付録 2

原子炉格納容器の温度及び圧力に

関する評価

本資料のうち,

は営業秘密又は防護上の観点から公開できません。

1	評価の概要
T •	

(1)	はし	こめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
(2)	限界	界温度・圧力の評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1
(3)	健全	全性確認 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
	a. 許	平価対象 ••••••••••••••••••••••••••••••••••••
	b. 核	幾能喪失要因 ·······5
	C. 許	平価方法6
	d. 흙	平価結果の概要 ・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・10
	\bigcirc	原子炉格納容器本体 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
	2	トップヘッドフランジ・・・・・・11
	3	機器搬入用ハッチ・・・・・15
	4	サプレッション・チェンバアクセスハッチ・・・・・・19
	5	所員用エアロック・・・・・23
	6	配管貫通部 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·
	$\overline{7}$	電気配線貫通部・・・・・33
	8	原子炉格納容器隔離弁・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・35
(4)	結訴	$\hat{\pi}$ · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

≪別紙≫

1. 原	原子炉格納容器本体
1.1	評価方針・・・・・・1-1
1.2	評価結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

2. トップヘッドフランジ

2.1	評価方針
2.2	評価・・・・・・2-5
2.3	評価結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

3. 機器搬入用ハッチ

3.1	評価方針・・・・・・3-1
3.2	評価・・・・・・3-6
3.3	評価結果・・・・・・3-22

4. サプレッション・チェンバアクセスハッチ

4.1	評価方針4-1
4.2	評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
4.3	評価結果・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・

5. 所員用エアロック

5.1	評価方針・・・・・.5-1
5.2	評価・・・・・・5-8
5.3	評価結果・・・・・・5-15

6. 配管貫通部

6	. 1	概要	Ē			••••	 • • • • •	••••	 	6-1
6	. 2	配管	育通部	(接続配管)		••••	 ••••	•••••	 	6 - 2
	6.	2.1	評価方針	<u>}</u> +·····	• • • • • •	••••	 ••••	•••••	 	6 - 2
	6.	2.2	評価・・・			••••	 	••••	 	6 - 3

6.2.3	評価結果・・・・・・ 6-5
6.3 配名	管貫通部(スリーブ)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・6-11
6.3.1	評価方針・・・・・ 6-11
6.3.2	評価・・・・・・6-13
6.3.3	評価結果・・・・・・6-20
6.4 西谷	管貫通部(平板類)・・・・・6-21
6.4.1	評価方針・・・・・ 6-21
6.4.2	評価・・・・・・6-23
6.4.3	評価結果・・・・・・6-29
6.5 配名	管貫通部(セーフエンド)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・6-30
6.5.1	評価方針・・・・・6-30
6.5.2	評価・・・・・・6-31
6.5.3	評価結果・・・・・ 6-32
6.6 配名	管貫通部(伸縮継手) • • • • • • • • • • • • • • • • • • •
6.6.1	評価方針・・・・・ 6-33
6.6.2	評価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・
6.6.3	評価結果・・・・・・6-35
7. 電気	配線貫通部
7.1 概	要

7.2	電気	〔配線貫通部	(アダプ	゚タ)・	 • • • • •			••••	• • • •	••••	7 - 3
7.	2.1	評価方針…		••••	 			••••	•••		7 - 3
7.	2.2	評価		••••	 • • • • •	••••	• • • • •	••••	• • • •	• • • • •	7 - 3
7.	2.3	評価結果・・・			 						7 - 5

7	. 3	電気	〔配線貫通部	(ヘッダ)		••••	• • • • • • • •	 	•••	7 - 6
	7.3	3.1	評価方針…			•••••		 	•••	7 - 6
	7.3	3.2	評価・・・・・		• • • • • •	••••		 	•••	7 - 6
	7.3	3.3	評価結果・・			••••	• • • • • • • •	 	•••	7 - 9

7.	4	電気	記線貫通部(モジュール)・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 7-11
	7.4	4.1	平価方針・・・・・・7-11
	7.4	4.2	平価・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 7-12
	7.4	4.3	平価結果・・・・・・

8. 原子炉格納容器隔離弁

8	. 1	概要	${\tt E} = 1$
8	. 2	原子	~炉格納容器隔離弁(不活性ガス系バタフライ弁)・・・・・・・8-3
	8.	2.1	評価方針8-3
	8.	2.2	評価・・・・・ 8-4
	8.	2.3	評価結果・・・・・ 8-4
8	. 3	原子	ゲ炉格納容器隔離弁(TIPボール弁)・・・・・・・・・・・・・・・・・8-6
	8.	3.1	評価方針
	8.	3.2	評価・・・・・ 8-7
	8.	3.3	評価結果・・・・・ 8-7

- 参考資料1 シール機能維持に対する考え方について
- 参考資料2 改良 EPDM 製シール材の適用性について
- 参考資料3 改良 EPDM 製シール材における各試験について
- 参考資料4 改良 E P D M 製シール材の 圧縮永久ひずみ試験について

- 参考資料5 実機フランジ模擬試験の概要について
- 参考資料6 改良EPDM製シール材における実機フランジ模擬試験結果 の適用について
- 参考資料7 改良EPDM製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験 について
- 参考資料8 バックアップシール材のシール機能について
- 参考資料9 バックアップシール材塗布による設計影響について
- 参考資料10 トップヘッドフランジ等の開口量評価について
- 参考資料11 経年劣化を考慮したシール機能について
- 参考資料 12 化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について
- 参考資料13 シール材の運転環境(放射線量,温度)の考慮について
- 参考資料14 黒鉛製シール材について
- 参考資料15 試験データの代表性・信頼性について
- 参考資料16 フランジ開口量評価の妥当性について(構造解析との関連性)
- 参考資料17 原子炉格納容器のリーク発生順序及び各部位の裕度について
- 参考資料 18 所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響に ついて
- 参考資料19 格納容器隔離弁のSA環境下における耐性確認試験の概要に ついて
- 参考資料 20 移動式炉心内計装 (T I P: Traversing In-core Probe) 系 統爆破弁について
- 参考資料 21 動的荷重の影響について
- 参考資料 22 モデル化している各部位の耐震性について
- 参考資料 23 フランジ部の永久変形の評価について
- 参考資料 24 原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性

- 参考資料 25 原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について
- 参考資料 26 200℃, 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
- 参考資料 27 原子炉格納容器貫通部リスト
- 参考資料 28 原子炉格納容器に接続される系統の健全性について

- 1. 評価の概要
 - (1) はじめに

東海第二発電所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[gage], Pd:最高使 用圧力 (0.31MPa[gage]))として評価している。以下にその根拠と妥当性 を示す。

	設計仕様	有効性評価で使用する		
	(最高使用温度・圧力)	限界温度・圧力		
温度	171°C*	200°C		
圧力	0.31 MPa[gage] (1Pd)	0.62MPa[gage] (2Pd)		

第1表 原子炉格納容器の設計条件と限界温度・圧力の比較

※ ドライウェ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。

(2) 限界温度・圧力の評価

原子炉格納容器の限界温度及び圧力については,重大事故等時において, 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原子炉格納容器本体,ハ ッチ類,貫通部,隔離弁等が,重大事故等時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。

重大事故等時の原子炉格納容器閉じ込め機能については,下記の既往研 究で得られた知見に加え,福島第一原子力発電所事故では原子炉格納容器 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,これまでの福島第一原子力発電所の事故の分析,評価によって得 られている知見を考慮して,原子炉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等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,既往研 究の成果,解析評価及び福島第一原子力発電所の事故の知見等により妥当 性を確認するものである。

【既往研究】

- a.財団法人原子力発電技術機構「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)」(以下「NUPEC試験」という。)
- b. 電力共同研究「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)」(以下「電気ペネ共研」という。)

上記の既往研究では、事故時の放射性物質の閉じ込め機能確保の観点から、「構造健全性」、「シール部の機能維持」に着目した破損モードを抽出し、評価対象部位を選定して健全性評価をしており、200℃、2Pdに対して、原子炉格納容器の健全性が確保される知見を得ている。

具体的に,既往研究「a. NUPEC試験」では,鋼製格納容器ハッチ 部のボルト締付部について,ハッチ部のシール機能喪失挙動の把握及び機 能喪失に関する裕度を確認するため,実機ハッチ部分を模擬したハッチモ デル試験を行っている。また,電気配線貫通部モジュールを対象として, 200℃,0.8MPa における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。

既往研究「b. 電気ペネ共研」では, 電気配線貫通部モジュールについ て, 実機の電気配線貫通部の構造を反映した試験体を用い, LOCA時の 圧力, 温度条件を超える条件下で気密性能について検証を行い, シール部 の健全性確認を行っている。

(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、原子炉格納容器からの漏 えい要因の一つとして推定され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ほかに,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 部の開口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,第1図に原子 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

② トップヘッドフランジ

- ③ 機器搬入用ハッチ
- ④ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

- ⑤ 所員用エアロック
- ⑥ 配管貫通部
 - · 接続配管
 - ・スリーブ
 - ・平板類*、セーフエンド、伸縮継手
 - ※ 平板, 穴あき平板, フランジ, ボルト締め平板, フルードヘッド
- ⑦ 電気配線貫通部
 - ・アダプタ、ヘッダ、モジュール
- ⑧ 原子炉格納容器隔離弁



第1図 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等時における放 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,圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴 い,第2表に示す要因が想定される。

	機能喪失要因		
計恤対家		構造部	シール部
①原子炉格納容器本体	一般構造部	延性破壊	—
(トップヘッド,ドライウェ ル,サプレッション・チェンバ)	構造不連続部	延性破壊	_
②トップヘッドフランジ	フランジ部	延性破壊	開口、シール材劣化
	円筒胴	延性破壊	_
③機器搬入用ハッチ	鏡板	延性破壊	_
	フランジ部	延性破壊	開口、シール材劣化
	円筒胴	延性破壊	—
(4)サフレッション・チェンバ アクセスハッチ	鏡板	延性破壊	_
	フランジ部	延性破壊	開口、シール材劣化
	円筒胴, 隔壁	延性破壊	—
⑤所員用エアロック	扉板	—	開口、シール材劣化
	シール部(扉以外)	—	シール材劣化
	接続配管	延性破壊	_
①原子炉格納容器本体 (トップヘッド,ドライウェ ル,サプレッション・チェンバ ②トップヘッドフランジ ③機器搬入用ハッチ ④サプレッション・チェンバ アクセスハッチ ⑤所員用エアロック ⑥配管貫通部 ⑦電気配線貫通部 ⑧原子炉格納容器隔離弁	スリーブ (本体・取付部)	延性破壊	_
⑥ 配 管 頁 通 部 	評価対象 構造部 内容器本体 >>ョン・チェンバ> 一般構造部 延性破壊 構造不連続部 延性破壊 ホド、ドライウェ ション・チェンバ> オ港市連続部 延性破壊 ハンチ フランジ部 延性破壊 月ハッチ 6人物石 延性破壊 フランジ部 延性破壊 フランジ部 延性破壊 マランジ部 延性破壊 フランジ部 延性破壊 フランジ部 延性破壊 マランジ部 延性破壊 マランジ部 延性破壊 マランジ部 延性破壊 フランジ部 延性破壊 マリーン 万 「一 シール部(扉以外) ア板類 延性破壊 マリーブ (本体・取付部) 延性破壊 マレクエンド 延性破壊 マダブタ 延性破壊 マッダ 延性破壊 モジュール - 内容器隔離弁 近代破壊 マッダ 延性破壊 モジュール -	開口、シール材劣化	
	セーフエンド	延性破壊	—
	伸縮継手	疲労破壊	_
	アダプタ	延性破壊	_
⑦電気配線貫通部	ヘッダ	延性破壊	_
	モジュール	_	シール材劣化
①百乙后故如应吧喧 <u>做</u> 会	耐圧部 (弁箱)	延性破壊	_
◎尿丁炉 俗 約 谷 舔 똄 離 升	シール部	—	シール材劣化

第2表 評価対象における機能喪失要因

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) 「発電用原子力設備規格(設計・建設規格(2005 年版(2007 年追 補版含む。)) JSMESNC1-2005/2007)」(以下「設計・建設規 格」という。)又は既工事計画認可申請書(以下「既工認」という。)
 等に準拠した評価
- (b) 設計・建設規格の準用等による評価
- (c) 既往研究又は解析結果等を活用した評価

評価方法による評価対象機器の分類を第2図に,評価対象機器の分類及 び評価内容を第3表に示す。



第2図 評価方法による評価対象機器の分類

第3表	評価対象の分類及び評価内容	(1 /	2)

評価対象		想定される 機能喪失要因	評価方法 ※1	評価方法の概要	判定基準
原子炉	 一般構造部,構造 延性破壊 (一般構造部) 		(b)	原子炉格納容器本体の一般構造部について,設計・建設規格の評価式を準用し,200℃にお ける 2/3Su 値が発生するときの許容圧力を算出(簡易手法) ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上 0.62MPa[gage](2Pd)+SA 時 の水頭圧以上
格納容器本体			(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, 2/3Su 値(200℃)に相 当する許容応力を評価	許容応力以下
		延性破壊 (構造不連続部)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し,Su値(200℃)に相当す る許容応力を評価 (原子炉格納容器基部について,念のため疲労累積係数を評価)	許容応力以下 (疲労累積係数1以下)
	トップヘッドフラ ンジ	延性破壊 (フランジ, ボルト)	(a) フランジについて,設計・建設規格の評価式に準拠し,200℃,2Pdにおける応力を評価 締付けボルトについて,既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価		許容応力以下
		開口,高温劣化 (シール部)	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき 評価を実施	シール部が健全であること
	機器搬入用ハッチ	延性破壊 (円筒胴, 鏡板, フラ ンジ, ボルト)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, Su 値(200℃)に相当す る許容応力を評価	許容応力以下
			(b)	円筒胴及び鏡板について,設計・建設規格の評価式を準用し,2/3Su 値(200℃)に相当 する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
			(a)	締付けボルトについて,既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価	許容応力以下
		開口,高温劣化 (シール部)	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき 評価を実施	シール部が健全であること
ハッ	サプレッション・ チェンバアクセス ハッチ	延性破壊 (円筒胴,鏡板,フラ ンジ,ボルト)	(b)	既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し, Su 値(200℃)に相当す る許容応力を評価	許容応力以下
チ 類			(b)	円筒胴及び鏡板について,設計・建設規格の評価式を準用し,2/3Su 値(200℃)に相当 する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)+SA 時 の水頭圧以上
			(a)	締付けボルトについて,既工認で実績のある評価に基づき発生応力を評価	許容応力以下
		開口,高温劣化 (シール部)	(c)	有限要素法を用いた弾塑性解析結果による開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき 評価を実施	シール部が健全であること
	所員用エアロック	延性破壊 (円筒胴)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し,2/3Su値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
		延性破壊 (隔壁)	(b)	既工認の評価値を準用し, Su 値(200℃)に相当する許容応力を評価	許容応力以下
		開口,高温劣化 (扉板シール部)	(b)	機械工学便覧のはりのたわみ計算式を用いた開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき評価を実施	シール部が健全であること
		開口,高温劣化 (その他シール部)	(c)	シール材について、ガスケットの試験結果及び材料特性により耐性を評価	シール部が健全であること

第3表 評価対象の分類及び評価内容 (2/2)

評価対象		想定される 機能喪失要因	評価方法 ※1	評価方法の概要	判定基準
配管貫通部	接続配管	延性破壊	(a)	代表配管について,設計・建設規格の評価式に準拠し,配管本体の自重,圧力及び原子炉 格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応力を評価	許容応力以下 (疲労累積係数1以下)
	スリーブ	延性破壊 (スリーブ本体)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し,2/3Su値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
		延性破壊 (スリーブ取付部)	(b)	原子炉格納容器の自重及び内圧に加え,接続配管の自重及び原子炉格納容器変位に伴う荷 重を考慮して,既工認と同様の手法で発生応力を評価	許容応力以下
	平板類	延性破壊 (ボルト締め平板)	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し,2/3Su値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
		延性破壊 (フランジ,ボルト)	(b)	設計・建設規格を適用し, JIS B 8265 に基づいて 200℃, 2Pd におけるフランジの発生 応力及びボルトの必要総有効断面積を評価	許容応力以下 総有効断面積以下
		開口,高温劣化 (シール部)	(b)	文献の理論式を用いて 200℃, 2Pd における開口量評価及びガスケットの試験結果に基づき 評価を実施	シール部が健全であること
	セーフエンド	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
	伸縮継手	疲労破壊	(a)	設計・建設規格の評価式を準拠し、低サイクル疲労に対する疲労累積係数を評価	疲労累積係数1以下
雷	アダプタ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
貫気	ヘッダ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式を準用し, 2/3Su 値(200℃)に相当する許容圧力を評価 ^{※2}	0.62MPa[gage](2Pd)以上
部線	モジュール	高温劣化 (シール部)	(c)	電気ペネ共研,NUPEC試験等の結果により,200℃,2Pdにおける耐漏えい性を評価	設計漏えい量以下
百	不活性ガス系	延性破壊	(a)	レーティング設計(圧力クラス 1.03MPa)の 200℃における許容圧力により評価	0.62MPa[gage](2Pd)以上
容子炉	バタフライ弁	高温劣化 (シール部)	(c)	実機を模擬した漏えい確認試験(200℃, 2Pd 以上)により評価	設計漏えい量以下
離納	TIPボール弁 延性破壊		(a)	レーティング設計(圧力クラス 1.03MPa)の 200℃における許容圧力により評価	0.62MPa[gage](2Pd)以上
弁		高温劣化 (シール部)	(c)	シール材について、ガスケットの試験結果より耐性を評価	シール部が健全であること

※1 (a) 設計・建設規格又は既工認等に準拠した評価

(b) 設計・建設規格の準用等による評価

(c) 既往研究及び解析結果等を活用した評価

※2 設計・建設規格における必要な厚さを求める式により許容圧力を算出

9

d. 評価結果の概要

① 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器は、円錐フラスタム形のドライウェル、円筒形のサプ レッション・チェンバから構成されている。

原子炉格納容器本体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, 圧縮力が原子炉格納容器本体に生じないこ 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,原子炉格納容器本体の機能喪失要因は,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。

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。

原子炉格納容器の一般構造部について,既工認と同様の評価手法であ る設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し,許容圧力の評 価を行い,許容圧力が2Pd又は「2Pd+SA時の水頭圧」を上回ることを 確認した。

また,原子炉格納容器本体の一般構造部及び構造不連続部について, 既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し,原子炉 格納容器の限界温度 200℃,限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行 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になっている。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ごとに材料試験(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 する原子炉格納容器本体の構造健全性を確認するものであるため、上記 割下げ率を Pm(一次一般膜応力強さ)には 1.5, PL+Pb(一次一般局部 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, 原子炉格納容器本体に発生する応力が、Pmが 2/3Su、Pr+Pbが Su 以下 であれば、延性破壊に至らず、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 PVB-3111 に示されるように, 供用状態Dの Pm, Pェ + Pゥの 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余 裕を考慮して規定されている。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 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。

したがって、トップヘッドフランジの機能喪失要因は、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、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,フランジ 部について,既工認と同様の評価手法である設計・建設規格の評価 手法に準拠し,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 種類及び温度ごとに材料試験(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

12

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 1.5×2/3Su (=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。

・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,構造健全性 の確認のために,フランジ固定部の締付ボルトの強度評価及びフ ランジの開口評価を行った。

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,既工認の強度計算をベースに実施した。 評価の結果,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ことを確認した。

また,原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時における フランジ開口量を評価するために,FEM解析を用いてトップへ ッドフランジ部における開口量を評価した。その結果,2Pd にお ける開口量は,内側ガスケット部及び外側ガスケット部において 許容開口量以下であることを確認した。

・シール材

シール材(ガスケット)には、従来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当該シール材が事故環境に 曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、より事故環境での 性能特性に優れた改良EPDM製(EPDMはエチレンプロピレ ンゴムを示す。)のシール材に変更する。本評価では、改良EPD M製シール材について事故時の原子炉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、更に高温 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等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 第一原子力発電所の事故の分析からも確認されており,福島第一原 子力発電所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。

シール材の機能確保に関しては、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から、有効性評価に用いて いる原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である 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ると考え る。

このことから、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。

③ 機器搬入用ハッチ

機器搬入用ハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通 部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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、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。

機器搬入用ハッチ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, 脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えること ができる。

したがって,機器搬入用ハッチの機能喪失要因は,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、下記のとおり200℃,2Pdの環境下での健全性を確認した。

・本体

機器搬入用ハッチにおける構造健全性評価として,機器搬入用ハ ッチの取付部について,既工認にて認可された圧力及び自重を考慮 した応力値を準用し,原子炉格納容器の限界温度 200℃,限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い,発生応力が許容応力以下であ ることを確認した。

また,機器搬入用ハッチ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円筒胴及び鏡板について,設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用し,許容 圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを上回ることを確認した。

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 種類及び温度ごとに材料試験(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 超過する機器搬入用ハッチ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

16

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,機器搬入用ハッチに発生する応力が, $P_m が 2/3Su, P_L + P_b が Su 以下であれば,延性破壊には至らず,構$ 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 1.5×2/3Su (=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。

・シール機能

・フランジ固定部

機器搬入用ハッチのシール機能維持について,構造健全性確認 のために,フランジ固定部の締付ボルトの強度評価及びフランジ の開口評価を行った。

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,既工認の強度計算をベースに実施した。 評価の結果,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ことを確認した。

また,原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時における フランジ開口量を評価するために,FEM解析を用いて機器搬入 用ハッチフランジ部における開口量を評価した。その結果,2Pd における開口量は,内側ガスケット部及び外側ガスケット部にお いて許容開口量以下であることを確認した。

・シール材

シール材(ガスケット)には、従来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製のシール材 に変更する。本評価では、改良EPDM製シール材について事故 時の原子炉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、更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等時に 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,機器搬入用ハッチの耐性は,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,福島第一 原子力発電所事故の分析からも確認されており,福島第一原子力発 電所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。 シール材の機能確保に関しては,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から,有効性評価に用いて いる原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である 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ると考え る。

このことから,機器搬入用ハッチについて,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 サプレッション・チェンバアクセスハッチ

サプレッション・チェンバアクセスハッチは、フランジ付きの円筒胴 が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡 板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、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。

サプレッション・チェンバアクセスハッチ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 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。

したがって、サプレッション・チェンバアクセスハッチの機能喪失要 因は,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、下記のとおり200℃,2Pdの環境下での健全性を確認した。

・本体

サプレッション・チェンバアクセスハッチにおける構造健全性評価として、サプレッション・チェンバアクセスハッチの取付部について、既工認にて認可された圧力及び自重を考慮した応力値を準用し、原子炉格納容器の限界温度 200℃、限界圧力 2Pd の条件における応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

また,サプレッション・チェンバアクセスハッチの部材において 内圧による荷重を受け止める部位のうち円筒胴及び鏡板について, 設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さ の評価式を準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が 2Pd+SA 時水頭圧を上回ることを確認した。

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 種類及び温度ごとに材料試験(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 超過するサプレッション・チェンバアクセスハッチの限界温度及び 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+ ー次曲げ応力強さ)には 1.0 とした評価を行う。すなわち、サプレ ッション・チェンバアクセスハッチに発生する応力が、 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 1.5×2/3Su (=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。

・シール機能

・フランジ固定部

サプレッション・チェンバアクセスハッチのシール機能維持に ついて,構造健全性確認のために,フランジ固定部の締付ボルト の強度評価及びフランジの開口評価を行った。

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,既工認の強度計算をベースに実施した。 評価の結果,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ことを確認した。 また,原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時における フランジ開口量を評価するために,FEM解析を用いてサプレッ ション・チェンバアクセスハッチフランジ部における開口量を評 価した。その結果,2Pd における開口量は,内側ガスケット部及 び外側ガスケット部において許容開口量以下であることを確認し た。

・シール材

シール材(ガスケット)には,従来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製のシール材 に変更する。本評価では,改良EPDM製シール材について事故 時の原子炉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。

以上の評価結果から,サプレッション・チェンバアクセスハッチ 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,福島第一原子力発電所事故の分析からも確認されて おり,福島第一原子力発電所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。

シール材の機能確保に関しては,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から,有効性評価に用いて いる原子炉格納容器の限界温度・圧力の条件である 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ると考え る。

このことから、サプレッション・チェンバアクセスハッチについて、 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。

⑤ 所員用エアロック

所員用エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定さ 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、原子炉格納容器加圧時は所員用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,隔壁には扉開閉ハンドル軸等が貫通しており,シール材を使用 している。

所員用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 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, 有意な圧縮力が所員用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, 所員 用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

所員用エアロックにおける構造健全性評価として,所員用エアロ ックにおいて内圧による荷重を受け止める部位のうち,円筒胴につ いて,既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必 要厚さの評価式を準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

また,隔壁の構造健全性を確認するため,既工認において最も厳 しい応力点を代表評価点として,既工認の評価値を準用し,原子炉 格納容器の限界温度 200℃,限界圧力 2Pd の条件における応力評価 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 種類及び温度ごとに材料試験(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 超過する所員用エアロック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,所員用エアロックに発生する応力が, 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 1.5×2/3Su (=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。

・シール機能

・扉

所員用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, て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,従来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製のシール

材に変更する。本評価では,改良EPDM製シール材について事 故時の原子炉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所員用エアロックの扉板 貫通部に使用しているシール材は以下のとおりである。

①扉開閉ハンドル貫通部Oリング・・・ふっ素ゴム

②電線管貫通部・・・・・・・・・・・ふっ素樹脂

③均圧配管・・・・・・・・・・・非石綿系シートガスケット

④均圧弁・・・・、ふっ素樹脂

扉開閉ハンドル貫通部Oリングに使われているシール材(ふっ 素ゴム)及び均圧配管に使われているシール材(非石綿系シート ガスケット)は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール 機能が低下することが考えられるため、より耐環境性に優れた改 良EPDM製のシール材に変更する。

電線管貫通部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,シール機能が低下することが 考えられるため,より耐環境性に優れた膨張黒鉛のシール材に変 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,シール機能が低下することが考えら れるため、より耐環境性に優れた PEEK材のシール材に変更する。

- ⑥ 配管貫通部
 - 接続配管

接続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 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, 圧縮力が接続配管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,接続配管の機能喪失要因は,原子炉格納容器の変形に より生じる過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで,貫 通配管に加えられ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+二次応力が許容値を満足することを確 認する。

このため,配管に発生する反力及びモーメントが最大となる貫通部 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 性解析にて自重,圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した 評価を行い,発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

・スリーブ

スリーブ本体及び取付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, 圧縮力がスリーブに生じ 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,スリーブの機能喪失要因は,高温状態で内圧による過 度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

スリーブ本体に発生する応力が大きいと考えられる配管厚さと口径 の比が最も小さくなる貫通部を代表として選定し,既工認と同様の評 価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し, 許容圧力の評価を行い,許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

また、スリーブ取付部については、接続配管の選定と同様、接続配 管の第1拘束点までの距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、 変位による反力及びモーメントが最大となる貫通部を代表として選定 し、当該貫通部の接続配管解析の結果で得られた配管反力に基づき、 原子炉格納容器本体も含めたスリーブ取付部について、既工認と同様 の評価手法で自重、圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮し た評価を行い、発生応力が許容応力を下回ることを確認した。

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ごとに材料試験(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 過するスリーブ本体及び取付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、スリーブ本体及び取付部に発生する応 カが、 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 1.5×2/3Su (=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。

· 平板類

平板類のうち,平板,穴あき平板,フランジ,ボルト締め平板及び フルードヘッドは,スリーブまたはセーフエンドに溶接固定されてい る。また,フランジ部は,ボルトにより固定されており,フランジ間 のシール部には,ガスケットを使用している。

平板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 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。

したがって、平板類の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過 度な塑性変形に伴う延性破壊、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。

平板類は,配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による 発生応力が大きくなる最大径の貫通部代表として選定し,下記のとお り 200℃,2Pd の環境下での健全性を確認した。

・本体

ボルト締め平板について,既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を用いて許容圧力が 2Pd を上回ることを確認した。

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 の種類及び温度ごとに材料試験(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 を超過するボルト締め平板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 とした評価を行う。すなわち,ボルト締め平板に発生す る応力が, P_mが 2/3Su 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 PVB - 3111 に示す ように,供用状態Dの P_m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 と規定されている。P_m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。

・シール機能

・フランジ固定部の強度

ボルト締め平板のシール機能維持について,構造健全性の確認のために,フランジ固定部のフランジ強度評価及び締付ボルトの有効断面積評価並びにフランジの開口評価を行った。

フランジ部について,JISB8265「圧力容器の構造-一般 事項」を用いて,2Pdにおけるフランジの発生応力が許容応力 を下回ること及びボルトの必要総有効断面積がボルトの総有効 断面積を下回ることを確認した。

また,原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時におけるフランジ開口量を評価するために,文献の理論式を用いてボルト締めフランジ部における開口量を評価した。その結果,2Pd における開口量は,許容開口量以下であることを確認した。

・シール材

シール材(ガスケット)には,従来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製のシ ール材に変更する。本評価では,改良EPDM製シール材につ いて事故時の原子炉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。

・セーフエンド

セーフエンドは,伸縮継手付貫通部に用いられる短管で,スリーブ 及び伸縮継手等に溶接固定されている。

セーフエンド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, 圧縮力がセーフエンドに生じないこと 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、セーフエンドの機能喪失要因は、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。

セーフエンドは,配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧 による発生応力が大きくなるため,最大口径の貫通部を代表として選 定し,既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要 厚さの評価式を準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを上 · 伸縮継手

伸縮継手は,配管貫通部に用いられる伸縮継手であり,セーフエン ドに溶接固定されている。

伸縮継手の設計時に考慮される機能喪失要因は, 脆性破壊及び疲労 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から, 脆性破壊は評価 対象外と考えることができる。

したがって,伸縮継手の機能喪失要因は,通常運転時に累積される 低サイクル疲労に加えて重大事故時に累積される低サイクル疲労によ る疲労破壊が想定される。

200℃, 2Pd での伸縮継手の構造部における健全性評価として, 既工 認で通常運転時の疲労累積係数が最も大きい貫通部の伸縮継手を代表 として選定し,設計・建設規格に示される伸縮継手の疲労評価の式を 用いて疲労累積係数を算出し,許容値以下であることを確認した。

- ⑦ 電気配線貫通部
 - ・アダプタ

アダプタ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, 過度の圧縮力がアダプタ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,アダプタの機能喪失要因は,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。

アダプタについて,設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を 準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを上回ることを確認 した。

・ヘッダ

ヘッダ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, 過度の圧縮力が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。

したがって、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過 度な塑性変形による延性破壊が想定される。

ヘッダについて,設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準 用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを上回ることを確認し た。

・モジュール

モジュールのシール材には, E P ゴム及びエポキシ樹脂を使用して いるため, 高温劣化によるシール機能の低下が想定される。

モジュールのシール材については、電気ペネ共研において、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[gage]) 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,過去の電気配線貫通部の環境試験において,原子炉格納容器 内を 200℃と模擬した試験を行い,電気配線貫通部の長期健全性を確 認している。

さらに、NUPEC試験において、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[gage])、 約 260℃までの耐漏えい性を確認している。

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不活性ガス系バタフライ弁及び移動式炉 心内計装(Traversing In-core Probe,以下「TIP」という。)ボール 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。

したがって,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 及びTIPボール弁の耐圧部の機能喪失要因は,高温状態で内圧を受け ることによる過度な変形(一次応力)が想定されるため,以下のとおり 健全性を確認する。 ・原子炉格納容器隔離弁(不活性ガス系バタフライ弁)

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,弁体シート部ガスケ ットの耐環境性が支配的であり,今後,不活性ガス系バタフライ弁 のシート部に改良EPDM製シール材を採用するため,200℃,2Pd の環境下での弁シート部への影響をバタフライ弁供試体による蒸気 加熱漏えい試験により確認し,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)

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,従来からTIPボール弁にはふっ素ゴム,ふっ素樹脂のシ 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 ール機能が低下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等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,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 [gage]), 耐圧上問題にな ることはない。
- ・弁のグランド部及び弁蓋部のシールには、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。
- ・弁シート部は金属製又は黒鉛製である。
- (4) 結論

東海第二発電所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,機器搬入用ハッチ,サプレッショ ン・チェンバアクセスハッチ,所員用エアロック),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,同様に限界温度,圧 力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改良EPDM製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。

評価結果まとめを第4表に示す。

以上のことから, 東海第二発電所で設定した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。



原子炉格納容器本体



トップヘッドフランジ

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (1/6)



機器搬入用ハッチ

原子炉格納容器外側

原子炉格納容器内側



サプレッション・チェンバアクセスハッチ

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (2/6)



所員用エアロック



配管貫通部 (接続配管)

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (3/6)



配管貫通部 (スリーブ)



配管貫通部 (平板類)



配管貫通部 (セーフエンド,伸縮継手)

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (4/6)

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側





電気配線貫通部 (高圧用)

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側





電気配線貫通部 (低圧用)

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図(5/6)



原子炉格納容器隔離弁(不活性ガス系バタフライ弁)



原子炉格納容器隔離弁(TIPボール弁)

第3図 原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図 (6/6)

評価対象	評価点	評価方法	評価条件	評価值 ^{※1}	判定基準	評価結果
原子炉格納容器本体	一般構造部	設計・建設規格を準用 既工認の評価値を準用 した評価	200℃ 2Pd	許容圧力:0.693MPa[gage](円筒胴部) 発生応力:	[gage](2Pd+SA 時の 水頭圧)以上 281MPa 以下	破断せず
	構造不連続部	既工認の評価値を準用 した評価	200℃ 2Pd	発生応力: (疲労累積係数:	422MPa以下 (疲労累積係数1以下)	破断せず (1以下)
トップヘッドフランバ	構造部(フランジ, ボル ト)	フランジ:PVE-3700 ボルト :工認手法	2Pd	発生圧力(フランジ):185MPa 発生応力(ボルト) :	422MPa 以下 576MPa 以下	破断せず
	シール部(フランジ, ガ スケット)	有限要素法 (FEM) ガスケット試験	200℃ 2Pd	開口量:(内側),(外側)	許容開口量	シール機能維持**2
機器搬入用ハッチ	構造部(円筒胴,鏡板, フランジ,ボルト)	既工認の評価値を準用 した評価 設計・建設規格準用 工認手法	200℃ 2Pd	発生応力: 許容圧力(円筒胴):2.445MPa[gage] 許容圧力(鏡板):10.110MPa[gage] 発生応力(ボルト):	422MPa以下 0.62MPa[gage](2Pd)以上 0.62MPa[gage](2Pd)以上 576MPa以下	破断せず
	シール部(フランジ, ガ スケット)	有限要素法(FEM) ガスケット試験	200℃ 2Pd	開口量: (内側), (外側)	許容開口量	シール機能維持**2
サプレッション・チェン バアクセスハッチ	構造部(円筒胴,鏡板, フランジ,ボルト)	既工認の評価値を準用 した評価 設計・建設規格準用 工認手法	200℃ 2Pd	発生応力: 許容圧力(円筒胴): 4.493MPa[gage] 許容圧力(鏡板): 10 <u>.637MP</u> a[gage] 発生応力(ボルト):	422MPa 以下 [gage](2Pd+SA 時の 水頭圧)以上 576MPa 以下	破断せず
	シール部(フランジ, ガ スケット)	有限要素法(FEM) ガスケット試験	200℃ 2Pd	開口量:(内側),(外側)	許容開口量 以下	シール機能維持**2
	構造部 (円筒胴)	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力:3.716MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
所員用エアロック	構造部 (隔壁)	既工認の評価値を準用 した評価	2Pd	発生応力:	422MPa 以下	破断せず
	シール部(扉板シール 部)	機械工学便覧 ガスケット試験	200℃ 2Pd	開口量:	許容開口量	シール機能維持**2
	シール部 (その他シール 部)	ガスケット試験 材料仕様	200°C	200℃以上	200℃以上	シール機能維持*3

第4表 評価結果まとめ (1/2)

※1 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

※2 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出した開口量が、圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下で あることを確認

※3 シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

※4 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認

45

評価対象		評価点	評価方法	評価条件	評価值*1	判定基準	評価結果
	接続配管	同左	代表配管:PPC-3520, PPC-3530	200℃ 2Pd	発生応力(X-31):169MPa	許容応力(257MPa)以下	破断せず
	スリーブ	スリーブ本体	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力(X-18):26.617MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		スリーブ取付部	工認手法	2Pd	発生応力(X-31):250MPa	許容応力(422MPa)以下	破断せず
	平板類	構造部(ボルト締め平板)	設計・建設規格を準用	2Pd	許容圧力(X-28):1.90MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
配管 貫通部		構造部(フランジ, ボル ト)	J I S B 8265	2Pd	発生応力(X-28 フランジ): 124MPa 必要有効断面積(X-28 ボルト): 1.212 ×10 ³ mm ²	許容応力(281MPa)以下 総有効断面積(6.765×10 ³ mm ²) 以下	破断せず
		シール部(フランジ,ガ スケット)	文献の理論式	200℃ 2Pd	開口量:	許容開口量以下	シール機能維持**2
	セーフエン ド	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(X-18):4.529MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	伸縮継手	同左	設計・建設規格を準用	2Pd	疲労累積係数(X-14):	疲労累積係数1以下	1以下
電気配線 貫通部	アダプタ	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(低圧):10.645MPa[gage] 許容圧力(高圧):10.619MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	ヘッダ	同左	設計・建設規格を準用	200℃ 2Pd	許容圧力(低圧):27.948MPa[gage] 許容圧力(高圧):10.69MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	モジュール	シール部(モジュール)	電気ペネ共研, NUPEC試験	200℃ 2Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持 ^{※4}
原子炉 格納容器 隔離弁	不活性ガス 系バタフラ	耐圧部 (弁箱)	レーティング設計	200℃ 2Pd	許容圧力:1.40MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
	イ弁	弁シート部	漏えい確認試験	200℃ 2Pd	漏えいなし	設計漏えい量以下	シール機能維持 ^{※4}
	TIPボー ル弁	耐圧部(弁箱)	レーティング設計	200°C 2Pd	許容圧力:1.32MPa[gage]	0.62MPa[gage](2Pd)以上	破断せず
		シール部	ガスケット試験	200℃ 2Pd	200℃以上	200℃以上	シール機能維持 ^{※3}

第4表 評価結果まとめ (2/2)

※1 複数評価している項目は最も厳しい値を記載

※2 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等により算出した開口量が、圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模擬試験の漏えい試験結果に基づき設定した許容開口量以下で あることを確認

※3 シール材の試験結果又は材料仕様により高温環境下における耐性を確認

※4 試験における漏えい量が設計漏えい量以下であることを確認

1. 原子炉格納容器本体

1.1 評価方針

原子炉格納容器は,円錐フラスタム形のドライウェル,円筒形のサプレ ッション・チェンバから構成されている。

原子炉格納容器本体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, 圧縮力が原子炉格納容器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,原子炉格納容器本体の機能喪失要因は,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。

原子炉格納容器本体の評価対象と評価方法を第 1-1 表に,評価対象を 第1-1 図にそれぞれ示す。

ここで、「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (2005 年版 (2007 年 追補版を含む))(第 I 編 軽水炉規格) J S M E S NC1-2005/2007」(以 下、「設計・建設規格」という。)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になっている。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ごとに材料試験(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 る原子炉格納容器本体の構造健全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(一次一般局部膜応力 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,原子炉

1 - 1

格納容器本体に発生する応力が, Pmが 2/3Su, PL+Pbが Su 以下であれば, 延性破壊に至らず,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 PVB-3111 に示されるように,供用状態Dの Pm, PL+Pb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余裕を考慮して規定されている。 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。

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部(設計・建設規格 PVE-3010 で規定され ている部位)の評価として,設計・建設規格の PVE-3230(2)a項及び PVE-3323(1)項を準用し,許容引張応力に供用状態Dにおける一次一般膜応力の 許容値である 200℃の 2/3Su を与えることで許容応力を算出し,評価圧力 2Pd 又は「2Pd+SA時の水頭圧」を上回ることを確認する。また,既工認 にて認可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用いた応力評 価を実施する。200℃,2Pd における発生応力 Pmを算出し,原子炉格納容器 の 2/3Su 値(200℃)に相当する許容応力以下であることを確認する。 (2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部の評価として,既工認にて認可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用いた応力評価を実施する。評価温度・圧力(200℃,2Pd)における発生応力P_L+P_bを算出し,原子炉格納容器のSu値(200℃)に相当する許容応力以内であることを確認する。

また,東海第二発電所の原子炉格納容器は原子炉格納容器基部において アンカボルトで支持された自立式の格納容器であるため,温度上昇時には 原子炉格納容器基部に熱応力(二次応力)が発生する。二次応力は,応力 増加に伴い局部的な塑性流れが生じ応力分布が均等化され破損を引き起こ すとは考えられないが,念のため一次+二次応力を評価する。

評価対象		機能喪失要因	評価方法	
構造	一般構造部	延性破壊	 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・既工認の評価結果を用いた評価 	
	構造不連続部	延性破壊	 ・既工認の評価結果を用いた評価 	

第1-1表 評価対象と評価方法



第1-1図 原子炉格納容器本体の評価対象

1.2 評価結果

(1) 一般構造部

原子炉格納容器本体の一般構造部について,既工認と同様の評価手法で ある設計・建設規格に示される必要最小板厚の式を用い許容圧力を求め, 2Pd 又は「2Pd+SA時の水頭圧」を上回ることを確認した。その際,部材 に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準を超えた限界温度, 圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su値)に対する割下げ率 を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価した。Su 値を算出する 際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。評価結果の詳細を 別添 1-1 に示す。

また,既工認にて認可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値) を用いて,評価温度・圧力(200℃,2Pd)における発生応力を算出し,原 子炉格納容器の2/3Su値(200℃)に相当する許容応力以下であることを 確認した。評価結果の詳細を別添1-2に示す。

上記により,200℃,2Pdにおける発生応力に対して,一般構造物の許容 応力以下であることを確認した。

(2) 構造不連続部

原子炉格納容器の構造不連続部について,既工認にて認可された評価値 (圧力及び自重を考慮した応力値)を用いて,評価温度・圧力(200℃,2Pd) における発生応力を算出し,原子炉格納容器のSu値(200℃)に相当する 許容応力以下であることを確認した。評価結果の詳細を別添1-2に示す。

上記により,200℃,2Pdにおける発生応力に対して,構造不連続部の許 容応力以下であることを確認した。

1 - 5

簡易手法による原子炉格納容器の許容圧力評価結果

東海第二発電所の原子炉格納容器円筒部,円錐部及びトップヘッド部の必要 板厚は,設計・建設規格の PVE-3521, PVE-3230(2)a項及び PVE-3230(2)h項を 用いて求めることができる。ここで求めた式の許容引張応力に 200℃での 2/ 3Suを与えることで東海第二発電所の限界圧力は,算出できる。

下記に、各評価対象を示す。

①上鏡板

上鏡板: ASME SA516 Gr.70 (SGV480 相当) 許容圧力算定式: PVE-3521 を準用

P = 25 a	$\eta t \neq (RW + 0.2t)$	
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
R	ふた板の中央部における内半径(mm)	
W	さら形ふた板の形状による係数	1.322
Р	200℃における許容圧力	1.362
	1.362MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2P	'd)

②フランジ部円筒胴

フランジ部円筒胴: ASME SA516 Gr.70 (SGV480 相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)a項を準用

P = 2S z	$\eta t / (D_i + 1.2t)$	
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	1.971
	1.971MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P)	d)

③円錐胴A部

円錐胴 A	部:ASME SA516 Gr.70(SGV480 相当)	
許容圧力	算定式 : PVE-3230(2)h 項を準用	
P = 2cc	$s \theta \cdot S \eta t / (D_i + 1.2\cos \theta \cdot t)$	
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の1/2(°)	
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径 (mm)	
Р	200℃における許容圧力	1.289
	1.289MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P)	d)

④円錐胴 B 部

円錐胴B部: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)h項を準用

P = $2\cos\theta \cdot S\eta t$ / ($D_i + 1.2\cos\theta \cdot t$)

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の1/2(°)	
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	1.061
	1.061MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P)	'd)

⑤円錐胴C部

円錐胴C部:ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式:PVE-3230(2)h項を準用

 $P = 2\cos\theta \cdot S\eta t / (D_i + 1.2\cos\theta \cdot t)$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
heta	円錐の頂角の 1/2(°)	
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	0.823
	0.823MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P	'd)

⑥円錐胴 D 部

円錐胴D部: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)h項を準用

 $P = 2\cos\theta \cdot S\eta t / (D_i + 1.2\cos\theta \cdot t)$

S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
θ	円錐の頂角の 1/2(゜)	
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径 (mm)	
Р	200℃における許容圧力	0.725
	0.725MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P	d)

⑦円錐胴E部

円錐胴 E 部: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)h 項を準用

 $P = 2\cos\theta \cdot S\eta t / (D_i + 1.2\cos\theta \cdot t)$

S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)		281	
θ	円錐の頂角の1/2(°)			
η	継手効率(-)		1.0	
t	呼び厚さ (mm)			
D $_{\rm i}$	胴内径(mm)			
Р	200℃における許容圧力		0.709	
	0.709MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P	'd)		

⑧円錐胴 F 部

円錐胴F部: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)h 項を準用

 $P = 2\cos\theta \cdot S\eta t / (D_i + 1.2\cos\theta \cdot t)$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)		281	
θ	円錐の頂角の 1/2(°)			
η	継手効率(-)		1.0	
t	呼び厚さ (mm)	ſ		
D _i	胴内径(mm)			
Р	200℃における許容圧力		0.790	
	0.790MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2P	'd)		

⑨円筒胴 A 部

円筒胴 A 許容圧力	部:ASME SA516 Gr.70(SGV480 相当) 算定式:PVE-3230(2)a項を準用	
P = 2S n	$\eta t / (D_i + 1.2t)$	
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	0.822
	0.822MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2P	d)

⑩円筒胴 B 部

円筒胴B部: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)a項を準用

 $P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$

S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)			281		
η	継手効率 (-)				1.0	
t	呼び厚さ (mm)					
D _i	胴内径(mm)					
Р	P 200℃における許容圧力			0.693	-	
0.693MPa[gage] >			[gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)			

⑪円筒胴 C 部

円筒胴C部: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)a項を準用

$P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$				
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281		
η	継手効率(-)	1.0		
t	呼び厚さ (mm)			
D _i	胴内径(mm)			
Р	200℃における許容圧力	0.822		
0.822MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA 時の水頭圧)				

既工認の評価値を用いた原子炉格納容器の応力評価結果

原子炉格納容器に対して,既工認の評価値を用いた応力評価を実施する。 評価する対象は,既工認で評価した対象とし,第 1-2(1)図に示す。また, 評価対象の応力評価する項目を第 1-2(1)表に示す。



第1-2(1)図 原子炉格納容器の評価箇所(1/2)



第1-2(1)図 原子炉格納容器の構造不連続部の評価箇所(2/2)

評価対象	評価点	一次応力		一次+二次 応力	
		P _m	$P_{L} + P_{b}$	$P_L + P_b + Q$	
	①円筒部と円錐部の接合部	%1	0	%3	
	②円錐部の角度変化部	*1	0	%3	
原子炉格納容	③円錐部の板厚変化部	*1	0	%3	
器本体	④円錐部と円筒部の接合部	*1	0	%3	
	⑤円筒部(中央部)	0	*2	%3	
	⑥原子炉格納容器基部	%1	0	(() *4	

第1-2(1)表 評価対象部位整理表 (記号〇:評価対象, -:評価不要)

注記※1:構造不連続部であるため、PL+Pbで評価するもの

※2:一般構造部であるため、Pmで評価するもの

- ※3:既工認時は、一次+二次応力の評価も実施しているが、本評価は原子炉格 納容器の重大事故時の限界圧力、温度が条件であり、繰り返し発生しない とから、繰り返し荷重を考慮する必要がない。このことから、設計・建設 規格における運転状態IV、供用状態Dの考え方と同様に、疲労破壊を制限 するための一次+二次応力評価は省略されるもの
- ※4:※3と同様に一次+二次応力評価は省略されるものであるが,熱応力が発 生する部位であることから,念のため確認するもの

応力評価は,既工認時の設計圧力から 2Pd へ換算したときの係数を既工認 の発生応力値へ係数倍し,その値が許容値以下であることを確認する。

上記の評価対象について,設計圧力から係数倍を算出した結果を以下に示 す。

設計条件			
既工認時の設計圧力	0.279MPa		
最高使用圧力(0.31MPa)の2倍	0.62MPa		
最高使用圧力の2倍 / 既工認時の設計圧力	2.223		

評価対象のうち,原子炉格納容器本体の評価点である⑤円筒部(中央部), ⑥原子炉格納容器基部は,重大事故時に想定されるサプレッション・チェン バ水位を考慮し,水頭圧を加味した応力評価を実施する。

上記の評価対象について,設計圧力から係数倍を算出した結果を以下に示 す。

⑤円筒部(中央部)

設計条件		
既工認時の設計圧力	0.279MPa	
最高使用圧力(0.31MPa)の2倍	0.62MPa	
重大事故時の水頭圧		
(最高使用圧力の2倍+重大事故時の水頭圧)		
/ 既工認時の設計圧力		

⑥原子炉格納容器基部

設計条件		
既工認時の設計圧力	0.279MPa	
最高使用圧力(0.31MPa)の2倍	0 COMD-	
+通常水位の水頭圧	0. 69MPa	
重大事故時の水頭圧		
(最高使用圧力の2倍+重大事故時の水頭圧)		
/ 既工認時の設計圧力		

既工認時の設計圧力から 2Pd へ換算結果を用いて,既工認で得られてい る一次応力を係数倍し,許容値以下であるかを確認した。ここで,許容応 力は,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に対 しての構造健全性を確認するものであるため,供用状態Dを適用し,評価 を実施した。

₹ +		一次応力[MPa]				
心力	応力	Р	m	Р _L -	⊢Р _ь	六 五星
辞恤点	評価点	応力	許容	応力	許容	・ ルム・ノノ レム
留方		強さ	応力	強さ	応力	
1	円筒部と円錐部の接合部	_			422	
2	円錐部の角度変化部				422	
3	円錐部の板厚変化部		_		422	
4	円錐部と円筒部の接合部				422	
5	円筒部(中央部)		281		_	
6	原子炉格納容器基部	_	_		422	

上記の結果は、以下のような保守性がある。

- ・最も裕度の小さい評価点⑤は、一般部に生じる一次一般膜応力に対す る評価であり、応力の許容基準として規格に定められた設計引張強さ Suに安全率 1.5 を考慮した値(2/3Su)を用いていること
- ・応力評価には規格物性値を用いており、実機材料の強度よりも小さい 値を用いていること
- ・応力評価で用いている一次応力には内圧以外に死荷重も含まれている
 が、それも含めて係数倍していること

これらの保守性からも、原子炉格納容器の構造健全性は、200℃,2Pdにおいて、維持される。

原子炉格納容器基部の評価

1. 概要

原子炉格納容器本体については、200℃, 2Pd において一次応力が発生する。 また、原子炉格納容器基部については、熱膨張の拘束による熱応力が発生す る。ここでは、既工認(工事計画認可申請書参考資料(平成20・02・29原第 41号 平成20年4月7日付け))の参考資料2-6「サプレッション・チェン バ円筒部シェル部及びサンドクッション部の強度計算書」の応力値を用いて、 原子炉格納容器基部について一次+二次応力(P_L+P_b+Q)を評価する。

なお,原子炉格納容器の限界圧力,限界温度の確認においては,繰り返し 荷重を考慮する必要はないと考えられるが,原子炉格納容器基部については, 念のため,200℃,2Pdにおける発生応力を算出し,許容応力を下回ることを 確認する。

2. 評価方針

発生応力は,熱により発生する二次応力に分類されることから,設計・建 設規格に示される一次+二次応力の評価方法及び評価基準値に従う。

許容値は,設計・建設規格において示される原子炉格納容器(クラスMC 容器)の供用状態A,Bに対する許容値と同じ3S(S値:200℃における値) とする。

一次+二次応力が制限値を超えた場合は,設計・建設規格 PVB-3315(2)に 規定される疲労評価により,疲労累積係数が1以下であることを確認する。

- 3. 評価条件
 - (1) 圧力及び温度

評価圧力 : 0.62MPa[gage] (2Pd)

評価温度 : 200℃

(2) 材料及び許容応力

材料及び許容応力を第1-3(1)表に示す。

第1-3(1)表 材料の許容応力

ガロ /	++ w1	一次+二次応力		
司	11 11	$P_{L} + P_{b} + Q$		
原子炉格納容器	SGV480	393 (=3S)		

- 4. 応力計算
 - (1) 応力評価点

応力評価点を第1-3(2)表及び第1-3(1)図に示す。応力評価点は,既工 認の強度計算書において,一次局部膜応力+一次曲げ応力+二次応力が最 大の値を示す部位を応力評価点とする。

第1-3(2)表 応力評価点

応力評価点番号	評価項目	応力評価点
P6	 一次局部膜応力 + 一次曲げ応力 + 二次応力 	原子炉格納容器基部


第1-3(1)図 応力評価点

(2) 応力計算

原子炉格納容器基部の作用する圧力,熱応力及び死荷重による圧力は, 既工認で計算した応力を用い,評価荷重比の割り増しを考慮して算出する。

5. 応力評価

原子炉格納容器基部の各荷重による応力を第 1-3(3)表に示す。また,応 力の組合せ結果を第 1-3(4)表に示す。

応力評価点の発生応力は一次+二次応力の許容値を超える結果となったため,疲労評価を行い,疲労累積係数が1以下であることを確認した。疲労評価の結果を第1-3(5)表,第1-3(6)表に示す。

第1-3(3)表 各荷重による応力

	一次+二次応力						
井 舌	$P_L + P_b + Q$						
11月 里	内面外				外面	面	
	σt	σℓ	τ	σt	σl	τ	
SA時荷重				•			
鉛直荷重 (通常)						I	
熱荷重(SA時:200℃)	-					Ī	
プール水頭							

 $\sigma t: 円周方向応力, \sigma l: 軸方向応力, <math>\tau$: せん断応力 (t-l)方向)

第1-3(4)表 一次+二次応力の評価結果

応力評価点	荷重の組合せ	応力分布	発生応力 (MPa)	許容応力 (MPa)
P6	死荷重+内圧+熱 +SA時の水頭圧	一次+二次応力		393

第1-3(5)表 疲労評価結果

S _n	発生応力 [MPa]		
K	応力集中係数		
K _e	ピーク応力補正係数		
S _p	疲労解析によるピーク応力強さのサイクルにおい て,その最大値と最小値との差 [MPa]		
S _ℓ	繰返しピーク応力強さ [MPa]		
S _e '	補正繰返しピーク応力強さ [MPa]		
N a	許容繰返し回数[回]		
N _c	重大事故等時の繰返し回数[回]	1	
U	疲労累積係数		

注) 設計・建設規格 PVB-3315(2) 項を適用

第1	-3(6)表	評価結果
I -	- (-/	

一次+二次応力評価	ff (MPa)	疲労	評価
一次+二次応力評価	許容応力	疲労累積係数	許容値
	393		1

2. トップヘッドフランジ

2.1 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,原子 炉格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にシリコンゴムのガスケット 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。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口 は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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 ることができるが、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、 フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、トップヘッドフランジの機能喪失要因は、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。

・フランジ部の耐圧

・フランジ固定部の強度

2 - 1

・ガスケットの健全性

トップヘッドフランジの評価対象と評価方法を第2-1表に,評価対象を 第2-1図にそれぞれ示す。

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (フランジ部)	延性破壊	既工認に準拠した評価
シール部 (フランジ,ガスケット)	開口 シール機能低下	実機モデルのFEM解 析による開口量評価 既往研究の試験結果を 用いた評価

第2-1表 評価対象と評価方法



第2-1図 トップヘッドフランジの評価対象

(1) フランジ部の耐圧

フランジ部の耐圧評価として,原子炉格納容器温度・圧力が200℃,2Pd におけるフランジ部の一次応力評価を行い,発生応力が許容応力以下であ ることを確認する。

評価に当たっては、既工認と同様の評価手法である設計・建設規格の評

価手法に準拠し、構造健全性を確認する。

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ごとに材料試験(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 ×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) フランジ固定部の強度

①締付けボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付けボルトについて,200℃,2Pdにおける強 度を評価する。

②フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温,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) ガスケットの健全性

シール材(ガスケット)には、従来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当該シール材が事故環境に曝されて劣化した 可能性があることも踏まえ、より事故環境での性能特性に優れた改良EP DM製(EPDMはエチレンプロピレンゴムを示す。)のシール材に変更 する。改良EPDM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、圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評 価し、重大事故等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 じ込め機能を評価する。

2.2 評価

(1) フランジ部の耐圧

トップヘッドフランジについて,既工認と同様の評価手法である設計・ 建設規格 PVE-3700 を適用し,JIS B 8265「圧力容器の構造-一般事項」 に基づいてフランジの発生応力について算出した結果を示す。

Su 値を算出する際の温度は、限界温度として設定した 200℃を用いる。

応力計算に用いるトップヘッドフランジの形状及び主要寸法を第 2-2 図に示す。また、応力算出結果を第 2-2 表に示す。

各発生応力とも許容応力を下回っており,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。



第2-2図 トップヘッドフランジの形状及び主要寸法

第2-2表 応力算出結果

単位:MPa

荷重	応力	許容応力		
	フランジの軸方向応力	σ_{H}	185	422
	フランジの径方向応力	σ_R	2	281
100	フランジの周方向応力	σ_T	86	281
2Pd	细合开序中	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	94	281
		$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	136	281

(2) フランジ固定部の強度

①締付けボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付けボルトについて,200℃,2Pdにおける強度を,既工認の強度計算をベースに評価する。締付けボルトの主要仕様を 第2-3表,評価結果を第2-4表に示す。

発生応力は,許容応力以下であることから,締付けボルトは200℃,2Pd において健全である。

項目	東海第二発電所		
ボルト材質	ASME SA320 Gr.L43 (SNCM439相当)		
ボルト呼び			
ボルト本数			

第2-3表 トップヘッドフランジ締付けボルトの主要仕様

第2-4表 締付けボルトの評価結果(単位:MPa)

項目	東海第二発電所	許容値
トップヘッドフランジ		576

②フランジの開口評価

トップヘッドフランジについて、2Pd におけるフランジ面の開口量が許 容開口量以下であることを確認するため、三次元FEMモデルを用いて弾 塑性解析を実施した。

第2-3 図に解析モデルを示す。本解析では、フランジの他、圧力作用面 であるトップヘッド及び原子炉格納容器胴部(円筒胴及び円錐胴)をモデ ル化する。

また、フランジシール部を構成する各種部材(フランジ、ボルト、ナット等)の荷重伝達経路を詳細にモデル化するため、ソリッド要素を用いて可能な限り詳細な形状をモデル化する。モデルは対称性を考慮してボルト 1/2ピッチ分をモデル化している。荷重条件として、0から発散するまで 内圧を加えた。

200℃における圧力と開口量の関係を第2-4図に示す。

2Pd における内側ガスケット部の開口量は 外側ガスケット部は であった。



第2-3図 トップヘッドフランジの解析モデル

第2-4図 圧力と開口量の関係(東海第二発電所モデル,200℃)

(3) ガスケットの健全性

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、重大事故環境に晒されると、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、トップヘッドフランジの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。したがって、 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。

a. シール材(改良EPDM製)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確認するため に、JISK6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。 その結果を第2-5表に示す。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。圧縮永久ひずみが第2-5表で示す は、シール材の初期締付量がであるとき、反応したのである。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であ る。

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	*3

第2-5表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

 ※2
 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%,全く回復しない状態が 100%

 ※3
 の平均値

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために,圧縮永久ひずみ試験 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 条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を第 2-5図に示しており,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y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800kGv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(168時間)一定温度で高温曝露している。また、試 験治具のOリング溝は内側にの段差があり,その段差の間からシール材 が高温空気又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トップ ヘッドフランジのフランジ開口量 を1/2 スケールにしたもの と同等である。

試験結果は第2-6表に示すとおり、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確認した。





第2-5図 改良EPDM製シール材の性能確認試験装置

No.	曝露条件	γ線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
_ 乾熱 200℃,		800kGy	無し	0	0	0
¹ 168 時間	0.8mm		0	0	0	
9	。蒸気 1MPa,	0001.0	無し	0	0	0
² 250°C, 168 時間	OUUKGy	0.8mm	0	0	0	
2	蒸気 1MPa,	8001-C	無し	0	0	0
3 25	250℃, 168 時間	800kGy	0.8mm	0	0	0

第2-6表 He 気密確認試験結果

○:リーク及び圧力降下なし

b-2 実機フランジ模擬試験

改良EPDM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 (ガスケット径:約250mm)の実機フランジ模擬試験(実機フランジモデル 試験)も実施しており,実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行 っている。試験装置は第2-6図,第2-7図に示しており,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、EPDM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 密性を確認した。



第2-6図 実機フランジ模擬試験の装置概要



ンジ加利

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)

第2-7図 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を第 2-7 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し 込み量が最小限(0mm)であっても,有意な漏えいは発生せず,200℃・168 時間,250℃・96 時間,300℃・24 時間の耐性が確認された。第2-8 図に 200℃・168 時間の試験ケースにおける試験体の外観を示す。第2-8 図よ 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。

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えい の有無
1	改良EPDM ([])	200°C	168 時間	Omm	無
2	改良EPDM ([])	250°C	96 時間	Omm	無
3	改良EPDM ()	300°C	24 時間	Omm	無

第2-7表 シビアアクシデント条件での試験結果

下記条件は全ケース共通

試験圧力: 2Pd 以上(0.854MPa 以上), 放射線照射量: 800kGy,

加圧媒体:乾熱(空気)

漏えい判定基準: 1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有と する。







第2-8図 試験後の試験体外観(200℃・168時間)

c. トップヘッドフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり,トップヘッドフランジに許容 される開口量について以下のように設定する。

第 2-9 図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電 所のトップヘッドフランジは、タング(突起)がガスケットを押し込む構 造であり、フランジの定格締付量(タング押込量)は である。圧力 の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール材(改良EPDM製)の圧 縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 をも とに、ガスケットの事故時環境における最大復元量を評価すると = ________、(100%-____)となる。また、「実機フランジ模擬試験」から 200℃、 2Pd におけるタング押込量 0mm においてシール機能が維持されていること を確認したことから、許容開口量は、最大復元量と同じ



第2-9図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は,「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」シーケンスのベント実施タイミング(事故後約19時間)における環境条件を包絡する168時間後の圧縮永久ひずみ試験

結果(ひずみ率)からとしている。

したがって,(2)b.項にて求めた 200℃,2Pd (0.62MPa[gage]) におけ る開口量は,内側ガスケット部で 外側ガスケット部で で あり,許容開口量 を下回り,シール機能が維持できることを確認 した(第2-10図)。



第2-10図 圧力と開口量の関係(東海第二発電所モデル,200℃)

2.3 評価結果

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表2-11に示す。

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	フランジ部の	応力評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ部の	
	耐圧		一次応力は,許容値:2/3Suを満	\bigcirc
			足することを確認	
(2)	フランジ固定	①締付けボルト強	200℃, 2Pdにおける締付ボルトの	
	部の強度	度評価	一次応力は,許容値:2/3Suを満	\bigcirc
			足することを確認	
		②フランジ開口評	200℃, 2Pdにおけるフランジ開口	
		価	を評価	
			((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	シール材劣化,開	・ガスケット(改良EPDM製シ	
	健全性	口量評価	ール材)の事故時環境における	
			劣化特性を考慮しても200℃,	
			2Pdにおけるフランジ開口量	\bigcirc
			は、許容開口量以下となり、シ	
			ール機能が維持されることを確	
			認	

第2-11表 トップヘッドフランジの健全性評価結果

以上により,トップヘッドフランジについては,200℃,2Pd 環境下でも, 放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお、更なる安全性向上対策として、重大事故後の長期におけるシール 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。その有効性については、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信頼性を確認した。

3. 機器搬入用ハッチ

3.1 評価方針

機器搬入用ハッチは、フランジ付きの円筒胴が原子炉格納容器の貫通部 に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板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シリコンゴムの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。

機器搬入用ハッチ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, 脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口 は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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 ることができるが、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、 フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって,機器搬入用ハッチの機能喪失要因は,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

3 - 1

- フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

機器搬入用ハッチの評価対象と評価方法を第3-1表に,評価対象を第3 -1図にそれぞれ示す。

評価対象	機能喪失要因	評価方法		
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	 ・既工認の評価結果を用いた評価 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・既工認に準拠した評価 		
シール部 (フランジ,ガスケット)	開口, シール材 劣化	 ・有限要素法を用いた弾塑 性解析結果を活用した評価 ・試験結果等に用いた評価 		

第3-1表 評価対象と評価方法



第3-1図 機器搬入用ハッチの評価対象

- (1) 本体の耐圧
 - a. 既工認の評価値を用いた応力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として,既工認にて認可された 評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用いた評価を実施する。 評価温度・圧力(200℃, 2Pd)における発生応力 P_L+P_bを算出し,発 生応力が原子炉格納容器の Su 値(200℃)に相当する許容応力以下で 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 類及び温度ごとに材料試験(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 過する機器搬入用ハッチ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,機器搬入用ハッチに発生する応力が,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

3 - 3

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。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの構造健全性評価として,機器搬入用ハッチの部 材において内圧による荷重を受け止める部位のうち円筒胴及び鏡板に ついて,設計・建設規格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必 要厚さの評価式を準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを 上回ることを確認する。

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ごとに材料試験(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 過する機器搬入用ハッチ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、機器搬入用ハッチに発生する応力が、 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 1.5×2/3Su (=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) フランジ固定部の強度
 - a. 締付けボルトの強度評価 機器搬入用ハッチのフランジ締付ボルトについて,200℃,2Pdにお ける強度を評価する。
 - b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時におけるフランジ開 口量を評価するために,有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し, 機器搬入用ハッチにおける開口量を評価する。 (3) ガスケットの健全性

シール材(ガスケット)には,従来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製のシール材に変更する。改良EP DM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, 圧縮永久ひず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 故等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 を評価する。

- 3.2 評価
 - (1) 本体の耐圧
 - a. 既工認の評価値を用いた応力評価

機器搬入用ハッチに対して,既工認にて認可された評価値(圧力及 び自重を考慮した応力値)を用いた応力評価を実施する。評価する対 象は,機器搬入用ハッチの開口補強周りと原子炉格納容器本体との接 合部であり,機器搬入用ハッチの自重及び開口部周辺の局所に生じる 応力が発生する箇所である機器搬入用ハッチの取付部とした。評価対 象箇所を第3-2図に示す。なお,対象箇所は,既工認において,取付 部で最も厳しい箇所を示している。既工認時は,一次+二次応力の評 価も実施しているが,本評価は原子炉格納容器の重大事故時の限界圧 力,温度が条件であり,繰り返し発生しないことから,繰り返し荷重 を考慮する必要がない。このことから,設計・建設規格における運転 状態IV,供用状態Dの考え方と同様に,疲労破壊を制限するための一 次+二次応力評価は省略する。



第3-2図 機器搬入用ハッチの評価対象箇所

機器搬入用ハッチの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応 力以下であることを確認した。よって、機器搬入用ハッチは、200℃、 2Pdにおいて、十分な強度を有する。

下 中			一次応知	力[MPa]		
11111111111111111111111111111111111111	応力	P _m		$P_L + P_b$		亡士史
計 Ш 県	評価点	応力	許容	応力	許容	・ ルい ノJ レL
借 夕		強さ	応力	強さ	応力	
	機器搬入用ハッチ取付				400	
P0-2	部	_			422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

b. 許容圧力評価

機器搬入用ハッチの円筒胴及び鏡板の構造健全性について,設計・ 建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの 評価式を準用し,許容圧力の評価を実施した。評価部位として,内圧 による荷重を受け止める部位(円筒胴,鏡板)を選択し,許容圧力を 評価した。

評価に用いた主要仕様を第3-2表 に示す。

第3-3表に、機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果を示す。

項目	東海第二発電所			
最高使用圧力 (MPa)	0.31			
最高使用温度(℃)	171			
材料	ASME SA516 Gr.70(SGV480相当)			
内径 (mm)				
- 胴板厚さ (mm)				
蓋板厚さ (mm)				

第3-2表 機器搬入用ハッチの主要仕様

第3-3表 機器搬入用ハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480相当)

許容圧力算定式: PVE-3230(2)a 項を準用

1 —	$23 \eta t / (D_i + 1.2t)$			
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)		281	
η	継手効率(-)		1.0	
t	呼び厚さ (mm)			
D _i	胴内径(mm)			
Р	200℃における許容圧力		2.445	
	2.445MPa[gage] > 0.62 MPa[gage] (2P	d)		

 $P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$

②鏡板: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式: PVE-3323(1)項を準用

P =	2Sηt /	(R+0.2t)
-----	--------	----------

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)	281	
η	継手効率(-)	1.0	
t	呼び厚さ (mm)		
R			
Р	10.110		
	10.110MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (21)	Pd)	

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて,200℃,2Pd における強度評価を, 既工認の強度計算をベースに評価する。機器搬入用ハッチの締付ボル ト基本仕様を第3-4表,評価結果を第3-5表に示すが,発生応力は, 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。

項目	東海第二発電所			
ボルト材質	ASME SA320 Gr.L43(SNCM439相当)			
ボルト呼び				
ボルトの本数				

第3-4表 機器搬入用ハッチ締付ボルトの主要仕様

第3-5表 締付ボルトの評価結果(単位:MPa)

項目	東海第二発電所	許容値
機器搬入用ハッチ		576

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時におけるフランジ開 口量を評価するために,有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し, 機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルを第3-3 図に,開口量の解析評価結果を第3-4図にそれぞれ示す。

 2Pd における開口量は、内側ガスケット部で
 外側ガスケット部で

 ト部で
 となる。

第3-3図 機器搬入用ハッチ開口部評価解析モデル

第3-4図 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) ガスケットの健全性

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、重大事故環境に晒されると、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、機器搬入用ハッチの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EP DM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。したが 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。

 a. シール材(改良EPDM製)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確認する ために、JISK6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験 を実施した。その結果を第3-6表に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定 とは、所定の圧縮率をかけて変形させた後、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

3 - 12

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, 圧縮永久ひずみが第3-6表で示す は、シール材の初期締付量 がであるとき, 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。

第3-6表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	*3

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%,全く回復しない状態が 100%※3の平均値

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために,圧縮永久ひず 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,事故条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認 した。試験装置を第3-5 図に示しており,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y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 フランジガスケット部の事故後7日間(168時間)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

3 - 13

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(168 時間)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 の段差があり、その段差の間からシール材が高温空気又 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 ロを考慮した状態で、

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、 H e 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トップヘッドフランジの フランジ開口量(を1/2 スケールにしたものと同等であ る。

試験結果は第3-7表で示すとおり、本試験により200℃が168時間 継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確 認した。





第3-5 図 改良 EPDM 製シール材の性能確認試験装置

No.	曝露条件	γ線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃, 168 時間	800kGy	無し	0	0	0
			0.8mm	0	0	0
2	蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	800kGy	無し	0	0	0
			0.8mm	0	0	0
2	蒸気 1MPa,	2001-C	無し	0	0	0
3	250℃, 168 時間	SUUKGy	0.8mm	0	0	0

第3-7 表 He 気密確認試験結果

○:リーク及び圧力降下なし

b-2 実機フランジ模擬試験

改良EPDM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(ガスケット径:約250mm)の実機フランジ模擬試験(実機フ ランジモデル試験)も実施しており、実機条件に近い状態でのシー ル健全性の確認を行っている。試験装置は第3-6図、第3-7図に示
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、改良EPDM製シール材の劣 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、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た。



第3-6 図 実機フランジ模擬試験の装置概要





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) 第3-7 図 実機フランジ模擬試験装置の外観

試験結果を第3-8 表に示す。フランジによるガスケット試験体の 押し込み量が最小限(0mm)であっても,有意な漏えいは発生せず, 200℃・168時間,250℃・96時間,300℃・24時間の耐性が確認され た。第3-8図に200℃・168時間の試験ケースにおける試験体の外観 を示す。第3-8図より,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。

漏えい 試験体 温度 継続時間 押し込み量 No. の有無 <u> 改良EPDM</u> 200°C 168 時間 0mm 無 1 (改良EPDM 2 250°C 96 時間 0mm 無 改良EPDM 3 300°C 24 時間 0mm 無

第3-8表 シビアアクシデント条件での試験結果

下記条件は全ケース共通

試験圧力: 2Pd 以上(0.854MPa 以上), 放射線照射量: 800kGy, 加圧媒体: 乾熱(空気)

漏えい判定基準:1cc/min以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏え い有とする。







第3-8図 試験後の試験体外観(200℃・168時間)

c. 機器搬入用ハッチフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり,機器搬入用ハッチフランジに 許容される開口量について以下のように設定する。

第 3-9 図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電所 の機器搬入用ハッチフランジは、タング(突起)がガスケットを押し込む 構造であり、フランジの定格締付量(タング押込量)は である。圧 力の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール材(改良EPDM製)の 圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの圧縮永久ひずみ率 を もとに、ガスケットの事故時環境における最大復元量を評価すると、 (=___________________)となる。また、「実機フランジ模擬試験」から 200℃、2Pdにおけるタング押込量 0mm においてシール機能が維持されてい ることを確認したことから、許容開口量は、最大復元量と同じ に設 定する。



第3-9図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は,「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」シーケンスのベント実施タイミング(事故後約

19時間)における環境条件を包絡する168時間後における圧縮永久ひずみ試験結果(ひずみ率)からとしている。

したがって, (2)b.項にて求めた 200℃, 2Pd (0.62MPa[gage]) におけ る開口量は,内側ガスケット部で 外側ガスケット部で であり,許容開口量 を下回り,シール機能が維持できることを確 認した (第 3-10 図)。

第3-10図 圧力と開口量の関係(東海第二発電所モデル,200℃)

3.3 評価結果

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を第3-9表に示す。

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①既工認の評価値を用	200℃, 2Pdにおける一次応力	
		いた評価	は,許容値:Suを満足するこ	
		②許容圧力評価	とを確認	0
			許容圧力は,2Pd以上であるこ	
			とを確認	
(2)	フランジ固定部	①締付けボルト評価	200℃, 2Pdにおける締付ボル	
	の強度		トの一次応力は,許容値:2	0
			/3 Suを満足することを確認	
		②フランジ開口評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ	
			開口を評価	
			((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	シール材劣化,開口量	・ガスケット(改良EPDM	
	全性	評価	製シール材)の事故時環境	
			における劣化特性を考慮し	
			ても200℃, 2Pdにおけるフ	0
			ランジ開口量は、許容開口	
			量以下となり、シール機能	
			が維持されることを確認	

第3-9 表 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

以上により,機器搬入用ハッチについては,200℃,2Pd環境下でも,放 射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお、更なる安全性向上対策として、重大事故後の長期におけるシール 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。その有効性については、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信頼性を確認した。 4. サプレッション・チェンバアクセスハッチ

4.1 評価方針

サプレッション・チェンバアクセスハッチは、フランジ付きの円筒胴が 原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され、この円筒胴のフランジに鏡板フ ランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはシリコンゴムのガ 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。

サプレッション・チェンバアクセスハッチ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 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。

シール部については、内圧が低い段階ではボルトの締め付けにより開口 は抑制されるが、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。

また、フランジが開口してもフランジ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 ることができるが、重大事故環境に晒されると、シール材が高温劣化し、 フランジの開口に追従できなくなりシール機能の低下が想定される。

したがって、サプレッション・チェンバアクセスハッチの機能喪失要因 は、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

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象と評価方法を第4 -1表に,評価対象を第4-1図にそれぞれ示す。

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (円筒胴, 鏡板, フランジ部)	延性破壊	 ・既工認の評価結果を用いた評価 ・設計・建設規格の評価式を準用した評価 ・既工認に準拠した評価
シール部 (フランジ,ガスケット)	開口, シール材 劣化	 ・有限要素法を用いた弾塑 性解析結果を活用した評価 ・試験結果等に用いた評価

第4-1表 評価対象と評価方法

原子炉格納容器外側

原子炉格納容器内側



第4-1図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象

本体の耐圧

a. 既工認の評価値を用いた応力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として, 既工認にて認可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用 いた評価を実施する。評価温度・圧力(200℃, 2Pd)における発生応 力 P_L + P_b を算出し,発生応力が原子炉格納容器のSu値(200℃)に相 当する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 類及び温度ごとに材料試験(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 過するサプレッション・チェンバアクセスハッチ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,サプレッション・チ ェンバアクセスハッチに発生する応力が, 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)

4 - 3

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。

b. 許容圧力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの構造健全性評価として, サプレッション・チェンバアクセスハッチ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円筒胴及び鏡板について,設計・建設規 格に示される円筒胴及び鏡板の内圧に対する必要厚さの評価式を準用 し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が 2Pd+SA時の水頭圧を上回 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 類及び温度ごとに材料試験(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 過するサプレッション・チェンバアクセスハッチ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、サプレッション・チ ェンバアクセスハッチに発生する応力が、 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 1.5×2/3Su (=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) フランジ固定部の強度
 - a. 締付けボルトの強度評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジ締付ボルトに ついて, 200℃, 2Pd における強度を評価する。 b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時におけるフランジ開 口量を評価するために,有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し, サプレッション・チェンバアクセスハッチにおける開口量を評価する。

(3) ガスケットの健全性

シール材(ガスケット)には,従来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製のシール材に変更する。改良EP DM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, 圧縮永久ひず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 故等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 を評価する。

- 4.2 評価
 - (1) 本体の耐圧
 - a. 既工認の評価値を用いた応力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチに対して,既工認にて認 可された評価値(圧力及び自重を考慮した応力値)を用いた応力評価 を実施する。評価する対象は,サプレッション・チェンバアクセスハ ッチの開口補強周りと原子炉格納容器本体との接合部であり,サプレ ッション・チェンバアクセスハッチの自重及び開口部周辺の局所に生 じる応力が発生する箇所であるサプレッション・チェンバアクセスハ ッチの取付部とした。評価対象箇所を第4-2図に示す。なお,対象箇 所は,既工認において,取付部で最も厳しい箇所を示している。既工 認時は,一次+二次応力の評価も実施しているが,本評価は原子炉格 納容器の重大事故時の限界圧力,温度が条件であり,繰り返し発生し ないことから,繰り返し荷重を考慮する必要がない。このことから, 設計・建設規格における運転状態Ⅳ,供用状態Dの考え方と同様に, 疲労破壊を制限するための一次+二次応力評価は省略する。



第4-2図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象箇所

サプレッション・チェンバアクセスハッチの応力評価結果を以下に示 す。発生応力は許容応力以下であることを確認した。よって,サプレッ ション・チェンバアクセスハッチは,200℃,2Pdにおいて,十分な強度 を有する。

下 书			一次応知	力[MPa]		
加刀 	応力	Р	m	P _L -	⊢P _b	今 五平
計恤点 	評価点	応力	許容	応力	許容	ルいフリンL
省万		強さ	応力	強さ	応力	
DC	サプレッション・チェンバ				40.0	
P6-4	アクセスハッチ取付部	_			422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

b. 許容圧力評価

サプレッション・チェンバアクセスハッチの円筒胴及び鏡板の構造 健全性について,設計・建設規格に定められている円筒胴及び鏡板の 内圧に対する必要厚さの評価式を準用し,許容圧力の評価を実施した。 評価部位として,内圧による荷重を受け止める部位(円筒胴,鏡板) を選択し,許容圧力を評価した。

評価に用いた主要仕様を第4-2表に示す。

第4-3表 に,サプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧 力評価結果を示す。

第4-2表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの主要仕様

項目	東洋	毎第二発電	所
最高使用圧力 (MPa)		0.31	
最高使用温度(℃)	104.5		
材料	ASME SA516 Gr. 70(SGV480 相当		V480 相当)
内径 (mm)			
胴板厚さ(mm)			
蓋板厚さ(mm)			

第4-3表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの許容圧力評価結果

①円筒胴: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式: PVE-3230(2)a 項を準用

 $P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$

S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)	281	
η	継手効率(-)	1.0	
t	呼び厚さ (mm)		
D _i	胴内径(mm)		
Р	200℃における許容圧力	4. 493	
4. 493	3MPa[gage] > [gage] (2Pd+SA)	時の水頭圧)	

②鏡板: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

許容圧力算定式: PVE-3323(1)項を準用

<u> </u>	$25 \eta t / (R + 0.2t)$	
S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
R	鏡板内半径 (mm)	
Р	200℃における許容圧力	10.637
10.63	7MPa[gage] > [gage] (2Pd+SAF	時の水頭圧)

 $P = 2S \eta t / (R+0.2t)$

(2) フランジ固定部の強度

a. 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて,200℃,2Pd における強度評価を, 既工認の強度計算をベースに評価する。サプレッション・チェンバア クセスハッチの締付ボルト基本仕様を第4-4表,評価結果を第4-5 表に示すが,発生応力は,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。

第4-4表 サプレッション・チェンバアクセスハッチ 締付ボルトの主要仕様

項目	東海第二発電所		
ボルト材質	ASME SA320 Gr.L43(SNCM439相当		
ボルト呼び			
ボルトの本数			

第4-5表 締付ボルトの評価結果(単位:MPa)

項目	東海第二発電所			許容値
サプレッション・チェンバ アクセスハッチ				576

b. フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故等時の過温,過圧時におけるフランジ開 口量を評価するために,有限要素法を用いた弾塑性解析結果を活用し, サプレッション・チェンバアクセスハッチ部における開口量を評価し た。解析モデルを第4-3 図に,開口量の解析評価結果を第4-4 図に それぞれ示す。

 2Pd における開口量は、内側ガスケット部で
 外側ガスケット部で

 ト部で
 となる。

第4-3 図 サプレッション・チェンバアクセスハッチ開口部評価解析モデル

第4-4図 サプレッション・チェンバアクセスハッチの

各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスケットの健全性

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、重大事故環境に晒されると、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、サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジシール 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。したがって、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。

a. シール材(改良EPDM製)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確認する ために、JISK6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験 を実施した。その結果を第4-6表に示す。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。圧縮永久 ひずみが第4-6表で示す_____は、シール材の初期締付量が_____で あるとき、_____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である。

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	*3

第4-6表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%※3 の平均値

b. 改良EPDM製シール材の性能確認試験

b-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良EPDM製シール材の性能を確認するために,圧縮永久ひず 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,事故条件を模擬した環境に曝露した後のシール機能を確認 した。試験装置を第4-5図に示しており,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y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,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(168時間)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 の 段差があり,その段差の間からシール材が高温空気又は蒸気に曝露 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トップヘッドフランジのフランジ開口 量

試験結果は第4-7表で示すとおり、本試験により200℃が168時間 継続した場合の改良EPDM製シール材のシール機能の健全性を確 認した。





第4-5 図 改良 EPDM 製シール材の性能確認試験装置

No.	曝露条件	γ線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	_ 乾熱 200℃,	λ 200°C,		0	0	0
1 168 時間	800KGy	0.8mm	0	0	0	
2 蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	蒸気 1MPa,	a, 2001-Crr	無し	0	0	0
	250℃, 168 時間	SUOKGy	0.8mm	0	0	0
3 蒸気 1MPa, 250℃, 168 時間	蒸気 1MPa, 2001-C	無し	0	0	0	
	250℃, 168 時間	3 時間 800kGy	0.8mm	0	0	0

第4-7表 He 気密確認試験結果

○:リーク及び圧力降下なし

b-2 実機フランジ模擬試験

改良EPDM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(ガスケット径:約250mm)の実機フランジ模擬試験(実機フ ランジモデル試験)も実施しており,実機条件に近い状態でのシー ル健全性の確認を行っている。試験装置は第4-6回,第4-7回に示 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y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,EPDM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

4 - 17

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た。



第4-6 図 実機フランジ模擬試験の装置概要





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) 第4-7 図 実機フランジ模擬試験装置の外観 試験結果を第4-8 表に示す。フランジによるガスケット試験体の 押し込み量が最小限(0mm)であっても,有意な漏えいは発生せず, 200℃・168時間,250℃・96時間,300℃・24時間の耐性が確認され た。第4-8 図に200℃・168時間の試験ケースにおける試験体の外観 を示す。第4-8図より,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。

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えい の有無
1	改良EPDM ()	200°C	168 時間	Omm	無
2	改良EPDM ()	250°C	96 時間	Omm	無
3	改良EPDM ()	300℃	24 時間	Omm	無

第4-8表 シビアアクシデント条件での試験結果

下記条件は全ケース共通

試験圧力:2Pd以上(0.854MPa以上),放射線照射量:800kGy, 加圧媒体:乾熱(空気)

漏えい判定基準:1cc/min以上の漏えい量が30分以上継続した場合に漏え い有とする。







第4-8図 試験後の試験体外観(200℃・168時間)

c. サプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジの開口量評価

ガスケットの健全性を評価するにあたり,サプレッション・チェンバア クセスハッチのフランジに許容される開口量について以下のように設定す る。

第4-9図に開口量とシール材のシール性関係図を示す。東海第二発電所 のサプレッション・チェンバアクセスハッチのフランジは、タング(突起) がガスケットを押し込む構造であり、フランジの定格締付量(タング押込 である。圧力の増加に伴いフランジ部は開口するが、「シール 量)は 材(改良EPDM製)の圧縮永久ひずみ試験」より得られたガスケットの 圧縮永久ひずみ率 をもとに、ガスケットの事故時環境における最大復 $\times (100\% -$ 元量を評価すると, (=))となる。また、「実 機フランジ模擬試験」から 200℃, 2Pd におけるタング押込量 0mm において シール機能が維持されていることを確認したことから、許容開口量は、最 に設定する。 大復元量と同じ



第4-9図 ひずみ率と許容開口量関係図

本評価に用いる許容開口量は、「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格

納容器過圧・過温破損)」シーケンスのベント実施タイミング(事故後約 19時間)における環境条件を包絡する 168時間後における圧縮永久ひず み試験結果(ひずみ率)から としている。

したがって, (2)b.項にて求めた 200℃, 2Pd (0.62MPa[gage]) におけ る開口量は,内側ガスケット部で 外側ガスケット部で であり,許容開口量 を下回り,シール機能が維持できることを確 認した (第 4-10 図)。

第4-10図 圧力と開口量の関係(東海第二発電所モデル,200℃)

4.3 評価結果

サプレッション・チェンバアクセスハッチの健全性評価結果を第4-12表 に示す。

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①既工認の評価値を用	200℃, 2Pdにおいて一次応力	
		いた評価	は,許容値:Suを満足するこ	
		②許容圧力評価	とを確認	\bigcirc
			許容圧力は2Pd+SA時の水頭	
			圧以上であることを確認	
(2)	フランジ固定部	①締付けボルト評価	200℃, 2Pdにおける締付ボル	
	の強度		トの一次応力は,許容値:2	\bigcirc
			/3 Suを満足することを確認	
		②フランジ開口評価	200℃, 2Pdにおけるフランジ	
			開口を評価	
			((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	シール材劣化,開口量	・ガスケット(改良EPDM	
	全性	評価	製シール材)の事故時環境	
			における劣化特性を考慮し	
			ても200℃, 2Pdにおけるフ	\bigcirc
			ランジ開口量は,許容開口	
			量以下となり、シール機能	
			が維持されることを確認	

第4-12 表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの健全性評価結果

以上により,サプレッション・チェンバアクセスハッチについては,200℃, 2Pd環境下でも,放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

なお、更なる安全性向上対策として、重大事故後の長期におけるシール 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。その有効性については、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信頼性を確認した。 5. 所員用エアロック

5.1 評価方針

所員用エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器の貫通部に溶接固定され 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、 原子炉格納容器加圧時は所員用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。

隔壁には扉開閉ハンドル軸,開閉表示盤の電線管が貫通しており,貫通 部にはふっ素系シール材を使用している。また,隔壁に接続する均圧配管 にはフランジ部及び均圧弁にシール材を使用しており,フランジ部には非 石綿系シートガスケット,均圧弁シート部にはふっ素系シール材を使用し ている。

所員用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 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, 有意な圧縮力が所員用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る。

したがって,所員用エアロックの機能喪失要因は,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想定さ れる。

また,シール部のうち扉板部については,原子炉格納容器内の圧力が上 昇した際に,扉板は所員用エアロック本体側に押し付けられる構造である ため,圧力により扉板が開くことはないが,高温状態で内圧を受けること

5 - 1

による扉板のわずかな変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低 下が想定される。なお,その他のシール部についても高温劣化によるシー ル機能の低下が想定される。

そのため,所員用エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊,並びに, 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、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

・ガスケットの健全性

所員用エアロックの評価対象と評価方法を第5-1表に,評価対象を第5 -1図にそれぞれ示す。

評価対象(シール材)		機能喪失要因	評価方法
構造部	円筒胴	延性破壊	設計・建設規格の評価式を 準用した評価
	隔壁	延性破壊	既工認の評価結果を用いた 評価
シール部	扉板 (ガスケット)	開口, シール材 劣化	機械工学便覧の計算式を用 いた評価 試験結果等を用いた評価
	扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	電線管貫通部 (シール材)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	均圧配管フランジ部 (ガスケット)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
	 均圧弁 (シート部)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価

第5-1表 評価対象と評価方法



第5-1図 所員用エアロックの評価対象

- (1) 本体の耐圧
 - a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として,所員用エアロックにお いて内圧による荷重を受け止める部位のうち,円筒胴について,既工 認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価 式を準用し,許容圧力の評価を行い,許容圧力が2Pdを上回ることを 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ごとに 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 過する所員用エアロック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 とした評価を行う。すなわち,所員用エアロックに発生する応力が, P_mが 2/3Su 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 PVB - 3111 に示すよう に,供用状態Dの P_m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と規定されている。P_m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。

b. 既工認の評価値を用いた応力評価

所員用エアロックの隔壁の構造健全性を確認するため,既工認において最も厳しい応力点を代表評価点として,既工認の評価値を準用し, 原子炉格納容器の限界温度 200℃,限界圧力 2Pd の条件における応力 評価を実施する。(隔壁部の代表評価点以外の応力評価点については別 添 5-1 参照)

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

5 - 4

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ごとに 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 過する所員用エアロック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,所員用エアロックに発生する応力が,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 1.5×2/3Su (=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) ガスケットの健全性

a. 扉のシール材

所員用エアロックの扉に用いられているシール材は,従来はシリコ ンを使用しているが,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製のシー ル材に変更する。所員用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,高温状態で内圧を受けることによる扉板 のわずかな変形により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機械工学便覧のはりのたわみ計算式に基づき評価 する。改良EPDM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,圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評 価し,重大事故時における扉板部の開口量と比較することで格納容器 閉じ込め機能を評価する。

なお、シール材の高温劣化については、エアロックの扉に使用され るシール材がトップヘッドフランジ及びハッチ類と同一であり、事故 時の耐環境性に優れた改良EPDM製シール材であること、事故時に は格納容器の内圧により扉が押し付けられシール部を抑え込む方向で あること及び扉が二重に設けられることから、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、トップヘッドフランジ・ハッチ類 の評価にて代表するものとする。所員用エアロックの構造概略図を第 5-2 図に示す。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。

5 - 6


第5-2図 所員用エアロックの構造概略図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには,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第5-2表に示すシール材に変更 する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故環境下における耐性を確認する。

対象部位	シール材
扉開閉ハンドル貫通部 (Oリング)	改良 E P D M 材
電線管貫通部(シール材)	膨張黒鉛材
均圧配管フランジ部 (ガスケット)	改良EPDM材 又は 膨張黒鉛材
均圧弁(シート部)	PEEK材

第5-2表 所員用エアロック(扉以外)のシール材

5.2 評価

- (1) 本体の耐圧
 - a. 許容圧力評価

所員用エアロックの構造健全性評価として,所員用エアロックにお いて内圧による荷重を受け止める部位のうち,円筒胴について,既工 認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価 式を準用し,許容圧力の評価を実施した。

評価に用いた主要仕様を第5-3表に示す。

第5-4表に、所員用エアロックの許容圧力評価結果を示す。

第 5-3 表	所員用エアロ	ックの主要仕様
JU UI		

項目	東海第二発電所		
最高使用圧力 (MPa)	0. 31		
最高使用温度(℃)	171		
材料	ASME SA516 <u>Gr.70(SGV</u> 480相当)		
内径 (mm)			
胴板厚さ (mm)			

第5-4表 所員用エアロックの許容圧力評価結果

①円筒胴: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当)

許容圧力算定式: PVE-3230(2)a項を準用

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3S _u 値を使用)	281
η	継手効率(一)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	3.716
	3.716MPa > 0.62MPa (2Pd)	

 $P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$

b. 既工認の評価値を用いた応力評価

所員用エアロックの隔壁に対して,既工認の評価値を用いた応力評価を実施する。評価対象箇所を第5-3図に示す。なお,対象箇所は, 既工認において,最も厳しい箇所を示している。



第5-3図 所員用エアロックの評価対象箇所

所員用エアロックの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力 以下であることを確認した。よって,所員用エアロックは,200℃,2Pd において,十分な強度を有する。

₹ +		一次応力[MPa]				
心刀 証価占	応力	F) m	P _L -	⊢P _b	広 力比
一 叶 恤 示	評価点	応力	許容	応力	許容	<u> ルレノノレ</u>
面々		強さ	応力	強さ	応力	
P8	隔壁	_	—		422	

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

- (2) ガスケットの健全性
 - a. 扉のシール材
 - a-1 扉板部の開口量評価

所員用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,高温状態で内圧を受けることによる扉板のわずか な変形によりガスケット部の微小な開口が予想されるため,圧力に よる開口量を機械工学便覧のはりのたわみ計算式に基づき評価した。 改良EPDM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,圧縮永久ひずみ試験結果をもとに許容開口量を評価 し,重大事故時における扉板部の開口量と比較することで格納容器 閉じ込め機能を評価した。

許容開口量の設定に使用する改良EPDM製シール材の圧縮永久 ひずみ試験結果を第5-5表に示す。

試験温度	$200^{\circ}\mathrm{C}$
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	*3

第5-5表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

許容開口量の設定に使用する試験結果は、トップフランジの設定 の考え方と同様、168 時間のひずみ率とする。また、扉板シール部

^{※2} 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%,全く回復しない状態が 100%※3 の平均値



機械工学便覧のはりのたわみ計算式を用いて求めた,所員用エア ロック扉板の変位量は第5-6表に示すとおり であり,許容 開口量 を下回る。

所員用エアロック扉の変形概念図を第5-4図に示す。

第5-6表 所員用エアロック(扉板)の開口量評価結果

評価式:機械工学便覧

 $\delta = \mathbf{w} \times \mathbf{L}_1 / (24 \times \mathbf{E} \times \mathbf{I}) \times (3\mathbf{L}_1^3 + 6\mathbf{L}_1^2 \times \mathbf{L}_2 - \mathbf{L}_2^3)$

- $w = P \times b$ (w: 単位荷重)
- $I = b \times h^3 / 12$ (I:断面二次モーメント)

Р	压力 (MPa[gage])	0.62	
b	扉板の幅 (mm)		
L ₁	支点からシール部までの長さ (mm)		
Е	縦弾性係数(MPa)	191,000	
h	扉板の厚さ (mm)		
L ₂	支点間の長さ (mm)		
δ	変位量 (mm)		



第5-4図 所員用エアロック扉の変形概念図

b. 扉以外のシール材

所員用エアロックには,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第5-2表に示すシール材に変更 する。

これらのシール材について試験結果及び一般的な材料特性により重大事故環境下における耐性を確認した。

扉開閉ハンドル貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する改良EP DM製シール材については,第5-5表の圧縮永久ひずみ試験結果に示 すとおり,重大事故環境下においても十分な耐性を有することを確認 している。

電線管貫通部及び均圧配管フランジ部に使用する膨張黒鉛材は,一 般的に 400℃程度の高温環境下においても高い安定性を得ることがで きるシール材料であり,第5-7表に示す材料特性から,重大事故環境 下においても十分な耐性を有することを確認した。

	仕様			
	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性	
膨張黒鉛材	400℃以上	6.9MPa	約 15MGy	

第5-7表 膨張黒鉛材の材料特性

均圧弁シート部に使用するPEEK材は,一般的に 200℃程度の高温 環境下においても高い安定性を得ることができるシール材料であり,第 5-8表に示す材料特性から,重大事故環境下においても十分な耐性を有 することを確認した。

シール材	仕様		
	耐熱温度	融点	耐放射線性
PEEK材	250°C	334°C	約 10MGy

第5-8表 PEEK材の材料特性

また,実機均圧弁と同型の弁を使用した,重大事故時の格納容器環境 を模擬した耐環境試験を実施しており,熱及び放射線曝露後の漏えい試 験にて弁シート部の気密性が確保できることを確認している。第 5-9 表に耐環境試験条件を示す。

第5-9表 均圧弁の耐環境試験条件 (PEEK 材)

熱劣化	200℃, 168 時間
放射線照射量	
漏えい試験圧力	0.9MPa[gage]

5.3 評価結果

所員用エアロックの健全性評価結果を第5-10表に示す。

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①許容圧力評価	許容圧力は2Pd以上であるこ	
			とを確認	
		②既工認の評価値を用	200℃, 2Pdにおいて一次応力	0
		いた評価	は,許容値:Suを満足するこ	
			とを確認	
(2)	ガスケットの健	シール材劣化,開口量	ガスケット(改良EPDM材,	
	全性	評価	膨張黒鉛材、PEEK材)の	
			事故時環境における劣化特性	
			を考慮しても200℃, 2Pdにお	\bigcirc
			けるフランジ開口量は、許容	
			開口量以下となり、シール機	
			能が維持されることを確認	

第5-10表 所員用エアロックの健全性評価結果

以上により,所員用エアロックについては,200℃,2Pd環境下でも,放 射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

別添 5-1

所員用エアロックの隔壁部の評価について

所員用エアロックの隔壁部は,既工認において,第 5-1(1)図で示す応力評 価点の発生応力を算出している。それに基づき供用状態Dにおける許容応力を 下回ることを確認し,隔壁部の構造健全性を確保されることを,評価する。

所員用エアロックの応力評価点を第 5-1(1)図に,所員用エアロックの各応 力評価点における評価結果を第 5-1(1)表に示す。



第5-1(1)図 所員用エアロックの応力評価点

所員用エアロックの応力評価結果を以下に示す。発生応力は許容応力以下 であることを確認した。よって,所員用エアロックは,200℃,2Pdにおい て,十分な強度を有する。

第5-1(1)表 所員用エアロック隔壁部の評価結果 材質:ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当)

		一次応力[MPa]				
11111111111111111111111111111111111111	応力	Р	m	Р _L -	⊢P _b	亡士史
計個点	評価点	応力	許容	応力	許容	
留万		強さ	応力	強さ	応力	
P1		_	_			
P2			_			
P3			_			
P4			_			
P5			_		499	
P6			_		422	
P7			_			
P8			_			
P9		_	_			
P10		_	_			

許容値は、供用状態Dを適用し、Suとする。

6. 配管貫通部

6.1 概要

配管貫通部の 200℃, 2Pd 環境下の健全性を確認する。

代表的な配管貫通部の概要図を第6-1図に示す。配管貫通部は,スリー ブと平板類(平板,穴あき平板,フランジ,ボルト締め平板及びフルード ヘッド),セーフエンド,伸縮継手とスリーブ等に接続する配管(接続配管) によって原子炉格納容器バウンダリを構成している。また,フランジ部は ボルトにより固定されており,シール部にはシリコンゴムを使用している。

上記を踏まえ、以下の構成で健全性を確認する。

6.2項では、配管貫通部(接続配管)の構造健全性を確認する。

6.3項では、配管貫通部(スリーブ)の構造健全性を確認する。

6.4 項では,配管貫通部(平板類)の構造健全性,シール部の機能維持 を確認する。

6.5項では、配管貫通部(セーフエンド)の構造健全性を確認する。6.6項では、配管貫通部(伸縮継手)の構造健全性を確認する。



第6-1図 配管貫通部概要図

6.2 配管貫通部(接続配管)

6.2.1 評価方針

接続配管は、スリーブ等を介して原子炉格納容器と接続している。

接続配管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, 圧縮力が接続配管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,接続配管の機能喪失要因は,原子炉格納容器の変形によ り生じる過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。

このため、200℃、2Pd での接続配管の健全性確認について、第 6-1 表に示す評価方法により評価を実施する。

接続配管は原子炉格納容器貫通部の変位が支持構造物により拘束され ることにより、反力及びモーメントが発生し、応力が発生する。接続配 管の評価では、拘束条件として、厳しくなる接続配管の第1拘束点まで の距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、変位による反力及び モーメントが最大となる貫通部 X-31の接続配管を代表として評価する。 (別添 6.2-1 参照)

第6-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部 (接続配管)	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準 拠した評価 (X-31 で代表評価)

6.2.2 評価

貫通部 X-31 に接続する接続配管について、3 次元梁モデルを用いた配 管解析にて自重, 圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発 生応力を算出し,設計・建設規格 PPC-3520, PPC-3530 に規定される一次 応力, 一次+二次応力の制限値を満足することを確認する。

評価に用いる縦弾性係数及び熱膨張係数は、今回の評価が設計基準を 超えた限界温度、圧力の評価であることを踏まえ、200℃における値を用 いる。

(1) 解析条件

解析条件を第6-2表に示す。また,原子炉格納容器貫通部の変位を第 6-3表に示す。

第6-2表 解析条件

名	名称 単位		スリーブ	接続配管
材	料	_	SA333 Gr.6 (GSTPL 相当)	SM400B
外	径	mm	609.6	609.6
厚	さ	mm	31.0	9.5
縦弾性係数		$ imes 10^{5} \mathrm{MPa}$	1.92^{*1}	1.91^{*1}
熱膨引	長係数	$ imes 10^{-6}{ m mm}/{ m mm}^{\circ}{ m C}$	12. 70^{*1}	$12.09^{\pm 1}$
温	度	°C	200	200
圧	力	MPa[gage]	0.62	0.62

※1:200℃における値

第6-3表 原子炉格納容器貫通部の変位

世 活动来日	变位 建度 变位		(mm)
貝迪部番万	[] []	水平 (外向き)	鉛直 (上向き)
X-31	200°C		

(2) 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。

記号	単位	説明
B ₁	_	応力係数で, PPB-3810 で規定する値
B ₂	_	応力係数で, PPB-3810 で規定する値
D _o	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
Р	MPa	計算圧力
S _a	MPa	許容応力
S _c	MPa	室温における設計・建設規格 付録材料図表 Part5表5に規定する材料の許容引張応力
S _h	MPa	使用温度における設計・建設規格 付録材料図 表 Part5 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
S _{prm}	MPa	一次応力
Z	mm ³	管の断面係数
f	_	設計・建設規格 PPC-3530 に規定する許容応力低 減係数
i ₁ , i ₂		設計・建設規格 PPC-3530 に規定する応力係数
t	mm	管の厚さ

(3) 材料の許容応力

設計・建設規格 PPC-3520, 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。

・一次応力(S_{prm})[設計・建設規格 PPC-3520(1)b.]

$$S_{prm} = \frac{B_1 P D_o}{2t} + \frac{B_2 M_a}{Z} \le 1.5 S_h$$

・一次+二次応力(S_n)[設計・建設規格 PPC-3530(1)a.]
$$S_n = \frac{PD_o}{4t} + \frac{0.75 i_1 M_a + i_2 M_c}{Z}$$

一次+二次応力の許容応力は,設計・建設規格 PPC-3530(1)c.に基づき,次式により算出する。

 $S_a = 1.25 \text{ f} S_c + (1 + 0.25 \text{ f}) S_h$

6.2.3 評価結果

解析モデルを第6-2図,解析結果を第6-4表に示す。

貫通部 X-31 の接続配管について,設計・建設規格 PPC-3520, PPC-3530 の規定を満足することから,配管の変形による延性破壊の可能性がない ことが確認できた。以上の結果より,200℃,2Pdの環境下においても配 管が損傷に至らず,放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

第6-4表 貫通部 X-31 に接続配管の解析結果(最大応力発生点)

単位:MPa

표, /文 주1	一次応力評価		一次+二次応力評価	
貝迪部	発生応力	許容応力	発生応力	許容応力
X-31	39	150	169	257







別添 6.2-1

接続配管の評価対象について

接続配管の評価では、拘束条件として、厳しくなる接続配管の第1拘束点ま での距離及び配管口径の比が最も小さい箇所であり、接続配管に発生する反力 及びモーメントが最大となる貫通部 X-31 を代表として選定している。原子炉格 納容器には熱膨張に伴う変位が発生するが、貫通部に接続される配管は支持構 造物により拘束されているため、貫通部には反力及びモーメントが発生する。 以下に考え方を示す。

1. 配管貫通部の形式

配管貫通部の構造は第 6.2-1(1)図に示すとおり,以下の 3 つに区分される。

形式1:二重管タイプ(ベローズ付) 形式2:二重管タイプ(ベローズ無) 形式3:直結タイプ

形式1のベローズ付タイプの貫通部は配管の相対変位をベローズで吸収す る構造であるため、反力及びモーメントは貫通部に伝わらない構造である。 一方、形式2及び形式3の貫通部は、変位による配管反力及びモーメントが 貫通部に作用し、これにより接続配管と貫通部に応力が発生する。このこと から、形式2(二重管タイプ(ベローズ無))及び形式3(直結タイプ)の貫 通部より評価部位を選定する。



第6.2-1(1)図 配管貫通部の構造図

2. 反力及びモーメントの算出

配管貫通部の変位により発生する反力及びモーメントを以下のようにモデ ル化して算出する。

配管貫通部に変位が発生すると,接続する配管の第1拘束点で変位が拘束 されることにより,貫通部に反力及びモーメントが作用することとなる。こ れを,第6.2-1(2)図のような梁モデルとして評価する。



第6.2-1(2)図 配管貫通部の梁モデル

第 6.2-1(2)図において梁の自由端側に変位を与えた際に発生する反力及 びモーメントは次式のとおりとなる。

反力 $F = 3 \cdot E \cdot I \cdot \delta / L^3$

モーメント $M = F \cdot L$

 $= 3 \cdot E \cdot I \cdot \delta / L^2$

- E:縦弾性係数 I:断面二次モーメント
- **δ**:貫通部変位 L:支持間隔

貫通部変位δは次式のとおりとなる。

 $\delta = \alpha \cdot \ell \cdot \triangle T$

α:熱膨張係数 Q:基準点からの距離 △T:基準温度との差

基準点からの距離は第 6.2-1(3)図に示すとおり,鉛直方向と半径方向の 距離の二乗平方根によって求める。



第6.2-1(3)図 基準点からの距離

3. 選定結果

配管貫通部に作用する反力及びモーメントが最大となる,貫通部 X-31 を代 表箇所として選定している。各配管貫通部の反力及びモーメントを算出した 結果を第 6.2-1(1)表に示す。

第6.2-1(1)表 主要な配管貫通部の反力及びモーメント

		基進点	ł	<i>亲続</i> 配管仕	様			計算値	
貫通部 番号	系統	ユーボ からの 距離 (mm)	外径 (mm)	厚さ (mm)	縦弾性 係数 (MPa)	支持間隔 (mm)	反力 (N)	モーメント (×10 ⁶ N・mm)	L∕D (−)
Х-3	AC 系 D/W 排気	38, 486. 4	609.6	9.5	191,000	4, 926. 1		-i - i	
X-11A	RHR D/W スプレイ	36, 419. 1	406.4	12.7	191,000	9,063.7			
X-13	SLC	29, 343. 8	48.6	5.1	183,000	4,747.0			
X-203	FCS 入口	25, 100. 6	114.3	6.0	191,000	2,991.3			1
Х-5	RCW 入口	24, 763. 9	216.3	8.2	191,000	5, 154. 6			
X-46	RCW 戻り	24, 763. 9	216.3	8.2	191,000	3, 357.8			1
X-11B	RHR D/W スプレイ	23, 823. 3	406.4	12.7	191,000	11, 973. 3			
X-53	AC 系 D/W 供給	23, 481. 3	508.0	9.5	191,000	7, 714. 7			1
X-76	FCS 入口	23, 481. 3	114.3	6.0	191,000	7, 382. 8			1
X-25A	RHR S/C スプレイ	20, 144. 4	114.3	6.0	191,000	4, 483. 0			
X-25B	RHR S/C スプレイ	20, 144. 4	114.3	6.0	191,000	3, 574. 8			
X-79	AC 系 S/C 排気	20, 144. 4	609.6	9.5	191,000	8,961.6			
X-80	AC 系 S/C 供給	20, 144. 4	609.6	9.5	191,000	10, 042. 1			
X-52A	FCS 戻り	19,073.7	165.2	7.1	191,000	7, 408.8			
X-52B	FCS 戻り	19,073.7	165.2	7.1	191,000	7,960.3			
X-47	RHR テストライン	16, 536. 1	406.4	9.5	191,000	9,200.0			
X-48	RHR テストライン	16, 536. 1	406.4	9.5	191,000	5, 674. 5			
X-49	HPCS テストライン	16, 536. 1	318.5	10.3	191,000	10, 305.7			
Х-63	LPCS テストライン	16, 536. 1	318.5	10.3	191,000	16, 506. 5			
X-31	HPCS ポンプ入口	13, 043. 0	609.6	9.5	191,000	2,820.9			
X-32	RHR ポンプ入口	13, 040. 6	609.6	9.5	191,000	9, 312.6	T		1
Х-34	LPCS ポンプ入口	13, 040. 6	609.6	9.5	191,000	5,560.0			
X-35	RHR ポンプ入口	13, 040. 6	609.6	9.5	191,000	9,727.6			
X-36	RHR ポンプ入口	13,040.6	609.6	9.5	191,000	8,780.0			-

6.3 配管貫通部 (スリーブ)

6.3.1 評価方針

スリーブは,原子炉格納容器本体胴を貫通する円筒形の部材で,原子 炉格納容器本体胴に溶接固定されている。

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, 内圧を受けるスリーブには圧縮力が生じないことか 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,スリーブの機能喪失要因は,高温状態で内圧による過度 な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

このため、200℃、2Pd でのスリーブの健全性確認について、第 6-5 表に示す評価方法により評価を実施する。

スリーブ本体の評価は、配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が 内圧による発生応力が大きくなるため、最大径の貫通部 X-18A~D を代表 評価し、スリーブ取付部については、接続配管の反力及びモーメントが 最大となる作用することから、6.2 配管貫通部(接続配管)と同様に貫通 部 X-31 を代表として評価する。

スリーブの評価対象を第6-3図に示す。

	評価対象	機能喪失要因	評価方法
構	スリーブ本体	延性破壊	設計・建設規格の評価式 を準用した評価 (X-18A~D で代表評価)
部	スリーブ取付部 (スリーブ側, 胴側)	延性破壊	設計・建設規格の評価式 を準用した評価 (X-31 で代表評価)

第6-5表 評価対象と評価方法



第6-3図 スリーブの評価対象

6.3.2 評価

(1) スリーブ本体

貫通部 X-18A~Dのスリーブ本体については,既工認と同様の評価手法 である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し,許容圧力 を求め,2Pdを上回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界温度,圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価 を行う。

すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であれば,延性破壊に至らず,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・建設規格において示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

スリーブ本体の許容圧力の計算に使用する記号の定義について,以下 に示す。

記号	単位	説明
Р	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
η	_	継手効率
t	mm	板厚
Do	mm	スリーブの外径

6 - 13

b. 許容圧力の計算方法

スリーブ本体の許容圧力は,設計・建設規格の評価式を用いて計算す る。

$$t = \frac{PD_0}{2S\eta + 0.8P}$$
 [設計・建設規格 PVE-3611]

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$\mathbf{P} = \frac{2S\eta t}{D_O - 0.8t}$$

上式を用いて,スリーブ本体の許容圧力を計算する。

c. 許容圧力の計算結果

スリーブ本体の許容圧力の計算結果を以下に示す。

スリーブ: ASME SA516 Gr.70 (SGV480 相当) 許容圧力算定式: PVE-3611 を準用

 $P = 2S \eta t / (D_0 - 0.8t)$

S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
Do	管台の外径 (mm)	
Р	200℃における許容圧力[MPa]	26.617
	26.617MPa > 0.62MPa (2Pd)	

(2) スリーブ取付部

貫通部 X-31 の貫通配管解析の結果で得られた配管反力に基づき,原子 炉格納容器本体も含めたスリーブ取付部について,既工認と同様の評価 手法で自重,圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応 力を算出し,許容値を満足することを確認する。

発生応力は,死荷重及び内圧による一次応力,熱膨張に伴う配管反力 により発生する二次応力として分類されることから,設計・建設規格に 示される一次応力,一次+二次応力の評価方法及び評価基準値に従う。

許容値は,設計・建設規格において示される原子炉格納容器(クラス MC容器)の供用状態A,Bに対する許容値と同じ3S(S値:200℃にお ける値)とする。

a. 貫通部の形状及び主要寸法

貫通部の形状及び主要寸法を第6-4図及び第6-6表に示す。



第6-4図 貫通部の形状 (X-31)

第6-6表 貫通部の主要寸法 (X-31)

単位:mm

貫通部番号	T ₁	T $_2$	d_{O}	t _{no}	D
X-31					

b. 記号の説明

貫通部の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

記号	単位	説明
А	mm^2	断面積
do	mm	直径
M _C	N•mm	水平方向モーメント
M_{L}	N•mm	鉛直方向モーメント
Р	MPa	内圧,軸方向荷重
P _b	MPa	一次曲げ応力
P _L	MPa	一次局部応力
Q	MPa	二次応力
D	mm	原子炉格納容器の内径
S	MPa	許容引張応力
Т	mm	原子炉格納容器胴の厚さ
t _{no}	mm	スリーブの厚さ
Z	mm^3	断面係数
ν	_	ポアソン比
σ	MPa	軸方向応力
σ _t	MPa	円周方向応力
τ	MPa	せん断応力

c. 評価条件

配管解析から得られた取合い部の反力に基づき設定した評価荷重を第 6-7表に,作用方向を第6-5図に示す。また,材料及び許容応力を第6 -8表に示す。

中区空气	世まの話版	軸力 (N)	モーメント (N・mm)		
貝迪部留方	何里の俚短	Р	$M_{\rm C}$	${\rm M}_{ m L}$	
X-31	死荷重	6. 570×10^{1}	7.207 $\times 10^{6}$	3. 484×10^7	
	熱荷重	3. 205×10^4	2. 591×10^7	5. 271×10^{7}	

第6-7表 評価荷重



鉛直方向

水平方向

第6-5図 貫通部の形状 (X-31)

第6-8表 材料の許容応力

部位	材料	一次応力	一次+二次応力
		$P_{L} + P_{b}$	$P_{L} + P_{b} + Q$
原子炉格納容 器胴	SA516 Gr.70 (SGV480相当)	422MPa (=Su)	393MPa (=3S)

d. 応力評価点

応力評価点を第6-9表及び第6-6図に示す。

応力評価点番号	貫通部番号	応力評価点
P1-A, P1-B, P1-C	X-31	原子炉格納容器胴とスリーブ の取付部(胴側)

第6-9表 応力評価点



第6-6図 貫通部の応力評価点

e. 応力評価点 P1 の計算

原子炉格納容器胴に作用する限界圧力(内圧)及び死荷重による応 力は,既工認で計算した応力を用い,評価荷重比の割り増しを考慮し て算出する。また,貫通部に作用する荷重(配管反力)により貫通部 近傍に発生する応力は,第6-7図に示すFEMモデルを用いて計算す る。



第6-7図 貫通部の計算モデル

f. 応力評価

貫通部 X-31 の 200℃, 2Pd における各応力評価点の発生応力は,一次 応力,一次+二次応力の許容値を下回る。

組合せ荷重による応力評価結果を第6-10(1)表,第6-10(2)表に示す。

第6-10(1)表 材料の許容応力(一次応力)

貫通部 番号	荷重の 組合せ	応力分布	応力評価点	発生応力	許容応力
			P1-A	242MPa	
X-31	死荷重+ 内圧	一次応力	Р1-В	250MPa	422MPa
			Р1-С	245MPa	

貫通部 番号	荷重の 組合せ	応力分布	応力評価点	発生応力	許容応力
			P1-A	124MPa	
X-31	死荷重+	一次+二次 応力	Р1-В	188MPa	393MPa
		, 2, 2, 2	Р1-С	135MPa	

第6-10(2)表 材料の許容応力(一次+二次応力)

6.3.3 評価結果

スリーブについては、200℃, 2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め 機能を維持できる。 6.4 配管貫通部(平板類)

6.4.1 評価方針

平板類のうち,平板,穴あき平板,フランジ,ボルト締め平板及びフ ルードヘッドは,スリーブまたはセーフエンドに溶接固定されている。 また,フランジ部は,ボルトにより固定されており,フランジ間のシー ル部にはシリコンゴムのガスケットを使用している。

平板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。

したがって,平板類の機能喪失要因は,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。

また,シール部については,高温状態で内圧を受け,フランジ部が変 形することによる開口及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下 が想定される。さらに,シール部の開口が進むとボルトに引張応力が作 用し,ボルト破損に至ることが想定される。

このため、200℃、2Pd での平板類の健全性確認について、第6-11表 に示す評価方法により評価を実施する。シール部については、改良EP DM製シール材による評価を実施する。

平板類は,配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧による発 生応力が大きくなるため,最大径の貫通部 X-28 を代表評価する。

平板類(X-28)の評価対象を第6-8図に示す。

評価対象		機能喪失要因	評価方法	
構 造 部	ボルト締め平板	延性破壊	設計・建設規格の評価式を 準用した評価 (X-28 で代表評価)	
	フランジ	延性破壊	J I S B 8265を用いた評価 (X-28 で代表評価)	
	ボルト	延性破壊	J I SB 8265 を用いた評価 (X-28 で代表評価)	
シール部	フランジ,ガスケット	開口,シール材 劣化	一般式を用いた評価試験結果等を用いた評価(X-28 で代表評価)	

第6-11表 評価対象と評価方法



第6-8図 平板類 (X-28) の評価対象

6.4.2 評価

(1) 構造部 (ボルト締め平板)

貫通部 X-28 のボルト締め平板について,既工認と同様の評価手法である設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を用いて許容圧力を求め, 2Pd を上回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界温度,圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価 を行う。すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であれば, 延性破壊に至らず,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・建設規格におい て示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許 容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111参照)。 Su 値を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。

a. 計算に使用する記号の定義

ボルト締め平板の許容圧力の計算に使用する記号の定義について,以 下に示す。

記号	単位	説明
Р	MPa	許容圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
K	—	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最少内のり

6 - 23

b. 許容圧力の計算方法

ボルト締め平板の許容圧力は,設計・建設規格の評価式を用いて計算 する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$
 [設計・建設規格 PVE-3410]

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$\mathbf{P} = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d}\right)^2$$

上式を用いて,アダプタの許容圧力を計算する。

c. 計算結果

以下の示すとおり、ボルト締め平板の許容圧力は 2Pd 以上である。

ボルト締め平板: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3410を準用

- ~/		
S	許容引張応力 (MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
K	係数	0.47
t	呼び厚さ (mm)	
d	平板の径 (mm)	
Р	200℃における許容圧力	1.90
	1.90MPa[gage] > 0.62MPa[gage] (2Pa)	d)

 $P = S / K \times (t / d)^{-2}$

(2) 構造部 (フランジ,ボルト)

貫通部 X-28 のフランジ部について, J I S B 8265「圧力容器の構造 -一般事項」を用いて, 2Pd におけるフランジの発生応力が許容応力を 下回ること及びボルトの必要総有効断面積が, ボルトの総有効断面積を 下回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界温度,圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価 を行う。すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であれば, 延性破壊に至らず,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・建設規格におい て示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許 容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。
a. フランジ部の仕様及び評価条件

貫通部 X-28 のフランジ概要図を第 6-9 図,フランジ部の仕様及び評価条件を第 6-12 表に示す。



第6-9図 フランジ概要図(貫通部 X-28)

第 6-12 表 評価条件 (貫通部 X-28)

項目	仕様及び値
評価圧力	0.62MPa[gage]
評価温度	200°C
フランジ材質	SGV480 相当
フランジ内径	
フランジ板厚(最小厚さ)	
ボルト呼び径	
ボルト本数	

ボルトの評価結果を第6-13表,フランジの評価結果を第6-14表に 示す。

第6-13表 ボルト評価結果(貫通部 X-28)

単位:mm²

荷重	必要総有効断面積 Am	総有効断面積 Ab
2Pd	1.212×10^{3}	6. 765×10^{3}

第6-14表 フランジ応力評価結果(貫通部 X-28)

単位:MPa

	記号	X-28		
ルロンフJ		発生応力	許容応力	
ハブの軸方向応力	σ_{H}	90	422	
フランジの半径方向応力	σ_R	158	281	
フランジの周方向応力	σ_T	31	281	
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_R}{2}$	124	281	
組合せ応力	$\frac{\sigma_H + \sigma_T}{2}$	61	281	

- (3) シール部
- a. 規格等を用いた評価(ボルト締め平板)

貫通部 X-28 のフランジ部について,文献の理論式を用いて 2Pd における開口量を求め,許容開口量を下回ることを確認する。

シール材については,改良EPDM製シール材を使用することとする。 許容開口量の設定に使用する改良EPDM製シール材の圧縮永久ひず み試験結果を第6-15表に示す。

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率**2	*3

第6-15表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%※3 の平均値

許容開口量はトップヘッドフランジの考え方と同様,168時間のひず み率と貫通部 X-28のフランジ部の定格締付量 を踏まえ (=定格締付量 × (100% –) /100%)とする。 第6-10図に示すモデルを用いた開口量の評価結果を第6-16表に示す。 2Pdにおける開口量は であり,許容開口量 を下回る。



第6-10図 評価モデル

第 6-16 表	フラン	ジ部開口量評価結果	(貫诵部 X-28)
	/ / 🗸		

記号	内容	X-28
а	ボルト ピッチ円半径	mm
b	内半径	mm
Dı	$=\frac{Et_1^3}{12(1-\nu^2)}^{*1}$	
D_2	$=\frac{Et_2^3}{12(1-\nu^2)}^{*1}$	
E	縦弾性係数	191000 MPa
K_{yb}	<i>b/a</i> から 定まる係数 *1	-6.330×10^{-4}
q	評価圧力	0.620 MPa
<i>t</i> 1	閉止板板厚	mm
<i>t</i> ₂	フランジ部板厚	mm
V	ポアソン比	0.3
δ_1	$=\frac{qa^4}{64D_1}$ *1 *2	mm
δ_2	$=\frac{-K_{yb}\cdot qa^4}{D_2} *_{1}*_{2}$	mm
$\delta_1 + \delta_2$	変位量合計	mm

6.4.3 評価結果

*1:出典「ROARK'S FORMULAS FOR STRESS AND STRAIN EIGHTH EDITION」 *2:保守的に,はりの最大変位量をシール部の変位量とみなす

平板類については,200℃,2Pd環境下でも,放射性物質の閉じ込め機能を維持できる。

6.5 配管貫通部(セーフエンド)

6.5.1 評価方針

セーフエンドは,伸縮継手付貫通部に用いられる短管で,スリーブ及 び伸縮継手等に溶接固定されている。

セーフエンド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, 圧縮力がセーフエン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,セーフエンドの機能喪失要因は,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 でのセーフエンドの健全性確認について、第6 -17表に示す評価方法により評価を実施する。

セーフエンドは,配管厚さと口径の比が最も小さくなる箇所が内圧に よる発生応力が大きくなるため,最大径の貫通部 X-18A~Dを代表評価す る。

セーフエンドの評価対象を第6-11図に示す。

第6-17表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	規格方法
構造部 (セーフエンド)	延性破壊	規格を用いた評価 (X-18A~D で代表評価)



第6-11図 セーフエンドの評価対象

- 6.5.2 評価
 - (1) 構造部
 - a. 規格を用いた評価

貫通部 X-18A~D のセーフエンドについて,既工認と同様の評価手法で ある設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用し,許容圧力を 求め,2Pd を上回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界圧力・限界温度の評価であることを踏まえ,設計引張強さ (Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 とし て評価を行う。すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であ れば,延性破壊に至らず,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 格において示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに 対する許容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。

評価結果を以下に示す。

貫通部 X-18A~Dのセーフエンドは、2Pd を上回る。

セーフエンド: ASME SA516 Gr.70 (SGV480相当) 許容圧力算定式: PVE-3230(2)a項を準用

 $P = 2S \eta t / (D_i + 1.2t)$

S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	281
η	継手効率(-)	1.0
t	呼び厚さ (mm)	
D _i	胴内径(mm)	
Р	200℃における許容圧力	4.529
	4.529[gage]MPa > 0.62MPa[gage] (2P	d)

6.5.3 評価結果

セーフエンドについては、200℃, 2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ 込め機能を維持できる。 6.6 配管貫通部(伸縮継手)

6.6.1 評価方針

伸縮継手は,配管貫通部に用いられる伸縮継手で,セーフエンドに溶 接固定されている。

伸縮継手の設計時に考慮される機能喪失要因は, 脆性破壊及び疲労破壊が考えられる。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から, 脆性破壊は評価対象外と考えることができる。

したがって,伸縮継手の機能喪失要因は,通常運転時に累積される低 サイクル疲労に加えて重大事故時に累積される低サイクル疲労による疲 労破壊が想定される。

このため、200℃, 2Pd での伸縮継手の健全性確認について、第 6-18 表に示す評価方法により評価を実施する。

なお,評価結果については,伸縮継手の通常状態,設計状態の疲労累 積係数と重大事故等時の疲労累積係数の和が最も大きい配管貫通部 X-14を代表とする。

伸縮継手の評価対象を第6-12図に示す。

評価対象	機能喪失要因	規格方法
構造部 (伸縮継手)	疲労破壊	設計・建設規格に準拠した評価 (X-14 で代表評価)

第6-18表 評価対象と評価方法



第6-12図 伸縮継手の評価対象

- 6.6.2 評価
 - (1) 構造部
 - a. 規格を用いた評価

貫通部 X-14 の伸縮継手について,設計・建設規格に示される伸縮継手 の疲労評価の式を用いて算出し,疲労累積係数が1以下であることを確 認する。重大事故時の繰り返し回数は1回とする。また,重大事故時の 伸縮継手の全伸縮量は,簡易的に設計状態(171℃,1Pd)の2倍とする。 縦弾性係数(E)を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃ を用いる。 評価結果を以下に示す。

疲労累積係数は1以下である。

伸縮継手: SUS304

疲労評価算定式: PVE-3810 に準拠

 $N_{s,i} = (11031 \neq \sigma)^{-3.5}$

 $\sigma = 1.5E t \delta / (n\sqrt{(bh^3)}) + Ph/tc$

Е	200℃における縦弾性係数 (MPa)	183,000	
t	ベローズの板厚 (mm)		
δ	全伸縮量 (mm)		
n	ベローズの波数の2倍の値		
b	ベローズの波のピッチの1/2(mm)		
h	ベローズの波の高さ (mm)		
Р	限界圧力 (MPa)	0.62	
С	ベローズの層数		
σ	ベローズに生じる応力 (MPa)		
N _{S3}	許容繰返し回数(回)		
N ₃	設計繰返し回数(回)	1	
$\Sigma N_i / N_{s_i}$ (i=1~3)	疲労累積係数		

6.6.3 評価結果

伸縮継手については、200℃, 2Pd 環境下でも、放射性物質の閉じ込め 機能を維持できる。

7. 電気配線貫通部

7.1 概要

電気配線貫通部の200℃,2Pd環境下における健全性を確認する。

電気配線貫通部は,高圧用と低圧用の構造上2種類に大別される。高圧 用電気配線貫通部の構造図を第7-1図,低圧用電気配線貫通部の構造図を 第7-2図に示す。

高圧用電気配線貫通部は、モジュールがヘッダに溶接されており、モジ ュール内に封入されたEPゴム、スリーブ及びアダプタにより気密性を維 持する構造となっている。

低圧用電気配線貫通部は、ヘッダとモジュール固定部のOリング(EP ゴム)、モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、スリーブ及びアダプタに より気密性を維持する構造となっている。

上記を踏まえ、以下の構成で健全性を確認する。

7.2項では、電気配線貫通部(アダプタ)の構造健全性を確認する。

7.3 項では、電気配線貫通部(ヘッダ)の構造健全性を確認する。

7.4 項では,電気配線貫通部(モジュール)のシール部の機能維持を 確認する。

なお,スリーブについては,配管貫通部(スリーブ)の評価において 評価している。





第7-1図 高圧用電気配線貫通部構造図

原子炉格納容器内側

原子炉格納容器外側





第7-2図 低圧用電気配線貫通部構造図

7.2 電気配線貫通部(アダプタ)

7.2.1 評価方針

アダプタ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, 過度の圧縮力がアダプタ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,アダプタの機能喪失要因は,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。

このため、200℃、2Pd でのアダプタの健全性評価について、第 7-1 表に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低 圧用の2種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

第7-1表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用 した評価

7.2.2 評価

アダプタについて,設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準 用し,許容圧力を求め、2Pdを上回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界温度,圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価 を行う。すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であれば, 延性破壊に至らず,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・建設規格におい て示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許 容値と同じ考え方である(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照)。

Su 値を算出する際の温度は, 限界温度として設定した 200℃を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

アダプタの許容圧力の計算に使用する記号の定義について,以下に示 す。

記号	単位	説明
Р	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
η	_	継手効率
t	mm	板厚
D _o	mm	アダプタの外径

(2) 許容圧力の計算方法

アダプタの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$
 [設計・建設規格 解説 PVE-3611]

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

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

上式を用いて,アダプタの許容圧力を計算する。

7.2.3 評価結果

以下に示すとおり,アダプタの 200℃における許容圧力は 2Pd 以上で ある。これより,200℃,2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確 保されることを確認した。

アダプタ:ASME SA105 (SF440A 相当) 許容圧力計算式:PVE-3611を準用

 $P = 2S \eta t / (D_o - 0.8t)$

	項目	低圧用	高圧用
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	267	267
η	継手効率(-)	1.0	1.0
t	板厚 (mm)		
D _o	アダプタ外径 (mm)		
Р	200℃における許容圧力 (MPa)	10.645	10.619
	低圧用:10.645[gage]MPa > 高圧用:10.619[gage]MPa >	0.62MPa[gage] 0.62MPa[gage]	(2Pd) (2Pd)

7.3 電気配線貫通部(ヘッダ)

7.3.1 評価方針

ヘッダ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, 過度の圧縮力が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。

したがって、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度 な塑性変形による延性破壊が想定される。

このため,200℃,2Pd でのヘッダの健全性評価について,第7-2表 に示す評価方法により評価を実施する。

なお、電気配線貫通部は複数設置されているが、構造上は高圧用と低 圧用の2種類であることから、それぞれについて評価を実施する。

第7-2表 評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
構造部	延性破壊	設計・建設規格の評価式を準用 した評価

7.3.2 評価

ヘッダについて,設計・建設規格に示される必要厚さの評価式を準用 し,許容圧力を求め,2Pdを上回ることを確認する。

その際,部材に発生する応力強さの許容値は,今回の評価が設計基準 を超えた限界温度,圧力の評価であることを踏まえ,設計引張強さ(Su 値)に対する割下げ率を P_m(一次一般膜応力強さ)には 1.5 として評価 を行う。すなわち,部材に発生する応力 P_mが 2/3Su 値以下であれば, 延性破壊に至らず,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・建設規格におい て示される原子炉格納容器(クラスMC容器)の供用状態Dに対する許 容値と同じ考え方である。(設計・建設規格 解説 PVB-3111 参照) Su 値を算出する際の温度は,限界温度として設定した 200℃を用いる。

(1) 計算に使用する記号の定義

ヘッダの許容圧力の計算に使用する記号の定義について,以下に示す。

記号	単位	説明
Р	MPa	圧力
S	MPa	許容引張応力 (200℃における 2/3Su 値を使用)
K	_	平板の取付方法による係数
t	mm	板厚
d	mm	平板の径または最少内のり

(2) 許容圧力の計算方法

ヘッダの許容圧力は、設計・建設規格の評価式を用いて計算する。

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$
 [設計・建設規格 解説 PVE-3410]

設計・建設規格の評価式を圧力について解くと

$$\mathbf{P} = \frac{S}{K} \left(\frac{t}{d}\right)^2$$

上式を用いて、ヘッダの許容圧力を計算する。

(3) 穴の補強計算

東海第二発電所に設置されている電気配線貫通部のヘッダにはモジ ュール取付用の貫通穴があるため,既工認の強度計算と同様に穴の補 強を評価する。

ここで、

- A₀:補強に有効な面積
- A_r:補強に必要な面積
- d_p:パイプの最大内径
- t_{or}:ヘッダの計算上必要な厚さ
- tpp:パイプの最小厚さ
- t₀:ヘッダの厚さ
- Y:補強に有効な範囲
- **ℓ**₁:点検溝の幅
- ℓ₂: 点検溝の深さ
- F :係数



図 穴部の形状及び寸法(単位:mm)(既工事計画書より)

7.3.3 評価結果

以下に示すとおり、ヘッダの 200℃における許容圧力は 2Pd 以上である。これより、200℃、2Pd の環境下で放射性物質の閉じ込め機能が確保されることを確認した。

ヘッダ:ASME SA182 Gr.F304 (SUSF304 相当) 許容圧力計算式:PVE-3410 を準用

 $P = S / K \times (t / d)^{-2}$

	項目	低圧用	高圧用
S	許容引張応力(MPa) (200℃における 2/3Su 値を使用)	251	251
K	平板の取付方法による係数	0.33	0.33
t	公称板厚(mm)		
d	平板の径または最小内のり(mm)		
Р	200℃における許容圧力 (MPa)	27.948	10.69
	低圧用:27.948MPa[gage] > (高圧用:10.69MPa[gage] > (D.62MPa[gage] D.62MPa[gage]	(2Pd) (2Pd)

ヘッダの計算上必要な厚さ tor は,設計・建設規格 PVE-3410 より

$$t_{0r} = \mathrm{d}\sqrt{\frac{KP}{S}}$$

=14.49 mm

K:0.5 (既工認より)

- P: 0.62 MPa (=2Pd)
- S:251 MPa (200℃における 2/3Su)

補強に必要な面積 A_r

$$A_r = d_p \cdot t_{0r} \cdot F = 2 \times 14.49 \times 1.0 = 2 \text{ mm}^2$$

補強に有効な面積 A₀

$$A_{0} = (2Y-d_{p}-2t_{pp}) (t_{0}-t_{0r}) -2\ell_{1} \cdot \ell_{2}$$

$$= (2 \times - - - 2 \times) \times (-14.49) -2 \times \times$$

$$= - mm^{2}$$

$$\sharp \supset \subset A_{0} > A_{r}/2 = - mm^{2}$$

であり, 穴の補強は十分である。

7.4 電気配線貫通部 (モジュール)

7.4.1 評価方針

モジュールのシール材には,高圧用モジュールにはEPゴム,低圧用 モジュールには,エポキシ樹脂及びEPゴムを使用しているため,高温 劣化によるシール機能の低下が想定される。

なお、モジュールの接合部は、原子炉格納容器貫通部付け根から十分 距離を確保し、原子炉格納容器胴側の変形影響が減衰する位置に設けて いることから、200℃,2Pdによる格納容器胴側の不均一な変形に伴う影 響は及ばない。

このため,200℃,2Pd でのモジュールの健全性確認について,第7-3 表に示す評価方法により評価を実施する。

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール部 (モジュール)	シール材劣化	試験結果等を用いた評価

第7-3表 評価対象と評価方法

7.4.2 評価

(1) 電気ペネ共研の試験結果を用いた評価

電気ペネ共研において, LOCA 時の圧力, 温度条件を超える条件下での, 電気配線貫通部の知見を得るため, 東海第二発電所を含む国内 BWR 電力 実機の電気配線貫通部の構造を反映した試験体を用い, 電気配線貫通部 モジュールの気密性能について検証を行っている。第7-3 図に電気ペネ 共研の試験概要図を, 第7-4表, 第7-4 図及び第7-5 図に試験結果を 示す。

試験結果より,高圧用モジュールのEPゴムシール部は194℃/62時間,低圧用モジュールの樹脂シール部は137℃/62時間の熱劣化に対して,漏えいがないことが確認できている。

なお、本試験においては、放射線による照射が行われていないが、電 気ペネトレーションの二次シール部は格納容器本体から離れた位置に取 り付けられ、スリーブ周囲は遮へい壁で覆われていることから、温度と 同様に格納容器内の積算線量に比べ小さいものと考える。

したがって,実機においてもシール部の耐性に対し有意な影響を及ぼ さない範囲と考えられるため,シール部の劣化要因としては温度が主要 なパラメータであると考える。



第7-3図 電気ペネ共研の試験概要図

话拓		試験条件					C)/漏えい有無
「生天日	雰囲気	温度(℃)	圧力(MPa)	放射線照射	時間(h)	一次シール	二次シール
高圧	乾熱	200 (220) *	$(0.61 \sim 0.79)^{*}$	なし	62	194/漏えいなし	44/漏えいなし
低圧	乾熱	200 (220) *	$(0.60 \sim 0.81)^{*}$	なし	62	137/漏えいなし	68/漏えいなし

第7-4表 電気ペネ共研の試験結果

※:()内は記録グラフからの読み取り値



第7-4図 高圧用モジュール試験体 温度分布図



第7-5図 低圧用モジュール試験体 温度分布図

(2) 過去の環境試験結果を用いた評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部(高圧用)及 び電気配線貫通部(低圧用)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。第7-6図及び第7-7図に 試験装置の概要図、第7-8図に冷却材喪失事故模擬試験における二次シ ール部の温度測定結果を示す。

第7-6 図及び第7-7 図に示すとおり,試験においては電気ペネモジ ュールとカバーのみの構成であり,実機に比べ簡略的な構造である。そ のため,実機に比ベカバー外側からの入熱量が多く,結果として二次シ ール部の温度が実機に比べ高くなる傾向にあるものと考えられる。一方, 電気ペネ共研における試験は電気ペネトレーションの接続箱内を加熱す る構造であり,モジュール部への伝熱の観点からはより実機に即した構 造であると言える。

したがって,格納容器内環境が 200℃となった場合の実際の温度は電 気ペネ共研の温度(高圧用 44℃,低圧用 68℃)で得られた結果が実機に 則したものあると考えていること及び本試験において原子炉格納容器内 を模擬した電気ペネ共研の試験(二次シール部において高圧用 44℃,低 圧用 68℃)よりも厳しい温度条件下で,13日間のシール機能の健全性が 確認された結果から,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る。 第7-6図 冷却材喪失事故模擬試験の試験装置概要図(高圧用)

第7-7図 冷却材喪失事故模擬試験の試験装置概要図(低圧用)



第7-8図 冷却材喪失事故模擬試験温度測定結果

なお,第7-8 図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,劣化を考慮して第7-5表に示す試験を実施し ている。

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し,60 サイク
	試験	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
		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
		てこれを加える。

第7-5表 劣化を考慮した試験方法

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。

(3) NUPECの試験結果を用いた評価

NUPEC試験において、実機を模擬したモジュール試験体を使用して、高温時におけるシール部の漏えい確認試験が行われている。第7-6表に試験結果、第7-7図に漏えい発生温度の圧力依存性を示す。

漏えい発生温度は, 圧力が 0.4MPa~1.0MPa の範囲においては, 圧力に 依存せず, ほぼ一定となることが報告されている。

また,放射線照射の影響については,エポキシ樹脂に 800kGy の放射線 照射を行った場合においても,放射線照射を行わなかった場合に比べ, シート部からの漏えい発生温度が著しく低くなることはなかった。

種類	雰囲気	圧力(MPa)	放射線照射量(kGy)	漏えい発生温度(℃)
高圧用	蒸気	0.8	800	400℃まで漏えいなし
低圧用	蒸気	0.4	800	284
	蒸気	0.8	800	284~303
	蒸気	0.8	なし	285
	蒸気	1.0	なし	266

第7-6表 漏えい発生条件確認試験結果



第7-7図 低圧モジュールの漏えい発生温度の圧力依存

7.4.3 評価結果

モジュールについては,200℃,2Pd 環境下でも,放射性物質の閉じ込 め機能を維持できる。

8. 原子炉格納容器隔離弁

8.1 概要

原子炉格納容器隔離弁の200℃,2Pd環境下における健全性を確認する弁 の耐圧部は、弁箱、弁蓋、弁体等で構成しており、弁体、グランド部及び 弁蓋部等には、シール材を使用している。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及びTIPボール弁には、ゴム系又は樹脂系の シール材を使用しており、高温劣化による機能低下が想定される。

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 生じる温度域ではないこと,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,不活性ガス系バタフライ弁 及びTIPボール弁の耐圧部の機能喪失要因は,高温状態で内圧を受ける ことによる過度な変形(一次応力)が想定されるため,以下の構成で健全 性を確認する。

8.2 項では、不活性ガス系バタフライ弁の機能維持を確認する。

8.3 項では、TIPボール弁の機能維持を確認する。

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[gage])、耐圧上問題となることはない。

・弁グランド部及び弁蓋部のシールには、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。

・弁シート部は金属製又は黒鉛製である。

8.2 原子炉格納容器隔離弁(不活性ガス系バタフライ弁)

8.2.1 評価方針

不活性ガス系バタフライ弁は、弁シート部にEPゴムを使用している ため、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。また、 弁耐圧部は、高温状態で内圧を受けることによる延性破壊が想定される。 このため、200℃、2Pd での不活性ガス系バタフライ弁の健全性について、 第8-1表に示す評価方法により確認する。なお、弁シート部のシール材 については、改良EPDM製シール材による評価を実施する。

不活性ガス系バタフライ弁の評価対象を第8-1図に示す。

評価対象	機能喪失要因	評価方法
弁シート部	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部(弁箱)	延性破壊	設計・建設規格(弁の圧力温度 基準)の進用による評価

第8-1表 評価対象と評価方法



第8-1図 不活性ガス系バタフライ弁評価対象

- 8.2.2 評価
 - (1) 隔離機能

隔離機能は, 弁シート材の耐環境性が支配的であるため, 200℃, 2Pd の環境下での弁シート部への影響を 600A のバタフライ弁供試体による 蒸気加熱漏えい試験により確認する。試験条件を第8-2表に示す。

試験圧力	0.853MPa
試験温度	200°C
試験時間	168Hr
積算放射線量	

第8-2表 蒸気加熱漏えい試験条件

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力が,200℃,2Pd の環境 条件を上回ることを確認する。

- 8.2.3 評価結果
 - (1) 隔離機能

蒸気加熱漏えい試験を実施した結果,200℃,2Pd環境下において,弁 シート部からの漏えいはなく,弁シート部の隔離機能が維持することを 確認した。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり, 弁耐圧部の 200℃に おける許容圧力 1.40MPa[gage]は, 2Pd (0.62MPa[gage])を上回る。こ れにより, 弁耐圧部については, 200℃, 2Pd 環境下において健全性が維 持されることを確認した。

圧力クラス 1.03MPa の弁の温度-許容圧力を第 8-2 図に示す。



第8-2図 不活性ガス系バタフライ弁の温度-許容圧力

以上のことから,不活性ガス系バタフライ弁について,200℃,2Pd の環 境下での健全性を有すると考える。 8.3 原子炉格納容器隔離弁(TIPボール弁)

8.3.1 評価方針

TIPボール弁は, 弁シート部, グランドシール部にふっ素樹脂, 弁 蓋シール部にはふっ素ゴムを使用しているため, 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。また, 弁耐圧部は, 高温状態で内 Eを受けることによる延性破壊が想定される。このため, 200℃, 2Pd で のTIPボール弁の健全性について, 第8-3 表に示す評価方法により確 認する。なお, 弁シート部, グランドシール部及び弁蓋シール部のシー ル材については, 改良EPDM製シール材による評価を実施する。

TIPボール弁の評価対象を第8-3図に示す。

評価対象	機能喪失要因	評価方法
シール材	シール材劣化	試験結果等を用いた評価
耐圧部(弁箱)	延性破壊	設計・建設規格(弁の圧力温度 基準)の準用による評価

第8-3表 評価対象と評価方法



第8-3図 TIPボール弁評価対象

8 - 6

8.3.2 評価

(1) 隔離機能

隔離機能は、シール材の耐環境性が支配的であるため、200℃、2Pd環 境下における圧縮永久ひずみ試験及び不活性バタフライ弁の蒸気加熱漏 えい試験の結果から、シール材の環境耐性を確認する。

(2) 弁耐圧部の構造健全性

設計・建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力が,200℃,2Pd の環境 条件を上回ることを確認する。

- 8.3.3 評価結果
 - (1) 隔離機能

ボール弁の構造上, 圧力負荷により隔離機能を有するシート部が離れ る方向に変形することは考えにくいため, 要求される環境下においてシ ール材に適用する材質の劣化が無い限り, シール性に影響を及ぼすこと はない。したがって, 隔離機能の評価は, シール材の環境耐性があるこ とをもって評価する。

弁シート部,グランドシール部及び弁蓋シール部に使用する改良EP DM製シール材については,第8-4表に示す圧縮永久ひずみ試験結果か ら,200℃,2Pd環境下における環境耐性を有している。また,不活性ガ ス系バタフライ弁の蒸気加熱漏えい試験の結果において,同材質の弁シ ートからの漏えいが無いことを確認している。

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率*2	※ 3

第8-4表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%,全く回復しない状態が 100%※3 の平均値

(2) 弁耐圧部の構造健全性

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり, 弁耐圧部の 200℃に おける許容圧力 1.32MPa[gage]は 2Pd (0.62MPa[gage]) を上回る。これ により, 弁耐圧部については, 200℃, 2Pd 環境下において健全性が維持 されることを確認した。

圧力クラス 1.03MPa の弁の温度-許容圧力を第8-4 図に示す。



第8-4図 TIPボール弁の温度-許容圧力
以上のことから, T I Pボール弁について, 200℃, 2Pd の環境下での健 全性を有すると考える。 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) での健全性を確認するため,第8-1(1)図のフローに従い対象弁を抽出した。



・TIPボール弁

第8-1(1)図 原子炉格納容器隔離弁の評価対象抽出フロー

シール機能維持に対する考え方について

原子炉格納容器のハッチ類,配管貫通部,電気配線貫通部及び原子炉格 納容器隔離弁のシール部のシール機能は,ガスケット等の試験結果及び材 料特性により判定基準を定め,200℃,2Pdの環境下においてシール機能が 維持できることを確認している。シール機能維持の考え方を第1表に示す。

対象箇所	判定基準	シール機能維持の考え方
・トップヘッドフランジ	許容開口	開口量評価で得られた開口量**1が,ガスケッ
・機器搬入用ハッチ	量以下	トの試験結果**2に基づき設定した許容開口
・サプレッション・チェ		量(シール機能が維持できる開口量)以下で
ンバアクセスハッチ		あることを確認することにより、シール機能
・所員用エアロック(扉		が維持できることを確認
板シール部)		
 ・配管貫通部(平板類) 		※1 フランジ部の形状・寸法に基づき解析等によ
		り算出
		※2 圧縮永久ひずみ試験結果及び実機フランジ模
		擬試験による漏えい試験結果
• 電気配線貫通部	設計漏え	試験における漏えい量が設計漏えい量以下
(モジュール)	い量以下	であることを確認することにより、シール機
・原子炉格納容器隔離弁		能が維持できることを確認
(バタフライ弁)		
・所員用エアロック	200℃以	圧力により開口が生じる部位ではないため,
(扉板以外シール部)	上	試験結果及び材料仕様によりシール材の高
• 原子炉格納容器隔離弁		温環境下における耐性を確認することによ
(TIPボール弁)		り、シール機能が維持できることを確認

第1表 シール機能維持の考え方

また、ハッチ類、電気配線貫通部(モジュール)及び原子炉格納容器隔 離弁(バタフライ弁)については、シール材の漏えい試験結果に基づき設 定した判定基準を基にシール機能の維持を確認している。このことから、 各漏えい試験において判定基準として設定した漏えい量より、判定基準を 満たした場合に実機において想定される漏えい量を推定したところ、格納 容器全体の設計漏えい率に比べても十分小さい値であり、シール機能は維 持されると判断している。漏えい量の推定結果を第2表に示す。

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される 漏えい量
 ・トップヘッドフランジ ・機器搬入用ハッチ ・サプレッション・チェンバアクセスハッチ ・所員用エアロック(扉板シール部) ・配管貫通部(平板類) 	許容開口 量以下	実機フランジ模擬試験において、開口量= 許容開口量となる状態を模擬したリーク試 験を実施しており、本試験において判定基 準として設定した漏えい量から格納容器ハ ッチ類の実機相当に換算した漏えい量は、 格納容器設計漏えい率である 0.5%/day に比べ、十分に小さい値であることを確認 している。 ○漏えい有無の判定基準 漏えい量:1cc/min以下 ○実機相当換算値 0.001%/day以下(PCV空間容積に 対する割合)

第2表 判定基準を満たした場合に想定される漏えい量の推定結果(1/2)

第2表 半	判定基準を満たし	た場合に想定される漏えい量の推定結果	(2/2)
-------	----------	--------------------	-------

対象箇所	判定基準	判定基準を満たした場合に想定される 漏えい量
 ・電気配線貫通部 (モジュール) ・原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁) 	設 計 漏 え い 量 以 下	Imperial Imperial
		○ 夫機相当換鼻値 0.02%/day 以下(PCV空間容積 に対する割合)
 ・所員用エアロック (扉板以外シール部) ・原子炉格納容器隔離弁 (TIPボール弁) 	200℃以上	圧力により開口が生じる部位でなく、また、 高温環境下での耐性を確認していることか ら格納容器内の 200℃の環境条件であって もシール機能に影響を及ぼすものでない。

参考資料2

改良EPDM製シール材の適用性について

東海第二発電所では,改良 E P D M 製シール材として

を採用する計画である。

改良EPDM製シール材の開発経緯を以下に示す。

- ・従来,格納容器のシール材(ガスケット)として使用していたシリコンゴムは,使用温度範囲が-60℃~+200℃であり,従来のEPDM製シール材の使用温度範囲-50℃~+150℃よりも耐熱性は若干高いものの,既往の試験結果から高温蒸気環境での劣化が確認されていた。
- ・従来のEPDM製シール材はシリコンゴムに比較して高温蒸気に強い
 材料であったが、更なる耐熱性向上を目的に材料の改良を進め、改良
 EPDM製シール材を開発した。

改良EPDM製シール材については,ガスケットメーカにおいて,耐熱性,耐高温蒸気性及び耐放射線性の確認を目的に,事故時環境を考慮した 条件

にて圧縮永久ひずみ試験が実施されており、耐性が確認されている。

東海第二発電所で採用予定の改良EPDM製シール材

については、ガスケットメーカで実施された試験と同様に圧縮永 久ひずみ試験を実施するとともに、重大事故等時の温度及び放射線による劣 化特性がシール機能に影響を及ぼすものでないことを実機フランジ模擬試験 にて確認している。

また、改良EPDM製シール材は、従来のEPDM製シール材と同様、ガ スケットメーカにて材料や特長に応じ定めている型番品

参考 2-1

として管理されているものであり,当該品を特定可能であること から,メーカ型番を指定することにより今回シール機能が確認されたものを 確実に調達することが可能である。

なお、今後の技術開発により、より高い信頼性があるシール材が開発され た場合は、今回と同様に圧縮永久ひずみ試験等を実施し、事故時環境におけ るシール機能評価を行うことで、実機フランジへの適用性について確認する。

参考資料3

改良EPDM製シール材における各試験について

改良EPDM製シール材の適用にあたり,「改良EPDM製シール材の圧縮 永久ひずみ試験」及び「実機フランジ模擬試験」の2種類の試験を実施して いる。本資料では,各試験の位置付けを明確化するとともに,「実機フランジ 模擬試験」の試験条件がシビアアクシデント環境を適切に模擬できているか を確認するため「高温曝露の方法」及び「放射線試験の方法」について適切 性を確認した。

- 1. 各試験の位置付けについて
 - (1) 改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験

フランジ部からの漏えいの発生を防止するため,フランジ面にはシー ル材がセットされている。フランジはフランジボルトを締め付けること によりシール材を圧縮し、シール機能を発揮する構造となっている。

このため、フランジ部からの漏えいは「内部圧力の上昇によりフラン ジ部が開口すること」に加え「その開口量がシール材の復元量を超える」 場合に生じる。したがって、シール材の耐漏えい性能を確認するために は、シール材がセットされるフランジが「圧力上昇によりどの程度開口 するのか」を評価し、その開口量に熱等により劣化した「シール材の復 元量」を確認することが必要となる(第1表参照)。

フランジ部からの漏えい要因	確認事項	試験(及び評価)の 位置付け
圧力の上昇によりフランジ部が 開口することによる漏えい	フランジ部の圧 力上昇による開 口量	解析による開口量評価
開口量がシール材の復元特性を 超えることによる漏えい	熱等により劣化したシール材の復元量	圧縮永久ひずみ試験に よるシール材の復元量 評価

第1表 フランジ部の開口量評価と圧縮永久ひずみ試験の位置付け

圧縮永久ひずみ試験で得られるひずみ率がフランジ構造によらず,一 様に適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃, 2Pd で評価している ため, 圧力上昇による影響は, フランジ構造によらず同等である。
- ・本試験は、フランジ構造に関わらず、圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度(ひずみ率)から復元量を確認するものであることから、フランジ構造の違いはフランジ構造の 解析による開口量計算において評価している。
- ・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は、としており、改良型EPDM製シール材を適用する「角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率」とほぼ同等である(第2 表参照)。

よって,東海第二発電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では, フランジ部の開口量と圧縮永久ひずみ試験結果を用いることでシール部 の健全性を評価できる。

設備名	フランジ 溝深さ	タング 部高さ	ガスケット 高さ	ガスケット 押し込み量	圧縮率
トップヘッド フランジ					
機器搬入用 ハッチ					
サプレッショ ン・チェンバア	ĺ				-
クセスハッチ 閉止板					-
(X-28)					

第2表 角型断面ガスケットを用いるボルト締めフランジのガスケットの圧縮率



・ガスケット押し込み量=(ガスケット高さ+タング部高さ)-フランジ溝深さ

・圧縮率=(ガスケット押し込み量/ガスケット高さ)×100%

(2) 実機フランジ模擬試験

圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では、内圧によるフラン ジの構造部の変形は模擬しているが、実機フランジ溝にガスケットをセ ットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため、実機にセ ットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要があ る。また、(1)項で記述したシール機能の評価では、ガスケットの復元量 とフランジの開口量が等しい状態(ガスケット押し込み量が 0mm で接し ている状態)までをシール機能維持のクライテリアとしており、その状 態においても気密性を有することを確認する必要がある。

実機フランジ模擬試験は、圧縮永久ひずみ試験の結果を用いた開口量 評価の中で最も厳しい状態を再現する試験をすることで、開口量評価の 妥当性を確認するために実施している。(第3表参照)

開口量評価における未確認事項	確認事項	実機フランジ模擬試験 の位置付け
実機フランジガスケット溝にガ スケットをセットした状態にお ける内圧や熱膨張によりシール 材が変形した状態における気密 性	内圧, 熱膨張でシ ール材がガスケ ット溝内で変形 した状態で気密 性を有すること	ガスケット溝内でのシ ール材の変形を考慮す るため,実機フランジ を模擬した試験装置* により気密性を有して いることを確認
ガスケットに対するタングの押 し込み量が 0mm で接している状 態 (開口量=許容開口量) にお ける気密性	ガスケットに対 するタングの押 し込み量が 0mm で接している状 態で気密性を有 すること	ガスケットに対するタ ングの押し込み量が Omm で接している状態 で試験を実施すること により気密性を有して いることを確認

第3表 実機フランジ模擬試験の位置付け

※試験装置の断面形状は実機と同形状であり、ガスケット及び溝寸法は幅・高さと もに実機と同等で、中心径のみ縮小した試験装置(第1図参照)





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)

第1図 試験装置外観写真

実機フランジ模擬試験で得られた結果がフランジ構造によらず、一様に 適用できる理由を整理する。

- ・原子炉格納容器の限界温度・圧力である 200℃, 2Pd で評価しているため, 圧力上昇による影響は, フランジ構造によらず同等である。
- ・内圧上昇後にフランジが開口した状態を想定し、ガスケットの復元量 とフランジの開口量が等しい状態(押し込み量が0mmで接している状態)でのシール性を確認しているものであり、フランジ構造による開口の違いはフランジ部の解析による開口量計算において評価している。

実機フランジ模擬試験によって、ガスケットに対するタングの押し込み 量が 0mm で接している状態を再現しており、圧縮永久ひずみ試験の結果を 用いた開口量評価において、最も厳しい状態である。よって、東海第二発 電所原子炉格納容器の限界温度・圧力の評価では、フランジ部の解析によ る開口量評価において、開口量が許容開口量以内であることを確認するこ とで、シール部の健全性を評価できる。 2. 実機フランジ模擬試験の高温曝露の方法について

改良EPDM製シール材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされる との知見に基づき、実機フランジ模擬試験では蒸気ではなく高温空気(乾 熱)で曝露し、シビアアクシデント環境より保守的な条件で試験を実施し ている。また、温度については格納容器限界温度200℃が7日間継続する条 件であり、シビアアクシデント環境よりも厳しい条件で曝露しており、そ れに加え、さらに余裕をみた250℃、300℃をそれぞれ定める期間を一定温 度で高温に曝露した試験を実施している。

よって、本試験は高温曝露時に、蒸気環境よりも厳しい乾熱曝露、シビ アアクシデント環境よりも保守的な温度条件により、シビアアクシデント 環境を適切に模擬できていると考える。

3. 実機フランジ模擬試験の放射線照射の方法について

放射線照射量については、シビアアクシデント条件を模擬するために、 有効性評価(大LOCA+ECCS機能喪失+SBO)におけるフランジ ガスケット部における事故後7日間の累積放射線量の目安である 800kGy を 用いて試験している。

また,放射線照射と高温曝露の順序について「原子力発電所のケーブル 経年劣化評価ガイドライン」に事故時環境評価試験の試験実施方法として 放射線照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められて いることから,この考え方を参考にし,放射線照射後に高温曝露を行う順 序で試験を実施している。 改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験について

改良EPDM製シール材の事故時環境における劣化特性を確認するために, JISK6262「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」に準じた圧縮永久ひずみ試験を実施した。

試験装置を第1図に示す。試験片として,予めγ線照射したシール材を用 いている。放射線量は,事故時条件を模擬するために,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 を用いて実施している。 試験は,試験片を圧縮板ではさみボルトを締付けることにより圧縮させる。 試験片の圧縮量はスペーサの厚さで調整している。



第1図 圧縮永久ひずみ試験装置

試験では、加圧試験容器を用いて高温蒸気で曝露し、試験温度は、格納容器限界温度である 200℃、試験期間は 7 日間(168 時間)とし、一定温度で高温曝露している。

圧縮永久ひずみ率は,試験片の初期厚みと試験後の試験片の厚さを測定し, 次の式(1)により算出する。各試験片の中心を 0.01mm の単位まで厚さ測定 し,3 個の試験片で得られた値の平均値を算出する。圧縮永久ひずみの算出 概念図を第2図に示す。

> $Cs = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$ · · · · · · · · · (1) Cs : 圧縮永久ひずみ率 $t_0 : 試験片の初期厚み$ $t_1 : 試験後の試験片の厚み$ $t_2 : スペーサ厚さ$



第2図 圧縮永久ひずみの算出概念図

圧縮永久ひずみ試験の結果を第1表に示す。

++*1	試験	構造部放射線	試験	学龄时间	ひずみ率	$(\%) *^{2}$
1/1 1/7	温度	照射量	雰囲気	武 厥 时 间	各試験片	平均
改良 E P D M	200℃		蒸気	168 時間		

第1表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2 試料を圧縮し完全に回復した状態が0%,全く回復しない状態が100%

実機フランジ模擬試験の概要について

改良EPDM製シール材のシール機能の性能確認として,実機フランジの形 状を模擬した試験装置を用いて,実機条件に近い状態でのシール健全性の確認 を行った。

試験フローを第1図に示し,試験の概要を以下に示す。



第1図 実機フランジ模擬試験の試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は第2図,第3図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。試験フランジに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&グルーブ型(T&G型)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

参考 5-1

たリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジにおけるリーク 量として適用できる。

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、高圧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 外観を第3図に示す。



第2図 試験装置概要図



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)

第3図 試験装置外観

2. 試験条件

事故時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 ガスケット試験体として用いる。放射線による劣化と熱による劣化は,放射 線照射をした後に定められた温度条件下に曝露する逐次法により付与した。

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ないこ とから,放射線と熱の同時曝露による劣化への影響は十分小さく,逐次法に よる劣化の付与は妥当であると考える。なお,「原子力発電所のケーブル経年 劣化評価ガイドライン」において,事故時環境試験の試験方法として放射線 照射をした後に定められた温度条件下に曝露することが定められており,こ のことからも逐次法による劣化の付与は妥当であると考える。

改良EPDM製シール材の劣化は、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、試験 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 (0.62MPa)を包絡する圧力

(0.854MPa 以上) で気密確認を実施する。また,格納容器内圧上昇後の実機 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し込 み量を最小限(0mm) で設定する。なお,押し込み量は,高温での試験を実施 する前段階として,常温での予備加圧を実施し,ガスケットから漏えいが起 こらない状態を押し込み量0mm と定義する。 3. 試験結果

試験結果を第 1 表に示す。フランジによるガスケット試験体の押し込み量 が最小限(0mm)であっても,有意な漏えいは発生せず,200℃・168 時間,250℃・ 96 時間,300℃・24 時間の耐性が確認された。第4回に200℃・168 時間の試 験ケースにおける試験体の外観を示す。第4回より,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。

No.	試験体	温度	継続時間	押し込み量	漏えい の有無
1	改良EPDM ()	200°C	168 時間	Omm	無
2	改良EPDM ()	250°C	96 時間	Omm	無
3	改良EPDM ()	300°C	24 時間	Omm	無

第1表 シビアアクシデント条件での試験結果

下記条件は全ケース共通

試験圧力: 2Pd 以上(0.854MPa 以上), 放射線照射量: 800kGy, 加圧媒体: 乾熱(空気) 漏えい判定基準: 1cc/min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。







第4図 試験後のガスケット試験体外観(200℃・168時間)

改良EPDM製シール材における実機フランジ模擬試験結果の適用について

改良EPDM製シール材については,シール機能の性能確認として圧縮永久 ひずみ試験に加えて,実機フランジを模擬した試験装置(「実機フランジ模擬試 験装置」という。)を用いてシール機能を確認している。

実機フランジ模擬試験装置のフランジ断面形状は実機と同形状,ガスケット 及び溝寸法は幅・高さともに実機と同等であり,中心径のみを縮小した試験装 置としており,フランジ部は実機と同様な変形を模擬できる。

また,実機フランジ模擬試験ではガスケット試験体の押し込み量を 0mm(ガ スケットとタングが接している状態)に設定し,実機が 2Pd 時の開口量以上を 模擬した条件で試験を実施している。

1. 実機と実機フランジ模擬試験装置の比較

実機(トップヘッドフランジ)及び,実機フランジ模擬試験装置のフランジ部の断面形状及び寸法を第1図,第2図,第1表に示す。



第1図 トップヘッドフランジ断面形状図

参考 6-1

第2図 実機フランジ模擬試験装置図

第1表 実機フランジと実機フランジ模擬試験装置の寸法比較

>> /	1		
E	111	•	mm
÷	11/.		111111

	ガスケット寸法				溝寸法			
	内径	外径	幅	高さ	内径	外径	幅	高さ
実機フランジ (トップヘッド フランジ)								
実機フランジ 模擬試験装置								

2. 実機への適用性

前述のとおり,実機フランジ模擬試験装置は,フランジの断面形状が実機 と同形状,ガスケット及び溝寸法は幅・高さとも実機と同等であり,中心径 のみを縮小した試験装置である。

実機フランジ模擬試験では、漏えい有無の判定基準として、1cc/min以上 の漏えい量が30分以上継続した場合に漏えい有と判断することとしている。 ここで、試験の判定基準として設定した1cc/minの漏えい量を実機フランジ での漏えい量に換算し、格納容器の設計漏えい率との比較を行った結果は以 下のとおりである。 ガスケットの内径を di,外径を do とすると,JIS B2490 よりガスケットからの漏えい量Lはガスケットの接触面の内径 di に比例し,ガスケット接触幅(do-di)/2 に反比例する。

$$L \propto \frac{di}{(do - di)/2} = \frac{1}{(do/di - 1)/2}$$

第1表より実機フランジ模擬試験のガスケットの断面形状は実機と一致さ せていることから、ガスケット試験体の接触幅は実機ガスケットと一致して いる。このため、フランジ部からの漏えい量はガスケット内径に比例する。 また、実機フランジ模擬試験ではガスケット押し込み量を0mmに設定し、実 機が2Pd時の開口量以上を模擬した条件で試験を実施している。

本試験で判定基準として設定した漏えい量(1cc/min)より,ガスケット 径比で補正した実機フランジでの漏えい量を推定したところ,格納容器全ハ ッチ類フランジからのリーク量は0.001%/day以下であり,格納容器の設計 漏えい率(0.5%/day)の1/500以下となる。実機フランジのガスケット径 を第2表に、実機フランジにおける漏えい量の推定結果を第3表に示す。

このように,事故時条件を模擬した改良EPDM製シール材の試験結果は, 格納容器の設計漏えい率と比較して十分に余裕がある状態であることから, 改良EPDM製シール材の実機への適用は可能であると考える。

対象	ガスケット径*1*3
トップヘッドフランジ	
機器搬入用ハッチ	
所員用エアロック ^{※2}	
サプレッション・チェンバアクセスハッチ	
X-28 貫通部	
合計	

第2表 実機フランジのガスケット径

[注記]

- ※1:二重ガスケットについては保守的に外側ガスケットの中心径を用いる ※2:エアロックはガスケット周長が等価となる等価直径とする。
- ※3: ガスケット径が 100mm 以下の閉止フランジ付貫通部については,他の 大開口部と比較して影響が小さいため対象外する。

試験での漏えい判定基準(L ₁)	1 cc∕min
試験フランジガスケット径(D1)	
格納容器フランジガスケット径合計(D ₀)	
ガスケット径比(α=D ₀ /D ₁)	
格納容器フランジでの漏えい量($L_0=L_1 \times \alpha$)	
格納容器空間容積(V ₀)	
格納容器空間容積に対する割合(L ₀ /V ₀)	

第3表 実機フランジにおける漏えい量の推定結果

改良EPDM製シール材の実機を模擬した小型フランジ試験について

改良EPDM製シール材について,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,高温曝露又は蒸気曝露を行った後, 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,曝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は第1図,試験治具及びシール材外観は第2図に示 すとおりである。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又は蒸気に曝露されることとなる。

なお,治具に使用されている鉄鋼材料と改良EPDM製シール材とでは,改 良EPDM製シール材の方が線膨張係数は大きく,温度を低下させた場合には 改良EPDM製シール材の方が治具と比較して収縮量が大きくなるため,試験 治具溝内でのタング等との密着性は低下する方向となり,気密試験は高温状態 より室温での試験の方が厳しくなると考えられる。このことから,本試験のオ ートクレーブでの蒸気曝露及び室温でのHe気密確認試験の条件は,実プラン トで想定されるシビアアクシデント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。

高温曝露

熱処理炉を使用して乾熱200℃,168時間の高温曝露を実施した。 ② 蒸気曝露

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 曝露を実施した。蒸気用オートクレーブ系統図を第3図に、蒸気曝露試験 体設置状況を第4図に示す。

参考 7-1

③ H e 気密確認試験

高温曝露及び蒸気曝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では保持時間10分,0.65MPa及び0.9MPaでは保持時間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フランジ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)。 試験状況を第5図,第6図に,試験結果を第1表に示す。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。観察結果を第7図に示す。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。



第1図 試験治具寸法



第2図 試験治具及びシール材外観

参考 7-2

第3図 蒸気用オートクレーブ系統図



第4図 蒸気曝露試験体設置状況





第6図 開口模擬したHe気密試験(隙間ゲージ使用)

第5図 He 気密確認試験状況

第1表 He 気密確認試験結果

No.	曝露条件	γ線照射量	開口変位 模擬	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱200℃,	800kGy	無し	0	0	0
	168時間		0.8mm	0	0	0
2	蒸気1MPa,	800kGy	無し	0	0	0
	250℃, 168時間		0.8mm	0	0	0
3	蒸気1MPa,	800kGy	無し	0	0	0
	250℃, 168時間		0. 8mm	0	0	0

○:リーク及び圧力降下なし



シート面

シート面

シート面

第7図 試験後外観観察結果 (a: 乾熱 200℃, 168 時間, b, c: 蒸気 250℃, 168 時間)

⑤ FT-IR分析

試験後のシール材のFT-IR分析結果を第8図,第9図に示す。FT-IR分析で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又は反射した光量を 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。高温曝露 中に空気が直接接触する位置(曝露面)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、曝露条件では顕著な 劣化は認められなかった。

第8図 FT-IR分析結果(曝露面)

第9図 FT-IR分析結果(シート面)

④ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を第10図に示す。曝露面,シート面, 裏面,断面の硬さを測定した。曝露面において,乾熱200℃,168時間条件 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℃,168時間条件の曝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。



第10図 硬さ測定結果

参考7-6

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168時間の条件下では、フランジガスケ ット材として改良EPDM製シール材を使用した場合は、格納容器内部圧力上 昇時のフランジ部の開口を勘案しても格納容器フランジ部の気密性は維持され ると考えられる。 バックアップシール材のシール機能について

格納容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策を目的に,自主的な取り組み として,バックアップシール材(一液硬化型耐火シーラント)を塗布する。バ ックアップシール材は第1図で示すように,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。



第1図 バックアップシール材イメージ図

(1) バックアップシール材の適用目的

原子炉格納容器のフランジ部のシール機能は、200℃,2Pd の環境下に おいて、改良EPDM製シール材により重大事故後7日間のシール機能が 維持できることを確認しているが、格納容器内が長時間にわたり高温状態 が続くことでシール材の性能が低下することを考慮して、改良EPDM製 シール材の外側にバックアップシール材を塗布し、「改良EPDM製シー ル材+バックアップシール材」の組み合わせとすることで、長期における シール機能健全性を補強する。

また,改良EPDM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、一般的な劣化モードとして酸化劣化があげられるため、 長期におけるシール材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EPDM製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、酸化劣化による改良EPDM製シール材のシ ール機能低下を抑えることが可能である。

以上より,バックアップシール材は,事故発生後の改良EPDM製シー ル材の長期におけるシール機能健全性を補強することができるため,格納 容器閉じ込め機能の更なる安全性向上対策として,トップヘッドフランジ, 機器搬入用ハッチフランジ及びサプレッション・チェンバアクセスハッチ フランジのシール部に「改良EPDM製シール材+バックアップシール材」 を採用する。

(2) バックアップシール材の性能確認試験

バックアップシール材に関して,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) 高温曝露後及び蒸気曝露後気密確認試験
- 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製シール材との組み合わせ)

各々の試験の詳細を以下に示す。

1) 蒸気曝露試験(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関して、小型試験治具

(第2図参照)を用いてγ線照射及び蒸気曝露後にHe気密確認試験を 実施し漏えいの有無を確認するとともに,試験後にFT-IR分析を実 施してバックアップシール材の化学構造の変化状況を確認した。試験条 件の詳細を以下に記載する。

γ線照射

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を目標に,線源Co-60,照射 時間100時間にてy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高温曝露

熱処理炉を使用して300℃, 73時間及び350℃, 73時間の高温曝露を 実施した。

③蒸気曝露

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時間曝露を実施した。蒸気用オートクレーブ系統図 を第3図に,試験片設置状況を第4図に示す。

④He 気密確認試験

蒸気曝露後の試験体について, H e を用いて気密試験を実施した。 高温曝露条件では負荷圧力0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.62 MPa, 蒸気曝露 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。気密確認試験状況を第5図に, 試 験結果を第1表及び第2表に示す。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分析は赤 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又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。分析結果を第6図に示す。 本試験条件では350℃高温曝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。



第2図 小型試験治具寸法



第3図 蒸気用オートクレーブ系統図






第4図 蒸気曝露 試験片設置状況

第5図 気密確認試験状況

No	高温曝露	0.9MDo	0.2MDo	0 4MDo	0 5MDo	0.62MPa	γ 線
NO.	条件	0. 2mra	0. SMF a	0.4MFa	0. omra	0. 02mra	照射量
1	300℃, 73時間	0	0	0	0	0	827kGy
2	350℃,73時間	0	0	0	0	0	827kGy

第1表 He 気密確認試験結果(高温曝露後)

○:リーク及び圧力降下なし

第2表	H e 気密確認試験結果	(蒸気曝露後)
21		

No.	蒸気曝露条件		0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	γ線照射量	
1	1MPa,	250℃,	168時間	0	0	0	819kGy
2	1MPa,	250°C,	168時間	0	0	0	819kGy
3	1MPa,	250℃,	168時間	0	0	0	819kGy

○:リーク及び圧力降下なし

第6図 FT-IR分析結果

2) 開口模擬後気密確認試験

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 ップシール材により気密性が維持されてい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て漏えいの有無を確認した。試験実施状 況を第7図、第8図、試験条件及び結果を第3表に示す。

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)の蒸気曝 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、

参考 8-6

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 分で, 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。

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 分析結果では250℃蒸気曝露でバックアップシール材の化学構造の変化 量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露の有無 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に おいては、試験結果に大きな影響を与えないと考えている。



第7図 バックアップシール材塗布状況 (1.5mm 厚さ)



第8図 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

No.	塗布厚さ	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	備考
1	1 1.5mm	変位付与前	0	0	0	
L		1. 0mm		0	0	
9	2 5.0mm	変位付与前	0	0	0	
		1. Omm	0	0	0	
3 1.5mm	変位付与前	0	0	0		
	1. ƏШШ	1.9mm	0	0	0	

第3表 開口模擬後He気密確認試験結果

○: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,バックアップシール材 の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,第9図に示す内側及び外側シール 材に加えて,格納容器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,第10図に 示す内側シール材に格納容器外側にバックアップシール材塗布し,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。いずれの局所漏えい試験も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(第11図参照)。



第9図 内側及び外側シール材+格納容器外側バックアップシール材塗布条件



第10図 内側シール材+格納容器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

(b) ハッチ閉鎖時

第11図 バックアップシール材塗布試験状況

4) 長時間試験

重大事故時においては、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、又はそれ以上の期間曝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製シール材(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,長期間高温曝露を実施 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。試験条件を 以下に示す。

また,試験体の状況(改良EPDM製シール材+バックアップシール 材塗布)を第12図に示す。

①高温曝露

熱処理炉を用いて,乾熱200℃条件下にて高温曝露を実施した。な お,試験体は,所定の日数曝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℃条件にて追加日数の高温曝露を継続実施している。

②He気密確認試験

高温曝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。試験状況を第13図に、試験結果を第4表に示 す。いずれの試験においてもリーク及び圧力降下は認められなかった。





第12図 試験体の状況(改良EPDM+バックアップシール材)

第13図 He 気密確認試験状況

第4表	Нe	気密確認試験結果
//		

No.	曝露条件	曝露日数	曝露時間	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200℃	30	720時間	0	0	0
2	乾熱 200℃	45	1,080時間	0	0	0
3	乾熱 200℃	60	1,440時間	0	0	0
4	乾熱 200℃	75	1,800時間	0	0	0
5	乾熱 200℃	90	2,160時間	0	0	0
6	乾熱 200℃	105	2,520時間	0	0	0

○:リーク及び圧力降下なし

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℃における長期におけるシール性が確認できた。また,ベント実施ま での間に格納容器の過圧により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。

なお,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「雰囲気 圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において代替循 環冷却系を使用しないシーケンスでは,格納容器雰囲気温度は,7日間

(168時間)時点で150℃未満であり、その後の格納容器雰囲気温度は崩壊 熱の減衰によって低下傾向となるため、7日間(168時間)以降は150℃を 下回る。したがって、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製シール材+バック アップシール材」は有効であると考えている。 (3) 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第5表の通り定めてい 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。

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	

第5表 バックアップシール材の塗布条件

(4) 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第5表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、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。 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

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製)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。

- ① シール材について、開口を考慮した適切な押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 フランジ締め付け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の考 慮事項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EP DM製)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製)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

バックアップシール材の有無によるフランジ厚さの変化はほとんど無く, 約0.01mm であることが確認されている。また,バックアップシール材の塗 布条件として,幅_____,厚さ____としている。この条件を施 工管理できるように、専用治具を用いて実施する。具体的には、塗布条件 を満足できるように切り欠きを有したヘラのようなものを使用することで 考えている。これをフランジ面に当てて、延ばすことでバックアップシー ル材を特別な技量なく、幅及び厚さは均一に塗布可能とする。

実プラントでのガスケットの押込み深さは である。一方,バッ クアップシール材適用による押込み量の変化は約0.01mmと想定され,バッ クアップシール材適用による押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。

(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 材塗布時の厚さは約0.01mmである。

① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分, 突起によるガスケットの締 め付け量は低減する。このため,最も評価結果が厳しくなるトップへ ッドフランジにて 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(第1図,第1表参照)。なお,ここで用 いたガスケットの必要締め付け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。

評価式: 締付量=初期締付量-バックアップ材厚さー開口量

第1図 バックアップシール材塗布時の初期締付状態図

第1表 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
トップヘッド フランジ	0.01			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 には,格納容器内圧による荷重,ガスケット反力による荷重及びバッ クアップシール材による荷重があるが,バックアップシール材反力に よる荷重は内圧による荷重と比較して極めて小さくなる。このため,

参考 9-3

フランジ部へ発生する応力の影響は格納容器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ほ とんど変化しないと考えられる。

(4) 改良EPDM製シール材に対する悪影響,フランジ締付・開放作業への 影響について

フランジ締付・開放作業等の現場作業への影響について、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スクレーパ等により、 容易に除去可能であることを参考資料8で示すバックアップシール材の 性能確認試験によって、確認している。また、バックアップシール材の 除去時にフランジ部の構造により、現場作業への影響が考えられるが、 フランジ面とガスケットを装填する溝部の不連続な箇所があるものの、

作業上、影響はない。

化学的影響については、長時間試験で改良EPDM製シール材とバッ 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 ていることからも、悪影響がないと考えられる。また、フランジ締付時 にバックアップシール材の余剰分は、フランジ外面に出てくるが除去可 能である。

(5) まとめ

以上の検討により,バックアップシール材塗布におけるフランジ締込 量への影響は約0.01mmとわずかであり,開口量評価及びフランジ部応力 評価に大きな影響はない。また,改良EPDM製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。

参考資料 10

トップヘッドフランジ等の開口量評価について

(1)トップヘッドフランジの開口量評価における製作公差等の影響について 原子炉格納容器フランジ部の閉じ込め機能評価については、フランジ開 口量評価と改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ特性を組み合わせる ことで評価している。トップヘッドフランジの開口量評価を第1図、改良 EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果を第1表に示す。

第1図 トップヘッドフランジの圧力と開口量の関係(東海第二発電所モデル, 200℃)

試験温度	200°C
構造部放射線照射量	
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168h
ひずみ率*2	*3

第1表 圧縮永久ひずみ試験*1結果(改良EPDM製)

※1 JIS K 6262 に従い実施

※2試料を圧縮し完全に回復した状態が 0%, 全く回復しない状態が 100%※3の平均値

第1図の開口量評価線図で設定している許容開口量は,格納容器内温度 200℃の状態を7日間経過した際のシール材復元量が,フランジ開口量に追 従できなくなる限界であり,格納容器限界温度・圧力である 200℃, 2Pd に対して,シール材機能は余裕があることを示している。

なお,原子炉格納容器のトップフランジについては,技術基準規則第44 条に要求される単体の漏えい試験を可能とするように,内側ガスケットと 外側ガスケットの間に加圧空間を有した二重シール構造を採用している。 格納容器バウンダリに要求される事故時の閉じ込め機能維持の観点からは, 内外どちらかのシール部の機能が保たれていればよく,さらに一方のシー ル機能が喪失するまではもう一方のシール部は直接事故時環境に晒される ものでない。このため,本評価ではフランジの内側シール材の追従性が失 われた時を機能喪失とみなした評価であるが,実際には外側シール材の追 従性が失われるまでは閉じ込め機能を確保できる。しかしながら,外側シ ール材部の開口量は内側シール材部と比較して小さいこともあり,本評価 では保守的に格納容器の内側シール部の閉じ込め機能を評価した。

開口量評価については、フランジ開口量とシール材復元量を比較してい るが、シール部を構成する部位の製作公差(フランジの製作公差、シール 材の製作公差等)、シール部の構成材料の熱膨張、材料物性のばらつきを考 慮したひずみ率を踏まえ、保守的な評価を次に示す。なお、製作公差のう ち、ガスケットの寸法公差は、最小側を0と設計変更し、製作公差を考慮 しても、公称値以上の寸法となるように管理する。

以上の考え方を第2表に整理する。

第2表 シール部の構造, 寸法及び材料のばらつきを考慮した評価の考え方

評価項目	評価内容	考え方
シール部を構 成する部位の 製作公差	二乗和平方根の 採用	・機器の寸法公差は,一般的に独立した値 を組み合わせて使用する場合,各々の寸 法公差の二乗和平方根を用いて,算出す る。
ガスケットの 製作公差	ガスケット設計 の変更	・トップヘッドフランジ部のガスケットに ついて,製作公差の最小側を0と設計変 更し,製作公差を考慮しても,公称値以 上の寸法となるように管理するため,上 記のシール部の公差に反映する。
シール部の構 成材料の熱膨 張	材料の熱膨張を 考慮	・開口量評価は、200℃におけるシール部 の評価であることから、構成材料の熱膨 張を考慮した。
ガスケットの ひずみ率	材料物性のばら つきの考慮した ひずみ率を採用	・JISK 6262の結果に基づき,ひずみ 率 をより厳しい値とするため,圧縮 永久ひずみ試験の結果に,統計学的なば らつきを考慮したひずみ率の設定

ひずみ率は、第2表の考え方に記載の通り、圧縮永久ひずみ試験の結果 に、統計学的なばらつきを考慮したひずみ率の設定とする。設定方法は、 JISK 6262の結果に基づき、ひずみ率と類似の条件にて実施した 試験結果を抽出し、試験片数を増やして統計学的なばらつきを考慮した圧 縮永久ひずみ率を算出した。抽出したデータを追加した統計学的なばらつ きの評価結果を第3表に示す。追加抽出したデータは No. 2~4 の 3 回分 (9 個)であり、雰囲気、温度・劣化時間、照射時間を変えて実施した試験の うち、雰囲気、温度・劣化時間が同一であるものを選定した。なお、試験 No.1は、ひずみ率を設定した試験データである。

第3表に示すとおり,試験回数4回分,合計12個の試験データに基づく 統計学的なばらつきを考慮したひずみ率を算出した結果,圧縮永久ひずみ

参考 10-3



試験 No.	ひずみ率	至 平均值	標準偏差σ	平均值+2σ	
1					
2					
3					
4					

第3表 統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率

注記:試験条件は以下の通り

雰囲気:蒸気環境(試験 No.1~4)

温度·劣化時間:200℃·168時間(試験 No.1~4)

照射線量:

圧縮永久ひずみ試験: J I S K 6262 に基づき実施(試験 No. 1~4)

本評価における圧縮永久ひずみのばらつきは,重大事故環境を考慮した ひずみ率を確認するため,原子力プラント特有の条件としての放射 線量を照射した後,圧縮状態で200℃の飽和蒸気環境にて168時間劣化さ せた状態での測定値であり、改良型EPDM製シール材の使用温度範囲外 で実施した過酷な環境下での試験であることから、ひずみ率のばらつきの 幅が大きく出たものと考えられる。なお、改良EPDM材のメーカカタロ グ値として記載されている圧縮永久ひずみ (試験条件) の試験時は、測定値のばらつきが 程度であり、重大事故環境における 試験で生じたばらつきと有意な差はない。

ここで,第3表に示す圧縮永久ひずみ率のデータ群における外れ値の有 無について棄却検定法を用いて評価する。

棄却検定法として,原子力発電所内の安全系に係る計器類を対象とし, 多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安全保護系計器 のドリフト評価指針」(JEAG 4621-2007 日本電気協会)を参考とし, グラブス・スミルノフ検定を採用した。

統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率は,正規分布に従う場合, (平均値±2σ)の値が全ケース内に含まれる確率は約95%である。 したがって,全ケースから外れる確率 5%を検定水準としてグラブス・

スミルノフ検定を行い,第4表及び第5表に示す試験データ群の中に外れ 値は存在するか確認を実施した。

第4表 試験データ群

x_1	x_2	<i>x</i> ₃	<i>x</i> ₄	x_5	x_6	<i>x</i> ₇	x_8	x 9	x_{10}	x_{11}	<i>x</i> ₁₂

第5表 試験データのまとめ

項目	データ数	最大値	最小値	平均値 <i>μ</i>	不偏標準偏差 s
値	12				

グラブス・スミルノフ検定とは、任意の検査値に対し検定統計量 t (式(1))を求め、この検定統計量 t がある検定水準における臨界値 τ (式(2))よりも大きい場合、その検査値を異常値とみなす判定法である。

$$t_{i} = \frac{|x_{i} - \mu|}{s}$$
(式(1))
ここで,
 $x_{i} : 検査値 \ (i=1, 2, \cdots, 12)$
 $\mu : 標本平均$
 $s : 不偏標準偏差$
 $t_{i} : 検定統計量 \ (i=1, 2, \cdots, 12)$
 $\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^{2}}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^{2}}}$
(式(2))

ここで,

n:データ数

*t*_{*a*/*n*}:自由度 (*n*-2) の*t*分布の上側 100*a*/*n*% 値

(a=0.05 として t 分布表より算出)

第5表の試験データのまとめから、データ群の平均値 μ 及び標準偏差 s(不偏標準偏差) はそれぞれ $\mu =$, s =となる。また、検査値 x_i は平均値から最も離れた値とし、 $x_4 =$ とする。

参考 10-6

このときの検定統計量 t₄は以下のとおりである。



これに対し, 臨界値 τ は, 標本数 n=12, 有意水準 α を 5%と設定し, $t_{\alpha/n}$ を自由度 n-2の t分布の上側 100 α/n %値としたとき,

$$\tau = (n-1) \cdot \sqrt{\frac{t_{\alpha/n}^{2}}{n(n-2) + n \cdot t_{\alpha/n}^{2}}} = (12-1) \times \sqrt{\frac{3.28^{2}}{12 \times (12-2) + 12 \times 3.28^{2}}}$$

=2.29

となる。

ここで、 $t_{\alpha/n} = 3.28$ は、下図に示す t分布表から算定した値である。



(出典:推計学入門演習(産業図書株式会社))

参考 10-7

以上より, 平均値から最も離れた検定値である x_4 = に対する検定統 計量 tは であり, 臨界値 τ =2.29 よりも小さいため, 異常値とは判定 されない。

したがって,第3表に示す圧縮永久ひずみ値のデータ群において外れ値 と判定されるものはなく,これらの値のばらつきを考慮して統計学的に算 出した圧縮永久ひずみ率 を評価に用いることは妥当である。

なお、本評価において使用したグラブス・スミルノフ検定手法は、対象 とするデータ群が正規分布に従うことを適用の前提条件としている。ここ では、改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ試験のデータ(12点)に対 して、正規性の検討を実施する。

正規性の検討に用いる手法として,原子力発電所内の安全系に係る計器 類を対象とし,多点データの統計的処理に係る手法を定めた指針である「安 全保護系計器のドリフト評価指針」(JEAG 4621-2007 日本電気協会) を参考とし,χ²(カイ2乗)適合度検定を採用した。

χ²適合度検定は、仮定された理論上の確率分布に対して、標本から求め られた度数が適合するか否かを検証する手法として一般的に知られたもの である。

χ²検定の対象データを第6表に示す。第6表のデータは、蒸気環境で
 200℃/168時間劣化させた試料の圧縮永久ひずみ試験データ(12個)である。

x_1	<i>x</i> ₂	<i>x</i> ₃	<i>X</i> 4	<i>x</i> 5	<i>x</i> ₆	<i>x</i> ₇	<i>x</i> ₈	<i>x</i> 9	x_{10}	<i>x</i> ₁₁	<i>x</i> ₁₂
					1			1	1		
											<u>.</u>
	平均值: /不偏標準偏差:										

第6表 改良EPDMの圧縮永久ひずみデータ(単位:%)

χ²適合度検定は,第6表に示す標本データと正規分布を仮定した期待値とを 比較し、適合度を検定するものであり、データ数と関係なく一般的に使用され る。第6表に示すデータを階級ごとに分割して整理した結果を第7表に,第7 表に基づき作成したヒストグラムを第2図に示す。

階級	度数 Oi	期待度数 Ei	(Oi-Ei) ² /Ei
┗	由度:9)		x ² 値

第7表 圧縮永久ひずみデータの度数分布表



第2図 圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

χ²値は,標本データの度数と正規分布を仮定した場合の期待度数との差 分の積算として下式で求められる。

$$\chi^2 = \sum \frac{(Oi - Ei)^2}{Ei} =$$

ここで,

Oi: ある階級に含まれるデータ数*Ei*: ある階級の期待度数

 χ^2 適合度検定では,標本データより求めた χ^2 値が,データの自由度(階級数-制約数)に対する χ^2 分布表の値よりも小さければ,正規分布に従っている(正規性がある)と判定される。自由度 9,上側確率 5%に対する χ^2 分布表の値は 16.92 であり,12 個のデータに基づく χ^2 値 は 16.92 よりも小さいため,第6表に示す圧縮永久ひずみデータに対する正規性を示すとの仮定は棄却されなかった。

						χ²	羽	ξ.						
	<i>φ</i> ,)	$P \rightarrow \chi^2$		P =	∫ [∞] _	1		$\frac{X}{2}$) 2	-1 dX		~		
(自 と	由度 ø から χ ²	と上側る を求め	福率 P) る表)) 2	J χ ² Γ	$\left(\frac{\phi}{2}\right)$	Ĩ	\ 2)	2				Р
	1.1.2	1.15	11 - 1 	i de la composición de la comp	ь Ì	1:			1				×2	-
P			out	05	- 00		50							IP7
2	.990	.99	.9/5	.90	190	.75	.50	. 25	.10	.05	. 025	.01	. 005	\mathbb{Z}
1 23 4 5	0.04393 0.0100 0.0717 0.207 0.412	0.08157 0.0201 0.115 0.297 0.554	0.0*982 0.0506 0.216 0.484 0.831	0.0#3 0.103 0.352 0.711 1.145	0.0158 0.211 0.584 1.064 1.610	0.102 0.575 1.213 1.923 2.67	0.455 1.386 2.37 3.36 4.35	1, 323 2, 77 4, 11 5, 39 6, 63	2.71 4.61 6.25 7.78 9.24	3.84 5.99 7.81 9.49 11.07	5.02 7.38 9.35 11.14 12.83	6.63 9.21 11.34 13.28 15.09	7,88 10,60 12,84 14,86 16,75	1 2 3 4 5
678	0.676	0.872 1.239 1.646	1,237 1,690 2,18	1,635 2,17 2,73	2.20 2.83 3.49	3.45 4.25 5.07	5.35 6.35 7.34	7.84 9.04	10.64 12.02 13.36	12.59 14.07 15.51	14.45 16.01 17.53	16.81 18.48 20.1	18.55 20.3 22.0	678
-9 10	1.735	2.09	2.70	3.33	4.17	5.90	8.34	11.39	14.68	16,92	19.02	21.7	23.6	9
11	2.60	3.05	3, 82	4.57	5.58	7.58	10.34	13 70	17.98	10.68	21.0	24 7	96 8	11
12 13 14 15	3.07 3.57 4.07 4.60	3.57 4.11 4.66 5.23	4.40 5.01 5.63 6.26	5.23 5.89 6.57 7.26	6.30 7.04 7.79 8.55	8.44 9.30 10.17 11.04	11.34 12.34 13.34 14.34	14.85 15.98 17.12 18.25	18.55 19.81 21.1 22.3	21.0 22.4 23.7 25.0	23.3 24.7 26.1 27.5	26.2 27.7 29.1 30.6	28.3 29.8 31.3 32.8	12 13 14 15
16 17 18 19 20	5.14 5.70 6.26 6.84 7.43	5.81 6.41 7.01 7.63 8.26	6, 91 7, 56 8, 23 8, 91 9, 59	7.96 8.67 9.39 10.12 10.85	9,31 10.09 10.86 11.65 12.44	11.91 12.79 13.68 14.56 15.45	15.34 16.34 17.34 18.34 19.34	19.37 20.5 21.6 22.7 23.8	23.5 24.8 26.0 27.2 28.4	26.3 27.6 28.9 30.1 31.4	28.8 30.2 31.5 32.9 34.2	32.0 33.4 34.8 36.2 37.6	34.3 35.7 37.2 38.6 40.0	16 17 18 19 20
21 22 23 24 25	8.03 8.64 9.26 9.89 10.52	8.90 9.54 10.20 10.86 11.52	10.28 10.98 11.69 12.40 13.12	11.59 12.34 13.09 13.85 14.61	13.24 14.04 14.85 15.66 16.47	16.34 17.24 18.14 19.04 19.94	20.3 21.3 22.3 23.3 24.3	24.9 26.0 27.1 28.2 29.3	29.6 30.8 32.0 33.2 34.4	32.7 33.9 35.2 36.4 37.7	35.5 36.8 38.1 39.4 40.6	$38.9 \\ 40.3 \\ 41.6 \\ 43.0 \\ 44.3$	$\begin{array}{r} 41.4 \\ 42.8 \\ 44.2 \\ 45.6 \\ 46.9 \end{array}$	21 22 23 24 25
26 27 28 29 30	11.16 11.81 12.46 13.12 13.79	12.20 12.88 13.56 14.26 14.95	13.84 14.57 15.31 16.05 16.79	15.38 16.15 16.93 17.71 18.49	17.29 18.11 18.94 19.77 20.6	20.8 21.7 22.7 23.6 24.5	25.3 26.3 27.3 28.3 29.3	30.4 31.5 32.6 33.7 34.8	35.6 36.7 37.9 39.1 40.3	38.9 40.1 41.3 42.6 43.8	41.9 43.2 44.5 45.7 47.0	45.6 47.0 48.3 49.6 50.9	$\begin{array}{r} 48.3 \\ 49.6 \\ 51.0 \\ 52.3 \\ 53.7 \end{array}$	26 27 28 29 30
40 50 60 70	20.7 28.0 35.5 43.3	22.2 29.7 37.5 45.4	24.4 32.4 40.5 48.8	26.5 34.8 43.2 51.7	29.1 37.7 46.5 55.3	33.7 42.9 52.3 61.7	39.3 49.3 59.3 69.3	45.6 56.3 67.0 77.6	51.8 63.2 74.4 85.5	55.8 67.5 79.1 90.5	59.3 71.4 83.3 95.0	63.7 76.2 88.4 100.4	66.8 79.5 92.0 104.2	40 50 60 70
80 90 100	51.2 59.2 67.3	53.5 61.8 70.1	57.2 65.6 74.2	60.4 69.1 77.9	64.3 73.3 82.4	71.1 80.6 90.1	79.3 89.3 99.3	88.1 98,6 109.1	96,6 107,6 118,5	101.9 113.1 124.3	106.6 118.1 129.6	$112.3 \\ 124.1 \\ 135.8$	$116.3 \\ 128.3 \\ 140.2$	80 90 100
70	-2.58	-2.33	-1.96	-1.64	-1.28	-0.674	0.000	0.674	1.282	1.645	1.960	2.33	2, 58	20
	8	1.		9 à 1			P 1	7 (0 1	5	1 1 1		A 1	* <u></u>

(出典:推計学入門演習(産業図書株式会社))

次に第2表に基づき,シール部を構成する部位の製作公差等を考慮した トップヘッドフランジの開口量評価を実施する。

製作公差がトップヘッドフランジの開口量評価に影響する箇所は、シー ル材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため、ガスケット溝深 さ、タング部高さ及びガスケット高さが該当する(第3図参照)。これらの 製作公差を第8表に示す。

部位	公称值	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ	-	
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ		
ガスケット押し込み量		

第8表 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

第8表より, 製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は,



第3図 製作公差の概要(赤点線:製作公差のイメージ)

更に,各部位の熱膨張を考慮した寸法を第9表に示す。これらの製作公差の概要を第4図に示す。

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位	合計	

第9表 各部位の熱膨張を考慮した寸法





熱膨張量 ΔL の評価式は以下の通り

 $\Delta L = L \times \alpha \times \Delta t$

ここに,

L:基準寸法(mm)

 $\alpha: 材料の熱膨張係数(mm/mm·<math>^{\circ}$ C)

鋼材=11.85×10⁻⁶, ガスケット=____

Δ t : 据付状態から評価温度までの温度差(°C)(=200-

第9表より,熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量は,製作公差を考 慮したガスケットの押し込み量より, + = と評価できる。

参考 10-13

また、実機フランジ模擬試験においては、高温での試験を実施する前段階 として、予備加圧にて徐々に調整シム量を少なくしていき、ガスケットから の漏えいが起こらない状態を押し込み量 0mm と定義していることから、漏え いが起こらなくなった時点においては、調整シムの最小厚さである のガスケット押し込み量が発生する恐れがある。

上記より,実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量は, 製作公差及び熱膨張を考慮したガスケットの押し込み量より,

= と評価できる。

以上の結果から、シール部の構造、寸法及び材料のばらつきを考慮した評価は第10表の通りとなり、ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても、内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

評	価	押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量 (2Pd)	評価結果
公称值	内側			1		\bigcirc
	外側	ĺ				0
亚在荷	内側					0
〒〒1四100	外側				-	0

第10表 シール部の構造, 寸法及び材料のばらつきを考慮した評価結果

(2) トップヘッドフランジの施工管理について

実機のトップヘッドフランジにおいては、定期検査におけるトップヘッ ドフランジ閉鎖時に、決められたトルクでボルトを締め付けることが要領 書で定められていること、異物の噛み込みや予期せぬフランジの変形等に よる隙間が生じていないことを の隙間ゲージが挿入できないこと をもって確認していることから、作業者の技量によってガスケットの押し 込み量が変動することは考え難く、作業管理における品質は維持できると 考える。トップヘッドフランジ部の構造を第5回に示す。上蓋側フランジ と本体側フランジのフランジ面を隙間が無いように据え付けることで、タ ング (突起)によるガスケット押し込み量 が確保出来る構造となっ ている。



第5図 トップヘッドフランジ部の構造

参考 10-15

また、トップヘッドフランジの溝及びタング(突起)については、定期 検査の開放時に手入れを実施しているが、溝やタングを傷つけないような 素材で手入れを行っていること、外観目視点検を開放の都度行い傷や変形 がないことを確認していること、定期検査毎に原子炉格納容器全体の漏え い率検査及びトップヘッドフランジ部のみのリークテストを実施しており、 有意な変動のないことを確認していることから、トップヘッドフランジの 溝及びタングは気密性を維持していると考える。原子炉格納容器全体漏え い率検査実績及びトップヘッドフランジ部リークテスト実績を第6図、第 7回に示す。



第6図 原子炉格納容器全体漏えい率検査実績



第7図 トップヘッドフランジ部リークテスト実績

参考 10-16

(3)トップヘッドフランジ以外の開口量評価における製作公差等の影響について

トップヘッドフランジの開口量評価((1)にて記載)と同様に,原子炉 格納容器バウンダリ構成部として,評価対象としている機器搬入用ハッチ, サプレッション・チェンバアクセスハッチ,所員用エアロックについても 開口量評価を実施する。評価結果は,第11表から第22表の通りであり, 製作公差を考慮しても閉じ込め機能が維持できる。

部位	公称值	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	_	0.01mm
ガスケット押し込み量		

第11表 機器搬入用ハッチのガスケット押し込み量

第12表 機器搬入用ハッチの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位	合計	

評価	f	押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量	評価結果
公称值	内側					\bigcirc
	外側					0
評価値	内側					\bigcirc
	外側				-	0

第13表 機器搬入用ハッチの開口量評価結果

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

第14表 サプレッション・チェンバアクセスハッチのガスケット押し込み量

部位	公称值	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
バックアップシール厚さ	—	0.01mm
ガスケット押し込み量		

第15表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの各部位の熱膨張を考慮した

寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位	合計	

評価		押し込み 量	ひずみ率	許容 開口量	開口量	評価結果
公称值	内側					\bigcirc
	外側					\bigcirc
評価値	内側					0
	外側					\bigcirc

第16表 サプレッション・チェンバアクセスハッチの開口量評価結果

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

第17表 所員用エアロックのガスケット押し込み量

部位	公称值	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ	-	
ガスケット高さ	-	
ガスケット押し込み量		

第18表 所員用エアロックの各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位		

第19表 所員用エアロックの開口量評価結果

評価	押し込み 量	ひずみ率	許容 開口量	開口量	評価結果
公称值					\bigcirc
評価値					0

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

部位	公称值	公差(絶対値)
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
ガスケット押し込み量	r	

第20表 閉止板 (X-28) のガスケット押し込み量

第21表 閉止板 (X-28) の各部位の熱膨張を考慮した寸法

部位	基準寸法	熱膨張変位
フランジ溝深さ		
タング部高さ		
ガスケット高さ		
熱膨張変位	合計	

第22表 閉止板 (X-28)の開口量評価結果

評価		押し込み 量	ひずみ率	許容開口 量	開口量	評価結果
公称值	内側					\bigcirc
	外側	-				0
評価値	内側					0
	外側					0

※実機フランジ模擬試験で想定されるガスケット押し込み量を含む

(4)実機フランジ計測結果を考慮したトップヘッドフランジ部の開口量評価 について

トップヘッドフランジのシール部は,製作公差を考慮した場合の許容開 ロ量と開口量の比較において,内側シール部の裕度が小さいことから,実 機フランジ(サプレッション・チェンバアクセスハッチ)の寸法測定を実 施し,製作寸法の誤差を確認した。サプレッション・チェンバアクセスハ ッチの構造図を第8図に,フランジ部の寸法測定結果を第23表に示す。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定の結 果,製作公差 () に対し、シール部が開口となる方向の製 作寸法の誤差は 以内であった。

サプレッション・チェンバアクセスハッチシール部のガスケット溝及び タング(突起)は、トップヘッドフランジのガスケット溝及びタング(突 起)と設計メーカ、設計、製作方法及び材質は同じであり、機械加工の精 度も同等であると考えられることから、製作寸法の誤差についても同等で あると考える。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの製作寸法の誤差は, であり,設計の製作公差を用いてシール部の公差を とした評価は, 実機フランジのシール部に対して保守的な評価であると評価できる。

参考として,サプレッション・チェンバアクセスハッチと同程度の製作 寸法の誤差があると仮定し,サプレッション・チェンバアクセスハッチの 実機フランジ寸法測定結果からトップヘッドフランジについて開口量評価 を行った。

評価の結果,トップヘッドフランジの内側シール部における許容開口量 は第 24 表に示すとおり, であり,開口量に裕度があることを確認 した。

参考 10-21



第8図 サプレッション・チェンバアクセスハッチ 構造図

第23表 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部測定結果

			 測定結果 [mm]														
測定	設計値		D	(4	2)	()	3)	4	D	(5	5)	Œ	5)	Ċ	D	(8	3)
箇所	[mm]	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側	内側	外側
溝深さ																	
タング高さ																	

第24表 トップヘッドフランジ開口量評価

	押し込み 量 (公称値)	シール部の 公差	熱膨張	調整 シム量	ひずみ率	許容開口量	開口量 (2Pd)
内側							
シール部							
外側							
シール部							
				i ar lar h			

<評価条件>

・ガスケット寸法
 ・シール部の公差:S/Cアクセスハッチの実測値使用

ール部の公差:3/6) クセスパップの実例値使 バックアップシール有
(5) 開口量評価における保守性について

第25表に示すとおり,FEM解析による開口量評価おいては,構造物の 剛性や強度が実機に比べ低めとした評価としていることや許容開口量の算 出において,圧縮永久ひずみ試験は実機よりも劣化に対して保守性がある 評価であるが,実機フランジ模擬試験において試験装置等の誤差があるこ とや実機フランジ締付時の面間管理(隙間ゲージ挿入による管理)には実 機フランジでのガスケット押し込み量に対し不確実さがある。

今後, ガスケットの増厚を検討し, 裕度を確保することとする。

	項目	保守性	備考
開口量	FEM 解析	 ・構造物に設けられているリブを無視するなど、実際の構造物よりも剛性を低く見積もっている。 ・材料物性値を規格値ベースとすることで、強度を低めに見積もっている。 ・フランジが閉じる方向に作用する自重を考慮していない。 	 ・実機フランジ締付け 時の面間管理(隙間 ゲージ挿入による管 理)において隙間ゲ ージの厚さ以下の隙 間は把握できていない。
	漏えい 限界	・既往知見で得られたガスケット自身の 変形によるセルフシール性については 評価に反映されない。	 ・実機フランジ模擬試 験において,試験装 置等の製作誤差は把 握できていない。
許容開口量	ひずみ率	 ・実機のガスケットは底面・側面が溝と 接しているのに対し,圧縮永久ひずみ 試験は,試験体の側面全体が直接蒸気 環境下に晒されるため,ひずみ試験か ら得られたひずみ率は材料の劣化を保 守側に見積もっている。 ・実機ガスケット全体のうち,タング部 で圧縮している部分は局所的であり, 圧縮されていない部分が大部分残存し ているため,タング押し込み部の復元 量は、圧縮されていない部分のゴム弾 	
		性の寄与も想定される。	

第25表 開口量評価における保守性

参考 10-23

参考資料 11

経年劣化を考慮したシール機能について

本資料では,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製シール材については, 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, 重大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製シール材は,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(高圧用)及び電気配線貫 通部(低圧用)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(第1表参照)。

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のシール機能は確保されるものと考えられる。

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し, 60 サイ
	試験	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
		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。

第1表 劣化を考慮した試験方法

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日間(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第2表で示すとおりリークは認めら れなかった。また,FT-IR分析においても第1図に示すとおり,55℃を約 18ヶ月保持した試験材の分析結果は初期材と同様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。

第2表 He 気密確認試験結果

保持条件	0.3 MPa	0.65 MPa	0.9 MPa
55℃ 約18ヶ月	0	0	\bigcirc

○:リーク及び圧力降下なし

第1図 FT-IR分析結果

化学薬品や核分裂生成物のシール機能への影響について

1. 化学薬品等のシール機能への影響

東海第二発電所のシール材として適用する改良EPDM製シール材は,エ チレンとプロピレン等の共重合によって得られる合成ゴムの一種であり,同 材質のゴムであるEPゴムは,これまでも原子炉格納容器隔離弁の弁体等に 使用されてきた実績のある材料である。

EPDM材の基本的な特性を考慮した場合,シール機能に影響を及ぼす可能性のある物質としては、「溶剤」と「潤滑油」が挙げられる。第1表にEPDM材の基本特性を示す。

洗い油やベンゼン等の溶剤については,管理区域内への持ち込み管理を行っており,プラント運転中においては格納容器内に存在しないため,シール 材に悪影響を及ぼすことはない。

潤滑油については,原子炉再循環ポンプモータや再循環流量制御弁の動作 に使用されているが,格納容器胴側に設置されるシール部から離れた位置に 設置されている。仮に漏えいが発生した場合でも,機器の下部に設置される 堰,又はダイアフラムフロア床面の傾斜によって,ドレンサンプ設備に導か れることで周辺への流出は防止され,シール材に悪影響を及ぼすことはない。

耐蒸気性	А
耐水性	А
耐性 (植物油)	A \sim B
耐性 (潤滑油)	D
耐性(溶剤)	D

第1表 EPDM材の基本特性

凡例 A:優 B:良 D:不可(但し配合による)出典:日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

参考 12-1

2. 重大事故等時に発生する核分裂生成物や水素のシール機能への影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性 がある物質として、アルカリ金属であるセシウム及びハロゲン元素であるよ う素が存在する。このうち、アルカリ金属のセシウムについては、水中でセ シウムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが、膨張黒鉛ガス ケットや金属ガスケットはアルカリ環境において劣化の影響はなく、また、 EPDM材についても耐アルカリ性を有する材料であることから、セシウム によるシール機能への化学的影響はないものと考える。

一方,ハロゲン元素のよう素については,無機材料である膨張黒鉛ガスケ ットや金属ガスケットでは影響がないが,有機材料であるEPDM材では影 響を生じる可能性がある。今後,使用することとしている改良EPDM製シ ール材については,電力共同研究による影響の確認を行っており,炉心損傷 時に想定されるよう素濃度(約450mg/m³)よりも高濃度のよう素環境下(約 1,000mg/m³)においても,圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大 きな変化がないことを確認している。このように,よう素環境下での性能が 確認された材料を用いることにより,シール機能への影響が生じることはな いものと考える。

重大事故等時に格納容器内で発生する水素の格納容器外への主要な放出 モードとして気体分子のガスケット材料透過が考えられる。これは水素等の 分子量が小さい気体の場合に起こりうる事象であるが,重大事故時の格納容 器内環境条件下(温度・放射線)においてシール機能の顕著な劣化は生じな いこと,及び気体分子の透過に対して十分な材料の厚みが確保されているこ とから,ガスケット材料透過による格納容器外への水素の放出可能性は極め て低いものと考えられる。

参考 12-2

参考資料 13

シール材の運転環境(放射線量,温度)の考慮について

トップヘッドフランジ等のシール材に使用する改良EPDM製シール材につ 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、重大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性能を確認している。また、開口部に用い られる改良EPDM製シール材は、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ないものと考えられること、プラントの定期検査において は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(高圧用)及び電気配線貫 通部(低圧用)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。

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のシール機能は確保されるものと考える。

参考資料 14

黒鉛製シール材について

黒鉛製シール材は,膨張黒鉛(化学反応を用いて鱗片状黒鉛に物質を挿入 した黒鉛層間化合物を急熱すると層間に入れられた物質が燃焼,ガス化し, 黒鉛が層の重なり方向に膨張したもの)を圧縮加工したものであり,一般的 に400℃程度の高温環境下においても安定性の高いシール材料である。

東海第二発電所で使用する黒鉛製シール材の仕様を第1表に示す。重大事 故環境下に十分な耐性を有する製品であることを確認している。

计争实位	仕様					
入 家 印 位	耐熱温度	耐圧性	耐放射線性			
所員用エアロック 電気配線貫通部	400℃以上	6.9MPa	15MGy			

第1表 貫通部に使用する黒鉛製シール材の仕様

試験データの代表性・信頼性について

長期的な格納容器温度(168 時間以降で 150℃を下回る状況)と閉じ込め機能の関係を評価するために、時間経過による改良EPDM製シール材への長期的な影響について試験結果をもとに第1表に示しているが、その試験データの信頼性について説明する。

第1表には改良EPDM製シール材の圧縮永久ひずみ率,硬さ,質量変化率 をそれぞれ試験時間に対して示しているが,これは同じ環境条件に曝露した試 験体3個のデータの平均値を示したものである。試験体3個それぞれの試験結 果を第2表に示す。圧縮永久ひずみ率,硬さ,質量変化率について試験体3個 の実測値データに大きなばらつきは無いことが確認できる。

試験時間	0~7 日	7 日~14 日	14 日~30 日
試験温度		•	
圧縮永久ひずみ率(%)	-		
硬さ			
質量変化率(%)			

第1表 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

			圧縮永久ひずみ試験						
No	試験時間 (日)	試験温度 (℃)	圧縮永久 ひずみ率(%)		硬さ		質量変化率 (%)		
			実測値	平均值	実測値	平均值	実測値	平均值	
1	0~7	200							
2	7 ~ 14	150							
3	14~30	150							

第2表 0~7日(200℃),7日~30日(150℃)の圧縮永久ひずみ試験

また、シール材の復元特性を示すために、劣化を付与した試験体を用いて、 復元速度測定試験を実施した。試験ケースを第3表に示す。

全てのケースにおいて試験体3個に対して試験を実施したものであり,試験 結果のばらつきを確認するため,代表としてケース1-2の試験体3個全ての試 験結果を第1図に示す。いずれの試験体においても同様の傾向を示しており, 復元速度500mm/minの試験に大きなばらつきはない。

その他の試験ケースについても、試験結果に大きなばらつきはないため、各 ケース試験体3個のうち代表として1個の試験結果を第2図及び第3図に示す。

ケース	材料	照射量	曝露 媒体	曝露温度	復元速度	試験 体数
1-1	改良 E P D M 材					3
1-2	改良 E P D M 材					3
2-1	改良 E P D M 材					3
2-2	改良 E P D M 材					3

第3表 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

第1図 復元速度測定試験(ケース1-2の試験体3個)

第2図 復元速度測定試験(左:ケース1-1,右:ケース1-2)



第3図 復元速度測定試験(左:ケース2-1,右:ケース2-2)

参考 15-3

フランジ開口量評価の妥当性について(構造解析との関連性)

今回,実施したトップヘッドフランジの開口量評価には,FEM解析を用 いている。FEM解析では,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。 その評価モデルを第1図に,圧力-開口量の関係を第2図に示す。

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。第3図は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,第4図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。なお、この試験において,漏えいが発生したのは、 内圧が6.17Pd,フランジ開口量が平均で6.3mmのときであり、フランジが開 口しても,漏えいが生じていない結果が得られている。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(第5図及び第1表参照)。第3図の示すよう に、試験結果と解析結果の比較から解析結果は、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。

フランジ部の開口量評価では、フランジ部だけではなく、圧力作用面であ る上鏡板や胴部もモデル化しているため、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、同時に上鏡板や胴部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。

以上より, FEM解析を用いて実施したトップヘッドフランジ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。



第1図 トップヘッドフランジ部の解析モデル



第2図 トップヘッドフランジ部における圧力-開口量の関係



第3図 NUPEC機器搬入用ハッチフランジの圧力-開口量の関係



第4図 NUPECハッチモデル試験体



第5図 NUPECハッチモデル試験解析モデル

参考 16-3

解析項目	NUPEC解析モデル	当社解析モデル
解析コード	ANSYS	ABAQUS
モデル化範	胴部,上鏡部:軸対称ソリッド要素	格納容器胴部(円筒胴,円錐胴),
囲	ボルト,ブラケット:平面応力要素	上鏡部、フランジシール部構成部材
	フランジシール面:接触要素	(フランジ, ボルト, ナット等):
		ボルト 1/2 ピッチ分をセクタとした
		周期対称ソリッド要素
		フランジシール面:接触要素
材料定数	試験体の材料の引張試験から得ら	材料規格に基づく物性値を用いた。
	れた物性値を用いた。	応力ひずみ関係は, ASME B&PV Code
	応力ひずみ関係は, 真応力-真ひず	Sec. VIII (2012Addenda) Div.2 ANNEX
	み関係を多直線で近似して用いた。	3-D による真応力-真ひずみ関係を
		多直線で近似して用いた。
境界条件	上鏡中央は, 軸対称性からX方向に	格納容器胴側と底部との取り合いを
	拘束, Y方向を自由。胴板下端はX	固定。端部は対称条件を設定。
	方向に自由, Y方向を拘束。	
ボルト初期	実機で設定している値を用いた。	実機で設定している値を用いた。
締め付け荷		
重		
荷重条件	内圧を段階的に負荷し, 1.96MPaと	内圧を段階的に負荷し,発散するま
	なるまで解析を実施した。	で解析を実施した。

第1表 NUPEC解析モデルと当社解析モデルの比較

原子炉格納容器のリーク発生順序及び各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,重大事故等時に放 射性物質の閉じ込め機能が喪失する要因として,原子炉格納容器内の温度・ 圧力条件の変化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,シール部のシール機能が失われる場合が想定される。

構造部材の評価については,規格等に定められている許容値を基準として 用いて評価しており,200℃,2Pd の環境条件が継続しても構造強度を維持で きるため,閉じ込め機能に対して十分な裕度を有しているものと考える。

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おり,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℃,2Pdの環境条件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,トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等,フランジ構造になってい る箇所については,圧力の上昇に伴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。

以上の検討結果から,原子炉格納容器で漏えいが発生する可能性が高い部 位はフランジ構造のシール部であると評価できる。このため,フランジ構造 のシール部について,200℃,2Pd の状態での健全性を確認した際の判定基準 に対する裕度を確認した。

フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度を第1表に示す。

評価対象部位		開口量 (mm)		許容値 (mm)	Î	裕 度*
トップヘッドフランジ	内側					1.1
	外側					1.4
	内側					1.4
成品版八川バツノ	外側					1.8
サプレッション・チェンバ	内側					4.6
アクセスハッチ	外側					6.3
所員用エアロック						6.5
閉止フランジ						15.1

第1表 フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

※:許容値/開口量

所員用エアロック開口量評価に係る変形支点の変位の影響について

所員用エアロックにおけるシール部の評価については,原子炉格納容器内圧 による扉板の変形に伴うシール部の開口量評価を実施しているが,この評価で は,変形による支点のずれを考慮しない評価としているため,支点のずれに伴 う影響について評価を行う。第1図に所員用エアロックシール部の構造を示す。



第1図 所員用エアロックのシール部構造

1. 扉板の変形(たわみ等)について

所員用エアロック扉板を第2図,第3図のように2点支持のはりとしてモ デル化する。東海第二発電所の所員用エアロック扉板は平板形状であり,扉 板の板厚を考慮してモデル化していることから,はりとしてモデル化するこ とは妥当であると考える。また,はりモデルは変位量が保守的となる扉板長 辺側をモデル化しており、実際に荷重がかかった際は、上下に加え左右にも 支持があるところを,上下 2 点支持としていることから,保守的な評価であると言える。

このはりモデルにより,扉板の変形(たわみ等)によって生じる縦軸方向 (扉幅)の変位量δxを評価した結果,0.2mm程度であり,ガスケット幅 と比較しても十分小さく無視できる。



第2図 2点支持はりモデル



縦軸方向(扉端)の変位量 δx は $\delta x = 2 \times L3 - L2$

第3図 三角形モデル

2. 変形支点の変位について

上記で示した扉の軸方向への滑り δ x=0.2mm の場合について,所員用エア ロック扉を第 4 図のように 2 点支持はりモデル化し,シール部の開き量を算 出した。その結果,扉シール部の変位は,変形支点を考慮しない場合の変位 量と同じ mm であった。



第4図 2点支持はりモデル

$$\delta = w \times L_1 / (24 \times E \times I) \times (3L1^3 + 6L1^2 \times L2 - L2^3)$$

格納容器隔離弁のSA環境下における耐性確認試験の概要について

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 事故時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製シール材を選定し,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第1表に示す。また,第1図に蒸気通気試験装 置の概要図,第2図に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ 弁を供試体とし、弁座シール材に改良EPDM製シール材を適用して、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。 重大事故時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、弁は 閉弁状態で実施する。重大事故時環境における放射線による劣化と熱による 劣化は、シール材に放射線照射をした後、定められた温度条件下に曝露する 逐次法により付与する。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の雰囲気を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、逐次法と比較して放射線と熱の同時曝露のシール機能への影響は 十分小さいものと考える。

参考 19-1

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	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	第1図に示す試験装置で200℃,0.62MPa以上の蒸気環境下における閉じ込め機能を確認する。蒸気は168時間通期し,24時間おきに二次側の漏えい検出弁より漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	第2図に示す試験装置で供試体一次側を0.62MPa以上の窒素加圧 環境下とし、二次側からの漏えいがないことを確認する。





第1図 蒸気通気試験装置概要図



第2図 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第2表に,常温弁座漏えい試験の試験結果を第3 表に示す。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漏えいは確認されず,閉じ込め機能を維持できる ことを確認した。

第2表 蒸気通気試験結果

シール材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えいの 有無
改良 E P D M材	0.62MPa 以上	200°C	蒸気	168 時間		無

第3表 常温弁座漏えい試験結果

シール材	圧力	温度	加圧媒体	漏えいの 有無
改良 E P D M 材	0.62MPa 以上	常温	窒素	無

移動式炉心内計装(TIP: Traversing In-core Probe)系統爆破弁に ついて

1. 系統概要

移動式炉心内計装(TIP:Traversing In-core Probe)系統は、炉心内の軸方向及び水平方向の中性子束分布の測定をすると共に、局部出力モニタ

(LPRM)の較正を行うために設けられた移動式の中性子測定装置である。

TIP系統は、5系統の中性子検出機構、駆動機構、インデクサ機構、バル ブアセンブリなどで構成されており、炉心内43箇所において中性子束分布を 測定できるようになっている。

TIP系統のバルブアセンブリは,TIPボール弁とTIP火薬切断弁(爆破弁)により構成されており,原子炉格納容器バウンダリとしては,通常運転時は全閉状態であるTIPボール弁により,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モニタの較正 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検出器が 炉心に挿入している間に格納容器隔離信号が入り,且つ検出器が炉心内から 引抜けない場合又はTIPボール弁が正常に閉止しない場合,TIP火薬切 断弁により閉止を行う運用としている。

TIPのシステム概略図を第1図に, TIPシステム機器構成図を第2図 に示す。

第1図 TIPシステム概略図

第2図 TIPシステム機器構成図

2. T I P 装置の機能,動作について

(1) 駆動機構

駆動機構は、モータにより駆動ケーブルを駆動することにより、検出 器を炉内へ送り込むものである。

(2) バルブアセンブリ

バルブアセンブリは、TIPボール弁とTIP火薬切断弁の2つのバ ルブから構成され、格納容器の隔離のためにインデクサ機構と駆動機構 の間の案内管に設けられたものである。

TIPボール弁は電極弁であり,通常は安全方向となるようにスプリ ングにより閉弁されている。検出器が駆動されている場合にはソレノイ ドが励磁されてボール弁は開弁し,検出器がチェンバーシールド内に収 められた場合にはソレノイドが無励磁となり閉弁するように,シールド リミットスイッチにてインターロック制御されている。

TIP火薬切断弁はボール弁とチェンバーシールドの間にあり,非常 時にのみ使用される。検出器が炉心にある場合,原子炉内に何らかの原 因による漏えいが発生し,その上検出器を引抜けない場合やボール弁が 全閉しない場合に限って,TIP制御盤のキーロックスイッチによりケ ーブルを切断し,格納容器の隔離を行うものである。

(3) 共通案内管

共通案内管は炉心中央の案内管へ導くための案内管であり,各インデ クサ機構から集まった案内管は,5ウェイコネクタにより1本の案内管へ 集められ炉内に入っていく。 (4) パージシステム

パージシステムは,駆動機構内ケーブル及びインデクサ機構の絶縁劣 化, 錆防止のため,湿分の少ない制御用空気及び窒素ガスにて常にパー ジしている。

(5) インデクサ機構

インデクサ機構は、炉内案内管とチャンバーシールドの間にあり、駆 動機構からの案内管と、炉内案内管を正確に結合させる機構である。

3. T I P 火薬切断弁の構造について

前述のとおり、TIP火薬切断弁は、原子炉内に何らかの原因による漏え いが発生し、その上検出器を引抜けない場合やボール弁が全閉しない場合に 限って使用される弁である。TIP火薬切断弁の構造図を第2図に示す。

TIP制御盤のキーロックスイッチにより作動信号を入力することで、パ ワーカートリッジ内の火薬に着火し、爆発力によりカッターが飛び出し、T IP検出器ケーブルを内蔵している案内管を切断した後、所定の位置に停止 する。



第2図 TIP火薬切断弁構造図

4. TIP火薬切断弁の信頼性確認について

TIP火薬切断弁の信頼性確認のため,TIP火薬切断弁の起爆回路の健 全性を確認することを目的として,定検毎で第1表に示す検査を実施してい る。経年劣化の影響が懸念される弁駆動源である火薬については,設計寿命 を考慮して交換頻度を65ヶ月としており,火薬切断弁ごと交換することとし ている。

また,火薬切断弁の交換の際には,同一ロットの試供品にて爆破試験等を 実施することで,動作信頼性を確保している。

検査項目	内容
外観検査	目視による外観点検
絶縁抵抗測定試験	TIP 火薬切断弁~中央制御室操作ユニット間の ケーブル健全性確認
導通確認試験	T I P 火薬切断弁の点火回路の健全性確認試験

第1表 TIP火薬切断弁の検査項目

動的荷重の影響について

1. はじめに

原子炉格納容器については,事故時に動的な荷重が発生する可能性がある。 ここでは,評価温度・圧力(200℃, 2Pd)において考慮すべき動的荷重を抽 出し,その影響を評価した。

2. 考慮すべき動的荷重の抽出

原子炉格納容器内における動的な荷重は、以下によって生じうる。

- (1) 高温の炉心(溶融デブリを含む)と水との接触に伴う蒸気発生
 ①損傷炉心等のヒートアップした炉心への注水時の蒸気発生
 ②下部プレナムへの溶融炉心の移行(リロケーション)時の蒸気発生
 ③原子炉圧力容器破損に伴うFCI発生時の蒸気発生
- (2) 原子炉冷却材バウンダリ内に内包された高エネルギー流体の格納容器 への放出

①LOCAブローダウン時の高温水·蒸気の放出

②逃がし安全弁の作動に伴うサプレッション・プールへの蒸気放出

これらのうち,原子炉格納容器圧力の上昇率が最も大きく,フランジ等の 開口量の変化速度が速い事象は,(1)③のFCI発生時の蒸気発生である。こ の影響について,3.に示す。

また,(2)②については,原子炉格納容器圧力の上昇率は大きくないものの,サプレッション・チェンバ内で動的な荷重が発生する。加えて,(2)①に

ついても、ベント管からの高温水・蒸気の吹き出しによってサプレッション・ チェンバ内に動的な荷重が発生する。これらの影響について、4.に示す。

3. 原子炉圧力容器破損に伴うFCI発生時の蒸気発生の影響について

有効性評価に関する事故シナリオにおいて,溶融炉心がペデスタルに落下 した際に格納容器内圧力がスパイク上に上昇する。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,上記の圧力上昇時のフランジの開口量の変 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。

3.1 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製シール材について、復元速度を評価するため、JISK 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 ジ開ロ量の変化速度が最も早くなるのは、溶融炉心がペデスタルに落下し た際の圧力上昇時(FCI発生時)である。この場合における開口量の変 化速度は 1.49×10^{-2} mm/s 程度であることが分かっているため、これを参 照して、 1.49×10^{-2} mm/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 又 は500mm/min)で圧縮後,初期位置まで一定速度(300mm/min 又は500mm /min)で荷重を開放し,この際に改良EPDM製シール材に加わる圧縮応

カを測定する試験を実施した(第1図参照)。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。



第1図 復元速度測定試験の概要

3.2 試験結果

試験結果を第2図に示す。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製シール材の復元 速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述のとお り、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、溶融炉心がペデスタ ル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 1.49×10⁻²mm/s 程度であり、以下のとおりシール材復元 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 (1.49×10⁻²mm/s)

第2図 一定復元速度下で測定した改良EPDM製シール材の圧縮応力

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、参 考資料 15 で示す通り、劣化後の圧縮永久ひずみ、硬さ、質量変化率は、大き なばらつきがなく、有意な性状変化が見られていない。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考える。 <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 製シール材,及び 800kGyの放射線照射を行い,蒸気 250℃を 168 時間暴露し た改良EPDM製シール材について,劣化後のシート面のFT-IRスペク トルを第3図に,硬さ測定の測定値を第4図に示す。その結果,FT-IR スペクトルは,分析位置に顕著な劣化が認められないこと,硬さ測定結果は, 200℃,168 時間条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇したが、その他 は,硬さの初期値近傍であることから,乾熱放射線照射+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。



第3図 FT-IR分析結果(シート面)



第4図 硬さ測定結果

逃がし安全弁の作動に伴うサプレッション・プールへの蒸気放出の影響について

サプレッション・チェンバに作用する水力学的動荷重は大別して次の2種 類がある。

- (1) ドライウェルとサプレッション・チェンバを繋ぐベント管からの吹き 出しによる荷重
- (2) 主蒸気逃がし安全弁の作動時に,サプレッション・プール水中の排気 管端部に設置されたクエンチャからの蒸気吹き出しによる荷重

このうち(1)については,格納容器圧力が低いLOCA発生直後で支配的と なる現象であるため,その後,格納容器が限界温度・圧力に近づいた状態に おいては評価不要と考える。したがって,(2)のクエンチャからの蒸気吹き出 しによる荷重の影響について検討を行った。

クエンチャからの蒸気吹き出しに伴う荷重には、次の2種類がある。

(a) 気泡振動荷重

主蒸気逃がし安全弁作動時に排気管内の空気が圧縮され,クエンチャ から水中に放出される際に,気泡の膨張・収縮の繰り返しにより生じる 荷重。

(b) 蒸気凝縮振動荷重

原子炉圧力容器からの蒸気が,クエンチャから水中に放出される際に 生じる凝縮振動。

このうち,(a)の気泡振動荷重については,荷重の大きさがガス量とそのエ ネルギーに支配され,プラント設計においては主蒸気逃がし安全弁排気管の 吹き出し圧力を考慮した荷重を設定している。重大事故時における排気管内 のガス量や吹き出し圧力は,設計基準事故時と同等か,温度上昇に伴う排気 管内のガス密度の低下によって低下する傾向にあると考えられるため,気泡 振動荷重がプラント設計条件よりも厳しくなることはない。

(b)の蒸気凝縮振動荷重については,排気管に設置されているクエンチャの 効果により安定した蒸気凝縮が行われることから,気泡振動荷重と比較して も十分小さく,また,サプレッション・プール水のサブクール度の変化によ っても不安定凝縮が発生しない事が,過去の試験において確認されている。 (第5図参照)

これらの検討結果から,重大事故等時におけるサプレッション・チェンバ 動荷重の影響は,プラント設計時に考慮している動荷重の影響と同等レベル であると考える。



第5図 蒸気凝縮時の圧力変動と水温の関係
モデル化している各部位の耐震性について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各機器について,基準地震動S_sに対 する耐震性を示すため,地震時の発生応力と供用状態D_sの評価基準値を比較 した。その結果,全ての評価部位において発生応力は,評価基準値を下回って 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る。(第1表参照)

なお,フランジ部については,フランジ面がボルトで固定されており,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。

第1表 地震時の原子炉格納容器各機器における発生応力

単位 : MPa

	一次応力				
評価機器	応力分類	発生応力	供用状態D _s にお ける評価基準値		
ドライウェル上鏡板	一次局部膜+ 一次曲げ応力		380		
ドライウェル円錐胴	一次局部膜+ 一次曲げ応力		380		
サプレッション・ チェンバ円筒胴	一次局部膜+ 一次曲げ応力		387		
機器搬入用ハッチ	一次局部膜+ 一次曲げ応力		380		
サプレッション・ チェンバアクセス ハッチ	一次局部膜+ 一次曲げ応力		387		
所員用エアロック	一次局部膜+ 一次曲げ応力		380		
配管貫通部	一次局部膜+ 一次曲げ応力		344		
電気配線貫通部	一次局部膜+ 一次曲げ応力		356		

参考 22-1

参考資料 23

フランジ部の永久変形の評価について

原子炉格納容器バウンダリの健全性評価のうち,開口評価を行っているもの に対して,事故時の原子炉格納容器過圧状態における開口により,永久変形が 生じないことを示す。

開ロ影響がある部位の評価として,200℃,2Pdにおけるフランジ部の変形に よるフランジ部の発生応力を算出し,供用状態Cにおける評価基準値と比較し た。その結果,全てのフランジ部の発生応力が供用状態Cにおける評価基準値 を下回っており,永久変形が生じないことを確認した。

<評価対象>

①トップヘッドフランジ

②機器搬入用ハッチ

③サプレッション・チェンバアクセスハッチ

④所員用エアロック

① トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジについて,既工認と同様の評価手法を用いて算出 したフランジ及びボルトの発生応力が,供用状態Cにおける評価基準値を 下回ることを確認する。

トップヘッドフランジの評価結果を第1表に示す。発生応力は供用状態 Cにおける評価基準値を下回っており、永久変形は生じない。

第1表 トップヘッドフランジの評価結果

単位:MPa

荷重	発生応	供用状態Cにおける 評価基準値		
	フランジの軸方向応力	σ _H	185	339
	フランジの径方向応力	σ _R	2	226
	フランジの周方向応力	σ _T	86	226
2Pd	組合社庁士	$\frac{\sigma_{\rm H} + \sigma_{\rm R}}{2}$	94	226
	$\frac{\sigma_{\rm H} + \sigma_{\rm T}}{2}$	136	226	
	使用状態でのボルトの応力	σ _{b0}	247	423

② 機器搬入用ハッチ

機器搬入用ハッチのフランジ部について,既工認と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が,供用状態Cにおける評価基準値を下回ることを確認する。

機器搬入用ハッチフランジの評価結果を第2表に示す。発生応力は供用 状態Cにおける評価基準を下回っており、永久変形は生じない。

第2表 機器搬入用ハッチフランジの評価結果

材質:ASME SA516 Gr.70	(SGV480 相当)
---------------------	-------------

S	供用状態Cにおける評価基準値(MPa)	226
$M_{\rm P}$	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	2. 112×10^{4}
R _m	フランジ平均半径(mm)	
b	フランジ幅 (mm)	
h	フランジ高さ (mm)	
Ι	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	4. 22×10^{7}
σ	発生応力 (MPa)	87

③ サプレッション・チェンバアクセスハッチ

サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部について,既工認 と同様の評価手法を用いて算出したフランジの発生応力が,供用状態Cに おける評価基準値を下回ることを確認する。

サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価結果を第3表に示す。 発生応力は供用状態Cにおける評価基準を下回っており,永久変形は生じない。

第3表 サプレッション・チェンバアクセスハッチフランジ部の評価結果

S	供用状態Cにおける評価基準値(MPa)	226
$\rm M_{P}$	内圧によるモーメント (N・mm/mm)	5. 038×10^{3}
R _m	フランジ平均半径(mm)	
b	フランジ幅 (mm)	
h	フランジ高さ (mm)	
Ι	フランジの断面二次モーメント (mm ⁴)	1.14×10^{7}
σ	発生応力 (MPa)	29

材質: ASME SA516 Gr. 70 (SGV480 相当)

④ 所員用エアロック

所員用エアロックの隔壁部は,既工認において,最も厳しい応力点を代 表評価点として,発生応力を算出している。それに基づき供用状態Cの評 価基準値との比を算出し,設計圧力に対する裕度を求め,その比を設計圧 力に乗ずることで所員用エアロック部の許容圧力が求まる。この許容圧力 が 2Pd を上回ることを確認する。

応力評価結果を第4表に示す。許容圧力は2Pdを上回り,永久変形は生じない。

第4表 所員用エアロックの評価結果

材質:ASME SA516 Gr.70 (SGV480 相当) 許容圧力算定式:

 $\alpha = S \neq \sigma$

 $P = P_D \times \alpha$

σ	既工認での発生応力 (MPa)	89
S	供用状態Cにおける評価基準値(MPa)	339
α	発生応力と評価基準値との比 3.808	
P _D	設計圧力 (MPa)	0.279
Р	許容圧力	1.062
1.062MPa > 0.62MPa (2Pd)		

原子炉格納容器 評価温度・圧力負荷後の耐震性

1. 検討方針

原子炉格納容器バウンダリ構成部の評価対象の各部位に対し,評価温度・ 圧力(200℃, 2Pd)負荷時に部材が弾性域又は塑性域のいずれにあるか,ま た,除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに,除荷後の残留ひず みの挙動により,耐震性への影響を評価する。

2. 検討結果

残留ひずみの有無及び耐震性への影響有無については,一次応力のみ考慮 する部位と一次+二次応力を考慮する部位に分けて次のとおり判断する。

評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けず二次応力を考慮 する必要がない場合は、一次応力がSyを超えるか否かで残留ひずみの有無を 確認する。この場合、一次応力がSy以下の場合は、除荷後に残留ひずみは生 じない(第1図、 $0 \rightarrow a \rightarrow 0$)。Syを超える場合は、除荷後に残留ひずみが生じ る(第1図、 $0 \rightarrow a \rightarrow b \rightarrow c$)。一次応力は与えられた荷重に対して決定する応 力であるため、同じ荷重が作用した場合の発生応力は除荷後も同等であり、 評価温度・圧力負荷前と同じ弾性的挙動を示す(第1図、 $c \rightarrow b$)。また、設 計・建設規格の許容値は荷重を変形前の断面積で割った公称応力を基に設定 されているため(第2図)、設計・建設規格の許容値内であれば発生応力を 算出する際に変形前の断面積を用いることに問題ない。

参考 24-1

小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

地震(許容応力状態IV₄S)の一次応力の許容応力は,供用状態Dの許容応 力の制限内で同等であり,さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示す ことから,耐震性に影響はないと判断できる。

[1] 一般社団法人 日本溶接協会「建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー(第12回溶 接構造用鋼材に関する研究成果発表会)」 JWES-IS-9701, (1997)



第1図 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ(一次応力)



第2図 公称応力と真応力について

次に,評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けるため,局 部的に発生する二次応力を考慮する必要がある場合は,構造不連続部に発生 する二次応力も考慮して,一次+二次応力で残留ひずみの有無を確認する。

参考 24-2

ー次+二次応力がSyを超えると塑性域に入るが(第3図(設計・建設規格 解説PVB-3112), $0 \rightarrow A \rightarrow B$), 2Sy以下の場合は除荷時にひずみが減少し, 除荷後に残留ひずみは生じない(第3図(設計・建設規格 解説PVB-3112), $B \rightarrow C$)。また,その後の挙動は第3図のB-C上の弾性的挙動を示し,これは 評価温度・圧力負荷前と同じである。

一次+二次応力が2Syを超える場合は,残留ひずみ有と判断する(第3図 (応力S1が2Sy超の場合))。しかし,十分小さな残留ひずみであれば,上述 の通り,発生応力に与える影響はないと言える。

地震(許容応力状態IV_AS)の一次+二次応力の許容応力は,今回の一次+ 二次応力の許容応力と同等であることから,地震による外力が加わったとし ても一次+二次応力の許容応力の制限内であり,さらに評価温度・圧力負荷 前と同様の挙動を示すことから,耐震性に影響はないと判断できる。

なお、一次応力がSyを超える部位については、残留ひずみ有と判断する。 このとき、上述のとおり、十分小さな残留ひずみであれば発生応力に与える 影響はないといえる。



(応力S₁ が2Sy 以下の場合) (応力S₁ が2Sy 超の場合)第3図 降伏点を越える場合のひずみ履歴イメージ(一次+二次応力)

参考 24-3

除荷後に残留ひずみが生じるかを確認するとともに,除荷後の挙動により, 耐震性への影響を評価するため,一次応力がSy以下か又は一次+二次応力が 2Sy以下かを確認した。各部位の評価温度・圧力負荷時の状況を第1表に示す。

原子炉格納容器本体(基部)については,一次+二次応力がSyを超えるた め除荷後に残留ひずみが生じるが,供用状態Dの制限内であり,除荷後は弾 性的挙動を示すため,耐震性への影響はない。

機器搬入口用ハッチ(円筒胴),サプレッション・チェンバアクセスハッ チ(円筒胴),所員用エアロック(隔壁部),配管貫通部(平板類,セーフ エンド),電気配線貫通部及び原子炉格納容器隔離弁については,一次応力 がSyを超えないと考えられ,残留ひずみは生じない。伸縮継手については疲 労係数が微小であることから耐震性への影響はない。

トップヘッドフランジについては、一次応力がSy以下であり、残留ひずみ は生じない。

配管貫通部(接続配管,スリーブ取付部)については,一次+二次応力が 2Sy以下であり,残留ひずみは生じない。

以上より、一次応力は供用状態Dの制限内であり、一次+二次応力は2Sy 以下であることを確認した。

したがって,耐震評価にて考慮する許容応力に対応する地震が生じた場合, 地震による外力が加わったとしても今回の評価で考慮した許容応力の制限内 であり,さらに評価温度・圧力負荷前と同様の挙動を示すことから,耐震性 への影響はないと考える。

Ē	評価部位	評価点	分類	評価值*1	判定值	残留ひず み有無	備考
原- 器7	子炉格納容 本体	基部	一次+二次		452MPa (2Sy)	有 (1%未満)	
トッフラ	ップヘッド ランジ	同左	一次	185MPa	226MPa (Sy)	無	
機器 ハッ	器搬入用 ッチ	円筒胴	一次	0.62MPa (2Pd)	1.966MPa (Syでの限 界圧力)	無	
サフ゜ ンハ゛	レッション ・ チェ アクセスハッチ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	0.708MPa (Syでの限 界圧力)	無	
所 り エフ	員用 アロック	隔壁部	一次	195MPa	226MPa (Sy)	無	
	接続配管	同左 (貫通部付 近)	一次+二次	169MPa	370MPa (2Sy)	無	
西己	スリーブ	スリーブ 取付部	一次+二次	188MPa	393MPa (2Sy)	無	
管貫通如	平板類	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	1.534MPa (Syでの限 界圧力)	無	
(日	セーフエント゛	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	3.643MPa (Syでの限 界圧力)	無	
	伸縮継手	同左	疲労係数は	微小	<1.0)		
電気配線	アダプタ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	7.795MPa (Syでの限 界圧力)	無	
~ 貫 通 部	ヘッダ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	6.133MPa (Syでの限 界圧力)	無	
原子器隊	子炉格納容 鬲離弁	弁箱	一次	0.62MPa (2Pd)	1.03MPa (レーティンク [*] 設計圧)	無	

第1表 各部位の評価温度・圧力負荷時の状況

※1 判定値を超える場合,残留ひずみ有となる。

原子炉格納容器 限界温度・圧力に対する経年劣化の影響について

1. はじめに

原子炉格納容器の限界温度・圧力に関する評価における評価対象部位について,放射性物質の閉じ込め機能が,経年劣化により低下していないことを 確認し,今回の限界温度・圧力に関する評価結果に影響しないことを確認す る。なお,考慮する経年劣化事象については,東海第二発電所において実施 した高経年化技術評価を参考に検討する。

2. 原子炉格納容器本体

原子炉格納容器本体については,経年劣化事象として腐食が考えられるが, 原子炉格納容器本体は,鋼板表面に防食塗装を施すとともに,保全計画に基 づく外観点検において表面の腐食,塗膜等の異常があれば,補修塗装を実施 するとともに適切な肉厚管理を実施している。また,保全計画に基づき,計 画的に肉厚測定を実施していることから,有意な劣化はないと考えられる。 なお,原子炉格納容器本体に対して,一般社団法人日本電気協会電気技術 規程「原子炉格納容器の漏えい率試験規程(JEAC 4203)」(以下,「JE AC 4203」という。)に基づく,全体漏えい率試験(1回/1定検)を実施し, 放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

3. 原子炉格納容器本体以外

原子炉格納容器本体以外の評価部位について,考慮する経年劣化事象は以 下のとおり。

参考 25-1

- ・ステンレス鋼配管については、塩分付着による外面の応力腐食割れが考 えられるが、社内規則に基づき計画的な塩化物付着量測定を実施し、基 準を満足しない場合は、純水拭きを実施することにより、塩化物付着量 を応力腐食割れ発生のしきい値未満に管理していることから、有意な劣 化はないと考えられる。
- ・炭素鋼配管については、流れ加速型腐食による減肉が考えられるが、社内規則に基づき計画的な肉厚測定を実施し、基準を満足しない場合は、計画的に取り替えを行うなど、適切な管理を行っている。
- ・原子炉格納容器隔離弁については、保全計画に基づく、計画的な分解点
 検、目視・表面検査を実施していることから、有意な劣化はないと考え
 られる。
- ・電気配線貫通部については、経年劣化事象として樹脂等の劣化が考えられる。これらの部位の経年劣化については、長期健全性試験により、健全性を確認している。
- ・機器搬入用ハッチ等に使用しているガスケット等については、保全計画に基づく定期的な取り替えを実施していることから、経年劣化事象とはならない。
- ・JEAC 4203 に基づく,全体漏えい率検査(1回/1定検)を実施し, 放射性物質の閉じ込め機能の健全性を継続的に確認している。

以上のことから,経年劣化による原子炉格納容器の限界温度・圧力への影響はないと考える。

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

1. 概要

有効性評価における格納容器温度・圧力の判断基準(評価項目)は200℃, 2Pdと設定しており、200℃,2Pdの状態が継続することを考慮した評価が必 要な部位はシール部である。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がないことを確 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。

ここでは、200℃、2Pdを適用可能な7日間(168時間)以降においても、有 効性評価で得られている厳しい条件を考慮し、格納容器の閉じ込め機能を示 す。

また、上記に加えて、7日間(168時間)以降の累積放射線照射量について も、格納容器の閉じ込め機能に影響がないことを確認する。

2. 7日間(168時間)以降の圧力,温度の条件

7日間(168時間)以降において,格納容器圧力が最も高くなるのは,「雰 囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において代替 循環冷却系を使用する場合のシーケンス及び「高圧溶融物放出/格納容器雰 囲気直接加熱」で想定されるシーケンスである。これらのシーケンスは,格 納容器内酸素濃度が4.0vo1%(ドライ条件)に到達した時点で,格納容器内 酸素濃度上昇による格納容器ベントを遅延するため,310kPa[gage]までサプ レッション・チェンバへの窒素注入を行う手順としており,第1表で示すと

参考 26-1

おり,7日間(168時間)以降の格納容器圧力は最大で310kPa[gage]となる。 代表的に,「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」 において代替循環冷却系を使用する場合のシーケンスにおける格納容器圧力 の推移を第1図に示す。



第1図 格納容器圧力(「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・ 過温破損)」において代替循環冷却系を使用する場合)

7日間(168時間)以降の格納容器雰囲気温度が最も高くなるのは,「雰囲 気圧力・温度による静的負荷(格納容器過圧・過温破損)」において代替循 環冷却系を使用できない場合のシーケンスである。このシーケンスの格納容 器雰囲気温度の推移を第2図に示すが,7日間(168時間)時点で150℃未満で あり,その後の格納容器雰囲気温度は崩壊熱の減衰によって低下傾向となる ため,第1表で示すとおり7日間(168時間)以降は150℃を下回る。また,格 納容器バウンダリにかかる温度(壁面温度^{*})についても,事象発生後3.9

参考 26-2

時間後に生じる最高値は157℃であるが、7日間以降は150℃を下回る。

※:評価に用いているMAAPコードは、FP沈着に伴う発熱を考慮したものとなってい る。格納容器内のFP挙動については、原子力安全基盤機構(JNES)の「シビアアク シデント時格納容器内多次元熱流動及びFP挙動解析」において、FPのほとんどが原 子炉キャビティ内の床や壁表面にとどまり、格納容器全体に飛散することがないこ とが確認されており、健全性が維持されたシール部等の貫通部への局所的なFP沈着 は発生しにくく、MAAPコードによる壁面温度の結果は妥当と考える。



第2図 格納容器雰囲気温度(「雰囲気圧力・温度による静的負荷(格納容器 過圧・過温破損)」において代替循環冷却系を使用できない場合)

第1表 事故発生後の経過時間と格納容器圧力・温度,累積放射線照射量

\mathcal{O}	関	俀	1
---------------	---	---	---

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	評価項目として 2Pd(620kPa[gage])を設定	有効性評価シナリオで 最大310kPa[gage]となる (MAAP解析結果)
格納容器温度	評価項目として 200℃を設定	有効性評価シナリオで 150℃を下回る (MAAP解析結果)

- 3. 7日間(168時間)以降の格納容器圧力・温度と閉じ込め機能の関係について
 - 3.1 7日間(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,格納容器の健全性に影響を及ぼす部位はシール部のシール材である。シール部の機能維持は,第3図の模式図に示すとおり,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168時間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0.31MPaであり開口量は小さい(第2表参照)。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3.2で示す。



第3図 シール部の機能維持確認の模式図

フランジ部位	溝	168時間時 1Pd(0.31MPa)	2Pd(0.62MPa))
トップヘッド	内側				
フランジ	外側				
松兕枷入田へいチ	内側				
	外側				
サプレッション・	内側				
ウェンハリクセス ハッチ	外側				

第2表 格納容器圧力と開口量の関係

3.2 7日間(168時間)以降の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(格納容 器温度が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等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。試験結果を第3表に示す。

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

第3表 改良EPDM製シール材の基礎特性データの経時変化

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

第3表に示すように、168時間以降、150℃の環境下においては、改良E PDM製シール材の基礎特性データにはほとんど変化はなく、経時劣化の 兆侯は見られない。したがって、重大事故後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材は一般特性としての耐温度性は150℃であり、第3表の結 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る。また、第3表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第4図 に示しており、第2表で示す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。

参考 26-6



第4図 圧縮永久ひずみ 時のシール材復元量とフランジ開口量

4. 7日間(168時間)以降の格納容器の閉じ込め機能について

2. で示したように有効性評価結果からも、7日間(168時間)以降は格納容 器温度が改良EPDM製シール材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、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2Pd時と比較しても小さいこと が確認できている。なお、代替循環冷却系を使用するシーケンスの場合、中 長期的には、水の放射線分解によって生じる水素と酸素が格納容器圧力の上 昇に寄与するが、酸素濃度がドライ条件で4.3vo1%に到達した場合にはベン トを実施することとしていることから、格納容器圧力は1Pdから数+kPaまで の上昇にとどまる。

よって,格納容器温度・圧力が評価項目(200℃・2Pd)にて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。

7日間(168時間)以降の格納容器の閉じ込め機能については,格納容器圧 カ・温度は低下していること,及び代替循環冷却系を使用するシーケンスに おける中長期的な水の放射線分解に伴う水素と酸素の発生の寄与も大きくな

参考 26-7

いことから,最初の7日間(168時間)に対して200℃・2Pd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。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,7日間(168時間) 以降の領域においては,格納容器温度については第5図に示すとおり150℃を 超えない範囲で,また,格納容器圧力については第6図に示すとおり1Pd程度 (1Pd+数+kPa*)以下でプラント状態を運用する。

※:酸素濃度をドライ換算で4.3vo1%以下とする運用の範囲



第5図 格納容器温度の168時間以降の考え方



第6図 格納容器圧力の168時間以降の考え方

6.7日間(168時間)以降の放射線照射量と閉じ込め機能の関係について

時間経過によるシール材の長期的な影響を調査する。ここでは、トップへ ッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良EPDM製シール 材を用いて、168時間以降の累積放射線照射量・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。試験結果を第4表 に示す。累積放射線照射量による影響は、試験結果より、有意な変化がない ことから、7日間以降のシール機能は、維持できる。

第4表 改良EPDM製シール材の累積放射線照射量とひずみ率の関係

累積放射線照射量	ひずみ率

試験条件

雰囲気:蒸気環境

温度·劣化時間:200℃·168時間+150℃·168時間

原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

	 皆			スリーブ			取り付け位置	
分類	頁通即 No.	用	途	口径 [mm]	厚さt [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度
	X-15	イクイフ゜メント	ハッチ	3658	_*	_*		
ハ	X-16	ハ゜ーソネル ・ :	エア・ロック	2400	_*	_*		
ッチ	X-28	CRD ハッチ		609.6	31.0	0.051		
	X-51	アクセスハッチ		1982	_*	_*	ſ	

※当該貫通部は,配管貫通部以外の評価対象であり,代表性として不要な情報であるため,「-」とする。

	貫通如			スリーブ			取り付け位置	
分類	頁通即 No.	用途	口径	厚さt [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度	
	X-2	RPV ヘット゛スフ゜レイ	22B	29.0	0.052			
 	X-3	ドライウェル排気系 2-26B-12 2-26V-9,150,153	20B	26.2	0.052	-		
部	X-5	RCW 送り (2-9V33)	8B	12.7	0.059			
プ	Х-6	HPCS	28B	39.0	0.055			
ロセ	X-7	予備	12B	17.4	0.055			
ス	Х-8	LPCS	28B	39.0	0.055			
管	X-11A	RHR (A)	16B	21.4	0.053			
貫	X-11B	RHR (B)	16B	21.4	0.053			
部	X-12A	LPCI (A)	28B	39.0	0.055			
بر ا	X-12B	LPCI (B)	28B	39.0	0.055			
ライ	X-12C	LPCI(C)	28B	39.0	0.055			
ウ	X-13	SLC	10B	15.1	0.056			
ル	X-14	CUWポンプ吸込	22B	29.0	0.052			
	X-17A	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056			
	X-17B	FDW (to RPV)	36B	51.0	0.056			

	雪语如			スリーブ			取り付け位置	
分類	頁通部 No.	No. 用途	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度	
	X-18A	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046			
	X-18B	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046			
	X-18C	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046			
	X-18D	MS (to Turbin)	44B	51.0	0.046			
	X-19A	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055			
配 管	X-19B	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055			
貫	X-20	RHR SDC	36B	51.0	0.072			
· 進 部	X-21	蒸気(to RCIC Turbin)	26B	39.0	0.059			
プ	X-22	復水ドレン	12B	17.4	0.055			
セ	X-26	予備	16B	21.4	0.053			
ス 	Х-43	予備	6B	11.0	0.067			
管	X-46	RCW 戻り (2-9V30)	8B	12.7	0.059			
〕〕〕	X-52A	FCS(A)&予備	20B	26.2	0.052			
部	X-52B	FCS(B)&予備	20B	26.2	0.052			
(ドライ	X-53	ドライウェル給気系 2-26B-2,9 2-26V-16	20B	26.2	0.052			
ウェ	X-55	N2ガス供給系&FPC	10B	15.1	0.056			
ル	X-56	予備&N2ガス供給 系,DHC	26B	39.0	0.059			
	X-57	FP 系&N₂ガス供給 系	18B	23.8	0.052			
	X-58	補給水系	18B	23.8	0.052			
	X-76	to FCS(A)	10B	15.1	0.056			
	X-81	予備	1 1/2B	5.1	0.105			
	X-107B	DHC 入口	12B	17.4	0.055			

原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

	世话如	貫通部		スリーブ			取り付け位置	
分類	頁通部 No.	用途	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度	
	Х-4	RCIC	14B	19.0	0.053			
	X-23	FLOOR DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085			
	X-24	EQUIPMENT DRAIN SUMP	3B	7.6	0. 085			
	X-25A	RHR (A)	4B	8.6	0.075			
配	X-25B	RHR (B)	4B	8.6	0.075			
管	X-31	HPCS SUCTION	24B	31.0	0.051			
貝	X-32	RHR(B) SUCTION	24B	31.0	0.051			
部	X-33	RCIC SUCTION	8B	12.7	0.059			
プ	X-34	LPCS SUCTION	24B	31.0	0.051			
ロセ	X-35	RHR(A) SUCTION	24B	31.0	0.051			
	X-36	RHR(C) SUCTION	24B	31.0	0.051			
管	X-47	RHR(A), RCIC	16B	21.4	0.053			
貫通	X-48	RHR(B), ML	16B	21.4	0.053			
部	X-49	HPCS TEST	12B	17.4	0.055			
$\widehat{\mathcal{P}}$	X-59	予備	16B	21.4	0.053			
プ レ ッ	X-60	RHR(A)Hx 安全弁排 気の閉止	18B	23.8	0.052	-		
ショ	X-62	RHR(B)Hx 安全弁排 気の閉止	18B	23.8	0.052			
•	X-63	LPCS TEST, RHR (A)	12B	17.4	0.055			
チ	X-77	RCIC	2B	5.5	0.091			
	X-78	OIL DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085			
バー	X-79	サプ [°] レッション・チェンハ [*] 排 気系(AC系) 2-26B-10,11 2-26V-152,155	20B	26.2	0.052			
	X-80	サフ [°] レッション・チェンハ [*] 給 気系(AC系) 2-26B-3,4,5,6,7 2-26V-18,19,69, 70	20B	26.2	0.052			

原子炉格納容器貫通部リスト (3/8)

	田 , /玄 和			スリーブ		取り付け位置	
分類	貝迪部 No.	用途	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度
	X-9A	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	Х-9В	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9C	CRD 引抜	1B	4. 5	0.132		
	X-9D	CRD 引抜	1B	4.5	0.132		
	X-10A	CRD 挿入	18	4. 5	0.132		
	X-10B	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
管貫	X-10C	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
通 部	X-10D	CRD 挿入	1B	4.5	0.132		
 計装	X-27A	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
配 管 貫	Х-27В	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
〔 通 部	X-27C	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
(ドラ	X-27D	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
イウ	Х-27Е	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
エル)	X-27F	移動式炉心内校正 装置ドライブ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-29A	γ ラシ [*] エーションセンサ CH-A	10B	15.1	0.056		
	X-29B	γ ラシ [*] エーションセンサ CH-B	10B	15.1	0.056		
	X-29C	AC, PASS, CAMS, RPV フランシ゛リークオフ	10B	15.1	0.056		
	X-29D	CAMS, PLR, MS	10B	15.1	0.056		
	X-30	MS	10B	15.1	0.056		
	X-37A	AC (2-26V213, 214)	2B	5.5	0.091		
	X-37B	シールヘ [、] ロー L/T (2-26V215, 216)	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

参考 27-4

書通述				スリーブ			取り付け位置	
分類	貝迪司) No.	用途	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度	
	X-38	ト [*] ライウェル圧力測定 用,PLR,MS	10B	15.1	0.056			
	X-39	NB/CRD-dp, HPCS-dp	10B	15.1	0.056			
	X-40	ト [゙] ライウェル圧力測定 用,CAMS,MSPCV- L/T盤	10B	15. 1	0.056			
一西己	X-41A	RCIC	10B	15.1	0.056			
管	X-41B	RCIC	10B	15.1	0.056			
自 通 部	X-42	ト [、] ライウェル圧力測定 用,MSIV-LCS,MS	10B	15.1	0.056			
計	X-44A	J/P	10B	15.1	0.056			
装	X-44B	J/P, PASS	10B	15.1	0.056			
管	X-44C	J/P	10B	15.1	0.056			
〕〕 〕通	X-44D	J/P	10B	15.1	0.056			
部 () ド	X-54A	ドライウェル圧力測定 用,PLR	10B	15.1	0.056			
ライ	X-54B	PLR	10B	15.1	0.056			
ウェル	X-54C	ト [、] ライウェル圧力測定 用, MSIV-LCS,PLR	10B	15.1	0.056			
	X-54D	PLR	10B	15.1	0.056			
	X-66A	RHR, LPCS, ボトムライナ - L/T 盤	10B	15.1	0.056			
	X-66B	RHR	10B	15.1	0.056			
	X-69A	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056			
	X-69B	PLR HPU ライン	10B	15.1	0.056			
	X-73	02測定用	2B	5.5	0.091			
	X-74	02測定用, FP モニタ	2B	5.5	0.091			
	X-75	02測定用	2B	5.5	0.091			

原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

	贯语如	貫通部 No. 用 途		スリーブ		取り付け位置	
分類	頁通部 No.		口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度
	X-84A	水位計	1B	4.5	0.132		
配	X-84B	水位計	1B	4.5	0.132		
貫	X-84C	水位計	1B	4.5	0.132		
一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一	X-84D	水位計	1B	4.5	0.132		
【 計	X-85A	水位計	1B	4.5	0.132		
世 装	X-85B	水位計	1B	4.5	0.132		
配管	X-86A	水位計	1B	4.5	0.132		
貫	X-86B	水位計	1B	4.5	0.132		
部	X-86C	水位計	1B	4.5	0.132		
) (ji	X-86D	水位計	1B	4.5	0.132		
ラ	X-87	MS,炉心 dpt-N005	10B	15.1	0.056		
イウ	X-88	MS	10B	15.1	0.056		
エ	X-89	MS, CUW, NB	10B	15.1	0.056		
	X-90	ドライウェル圧力測定 用, CAMS, MS	10B	15.1	0.056		
	X-203	FCS	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

	 雪			スリーブ			取り付け位置	
分類	真通問 No.	No. 用途	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度	
	X-64A	サプレッション・チェンバ水位 測定用	2B	5.5	0.091			
	X-64B	サプレッション・チェンバ水位 測定用	2B	5.5	0.091			
 	X-64C	サプレッション・チェンバ水位 測定用	2B	5.5	0.091			
通部	X-64D	サプレッション・チェンバ水位 測定用	2B	5.5	0.091			
計	X-65	予備	2B	5.5	0.091			
装	X-67	予備	12B	17.4	0.055			
管	X-68	予備	2B	5.5	0.091			
貫通	X-70	サプレッション・チェンバ圧力 測定用	2B	5.5	0.091			
⁻ (サ	X-71A	真空破壊弁 N2ガス 供給系	10B	15.1	0.056			
プレッ	X-71B	真空破壊弁 N2ガス 供給系	10B	15.1	0.056			
- 	X-82	02測定用	2B	5.5	0.091			
ヨン・	X-83	O2測定用, FP モニタ, PASS, CAMS	2B	5.5	0.091			
チ	X-200A	MSIV LCS	4B	8.6	0.075			
エン	X-200B	MSIV LCS	4B	8.6	0.075	-		
バ	X-201A	予備	3B	7.6	0.085			
	X-201B	予備	3B	7.6	0.085			
	X-202A	予備	3B	7.6	0.085			
	X-202B	予備	3B	7.6	0.085			
	X-230	計測	12B	17.4	0.055			

原子炉格納容器貫通部リスト (7/8)

	雪语如			スリーブ		取り付け	け位置
分類	頁通即 No.	- ⁻ 用 途 o.	口径	厚さ [mm]	t∕D	高 〔EL〕	角度
	X-100A	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100B	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100C	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-100D	中性子検出等	12B	17.4	0.055		
	X-101A	PLR ポンプ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLR ポンプ電源	18B	23.8	0.052		
電	X-101C	PLR ポンプ電源	18B	23.8	0.052		
気配	X-101D	PLR ポンプ電源	18B	23.8	0.052	-	
線	X-102A	指示&制御	12B	17.4	0.055		
員 通	X-102B	指示&制御	12B	17.4	0.055	-	
部	X-103	計測	12B	17.4	0.055		
َبَّ	X-104A	CRD 位置指示用	12B	17.4	0.055		
ライ	X-104B	CRD 位置指示用	12B	17.4	0.055	-	
ウ	X-104C	CRD 位置指示用	12B	17.4	0.055	-	
エル	X-104D	CRD 位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-105A	電源&出力	12B	17.4	0.055	-	
	X-105B	電源&出力	12B	17.4	0.055	·	
	X-105C	電源&出力	12B	17.4	0.055	·	
	X-105D	電源&出力	12B	17.4	0.055	-	
	X-106A	予備	12B	17.4	0.055		
	X-106B	指示&制御	12B	17.4	0.055		
	X-107A	指示&出力	12B	17.4	0.055		

原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

原子炉格納容器に接続される系統の健全性について

1. はじめに

200℃, 2Pd の条件下において, 原子炉格納容器に接続される系統の健全性が維持できることを以下のとおり確認した。

2. 格納容器破損防止対策に使用される系統について

格納容器破損防止対策としては,下記条項に係る系統設備が使用 され,各々発生する事象に応じて使用される系統,設備が異なる。

- 第49条(原子炉格納容器内の冷却等のための設備)
 - 対策:代替格納容器スプレイ系(常設及び可搬型)により,残 留熱除去系の格納容器スプレイ機能が喪失した場合で も,格納容器内雰囲気の冷却・減圧・放射性物質の低減 機能を維持する。
- 第50条(原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備)
 - 対策:格納容器圧力逃がし装置により,格納容器内の圧力及び 温度を低下させることで,残留熱除去系が機能喪失した 場合でも,格納容器の過圧破損を防止する。
- 第 51 条(原子炉格納容器下部の溶融炉心を冷却するための設備) 対策:格納容器下部注水系(常設及び可搬型)により,格納容 器下部に落下した溶融炉心を冷却する。

- 第52条(水素爆発による原子炉格納容器の破損を防止するための 設備)
 - 対策:格納容器内の不活性化,水素濃度計による格納容器内水 素濃度の監視及び格納容器圧力逃がし装置による水素 ガスの格納容器外への排出により,格納容器内の水素爆 発を防止する。

上記のうち,第49条,第51条,第52条に関連する系統について は原子炉格納容器バウンダリ外より冷却水や不活性ガスをバウンダ リ内へ注入する(押し込む)対策がとられるのに対し,第50条では バウンダリ外へ内包ガスを放出,あるいは同バウンダリを跨いで系 統を構成(PCVバウンダリを拡大)し,原子炉格納容器内包流体を 循環させる対応がとられる。

ここでは,第50条関連系統設備(原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備)について200℃,0.62MPa[gage](2Pd)環境下での 使用における影響を検討する。

- 原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備(第50条)の健 全性について
 - 3.1 格納容器圧力逃がし装置

格納容器圧力逃がし装置については,新設の系統設備であり,系 統を構成するフィルタ装置や弁・配管等については,いずれも最高 使用温度 200℃,最高使用圧力 0.62MPa[gage](2Pd)で設計するこ ととしている。したがって,原子炉格納容器が 200℃, 2Pd の環境 にあっても,系統設備の健全性に問題はない。

格納容器圧力逃がし装置の概要図を第1図に示す。



第1図 格納容器圧力逃がし装置 概要図

3.2 代替循環冷却系

代替循環冷却系は,サプレッション・チェンバを水源とし,代替 循環冷却系ポンプ,残留熱除去系熱交換器及び残留熱除去系海水

参考 28-3

系ポンプ又は緊急用海水ポンプを使用し,原子炉圧力容器へ注水 するとともに,格納容器内にあるスプレイヘッダよりドライウェ ル内に水をスプレイするものである。また,残留熱除去系海水系ポ ンプ又は緊急用海水ポンプによりサプレッション・プール水を残 留熱除去系熱交換器にて冷却できるものである。

主要機器の仕様を 3.2.1 項に,代替循環冷却系概要図を第 2 図に示す。

3.2.1 主要機器の仕様

(1) 代替循環冷却系ポンプ

型	式	: ターボ形
台	数	:1(予備1)
容	量	:約250m ³ /h/個
全 揚	程	:約120m
最高使用日	E力	: 3.45MPa[gage]
最高使用溫	昰度	: 80°C

(2) 残留熱除去系熱交換器

型	式	:縦型Uチューブ式
基	数	: 2
最高使用度	E力	: 3.45MPa[gage]
最高使用油	昷度	: 249°C
伝 熱 容	量	:約19.4×10 ³ kW(1 基当たり
		(原子炉停止時冷却モ-ド)

)



第2図 代替循環冷却系 概要図

3.2.2 代替循環冷却系の健全性

代替循環冷却系の健全性について、「代替循環冷却系ポンプの 健全性」、「残留熱除去系ポンプの健全性」、「シール材の信頼 性」の観点から評価する。なお、残留熱除去系熱交換器について は、最高使用温度が249℃で設計されているため、健全性に問題 はない。

(1) 代替循環冷却系ポンプの健全性

0.62MPa[gage] (2Pd) においては、サプレッション・プール 水の温度は0.62MPa[gage] (2Pd) における飽和温度167℃とな る。サプレッション・プール水は残留熱除去系ポンプを経由し、 残留熱除去系海水系ポンプ又は緊急用海水ポンプからの海水 を用いて残留熱除去系熱交換器にて冷却後、代替循環冷却系ポ ンプにて原子炉及びドライウェルに注水を行う。ここでは、残 留熱除去系熱交換器において冷却したサプレッション・プール 水の温度が、代替循環冷却系ポンプの最高使用温度80℃を超え ないことを確認する。評価条件は以下のとおり。

緊急用海水ポンプ流量 : 600m³/h 代替循環冷却系ポンプ流量 : 250m³/h 海水温度 : 32℃

サプレッション・プール水温度:167℃

上記の条件で残留熱除去系熱交換器出口温度を評価した結果,出口温度は約70℃と評価され,代替循環冷却系ポンプの最 高使用温度80℃を下回る。なお,代替循環冷却系ポンプの運転

参考 28-6

に伴うポンプ入熱による影響及びサプレッション・プール水中 の核分裂生成物による発熱による影響については,代替循環冷 却系ポンプの入口側に残留熱熱交換器が設置されており,代替 循環冷却系ポンプの運転によって,残留熱除去系熱交換器によ り冷却された水に入れ替わることから影響はないものと考え る。

以上より, 2Pdの条件下においても, 代替循環冷却系ポンプの健全性については問題ない。

(2) 残留熱除去系ポンプの健全性

代替循環冷却系については,残留熱除去系ポンプ(最高使用 圧力:3.51MPa,最高使用温度:182℃)を流路として使用する。

系統概要図(第2図)に示すとおり,代替循環冷却系は代替 循環冷却系ポンプでサプレッション・チェンバの水を循環させ る系統構成となっており,残留熱除去系が機能喪失している前 提で使用する設備であるため,残留熱除去系ポンプは,停止し ている状態でポンプ内を系統水が流れることとなる。残留熱除 去系ポンプの軸封部はメカニカルシールで構成されており,ポ ンプ吐出側から分岐して送水される冷却水(フラッシング水) により温度上昇を抑える設計としている(第3図)。

ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては,通常どおり メカニカルシールに冷却水(フラッシング水)が送水されない ことが考えられるため,その際のシール機能への影響について 確認した。

残留熱除去系ポンプのメカニカルシールは, スプリングによ

参考 28-7
って摺動部を押さえつける形でシールする構造となっている (第4図)。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが 停止している状態であるため,通常のポンプ運転時のように冷 却水(フラッシング水)が封水ラインを通じてメカニカルシー ル部に通水されないことが想定されるが,上述のとおり,冷却 水(フラッシング水)はメカニカルシールの摺動による温度上 昇を抑えるためのものであり,ポンプが停止している状態では 冷却の必要がなく,特にメカニカルシールの機能に影響はない。

なお、軸封部及び封水ラインにおいては、代替循環冷却系ポ ンプ運転時には残留熱除去系ポンプが停止していることから、 ポンプの吐出圧力に相当する圧力がかかることはなく、格納容 器圧力である0.62MPa[gage](2Pd)であるため、軸封部への影響はないと考える。

したがって,代替循環冷却系運転時において軸封部からの系 統水の著しい漏えいはないと考えており,残留熱除去系ポンプ の最高使用温度以下で通水されることから健全性については 問題ない。



第3図 残留熱除去系ポンプ 概要図



第4図 残留熱除去系ポンプメカニカルシール 構造図

(3) シール材の健全性について

代替循環冷却系を使用する場合に,系統内の弁,配管及びポ ンプのバウンダリに使用されているシール材について高温環 境による影響,放射線影響及び化学種による影響によって材料 が劣化し漏えいが生じる可能性がある。これらの影響について 下記のとおり評価を行った。

① 高温環境及び放射線による影響

代替循環冷却系は,重大事故時に炉心損傷した状況で系 統を使用することとなる。このため,高温環境下であるこ と及び系統内を高放射能の流体が流れることから,高温及 び放射線による劣化が懸念される。

上記に示す部材のうち,配管フランジガスケット及び弁 グランドシールには膨張黒鉛材料若しくはステンレス等 の金属材料が用いられている。これらは,耐熱性があるこ と及び無機材料であり高放射線下においても劣化の影響 はないか極めて小さい。このため,これらについては評価 温度である200℃以上の耐熱性を有することに加え,放射 線による影響はついても,耐放射線性能が確認されたシー ル材を用いることから,シール性能が維持されるものと考 える。

残留熱除去系ポンプのバウンダリを構成する部材(メカ ニカルシール,ケーシングシール等)のシール材には,エ チレンプロピレンゴム(EPDM)やフッ素ゴムが用いら れており,高温環境下での使用による影響及び放射線によ る影響を受けて劣化することが考えられるため,200℃の

参考 28-10

環境下において7日間の高耐熱性を有し,耐放射線性に優れた改良EPDM製シール材への取り替えを今後行うこ とにより,耐熱性及び耐放射線性を確保する。

また,代替循環冷却系ポンプのバウンダリを構成する部 材(ケーシングシール等)のシール材についても同様に, 耐熱性及び耐放射線性に優れた材料を適用する。

② 核分裂生成物による化学的影響

炉心損傷時に発生する核分裂生成物の中で化学的な影響を及ぼす可能性がある物質として,アルカリ金属である セシウム及びハロゲン元素であるよう素が存在する。この うち,アルカリ金属のセシウムについては,水中でセシウ ムイオンとして存在しアルカリ環境の形成に寄与するが, 膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットはアルカリ環境に おいて劣化の影響はなく,また,EPDMについても耐ア ルカリ性を有する材料であることから,セシウムによるシ ール機能への化学的影響はないものと考える。

一方,ハロゲン元素のよう素については,無機材料であ る膨張黒鉛ガスケットや金属ガスケットでは影響がない が,有機材料であるEPDMでは影響を生じる可能性があ る。設備での使用を考慮している改良EPDMについては, 電力共同研究により,よう素による影響の確認を行ってお り,炉心損傷時に想定されるよう素濃度(約450mg/m³)よ りも高濃度のよう素環境下(約1,000mg/m³)においても, 圧縮永久ひずみ等のシール材としての性状に大きな変化 がないことを確認している。また,ガスケットメーカにお

参考 28-11

いて,よう素に対するEPDM材の耐性として,第1表に示 すとおり,5段階評価(ランク1が最も耐性がある)のうち, ランク2に位置づけられており,よう素に対する耐性があ るものと考える。

このように、よう素に対する性能が確認された材料を用 いることにより、漏えい等の影響が生じることはないもの と考える。

第1表 EPDMの特性

薬品	耐性ランク
ヨウ素	2
<耐性ランクの凡例>	•

1:動的部分にも使用可能で体積変化率は10%以内。

2:動的部分にも条件により使用可能,体積変化率は20%以内。

3:静的部分には使用可能,体積変化率は30%以内。

5:使用できない,体積変化率は 100%以上。

出典:日本バルカー工業(株)発行「バルカーハンドブック」より抜粋

格納容器圧力逃がし装置を使用する際,サプレッショ ン・プール水の酸性化を防止すること及びサプレッショ ン・プール水中の核分裂生成物由来のよう素を捕捉するこ とにより,よう素の放出量の低減を図るため,サプレッシ ョン・プール水pH制御装置を自主的な取組みとして設け る計画である。サプレッション・プール水pH制御装置を 使用により,アルカリ薬液である水酸化ナトリウムを格納 容器へ注入することとなるため,アルカリ薬液によるシー ル性への影響が懸念されるが,耐アルカリ性を有する改良 EPDMを使用することにより,格納容器バウンダリのシ ール機能には影響はない。

^{4:}静的部分には条件により使用可能,体積変化率は100%以内。

4. まとめ

原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備(第50条)について,200℃,2Pd の条件における設備の健全性について評価した。

フィルタベント設備については、200℃, 2Pd を系統の設計温度, 設計圧力とするため、設備上の問題はない。

代替循環冷却系については、代替循環冷却系ポンプの最高使用温 度は80℃であるが、残留熱除去系熱交換器によりサプレッション・ プール水は代替循環冷却系ポンプの最高使用温度を超えないと評価 されている。また、ガスケットやシール材については、黒鉛系ガス ケット等を用いており、200℃、2Pd の条件下であっても健全性は維 持可能であると評価された。

付録3

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

1.	はじ	めに1
2.	. 有効性評価における物理現象の抽出	
	2.1	炉心損傷防止12
	2.2	格納容器破損防止 72
	2.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止101
3.	抽出	された物理現象の確認110
	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
	応確調	認
	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 113
4.	適用	候補とするコードについて119
	4.1	適用候補コードの概要121
5.	有効	性評価に適用するコードの選定136
	5.1	炉心損傷防止137
	5.2	格納容器破損防止145
	5.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止150
6.	選定	されたコードの有効性評価への適用性について165

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	1-1
第2部	CHASTE	2-1
第3部	REDY	3-1
第4部	SCAT	4-1

第5部	MAAP	5-1
第6部	ΑΡΕΧ	6-1
参考資料	1 TRACG	参考1-1
参考資料	2 JASMINE	参考2-1
参考資料	3 L S – D Y N A	参考3-1

追補2.Ⅲ

Ⅲ 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

1.	はじ	めに	1
2.	有効	性評価における物理現象の抽出	3
	2.1	炉心損傷防止	12
	2.2	格納容器破損防止	72
	2.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止	101
3.	抽出	された物理現象の確認	110
	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	の対
	応確調	恝	110
	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	113
4.	適用	候補とするコードについて	119
	4.1	適用候補コードの概要	121
5.	有効	性評価に適用するコードの選定	136
	5.1	炉心損傷防止	137
	5.2	格納容器破損防止	145
	5.3	運転停止中原子炉における燃料損傷防止	150
6.	選定	されたコードの有効性評価への適用性について	165
第	1部	SAFER	1-1
第	2部	CHASTE	2-1
第	3部	REDY	3-1
第	4部	SCAT	4-1
第	5部	MAAP	5-1

第6部 APEX 6-1

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「解析コード」とい う。)に関して説明するものである。

第1.1図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。



第1.1図 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 圧力容器,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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効果</u>、制 御棒反応度及びボロン濃度(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(<u>出力分布変化</u>)。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(<u>制御棒反応度効果</u>)、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(<u>三次元効果</u>)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<u>崩壊熱</u>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が,冷却材へ と放出される。<u>燃料棒内温度変化</u>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,<u>燃料棒表面熱伝達</u>の影響を 受ける。燃料棒表面熱伝達は,通常は単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達の考 慮で十分であるが,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)。

<u>沸騰遷移</u>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、 リウェット、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,ペレットー被覆管機械的相互作用(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,ジルコニウムー水反応が促進され,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減少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、炉心流量に関係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。 炉心入口は単相流状態だが,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(<u>沸騰・ボイド率変化</u>)。 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<u>圧力損失</u>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,炉心内で の径方向の燃料集合体間流量配分変化(<u>三次元効果</u>)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(<u>三次元効果</u>)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(<u>気液分離</u> (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場合があ 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、<u>気液熱</u> 非平衡状態が発生する場合がある。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<u>対向流</u>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ブレー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(以下「SRV」という。)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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>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 低下時の二相流動は、下部プレナム等における減圧沸騰(フラッシング)に 伴って蒸気が発生し、水面下にボイドを含む二相水位(<u>気液分離(水位変</u> <u>化)・対向流</u>)が形成される。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、<u>気液熱非平衡</u>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(<u>構造材との熱伝達</u>)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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉冷却材圧 カ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<u>冷却材放出</u>が生じ,破断流量は<u>臨界流</u>又は<u>差圧流</u>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(以下「RCIC」とい う。),<u>非常用炉心冷却系(</u>以下「<u>ECCS</u>」という。)及び<u>代替注水設備</u> がある。

ほう酸水注入系(SLC)作動時には炉心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、<u>冷却材</u>がドライウェルに<u>放出</u>される。また、<u>格納容器各領</u> <u>域間の流動</u>としては、放出された蒸気がサプレッション・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 (<u>気液界面の熱伝達</u>)。<u>サプレッション・プール冷却</u>としては、サプレッシ 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 気を冷却する。原子炉格納容器内気相部の温度変化に対しては、<u>構造材との</u> 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<u>格納容器ベント</u>に より除熱する。原子炉内では放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発

生するが、原子炉格納容器内を不活性化している。

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 料外径の増加(燃料のキャンドリング)により,流路の閉塞に至る。更に温 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、一部の原子炉 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(<u>原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子熱</u> <u>伝達/溶融炉心細粒化)</u>)。また、原子炉圧力容器内で<u>溶融炉心の再臨界</u>に 至る可能性がある。

高温の溶融炉心から原子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(<u>構</u> <u>造材との熱伝達</u>)。<u>下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達</u>による熱的負荷によ って,<u>原子炉圧力容器破損</u>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(<u>放射線水分解等による水</u> <u>素ガス・酸素ガス発生</u>)。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(FP)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(<u>原子炉圧</u> 力容器内FP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,<u>格納容器下部床面で拡がり</u>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<u>内部構造物を溶融,破損</u>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(<u>原子炉圧力容器外FCI</u>(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(<u>格納容器直 接接触</u>)。

格納容器下部区画に水がある場合には,<u>溶融炉心と格納容器下部プール</u> 水,コンクリートとの間で伝熱する。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<u>コンクリートの分解により,非凝縮性ガスを発生</u>させる可能性 がある。また,原子炉格納容器内で<u>溶融炉心の再臨界</u>に至る可能性がある。

FP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FP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,有効性評価の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,以 下に示すように,注目する評価指標として選定する。

- ・ 評価項目(a)の評価指標として燃料被覆管温度
- ・ 評価項目(b)の評価指標として原子炉圧力

- ・ 評価項目(c)の評価指標として原子炉格納容器圧力
- ・ 評価項目(d)の評価指標として原子炉格納容器温度

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 クスの形で第2.1表のように整理されている。第2.1表では、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「〇」、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,発電用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 低圧代替注水設備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ECC 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EC CS(高圧注水系及び低圧注水系)の起動に失敗する。原子炉水位低で主 蒸気隔離弁(以下「MSIV」という。)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内保有水及 び原子炉水位が回復し,炉心が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,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 原子炉の減圧後,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注水設備の場合に必要な原子炉減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレ 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SR 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)

本事故シーケンスグループは,給水を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<u>崩壊熱</u>が上記の評価対象に影響する。

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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効果</u>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<u>出力分</u> <u>布変化</u>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(<u>制御棒反応度効果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生す る可能性があるが,本事故シーケンスグループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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 ウェ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、ジルコニウム-水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 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 事故シーケンスグループでは、原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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、<u>沸</u> <u>騰・ボイド率の変化</u>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、<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰</u>による<u>ボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材の放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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 ーケンスグループでは,代替注水設備からの注水により補われる。<u>ECCS</u> (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<u>凝縮</u>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<u>ボイド率変化</u>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、<u>構造材と</u>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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレ ッション・チェンバに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバ のプール水温が上昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)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<u>スプレイにより冷却</u>されて温度及び圧力上昇を抑 制する。サプレッション・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<u>格納容器各領域間の流動</u>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,<u>格納容器ベント</u> 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。

<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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、<u>サプレッション・プール冷却</u>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,発電用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,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ECC S(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を開

始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し,炉心が再冠水すること 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,原子炉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操作により 冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・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SR 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)

本事故シーケンスグループは, 給水及び原子炉への高圧注水機能及び原子 炉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<u>崩壊熱</u>が上記の評価 対象に影響する。

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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効果</u>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<u>出力分 布変化</u>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(<u>制御棒反応度効果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生す る可能性があるが,本事故シーケンスグループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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 ェット等の<u>沸騰遷移</u>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、ジルコニウムー水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管が酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 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 事故シーケンスグループでは,原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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 <u>騰・ボイド率の変化</u>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,<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>による落下水の抑制現象(C CFL)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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰</u>による<u>ボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材の放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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 ーケンスグループでは,低圧注水系からの注水により補われる。<u>ECCS(給</u> 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<u>凝縮</u>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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、<u>構造材</u> 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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレ ッション・チェンバに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバ のプール水温が上昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)され ることで圧力及び温度が上昇する。サプレッション・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<u>格納容器各</u> 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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>が生じる。また,残留熱 除去系による<u>サプレッション・プール冷却</u>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<u>スプレイによる</u> 冷却及び格納容器ベントは実施しない。

<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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

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RCIC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設備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。

ここでは、具体的な事故シナリオの代表として「全交流動力電源喪失+ 給水流量の全喪失+RCIC及びECCS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、 直流電源が枯渇し、RCIC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RCIC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,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, 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,交流動力電源の給電開始前はRCIC 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 RV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SR

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)

本事故シーケンスグループは, 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<u>崩壊熱</u>が上記の評価 対象に影響する。

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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効</u> <u>果</u>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<u>出力分布変化</u>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(<u>制御棒反応度効</u> <u>果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生する可能性があるが,本事故シーケンスグ ループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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,リウェット等の<u>沸騰遷移</u>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、ジルコニウムー水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 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 事故シーケンスグループでは、原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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、<u>沸</u> <u>騰・ボイド率の変化</u>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、<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>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<u>圧力損失</u>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後、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<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰</u>による<u>ボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材の放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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 ーケンスグループでは,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。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<u>凝縮</u>による<u>ボイド率変化</u>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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、<u>構造材と</u>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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレ ッション・チェンバに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバ のプール水温が上昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)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<u>スプレイにより冷却</u>されて温度及び圧力上昇を抑 制する。サプレッション・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<u>格納容器各領域間の流動</u>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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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,<u>格納容器ベント</u> 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<u>サプレッ</u> 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。

<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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 取水機能が喪失した場合

事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は,発電用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, 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「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。その後,原子炉を減圧し,低圧代替注水 設備等による原子炉注水を開始する。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SR 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)

本事故シーケンスグループは、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<u>崩壊熱</u>が上記 の評価対象に影響する。

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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック</u> <u>効果</u>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<u>出力分布変化</u>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(<u>制御棒反応度効</u> <u>果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生する可能性があるが,本事故シーケンスグ ループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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 ウェ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、ジルコニウム-水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 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 事故シーケンスグループでは,原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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,<u>沸</u> <u>騰・ボイド率の変化</u>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,<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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 (<u>三次元効果</u>)。

ポンプトリップ後の短期的な<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰</u>による<u>ボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材</u>の<u>放出</u>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 ーケンスグループでは,代替注水設備からの注水により補われる。<u>ECCS</u> (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<u>凝縮</u>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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、<u>構造材と</u>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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレ ッション・チェンバに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバ のプール水温が上昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)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<u>スプレイにより冷却</u>されて温度及び圧力上昇を抑 制する。サプレッション・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<u>格納容器各領域間の流動</u>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,<u>格納容器ベント</u> 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<u>サプレッ</u> 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。

<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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 残留熱除去系が故障した場合

事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は,発電用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,原子炉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+R CIC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。その後,原子炉を減圧し,高圧注水設 備等による原子炉注水を開始する。原子炉水位低又は手動操作によりMS IV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SR V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格納容器ベント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SR 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)

本事故シーケンスグループは, 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<u>崩壊熱</u>が上記 の評価対象に影響する。

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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効果</u>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<u>出力分 布変化</u>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(<u>制御棒反応度効果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生す る可能性があるが,本事故シーケンスグループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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、リウェット等の<u>沸騰遷移</u>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、ジルコニウム-水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 冷却挙動に影響を与える。

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 事故シーケンスグループでは,原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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,<u>沸</u> <u>騰・ボイド率の変化</u>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,<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>による落下水の抑制現象(C CFL)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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰</u>による<u>ボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材の放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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 ーケンスグループでは,代替注水設備からの注水により補われる。<u>ECCS</u> (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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、<u>構造材と</u>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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレ ッション・チェンバに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバ のプール水温が上昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)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<u>スプレイにより冷却</u>されて温度及び圧力上昇を抑 制する。サプレッション・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<u>格納容器各領域間の流動</u>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、<u>格納容器ベント</u> 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。

<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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,<u>サプレッション・プール冷却</u>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,発電用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「MSIVの誤閉止+原子炉スクラム失 敗」を想定する。MSIV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。MSIV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。

MSIV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,MSIV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,炉心入ロサブ 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, MSIV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)

本事故シーケンスグループでは原子炉スクラムを考慮しないため,<u>核分裂</u> <u>出力</u>に関連する熱源として,核分裂による発熱,核分裂生成物の<u>崩壊熱</u>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,ボロン反応度等の<u>反応度</u> <u>フィードバック効果が出力分布変化</u>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,本事故シーケンスグループでは制御棒 反応度や制御棒速度のような<u>制御棒反応度効果</u>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(<u>三次元効果</u>)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,<u>燃料棒表面熱伝</u> 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 ウェット現象が生じる。本事故シーケンスグループ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、リウェット等の<u>沸騰遷移</u>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<u>燃料棒内温度変化</u>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、ジルコニウムー水 反応による<u>燃料被覆管酸化</u>が生じ、更に燃料棒内圧の上昇が大きい場合は<u>燃</u> 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。本事故シーケンスグループで は、炉心における<u>沸騰・ボイド率の変化</u>は、MSIV閉鎖による圧力波の伝 播、炉心以外での温度成層化、チャンネルー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<u>圧力損失</u>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 <u>気液分離(水位変化)・対向流</u>が生じて炉心の一部で過熱蒸気が発生し、<u>気</u> 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(<u>三次元効果</u>)。本事故シーケンス グループでは、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(<u>三</u> 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。MSIV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<u>沸騰・凝縮・ボイド率変化</u>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、ダウンカマ部 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<u>ほう酸水の拡散</u>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<u>冷却材放出</u>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,<u>気液分離(水 位変化)・対向流</u>,<u>気液熱非平衡</u>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グループでは 原子炉圧力容器等の<u>構造材との熱伝達</u>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,<u>ECCS(給水系・代替注水設備含む)</u>からの注水により補われる。<u>ECCS(給水系・代替注水設備含む)</u>からの 注水は,注水系統の流量特性や温度特性により原子炉圧力容器内の保有水量 の変化や炉心入ロサブクール度の変化に影響する。原子炉のエネルギバラン 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(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレッション・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<u>サプレッション・プール冷却</u>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。本事故シーケンスグループでは,サプレッション・チェ ンバへ放出された蒸気は,サプレッション・チェンバの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,<u>格納容器各領域間の流動</u>や, <u>気液界面の熱伝達</u>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、<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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、<u>スプレイ冷却や格納容器ベント</u>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、本事故シーケンスグル ープでは注水機能が維持されるため炉心の冠水が維持されていることから、 <u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスの発生</u>は重要な物理現象とはなら ない。

2.1.6 LOCA時注水機能喪失

(1) 事象の推移

LOCA時注水機能喪失は,発電用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LOCA) あるいは中小規模の破断(中小破断LOCA)の発生後,高圧注水機能及 び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LOCA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LOCAの発生後,高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失し,か つ,自動減圧系の機能が喪失して,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 低圧代替注水設備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LOCA+ECCS(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LOC 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内保有水量及び原子炉水位が回復 し、炉心が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)

本事故シーケンスグループは, 給水を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対象に影響する。

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 <u>反応度フィードバック効果</u>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<u>出力分布変化</u> 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(<u>制御棒反応度効果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生する可能 性があるが、本事故シーケンスグループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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 ウェ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,ジルコニウム-水反応が促進 され,燃料被覆管が発熱するとともに,<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると, 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 事故シーケンスグループでは,原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位

(<u>気液分離(水位変化)</u>)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,<u>沸</u> <u>騰・ボイド率の変化</u>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,<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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 (<u>三次元効果</u>)。

ポンプトリップ後の短期的な<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰によるボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材</u>の<u>放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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。SRV及び破断口から放出 した冷却材は,本事故シーケンスグループでは,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<u>凝縮によるボイド率変化</u>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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は,<u>構造材と</u> 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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮 不要である。

E) 原子炉格納容器

破断口から冷却材が放出(<u>冷却材放出</u>)されること,及び原子炉内で崩壊 熱により発生した蒸気(<u>冷却材</u>)がSRVを介してサプレッション・チェン バに<u>放出</u>され,蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上 昇し,格納容器内雰囲気が加熱(<u>気液界面の熱伝達</u>)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<u>スプレイにより冷却</u>されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッ 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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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,<u>格納容器ベント</u> 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。
<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</u>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,<u>サプレッション・プール冷却</u>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LOCA)

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LOCA) は,発電用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, ECCS(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LOCA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(ABW R)」、「低圧注水系の注水配管(BWR)」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, RCIC及びECCS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, 逃がし安全弁によ る原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシステムL OCAの発生箇所の隔離によって, 格納容器外への冷却材の流出の防止を 図る。原子炉減圧後は, 低圧注水設備等による原子炉注水によって原子炉 水位を維持す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SRVの開閉により維持されるため,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及びSRV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。

また,原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度は,原子炉減圧 及び破断箇所隔離後の原子炉格納容器内への蒸気流入により上昇するが, 設計基準事故である「原子炉格納容器内圧力,雰囲気等の異常な変化」の 「原子炉冷却材喪失」のそれを超えることはない。

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)

本事故シーケンスグループは,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 化及び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<u>崩壊熱</u>が上記 の評価対象に影響する。 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<u>核分裂出力</u>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<u>反応度フィードバック効果</u> 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<u>出力分布変化</u>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(<u>制御棒反応度効</u> <u>果</u>)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(<u>三次元効果</u>)が発生する可能性があるが、本事故シーケンスグ ループ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,<u>燃料棒内温度変化</u>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<u>燃料棒表面熱伝達</u>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。スペ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<u>沸騰遷移</u>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(<u>三次元効果</u>)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、リウェ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、ジルコニウムー水反応が促進 され、燃料被覆管が発熱するとともに、<u>燃料被覆管</u>が<u>酸化</u>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<u>燃料被覆管変形</u>による流路減少が生じると、 冷却挙動に影響を与える。

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 事故シーケンスグループでは,原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位 (<u>気液分離(水位変化)</u>)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,<u>沸</u> 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,<u>気液熱非平衡</u>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(<u>三</u> 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<u>対向流</u>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<u>圧力損失</u>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後、セパレー タへ流入する。セパレータによって<u>気液分離</u>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 (<u>三次元効果</u>)。

ポンプトリップ後の短期的な<u>冷却材流量変化</u>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<u>圧力損失</u>及び<u>沸騰によるボイド率変化</u> が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による<u>冷却材の放出</u>に 伴い,<u>気液分離(水位変化)・対向流</u>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。SRV及び破断口から放出 した冷却材は,本事故シーケンスグループでは,RCIC及びECCSからの 注水により補われる。<u>ECCS(給水系・代替注水設備含む)注水</u>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<u>ボイド率変化</u>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<u>凝縮</u>が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、<u>構造材と</u>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 気ドームを経由して圧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、<u>気液熱非平衡</u>は主要な物理現 象とはならない。

<u>ほう酸水の拡散</u>は本シーケンスではほう酸水注入を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。

	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	崩壞熱除去機能喪失	亰子炉停止機能喪失	L OCA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	習 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面 一面	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	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	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	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	燃料被覆管温度 原子炉 柱力 原子 炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
	核分裂出力	0	0	0	0	0	0	0
Ē	出力分布変化	0	0	0	0	0	0	0
نَہ _ُ	反応度フィードバック効果	0	0	0	0	0	0	0
(核)	制御棒反応度効果	0	0	0	0	I	0	0
)	崩壞熱	0	0	0	0	0	0	0
	三次元劾果	Ι	Ι	Ι	Ι	0	-	Ι
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	0	0
Ē	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	0	0
بَ (後遷線	0	0	0	0	0	0	0
<u> </u> 《教堂》	燃料被覆管酸化	0	0	0	0	0	0	0
)	燃料被覆管変形	0	0	0	0	0	0	0
	三次元効果	0	0	0	0	Ι	0	0
臣	沸騰・ボイド率変化	0	0	0	0	0	0	0
ý	気液分離(水位変化),対向流	0	0	0	0	0	0	0
(敷ょ	気液熱非平衡	0	0	0	0	0	0	0
『動)	圧力損失	0	0	0	0	0	0	0
	三次元劾果	0	0	0	0	0	0	0
 O	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	い又は解析を実	插する上で学	ずしや必要では	はない物理現象

抽出された物理現象一覧(炉心損傷防止)(1/3) 第2.1表

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	崩壉熱除去機能喪 失	河 子炉停止機能喪 失	LOCA時注水機 能喪失	格普容器バイパス (インターフェイ スシステムLOC A)
評 価 物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉柱力 原子炉格納容器圧 力及び原子炉格納 容器温度 容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
冷却材流量変化	0	0	0	0	0	0	0
冷却材放出(臨界流・差圧流)	0	0	0	0	0	0	0

分類

0 0

0 0

0

0 0

 \bigcirc 0 I

 \bigcirc 0

0

沸騰・凝縮・ボイド率変化

0

・対回流

気液分離(水位変化)

気液熱非平衡

圧力損失

(逃がし安全弁含む)

原子炉压力容器

I

0

0

0

 \bigcirc

0

0

0

I

I

T

I

I

T

 \bigcirc

0

T

0

 \bigcirc

 \bigcirc

 \bigcirc

0

0

 \bigcirc

0

0

0

0

ECCS注水(給水系・代替注水

構造材との熱伝達

I

0

Ι

I

I

ほう酸水の拡散

設備含む)

三次元効果

0

0

 \bigcirc

 \bigcirc

0

 \bigcirc

 \bigcirc

抽出された物理現象一覧(炉心損傷防止)(2/3) 第2.1表

: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 | 〇:解析を実施する上で必要な物理現象,

	描 初 一 初 田 現 象	冷却材放[格納容器	サプレッ	河 七		スプレイ	放射線オス・酸素	格納容器
評価事象	評価指標		領域間の流動	ョン・プール冷却	熱伝達	の熱伝達及び内部熱伝	注却	分解等による水素ガ バス発生	~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~~
高圧・低圧注水機 能喪失	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 容器温度	0	0	I	0	0	0	I	0
高圧注水・減圧機 能喪失	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	0	0	0	0	0	Ι	I	
全交流動力電源 喪失	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 容器温度	0	0	0	0	0	0	I	0
崩痰熱除去機能喪 失	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	0	0	0	0	0	0	I	0
原子炉停止機能喪 失	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	0	0	0	0	I	Ι	I	Ι
LOCA時注水機 能喪失	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	0	0	I	0	0	0	I	0
格納容器バイパス (インターフェイ スシステムLOC A)	燃料被覆管温度 原子炉圧力	-	I	Ι	-	Ι	Ι	I	-

第2.1表 抽出された物理現象一覧(炉心損傷防止)(3/3)

○:解析を実施する上で必要な物理現象, 一: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溶融燃料ー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溶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溶融炉心が適切に冷却

されること。

(i)溶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溶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 形で第2.2表のように整理されている。第2.2表では,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「〇」,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「一」で表 している。 2.2.1 炉心損傷前の原子炉圧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グループにおいて、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おおむね初期状態(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),原子炉圧力容
 器(逃がし安全弁含む))

炉心損傷に至る前の炉心及び原子炉圧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(原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む))

本事故シーケンスグループでは、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原子炉格納容器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,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等の蓄積によ って,原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器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 納容器圧力及び原子炉格納容器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原子炉格納容器温度とす る。

A) 原子炉圧力容器(炉心損傷後)(逃がし安全弁含む)

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため,逃がし安全弁又はL OCA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ガスが発生する。酸化反応 熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内 構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して(<u>構造材との熱伝</u> <u>達</u>)、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原子炉内への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<u>リロケーション</u>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(<u>原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化)</u>) し,水との熱伝達(<u>原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子熱伝達)</u>)により 水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに<u>下部プレナムでの溶融炉心の熱伝</u> 達により,原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で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(<u>原子炉圧力容器内FP挙動</u>),一部は原子炉圧力 容器外へ放出される。<u>放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガス</u>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原子炉 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 には金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)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)

逃がし安全弁又はLOCA時の破断口から高温の冷却材(<u>冷却材</u>の<u>放</u> <u>出</u>),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,金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応 等)に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが 発生し,格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは,<u>原子炉格納容器各領域間の流動</u>に伴 い格納容器内全体に広がってゆき,サプレッション・チェンバ・プール表面 での蒸気蒸発,凝縮,<u>気液界面の熱伝達</u>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。サプレッション・チェンバ・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<u>構造材との熱</u> 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、<u>格</u> 納容器スプレイは、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。崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、<u>格納容器</u> ベント又はサプレッション・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ガス・酸素ガスが発生す

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FP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FP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,溶融燃料並びに水蒸気及び水素ガスが急速に放出さ 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,高圧条件での溶融物の噴 出を防止するための原子炉圧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)

事象初期において原子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。

代替注水設備による注水が実施できない場合には,原子炉圧力容器の高圧 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,原子炉内の冷却材も逃がし安全弁から 原子炉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ガ スが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され,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。制御棒等の原子炉内構造物は,溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融し て(<u>構造材との熱伝達</u>),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,その後,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蓄積する (<u>リロケーション</u>)。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(<u>原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子</u> 熱伝達))により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに<u>下部プレナムで</u> 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(<u>原子炉圧</u>

<u>力容器内FP挙動</u>)。<u>放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガス</u>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原子炉 内に注水される場合には,<u>溶融炉心の再臨界</u>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 には金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)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(<u>冷却材</u>の<u>放出</u>)され,炉心損傷時には同時に,金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分 解による水素ガス・酸素ガスが発生し,格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは,<u>原子炉格納容器各領域間の流動</u>に伴 い格納容器内全体に広がってゆき,サプレッション・チェンバ・プール表面 での蒸気蒸発,凝縮,<u>気液界面の熱伝達</u>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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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(<u>原子炉圧力容器</u> <u>外FCI(溶融炉心細粒化)</u>)し,水との熱伝達(<u>原子炉圧力容器外FCI</u> (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<u>内部構造物を破損、溶融</u>する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は,<u>格納容器下部床面に拡がり</u>,格納容 器下部の<u>冷却材プールやコンクリートと熱伝達</u>するが,格納容器バウンダリ は,溶融炉心と直接接触する(<u>格納容器直接接触</u>)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<u>コンクリート分</u> 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,<u>溶融炉心の再臨界</u>は発生しないと 考えられる。

格納容器内において,<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス</u>が<u>発生</u>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FP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(<u>原子炉格納容器内FP挙動</u>)。

本事故シーケンスグループでは,<u>スプレイ冷却</u>,<u>格納容器ベント</u>及び<u>サプ レッション・プール冷却</u>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 された溶融炉心は蒸気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(<u>原</u> 子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出,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 ることによって防止される。

2.2.4 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用

事象の推移

原子炉圧力容器外の溶融燃料 – 冷却材相互作用は,原子炉圧力容器から 流出した溶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,溶融炉心から冷 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 発生の可能性があることから,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,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,溶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)

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため,逃がし安全弁又はL OCA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ガスが発生する。酸化反応熱 により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構 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原子炉内への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<u>リロケーション</u>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FCI(溶融炉心細粒化))し,水との熱伝達(原子炉

<u>圧力容器内FCI(デブリ粒子熱伝達)</u>)により水蒸気を発生させつつ冷却 される。さらに<u>下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達</u>により,<u>原子炉圧力容器</u> <u>破損</u>に至る。一連の過程で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

(<u>原子炉圧力容器内FP挙動</u>)。<u>放射線水分解等により発生する水素ガス・</u>酸素ガス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,溶融炉心落下に至る間に原子炉 内に注水される場合には,<u>溶融炉心の再臨界</u>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 には金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)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)

逃がし安全弁又はLOCA時の破断口から高温の冷却材(<u>冷却材</u>の<u>放</u> <u>出</u>),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,金属一水反応(燃料被覆管の酸化反応 等)に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが 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,<u>原子炉格納容器各領域間の流動</u>に伴い 格納容器内全体に広がってゆき,サプレッション・チェンバ・プール表面で の蒸気蒸発,凝縮,<u>気液界面の熱伝達</u>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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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(<u>原子炉圧力容器</u> <u>外FCI(溶融炉心細粒化)</u>)し,水との熱伝達(<u>原子炉圧力容器外FCI</u> <u>(デブリ粒子熱伝達)</u>)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炉心は,<u>格納容器下部床面に拡がり</u>,格納容 器下部の<u>冷却材プールやコンクリートと熱伝達</u>するが,格納容器バウンダリ は,溶融炉心と直接接触する(<u>格納容器直接接触</u>)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<u>コンクリート分解及び非凝縮性ガス</u>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,<u>溶融炉心の再臨界</u>は発生しないと考えられる。

格納容器内において,<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス</u>が<u>発生</u>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FP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FP挙動)。

本事故シーケンスグループでは,<u>スプレイ冷却</u>,<u>格納容器ベント</u>及び<u>サプ</u> 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

事象の推移

水素燃焼は,原子炉内水位維持に失敗して炉心損傷し,ジルコニウム-水反応による水素ガス発生,放射線水分解による水素ガス及び酸素ガスが 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 コニウムー水反応により反応熱とともに水素ガスが発生し,その後も燃料 温度の上昇が継続し,炉心損傷に至る。発生した水素ガスは,冷却材とと も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原 子炉内への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れる。

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原子炉格納容器温度の上 昇を抑制する。格納容器スプレイは,サプレッション・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、サプレッション・チェンバ・ プールを水源として、熱交換器を介した原子炉内への注水、格納容器内注 水を行うことにより原子炉及び原子炉格納容器を冷却する(<u>サプレッショ</u> 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,B WR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,酸素濃度の抑制が重要である。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)

事象初期において原子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ガスが発生する。酸化 反応熱により燃料棒は更に過熱され,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。制御棒等の原子 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 <u>達</u>),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原子炉内への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,<u>原子炉圧力容器破損</u>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,「高圧溶融物放出/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(<u>原子炉圧</u> 力容器内FP挙動)。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスに 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,溶融炉心落下に至る間に原子炉 内に注水される場合には,<u>溶融炉心の再臨界</u>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 には金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)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(<u>冷却材</u>の<u>放出</u>)され,炉心損傷時には同時に,金属 ー水反応(燃料被覆管の酸化反応等)に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水 分解による水素ガス・酸素ガスが発生し,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・チェンバ・プール表面で の蒸気蒸発,凝縮,<u>気液界面の熱伝達</u>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<u>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</u>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・チェンバ・プールを水源として,熱 交換器を介した原子炉内への注水,格納容器内注水を行うことにより原子炉 及び原子炉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,格納容器スプレイ冷 却により,格納容器圧力及び温度を維持するが,<u>格納容器スプレイ</u>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 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,<u>格納容器ベン</u> <u>ト</u>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,<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生</u>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FP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FP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 溶融炉心・コンクリート相互作用

事象の推移

溶融炉心・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 した溶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 た溶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,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溶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,溶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)

事象初期において原子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、逃がし安全弁又は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 により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され、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。制御棒等の原子炉内構造物は、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原子炉内への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<u>リロケーション</u>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(<u>原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化)</u>)し,水との熱伝 達(<u>原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子熱伝達)</u>)により水蒸気を発生 させつつ冷却される。さらに<u>下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達</u>により, 原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で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ガス・酸素 ガス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,溶融炉心落下に至る間に原子 炉内に注水される場合,<u>溶融炉心の再臨界</u>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 時には金属-水反応(燃料被覆管の酸化反応等)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)

逃がし安全弁又はLOCA時の破断口から高温の冷却材(<u>冷却材</u>の<u>放</u> <u>出</u>),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,金属一水反応(燃料被覆管の酸化 反応等)に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素 ガスが発生し,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,<u>原子炉格納容器各領域間の流動</u>に伴い格納容器内全体に広がってゆき,サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発,凝縮,<u>気液界面の熱伝達</u>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<u>構造材との熱伝達及び内部</u> 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(<u>原子炉圧</u> 力容器外FCI(溶融炉心細粒化))し,水との熱伝達(<u>原子炉圧力容器</u> <u>外FCI(デブリ粒子熱伝達)</u>)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炉心は,<u>格納容器下部床面に拡がり</u>,格納 容器下部の<u>冷却材プールやコンクリートと熱伝達</u>するが,格納容器バウン ダリは,溶融炉心と直接接触する(<u>格納容器直接接触</u>)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<u>コンクリート分解及び非凝縮</u> 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,<u>溶融炉心の再臨界</u>は発生しないと考えら れる。

格納容器内において,<u>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス</u>が<u>発生</u> 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FP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(<u>原子炉格納容器内FP挙動</u>)。

本事故シーケンスグループでは、<u>スプレイ冷却</u>,<u>格納容器ベント</u>及び<u>サ</u> 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。

第2.2表 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 釣負荷 (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 料一冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相 互作用
分類	評価指標物理現象	原子炉格納容器圧力及び 原子炉格納容器温度	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
	核分裂出力	0	0	0	0	0
	出力分布変化	I	I	I	I	I
‡) 反	反応度フィードバック効果	0	0	0	0	0
نَ بَ	制御棒反応度効果	0	0	0	0	0
	崩壞熱	0	0	0	0	0
	三次元劾果	I	-	I	I	I
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0
克 (熱	沸騰遷移	I	-	I	I	I
菜) 心	燃料被覆管酸化	0	0	0	0	0
	燃料被覆管変形	0	0	0	0	0
	三次元効果	Ι	L	I	I	I
	沸騰・ボイド率変化	0	0	0	0	0
(‡	気液分離(水位変化)・対向流	0	0	0	0	0
炉心 熱活電	気液熱非平衡	0	0	0	0	0
A)	圧力損失	0	0	0	0	0
	三次元効果	I	I	I	I	I

一: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 ○:解析を実施する上で必要な物理現象,

第2.2表	* 物田気圧 市 過 間 道	評価指標 原子炉格 び原子炉		圧流)	Ę	对向流				代替注水設備含む)	
抽出された4	モ力・温度による 青 (格納容器過 昇 星破損)	格納容器圧力及 炉格納容器温度	0	0	0	0	0	0	0	0	I
夠理現象一覧(格	馬汪溶融物放出 /格納容 是雰囲気直接加熱	原子炉圧力	0	0	0	0	0	0	0	Ι	I
;納容器破損防止)	原子炉圧力容器外の溶融 燃料ー冷却材相互作用	原子炉格納容器圧力	0	0	0	0	0	0	0	Ι	
(2/5)	水素熱焼	酸素濃度	0	0	0	0	0	0	0	0	
	溶融炉心・コンリート相互作用	コンクリート侵食量	0	0	0	0	0	0	0	0	I

-: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 ○:解析を実施する上で必要な物理現象,

I

I

I

I

I

三次元劾果
		分類				原子炉\$	名物资	l		
祖後	評価事象	評価指標物理現象	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ガス・酸素ガス発 生	格納容器ベント
第2.2表 抽出されば	雰囲気圧力・温度による 静的負荷 (格納容器過 圧・過温破損)	原子炉格納容器圧力及び 原子炉格納容器温度	0	0	0	0	0	0	0	0
た物理現象一覧(高圧溶融物放出/格納容 器雰囲気直接加熱	原子炉压力	0	0	Ι	0	0	I	0	-
格納容器破損防止)	原子炉压力容器外の溶融 燃料-冷却材相互作用	原子炉格納容器圧力	0	0	I	0	0	1	0	Ι
(3/5)	水素熱焼	酸素濃度	0	0	0	0	0	0	0	0
	溶融炉心・コンクリート 相互作用	コンクリート侵食量	0	0	I	0	0	I	0	Ι

-: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 〇:解析を実施する上で必要な物理現象, 第2.2表 抽出された物理現象一覧(格納容器破損防止) (4/5)

焼 溶融炉心・コンクリート 相互作用	度コンクリート侵食量	0	0	0	1	0	0	0	0	0
強大素熱	酸素	0	0	0		0	0	0	0	0
·原子炉圧力容器外の溶 燃料一冷却材相互作用	原子炉格納容器圧力	0	0	0	I	0	0	0	0	0
高圧溶融物放出/格納容 器雰囲気直接加熱	原子炉圧力	0	0	0	1	0	0	0	0	0
雰囲気圧力・温度による 静的負荷(格納容器過 圧・過温破損)	原子炉格納容器圧力 及び温度	0	0	0	I	0	0	0	0	0
評価事象	評価指標物理現象	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)	溶融炉心の再臨界	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ガス・酸素ガス発生	原子炉圧力容器内FP挙動
	分 類			(- (近 (別 ()	炉圧れ 心損値 2安全:	、容器 8後) 弁合む)		

○:解析を実施する上で必要な物理現象, 一: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

(5/5)第2.2表 抽出された物理現象一覧(格納容器破損防止)

	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	評価指標物理現象	原子炉格納容器圧力 及び原子炉格納容器 温度	原子炉压力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	Ι	Ι	I	I	Ι
	格納容器雰囲気直接加熱	I	I	1	I	Ι
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	0	0	0	0	0
	内部構造物の溶融、破損	0	0	0	0	0
	原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化)	0	0	0	0	0
(炉心 (炉心	原子炉圧力容器外FCI(デブリ粒子熱伝達)	0	0	0	0	0
格納容 項傷後	格納容器直接接触	I	I	1	I	I
) 嘂	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	0	0	0	0	0
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	0	0	0	0	0
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	0	0	0	0	0
	溶融炉心の再臨界	1	1	1	I	1
	原子炉格納容器内FP挙動	0	0	0	0	0
〇: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	マダポレキが要	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グループのうち、
 「反応度の誤投入」を除く以下の事故シーケンスグループでは、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。

- ·崩壞熱除去機能喪失
- · 全交流動力電源喪失
- ・原子炉冷却材の流出

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) 放射線の遮蔽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,有効性評価の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 の形で第2.3表のように整理されている。第2.3表では、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「〇」、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

事象の推移

反応度の誤投入は,発電用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FM CRD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BW R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)

本事故シーケンスグループにおいては、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<u>制御棒反応度効果</u>が、本事故シーケンスグル ープ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 <u>効果</u>(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<u>出力分布変化</u>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(<u>三次元効果</u>)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<u>核分裂出力</u>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,燃料ペレット及び燃料被覆 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<u>燃料棒内温度変化</u>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,<u>沸騰遷移</u>を経て膜沸騰状態となると,<u>燃料棒表面熱伝達</u>が著し く悪化し,燃料エンタルピは大きくなるため,<u>沸騰遷移と燃料棒表面熱伝達</u> (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,<u>燃料被覆管</u> 温度が非常に高くなった場合は,<u>酸化</u>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,<u>燃料被</u> <u>覆管の変形</u>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グループ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減少が生じることもないため,燃料被覆 <u>管の変形</u>は重要な物理現象とはならない。また、本事故シーケンスグループ では炉心の露出が生じないことから、輻射熱伝達の<u>三次元効果</u>は重要な物理 現象とはならない。

なお、本事故シーケンスグループで投入反応度が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冷却材により除熱され,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<u>沸騰・ボイ ド率変化</u>が生じる場合には、減速材密度反応度、燃料棒の熱伝達、<u>圧力損失</u> 等に影響を及ぼす。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<u>気液分離(水位変化)</u>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、<u>対向流</u>(CCFL)又は蒸気の 過熱に伴う<u>気液の熱非平衡</u>も生じない。

なお、本事故シーケンスグループで投入反応度が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) 原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)

本事故シーケンスグループは、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、<u>冷却材流量変化、沸騰・凝縮・ボイド</u> <u>率変化</u>,<u>圧力損失</u>変化,下部プレナムでの流量配分のような<u>三次元効果</u>,<u>気</u> <u>液分離・対向流</u>,<u>気液熱非平衡</u>,<u>冷却材放出(臨界流,差圧流)</u>が顕著に生 じる状態とはならないことから,原子炉圧力容器の冷却材流動は主要な現象 とはならない。

また,<u>構造材との熱伝達</u>についても,原子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。<u>ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)</u>,<u>ほう</u> 酸水の拡散は本シーケンスグループではECCS注水及びほう酸水注入を実 施しないことから考慮不要である。 第2.3表 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における

	評価事象	反応度の誤投入
分	評価指標	燃料エンタルピ
類	物理現象	
	核分裂出力	0
	出力分布変化	0
炉心	反応度フィードバック効果	0
(核)	制御棒反応度効果	0
	崩壊熱	_
	三次元効果	_
	燃料棒内温度変化	0
后	燃料棒表面熱伝達	0
心	沸騰遷移	0
燃 料	燃料被覆管酸化	0
0	燃料被覆管変形	_
	三次元効果	_
	沸騰・ボイド率変化	0
炉 心	気液分離(水位変化)・対向流	_
(熱流	気液熱非平衡	_
動)	圧力損失	0
	三次元効果	0

燃料損傷防止) (1/2)

○: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 第2.3表 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における

	評価事象	反応度の誤投入
分	評価指標	燃料エンタルピ
類	物理現象	
	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	_
原がし	気液熱非平衡	_
炉 安全	圧力損失	_
7容 含む	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	_

燃料損傷防止) (2/2)

○: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RG1.203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、メーカによる作成、相互レビューを経てまとめたもの である。第3.1図及び第3.2図には、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。

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,圧 力等)
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

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)、原子炉圧力 容器(逃がし安全弁含む)、原子炉格納容器及び炉心損傷後の原子炉圧力容 器(逃がし安全弁含む)、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 場の方程式(関連する物理量(質量,エネルギ,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的形態に着目して分類し,それらの間 の質量,エネルギ及び運動量(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的形態であっても同種の場の方程式 で表現される場合(液膜と液滴,核種の異なる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,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、炉心損傷前の物理現象として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。

第3.1図及び第3.2図に示すとおり,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 EURSAFE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EURSAFE (2001-2003) をベースに, 五つの領域(圧力 容器内現象, 圧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第3.3図に示す。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(コリウム)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 FCI」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/格納容器雰囲気直接加熱」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、大規模な水蒸気爆発に至る可能性は国内B WRでは極めて小さいと考えられることから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、ジルコニウムー水反応、放射線水分解等による水素ガ ス・酸素ガスが大量に発生したとしても、水素燃焼及び水素爆轟には至ら 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指標(原子炉格納容器圧力,原子炉格納容器温 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F P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原子炉格納容器温度の評価にはほと 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.

115









(mth(Domoin)	相 <i>位</i> (DL)	τη που που την
DATE: CONTRACTO	Associate the function of the second	有効性評価において抽出された物理現象
圧力容器内現象 In-Vessel phenomena	炉心崩壊 (Core degradation)	リロケーション
	再冠水(Reflooding)	ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)
		下部プレナムでの溶酶炉心の熱伝達
	下部ヘッド内コリウム準動 Corium behavior in the bottom head	
		原子垣圧力容器内 KCI(溶融炉心葡粒化,デブリ粒子熱伝達)
	1 次系及び2次系の触全性 Integrity of primary and secondary circuits	構造材との熟伝達及び内部熟伝導
圧力容器外コリウム挙動 Ex-vessel corium behavior	圧力容器破損及びコリウム放出 Vessel failure and corium release	原子炉压力容器溶融。破損
		格納容器下部床面での溶験炉心の拡がり
	容融炉心・コンクリート相互作用(MCCI) Moltencore-concrete interaction	溶融行心と格納容器下部プール水の伝熱
	() 日本教 10 4 4 4 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1	裕麗信心とコンクリートの伝染
		コンクリート分解及び非線縮性ガス発生
	溶融炉心・セラミック相互作用(コアキャッチャ) Corecatchers, corium-ceranic interaction	
動的負荷 Dumonic Londing	水蒸发爆発 V	トーナー
Support Annual Ca	・upon tappasau 裕融物治却に伴う圧力スパイク Steam spikes from melt quenching	低圧時のコリウム放出については、原子存圧力容器外FCI(容 確定心識的化、デノリ粒子教伝達)として抽出し考慮してい る。(高圧時は「高圧溶融物放出と格納容器雰囲気直接加熱」 を参照)
	大素燃焼と爆轟 Hydrogen combustion and detonation	水業源度評価により爆轟に至らないことを確認することとし、水素濃度評価により爆轟に至らないことを確認することとしており、物理現象として抽出されない。
	压力容器及び1 次系の動的塗動 Dynamic behavior of pressure vesel and primary circuit	格納容器各領域間の流動
	- 「「「「「」」」、「「」」、「」」、「」、「」、「」、「」、「」、「」、「」、「	気液界面の熱伝達
	Dynamic behavior of containment and equipment	構造材との熱伝達及び内部熟伝導
長期負荷 Long'term loading	格納容器內熱水力 Containment thermalhy draulics	機械的挙動については、有効性を確認する評価項目の具体的 、よな設定において別途考慮している。(格納容器圧力・温度、コン
	格納容器及びベースマットの機械的準動 Machanical static bala with or dominimum and hasomat	シュー・・・・ ショート侵攻量にしいた評価や実施)
	溶酶物放出と格納容器雰囲気直接加熱 Melt ejection and direct containment beating	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出、格納容器雰囲気 直接加熱として抽出し考慮している。
核分裂生成物 Fission products	短心からのFP, アクチニド及び構造材の放出 Release of fission products, actinides and structure material from the orre	原子炉压力容器内FP举動,原子炉格納容器内FP举動
	複雑構造での沈着, 再浮遊及び保持を含む RCS 内の 輸送 Transport in the RCS including deposition, resuspension, retention in complex structures	格納容器バイバ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、物理現象として抽出されない。
	格納容器バイバス放出 Ex vese of release and by pass paths	「、、、」 原子师格納容器内RP羊動として抽出し考慮している。
	格納容器内エアロノル挙動 Aerosol behaviour in the containment	元素状よう素は、粒子状よう素のように沈着等で気相面から除 まされるため、粒子状よう素と同じとして扱う。有機よう素は 原子店体納容器内での沈着等の差動が思たるが、有機よう素は
	本 よう素の化学形態 Iodine chemistry 有機,元素状	「「「「「「「「「「「」」」」」、「「「」」」、「「」」、「「」」、「」」、「
	その他の FP 挙動 Other FP s behaviour	[] :有効性評価において抽出されていない物理現象

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 CHASTE
- ③ R E D Y
- ④ SCAT
- 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 TRAC

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、第4.1 表に示すような実績を有する。 なお、⑬については、第4.1 表に示すような実績を有するものの、 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 SAFER

SAFER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、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、炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象(CCF L)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,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,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(ジルコニウムー水反応)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

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。

121

4.1.2 C H A S T E

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本ごと 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、ジルコニウムー水反応を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ー水反応を考慮す 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,燃料被覆管酸化 量等が求められる。 4.1.3 R E D Y

REDYは、炉心、原子炉圧力容器、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、原子炉格納容器等のプ 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,原子炉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 S C A T

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相関式に基づく限 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 – 冷却材間の熱伝達相関式 とリウェット相関式を適用している。 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、ドライウェ ル、ウェットウェルに分割し、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、溶融炉心移行挙 動と冷却性、水素ガスと水蒸気の生成、溶融炉心・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,溶融炉心温度,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。

125

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APEXコ ードは、炉心動特性解析を行うAPEXコードと、単チャンネル熱 水力解析を行うSCAT(RIA用)*からなる。

APEX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。

APEX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。

SCAT(RIA用) コードは,燃料棒を燃料ペレット,ペレットと燃料被覆管の間の空隙部であるギャップ部,燃料被覆管で構成し,ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。燃料ペレット及び燃料被覆管には,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保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。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。

SCAT (RIA用) コードの入力は、APEX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,燃料集合体の 幾何学的形状,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。

※ギャップ部の熱伝達,低温時の膜沸騰熱伝達,限界熱流束条件等の モデルをSCATコードに追加したものである。 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

ISCOR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、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 LAMB

LAMB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,原子炉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,原子炉圧力容器及び再循環系を 七つのノードに分割し,質量,運動量及びエネルギ保存則に基づく 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、原子炉格納容器をドライウェルとサプレッ 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、原子炉格納容器をドライウェルとサプレッショ 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他,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、原子炉格納容 器をドライウェルとサプレッション・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ガス及び酸 素ガス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。水素ガス及び酸素ガスの発生源とし ては、ジルコニウムー水反応(水素ガス)及び水の放射線分解 (水素ガス及び酸素ガス)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 ムー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 T R A C

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、エネルギの保存式を解く。質量、運動量、エネルギの 保存式は、気液相間及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。

第4.1表 各コードの使用実績

ドート	適用実績
МААР	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。
TRAC	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。

※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当たって、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第5.14表に示す。 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第5.1表に示す。

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,SA FER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,併せて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の物 理現象を評価対象としているものにMAAPが挙げられるが, MA AP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。

評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては, SA FER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となる現象モデルを 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、原子炉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第5.2表に示す。

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第5.3表に示す。

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第5.4表に示す。

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,評価指標である原子炉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。

5.1.4.2 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第5.4表に示す。

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第5.5表に示す。

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第5.6表に示す。

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第5.7表に示す。

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、原子炉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第5.8表に示す。

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,原子炉格納容器の長期的 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第5.9表に示す。

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, 原子炉格納容器の長期的 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第5.10表に示す。

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, 原子炉格納容器の長期的 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第5.11表に示す。

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ガス及び酸素ガスの 発生モデルを備えていないが,別途評価した崩壊熱から発生量を評 価し,それらの発生量を初期条件として与えることで考慮すること 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,原子炉格納 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第5.12表に示す。

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,原子炉格納容器の長期的 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第5.13表に示す。

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、燃料健全性に影響がない ことを確認す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。

第5.1表 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)

							適月	月候補コ-	- F					
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三 次 光	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
	核分裂出力	•	0*	0	0*	•	0	0*	0	-	-	-	-	_
	出力分布変化	•	-	0*	0*	-	0	0*	-	-	-	-	-	-
炉(心)	反応度フィードバック効果	0*	-	0	-	0*	0	_	0	_	_	-	_	_
	制御棒反応度効果	0*	-	0	_	0*	0	_	0	-	-	_	-	_
	崩壞熱	0*	0*	0	0*	0	-	0*	-	-	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	-	-	_	-	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	_	-	-	_	-	-
「炉燃	沸騰遷移	0*	-	-	0	-	-	0	_	-	-	-	-	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	_	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	_	-	-
	三次元効果	0*	0*	-	-	0*	-	-	_	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
_	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉 熱 心 動	気液熱非平衡	•	-	-	0*	0	-	-	-	-	-	-	-	-
R ²)	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	_	-
	三次元効果	0*	-	0*	0*	-	-	0*	-	-	-	-	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	_	_	-	0	_	-	_
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
。逃	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
が し 安	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
庄 力 容 容	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
器む	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	•	-	•	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	0	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
百	格納容器各領域間の流動	-	-	•	-	0	-	-	-	-	-	0	0	0
示 子 炉	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	_	-	-	-	-	0	0	-
格納容	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
器	スプレイ冷却	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	0	-
	格納容器ベント	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-

【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

第5.2表 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

							適月	月候補コ-	- ド					
分類	解析で考慮すべき物理現象	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*
	核分裂出力	0*	0*	0	•	0*	0	0*	0	_			_	_
	出力分布変化	0*	_	0*	•	-	0	0*	-	-	-	-	_	-
炉((核)	反応度フィードバック効果	0*	_	0	-	0*	0	-	0	-	-	-	_	-
	制御棒反応度効果	0*	-	0	-	•	0	-	0	-	-	-	-	-
	崩壊熱	0*	•	0	•	0	_	0*	I	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	_			_	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0		_			_	-
炉燃	沸騰遷移	0*	-	_	0	_	-	0	I	_	I	I	—	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	_	0	0	-	0	-	-	-	_	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-		-	-
	三次元効果	0*	0*	-	-	0*	-	_	-	-	-	-	_	_
	沸騰・ボイド率変化	0	_	0	0	0	-	0	0	0	0	-	_	-
	気液分離(水位変化) · 対向流	0	_	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉流	気液熱非平衡	0*	-	_	 *	0	_	_	-	_	-	-	_	_
) M	圧力損失	0	_	0	0	0	-	0	-	0	0	-	_	-
	三次元効果	0*	_	0*	•	_	_	0*	I	_	I	I	_	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	_	0	_	0	-	_		_	0		_	-
洸	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0		-	-
原 が し	気液分離(水位変化) · 対向流	0	_	-	_	0	-	_		_	0		_	-
》 安 圧 力	圧力損失	0	_	0	_	0	-	_		_	0		_	-
容含器	構造材との熱伝達	0	-	_	_	0	-	_	I	_	I	I	—	-
<u> </u>	ECCS 注水(給水系・代替注水設備 含む)	0	-	0	_	0	-	_	_	_	_	_	_	_
	三次元効果	0*	-	0*	_	-	_	_	-	_	-	I	_	-
	冷却材放出	-	-	0	_	0	_	-	_	-	-	0	0	_
原子	格納容器各領域間の流動	-	-	0*	-	0	_	-	_	-	-	0	0	0
格納	サプレッション・プール冷却	_	_	0	_	0	_	_	_	_	_	_	0	_
容器	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	_	-	_	-	_	0	0	_
,	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	_	-	-	_	0	_	_	_	_	_	_	_	-

(炉心損傷防止:高圧注水·減圧機能喪失)

【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

第5.3表 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)
---------	---	-------	-------

							適月	月候補コ-	- ド					
分類	解析で考慮すべき物理現象	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 [※]
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	_	_	_	-
	出力分布変化	· *	-	0*	0*	_	0	0*	-	-	_	_	-	_
炉((心)	反応度フィードバック効果	 *	-	0	-	 *	0	-	0	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	· *	-	0	-	· *	0	-	0	-	-	-	-	-
	崩壞熱	 *	0*	0	0*	0	_	0*	-	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	-	_	_	-	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	_	0	-	-	_	_	-	-
炉燃	沸騰遷移	· *	-	_	0	_	_	0	-	_	_	_	-	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	· *	0*	_	-	· *	_	_	-	_	_	_	-	-
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
一种	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉流	気液熱非平衡	•	-	-	0*	0	-	-	-	-	-	-	-	-
Ũ	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	0*	-	-	0*	_	-	-	_	_	_
	冷却材流量変化	0	-	0	_	0	-	_	-	-	0	-	-	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	_	0	-	_	-	_	0	_	-	_
。逃	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	_	0	-	-	-	-	0	-	-	_
子し	気液分離(水位変化)·対向流	0	-	-	_	0	-	_	_	-	0	-	_	-
// 安 圧 力 く	圧力損失	0	-	0	_	0	-	_	_	-	0	-	_	-
容含器	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
)	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	0	-	0	_	0	-	-	_	-	-	-	_	-
	三次元効果	 *	-	0*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	冷却材放出	-	-	0	_	0	-	-	-	-	-	0	0	-
	格納容器各領域間の流動	_	-	0*	-	0	_	_	-	_	_	0	0	0
県 子 恒	サプレッション・プール冷却	_	-	0	-	0	-	-	-	-	-	-	0	-
格納	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	_	-	-	-	-	0	0	-
容器	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	_	-	0	-	-	-	-	-	_	-	-
	スプレイ冷却	_	_	_	-	0	_	-	_	_	-	-	0	_
	格納容器ベント	-	_	_	-	0	_	-	_	-	-	-	-	_

【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

第5.4表 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:朋環	ミ怒际 古 筬 肥 茂 大 /
------------	-----------------

		適用候補コード												
分類	解析で考慮すべき物理現象	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*
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	_	_	_	_	_
	出力分布変化	· *	_	0*	0*	_	0	0*	_	_	_	_	_	_
炉(心核)	反応度フィードバック効果	· *	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
	制御棒反応度効果	· *	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
	崩壊熱	· *	0*	0	0*	0	-	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
炉燃	沸騰遷移	•	-	-	0	-	-	0	-	-	-	_	-	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	_	_	-	-	_	_
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	_	-
	三次元効果	· *	0*	_	_	0*	_	-	_	_	_	-	_	_
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
一种	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉流	気液熱非平衡	•	-	-	0*	0	-	-	-	-	-	-	-	-
Ĩ	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	三次元効果	•	-	•	0*	-	-	0*	-	-	-	-	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	_	_	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	_	0	-	_	_	_	0	_	_	_
。逃	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	_	_	_
デー し	気液分離(水位変化)·対向流	0	-	-	-	0	_	-	_	_	0	_	_	-
ゲ 安 上 上	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
容含含器。	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	_	_	-	_	_	-
5	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	0	-	0	-	0	_	-	_	_	-	_	_	_
	三次元効果	 *	_	0*	_	-	_	_	_	_	-	_	_	_
	冷却材放出	_	_	0	_	0	-	_	_	_	_	0	0	_
	格納容器各領域間の流動	_	_	○*	_	0	_	_	_	_	_	0	0	0
原子	サプレッション・プール冷却	_	-	0	_	0	_	_	_	_	-	-	0	_
が 格 納	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
容器	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	_	-	_	_	0	_	_	_	-	-	-	-	_
,	スプレイ冷却	-	-	_	_	0	_	_	_	-	_	-	0	_
	格納容器ベント	-	_	_	_	0	_	_	_	-	_	-	_	_

【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

第5.5表 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	も)
---------	---	-----------	----

		· 適用候補コード												
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT(RIA 用)	三 次 二 *	ISCOR	LAMB	短期 PCV [※]	長期 PCV [※]	可燃性ガス**
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
	出力分布変化	0*	-	0*	0*	-	0	0*	-	-	-	-	-	-
炉(心)	反応度フィードバック効果	0*	-	0	-	•	0	-	0	-	-	-	-	-
	崩壊熱	0*	0*	0	0*	0	_	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	三次元効果	-	_	○*	_	_	0*	_	_	-	_	_	_	-
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
炉燃 心料	沸騰遷移	0*	-	-	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	_ 1)	_ 1)	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	0	_	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
一執	気液分離(水位変化)·対向流	0	_	<u> </u>	<u> </u>	0	_	-	-	-	-	_	_	-
炉流	気液熱非平衡	0*	_	_	0*	0	_	-	-	-	-	_	_	-
Ŭ	圧力損失	0	_	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	三次元効果	0*	-	0*	0*	-	-	0*	-	-	-	-	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	_	-	0	-	-	-
_	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	-	0	-	-	_	-	0	-	-	-
原が	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
「炉安く	圧力損失	0	_	0	-	0	_	_	_	-	0	-	-	-
力 容 お む	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備 含む)	0	_	0	-	0	_	_	_	_	-	_	_	-
0	ほう酸水の拡散	_	_	0	_	0*	_	_	_	_	-	_	_	-
	三次元効果	0*	-	0*	-	_	-	_	-	-	-	-	-	-
原	冷却材放出	-	-	0	_	0	-	-	-	-	-	0	0	-
子 炉 枚	格納容器各領域間の流動	_	-	0*	-	0	_	-	_	-	-	0	0	0
納	サプレッション・プール冷却	-	-	0	_	0	-	-	-	-	-	-	0	-
器	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	_	_	_	_	_	0	0	_

【記号の説明】 〇:必要なモデルを備えている 〇*: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

○:必要なモデルを備えている
 ※三次元:三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
 ○*:必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
 二:必要なモデルを備えていない
 約. 原子炉圧力が維持されるため燃料被覆管変形は生じない
 2) 膜沸騰状態の燃料棒表面熱伝達を保守的な取扱いとしている

第5.6表 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

							適月	月候補コ-	ード					
分類	解析で考慮すべき物理現象	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*
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	_
	出力分布変化	0*	-	0*	0*	-	0	 *	_	_	_	_	_	_
炉((核)	反応度フィードバック効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
	制御棒反応度効果	0*	-	0	_	•	0	-	0	-	-	-	-	-
	崩壞熱	0*	•	0	0*	0	-	•	-	-	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	_	_	_	_	_
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	_	0	_	_	_	_	_	_
炉燃	沸騰遷移	0*	-	-	0	-	_	0	_	_	_	_	_	_
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	_	_	_
	燃料被覆管変形	0	0	-	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
	三次元効果	0*	0*	-	_	0*	_	_	_	_	_	_	_	_
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	_	-	_
、執	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	_	0	_	_	-	_	_	_	-	_
炉流	気液熱非平衡	0*	-	-	0*	0	_	_	_	_	_	_	_	_
C	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	_	-	_
	三次元効果	0*	-	0*	0*	-	-	0*	-	_	_	_	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	_
	冷却材放出(臨界流・差 差 正流)	0	-	0	_	0	_	_	-	_	0	_	-	-
。逃	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	_	0	_	_	-	_	0	_	-	-
が 子 し	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
》 圧 力	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
容合器	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
(¢	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備 含む)	0	-	0	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
	三次元効果	0*	_	0*	_	_	_	_	_	_	_	_	_	_
	冷却材放出	_	_	0	_	0	_	_	_	_	_	0	0	-
原	格納容器各領域間の流動	-	_	0*	-	0	_	_	-	_	_	0	0	0
子炉	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
倍 納 宏	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	_	_	-	0	-	-	-	-	-	-	-	_
器	スプレイ冷却	_	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	0	_
	格納容器ベント	_	_	_	-	0	_	-	-	_	_	_	-	-

(炉心損傷防止:LOCA時注水機能喪失)

【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

第5.7表 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							適月	月候補コ-	- F					
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT(RIA 用)	三次 元*	ISCOR	LAMB	絙 朔 PCV*	長期 PCV [※]	可燃性ガス**
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	0*	0*	_	0	0*	_	_	_	-	_	-
炉 (心 (反応度フィードバック効果	○*	-	0	_	0*	0	-	0	-	_	_	_	_
	制御棒反応度効果	0*	-	0	-	0*	0	-	0	-	_	-	_	-
	崩壊熱	○*	0*	0	0*	0	-	0*	_	-	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0		0	_	_	_	_	_	_
炉燃	沸騰遷移	○*	-	-	0	_	-	0	_	-	_	_	_	_
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0		0	_	_	_	_	_	_
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	1	-	-	-	-	_	-	-
	三次元効果	•	•	-	-	0*	-	-	-	_	-	_	_	-
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	_	_	_
一一一	気液分離(水位変化)·対向流	0	-	-	_	0	-	-	_	_	_	-	_	-
炉流	気液熱非平衡	•	-	-	0*	0	-	-	-	_	-	-	-	-
Ĩ	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	_	0	0	-	_	-
	三次元効果	0*	-	0*	0*	_	-	0*	-	-	_	-	_	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	_	0		_	_	_	0	_	_	_
逃	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
原 が 子 し	気液分離(水位変化)·対向流	0	-	-	_	0		_	_	_	0	_	_	_
/ E 安 力 全	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	_	_	0	_	-	_
容含器	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	_
Ľ.	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	0	_	0	-	0	_	-	_	_	_	_	_	_
	三次元効果	0*	-	0*	-	-	_	-	-	-	-	-	-	-

【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

第5.8表 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))

							適用	用候補コ-	ード					
								~						
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT(RIA 用	三 次 元	ISCOR	LAMB	絙塴 PCV*	長期 PCV ^業	可燃性ガス [%]
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	_	-	_	_	_
ke ()	反応度フィードバック効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
が核心し	制御棒反応度効果	0*	_	0	_	 *	0	_	0	_	_	_	_	_
	崩姨埶	0*	0*	0	0*	0	_	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	燃料權内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	_	-	-	_	-
炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	_	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一	沸騰・ボイド率変化 「たい餅(土住本(k)) 社内法	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
炉流	风 次 伊 唯 (水 位 変 化) ・ 对 问 流 与 流 執 北 可 等	0	_	_	-	0	_	_	_	-	_	_	-	_
	X. 似然外干肉 正力提生	0*	_	0	0*	0		0		0	0			
		0		0	0	0		0		0	0			
	^帘 却材流重変化	0	-	0	-	0	_	-	_	_	0	-	-	-
(*	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0		0		0		_			0			
原が子	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
炉安	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
一全力弁	気液熱非平衡	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
器む	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
<u> </u>	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含	0	-	0	-	0	-	_	-	-	_	-	-	-
	む) 冷却材放出	_	_	0	_	0	_	_	_	_	_	0	0	_
	格納容器各領域間の流動	_	-	0*	-	0	_	_	_	_	_	0	0	0
原工	サプレッション・プール冷却	—	—	0	—	0	-	-	—	—	_	_	0	_
炉	気液界面の熱伝達	_		0*		0	-	_	_	_		0	0	_
格納	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
容器	スプレイ冷却	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	0	-
	ガス発生	-	-	-	-	0*	-	-	-	-	-	-	-	0
	格納容器ベント	-	-	-	-	0	-	-	—	-	-	-	-	-
	リロケーション	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
。 。逃	原于炉庄刀谷盔内 FCI (溶融炉心細粒 化)	-	-	-	-	0	-	-	_	_	-	_	-	-
尿が() 子した	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱 伝達)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
F 安 損	構造材との熱伝達	-	-	-	-	0	-	-	-	-	_	_	-	-
力弁傷容会後	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
器さし	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
Ŭ	放射線水分解等による水素ガス・酸素 ガス発生	-	-	-	-	· *	-	-	-	-	-	-	-	0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	0	_	-	-	-	-	-	-	-
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡が り	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融,破損	_	_	_	_	0*	_	_	_	_	_	_	_	_
原(子炉	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒 化)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心格損納但	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱 伝達)	-	_	_	_	0	-	-	-	-	-	-	-	-
容後器	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝 熱	_	_	_	_	0	-	_	_	_	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	_	-	-	-	0	-	-	_	_	-	_	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】 〇:必要なモデルを備えている 〇*: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

第5.9表 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)

							適月	月候補コ-	- K					
分 類	解析で考慮すべき物理現象	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*
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
50	反応度フィードバック効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
炉 核	制御祷反亡帝効果	• *	_	0	_	0*	0		0		_	_		
	 简	0*		0		_	0		0					
	崩壞熱	0*	0*	0	0*	0	-	0*	-	-	0*	0*	0*	0*
\sim	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0		0	0	-	-	-	-	-
炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
10.11	燃料被覆管酸化	0	0	_	0	0	-	0	-	-	-	_	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	_	-	_
一种	沸騰・ホイド 挙変化	0	-	0	0	0		0	0	0	0	-	-	-
炉流	×11x 万胜 (小世変化)・刈円流 与波動北亚海	0			0.1	0			_			_		
· ¹⁰ 動	风彼熟非平衡	0*	_	_	0*	0	_		_	_	_	_	_	_
	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
原逃	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
子し	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
// 安 圧全 力 傘	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
容含器	気液熱非平衡	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
U.S.	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	_	-	0	-	-	-
	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
原	冷却材放出	_	_	0	_	0	_	_	—	_	_	0	0	_
子	格納容器各領域間の流動	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	0
格	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
納	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
器	放射線水分解等による水素ガス・酸 素ガス発生	-	-	-	-	0*	-	-	-	-	-	-	-	0
	リロケーション	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒 化)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
原 が デ し い	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱 伝達)	_	-	_	_	0	_	-	_	_	_	_	_	_
²⁷⁷ 安位 圧 へ 損	構造材との熱伝達	_	-	_	_	0	_	_	_	_	_	_	-	_
力主傷	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	_	-	_	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
谷含(x) 器 to	原子炉圧力容器破損	—	-	-	-	0	_	-	_	-	-	_	-	_
5	放射線水分解等による水素ガス・酸 素ガス発生	-	-	-	-	•	-	-	-	-	-	-	-	0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	_	-	_	_	0	-	-	-	-	-	_	-	-
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	_	_	_	_	0	-	_	_	_	_	_	_	_
	内部構造物の溶融、破損	_	_	_	_	0*	_	_	_	_	_	_	_	_
原(原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒 化)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心格損納度	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱 伝達)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
容後器	溶融炉心と格納容器下部プール水との 伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	_	_	-	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
	原子 	_	_	_	_	\cap	_	_	_	_	_	_	_	_

【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

第5.10表 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)

							適戶	用候補コ-	- k					
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次 光 *	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
后へ	反応度フィードバック効果	0*	-	0	_	0*	0	-	0	-	_	-	_	-
″ 核 心)	制御棒反応度効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
	崩壞熱	0*	0*	0	0*	0	_	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	_	_	_	_	_
炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	_	0	_	-	_	_	_	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
炉流	気液分離(水位変化)·対向流	0	_	_	-	0	-	-	_	-	-	_	-	_
一動	风波然非半衡	0*	_	-	0*	0	_	-	_	-	-	_	_	_
	上刀損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	_	-	_
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
() 原 が	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
子し	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	_	0	-	-	_	-	0	_	_	-
圧 女 力 全	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	—	-	0	-	-	-
容含器加	気液熱非平衡	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
<u>೮</u>	圧力損失	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	_	-	-	_	_	-
原	冷却材放出	_	_	0	_	0	—	-	—	—	_	0	0	-
子	格納容器各領域間の流動	_	_	0*	_	0	_	_	-		_	0	0	0
格	気液界面の熱伝達	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
納容	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	0	-	-	_	-	-	_	-	_
器		-	-	-	-	0*	-	-	-	-	-	-	-	0
	リロケーション	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	_	-
() ()	原子炉庄力容器内 FCI (溶融炉心細粒 化)	-	—	-	—	0	-	—	—	-	—	-	—	-
原 ^地 (子」炉	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱	_	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
炉安損	伝達ノ 構造材との執伝達	_	_	_	_	0		_		_	_	_	_	_
力全傷	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	_	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
谷含俊器も	原子炉圧力容器破損	_	_	_	_	0	_	-	_	-	_	_	_	-
Ű	放射線水分解等による水素ガス・酸 素ガス発生	_	-	_	_	0*	-	-	_	-	_	-	_	0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	—	-	—	-	0	-	_	-	-	-	_	_	-
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融,破損	_	_	_	_	0*	_	_	_	-	_	_	_	-
原(子炉	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒 化)	-	_	-	_	0	-	-	_	_	_	_	_	_
炉 心 格 損 納 傷	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱 伝達)	-	-	-	_	0	-	_	-	_	_	_	_	-
容後器	溶融炉心と格納容器下部プール水との 伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性かれ発生	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	原士炉格納谷森内ド	_	-	_	_	()	_	-	-	-	_	_	_	-

【記号の説明】 〇:必要なモデルを備えている 〇*: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

第5.11表 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)

		適用候補コード												
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次 法 *	ISCOR	LAMB	絙朔 PCV*	長期 PCV [※]	可燃性ガス*
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	_	_	_	_	-
后 (反応度フィードバック効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
が核 心()	制御棒反応度効果	0*	_	0	_	0*	0	_	0	_	_	_	_	_
	出 读 教	0*	0*	0	0*	0	_	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	_	_	_	_	_
炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
心料	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	0	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
(熱	沸騰・ホイト学変化 気液分離(水位変化)・対向流	0	_	-	-	0	_	-	-	-	-	_	_	_
^炉 流 動	気液熱非平衡	0*	_	_	0*	0	-	_	_	_	_	_	_	-
0	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	冷却材流量変化	0	_	0	_	0	-	_	_	_	0	_	_	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	-	0	-	_	-	_	0	_	_	_
原が	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
子し 炉安	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	_	_	-	_	0	_	_	-
圧力容器 (全弁含む)	気液熱非平衡	I	_	-	_	0	_	_	—	_	_	_	_	_
	圧力損失	0	_	0	_	0	-	_	_	_	0	_	_	_
	構造材との熱伝達	0	-	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含	0	_	0	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
	む) 冷却材放出	-	-	0	-	0	_	_	-	_	_	0	0	_
1007	格納容器各領域間の流動	-	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	0
原子	サプレッション・プール冷却	-	-	0	-	0	-	-	-	-	-	-	0	-
炉格	ス 很 矛 国 の 熱 伝 達 構造材 と の 熱 伝 達 及 び 内 部 熱 伝 導	-	_	-	_	0	_	_	_	_	_	-	-	_
納容	スプレイ冷却	-	_	-	-	0	-	-	-	_	_	_	0	-
器	放射線水分解等による水素ガス・酸 素ガス発生	_	_	_	_	0*	-	-	_	_	_	_	_	0
	格納容器ベント	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	リログーション 原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒		_	_		0	_	_	_	_	_	_	_	_
原がつ	 化) 原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱 					0								
チレル	伝達)	_	_			0		_	_	_	_	_	_	_
庄 全 復 力 金 傷	構造材との熱伝達	-	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
容含後器も	原子炉圧力容器破損	-	_	-	_	0	-	_	_	_	_	_	_	_
5	放射線水分解等による水素ガス・酸 素ガス発生	-	-	-	_	0*	_	-	-	_	_	_	_	0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動		-	-	-	0	_	-	—	_	_	_	_	-
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡 がり	-	-	_	_	0	-	-	-	_	-	_	_	-
	内部構造物の溶融,破損	-	-	-	_	0*	-	-	-	_	-	_	_	-
原(子炉	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒 化)	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心 格損 納傷	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱 伝達)	_	-	-	-	0	-	_	-	-	-	-	-	_
容後器)	溶融炉心と格納容器下部プール水との 伝熱	_	_	-	-	0	_	-	-	_	_	_	_	_
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生 原子 に格納 容器内 FP ※動	-	-	-	-	0	_	-	-	_	_	_	_	-

【記号の説明】 〇:必要なモデルを備えている 〇*:必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能 ー:必要なモデルを備えていない

第5.12表 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:溶融炉心・コンクリート相互作用)

		適用候補コード												
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元**	ISCOR	LAMB	絙 朔 PCV [※]	長期 PCV [%]	可燃性ガス※
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
炬①	反応度フィードバック効果	0*	-	0	-	0*	0	-	0	-	-	-	-	-
″_核 心)	制御棒反応度効果	0*	-	0	-	0*	0	_	0	-	-	-	_	-
	崩壞熱	0*	0*	0	0*	0	_	0*	_	_	0*	0*	0*	0*
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	_	0	0	-	_	-	_	-
炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	_	_	_	_	-	_
心料	燃料被覆管酸化	0	0	_	0	0	_	0	_	_	_	_	_	_
	燃料被覆管変形	0	0	_	_	0	-	-	-	-	_	_	-	_
÷	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
炉流	気液分離(水位変化)·対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
心動	気液熱非半衡	()*	-	-	()*	0	_	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	冷却材流量変化	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
	冷却材放出(臨界流·差圧流)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
原が	沸騰・凝縮・ボイド率変化	0	-	0	-	0	-	-	_	-	0	-	-	-
「炉安」	気液分離(水位変化) · 対向流	0	-	-	-	0	-	-	-	-	0	-	-	-
上 力 全 穷 弁	気液熱非平衡	_	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
番合む	圧力損失	0	-	0	_	0	_	-	_	-	0	_	_	-
Ú	構造材との熱伝達	0	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含 む)	0	-	0	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
原	冷却材放出	_	-	0	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
子	格納容器各領域間の流動	_	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	0
炉格	気液界面の熱伝達	_	-	0*	-	0	-	-	-	-	-	0	0	-
納容	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
器	成別線小分解寺による小茶ガス・酸 素ガス発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	0
	リロケーション	_	-	-	-	0	_	_	-	_	_	_	_	-
	原子炉圧力容器内 FCI (溶融炉心細粒	-	_	_	_	0	-	_	-	_	_	_	-	_
原 が (炉	化) 原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱	_	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
炉安山	伝達)					-								
上 全 損 力 全 傷	構造材 との熱伝達 下部プレナムでの恣融恒心の執伝達	_	_	_	_	0		_	_	_	_	_	_	_
容含後器、	原子炉圧力容器破損	_	_	_	_	0	_	_	_	_	_	_	_	_
£	放射線水分解等による水素ガス・酸					<u> </u>								0
	素ガス発生					0*		_			_			0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	1日初日谷田下町小山での谷際が心の払 がり	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融,破損	-	-	-	-	0*	-	-	-	-	-	-	-	-
原(原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	_	_	-	0	-	-	_	-	-	-	_	-
炉心格損納傷	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱 伝達)	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
容後器	溶融炉心と格納容器下部7 [*] ール水との 伝熱	-	_	_	_	0	-	-	-	_	_	_	-	_
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	0	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	—	0	—	-	-	-	-	-	—	-

【記号の説明】 〇:必要なモデルを備えている 〇*:必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能 ー:必要なモデルを備えていない

第5.13表 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

			適用候補コード											
分類	解析で考慮すべき物理現象	SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元**	ISCOR	LAMB	絙堋 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス [※]
	核分裂出力	0*	0*	0	0*	0*	0	0*	0	-	-	-	-	-
炉	出力分布変化	0*	-	0*	0*	-	0	0*	-	-	-	_	-	-
心悠	反応度フィードバック効果	0*	-	0	-	0*	0	-	0	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	0*	-	0	-	0*	0	-	0	-	-	-	-	-
	燃料棒内温度変化	0	0	0	0	0	-	0	0	-	-	-	-	-
(炉燃	燃料棒表面熱伝達	0	0	0	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
心料	沸騰遷移	0*	-	-	0	-	-	0	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	0	0	-	0	0	-	0	-	-	-	-	-	-
	沸騰・ボイド率変化	0	-	0	0	0	-	0	0	0	0	-	-	-
炉心動)	圧力損失	0	-	0	0	0	-	0	-	0	0	-	-	-
	三次元効果	0*	-	0*	0*	-	-	0*	-	-	-	-	-	-

(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)

【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

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
崩壞熱除去機能喪失	SAFER
	(CHASTE)
	MAAP
原子炉停止機能喪失	REDY
	SCAT
LOCA時注水機能喪失	SAFER
	(CHASTE)
	МААР
格納容器バイパス(インターフェイスシス	SAFER
テムLOCA)	(CHASTE)

第5.14表 有効性評価において使用するコード一覧

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	МААР
圧・過温破損)	
高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	МААР
原子炉圧力容器外の溶融燃料ー冷却材相互作用	МААР
水素燃焼	МААР
格納容器直接接触(シェルアタック)	_ * 1
溶融炉心・コンクリート相互作用	МААР

※1 BWR MARK-I型の格納容器に特有の事象であるため,評価対象として想定する格納容器破損モードとはしていない。

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) ^{※2}

※2 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当たって,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。

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適用する解析コードとして, SAFER/CH ASTE, REDY/SCAT, APEX/SCAT (RIA用)を 選定しているが,これらは従来の国内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	重大事故等対策の有効性評価					
	(BWR5原子炉冷却材喪失:中小破断)	(BWR5 LOCA時注水機能喪失)					
	原子炉圧力: PLR配管破断及び原子炉スク	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	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>AD</u>	転じSRV開閉により圧力が制御され, <u>SR</u>					
	<u>S作動</u> により強制減圧される。	<u>V手動操作</u> により強制減圧される。					
	原子炉水位:破断口からの冷却材流出及びS	原子炉水位:破断口からの冷却材流出及びS					
+	RVからの蒸気流出により低下し、 <u>ADS作</u>	RVからの蒸気流出により低下し、 <u>SRV手</u>					
爭	<u>動</u> による減圧沸騰により一時的に上昇する	<u>動操作</u> による減圧沸騰により一時的に上昇す					
	が,その後,再び低下して炉心露出し, <u>EC</u>	るが、その後、再び低下して炉心露出し、代					
	<u>CS</u> の注水後,炉心再冠水する。	<u> 替注水系</u> の注水後,炉心再冠水する。					
缶	燃料被覆管温度:炉心露出により上昇を開始	燃料被覆管温度:炉心露出により上昇を開始					
豕	し、除熱が発熱を上回ると低下する。	し、除熱が発熱を上回ると低下する。					
	熱伝達係数:炉心冠水時は核沸騰冷却、炉心	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	露出時は蒸気冷却, <u>代替注水系</u> の注水後は噴					
准	流冷却を経て、炉心再冠水後は核沸騰冷却に	霧流冷却を経て、炉心再冠水後は核沸騰冷却					
	復帰する。	に復帰する。					
	原子炉スクラム:0秒	原子炉スクラム:0秒					
	MSIV閉鎖:約19秒	MSIV閉鎖:約2分					
展	原子炉水位低(レベル1):約2分	原子炉水位低(レベル1):約16分					
120	原子炉減圧開始:約4分	原子炉減圧開始:約30分					
	炉心露出:約5分	炉心露出:約31分					
	低圧炉心スプレイ系作動:約6分	ECCS:機能喪失					
	低圧注水系作動:約7分	低圧代替注水開始:約32分					
	PCT発生:約7分(約589℃)	PCT発生:約38分(約805℃)					
	炉心再冠水:約8分	炉心再冠水:約52分					
	原子炉圧力:大気圧~SRV吹出設定圧力	原子炉圧力:同左					
変	原子炉水位:原子炉圧力容器底部~通常水位	原子炉水位:同左					
化 範	燃料被覆管温度:約 152~約 589℃	燃料被覆管温度:約126~約805℃					
囲	熱伝達係数:約 10~約 57000 W/(m²・K)	熱伝達係数:約1~約 57000 W/(m²・K)					
	時間:0秒~約8分	時間: 0秒~約 55分					
	原子炉圧力:大気圧~SRV吹出設定圧力	原子炉圧力:同左					
適	原子炉水位:原子炉圧力容器底部~頂部	原子炉水位:同左					
用範	燃料被覆管温度:飽和温度~1200℃	燃料被覆管温度:同左					
囲	熱伝達係数: 0 ~約 57000 ₩/(m²・K)	熱伝達係数:同左					
	時間:0秒~制限なし	時間:同左					

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	チャーキャング	従来許認可	差異による影響
	· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	(原子炉冷却材喪失事故)	単八事	との差異	
	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
	初期原子炉水位	通常運転水位 (ABWR)	通常運転水位	有	等対策の有効性評価ではノミナル条件
		スクラム水位 (BWR)			を前提に設定しており条件に差がある
伯君					が、事故後の炉心及び原子炉圧力容器
丹牛					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。
	事象	高圧炉心注水系配管両端破断	給水流量の全喪失	有	炉心冷却の観点からは,原子炉隔離後,
析		(ABWR)	全交流動力電源喪失		原子炉減圧,注水に至る再循環配管小
		再循環配管両端破断~小破断	原子炉冷却材喪失(原子炉圧力容		破断事象と同等の事象であり、モデル
		(BWR)	器底部ドレン配管破断又は再循環		適用範囲内であり、差異による影響は
			配管小破断)		ない。
条			לאא-דידלאאגדא LOCA		
	原子炉スクラム	炉心流量急減(ABWR)	原子炉水位低レベル3	有	条件の差はあるが、スクラムのタイミ
		原子炉水位低レベル3 (BWR)	タービン蒸気加減弁急閉		ングの差は適切に核分裂出力変化に反
14-			(ABWR)		映されることから、評価手法としての
14			炉心流量急減(ABWR)		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	GE(平均)+3σ	ANSI/ANS-5.1-1979	有	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。

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)
	1百 日	従来許認可解析	重大車地室対筆の右効性証価	従来許認可	差異による影響
		(原子炉冷却材喪失事故)	至八乎成寺州来•2月初日时 Ш	との差異	
	燃料タイプ	9×9燃料(A型), 9×9燃料	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
		(B型), MOX 燃料の単一炉心, 又			ほぼ同等であること、及び、核的特性
梅刀		は混在炉心			は混在炉心の場合には単一炉心で構成
円牛					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
析					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、事故後の炉心及び原子炉圧力容器
					内の基本的な挙動は、従来許認可解析
条					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	PCTを厳しくする評価する平	同左	無	差異はない。
	数	坦分布を仮定			
<i>(</i> #-	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中を通してPCTを厳	同左	無	差異はない。
14		しくする値			
	燃料棒破裂の判定	PCT評価:ベストフィット曲線	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
		被ばく評価:平均値-2σ曲線			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(4/12)

	項目	従来許認可解析	香土車北欧州等の古地州河口	従来許認可	差異による影響
		(原子炉冷却材喪失事故)	里八事故寺刈束の有効性評価	との差異	
	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
伯忍					等対策の有効性評価ではノミナル条件
乃午	原子炉減圧	自動減圧系	逃がし弁手動操作	有	を前提に設定しており、期待する減圧
				L I	機能の違いによる差があるが、原子炉
					減圧に伴う基本的な挙動は、従来許認
析					可解析と同様である。
	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、事故後の炉心及び原子炉圧力容器
条					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。
	ECCS, RCIC及び	安全要求仕様値	同左	無	差異はない。
14-	代替注水系				
14	破断口, SRVからの冷	平衡均質流モデル及び差圧流モ	同左	無	差異はない。
	却材の流出	デル			

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)

	т	従来許認可解析	重十重なな対策の方効性証価	従来許認可	差異による影響
	· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	(原子炉冷却材喪失事故)	里八争 叹 夺对束仍有幼性計恤	との差異	
	燃料被覆管と冷却材間の	核沸騰	同左	無	差異はない。
	熱伝達係数	(ボイド率の関数とする相関			炉心冠水時の熱水力挙動は従来許認可
		式)			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	同左	無	差異はない。
析		(噴霧流冷却の相関式と修正			過渡事象発生直後の高流量/高圧条件
		Bromley の式をボイド率の関数			から炉心再冠水後の低流量/低圧条件
		として使用する相関式)			まで適用可能。
モ		遷移沸騰	同左	無	差異はない。
		(核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数			核沸騰熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数
		を燃料被覆管過熱度で内挿した			の内挿値を適用するため、同じく適用
デ		相関式)			可能。
		蒸気単相	同左	無	差異はない。
ป		(Dittus-Boelterの式)			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(6/12)

	項 月	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(原子炉冷却材喪失事故)		との差異	
	燃料被覆管と冷却材間	噴霧流	同左	無	差異はない。
	の熱伝達係数	(Sun-Saha の式)			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
伯君					態は従来許認可解析と同様であり、重
丹午					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。
析		スプレイ(落下水)	同左	無	差異はない。
		(スプレイ冷却実験データに基			従来許認可解析でもスプレイ冷却の効
		づく相関式)			果が小さいことから適用を除外してお
モ					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	同左	無	差異はない。
デ		(濡れた後の熱伝達係数は			濡れによる冷却効果小さく、高出力燃
		Andersen のモデルに基づく)			料集合体では保守的に落下水は無視し
a) .					ているため,適用されない。
		輻射	同左	無	差異はない。
		(燃料集合体幾何形状に依存す			燃料集合体内幾何形状に依存し、幾何
		る輻射形態係数,輻射率,灰色体			形状は変更ないため適用可能。
		輻射係数に基づき導出した式)			

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
thefare		核分裂出力	事象発生後早期に原子炉がスクラ	同左	無	差異はない。
490	恒	出力分布変化	ムし未臨界となるが、スクラムま			
理	心	反応度フィードバ	では核分裂出力、スクラム後は崩			
現	核	ック効果	壊熱を考慮して適切に原子炉出力			
在		制御棒反応度効果	変化を設定している。			
豕		崩壊熱				

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)

		т <u>т</u> ц	従来許認可解析	モーませなりなったないまで	従来許認可	辛田にとて影響
	頃 日 		(原子炉冷却材喪失事故)	単人争议寺対束の有効性評価	との差異	左共による影響
		燃料棒内温度変化	沸騰遷移により燃料棒温度上昇	沸騰遷移による燃料棒温度上昇	無	差異はない。
		燃料棒表面熱伝達	(ABWR, BWR)	評価は、従来許認可解析の範囲		
		沸騰遷移		で評価されている。		
1tm			炉心露出により燃料棒温度上昇	炉心露出により燃料棒温度上昇	有	炉心露出期間が長時間となるため影響
120			(BWR)			があるが、炉心露出、炉心再冠水、除
			炉心露出期間:約3分間	炉心露出期間:約10~30分間		熱量が発熱量を上回ることによる温度
			再冠水 :約 10 分以内	再冠水 :約1時間以内		低下という基本的な挙動は、従来許認
理						可解析と同様である。
	炉心	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
	劔					があるが, 評価式である Baker-Just の
	料					式は、燃料被覆管温度が高温になる場
現						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	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響
安				ない		がある。
		三次元効果	三次元的な輻射伝熱は、最高温度	同左	無	差異はない。
			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。			

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)

			従来許認可解析	毛上市投放対策の大力地が近	従来許認可	半田にとて影響
		次 口	(原子炉冷却材喪失事故)	単八争	との差異	左共による影響
		沸騰・ボイド率変	減圧沸騰により発生したボイドに	同左	無	差異はない。
		化	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。			
the second		気液分離(水位変	気液分離(水位変化):同上	気液分離(水位変化):	有	炉心露出期間が長時間となるため影響
120		化)·対向流	対向流:	露出する場合は露出期間が長時		があるが、炉心露出、炉心再冠水、除
			炉心スプレイが作動する場合にC	間になる。		熱量が発熱量を上回ることによる温度
			CFL, CCFLブレークダウン	対向流:同左		低下という基本的な挙動は、従来許認
理	炉		が発生する。			可解析と同様である。
	心	気液熱非平衡	炉心露出時に燃料棒のヒートアッ	同左	無	差異はない。
	(熱)		プにより蒸気が過熱される。			
	流動	圧力損失	事故と同時に再循環ポンプがトリ	事故直後に再循環ポンプがトリ	有	再循環ポンプトリップのタイミングに
現			ップし炉心流量が早期に低下する	ップし炉心流量が早期に低下す		わずかな差異があるが、炉心流量が早
			ため、炉心部の圧力損失は減少す	るため,炉心部の圧力損失は減少		期に低下するため影響は小さい。
			る。	する。		
在		三次元効果	炉心再冠水過程では,燃料集合体	同左	無	差異はない。
*			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。			

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	毛上市投放対策の大力地が近	従来許認可	辛田にとて影響
			(原子炉冷却材喪失事故)	単人争议寺刈束の有効性評価	との差異	左共による影響
		冷却材流量変化	事故と同時に再循環ポンプがトリ	事故直後に再循環ポンプがトリ	有	再循環ポンプトリップのタイミングに
			ップし炉心流量が早期に低下す	ップし炉心流量が早期に低下す		わずかな差異があるが,影響は小さい。
Han			る。	る。		
120	原		炉心露出時は原子炉水位が低下し	同左	無	差異はない。
	- 子 炉		て、炉心シュラウド内外の自然循			
	圧力		環が維持できない。			
理	容品	冷却材放出(臨界	自動減圧系による原子炉の急速減	逃がし弁手動操作による原子炉	有	減圧手段の違いによる影響があるが,
	奋	流・差圧流)	圧,あるいは,破断口からの冷却	の急速減圧,あるいは,破断口か		冷却材放出の基本的な挙動は、従来許
	逃 が		材放出により炉心露出が生じる。	らの冷却材放出により炉心露出		認可解析と同様である。
	し安			が生じる。		
現	全	沸騰・凝縮・ボイ	自動減圧系による原子炉の急速減	逃がし弁手動操作による原子炉	有	減圧手段の違いによる影響があるが,
	开 を	ド率変化	圧,あるいは、LOCA後の冷却	の急速減圧,あるいは,LOCA		減圧開始時間と設備仕様が異なる以
	含む		材放出による減圧沸騰により発生	後の冷却材放出による減圧沸騰		外、原子炉減圧に伴う基本的な熱水力
在	3)		したボイド量の変化に応じて二相	により発生したボイド量の変化		挙動は,従来許認可解析と同様である。
豕			水位が変化する。また、原子炉注	に応じて二相水位が変化する。ま		
			水により蒸気は凝縮される。	た,原子炉注水により蒸気は凝縮		
				される。		

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(11/12)

	項目		従来許認可解析	毛上す状体対体の大型研究	従来許認可	辛田にとて影響
			(原子炉冷却材喪失事故)	重八爭	との差異	左 美による 影響
		気液分離(水位変	これらの物理現象は炉心以外の領	同左	無	差異はない。
		化)・対向流	域では直接的には影響しない。			
t h/m		圧力損失				
490	原					
	子炉	構造材との熱伝達	自動減圧系による原子炉減圧過程	逃がし弁手動操作による原子炉	有	減圧手段の違いによる影響があるが,
	圧力		において、構造材の保有熱が冷却	減圧過程において,構造材の保有		減圧開始時間と設備が異なる以外,原
理	容品		材へ移行する。	熱が冷却材へ移行する。		子炉減圧に伴う構造材との熱伝達の基
	奋					本的な挙動は、従来許認可解析と同様
	逃 が					である。
	し 安	ECCS注水(給	ECCSによる原子炉注水により	ECCS又は代替注水設備によ	有	原子炉注水設備の差異による影響はあ
現	全	水系・代替注水設	炉心が冷却される。	る原子炉注水により炉心が冷却		るが注水特性が異なる以外、炉心冷却
	开 を	備含む)		される。		の基本的な挙動は、従来許認可解析と
	含む					同様である。
免	1)	三次元効果	事故と同時に再循環ポンプがトリ	事故直後に再循環ポンプがトリ	有	再循環ポンプトリップのタイミングに
豕			ップするため、炉心流量急減過程	ップするため, 炉心流量急減過程		わずかな差異があるが,影響は小さい。
			において下部プレナム内の流量配	において下部プレナム内の流量		
			分の不均等は発生しない。	配分の不均等は発生しない。		

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(12/12)



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	重大事故等対策の有効性評価	
	(ABWR主蒸気隔離弁の誤閉止)	(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):MSIV閉鎖によ	原子炉出力(中性子束):MSIV閉鎖による	
	る原子炉スクラムにより低下する。	原子炉スクラムに失敗して. 圧力上昇により	
		ト昇した後 圧力高RPTによろ炉心流量減	
		小に上り低下する その後 絵水加熱車牛に	
		トスによりは「デジュール」をの増加により経	
		あるが心穴ロックク ル反の増加により版	
	「「「「「」」、NC I VIII ペルトルト目ナス		
	原于炉庄刀:MSIV 闭鎖により上升する	原于炉庄刀:MSIV闭鎖により上升し, 逃	
	か、逃かし开開及び原子炉スクラムにより	かし开か作動するか、原子炉スクラム矢敗に	
	<u>降下</u> に転じ、その後は <u>逃がし弁により圧力</u>	より <u>原子炉出力が高めに維持されることか</u>	
	<u>制御</u> される。	<u>ら,原子炉圧力も高めを維持</u> する。	
+	格納容器圧力及びプール水温度:逃がし弁	格納容器圧力及びプール水温度:逃がし弁開	
争象	開により蒸気がサプレッション・チェンバ	により蒸気がサプレッション・チェンバのプ	
進	のプール水中へ放出されるが、その量は僅	ール水中へ放出されるため, <u>格納容器圧力及</u>	
展	かであり,格納容器圧力及びプール水温度	びプール水温度が上昇する。ほう酸水の注入	
	<u>上昇は小さい</u> と考えられる。なお、 <u>従来許</u>	による原子炉出力低下とRHRによる除熱	
	<u>認可では本パラメータは評価対象外</u> であ	により,格納容器圧力/プール水温度は低下	
	る。	<u>に転じる</u> 。	
	運転特性図上の運転点は、原子炉スクラム	運転特性図上の運転点は,原子炉スクラム失	
	により、高出力低流量には至らない。	 敗及びRPTにより、高出力低流量に至る。	
	 原子炉スクラム:約0.3秒	 原子炉スクラム:失敗	
	逃がし弁開:約2秒	逃がし弁開:約2秒	
	MSIV 閉鎖:約3秒	MSIV 閉鎖:約3秒	
		ECCS 起動:約34秒	
		給水停止:約173秒	
		SLC 起動:約11分	
	原子炉出力:初期值~0%	原子炉出力:0%~306%	
変	原子炉圧力:初期値~8.08MPa[gage]	原子炉圧力:初期値~約 8.92MPa[gage]	
名	格納容器圧力:(評価対象外)	格納容器圧力:初期値~約 0.19MPa[gage]	
囲	プール水温度:(評価対象外)	プール水温度 : 初期値~約 113℃	
	時間:0秒~約20秒	時間:0秒~約2400秒(40分)	
	原子炉出力:0%以上	原子炉出力:同左	
	原子炉圧力:タービン無負荷圧力	原子炉圧力:同左	
適	~最高使用圧力の 1.2 倍		
用	格納容器圧力:(評価対象外)	格納容器圧力:通常運転圧力	
囲		\sim 0.62MPa[gage]	
	プール水温度:(評価対象外)	プール水温度:通常運転温度~200℃	
	時間:0秒~制限なし	時間:同左	

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)

	項 月	(重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	初期運転条件	原子炉出力:過出力条件	原子炉出力: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
		炉心流量:運転特性図考慮	炉心流量:運転特性図考慮		ているに対して、重大事故等対策の有効性
		原子炉圧力:過出力条件	原子炉圧力:定格出力条件		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。
解	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	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。
	炉心条件	9×9燃料(A型),9×9燃料(B	9×9(A型), MOX 燃料の単一炉	有	従来許認可解析では原子炉内に存在する燃
41-		型), 8×8燃料, MOX 燃料の混在	心,又は9×9(A型)とMOX燃料		料タイプごとに保守的な混在炉心を選定し
矿		炉心又は単一炉心	の混在炉心		ているが、重大事故等対策の有効性評価で
		(プラントにより異なる)	(プラントにより異なる)		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
久					なるものの、熱水力特性は同等であり、プ
禾					ラント全体挙動に及ぼす影響は小さい。
	ボイド反応度係数	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	無	原子炉停止機能喪失事象では炉心流量が急
	ドップラ反応度係数		値として使用		減する挙動もあるが、起因事象が従来許認
件					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(3/11)

	та н	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
	· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	代替再循環トリッ	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。
	プ機能				
	代替制御棒挿入機	考慮しない	同左	無	差異はない。
	能				
解	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
析					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	有	重大事故等対策の有効性評価では長時
			(ANSI/ANS-5.1-1979相当)		間領域での崩壊熱による影響を精度良
R					く評価するために,より現実的な崩壊熱
余					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	逃がし弁機能	有	定格出力条件に従い、開設定圧力を設計
供		(作動設定値は過出力条件用)	(作動設定値は設計値)		値に変更しているが, 初期原子炉圧力か
17					ら開設定値までの差は同じであるため,
					原子炉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(4/11)

添付-17

	TT L	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
	山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山 山	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	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RCI
					C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
备刀					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E
					CCS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
析					子炉がスクラムしていないため, 高圧E
					CCS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
					るため原子炉格納容器側評価は実施し
条					ないが, 重大事故等対策の有効性評価で
					は原子炉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
<i>11</i> +-					している。
14	RHR	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では,原子炉格納容器側
					評価は実施しないが, 重大事故等対策の
					有効性評価では原子炉格納容器側も評
					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(5/11)

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	光田にとて影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	炉	核分裂出	圧力上昇過渡事象発生時に結果	同左	有	圧力上昇過渡事象の評価であるため、従来
	心	力	を厳しく評価するサイクル末期			許認可と同じ保守係数を用いている。
	(核	出力分布	炉心条件を選定して,ボイド,			原子炉がスクラムしないため、ボロン注
物		変化	ドップラ反応度に保守係数を考			入による出力低下により事象が収束す
		反応度フ	慮した設定を実施している。			る。原子炉がスクラムせず,原子炉出力
		ィードバ	また、反応度効果としては、ボ	また,反応度効果としては,ボイド,		の変化が従来許認可解析に比べて大きく
		ック効果	イド, ドップラ, スクラム, 制	ドップラ,ボロン反応度を考慮して		なり、燃料被覆管温度評価に影響を及ぼ
理			御棒の反応度を考慮している。	いる。		す。
			崩壊熱については、比較的短時	崩壊熱については,より現実的な崩	有	崩壊熱については、原子炉にて発生する
珇			間でスクラム動作して事象は収	壊熱曲線を使用している。		蒸気量が原子炉格納容器側のパラメータ
50		崩壊熱	束するため,影響はほとんどな			変化に影響する。なお、原子炉格納容器
			く、一次遅れを仮定している。			側評価は従来許認可解析では実施してい
						ない。
象			事象発生後短時間で原子炉スク	原子炉がスクラムせず高出力・低流	有	中性子束振動現象が燃料被覆管温度に対
		三次元効	ラムするため、中性子束振動現	量状態に至るため,中性子束振動現		して影響を与える可能性がある。よって、
		果	象は生じない。	象が生じる可能性がある。		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(6/11)

添付-19

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田にとて影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	炉	燃料棒内	原子炉内の平均的燃料棒を代表と	同左	無	従来許認可解析と同一であり、差異は
	心	温度変化	し、燃料棒を同心円状に分割して			ない。
	燃料		燃料ペレットの熱伝導度,燃料ギ			また、原子炉停止機能喪失事象では炉
	11		ャップの熱伝達率を適用してい			心冠水状態を維持するため、平均的燃
物			る。			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
		燃料棒表	燃料表面熱伝達は一定とし核沸騰	同左	無	様である。
		面熱伝達	の代表値を適用している。			
理						
			熱的評価については、SCATコ	熱的評価については、SCAT		
			ードにて実施(最小限界出力比(M	コードにて実施(燃料被覆管温		
珇			CPR)が燃料の許容設計限界を	度評価を実施して判断基準を上		
-96			下回らないことを確認。)	回らないことを確認。)		
		沸騰遷移	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	
象						
		燃料被覆	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	
		管酸化				
		燃料被覆	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	
		管変形				

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	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	ギ田にトズ影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	炉 沸騰・ボイ		原子炉出力の上昇並びに炉心流量	同左	無	差異はない。
	心	ド率変化	の低下により炉心平均ボイド率が			
	、熱		増加するが,炉心は冠水を維持して			
	動		いるため、二相水位の影響はない。			
物		気液分離	炉心部の保有水量は十分保たれ,炉	同左	無	差異はない。
		(水位変	心は冠水を維持していることから			
		化)・対向	影響はない。			
		流				
理		気液熱非平				
		衡				
		圧力損失	事象発生時に再循環ポンプがトリ	原子炉圧力高により再循環ポンプ	無	圧力損失による影響に差異はない。
ŦĦ			ップした際の炉心流量変化の速さ	がトリップし炉心流量が早期に低		
堄			について, 炉心部の圧力損失の影響	下するため、炉心部の圧力損失の		
			により炉心流量低下速度が大きく	影響により炉心流量低下速度が大		
			なる。	きくなる。		
象		三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラ	原子炉がスクラムせず高出力・低	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温
			ムするため,核熱水力不安定事象は	炉心流量状態に至るため、核熱水		度に影響を与える可能性がある。よっ
			生じない。なお,流量配分による冷	力不安定事象が生じる可能性があ		て,この現象を取り扱うことが可能な
			却材流量変化への影響はSCAT	る。なお、流量配分による冷却材		異なる解析コードによる参考解析を
			コード側にて考慮する。	流量変化への影響はSCATコー		参照する。
				下側にて考慮する。		

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(8/11)

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	主用に上る影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影音
	原	冷却材流	原子炉水位低により再循環ポ	事象発生時に再循環ポンプがトリ	有	重大事故等対策の有効性評価では再循
	子炉	量変化	ンプがトリップするが、実機	ップした際の炉心流量変化の速さ		環ポンプのトリップを考慮しているた
Hhn	圧力		機能の反映であるため設計値	が、解析結果に影響すると考えら		め、設計値を使用した現実的な解析条
199	容		を使用している。	れる。より現実的な評価を実施す		件としている。
	器			るため設計値を使用している。		
	逃が	冷却材放	原子炉圧力が逃がし弁設定値	同左	無	差異はない。
理	Ŭ 	出(臨界	に達すると蒸気を放出して原			
	女全	流・差圧	子炉圧力上昇を緩和する。			
	弁 を	流)				
	含む					
現	Ŭ	沸騰・凝	これらの物理現象は炉心以外	同左	無	差異はない。
		縮・ボイド	の領域では直接的には影響し			
		率変化	ない。			
在						
*		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(9/11)

		百日	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	主用に上る影響
	項 日		(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影音
	原	ECCS注	・ECCS系は考慮しない。	・ECCS系を考慮。	有	原子炉がスクラムせず、また給水ポ
the states of th	子炉	水(給水	・給水ポンプ予備機は考慮しない。	・予備機を含めた給水系を考慮。		ンプ予備機が起動するため、給水加
秒	圧	系·代替注	・給水加熱喪失を考慮。	・同左		熱喪失による出力上昇が燃料被覆管
	容	水設備含				温度へ影響する可能性がある。
	器	む)				
理	逃が	ほう酸水の	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	有	従来許認可解析では原子炉スクラム
		拡散		う酸水の原子炉への注入を設定。		により原子炉停止となるが、重大事
	女全					故等対策の有効性評価解析では、ほ
	弁 を					う酸水注入による原子炉停止として
現	含む					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。
舟		三次元効果	REDYコードでは, 燃料集合体間	同左	無	差異はない。
家			の流量配分について考慮していな			
			<i>د</i> ۲.			

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)

		百日	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田にトて影響
		項 日	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	原	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	有	格納容器プール水温度及び格納容器
Hhn	子炉			すると蒸気を放出するため、格納		圧力評価に影響する。
420	格納			容器プール水温度が上昇する。		
	容器					
理		格納容器各	考慮しない	原子炉格納容器を1ノードでモデ	有	格納容器プール水温度及び格納容器
		領域間の流		ル化し、空間部温度は格納容器プ		圧力評価に影響する。
		動		ール水温度と同じにすると仮定し		
				ている。		
現						
		サプレッシ	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
		ョン・プー				圧力評価に影響する。
安		ル冷却				
×		気液界面の	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
		熱伝達				圧力評価に影響する。

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(11/11)



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	重大事故等対策の有効性評価
	(ABWR主蒸気隔離弁の誤閉止)	(ABWR主蒸気隔離弁の誤閉止
		+原子炉停止機能喪失)
	MCPR: <u>原子炉スクラムによる負の反応度</u>	MCPR: <u>原子炉スクラムしないため</u> ,過渡
事	<u>効果により</u> ,過渡時のMCPRは <u>初期値を下</u>	時のMCPRは <u>沸騰遷移判定基準を下回る</u> 。
	<u>回らない</u> 。	
象	燃料被覆管温度:沸騰遷移が <u>生じることは無</u>	燃料被覆管温度:沸騰遷移が <u>生じるため,</u> 温
	く,温度は <u>ほとんど変化しない</u> 。	度は <u>上昇する。原子炉出力の低下に伴いリウ</u>
進		<u>ェットが発生し温度は低下する。</u>
	原子炉スクラム:約0.3秒	原子炉スクラム:失敗
展	MSIV閉鎖:約3秒	MSIV閉鎖:同左
	沸騰遷移・リウェット:発生しない	沸騰遷移・リウェット:数秒~約 400 秒
亦	MCPR:初期値を下回らない	MCPR:沸騰遷移判定基準を下回る
发化	燃料被覆管温度:初期値からほとんど変化し	燃料被覆管温度:初期値~約1000℃
範 囲	ない	時間:0秒~約400秒
	時間:0秒~数秒	
適	MCPR:1.0以上	MCPR:同左
用	燃料被覆管温度:対象外	燃料被覆管温度:飽和温度~1200℃
囲	時間:0秒~制限なし	時間:同左

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)

	百日	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
	頃 日	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	初期バンドル出力	初期MCPRがOLMCPRと	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、
		なる値			差異はない。
ねブ					
円牛	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
析					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,SCA
条					T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
14-					に,熱伝達係数,ボイドモデル等を従
17					来許認可解析から変更している。
	燃料タイプ	9×9燃料(A型), 9×9燃料	9×9(A型)燃料, MOX燃料	無	従来許認可解析と同一の設定であり、
		(B型), MOX 燃料			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(3/11)

	百日	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
	均 口	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	初期MCPR	O L M C P R	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差
					異はない。
	沸騰遷移判定MC P	SLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差
	R				異はない。
奋	ホットチャンネルの	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
円	▶ 軸方向出力分布				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。
杉	〒 局所出力ピーキング	上記の初期MCPRとピー	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差
	係数	ク位置での線出力密度を満			異はない。
		たすよう調整した値			
	ホットチャンネルの				
Â	ギャップ熱伝達係数				
	平均出力ロッド	燃焼期間中のバンドル平均	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差
		の最大値(軸方向一定値)			異はない。
<i>k</i> r	ホットロッド	平均出力ロッドに同じ	最大線出力密度 44kW/m 相当	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸
-1-	F		(軸方向分布考慮)		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(4/11)

	百日	従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
	項 日	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	
	燃料被覆管と冷却材間の 熱伝達係数 サブクール:	Dittus-Boelterの式	同左	無	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
解析	サフクール沸騰, 核沸騰: 膜沸騰: リウェット:	Jens-Lottes の式 使用しない 使用しない	 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 ける相関式2 	無 有 有	推奨される相関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相 関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。
モ	沸騰遷移評価モデル	GEXL 相関式	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり, 差異はない。
デ	ボイドモデル サブクールボイドモデル 気泡離脱点:				
IL.	 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: 				

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
物	炉心	核分裂出力 出力分布変化	(REDYコードによる評価)	(REDYコードによる評価)	-	_
理 現		反応度フィードバック効果				
象		崩壊熱	(REDYコードによる評価)	(REDYコードによる評価)	—	—
27		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(6/11)

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	ギ田にトス影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	炉	燃料棒内温	出力が上昇してMCPRが低	原子炉出力が急激に上昇するた	有	原子炉停止機能喪失事象では、沸
	心	度変化	下するが、沸騰遷移は生じず、	め、沸騰遷移が生じて膜沸騰状態		騰遷移が生じるため、燃料被覆管
	燃料	燃料棒表面	核沸騰状態で事象は推移す	に移行する。その後、原子炉出力		温度の挙動に差異が生じる。沸騰
	11	熱伝達	る。	の低下によってリウェットに至る		遷移後における燃料被覆管温度挙
物		沸騰遷移		ことで核沸騰状態へ移行する。燃		動は、SCATコードが取扱う従
				料被覆管温度は,燃料ペレット内		来許認可解析の範囲外である。そ
				発熱により燃料ペレット熱伝導と		のため、原子炉停止機能喪失事象
_				ギャップ部の熱伝達及び燃料被覆		を適切に評価するように、熱伝達
理				管熱伝導を通して上昇する。		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	燃料被覆管温度の上昇量が小	沸騰遷移発生によって燃料被覆管	有	原子炉停止機能喪失事象の解析で
現		酸化	さく、ジルコニウム-水反応	温度が高温となるため、ジルコニ		は、燃料被覆管温度が高温となる
2			が発生する程度には至らな	ウムー水反応が発生する。		ため、取扱う燃料被覆管酸化量の
			<i>ر</i> ۲۰			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
象						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	無し	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		変形				

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)

	」		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田にとて影響
		坞 日	(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	炉	沸騰・ボイド率	ボイド率は低下していく。	スクラムしないためボイド率	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、ス
	心	変化		は高いまま維持される。		クラム機能喪失を仮定しており、ボイド
	(熱					率の挙動に差異が生じる。しかし, 原子
	流動					炉停止機能喪失でのボイド率は, 過渡解
圽	()					析でのボイド率の最大値と同等である
123						ため、差異による影響はない。
		気液分離(水位	炉心部に二相水位は形成され	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		変化)·対向流	ない。			
珥		気液熱非平衡	無し	沸騰遷移発生によって過熱蒸	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸
				気が発生する可能性がある。		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
珇						覆管ー冷却材間の熱伝達係数を従来許
.70						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	炉心径方向出力分布の変化は	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度
象			小さく、流量配分による冷却	小さく、流量配分による冷却材		に影響を与える可能性がある。よって、
2			材流量変化への影響は小さ	流量変化への影響は小さい。		この現象を取り扱うことが可能な異な
			<i>۷</i> ۰.	一方, 原子炉がスクラムせず高		る解析コードによる参考解析を参照す
			また、事象発生後短時間で原	出力・低流量状態に至るため,		る。
			子炉スクラムするため、核熱	核熱水力不安定事象が生じる		
			水力不安定事象は生じない。	可能性がある。		

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(8/11)

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田にトス影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	原	冷却材流量	原子炉水位低によって再循	ATWS圧力高や原子炉水位低に	無	従来許認可解析との差異はない。
	子炉	変化	環ポンプトリップし,自然循	よって再循環ポンプトリップし,		
	圧		環流量相当まで流量が低下	自然循環流量相当まで低下する。		
thm	容		する。			
120	器	冷却材放出	MSIV誤閉止による原子	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
理	逃が	(臨界流・差	炉圧力の上昇によって逃が			
		圧流)	し安全弁が作動する。			
現	女全	沸騰・凝縮・	炉心以外の領域における本	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
4	弁 を	ボイド率変	物理現象が評価指標に与え			
象	含む	化	る影響はない。			
		圧力損失	炉心以外の領域における本	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
			物理現象が評価指標に与え			
			る影響はない。			

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(9/11)

	項目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田に上て影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	原	ECCS注	・T/D給水ポンプトリップ	・T/D給水ポンプトリップ	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では,
	子炉	水(給水		・M/D給水ポンプ起動		M/D給水ポンプ起動を仮定してお
	匠	系·代替注		・HPCF, RCIC起動		り、入口サブクーリングが増加するた
物	容	水設備含				め,入口サブクーリングに差異が生じ
	器	む)				る。入口サブクーリングの増加は GEXL
	逃が					相関式で適用可能と考えられるため、
						差異による影響はない。
理	女全	ほう酸水の	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	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では,
	弁を	拡散		原子力出力を抑制し、原子炉停		ほう酸水注入系の起動を考慮するた
	含ね			止を達成する。(REDYコー		め、ほう酸水の効果に差異が生じる。
現				ドによる評価)		燃料被覆管温度の上昇は事象初期で
.90						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
象						による影響はない。
		三次元効果	(下部プレナムの流量配分)		無	従来許認可解析との差異はない。
			再循環ポンプは対称にトリップ	同左		
			するため影響はない。			

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(10/11)

	項 目		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	辛田にたて影響
			(過渡解析)	(原子炉停止機能喪失)	との差異	左共による影響
	原	冷却材放出	原子炉格納容器の挙動を評	逃がし安全弁を介して原子炉格納	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では,
	子炉		価しないため本物理現象は	容器の圧力及びプール水温が上昇		原子炉格納容器の挙動を評価するた
the states of th	格納		考慮しない。	する(REDYコードによる評		め,物理現象の考慮有無に差異が生じ
舠	容		原子炉格納容器における本	価)。		る。いずれもREDYコードにて適切
	器		物理現象が評価指標に与え			に評価でき, SCATコードによる評
			る影響はない。			価において差異による影響はない。
理		格納容器各領	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び	有	同上
		域間の流動		圧力変化に影響する(REDYコ		
				ードによる評価)。		
		サプレッショ	同上	残留熱除去系によるサプレッショ	有	同上
現		ン・プール冷却		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(RED		
在				Yコードによる評価)。		
豕		気液界面の熱	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び	有	同上
		伝達		圧力変化に影響する。(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(11/11)

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)



※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 エンタルピは最大約 88kJ/kgU02 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:8~ 669kJ/kgU02) 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	重大事故等対策の有効性評価
	(BWR 5制御棒落下/低温時)	(BWR 5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
	原子炉の起動時に制御棒がインシーケンス	原子炉の停止時に制御棒が1本引き抜かれた
	<u>で引き抜かれた臨界状態</u> から, <u>制御棒1本が</u>	局所臨界状態から、隣接する1本の制御棒が
	<u>落下速度の上限値 0.95m/s で落下する</u> こと	<u>引抜速度の上限値 9.1cm/s で連続的に引き抜</u>
	により、原子炉出力が上昇する。	<u>かれる</u> ことにより原子炉出力が上昇する。
事	急激な出力上昇は、ドップラ反応度の負のフ	原子炉出力が上昇し,起動領域モニタの原子
象	<u>ィードバックにより抑えられるとともに, 平</u>	<u>炉周期短信号が発生して、</u> 原子炉はスクラム
展	均出力領域モニタの中性子束高スクラム信	し、事象は収束する。
	<u>号が発生して、</u> 原子炉はスクラムし、事象は	
	収束する。	
	原子炉スクラム:約1.5秒	原子炉スクラム:約6.8秒
	 燃料エンタルビ・8 k I/kgII0。~約 669k I/kgII0。	
	沸騰状態:単相.核沸騰. 膜沸騰	沸騰狀態: 単相、核沸騰
変	時間:0秒~7秒	時間:0秒~20秒
化新		
囲		
	沸騰状態:単相,核沸騰,膜沸騰	沸騰状態:同左
	時間:0秒~制限なし	時間:同左
適		
市 範		
进		
1		

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制			
		御棒の異常な引き抜き)			
	初期炉心条	事故:低温臨界状態/高温待機臨界	低温停止状態	有	低温停止状態を初期炉心条件としてお
	件	状態			り,差異が生じる。ただし,個々の炉
		過渡(BWR5):高温待機臨界状			心パラメータ自体は従来許認可解析の
解		態			低温臨界条件と同一であり、また、事
		過渡(ABWR):低温臨界状態			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。
析	事象	事故:制御棒落下	制御棒の誤引抜	無	過渡解析と同一の事象であり、従来許
		過渡:制御棒の誤引抜			認可解析のモデル適用範囲内である。
冬	初期実効増	1.00(通常の制御棒引抜操作で臨	1.00(保守的に初期状態で臨界を想	無	停止中の制御棒誤引抜解析では保守側
	倍率	界に達している)	定)		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	臨界状態に対応した制御棒パター	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
件	パターン	\sim			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(3/12)

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制御棒			
		の異常な引き抜き)			
	初期出力	事故(低温臨界状態):定格の10-8	定格の 10-8	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低
		事故(高温待機臨界状態):定格の10-6			温臨界状態に対応した初期出力と
為刀		過渡(低温臨界状態):定格の 10 ⁻⁸			しており、事故・過渡解析(低温臨
· 円牛		過渡(高温待機臨界状態):定格の 10-3			界状態)との差異はない。
	初期燃料被	低温臨界状態:20℃	20°C	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低
	覆管表面温	高温待機臨界状態(BWR 5):286℃			温臨界状態に対応した初期温度と
析	度及び原子	高温待機臨界状態(ABWR):287℃			しており、事故・過渡解析(低温臨
	炉冷却材の				界状態)との差異はない。
	温度				
	初期燃料エ	低温臨界状態: 8 kJ/kgUO ₂	8 kJ/kgU0_2	無	初期温度に対応した燃料エンタル
条	ンタルピ	高温待機臨界状態:75kJ/kgU02			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	低温臨界状態:0.0MPa[gage]	0.0MPa[gage]	無	原子炉低温停止状態に対応した初
14-	圧力	高温待機臨界状態(BWR5):			期圧力としており,事故・過渡解析
14		7.03MPa[gage]			(低温臨界状態)との差異はない。
		高温待機臨界状態(ABWR):			
		7.17MPa[gage]			

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)

表 3	A P E X / S C A T	(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)

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制御			
		棒の異常な引き抜き)			
	初期炉心流	定格の 20%	定格の2%	有	停止中の制御棒誤引抜解析では崩壊
	量	(再循環ポンプによる冷却材循環)	(崩壊熱除去系による冷却材循環)		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。
伯忍					事故後の炉心の基本的な挙動は従来
丹午					許認可解析と同様であり、差異によ
析					る影響はない。
条	局所出力ピ	最大出力となる燃料集合体断面に	最大出力となる燃料集合体断面に対	無	従来許認可解析と同一の局所出力ピ
<i>(</i> #+	ーキング係	対応する値	応する値		ーキング係数を使用しており、差異
17	数	燃焼度条件	燃焼度条件		はない。
		サイクル初期:未燃焼	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			
	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)
--	-----	-----------	--------	------------------------------	--------
--	-----	-----------	--------	------------------------------	--------

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制御			
		棒の異常な引き抜き)			
	ギャップ熱	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝導方程
	伝達				式を使用しており、差異はない。
解	燃料棒表面	単相強制対流:Dittus-Boelterの式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝達相関
71T	熱伝達	核沸騰状態:Jens-Lottes の式			式を用いており, 差異はない。また,
析		膜沸騰状態(低温時) : NSRR の実測デ			事故後の炉心の基本的な挙動は従来
Ŧ		ータに基づいて導出された熱伝達			許認可解析と同様であり、熱伝達係
t		相関式			数については従来許認可解析コード
デ		膜沸騰状態(高温待機時) :			の取り扱いの範囲内に収まる。
		Dougall-Rohsenow の式			
ル	沸騰遷移	低温時:Rohsenow-Griffithの式及	同左	無	従来許認可解析と同一の沸騰遷移判
		び Kutateladze の式			定式を用いており,差異はない。
		高温待機時:GEXL 相関式での MCPR			
		が限界値			

	表 3	APEX/	ŚCAT	(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	2)
--	-----	-------	------	--------	----------------------------------	-----	----

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制御			
		棒の異常な引き抜き)			
	引抜/落下	事故:インシーケンス制御棒引抜で	初期引抜制御棒に隣接する制御棒1	有	停止中の制御棒誤引抜解析は引抜
	制御棒	許可された制御棒1本	本		制御棒に隣接する制御棒1本の引
		過渡(BWR 5): インシーケンス制			抜を仮定しており,引抜制御棒に差
解		御棒引抜で許可された制御棒1本			異が生じる。事故後の炉心の基本的
		過渡(ABWR): インシーケンス制			な挙動は従来許認可解析と同様で
		御棒引抜で許可された制御棒 26 本			あり、差異による影響はない。
析	引抜/落下	事故:1.3%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
	制御棒価値	過渡(BWR 5): 1.3%∆k			抜制御棒全引抜時の反応度価値を
		過渡(ABWR): 3.5%∆k			用いるため,制御棒価値に差異が生
条					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。
件	制御棒引抜	事故 (BWR 5): 0.95m/s	BWR 5 : 9.1cm/s	無	従来許認可解析(過渡)と同一の制
	/落下速度	事故 (ABWR): 0.7m/s	ABWR: 3.3cm/s		御棒引抜速度としており,差異はな
		過渡(BWR 5):9.1cm/s			ℓ ¹ ₀
		過渡(ABWR): 3.3cm/s			

		従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
		(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	との差異	
	項目	(過渡:原子炉起動時における制御棒の			
		異常な引き抜き)			
	スクラム条	事故:中性子束高(平均出力領域モニタ)	中間領域モニタ採用プラント:中性	無	従来許認可解析(過渡)と同一
	件	過渡(中間領域モニタ採用プラント):	子束高		のスクラム条件としており,差
		中性子束高	起動領域モニタ採用プラント:原子		異はない。
解		過渡(起動領域モニタ採用プラント):	炉周期短		
		原子炉周期短			
	検出器バイ	事故:平均出力領域モニタに単一故障を	BWR5:A, Bチャンネルともに	無	従来許認可解析(過渡)と同一
14	パス条件	仮定する。	引抜制御棒に最も近い検出器を1個		の検出器バイパス条件として
朳		過渡(BWR5):A, Bチャンネルと	ずつバイパス		おり、差異はない。
		もに引抜制御棒に最も近い検出器を1	ABWR:A, B, Cグループとも		
		個ずつバイパス	に引抜制御棒に最も近い検出器を1		
条		過渡(ABWR): A, B, Cグループ	個ずつバイパス		
214		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			
	スクラム動	事故:0.09秒	中間領域モニタ採用プラント:0.09	無	従来許認可解析(過渡)とスク
件	作遅れ	過渡(中間領域モニタ採用プラント):	秒		ラム動作遅れとしており、差異
		0.09 秒	起動領域モニタ採用プラント:0.2		はない。
		過渡(起動領域モニタ採用プラント):	秒		
		0.2秒			

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)

			従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
			(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の	との差異	
	Ţ	項目	(過渡:原子炉起動時における制	制御棒誤引抜)		
			御棒の異常な引き抜き)			
		核分裂出	事故:制御棒落下により急激な反	制御棒が連続的に引き抜か	有	停止中の制御棒誤引抜解析は炉心外周部
		力	応度投入と出力分布変化が生じ	れ,原子炉出力が上昇する。		の制御棒が局所的に引き抜かれることか
物		出力分布	る。急激な出力上昇はドップラ反	出力上昇後にスクラム信号が		ら、局所的に出力が上昇し、三次元的な
		変化	応度の負のフィードバックによ	発生して原子炉はスクラムす		出力分布変化の影響が生じる。また、制
邗田	炬	反応度フ	り抑えられるとともに, 平均出力	る。		御棒反応度効果は一般に三次元的な位置
埕	心	ィードバ	領域モニタの中性子束高スクラ			に依存する影響を受けるが、事象を通じ
現	(核	ック効果	ム信号が発生して,原子炉はスク			ての炉心挙動は従来許認可解析(事故)
	Ũ	制御棒反	ラムする。			の範囲を超えることはない。
		応度効果	過渡:制御棒が連続的に引き抜か			
象			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。			

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)

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)

			従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
			(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の	との差異	
]	項目	(過渡:原子炉起動時における制	制御棒誤引抜)		
			御棒の異常な引き抜き)			
		燃料棒内	事故: 炉心出力が急激に上昇する	炉心出力の上昇は従来許認可	無	従来許認可解析からの差異はない。
		温度変化	ため、最高出力燃料棒は沸騰遷移	解析の事故と比較して緩やか		
		燃料棒表	し膜沸騰状態に至る。膜沸騰状態	であることから, 最高出力燃料		
		面熱伝達	では燃料の除熱量が低下し、燃料	棒は沸騰遷移には至らない。		
物		沸騰遷移	温度は 1,000℃を超える温度で推			
			移する。			
TH			過渡:炉心出力の上昇は事故と比			
理	炉心		較して緩やかであることから、最			
	黛		高出力燃料棒は沸騰遷移に至らな			
珇	料		<i>د</i> ، .			
-91		燃料被覆	事故:燃料被覆管の高温化に伴う	燃料被覆管温度の上昇量が小	無	従来許認可解析からの差異はない。
		管酸化	ジルコニウム-水反応が発生す	さく, 燃料被覆管温度はジルコ		
象			る。	ニウムー水反応が発生する程		
-11			過渡:燃料被覆管温度の上昇量が	度には至らない。		
			小さく,燃料被覆管温度はジルコ			
			ニウム-水反応が発生する程度に			
			は至らない。			

	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/)	.2)
--	-----	-----------	--------	------------------------------	-------	-----

			従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
			(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の	との差異	
	項目		(過渡:原子炉起動時における制御	制御棒誤引抜)		
			棒の異常な引き抜き)			
		沸騰・ボ	事故:炉心出力が急激に上昇するた	サブクール度が大きく,また,	無	従来許認可解析からの差異はない。
		イド率変	め、ボイドが発生する。	事象を通じての表面熱流束上		
		化	過渡:サブクールのない高温待機状	昇量も小さいことから、ボイ		
			態の場合,ボイドが発生する。	ドはほとんど発生しない。		
物			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			
	炉		流束上昇量も小さいことから, ボイ			
理	心		ドはほとんど発生しない。			
	(熱 滋	三次元効	事故:ボイド発生に伴い,圧力損失	サブクール度の大きい低温状	無	従来許認可解析(過渡)との差異は
邗目	流動	果	による流量配分への三次元効果が	態であり、ボイドがほとんど		ない。また, 事象を通じての燃料挙
-91)		生じ得る。	発生しないことから、圧力損		動は従来許認可解析(事故)の範囲
			過渡:高温待機状態の場合,ボイド	失による流量配分への三次元		を超えることはない。
象			発生に伴い, 圧力損失による流量配	効果は生じない。		
2,			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。			

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
--

			従来許認可解析	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可	差異による影響
			(事故:制御棒落下)	(原子炉運転停止中の	との差異	
	נ	項目	(過渡 :原子炉起動時における制	制御棒誤引抜)		
			御棒の異常な引き抜き)			
		圧力損失	事故:ボイド発生に伴い, 圧力損	サブクール度の大きい低温状	無	従来許認可解析(過渡)との差異はな
物理現象	炉		失への影響が生じる。	態であり、ボイドがほとんど		い。また、事象を通じての燃料挙動は
	心		過渡:高温待機状態の場合,ボイ	発生しないことから、圧力損		従来許認可解析(事故)の範囲を超え
	(熱 蒸		ド発生に伴い、圧力損失への影響	失への影響は生じない。		ることはない。
	流動		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。			

第1部 SAFER

目 次

- SAFER -

1	. はじ	じめに	1-4
2	. 重要	長現象の特定	1-5
	2.1	事故シーケンスと評価指標	1-5
	2.2	ランクの定義	1-13
	2.3	物理現象に対するランク付け	1-14
3	. 解材	Fモデルについて	1-25
	3.1	コード概要	1-25
	3.2	重要現象に対する解析モデル	1-27
	3.3	解析モデル	1-28
	3.4	入出力	1-79
4	. 妥当	自性確認	1-82
	4.1	重要現象に対する妥当性確認方法	1-82
	4.2	TBL実験解析	1-87
	4.3	ROSA-Ⅲ実験解析	1-99
	4.4	FIST-ABWR実験解析	1-110
	4.5	実機解析への適用性	1-120
5	. 有效	か性評価への適用性	1-131
	5.1	不確かさの取扱いについて(評価指標の観点)	1-131
	5.2	不確かさの取扱いについて(運転操作の観点)	1-134
6	. 参考	5文献	1-139

添付1	入力項目リスト	1-143
添付 2	相関式, モデルの適用性	1-147
添付3	前処理コード	1-181
添付4	炉心の過熱蒸気の影響評価	1-184
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	1-191
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	1-199

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」という。)に適用するコードのうち、SAFER Ver.3(以下「SAF ERコード」という。)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

SAFER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。SAFER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,出力運転中の発電用原子炉を対象と 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
- ·崩壞熱除去機能喪失
- 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)
- (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,発電用原子炉の出力運転中に,運転時 の異常な過渡変化又は設計基準事故(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。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+原子炉隔離時冷却系 (以下「RCIC」という。)及び非常用炉心冷却系(以下「ECCS」と いう。)(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 RCIC及びECCS(高圧注水系及び低圧注水系)の起動に失敗する。 原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁(以下「MSIV」という。)が閉止する と原子炉圧力は上昇し,原子炉圧力が主蒸気逃がし安全弁(以下「SR V」という。)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,原子炉圧力容器内の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。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。低圧代替注水設備を使用する場合には、 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,発電用原子炉の出力運転中に,運転時 の異常な過渡変化又は設計基準事故(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ECC S(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,原子炉圧力容器内の保有水 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。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは,発電用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RCIC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,RCICが機能喪失した場合には原 子炉圧力容器内の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、RCIC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ECCS(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、SRVにより手動操作にて実施する。原子炉 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,発電用原子炉の出力運転中に,運転時 の異常な過渡変化又は設計基準事故(LOCA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RCICが自動起動して水位は維持される。その後,原子炉を 減圧し,低圧代替注水設備等による原子炉注水を開始する。

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,原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し,いずれは原子炉格 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 残留熱除去系機能喪失

この事故シーケンスグループは,発電用原子炉の出力運転中に,運転時 の異常な過渡変化又は設計基準事故(LOCAを除く)の発生後,原子炉 注水には成功するが,残留熱除去系(以下「RHR」という。)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+RHR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RCIC等が自動起動して原子炉水位は維持される。 その後,原子炉を減圧し,高圧注水設備等による原子炉注水を開始する。

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,原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し,いずれは原子炉格

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) LOCA時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは,発電用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LOCA) あるいは中小規模の破断(中小破断LOCA)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LOCA+ECCS(高圧注水 系,低圧注水系)起動失敗」を想定する。中小破断LOCA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,原子炉圧力容器内の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。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。低圧代替注水設備を使用する場合には、 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LOCA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LOCA)

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圧力容器内の保有水が減少 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、RCIC及びECCS(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、逃がし安全 弁による原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシス テムLOCAの発生箇所の隔離によって、原子炉格納容器外への冷却材の 流出の防止を図る。原子炉減圧後は、低圧注水設備等による原子炉注水に よって原子炉水位を維持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。

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 RVの作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ,SRV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SAFER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SAFER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。

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
Η	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
М	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

表 2-1 ランクの定義

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。

ランク付けに当たっては、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ー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 LOCA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ー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 はジルコニウムー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PCMI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原子 炉格納容器内に放出されると,格納容器内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,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(以下「CCFL」という。),CC FLブレークダウンは,事象進展が緩やかなこと,代替注水設備等による 原子炉注水はダウンカ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、上部プレナムから炉心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。 (19) 冷却材放出(臨界流·差圧流)[原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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 EあるいはLOCA後の冷却材放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。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。

(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、SRVを使用した原子炉の急速減 EあるいはLOCA後の冷却材放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)[原子炉圧力容器]

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。

			1				r	
			高圧・	高圧注	全交流	崩壊熱	LOC	格納容器バ
			低圧注	水・減	動力電	除去機	A時注	イパス
グループ			水機能	圧機能	源喪失	能喪失	水機能	(インター
			喪失	喪失			喪失	フェイスシ
							ステムLO	
							CA)	
評価指標		燃料被覆	燃料被覆	燃料被覆	燃料被覆	燃料被覆	燃料被覆管	
分類	物理現	象	管温度	管温度	管温度	管温度	管温度	温度
	(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	L	L	L	L	L	L
炉心	(0)	果				1	-	2
(核)	(4)	制御榛反応度効果	L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱	Н	Н	Н	Н	Н	Н
	(6)	三次元効果	 	I I				
	(7)	燃料棒内温度変化	L.	I.	L	L	L.	I.
	(8)	燃料棒表面執伝達	н Н	н Н	н	н	н Н	н
信心。	(0)	油勝遷移	<u>н</u>	<u>н</u>	<u>н</u>	<u>н</u>	<u>н</u>	<u>н</u> н
(欧彩)	(10)	燃料は速度答聴化	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>
(266/17)	(11)	燃料被覆管変形	M	M	M	M	M	M
	(11) (12)	三次元动里	<u>IVI</u> T	<u>IVI</u> T	I	T	<u>IVI</u> T	T
	(12) (13)	二八九 <u></u> の木 油勝・ボイド <u>家</u> 亦化	ц Ц	ц Ц	ц Ц	ч	ц Ц	ч
	(13)	与海公離 (水位亦	<u>11</u> U	<u>11</u> U	<u>11</u> U	<u>11</u> U	<u>11</u> U	<u>11</u> U
后心。	(14)	(水位) (水位) (水位) (水位) (水位) (水位) (水位) (水位)	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>
(劫运乱)	(15)	11. 利可加 复游劫北亚海	TT	TT	TT	TT	TT	TT
(茶竹儿里川)	(10)	X1 (収然が十十)(別) 「「11日」	<u>п</u>	<u>п</u>	<u>п</u>	<u>п</u>	<u>п</u> т	<u>п</u> т
	(10)	二次二林田						
	(17)	二伏兀刘禾	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u> </u>	<u><u> </u></u>
	(18)	行却 が 流重変化	L	L	L	L	L	L
	(19)	行却材放出(臨界 法	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(00)	流・左圧流)						
	(20)	一	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
原子炉	(01)	平変化 - 「一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一一						
上刀	(21)	気液分離(水位変	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	M	<u>M</u>
谷器	(22)	化)・对问流	-	-	-	-	-	-
(逃か	(22)	気液熱非平衡	1	1	1	1	1	l
し女全	(23)	上刀狽矢				L		
开を含	(24)	構造材との熱伝達						
(2)	(25)	ECCS注水(給水	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		糸・代替注水設備含						
		단) 						
	(26)	ほう酸水による拡散	I	I	I	Ι	I	I
	(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	L

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

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

SAFER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 炉心部や原子炉圧力容器内を評価対象としているものにMAAPコードが あげられるが、SAFERコードは、MAAPコードに比べて、CCFL 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、各ノードの水位変化等を計算する。また、 各種のECCS、RCIC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。原子炉内冷却材量の評価に当たっては、上 部タイプレート、炉心入口オリフィス等での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水する現象 (CCFL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、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(ジルコニウムー水 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,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 (以下「PCT」という。),燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、SAFER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「ECCS性能評価指針」という。)で妥当性が認められているモデルを使用しており、BWRプラントの設計基準事故のLOCA解析(ECCS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	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル
(燃料)	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
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
百乙烷	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
(処かし女生升を 含む)	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)

SAFER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

SAFER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,原子炉圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の原子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,原子炉圧力容器内を一点で近似し,原子炉圧力容器全体 の冷却材に対する質量及びエネルギ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CCFL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LOCA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の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SRV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 表し、その方向は通常運転状態の流れの向きを表している。

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等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LOCA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、LOCA模擬実験でCC FL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CCFL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得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ジ 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、原子炉 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、炉心シュラ 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。

定格出力時においては,再循環ポンプによりダウンカマ領域の冷却水が 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。

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,原子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,燃料集合体下部及び燃料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。炉心内の燃料集合体下部の炉心 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)及び炉心シュラ ウド壁と炉心最外周の燃料集合体の間の領域(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って炉心 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,ダウンカ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,ダウンカマや上部プレ 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,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) 質量及びエネルギ保存式

質量及びエネルギの流れについて,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。

$$M_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_\ell)_i = (\sum W)_i$$
(3-1)

エネルギ保存式は、次式で与えられる。

$$\dot{Q}_{i} + (\sum hW)_{i} = M_{\ell_{i}} h_{\ell_{i}} + M_{\ell_{i}} h_{\ell_{i}} - \alpha' V_{\ell_{i}} \dot{P}$$
(3-2)

式 (3-1),式 (3-2) より,エンタルピ変化率は,次式のようになる。

$$\overset{\bullet}{h_{\ell_i}} = \left[\overset{\bullet}{\mathcal{Q}_i} + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \overset{\bullet}{P} \right] / M_{\ell_i}$$
(3-3)

ここで,

- M : 冷却材質量
- ・ Q: 伝熱又は発熱による流入エネルギ
- W : 冷却材流量
- h : エンタルピ
- *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。

エネルギ保存式は、次式で表される。

$$\dot{Q}_{i} + (\Sigma hW)_{i} = \frac{d}{dt} (M_{i}h_{i}) - \alpha' V_{i} \dot{P}$$

$$= \dot{M}_{g_{i}} h_{g} + M_{g_{i}} \dot{h}_{g} + \dot{M}_{f_{i}} h_{f} + M_{f_{i}} \dot{h}_{f} - \alpha' (V_{f} - V_{g}) \dot{P}$$
(3-5)

式(3-5)の左辺の正味エネルギ流入量は、次式で表される。

$$(\Sigma h W)_{i} = h_{g} (\Sigma W_{g})_{i} + h_{f} (\Sigma W_{f})_{i} + \sum_{j} h_{\ell_{j}} W_{\ell_{ji}}$$
(3-6)

さらに, 飽和水及び飽和蒸気のエンタルピ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,

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP}\dot{P}$$
, $\dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP}\dot{P}$ (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。

$$\mathbf{m}_{fg_i}^{\bullet} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg}$$

$$(3-8)$$

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保存式

蒸気ドームには,ダウンカ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。

$$M_{g_8} = (\Sigma W_g)_8 \tag{3-9}$$

蒸気ドームのエネルギ保存式より過熱エネルギは次式で表される。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_{8} + \dot{P}(\alpha' v_{g} - \frac{dh_{g}}{dP})M_{g_{8}}$$
(3-10)

この過熱エネルギ(*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、SAFER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。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = \frac{E_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^{7} \left| m_{fg,i}^{\bullet} \right|} \left| m_{fg,i}^{\bullet} \right| + m_{fg,i}^{\bullet}$$
(3-11)

ここで,

上記以外の,蒸気ドームに接していない炉心,高出力燃料集合体等の ノードに関しては,過熱エネルギによるフラッシング率の補正は行わな い。

$$\overset{\bullet}{m_{fg,i}} = \overset{\bullet}{m'_{fg,i}} \tag{3-12}$$

ここで,

i=1~4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

SAFERコードでは原子炉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、全原子炉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。

$$\dot{V} = 0$$

$$= \dot{M}_{g} v_{g} + M_{g} \dot{v}_{g} + \dot{M}_{f} v_{f} + M_{f} \dot{v}_{f} + \dot{M}_{\ell} v_{\ell} + M_{\ell} \dot{v}_{\ell}$$
(3-13)

ここで,原子炉圧力容器全体の質量変化率は,高出力燃料集合体を除 く原子炉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,以下のようになる。

$$\dot{M}_{g} = \sum_{i} \dot{M}_{g_{i}}, \qquad \dot{M}_{f} = \sum_{i} \dot{M}_{f_{i}}, \qquad \dot{M}_{\ell} = \sum_{i} \dot{M}_{\ell_{i}}$$
(3-14)

また、比容積の導関数は、次式で表される。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP}\dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell}\dot{h} \qquad (3-15)$$

正味の未飽和水エンタルピ変化率は、次式で表される。

$$\dot{h}_{\ell} = \sum_{i} \dot{h}_{\ell_{i}} M_{\ell_{i}} / \sum_{i} M_{\ell_{i}}$$
(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。

$$\dot{P} = -\left[\dot{M}_{g}v_{g} + \dot{M}_{f}v_{f} + \dot{M}_{\ell}v_{\ell} + \dot{h}_{\ell}\frac{\partial v_{\ell}}{\partial h_{\ell}}M_{\ell}\right] / \left[M_{g}\frac{dv_{g}}{dP} + M_{f}\frac{dv_{f}}{dP} + M_{\ell}\frac{\partial v_{\ell}}{\partial P}\right]$$

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。

$$\dot{P} = -X/Y \tag{3-18}$$

ここで、X,Yは次式で表される。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_{i} W_{g_i} + v_f \left[\sum_{i} W_{f_i} + \sum_{i} W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{\mathcal{Q}}_i + \sum_{j} \left(h_{\ell_j} - h_f \right) W_{\ell_{ji}} \right] \right\} + \sum_{sub} \left\{ \sum_{i} W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{\mathcal{Q}}_i + \sum_{j} \left(h_{W_{ji}} \right) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f$$

$$+ \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

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三つの経路 を考えており、各ループの運動方程式を解いている。その三つの経 路とは、炉心と健全側と破断側の二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、原子炉圧力容器 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マを通り,ジェットポンプ を経て下部プレナムに至る。そして,炉心,上部プレナムを通って 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。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0$$
(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。SAFER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LAMBコードによってなされる。したがって,SAFER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。

$$W_{p} = W_{p_{0}} e^{-t/\tau}$$
(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

この流量を用いて,ジェットポンプの圧力上昇分 ΔP_{JP,p} は次式で 求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}}\right)^2 \tag{3-23}$$

ここで、ΔP_{JP,p0}は、初期のジェットポンプの圧力上昇分を表す。

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。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi^2_{JP}$$
(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 損は三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。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} + \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0} + \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi^2_{e}$$

$$(3-25)$$

ここで,

fL/D
 : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数

$$\phi^2_{\ell_0}, \phi^2_{SEO}, \phi^2_e$$
 : 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, ΔP_{3-4,f} は次のように 評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2} \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch} \left| W_{\ell,ch} \right|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch} \left| W_{g,ch} \right|}{\rho_g} \right]$$
(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, 次のように表される。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |(W_{RC} - W_p)|}{\rho_f} \phi^2_{JP}$$

$$-\Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0}$$

$$-\left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e |W_e|}{\rho_f} \phi^2_e = 0 \tag{3-27}$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell} + \stackrel{\bullet}{m_{fg}} v_{fg}$$

$$- \frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_\ell} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \stackrel{\bullet}{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0$$

$$(3-28)$$

ここで,

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

式(3-27)と式(3-28)より下部プレナムが満水のときの再循環流 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 ボイド率低流量のときは気泡上昇相関式,高ボイド率高流量のときはドリ 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*。及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度*V*。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。

$$j_{out} = j_{in} + m_{fg} v_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\}$$
(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。

$$U_g = C_o j_{out} + \overline{V}_{gj} \tag{3-30}$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \tag{3-31}$$

ここで,

Ug : 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Wg,swは、次式で表される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \tag{3-32}$$

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 \overline{V}_R が得られる。

$$\overline{V}_{R} = \left[\frac{\alpha_{e}}{0.136h(P)f(P)}\right]^{1/1.78} \left[D_{H_{i}}f(P)^{1/0.19}g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_{e}}{h(P)f(P)} \le 2.840852$$
(3-33)

$$\overline{V}_{R} = \left[\frac{\alpha_{e}}{0.75h(P)f(P)}\right]^{1/0.78} \left[D_{H_{i}}f(P)^{1/0.19}g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_{e}}{h(P)f(P)} > 2.840852$$
(3-34)

ここで,

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g}\right)^{0.32} \tag{3-35}$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{H_i}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g)g}}\right]^{0.19}$$
(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。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \tag{3-37}$$

(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 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箇所で CCFLを考慮している。特に重要な場所は、燃料集合体の上部タイプレ 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。S AFER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。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4}$$
(3-38)

ここで,

$$j_{g}^{*} = j_{g} \left[\frac{\rho_{g}}{g_{c} D(\rho_{f} - \rho_{g})} \right]^{1/2}$$
 (3-39)

$$j_{f}^{*} = j_{f} \left[\frac{\rho_{f}}{g_{c} D(\rho_{f} - \rho_{g})} \right]^{1/2}$$
 (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ブレークダウン)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ってダウンカマ部へ流れるものと炉心へ流 れるものとに分けられる。SAFER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。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \tag{3-41}$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot \left(N_T - N_{HOT}\right) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT}$$
(3-42)

ここで,

- ΔP_{CORE}^{AVE} : 炉心領域の全圧損
- ΔP^{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*^{AVE} : 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- W^{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. CCFLブレークダウンモデル

CCFLブレークダウン現象は、炉心スプレイスパージャが二相プー 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って下部プレナムへ落下する現象である。S AFERコードでは、この現象をCCFL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CC FLブレークダウン条件を満足したときにブレークダウンが生じるとし ている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{D_{\max}}$$
(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*_c : 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_{Dmax} : CCFL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_{Dmax}*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、原子炉内各部に分配さ れる冷却水の質量、炉心上部・下部プレナム間の差圧、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SAFER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,二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(以下「HPCS」という。)及び低圧炉心スプレイ系(以下「LP CS」という。)、炉心バイパスに注水する低圧注水系(以下「LPCI」 という。)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 t₁で原子炉圧力や原子炉水位,ドライウェ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 t₂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 t₃で停止信 号が入ると,時間遅れを考慮した t₄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、原子炉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、燃料集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は燃料集合体上部のCCFL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。

PCT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. 原子炉圧力容器と原子炉内構造物

原子炉圧力容器は最大七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。

原子炉内構造物は六つのヒートスラブ;蒸気乾燥器,上部プレナムド ーム,炉心シュラウド壁,制御棒案内管,チャンネルボックス,制御棒 に分けて模擬する。

これらのヒートスラブのうち,四つ(上部プレナムドーム,炉心シュ 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 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。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q^{\prime\prime\prime}$$
(3-44)

ここで,

- ρ : 燃料ペレット又は燃料被覆管の密度
- C_n: 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。

原子炉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。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k} \sum_i \frac{(T_k - T_i)F_i}{R_k + \frac{1}{H_i A_k}}$$
(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

SAFER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ー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⁽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 に示すように三つの領域に分け、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PCT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 の式は次式で表される。

 $H_{MB} = H_{FB} + H_R \tag{3-46}$

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。

$$H_{FB} = 0.62 \left\{ \frac{K_g^{3} \rho_g (\rho_f - \rho_g) h_{fg} g}{\mu_g (T_W - T_S) L_H} \right\}^{1/4}$$
(3-47)

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_S^4}{T_W - T_S} \right) \tag{3-48}$$

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_M 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に近づいたときは、膜沸騰熱伝達係数は単相蒸 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ときに適用される。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)。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{MIN} - \Delta T_{CHF}} \left(\log H_{NB} - \log H_{FB} \right)$$
(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
- **Δ***T* : 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

SAFER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。

$$H_{\nu} = 0.023 \frac{K_{\nu}}{D_{h}} \operatorname{Re}_{s}^{0.8} \operatorname{Pr}_{s}^{0.4}$$
(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, : 蒸気のレイノルズ数
- **Pr**, : 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す ことができる。

$$H_{M} = \frac{K_{v}}{D_{h}} \left[2X - 1 + \frac{(Nu_{s} + 1)^{2}}{Nu_{s} + 1 + 2X} \right] = \frac{K_{v}}{D_{h}} \left[Nu_{s} + \frac{4X^{2}}{Nu_{s} + 1 + 2X} \right] \quad (3-51)$$

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。

$$Nu_s = 0.023 \,\mathrm{Re_s}^{0.8} \,\mathrm{Pr_s}^{0.4} \tag{3-52}$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}}$$
(3-53)

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1 - \alpha)}{d_d}$$
(3-54)

$$H_{\nu,d} = \frac{K_{\nu}}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_{\nu} U_r d_d}{\mu_{\nu}} \right\}^{0.55} \Pr_g^{-1/3} \right]$$
(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。

$$\Gamma_{v} = K_{1} \frac{K_{v} (T_{v} - T_{s})(1 - \alpha)}{D_{h}^{2} h_{fg}}$$
(3-56)

$$K_{1} = 6300 \left(1 - \frac{P}{P_{cr}}\right)^{2} \left\{ \left(\frac{\rho_{v} j_{v}}{\alpha}\right)^{2} \frac{D_{h}}{\rho_{v} \sigma} \right\}^{1/2}$$
(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等を連 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,から次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma W e_c}{\rho_v U_r^2} \tag{3-58}$$

液滴が落下する場合は、2種類の液滴を考慮する。一つは、上部タイ 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。もう一つは、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。

$$d_{d} = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\frac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}} + \frac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}}}\right]^{1/3}$$
(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す。

SAFER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 RTF (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。

$$Nu = 0.023 \operatorname{Re}^{0.8} \operatorname{Pr}^{0.4} \left(1 + \frac{1.72}{\ell/d} \right)$$
(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 (スプレイ) 熱伝達

落下水(スプレイ)による熱伝達係数は、スプレイ熱伝達実験装置S HTF (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、炉心スプレイ開始以前でもCCFL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。

 $h_{SP} = \alpha W^{\beta} \cdot P^{(\gamma \Delta T_S + \delta)}$ (3-61)

ここで,

h_{SP}	:	熱伝達係数
W	:	落下水量
Р	:	圧力
ΔT_S	:	ロッド表面過熱度
α,β,γ,δ	:	係数

h. 輻射熱伝達

SAFER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CHASTEコードと同じであるが、CHASTE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、SAFER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えて 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。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_B^4}{T_W - T_{sat}} \right)$$
(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

SAFER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

SAFER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_f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⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_W}{\rho_W C_W d_W} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2^{\frac{3}{4}\sqrt{\pi}} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} / \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right)$$
(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。

$$Bi = \frac{h_{f} d_W}{K_W} \tag{3-64}$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2}\right]^{1/2}$$
(3-65)

SAFER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 1.13×10^{6} W/m²・C,既に濡れた壁と流下液膜間 については核沸騰の値 3.0×10^{3} W/m²・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℃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は必要としないものと仮定する。この二 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。

$$Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2 + \Delta H \tag{3-66}$$

ここで, Δ*H*は反応熱であり, 燃料被覆管温度の関数として次式で表される。

$$\Delta H = R_3 - R_4 (T + 273) \tag{3-67}$$

ここで,

R₃,R₄ : 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される。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta} \exp\left(-\frac{R_2}{T+273}\right)$$
(3-68)

ここで,

δ : 燃料被覆管酸化厚さ

R₁, R₂ : 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。

$$\delta_2 = \left\{ \delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1) \exp\left(-\frac{R_2}{T_{av} + 273}\right) \right\}^{1/2}$$
(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。

$$\dot{Q}_{R} = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right)$$
(3-70)

ここで,

\dot{Q}_{R}	:	発熱割合
• M zr	:	燃料被覆管酸化割合
$ ho_{zr}$:	燃料被覆管密度
A	:	燃料被覆管表面積
d8/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,その時点以降破裂箇所近 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ー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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \tag{3-71}$$

ここで,

- *h*_g : ギャップ熱伝達係数
- *h*. : 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」 という。)⁽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。
$$h_{s} = \frac{K_{m} \cdot P_{c}}{A_{0} \cdot H_{m} \left(\frac{R_{c}^{2} + R_{p}^{2}}{2}\right)^{1/4}}$$
(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。: 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A₀ : 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。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}}$$
(3-73)

ここで,

 K_f
 : 混合ガスの熱伝導率

 C
 : 燃料ペレットー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表面粗さ

 (g₁+g₂)
 : 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*, は次式により計算する。

$$h_{r} = \frac{\sigma(T_{p}^{4} - T_{c}^{4})}{\left[\frac{S_{p}}{S_{c}}(\frac{1}{\varepsilon_{c}} - 1) + (\frac{1}{\varepsilon_{p}} - 1) + G_{g}\right](T_{p} - T_{c})}$$
(3-74)

$$\Xi \equiv \mathcal{C},$$

$$\sigma$$
 : 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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}}$$
(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。

$$\sigma = \frac{D}{2t} \left(P_g - P \right) \tag{3-76}$$

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。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \tag{3-77}$$

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。

	項目	計算モデル
ノード	原子炉圧力容器内	9ノードに分割(図 3-1)
分割	原子炉圧力容器及び	原子炉圧力容器は七つ,原子炉内構造物は六
	原子炉内構造物	つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料ペレットと燃料	径方向に燃料ペレットを3ノード及び燃料被
	被覆管	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	保存則	熱力学的に均質,平衡を仮定
モデル		各ノード : 質量保存式,エネルギ保存式
		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	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮
ヒート		・核沸騰
アップ		 ・ 膜沸騰
モデル		・遷移沸騰
		・烝気単相
		• 頃務流 - スプレイ (遊下水)
		・ ヘノ レイ (洛下小) - 運わ
		• 輻射
		ムー小尺応による先然を考慮
		沢心田力は核ガ表による先生熱と核ガ表生成 物及びアカチェンの最短期な考慮したにしい。
		初及のノクテートの朋塚熱を考慮した炉心山
		月時間変化 アータを入力
	ンルコニリム一水反応	Baker-Just ()式
	ヤヤツノ 熱伝達	- 週份変化は Koss and Stoute に基つくセアルを用 して、なわ、ゼロンプ類に法反教の知知はエバア
		V る。はわ, イイツノ 款伍達休奴の初期他及い週 海計管に用いるギャップ内のガフ知己堂は嫌料法
		仮司昇に用いるイヤツノ的の刀へ組成寺は燃料悴 勅継斌記書コード DDIME かと引き継ぶ
	膨わっ症刻	※1版(版収引 4 一下「KIME ハ*りりさ 施入 膨わけ燃料(加要答用 七向 た カ に 甘 べ き 乳 答)
	脳4し、W衣	IB40はMYM復目回刀凹応刀に奉づさ訂昇し, 牧 刻け燃料抽磨答周士向た五のベマトマノムト曲値
		衣は松竹恢復日回刀凹応刀りへ入下ノイツ下囲隊 に上の判定すて(回 9-11)
		により刊たりる(凶 5-11)

表 3-2 SAFERコードの計算モデル一覧

	表 3-3	SAFER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



(未飽和ノード)(飽和ノード)図 3-2 質量及びエネルギバランス



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)



時 間

図 3-4 SAFERコードの注水系作動ロジック





- 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 3-9 輻射熱伝達モデル



両側が伝熱面となるチャンネ ルの場合は先行流下する液膜 のみでモデルを考慮

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

SAFERコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。SAFERコードの インプットデータは以下のとおり構成される。SAFER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,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(ECCS等の注水特性,SRV特性, MSIV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。

- 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 ジルコニウムー水反応量(燃料被覆管酸化割合)

また、SAFER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CHASTEコードに用いる。

なお、SAFER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LOCA)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 SAFER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

SAFER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 4.1.1,4.1.2 及び 4.1.3 に 示す。

SAFER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、TBL (Two Bundle Loop)及びR OSA-III (Rig of Safety Assessment)の実験解析が行われ、ABWR に対しては、FIST (Full Integral Simulation Test) - ABWRの実 験解析を行っている。SAFER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℃~150℃程度高く予測することを確認した。⁽²²⁾

なお、SAFER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(ECCS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,SAFERコードにおける崩壊熱の妥

1 - 82

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、SAFER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,SAFER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上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、LOCAを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とSAFER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。

ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)は,動作を期待する系統の 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

1 - 83

く作動圧力や流量を条件として与えることから, SAFER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,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SAFERコードの妥当 性を確認する。

4.1.1 TBL実験解析

TBL実験は、1100MW級BWR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ECCSを装備し た実験装置を用い、配管破断による冷却材放出開始から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実時間で模擬した実験 である。SAFER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 ROSA-Ⅲ実験解析

ROSA-Ⅲ実験は、BWR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体と二つの再循環系、 ECCSからなる実験装置を用い、配管破断による冷却材放出開始からE CCS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。SAFER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

FIST-ABWR実験は、ABWR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 よる冷却材放出開始から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実時間で模擬した実験である。SAFER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。

分類	重要現象	解析モデル	実験解析 T B L	実験解析	FIST—ABWR 実験解析
炉心 (核)	崩壊熱 *	崩壊熱モデル	_	_	_
炉心	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱 伝達モデル	 図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34 	⊠ 4-23 ⊠ 4-34	⊠ 4-32 ⊠ 4-33
(燃料)	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	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	 図 4-4 図 4-5 図 4-8 図 4-11 図 4-14 	図 4-20 図 4-21 図 4-22	図 4-31
(熱流動)	気液熱非平衡	燃料棒表面熱 伝達モデル	 図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34 	⊠ 4-23 ⊠ 4-34	-
原子炉 圧力 容器 (逃が	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	図 4-26 図 4-27 図 4-28
し安全 弁を含 む)	 沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離(水位変化)・対向流 ECCS注水(給水系・代替 	二相流体の流動モデル原子炉注水系	_ _	_	⊠ 4-29 ⊠ 4-30
	注水設備含む)*	モデル			

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

* 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 TBL実験解析⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾

TBLは,1100MW級BWR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LOCA模擬実験装置であり,実験はLOCA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放出開始から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及び炉心冷却挙動を実時間で模擬するLOCA総合模擬実験である。図4-1にTBL実験装置の系統図を示す。

4.2.1 解析条件

表 4-2 にSAFERコードによる実験解析の対象としたTBL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SAFERコードのノード分割を示す。SA FERコードでは圧力容器を八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、更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。ECCS流量は実験デー タを時間の関数として入力した。また,崩壊熱模擬曲線には実験データ (ANS+20%相当)と同等のものを用いた。

4.2.2 解析結果

SAFERコードによるTBL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, ECCSとしてLPCS及び3LPCI(3台のLPCI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 に炉心シュラウド内各部の混合 水位変化を示す。SAFER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、SAFER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(以下「SEO」という。)でのCCFL現象及びC CFL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 時点における平均出力バンドル及び高出力バンドル内のボイド率分布の比 較を示す。SAFER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 150℃高く評価した。

後述する他ケースに比べてPCTを高めに予測するのは、高出力バンド ルを吹き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放 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き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ため、実験結果に対 し温度が高くなっていると考えられる。

1 - 88

(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、ECCS としてLPCS、3LPCI及び自動減圧系(以下「ADS」という。)の 作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、MSIV閉により直ちに上昇し、S RV開閉によって変化した後, ADS作動によって急激な減圧過程に移行 する。SAFER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 に炉心シュラウド内各 部の二相混合水位変化を示す。実験で見られる炉心露出及びLPCI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 カ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、LPCS作動後は、実測値の温度上昇 率がわずかに小さい。これは、SAFERコードのスプレイ熱伝達モデル 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SAFER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。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約 60℃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 に炉心シュラウド内各 部の混合水位変化を示す。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HPCS配管の完全破断模擬実験であり, ECCSとして2 LPCI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 に炉心シュラウド内各部の水 位変化を示す。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。S AFER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L OCA時の冷却材放出開始から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。

Run No.	1	2	3	4
条件				
破断位置	再循環配管	同左	主蒸気配管	H P C S
	吸込口			配管
破断面積(%)	2×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI	2LPCI+ADS
		+ADS	+ADS	
初期バンドル出	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
力 (MW)				
初期ドーム圧力	7.1	7.0	7.0	7.1
(MPa[gage])				

表 4-2 SAFERコードによる実験解析の対象としたTBL実験条件



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 炉心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 炉心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 炉心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 炉心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,二つの再循環ルー プ,ECCS及び蒸気・給水系を備えている。ROSA-Ⅲ実験は,BW R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。SA FERコードでは圧力容器を八つの熱水力ノードに分割している。ROS A-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を更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,崩壊熱模擬曲線には実験データ (ANS5.1相当)と同等のものを用いた。

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,図 4-20,図 4-21,図 4-22及び図 4-23 に, 実験結果とSAFERコードによる解析結果の比較を,蒸気ドーム圧力変 化,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、ダウンカマ内の 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、ADS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、SAFERコードはこれらの圧力変 化を良く模擬している。

(2) 炉心シュラウド内水位

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CCFL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SAFER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、ADS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している。 図 4-20,図 4-21 及び図 4-22 により、大破断、小破断及び破断なしの炉 心シュラウド内水位変化をSAFERコードはおおむ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PCT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PCT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、PCT 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PCT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、SAFER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

ROSA-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、SAFER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SAFER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、炉心シュラウド内水位変化を良く予測した。また、小破断
実験解析も同様に炉心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。

Run No. 冬件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置			再循環配	管吸込口	<u> </u>		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

表 4-3 SAFERコードによる実験解析の対象とした ROSA-Ⅲ実験条件



-

図 4-16 ROSA-Ⅲ実験装置



図 4-17 ROSA-Ⅲ系統図



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変化 (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変化 (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変化(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 FIST-ABWR実験解析⁽³⁰⁾

FIST-ABWRは、ABWR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、ECCS、配管等の破断を模擬している。実験は、ABWR のLOCA時の冷却材ブローダウン現象の把握、ECCSの炉心冷却能力 の確認及びSAFER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SAFERコードによる実験解析の対象としたFIST-AB WR実験ケース及び条件を示す。解析は、炉心スプレイ(以下「CS」と いう。)配管の完全破断(Run No.1)、主蒸気(以下「MS」という。)配管 の完全破断(Run No.2)、給水(以下「FW」という。)配管の完全破断 (Run No.3)及び圧力容器底部(以下「BB」という。)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FIST-ABWR実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用 いたSAFERコードのノード分割を示す。SAFERコードでは圧力容 器を八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,更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ADS流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また、 ECCSの起動とMSIV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

SAFERコードによるFIST-ABWR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SAFER解 析結果を比較して示している。また,図 4-26,図 4-27,図 4-28,図 4-29,図 4-30,図 4-31,図 4-32 及び図 4-33 には,実験結果とSAFER解 析結果の比較を,蒸気ドーム圧力変化,破断流量変化,ダウンカマ領域水 位変化,炉心シュラウド内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 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

CS配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号によりMSIV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。MSIV 閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒でのADS作動により急速減圧す る。SAFERコードは、MSIV閉止後わずかに圧力を高めに評価して いるが、ADS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,MSIVが約3秒で閉 止すると,冷却材放出流量は破断配管1本のみに減少するため,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,高圧注水系(以下「HPFL」という。)サ ブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが,SAFER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。SAFER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、SAFER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。SAFER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、MSIV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。MSIV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A DSが作動すると急速に減圧する。SAFER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SAFER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MSIV,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、SAFER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CCF L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SAFER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SAFER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、SAFER解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) 炉心シュラウド内水位

図 4-31 にCS配管破断実験及びBB(80cm²相当)配管破断実験の炉心シュ 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。

CS破断実験の上部プレナム水位は、ADS作動前にCS破断位置まで 低下し、破断位置が露出する。ADS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CS破断位置が露出する。ADS作動 及び破断位置の露出のタイミングはSAFERコードで良く予測してい る。ADS作動後の水位変化において、SAFER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いえ る。なお、バンドル内は常に二相水で満たされており、SAFERコード も同じ結果となっている。

BB(80cm²相当)配管破断実験の上部プレナム水位は、MSIV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、HPCS注 水により上昇し、さらにADS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。SA FERコードはこれらの挙動を良く予測している。

MS配管破断実験とFW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,炉心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。SAFER解析結果も実験結果を良く再現している。図 4-32 にCS配管破断、また、図 4-33 にBB(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、ABWRプラントのLOCA模擬実験であるFIST-AB WRのCS配管、MS配管、FW配管の破断実験及びBB配管破断実験に ついて、SAFERコードによる実験解析を行い、SAFERコードがA BWRプラントに対しても適用可能であることを確認した。

- ・四つの異なるLOCA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。SAFERコードはこれらの四つの実験の挙動を 予測できた。
- ・SAFERコードはABWRのLOCA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。
- ・SAFERコードはダウンカマ領域の水位変化を良く予測したことにより、MSIV閉止、ECCS注水及びADS作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

また、FIST-ABWRにおけるMS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SAFER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SAFER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-АВWR

Run No.	1	2	3	4
条件	(CSLB)	(MSLB)	(FWLB)	$(BB(80 cm^2))$
破断位置	炉心スプレイ	主蒸気(MS)	給水(FW)	圧力容器
	配管	配管	配管	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	7.32	7.29	7.30	7.31
(MPa[gage])				

実験条件

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.	1	2	3	4
事象	(CSLB)	(MSLB)	(FWLB)	$(BB(80cm^2))$
破断発生,給水流量及び	0/0	0/0	0/0	0/0
再循環ポンプ停止,バン				
ドル出力変化開始				
破断位置露出(FWLB)	—	—	6/7	—
MSIV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 4-25 FIST-АВWR実験解析ノード分割図



(FIST-ABWR, CS配管破断, MS配管破断)



(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 ダウンカマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS配管破断, BB(80cm²)破断)



図 4-30 ダウンカマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW配管破断, MS配管破断)



図 4-31 炉心シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS配管破断, BB(80cm²)破断)



図 4-32 燃料被覆管温度変化(FIST-ABWR, CS配管破断)



図 4-33 燃料被覆管温度変化 (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

SAFER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、SAFER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)

TBL, ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により, SA FER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,実験結果とおおむ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±0~+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ECCS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,SA FERコードは,沸騰・ボイド率変化及び気液分離(水位変化)・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)

TBL及びROSA-Ⅲの実験解析により、SAFER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℃~+150℃程度高めに評価する。なお,ス プレイ冷却のない実験結果(T B L 実験 Run No.4)では,+50℃程度高め に評価する。

SAFER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、TBL、ROSA-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、SAFER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)

TBL, ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により, SA FERコードが系の圧力変化及び圧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MSIV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おおむね同等の解析結果が得られて いることから, SAFER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)

FIST-ABWRの実験解析により、SAFER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MSIVの 閉止、ECCSの起動のタイミングを予測できることを確認した。ECC 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。炉心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、炉心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、SAFERコードは沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離(水位変 化)・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ECCS構成の異なるプラントへの適用
性

SAFERコードの妥当性確認に使用したTBL, ROSA-Ⅲ及びF IST-ABWR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ECCS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ECCS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

TBLは熱出力 3293MW,燃料集合体 764 体を装荷したBWR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,ECC 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, TBL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,ECCS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,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。

TBL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から燃料集合体内に吹き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燃料集合 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、TBLはBWR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BWRへ適用できると考える。

ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの基本的なスケーリングの考え方 はTBLと同様であり、実機のLOCA時の炉内熱水力挙動を実時間で模 擬することを目的として設計されている。ROSA-Ⅲは燃料集合体 848 体からなる熱出力 3800MWのBWR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。ROSA-Ⅲ実験結果の実機適用性に関しては、ROSA-Ⅲ 実験とBWRのLOCAの熱水力挙動との類似性が主要なROSA-Ⅲ実 験に対して確認されている⁽³²⁾。ROSA-Ⅲ実験データと計算コードによ るROSA-Ⅲ及びBWR両体系の解析結果をもとに評価が行われ、小破 断LOCA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,炉心シュラウド内 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、ROSA-ⅢはBWR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BWRへ適用できると考え る。

また、FIST-ABWRは燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MW のABWR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。ABWR 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、ABWRで炉心露出が発生する場合は、BWRと同様 の炉心ヒートアップが発生するため、前述のTBL及びROSA-IIIにお ける実験結果が適用できると考える。

したがって、FIST-ABWRはABWR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ABWRへ適用でき ると考える。

(2) ECCS構成の影響

TBL及びROSA-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、ECCSは炉心上部に注水する炉心スプレイ系 (HPCS及びLPCS)、炉心バイパス部に注水するLPCIで構成する ECCSを模擬しており、実プラントの構成と相違はない。

また、ABWR実プラントは炉心上部に注水するHPCF, RCIC及 び低圧注水系(以下「LPFL」という。)で構成されるが、FIST-A BWRは炉心上部に注水するHPCSとダウンカマ部に注水するHPFL 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、HPCFとHPCSの相違、LPFLとHPFLの 相違は原子炉圧力容器内の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、ABWRの設計基準事故解析及びFIST-ABWR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。ABWR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BWRの中小LOCAの挙動と同様と考えられる。ABWR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、冷却水は下部プ レナムに流入し、さらに燃料集合体下部から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 BWR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、燃料集合体下部から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、BWR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SAFERコードは、ABWR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

SAFERコードの妥当性確認に使用したTBL, ROSA-Ⅲ及びF IST-ABWR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 AFERコードの9×9燃料への適用性について以下に述べる。

SAFERコードの熱水カ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,SAFER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。SAFER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

1 - 126

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、ECCS構成等の異なるBWR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BWRの有効性評価解析に適用できるといえる。

なお、有効性評価解析における原子炉内ノード分割は、LOCAと同様 の物理現象が想定されることから、BWRのLOCA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更に細分化し、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。

実験		最高温	度(℃)	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 4-6 SAFERコードによる実験解析結果と実験結果の比較(22)

表 4-7 実験装置のスケーリング及びECCS構成

項目	TBL	ROSA-III	FIST-ABWR
模擬した	BWR	BWR	ABWR
プラント	熱出力 3293MW	熱出力 3800MW	熱出力 3926MW
	集合体数 764 体	集合体数 848 体	集合体数 872 体
	HPCS/LPCS/LPCI	HPCS/LPCS/LPCI	HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比:2/764	体積比:1/424	体積比:1/872
	熱出力:約10MW	熱出力:約4MW	熱出力 : 約 4.6MW
	集合体数: 8×8燃	集合体数: 8×8燃	集合体数: 8×8燃
	料2体(実寸大)	料4体(1/2長)	料1体(実寸大)
	HPCS/LPCS/LPCI	HPCS/LPCS/LPCI	HPCS/HPFL

分類	解析条件				
定格出力運転条件	冷却材体積	炉心			
の形状データ	流路形状データ(各領域の水	炉心			
	力的等価直径, 流路断面積)	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				
	燃料ペレットー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				

表 4-8 燃料の相違により変更するSAFER解析条件



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)

SAFER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て大きくなるように評価した値をSAFER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,炉心が露出する場合は,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。また,炉心が冠 水維持する場合は,燃料被覆管温度の上昇はなく,不確かさは小さい。

(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 3-11 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 果とおおむ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℃~40℃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,低 圧注水系を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要はな い。

(6) 冷却材放出(臨界流·差圧流)

SRVからの冷却材放出については,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 放出は,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

1 - 132

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,原子炉へ注水する系統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おおむね同等の解析結果が得られ 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。

(7) ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)

ECCS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に 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

炉心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)

SAFERコードで取り扱う運転操作は、SRVを使用した原子炉減圧 操作及びECCS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

SRVを使用した原子炉減圧操作及びECCS,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ECCS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、格納容器ベント操作への影響 が考えられるが、格納容器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,その影響は更に小さくなる。 (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
后心	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	崩壊熱を大きく設定するため、燃料被覆管温
/广小小 (长安)			件を設定することにより崩壊熱を大きくする	度を高く評価する。
(核)			よう考慮している。	
	燃料棒表面	燃料棒表面熱伝	TBL, ROSA-Ⅲの実験解析において,	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃
	熱伝達,沸	達モデル	熱伝達係数を低めに評価する可能性があり,	料被覆管温度を高く評価することから、有効
	騰遷移		他の解析モデルの不確かさともあいまってコ	性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価す
			ード全体として、炉心が露出し、スプレイ冷	る。
			却のない場合には実験結果の燃料被覆管最高	
			温度に比べて+50℃程度高めに評価し, スプ	
			レイ冷却のある場合には実験結果に比べて	
			10℃~150℃程度高めに評価する。また,炉	
			心が冠水維持する場合においては、FIST	
			-ABWRの実験解析において燃料被覆管温	
			度の上昇はないため、不確かさは小さい。	
后心			また、低圧代替注水設備による注水での燃料	
がない			棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流	
()200747)			冷却の不確かさは20℃~40℃程度である。	
	燃料被覆管	ジルコニウムー	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大き	燃料被覆管温度を高く評価する。
	酸化	水反応モデル	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	膨れ・破裂評価	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方向応	破裂発生前の燃料被覆管の膨れ及び破裂発生
	変形	モデル	力に基づいて評価され、燃料被覆管温度は上	の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係数、
			述のように高めに評価され、円周方向応力は	破裂後のジルコニウム-水反応熱に影響を与
			燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大	え、燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響
			きく設定し保守的に評価している。したがっ	を与えることとなる。解析コードでは、前述
			て、ベストフィット曲線を用いる場合も破裂	の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに
			の判定はおおむね保守的となる。	評価することから、おおむね保守的な結果を
				与えるものと考える。

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
	沸騰・ボイ	二相流体の	TBL, ROSA-Ⅲ, FIST-АВWRの実験解析にお	炉心内の二相水位変化をおお
	ド率変化,	流動モデル	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	むね同等に適切に評価するこ
	気液分離		いて、実験結果とおおむね同等の結果が得られている。低圧	とから,有効性評価解析では
	(水位変		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	燃料被覆管温度への影響は小
	化) · 対向		霧流冷却)の不確かさは20℃~40℃程度である。	さい。なお、解析に対して実
	流,三次元		また,原子炉圧力の評価において, ROSA-Ⅲでは2MPaよ	機の注水量が多いため、燃料
	効果		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	露出期間が短くなり、有効性
			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	評価解析では燃料被覆管温度
			性が示される。しかし、実験で圧力低下が遅れた理由は、水	を高めに評価する。
			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	
炬心			を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要の	
(執流動)			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。	
	気液熱非平	燃料棒表面	TBL, ROSA-Ⅲの実験解析において, 熱伝達係数を低	実験解析では熱伝達モデルの
	衡	熱伝達モデ	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	保守性により燃料被覆管温度
		ル	あいまってコード全体として、炉心が露出し、スプレイ冷却	を高く評価することから、有
			のない場合には実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+50℃	効性評価解析でも燃料被覆管
			程度高めに評価し、スプレイ冷却のある場合には実験結果に	温度を高く評価する。
			比べて 10℃~150℃程度高めに評価する。また、炉心が冠水維	
			持する場合においては、FIST-ABWRの実験解析にお	
			いて燃料被覆管温度の上昇はないため、不確かさは小さい。	
			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。	
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
	冷却材放出	臨界流モデ	TBL, ROSA-Ⅲ, FIST-ABWRの実	SRV 流量は,設定圧力で設計流量が放出
	(臨界流・	ル	験解析において、圧力変化は実験結果とおおむね	されるように入力で設定するため、不確
	差圧流)		同等の解析結果が得られており、臨界流モデルに	かさの影響はない。破断口からの放出は
			関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	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。
原子炉庄	沸 騰 ・ 凝	二相流体の	下部プレナムの二相水位を除き、ダウンカマの二	炉心シュラウド外水位を適切に評価する
力容器	縮・ボイド	流動モデル	相水位(炉心シュラウド外水位)に関する不確か	ことから、有効性評価解析では燃料被覆
(逃がし	率変化		さを取り扱う。炉心シュラウド外水位について	管温度への影響は小さい。
安全弁を	気液分離		は、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対	
含む)	(水位変		しても二相水位及びこれを決定する二相流動モデ	
	化)・対向		ルの妥当性の有無は重要でなく、質量及び水頭の	
	流		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。	
	ECCS注	原子炉注水	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原	注水特性は、それぞれの系統の設計条件
	水(給水	系モデル	子炉圧力と注水流量の関係を使用しており、実機	に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を
	系·代替注		設備仕様に対して注水流量を少なめに与え、燃料	入力する。実機設備に対して注入流量を
	水設備含		被覆管温度を高めに評価する。	少なめに与えるため、有効性評価解析で
	む)			は燃料被覆管温度を高めに評価する。

- 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 Channnels 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, PP. 134-142, February 1965.
- (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.

1 - 140

- (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(ESTAIL)", 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 入力項目リスト

入力項目リスト (1/4)

分類	入力項目		
定格出力運転条	原子炉熱出力		
件パラメータ及	炉心流量		
び幾何形状データ	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	燃料有効部上端,下端	
	(原子炉圧力容器下	炉心シュラウドヘッド上端,下端	
	端からの高さ)	給水スパージャノズル	
		炉心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	
		ECCS注水位置	
		水位計ノズル	
		主蒸気出口ノズル	
		原子炉圧力容器頂部	

入力項目リスト (2/4)

分類	入力項目		
定格出力運転条	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	
件パラメータ及		上部プレナム	
の幾何形状アータ		下部プレナム	
		ダウンカマ	
		上部タイプレート	
	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)	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	
		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	
		蒸気乾燥器	
	圧力損失データ	主蒸気配管	
		炉心	
		気水分離器	

入力項目リスト (3/4)

分類	入力項目	
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	

入力項目リスト (4/4)

分類	入力項目	
SRV	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	ECCS及びRCIC (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(ADS) (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) SPV(手動関調佐各件(個数)	
争议余件 	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、摩擦を考慮しない単相の臨界流 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 0.4~1.31cm (0.158~0.513in.) である。また、Allemann は、内径 17.3cm (6.8in.) 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 10cm (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 (3ft),内径 0.8cm (0.313in.)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、入口サブクール度 等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、図中には各入ロ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,原子炉 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〕

- 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. 熱伝達相関式, 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相関式の選定

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 り手動操作にて実施すると,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 を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 に示す熱伝達相関式,モデルを適用している。これらのモデルは,「E CCS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 にはこれらの相関式,モデル選定の基本的な考え方も併せて示す。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コードの熱伝達相関式の適用方法

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ときは、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

1 - 153

 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} 以下のときはリウェットと判定し、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ときは,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	有効性評価で用い	SSAFER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	蒸気単相	Dittus-Boelterの式	単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,上記の蒸気単相熱伝達 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

SAFER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。

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	圧力;	压力;	
(核沸騰熱伝達)	0.6∼17.2MPa[abs]	0.7~7.7 MPa[abs]	
	熱流束;	熱流束;	
	\sim 7.9 $ imes$ 10 6 W/m 2	$\sim 1.3 imes 10^6$ W/m 2	
Dittus-Boelter	バンドル蒸気流量;	バンドル蒸気流量;	
の式	100~1200 kg/h	\sim 600kg/h	
(蒸気単相熱伝	バンドル出力;	バンドル出力;	
達)	30∼280 kW	$\sim 170 \mathrm{kW}$	
	加熱面最高温度;	加熱面最高温度;	
	400∼700°C	~約 1100℃	
修正 Bromley の式	圧力;	压力;	
(低流量膜沸騰熱	8.3MPa[gage]以下	~ 1.6 MPa[gage]	
伝達)	加熱面温度;	加熱面温度;	
	1260℃以下	~約 1100℃	
Sun-Saha の式	バンドル蒸気流量;	バンドル蒸気流量;	
(噴霧流熱伝達)	200~1000 kg/h	\sim 600kg/h	
	バンドル出力;	バンドル出力;	
	60∼300 kW	$\sim 170 \mathrm{kW}$	

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

(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 に示すように三つの領域に分け,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SRV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。



(2) 蒸気単相

燃料が露出した後の蒸気単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体を用いた蒸気単相冷却実験 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ペーサによる乱流 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。SAFER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、スペ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。

この蒸気単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ORNL-THTF (Oak Ridge National Laboratory - Thermal Hydraulic Test Facility)の蒸気冷却実験(PW R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

1 - 160

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 単相熱伝達特性を調べた実験)及びFLECHT-SEASET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℃の範囲で蒸気単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 以上の単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 蒸気単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⁾の二つの相関式 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℃)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 に膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。SAFER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 Iloe je 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SAFER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REL AP4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, SCA T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。SAFER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、SAFER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(2 MPa~ 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, SAFER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, SAFER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
単相蒸気流	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⁾


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)



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〕

- 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, 443-461, 1930.
- (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。

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失,冷却材放出に 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ドルを超える急激な 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、温度上昇は短期 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。

添付表 2-4 事故時の燃料破損につながる要因分析結果

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。従来の設計基準事故 (LOCA)評価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、従来の設計基準事故(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おおむね2℃/s 程度であり,燃料被覆管の最高温度は1100℃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℃/sから 5.6℃/s,また,破裂温度は 20℃から約 1500℃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 1100℃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℃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従来の設計基準事故(LOCA)評価と 同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

〔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 添付3 前処理コード

SAFER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 AFER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(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
- (2) 炉心熱水力解析コード(ISCOR)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(REDY)による炉心出力データ

① 中性子束

PRIMEコードにより求められた燃料物性データをSAFER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。 ISCOR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SAFER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。

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,SAFER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、SAFER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CHASTEコードに用いる。



添付図3 SAFERコードの入出力

1. はじめに

SAFER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、PCT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、PCT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、SAFER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 熱蒸気の密度と飽和蒸気の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。

1 - 184

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BWR-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」という。)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)」という。)と比較した。

添付図 4-1 に原子炉圧力変化,添付図 4-2 に原子炉水位変化の比較を示 す。また,添付図 4-3 に炉心の水位変化,添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及 び蒸気の温度変化,添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体の入口流量変化の 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変化,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変化,添付図 4-8 に高出力 燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。

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, 飽和蒸気で考えたときと過熱蒸気の密度を考慮した ときで, 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、PCT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,SAFERコードを適用することは問題ないと考える。









添付図 4-3 炉心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 炉心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 4-8 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 OCA時注水機能喪失(中小LOCA)時は,注水系として使用するのは代 替注水設備であり,ECCS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ABWR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PCT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PCT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PCT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併せて実施した。主な解析結

1 - 191

果を添付図 5-1, 添付図 5-2, 添付図 5-3 及び添付図 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 CT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PCT 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PCT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BWR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(炉心シュラウド内水位)変化, 添付図 5-6 に P

CT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.



添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



添付図 5-2 PCT発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



添付図 5-3 PCT発生位置の熱伝達係数変化の比較



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,主蒸気隔離弁が閉止し,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RCIC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RCIC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、RCIC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, RCIC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 する計算に切り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,RCICの注水流量,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。

負のボイド率= (各部水の比容積-飽和水比容積) (飽和水比容積-注水比容積)

なお、添付図6のボイド率は、RCIC注入水の原子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)及び上部プレナム領域の順に示す。

RCIC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RCIC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,RCIC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,未飽和水が上部プレナム 領域に到達して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、RCIC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、RCIC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対流場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, RCIC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RCIC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が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

SAFERコードでの解析では,RCIC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,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

1 - 202

CIC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考える。



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

第2部 CHASTE

- CHASTE -

1. はじめに	2-4
2. 重要現象の特定	2-5
2.1 事故シーケンスと評価指標	2-5
2.2 ランクの定義	2-6
2.3 物理現象に対するランク付け	2-7
3. 解析モデルについて	2-19
3.1 コード概要	2-19
3.2 重要現象に対する解析モデル	2-20
3.3 解析モデル	2-22
3.4 入出力	2-45
4. 妥当性確認	2-47
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	2-47
4.2 BWR-FLECHT実験解析	2-51
4.3 炉心冷却実験解析	2-58
4.4 スプレイ冷却特性実験解析	2-69
4.5 実機解析への適用性	2-75
5. 有効性評価への適用性	2-76
5.1 不確かさの取扱いについて(評価指標の観点)	2-76
5.2 不確かさの取扱いについて(運転操作の観点)	2-77
6. 参考文献	2-81

添付1	入力項目リスト	2-83
添付 2	輻射率の妥当性について	2-84
添付 3	輻射伝熱モデルの妥当性について	2-87
添付4	前処理コード	2-92
添付 5	有効性評価における9×9燃料(A型)の代表性	2-95

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」という。)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」という。)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。

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
Η	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
Μ	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
Ι	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

表 2-1 ランクの定義

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、SAFER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、SAFER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ー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 LOCA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SAFER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ー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 はジルコニウムー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PCMI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原子 炉格納容器内に放出されると,格納容器内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 AFER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,炉心上部での気液対向流制限(以下「CCFL」という。),C CFL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カ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。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SAFERコードの解析結果から引き継がれ

(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,上部プレナムから炉心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 SAFER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SAFER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SAFER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 流量変化は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFER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) [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは,主蒸気逃がし安全弁(以下「SR V」という。)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。なお,冷却材放出(臨界流・差圧流)は原子炉圧力容器内挙 動である原子炉圧力としてSAFER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 [原子炉圧力容器]

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 EあるいはLOCA後の冷却材放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圧力容器内挙動である原子 炉圧力としてSAFER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。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)・対向流は原子炉圧力容器内挙動で ある原子炉圧力としてSAFER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SAFER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SAFER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、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SAFERコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) 非常用炉心冷却系(以下「ECCS」という。)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, 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。なお, ECCS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SAFER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 効果は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてSAFERコードの 解析結果から引き継がれる物理現象である。

		事故シーケンス	燃料被覆管の温度が
		封在花蓮	局温となる事家
分類	物理		燃料被覆管温度
	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
炉心	(3)	反応度フィードバック効果	L
(核)	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	H
	(6)	三次元効果	Ι
	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u> *
炉心	(9)	沸騰遷移	Н*
(燃料)	(10)	燃料被覆管酸化	M
	(11)	燃料被覆管変形	M
	(12)	三次元効果	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	Н*
	(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*
	(18)	冷却材流量変化	L
	(19)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	H*
百乙后	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M*
原丁炉 正力	(21)	気液分離(水位変化) · 対向流	M*
二 万 一 一 の 哭	(22)	気液熱非平衡	Ι
(氷がし	(23)	圧力損失	L
安全金を	(24)	構造材との熱伝達	L
ヘエバ C 含む)	(25)	ECCS注水(給水系・代替注水	H*
		設備含む)	
	(26)	ほう酸水による拡散	Ι
	(27)	三次元効果	L

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

※ SAFER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SAFER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本ごとに取り扱い、その熱的相互作用(輻射)も考慮している。また、ジルコニウムー水反応を 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ー水反応を考慮する。

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、C HASTE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、CHA STE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本ごとに取り扱うことが可能であ り、燃料棒間及び燃料棒-チャンネルボックス間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,燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、CHASTE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」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。

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心	崩壊熱	崩壊熱モデル	
(核)			
	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
			ため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間, 燃
			料棒-チャン
炉心			ネルボックス
(燃料)			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	ジルコニウムー水反	反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モラ	ギル

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

※ SAFER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 オ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二つにノ 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、内表面と外表面の二つにノード 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二つにノード 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

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。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left[k \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q \qquad (3. 3. 1. 2^{-1})$$

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SAFER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ー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。

 $h_g = h_s + h_f + h_r \tag{3.3.1.3-1}$

ここで,

- *h*。 : ギャップ熱伝達係数
- h。: 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, : 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」 という。)⁽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。

$$h_{s} = \frac{K_{m} \cdot P_{c}}{A_{0} \cdot H_{m} \cdot R_{4}}$$
(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

(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。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}}$$
(3.3.1.3-3)

ここで,

$$K_f$$
: 混合ガスの熱伝導率
 C : 燃料ペレットー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。

$$h_{r} = \frac{\sigma(T_{p}^{4} - T_{c}^{4})}{(\frac{1}{\varepsilon_{c}} + \frac{1}{\varepsilon_{p}} - 1)(T_{p} - T_{c})}$$
(3. 3. 1. 3-4)
 $\Xi \subseteq \mathbb{C},$

- 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*。: 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。

- 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。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} \left(T_i^4 - T_j^4 \right)$$
(3. 3. 1. 5-1)

ここで,

$h_{r,i}$:	物体iの等価輻射熱伝達係数
JMAX	:	系内の物体 j の数
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)
σ	:	Stefan-Boltzmann 定数
T_i	:	物体 i の表面温度(絶対温度)
T_{j}	:	物体 j 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 $_i R_i$ とおくと、 $_i R_i \equiv H_{ii}(1-\varepsilon_i)$ より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_{i}R_{j}}{1 - \varepsilon_{j}}$$
(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。

$$H_{ij}\varepsilon_j = R_j \frac{\varepsilon_j}{1 - \varepsilon_j}$$
(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。

$$A_i F_{i-j} = {}_i R_j A_j \frac{\varepsilon_j}{1 - \varepsilon_j}$$
(3. 3. 1. 5-4)

ここで,

A_i : 物体*i*の表面積

A_i : 物体 *j* の表面積

- *i* R_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

 $_{i}R_{j}$ 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。 $_{i}R_{j}$ 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。

 $\{{}_{i}R\} = -\varepsilon_{i}[K']^{-1}\{f_{i}\}$ (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 $i \ge j$ 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,

$$\{{}_{i}R\} = \begin{cases} {}_{i}R_{1} \\ {}_{i}R_{2} \\ {}_{i}R_{3} \\ \vdots \\ {}_{i}R_{N} \end{cases} , \qquad \{f_{i}\} = \begin{cases} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ {}_{i}R_{N} \end{cases}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11} - \rho_{1}) & f_{12} & f_{13} & \cdots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22} - \rho_{2}) & f_{23} & \cdots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33} - \rho_{3}) & \cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ {}_{i}R_{N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots & (f_{NN} - \rho_{N}) \end{bmatrix}$$

$$\rho_{i} \equiv 1/(1 - \varepsilon_{i})$$

$$f_{ij} \quad : \quad 物 \& i \ b \land b \land b \land b \land f_{N} \land$$

(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四つのグループに 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. チャンネルボックス

チャンネルボックスは、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近接燃料棒が全て揃わない位置の燃料棒との 関係になる。チャンネルボックスは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に評価 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近接燃料棒又はチャンネルボックス 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。

以上から、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。

 $\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right)$ (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、ジルコニウムー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、以下のBaker-Justの式[®]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、燃料被覆管の外面だけで なく内面においてもジルコニウムー水反応が生じるものとし、Baker-Just (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。

$$th_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right)$$
 (3. 3. 1. 7-1)

ここで,

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

ジルコニウムー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。この二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。

 $Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2 + \Delta H$

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。

 $\Delta H = R_3 - R_4 (T + 273) \tag{3.3.1.7-2}$

ここで,

R₃,R₄ : 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。

$$Q_{R} = \Delta H \cdot M_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot th_{ox}$$
(3. 3. 1. 7-3)
 $\Xi \subset \mathfrak{C},$

- \dot{Q}_{R} : 発熱割合
- *∆H* : 反応熱
- • 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
- th_{ox} : 酸化厚さ割合

3.3.1.8 燃料被覆管の膨れ,破裂

CHASTE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

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。

$$P_{g} = \frac{N \cdot R}{\frac{V_{F}}{T_{F}} + \frac{V_{P}}{T_{P}}}$$
(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。

$$\sigma = \frac{Di}{2t} \left(P_g - P \right) \tag{3.3.1.8-2}$$

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。

$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}$	$\left(1-\frac{\nu}{2}\right)$		(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 よる周方向応力が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($\sigma \leq 1500 psi$);	$E_{L} = 0.23$	(内側燃料棒)
	$E_{L} = 0.16$	(外側燃料棒)
高応力領域($\sigma > 1500 psi$);	$E_{L} = 0.15$	(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 CHASTEコードの計算モデル一覧

項目		計算モデル		
ノード 燃料集合体		軸方向の任意の一断面の燃料棒、ウォータロ		
分割		ッド及びチャンネルボックスを模擬し、燃料		
		棒を全て1本ごとに取り扱う(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、円筒一次元熱伝導方程式を用いる		
熱伝達	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデル		
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		
	対流熱伝達	SAFER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ーチャンネルボックス壁		
		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		
		ムー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		
	ジルコニウムー	Baker-Just の式		
	水反応			
	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。

- 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)
- ③渡特性(原子炉出力,原子炉圧力及び燃料被覆管表面対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、SA FER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、CHAS TE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。

2-47

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 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。

以上から、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。

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。

分類	重要現象	解析モデル	BWR-FLECHT	炉心冷却実験解析	実験解析	B W R の L O C A
炉心 (核)	崩壊熱 ^{※1}	崩壊熱モデル	_	-	_	_
	燃料棒表面熱 伝達	対流熱 SAFERコー 伝達モ の解析結果を引き デル ^{**1} 継ぐ	× _	_	_	* 2
炉心 (燃料)		輻射熱 燃料棒間,燃料 伝達モ ーチャンネルボン デル クス間の輻射熱低 達評価モデル(燃料 料被覆管の変形す 考慮)	春 表 4-2 × 図 4-4 云 図 4-5 然 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 ^{**1}	ジルコニウム-水反応モデル	-	-	_	_
	燃料被覆管変 形 ^{**1}	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	_	_	_	*2
	気液熱非平衡	対流熱 SAFERコー 伝達モ デル ^{*1} 継ぐ	× _	-	_	_ * 2
原子炉 圧力 容器	冷 却 材 放 出 (臨界流・差 圧流)	臨界流モデル	_	-	_	*2
	 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	_	_	_	_ * 2
	 ECCS注水 (給水系・代 替注水設備含 te) 	原子炉注水系モデル	-	-	_	* 2

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

※1 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

※2 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。

本実験から,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

2-51

- ⑤ 冷却開始時の被覆管温度 875~2250°F(約468~1232℃)
- ⑥ 集合体出力 100~325 kW
- ⑦ 被覆管最高温度 1300~2700°F(約 704~1482℃)
- 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 スプレイ冷却実験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、ジルコニウムー水 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、FLECHT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、ジルコニウムー水反応量を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,スプレイ冷却開始後の被覆管温度変化を図 4-4,図 4-5 及び図 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℃), 50%MWR 時で約 60°F(約 33℃)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℃),50%MWR 時は 50°F
 (約 28℃)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℃),50%MWR時は150°F (約 83℃)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,スプレイ冷却実験)

							Time	of Maximu	m	
		Maximum	Temperatu	re (°F)			Temp	erature (m	in)	
		Predicted		Error ¹			Predicted		Error ²	
Rod	Observed	M	WR	MN	<u>vr</u>	Observed	M\	NR	M	WR
		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	20 70	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:予測值-実験值
 - 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:予測值-実験值

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 4-2 BWR-FLECHT実験, Zr2K バンドル配置



図 4-3 局所出力分布



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LOCA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,BWR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ECCS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°F(-17℃から+ 56℃)の範囲に入っていることを確認した。

(2) 実験条件

実機BWRの燃料集合体出力及びスプレイ流量等を仮定し、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。

- 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BWR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 45~515 秒

(スプレイ開始後)

- ⑦ 冷却開始時の被覆管温度 1040~1825°F(約 560~996℃)
- 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BWR 6 プラントの代表例(図 4-8)
- ① 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。 スプレイ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、スプレイ及び再冠 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。

この結果から,実験解析の結果は実験の最高温度(1327°F(約 720℃) ~2084°F(約 1140℃))と比較して-30°F(約 17℃)から+100°F(約 56℃)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







実験条件	
・スプレイ流量	: 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ECCS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 OCA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ECCS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FP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、BWR 6 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、BWR 6 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、集合体初期出力等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 な実験条件は以下である。

		BWR6用燃料集合体	取替用燃料集合体
\bigcirc	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
\bigcirc	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℃)	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
	局所出力分布	図 4-11	送 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 BWR 6 用燃料集合体の実験解析では、集合体内被覆管最高 温度(以下「PCT」という。)は実験値に対して6°F(約3℃)*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(15~20°F(約8~11℃))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℃)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℃)*高い値を示した。また、集合体内の3本の燃料棒のみ

2-63

実験結果より低い温度(4~50°F(約2~28℃))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℃)である。

- ・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。
- ※6°F(約3℃)及び103°F(約57℃)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 4-12 局所出力分布(取替用)

表 4-3 実験結果と解析結果の比較(BWR 6 用燃料集合体)

		最高温度偏差	
		(予测值	í)
	スプレイ		
	盟始時温度	Overprediction of	
		Peak remperature -	•
	Comperature at	Observed	
	Spray Innation	(°F)	
Hod	(1)	(.,	
1	920	181	
3	975	81	
5	1050	6	
8	1022	287	
10	1025	98	
11	995	114	
11	1120	- 19	
14	1140	370	
14	1183	40	
10,,	930	18	
17	875	353	
18	1022	52	
19	1004	15	
20	085	21	
21		82	
22	1045	26	
26		69	
27		29	
28	1004	354	
29	950	375	
30	085	246	
31		297	
32	ans	116	
33	960	307	
34	900	138	
35	880	193	
36	440	635 (ウ	オータロッド)
37	865	118	~ / / / / / /
38	920	383	
39	1010	289	
42	830	386	
44,	880	297	
40	820	8	
40	940	124	
40	955	134	
40	1095	~20	
50	1060	271	
50	920	54	
52	970	79	
53	1030	236	
54	960	216	
57	912	113	
57	910	137	
59		105	
DI		305	
04	300	- 58	
Unahnel			

表 4-4 実験結果と解析結果の比較(取替用燃料集合体)

		スプレイ 開始時温度 Temperature at Spray Initiation	最高温度偏差 (予測値一実験値) Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed
	Rod	("")	(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
	20	1290	226
	29	1230	443
• • •	0.4	1300	506
	00	1340	424
	32	1230	218
	33,	1400	151
	34	1200	44
	35	1148	170
	35	815	155 (ウォータロッド)
	37	1150	332
	38	1250	603
	39	1250	126
	42	1120	89
	44	1120	125
• •	45	1115	133
	46	1040	403
	47	. 1240	
	50	. 1407	56
	51	. 1360	1
	52	. 1220	12
	53	. 1250	- 13
	54	. 1330	557
	55	. 1270	1007
	57	. 1218	40
	59	. 1280	37 F0
	61	. 1310	-50
	64	. 1112	354
	Channel	. 500	-2/1

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LOCA模擬実験を行った。図 4-13 に実験装置を示 す。

大破断LOCA模擬実験から、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 HASTE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LOCA模擬実験では、実機大破断LOCA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)+3σ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CHASTE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、CHASTE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。



表 4-5 実験条件

No.	圧力	スプレイ流量	初期バンドル	初期燃料棒
	(kPa)	(gpm)	出力 (kW)	表面温度 (℃)
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



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L OCA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て大きくな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ー水反応を計算する。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。

以上から,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)

CHASTE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、SRV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

2-77
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、格納容器ベント操作への影響 が考えられるが、格納容器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。

解析モデル 分類 重要現象 不確かさ 有効性評価解析への影響 崩壊熱モデル 入力値に含まれる。最確条件を包絡でき 崩壊熱を大きく設定するため,燃料被覆 崩壊熱 炉心 る条件を設定することにより崩壊熱を大 管温度を高く評価する。 (核) きくするよう考慮している。 燃料棒表面 対流熱伝達モ SAFERコードに記載 SAFERコードに記載 熱伝達 デル 輻射熱伝達モ 入力値に含まれる。 燃料集合体断面の幾何学的配置に基づい デル 輻射率は、1200℃付近のジルカロイ被覆 て、燃料被覆管、チャンネルボックスの 管の酸化面における輻射率(0.7~0.8) 温度を詳細に評価する。 を踏まえて 0.67 を用いることで、輻射 SAFERコードから引き継ぐ対流熱伝 伝熱を小さくするよう考慮している。な 達係数、燃料の最大線出力密度等の解析 お, 輻射率 0.67 を用いた場合のPCT 条件により, 全体として保守的に評価す 炉心 は、輻射率 0.75 を用いた場合に比べて る。 (燃料) 数℃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。 燃料被覆管 ジルコニウム 酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより 燃料被覆管温度を高く評価する。 大きく見積もる Baker-Just 式による計 酸化 ー水反応モデ 算モデルを採用しており,保守的な結果 ル を与える。

表 5-1 重要現象の不確かさ(1/2)

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
	燃料被覆管	膨れ・破裂評	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方	破裂発生前の被覆管の膨れ及び破裂発生
	変形	価モデル	向応力に基づいて評価され、SAFER	の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係
			コードから引き継ぐ対流熱伝達係数,及	数,破裂後のジルコニウム-水反応熱に
			び燃料の最大線出力密度等の解析条件を	影響を与え、燃料被覆管最高温度及び酸
炉心			保守的に取り扱うことにより燃料被覆管	化割合に影響を与えることとなる。解析
(燃料)			温度は高めに評価され、円周方向応力は	コードでは、前述の判定を行うための燃
			燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧	料被覆管温度を高めに評価することか
			を大きく設定し保守的に評価している。	ら、おおむね保守的な結果を与えるもの
			ベストフィット曲線を用いる場合も破裂	と考える。
			の判定はおおむね保守的となる。	

- 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 Reactrs 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.

2 - 81

- (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 入力項目リスト

分類	入力項目
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
	「燃料ペレットー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
	燃料棒表面対流熱伝達係数変化
	炉心露出時間,再冠水時間

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,1200℃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PCTは,輻射率を0.75とした場合より, PCTが1400℃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,B WR5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。

2 - 84

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	: BWR 5 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

添付表2に解析結果を示す。

|--|

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 (℃)	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℃低下する結果であった。

〔参考文献〕

- "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.

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、有効性評価に当たっては、 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。

このため、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おおむね一致していることを確認している。

添付図 3-1 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。

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 \sim 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、模擬燃料棒及び模擬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を添付図 3-2 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おおむね一致している。

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、模擬チャンネル ボックスへの輻射の寄与が大きい模擬チャンネルボックスに隣接する模擬燃 料棒の温度は、被覆管最高温度が発生する中央領域の模擬燃料棒に比べて低 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おおむ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

2 - 88

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当たってスプレイの影響を考慮する必要はないものと考える。

〔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



添付図 3-1 スプレイ熱伝達実験装置

添付図 3-2 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 関係を添付図4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
 - 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。



添付図4 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CHAST E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添付表 5-1 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,燃料棒の半径方向一次元熱伝導(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。

2 - 96

- 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添付表 5-2 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,1200℃に対しては余裕があり,また,SA FER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等の解析 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 いと考える。 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考える。

〔参考文献〕

(1) 「BWRプラントのLOCA/ECCS性能評価コードの検討について」
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

添付表 5-1 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	・炉心ヒートアップモデル(燃料棒
チャンネル,チャンネルボックスの	表面熱伝達(輻射))
幾何学的配置	
燃料特性(ギャップ熱伝達係数,燃	・炉心ヒートアップモデル(燃料棒
料物性等)	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)

添付表 5-2 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。

項目	值 (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1 試験体形状

表2 主要な試験条件

項目	值	
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

- REDY -

1.	は	じめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-4
	1.1	解析コード・・・・・	3-5
	1.2	妥当性確認の方針・・・・・	3-5
2.	重	要現象の特定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-7
	2.1	事故シーケンスと評価指標・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-7
	2.2	ランクの定義・・・・・・	3-10
	2.3	物理現象に対するランク付け・・・・・・・・・・・・・・・・	3-11
3.	解	析モデルについて・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-25
	3.1	コード概要・・・・・・	3-25
	3.2	重要現象に対する解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-25
	3.3	解析モデル・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-27
	3.4	入出力 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3-48
4.	妥	当性確認 · · · · · · · · · · · · · · · · · · ·	3-52
	4.1	重要現象に対する妥当性確認方法・・・・・・・・・・・・	3-52
	4.2	炉心(核)における重要現象の妥当性確認・・・・・・・・・	3-66
	4.3	炉心(熱流動)における重要現象の妥当性確認・・・・・	3-70
	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
		認認	3-81
	4.5	原子炉格納容器における重要現象の妥当性確認・・・・・	3-100
	4.6	実機解析への適用性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-103
5.	有	効性評価への適用性・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・	3-106

5.1 不確かさの取り扱いについて	(評価指標の観点)		3-106
-------------------	-----------	--	-------

- 5.2 不確かさの取り扱いについて(運転操作の観点) ……… 3-116
- 添付1 入力項目リスト・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3-120
- 添付2 軸方向出力分布の変化について ····· 3-122
- 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・・・・ 3-128
- 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・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・3-135
- 添付6 ボロン反応度添加率について …………………… 3-161
- 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・・・・ 3-167

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」という。)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B WR用の"REDY Ver.1(ATWS 用)"の二つであり、これらを以下「REDY コード」という。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」という。)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」という。

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 確認の方針を以下に述べる。

- 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、起動試験等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、A BWR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原子炉格納容器内 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。

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。

3 - 8

(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」という。),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」という。),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「原子炉格納容 器のプール水温度」という。)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。

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
Н	評価指標及び運転操作	物理現象に対する不確かさを実験と
	に対する影響が大きい	の比較等により求め、実機評価にお
	と考えられる現象	ける評価指標及び運転操作への影響
		を評価する
М	評価指標及び運転操作	事象推移を模擬する上で一定の役割
	に対する影響が中程度	を担うが、影響が「H」に比べて顕
	と考えられる現象	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	事象推移を模擬するためにモデル化
	に対する影響が小さい	は必要であるが、評価指標及び運転
	と考えられる現象	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
Ι	評価指標及び運転操作	評価指標及び運転操作へ影響を与え
	に対し影響を与えない	ないか、又は重要でない物理現象で
	か、又は重要でない現	あるため、検証/妥当性評価は記載
	象	しない

表 2-1 ランクの定義
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原子炉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,原子炉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三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5参照)。

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,

3 - 11

出力, 炉心圧力及び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),格納容器圧力及び原子炉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,格納容器圧力及び原子炉格 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原子炉格納容器のプー 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があるが,本事故シーケンスのような高い出 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ような制御棒反応度 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,全出 力に占める崩壊熱の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,格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール 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(SCAT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 カが上昇するが,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,

格納容器圧力及び原子炉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,REDY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 (TRAC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,燃料ペレットや燃料被覆管内での 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ェ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,SC AT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)]

これらの物理現象については,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,炉心入ロサブクーリングの増加や非常用炉心冷却系(以下 「ECCS」という。)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 事故シーケンスでは,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 心入ロ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、原子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),長時間領域での格納容器圧力及び原子 炉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原子炉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,炉心シ 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 力及び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原子炉格納容器のプー 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)]

これらの物理現象については、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)]

炉心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 を含む炉心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) ECCS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、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原子炉内 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ECCSの起 動を想定しているため、ECCS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,SCATコードのインプットとしての炉心 入口エンタルピ),長時間領域での格納容器圧力及び原子炉格納容器のプ 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って拡散する。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,一度炉心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,炉心シュラウド 外を循環し混合されてからダウンカマ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おいて,ボロン反応度によ り出力を抑制するためのほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水 拡散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 原子炉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, REDYコードでは, 三次元的な炉心挙動は模擬できないが, 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 [原子炉圧力容器(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、炉心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,原子炉格納容器側から見た逃がし安全弁から放出 される蒸気に関わる事象であり,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]

逃がし安全弁から原子炉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、原子炉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,逃がし安全弁から原子炉格納容 器のプール水へ蒸気が放出され,格納容器圧力及び原子炉格納容器のプ 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 原子炉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]

逃がし安全弁から原子炉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,原子炉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原子炉格納容器のプー 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) スプレイ冷却 [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原子炉格納 容器のプール水温度を厳しめに評価するために,スプレイ冷却は考慮し ていない。

(33) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [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ガス及び酸素ガス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 び原子炉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。

<u> </u>	+ 11								
	事故シーケンスグループ			原子炉停止機能喪失					
	評価指標		短時間領域			長時間領域			
分類			燃料被覆管温度			原子炉格			
	物理	物理現象			 	格納容	納容器の		
			止力	REDY	SCAT*3	器圧刀	ブール水 温度		
	(1)	核分裂出力	Н	Н	$(H)^{*4}$	Н			
炉心 (核)	(2)	出力分布変化	Ι	L	Н	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	Ι	Ι	Ι		Ι		
	(5)	崩壊熱	Ι	Ι	$(I)^{*4}$]	М		
	(6)	三次元効果	L	M^{*5}	M^{*5}	L			
炉心	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	Н	L			
	(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	Н	L			
(燃料)	(9)	沸騰遷移	Ι	Ι	Н	Ι			
	(10)	燃料被覆管酸化	Ι	Ι	L	Ι			
	(11)	燃料被覆管変形	Ι	Ι	Ι	Ι			
炉心 (熱流動)	(12)	沸騰・ボイド率変化	Н	Н	L	Н			
	(13)	気液分離(水位変化)・対向流	Ι	Ι	Ι	Ι			
	(14)	気液熱非平衡	Ι	Ι	М	Ι			
	(15)	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1			
	(16)	三次元効果	L	M^{*5}	M^{*5}	L			
	(17)	冷却材流量変化	L	Н	$(H)^{*4}$	Н			
原子炉圧	(18)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	М	L	(L)*4	L			
刀谷岙	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	Ι	L			
安全弁含	(20)	気液分離(水位変化)・対向流	Ι	Ι	Ι	Ι			
スエバロ む)	(21)	気液熱非平衡	Ι	Ι	Ι	Ι			
	(22)	圧力損失	*1	*1	Ι	*1			
	(23)	構造材との熱伝達	Ι	Ι	Ι	Ι			
	(24)	ECCS注水	т	Н	(H)*4	Н			
		(給水系・代替注水設備含む)	1						
	(25)	ほう酸水の拡散	Ι	Ι	Ι		Н		
	(26)	三次元効果	Ι	Ι	Ι		Ι		
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	Ι	Ι	Ι		Ι		
	(29)	サプレッション・プール冷却	Ι	Ι	Ι		Н		
	(30)	気液界面の熱伝達	Ι	Ι	Ι		Ι		
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	Ι	Ι	Ι		Ι		
	(32)	スプレイ冷却	Ι	Ι	Ι		Ι		
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・ 酸素ガス発生	Ι	Ι	Ι		I		
	(34)	格納容器ベント	Ι	Ι	Ι		Ι		

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

*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コードを使用して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、原子炉圧力容器、原子炉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、原子炉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、スクラム及び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、給水制御系及び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,原子炉格納容器データ,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,原子炉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	核分裂出力	核特性モデル		
(作类)	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	燃料棒内温度変化(*1)	御約棒エデル		
(第六本十)	燃料棒表面熱伝達(*1)	旅科管でフル		
炉心	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	冷却材流量変化	再循環系モデル		
(地がし安生井吉む)	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)	*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 原子炉設置変更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 (1) (2) (3)

REDY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 動試験等でも確認され、従来の原子炉設置変更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。



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

ー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。

$$\frac{dn}{dt} = (\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*})n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i$$

$$\frac{\mathrm{d}\mathbf{C}_{i}}{\mathrm{d}\mathbf{t}} = \frac{\beta_{i}}{\boldsymbol{\ell}^{*}}\mathbf{n} - \lambda_{i}\mathbf{C}_{i} \qquad (i = 1, 2, \cdots 6)$$

- **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, : 各遅発中性子先行核密度
- β : 各遅発中性子割合
- ℓ : 即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}$$
, $ag{k}_N = \frac{\delta_k}{\beta}$, $f_i = \frac{\beta_i}{\beta}$, $y_i = \tau_0 C_i$

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。

$$\begin{aligned} \tau_{0} \frac{dn}{dt} &= (\bigtriangleup k_{N} - 1)n + \sum_{i=1}^{6} \lambda_{i} y_{i} \\ \\ \frac{dy_{i}}{dt} &= f_{i}n - \lambda_{i} y_{i} \quad (i = 1, 2, \dots 6) \\ \\ & \tau_{0} \qquad : 即発中性子炉周期 \\ & \bigtriangleup k_{N} \qquad : 正味の反応度 (反応度総和) \\ & f_{i} \qquad : 全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合 \\ & y_{i} \qquad : 遅発中性子群 \end{aligned}$$

(3) 反応度モデル

5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 ZK_Nは次式で表される。

∠K_D : ドップラ反応度

∠K_s :スクラム反応度

∠K_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。

$$\mathbf{n}_{\mathrm{f}} = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^{j} \mathbf{K}_{\mathrm{d}i} \right) + \sum_{i=1}^{j} \frac{\mathbf{K}_{\mathrm{d}i}}{\mathbf{T}_{\mathrm{d}i}\mathbf{S} + 1} \right\} \mathbf{n}$$

n_f :原子炉全出力

K_{di} :崩壞熱生成割合(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, 燃料被覆管1ノード及びギャップ部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. 燃料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,

$$\frac{\partial \mathbf{T}}{\partial \mathbf{r}}\Big|_{\mathbf{r}=\mathbf{R}_{\mathbf{h}}}=\mathbf{0}$$

となる。

燃料棒と燃料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} 及び燃料被覆 管内面の温度 T_{Ci} の温度から、

$$q_{\rm G} = A_{\rm g} h_{\rm g} (T_{\rm f0} - T_{\rm Ci})$$

となる。

燃料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}及び炉心の飽和温度T_{B1}とする と、

$$(-K_{CL}\frac{\partial T}{\partial r})_{r=R_r} = h_B(T_{C0} - T_{B1})$$

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。

$$\rho_{f}V_{i}C_{pf}\frac{\partial T_{i}}{\partial t} = (流入熱量)_{i} - (流出熱量)_{i} + (発生熱量)_{i}$$

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。

$$\frac{q}{A_r} = -K \frac{\partial T}{\partial r} \quad \forall t \quad q = -KA_r \frac{\partial T}{\partial r}$$

- 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, :燃料棒表面積
- T :温度
- V_i : 各ノードの体積
- $\rho_{\rm f}$: 燃料棒密度

C_{nf}: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バランス を解き、炉心出ロクオリティ、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。

- a. 飽和水, 飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。
- b. サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。
- c. 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 でエンタルピを保っ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ロクオリティを基に,過渡状態の炉心平 均ボイド率を求める。

- a. 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。
- b. 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。

c. 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。

 $\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2)$ (A, B, C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。 d. 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,キャリーアンダー流量 を考慮して質量及びエネルギ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,またセパレータモデ ルからセパレータ流量,キャリーアンダー流量を用いる。

a. 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。

- b. バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり、キャリーアンダー質量が ゼロの時を除いて飽和状態にあるものとする。
- c. セパレータ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。

$\dot{\mathbf{P}}_{\mathrm{RL}} = \dot{\mathbf{P}}_2 - \frac{1}{V_{\mathrm{L}}}$	$-\frac{dP}{d\rho_{gR}}(m_{13}-m_{RV}-m_{ISO})$
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
$ ho$ $_{ m gR}$:密度
m ₁₃	:原子炉出口流量
m _{RV}	: 逃がし安全弁(逃がし弁機能)
$m_{\rm ISO}$: 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,炉心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。

流量

(10) 逃がし安全弁(逃がし弁機能)モデル

逃がし安全弁は原子炉圧力容器内の圧力が設定点を超えた時に作動し, 原子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

3-38

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。

$$m_{RC} = \sum_{i} N_{RVi} C_{RV} (P_{RL,0})$$
 (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。



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_{RL0}) : 圧力 P_{RL0} 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_{RL0} : 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が異なる。

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,原子炉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

ABWR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 管と高圧炉心注水系(以下「HPCF」という。)配管を経由して,HPC Fスパージャから炉心上部に注入される。一方,従来型BWR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ABWR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BWR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。

$$\angle K_{B}(t) = \frac{\int_{0}^{t} m_{B}(t)\eta_{B}dt}{M_{0} K_{mass}} \times \frac{\rho_{C}}{\rho_{C0}} 10^{6} \left(\frac{\angle K_{B-hot}}{C_{B-hot}}\right)$$
なお, $\frac{\int_{0}^{t} m_{B}(t)\eta_{B}dt}{M_{0} K_{mass}} \times \frac{\rho_{C}}{\rho_{C0}} 10^{6}$ 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)

∠K_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

- $\eta_{\rm B}$:下部プレナムでのボロンミキシング効率
- M₀ : 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。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)

- ∠K_{R-hat} :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-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。

ドライウェルとウェットウェル(サプレッション・プール(以下「S/ P」という。)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の水中に放出されウェットウェ ルの圧力がドライウェル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. 原子炉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. 原子炉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. 原子炉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

原子炉格納容器の質量バランスとエネルギバランスは次の式のようになる。

$$M_{sp} = m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG}$$
$$-(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF})$$
(1)

$$\dot{E}_{sp} = (m_{RV} + m_{SV})h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG}$$
$$-(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF})h_{pool} - Q_{ex}(T_{sp} - T_{cool})$$
(2)

格納容器圧力 Pcontは、ガスと蒸気の分圧の合計に等しいので

- · -

$$\mathbf{P}_{\rm cont} = \mathbf{P}_{\rm cont,a} + \mathbf{P}_{\rm cont,s} \tag{3}$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{\text{cont},a} = n_{\text{m}} R (T_{\text{sp}} + 273) / V_{\text{cont},v}$$
(4)

で計算できる。

P_{cont.s}は,

$$\Gamma_{\rm sp} = \left(E_{\rm sp} / M_{\rm sp} \right) / C \tag{5}$$

であるので、仮定b.から、P_{cont}。は次式のように求まる。

$$P_{\text{cont,s}} = f_1(T_{\text{sp}}) \quad : 蒸気表より \tag{6}$$

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原子炉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、この原子炉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、このような 原子炉内保有水と原子炉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_{sn} : 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に排出される原子炉隔離時冷却系(以下「RCI
 C」という。)タービン排気流量

- m_{HPCIG}: S / Pに排出される高圧炉心注水系(以下「HPCI」
 という。)タービン排気流量
- m_{RCIC} : R C I C 流量
- m_{HPCS}:高圧炉心スプレイ系(以下「HPCS」という。)流量
- m_{HPCI} : H P C I 流量
- m_{HPCF} : H P C F 流量
- E_{sp}: :原子炉格納容器内の水と蒸気の保有エネルギ
- h₂₂:逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピ
- h_{HPCIG} : S/Pに排出されるHPCIタービン排気エンタルピ
- h_{RCICG} : S/Pに排出されるRCICタービン排気エンタルピ
- h_{pool} : S/P水エンタルピ
- Q_{ex}: 残留熱除去系等の熱除去割合
- T_{sp} : S/P水温度
- T_{cool}:残留熱除去系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}
 : 原子炉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)

- 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)

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,ドライウェル空間容積等の原子炉格納容器に
 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

- ① 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
- ④ 格納容器圧力
- 15 原子炉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」という。)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。

以下の各節にて適宜参照する国内ABWRに対する実機試験結果とRE DY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

3 - 52

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

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)
(核)	(核) 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	义 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	冷 却 材 流 量 変	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)
(逃がし安 全弁含む)	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	⊠ 4-22~⊠ 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。

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)

(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、原子炉圧力及び原 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、原子炉圧力及び 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、主蒸気流量及び原子炉圧力と 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、主蒸気流量及び原子炉圧力と

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及び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



(定格出力:±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±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。



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:±0.069MPa 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, +0.069MPa 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+ 0.069MPa も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を±0.069MPa 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 果及び崩壊熱であり、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 性単独モデルではできず、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以下の事象が参照対象 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 から,給水 流量変化(ECCS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、原子炉 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 らに三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

3 - 67

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でき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% / (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% / k とした。

よって、これらの合計から3%∠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) +3 σ ともほぼ同等であり、新ANS(1979) +2 σ 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、RE DY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節で参照している「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、同じ炉心入ロサブクーリング 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並行移動する(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

3 - 70

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いえる。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ロサブク ーリング側の炉心入ロ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、炉心入ロサブクーリ 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 ロ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ロ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。

- (*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2参照)。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 参照)。
- (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 十分高いことを、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。



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

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ロ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 渡時のスイープモデルの 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 ドスイープモデルによる 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⁾

G E 社から報告されているボイドスイープ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イープ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)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、炉心出ロクオリティ 25%)と下方ピーク(かつ、炉心出 ロクオリティ 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 +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 て炉心出ロクオリティを 30%,40%,60%,80%かつ6種類の炉心入ロサ 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)を 求めて図にまとめたものである。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。

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、炉心出ロクオリティや炉心入ロ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でき 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RE DY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に評価していることを意味する。

本図から,破線で示したよう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できない。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、RED Yコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬できないと、

- 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炉心シュラウド外水位変化(検出 水位)

が模擬できないことになる。

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、以下 の事象について実機試験結果と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できるこ 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イープのモデ 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

原子炉圧力容器(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)及びほう酸水の 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コードで模擬でき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うち,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。

以上より,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REDYコードで 模擬でき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みなすことができる。

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,REDYコードはこの過程を含めて低炉 心流量状態を模擬でき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ABWR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BWR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BWRプラントにおいて、2台の再循環ポン プM/Gセットを手動でトリップさせた試験結果をREDYコードで再現 解析したものである。再循環ポンプ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、2台の再循環ポ 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、炉心シュ

3 - 84

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。以上より、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)

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、例えば増加した場合には、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以下の事象にて, R E DYコードの妥当性確認を行う。なお, E C C S 流量変化に伴う実機デー

3 - 87

タは存在しないが,原子炉に注水された場合の原子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コードは良く模擬できている。

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、二つのモデ ルから選択できる。

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ゼロとなるが、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ゼロの点 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が原子炉圧力容器 に到達するの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,原子炉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 182m³/h)を用いているが,流量制御をしているRCICは別として,HP CF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%(250m³/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圧力と原子炉格納容器のプール水温度を高 めに評価する目的で,原子炉格納容器のプール水温度は保安規定で定めた 上限値 35℃を基本ケースとしている。しかしながら,一方で,ECCSは この原子炉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℃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、到達後の原子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原子炉内ボロン濃度の時間変化 を計測している。

図 4-22, 図 4-23 及び図 4-24 に米国で実施された 1/6 スケール三次元試験 装置(バレシトス試験装置)構成図及び炉心部測定位置を示す ここ。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,以下の試験条件で行っている。 ABWR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



図 4-23 軸方向測定位置

図 4-24 径方向測定位置(図の■の部分)

(1) A B W R の場合

炉心上部のHPCFスパ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原子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,AB WR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4-27,図4-28及び図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

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)

図 4-30 SLC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

(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 B W R 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



図 4-33 従来型BWRのボロン混合試験結果

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「原子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いえる。

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,ある程度の変動はあるものの,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等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。 4.5 原子炉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,原子炉格納容器 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。原子炉格納容器 を一つの圧力ノードとして評価できるのは,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,原子炉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,原子炉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 温度に追随させることは,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,原子炉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と仮定しているが,原子炉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。

以上のとおり,モデルは空間的に原子炉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,原子炉格納容器における重要現象を保守的に

3-100

評価できるモデルであることが確認された。

以上にて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。

〔参考文献(4章関連)〕

分類	重要現象		解析モデル	妥当性確認	不確かさ	
炉心(核)	炉心(核) 核分裂出力 反応度フィードバック効果		核特性モデル	ABWR実機試験	反応度フィードバック効果に含める	
			反応度モデル (ボイド・ドップラ)	ABWR実機試験 設計解析での確認	添付5の添付表 5-5 参照	
			反応度モデル (ボロン)	設計値の確認(ほう酸水拡散 モデル自体は以下)	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, ABWR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	ABWR実機試驗,設計値	ポンプの時定数:+10%/-10%	
		自然循環流量		ABWR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	ABWR 実機試験,設計値	逃がし弁流量:+16.6%	
	ECCS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)	ABWR実機試驗,設計値	 (1)給水温度(主蒸気流量ゼロで): -60 kJ/kg(-14℃) (2)遅れ時間 +50 秒 	
			給水系モデル (HPCF流量)	設計値等の確認	HPCF流量: +137%	
			給水系モデル (ECCSエンタルピ)	設計値等の確認	原子炉格納容器のプール水初期エンタ ピ:-104 kJ/kg (-25℃)	
	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	

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のまとめ

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),ほう酸水の拡散及びサ 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ロ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。

原子炉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、原子炉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。

以上より、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、原子炉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。

以下に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(ボイド反応度、ドップラ反応度、ボロン反応 度)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、原子炉圧力や炉心入ロサブクール 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あ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、REDY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,逃がし安全弁の 開閉により原子炉格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることか ら,格納容器圧力及び原子炉格納容器の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,炉心シュ ラウド内外挙動やECCS注水(給水系を含む)等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 自然循環状態は炉心シュラウド内外の位置ヘッド差(マスバランス)が 支配的であり原子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おおむ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,REDY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確認する(添付 7参照)。

(7) 冷却材放出(臨界流·差圧流)(原子炉圧力容器)

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) ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)

給水温度の変化やECCSの水源としての原子炉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、原子炉 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、給水温度の変化や原子炉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ECCS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,RCIC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,HPCF(HPCS) 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原 子炉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, REDY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 バランスの式等により格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度を 計算している。これにより, 格納容器圧力や原子炉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 原子炉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ECC S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,各組合せにおいて結果を有意に厳し 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

3-111

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,燃料被覆管温度がより小さく評価 される傾向が見られることが確認されている。

以上を総合すると、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TRA C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。

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 植		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の添付表5-5参照	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%∠k	ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と原子炉格納 容器の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原子炉格納容器の プール水温度を厳しく評価する。		
炉心 (熱流動)	沸騰・ズ 変化	ドイド率	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 力を高めに算出し,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 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 及び原子炉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,格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度 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(1/2)

分類 重要現象 解析モデル 有効性評価解析への影響 不確かさ 原子炉圧力 ECCS注水 給水系モデル 給水エンタルピ 事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃 (給水系·代替 (1)給水温度(主蒸気流量ゼロ 料被覆管温度が高くなる可能性がある。また、給水流 容器 (逃がし安|注水設備含む) で) 量やECCS流量が多いと格納容器圧力と原子炉格納 容器のプール水温度に影響を与える可能性がある。 $-60 \text{ kJ/kg} (-14^{\circ}\text{C})$ 全弁含む) (2) 遅れ時間 +50 秒 HPCF流量: +137%原子炉格納容器のプール水初期 エンタルピ: $-104 \text{ kJ/kg} (-25^{\circ}\text{C})$ ほう酸水の拡散 ほう酸水拡散モ 保守的な値を使用 ほう酸水の変化を保守的に設定しており、格納容器圧 デル 力と原子炉格納容器のプール水温度も保守側の結果と なる。 原子炉格納サプレッショ格納容器モデル 単純な物理式を用いること及び保守的仮定により、保 保守的モデルに含まれる ン・プール冷却 守的に評価している。 容器

表 5-1 重要現象の不確かさ(2/2)

	ベースケースからの感度				
		原子炉圧力	燃料被覆管	原子炉格納容器の	格納容器圧力
重要現象	不確かさ幅	(MPa)	温度(℃)	プール水温度(℃)	(MPa)
		9.08 (*)	1060 (*)	113 (*)	0.19 (*)
反応度フィードバック効	添付5の添付表 5-5 参照	$-0.44/0.01^{(*1)}$	0/0 ^(*1)	(ボロン反応度な	が支配的な期間で
果				あり詳細不確かさは評価しない)	
	ボロン反応度:-3%∠k	0.00	0	+7	+0.04
		(評価対象外)	(評価対象外)		
崩壊熱	崩壊熱曲線:初期値で+1%/-2%	0.00/0.00	0/0	0/0	0.00/0.00
	(1 秒後で+0.8%/-0.1%を包含)				
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正:	-0.18/0.00	-170/0	-4/2	-0.02/0.01
	補正なし/最大補正二次関数				
冷却材流量変化(コースト	再循環ポンプ慣性時定数:	0.00/-0.01	0/0	0/0	0.00/0.00
ダウン特性)	+10%/-10%				
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
ECCS注水	給水エンタルピ	0.00	-110 ^(*2)	0	0.00
(給水系·代替注水設備含	(1)給水温度(主蒸気流量ゼロで)				
す()	$-60 \text{ kJ/kg} (-14^{\circ}\text{C})$				
	(2)遅れ時間 +50 秒				
	HPCF流量: +137%	0.00	0	+4	+0.03
	原子炉格納容器のプール水初期エンタル	0.00	0	-18	-0.06
	$E^{\circ}:-104 \mathrm{kJ/kg}~(-25^{\circ}\mathrm{C})$				

表 5-2 重要現象の不確かさに対する REDY 感度解析結果

(*) 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)の保守因子から五つの組合せ(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℃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REDY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、自動減圧 系(以下「ADS」という。)作動阻止操作、ECCS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 ら又は原子炉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,原子炉 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。

ADS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, ADS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, REDY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
 - (1)「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)
 - (2)「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)
 - (3) Linford, R.B., "Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor", NEDO-10802, February 1973.
 - (4)「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・エナジー株式会社, HLR-005訂1 平成20年4月)
 - (5)「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)
 - (6)「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」(株式会社日立製作所,HLR-033 訂1,平成 10 年 2 月)
 - (7)「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)
 - (8)「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)
 - (9)「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 入力項目リスト

入力項目リスト	√ (1/2)
---------	---------------------------

分類	入力項目
定格出力運転条件パラメータ及び	原子炉熱出力
幾何形状データ	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
	燃料被覆管外径
	燃料被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布

入力項目リスト (2/2)

分類	入力項目		
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		
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)		
	高圧注水系		
	(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,添付図 2-1 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。



添付図 2-1 TRACコードによる軸方向出力分布の時間変化

添付図 2-2 のように軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を添付図 2-3, 添付表 2-1 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。



添付図 2-2 REDYコードに おける解析条件

添付図 2-3 REDYコード解析結果 (下方ピーク)

添付表 2-1 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	REDYコード
	(申請解析)	(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(℃)	1060	1060
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0. 19
原子炉格納容器のプール水温	113	113
度(℃)		

(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等で確認されている。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添付図 3-1 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)を添付図 3-2 に示す。



添付図 3-1 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

添付図 3-2 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

添付表 3-1 に示すとおり,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。

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(℃)	1060	970
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0. 19
原子炉格納容器のプール水温	113	114
度(℃)		

添付表 3-1 ボイドマップを変えた場合の解析結果

(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。

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)の三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 最高温度(以下「PCT」とい う。)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 カ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(以下「RIP」という。)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り替わる。

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 理現象を前述の三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添付2 及び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(ボイド反応度,ドップラ反応度)

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,炉心入ロ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(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

3-131

的であると考える。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(ボイド反応度,ドップラ反応度)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並びに その後のサブ時間領域2及び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ーストダウン特性は,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,原子炉内で発生する熱を原子 炉から原子炉格納容器へ放出する上でサブ時間領域1及び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) E C C S 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の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添付表4-1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(三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。

細分割区分	サブ時間	間領域1	サブ時間	間領域2	サブ時間	引領域3	短時間	間領域
(全体は短時間領域)	出力酮	変動期	出力排	印制期	出力再	上昇期	-	_
評価指標 物理現象	原子炉 圧力	РСТ	原子炉 圧力	РСТ	原子炉 圧力	РСТ	原子炉 圧力	РСТ
核分裂出力	Н	Η	Н	Н	Н	Н	Н	Η
出力分布変化	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	L	Ι	L
反応度フィードバック 効果 (ボイド, ドップラ)	L	М	L	Н	L	Н	L	Н
三次元効果 「炉心(核)」	L	L	L	L	L	М	L	М
沸騰・ボイド率変化 「炉心(熱流動)」	Н	М	Н	Н	L	Н	Н	Н
三次元効果 「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	М	L	М
冷却材流量変化 「原子炉圧力容器」	L	Н	L	L	L	L	L	Η
冷却材流量放出 「原子炉圧力容器」	М	L	М	L	L	L	М	L
ECCS注水(給水系含む)	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	Н	Ι	Н

添付表4-1 短時間領域を細分割した場合のランク評価結果

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」において本事象を三つの 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、流量変化等の 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 ができない。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

3 - 135

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。
- 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,以下の三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, 添付表5-2, 添付表5-3及び添付表5-4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

解析は三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添付表 5-1-1に示す。また,各代表プラントの短時間領域の細分割区分を添付表 5-1-2~4に示す。

プラント	代表ABWR	代表従来型BWR①	代表従来型BWR2		
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/8	85%炉心流量		
炉心	9×9燃料(A型)	9×9(A型)+標準組	9×9燃料(A型)		
	単一炉心	成 MOX 燃料混在炉心	単一炉心		
炉心格子	N格子	S格子	C格子		
解析	HINES/	T G B L A∕	HINES/		
コード	PANACH	LOGOS	PANACH		

添付表 5-1-1 主な解析条件

(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

細分割区分		中性子束挙動の特徴
サブ時間領域1 (出力変動期)	0 秒~約 10 秒	100%→306%→100%以下
サブ時間領域2(出力抑制期)	約10秒~約60秒	約 50%まで低下
サブ時間領域3(出力再上昇期)	約 60 秒~約 200 秒	約 100%まで再上昇

添付表 5-1-2 代表ABWRの短時間領域の細分割区分

添付表 5-1-3 代表従来型 BWR①の短時間領域の細分割区分

細分割区分	中性子束挙動の特徴	
サブ時間領域1 (出力変動期)	0 秒~約 10 秒	100%→754%→100%以下
サブ時間領域2(出力抑制期)	約10秒~約50秒	約 30%まで低下
サブ時間領域3(出力再上昇期)	約 50 秒~約 280 秒	約 90%まで再上昇

添付表 5-1-4 代表従来型 BWR ②の短時間領域の細分割区分

細分割区分		中性子束挙動の特徴
サブ時間領域1 (出力変動期)	0 秒~約 10 秒	100%→560%→100%以下
サブ時間領域2(出力抑制期)	約10秒~約40秒	約 40%まで低下
サブ時間領域3 (出力再上昇期)	約40秒~約140秒	約 80%まで再上昇

(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)」という。)を添付表 5-2,添付表 5-3 及び添付表 5-4 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,流量変化等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」において本事象を三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、下限値を添付表5-2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らないとの結 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。

3-141

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。

添付表 5-2 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

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		

一点近似(保守因子 1.0))

(*)中性子束振動に対しては適用外

添付表 5-3 代表従来型BWR①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

添付表 5-4 代表従来型BWR②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, 添付表 5-2, 添付表 5-3, 添付表 5-4の値に, 以下の添付表 5-5(補足表 5-9より転載)の不確かさを加えて, 添付表 5-6, 添付表 5-7, 添付表 5-8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。

添付表 5-5	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 5-9 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。

添付表 5-6 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	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
細分割区分	下限値	ノミナル	上限值	下限值	ノミナル	上限值
サブ時間領域1						
サブ時間領域2						
サブ時間領域3						

添付表 5-7 代表従来型 BWR ①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	動的ボイド係数			動	的ドップラ仔	彩数
細分割区分	下限值	ノミナル	上限值	下限值	ノミナル	上限值
サブ時間領域1						
サブ時間領域2						
サブ時間領域3						

添付表 5-8 代表従来型BWR②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 (平衡炉小刀イクル木)	末期	ル	ク	イ	心サ	平衡な	· (<u>)</u>	因子	保守	ł
------------------	----	---	---	---	----	-----	--------------	----	----	---

反応度係数	動的ボイド係数			動	的ドップラ係	数
細分割区分	下限值	ノミナル	上限值	下限值	ノミナル	上限值
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、添付表 5-6、添付表 5-7、添付表 5-8 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。

動的反応度係数の保守因子の変動による有効性評価への影響を確認するた め、添付表 5-6、添付表 5-7 及び添付表 5-8 に示した保守因子の上下限値を組 み合わせた感度解析を実施した。添付表 5-9、添付表 5-10 及び添付表 5-11 に 感度解析結果を示す。代表ABWRの場合は、給水温度低下によって原子炉 出力が準静的に増加するサブ時間領域3において燃料被覆管温度が最高温度 となるため、各ケースとも有意な差は生じていない。一方、代表従来型BW Rの場合は、原子炉圧力上昇によって原子炉出力が急増するサブ時間領域 1、流量減少によって原子炉出力が急減するサブ時間領域2及び給水温度低 下によって原子炉出力が準静的に増加するサブ時間領域3において燃料被覆 管温度が最高温度となるため、保守因子の影響を比較的受けやすいものの、 ベースケースに比較して過度に温度が上昇するものはない。以上より、不確 かさが燃料被覆管温度に有意な影響を及ぼすものではないことを確認した。 添付表 5-9 代表 A B W R の動的反応度係数の保守因子の

	保守	因子(*1)	燃料被藉	覆管温度
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (℃)	最高温度の 偏差 ^(*2) (℃)
ベースケース	1.25	0. 9	約 1060	-
ケース1	ノミナル値	ノミナル値	約 1060	0
ケース2	下限値	下限値	約 1060	0
ケース3	下限値	上限値	約 1060	0
ケース4	上限値	下限値	約 1060	0
ケース5	上限值	上限値	約 1060	0

不確かさを考慮した場合の感度解析

(*1) ノミナル値/上限値/下限値については、添付表 5-6 参照

(*2) ベースケースとの偏差

添付表 5-10 代表従来型 BWR ①の動的反応度係数の保守因子の

	保守	因子(*1)	燃料被覆管温度		
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (℃)	最高温度の 偏差 ^(*2) (℃)	
ベースケース	1.25	0. 9	約 1030	-	
ケース1	ノミナル値	ノミナル値	約 930	-100	
ケース2	下限值	下限値	約 920	-110	
ケース3	下限値	上限值	約 870	-160	
ケース4	上限値	下限値	約 1010	-20	
ケース5	上限值	上限値	約 940	-90	

不確かさを考慮した場合の感度解析

(*1) ノミナル値/上限値/下限値については、添付表 5-7 参照

(*2) ベースケースとの偏差

	保守	因子(*1)	燃料被覆管温度		
	動的ボイド 係数	動的ドップラ 係数	最高温度 (℃)	最高温度の 偏差 ^(*2) (℃)	
ベースケース	1.25	0.9	約 880	-	
ケース1	ノミナル値	ノミナル値	約 830	-50	
ケース2	下限值	下限値	約 840	-40	
ケース3	下限值	上限値	約 880	0 ^(*3)	
ケース4	上限值	下限値	約 870	-10	
ケース5	上限値	上限値	約 850	-30	

不確かさを考慮した場合の感度解析

(*1) ノミナル値/上限値/下限値については、添付表 5-8 参照

(*2) ベースケースとの偏差

(*3) サブ時間領域3にて最高温度が発生しており、ベースケースと同じサブ時間 領域1での最高温度の偏差は-140℃となっている。 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温度への影響は、ドップ ラ係数が下限値の場合でも有意に厳しくなるケースはなく、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/SCA T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

3 - 150

料被覆管温度よりも有意に厳しくなることはなく,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 有意に厳しくなることは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 ドップラ係数は 0.9 倍を適用できると考える。

〔参考文献〕

- (1) ミクロ炉物理学 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)
- (2) ミクロ炉物理学 1999 年日本原子力学会誌 Vol. 41, No. 11 (1999) p. 37-41
- (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)

- (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)
- (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)
- (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四つの段階に分けて,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[1]~[3]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([1]~[3]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当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5-2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、補足表 5-1 に 示す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 5-1 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 当性が確認される。 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。

[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 5-2 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、参考文献の文献1~文献5参照)となって おり、現行コードでは考慮されていない。
-		
	不確かさ要因	備考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
	・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	
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認
	・種々の数学モデル(拡散近似、燃	ドップラ係数については、重核種の熱
	焼チェイン,共鳴計算等)に由来	振動の影響 (more negative 側) は有
	する不確かさ	意 (*)
2.3	入力データ,計算条件等に由来する	チャンネル曲り、製造公差の影響は炉
	不確かさ	心全体で平均化され影響は小さいと考
	・実験体系との妥当性確認時と設計	えられる(*)
	計算時又は連続群モンテカルロ計	集合体内ボイド分布の影響は Gd が存
	算との比較計算時とで異なる種々	在する領域では有意 ^(参考文献の文献6) だ
	の条件,設定,計算体系のモデル	が、平衡炉心では新燃料体数が少なく
	化等に由来する不確かさ	炉心全体への影響は小さいと考えられ
	・減速材の密度及び温度の分布、燃	る (*)
	料温度分布が実機燃料と異なるこ	ドップラ係数については、燃料棒ペレ
	とに由来する不確かさ	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	影響の大きな要因はないと考えられる
	方法論・モデルに由来する不確かさ	(*)
2.5	その他の不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合(ドップ
	・妥当性確認に用いる実験データの	ラ係数)は考慮
	不確かさ	

補足表 5-2 燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

(*)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 5-2の(*)を除く要因)は, 試験データとの比較により, 補足表 5-3のようになっている。

補足表 5-3 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

- ・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。
- [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 5-4 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。

		-
	不確かさ要因	備考
3.1	概念モデルに由来する不確かさ ・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	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 HBB/UB や1ヶ月運転期間変動等,包
	・設計想定炉心の包絡性に由来する不 確かさ	絡的な炉心条件を考慮している
3.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・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	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 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
3.3	 入力データ,計算条件等に由来する不確かさ ・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 	の影響を評価している
3.4	 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 ・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 	動的ボイド係数の大きいサイクル末 期を選定している(*) 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
3.5	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	 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

補足表 5-4 三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

(*)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 5-4 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(1 σ)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,補足表 5-5 の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-5 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		

一方,補足表 5-4 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、特定サ イクルの燃料装荷位置における集合体燃焼度を、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

3 - 158

反応度係数を評価し,変動の影響を評価した。

これらより、補足表 5-6の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-6 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		

[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、補足表 5-7 及び補足表 5-8 のようになる。

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 5-7 平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

補足表 5-8 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	

以上より,平衡炉心末期の反応度係数の不確かさは,補足表 5-9 のようになる。

補足表 5-9 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)		



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,次式のようにボロ 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。

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原子 炉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る。

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

前章のボロン反応度添加率(⊿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ので、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添 付図6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 が減少しているので,対象領域の体積平均のボロン濃度が減少している。



添付図6 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。

添付図6より、ボロン濃度が0ppmと300ppm(無限増倍率の二次内挿値) の無限増倍率の差より、ボロン反応度添加率[∠k/ppm]を求めると、添付表 6のようになる。

添付表6 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[%∠k/ppm]		

添付表6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。

3. ボロン反応度添加率に与える不確かさ

添付図6及び添付表6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(∠k/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変わり,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,添付表6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,これ以外に次のことがいえる。

・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%
k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、原子炉格納容器のプール水温度への影響は高々+7℃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原子炉格納容器のプール水温度に係わる事項とし て、次の事項についても留意しておく必要がある。

- ・原子炉格納容器の判断基準は、それぞれ 0.62MPa[gage]及び 200℃
 であるが、これに対して申請解析による最大値は 0.19MPa[gage]及び 113℃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、「原子炉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」等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ェ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 次元二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 析条件を添付表 7-1 に示す。 添付表 7-1 REDYコード, TRACコードの共通解析条件

項目	解析条件	
原子炉熱出力	3926 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	
RCIC流量	$182 m^{3}/h$	
HPCF流量	$182 \sim 727 \text{ m}^3/\text{h}$	
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	$ \begin{array}{c} \begin{array}{c} \begin{array}{c} \begin{array}{c} \begin{array}{c} \begin{array}{c} \begin{array}{c} \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \begin{array}{c} \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \begin{array}{c} \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \end{array} \\ \begin{array}{c} \end{array} \\ \end{array} $	
逃がし安全弁設定圧力 第1段 第2段 第3段 第4段 第5段 第6段	逃がし弁機能(公称値)を使用 7.51 MPa[gage]×1個,363 t/h/個 7.58 MPa[gage]×1個,367 t/h/個 7.65 MPa[gage]×4個,370 t/h/個 7.72 MPa[gage]×4個,373 t/h/個 7.79 MPa[gage]×4個,377 t/h/個 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°C	

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。これらの違いを添付表 7-2 に示す。

添付表 7-2 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
R E D Y 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を添付図 7-1 (短時間領域) 及び添付図 7-2 (長時間領域) に,評価指標との比較結果を添付表 7-3 に示す。

(1) 短時間領域での考察

短時間領域では,添付図 7-1 に示すように,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等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,添付表 7-3 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, 他の三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 結果を添付図7-1に併記した(添付図7-2及び添付表7-3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,添付図7-1(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 覆管温度は添付表7-3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TRA C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 理現象のランクを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、添付図 7-2 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圧力や原子炉格納容器のプール水温度に対す る評価結果を厳しくしている。なお、格納容器圧力や原子炉格納容器のプ 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。



添付図 7-1(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)



添付図 7-1(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)



添付図 7-2(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)



添付図 7-2(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)



添付図 7-2(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)

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
原子炉格納容器のプール水	200°C	113	114	103
温度				

添付表 7-3 ABWRを例とした解析結果の比較

(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RED Y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。

これらのうち(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

補足表7に解析結果を、以下の図に解析結果の比較を示す。

補足図 7-1 REDY/SCATコード(申請解析)

補足図 7-2 TRACコード(ベースケース解析)

補足図 7-3 TRACコード(意図的に整定出力を高めた解析)

ここで,補足図 7-1 及び補足図 7-2 の初期運転点は定格出力/定格炉心流量である。

3 - 178

補足図 7-2 及び補足図 7-3 のTRACコードによる解析結果では、補足図 7-1 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、 述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、補足図 7-2 のTRACコードによる解析結果(ベースケース解析) に比べ、補足図 7-3 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(補足図 7-3)においても、燃料被覆管温度の最大値は 620℃程度で、R EDY/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(補足表 7 参照)。

なお、補足図 7-3 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。補足図 7-4 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,参考解析の位置付けではあるが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

3 - 179

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+℃程度であると推定される。したがって,R EDY/SCAT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。

	REDY/SCA	TRACコード	TRACコード	
項目	Tコード	(ベースケース解	(意図的に整定出	判断基準
	(申請解析)	析)	力を高めた解析)	
燃料被覆管 最高温度	約 1060℃	約 550℃	約 620℃	1200°C

補足表7 感度解析結果のサマリ



3-181



補足図 7-4 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)

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SC AT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併せて実施した。

付録表1及び付録表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畳させたTRACコードによる解析結果をRED Y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

	R E D Y / S C A T = -F
項目	(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℃

付録表2 感度解析結果サマリ

	R E D Y / S C A T = -F		
項目	(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)		
	約 70℃ (0.5 秒ずらした解析)		
始約は東京にすの上見値	約 30℃(1.0 秒ずらした解析)		
旅科恢復官価度の工升幅 の変化	約 30℃(1.5 秒ずらした解析)		
	約 60℃(2.0 秒ずらした解析)		
	約 50℃(2.5 秒ずらした解析)		

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに	4-3
2. 重要現象の特定	4-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	4-4
2.2 ランクの定義	4-4
2.3 物理現象に対するランク付け	4-6
3. 解析モデルについて	. 4-20
3.1 コード概要	. 4-20
3.2 重要現象に対する解析モデル	. 4-21
3.3 解析モデル	. 4-22
3.4 入出力	. 4-45
4. 妥当性確認	. 4-48
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	. 4-48
4.2 ATLAS試験	. 4-51
4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験	. 4-66
4.4 実機解析への適用性	. 4-82
5. 有効性評価への適用性	. 4-84
5.1 不確かさの取り扱いについて(評価指標の観点)	. 4-84
5.2 不確かさの取り扱いについて(運転員操作の観点)	. 4-87
6. 参考文献	. 4-88
添付1 入力項目リスト	. 4-91
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	7性
	. 4-92
添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性	. 4-94
添付4 リウェットモデルの適用性	4-105
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	4-110
添付6 有効性評価における9×9燃料(A型)の代表性	4-116

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」という。)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 いう。)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」という。)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。

したがって,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。

4 - 4

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
Н	評価指標及び運転操作に対する	物理現象に対する不確かさを実験との比
	影響が大きいと考えられる現象	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。
М	評価指標及び運転操作に対する	事象推移を模擬する上で一定の役割を担
	影響が中程度と考えられる現象	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	事象推移を模擬するためにモデル化は必
	影響が小さいと考えられる現象	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。
Ι	評価指標及び運転操作に対し影	評価指標及び運転操作へ影響を与えない
	響を与えないか、又は重要でな	か,又は重要でない物理現象であるた
	い現象	め、検証/妥当性評価は記載しない。

表 2-1 ランクの定義
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が現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ッ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よう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)]

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ェ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

4 - 8

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REDY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,更に高温に至る場合 には,輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなること等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。

4 - 9

(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ェットに 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。その後リウェ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 カ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ォリティ 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

4 - 10

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,原子炉圧力容器 内の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おおむ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と考えられ 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、沸騰遷移及びリウェ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 [原子炉圧力容器]

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REDY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)[原子炉圧力容器]

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REDY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 [原子炉圧力容器]

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[原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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 [原子炉圧力容器]

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 ーム部を含む炉心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) 非常用炉心冷却系(以下「ECCS」という。)注水(給水系・代替注 水設備含む)[原子炉圧力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象では, ECCS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, ECCS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REDY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[原子炉圧力容器]

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現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 [原子炉圧力容器]

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 の効果が現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, 残留熱除去系によるサプレッション・プ ール冷却の効果が現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) スプレイ冷却 [原子炉格納容器]

スプレイ冷却は、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、スプレイ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ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器]

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス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)

		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
分類	物理現象	評価指標 象	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	H
	(3)	反応度フィードバック効果	(H) *1
	(4)	制御棒反応度効果	Ι
	(5)	崩壊熱	(I) *1
	(6)	三次元効果	$\underline{\mathbf{M}}^{*2}$
炉心	(7)	燃料棒内温度変化	H
(燃料)	(8)	燃料棒表面熱伝達	H
	(9)	沸騰遷移	H
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	Ι
炉心	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
(熱流動)	熱流動) (13) 気液分離(水位変化)・対向流		Ι
	(14)	気液熱非平衡	M
	(15)	圧力損失	(L) *1
	(16)	三次元効果	$\underline{\mathbf{M}}^{*2}$
原子炉圧力	(17)	冷却材流量変化	(H) *1
容器	(18)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	(L) *1
(逃がし安	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	Ι
全弁含む)	(20)	気液分離(水位変化)·対向流	Ι
	(21)	気液熱非平衡	Ι
	(22)	圧力損失	Ι
	(23)	構造材との熱伝達	Ι
	(24)	ECCS注水(給水系・代替注水設備含	(H) *1
		む)	
	(25)	ほう酸水の拡散	Ι
	(26)	三次元効果	Ι

*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)

		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
分類	物理現	評価指標 象	燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	(18)と同一物理現象
	(28)	Ι	
	(29) サプレッション・プール冷却		
(30)		気液界面の熱伝達	Ι
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	Ι
	(32)	スプレイ冷却	Ι
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素	Ι
		ガス発生	
	(34)	格納容器ベント	Ι

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(以下「MCPR」という。)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一冷却材間の熱伝達相関式とリウ ェ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「ジルコニウムー水反応」という。)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」という。)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,各ノ ードでの冷却材流量,クォリティ,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。

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
			燃料ペレットー被覆管ギャップ
			熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内	被覆管表面熱伝達モデル
		熱流動モデル	(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*)
			リウェットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内	沸騰遷移評価モデル
		熱流動モデル	
炉心	気液熱非平衡	チャンネル内	被覆管表面熱伝達モデル
(熱流動)		熱流動モデル	リウェットモデル

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

* 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。

項目		計算モデル	
チャンネル内	流動の基本式	気液各相に対して質量保存式とエネ	
熱流動モデル	(非平衡ドリフトフラックス	ルギ保存式、及び気液混相の運動量	
	モデル)	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	
		・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	GEXL相関式を適用	
	リウェットモデル	リウェットクォ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	
	燃料ペレットー被覆管ギャッ	初期値で固定した軸方向ギャップ熱	
	プ熱伝達モデル	伝達係数を適用	

表 3-2 SCATコードのモデル一覧

(注1)現行の原子炉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

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

SCAT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保存式、及び気 液混相の運動量保存式の五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保存 式を解くことでクォリティ,エンタルピ等を求める。ボイド率を求めるため に,ボイド率とクォ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,

$$G = G_l + G_v$$
$$\bar{\rho} = \rho_l (1 - \alpha) + \rho_g \alpha$$

記号は以下のとおりである。

- 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
- 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

1 : 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、限界クォリティと沸騰長さの関係等に基づき整理され たGEXL相関式を用いて判定する。リウェ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。GEXL相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で,リウェ 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℃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,SCAT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に評 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⁾

$$h = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式⁽¹⁰⁾

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{IL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6}\right]^{1/4}$$

(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{(8) (11)}

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_{H}}{\mu_{g,f}} \left[x_{e} + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_{e}) \right] \right\}^{0.8} Pr_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_{H}}$$

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。

記号は以下のとおりである。

- 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
- xe : 断面平均熱平衡クォリティ
- 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 リウェット判定:相関式2によるリウェット判定

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(以下「SLMCPR」 という。)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。

 $X_{C} = f (L_{B}, D_{Q}, G, L, P, R)$

記号は以下のとおりである。

X_c: 断面平均の限界クォリティ

- L_B: 沸騰長さ
- D_o: 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。

- (i) 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。
- (ii) (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。
- (iii) 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。
- (iv) (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 持つ不確かさ等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)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。



図 3-2 限界出力の評価手法(3)(4)



*) 有効性評価解析ではSLMCPRに 相当する限界クォリティ

図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウェットモデル

沸騰遷移後のリウェ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⁾のリウェ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に評価する。そのため、相関式2をリ ウェ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ォ リティがリウェットクォリティを下回ったときにリウェットが発生すると いう考えに基づいている。実機の設計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ェットクォリティは沸騰遷移を生じ る限界クォリティに一致するが、過渡状態におけるリウェットクォリティ は限界クォリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウェット時点にお ける流路断面平均クォリティと限界クォ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⁾。

 $x_{rewet} = x_c + \Delta x$

$$\Delta \mathbf{x} = \left\{ 0.0635 \frac{\mathbf{D}_{\mathbf{w}} \mathbf{F} \mathbf{h}_{\mathrm{fg}}}{\mathbf{u}_{\mathrm{lf}}^{0}} \left[\frac{\mathbf{G}(\mathbf{x} - \mathbf{x}_{\mathrm{c}})}{\mathbf{q}^{"}} \right]_{\mathbf{t} = \mathbf{t}_{\mathrm{m}}} \frac{\mathbf{G}_{\mathrm{0}}}{\mathbf{G}} \left(\frac{\Delta \mathbf{T}_{\mathrm{w}} - \Delta \mathbf{T}_{\mathrm{0}}}{\Delta \mathbf{T}_{\mathrm{0}}} \right) - \Delta \mathbf{t}_{\mathrm{0}} \right\} \frac{\overline{\mathrm{dx}}}{\mathrm{dt}}$$

記号は以下のとおりである。

x_{rewet}: 燃料集合体内の流路で断面平均したリウェットクォ リティ

- xc :燃料集合体内の流路で断面平均した限界クォリティ
- x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクォリティ
- Δx : 過渡時におけるリウェットクォリティの限界クォリ ティからの偏差
- △Tw: 壁面過熱度
- ΔT0: 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
- Dw : 熱的等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- tm : x-xc が最大となる時刻
- Δto : x-xc が最大となる時刻から x が xc まで復帰するまでの
 経過時間
- dx/dt
 : x が xc まで復帰した時刻からリウェット時刻までの x

 の平均変化率
- Go : 質量流束規格化基準值
- u⁰: 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

SCAT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、各々の燃料棒ごと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 及び図 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 ッドの四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。

- 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 外側の二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 カ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,熱容量等,燃料ペレット及び被覆管の物性については,関係式若しくはテーブル形式で温度依存を考慮する。
- (3) 燃料ペレットー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

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_{F}\frac{\partial T}{\partial r}\right] = \rho_{F}C_{F}\frac{\partial T}{\partial t} - Q_{g}$$

(b) 燃料ペレット-被覆管ギャップ部

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_{c}\frac{\partial T}{\partial r}\right] = \rho_{c}C_{c}\frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

- T : 温度
- ΔTgap: 燃料ペレットー燃料被覆管ギャップの温度差
- KF : 燃料ペレットの熱伝導率
- Kc : 燃料被覆管の熱伝導率
- Hg : 燃料ペレットー燃料被覆管の熱伝達率
- ρ_F : 燃料ペレット密度
- ρc : 燃料被覆管密度
- **C**_F : 燃料ペレット比熱
- Cc : 燃料被覆管比熱
- Qg : 燃料ペレットの発熱量
表 3-3 SCAT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ォータロッドを考慮するため、ホッ
	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、ウォ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、RED Y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、MCP Rの初期値が通常運転時の制限値(以下「OLMCPR」という。)になるように初期バンドル出力とともに求められる。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で軸方向出力分布 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以下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。

分類	重要現象	解析モデル	ATLAS試験	集合体熱水力試験 NUPEC BWR燃料
炉心	出力分布変化*	出力分布モデル	_	_
(核)				
炉心	燃料棒内温度変化*	烈伝導モアル	—	—
(燃料)		燃料ペレットー被覆管ギャップ熱		
		伝達モデル		
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル	—	図 4-15
		リウェットモデル		図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3	図 4-12
			図 4-5	図 4-13
			図 4-6	図 4-14
炉心	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル	_	図 4-15
(熱流動)		リウェットモデル		図 4-16

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

*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。試験部は高温高圧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 電極等から構成される。

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(以下「ECPR」という。)な る量を次のように定義する。 $ECPR = \frac{ 予測限界出力 (GEXL相関式による)}$ 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 ロ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~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。この4×4格子は7×7燃料の形状

を模擬したものであり、入口サブクーリングと限界出力との関係のような基本的な熱水力特性を同等に再現できる。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、環状流又は環状噴霧流(以下、総称して「環状流」という。)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、すなわち入口サブクールクォリティの増加に応じて下流側に移動する環状流開始高さとの相関関係に由来すると考えられる。

これは次のように説明できる。まず、同一の燃料集合体内冷却水流量の下 では、環状流に流動様式が遷移する環状流開始点の高さが蒸気クォリティの 大きさに従って定まる。環状流開始高さは液膜ドライアウトの直前で生じる 流動様式の遷移位置に相当し、これに至るまでに必要となる冷却材への総熱 伝達量は、燃料集合体出力の大小にかかわらず、入口サブクールクォリティ の大きさに比例して増加する。特に、同一の燃料集合体出力の下では、入口 サブクールクォリティが増加すると、環状流開始高さはその大きさに比例し て下流側に移動する。また、環状流開始点から燃料集合体出口までの加熱量 は、同一出力の下では環状流開始点が下流側に移動するにつれて小さくな る。一方、入口サブクーリングが大きくなる給水加熱喪失期間は、炉心流量 が低下するため燃料集合体内の冷却水流量が定格の3~4割程度となり、こ のような低流量条件下ではドライアウトは主に液膜の蒸発により生じるた め、第1~第3スペーサ位置でドライアウトが生じるためには、環状流開始 点の下流側への移動に応じて、各スペーサ位置と環状流開始点との距離(以 下「環状流長さ」という。)の減少量を相殺させる量だけ燃料集合体の線出力 密度が増加する必要がある。このとき、環状流長さが十分に大きいことか ら、この相殺量は入口サブクールクォリティの増分に対しておおむね線形で 近似できる。以上から、液膜ドライアウトによる沸騰遷移を生じさせるため

の冷却材への熱伝達量, すなわち限界出力値が入口サブクールクォリティ又 は入口サブクーリングに応じておおむね直線的に上昇することになる。

一方で、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格子の試験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 影響を及ぼし、9×9燃料(A型)では限界出力性能も改善されているた め、第1~第3スペーサ位置で環状流が維持されていることを確認する必要 がある。給水加熱喪失期間は液膜から液滴が生じにくい低流量条件にあり、 加えて第3スペーサから下流側における蒸気クォリティは0.3を超えるため、 +分に環状流に至っていると評価される。したがって、9×9燃料(A型) においても検討範囲の第1~第3スペーサ位置に対しては、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と考えられる。

なお、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(炉心流量は定格流量の約 30%)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。

4.3(3)で述べる柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉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(以下「PCT」という。)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 が大きいため飽和沸騰開始高さが燃料集合体中央付近まで上昇し、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)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、G EXL相関式の判定は十分保守側といえる。

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 ロサブクーリングに対しても,第1~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,GE XL相関式の適用が保守的であることを確認した。ただし,柏崎刈羽原子力 発電所6号及び7号炉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に記載したとおり、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。

項目	仕様	
試験部最大熱入力	17.2 MW	
ループ最大圧力	158 kg/cm²a (15.5 MPa[abs])	
ループ最高温度	346 °C	
試験部最大流量	3,790 1/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 4-2 ATLAS試験ループの仕様⁽³⁾⁽⁴⁾

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	500∼530 °F	
	(266∼274 °C)	(260∼277 °C)	
出力	1.34~5.40 MW	$1.00{\sim}6.65~{ m MW}$	

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))



図 4-9 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

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,GEX L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、リウェット 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

柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉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めに評価するように、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、SLMCPR相当の限界クォリティで沸騰遷移するも のとし、更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 整理した補正クォ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気流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があると いわれており、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СНF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、極小位置から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 入ロ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 移が報告されなかった第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」という。)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 最も高いこと等により、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」という。)で初生する。この時、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ーン流等の間欠 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等から、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、SLMCPR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、一点近似炉心動特性評価時のボイド 反応度の取扱い等、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更に上流側の第5スペーサ位置までと評価している。以下では、この出力-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-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。これに追随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ォリティは約 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ォリテ 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、チャーン流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無く、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-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ォリティが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、厳しめの評価を行うため、液滴冷却の影 響を無視した蒸気単相流の Dittus-Boelter 式を用い, さらにリウェットなし の静定状態として評価すると、ホットサブチャンネルの燃料被覆管温度最大 値は約 900℃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コードの燃料被覆管最高温度評価値 (約 900℃)は、結果として保守側の評価といえる。第4スペーサから下流側 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ないと考えられる。

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い 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,中央ピークから下部に位置する第5~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」という。)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。

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 4-5 模擬燃料集合体の仕様⁽⁸⁾

表 4-6 試験条件⁽⁸⁾

項目		出力上昇事象	流量減少事象
	圧力	約7.2 MPa[abs]	
初期条件	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 $6\sim 8$ MW	



図 4-10 試験体の例(21)







A断面 熱電対本数24本 4

():標準燃料棒

• : 熱電対位置

〇:部分長燃料棒





○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[®]



図 4-16 ドライアウト持続時間の比較[®]



図 4-17 軸方向CHFへのスペーサの影響⁽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。

したがって、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℃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。

したがって、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MCPRの設定をSLMCPR 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。したがっ 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。

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	出力分布	出力分布モデ	入力値に含	燃料被覆管温度を高めに評
(核)	変化	N	まれる	価する。
炉心	燃料棒内	熱伝導モデ	入力値に含	主蒸気隔離弁閉止によって
(燃料)	温度変化	ル,燃料ペレ	まれる	原子炉出力が急増する状態
		ットー被覆管		で燃料被覆管温度を高めに
		ギャップ熱伝		評価する。給水加熱喪失に
		達モデル		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	被覆管表面熱	相関式に含	保守的に評価する相関式を
	熱伝達	伝達モデル,	まれる	適用するため, 燃料被覆管
		リウェットモ		温度を高めに評価する。
		デル		
	沸騰遷移	沸騰遷移評価	3.6%	沸騰遷移をSLMCPRで
		モデル		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	気液熱非平	被覆管表面熱	相関式に含	保守的に評価する相関式を
(熱流動)	衡	伝達モデル,	まれる	適用するため、燃料被覆管
		リウェットモ		温度を高めに評価する。
		デル		

表 5-1 重要現象の不確かさ

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) 「沸騰水型原子力発電所 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ェット相関式の開発」、日本原子力学会和文論文誌, Vol. 2-No. 2, 121-129, 2003 年 6 月
- (14) 「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
- (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,HLR-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,TLR-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,HLR-006 訂3,平成 22 年 10 月
- (25) 「沸騰水型原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」,株式会 社東芝,TLR-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,リウェット相関式等)			
	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)			

入力項目リスト

_

*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。



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に評 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℃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。

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、又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 式の特性が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に評価する傾向⁽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に評価 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 めに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に評価することを確認し た。

また,燃料被覆管温度を高めに評価する保守性は,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ABWR及びBWR5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℃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ォリティ に至っていないこと、並びに 1,000℃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 Dougal1-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ォ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℃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℃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ォリティ、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ごと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℃)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℃程度を超える状態で有意となり、1,000℃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 BT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大きくなく,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SCATコードが無視していることと相ま って、燃料被覆管温度をおおむ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(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
- (6)「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).

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 3,710mm
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 3-1 模擬燃料集合体の仕様

添付表 3-2 試験条件

	項目	流量減少事象
	圧力	約7MPa[abs]
切胡冬冲	質量流束	約 5×10 6 kg/m 2 /h
初两末件	入口サブクール	約 60kJ/kg
	出力	約 2.5MW



[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

添付4 リウェ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に評 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 めに評価している。

一方,4.3 節に示したように,燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を 用いて,相関式2によるリウェ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によるリウェ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ェット時刻は燃料被覆管温度に依存する。 リウェット時刻を早めに予測すると,温度上昇の過程でリウェットする場 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に評価 することから,相関式2はリウェ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ェット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高めに 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. リウェ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によるリウェ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 ウェ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,更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によるリウェット 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ェット特性について

9×9燃料(A型)等においては,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」という。)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カー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」という。)に向けて後退する。一方、事象の収束等により出カー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ェットが生じるため、リウェ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」という。)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ェ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によるリウェット 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温度が800°Cに及 ぶ実験に対してもおおむ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. リウェット時 刻の感度解析」における評価に従い,リウェ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に評価するため、相関式 2はリウェット時刻を遅く予測する傾向となる。

また、リウェ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によるリウェット時刻の予測 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 4-2 リウェ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に評 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 めに評価している。

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 Dougal1-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式2によるリウェット時刻の予測の 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 モデル及びリウェ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によるリウェ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」という。)の影響を考慮した試験との比較により,P LR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、リウェ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と考えられる。 また、PLRの存在により相関式2によるリウェ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、リウェ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によるリウェット時刻の予測は、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BT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 試験体の概略図及び試験結果の例(1)


添付図 5-2 燃料被覆管温度の最大値の比較(1)

添付図 5-3 ドライアウト持続時間の比較(1)

1. はじめに

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,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」という。)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R EDY/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・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

4 - 116

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及び 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ェ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ェット相関式は、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、ペレット及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(出ロ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ェ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、リウェ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によるリウェ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℃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に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

4 - 118

り、1,000℃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ェ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によるリウェ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

4 - 119

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) 原子炉举動

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℃低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示したとおり,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MCPR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・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。両燃料のボロン価値に大き 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いえる。

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)	・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,リウェットモデル) (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/SCA T)
	熱水力特性(ボイド率,圧損)	 ・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・プール水温 度 (℃)	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度 (第1ピーク)(PCT) (℃)	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度 (第2ピーク)(℃)	約 766	約 806	

第5部 MAAP

目 次

—	第	5	部	MAAP -	-
---	---	---	---	--------	---

1. はじめに 5-3
2. 重要現象の特定 5-4
2.1 事故シーケンスと評価指標 5-4
2.2 ランクの定義 5-12
2.3 物理現象に対するランク付け5-14
3. 解析モデルについて 5-39
3.1 コード概要 5-39
3.2 重要現象に対する解析モデル 5-40
3.3 解析モデル 5-43
3.4 ノード分割 5-85
3.5 入出力
4. 妥当性確認 5-90
4.1 妥当性確認方法 5-90
4.2 妥当性確認(事故解析及び実験解析)5-97
4.3 妥当性確認(感度解析) 5-170
4.4 実機解析への適用性 5-208
5. 有効性評価への適用性 5-222
5.1 不確かさの取り扱いについて(評価指標の観点)
5.2 不確かさの取り扱いについて(運転操作の観点)5-228
6. 参考文献 5-240
参考1 MAAPとNUREG-1465のソースタームについて 5-242
別紙1 入力項目リスト 5-247
別添1 新知見への対応について 5-別 1-1
別添2 実験知見を踏まえたMAAPコードの有効性評価への適用性について.5-別2-1
別添3 審査会合における指摘事項の回答 5-別 3-1
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 5-1-1
添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について 添付 5-2-1
添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 添付 5-3-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止あるいは格納容器破損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。)に適用するコードのうち、MAAP(MA AP4)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。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

MAAPコードが適用される炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ及び格 納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて,具体的な事故シーケンス並び にその事象推移,運転操作及び評価指標について記述する。

- 2.1.1 炉心損傷防止対策
 - (1) 高圧·低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変 化又は設計基準事故(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する。重要事故シー ケンスとして、例えば「給水流量の全喪失+非常用炉心冷却系(高圧注水系及び 低圧注水系)起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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がスクラムし、炉心出力は直ちに崩壊熱レベ ルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系(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主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉 圧力は上昇し、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、これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁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圧力容器内の保有水が減少し 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,手動操作により逃がし安全弁を開き,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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は,逃がし安全弁から 放出される蒸気により徐々に上昇するが,格納容器代替スプレイ系による冷却及 び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合,原子炉格納容器の 過圧・過温破損を防止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」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では,原子炉の出力運転時において,異常な過渡変 化又は設計基準事故(LOCAを除く)の発生後,高圧注水機能が喪失し,かつ, 原子炉減圧機能が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして,例 えば「給水流量の全喪失+非常用炉心冷却系(高圧注水系)起動失敗+原子炉の 減圧の失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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し、炉心出力は直ちに崩壊熱レベ ルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系(高圧注水系)の起動に 失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し、 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、 これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁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、原子炉圧力 容器内の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,原子炉代替減圧系(原子炉自動減圧インターロック) により原子炉を減圧し,原子炉の減圧後に非常用炉心冷却系(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 すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し,炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は,逃がし安全弁から 放出される蒸気により徐々に上昇するが,残留熱除去系による除熱を行うことで, 抑制する。本事象の場合,原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評 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」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では、原子炉の出力運転時において、全交流動力電 源喪失の発生後、安全機能を有する系統及び機器が機能喪失することを想定する。 重要事故シーケンスとして「外部電源喪失+非常用ディーゼル発電機等の機能喪 失」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、全交流動力電源喪失後、原子炉はスクラムし、炉 心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系 が自動起動して水位は維持される。しかし、直流電源が枯渇すると長時間の注水 が期待できないため、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,原子炉隔離時冷却系による原子炉注水によって原子 炉水位を適切に維持しつつ,代替交流動力電源設備及び低圧代替注水系の準備が 完了したところで,原子炉の減圧及び低圧代替注水系による原子炉注水を開始す る。原子炉の減圧は,逃がし安全弁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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は,逃がし安全弁から 放出される蒸気により徐々に上昇するが,残留熱除去系又は格納容器圧力逃がし 装置による除熱を行うことで抑制する。本事象の場合,原子炉格納容器の過圧・ 過温破損を防止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」である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、異常な過渡変 化又は設計基準事故(LOCAを除く)の発生後、炉心冷却には成功するが、崩 壊熱除去機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして、例えば「給 水流量の全喪失+取水機能喪失」及び「給水流量の全喪失+残留熱除去系の故障」 が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、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し、炉心出力は直ちに崩壊熱レベ ルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系等が自動起動して水位は維 持されるが、外部電源の喪失を想定すると、取水機能喪失時には非常用ディーゼ ル発電機等の機能喪失による全交流動力電源喪失により、長時間の注水継続は期 待できないために、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。また、残留熱除去系故障時には非常用炉心冷却系等によって炉心の冷却 は維持されるものの、原子炉格納容器からの除熱機能喪失によって原子炉格納容 器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度が限界圧力及び限界温度を超過する。

取水機能喪失時に炉心損傷を防止するために,原子炉隔離時冷却系等による原子 炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ,代替交流動力電源により給電を 開始し,低圧又は高圧代替注水系による原子炉への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。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納 容器温度は,逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが,最終ヒ ートシンクへの代替熱移送系を用いた除熱によって抑制する。

また,残留熱除去系故障時には,原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度の上昇を抑制するため,格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納 容器圧力逃がし装置による除熱を行う。

上記のとおり,原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止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」である。

(5) LOCA時注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは、原子炉の出力運転時において、LOCA発生

後,「高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失する場合」又は「高圧注水機能及び 原子炉減圧機能が喪失する場合」に,炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。 重要事故シーケンスとして,例えば「中小破断LOCA+非常用炉心冷却系(高 圧注水及び低圧注水系)起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは、LOCA発生後、原子炉はスクラムし、炉心出力 は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。しかし、非常用炉心冷却系(高圧注水系及 び低圧注水系)の起動失敗により、原子炉水位が低下し、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、手動操作により逃がし安全弁を開き、原子炉を急速 減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系等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 代替注水系等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。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器温度は,LOCA破断口か ら放出される冷却材及び逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇する が,格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱 を行う。本事象の場合,原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価 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」である。

2.1.2 格納容器破損防止対策

(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)

この格納容器破損モードは,原子炉格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材の フラッシング,溶融炉心の崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウムー水 反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって,原子炉格納容器内の雰囲 気圧力・温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。評価事故シーケン スとして,例えば「大破断LOCA時注水機能喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合,事象発生後,炉心出力は直ちに崩壊熱レベルま で低下するが,非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため,原子炉 水位が急速に低下し,炉心が露出し,炉心損傷に至る。炉心部では,溶融した炉 心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが,低温領域まで降下すると一部が固 化して,閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると,その領域にある溶融炉 心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。ク ラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが,クラストの破損によ って溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存 していた原子炉冷却材により,一時的に溶融炉心は冷却されるが,やがて下部プ レナム内の原子炉冷却材が蒸発すると,溶融炉心が崩壊熱により再加熱されてい く。溶融炉心が高温状態となると,原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上 昇していき,やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力容 器の破損により,溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容 器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により,冷却水が溜まって おり,落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し,溶融炉心温度 が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心から の除熱が十分でない場合には,溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリー ト溶融温度以上となり,コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起き ることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は,原子炉格納容器の 過圧に寄与する他,溶融炉心内部の金属と反応して水素ガス発生に寄与する場合 もある。これらの水蒸気,発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって,原子炉格納 容器内の雰囲気圧力・温度が緩慢に上昇し,やがて格納容器過圧・過温破損に至 る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として,低圧代替注水系等による原子炉 注水,格納容器代替スプレイ系による格納容器冷却及び格納容器圧力逃がし装置 等による格納容器除熱がある。原子炉圧力容器内の溶融炉心の冷却を低圧代替注 水系等によって行うが,溶融炉心の崩壊熱によって原子炉格納容器内に放出され る蒸気により,原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度は徐々に上昇する。格納容 器スプレイを実施することによって,原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度の上 昇を抑制するが,外部水源からの総注水量が制限値に達した時点で,格納容器ス プレイを停止する。その後,原子炉格納容器の圧力及び雰囲気温度は再び上昇す るものの,格納容器圧力逃がし装置等による除熱により,格納容器破損を防止す る。

本事象の場合,原子炉格納容器の過圧・過温破損を防止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」である。

(2) 高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは,原子炉圧力が高い状況で原子炉圧力容器が破損し, 高圧の水蒸気及び水素ガスが放出されるとともに,溶融炉心が液滴状に格納容器 雰囲気へ飛散し,原子炉格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る事象であ る。評価事故シーケンスとして,例えば「高圧注水・減圧機能喪失+全交流動力 電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合,事象発生後,炉心出力は直ちに崩壊熱レベルま で低下するが,高圧注水・減圧機能が喪失することを想定するため,原子炉水位 が徐々に低下し,炉心が露出し,炉心損傷に至る。炉心部では,溶融した炉心は 燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが,低温領域まで降下すると一部が固化し て,閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると,その領域にある溶融炉心自 身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラス トが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが,クラストの破損によって 溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存して いた原子炉冷却材により,一時的に溶融炉心は冷却されるが,やがて下部プレナ ム内の原子炉冷却材が蒸発すると,溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。 溶融炉心が高温状態となると,原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇し ていき,やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力が高圧 状態で原子炉圧力容器破損に至るため,高圧の水蒸気及び水素ガスが放出される とともに,溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に 格納容器雰囲気へ飛散し,原子炉格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る 可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として,原子炉圧力容器破損までに手動操作にて,原子炉を速やかに減圧させることで,溶融炉心の分散放出を抑制する。

本事象の場合,原子炉の減圧により原子炉圧力が高い状況での溶融物の噴出を防止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」である。

(3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用

この格納容器破損モードは、溶融炉心と格納容器下部のプール水が接触して一時 的な圧力の急上昇が発生し、この時に発生するエネルギにより構造物が破壊され 格納容器破損に至る事象である。水蒸気爆発については、これまでの知見により、 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、溶 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)の可能性があることから、ここでは、圧力スパイクによる格納容器破損を取 り扱う。評価事故シーケンスとして、例えば「高圧・低圧注水機能喪失+全交流 動力電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合,事象発生後,炉心出力は直ちに崩壊熱レベルま で低下するが,高圧・低圧注水機能が喪失することを想定するため,原子炉水位 が徐々に低下し,炉心が露出し,炉心損傷に至る。炉心部では,溶融した炉心は 燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが,低温領域まで降下すると一部が固化し て,閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると,その領域にある溶融炉心自 身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラス トが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが,クラストの破損によって 溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存して いた原子炉冷却材により,一時的に溶融炉心は冷却されるが,やがて下部プレナ ム内の原子炉冷却材が蒸発すると,溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。 溶融炉心が高温状態となると,原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇し ていき,やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。格納容器下部には 格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により,冷却水が溜 まっており,落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し,圧力スパイク により格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では, 圧力スパイクにより, 瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し, 原子 炉格納容器の破損に至る可能性があることから, 評価指標は「原子炉格納容器圧 力」である。

(4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは、ジルコニウム-水反応等によって発生した水素ガス の燃焼により格納容器破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして、例え ば「高圧・低圧注水機能喪失+全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合,事象発生後,炉心出力は直ちに崩壊熱レベルま で低下するが,高圧・低圧注水機能が喪失することを想定するため,原子炉水位 が徐々に低下し,炉心が露出し,炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱し ていくと燃料被覆管のジルコニウムー水反応によって多量の水素ガスが発生する とともに,水の放射線分解によって水素ガス及び酸素ガスが発生する。発生した 水素ガス及び酸素ガスは,原子炉内で発生する蒸気とともに,逃がし安全弁を通 じてウェットウェルに流入し,サプレッション・プール水中にとりこまれた核分 裂生成物による水の放射線分解に伴って発生する水素ガス及び酸素ガスとともに 空間部に蓄積し,一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入する。格納容器 スプレイにより格納容器内で蒸気の凝縮が進むと,格納容器内の水素及び酸素濃 度は上昇する。なお,水素ガス及び酸素ガスの可燃限界は,水素濃度4vol%以上, かつ,酸素濃度5vol%以上が指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として,格納容器内雰囲気を窒素置換す ることによる不活性化及び格納容器圧力逃がし装置による可燃性ガスの排出によ って,水素燃焼の発生を抑制する。

本事象の場合,格納容器内において水素爆轟が発生しないことを確認することが 目的であり,BWRでは,格納容器内雰囲気が窒素封入により不活性化されてお り,また炉心損傷後はジルコニウム-水反応に伴い多量の水素ガスが発生するた め,水素燃焼の発生に対しては酸素濃度の上昇が律速となる。そのため,「酸素濃 度」を評価指標として選定する。なお,水素濃度の上昇に伴い格納容器内の酸素 濃度は相対的に低下するため,酸素濃度を保守的に評価する観点で,水素濃度に ついては実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の 有効性評価に関する審査ガイド指定の全炉心内のジルコニウム量の75%が水と反 応する想定ではなく,MAAPの評価値を用いる。 (5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは,格納容器下部床上へ落下した溶融炉心によりコンク リート侵食が継続し,原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し,格納容器 破損に至る事象である。評価事故シーケンスとして,例えば「大破断LOCA時 注水機能喪失」が選定されている。

この評価事故シーケンスの場合、事象発生後、炉心出力は直ちに崩壊熱レベルま で低下するが、非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため、原子炉 水位は急速に低下し、炉心が露出し、炉心損傷に至る。炉心部では、溶融した炉 心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが、低温領域まで降下すると一部が固 化して、閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると、その領域にある溶融炉 心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。ク ラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが、クラストの破損によ って溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存 していた原子炉冷却材により、一時的に溶融炉心は冷却されるが、やがて下部プ レナム内の原子炉冷却材が蒸発すると、溶融炉心が崩壊熱により再加熱されてい く。溶融炉心が高温状態となると、原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上 昇していき、やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力容 器の破損により、溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容 器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により、冷却水が溜まって おり、落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し、溶融炉心温度 が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心から の除熱が十分でない場合には、溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリー ト溶融温度以上となり、コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起き ることになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続すると、原子炉格 納容器の構造部材の支持機能が喪失し、格納容器破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として,原子炉圧力容器の下部から溶融 炉心が流れ出す時点で,格納容器下部において溶融炉心の冷却に寄与する十分な 水量及び水位を確保し,かつ,溶融炉心の落下後に崩壊熱を十分に上回る原子炉 注水及び格納容器下部注水系による注水を行うことによって,溶融炉心の冷却を 行う。

本事象の場合,コンクリート侵食を抑制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」である。 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MAAP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 2.2-1 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。

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等に対して抽出されたものであり、具体的な 事故シーケンスでは生じない場合もあり、その場合は「I」に分類する。

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
Н	評価指標及び運転操作に	物理現象に対する不確かさを実験との比較
	対する影響が大きいと考	等により求め,実機評価における評価指標及
	えられる現象	び運転操作への影響を評価する。
М	評価指標及び運転操作に	事象推移を模擬する上で一定の役割を担う
	対する影響が中程度と考	が、評価指標に対する影響が「H」に比べて
	えられる現象	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	事象推移を模擬するためにモデル化は必要
	対する影響が小さいと考	であるが,評価指標及び運転操作への影響が
	えられる現象	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。
Ι	評価指標及び運転操作に	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか,
	対し影響を与えないか,	又は重要でない物理現象であるため,検証/
	又は重要でない現象	妥当性確認は記載しない。

表 2.2-1 ランクの定義

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MAAPで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に,2.1 で述べた 事象進展を踏まえ,表2.2-1 の定義に従って,評価指標及び運転操作への影響に応 じて表2.3-1 及び表2.3-2 のとおりランク付けを行い,「H」及び「M」に分類され た物理現象を重要現象として抽出した。

以下、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では、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、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩 壊熱が支配的となる。したがって、核分裂出力は炉心損傷防止における評価指標で ある原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、核分 裂出力は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標に 対して影響はない。

(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では、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、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩 壊熱が支配的となる。したがって、出力分布変化は炉心損傷防止における評価指標 である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、出 力分布変化は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指 標に対して影響はない。

(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では、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、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩 壊熱が支配的となる。したがって、反応度フィードバック効果は炉心損傷防止にお ける評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられ る。また、反応度フィードバック効果は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器 破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(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では、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、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩 壊熱が支配的となる。したがって、制御棒反応度効果は炉心損傷防止における評価 指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、 制御棒反応度効果は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各 評価指標に対して影響はない。

(5) 崩壊熱 [炉心(核)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、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、炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩 壊熱が支配的となり、主な熱源として事象進展の速さに影響する。したがって、崩 壊熱は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格 納容器破損防止における各評価指標に対して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では、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、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温 度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して影響はない。

(7) 燃料棒内温度変化 [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,燃料 棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱 特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し,燃料被覆管温度が非 常に高温となった場合には,燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生 を考慮する必要がある。したがって,燃料棒内温度変化は,燃料被覆管温度が顕著 に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温 度に対して重要度が低く,格納容器破損防止における各評価指標に対しては重要度 が高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [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,燃料 棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱 特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し,燃料被覆管温度が非 常に高温となった場合には,燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生 を考慮する必要がある。したがって,格納容器破損防止における各評価指標に対し ては,表面熱伝達の影響が大きくなり,重要度が高いと考えられる。燃料被覆管温 度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては,一時的に炉心が露出しても 早期に再冠水し,冠水状態では熱伝達が十分大きくなることから,燃料棒表面の熱 伝達変化による影響は小さく,崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となる。し たがって,燃料棒表面熱伝達は,炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納 容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [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,燃料 棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。燃料棒表面において核沸騰から膜沸騰 へ沸騰遷移が生じた場合には,熱伝達の低下によって燃料被覆管温度が上昇するも のの,事象初期の短期間における燃料被覆管温度に影響する現象であり,長期的な 挙動に着目した場合の影響は小さい。したがって,沸騰遷移は,炉心損傷防止にお ける評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられ る。また,沸騰遷移は溶融炉心の挙動への影響はなく,格納容器破損防止における 各評価指標に対して影響はない。

(10) 燃料被覆管酸化 [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,燃料 棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱 特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し,燃料被覆管温度が非 常に高温となった場合には,燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素ガスの発生 を考慮する必要がある。したがって,燃料被覆管酸化は,燃料被覆管温度が顕著に 上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度 に対して重要度が低く,格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高 いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心(燃料)]

燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には,燃料被覆管の変形及び酸化反応 による発熱や水素ガスの発生,燃料被覆管の破損によるペレットと燃料被覆管の間 隙部に蓄積したFPの原子炉圧力容器内への放出を考慮する必要があり,格納容器 破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。炉心損傷防止に おける評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては,燃料被覆管の変形 により炉心冷却性への影響が考えられるものの,長期的な挙動に着目した場合の影響 は小さいため,重要度が低いと考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心(燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、水位が低下して炉心が露出して燃料棒表 面温度が高くなった場合には、円周方向及び軸方向からの三次元的な燃料棒間の輻 射熱伝達(三次元効果)が生じる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防 止の領域においては、一時的に炉心が露出しても再冠水することから、三次元効果 の影響は小さく、崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となるため、重要度が低 いと考えられる。また、三次元効果は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破 損防止における各評価指標に対して影響はない。

(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、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水 位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、 燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱 及び水素ガス発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する沸騰・ ボイド率変化は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温 度に対しては、燃料被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動に着目した場合の 影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対して は、炉心冷却状態への影響が大きく、溶融炉心の挙動への影響が考えられるため、 重要度が高いと考えられる。

(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、いずれも炉心露出の可能性があり、二相水 位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し、燃料被覆管の温度上昇が始まるため、 燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には、燃料被覆管の酸化反応による発熱 及び水素ガス発生を考慮する必要がある。したがって、二相水位に影響する気液分 離(水位変化)・対向流は、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧 力及び温度に対しては、被覆管温度が顕著に上昇せず、長期的な挙動へ着目した場 合に影響は小さいため、重要度が低く、格納容器破損防止における各評価指標に対 しては、炉心冷却状態への影響が大きく、溶融炉心の挙動への影響が考えられるた め、重要度が高いと考えられる。

(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では、早期に再循環ポンプがトリップするため、 事象初期を除いて炉心領域に強制循環はないため、冷却材の注水による気液熱非平 衡状態が考えられるが、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力 及び温度に対しては、長期的な挙動に着目した場合の影響は小さく、格納容器破損 防止における各評価指標に対しては、溶融炉心の挙動への影響は小さいため、重要 度が低いと考えられる。 (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では、早期に再循環ポンプがトリップするため、 事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンカマ部の静水 頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評 価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価 指標に対して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では、ダウンカマに注水された冷却材が下部プレナムを経由して、又は、炉心バイパス部から燃料集合体の漏えい経路を経由して 炉心部へ流入する際、圧力損失が均一となるように熱出力に応じて燃料集合体間で 流量配分される三次元効果が発生する。ただし、長期的な挙動へ着目した場合に三 次元効果の影響は小さく、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧 力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また、三次元効果は溶融炉心の挙 動への影響はなく、格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(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では、いずれも事象発生後早期に再循環ポンプ がトリップし、原子炉圧力容器内における冷却材流量変化は長期間に亘り自然循環 が支配的となる。長期的な挙動に着目した場合、炉心損傷防止における評価指標で ある原子炉格納容器圧力及び温度に対しては、原子炉圧力容器内の自然循環による 冷却材の流量変化の影響は小さく、格納容器破損防止における各評価指標に対して は、溶融炉心の挙動への影響は小さいため、重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出(臨界流·差圧流)[原子炉圧力容器]

炉心損傷防止において評価する具体的な事故シーケンスでは,逃がし安全弁やL OCA破断口からの冷却材放出によって,原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及 ぼすものの,長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であ り,冷却材放出(臨界流・差圧流)は,評価指標である原子炉格納容器圧力及び温 度に対して重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止における高圧溶融物放出 /格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては,逃がし安全弁 からの冷却材放出による原子炉圧力への影響があり,重要度が中程度であると考え られる。格納容器破損防止のその他の評価指標に対しては、炉心損傷後において, 原子炉圧力容器からの流れの駆動力となる水蒸気の発生による影響は小さいため, 評価指標に対する影響は小さく,重要度は低いと考えられる。 (20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、逃がし安全弁を用いた原子炉の急速減圧 あるいはLOCA発生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によって二相水位が変化する。また、原子炉への注水 によって蒸気が凝縮する。しかしながら、炉心以外の領域の沸騰、凝縮及びボイド 率変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに 格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低いと考えられ る。

(21) 気液分離·対向流 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれも炉心露出の可能性があり、二相 水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出する。しかしながら、炉心以外の領域 の気液分離・対向流は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及 び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく、重要度は低 いと考えられる。

(22) 気液熱非平衡 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心が露出した場合に、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考えられるものの、原子炉圧力容器外へ 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の熱伝達によって、ほ ぼ飽和状態となるため、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力 及び温度に対する影響はない。また、溶融炉心の挙動への影響は小さく、格納容器 破損防止における各評価指標に対しては、重要度が低いと考えられる。

(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では、早期に再循環ポンプがトリップするため、 事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は、炉心部とダウンカマ部の静水 頭が支配的であると考えられる。したがって、圧力損失は炉心損傷防止における評 価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価 指標に対して重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器]

炉心損傷以前において,原子炉圧力容器等の構造材の保有熱は,原子炉冷却材との 熱伝達(構造材との熱伝達)を通じて原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える ものの,長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的である。 したがって,構造材との熱伝達は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納 容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

なお,溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達は,物理現象「下部プレナムでの溶融 炉心の熱伝達」において考慮する。

(25) ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)[原子炉圧力容器]

炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損及び水素燃 焼において評価する具体的な事故シーケンスでは、非常用炉心冷却系(ECCS)及 び代替注水設備を使用して炉心の冷却を行う。原子炉圧力容器への注水は、原子炉 格納容器への放出エネルギに影響を与え、格納容器圧力変化に影響を及ぼすため、 ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)は、炉心損傷防止及び格納容器破損防 止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度 に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止における水素燃焼 の評価指標である酸素濃度に対しては、注水による水蒸気や水素ガスの発生量への 影響が考えられ、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が中程度であ ると考えられる。また、格納容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作 用の評価指標であるコンクリート侵食量については、注水された水が原子炉圧力容 器破損口から流れ出ることによる溶融炉心の冷却が考えられるため、重要度が高い と考えられる。格納容器破損防止におけるその他の格納容器破損モードにおける事 故シーケンスにおいては、ECCS(給水系・代替注水設備含む)の作動は考慮し ておらず、評価指標に対する影響はない。

(26) ほう酸水の拡散 [原子炉圧力容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、いずれもほう酸水の注入を考慮していない。したがって、ほう酸水の拡散は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格 納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(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では、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可能性があるが、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、三次元効果は炉心損傷防止におけ る評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。 また、三次元効果は溶融炉心の挙動への影響はなく、格納容器破損防止における各 評価指標に対して影響はない。 (28) 冷却材放出 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、逃がし安全弁やLOCA破断口からの冷 却材放出によって、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの、長期的に は崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり、冷却材放出は、炉 心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破 損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(29) 格納容器各領域間の流動 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、崩壊熱によって発生した水蒸気及びジル コニウム-水反応によって発生した非凝縮性ガス(含む水素ガス)は、LOCA破 断口からドライウェルを経由し、又は逃がし安全弁を介してウェットウェルへ流入 し、サプレッション・プール水温度を上昇させる。ウェットウェルにおける気液界 面の熱伝達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度 に影響を与える。したがって、格納容器各領域間の流動は、炉心損傷防止及び格納 容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧 力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他 の評価指標については、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標であ る原子炉圧力に対しては、現象の発生防止として、原子炉圧力の低下が評価の主体 となっており、重要度は低いと考えられる。溶融燃料ー冷却材相互作用の評価指標 である原子炉格納容器圧力に対しては、溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力ス パイクによる原子炉格納容器圧力の上昇が評価指標となっており、重要度は高いと 考えられる。ウェットウェル空間部に蓄積された水素ガス及び酸素ガスの一部は真 空破壊弁を通じてドライウェルに流入するため,原子炉格納容器内における非凝縮 性ガスの濃度分布に影響があり、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要 度が高いと考えられる。また、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標である コンクリート侵食量については、溶融炉心から上面水プール及びコンクリートへの 熱伝達が支配的であり,格納容器各領域間の流動の影響は小さいため,重要度は低 いと考えられる。

(30) サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは,残留熱除去系等を用いて原子炉格納容器 からの除熱が可能であり,サプレッション・プール冷却は,炉心損傷防止及び格納 容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧 力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし,炉心損傷防止における高 圧・低圧注水機能喪失及びLOCA時注水機能喪失の事故シーケンスにおいては, サプレッション・プール冷却は考慮しておらず,評価指標に対する影響はない。ま た,サプレッション・プールの冷却によって水蒸気が凝縮し,非凝縮性ガスの濃度 が上昇するため,水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考え られる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(31) 気液界面の熱伝達 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、ウェットウェルにおける気液界面の熱伝 達によって、気相部の圧力・温度が上昇し、原子炉格納容器圧力及び温度に影響を 与える。したがって、気液界面の熱伝達は、炉心損傷防止及び格納容器破損防止に おける格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対 して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価 指標に対しては影響が小さく、重要度が低いと考えられる。

(32) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉格納容器内温度の上昇により、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が生じる。 構造材との伝熱は、その熱容量により原子炉格納容器内温度の変化を抑制する方 向に作用し、短期的には影響が大きい。また、材料により伝熱特性が異なり、熱 伝導率の高い金属では表面熱伝達の影響が大きいのに対し、熱伝導率の低いコン クリートでは、コンクリート内部の熱伝導の影響が大きくなる。したがって、炉 心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標で ある原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。 格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく、重要度が 低いと考えられる。

なお,溶融炉心と構造材間の熱伝達は,物理現象「溶融炉心とコンクリートの伝熱」 において考慮する。

(33) スプレイ冷却 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、格納容器スプレイにて、原子炉格納容器 圧力及び温度の抑制が可能である。したがって、スプレイ冷却は、炉心損傷防止及 び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納 容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止にお ける高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、スプレイ冷却は考慮し ておらず、評価指標に対する影響はない。また、スプレイの作動によって水蒸気が 凝縮し、非凝縮性ガスの濃度が上昇するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度 に対する重要度は高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標 に対する影響はない。 (34) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心損傷後、放射線水分解、ジルコニウ ムー水反応等によって水素ガス及び酸素ガスが発生し、原子炉格納容器圧力に影響 を与える可能性があり、格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価 指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられ る。ただし、炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に 対しては、炉心損傷に至ることはないため、影響はない。水素燃焼の評価指標であ る酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標と なり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標へ の影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(35) 格納容器ベント [原子炉格納容器]

評価する具体的な事故シーケンスでは、格納容器圧力逃がし装置にて、原子炉格 納容器圧力及び温度の抑制が可能であり、格納容器ベントは、炉心損傷防止及び格 納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器 圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし、炉心損傷防止における 高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては、格納容器ベントは考慮して おらず、評価指標に対する影響はない。また、格納容器ベントによって、原子炉格 納容器内の雰囲気組成が変化するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対し て重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対す る影響はない。

(36) リロケーション [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器内の炉心燃料は,原子炉 冷却材の減少によりヒートアップし,炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。 炉心のリロケーションは,溶融炉心の冷却性,原子炉圧力容器の破損挙動等,炉心 溶融後の事象進展に与える影響が大きい。リロケーションの過程における,炉心の 流路閉塞挙動によって,水素ガスの発生量への影響が考えられ,格納容器過圧・過 温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して,重要度が高いと考 えられる。さらに,水素濃度の上昇に伴って原子炉格納容器内の酸素濃度は相対的 に低下するため,水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して,重要度が高いと考 えられる。また,リロケーションは溶融炉心の下部プレナムへの移行挙動に関係し, 原子炉圧力容器の破損タイミングにおいて溶融炉心の持つ崩壊熱や格納容器下部へ 落下する溶融炉心の量への影響が考えられるため,高圧溶融物放出/格納容器雰囲 気直接加熱の評価指標である原子炉圧力,溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標で ある原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコ ンクリート侵食量に対して,重要度が高いと考えられる。

なお、本物理現象以降の物理現象については、炉心損傷後の物理現象であり、炉 心損傷以前の現象を扱う炉心損傷防止における評価指標に対する影響はない。

(37) 原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化) [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉 冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。 溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に、原子炉圧力容器下部プレ 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 細粒化し、水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の 発生によって発生する圧力スパイクは、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける 原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって、原子炉圧力容器内FCI(溶 融炉心細粒化)は、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子 炉圧力に対して、重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である 酸素濃度に対する影響はない。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影 響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(38) 原子炉圧力容器内FCI(デブリ粒子熱伝達)[原子炉圧力容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器内の炉心燃料は,原子炉 冷却材の減少によりヒートアップし,炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。 溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に,原子炉圧力容器下部プレ 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 細粒化し,水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の 発生によって発生する圧力スパイクは,原子炉圧力容器破損のタイミングにおける 原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって,原子炉圧力容器内FCI(デ ブリ粒子熱伝達)は,高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原 子炉圧力に対して,重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標であ る酸素濃度に対する影響はない。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への 影響は小さく,重要度が低いと考えられる。

(39) 溶融炉心の再臨界 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、制御棒溶融開始から炉心溶融に至る間に 原子炉圧力容器内に注水される可能性があるが、事象進展に伴い流路が閉塞し、溶 融プールが形成されるため、溶融炉心が再臨界する可能性は十分小さい。したがっ て、溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。 (40) 構造材との熱伝達 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器内の炉心燃料は、原子炉 冷却材の減少によりヒートアップし、炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。 この過程において、制御棒等の原子炉内構造物も、溶融燃料からの輻射熱伝達等に より溶融し、炉心下部に移行する。構造材との熱伝達によって、溶融炉心の移行挙 動、溶融炉心の量や組成等の炉心溶融後の事象進展に与える影響が考えられる。溶 融炉心の移行挙動については、炉心の流路閉塞挙動による水素ガスの発生量への影 響から、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に 対して、重要度が高いと考えられる。また、水素濃度の上昇に伴って原子炉格納容 器内の酸素濃度は相対的に低下するため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対 して、重要度が高いと考えられる。構造材の溶融による溶融炉心の量や組成への影 響からは、原子炉圧力容器の破損タイミング、破損後の溶融炉心の放出量や放出さ れた溶融炉心と水蒸気の反応による発熱等の影響が考えられるため、高圧溶融物放 出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力、溶融燃料ー冷却材相互 作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の 評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと考えられる。

(41) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、炉心のリロケーションによって下部プレ ナムに溶融炉心が堆積し、原子炉圧力容器へ熱的負荷を与える。したがって、下部 プレナムでの溶融炉心の熱伝達は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子 炉格納容器圧力及び温度に対して、原子炉圧力容器壁を介した格納容器雰囲気への 伝熱の影響が考えられ、重要度が中程度であると考えられる。また、原子炉圧力容 器下部プレナムに冷却材が残存する場合には、溶融炉心と冷却材との熱伝達による 水蒸気発生によって原子炉圧力が上昇するため、高圧溶融物放出/格納容器雰囲気 直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して、重要度が高いと考えられる。溶融 炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては、格 納容器下部への注水開始の判断基準を原子炉圧力容器下鏡温度とした場合に、運転 操作に対する影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。水素燃焼の評価指標で ある酸素濃度に対する影響はない。溶融燃料ー冷却材相互作用の評価指標である原 子炉格納容器圧力に対する直接的な影響はなく、重要度が低いと考えられる。

(42) 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器は,下部プレナムに堆積 した溶融炉心との熱伝達による熱的負荷によって破損に至る。原子炉圧力容器破損 の破損時期と破損形態(破損口の口径)は、原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器 内での溶融炉心の挙動に影響を与える。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対し ては、原子炉圧力容器の破損時期における核分裂生成物の移行挙動への影響や、放 出された溶融炉心の反応による非凝縮性ガスの発生による影響が考えられ、重要度 が高いと考えられる。高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である 原子炉圧力に対しては、原子炉圧力容器破損までに低減することが目的であり、重 要度が高いと考えられる。格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容 器圧力及び温度、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力 及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対し ては、原子炉圧力容器の破損形態による溶融炉心落下時の冷却による蒸気の発生挙 動や溶融炉心の拡がり挙動への影響、破損時期による放出された溶融炉心の崩壊熱 による影響が考えられ、重要度が高いと考えられる。

(43) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生[原子炉圧力容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは、崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い、 ジルコニウムー水反応によって水素ガスが発生し、水蒸気とともに原子炉格納容器 内に移動した後、原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性がある。したがって、 放射線水分解等による水素ガス及び酸素ガス発生は、格納容器過圧・過温破損の評 価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えら れる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては、濃度を可燃限界以下に抑制 することそのものが評価指標となり、重要度が高いと考えられる。格納容器破損防 止におけるその他の評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。

(44) 原子炉圧力容器内FP举動 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、燃料被覆管の破損や炉心の溶融によって、 核分裂生成物(FP)が原子炉圧力容器内に放出される。放出されたFPは、原子 炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、炉心あるいは溶融炉心中に残 存したFPは、溶融炉心の移動に伴って輸送される。気相中に浮遊するエアロゾル 状のFPは、原子炉圧力容器壁面や内部構造物等の構造材表面へ付着し、崩壊熱に よって構造材の温度上昇に寄与する。原子炉圧力容器の外面が非常に高温となった 場合には、自然対流及び輻射熱伝達により格納容器内温度に影響を与える可能性が あるが、原子炉圧力容器からの輻射は保温材を介していることから影響は小さく、 自然対流による影響が支配的となる。FPの移行挙動による影響として、FPによ る水の放射線分解に伴う水素ガス及び酸素ガス発生、溶融炉心の持つ崩壊熱を始め とした各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響が考えられる。したがって、 原子炉圧力容器内FP挙動は、格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格
納容器圧力及び温度,水素燃焼の評価指標である酸素濃度及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して,重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(45) 原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出 [原子炉格納容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは,高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器 雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており,現象モデルとしては考慮しない。

(46) 格納容器雰囲気直接加熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器 雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており,現象モデルとしては考慮しない。

(47)格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり[原子炉格納容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に 落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水によ 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 ート温度の上昇により熱分解が起こり、水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した 水蒸気、二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の 非凝縮性ガスが発生する。さらに、コンクリート溶融温度に到達するとコンクリー ト侵食が起こる。溶融炉心の堆積状態は、落下後の溶融炉心の堆積高さ、水プール への伝熱面積に影響を与える。したがって、格納容器下部床面での溶融炉心の拡が りは、溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対 して、重要度が高いと考えられる。また、格納容器過圧・過温破損の評価指標であ る原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は小さく、重要度が低いと考えられる。 格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(48) 内部構造物の溶融,破損[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器破損後,格納容器下部に 溶融炉心が落下し,格納容器下部区画内に存在する制御棒駆動装置等の構造物を溶 融,破損させる可能性がある。しかしながら,溶融炉心の落下時に溶融炉心との接 触によって溶融,破損する構造物は限定的であり,影響は小さく,内部構造物の溶 融,破損は溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力,溶融 炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して,重要 度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響 はない。

- (49)原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化)[原子炉格納容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に 水プールが存在する場合、落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混 合に伴って、溶融炉心が細粒化して水中に分散し、分散した粒子状デブリからの 熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり、圧力スパイクが発生する可能性があ る。したがって、原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化)は、格納容器過圧・ 過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度 であると考えられる。また、格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及 び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能 性があり、溶融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力、溶 融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、 重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対す る影響はない。
- (50) 原子炉圧力容器外FCI(デブリ粒子熱伝達)[原子炉格納容器(炉心損傷後)] 評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器破損後,格納容器下部に 水プールが存在する場合,落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液-液混合 に伴って,溶融炉心が細粒化して水中に分散し,分散した粒子状デブリからの熱伝 達によって急速な水蒸気発生が起こり,圧力スパイクが発生する可能性がある。し たがって,原子炉圧力容器外FCI(デブリ粒子熱伝達)は,格納容器過圧・過温破 損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると 考えられる。また,格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心 の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり,溶 融燃料-冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力,溶融炉心・コンク リート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して,重要度が高いと考 えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(51) 格納容器直接接触 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器の破損によって、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが、原子 炉格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触することがない構造となっており、 格納容器直接接触は、格納容器破損防止における各評価指標への影響はない。

(52) 溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器破損後,格納容器下部に 落下した溶融炉心が床面に堆積し,格納容器下部に事前に注水されたプール水によ 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 ート温度の上昇により熱分解が起こり,水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した 水蒸気,二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の 非凝縮性ガスが発生する。さらに,コンクリート溶融温度に到達するとコンクリー ト侵食が起こる。したがって,溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱は,格納 容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する評価指標であるコ ンクリート侵食量に対して,重要度が高いと考えられる。また,非凝縮性ガスの発 生により,格納容器過圧・過温破損における評価指標である原子炉格納容器圧力及 び温度に対する影響があり,重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防 止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(53) 溶融炉心とコンクリートの伝熱 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に 落下した溶融炉心が床面に堆積し、格納容器下部に事前に注水されたプール水によ 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 ート温度の上昇により熱分解が起こり、水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した 水蒸気、二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の 非凝縮性ガスが発生する。さらに、コンクリート溶融温度に到達するとコンクリー ト侵食が起こる。したがって、溶融炉心とコンクリートの伝熱は、溶融炉心・コン クリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して、重要度が高いと 考えられる。また、非凝縮性ガスの発生により、格納容器過圧・過温破損の評価指 標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり、重要度が中程度である と考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(54) 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(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器破損後,格納容器下部に 落下した溶融炉心が床面に堆積し,格納容器下部に事前に注水されたプール水によ 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 ート温度の上昇により熱分解が起こり,水蒸気と二酸化炭素が発生する。発生した 水蒸気,二酸化炭素と溶融炉心内の未酸化金属成分が反応して水素や一酸化炭素の 非凝縮性ガスが発生する。さらに,コンクリート溶融温度に到達するとコンクリー ト侵食が起こる。したがって,コンクリートの分解及び非凝縮性ガスの発生は,溶 融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して,重 要度が高いと考えられる。また,非凝縮性ガスの発生により,格納容器過圧・過温 破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに水素燃焼の評価指標であ る酸素濃度に対する影響があり,重要度が中程度であると考えられる。格納容器破 損防止におけるその他の評価指標に対する影響はない。

(55) 溶融炉心の再臨界 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは,原子炉圧力容器の破損によって,下部プレ ナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが,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 も溶融炉心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。したがって,溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各 評価指標への影響はない。

(56) 原子炉格納容器内FP举動 [原子炉格納容器(炉心損傷後)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると、 核分裂生成物(FP)が原子炉圧力容器内に放出される。放出されたFPは、原子 炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され、LOCA破断口や逃がし安全 弁を経由して原子炉格納容器内に移動し、各物理領域において熱源となる崩壊熱分 布に影響する。したがって、原子炉格納容器内FP挙動は、格納容器過圧・過温破 損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して、重要度が中程度である と考えられる。また、ウェットウェルに放出された一部のFPによる水の放射線分 解に伴って水素ガス及び酸素ガスが発生し、ウェットウェル空間部の非凝縮性ガス の濃度分布に影響を与えるため、水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して、重 要度が中程度であると考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用における評価 指標であるコンクリート侵食量については、溶融炉心の持つ崩壊熱に影響があるも のの、評価指標への影響は小さく、重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止 におけるその他の評価指標に対する影響はない。

評価事象			評価事象	炉心損傷防止					
		高圧・低圧注水機	高圧注水・減圧機	全交流動力電源喪	崩壊熱除去機能喪	LOCA時注水機			
				能喪失	能喪失	失	失	能喪失	
	.米石		評価指標	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	
77	規	物理現象		力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	
		(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	
		(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L	
	核	(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L	
	12	(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L	
		(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
		(6)	三次元効果	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	
		(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	
		(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	L	L	L	
炉心	燃	(9)	沸騰遷移	L	L	L	L	L	
	料	(10)	燃料被覆管酸化	L	L	L	L	L	
		(11)	燃料被覆管変形	L	L	L	L	L	
		(12)	三次元効果	L	L	L	L	L	
		(13)	沸騰・ボイド率変化	L	L	L	L	L	
	志加	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	L	L	L	L	L	
	流動	(15)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L	
	到	(16)	 圧力損失	L	L	L	L	L	
		(17)	三次元効果	L	L	L	L	L	

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク(炉心損傷防止)(1/3)

	評価事象			炉心損傷防止				
			高圧・低圧注水機	高圧注水・減圧機	全交流動力電源喪	崩壞熱除去機能喪	LOCA時注水機	
	~		能喪失	能喪失	失	失	能喪失	
			原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	
分類	物理現象		力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	
	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L	
	(19)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	L	L	L	L	L	
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L	
原が	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L	
テレーテレー	(22)	気液熱非平衡	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	
上 力 全 弁	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L	
音器む	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	
<u> </u>	(25)	E C C S 注水(給水系・代替注水設備含む)	М	М	М	М	М	
	(26)	ほう酸水の拡散	I	Ι	Ι	Ι	Ι	
	(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク(炉心損傷防止)(2/3)

評価事象			炉心損傷防止					
			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	
			原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	原子炉格納容器圧	
分類	物理現象	 泉	力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	力及び温度	
	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L	
	(29)	格納容器各領域間の流動	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
E.	(30)	サプレッション・プール冷却	Ι	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	Ι	
示 子 后	(31)	気液界面の熱伝達	М	М	М	М	М	
格納	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	М	М	М	М	М	
容哭	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	Ι	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	
1107	(24)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガ	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	
	(04)	ス発生						
	(35)	格納容器ベント	<u>H</u>	Ι	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	

表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク(炉心損傷防止) (3/3)

		評価事	象	格納容器破損防止				
				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	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	評価推	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
		(1)	核分裂出力	I	I	Ι	Ι	Ι
		(2)	出力分布変化	I	I	I	Ι	Ι
	+*	(3)	反応度フィードバック効果	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
	12	(4)	制御棒反応度効果	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
		(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(6)	三次元効果	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
		(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
炉心	燃	(9)	沸騰遷移	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
	料	(10)	燃料被覆管酸化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(11)	燃料被覆管変形	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
		(12)	三次元効果	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
		(13)	沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	志力	(14)	気液分離(水位変化)・対向	桁 <u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	が流動	(15)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L
	到	(16)	压力損失	L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果	I	I	Ι	I	Ι

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク(格納容器破損防止)(1/5)

	評価事象			格納容器破損防止					
	,		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	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		
八茶		評価指標	原子炉格納容器圧	原子炉圧力	原子炉格納容器圧	酸素濃度	コンクリート侵食		
	物理現象	家	力及び温度		力		量		
	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L		
	(19)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	L	М	L	L	L		
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	L	L	L		
原が	(21)	気液分離・対向流	L	L	L	L	L		
「炉し」	(22)	気液熱非平衡	L	L	L	L	L		
上 力 全 奈 弁	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L		
器含む	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L		
Ŭ	(25)	E C C S 注水(給水系・代替注水設備含む)	М	Ι	Ι	М	H		
	(26)	ほう酸水の拡散	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι		
	(27)	三次元効果	I	I	I	I	I		

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク(格納容器破損防止)(2/5)

評価事象			格納容器破損防止				
	<u>`</u>		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	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	評価指標 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
	(28)	冷却材放出	L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動	H	L	<u>H</u>	<u>H</u>	L
E.	(30)	サプレッション・プール冷却	<u>H</u>	Ι	Ι	<u>H</u>	Ι
原 子 炬	(31)	気液界面の熱伝達	М	L	L	L	L
格納	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	М	L	L	L	L
容哭	(33)	スプレイ冷却	<u>H</u>	Ι	Ι	<u>H</u>	Ι
石口	(24)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス	М	L	L	H	L
	(34)	発生					
	(35)	格納容器ベント	H	Ι	Ι	H	Ι

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク(格納容器破損防止)(3/5)

評価事象			格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過	高圧溶融物放出/格納	溶融燃料-冷却材	水素燃焼	溶融炉心・コンク
	,		温破損	容器雰囲気直接加熱	相互作用		リート相互作用
八桁		評価指標	原子炉格納容器圧	原子炉圧力	原子炉格納容器圧	酸素濃度	コンクリート侵食
刀與	物理現象		力及び温度		力		量
	(36)	リロケーション	H	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(37)	原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化)	L	М	L	Ι	L
	(38)	原子炉圧力容器内FCI (デブリ粒子熱伝達)	L	М	L	Ι	L
原のが	(39)	溶融炉心の再臨界	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι
テル し 炉 山 安	(40)	構造材との熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
力傷全	(41)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	М	<u>H</u>	L	Ι	<u>H</u>
器し含む	(42)	原子炉圧力容器破損	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
Ŭ	(43)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガ	М	L	L	<u>H</u>	L
	(43)	ス発生					
	(44)	原子炉圧力容器内FP 挙動	М	Ι	Ι	М	М

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク(格納容器破損防止)(4/5)

		評価事象	格納容器破損防止					
	X		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	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	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	
	(45)	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	_	_	_	_	—	
	(46)	格納容器雰囲気直接加熱	_	—	—	—	—	
	(47)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	L	Ι	Ι	Ι	<u>H</u>	
	(48)	内部構造物の溶融,破損	Ι	Ι	L	Ι	L	
原((49)	原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化)	М	Ι	<u>H</u>	Ι	<u>H</u>	
于 炉 炉 心 枚 埍	(50)	原子炉圧力容器外FCI (デブリ粒子熱伝達)	М	Ι	<u>H</u>	Ι	<u>H</u>	
格 頂 納 傷 索 丝	(51)	格納容器直接接触	Ι	Ι	Ι	Ι	Ι	
谷设	(52)	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	М	Ι	Ι	Ι	<u>H</u>	
	(53)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	М	Ι	Ι	Ι	<u>H</u>	
	(54)	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	М	Ι	Ι	М	<u>H</u>	
	(55)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I	
	(56)	原子炉格納容器内FP 举動	М	Ι	Ι	М	L	

表 2.3-2 有効性評価の物理現象のランク(格納容器破損防止)(5/5)

「-」:現象の発生防止を評価しており、現象モデルとしては考慮していないため、ランクの分類の対象としない。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

MAAP (Modular Accident Analysis Program) コードは、米国産業界が実施し たIDCOR (Industry Degraded Core Rulemaking) プログラムにおいて、1980 年代の初めに米国FAI社 (Fauske & Associates, LLC.) によって開発されたコー ドであり、プログラムの完了に伴い、所有権が米国EPRI (Electric Power Research Institute) に移管され、EPRIを中心としたMUG (MAAP User's Group) のも とで保守及び改良が進められている。MAAPコードは、軽水炉のシビアアクシデ ント時の原子炉圧力容器、原子炉格納容器及び原子炉建屋内の熱水力/核分裂生成 物 (FP) の放出・移行挙動を同時に一貫して解析できることに特徴があり、PR Aやシビアアクシデントマネジメントの策定等において、米国を始め、世界的に広 く利用されている。

MAAPは、シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し、炉心、原子炉圧 力容器、原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル 化するとともに、工学的安全施設や炉心損傷防止対策あるいは格納容器破損防止対 策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また、FPに関する物理 現象をモデル化しており、事故時に炉心溶融に伴って原子炉圧力容器や原子炉格納 容器内に放出されるFPの挙動についても取り扱うことが可能である。このように、 広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり、シビアアクシデ ントで想定される種々の事故シーケンスについて、起因事象から安定した状態、あ るいは過圧・過温により格納容器健全性が失われる状態まで計算が可能であること が特徴である。

また,MAAPのBWRプラント用解析モデルは,原子炉型式及び格納容器型式 の違いを考慮してプラントタイプごとに適用可能なように開発されたものであり, プラント設計や運転状態に基づいて設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計 算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

MAAPの熱水力モデルでは,質量・エネルギ保存則を解く一方,運動量方程式 を準静的な取扱いとしているが,系内の質量・エネルギの収支を適切に取り扱って おり,長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価に対し,適用性を有する。

なお,事故シーケンスの解析においては,溶融炉心とコンクリートの相互作用の ようなシビアアクシデント特有の現象等,現時点でも研究段階のものがあり,実機 規模での現象が必ずしも解明しきれていない現象も含まれている。 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 2.3-1 及び表 2.3-2 における各 事故シーケンスグループ等に対して,1つでも「H」又は「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 3.2-1 に示す。

分類	重要現象	解析モデル		
		炉心モデル(原子炉出力及び崩壊熱)(3.3.2(2))		
炉心(核)	崩壊熱	核分裂生成物(FP)挙動モデル(FPの移動に伴う崩壊熱分配モデル)		
		(3.3.7(3))		
	燃料棒内温度変化			
	燃料棒表面熱伝達	炉心モデル(炉心熱水力モデル)(3.3.2(3))		
》中心(然不平)	燃料被覆管酸化	溶融炉心の挙動モデル(炉心ヒートアップ)(3.3.6(1))		
	燃料被覆管変形			
后已 (劫运新)	沸騰・ボイド率変化			
》心(然何到)	気液分離(水位変化)·対向流			
百乙后正力宏思	冷却材放出(臨界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル(破断流モデル)(3.3.3(3))		
尿丁炉圧刀谷奋 (氷が) 安全金合わ)		安全系モデル(非常用炉心冷却系)(3.3.5(1))		
(過加し女主弁者の)	として3 往水(粘水米・代替往水設備30)	安全系モデル(代替注水設備)(3.3.5(4))		
	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル(原子炉格納容器の熱水力モデル)(3.3.4(2))		
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル(非常用炉心冷却系)(3.3.5(1))		
	気液界面の熱伝達	格納容器エデル(百子伝格納容器の教水力エデル)(2-2-4(2))		
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導			
原子炉格納容器	フプレインが知	安全系モデル(格納容器スプレイ)(3.3.5(2))		
		安全系モデル(代替注水設備)(3.3.5(4))		
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス	故如家明エジル (水主ガマ教仕) (2.2.4(2))		
	発生	哈衲谷孫てフル(小茶ルヘ先生)(3.3.4(3))		
	格納容器ベント	格納容器モデル(原子炉格納容器の熱水力モデル)(3.3.4(2))		

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル(1/2)

分類	重要現象	解析モデル		
	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル(リロケーション)(3.3.6(2))		
	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			
西之后亡も宏明	達)	溶融炉心の挙動モデル(下部プレナムでの溶融炉心の挙動)(3.3.6(3))		
原于炉庄刀谷奋 (后):提復然)	構造材との熱伝達			
(氷が) 安全な合わ)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達			
(巡加し女主并占む)	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル(原子炉圧力容器破損モデル)(3.3.6(4))		
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス	 枚 納 宏 哭 エ デ ル (水 妻 ガ ス 発 生) (2 3 Λ (2))		
	発生	1位前位1000(小茶以へ光生) (3.3.4(3))		
	原子炉圧力容器内FP挙動	核分裂生成物(FP)挙動モデル(3.3.7)		
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり			
	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			
原子炉格納容器	達)	溶融炉心の挙動モデル(格納容器下部での溶融炉心の挙動)(3.3.6(5))		
(炉心損傷後)	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	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル(3.3.7)		

表 3.2-1 重要現象に対する解析モデル (2/2)

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

MAAPの炉心,原子炉圧力容器,格納容器モデルは,ノードとジャンクション により構成されており,各ノードにおいて,水,水蒸気,非凝縮性ガスの質量とエ ネルギから状態方程式により圧力及び温度を計算し,ジャンクションにおいては流 量を計算する。運動量バランスは準定常として扱われ,代数方程式で表されるため, 運動量に関する微分方程式はない。

質量とエネルギの変化率は、各ノード(領域)における物質ごとの質量及びエネ ルギバランスより求められる。図 3.3-1 に概念図を示す。領域*i*における物質 jの 質量変化率 $(\dot{M}_i)_i$ は、

$$(\dot{M}_{i})_{j} = (W_{in})_{j} - (W_{out})_{j} \pm \begin{pmatrix} \Re \otimes \ell \& \& \& & \\ &$$

(3. 3. 1 - 1)

により求める。ここで、質量変化率 $(W_{in})_{j}$ は物質jの対象領域iへの流入量、 $(W_{out})_{j}$ は物質jの領域iからの流出量である。

領域iのエネルギ変化率 $(\dot{U}_i)_i$ は、各物質の入出熱の合計であり、

により求める。(*h_{in}*)_{*j*}は対象領域*i*の上流側領域の物質*j*の比エンタルピ,(*h_i*)_{*j*}は 対象領域*i*の物質*j*の比エンタルピである。上式の化学反応熱とは、ジルコニウム の酸化反応熱等である。崩壊熱については、FPの気体中での浮遊、水中での沈着、 ヒートシンクへの沈着、溶融炉心での沈着等の状態も含み、各ノードでの熱源とし て取り扱う。

領域間はジャンクションで結合されるが,ジャンクション *j* の流量*W_j*は運動量の 定常のバランス式から評価される。

MAAPコードは、事故直後の原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのブローダ ウン過程については、そのダイナミックな挙動の模擬には不確かさが大きいものの、 冷却材流出を臨界流モデルで評価し、原子炉圧力容器や原子炉格納容器内の質量・ エネルギ保存則を適切に考慮しており、冷却材流出に伴う炉心ヒートアップや原子 炉格納容器内熱水力挙動を模擬できる。また、冷却材の流出が減少し、原子炉格納 容器内の流動が緩やかになり、崩壊熱による静的な加圧・加熱が支配的となった以 降は、諸現象を適切にモデル化しているため、長期間の格納容器圧力・温度応答評 価に適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

炉心モデルは、あらゆる事故フェーズにおける熱水力的な挙動、原子炉内構造物 の応答を考慮したモデルである。以下、炉心モデルに関して述べる。

(1) ノード分割

炉心モデルは,径方向及び高さ方向にノード分割した,R-Zの2次元モデルで ある。ノード分割の例を図3.3-2に示す。ノードごとに燃料,燃料被覆管,制御棒, ウォータロッド,チャンネルボックス,冷却材を模擬し,それぞれの間の熱伝達, 冷却材の減少と回復,水素ガス発生,自然対流,燃料被覆管の変形・膨れ,溶融プ ールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

入力条件としては,燃料(FP組成含む),燃料被覆管,制御棒,ウォータロッド, チャンネルボックスの質量や形状,流体の流路として炉心の流路面積及び炉心バイ パス領域の流路面積を与え,これらに基づき熱水力挙動,原子炉内構造物応答を計 算する。なお,FP組成については,元素ごとに質量を入力値で与える。

ノードの分割数は、入力値により与え、例えば、径方向に , 高さ方向に としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく、分割数の影響は小さいが、軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウムー水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上としている。なお、径方法の分割は任意であるが、各ノードの体積割合はノードに含まれる燃料集合体数を考慮して設定し、解析の安定性のため、各分割要素の差があまり大きくならないように設定している。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力値として与える。R-Z体系にノード分割された炉 心に対して,個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向・軸方向の炉心出力分 布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合(熱出力割合) として表現され,炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の 溶融により炉心内の物質が移動しても,移動した質量に応じて崩壊熱割合も移動す るため炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

事象初期から原子炉スクラムに至るまでの期間,原子炉出力は初期出力を維持し, 原子炉がスクラムすると出力は崩壊熱レベルまで低下するとしている。この出力変 化の模擬については,MAAPが適用される事故シーケンスでは原子炉出力及び出 力分布の時間変化が顕著ではない,又は早期に原子炉スクラムに至るため,評価結 果に与える影響は小さい。 崩壊熱については、コード内蔵の ANSI/ANS 5.1-1979^[1]モデルによって評価する。 炉心溶融後に炉心領域から移動した FPと溶融炉心については表 3.3-2 に示す核種 グループごとに崩壊熱の割合を与えることで、崩壊熱の移動量を評価する。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心に特有な熱水力モデルとして、炉心が露出する場合の挙動がある。

炉心露出の判定は、(4)に示す炉心水位計算モデルにより行う。冠水領域では、沸 騰挙動に応じて燃料棒から液相への熱伝達と蒸気発生量を計算し、露出領域では、 炉心がヒートアップすると、炉心域で気体の密度差が生じ、炉心と上部プレナム間 で自然循環による流れが発生するため、この自然循環を考慮した対流伝熱等による 燃料棒の冷却を計算する。炉心露出部と冷却材の熱伝達については、Dittus-Boelter の相関式を用いた計算を行う。なお、これら炉心の領域ごとに計算された流体側へ の伝熱量と蒸気発生量等は炉心全体で合計され、3.3.1に示した質量とエネルギの 保存則の右辺ソース項に反映される。

炉心がヒートアップするにつれて燃料被覆管が酸化し、酸化ジルコニウムと水素 ガスが発生するとともに、酸化反応により発熱し、炉心の露出部分を更に加熱する。 この酸化反応計算にはT > 1875Kにおいて Baker–Just の相関式 (3.3.2–1), $T \le 1850K$ において Cathcart の相関式 (3.3.2–2)を用い、 $1850K \le T < 1875K$ の 間は内挿によって求める。

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.9046 \times 10^8 / RT} \qquad T > 1875K \qquad (3. 3. 2-1)$$
$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.671 \times 10^8 / RT} \qquad T \le 1850K \qquad (3. 3. 2-2)$$

ここで、T[K]は燃料被覆管温度、x[m]は酸化厚さ、 $\rho_{Zr}[kg/m^3]$ はジルコニウムの密度、R[J/kg-mole·K]は気体定数である。この反応による物質変化と反応熱は、質量とエネルギの保存則で考慮される。

炉心の熱伝達に関しては、炉心の冠水・露出、炉心形状に応じて熱伝達の計算を 行っており、炉心の損傷・溶融状態も含めると、以下のとおり整理される。

炉心状!	態	伝熱面積	熱伝達	
 	冠水時	田は形状から計算	水への対流・輻射熱伝達	
<u>然</u> 村日工代接	露出時	「江戸水水」ら可弄	ガスへの対流・輻射熱伝達	
損傷・溶融	冠水時	炉心損傷状態に応じて段階 的に定義された炉心形状の	限界熱流束	
状態	露出時	タイプ及びノード内炉心質 量割合から計算	ガスへの対流・輻射熱伝達	

(4) 炉心水位計算モデル

原子炉圧力容器内の水位及び二相水位の概要を図 3.3-3 に示す。

ダウンカマ及び炉心内の二相水位は、炉心露出前には二相混合体積から求めるが、 炉心露出後には炉心径方向ノード(以下「チャンネル」という。)ごとの出力分布に 応じた二相水位をもつと仮定する。このとき、一つ前のタイムステップにおける炉 心での蒸発量を径方向出力ピーキングに基づいて全チャンネルに振り分け、各チャ ンネルの二相水位を求める。

まず、チャンネルJのガス流量 $W_{st}(J)$ を以下の式から求める。

 $W_{st}(J) = F_{A}(J) \left(F_{PR}(J) W_{st,CORE} + W_{st,LP} \right)$ (3. 3. 2-3)

ここで、 $F_A(J)$ はチャンネル Jの面積割合、 $F_{PR}(J)$ はチャンネル Jの径方向ピー キング、 $W_{st,CORE}$ は一つ前のタイムステップでの炉心領域の蒸発量、 $W_{st,LP}$ は一つ前 のタイムステップにおける下部プレナム領域の蒸発量である。

次に、チャンネル Jの二相水位 $x_{2\phi}(J)$ (原子炉圧力容器底部からの水位)を以下の式で与える。

$$x_{2\phi}(J) = \left[M_{w,sub} v_{w,ps} + \frac{M_{w,sup} v_{w,sup}}{1 - \alpha(J)} \right] / A_{fl} + (Z_{cpl} - Z_{bv})$$

(3.3.2-4)

ここで、 $M_{w,sub}$ はサブクール領域の水の全質量、 $v_{w,ps}$ は炉心部の水の平均比容積、 $M_{w,sup}$ は沸騰領域の水の全質量、 $v_{w,sup}$ は沸騰領域の水の比容積、 A_{fl} はチャンネル 内部全流路面積、 Z_{cpl} は炉心支持板高さ、 Z_{bv} はベッセル底部高さであり、平均ボイ ド率 $\alpha(J)$ はドリフトフラックスモデルにより以下の式で評価する。

$$\alpha(J) = \frac{\varphi}{2 + C_0 \varphi} \tag{3. 3. 2-5}$$

ここで、 C_0 は比例定数、 φ は気相の見かけ流速とドリフト速度 U_∞ の比であり、 U_∞ は以下の式によって評価する。

$$U_{\infty} = 1.53 \left[\frac{\sigma g(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} \right]^{1/4}$$
(3. 3. 2-6)

ここで、 σ は液相の表面張力、gは重力加速度、 ρ_l は液相密度、 ρ_g は気相密度である。

3.3.3 原子炉圧力容器モデル

原子炉圧力容器モデルは原子炉圧力容器内をモデル化し、炉心、上部プレナム、 スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下 部プレナム、再循環ループから構成され、この領域における水、蒸気、非凝縮性ガ スの挙動の計算を行う。図 3.3-4 にBWR 5 を例として原子炉圧力容器モデルの概 要を示す。以下、原子炉圧力容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉圧力容器内は水と気体で占められており、水領域として、炉心領域、ダウ ンカマ、下部プレナム、CRDチューブの4つの領域を考慮する。有効燃料上端以 上の上部プレナム及びスタンドパイプまでの領域にある水は炉心領域の水の一部と し、炉心領域ではサブクール領域と沸騰領域、炉心上部のスプレイ水の質量とエネ ルギを分けて計算する。ジェットポンプを有するプラントの場合、ジェットポンプ 及び再循環ループ内の水はダウンカマ領域の水の一部として扱う。ダウンカマ領域 では、ジェットポンプの内側と外側のサブノードに分けて水の質量を扱い、再循環 ループ内の水はジェットポンプの外側の水に含まれ、ダウンカマ領域の水位が再循 環ポンプ吸込位置高さ以上になると再循環ループが最初に満たされる。

残りの空間部は単一の気体領域として扱い,気体の全エネルギ及び各気体成分は この中にあるものとする。気体の成分として,蒸気,水素,酸素,窒素,一酸化炭 素,二酸化炭素を考慮し,二相領域内の蒸気も気体の一部とする。気体の体積,エ ネルギ及び質量に基づき原子炉圧力容器の圧力及び温度が計算され,水の圧力は気 体の圧力と等しいとしている。

気体領域は、図 3.3-5 に示すように、原子炉圧力容器内を炉心、上部プレナム、 スタンドパイプ/セパレータ、蒸気ドーム、上部ダウンカマ、下部ダウンカマ、下 部プレナム、再循環ループの8つのサブノードに分割している。各サブノードに対 して、気体温度、水素質量割合、FPグループごとの質量を計算し、その他の非凝 縮性ガスの質量分布や圧力は全サブノードで同一とするため、蒸気の質量割合はサ ブノードごとに一意に定まる。

このノード分割は、国内外の典型的なBWRプラントの原子炉圧力容器を模擬し

たもので、コード内に設定されたプリセットとなっており、各炉型に対して適用性 を有する。

(2) 原子炉圧力容器の熱水力モデル

原子炉圧力容器の熱水力応答は3.3.1 に示した基礎方程式により計算するが、気相部の流動に関しては、ジャンクション *j*の流量*Wj*に対する次のバランス式で評価する。

$$\sum_{j} K_{j} W_{j} |W_{j}| = \sum_{i} g \Delta z_{i} \rho_{i} \qquad (3. 3. 3-1)$$

ここで、 K_j は流路の抵抗係数、 Δz_i はノード高さ、 ρ_i はノード密度、gは重力加 速度である。上式両辺の和は原子炉圧力容器内の閉ループに沿って和をとるものと し、左辺は流動抵抗の合計、右辺は密度差による駆動力の合計となり、これがバラ ンスすると仮定してジャンクションの流量 W_j を計算する。閉ループとして、i)炉 心→上部プレナム→スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカマ→ 下部ダウンカマ→下部プレナム、ii) スタンドパイプ/セパレータ→蒸気ドーム→上 部ダウンカマ、iii)下部ダウンカマ→再循環ループ→下部プレナムの3つの経路に 対して考慮する。

原子炉圧力容器では図 3.3-5 に示すヒートシンク(原子炉圧力容器,原子炉内構 造物)がモデル化されており,原子炉圧力容器内においては,これらのヒートシン クと図中にヒートシンク表面番号で示したノード内の水,蒸気との熱伝達が計算さ れる。また,水と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達係数は,強制対流時,自然 循環時を個別に取り扱っている。蒸気と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達は, 輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について,自然循環時及び強制対流 時に分けて取り扱い,熱伝達係数を求める。

再循環ポンプ流量は入力値として与え、その流量が再循環ポンプのトリップまで 維持される。再循環ポンプのトリップに伴い、入力値として与えたコーストダウン 曲線にしたがって自然循環へと移行する。

逃がし安全弁が開放される場合,逃がし安全弁から放出された冷却材は,サプレ ッション・プールに導かれる。各弁の流量については,入力として与えた各弁の実 効的な流路面積を元に計算している。

給水ライン及び主蒸気ラインについては,境界条件として取り扱っている。主蒸 気流量は,内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され,主蒸気隔離 弁の閉止による隔離を模擬している。給水流量は,入力値を与えており,原子炉水 位高等の信号による給水ポンプトリップを模擬している。 (3) 破断流モデル

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れについては、差圧流又は臨界流に て計算する。

差圧流の場合は,流動の式(3.3.3-1)に,原子炉圧力容器と原子炉格納容器の差 圧を考慮して流量を計算する。

臨界流については、Henry-Fauskeのモデル^[2]を採用している。気液の流速が同じ であると仮定して、気液それぞれの流量を計算している。参考文献^[3]より、

Henry-Fauske のモデルは Marviken 試験装置^{[4], [5]}による実験に対して臨界流量を過 大評価する傾向にあり,破断流量に関して保守的なモデルである。

3.3.4 格納容器モデル

格納容器モデルは,原子炉格納容器内の熱流動として,水,蒸気,非凝縮性ガス の挙動の計算を行う。以下,格納容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉格納容器のノード分割として,壁等で囲まれた領域を模擬したノード(区 画)と吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化 を行う。原子炉格納容器のノード分割は,原子炉圧力容器モデルのようなプリセッ トではなく,入力値によって分割数を与え,各区画に対しては自由体積,形状,高 さ等を,各ジャンクションに対しては等価直径,長さ,ノードに対する接続位置等 を与える。

ヒートシンクは,原子炉格納容器の壁面及び床,区画内部の金属機器等を模擬し, 区画の境界に位置する壁面及び床については,ヒートシンクを介した両区画間での 熱移動を考慮できる。

原子炉格納容器のノードと同一のモデルを用いて原子炉建屋をモデル化すること ができ,格納容器壁面を介した原子炉格納容器内外の熱移動を考慮することができ る。原子炉格納容器内雰囲気から格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生 体遮蔽壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルでは,生体遮蔽壁のコン クリートは熱伝導率が低いために内部の温度勾配が大きく,原子炉建屋への放熱量 そのものが小さいことから,格納容器温度・圧力への影響は小さい。また,原子炉 建屋をモデル化することにより,ISLOCAを想定した原子炉建屋内の区画の環 境評価を行うことも可能である。

原子炉格納容器のノード分割例を図 3.3-6 に示す。同じ特徴を有する空間を集約 することを基本として,壁や床によって囲われた領域をノードとしてモデル化する。 同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため,緩やか又は長期的な 応答を模擬することができ,各ノード間の接続条件を適切に与えることによって, 格納容器の型式によらず適用性を有する。標準的には,格納容器下部(下部ドライ ウェル,ペデスタル),ドライウェル,ベント管,ウェットウェルに分割される。

3.3.3 に示した原子炉圧力容器のノード分割との関係では,原子炉圧力容器はドラ イウェル区画に存在し,図3.3-5 に示したヒートシンクのうち,上部ヘッド,上部 ダウンカマ,下部ダウンカマ,下部ヘッド,さらに,再循環ループを有するプラン トの場合は再循環ループの外表面と格納容器間の熱伝達が考慮される。

LOCA事象では,破断流はドライウェルに放出される。炉心溶融後に原子炉圧 力容器が破損する場合,下部プレナムからのデブリジェットは格納容器下部に放出 される。

(2) 原子炉格納容器の熱水力モデル

MAAPコードの原子炉格納容器内モデルは、区画内の代表する状態量を1点で 模擬し、区画間の流動を解析する集中定数モデルである。原子炉格納容器の熱水力 応答は3.3.1に示した基礎方程式により計算する。また、気相の流動に関しては、

$K | W^{n-1} | W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1)$ (3. 3. 4-1)

を用いる。ここで、Kはジャンクションの流動抵抗、Wはジャンクションの流量、 Pはノード圧力、 ρ はノード内の気相密度、nは流動状態に依存した乗数であり、 $Z \ge L$ はそれぞれジャンクションの接続高さ位置とジャンクション長さである(図 3.3-7)。

各ノードでは、区画間の気体・水の移動に伴う質量及びエネルギの変化、気体と 水の間の熱伝達、ヒートシンク(格納容器壁及び床、機器)の状態に基づき、質量 とエネルギの保存式を計算する。このとき、気液界面での水の蒸発と水蒸気の凝縮、 破断口からの水と蒸気の放出、放出された水のフラッシング、スプレイ水の蒸発、 スプレイ水による凝縮及び原子炉格納容器内のヒートシンク表面での凝縮を模擬す る。

MAAPコードでは、原子炉格納容器破損や格納容器ベント等による、原子炉格 納容器内から建屋や環境等への水・気体の放出流量も区画間と同様に計算される。

LOCA (液相破断)の場合,破断口からドライウェルに放出された水は格納容器 圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり,破断口から放出された蒸気(水 素ガスを含む)とあいまってドライウェル内の圧力を上昇させる。このため、ドラ イウェル内の気体の大部分はサプレッション・チェンバに押し出され,気体中の蒸 気はサプレッション・チェンバ内の水により凝縮される一方で,非凝縮性ガスはサ プレッション・チェンバの空間部に移行する。また、炉心溶融後に原子炉圧力容器 が破損する場合,格納容器下部に放出(落下)したデブリジェットにより発生した 多量の蒸気(水素ガスを含む)は、ドライウェルからサプレッション・チェンバへ と流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールは、水位が開口部に到達すると他の区画に 流出する。例えば、格納容器スプレイによりドライウェルに注入された水は、ベン ト管を経由して、サプレッション・プールに流入する。

原子炉格納容器内には、1次元ヒートシンクモデルとランプトヒートシンクを配置 できる。1次元ヒートシンクは、熱伝導率が小さく、内部の温度勾配が重要となる コンクリート壁等に適用し、片面又は両面において区画内の流体との熱伝達を行う。 1次元ヒートシンクの分割は比較的温度勾配の大きな表面近傍は細かいメッシュで、 それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプトヒートシンクは主に熱伝導率が大 きく、内部の温度分布が一様と仮定できる金属ヒートシンクに適用し、温度を1点 で代表する。

これらのヒートシンクの表面積及び材質の物性に加えて,高さ等の位置情報を与 えることで,ヒートシンクの冠水/露出を判断する。冠水部分では水との対流熱伝 達を考慮したモデルを,露出部分では気相との対流熱伝達,凝縮熱伝達及び輻射熱 伝達を考慮したモデルを用いて熱伝達を評価する。

(3) 水素ガス発生

原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内の水素ガス発生源として,以下を考慮する。

- ・ 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウムー水反応による水素ガス
 発生(3.3.6(1)参照)
- 溶融炉心によるコンクリート分解等に伴う水素ガス発生(3.3.6(5)参照)

発生した水素ガスのノード間の移動は,原子炉圧力容器及び格納容器の各熱水力モ デルにより計算される。

なお,水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生は,コード内にモデル を備えていないため,有効性評価では崩壊熱を用いた評価としている。

(4) 格納容器破損モデル

格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と限界温度との比較により原子 炉格納容器の破損を判定する。

3.3.5 安全系モデル

(1) 非常用炉心冷却系

炉心注水系(高圧・低圧),炉心スプレイ系(高圧・低圧),原子炉隔離時冷却系 等,原子炉の型式の特徴を考慮し,実プラントに即した各系統がモデル化されてい る。それぞれについて注入特性,作動設定圧,作動遅れ時間を入力値として与え, 原子炉圧力に応じて注入流量が計算され,ダウンカマあるいは炉心領域へ注入する。 また,残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却モード運転もモデル化さ れており,サプレッション・プールから取水し,熱交換器を通じて冷却した後に, 再びサプレッション・プールへ戻される。

(2) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは、入力として、台数、作動遅れ時間、注入特性等を与 え、格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(3) 逃がし安全弁

逃がし安全弁については,入力として,それぞれの弁個数,流路面積,作動設定 圧力を与える。弁が作動する場合,その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(4) 代替注水設備

上記に加え,原子炉圧力容器内への注水が可能な代替注水系がモデル化されてお り、入力として,注入特性等を与え,原子炉圧力に応じて注入流量が計算される。 また,原子炉格納容器内の各区画へスプレイが可能な代替スプレイもモデル化され ており,注入特性等を入力値として与える。

3.3.6 溶融炉心の挙動モデル

溶融炉心の状態としてデブリベッド(粒子状堆積物),溶融プール(液体状物質), クラスト(固化状物質)を模擬し,溶融炉心の挙動モデルとして,炉心溶融及びリ ロケーション,下部プレナムでの挙動,原子炉格納容器下部での挙動を評価する。 これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお,有効性評価では高圧溶融 物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱は,その発生防止を評価するため, 現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心はR-Zの2次元モデルで構成しており,炉心のヒートアップに伴って燃料, 燃料被覆管,制御棒,ウォータロッド,チャンネルボックス等の構造材の溶融の計 算を行い,ノード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。なお, 炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては,3.3.2(3) に記載している。

炉心ヒートアップ・燃料の溶融の模式図を図 3.3-8 に示す。過熱した燃料棒は燃料棒内と原子炉圧力容器内の圧力差で膨れによる破損が開始する。露出し、過熱された燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応し、酸化ジルコニウムの層が

形成されるとともに水素ガスが発生する。この酸化反応熱により燃料棒は更に過熱 される。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率は Baker-Just の相関式(高温時)及び Cathcart の相関式(低温時)により評価される。ウォータロッド,チャンネルボッ クスにおけるジルコニウムの酸化反応も同様に評価される。

ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層 が形成される。この溶け込み深さの変化率も取り扱っており、ペレット及びペレッ トにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると溶融し、リロケーションを開始 する。この際、混合物の組成に応じて共晶、偏晶反応を考慮して融点が計算される。

CORA 実験における共晶反応による溶融の知見を考慮して,制御棒の温度が1,500K を超えた場合に制御棒中の B₄C の共晶反応が考慮される。まず,制御棒中の B₄C とス テンレスの共晶反応が発生し,次に,この反応物とチャンネルボックスとの共晶反 応が考慮される。チャンネルボックスは,Zr の融点到達,炉心ノードの流路閉塞及 び制御棒の溶融物との反応によって破損が判定される。

(2) リロケーション

溶融炉心のリロケーションは軸方向及び径方向における質量及びエネルギの移動 を考慮している。質量の移動にはU02の他に炉内構成物(Zr, Zr02, ステンレス等) が含まれ,混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応してエネルギやF Pの崩壊熱割合(初期炉心出力分布から評価)も移動する。これら質量,エネルギ 及び崩壊熱割合の移動をもとに,リロケーション後の各ノード内の炉心溶融物のエ ネルギ保存式を計算する。

軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるい は管内流の速度で移動する。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し,隣接 ノードに空隙があり,かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され,水頭差と流動 抵抗がバランスした速度で流動する。この際,チャンネルボックスが健全な場合に は,溶融燃料の径方向のリロケーションが起こらないものとする。

MAAPでは、炉心支持板から上部タイプレートまでを炉心領域としてモデル化 し、炉心領域を軸方向及び径方向にユーザーがノード分割を行う(図3.3-2参照)。 分割されたノードには、ユーザーが設定する軸方向及び径方向の出力分布にしたが った出力が設定される。これによって、各ノードにおける燃料のヒートアップ計算 を行う。

ヒートアップ計算においては、燃料の温度上昇や、ジルコニウム-水反応による 発熱及び水素ガスの発生が計算される。燃料の温度上昇に伴い、燃料被覆管の破損 やチャンネルボックス、制御棒等の構造物の損傷やこれらを含めた、炉心を構成す る物質の溶融が計算され、炉心ノードは、空隙率と溶融度に応じて、以下に示すよ うな6つのタイプに分類される。 タイプ1 : 燃料が自立した状態

- タイプ2 : 燃料が崩壊した状態
- タイプ3 : 流路が減少した状態
- タイプ4 : 流路が閉塞した状態
- タイプ5 : 溶融プール状態
- (タイプ0 : 空洞)

燃料の冷却形状変化について示す。一般には、炉心が露出し始めると燃料がヒー トアップし、各炉心ノードでは、温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定 が行われる。燃料崩壊が判定されると、当該ノードはタイプ 2 へと遷移し、燃料崩 壊位置から上の全ての燃料は下方へ落下し、一部空洞状態(炉心を構成する物質が ない状態: タイプ 0)となる。また、炉心溶融進展に従い、冷却水の流路が減少し (タイプ 1 又は 2 → タイプ 3 又は 4)、やがて炉心ノード内の燃料のほぼ全量が溶 融した場合、溶融プールを形成する(タイプ 5)。

・ 燃料の崩壊(タイプ1 → タイプ2)

ヒートアップ開始から、各炉心ノードの状態(周辺ノードで崩壊発生なし、下 部ノードが崩壊,隣接ノードが空洞,周辺全ノードが空洞)に応じて,燃料崩壊 の有無の判定が行われる。MAAPのモデルではLarson-Millerパラメータ手法 (温度と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用して燃料崩 壊を予測する手法)により、各炉心ノードの累積損傷割合を計算する。累積損傷 割合が1となれば、当該炉心ノードが崩壊し、タイプ2となる。

流路の減少・閉塞(タイプ1又は2 → タイプ3又は4)

流路の減少は、キャンドリングにより流下した溶融燃料及び崩壊により落下してくる固形物により、それを受け取るノードの空隙が減少することによって発生する。このとき、炉心ノードの空隙率によってタイプ3(流路が減少した状態)かタイプ4(流路が閉塞した状態)が判定される。

溶融プール(タイプ5)

炉心ノード内が溶融プールを形成しているかどうかは、炉心ノード内の溶融度 で判定される。炉心ノード内のほぼ全量が溶融した場合は、当該ノードは溶融プ ール(タイプ 5)とみなす。

TMI事故では、炉心溶融物が燃料被覆管表面に沿って流下し、炉心下部で閉塞

領域が形成された後,溶融が径方向に進展して,側面のクラストを崩壊させて,下 部プレナムに落下したと推定されている。タイプ3及び4はこうしたTMI事故の 分析に基づいて炉心閉塞挙動を考慮するために導入された概念である。

また、一つ若しくは複数の流路が閉塞した炉心ノード(タイプ 4)が発生すると、

この判定により、固体

層が破損すると、その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として、直下の ノードが閉塞すれば、同様の判定が行われることになり、次第に溶融物が下方へと 移動していく。

炉心支持板の破損若しくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の 下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへ移行した溶融物は、 下部プレナム内で堆積し、制御棒案内管等の構造物を溶融させる。構造物の大半が 溶融すると、炉心を保持できなくなり、炉心領域の燃料が下部プレナムへ一気に移 行する(炉心スランプ)。

図 3.3-9 に炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化の例を示す。

(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動

炉心支持板の破損若しくは、炉心領域最外周境界の破損が発生すると、溶融物の 下部プレナムへのリロケーションが発生する。落下する溶融炉心の量は、デブリジ ェット径(開口部の面積)、溶融炉心の密度、冷却材の密度、差圧、重力加速度によ り計算する。

溶融炉心が下部プレナム内の水と接触すると、一部がエントレインされて粒子状 となって水中に拡散し、水により冷却されつつ重力落下し、下部プレナムに堆積す る。このとき、粒子状デブリが周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生さ せ、過渡的な圧力変化(圧力スパイク)が生じる(原子炉圧力容器内FCI)。粒子 化しないものは、下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお、エン トレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては、原子炉格納容器下 部と共通のモデルを使用しており、(5) a)において後述する。また、エントレイン されたデブリ粒子の酸化も考慮されており、その際に水素ガスが発生する。

下部プレナムでの溶融炉心の堆積状態については、初期にエントレインされたデ ブリ粒子が下部プレナムに堆積した後、崩壊熱により再溶融する過程において、酸 化物との密度差により、上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し、溶融プー ルは周囲にクラストを形成することを模擬している。また、TMI事故の調査やそ の後の実験から、堆積した溶融炉心と下部ヘッドの間には100μm程度のギャップが 存在することが確認されている。このギャップが溶融物からのクラストを介した加 熱による原子炉圧力容器のクリープとともに大きくなり、このギャップに冷却材が 浸入するとギャップの大きさに応じた熱除去が生じ、クラストから原子炉圧力容器 壁への熱伝達が抑制される。MAAPでは、原子炉圧力容器のクリープ変形量に基 づきギャップ幅を計算し、冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プ レナムでの溶融炉心の挙動モデルの概念を図3.3-10に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化したデブリベッドのそれぞれに対して次の模擬を 行っている。上部の水への除熱量はHenry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。 デブリベッドに浸入した水による熱除去は、水の浸入を考慮した限界熱流束相関式 を用いる。また、下部ヘッドと溶融炉心周りのクラスト間への水の浸入によるギャ ップ冷却については、門出らの相関式により、クラスト外面及び原子炉圧力容器壁 からの熱除去を考慮している^[6]。

(4) 原子炉圧力容器破損モデル

下部プレナムに溶融炉心が堆積し,溶融炉心を冷却できない状態が継続すると, 原子炉圧力容器が破損し,原子炉格納容器下部への落下を開始する。その落下量は, 破損口の口径,原子炉圧力容器内外の圧力差,溶融炉心の水頭及び重力加速度によ り計算する。原子炉圧力容器の破損判定は,圧力,原子炉圧力容器壁・溶融炉心温 度,材料物性及び形状から計算されるが,MAAPでは,原子炉圧力容器の破損に ついて,原子炉圧力容器の貫通部(計装管又は制御棒駆動機構ハウジング溶接部) の破損,原子炉圧力容器下部ヘッドのクリープ破損等,複数の破損形態を模擬して おり,最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ 方向に分割しており,これにより破損位置を模擬している。なお,MAAPでは, 原子炉圧力容器の最初の破損後,原子炉圧力容器内に残存した溶融炉心による2度 目の破損も考慮可能である。

以下,MAAPにおいてモデル化されている破損モードの評価モデルについて述 べる。

a)下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損

溶融炉心が下部プレナムへ移行した後,計装管等を溶融させ,内部に溶融炉心が 流入すると仮定する。このとき,内部に溶融炉心が流入し,構造物との熱伝達に よって固化した場合には流路を塞ぐことになり,それ以上溶融炉心が流入できな くなる。このため,原子炉圧力容器外へ流出するためには溶融炉心が十分な過熱 度を有している必要がある。溶融炉心が過熱度を持っている場合には,溶融炉心 の固化によって流路が閉塞するまでの移動距離が求められる。溶融炉心の移動距 離が入力によって与えるしきい値を超えた場合に原子炉圧力容器が破損したと判 定される。この計算では,貫通部内部は空洞であると仮定している。また,ドレン配管は通常原子炉圧力容器へ再接続されているので,溶融炉心の駆動圧力としては,溶融炉心の重量のみとなる。

b)下部ヘッド貫通部の逸出

原子炉圧力容器の貫通部(制御棒駆動機構ハウジング等)の溶接部が溶融炉心に より加熱されることで機械的強度が低下し,貫通部逸出により破損するモードで ある。MAAPでは,この破損モードについて以下の2種類の判定を行っている。

第一は、せん断応力による判定である。原子炉圧力容器と原子炉格納容器間の圧 力差によって貫通部にかかるせん断応力が、限界せん断応力を超える場合に、破 損が発生したと判定している。溶融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の 低下は、限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

第二は、ひずみによる判定である。溶融炉心が下部プレナムに落下することにより、高温かつ高圧の環境下にある原子炉圧力容器の壁にひずみを生じ、溶接部に も同様にひずみが発生し、溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に、破損が 発生したと判定している。

c)デブリジェットの衝突による下部ヘッドの局所破損

本破損モードは、炉心溶融物が下部ヘッドへ最初に移行する際にのみ考慮される。 これは、2回目以降では、下部ヘッド表面にクラストが形成されると考えられるためである。

最初にジェットの自由落下速度と水面に到達した際の直径を求める。続いて,水 中を通過する際のジェット表面でのエントレインメント速度を求め,エントレイ ンされたデブリは粒子状デブリとなってデブリベッドに沈降する。残りのジェッ トはある直径,過熱度,速度を持って下部ヘッドに衝突し,最終的にこのジェッ トによる下部ヘッドの侵食割合を評価する。この割合は,下部ヘッドの破損が起 こるかどうかを評価するため,ジェットが消滅するまで積分される。

d)金属層による原子炉圧力容器壁の破損

下部ヘッド内において溶融炉心上部に形成される金属層からの原子炉圧力容器 壁への熱流束の集中は,金属層内で自然対流が起こり,溶融炉心の崩壊熱を上方 へ移行させることにより,金属層と原子炉圧力容器壁面境界領域への側面方向に 伝熱が生じる現象を考慮したものである。これによって金属層から側壁への熱流 束が計算される。この熱流束は,金属層に接する原子炉圧力容器壁に伝えられる。 このときの原子炉圧力容器壁の温度分布によって,壁面の応力分布の影響やクリ ープ破損の有無について評価している。 e)原子炉圧力容器のクリープ破損

原子炉圧力容器に加熱により不可逆のひずみが生じ、そのひずみが拡大すること により破損に至る、いわゆるクリープ破損を模擬している。MAAPでは、この クリープ現象を、Larson-Millerパラメータ手法により評価している。

溶融炉心が炉心部から下部プレナムに落下し、下部ヘッド上に堆積する場合にお ける主要な過程は、これまで、(2) リロケーション、(3) 下部プレナムでの溶融炉 心の挙動及び(4) 原子炉圧力容器破損モデルにおいて述べたとおり、以下のように 分けられる。

- a)下部プレナムへの溶融物移行
- b)水中へ落下する溶融物の分散及び冷却
- c) 落下・堆積した溶融炉心と下部プレナム内構造物との熱的相互作用
- d) 堆積した溶融炉心上面からのプール水による冷却
- e) 溶融プール周囲のクラスト形成と溶融プール内での自然対流熱伝達
- f) 下部ヘッドと溶融炉心のギャップ形成及びギャップ冷却
- g) 原子炉圧力容器の破損

上記の一連の現象は、いわゆる原子炉圧力容器内溶融物保持(IVR: In-Vessel Retention)*としてMAAPコード内においてモデル化されている。

※: 炉心損傷後に溶融炉心が下部プレナム部に落下し,堆積した場合においても, 原子炉圧力容器下部が早期に破損することはなく,原子炉注水系の手動操作等 により,溶融炉心が原子炉圧力容器内に保持・冷却される現象。TMI事故の 分析・評価を契機として,国際的に実験・解析的研究が進められてきた。

下部ヘッドの破損後は,破損口を溶融炉心が通過する際に,溶融炉心により破損 口の側面が溶かされ,破損口が拡大する現象(アブレーション)も模擬している。 アブレーション量に基づき格納容器下部へのデブリジェット径が決定され,これに より,格納容器下部への溶融炉心の落下量が変化し,原子炉圧力容器外FCIによ る細粒化量に影響する。なお,格納容器下部には制御棒駆動装置等の構造物が存在 するが,デブリジェットとの干渉は模擬していない。

なお、日本原子力学会やEURSAFE^[7]等のシビアアクシデント研究において、実際に 起こり得る原子炉圧力容器破損について、想定される破損モードはおおむね把握さ れているが、その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり、現象の不確かさが 大きく,破損後の事象進展への影響もあることから,知見の拡充とともに,破損条件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

(5) 格納容器下部での溶融炉心の挙動

下部プレナムに溶融炉心が堆積し,溶融炉心を冷却できない状態が継続し,原子 炉圧力容器が破損すると,溶融炉心は,原子炉圧力容器と原子炉格納容器の圧力差 及び水頭に応じた速度で格納容器下部への落下を開始する(「デブリジェット」を形 成する)。これら一連の現象の流れを図 3.3-11 に示す。

この溶融炉心の格納容器下部への落下過程及び落下後における床への堆積状態の 挙動に関して、以下に示す現象がある。

・溶融炉心と冷却水の相互作用(FCI)

・溶融炉心とコンクリートの相互作用(MCCI)

溶融炉心と冷却水の相互作用(FCI)は、デブリジェットと格納容器下部の冷 却水が接触してエントレインされて形成される粒子状デブリが、周囲の冷却水と伝 熱する際に多量の水蒸気を発生させ、格納容器圧力の上昇(圧力スパイク)をもた らす現象である。このため、本現象は格納容器圧力挙動に影響し、細粒化量が多い 場合に圧力スパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方、格納容器下部床面に堆 積する溶融炉心の冷却の観点からは、細粒化することで水により冷却されやすくな ることから、細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。 なお、FCIに伴う水蒸気爆発については、MAAPではモデル化されていないが、 国内外の知見から、発生可能性は小さいと判断されている。

溶融炉心とコンクリートの相互作用は,格納容器下部の底に堆積した溶融炉心の 熱が床面のコンクリートを加熱し,コンクリートの温度がコンクリートの融点を上 回る場合に,コンクリートが分解され侵食されるとともに,非凝縮性ガス(水素, 一酸化炭素,二酸化炭素)が発生する現象である。このため,本モデルはコンクリ ート侵食挙動や水素ガス発生挙動に影響する。

これらの現象に関するMAAPモデルについて以下に示す。

a) 溶融炉心と冷却水の相互作用モデル

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムあるいは,格納容器下部へ溶融物のジェ ットとして落下した時,溶融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエント レインメントにより急速に細粒化し,水プールに大きな伝熱量を与える。これらの 挙動はMAAPでは以下のモデルから構成され,急速な水蒸気発生とそれに伴う圧 力上昇の評価が可能である。本モデルの概念を図 3.3-12 に示す。

- デブリジェットの細粒化モデル Ricou-Spalding モデル(式 3. 3. 6-1)をベースにしたモデルである。本モデル により細粒化速度並びにジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が 評価される。細粒化径はウェーバー数(慣性力と表面張力の比を表す無次元)
 - 数)に基づき決定される。
- ② 細粒化粒子と水との伝熱モデル 細粒化した粒子群と水との伝熱は,膜沸騰状態での対流及び輻射熱伝達を考慮したモデルが使用されている。細粒化した粒子群と水が相互作用する領域は発生水蒸気による二相状態を仮定する。この領域の伝熱は急速な水蒸気発生及びそれに伴う圧力上昇に影響する。

Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント速度(細粒化量)を流入流体の速度(ジェット速度)と両流体の密度比に関連させたモデルであり、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}}$$
(3. 3. 6-1)

で表され、 m_{ent} はエントレインメント速度、 E_0 はエントレインメント係数、 u_{jet} は ジェット速度、 ρ_w は静止側(格納容器下部)の流体密度、 ρ_{jet} は噴出側の流体(デ ブリジェット)の密度である。エントレインメント係数 E_0 は、海外での大規模FC I実験に基づき設定している。ジェット速度 u_{jet} は、破損口の差圧(原子炉圧力容 器内圧力と格納容器内圧力の差)と溶融炉心の水頭により計算する。デブリジェッ トの径は、粒子化速度に基づいて深さ方向に減少していき、その減少を積分するこ とで、全細粒化量が得られる。

細粒化したデブリ粒子の径は,デブリ粒子及び水の密度及び表面張力,重力加速 度,ジェット速度並びにウェーバー数により計算する。

デブリ粒子から格納容器下部の水への伝熱量は、デブリ粒子の数と径(表面積) に影響される。落下した溶融炉心の温度は3,000 K 程度と非常に高温であるのに対 しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数+℃と小さいた め、水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし、次に述べるよ うに、伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温に影響される。

デブリ粒子は格納容器下部の水が飽和水になるまでエネルギを与え,残りが水蒸 気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝 縮が考慮され,残りが気相に放出されるといった,水蒸気の気泡が周囲の水を巻き 込むことによる,水蒸気の凝縮を模擬している。 b) 溶融炉心とコンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を図 3.3-13 及び図 3.3-14 に示す。本モデルは大きく次の 3 つの モデルから構成される。

- ① 溶融プールモデル
 - 格納容器下部床上に落下した溶融炉心の質量とエネルギは溶融プールに加 算され瞬時に均質化すると仮定
 - ・ 平坦な溶融プールを仮定(図 3.3-13)
 - ・ 上部・下部・側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮
 - ・ 内部の溶融プールの温度は1点で模擬
 - ・ クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して放物分布で近似(図 3.3-13)
 - ・ 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価(図 3.3-14)
 - ・ 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス (水素,一酸化炭素,二酸化炭素)の発生を評価
 - 溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない
- ② 溶融プール伝熱モデル
 - ・ 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式(式
 3.3.6-2)を考慮
 - ・ 水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
 - ・ 内部の溶融物から上部・下部・側部クラストは対流熱伝達を考慮
- ③ コンクリート侵食モデル
 - ・ コンクリートへは熱伝導で伝熱し、コンクリートの分解エネルギを考慮
 - ・ コンクリート内部の温度分布を考慮

ア)溶融プールモデル

格納容器下部水中に落下した溶融炉心は,粒子化せず格納容器下部の床に達し, 溶融プールを形成するものと,粒子状となって水中に拡散するものとがある。M AAPのモデルでは,前者は,格納容器下部床面に達した時点で,床全面に均一 に広がると仮定としている。後者は,水により冷却されつつ,格納容器下部床面 に重力落下し,格納容器下部床面上の溶融プールに達するが,MAAPのモデル では,溶融プールと一体化する仮定としている。

格納容器下部床面上の溶融プールは、組成が均質の平板として模擬しており、 落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は、その温度 に応じて、液相と固相の割合が計算され、液相は内部の溶融プール、固相は外側 のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図3.3-14に示す。 縦軸は温度であり、液化温度 T_L と固化温度 T_s は、各物質の物性値及び混合割合か ら計算される。溶融炉心温度が液化温度 T_L よりも高い場合は全て液体となり、固 化温度 T_s よりも低い場合は固化した固体となり、その中間が二相の状態、すなわ ち、溶融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は、(酸化ウ ラニウム、酸化ジルコニウム)とコンクリートスラグの混合割合である。

このように、溶融プールのクラスト量の変化は、溶融プール温度(及び組成) により計算されるが、言い換えれば、溶融プールからクラストに伝熱されるエネ ルギ、クラスト内で発生するエネルギ、クラストからコンクリートに伝達するエ ネルギのエネルギバランスにより計算される。

上述のとおり、MAAPの溶融プールモデルでは、床全面に均一に広がる均質 平板となっているが、水張りによって溶融炉心の拡がりが抑制されることが考え られる。しかしながら、有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの 逸出を想定すると、ABWRで床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡が ることが示されており^[8]、ABWR以外のBWRではペデスタル床面積がABW Rより小さいことを考慮すると、水張りをしている場合でも溶融炉心は、床全面 に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子の うち、主に想定しているデブリ落下流量が大きいことによるものと考えられる。 また、堆積形状については、均一堆積形状(円柱)の扱いが、溶融炉心から水へ の伝熱を小さくし、結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため、MC CI評価の観点から保守的な扱いと考えられるが、堆積形状の不確かさの影響を 見るため、拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし、 溶融炉心の拡がりについては、ペデスタルの形状や事前水張りの深さに依るとこ ろが大きいため、個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取 り扱いを行うことが適切と考えられる。

イ)溶融プール伝熱モデル

溶融炉心は,崩壊熱や化学反応熱により発熱しつつ,クラストを介して周囲の 物質(コンクリート,水,空気)に伝熱する過程で冷却されるが,ここでは伝熱 について述べる。

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図 3.3-13 に示す。溶融炉心は単一ノー ドとしているが、クラストは上面、下面、側面に分割して、それぞれ温度分布を 持つ仮定としている。

まず,コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。溶融プールとクラスト の界面は対流熱伝達を仮定し,クラスト内部は2次関数の温度勾配を持つ熱伝導 を仮定し,クラストとコンクリートの界面がコンクリート表面温度となる。コン
クリート内では,深さ方向に準定常の1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。したがって,クラストからコンクリートへの熱流束が,コン クリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。

次に溶融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合 は、輻射と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触してい る場合は、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。

Kutateladze 相関式は、水平面から飽和水へのプール沸騰(自然対流条件下の沸騰)における限界熱流束の整理式であり、溶融炉心により加熱されることにより 発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流 束とする式である。Kutateladze の式は、

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g \left(\rho_l - \rho_g \right) \right\}^{0.25}$$
(3. 3. 6-2)

で表される。 q_{chf} は熱流束, h_{fg} は蒸発潜熱, σ は表面張力,gは重力加速度, ρ_l 及び ρ_g は液体及び蒸気の密度である。ここで、 F_{chf} は係数であり、Kutateladzeは0.16を、Zuberは0.12~0.16の範囲、あるいは、 $\pi/24$ (=0.131)を与えている。係数 F_{chf} については、経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国国立サンディア研究所(SNL)で実施された溶融炉心とコンクリートの相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験であるSWISS実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が0.8 MW/m²であることに基づき F_{chf} =0.1がデフォルトとして設定されている。有効性評価の解析では、粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさ評価結果より、大気圧状態で0.8 MW/m²で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用できるとの判断から、デフォルト設定を使用している。

前項で述べたように、水プール中の溶融炉心の挙動については種々の物理現象 が関連した複雑な挙動である点で、その模擬性が課題であり、溶融プールの伝熱 についても、格納容器下部床面での拡がり挙動、溶融プールの成層化の状態、水 プールやコンクリートとの界面の状態等に影響を受け、不確かさが大きい現象の 一つである。したがって、更なる知見の拡充を行いつつ、現象の不確かさも踏ま え、感度解析等による影響評価を行う。

ウ) コンクリート侵食モデル

溶融炉心からコンクリートへの伝熱により,コンクリート温度がコンクリート 溶融温度を超えると侵食が開始する。その際,コンクリートの溶融潜熱及び化学 反応熱の発生を取り扱っている。

コンクリートから放出されるガス(水蒸気及び二酸化炭素)は直ちに溶融プー ルに混入し,溶融プール中の金属との化学反応として原子炉内構造物や燃料を構 成する金属(Zr, Cr, Fe等)の酸化反応が発生する。その結果発生する非凝縮性 ガス(水素,一酸化炭素及び二酸化炭素)は、格納容器内に放出される。これら のガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また、ガスによ る影響として、コンクリートと溶融炉心の間にクラックや空隙が形成され、溶融 炉心の冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが、解析モデル では考慮しない。

コンクリートスラグも溶融プールに混入し,ウラン・ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより,溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

3.3.7 核分裂生成物 (FP) 挙動モデル

FPは過熱された炉心からガス状として原子炉圧力容器内に放出される。なお、 希ガス以外のほとんどのFPは単体を作らないため化合物の化学種として放出され る。炉心から放出されたFPのうち希ガス以外のFPは揮発性の高いCsIにおいて も沸点は1,277℃であり、原子炉圧力容器あるいは原子炉格納容器内ではガス状態 を維持できず、気相中で凝縮しエアロゾル(微粒子)化する。エアロゾルであるた め気相中での落下速度は遅く、ガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下 したFPエアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状 FPは後述するよう素を除いて気相へ出てくることはない。FPエアロゾルは重力 沈降以外に微粒子特有の移動(熱泳動・拡散泳動)で構造物表面に付着し、また、 サプレッション・プール水中のスクラビングやスプレイによっても気相から除去さ れる。以上はMAAPのFP挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には、CsI等のよう素化学種のエアロゾルでは、原子炉格納容器内に形成され るプール水中に溶解し、放射線により化学反応が促進され、揮発性の無機よう素 I₂ (沸点 184.3℃)や水中に溶けた有機物(塗装材等)と反応し、有機よう素が生成 され、一部が気相に時間をかけて移動する。なお、水中のよう素の反応はプール水 の pH や放射線量、水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても 精度の良い予測が非常に難しいことがよう素反応の OECD 国際標準問題等で示され ている。このためMAAPではよう素反応モデルが試験的にオプションとして組み 込まれているものの、よう素反応の結果は参照用としてFP計算にフィードバック されない。

本FP挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

炉心燃料からのFP放出モデル

・ペレットが高温になり内部のFPが温度に依存してガス化し、ペレット外 へ放出される。 <u>FPの状態変化・輸送モデル</u>

- FPが気相温度に依存して、気相中で凝固しエアロゾル化する。そのエア ロゾルは気相とともに移動し、また各種のメカニズムで構造物表面やプー ル水に移動する。
- FPの移動に伴う崩壊熱分配モデル
 - ・ F P は崩壊熱を有するので, F P の移動先で F P 量に依存した崩壊熱を発 生し流体や構造物の熱源になる。

また、本FPモデルにおける概要を以下に示す。

- ・ F P は 炉心温度に対する 放出速度の 相違に 基づき 12 グループ に分類され, 各 F P グループの 質量保存が考慮される。
- ・原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のFP形態は各グループに対しガス 状,エアロゾル状,沈着を考慮する(希ガスはガス状のみ)。また,水中 及び溶融炉心内のFPを考慮する。
- ・ 溶融炉心内に残存する FP は溶融炉心とともに移動する。
- ・水中のFPは区画間の水の流れとともに移動する。
- ・崩壊熱は各位置のFP量に応じて分配され、各エネルギ保存式に考慮され る。
- ・ FPの崩壊による発生エネルギは崩壊熱データで考慮する。
- ・ FPの崩壊による各FPグループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からのFP放出モデル

炉心燃料からのFP放出モデルでは、炉心温度に対する放出速度の相違に基づい て表 3. 3-2 のように 12 グループに分類される。MAAPはモデルの選択が可能であ り、希ガス、CsI、CsOH に対しては , 他の核種グループについては のFP放出速度モデルを使用する。本モデルにより炉心各ノードの温度に 対応した各FPの放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積し たFPは、被覆管が破損すると原子炉圧力容器内に放出され、また、原子炉圧力容 器破損後の溶融炉心・コンクリート相互作用に伴ってFPが原子炉格納容器内に放 出される挙動も模擬している。

放出されたFPグループのうち、希ガス以外は、雰囲気の温度に依存してガス状からエアロゾル状へ遷移する。ガス状及びエアロゾル状のFPは原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のガス流動とともに移動する。これらFPの状態変化・移動挙動については後述する。

(2) F P の状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のFPは雰囲気の温度に依存して凝固し,エアロゾ ルへ変化する。気相及び液相中のFPの輸送においては,熱水力計算から求まる体 積流量からFP輸送量を計算する。FPがガス状とエアロゾル状の場合は,気体の 流れに乗って,原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プー ル上に沈着したFPの場合は,区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。ま た,炉心あるいは溶融炉心中のFPの場合は,溶融炉心の移動量に基づいて輸送さ れる。

FPの輸送モデルは上述の仮定に基づいており, 炉心燃料から放出されてから原 子炉格納容器に到達する経路としては, 次のとおりである。燃料から原子炉圧力容 器内に放出されたFPは, 原子炉圧力容器破損前にはLOCA破損口あるいは逃が し安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また, 原子炉圧力容器破損後には原子 炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からFPが原子炉格納 容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたFPはスクラビングによって サプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出され たFPは, 気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内での気体,エアロゾル及び構造物表面上(沈着)の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のFP輸送モデル概要を図 3.3-15に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣性衝突、F Pガス凝縮、FPガス再蒸発を模擬している。なお、沈着したエアロゾルの再浮遊 は考慮していない。

重力沈降は、Stokes の重力沈降式とSmoluchowski 方程式(エアロゾルの粒径分布 に対する保存式)の解から得られる無次元相関式を用いて、浮遊するエアロゾル質 量濃度から沈着率を求める。なお、Smoluchowski 方程式を無次元相関式としている のは解析時間短縮のためであり、この相関式を使用したMAAPのモデルは様々な 実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は、水蒸気凝縮により生じる Stefan 流(壁面へ向かう流体力 学的気流)のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は、Epsteinのモデルを用い、沈着面での温度勾配による沈着速 度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は、原子炉格納容器内でのみ考慮され、流れの中にある構造 物に、流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し、沈着率は重力沈降の場 合と同様に Smoluchowski 方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

FPガスの凝縮は、FPガスの構造物表面への凝縮であり、雰囲気中の気体状F P圧力がFP飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。 FPガスの再蒸発は、凝縮と逆であり、気体状FPの圧力がFPの飽和蒸気圧を 下回ると、蒸発が起こると仮定している。

エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関し ては、スクラビングによる除染係数(DF)を設定し、エアロゾル除去効果が計算さ れる。DFの値は、クエンチャ、垂直ベント、水平ベントの3つの種類のスクラビ ング機器に対し、詳細コード SUPRA^[9]を用いて、圧力、プール水深、キャリアガス 中の水蒸気質量割合、プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータ として評価した結果を内蔵しており、これらのデータから求める。

また,格納容器スプレイによるFP除去も模擬しており,スプレイ液滴とエアロ ゾルとの衝突による除去率を衝突効率,スプレイの液滴径,流量及び落下高さから 計算する。

(3) FPの移動に伴う崩壊熱分配モデル

FPの崩壊に伴いエネルギが発生する。ANSI/ANS 5.1-1979 モデルによって評価された崩壊熱はそれぞれのFPグループに分配され、気相、液相及び構造物にFP量に応じたエネルギを与える。

揮発性FP(希ガス, CsI, RbI, Cs02, Te02, Te2等)が炉心から放出されると, 炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇してFPが放出されると,それらの崩 壊熱は移動先の原子炉圧力容器又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギ計算に用 いられる。溶融炉心に含まれるFPもまた崩壊熱を持ち,溶融炉心のエネルギ計算 において考慮される。原子炉格納容器内気相部のFPも崩壊熱を生成し,原子炉格 納容器内の気相部のエネルギに加えられ,原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

ガス状及びエアロゾル状のFPは、水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの 付着が考慮され、FPから発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加え られる。水プールが存在する場合、その温度がFPの再蒸発の判断に使用される。 ヒートシンク上に沈着したFPはその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギに付与 する。その際、ヒートシンクの表面温度が再蒸発の判断に使用される。原子炉圧力 容器内では図 3.3-5 に示すヒートシンクがモデル化されており、これらについてF Pから発生した崩壊熱による温度変化が考慮される。

項目		計算モデル						
炉心モデル	原子炉出力	 ・径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・原子炉スクラムまで初期値を維持 						
	崩壊熱	 ・径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・FPは12の核種グループを設定 						
	熱水力モデル(伝熱)	 ・燃料自立状態(冠水時):水への対流・輻射熱伝達 ・燃料自立状態(露出時):ガスへの対流・輻射熱伝達 ・損傷・溶融状態(冠水時):限界熱流束 ・損傷・溶融状態(露出時):ガスへの対流・輻射熱伝達 ・被覆管酸化:Baker-Just 相関式(高温時) Cathcart 相関式(低温時) ・ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮 						
	水位計算モ デル	 ・二相混合体積よりダウンカマ部と炉心内の二相水位を計算 ・各チャンネル内の二相水位はドリフトフラックスモデルに基づき計算 						
原子炉圧力 容器モデル	熱水力モデル(流動)破断流モデ	 ・ノード及び物質ごとに以下を適用 – 質量保存則 ー エネルギ保存則 – 流量は圧損,静水頭バランスにより計算 ・各ノードの水位はボイド率を考慮した液相体積から計算 ・差圧流 						
	ル	・臨界流(Henry-Fauske モデル)						

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (1/5)

項	目	計算モデル
原子炉格納 容器モデル	熱水力モデ ル (流動)	 ノード及び物質ごとに以下を適用 質量保存則 エネルギ保存則 流量は圧損,静水頭バランス及び圧力差により計算 原子炉圧力容器破断口からの水と蒸気の放出,放出された水のフラッシングを考慮 気液界面の水のフラッシング,蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデ ル(伝熱)	 ・格納容器ヒートシンクとして、格納容器壁及び床、金属 機器を考慮 ・水と格納容器ヒートシンク:強制対流熱伝達及び自然対 流熱伝達 ・水蒸気と格納容器ヒートシンク:強制対流熱伝達,自然 対流熱伝達,凝縮熱伝達及び輻射熱伝達
	水素ガス発 生	 水素ガス発生源として以下を考慮: ・炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウムー水反応 (Baker-Just 相関式(高温時)及び Cathcart 相関式(低温)) ・溶融炉心とコンクリートの相互作用
	格納容器破 損モデル	 ・格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と 限界温度との比較等により格納容器の破損を判定
安全系モデ ル	非常用炉心 冷却系	・注入特性を入力し、原子炉圧力に応じて注入流量を計算
	格納容器ス プレイ 逃がし安全 弁	 ・注入特性を入力し格納容器圧力に応じて注入流量を計算 ・スプレイ水による凝縮熱伝達により気相部冷却を計算 ・設計値に基づいて流量を計算

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (2/5)

項	〔目	計算モデル					
溶融炉心の 挙動モデル	ヒートアッ プ	(炉心モデル(熱水力モデル(伝熱))に記載)					
	リロケーシ ョン 下部プレナ	 ・軸方向及び径方向に質量及びエネルギの移動を考慮 ・炉心ノード内の状態として、「燃料が自立した状態」、「燃料が崩壊した状態」、「流路が減少した状態」、「流路が閉塞した状態」及び「溶融プール状態」を考慮 ・軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し、隣接ノードに空隙があり、かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され、水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・流路減少の進展、流路閉塞及び溶融プールの各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・クラストのクリープ破損を考慮 ・下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は、デブリジェ 					
	ムでの溶融 炉心の挙動	ットの密度,冷却材の密度,差圧,重力加速度により計算 ・デブリジェットと水のエントレインを計算 ・エントレイン量:Ricou-Spaldingモデル ・水との熱伝達:膜沸騰及び輻射熱伝達 ・成層化したデブリベッドを模擬 ・上部の水による熱除去はHenry-Epstein-Fauske相関式 ・デブリベッドに浸入した水による熱除去は,水の浸入を 考慮した CHF 相関式 ・下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除 去については,門出らの相関式					
	原子炉圧力 容器破損	 ・制御棒駆動機構ハウジング溶接部等の貫通部の破損として、せん断応力あるいはひずみがしきい値を超える場合に破損を判定 ・原子炉圧力容器下部ヘッドの破損として、Larson-Millerパラメータ手法によるクリープ破損を考慮 ・破損後、溶融炉心からの加熱による破損口拡大を模擬 					

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (3/5)

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (4/5)

百日		計算と言う
	1日	可見てアル
溶融炉心の 挙動モデル (つづき)	原子炉格納 容器下部で の溶融炉心	 ・コンクリート温度は、深さ方向に準定常の1次元の熱伝 導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート溶融温度を超えると侵
	の挙動 (コン クリート侵	食開始。その際,コンクリート溶融潜熱及び化学反応熱 の発生を考慮
	(我)	・コンクリートから放出されるカス(水蒸気及び一酸化灰素)は直ちに溶融プールに侵入すると仮定し、溶融プー ル中の金属との酸化反応を考慮
		 ・コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン・ ジルコニウム等と混合すると仮定
FP挙動モ デル	FP放出	・FPは炉心温度に対する放出速度の相違に基づき12グル ープに分類し、各FPグループの質量保存を考慮 ・溶融炉心・コンクリート相互作用に伴うFP放出を模擬
	遷移・輸送 崩壊熱	 ・原子炉圧力容器及び格納容器内のFP形態は各グループ に対し、ガス状、エアロゾル状、沈着を考慮(希ガスは ガス状のみ)。また、水中及び溶融炉心内のFPを考慮 ・気相及び液相中のFPの輸送は、熱水力計算から求めら れる体積流量からFP輸送量を計算 ・FPがガスとエアロゾルの場合は、気体の流れに乗って 移動 ・溶融炉心内に残存するFPは溶融炉心とともに移動 ・水中のFPは区画間の水の流れとともに移動 ・水中のFPは区画間の水の流れとともに移動 ・格納容器及び原子炉圧力容器内での気体、エアロゾル及 び構造表面上(沈着)の状態間の遷移を模擬 ・エアロゾルの沈着は、重力沈降、拡散泳動、熱泳動、慣 性衝突、FPガス凝縮、FPガス再蒸発を模擬。沈着し たエアロゾルの再浮遊は考慮していない ・崩壊熱は各位置のFP量に応じて分配され、各エネルギ
	7月4交 六、	保存式に考慮 ・FP崩壊による発生エネルギは崩壊熱データで考慮

表 3.3-1 MAAPコードのモデル一覧 (5/5)

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス (Xe, Kr)
2	CsI	CsI及び RbI。よう素は全てアルカリFPと結合すると仮定。 また、セシウムがほとんどであるため、CsIの物性を用いる。
3	TeO_2	酸化テルル(TeO ₂)。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO ₂ と なると仮定。原子炉圧力容器外で放出されたテルルは元素状態 にあると仮定するが,蒸気や酸素ガスが存在する場合には酸化 されて TeO ₂ になるものと仮定。
4	Sr0	ストロンチウムは主として原子炉圧力容器外から元素状態で 放出されるが、原子炉格納容器内で酸化されて Sr0 になるもの と仮定。原子炉圧力容器内放出についても、酸化されて Sr0 に なると仮定。
5	MoO_2	二酸化モリブデン(MoO ₂)。モリブデンが主にコンクリート接 触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは、よう素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	Ba0	酸化バリウム(Ba0)を表す。Baは化学的周期性から,Srと同じような挙動を示す。
8	La_2O_3	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるの で一つのグループとする。これらは不揮発性であるが、原子炉 圧力容器内放出が許容されている。主として一酸化物の状態で 原子炉圧力容器外に放出されるが、原子炉格納容器内で更に酸 化する。
9	CeO_2	Ceの挙動はLaと同様であるが、化学量及びガス分圧が異なる ため、違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま原子炉圧力容器内及び原子炉 圧力容器外へ放出される。
11	Te ₂	原子炉圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te ₂ のままとする。
12	U0 ₂	ウラン及び超ウラン元素は特性が異なるため他のFPとは区別してグループ化する。これらは原子炉圧力容器外のみに放出され,原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

表 3.3-2 MAAPコードのFPの核種グループ



図 3.3-1 各ノード(領域)における物質ごとの質量及びエネルギバランス



図 3.3-2 MAAPノード分割例(炉心モデル)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-3 炉心水位モデル



図 3.3-4 MAAP原子炉圧力容器モデルの概要(BWR 5の例)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-5 MAAP原子炉圧力容器ノード分割図



図 3.3-6 MAAPノード分割図(格納容器モデル: Mark-I 改の例)



図 3.3-7 ジャンクションの接続関係



図 3.3-8 炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



図 3.3-9 炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化(例)





図 3.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の概念



図 3.3-11 格納容器下部への溶融炉心の落下の例(格納容器モデル: Mark-I 改の例)



図 3.3-12 原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



図 3.3-13 溶融炉心の伝熱の概念



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.3-14 溶融プールの相変化の概念



FP 輸送パス:

- 1. 蒸気-エアロゾル (蒸発/凝縮)
- 2. 蒸気-ドライ壁(蒸発/凝縮)
- 3. エアロゾルー水(拡散泳動,重力沈降,熱泳動)
- 4. エアロゾルードライ水平壁(重力沈降,熱泳動)
- 5. エアロゾルードライ垂直壁(慣性衝突,熱泳動)
- 6. 水-水没水平壁(溶解/沈着)

出典:MAAP4 User's Manual, EPRI



3.4 ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

炉心モデルは、R-Zの2次元モデルであり、各ノードの体積割合は燃料集合体 単位で設定している。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は 小さいが、解析の安定性のため、各分割要素で断面積(体積)の差があまり大きく ならないよう考慮している。軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム -水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため10以上としている。

原子炉圧力容器のノードは、蒸気ドーム、スタンドパイプ/セパレータ、上部プレナム、ダウンカマ、下部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとに分割された、コードプリセットの分割を用いている。

原子炉格納容器は,壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部 を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化し,同じ特徴を有する空間を集 約することを基本にして設定している。

ノード分割の考え方は、BWRプラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1 MAAPコードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	径方向及び高さ方向にノード分割した, R-Zの2次元モデルである。径方
	向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが、軸方向の
	分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウムー水反応の速度や炉心溶融挙
	動に影響するため 10 以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが、各
	ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し、解析の安定性のため、各分割
	要素で断面積(体積)の差があまり大きくならないように設定することが推
	奨されている。
原子炉圧力	蒸気ドーム、スタンドパイプ/セパレータ、上部プレナム、ダウンカマ、下
容器	部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとにノード分割される(コード
	のプリセット)。このノード分割は、国内外の典型的なBWRプラントの原
	子炉圧力容器を模擬したもので、コード内に設定されたプリセットのものと
	なっており、各炉型に対して適用性を有する。
原子炉格納	壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジ
容器	ャンクションを組み合わせ、標準的には、格納容器内部を格納容器下部(下
	部ドライウェル,ペデスタル),ドライウェル,ベント管,ウェットウェル
	に分割する。
	このノード分割は、同じ特徴を有する空間を集約することを基本として、壁
	や床によって囲われた領域をノード(区画)として設定し、同じ特徴を有す
	る空間では物理パラメータも同等となるため、緩やか又は長期的な応答を模
	擬することができ、各ノード間の接続条件を適切に与えることによって、格
	納容器の型式によらず適用性を有する。

3.5 入出力

MAAPコードへの入力情報は、別紙1に示すとおりである。 主要な入出力は、図 3.5-1に示すとおりであり、入力は、

- ① 燃料質量,被覆管質量等
- ② 核分裂生成物質量等
- ③ 原子炉圧力容器圧力・温度,格納容器圧力・温度等の初期条件
- ④ 原子炉圧力容器内の形状等
- ⑤ 工学的安全設備,格納容器スプレイの特性等
- ⑥ 原子炉格納容器内の区画形状,原子炉格納容器内の区画間の形状等
- ⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質・形状等
- ⑧ 起因事象,緩和設備等の情報等

を与え、これらに基づきプラント全体の過渡解析を実施し、以下の出力を得る。

- ① 原子炉圧力容器圧力
- ② 原子炉圧力容器水位
- ③ 格納容器内圧力
- ④ 格納容器温度
- ⑤ 格納容器内水素濃度
- ⑥ 格納容器内水量
- ⑦ コンクリート侵食深さ等

なお、上に示した入力情報のうち、核分裂生成物質量については核種生成崩壊計 算コードにより求められたデータを初期値として用いる。この値は、炉心内蔵量を 保守的に与えるため、1 サイクル 13 ヶ月(395 日)に余裕をみて1 サイクル 1 万時間 (416 日)の燃焼期間を仮定し、平衡炉心の燃料装荷体数の割合に基づいた条件で評 価されたものである。

これらの入力作成の流れを図 3.5-2 に示す。







図 3.5-2 前処理コードによるMAAP入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3 において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。各重要現象の 妥当性確認においては、事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本と するが、機器や設備の性能に基づいて物理現象の特性を与えているため、妥当性確 認が不要となるものがある。

2章では「原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出」及び「格納容器雰囲気直接 加熱」を重要現象として抽出していないものの、その発生を防止するという観点か らは、事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なこ とから、添付1において不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。 また、「原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用(FCI)」及び「溶融炉 心・コンクリート相互作用(MCCI)」については、国内外において現象の解明や 評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、 不確かさが大きい現象であると言えることから、添付2及び添付3において、知見 の整理、不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

4.1.1 崩壊熱 [炉心(核)]

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高いモデルと現実的な 条件を用いて評価された最確値をもとに、事象発生後の原子炉出力変化として計算 される。このため、MAAPコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要であると考 えられる。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離(水位変化)・対向流」については, 原子炉圧力容器内水位に関係する現象である。MAAPコードの炉心水位(二相水 位)は、3.3.2(4)で述べたモデルによって計算される。上部プレナム領域について も同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から二相水位が計算され、炉心 水位と併せて原子炉圧力容器内水位として計算される。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては、対象とする原子炉水位といった 原子炉圧力容器内挙動はSAFERコードによって評価されており、MAAPコー ドは原子炉格納容器内挙動の評価のみに用いられているが、格納容器破損防止対策 の事故シーケンスにおいては、MAAPコードによって、原子炉圧力容器内挙動を 含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への 影響が考えられるため、原子炉水位についてSAFERコードと比較を行い、不確 かさを確認する(4.3.1参照)。 4.1.3 冷却材放出(臨界流·差圧流) [原子炉圧力容器]

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れとなる、LOCA破断口からの臨 界流による流量については、3.3.3(3)で述べたとおり、保守的なモデルを用いてい る。逃がし安全弁からの流量については、3.3.5(3)で述べたとおり、設計値に基づ いて流量が計算される。差圧流については一般的なモデルが用いられていることか ら解析モデルとしての不確かさは小さく、MAAPコードにおける「冷却材放出(臨 界流・差圧流)」の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.4 格納容器各領域間の流動,構造材との熱伝達及び内部熱伝導,気液界面の熱伝達, 格納容器ベント [原子炉格納容器]

「格納容器各領域間の流動」,「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」,「気液界面の 熱伝達」は,HDR実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。あわせ て,「格納容器各領域間の流動」,「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」は,CSTF実験 に対するベンチマーク解析によって妥当性の確認を行う。「格納容器ベント」に関し ては,3.3.4(2)で述べたとおり,「格納容器各領域間の流動」と同様の計算方法が用 いられており,「格納容器各領域間の流動」の妥当性の確認に含まれる。なお,「構 造材との熱伝達及び内部熱伝導」に関しては,直接的なデータが得られていないた め,格納容器圧力や温度の過渡挙動を模擬した実験との比較から,所定の入熱があ った場合の構造材への熱伝達及び内部熱伝導による放熱計算に関する考察を行うも のとする(4.2.3及び4.2.4参照)。

4.1.5 ECCS注水(給水系・代替注水設備含む) [原子炉圧力容器],スプレイ冷却, サプレッション・プール冷却 [原子炉格納容器]

ECCS及びスプレイ注入特性は,設計値に基づいて,作動圧力及びポンプの圧 カー流量特性を入力値として与えている。スプレイによる格納容器気相部の冷却に 関しては,液滴径を入力し,液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却される モデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより,スプレ イされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレイの水滴温度が比 較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところで あり,伝熱モデルの不確かさによる結果への影響はないと考えられる。よって,「E CCS注水(給水系・代替注水設備含む)」,「スプレイ冷却」の妥当性確認は不 要であると考えられる。「サプレッション・プール冷却」においても,設計値に基 づいて,ポンプ流量及び除熱量を入力値として与えており,妥当性確認は不要であ ると考えられる。 4.1.6 燃料被覆管酸化[炉心(燃料)],放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器] [原子炉圧力容器(炉心損傷後)] 炉心内のジルコニウムー水反応による水素ガス発生量は、TMI事故に対するベ ンチマーク解析により妥当性の確認を行う。水の放射線分解による水素ガス及び酸

素ガスの発生量は,コード内にモデルを備えていないため,崩壊熱を用いた評価と しており,妥当性確認は不要である。

4.1.7 炉心ヒートアップ(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(燃料)]),リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達[原子炉圧力容器(炉心損傷後)]
 MAAPコードの炉心ヒートアップモデルについては、TMI事故に対するベン

Fマーク解析及び CORA 実験に対するベンチマーク解析により,構造材との熱伝達及 び下部プレナムでの溶融炉心伝熱モデルについては,TMI事故に対するベンチマ ーク解析により妥当性の確認を行う。

TMI事故では炉心ヒートアップ(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),構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の 熱伝達を直接示す測定値はないものの,それらの挙動が間接的に影響する1次系及 び2次系の挙動や,事故後の調査研究で各時刻の溶融進展状況が推定されており, それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる(4.2.1 参照)。

TMI事故は原子炉圧力容器破損前に事象終息していること、炉心溶融時の実機 の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であり、不確かさ が大きいと考えられることから、感度解析による影響の把握を行う(4.3.2, 4.3.3, 4.3.5参照)。

4.1.8 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損挙動を溶融炉心挙動と併せて実験した例はないため,実験解 析により直接的に妥当性評価を行うことはできない。以下のように,MAAPコー ドの原子炉圧力容器破損モデルはTMI事故の知見に基づき開発されており,妥当 性確認は不要と考えられる。

TMI事故では,溶融炉心が下部プレナムへ落下したものの,原子炉圧力容器と 溶融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉圧力容器壁を冷却できたと推定さ れている。MAAPではTMI事故の調査研究や溶融炉心から原子炉圧力容器壁へ の伝熱挙動を模擬した実験に基づいて,原子炉圧力容器壁への伝熱挙動をモデル化 している。また,原子炉圧力容器の破損形態として,原子炉圧力容器のクリープ破 損,制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損等が考慮されている。原子炉圧力容器 破損モデルは、工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるLarson-Millerパラメ ータ手法に基づくものであり、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は単純な熱 伝導問題であり、これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。し かしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、不確かさの整理を行う とともに、感度解析による影響の確認を行う。(4.3.6参照)

 4.1.9 原子炉圧力容器内FP挙動[原子炉圧力容器(炉心損傷後)],原子炉格納容器内 FP挙動[原子炉格納容器(炉心損傷後)]
 炉心からのFP放出モデルについては、これまでに実験や検討がなされてきており、MAAPではその知見に基づくFP放出モデルが採用されている。燃料から原

子炉圧力容器及び原子炉圧力容器から原子炉格納容器へ放出されるFP挙動についてPHEBUS-FP実験のベンチマーク解析によって妥当性を確認する(4.2.7参照)。また,格納容器内に放出されたエアロゾル挙動についてABCOVE実験のベンチマークによって妥当性を確認する(4.2.8参照)。

4.1.10 原子炉圧力容器内FCI (溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達) [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

溶融炉心の細粒化及び粒子状デブリから水への熱伝達については,溶融物の粘性 や冷却材条件に違いはあるものの,幅広く個別効果試験が実施されてきた。それら の知見をもとにMAAPのモデルは構成されているので,妥当性確認は不要と考え られる。また,原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクについては,専 門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならな いと考えられている。

ただし、高圧溶融物放出を防止する観点から、原子炉圧力容器内FCIによる原 子炉圧力上昇は原子炉圧力容器破損とあいまって、有効性の確認に影響するものと 考えられることから、原子炉圧力容器内FCIに関する現象について、知見の整理、 不確かさの分析及び感度解析による影響評価を添付2にまとめており、概要を4.3.4 に示す。

4.1.11 原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器外FCIに関する現象について、知見の整理、不確かさの分析及 び感度解析による影響評価を行ったものを添付2にまとめており、概要を4.3.7に示 す。 4.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり,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(炉心損傷後)]

「格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり」,「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」及び「コンクリート分解及び非凝縮 性ガス発生」を含めたMCCIに関する現象について,知見の整理,不確かさの分 析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付3にまとめており,概要を4.3.8 に示す。また,「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」については,ACE実験及びSURC-4実験に対するベンチマーク解析によって も妥当性の確認を行う(4.2.5及び4.2.6参照)。

出生		妥当性確認方法									
現象	重要現象	TMI	CORA	HDR	CSTF	ACE	SURC-4	PHEBUS	ABCOVE	感度解析	その他*
		事故	実験	実験	実験	実験	実験	-FP 実験	実験		
炉心(核)	崩壊熱	_	—	—	—	_	—	_	_	—	4.1.1
	燃料棒内温度変化	⊠ 4.2-1	図 4.2-9	Ι	—	_	—	-		4.3.2	
炉心	燃料棒表面熱伝達			Ι	—	_	—	_	-		-
(燃料)	燃料被覆管変形	⊠ 4.2-2 ⊠ 4.2-4	∼ ⊠ 4.2-16	Ι	—	_	—	_	-		-
	燃料被覆管酸化			Ι	—	_	—	_	-		-
炉心	沸騰・ボイド率変化	—	-	Ι	—	—	—	—	-	4.9.1	—
(熱流動)	気液分離(水位変化)・対向流	_	-	Ι	—	_	—	_	-	4.3.1	—
原子炉	冷却材放出(臨界流・差圧流)	-	_	_	—	_	_	_		_	4.1.3
容器	ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)		_	_	—	_	_		1	_	4.1.5
	格納容器各領域間の流動	_	_	図 4.2-19 図 4.2-26	⊠ 4.2-31	_	_			_	
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		_		⊠ 4.2-32 ⊠ 4.2-33	_	_		1	_	1
百乙烷	気液界面の熱伝達	_	-	图 4.2-27	—	_	—	-		—	
尿于炉	スプレイ冷却	_	-	Ι	—	_	—	_	-	—	4.1.5
俗州	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス	_	-	Ι	—	_	—	-	-	_	410
	発生										4.1.6
	格納容器ベント		_	—	—	_	—	—	_	_	4.1.4
	サプレッション・プール冷却	—	—	—	—	—	—	—	—	—	4.1.5

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法(1/2)

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

北加工田		妥当性確認方法									
初理	重要現象	TMI	CORA	HDR	CSTF	ACE	SURC-4	PHEBUS	ABCOVE	咸亩砌垢	その仲ツ
玩家		事故	実験	実験	実験	実験	実験	-FP 実験	実験	恐反胜机	ての他*
	リロケーション	図 4.2-2	_	_	—	_	_	_	_	4.9.9	_
	構造材との熱伝達	図 4.2-4		—	—	_	-	-		4.3.3	—
原子炉	原子炉圧力容器内 FCI (溶融炉心細粒化)	-		_	—	_				4.9.4	—
圧力	原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)			_	—	_	1	1	1	4.3.4	—
容器	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-3		_	—	_	1	1	1	4.3.5	—
(炉心	原子炉圧力容器破損	-		—	—	_	-	-		4.3.6	—
損傷後)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス	₩ 4 9-1	_	—	—	_	-	-	-	_	410
	発生	凶 4.4 1									4.1.0
	原子炉圧力容器内 FP 挙動			_	—	_		図 4.2-53		_	—
	原子炉格納容器内 FP 挙動			_	_	—	1	図 4.2-54	図 4.2-58	_	_
原子炉	原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)			_	—	_	1	1	1	497	_
格納	原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達)	_	_	_	_	_	_	_	-	4.3.7	—
容器	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-		_	—	_					—
(炉心	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	_		_	—	_	-	-	-	4.9.0	_
損傷後)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	_	_	_	_	⊠ 4.2-36	<u>₩ 4 9-40</u>	_	_	- 4.3.8	_
	コンクリート分解及び非凝縮性がス発生	_	_	_	_	⊠ 4.2-37 ⊠ 4.2-38	凶 4.2-40	_	_		_

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法(2/2)

* 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

- 4.2 妥当性確認(事故解析及び実験解析)
- 4.2.1 TMI事故解析
 - (1) 事故の概要

TMI事故は、大きく4つのフェーズに分けることができる^[10]。フェーズ1は、 事故発生から全ての1次冷却材ポンプが停止するまでの過程であり、事故発生0~ 100分後に相当する。フェーズ2は、全ての1次冷却材ポンプが停止し、その後最初 の1次冷却材ポンプ2Bが起動するまでの過程であり、事故発生100~174分後に相 当する。このフェーズでは、1次冷却材のボイルオフによって、炉心露出、ヒート アップ、さらには炉心損傷が生じた。フェーズ3は、1次冷却材ポンプ2Bの起動か ら、高圧注入系が作動するまでの過程であり、事故発生174~200分後に相当する。 1次冷却材ポンプ2Bの起動によって炉心は一時的に冷却されるが、その後ヒートア ップ及び炉心損傷は継続したと考えられる。フェーズ4は、高圧注入系が作動した 事故発生200分後以降であり、炉心が再冠水するとともに溶融炉心が下部プレナム に落下することで冷却可能形状に至ったと考えられる。

(2) 解析条件

解析では、TMI-2のプラント形状、システム挙動及び初期状態を入力として 与える。ノード分割については、炉心をR-Z系の2次元でモデル化し、径方向に は4分割、軸方向には16分割する。1次系及び蒸気発生器は、貫流型蒸気発生器の 冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。

境界条件としては、2次系のデータとして蒸気発生器水位、高圧注入系からの注 入流量に加え、運転員の操作に関する入力として加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁 の開閉操作並びに1次冷却材ポンプの運転の時刻を与える。

(3) 解析結果

水素ガス発生量の解析結果を図 4.2-1 に示す。MAAPによる解析では、水素ガ ス発生が事故発生約 145 分後に開始し、事故発生約 185 分後まで急激に増加する。 その後、水素ガス発生は事故発生約 230 分後まで継続し、この間に発生する水素ガ ス量は合計で約 510kg(約 1,1251b)である。

事故発生約220分後における炉心状態の解析結果を図4.2-2に示す。炉心の外周 部は下から8番目のノードにおいて固体クラストが形成され、この6分後(事故初 期から226分後)に固体クラストが破損し、溶融炉心が下部プレナムへ流出する。 解析では下部プレナムに流出した溶融炉心は約25,000kgである。

原子炉容器壁温の解析結果を図 4.2-3 に示す。溶融炉心が下部プレナムに流入すると、最初は堆積した溶融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に約 1,200℃(約2,200°F)まで急上昇し、その熱により原子炉容器壁がクリープ変形 することで溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果, ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

(a) 燃料被覆管酸化,放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生

TMI事故の分析では、約139分で水素ガスの発生が開始し、ジルコニウムー水 反応による水素ガス発生率が約175分の時点で最大となった。約203分で炉心が冠 水した以降は再露出することはないが、クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上 昇しており、約224分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素ガスが発生し たと分析されている。全水素ガス発生量は499~544kg(1,100~1,2001b)であっ たと分析されている。TMI事故の分析とMAAPコード解析の水素ガス挙動の 比較を表4.2-1に示す。

このように、MAAPによる解析で得られた水素ガス発生期間及び水素ガス発生 量は、ともにTMI事故の分析結果と良く一致している。したがって、MAAP は放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生及び燃料被覆管酸化に関して適 切なモデルを有していると判断できる。なお、酸素ガス生成については、MAA Pによる解析において直接的に考慮されないが、格納容器の水素ガス及び酸素濃 度を評価するに当たっては、MAAPによる事象進展解析に加えて、原子炉格納 容器の初期酸素濃度、水の放射線分解によって発生する酸素ガスを適切に考慮し ている。

(b) 燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管変形,リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

TMI事故の分析より得られた事故発生約220分後の炉心状態を図4.2-4に示す。 図4.2-2に示したMAAPによる解析結果と比較すると、軸方向位置に若干の相違 はあるものの、炉心上部の空隙、デブリベッド、クラスト、溶融プール及び非破 損領域の状態は良く一致している。

TMI事故で観察された下部プレナムへ流出した溶融炉心は、約19,000kgであり、 MAAPによる解析結果と比較すると、MAAPの解析結果(約25,000kg)はや や多めの評価となっているが同等である。

また,原子炉容器壁温について考察すると,TMI-2 vessel inspection project^[11]の分析では,炉心出口温度の急上昇による警報発信及び中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から,事故発生約224分後に溶融炉心の下部プレナムへの流入
が開始し, ECCSによる注入水等で約20分以内に冷却されたとされている。図 4.2-3に示したMAAPによる原子炉容器壁温の解析結果は,事故発生約224分後 で急上昇し,事故発生約240分後に低下することから,TMI事故の分析結果と一 致している。また,原子炉容器壁温の最大値は,ステンレス鋼の融点(約1,350℃) より低い約1,200℃であり,原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合してい る。

このように、MAAPによる解析で得られた炉心状態及び原子炉容器壁温は、T MI事故の分析結果との比較から、妥当であると考えられる。したがって、MA APは炉心ヒートアップに関連する燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料 被覆管変形、リロケーション、構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心 の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

水素ガス挙動の比較項目	TMI事故の分析	MAAPコード解析		
水素ガス発生開始時刻	139 分	145 分		
水素ガス発生期間	139~224 [※] 分	145~230 分		
ム北書ガッ改仕具	1,100~1,2001b.	1,1251b.		
王小糸刀へ先生里	499~544kg	510kg		

表 4.2-1 水素ガス挙動の比較

※ 推定時間。224 分まで溶融固化領域は温度上昇しているため。



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-1 TM I 事故の解析結果(水素ガス発生量)



出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-2 TMI事故の解析結果(事故発生約 220 分後の炉心状態)



図 4.2-3 TMI事故の解析結果(原子炉容器壁温)



図 4.2-4 TMI事故の炉心溶融状況の分析結果(事故発生約 220 分後)^[12]

4.2.2 CORA 実験解析

(1) 実験の概要

CORA 実験^[13]は、シビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・溶融進展を把握するために、国際的な協力の枠組みの中で、独カールスルーエ研究センター(KIT, 旧 FZK)にて実施された。

図 4.2-5 に CORA 実験装置の概要を示す。CORA 実験では、軽水炉の燃料バンドルを 模擬し、燃料をヒーターによって電気加熱し、水蒸気とアルゴンガスの混合物を注 入することによって、燃料の溶融進展挙動を模擬することができる。CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 では、BWRの燃料集合体を模擬した試験が行われており、 バンドルの材質と主要な形状は表 4.2-2 に示すとおりである。CORA-16 実験は、燃 料、燃料被覆管、制御棒 (B₄C)及びチャンネルボックスを配置し、BWRの炉心を 模擬している。CORA-17 実験は、CORA-16 実験をベースケースとしてクエンチさせた ケース、CORA-18 実験は、バンドルサイズを大きくしたケースである。

(2) 解析条件

CORA 実験装置に対応するベンチマーク解析のノード分割を図4.2-6に示す。炉心は, 燃料,燃料被覆管,チャンネルボックス,制御棒及び流体(アルゴン,水蒸気及び水 素)によって構成される。炉心は2つの径方向リングに分割され,各々のリングは軸 方向に分割され,下から下部非燃料域,10ノードの燃料有効部及び2ノードの上部 非燃料域となっている。ノード間においては,軸方向の熱伝導,対流,リロケーシ ョン及び輻射が考慮され,最外周のリングでは、シュラウドへの輻射が考慮される。 燃料バンドルの底部からアルゴンと水蒸気の混合ガスを注入し,燃料バンドルがヒ ートアップによって,燃料棒が急速に酸化し2,100Kから2,300Kになるまで,燃料 棒ヒーターへの出力を直線的に増加させる。

(3) 解析結果

CORA 実験のケース CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 に対するベンチマーク解析の結 果を以下に述べる。

CORA-16 実験

CORA-16 実験のバンドルの配置を図 4.2-7 に示す。この実験は制御棒中の B₄C とス テンレス及び制御棒のステンレスとチャンネルボックスの Zr の反応を確認する目 的で実施された。バンドル中には 12 本の加熱燃料棒及び 6 本の非加熱燃料棒,ステ ンレス中の B₄C 及び燃料棒を取り囲むチャネルボックスで構成される。

図 4.2-9,図 4.2-10,図 4.2-11 及び図 4.2-12 に燃料被覆管の温度変化,チャン ネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。 燃料被覆管の温度は、約1,800K における Zr の酸化によって1,100 秒付近におい て急上昇する。加熱が停止されるまでの間、測定値に比べて、800K 程度高い解析結 果となっているが、測定温度が低くなっている理由として、短い予熱時間や測定誤 差による可能性が考えられる。加熱燃料棒、非加熱燃料棒ともに同様の傾向を示し ている。

近接する制御棒と反応しているチャンネルボックスの温度の比較は、おおむねー 致している。制御棒の温度は、1,100 秒付近において溶融し、リロケーションする まで、解析結果は高い値を示しているが、これは、比較的低温な上部プレナム構造 物への輻射熱伝達と、のぞき窓を介した対流熱伝達が模擬されていないためである と考えられる。

CORA-17 実験

CORA-17 実験は、CORA-16 の実験条件と同様であるが、損傷炉心のクエンチの効果 を確認する目的で実施された。実験開始後、2,000 秒から 2,125 秒まで、燃料棒を クエンチタンク内で水没させている。

図 4. 2-13 に燃料被覆管の温度変化を示す。解析結果では, Zr の酸化反応によって 温度は急上昇している。解析結果のピークは高温のU-Zr-0 共晶物が上方のノードか らリロケーションしてきたことによる。1,500 秒から 1,800 秒において,解析結果 は測定結果よりも高い温度を示しているが,この期間においては,上のノードから のリロケーションしてきた溶融物が熱電対に接触し,測定値に影響が出ているもの と考えられる。なお,解析結果では,Zr は溶融し,バンドル底部にリロケーション しており,クエンチに付随した酸化による発熱は予測されていない。

CORA-18 実験

CORA-18 実験のバンドルの配置を図 4.2-8 に示す。バンドル中には 48 本の燃料棒 が配置されており、この実験は炉心溶融の進展過程におけるバンドルサイズの影響 を確認する目的で実施された。

図 4.2-14, 図 4.2-15 及び図 4.2-16 に燃料被覆管の温度変化, チャンネルボック スの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示すが,全体的な温度挙動は,実験 期間全体において測定値とよく一致している。なお,実験ではバンドルの加熱割合 や冷却材の流量といった境界条件に違いがあったものの,バンドルサイズの影響は 直接的には確認できなかった。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

燃料被覆管,制御棒及びチャンネルボックスの温度変化については,図4.2-9,図 4.2-10,図4.2-11,図4.2-12,図4.2-13,図4.2-14,図4.2-15及び図4.2-16に 示すとおり,CORA-16及びCORA-17実験において,Zrの急激な酸化の開始から加熱 を停止するまでの間,温度を高く評価しているものの,実機の体系により近い CORA-18実験においては,測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAPによる解析で得られた燃料被覆管の温度変化、チャンネル ボックスの温度変化及び制御棒の温度変化は、CORA実験における測定データとの比 較から妥当であると考えられる。したがって、MAAPは燃料棒内温度変化、燃料 棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に関して、適切なモデルを有し ていると判断できる。

バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO2 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO2 質量	kg	3.50	5.38
制御棒B4C質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m ²	0.423	0.599
バンドル流路面積	m ²	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル1燃料棒数	-	8	18
チャンネル2燃料棒数	-	10	30

表 4.2-2 試験バンドルの材質と主要な形状



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-5 CORA 実験装置概要



図 4.2-6 CORA 実験ベンチマーク解析 MAAPノード分割



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-7 CORA-16 実験 試験バンドル形状



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI





出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-9 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化(加熱燃料棒:エレベーション 550mm)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-10 CORA-16 実験 燃料被覆管温度変化(非加熱燃料棒:エレベーション 550mm)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-11 CORA-16 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



出典: MAAP4 User's Manual, EPRI 図 4.2-12 CORA-16 実験 制御棒温度変化(エレベーション 550mm)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-14 CORA-18 実験 燃料被覆管温度変化 (エレベーション 550mm)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-15 CORA-18 実験 チャンネルボックス温度変化 (エレベーション 550mm)



図 4.2-16 CORA-18 実験 制御棒温度変化 (エレベーション 550mm)

4.2.3 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験^{(14),(15)}は,廃炉となったドイツの HDR で行われた実験であり,モデルの妥 当性確認に利用できる大規模実験データが取得されている。代表的な実験ケースの 一つである E11.2 実験では,小破断LOCAによる格納容器中への蒸気放出,それ に続く水素及びヘリウムの放出並びに外部スプレイによる格納容器の冷却が模擬さ れている。

図 4.2-17 には HDR の格納容器の概略を示すが,格納容器は高さ 60m,直径 20m の 円筒型である。また,比較的大きい自由空間を有するドーム部と,細かく区画化さ れた空間を特徴としている。ドーム部の自由空間は,全自由体積 11,400 m³のうち 5,000m³を占める。また,格納容器内には,多数の流路で繋がった約 70 の区画が存 在するが,支配的な流路は格納容器下層からドームへ向かう1 対の階段と設備シャ フトと同定できる。また,格納容器圧力バウンダリは厚さ 17mm のスチール・シェル であり,シェルとコンクリート外壁には約 0.6m の間隙がある。

(2) 解析条件

解析では,図4.2-18に示すとおり,29ノード及び44ジャンクションを設定して おり,破断想定位置から近い区画は個別に,離れた区画はまとめてモデル化してい る。ドーム部は2ノードで,またシェルとコンクリート外壁の間隙は3ノードに分 割している。

実験では、開始から約750分の間、23.5m位置にある1805室に約2.1kg/s(最後の約1時間は1.1kg/s)の流量で水蒸気が注入される。水蒸気の注入終了の約10分前から、水素及びヘリウムの混合ガスが同じ位置に約30分間注入される。さらに、 混合ガス注入後には、下方に位置する1405室に水蒸気が約3時間注入される。格納 容器は約15分間自然冷却された後、外部スプレイにより冷却される。解析では、こ れら一連の操作を境界条件として与える。

(3) 解析結果

格納容器圧力の解析結果を測定データと比較して図 4.2-19 に示す。最初の水蒸気 注入期間(試験開始0~41,400 秒後)において,解析結果は測定データよりも速く 上昇し,また最大値は228kPaと測定データの203kPaに比べて高い。その後,水蒸 気流量を減少させガスを注入する期間(試験開始 41,400~46,200 秒後)においては, 解析結果は測定データよりも速く減少する。2度目の水蒸気注入期間(試験開始 46,200~57,600 秒後)では,期間を通じてMAAPは緩やかな圧力低下を正確に予 測している。外部スプレイ冷却期間(試験開始 58,500~71,400 秒後)においては, 解析結果は測定データよりも速く減少する傾向を示している。 格納容器の圧力上昇速度は,図4.2-20に示すようなエネルギ配分に依存する。表 4.2-3には最初の水蒸気注入が終了した時点(試験開始41,400秒後)におけるエネ ルギ配分の主な内訳を示すが,圧力上昇に寄与する雰囲気への配分は,注入された 水蒸気が保有するエネルギのわずか約7%であり,残りの大部分はヒートシンクに吸 収される。したがって,圧力上昇を計算する上で,ヒートシンクへの熱伝達の観点 から温度成層の予測性が重要となる。

図4.2-21,図4.2-22及び図4.2-23に、それぞれ10m位置,階段横及び0m位置 における雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。図4.2-21,図4.2-22 及び図4.2-23より,測定データでは、10mより低い位置においては最初の水蒸気注 入の影響はほぼ認められないが、MAAPでは10m位置における水蒸気注入の影響 を大きく評価している。図4.2-23より、0m位置においては、二度目の水蒸気注入 までは雰囲気温度の上昇は見られない。図4.2-22における16.5m位置においては、 解析結果が測定データを下回っており、測定データに比べて水蒸気注入の影響が及 ぶ範囲をやや小さく評価しているものの、全体としては温度成層の様子を良く再現 できている。図4.2-24及び図4.2-25に、それぞれドーム部及び蒸気発生器室の雰 囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。ドーム部の雰囲気温度はやや高 めに評価されており、測定データは水蒸気の飽和を示唆しているのに対し、解析結 果は水蒸気の過熱を予測している。これは、MAAPにおいて雰囲気からヒートシ ンクへの伝熱が過小に評価されている可能性を示唆している。蒸気発生器室につい ては、解析結果は総じて測定データを良く再現できている。

これらの解析結果より,温度上昇を大きめに予測する原因として,系内のヒート シンクを正確に模擬できていないことが考えられる。ヒートシンクの不確かさとし てコンクリートの物性が考えられるが,図4.2-19に示すとおり,コンクリートの熱 伝導率を2倍にした解析結果は,測定データと良い一致を示している。

図 4.2-26 及び図 4.2-27 には、それぞれドーム部上部及びドーム部下部の水素・ ヘリウム混合ガス濃度の解析結果を示す。二度目の水蒸気注入の期間では、空気を 多く含むガスが格納容器下方から上方に向かい流れるが、ドーム部上部の混合ガス 濃度は高い状態を維持する。その後、外部スプレイが開始されると、ドーム部上部 において水蒸気の凝縮が顕著になり、ドーム部下部から空気を多く含むガスが流入 する。同時に、スプレイ冷却によってドーム部上部のガス密度が増加し、下方の区 画との間で循環が生じる。このため、約 65,000 秒で変化の傾向が反転し、上部ドー ムの混合ガス濃度は低下を、ドーム部下部の混合ガス濃度は上昇を開始する。MA APによる解析結果は、これら一連の変化挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について、解析結果に基づい

てMAAPの不確かさを評価する。

HDR 実験(E11.2 実験)では,格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し,外部 スプレイを実施している。このため格納容器内のガスの移流挙動,外部スプレイに よる効果を含めたヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動等の効果が現れる実験である。

格納容器圧力及び温度については、図 4.2-19、図 4.2-21、図 4.2-22、図 4.2-23、 図 4.2-24 及び図 4.2-25 に示すとおり、雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に 評価されている可能性が示唆されており、それに起因して格納容器温度を十数℃程 度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、縦長格納 容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ、主要な傾 向は再現できている。

また,図4.2-26及び図4.2-27に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ ヘリウム混合ガス濃度については、水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス 濃度の変化挙動、外部スプレイ冷却後における循環流による混合挙動等、測定デー タと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAPによる解析で得られた格納容器圧力及び温度並びに格納容 器内のガス濃度変化は、HDR実験における測定データとの比較から妥当であると考 えられる。したがって、MAAPは格納容器各領域間の流動、構造材との熱伝達及び 内部熱伝導、及び気液界面の熱伝達に関して、適切なモデルを有していると判断で きる。

コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

表 4.2-3 HDR 実験解析における主なエネルギ配分の内訳



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-17 HDR の概略図



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-18 HDR 実験解析におけるノード分割





図 4.2-19 HDR 実験の解析結果(格納容器圧力)^[15]

出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-20 HDR 実験の解析結果(エネルギ配分)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-21 HDR 実験の解析結果(10m 位置の雰囲気温度)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-22 HDR 実験の解析結果(階段横の雰囲気温度)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-23 HDR 実験の解析結果(0m 位置の雰囲気温度)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-24 HDR 実験の解析結果 (ドーム部の雰囲気温度)



図 4.2-25 HDR 実験の解析結果(蒸気発生器室の雰囲気温度)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-27 HDR 実験の解析結果 (ドーム部下部混合ガス濃度)

4.2.4 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験^[16]は、米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイス コンデンサ型格納容器を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) 実験装 置を用いて、原子力発電所におけるシビアアクシデント時の水素制御に関する研究を行 ったものである。この実験では、水素混合挙動や水素ポケット又は水素リッチな混合ガ スの成層化の可能性を調査している。CSTF 実験では、小破断LOCA時の破断口及び 破損した加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク経由の冷却材放出を想定して、水素 と水蒸気又はヘリウムと水蒸気の混合ガス放出を模擬している。窒素雰囲気において水 素ガスが用いられた1つの実験を除いて水素ガスの代わりにヘリウムガスが用いられ た。

CSTF 実験装置の概要を図 4.2-28 及び図 4.2-29 に示す。高さ約 20.4m,外径約 7.6m, 体積は約 850m³,160℃において 0.52MPa の設計圧力の圧力容器であり、CSTF 容器は下 部と上部に分かれ、アイスコンデンサ下部扉と再循環ファンを模擬している。また、異 なった事故シナリオにおける水素ガスの蓄積の可能性を調査するために、強制対流があ る場合とない場合の実験が実施された。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いたMAAPのノード分割を図4.2-30に示す。V3は上部区画全体を模擬しており、遮蔽壁と燃料取替キャビティより外側の下部区画をV1とV2に分けている。V4は燃料交換キャビティである。

ジャンクション J2 は、物理的な壁はないが、ノード V1 とノード V2 を均等に分割する 流路である。ドアを持った 2 つの異なるジャンクション J3 と J1 をノード V1 と V3 の 間、ノード V2 と V3 の間にそれぞれ配置することによってアイスコンデンサ下部扉を模 擬する。ジャンクション J4 及び J7 は、それぞれノード V4 とノード V2、V1 間の漏えい パスを模擬している。ジャンクション J5 及び J6 は、それぞれノード V3 とノード V1、 V2 間の強制対流のための再循環ファンの流路を模擬している。また、各区画における ヒートシンクは、構造材の厚さ、伝熱面積、構造物ごとの物性値を考慮している。

表4.2-4に実験ケースの一覧を示す。HM-P1~P4は自然対流及び強制対流における混合 挙動を確認するための予備実験である。HM-1~5は小破断LOCAによる水蒸気と水素 ガスの放出を模擬し、HM-6~7は、加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損によ る水蒸気と水素ガスの放出を模擬している。HM-1~2は再循環ファンの作動なしを想定 しており、HM-3~7は再循環ファンの作動ありを想定している。ベンチマーク解析とし て、再循環ファンの作動のないHM-1、HM-2及び窒素雰囲気に水素ガスを注入したHM-5 の解析を示す。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケ-スHM-1, HM-2 及びHM-5 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べ

HM-1 実験

る。

この実験は、水平方向ジェットノズルによって小破断LOCAを模擬しているが、再 循環ファンは考慮していないため、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズルからの 注入による強制対流と自然対流のみである。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度につ いて、解析結果と実験データの比較を図 4.2-31 に示す。

実験開始後の緩やかな温度の低下は、ヒートシンクの影響による。約14分後に急激な 温度低下があるが、これは、アイスコンデンサ下部扉の開放によって、比較的温度の高 い下部区画と比較的温度の低い上部区画での自然対流によるものと考えられる。混合ガ スの注入の開始から注入完了までの温度上昇傾向はよく一致している。

注入完了からの約10分間においては,解析結果のほうが急峻な低下を示しているが, これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量を大きく評価しているためと考 えられる。全体としては,実験開始後の温度低下,アイスコンデンサ下部扉の開放によ る急激な温度低下,注入開始による温度上昇,注入完了時のピーク温度及び完了後の温 度低下等,解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また,下部 区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-2 実験

この実験は、HM-1 実験と同様に、水平方向ジェットノズルによって小破断LOCAを 模擬し、再循環ファンは考慮しておらず、気相の混合に寄与するのは、ジェットノズル からの注入による強制対流と自然対流のみである。HM-1 実験との違いは、ジェットノ ズルからの注入流量であり、ガス流量及び水蒸気流量ともに約2倍の質量流量となって いる。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について、解析結果と実験データの比較を 図4.2-32 に示す。

HM-1 実験と同様に,混合ガス注入完了後の温度低下は,解析の方が実験より若干急峻 であるものの,実験開始後の温度低下,アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温 度低下,注入開始による温度上昇,注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等, 解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また,下部区画のヘリ ウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-5 実験

この実験では、水平方向ジェットノズルにより小破断LOCAを想定して、実験開始 前に CSTF 容器に空気の代わりに窒素ガスを封入し、水素ガスが注入されている。再循 環ファンが模擬されており、HM-1やHM-2と比較して再循環ファンによる強制対流も気 相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画の水素濃度について、解析結果と 実験データの比較を図 4.2-33 に示す。

HM-1 実験及び HM-2 実験と同様に、実験開始後の温度低下、アイスコンデンサ下部扉

の開放による急激な温度低下,注入開始による温度上昇,注入完了時のピーク温度及び 完了後の温度低下等,解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。 また,下部区画の水素濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてM AAPの不確かさを評価する。

CSTF 実験は、上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ格納容器の下部区画に水平 あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び水素又はヘリウムを注入し、再循環ファンある いはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。 HM-1 実験及び HM-2 実験は空気雰囲気に対し、ヘリウム及び水蒸気の水平方向ジェット による強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し、HM-5 実験は窒素 雰囲気に対し、水素ガス及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流、アイスコンデ ンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

格納容器内のガス温度や非凝縮性ガスの濃度については、図 4.2-31、図 4.2-32 及び 図 4.2-33 に示すとおり、すべての実験条件において、自然循環及び強制対流下で、測 定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように、MAAPによる解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は、CSTF実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAPは格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

実験 ケース	雰囲気 ガス	再循環流量		注入ガス	ガス流量 (ヘリウム又は水素)		水蒸気流量		下部区画 ガス初期温度	
		m ³ /min.	ft. ³ /min.	祖凡	kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験							,			
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェ	ット試験	(水平方向)								
HM-1	Air	0	0	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-2	Air	0	0	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-3	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-4	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-5	N ₂	104	3700	H ₂ -Steam	0.41	0.9	24.5	54	66	150
高速ジェ	」 ット試験	」 (垂直方向)		1	I	I	L			
HM-6	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-7	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150

表 4.2-4 CSTF 水素混合実験 実験ケース一覧

※下線部は、ベンチマーク解析ケース

出典:MAAP4 User's Manual, EPRI



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-28 CSTF 実験装置



図 4.2-29 CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI





図 4.2-31 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-1)


図 4.2-32 CSTF 実験ベンチマーク解析結果 (ケース HM-2)



図 4.2-33 CSTF 実験ベンチマ-ク解析結果(ケ-ス HM-5)

4.2.5 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

米国アルゴンヌ国立研究所で実施された ACE 実験^[17]では、MCCIの大規模な実 験が行われている。この試験の目的は、MCCIの熱水力学的及び化学的プロセス の調査と、計算コードの開発及び妥当性確認に向けたデータベース拡充である。試 験装置の概要を図4.2-34 に示す。試験装置は、8枚の水冷式パネルを対にして四方 の壁を構成しており、その中にコンクリート床、コンクリート/金属製の内挿物、 コリウムを内蔵している。二つの壁の内面には、25本のタングステン電極棒集合体 が設置されており、それらはタングステンコイルによりコリウム頂部付近に接続さ れ、コリウムが溶融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。試験装置の大きさは 53.0cm×50.2cmである。また、試験装置は二枚式の蓋で覆われており、蓋を通じて 主ガス管と接続されている。蓋には四つの窓が設置されており、一つはエアロゾル の収集、ガスのサンプリング及び排出に、残りの三つは光学温度計及びビデオカメ ラによるコリウムの観察に用いられる。

U0₂を含む全てのコリウム成分は粉末状であり、均一に混合されている。また、コ リウム及びコンクリート成分は、複数の条件について実験が行われている。表 4.2-5 及び表 4.2-6 に、L2 実験、L6 実験及びL7 実験におけるコリウム及びコンクリート の成分を示す。実験中、コリウムはタングステン電極で加熱され溶融プールを形成 する。コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-35 に示すとおり、試験部を一つのノードとしてモデル化している。水冷式パネルで構成される側壁、コンクリート床及び蓋はヒートシンクとして モデル化し、試験部と外部環境の間にジャンクションを設定している。

実験ではコリウムを室温から加熱するが,解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し,その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は,L2実験で2,400K,L6実験及びL7実験で2,500Kである。また,コンクリート床の初期温度は,コリウムとの界面ではコンクリート融点,底面では室温としている。

(3) 解析結果

L2 実験

L2 実験では、部分的に酸化した PWR 燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用が調査されている。電気加熱の出力は平均で約 220kW,水冷式パネルでの熱損失は平均で約 120kW であり、解析ではこれらを境界条件として与えている。溶融プール温度は侵食開始時において約 2,400K であり、その後もその温度を

維持している。垂直方向へのコンクリート侵食量は2,000秒において約10cmである。 侵食深さとコリウム温度の解析結果を測定データと比較して図4.2-36に示すが、い ずれも良い一致を示している。

L6 実験

L6 実験では、部分的に酸化した PWR 燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートの相互作用を調査している。この実験ではコンクリート製ベースマットの上に7 cm のコンクリート/金属製の内挿物が設置されているが、解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬している。電気加熱出力は約200kW,水冷式パネルでの熱損失は約125kW である。侵食率は試験開始時には低く、試験終了時には高い値となり、最終的な侵食深さは約13 cm であった。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図4.2-37 に示すが、コリウム温度については良い一致を示している。侵食率については、侵食開始時において解析結果が実測データをやや上回っているが、これはコンクリート床への熱損失をわずかに大きく評価しているためである。

L7 実験

L7 実験では、部分的に酸化したBWR燃料のコリウム溶融物(70%の Zr が酸化) と石灰岩/砂系コンクリートが用いられており、電気加熱出力は約130kW である。 L6 実験と同様に、コンクリート床上に5.7cmのコンクリート/金属製内挿物を設置 しており、解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬 している。実験では、1,500 秒で約2.5cmの侵食が観測されている。BWR燃料の コリウム溶融物における低い出力密度と、石灰岩/砂系コンクリートが有する高い 分解エンタルピに起因して、侵食深さが小さくなっている。コリウム温度と侵食深 さの解析結果を測定データと比較して図4.2-38 に示すが、いずれも良い一致を示し ている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

ACE 実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が既知 である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条 件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、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の不確かさを評価する上で有効で ある。

MAAP解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果

となっており、MAAPによる解析で得られたコリウム温度及び侵食速度は、ACE 実験における測定データとの比較から妥当である。また、非凝縮性ガスの発生量に ついては直接的な測定データとの比較をしていないものの、コンクリート侵食速度 を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。した がって、MAAPは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 性ガス発生に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

成分(kg)	L2	L6	L7
U0 ₂	216	219	188.5
ZrO_2	42.5	18.5	59.4
Zr	13.4	21.1	17.7
Zirc-4		1.8	1.1
Fe_2O_3	-	_	_
NiO	-	_	_
Cr_2O_3	_	_	_
SS-304	_	9.1	0.6
Ca0	3.0	7.3	11.5
SiO_2	20.9	16.9	12.5
Ba0	0.8	0.79	1.4
La_2O_3	0.6	0.6	1.14
Sr0	0.5	0.5	0.96
CeO_2	1.3	1.3	2.32
MoO_2	0.9	0.94	1.7
SnTe	0.2	_	_
$ZrTe_2$	-	0.2	0.18
Ru	-	0.38	-
B_4C	-	-	1.0
Ag	-	1.19	-
In	-	0.22	-

表 4.2-5 ACE 実験におけるコリウム成分

出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

成分(kg)	L2	L6	L7
SiO ₂	69	69	28.3
Ca0	13.5	13.5	26.0
$A1_{2}O_{3}$	4	4	3.5
K ₂ O	1.4	1.4	0.6
Fe_2O_3	1	1	1.6
TiO ₂	0.8	0.8	0.14
MgO	0.7	0.7	9.6
Na_2O	0.7	0.7	1.1
MnO	0.03	0.03	0.05
BaO	0.02	0.02	0.03
Sr0	0.02	0.02	0.03
Cr_2O_3	0.01	0.01	0.009
H ₂ 0+CO ₂	7.9	7.9	27.5
コンクリートの種類*	S	S	L/S
合計	99.1	99.08	98.459

表 4.2-6 ACE 実験におけるコンクリート成分

※ コンクリートの種類

L/S :石灰岩・砂系

出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

S : ケイ土系



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-34 ACE 実験装置の概要



図 4.2-35 ACE 実験解析におけるノード分割



出典: MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-36 ACE 実験の解析結果(L2 実験)



図 4.2-37 ACE 実験の解析結果(L6 実験)



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-38 ACE 実験の解析結果(L7 実験)

4.2.6 SURC-4 実験解析

(1) 実験の概要

SURC-4 実験^[18]は米国サンディア国立研究所で行われたMCCI実験であり, OECD/NEAの国際標準問題(ISP-24)にも選定されている。

実験装置の概要を図 4.2-39 に示す。試験装置は、アルミニウム製格納容器とその 内部に設置された円筒状のるつぼから構成される。るつぼの側壁及び蓋は厚さ約 10cmのMg0 製鋳造物であり、るつぼ全体の大きさは直径約 60cm、高さ約 100cm であ る。るつぼの下部には、厚さ約 40cmの玄武岩系コンクリート床が設置され、コンク リートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

実験では、コンクリート侵食が開始するまで、約 200kg のステンレス鋼と模擬 FP から成るコリウムを約 60kW の電気出力で誘導加熱し、それによるコンクリート侵食 及びコリウム温度が測定されている。また、化学反応とガス放出への影響を調査するため、コンクリート侵食開始から約 14 分後に約 20kg のジルコニウムをコリウム に投入している。最終的な侵食深さは約 24.5~27.5cm であった。

(2) 解析条件

SURC-4 実験は、ACE 実験と同様のモデルで模擬できることから、図 4.2-35 に示したモデルを用いている。

解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し、その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は1,750Kであり、コンクリート床の初期温度は、コリウムとの界面ではコンクリート融点、底面では室温としている。

(3) 解析結果

図 4.2-40 に侵食深さの解析結果を測定データと比較して示す。解析による侵食率 は、測定データとの良好な一致を得ている。なお、SURC-4 実験では外周部のコンク リート侵食深さが大きくなっており、解析結果と相違が見られるが、これは、実験 では外周部からの誘導加熱によって溶融物を加熱しているため、外周部への入熱量 が大きくなる試験体系によるものと考えられる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

SURC-4 実験では、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置が 既知である。したがって、冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化し た条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ、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の不確かさを評価する上で有 効である。

MAAP解析では、実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果 となっており、MAAPによる解析で得られた侵食速度は、SURC-4実験における測 定データとの比較から妥当である。また、非凝縮性ガスの発生量については直接的 な測定データとの比較をしていないものの、コンクリート侵食速度を問題なく予測 できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって、MAA Pは溶融炉心とコンクリートの伝熱及びコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に 関して、適切なモデルを有していると判断できる。



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-39 SURC-4 実験装置図



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-40 SURC-4 実験の解析結果

4.2.7 PHEBUS-FP 実験解析

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP 計画^{[19][20]}は、フランス放射線防護・原子力安全研究所(IRSN)、フランス電力及び EU を中核とする国際協力プログラムであり、燃料から放出される F Pの 種類,量、1 次系及び原子炉格納容器内への移行と除去挙動に関する知見を取得し、 シビアアクシデント解析コードの改良及び検証に資することを目的として実施され ている。

PHEBUS-FP 計画は, FPT0, 1, 2, 3 及び4の計五つの実験から構成されており, 各 実験では実燃料(酸化ウラン燃料)を炉心内で溶融させ,放出されるFP等の挙動 を調査している。FPT0実験は未照射燃料を対象とし, FPT4実験は燃料デブリを対象 としていること, FPT2実験及び FPT3実験はいずれも水蒸気枯渇状態で実施されて いることを考慮し,ここでは水蒸気雰囲気下で照射済燃料を対象に実施された FPT1 実験を取り上げる。なお,同実験は, OECD/NEAの国際標準問題(ISP-46)にも選定 されている。

図 4.2-41 には実験設備の概要を示すが,装置は大きく3領域に分かれており,そ れぞれ炉心,1次系及び原子炉格納容器を模擬している。炉心には長さ約1mの実 燃料 20 本と制御棒で構成される試験体が設置され,中性子束によって加熱される。 炉心部には図 4.2-42 に示す軸方向位置に熱電対が配置されており,温度が測定され る。また,放出されたFPは燃料を取り囲むシュラウド内に試験体下部より供給さ れる水蒸気によって上部垂直ラインに導かれる。FPT1 実験における水蒸気流量及び 炉心の加熱出力を図 4.2-43 に示す。

1次系はホットレグ及びコールドレグを模擬する内径3cm,長さ約13.3mの水平 配管と,SG 伝熱管を模擬する内径約2cm,長さ約10mのU字管で構成される。

模擬格納容器は約 10m³の容積を有しており,内部に備えられたコンデンサは,実 機の格納容器壁面における水蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着を模擬するように, 雰囲気温度より低い温度に設定されている。また,下部にはエアロゾルを含んだ洗 浄水を溜めるサンプが設けられている。

(2) 解析条件

解析では、図 4.2-44 に示すとおり、炉心部を径方向に2 領域、軸方向に 11 ノー ドでモデル化している。径方向中心領域は、8本の燃料棒と1本の制御棒を含んで おり、径方向外周領域は 12 本の燃料棒を含んでいる。1 次系は図 4.2-45 の破線で 囲んだ領域、すなわち炉心、上部プレナム、ホットレグ、SG 伝熱管(ホットレグ管 及びコールドレグ管)、中間レグでモデル化している。模擬格納容器は、図 4.2-46 に示すように、上部区画と下部区画に分割してモデル化している。解析では図 4.2-43 に示した水蒸気流量及び炉心の加熱出力の時間変化を境界条件として与え ている。

(3) 実験及び解析の考察

燃料被覆管温度,水素ガス流量及び水素ガス発生量,希ガス及びよう素の模擬格 納容器への放出割合について,測定データと解析結果の比較を図4.2-47,図4.2-48, 図4.2-49,図4.2-50,図4.2-51,図4.2-52,図4.2-53及び図4.2-54に示す。

A) 実験結果の考察

FPT1 実験では、実験開始後約 8,000 秒から、水蒸気流量及び炉心の加熱出力を増加させ、炉心崩壊やFP放出のデータを取得している。図 4.2-47、図 4.2-48、図 4.2-49 及び図 4.2-50 には下端からそれぞれ 700mm、600mm、400mm 及び 300mm の高さにおける外周部燃料の被覆管温度を示している。燃料被覆管温度は、実験開始後約 8,000 秒から炉心の加熱の増加にしたがって大きく上昇し、実験開始後約 11,000秒には急上昇が見られる。その後も炉心の加熱出力が増加することにより燃料被覆管温度は高温を維持し、加熱出力がなくなる実験開始後約 17,000 秒で減少に転じる。

図 4.2-51 には水素ガス流量を示すが、実験開始後約 8,000 秒から徐々に上昇し、 燃料被覆管温度と同じく実験開始後約11,000秒に急上昇が生じている。したがって、 同時刻における燃料被覆管温度の急上昇は、ジルコニウム酸化反応による発熱が原 因と考えられる。燃料被覆管温度及び水素ガス発生量はピークを過ぎるとすぐに減 少する。これは、溶融燃料のキャンドリングが開始することで燃料被覆管と水蒸気 の接触面積が減少し,酸化反応も減少したためと推測される。高さ300mmの場合に, 約 1,500℃に到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも、上部からの キャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。ジルコニ ウム酸化反応の進展により燃料被覆管外面には酸化ジルコニウム層が形成されるが, 燃料被覆管内面の金属部は 1,800℃程度で溶融するため、それ以上の温度になると 酸化ジルコニウム層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約 2,200℃ を超えると溶融した燃料被覆管による二酸化ウランの溶解現象が進み、燃料被覆管 内部は溶融物割合が高まる。そのような状況では酸化ジルコニウム層では燃料被覆 管形状を維持できずに破損し、溶融物が流下することになると考えられている。同 時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。図 4.2-52 には水素ガス発 生量の積算値を示しているが、最終的に発生した水素ガス量は 96±13g と推定され ており、これは初期ジルカロイの64%が酸化したことに相当する。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 には、一次系及び原子炉格納容器内に放出された希ガス 及びよう素の割合を示す。オンライン計測によると、実験開始後約 6,000 秒には燃 料被覆管破損にともなう少量のFP放出が確認されているが、希ガス及びよう素の 放出が顕著になるのは、ジルコニウム酸化反応にともなう発熱により燃料温度が急 上昇する実験開始後約 11,000 秒である。その後,燃料温度は高温を維持するため, 希ガス及びよう素の放出は継続されるが,実験開始後約 17,000 秒で加熱がなくなる と,積算放出割合はほぼ一定となる。図 4.2-55 に実験結果の分析から得られたよう 素の回路内マスバランスを示す。よう素のバンドル内残存割合は約 13%であり、し たがって最終的にはバンドル外へ約 87%が放出された。一方、1次系(コールドレ グ)内質量流量の測定値からは、1次系を通過して原子炉格納容器内に放出された 希ガスの割合は約 77%となるが、PHEBUS-FPT1 実験最終報告書^[20]においては、燃料 の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から、この値はやや過 小評価であり、実際はよう素と同等の 80~85%程度であったと推定されている。

B) 解析結果の考察

燃料被覆管温度の解析結果を図 4.2-47, 図 4.2-48, 図 4.2-49 及び図 4.2-50 に示 すが, 炉心の加熱出力が増加する実験開始後約 8,000 秒まで,解析結果と測定デー タは良く一致している。その後,解析結果は測定データをやや上回る傾向を示して おり,急上昇が生じる時刻は測定データに比べて 500 秒程度早くなっている。図 4.2-51 には水素ガス流量の解析結果を示しているが,実験開始後約 8,000 秒から水 素ガス流量はやや大きく予測されており,このためジルコニウムー水反応による発 熱量が実験に比べて大きくなったと考えられる。この結果は,燃料被覆管温度の解 析結果が測定データを上回り,また燃料被覆管温度の急上昇を早く予測した結果と 整合する。図 4.2-52 には,積算水素ガス量を示すが,最終的な水素ガス発生量の解 析結果は測定データに比べて3割程度多くなっている。

MAAPの解析では燃料被覆管温度が約1,600℃以上でBaker-Justモデル,それ より低温ではCathcartモデルを使用しているが,燃料被覆管温度が1,500℃程度か ら急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから,Cathcartモデル による酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。解析結果と測定データ の差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。すなわち、図 4.2-44 に示すとおり実験のバンドル形状は5×5配列であり、燃料棒間及び外周構 造体との輻射熱伝達や、水蒸気による対流熱伝達による影響を考慮すると、半径方 向には比較的大きな温度分布が生じると考えられる。実際に図4.2-56 に示す実験後 の燃料バンドルのX線トモグラフでは、半径方向にかなり強い非均質性が見られて いる。一方、解析においては、バンドルを内側12本、外側8本の2領域で模擬して いるため、半径方向の温度分布が実験に比べて均質化されることにより、燃料被覆 管温度の予測性に影響を与えている可能性がある。

約 11,000 秒付近の燃料被覆管温度のピーク値については,解析結果が実験結果より数+℃高めになっている。また,高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が 見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング 開始タイミングは、燃料棒内で溶融した被覆管による二酸化ウランの溶解速度と、酸化ジルコニウム層による形状維持の限界タイミングに依存しており、後者の酸化ジルコニウム層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では 2,500K

(約 2,227℃)にて溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに 酸化ジルコニウム層の破損によるキャンドリング開始をモデル化している。この温 度が実験での観察結果より若干高い設定となっており,キャンドリング開始タイミ ングが遅れたため,キャンドリングによって酸化反応が阻害されていないことにな るが,二酸化ウランの融点(約 2,800℃)より低い温度で液化するという観点から は妥当であるといえる。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 にFP積算放出割合の解析結果を示す。FP放出が開始 される時間は,解析結果と測定データで良く一致している。これは,燃料被覆管破 損が生じる実験開始後約 6,000 秒まで,燃料被覆管温度を良く再現できていること からも妥当な結果と考えられる。一方,FP放出が顕著になる実験開始後約 11,000 秒以降は,測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し,解析結果は 約 0.5 まで急激に増加した後,緩やかな増加を示す。この原因は,解析において燃 料温度が測定データに比べて高く予測され,FPの放出が促進されたためと考えら れる。

実験終了時の積算放出割合については、解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが、図 4.2-53 に示した希ガスの積算放出割合については、解析結果が実験結果を若干上回り、図 4.2-54 に示したよう素の積算放出割合については解析結果が 実験結果を若干下回っている。MAAPの解析においては、径方向を2チャンネル、 軸方向を 11 ノードに分割した各セルでは温度や溶融状況は均一であり、温度分布及 び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で、実験後の燃料のX線トモ グラフ (図 4.2-56)では、温度分布及び空洞化部分は左右非対称である。MAAP の炉心モデルは、1つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象とし ており、本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射熱伝達の計算 等に誤差が生じやすく、放出割合に若干の差が生じたと推定される。

PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心と比較すると小規模な体系を扱っているため、解 析における炉心のチャンネル分割方法が結果に影響を及ぼしたと考えられる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

PHEBUS-FP 実験においては、燃料バンドルの加熱にともなう燃料被覆管温度の上昇、 ジルコニウム酸化反応による燃料被覆管温度の急上昇及び炉心溶融といった事象進 展の中で、FP放出の挙動が確認されている。 F P 放出割合の解析結果と測定データの比較から, F P 放出の開始時間を良く再 現できることを確認している。

解析結果と測定データの差異については、実験体系のモデル化が要因の一つと考 えられる。PHEBUS-FP 実験では、実機の炉心に比較して小規模な体系を扱っており、 個々の燃料棒の形態が大きく影響するが、実機体系では、局所的な挙動による影響 は相対的に小さくなるため、この種の不確かさは小さくなると考えられる。

以上のことから、MAAPによる解析で得られたFP放出割合は、PHEBUS-FP実験 における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAP は原子炉圧力容器内FP挙動及び原子炉格納容器内FP挙動に関して、適切なモデ ルを有していると判断できる。



図 4.2-41 PHEBUS-FP 実験(FPT1)における設備概要^[21]



図 4.2-42 PHEBUS-FP 実験(FPT1)における炉心部の熱電対位置^[21]



図 4.2-43 PHEBUS-FP 実験(FPT1)におけるバンドル出力と蒸気流量^[21]



図 4.2-44 PHEBUS-FP 実験解析における炉心(燃料バンドル)モデル^[21]



図 4.2-45 PHEBUS-FP 実験解析における1次系モデル^[21]



図 4.2-46 PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル^[21]







図 4.2-48 PHEBUS-FP 実験(FPT1)の解析結果(燃料被覆管温度,下端から 600mm)^[21]







図 4.2-50 PHEBUS-FP 実験(FPT1)の解析結果(燃料被覆管温度,下端から 300mm)^[21]





図 4.2-54 PHEBUS-FP 実験(FPT1)の解析結果(よう素積算放出割合)^[21]



図 4.2-55 PHEBUS-FP 実験(FPT1)におけるよう素の回路内マスバランス^[21]



図 4.2-56 PHEBUS-FP 実験(FPT1)における燃料バンドルのX線トモグラフ^[21]

4.2.8 ABCOVE 実験解析

(1) 実験の概要

米国 Hanford Engineering Developing Laboratory で実施された ABCOVE (AB5) 実 験^[22]では、計算コードの妥当性確認を目的に、エアロゾル挙動に関するデータが取 得されている。実験では、図 4.2-57 に示すようにコンクリートピットに設置された 容積約 852m³の格納容器内にエアロゾルを発生させ、凝集及び沈着にともなう気相 中のエアロゾル濃度の減少挙動が調査された。

主な試験条件を表 4.2-7 に示す。エアロゾルは、スプレイノズルから原子炉格納 容器内に噴出させたナトリウムを燃焼させることにより生成される。実験では、約 223kg のナトリウムが約 872 秒間スプレイされ、全てのナトリウムが酸化ナトリウ ム約 60%、水酸化ナトリウム約 40%から成るエアロゾルに変化している。エアロゾ ルの濃度はエアロゾルの生成にともなって上昇し、スプレイ開始後約 383 秒で最大 となり、約 1.7×10⁻⁴ g/cc(約 170g/m³)に到達した。エアロゾル生成が継続する約 900 秒後まで高い濃度が維持され、その後は凝集及び重力沈降によって約 10⁵ 秒後に は約 5×10⁻⁹ g/cc 程度にまで減少している。

(2) 解析条件

AB-5 実験におけるエアロゾル特性及び実験体系を考慮し、エアロゾル濃度の推移 を解析している。なお、MAAPの解析手法とは異なる数値解についても併せて評 価している。

(3) 解析結果

MAAPによるエアロゾル濃度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-58 に示 す。MAAPによる解析結果は測定データの挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの検討

有効性評価における重要現象として抽出された項目について,解析結果に基づいてMAAPの不確かさを評価する。

高温の炉心から原子炉格納容器にガス状で放出された揮発性FPは、気相中で冷却されエアロゾルを形成する。エアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると、 重力沈降等によって気相中から原子炉格納容器内の構造材表面へ移動することにより、気相中のFP濃度が低下する。MAAPではこれらの原子炉格納容器内エアロ ゾル挙動を良く模擬できている。

MAAPによる解析で得られたエアロゾル濃度は、ABCOVE(AB5)実験における測 定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって、MAAPは原子炉格 納容器内FP挙動に関して、適切なモデルを有していると判断できる。

	,
格納容器直径	7.62 m
格納容器高さ	20.3 m
格納容器体積	852 m ³
初期酸素濃度	23.3 %
初期温度	302.25 K
初期圧力	0.122 MPa
Na スプレイ流量	256 g/s
スプレイ期間	試験開始後 13~885 秒
エアロゾル生成速度	445 g/s
生成粒子の平均半径	0.25 μm

表 4.2-7 ABCOVE 実験(AB5)の主要な条件^[23]



図 4.2-57 ABCOVE 実験(AB5) における装置概要^[23]



出典:MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-58 ABCOVE 実験解析結果 (エアロゾル質量濃度)

4.3 妥当性確認(感度解析)

4.3.1 沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離(水位変化)・対向流」については,原 子炉圧力容器内水位に関係する現象である。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては、対象とする原子炉水位といった原子炉 圧力容器内挙動はSAFERコードによって評価されており、MAAPコードは原子炉格 納容器内挙動の評価のみに用いられているが、格納容器破損防止対策の事故シーケンスに おいては、MAAPコードによって、原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を評価して いる。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため、原子炉水 位についてSAFERコードと比較を行い、不確かさを確認する。

(1) 解析条件

SAFERコードは、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、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。また、 SAFERコードは、MAAPコードと比較し原子炉圧力容器内のモデルが精緻であ り、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 現象)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 に落水する現象(CCFLブレークダウン現象)等を考慮することができる。

SAFERコードは炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループのうち以下 の6グループで使用され,原子炉圧力,原子炉水位,燃料被覆管温度等の評価に使用 されている。

- ・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
- ·崩壞熱除去機能喪失
- ・LOCA時注水機能喪失(中小破断LOCA)
- ・格納容器バイパス(インターフェイスシステムLOCA)

そこで、これらのシーケンスグループのうち、原子炉水位の低下が比較的緩慢な「高 圧注水・減圧機能喪失」(以下「TQUXシーケンス」という。)及び比較的速い「L OCA時注水機能喪失(中小破断LOCA)」(以下「中小破断LOCAシーケンス」 という。)の2グループを対象として比較評価を行った。

(2) 解析結果

原子炉水位について、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能なSAFERコ
ードとの比較を通じて確認した。BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例とし、 炉心損傷防止対策の有効性評価で評価しているTQUX及び中小破断LOCAシーケ ンスを対象とした。

A) TQUXシーケンス

解析結果を図 4.3-1 に示す。SAFERコード,MAAPコードとも給水流量の全 喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。初期値が異なるのは、上部プレナムノード の定義の違いによる。すなわち、SAFERコードは気水分離器第一段上端までとし ているのに対し、MAAPコードでは気水分離器の上端までとしているためである。 原子炉水位低(レベル1)に到達して 10 分後に作動する原子炉代替減圧系による急 速減圧開始時刻は、約4分の差異が生じている。また、SAFERコードでは急速減 圧後の水位上昇が大きく評価され、その後の蒸気流出の継続による水位低下が顕著に 確認される。また、急速減圧後、SAFERコードでは炉心入口でのCCFLの発生 により炉心から下部プレナムへの落下水量が抑えられるため、炉心水位はMAAPコ ードよりも高めとなる。MAAPコードでは、有効燃料棒底部まで低下しており、そ の後の低圧注入系による注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約4分M AAPコードの方が遅くなる。

B) 中小破断LOCAシーケンス

解析結果を図 4.3-2 に示す。5 cm²の破損を想定するとともに,給水流量の全喪失に 伴い原子炉水位は急速に低下する。TQUXシーケンスと同様,上部プレナム内の水 位の初期値は異なる。25 分後の急速減圧と注水開始以降は,TQUXシーケンスとほ ぼ同様な傾向を示す。MAAPコードでは,炉心入口のCCFLを考慮していないた めに水位低下幅はSAFERコードよりも大きく,その後の補給水系の注水による有 効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約2分早い。

(3) まとめ

原子炉水位変化について、原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能なSAFER コードと比較を行った。CCFLの取り扱い等により水位変化に差異が生じたが、水 位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による有効燃料棒 頂部までの水位回復時刻に関しては、TQUXシーケンス、中小破断LOCAシーケ ンスともSAFERコードとの差異は小さく、短期的な挙動をよく模擬できており、 崩壊熱の影響が支配的となる長期的な挙動を評価対象とした、有効性評価における格 納容器挙動評価への適用性に問題はないと判断した。



図4.3-1 原子炉水位に関するコード間比較(TQUXシーケンス)



図4.3-2 原子炉水位に関するコード間比較(中小破断LOCAシーケンス)

4.3.2 炉心ヒートアップ(燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管酸化,被 覆管変形「炉心(燃料)])

炉心ヒートアップに関する解析モデル(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)については、4.2.1に示したように、TMI事故の分析結果 と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデルがTMI事故 あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると、M AAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし、炉心溶融 時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、 ここでは、炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析 により、その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

原子炉水位が低下すると、燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒー トアップする。その際、燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウムー水反応 の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また、炉心ヒートアップの過程 で燃料棒内が加圧され被覆管破裂が発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒー トアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから、BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例として、炉心ヒートアップ速度に関する感度解 析を実施して、その影響の程度を確認する。

この感度解析では、ジルコニウム-水反応が一旦開始すると、この反応熱は崩壊熱 よりも大きく、ヒートアップに最も寄与することから、ジルコニウムー水反応の速度 に着目する。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため、ジルコニウムー水反応の 起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数(ジル コニウムー水反応速度の係数)はジルコニウムー水反応の計算のみに使用され、熱水 力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径、長さ等の幾何形状を変えるものではな い。この係数を増加させることにより,酸化反応熱の発生速度,水素ガス発生速度, 酸化ジルコニウム生成速度が速くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が速く なる方向へ作用する。この係数は、ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき1倍 を与えている。これは、ヒートアップ時には燃料被覆管破裂が発生する場合に破裂部 の燃料被覆管内面の酸化もあるが、燃料被覆管内面の酸化は、限定された破裂部のみ で生じること、炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから、炉 心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。 これに対し、感度解析のパラメータの振り幅としては、炉心ヒートアップ速度が速く なる場合の応答の確認として仮想的な厳しい想定ではあるが,表 4.3-1 に示すように 2倍とする。

項目	ジルコニウム-水 反応速度の係数	設定根拠
ベースケース	1倍	燃料被覆管表面積に基づく値
感度解析ケース	2倍	燃料被覆管表面積に基づく値の2倍

表 4.3-1 炉心ヒートアップの感度解析ケース

(2) 解析結果

炉心ヒートアップの進展は、炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じる ことから、格納容器破損防止対策の有効性評価のうち、「高圧・低圧注水機能喪失(原 子炉圧力容器破損)」(以下「TQUVシーケンス」という。)及び「大破断LOCA時 注水機能喪失(原子炉圧力容器破損)」(以下「大破断LOCAシーケンス」という。) について、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) TQUVシーケンス(添付1に詳細を記載)

解析結果を図 4.3-3 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度の係数を2 倍にしたことで、金属一水反応による酸化反応熱が増加することから、炉心溶融は感 度解析ケースにおいて約5分早くなっている。原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は わずかに高くなるが 2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力・格納容器温度に 対しては、酸化反応熱が増加することから、原子炉格納容器に放出された熱量の増加 によりベースケースより高めになるが、その差はわずかである。

B) 大破断LOCAシーケンス

解析結果を図 4.3-4 に示す。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉圧力容器内の 冷却材インベントリが急激に減少し除熱が悪化することから、TQUVシーケンスと 比較してより早い時間からヒートアップが進展する。感度解析ケースにおいてはヒー トアップ時の被覆管表面積を2倍にしたが、大破断LOCA事象と同時に原子炉冷却 材が喪失するため、原子炉内の限られたインベントリに対する酸化反応は限定的であ り、反応表面積を増加した場合の方が炉心溶融までの時間を遅くする。炉心溶融は、 感度解析ケースにおいて約4分遅くなっている。TQUVシーケンスでは、原子炉圧 力容器内の冷却材インベントリの減少がより緩やかであることから、炉心部への蒸気 供給が継続される。このため、ヒートアップ時の被覆管表面積の感度はTQUVシー ケンスの方が大きくなったものである。

(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウムー水反応が促進される場合の影響を確認するた

め、仮想的な厳しい振り幅ではあるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とし た感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、TQUV、大破断LOCA シーケンスのいずれも感度は小さい。また、下部プレナムへのリロケーションの開始 時刻は、両シーケンスともベースケースとほとんど同時であり、炉心溶融開始から原 子炉圧力容器破損までは3~4時間程度の時間があることから、原子炉圧力容器破損 時点で格納容器下部に十分な注水がなされており、実機解析への影響はない。さらに、 TQUVシーケンスでは、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下で あり、格納容器圧力への影響もわずかとなることから、実機解析への影響はない。水 素ガス発生の観点では、感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想 的に被覆管表面積(ジルコニウムー水反応速度の係数)を大きくしているものであり、 実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。また、原子炉圧力容器 破損時刻への感度は大きくなく、格納容器下部への該本量に大きな差は生じないこと から、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題はないと判断した。



図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果(TQUVシーケンス)(1/2)



図 4.3-3 炉心ヒートアップに関する感度解析結果(TQUVシーケンス)(2/2)



図4.3-4 炉心ヒートアップに関する感度解析結果(大破断LOCAシーケンス)

4.3.3 リロケーション [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1 に示したように、TMI 事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデ ルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていること も踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。 しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状 況であることから、ここでは、炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラ メータに対する感度解析により、その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心がヒートアップすると、燃料が自立した状態から、燃料が崩壊した状態となる。 燃料が崩壊すると、燃料が自立した状態に比べて水蒸気による冷却が困難となり、溶 融状態へ至る事象進展が早くなる。MAAPコードでは、炉心温度と破損時間の関係 を整理した Larson-Miller パラメータを利用して、炉心ノード崩壊の判定を行ってお り、この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていない ことから、BWR 5 Mark-I 改良型格納容器プラントを例として、燃料崩壊によるリロ ケーションに関する感度解析を実施して、その影響の程度を確認する。

ベースケースでは、炉心ノードの崩壊について、炉心ノード温度 K と 時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが、感度解析では、さらに炉心 ノードの崩壊が早く進むことを想定し、表4.3-2に示すように、炉心ノード温度 K と 時間(あるいは K で か)から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する。これは、炉心ノード崩壊のパラメータを K 低くするものであり、炉心ヒートアップ時の燃料及び燃料被覆管の融点は精度よく予測できるため、 K 低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが、リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお、実際には炉心ノ ードの温度履歴に応じて、炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

項目	炉心ノード崩壊の	設定根拠
	パラメータ(炉心温度)	
ベースケース	K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	K	炉心ノードが崩壊する時間を早め
		るように設定

表 4.3-2 リロケーションに関する感度解析のパラメータ

(2) 解析結果

炉心のリロケーションは、炉心領域の冷却材が失われ、崩壊熱及び被覆管酸化反応 により燃料温度が上昇して発生するが、TQUVシーケンスと大破断LOCAシーケ ンスについて、感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) TQUVシーケンス(添付1に詳細を記載)

解析結果を図 4.3-5 に示す。ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、その影響は限定的であり、事象全体の進展に大きな影響はない。原子炉圧力容器破損時刻に関してもほぼ同時刻である。この時の原子炉圧力は、ベースケースとほぼ同じであり、2.0MPa[gage]以下である。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度の差はわずかである。

B) 大破断LOCAシーケンス

解析結果を図4.3-6に示す。大破断LOCAシーケンスでは、原子炉圧力容器内の インベントリが減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され、TQ UVシーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。感度解析ケースに おいては、炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで、より早期に炉心ノードの 崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの、TQUVシーケンスと同様、事象全 体の進展に大きな影響はない。また、格納容器圧力に対しても、到達する圧力や温度 の差はわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として、非常に厳しい条件ながら、炉心ノー ド崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては、 TQUV,大破断LOCAシーケンスのいずれも感度は小さい。なお、原子炉圧力容 器破損の時点についても両シーケンスで感度はなく、実機解析への影響はない。さら に、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、実機解析への影 響はない。コンクリート侵食量については、原子炉圧力容器破損時刻への感度は大き くなく、格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから、影響は小さいと考 えられる。

以上より、有効性評価への適用性に問題はないと判断した。



図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果(TQUVシーケンス)(1/2)



図 4.3-5 リロケーションに関する感度解析結果(TQUVシーケンス)(2/2)



図4.3-6 リロケーションに関する感度解析結果(大破断LOCAシーケンス)

4.3.4 原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは、冷却材圧力バウンダリや原子炉 格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高圧溶融物放出を防止する観 点で、原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与えるものと考えら れることから、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」にお いて不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

以下に概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

原子炉圧力容器内FCIは,溶融炉心が炉心から下部プレナムに落下する際に,溶 融炉心と冷却材の伝熱により,短期間に水蒸気が発生し,原子炉圧力が急上昇する現 象である。したがって,現象に影響する要因として,①下部プレナムの冷却水の状態 (温度),②溶融ジェット径,③エントレイン量,④冷却水とデブリ粒子の伝熱が挙げ られる。このうち,①については,崩壊熱と減圧沸騰により決まり,一般的な質量・ エネルギ保存則に基づき計算されることから,現象としての不確かさは小さいものと 考えられる。よって,②~④について感度解析を行う。

- (2) 感度解析及び結果
 - A)溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は、物理現象としては、炉心支持板上に堆積した 溶融炉心によって炉心支持板が破損するか、又は炉心領域最外周境界のクラストが破 損することにより、溶融炉心が下部プレナムへ落下する過程である。これに対し、解 析モデルでは、溶融ジェット径は、炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を入力 条件として与えたものから計算される。したがって、実現象では解析よりも溶融ジェ ット径が小さい場合が考えられるため、感度解析としては、その 1/10 倍を設定した。

解析結果を図 4.3-7 に示す。感度解析ケースでは、溶融ジェット径を小さくしたこ とにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、圧力ス パイクによる圧力上昇幅がわずかながら大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器 の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

なお、感度解析ケースでは溶融ジェットのほぼ全量が細粒化することから、これ以 上ジェット径が小さくなっても、細粒化量はほとんど変化しない。

B) エントレイン量

原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは、エントレインされたデブリ

粒子と冷却水との伝熱により生じることから、エントレイン量による感度を確認する。

エントレイン量は Ricou-Spalding モデルにより計算しており,その比例係数(エ ントレインメント係数)を変化させる。エントレインメント係数は,大規模実験(FARO 実験)に対するベンチマーク解析により検討された設定範囲があり,有効性評価の解 析ではその最確値を設定している。よって,感度解析としては,エントレイン量が最 大となるよう,設定範囲の最大値とする。また,参考として最小値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-8 に示す。感度解析ケースでは、エントレインメント係数を大き くしたことにより、細粒化割合が大きくなり、粒子ベッドの質量が増加しているため、 圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容 器の減圧維持を継続していることから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は, 膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが, その 伝熱量は, デブリ粒子の表面積, すなわち, 粒子径に依存する。有効性評価の解析で は, デブリ粒子の径を, (U02/Zr02)を用いた大規模実験 (FARO 試験)に基づき, そ の平均的な値を使用しているが, 実験ケースによってばらつきが存在していることか ら, この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって, 感度解析ケースでは, 大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。また, 参考として最大値の 結果も示す。

解析結果を図 4.3-9 に示す。感度解析ケースでは、粒子径を小さくしたことにより、 冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより、圧力スパイクによる圧力上昇幅 がわずかに大きくなっている。しかし、原子炉圧力容器の減圧維持を継続しているこ とから、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感 度はないことが確認された。

(3) まとめ

以上,溶融ジェット径,エントレイン量及び冷却水とデブリ粒子の伝熱に関して感 度解析を行った結果,圧力スパイクのピーク値及び原子炉圧力容器破損時点での原子 炉圧力への影響はわずかであることが確認された。



図4.3-7 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果(溶融ジェット径)



図4.3-8 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果(エントレイン量)



図4.3-9 原子炉圧力容器内FCIに関する感度解析結果(冷却水とデブリ粒子の伝熱)

4.3.5 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達モデルについては、4.2.1に示したように、TMI 事故の分析結果と比較し、妥当な結果が得られている。また、MAAPコードの解析モデ ルがTMI事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていること も踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。 しかし、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知見が得られていない状 況であることから、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」 において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要をまと める。

(1) 解析条件及び解析結果

A)溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し,上面が水プールで覆われる状況では,溶融炉心 は冷却され,そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。上部クラスト形態には不 確かさがあり,クラストのひび割れがない場合には,溶融炉心が冷却されにくくなり, 原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって,下部プレナム内の溶融 炉心と上面水プールとの間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

ベースケースでは,限界熱流束に係る係数として最確値を与え,感度解析ケースで は水への熱伝達が制限される値を設定する。

図 4.3-10 に、下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束の感 度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナム への落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は、感度解 析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少する事になる。その結果、 感度解析ケースにおいて原子炉圧力容器破損時間はわずかに早くなっている。ただし、 原子炉圧力容器破損割合及び破損時刻のいずれについても、感度の大きさとしてはわ ずかである。

B) 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

原子炉圧力容器がクリープすることで、溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器 の間にギャップが生じ、そのギャップに水が浸入して冷却される。MAAPの解析モ デルでは、ギャップに浸入した水と溶融炉心の熱流束は限界熱流束で制限される。こ の現象は実験的に確認されているものの、溶融炉心重量が大きい場合にはギャップ幅 が小さくなり、気液対向流制限現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも 報告されている^[24]。また、制御棒駆動機構ハウジング等の貫通部及びその溶接部を持 つ体系での実験はこれまでなされていない。このように、ギャップによる冷却には不 確かさがあり、これが小さい場合には、溶融炉心が冷却されにくくなり、原子炉圧力 容器破損へ至る事象進展も早くなる。

したがって、下部プレナム内の溶融炉心とギャップに浸入した水との間の限界熱流 束に関する感度解析を行い、その影響を把握する。溶融炉心と下部プレナムのギャッ プに存在する水による除熱量には不確かさがあり、ベースケースではギャップへの熱 流束に係る係数として最確値を与えている。この係数は、下部プレナムギャップの水 による除熱量に係る係数として定義され、ベースケースではギャップによる除熱量の 評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。一方、係数を小さくすること は、ギャップに十分な水が流れ込まないことによる、ギャップに存在する水による除 熱量の低下を模擬するものである。また、有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損 が生じているが、貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく、ギャップ水による除 熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。

以上より,感度解析ケースでは,溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模 擬するための設定とした評価を実施する。

図 4.3-11 に、下部プレナムギャップの除熱量に係る係数の感度解析結果を示す。 ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへ の落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後は、感度解析ケースにお いて下部プレナムギャップの水による除熱がないため、下部プレナムの温度がより早 く上昇するが、下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさない ことから、原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻に対する感度としては非常に小さ い。また、いずれのケースも原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は2.0MPa[gage] 以下であり大きな感度はないことが確認された。

(2) まとめ

以上,溶融炉心と上面水プールとの伝熱,溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達に 関して感度解析を行った結果,原子炉圧力容器破損時刻への影響はわずかであること が確認された。



図4.3-10 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果 (溶融炉心と上面水プールとの伝熱)



図4.3-11 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果 (溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達)

4.3.6 原子炉圧力容器破損 [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損及びそれに伴う溶融炉心の流出挙動に関しては、体系的な実験等に よる研究がなく、特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であ り、ベンチマーク解析による妥当性確認が困難であるが、海外での考察等による知見に基 づいてMAAPコードの解析モデルが開発されていることから、一定の妥当性は有すると 判断できる。しかしながら、現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ、原子炉圧力容 器破損に関わる一連の現象を取り扱っている添付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」において、不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行って いる。以下に概要を示す。

- (1) 原子炉圧力容器破損
 - A)原子炉圧力容器破損について

下部プレナムに溶融炉心が堆積し,溶融炉心が冷却されない状態が継続すると,原 子炉圧力容器の破損に至る。原子炉圧力容器は,原子炉圧力,原子炉圧力容器壁・溶 融炉心温度,材料物性,形状等に応じて様々なモードで破損すると考えられる。

B) 解析モデルに関する考察

MAAPコードでは、原子炉圧力容器の破損について、制御棒駆動機構ハウジング 溶接部の破損、原子炉圧力容器のクリープ破損等、複数の破損モードを模擬しており、 最も早く判定される破損モードが適用される。以下に、有効性評価における原子炉圧 力容器破損の主要因である制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、クリープ破損へ の影響因子について、MAAPコードの解析モデルの妥当性を考察する。

a)限界せん断応力(制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損)

貫通部の溶接部が溶融炉心によって加熱されることで強度を失い、貫通部が飛び 出すことによって原子炉圧力容器が破損する。具体的には、貫通部の溶接部のせん 断応力は、原子炉圧力容器と原子炉格納容器の圧力差とつり合った状態になってい るが、せん断応力が限界せん断応力を超えると貫通部が飛び出し、原子炉圧力容器 が破損する。この限界せん断応力は温度に依存しており、MAAPコードでもこの 温度依存性がデータとして考慮されているため、MAAPコードのモデルは妥当と 判断できる。

b)ひずみ(制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損)

溶融炉心が下部プレナムに落下することにより,高温かつ高圧の環境下にある原 子炉圧力容器の壁にひずみを生じ,溶接部にも同様にひずみが発生し,溶接部のひ ずみ量がしきい値を超えた場合に,破損が発生したと判定している。このしきい値 は実験によって妥当性が確認されたものであるが、実験結果のばらつきも考慮し、 ひずみのしきい値に関する感度を確認する。

c) Larson-Miller パラメータ(クリープ破損)

Larson-Miller パラメータ手法は、応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する一般的な手法であ る。MAAPコードでは、応力として圧力、温度、溶融炉心の荷重を考慮し、 Larson-Miller パラメータを使用してクリープ破損寿命を予測しており、そのモデル 化は妥当と判断できる。

C) 原子炉圧力容器破損に関する感度解析

溶接部破損時のひずみのしきい値に関する感度解析を実施した。図 4.3-12 に溶接 部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

感度解析では、ひずみのしきい値の有意な感度を確認する目的で、早期に破損に至 る条件として、溶接部破損時のひずみのしきい値を 1/10 に低下させた。その条件で あっても、原子炉圧力容器破損はたかだか 13 分程度早くなる結果であった。したが って、ひずみのしきい値が原子炉圧力容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。

D) 原子炉圧力容器破損に関するまとめ

溶融炉心の格納容器下部への落下時期は原子炉圧力容器破損モデルに依存する。原 子炉圧力容器破損モデルには、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損、原子炉圧力 容器のクリープ破損等があり、これらは原子炉圧力容器内外圧力差、溶融炉心の水頭、 原子炉圧力容器壁温度等の評価パラメータによって計算される。原子炉圧力容器破損 モデルについては、「限界せん断応力」、「ひずみ」及び「Larson-Miller パラメータ」 に関して、MAAPコードの解析モデルにおいて、実現象に即した模擬を行っている ため、いずれも構造強度の一般的な評価式を用いており、不確かさは小さい。

また,評価パラメータについては,同じ事故シーケンスであれば大きくは変わらな いことから,不確かさは小さい。以上から,原子炉圧力容器破損に関するモデルは有 効性評価に適用することは妥当と判断できる。

- (2) 溶融炉心流出
 - A)溶融炉心流出について

原子炉圧力容器が破損すると、その破損口から溶融炉心(溶融プール、粒子状溶融 炉心、溶融スチール)が格納容器下部へ流出する。溶融炉心が流出する際、原子炉圧 力容器破損口は侵食によって拡大する。

MAAPコードでは制御棒駆動機構貫通部破損、原子炉圧力容器下部のクリープ破

損等の種々の原子炉圧力容器下部破損モードがモデル化されており,最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じるが,有効性評価においては制御棒駆動機構 ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。 これにより約 15cm 径の破断口が原子炉圧力容器下部に開き,下部プレナム内の溶融 炉心が格納容器下部に落下することになる。他の原子炉圧力容器下部貫通配管が破損 してもこれ以上の破損サイズにはならないことから,制御棒駆動機構ハウジングの逸 出が最も厳しい条件となっている。

B) 解析モデルに関する考察

MAAPコードでは前述した原子炉圧力容器破損後の溶融炉心流出挙動をモデル 化しており、原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の流出挙動への影響因子について、M AAPコードのモデルの妥当性を考察する。

a) 開口部の閉塞

溶融炉心が流出する際,粒子状溶融炉心も一緒に原子炉圧力容器外に流出するモ デルとなっているが,実現象では開口部が粒子状溶融炉心によって閉塞し,溶融炉 心が格納容器下部へ流出しない可能性がある。しかしながら,MAAPコードでは 粒子状溶融炉心の溶融も同時にモデル化しており,また,実現象においても,冷却 ができずに原子炉圧力容器が破損する状況では粒子状溶融炉心は崩壊熱によって再 溶融するため,開口部での閉塞の可能性は小さく,したがって,破損口より上部に 堆積している溶融炉心が流出するMAAPコードのモデルは妥当と判断できる。

b)破損口の侵食による拡大

破損ロを溶融炉心が通過する際に,破損ロの側面が溶融炉心により溶かされ,破 損ロが拡大する現象も考えられ,MAAPコードの原子炉圧力容器の破損モデルに おいては,溶融炉心と破損ロ側面の伝熱計算に基づき,破損ロが溶融し拡大するモ デルを備えていることから,実現象に即しており,妥当と判断できる。

c) 原子炉圧力容器2次破損

最初の原子炉圧力容器破損が発生した後,溶融炉心は水頭圧により流れることから,破損口よりも高い部分の溶融炉心のみが格納容器下部に落下し,残りの溶融炉 心は残存する。また,冷却がなければ,残存した溶融炉心が原子炉圧力容器を加熱 し,溶融炉心の自重も加わることによって,原子炉圧力容器がクリープ破損するこ とが,実機において考えられ,MAAPコードのモデルはこの挙動を模擬できるも のであり,妥当と判断できる。 C) 溶融炉心流出に関するまとめ

溶融炉心の落下量は原子炉圧力容器破損位置に依存する。原子炉圧力容器破損位置 は、原子炉圧力容器下部のノードの代表点を基準にそれよりも上に存在する溶融炉心 が落下するモデルとなっている。ノード内の破損位置には不確かさがあるが、破損口 は溶融炉心によって拡大し、原子炉圧力容器の底部の方向に開口部が拡がることから、 開口部の下端の高さの不確かさは小さくなる。以上から、溶融炉心の流出に関するモ デルを有効性評価に適用することは妥当と判断できる。



図4.3-12 制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

4.3.7 原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

FCI現象に関しては、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われ てきているが、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとん ど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象で あると言える。

そこで、添付2「溶融炉心と冷却材の相互作用について」では、知見の整理、不確かさ の分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

- (1) 知見の整理
 - A) FCI実験

国内外のFCI実験として,

- ・ALPHA 実験(旧原子力研究所 JAERI)
- ・KROTOS 実験(欧州 JRC(Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・FARO 実験(欧州 JRC(Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・COTELS 実験(カザフスタン国立原子力センター(NNC: National Nuclear Center))
- ・TROI 実験(韓国原子力研究所(KAERI))

について調査を行い、知見を整理した。

B) 原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発の発生可能性

UO2を用いた大規模FCI実験であるKROTOS実験,FARO実験,COTELS実験及びTROI 実験の結果から、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小さいと結 論付けた。

なお、参考として、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても、水蒸気爆 発解析コード(JASMINE^[25])及び構造応答解析コード(AUTODYN^[26]若し くはLS-DYNA^[27])を用いて、水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えるこ とで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより、水蒸気爆発による格納容器 ペデスタル構造部への影響を評価し、原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼさないこ とを確認している。

(2) 不確かさの整理

原子炉圧力容器外FCIについて,実現象と解析モデルの差に着目しつつ,不確か さの整理を行い,原子炉圧力容器外FCIによる格納容器圧力に影響する要因として,

- ・格納容器下部(ペデスタル)領域のプール水の状態(サブクール度、水位)
- ・溶融炉心の落下量及び粒子化(破損口径、粒子化割合、落下速度)
- ・プール水とデブリ粒子との伝熱(デブリ粒子径)

原子炉格納容器内での水蒸気の流動

を抽出し、それぞれについて不確かさ及びその取り扱いを以下のとおり整理した。

A) 格納容器下部(ペデスタル)領域のプール水の状態(サブクール度,水位)

ペデスタル領域の水温が高い場合には、水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳 しくなる。なお、MAAPでは、蒸気の上昇速度がフラッディング臨界速度よりも大 きい場合には、周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ、巻き込まれた水による蒸 気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペデスタル領域の 水は、ペデスタルへの注水によって形成されるので、その水温はペデスタル注水温度 に影響される。有効性評価では、ペデスタル注水は外部水源から注水され、その水温 は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって、圧力スパイク を厳しくする保守的な水温を設定しているが、本影響因子は解析モデルパラメータで はないため、不確かさ評価は行わない。

ペデスタル領域の水位に関しては、水深が深い方が溶融炉心の細粒化量が大きくな る傾向がある。この場合、細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので、圧力ス パイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため、 ここでは感度解析による確認は行わない。

B) 溶融炉心の落下量及び粒子化(破損口径, 粒子化割合, 落下速度)

溶融炉心の落下量は、原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破 損は、原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し、制御棒駆 動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大き い貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお、MAAPでは溶融 物流出に伴う破損口の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して,MAAPコードでは Ricou-Spalding モデルで評価される。 Ricou-Spalding モデルでは,デブリ粒子化割合に影響するパラメータは,エントレイ ンメント係数,溶融ジェット径,圧力(わずかではあるが水の密度に影響)及びプー ル水深である。このうち溶融ジェット径は保守的に設定しており,また,プール水深 は解析モデルパラメータではない。

エントレインメント係数については、MAAPでは代表的なFCIの大規模実験で ある FARO 試験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設 定している。FARO のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は、 〜〜〜〜〜となっている。以上より、粒子化量の不確かさとしてエントレインメ ント係数の感度を確認する。

溶融炉心の落下速度は,原子炉圧力容器内外の圧力差,溶融炉心の高さ(水頭)及 び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が +分小さくなることから, 圧力差の不確かさの影響は小さい。また, 有効性評価では 原子炉圧力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており, 原子炉圧力 容器の破損位置も原子炉圧力容器底部中心となっているため, 溶融炉心の水頭が高い 状態となっている。この場合, 溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため, 圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって, 溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必 要ない。一方, 落下距離については, プール水深に不確かさがある。

BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラントの例では,落下距離の不確かさをプール 水位の最大変動幅(3.4m)と仮定すると、ペデスタル底部から原子炉圧力容器底部ま での距離(約9.5m)の4割程度である。溶融炉心の落下速度が、落下距離の平方根に 比例すると考えると、落下速度の不確かさは2割程度である。溶融炉心の落下速度(ジ ェット速度)の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。ま た、落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。 したがって、溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は、エントレインメント係数の不 確かさ評価で確認できるため、落下速度の不確かさ評価は行わない。

C) プール水とデブリ粒子との伝熱(デブリ粒子径)

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は、その周囲を蒸気膜が覆う状態とな り、デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。MAAPではエ ントレインしたデブリ粒子の温度を、これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルによ り計算する。また、デブリ粒子から水への伝熱は、デブリ粒子の径に直接依存する。 MAAPでは、デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算され る。デブリ粒子径の導出式には、粒子径ファクタ(モデルパラメータ)が乗じられて いる。MAAPでは代表的なFCIの大規模実験に対するベンチマーク解析によって その設定値及び不確かさ範囲を設定しているため、デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒 子径の不確かさとして考慮する。なお、格納容器下部の粒子径ファクタは、固定値 を設定している。

D) 格納容器内での水蒸気の流動

FCIによる圧力スパイクの評価の観点では、ペデスタル領域の開口部からドライ ウェル側への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。MAAPでは、 原子炉格納容器内の流動は、ノード・ジャンクションモデルを適用しており、格納容 器下部領域からドライウェル領域への流れは、ノードの圧力、ジャンクションの圧力 損失により、差圧流や臨界流として扱われる。ジャンクションの圧力損失は、一般的 な流動モデルを扱っていることから、不確かさは小さいと考えられる。 (3) 感度解析による確認

上記の検討により,原子炉圧力容器外FCIにおける圧力スパイクに関して,解析 モデルでの不確かさは,

・Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数

・デブリ粒子径

に代表され,それぞれの不確かさ幅を考慮した感度解析を実施した(解析条件及び結 果は添付2参照)。

その結果,いずれのパラメータにおいても,原子炉圧力容器外FCIにより生じる 圧力スパイクへの感度は小さく,有効性評価の結果に影響を与えないことを確認した。 4.3.8 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり,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の発 生[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

これらは、MCCIに関する物理現象である。MCCIは重要な格納容器破損モードと 考えられ、これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。そこで、添付3 「溶融炉心とコンクリートの相互作用について」では、知見の整理、不確かさの分析及び 感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

- (1) 知見の整理
 - A) MCCI 実験

国内外での MCCI に関する実験及び研究として,

- ACE 実験(アルゴンヌ国立研究所(ANL))
- ・SURC-4 実験(サンディア国立研究所(SNL))(国際標準問題 ISP-24)
- ・BETA 実験(カールスルーエ研究所(KfK))
- SWISS 実験(サンディア国立研究所(SNL))
- WETCOR 実験(サンディア国立研究所(SNL))
- ・MACE 実験(米国電力研究所(EPRI))
- ・COTELS 実験(テスト B/C 及び A)(原子力発電技術機構(NUPEC))
- MCCI 実験(アルゴンヌ国立研究所(ANL))
- ・KROTOS 実験(欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・FARO 実験(欧州 JRC (Joint Research Center), イスプラ研究所)
- ・DEFOR 実験(スウェーデン王立工科大学(KTH))
- ・SPREAD 実験(国内 BWR 産業界)
- PULiMS 実験(スウェーデン王立工科大学(KTH))
- ・KATS 実験(カールスルーエ研究センター (KIT, 旧 FZK))
- ・セルフレベリング実験(アルゴンヌ国立研究所(ANL))
- ・SSWICS 実験(OECD/MCCI プロジェクト)
- ・MET 実験(OECD/MCCI プロジェクト)
- ・CCI 実験(OECD/MCCI プロジェクト)
- ・クラスト破損実験(OECD/MCCI プロジェクト)

について調査し、知見を整理した。

B)得られた知見

・ドライ条件でのコンクリート侵食

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は、ACE 実験や SURC-4 実験で確認されている。また、MAAPコードによる SURC-4 実験解析が行われており、解析で得

られた侵食速度は実験結果と良く一致している(1時間あたり20cm程度)。

・ウェット条件 (Top Flooding) でのコンクリート侵食

SWISS 実験,WETCOR 実験及び MACE 実験では,溶融炉心上面へ注水をした場合(Top Flooding)のコンクリート侵食実験が行われたが,結果として,溶融炉心上面に安定なハードクラストが形成されて溶融炉心内への水の浸入を妨げ,コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は,溶融炉心模擬物上面に形成されたクラストが側壁(側壁に耐火物を採用した一次元侵食実験)あるいは電極と側壁の両者に固着し,クラストとその下の溶融炉心模擬物とが分離したことにより,溶融炉心模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS 実験では、溶融物の落下過程を含めて模擬した MCCI 実験が実施され、結果 として、側壁侵食部に水が浸入し、コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機規模で安定化クラストが形成されるか否かを解明するため、OECD/MCCI プロジ エクトが行われ、クラスト強度、クラスト浸水、二次元コンクリート侵食挙動等を 分離効果的に調べる実験が実施された。その結果、実機規模では、安定クラストは 形成されず、ハードクラストは割れて水が内部に浸入し、MCCIにより発生した ガスにより溶融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成される との結果が得られている。また、CCI試験の結果から玄武岩系コンクリートに侵食の 異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は, MCCI評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

・水張りによる溶融物の粒子化

溶融ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については、FCI実験等によ り確認されている。粒子化割合は、主に水深やジェット径に依存する。粒径(質量 中央径)は、比較的大きく、実験条件(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブ クール度)に対する依存性は低いと報告されている。各 UO₂混合物実験の平均的な粒 子径は、溶融物量の多い FARO 実験では 2.6~4.8mm、COTELS 実験では 6 mm 程度であ る。また、粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている(Ricou-Spalding モ デルや Saito モデル等)。

・溶融物の拡がり

Mark-I型格納容器のシェルアタックに関わる実験や評価により、初期水張りによるシェルアタック防止の有効性が確認されるとともに、溶融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。溶融物の拡がりには、デブリ落下流量、デブリ成分、

デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では、水中での溶融物の拡が り挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験が実施され、溶融物の拡がる過程は、流体力 学と固化の2つの競合プロセスに支配されるとして、流体力学には重力、慣性力、 粘性力及び表面張力が影響し、固化には溶融物から周囲への熱伝達、崩壊熱発生及 び溶融物の相変化が影響するとしている。また、KIT(旧 FZK)において KATS 実験が 実施され、溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡 がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の 解析コードが提案されており、実験データをもとに検証が行われている。

また,ANL でのセルフレベリング実験により,水プール中に不均質に堆積させた粒 子状ベッドにおいて,内部沸騰によって短時間にベッドの厚さが均一化されること が示されている。

・粒子状ベッドの冷却性

粒子状ベッドの冷却性については、ドライアウト熱流束が種々の実験で確認され ており、主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また、ドライアウト熱流 束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが、Lipinski 0-Dモデル^[28]が広 く使われている。

(2) 不確かさの整理

MCCIの過程ごとに不確かさ要因を整理する。MCCIは以下の過程で段階的に 進展する。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・溶融物の落下・堆積過程
- ・MCCI進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し,不確かさ要因を整理し,感度解析が必要なパラメータを確認する。

A)原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞ れについて、評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッドの破損面積は、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損や下部ヘッドク リープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており、最も早く破損条 件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は、溶融物流出に伴う破損口の 径方向侵食による拡大も考慮されている。

MAAPコードによる有効性評価の解析結果から、制御棒駆動機構ハウジング溶接 部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破損ロが下部ヘッドに開き,下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に流 出することになる。他の下部ヘッド貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズには ならないことから,制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。 なお,制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている 場合には,制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため,この扱 いは保守的である。

溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に 水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。MAAPコードによる解析結果 から,最終的な流出総量は,全炉心相当と評価されており,厳しい条件となっている。

以上に示したように、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について、いずれ も厳しい条件が使用されているため、感度解析を行う必要はない。

B) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では、原子炉圧力容器下部ヘッドが破損し、溶融炉心が事前水張りされた ペデスタルへ落下するため、溶融物が水中で粒子化することが想定され、粒子化され ない溶融炉心はペデスタル床に溶融プールとして堆積する。この過程では、溶融炉心 の水中での粒子化に不確かさが想定される。

MAAPコードでは、粒子化割合は、Ricou-Spalding モデルで計算される。 Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント量(細粒化量)を流入流体の速度(ジ ェット速度)と両流体の密度比に関連させたモデルであり、液-液混合問題において 広く利用されている相関式である。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突 入することを想定し、円柱ジェット外周部の浸食として粒子化割合を評価している。

溶融炉心粒子化割合に影響するパラメータは,エントレインメント係数,溶融ジェ ット径及びプール水深であり,このうちモデルパラメータとしてエントレインメント 係数と溶融ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については、MAAPコードでは代表的なFCIの大規模 実験である FAR0 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範 囲を設定している。FAR0 実験のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確 かさ範囲は、 ~ となっている。MAAP解析ではエントレインメント係 数として が使用されており、実験解析により、実験結果の粒子化割合をよく再 現するか、又は小さめに評価する入力となっている。溶融ジェット径は、下部ヘッド 破損口径により決まることから、前述のように大きい値としている。これは、粒子化 割合を小さめにする扱いをしていることになる。

ちなみに、Ricou-Spalding モデルを使用して、実機で想定される水張り水深2m, 溶融ジェット径 0.15mの条件の場合で約 63%程度が粒子化される。

以上のことから、エントレインメント係数については、不確かさ幅が設定されてお

り,溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子 の酸化による水素ガス発生に影響することから,不確かさ幅の範囲で感度解析を実施 する。

C) MCCI進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では,溶融炉心の拡がり,デブリベッドの冷却性,コンクリート侵食に不 確かさが想定される。

溶融炉心の拡がりは、MAAPコードでは落下した溶融炉心はペデスタル床上に均 ーに拡がると仮定している。

Mark-I型格納容器のライナーアタックに関する研究によれば、水張りがないと溶融炉心は格納容器シェル壁(拡がり距離7m程度)まで到達するが、水張りがあれば溶融炉心の拡がりは抑えられ、拡がり距離は落下量等にも依存するが5m程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると、ABWR(ペデスタル直径約11m)で床上に水がある場合でも、床全面に溶融物が拡がることが示されており、ABWR以外のBWRではペデスタル床面積がABWRより小さいこと(Mark-I改良型格納容器の場合、ペデスタル直径は約6.4m)を考慮すると、水張りをしている場合でも溶融炉心は、落下位置に依らず床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に想定しているデブリ落下流量が大きい(全炉心相当の溶融炉心が1分程度で落下することを想定)ことによるものと考えられる。以上のことから、溶融炉心の拡がり距離については、不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

次に、溶融炉心の堆積形状については、落下直後の初期段階では、不均一に堆積す ることが想定されるが、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフ レベリング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。ただし、 溶融炉心がペデスタルの中心からずれた位置に落下する場合を想定すると、セルフレ ベリング効果により均一化に向かっていくが、偏った堆積形状でMCCCIが進行する 可能性も考えられる。均一堆積形状(円柱)の扱いが、溶融炉心から水への伝熱を小 さくし、結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため、MCCCI評価の観点 から保守的な扱いと考えられるが、堆積形状の不確かさの影響を見るため、拡がりを 抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし、溶融炉心の拡がりにつ いては、ペデスタルの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいため、個別プラ ントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考 えられる。

溶融炉心から水への熱流束は,溶融炉心上面の性状により大きく影響されるため, 大きな不確かさが想定される。

溶融炉心上面から水への熱流束は、上部クラストー水プール間の熱伝達モデルであ

る Kutateladze 型の水平平板限界熱流束相関式の係数を調整することにより評価可能である。

前述のように事前水張り対策により溶融炉心の一部は粒子化して、溶融炉心上部に 粒子状ベッドを形成し、下部には粒子化しなかった溶融炉心が溶融プールを形成する と想定される。これは、水中に溶融炉心を落下させた実験的知見から、安定クラスト は形成されず、粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。溶融炉心 上面は粒子状ベッドが形成されることを想定し、MAAPコードの溶融炉心上面から 水への熱伝達のモデルパラメータであるKutateladzeの係数Fchfを変えることにより、 粒子状ベッドの冷却性の不確かさ評価を行う。ここでは、Lipinski 0-D モデルを使用 して粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。主なパラメータは、 粒子径、ポロシティ、堆積高さ、圧力であり、以下のように想定する。

- ・ 粒子径は、これまでの実験等の知見により3~7mmと報告されているため^[29]、 この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ・ ポロシティは、おおむね 0.3 以上が報告されているが、粒子の充填状態の幅 を考慮して、0.26(面心立方格子、最稠密)、0.32(体心立方格子)、0.4(M AAP標準値)、0.48(単純立方格子)の範囲を想定する。
- ・ 粒子状ベッドの堆積高さは、全炉心相当が落下した場合1m以上となるが、破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため、30cm 以上とする。
- ・ 圧力は, MCC I が発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa[abs]以上となっているため, 0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-Dモデルによる評価結果を以下に示す。

- ・ 圧力が 0.4MPa[abs]以上では、ポロシティの最も小さい 0.26のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱流束となる。この場合、大気圧状態では 400 kW/m² 程度となっている。また、ポロシティの最も大きい 0.48のケースでは、大気 圧状態では 2,000 kW/m²程度となっている。
- ・ 粒子径が3mm以上では、ポロシティの最も小さい0.26のケースでも800 kW/m² 以上のドライアウト熱流束となる。
- ・ 粒子ベッド高さが 30cm 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく、 ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m²以上のドライアウト熱 流束となる。

以上の評価結果より、有効性評価条件として、大気圧状態で 800 kW/m² で圧力依存 性を考慮した上面熱流束を使用することは、妥当と判断される。これは、MAAPコ ードの Kutateladze 式の係数 F_{chf} をデフォルトの 0.1 に設定することに相当する。ま た、デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は、800 kW/m²程度と考えられるため、粒子 径やポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため、 800 kW/m²一定を仮定した感度解析を実施する。

コンクリートの種類(玄武岩系や石灰岩系)により,侵食挙動やガス発生挙動が異 なる。また,玄武岩系コンクリートに関しては,壁方向と床方向の侵食量に相違が見 られる知見が出ている。この侵食の異方性は,いまだ十分な理解が得られておらず, 現状モデルでも扱われていないが,モデルパラメータの感度解析により,この侵食異 方性の影響を検討する。

評価モデルは以下のとおりである。

- コンクリート表面から深さ方向に1次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- クラスト-コンクリート界面の温度がコンクリート溶融温度以上である場合
 にコンクリート侵食が計算される。
- ・ コリウムからの伝熱量と分解/溶融潜熱により侵食量が評価される。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO2の発生を考慮し、溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応によりH2及びCO発生が計算される。反応熱は、溶融炉心の崩壊熱に加算される。

コンクリートの種類は、国内プラントでは玄武岩系コンクリートが主流であるが、 一部のプラントでは石灰岩系コンクリートが使用されている。コンクリートの種類に より物性値を使い分けている。これらのコンクリートの侵食モデルは、ACE 実験、 SURC-4 実験等のドライ実験に対するMAAPモデルの実験解析により妥当性確認が 行われている。

0ECD/MCCI プロジェクトの CCI 実験で確認された玄武岩系コンクリートの侵食の異 方性について、この原因について明確な理解は得られていないが、溶融炉心から壁方 向と床方向への熱伝達に関してコンクリート種類により相違があることを示唆して いる。この侵食の異方性の影響を確認するため、MAAPコードでは、溶融プールか ら横方向と下方向の対流熱伝達係数を調整して熱伝達の配分を変更することにより 感度解析を実施する。対流熱伝達係数の幅は、CCI-3の試験結果を考慮し、底部を側 壁のモデルパラメータの推奨値の1/4とした場合、側壁を底部のモデルパラメータの 推奨値の1/4とした場合を想定する。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により、MCCIに関して、解析モデルでの不確かさは、

- ・エントレインメント係数
- ·上面熱流束係数
- 溶融プールークラスト間の熱伝達係数

に代表され,これらをパラメータとした感度解析を実施した。また,参考としてコン クリートの種類の違いについても解析を実施した(解析条件及び結果は添付3参照)。
評価の結果,コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが 確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は、 22.5cm 程度であることが確認された。また、実験で確認されている侵食面における侵 食の不均一性については、MAAPモデルのベンチマーク解析結果から、実験の侵食 面における侵食のばらつきが、MAAPコードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっ ていることから、上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお、この分野は複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとは言え ず、また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例がほとんどないこと から、今後も継続して検討を進め、新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するよ うに努めることが重要であると考える。

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

4.3において実施した各種の事故解析及び実験解析に基づき、各解析モデルの実機への適用性について評価する。

(1) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生[圧力容器(炉心損傷後)],燃料被覆 管酸化,燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管変形[炉心(燃料)], リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達[圧力 容器(炉心損傷後)]

炉心ヒートアップの解析において重要な燃料被覆管酸化,放射線水分解等による 水素ガス・酸素ガス発生,燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管変形, リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関す るモデルの妥当性は,TMI事故解析及び CORA 実験解析を通じて確認した。

解析により得られた炉心ヒートアップ時の水素ガス発生量及びその発生期間は, TMI事故の分析結果とおおむね一致することを確認した。また,事故発生後約220 分における炉心状態について,解析結果がTMI事故の分析結果と良く一致するこ とを確認した。さらに,原子炉圧力容器壁面温度についても,解析においてTMI 事故の分析結果と同等な結果が得られていることを確認した。また,CORA 実験解析 における,燃料被覆管,制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について,測定 データと良く一致することを確認した。

TMI及びCORA実験とBWR実機において,燃料被覆管酸化,放射線水分解等に よる水素ガス・酸素ガス発生,燃料棒内温度変化,燃料棒表面熱伝達,燃料被覆管 変形,リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 に関する基本的な現象に有意な差はなく,したがってこれらの現象に関するモデル について,実機解析への適用性を有すると判断できる。

(2) 格納容器各領域間の流動,構造材との熱伝達及び内部熱伝導,気液界面の熱伝達[格納容器]

格納容器各領域間の流動並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関するモデル の妥当性は、HDR実験解析及びCSTF実験解析を通じて確認した。また、気液界面の熱 伝達に関するモデルの妥当性は、HDR実験解析を通じて確認した。

HDR実験解析(E11.2実験)では、格納容器圧力及び温度について解析結果と測定 データの比較を行った。評価の結果、雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予 測されている可能性が示唆されており、それに起因して格納容器温度を十数℃程度 高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、縦長格納容 器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ、主要な傾向 を再現できることを確認した。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなる と考えられ、より適切に模擬する方向になると考えられる。また、非凝縮性ガス濃 度変化の解析結果が測定データと良く一致することを確認した。CSTF実験解析では、 格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度変化について解析結果と測定データの比較を行 った。解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

HDR及びCSTFの格納容器はBWR実機と異なるものの,実験解析を通じて格納容器 各領域間の流動,構造材との熱伝達及び内部熱伝導並びに気液界面の熱伝達に関す る基本的な妥当性を確認しており,これらのモデルは実機解析への適用性を有する と判断できる。

(3) 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 [格納容器(炉心損傷後)]

溶融炉心とコンクリートの伝熱並びにコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に 関するモデルの妥当性は、ACE実験解析及びSURC-4実験解析を通じて確認した。

ACE実験解析及びSURC-4実験解析では、コリウム温度及びコンクリート侵食深さについて、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

ACE実験及びSURC-4実験は、冷却水の注水がなく、かつコリウム及びコンクリートの配置があらかじめ決められている。したがって、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に関するモデルの妥当性を確認する上で、 冷却水の挙動や幾何形状といった要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙 動が確認できる。さらに、ACE実験のうちL7実験では、部分的に酸化したBWR燃料 を模擬したコリウム溶融物が用いられており、コリウムの熱的物性もBWR実機と 同等である。したがって、ACE実験解析及びSURC-4実験解析による妥当性確認に基づ き、実機解析への適用性を有すると判断できる。

なお、実機におけるコンクリート侵食挙動に関しては、格納容器下部におけるF CI現象も含めた溶融炉心の堆積の仕方や水による冷却等がコンクリートへの伝熱 挙動にも影響する複合的な現象であることから、添付3において知見の整理、不確 かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

(4) 原子炉圧力容器内FP举動[圧力容器(炉心損傷後)],原子炉格納容器内FP举動 [格納容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器内FP挙動及び原子炉格納容器内FP挙動に関するモデルの妥当 性は、PHEBUS-FP実験解析及びABCOVE実験解析を通じて確認した。

PHEBUS-FP実験解析では、FP放出割合の解析結果と測定データの比較から、FP 放出の開始時刻を良く再現できることを確認している。炉心の加熱出力が増加した 後は、測定データに比べて被覆管温度を高めに評価するとともに、より急激なFP 放出を予測している。FP放出が顕著になる実験開始後,約11,000秒以降は,測定 データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し,解析結果は約0.5まで急激に 増加した後,緩やかな増加を示している。解析結果と測定データの差異は,実験に おける小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられるが,実機体系では,局 所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため,この種の不確かさは小さくなる と考えられ,実機解析への適用性を有すると判断できる。

ABCOVE実験解析では、格納容器中に発生させたエアロゾルについて気相中の濃度 変化を評価した。解析結果は、エアロゾルの生成に伴う濃度の増加、その後の凝集 及び沈着による濃度の減衰を良く模擬していることを確認した。エアロゾルの凝集 に伴い沈降速度が増大する挙動は区画の大きさに依存しないので、スケールの観点 においても実機解析への適用性を有すると判断できる。

4.4.2 感度解析等による検討の整理

重要現象に関連したパラメータの不確かさを分析し、その不確かさが重要現象に 与える影響を感度解析等に基づき評価することで、実機解析への適用性を確認する。

(1) 沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関連する現象であり、原子炉圧力容 器内水位の低下が比較的緩慢なTQUXシーケンス及び比較的速い中小破断LOC Aシーケンスを対象としてSAFERコードとの比較評価を行った。

比較評価においては、CCFLの取り扱い等により、水位変化に差異が生じるも のの、水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であり、その後の注水操作による 有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。なお、感度解析はB WR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のB WRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得られる。 したがって、MAAPコードのこれらの現象に対する解析モデルは、実機解析への 適用性を有すると判断できる。

(2) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

炉心ヒートアップに関する解析モデルについては、4.2.1に示したTMI事故の分 析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコードの解析モ デルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されているこ とを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断 できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階では十分な知 見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心ヒートアップに関する解 析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影響を評価した。 炉心ヒートアップは、崩壊熱及びジルコニウムー水反応の酸化反応熱により進展 することから、酸化反応が促進されることを模擬してジルコニウムー水反応速度の 係数を変化させた場合の感度解析を行った。感度解析においては、仮想的な厳しい 想定ではあるがベースケースの2倍とした。感度解析は代表的にBWR5 Mark-I改 良型格納容器プラントを対象とし、炉心部への蒸気供給の差が生じることから、T QUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンスについて実施した。

その結果,炉心溶融時刻については,TQUV,大破断LOCAシーケンスのい ずれも感度が小さいことを確認した。また,炉心溶融後の事象進展として,下部プ レナムへのリロケーション開始時刻は,両シーケンスともベースケースとほぼ同時 であり,炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは3~4時間程度の時間を要す ることから,原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており, 実機解析への影響はない。さらに,TQUVシーケンスでは,原子炉圧力容器破損 時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり,格納容器圧力への影響もわずかとなる ことから,実機解析への影響はない。水素ガス発生の観点では,感度解析において は被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしているもの であり,実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。

以上,酸化反応が促進されることを模擬し,仮想的な条件としてジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした場合の影響を評価した。なお,感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが,その他のBWRプ ラントにおいても現象のメカニズムは同じであり,同様の傾向が得られる。また, コンクリート侵食量については,原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さく,格納 容器下部への注水量に大きな差は生じないことから,影響は小さいと考えられる。 したがって,MAAPコードの炉心ヒートアップに関する解析モデルは,実機解析 への適用性を有すると判断できる。

(3) リロケーション [圧力容器(炉心損傷後)]

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては、4.2.1に示したように、T MI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、MAAPコ ードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発 されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥当性を有し ていると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関しては、現段階 では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、炉心のリロケー ションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により、その影 響を評価した。

MAAPコードでは、燃料の温度履歴に応じて炉心ノードが崩壊するまでの時間 を計算しており、炉心ノード崩壊のパラメータをベースケースから K引き下げる ことで、リロケーションが早く進展する状態を模擬した。感度解析は代表的にBW R5 Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし、炉心領域の冷却材による除熱の効 果により差が生じることから、TQUVシーケンス及び大破断LOCAシーケンス について実施した。

炉心溶融時刻については、TQUV、大破断LOCAシーケンスのいずれも感度 は小さい。なお、原子炉圧力容器破損時刻についても、両シーケンスで感度は小さ く、実機解析への影響はない。さらに、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり、実機解析への影響はない。コンクリート侵食量について は、原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さく、格納容器下部への注水量に大きな 差は生じないことから、影響は小さいと考えられる。

以上、炉心ノード崩壊のパラメータを、大幅ながら 「K引き下げることでリロケーションが早く進展する状態を模擬した感度解析を行い、TQUV及び大破断LO CAシーケンスのいずれについても感度が小さいことを確認した。また、原子炉圧 力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa[gage]以下であり、かつ格納容器下部には十分 な注水があることから、実機解析での評価に影響を与えるものではない。なお、感 度解析はBWR 5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、 その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が 得られる。したがって、MAAPコードのリロケーションに関する解析モデルは、 実機解析への適用性を有すると判断できる。

(4) 原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[圧力容器(炉心損 傷後)]

原子炉圧力容器内FCIにより生じる圧力スパイクは、冷却材圧力バウンダリや 格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが、高圧溶融物放出を防止 する観点で、原子炉圧力容器破損時刻とあいまって影響することが考えられる。圧 カスパイクの大きさは溶融炉心の細粒化割合及び粒子径の影響が大きいため、ここ では溶融ジェット径、細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒 子径をパラメータとして感度解析を実施した。

いずれのパラメータに対する感度解析においても、圧力スパイクは原子炉圧力容 器破損までに終息する結果となっており、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力 に対する感度は小さい。このことは、原子炉圧力容器内FCIは下部プレナムの冷 却材がすべて蒸発すると終息するが、その後、冷却材による溶融炉心からの除熱量 の減少によって下部ヘッドへの伝熱量が大きくなることで原子炉圧力容器破損が発 生するため、両者が重畳しにくいことを示している。なお、感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが、その他のBWRプ ラントにおいても炉心質量と冷却材体積の比は大きく変わらないため、同様の傾向 が得られる。したがって、MAAPコードの原子炉圧力容器内FCIに関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(5) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達 [圧力容器(炉心損傷後)]

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルについては、4.2.1に示し たように、TMI事故の分析結果との比較を通じて、その妥当性を確認した。また、 MAAPコードの解析モデルがTMI事故及びその後の検討により得られた知見を もとに開発されていることを踏まえると、MAAPコードの解析モデルは一定の妥 当性を有していると判断できる。しかしながら、炉心溶融時の実機の挙動に関して は、現段階では十分な知見が得られていない状況であることから、ここでは、下部 プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータに対する 感度解析により、その影響を評価した。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱は限界熱流束により制限されるが,この制限を 低下させた条件で感度解析を実施した。その結果,原子炉圧力容器破損時刻にほと んど感度がないことが確認された。

一方,溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達については,ギャップにおける限界 熱流束で制限される。この制限を低下させた条件で感度解析を実施した結果につい ても,原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認さ れた。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱及び溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達とも に感度が小さい結果となっているが、この理由はこれらの現象による影響が下部プ レナムにおいてドライアウトが生じるまでの期間に限定されることによる。

なお、感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したもの であるが、その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同 様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードにおける下部プレナムでの溶融 炉心の熱伝達に関する解析モデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(6) 原子炉圧力容器破損 [圧力容器(炉心損傷後)]

有効性評価の解析において、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は、溶接部 のひずみ量としきい値の比較により判定される。そこで、このしきい値をベースケ ースの1/10に低下させた解析を実施し、原子炉圧力容器破損時刻の感度を評価した。 評価の結果、原子炉圧力容器破損時刻は約13分早まることを確認した。評価では有 意な影響を検知する目的から、しきい値を仮想的にベースケースの1/10まで低下さ せたが、実機において破断ひずみがここまで大幅に低下することは考えにくいため、 溶接部のひずみ量しきい値の影響は十分に小さいと判断される。

なお、感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したもの

であるが、その他のBWRプラントにおいても制御棒駆動機構ハウジングの構造は 大きく変わらないため同様の傾向が得られる。したがって、MAAPコードの原子 炉圧力容器破損に関するモデルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(7) 原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[格納容器(炉心損 傷後)]

原子炉圧力容器外FCIについては,添付2において国内外で実施された実験等 による知見を整理するとともに,解析モデルに関する不確かさの整理を行い,感度 解析により有効性評価への影響を確認した。

原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては、U0₂を用いた大規模FC I実験であるFAR0実験、KROTOS実験、COTELS実験及びTROI実験の結果から、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小さいと結論付けた。なお、参考 として、水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても、水蒸気爆発解析コー ド(JASMINE^[25])及び構造応答解析コード(AUTODYN^[26]若しくはLS -DYNA^[27])を用いて、水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えることで水 蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより、水蒸気爆発による格納容器ペデ スタル構造部への影響を評価し、格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認 している。以上より、有効性評価において、原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸 気爆発に関しては発生可能性が低く、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的 挙動に関する評価は必須とはならない。

原子炉圧力容器外FCIにおける圧力スパイクに関しては、解析モデルでの不確 かさはRicou-Spaldingモデルのエントレインメント係数及び溶融粒子の径に代表さ れ、それぞれをパラメータとした感度解析を実施した。その結果、いずれのパラメ ータについても、原子炉圧力容器外FCIにより生じる圧力スパイクへの感度が小 さいことを確認した。

なお、感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したもの であり、原子炉圧力容器外FCIによる圧力スパイクは、格納容器下部に落下する 溶融炉心の量や格納容器下部プール水位等の条件に依存して変化し得るものの、そ の他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり、同様の傾向が得 られる。したがって、MAAPにおける原子炉圧力容器外FCIに関する解析モデ ルは、実機解析への適用性を有すると判断できる。

(8) 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり,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 [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については,関連する実験や評価に関す る知見に基づくと,落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。た だし,堆積形状の不確かさが想定されるため,個別プラントのペデスタルの形状や 事前水張りの深さを踏まえて,拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが 適切と考えられる。

MCCIに関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析 を行い,エントレインメント係数,上面熱流束係数及び溶融プールークラスト間の 熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行い,コンクリート侵食への影響を評価 した。評価の結果,コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的である ことが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも,コンクリート 侵食量は22.5cm程度であることが確認された。また,実験で確認されている侵食面 における侵食の不均一性については,MAAPモデルのベンチマーク解析結果から, 実験の侵食面における侵食のばらつきが,MAAPコードの予測侵食量の20%の範囲 内に収まっていることから,上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認し た。

なお,感度解析はBWR5 Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したもの であるが,その他のBWRプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり,同 様の傾向が得られると考えられる。しかしながら,溶融炉心・コンクリート相互作 用については,複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとはいえな いこと,また事前水張り時の落下溶融炉心の冷却性を直接調べた実験例がほとんど ないことから,今後も継続して検討を進め,知見の拡充に努めることが重要である と考える。

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	崩壞熱	炉心モデル(原子炉出力 及び崩壊熱)(3.3.2(2))	不要	○ 入力値に含まれる。
	燃料棒内 温度変化			○ TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生,炉心領 域での溶融進展状態について,TMI 事故分析結果と良く一致するこ とを確認した。
炉心(燃料)	燃料棒表面 熱伝達	炉心モデル(炉心熱水力 モデル) (3.3.2(3))	TMI 事 故 解 析 (4.2.1) CORA 実 験 解 析 (4.2.2) 感度解析(4.3.2 及 び添付 1)	 CORA 実験解析における,燃料被覆管,制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について,測定データと良く一致することを確認した。 炉心ヒートアップ速度の増加(被覆管酸化の促進)を想定し,仮想的な厳しい振り幅ではあるが,ジルコニウムー水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した(BWR5 Mark-I 改良型格
	燃料被覆管 酸化	溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))		
	燃料被覆管 変形			 納容器プラント対象)。 TQUV, 大破断 LOCA シーケンスともに, 炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は, ほぼ変化しない。
炉心(渤	沸騰・ボイド率 変化	炉心モデル(炉心水位計 算モデル)(3.3.2(4))	感度解析(4.3.1)	 TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して、MAAP コードと SAFER コードの比較を行い、以下の傾向を確認した(BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。
熱流動)	気液分離 (水位変化) ・対向流			・ MAAF コート では SAFEK コート で考慮している UCFL を取り扱って いないこと等から,水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり,その後の注水操作による有効燃 料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(1/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性	生確認	不確かさ
原子恒	冷却材放出(臨 界流・差圧流)	原子炉圧力容器モデル (破断流モデル) (3.3.3(3))	不要		○ 逃がし安全弁からの流量は,設計値に基づいて計算される。
~圧力容器	ECCS 注水(給水 系・代替注水設 備含む)	安全系モデル(非常用炉 心冷却系)(3.3.5(1)) 安全系モデル(代替注水 設備)(3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。
	格納容器 各領域間 の流動 構造材との熱伝 達及び内部熱伝 導	格納容器モデル(原子炉 格納容器の熱水力モデ ル) (3 3 4(2))	HDR 実験 解析 (4.2.3)	CSTF 実 験解析 (4.2.4)	 ○ HDR 実験解析では、格納容器圧力及び温度について、温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器温度を十数℃ 程度高めに、格納容器圧力を1割程度高めに評価する傾向が確認されたが、実験体系に起因するものと考えられ、実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また、非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致するこ
原子炉格納容器	気液界面の 熱伝達	(3. 3. 4 (2))		_	とを確認した。 ○ CSTF 実験解析では,格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動につ いて,解析結果が測定データと良く一致することを確認した。
	スプレイ冷却	安全系モデル(格納容器 スプレイ)(3.3.5(2)) 安全系モデル(代替注水 設備)(3.3.5(4))	不要		 ○ 入力値に含まれる。 ○ スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝 熱モデルの不確かさはない。
	放射線水分解等 による水素ガ ス・酸素ガス発 生	_	不要		 ○ 窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており,酸素ガス 発生は水の放射線分解に起因する。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(2/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格纳	格納容器 ベント	格納容器モデル(原子 炉格納容器の熱水力モ デル) (3.3.4(2))	不要	 ○ 入力値に含まれる。 ○ MAAP コードでは格納容器ベントについては,設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え,格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。
納 容 器	サ プ レ ッ シ ョ ン・プール冷却	安全系モデル(非常用 炉心冷却系) (3.3.5(1))	不要	○ 入力値に含まれる。
原子炉圧力容器(炉心損傷後)(逃がし安全弁含む)	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))	TMI 事故解析 (4.2.1) 感度解析(4.3.3 及 び添付1)	 ○ TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について, TMI事故 分析結果と良く一致することを確認した。 ○ リロケーションの進展が早まることを想定し, 炉心ノード崩壊のパ こよ。 ちち ((エエキ)) まず広知たにより NU() ます なぎりょう (DWDE N -) よ
	構造材との熱伝 達			 フメータを低下させた感度解析により影響を確認した(BWR5 Mark-1 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV,大破断 LOCA シーケンスともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力 容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。
	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)	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶 融炉心の挙動) (3.3.6(3))	感度解析(4.3.4 及 び添付1)	 ○ 原子炉圧力容器内FCIに影響する項目として、溶融ジェット径、エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した(BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(3/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性	生確認	不確かさ
原子	下部プレナムで の溶融炉心の熱 伝達	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶 融炉心の挙動) (3.3.6(3))	TMI事故解析 (4.2.1) 感度解析(4.3.5及 び添付1)		 ○ TMI事故解析における下部プレナムの温度挙動について、TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束、下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い、原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した(BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
炉圧力容器(炉心損傷(逃がし安全弁含む)	原子炉圧力容器 破損 (原子炉圧力容器破損 (原子炉圧力容器破損 ボボ付1) (3.3.6(4))		(4.3.6及	 ○ 原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジン グ溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ(しきい値)をパラメータ とした感度解析を行い,原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まるこ とを確認した(BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。ただし, 仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり,実機における影響は 十分小さいと判断される。 	
後)	放射線水分解等 による水素ガ ス・酸素ガス発生	格納容器モデル(水素 ガス発生)(3.3.4(3))	TMI事故解析 (4.2.1)		○ 炉心内のジルコニウム−水反応による水素ガス発生量は,TMI事故解 析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。
	原子炉圧力容器 内 FP 挙動		PHEBUS-	_	○ PHEBUS-FP実験解析により、FP放出の開始時刻を良く再現できている ものの、燃料棒被覆管温度を高めに評価することにより、急激なFP
原子炉格納容器	原子炉格納容器 内 FP 挙動	核分裂生成物(FP)挙 動モデル(3.3.7)	FP実験 解析 (4.2.7)	ABCOVE 実験解 析 (4.2.8)	 放出を示す結果となった。ただし、この原因は実験における小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。 ○ ABCOVE実験解析により、格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(4/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器(炉心損	原子炉圧力容器 外 FCI(溶融炉心 細粒化) 原子炉圧力容器	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶 融 炉 心 の 挙 動) (3.3.6(5))	感度解析(4.3.7, 4.3.8, 添付2及び 添付3)	○ 原子炉圧力容器外FCI現象に関する項目としてエントレインメント 係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い,原子炉 圧力容器外FCIによって生じる圧力スパイクへの感度が小さいこと を確認した(BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
傷後)	外 FCI(テノリ粒 子熱伝達)			

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(5/6)

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
				○ 溶融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき,落下した溶融炉心は
	格納容器下部			床上全体に均一に拡がると想定される。ただし、堆積形状の不確かさが想
	床面での溶融			定されるため, 個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏
	炉心の拡がり			まえて、拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えら
				れる。
				○ MCCI現象に関する不確かさの要因分析より, エントレインメント係数, 上面
百			感度解析	熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感
示 子			(4.3.8及い))) (4.3.8)	度解析を行った。評価の結果, コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感
炉格	溶融炉心と格		称(寸 3)	度が支配的であることを確認した。また,上面熱流束を下限値とした場合で
納容	納容器下部プ	溶融炉心の挙動モデル (格		も, コンクリート侵食量が22.5cm程度であることを確認した (BWR5 Mark-I
器	ールとの伝熱	納容器下部での溶融炉心		改良型格納容器プラント対象)。
炉心		挙動) (3.3.6(5))		○ 上記の感度解析は,想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たもので
山損				あり,不確かさを考慮しても実機でのコンクリート侵食量は感度解析よりも
後し				厳しくなることはないと考えられる。
	溶融炉心とコ		ACE実験解析	○ ACE実験解析及びSURC-4実験解析より、溶融炉心堆積状態が既知である場合
	ンクリートの		(4.2.5)	の溶融炉心とコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動に
	伝熱		SURC-4実験解	ついて妥当に評価できることを確認した。
			析 (4.2.6)	○ 実験で確認されている侵食の不均一性については、実験における侵食のばら
	コンクリート		感度解析	つきがMAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから、上
	分解及び非凝		(4.3.8及び	面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した(BWR5 Mark-I改良型
	縮性ガス発生		添付3)	格納容器プラント対象)。

表 4.4-1 重要現象の不確かさの整理(6/6)

5. 有効性評価への適用性

4章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと、その不確かさが有効 性評価に与える影響を表 5-1 に示す。

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 崩壊熱 [炉心(核)]

有効性評価では崩壊熱として, ANSI/ANS-5.1-1979を用いている。ANSI/ANS-5.1-1979は ANSの軽水炉向け標準規格として発行されたものであり,設計値等に基づく信頼性の高い評 価モデルである。有効性評価においては,平衡炉心のサイクル末期燃焼度に対し1.1倍した ものを使用しており,崩壊熱を大きくするよう考慮している。

炉心損傷防止の観点では,大きめの崩壊熱を与えることで,原子炉格納容器圧力及び温度 に対して厳しい結果を与える。

格納容器破損防止の観点でも、大きめの崩壊熱を与えることで、いずれの格納容器破損モ ードでも、炉心ヒートアップ、溶融進展を早める傾向となる。「格納容器過圧・過温破損」 の場合、原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。「高圧溶融物放出/格 納容器雰囲気直接加熱」の場合、原子炉圧力容器破損までの事象進展を早める傾向となり、 高圧溶融物放出防止に対して厳しい結果を与える。「溶融燃料-冷却材相互作用」の場合、 溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクを大きめに評価する結果を与える。「水素 燃焼」の場合、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、酸素濃度に対 して厳しい結果を与える。「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合、溶融炉心の冷却が されにくくなり、コンクリート侵食に対して厳しい結果を与える。

以上,いずれについても,厳しい結果を与えるものの,炉心損傷防止対策及び格納容器破 損防止対策の有効性の判断には影響しない。

5.1.2 沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関する現象であり、原子炉圧力容器内水位 の低下が比較的緩慢なTQUXシーケンス及び比較的速い中小破断LOCAシーケンスを 対象としてSAFERコードとの比較評価を行った。

MAAPコードはSAFERコードで考慮しているCCFL現象を取り扱っていないこ と等から水位変化に差異が生じたものの,水位低下幅はMAAPコードの方が保守的であ り,その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である ことから,原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。

5.1.3 冷却材放出(臨界流·差圧流)[原子炉圧力容器]

逃がし安全弁からの冷却材放出については,設計値に基づき流量が適正に計算されている。

5.1.4 格納容器各領域間の流動,構造材との熱伝達及び内部熱伝導,気液界面の熱伝達, 格納容器ベント[原子炉格納容器]

格納容器各領域間の流動及び気液界面の熱伝達については、挙動が適正に評価され、不確 かさは小さい。構造材との熱伝達及び内部熱伝導については、HDRの縦長格納容器形状や水 蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられるが、短期的な応答として格納 容器温度を十数℃程度高めに、原子炉格納容器圧力を1割程度高めに評価する結果となっ た。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられるが、原子炉格納容器圧 力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する可能性がある。なお、格納容器ベン トについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動 と同様の計算方法が用いられている。

5.1.5 ECCS注水(給水系・代替注水設備含む)[原子炉圧力容器],スプレイ冷却, サプレッション・プール冷却[原子炉格納容器]

ECCS注水及びスプレイ冷却については,設計値に基づき注入特性を与えることで,冷 却に対して保守的な条件となるよう設定している。スプレイによる混合挙動については,液 滴径を入力し,液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルであるが,液滴 の伝熱面積が大きいことにより,スプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落 下する結果となる。したがって,モデルの不確かさによる影響はないと考えられる。

サプレッション・プール冷却については、ポンプ流量及び除熱量を設計値に基づき与えて おり、適正に評価される。

5.1.6 燃料被覆管酸化 [炉心(燃料)],放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生 [原子炉格納容器] [原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

炉心内のジルコニウムー水反応による水素ガス発生量は Baker-Just の相関式(高温)又は Cathcart の相関式(低温)を用いて計算され、これらのモデルはTMI事故解析により 妥当性が確認されている。なお、BWRでは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われることにより、酸素濃度が低いため、短期的に爆轟が生じることはない。長期的には水の放射線分解により酸素ガスが発生するが、電力共通研究の実験結果^[30]に基づいたG値を用いて酸素ガス発生量を評価している。BWRでは格納容器内がウェット環境にあるが、酸素濃度の判定基準への適合性について、水蒸気濃度を除いたドライ条件下で行うことにより、保守的に評価している。これらのことから、有効性評価の結果に与える影響はない。

5.1.7 炉心ヒートアップ(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(燃料)]),リロケーション,構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達[原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

炉心ヒートアップ(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)に関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら、M AAPコードの解析モデルは、TMI事故やCORA実験等のその後の実験の知見に基づいて 開発され、そのモデルを用いて実施されたTMI事故のベンチマーク解析及びCORA実験解 析において再現性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各事故シーケンス の評価に適用できる。

また、炉心ヒートアップ現象に関し、ジルコニウムー水反応速度に対する感度解析を実施 し、影響を確認した。TQUV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融開始時刻及び 下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さく、「格納容器過 圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心ー冷却材相互作用」の評価指標に与える 影響は小さい。また、「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容 器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効 性に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器 破損時間への影響が小さく、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなさ れていることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」につ いては、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響 はない。

リロケーションに関する現象については、実機スケールで確認された例が少ない。しかし ながら、MAAPコードの解析モデルは、TMI事故やその後の実験等の知見に基づいて開 発され、その解析モデルを用いて実施されたTMI事故のベンチマーク解析において再現 性も確認されていることから、妥当性があると判断でき、各事故シーケンスの評価に適用で きる。

また、リロケーションに関する感度を確認するために、炉心ノード崩壊のパラメータに対 し、感度解析を行った。TQUV、大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融やリロケー ション後の原子炉圧力容器の破損時刻に与える感度は小さく、事象進展への影響は限定的 であり、「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心ー冷却材相互作用」 の評価指標に与える影響はない。「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、 原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防 止対策の有効性に与える影響はない。「水素燃焼」について、酸素ガスの発生量について崩 壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート 相互作用」については、原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされてい ることから、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する現象に関しては、実機スケールで確認され た例が少なく、現象自体に不確かさが大きいと考えられる。しかしながら、MAAPコード の解析モデルは、TMI事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され、その解析モデル を用いて実施されたTMI事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていること から、MAAPコードによる解析結果は一定の妥当性を有するものと考えられる。 また,下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束,下部プレナムギャ ップ除熱量に係る係数に対する感度解析を実施し,影響を確認した。原子炉圧力容器破損時 刻等の事象進展に大きな相違はないため,不確かさによる原子炉圧力容器破損時刻等の事 象進展への影響は小さく,各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.8 原子炉圧力容器破損[原子炉圧力容器(炉心損傷後)]

原子炉圧力容器破損に影響する項目として「制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判 定に用いる最大ひずみ(しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い,原子炉圧 力容器破損時刻が約13分早まることを確認した。ただし,この結果は仮想的な厳しい条件 を与えたケースであり,実機における影響は十分小さいと判断され,各事故シーケンスの評 価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.9 原子炉圧力容器内FP举動[原子炉圧力容器(炉心損傷後)],原子炉格納容器内 FP举動[原子炉格納容器(炉心損傷後)]

PHEBUS-FP 実験解析において、ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されるこ とを確認している。その後の実験解析における燃料破損後のFP放出開始のタイミング及 び放出挙動については、被覆管酸化反応熱を大きく、燃料棒被覆管温度が高めに推移するこ とにより早めに評価する傾向があったが、実験における小規模な炉心体系の模擬に起因し ていると考えられ、実機体系では、局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため、こ の種の不確かさは小さくなると考えられる。なお、最終的なFP放出割合は実験と同程度と なっている。

ABCOVE 実験解析により、格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について、ほぼ適 正に評価できることを確認しており、各事故シーケンスの評価への影響は小さい。

5.1.10 原子炉圧力容器内FCI(溶融炉心細粒化,デブリ粒子熱伝達)[原子炉圧力容器 (炉心損傷後)]

原子炉圧力容器内FCIに影響する項目として,溶融ジェット径,エントレインメント係 数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い,いずれについても,原子炉圧力容 器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。

「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では、高圧溶融物放出を防止する観点で、 原子炉圧力容器破損時刻とあいまって、原子炉圧力容器内FCIによる原子炉圧力変化が 原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に影響すると考えられるが、上記のとおり、原子炉 圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく、2.0MPa[gage]を上回ることはな い。

5.1.11 原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化, デブリ粒子熱伝達)[格納容器(炉心

損傷後)]

原子炉圧力容器外FCIにおける水蒸気爆発に関しては,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小さく,有効性評価においては,水蒸気爆発挙動及びその後の格 納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく,各事故シーケンスの評価に対して影響す るものではない。

原子炉圧力容器外FCIにおける圧力スパイクに関しては,解析モデルでの不確かさが エントレインメント係数及びデブリ粒子径に代表され,感度解析により原子炉圧力容器外 FCIにより生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認しており,「原子炉圧力容器 外の溶融燃料-冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

また, MCCI現象への影響の観点で, エントレインメント係数に関して感度解析を実施 し, MCCIによるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

5.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり,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 [格納容器(炉心損傷後)]

MCCIに関する種々の実験や解析から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析 を行い, MCCI現象への影響の観点で感度解析等の検討を行った。

格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりについては,関連する実験や評価に関する知見 に基づくと,落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。ただし,堆積形状 の不確かさが想定されるため,個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏 まえて,拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。

溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱については,感度解析によりコンクリート侵 食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定され る下限値とした場合でも、コンクリート侵食量は 22.5cm 程度に収まることが確認された。 上記の感度解析は,想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり,不確かさ を考慮しても実機でのコンクリート侵食量は,感度解析よりも厳しくなることはないと考 えられる。

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はコンクリー ト侵食量に影響のある重要現象として抽出されるが, コンクリート侵食モデルは ACE 実験 解析や SURC-4 実験解析により妥当性が確認されており,不確かさは限定されているため適 用性を有するものと考えられる。また,実験で確認されている侵食面における侵食の不均一 性については, MAAPモデルのベンチマーク解析結果から,実験における侵食のばらつき が, MAAPコードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから,上面熱流束の 感度に比べて影響が小さいことを確認した。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食 量の予測に与える不確かさがあり、MAAPで得られた結果に対し、不確かさを考慮するこ とで、格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。

5.2 不確かさの取り扱いについて(運転操作の観点)

有効性評価において, MAAPを適用する事象で仮定する運転操作は,

- ① 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧
- ② 低圧代替注水系による原子炉への注水
- ③ 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ
- ④ 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱
- ⑤ 残留熱除去系による格納容器除熱
- ⑥ サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止
- ⑦ 高圧代替注水系による原子炉への注水
- ⑧ 格納容器下部注水系による格納容器下部注水
- ⑨ 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

である。以下,各運転操作に対するMAAPコードでモデル化されている重要現象の不確か さの影響を整理する。

5.2.1 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧

各事故シーケンスに対して,原子炉を減圧するために,時間・原子炉水位・サプレッション・プール水温等のパラメータに応じて逃がし安全弁の手動開弁操作を適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響と して,「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流」「冷却材放出(臨界 流・差圧流)」「炉心ヒートアップ(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)」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動・サプレッション・プール水温 挙動の違いが挙げられるが,4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果か ら,本運転操作に対して,上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.2 低圧代替注水系による原子炉への注水

各事故シーケンスに対して,炉心を冷却するために,時間・原子炉水位等のパラメータに 応じて低圧代替注水系による注水を適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響と して,「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化,気液分離(水位変化)・対向流」「冷却材放出(臨界 流・差圧流)」「炉心ヒートアップ(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)」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動等の違いが挙げられるが,4章 に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から,本運転操作に対して,上記重 要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.3 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ

各事故シーケンスに対して, 格納容器雰囲気を冷却するために, 格納容器圧力あるいは格

納容器温度が設定値に到達した時点で格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイを 適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響と して,「崩壊熱」「冷却材放出(臨界流・差圧流)」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉 心ヒートアップ(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)」 「リロケーション」等の不確かさに起因する格納容器圧力あるいは格納容器温度の設定値 到達時間の違いが挙げられるが,4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結 果から,本運転操作に対して,上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.4 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

各事故シーケンスに対して,格納容器から除熱するために,格納容器圧力が限界圧力等の 設定値に到達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを適宜実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として,「崩壊熱」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」等の不確かさに起因する格納容器圧力の設定値到達時間の違いが挙げられるが,4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から,本運転操作に対して,上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.5 残留熱除去系による格納容器除熱

「高圧注水・減圧機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失(取水機能が喪失した場合)」シーケン スに対して,時間・原子炉水位等のパラメータに応じて残留熱除去系等による格納容器除熱 を実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響と して、「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化、気液分離(水位変化)・対向流」「炉心ヒートアップ (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)」等の不確か さに起因する原子炉水位挙動の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感 度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響 は小さいと考えられる。

5.2.6 サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止

各事故シーケンスに対して, サプレッション・プール水位が制限値まで到達した場合に格 納容器スプレイを停止させる。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として,「崩壊熱」「冷却材放出(臨界流・差圧流)」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉 心ヒートアップ(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)」

「リロケーション」等の不確かさに起因するサプレッション・プール水位の設定値到達時間

の違いが挙げられるが、4章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、 本運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.7 高圧代替注水系による原子炉への注水

「高圧・低圧注水機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失」「LOCA時注水機能喪失」に対して, 高圧代替注水系による原子炉への注水を適宜実施する。

本運転操作は水位・温度・圧力等の物理パラメータを検知して実施するものではないため、 MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響はない。

5.2.8 格納容器下部注水系による格納容器下部注水

溶融炉心・コンクリート相互作用を緩和するために,溶融炉心の下部プレナムへのリロケ ーション後,原子炉圧力容器下鏡温度が設定値に到達した場合に格納容器下部注水系によ る格納容器下部注水を実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響と して、「炉心ヒートアップ(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)」「リロケーション」「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」等の不確かさに起 因する原子炉圧力容器下鏡温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが、4章に示した各 重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から、本運転操作に対して、上記重要現象の不 確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.9 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

「格納容器過圧・過温破損」では、外部水源からの総注水量制限到達により格納容器スプレイを停止させる。格納容器スプレイ停止後には、格納容器圧力が限界圧力等の設定値に達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを実施する。

MAAPコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響とし て、「崩壊熱」「冷却材放出(臨界流・差圧流)」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒ ートアップ(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)」「リ ロケーション」等の不確かさに起因する外部水源からの注水開始時間・総注水量制限到達時 間の違いが挙げられる。総注水制限に到達する時間が早ければ(遅ければ),格納容器スプレ イの停止が早く(遅く)なると考えられるが,格納容器除熱に寄与する注水量の総量に変化 はなく、長期的な格納容器圧力挙動の観点では影響が小さいと考えられる。したがって、本 運転操作に対して、上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

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	炉心モデル(原子炉出力 及び崩壊熱) (3.3.2(2))	○入力値に含まれる。	○有効性評価では、大きめの崩壊熱を使用することから、いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
炉心(燃	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達	炉心モデル(炉心熱水力 モデル)(3.3.2(3)) 溶融炉心の挙動モデル (炉心ヒートアップ) (3.3.6(1))	 ○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生,炉心領域での溶融進展状態について,TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○CORA 実験解析における,燃料被覆管,制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について,測定データと良く一致することを確認した。 ○炉心ヒートアップ速度の増加(被覆管酸化の促進)を想定し,仮想的な厳しい振り幅ではあるが,ジルコニウムー水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響を確認した。 	 ○TMI 事故の再現性を確認しており、炉心ヒートアップ に係る基本的なモデルについては妥当性があると判 断でき、各事故シーケンスの評価に適用できる。 ○感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの 開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外 の溶融炉心一冷却材相互作用」の評価指標に与える 影響は小さい。 ○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」につい ては、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防 止対策の有効性に与える影響はない。 ○「溶融恒心・フンクリート相互作用」については、原
(料)	燃料被覆管変形		 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV, 大破断 LOCA シーケンスとも に, 炉心溶融の開始時刻への影響は 小さい。 ・ 下部プレナムへのリロケーション 開始時刻は, ほぼ変化しない。 	 ○「本融炉心・ユングリート相互作用」については、原 子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については、酸素ガスの発生量について 崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与え る影響はない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(1/9)

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	炉心モデル (炉心水位計 算モデル) (3.3.2(4))	 ○TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シ ーケンスに対して, MAAP コードと SAFER コードの比較を行い,以下の傾 向を確認した。 ・MAAP コードでは SAFER コードで考 慮している CCFL を取り扱っていな いこと等から水位変化に差異が生 じたものの水位低下幅は MAAP コー ドの方が保守的であり,その後の注 水操作による有効燃料棒頂部まで の水位回復時刻は両コードで同等 である。 	○原子炉水位に関し、原子炉圧力容器内挙動をより精 総に評価可能な SAFER コードとの比較において、そ の挙動の差異は小さく、MAAP コードでは原子炉圧力 容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価している と判断できる。
「逃がし安く	冷却材放出(臨界流・ 差圧流)	原子炉圧力容器モデル (破断流モデル) (3.3.3(3))	○逃がし安全弁からの流量は,設計値に 基づいて計算される。	○設計値に基づき流量が適正に計算されており、有効 性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の 有効性の判断には影響しない。
圧力容器 (1)	ECCS 注水(給水系・代 替注水設備含む)	安全系モデル(非常用炉 心冷却系)(3.3.5(1)) 安全系モデル(代替注水 設備)(3.3.5(4))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて注入特性を与えることで、冷却に 対して保守的な条件となるよう設定されており、い ずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、 重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(2/9)

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
原子炉格納容器	格納容器各領域間の 流動 構造材との熱伝達及 び内部熱伝導 気液界面の熱伝達	格納容器モデル(格納容 器の熱水力モデル) (3.3.4(2))	○HDR 力い化をした。 ので圧つ層向きし温度容程すさ体も、い不くえ非度いが良とと	 OCSTF 実験解析では、格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について、解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 	○短期的な応答として雰囲気からヒートシンクへの伝 熱が過小に予測されている可能性が示唆されている ことから、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実 際の挙動よりも大きめに評価する可能性があるが、 実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなる と考えられ、各事故シーケンスの評価指標への影響 は小さい。
	スプレイ冷却	安全系モデル(格納容器 スプレイ)(3.3.5(2)) 安全系モデル(代替注水 設備)(3.3.5(4))	 ○人力値に含まれる ○スプレイの水滴 気温度と平衡に デルの不確かさは 	。 晶度は短時間で雰囲 至ることから伝熱モ ない。	○設計値に基づいて注入特性を与えることで、冷却に 対して保守的な条件となるよう設定されており、い ずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、 重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(3/9)

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
	放射線水分解等によ る水素ガス・酸素ガス 発生	_	○窒素置換による格納容器雰囲気の不 活性化が行われており,酸素ガス発生 は水の放射線分解に起因する。	 ○窒素置換により酸素ガス発生は水の放射線分解に起因するが、電力共通研究の実験結果^[30]に基づいた G 値を用いている。 ○酸素濃度の判断基準として水蒸気濃度を除くドライ 条件において確認することにより保守性を与えている。 ○「水素燃焼」に対する有効性評価では、これらの保守 的な設定により、不確かさが与える影響はない。
原子炉格納容器	格納容器ベント	格納容器モデル(原子炉 格納容器の熱水力モデ ル)(3.3.4(2))	 ○入力値に含まれる。 ○MAAP コードでは格納容器ベントについては、設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え、格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。 	○格納容器の熱水力モデルについて,適用性に問題は なく,重大事故等対策の有効性の判断には影響しな い。
	サプレッション・プー ル冷却	安全系モデル(非常用炉 心冷却系)(3.3.5(1))	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて冷却特性を与えることで、冷却に 対して保守的な条件となるよう設定されており、い ずれの事象についても厳しい結果を与えるものの、 重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(4/9)

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(炉心)(逃がし安全弁合)	リロケーション 構造材との熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (リロケーション) (3.3.6(2))	 ○TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について、事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した(BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ○TQUV,大破断LOCAシーケンスともに、炉心溶融時刻、原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。 	 ○炉心損傷挙動について、実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題はない。 ○感度解析では、下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心一冷却材相互作用」の評価指標に与える影響はない。 ○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」については、原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が2.0MPa[gage]を上回ることはなく、格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。 ○「溶融炉心・コンクリート相互作用」については、原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく、コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については、酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており、評価指標に与える影響はない。
損傷後)	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)	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶 融 炉 心 の 挙 動) (3.3.6(3))	○原子炉圧力容器内 FCI に影響する項 目として,溶融ジェット径,エントレ インメント係数及びデブリ粒子径を パラメータとして感度解析を行い,い ずれについても,原子炉圧力容器破損 時点での原子炉圧力に対する感度が 小さいことを確認した。	○「高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱」では, 高圧溶融物放出を防止する観点で,原子炉圧力容器 破損の時期とあいまって,原子炉圧力容器内 FCI に よる原子炉圧力変化が影響すると考えられるが,感 度解析の結果,原子炉圧力容器破損時点での原子炉 圧力に対する感度は小さく,2.0MPa[gage]を上回る ことがなく,重大事故等対策の有効性の判断に影響 しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(5/9)

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
原子炉圧力さ	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル (下部プレナムでの溶 融炉心挙動)(3.3.6(3))	 ○TMI 事故解析における下部プレナムの 温度挙動について, TMI 事故分析結果 と良く一致することを確認した。 ○下部プレナム内の溶融炉心と上面水 プールとの間の限界熱流束,下部プレ ナムギャップ除熱量に係る係数に対 する感度解析を行い,原子炉圧力容器 破損時刻等の事象進展に対する影響 が小さいことを確認した(BWR5 Mark- I改良型格納容器プラント対象)。 	○感度解析の結果,原子炉圧力容器破損時刻等の事象 進展への影響は小さく,各事故シーケンスの評価指 標への影響は小さい。
容器(炉心損傷後)	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル (原子炉圧力容器破損 モデル)(3.3.6(4))	○原子炉圧力容器破損に影響するパラ メータとして、制御棒駆動機構ハウジ ング溶接部の破損判定に用いる最大 ひずみ(しきい値)に対する感度解析 を行い、原子炉圧力容器破損が約 13 分早まることを確認した。ただし、仮 想的な厳しい条件に基づく解析結果 であり、実機における解析への影響は 十分小さいと判断される。	○原子炉圧力容器破損モデルに関する感度解析により、原子炉圧力容器破損時刻に大きな感度はなく、各 事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	放射線水分解等によ る水素ガス・酸素ガス 発生	格納容器モデル(水素ガ ス発生)(3.3.4(3))	○炉心内のジルコニウム-水反応による水素ガス発生量は、TMI 事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。	○炉心内の水素ガス発生量は実機に対する妥当性が確認されており、有効性評価への適用性に問題はなく、 重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(6/9)

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(炉心損傷後) 原子炉格納容器(炉心損傷後) (逃がし安全弁含む)	原子炉圧力容器内 FP 挙動 原子炉格納容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動 モデル (3.3.7)	○PHEBUS-FP 前間での管にとなすたのに模のも機体こかなれるきの温評に PP 結。原おな模のの系のさるる、実、始再る被高る急をな、実小体よ、模い不さえ験 PP 時現も覆めこ激示っこ験規系る実なて確くら	 〇ABCOVE 実験解析 により,格納 昭内の 本 別 ル た ご を 確 認 し た。 	 ○FP 放出の開始時間に関する基本的なモデルについては実験体系により妥当性が確認されている。燃料破損後のFP 放出挙動に関しては小規模体系の模擬性が原因と推測され、実機規模の体系の適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。 ○格納容器内エアロゾル沈着挙動は適正に評価され、 有効性評価への適用性に問題はなく、重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(7/9)

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
原子炉格納容器(炉心損傷後)	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)	溶融炉心の挙動モデル (格納容器下部での溶 融 炉 心 の 挙 動) (3.3.6(5))	○原子炉圧力容器外 FCI に影響する項 目として、エントレインメント係数及 びデブリ粒子径をパラメータとして 感度解析を行い、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの 感度が小さいことを確認した。	 ○原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては、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小さく、有効性評価においては、水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく、各事故シーケンスの評価指標に対して影響するものではない。 ○感度解析の結果、原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことから、「原子炉圧力容器外の溶融燃料 – 冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(8/9)

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
	格納容器下部床面で	溶融炉心の挙動モデル	○溶融炉心の拡がり実験や評価に関する	○「溶融炉心・コンクリート相互作用」では、上面熱流
	の溶融炉心の拡がり	(格納容器下部での溶	知見に基づき,落下した溶融炉心は床上	束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与え
		融炉心の挙動)	全体に拡がると想定される。ただし、堆	る不確かさがあり, MAAP で得られた結果に対し, 不
		(3.3.6(5))	積形状の不確かさが想定されるため,個	確かさを考慮することで、格納容器破損防止対策の
			別プラントのペデスタルの形状や事前	有効性を確認できる。
			水張りの深さを踏まえて, 拡がりを抑制	
			した感度解析等の取扱いを行うことが	
			適切と考えられる。	
原子炉物	溶融炉心と格納容器		○MCCI 現象への影響の観点で, エントレ	
	下部プール水との伝		インメント係数,上面熱流束及び溶融プ	
	熱		ールからクラストへの熱伝達係数をパ	
			ラメータとした感度解析を行った。評価	
			の結果, コンクリート侵食量に対して上	
			面熱流束の感度が支配的であることを	
			確認した。また、上面熱流束を下限値と	
			した場合でも、コンクリート侵食量が	
俗納			22.5cm 程度であることを確認した。	
容			〇上記の感度解析は,想定される範囲で厳	
器			しい条件を与えて感度を見たものであ	
行			り、不確かさを考慮しても実機でのコン	
~心			クリート侵食量は、感度解析よりも厳し	
損			くなることはないと考えられる。	
傷	溶融炉心とコンクリ		○ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析によ	
N N N	ートの伝熱		り、炉心テフリ堆積状態が既知である場	
			合の炉心デブリとコンクリートの伝熱	
			及びそれに伴うコンクリート侵食挙動	
			について妥当に評価できることを確認	
	コンクリート分解及		した。	
	び非凝縮性ガス発生		○美願で確認されている侵食の不均一性	
			については、美験における侵食のはらつ	
			さか MAAP ユートの ア測 侵 良 重の 20%の	
			配囲P1に収まつしいることから,上面熱 法古の成産に比べて影響がよないこと。	
			(加米の感受に几个し影響が小さいこと)	
1	1	1	を唯認した。	

表 5-1 重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理(9/9)

6. 参考文献

- [1] American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- [2] R. E. Henry and H. K. Fauske, "The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes", J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.
- [3] "Critical Flow Data Review and Analysis", EPRI NP-2192, 1982.
- [4] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility", MXC-101, December 1979.
- [5] "The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility", MXC-102, December 1979.
- [6] Kwang-hahn(KAERI) et al., "A State-of-Art Review of the Reactor Lower Head Models Employed in Three Representative U.S. Severe Accident Codes", Progress in Nuclear Energy, Vol. 42, No. 3, p361-382, 2003.
- [7] 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.
- [8] 中島他,「SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの 3 次元 拡がり評価」,日本原子力学会「2013 年秋の大会」,H12,2013 年 9 月
- [9] A. T. Wassel, J. L. Farr, and M. S. Hoseyni, "SUPRA: A Code for Simulating Removal of Radionuclides by Water Pools Under Severe Accident Conditions", EPRI/NP-3886-CCMP, February 1985.
- [10] "TMI-2 Analysis Exercise Final Report", NEA/CSNI/R(91)8, 1992.
- [11] "TMI-2 Vessel Inspection Project Integration Report", NUREG/CR-6197.
- [12] "A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident", Nuclear Technology, Vol. 87, 1989.
- [13] Peter Hofmann, Siegfried J. L. Hagen, Volker Noack, Gerhard Schanz, Leo K. Sepold, "Chemical-Physical Behavior of Light Water Reactor Core Components Tested Under Severe Reactor Accident Conditions in the CORA Facility", Nucl. Technol., 118, 200 (1997).
- [14] "International Standard Problem 29: Distribution of Hydrogen within the HDR Containment under Severe Accident Conditions: Final Comparison Report", NEA/CSNI/R(93)4, 1993.

- [15] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E, Epstein, and M. G. Plys, "Benchmark of the Heiss Dampf Reaktor Ell. 2 Containment Hydrogen-Mixing Experiment Using the MAAP4 Code", Nucl. Technol., 125, 182 (1999).
- [16] G. R. Bloom, et al., "Hydrogen Mixing and Distribution in Containment Atmospheres", EPRI Report NP-2669, 1983.
- [17] OECD/NEA "Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions", NEA/CSNI/R(92)10.
- [18] "International Standard Problem No 24: ISP-24: SURC-4 Experiment on Core-Concrete Interactions", NEA/CSNI-155, 1988.
- [19] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), "Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem", OECD/NEA, July 2003.
- [20] D. Jacquemain, et al., "FPT1 Final Report Final Version", December 2000.
- [21] 社団法人 日本原子力学会,「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースタ ーム評価」,平成22年4月
- [22] R.K. Hilliard et al. "Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5", HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.
- [23] Francisco J. Souto, F. Eric Haskin, Lubomyra N. Kmetyk, "MELCOR 1.8.2 Assessment: Aerosol Experiments ABCOVE AB5, AB6, AB7, and LACE LA2", SAND-94-2166.
- [24] K. Kang, et, al. "Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms", Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.
- [25] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v. 3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008.
- [26] 片山,高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析,「第7回衝撃工学 フォーラム(中級者のための衝撃工学入門)」,日本材料学会,平成20年11月
- [27] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER' S MANUAL VOLUME I, 2007.
- [28] Lipinski, "A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed", NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).
- [29] (財)原子力安全研究協会,「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」,平成13年7月
- [30] 「事故時放射線分解に関する研究」, BWR 電力共通研究, 昭和 63 年 3 月

参考1 MAAPとNUREG-1465のソースタームについて

1. まえがき

MAAPでは、炉心溶融に伴う燃料からの核分裂生成物(FP)の放出及びFPの状態変化・輸送モデル等がモデル化されており、炉心溶融時の原子炉格納容器内へのFPの放出及び原子炉格納容器内のFPの移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。

一方で、炉心溶融を考慮した場合の原子炉格納容器内へのFPの放出及びFPの状態 変化・輸送モデルとしては、米国 NRC で整備された NUREG-1465^(A-1)のソースタームがあ り、海外での規制等に活用されている。

本参考資料は、MAAPのソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を 行うことで、MAAPによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察し たものである。

2. NUREG-1465 の代替ソースターム

NUREG-1465 では,格納容器への放出過程を以下の四つのフェーズごとに分けて評価している。これらの放出フェーズには継続時間が設定され,各放出フェーズにおける放出率は一定としている。

ギャップ放出(燃料被覆管破損から0.5時間)

燃料被覆管の破損が生じ、燃料ペレットと燃料被覆管との間のギャップに存在するFPが放出される。

早期原子炉圧力容器内放出(炉心損傷から1.5時間)

炉心損傷開始から,溶融炉心が原子炉圧力容器底部へ落下して原子炉圧力容器底 部が破損するまでの期間に燃料からFPが放出される。

原子炉圧力容器外放出(原子炉圧力容器破損から3.0時間)

原子炉圧力容器底部の破損後,格納容器下部区画に落下した溶融炉心がコンクリートと反応し,FPが放出される。この放出は溶融炉心が十分冷却されたときに 終了する。

後期原子炉圧力容器内放出(原子炉圧力容器破損から 10 時間)

早期原子炉圧力容器内放出期間に原子炉圧力容器内に沈着していた揮発性核種
(ハロゲン,アルカリ金属,テルルグループ)が再蒸発し,原子炉格納容器へ放 出される。

FP組成については、物理・化学的挙動の類似性や放射線学的影響の重要度等に基づき、各核種の放射能量を求める用途に用いることから、以下の八つの元素ごとのグルー プに分類している。一方、MAAPでは化学的形態を考慮して、FPを12のグループに 分類し、炉心からの放出速度と原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内での移行挙動を 評価している。NUREG-1465におけるFPグループの分類は、WASH-1400^(A-2)におけるFP グループ分けをもとに、その後の検討を反映したものであり、MAAPにおける分類と 直接的な関連はない。しかしながら、以下に示すように、MAAPで分類されている放 射性物質のうち、放出に寄与するものはNUREG-1465のソースタームにおいても網羅され ており、原子炉格納容器内ソースタームの評価を行うにあたって、取り扱われている核 種は同等となっている。

(NUREG-1	465)		(MAAP)
ク゛ルーフ゜	核種		ク゛ルーフ゜	核種
1	希ガス/Xe, Kr		. 1	希ガス
2	ハロゲン/I, Br		2	CsI
3	アルカリ金属/Cs, Rb		3	TeO_2
4	テルルグループ/	\sim	4	Sr0
5	ハ* リウム ・ ストロンチウム/		5	MoO ₂
	Ba, Sr		6	CsOH
6	貢金偊/ Ru, Rh, Pd, Mo, Tc, Co		7	Ba0
7	ランタノイド/		8	La_2O_3
	Pr, Sm, Y, Cm, Am		9	CeO_2
8	セリウムグループ/ Co Pu Nn		10	Sb
	ce, ru, np	1 /	11	Te ₂
			12	UO_2

[FPの核種グループ]

NUREG-1465 のFPの放出割合については、上述のFP核種グループごとに平均的な放出割 合を「代替ソースターム」としてまとめている。代替ソースタームでは、炉型(BWRプ ラントとPWRプラント)ごとのソースタームが設定されているが、これは、BWRとP WRでは炉心出力密度やZr酸化量の違いにより、FP放出量や放出タイミングに相違が生 じると評価されたためである。

なお、ソースタームの放出割合は、保守的に設定された損傷燃料からの初期FP放出(ギャップ放出)を除き、原子炉圧力容器が低圧で破損する事故について、保守的あるいは限 界的な値というより、代表的又は典型的な値を示しており、全てのシビアアクシデントの 事故シーケンスを包絡しているわけではなく、ある単一の事故シーケンスを表しているも のでもない。NUREG-1465 で提案されたBWRプラントに対する代替ソースタームを以下に 示す。

[代替ソースターム (BWRプラント)]

ク゛ルーフ゜	名称	ギャップ 放出	早期原子炉圧 力容器内放出	原子炉圧力容 器外放出	後期原子炉圧 力容器内放出
1	希ガス	0.05	0.95	0	0
2	ハロゲン	0.05	0.25	0.30	0.01
3	アルカリ金属	0.05	0.20	0.35	0.01
4	Te グループ	0	0.05	0.25	0.005
5	Ba, Sr	0	0.02	0.1	0
6	貴金属	0	0.0025	0.0025	0
7	ランタノイド	0	0.0002	0.005	0
8	Ce グループ	0	0.0005	0.005	0

(初期炉内インベントリに対する割合)

3. MAAPとNUREG-1465のソースタームの比較

参考文献^(A-3)において、米国 Peach Bottom プラント(Mark-I型格納容器/BWR4) を対象に、下記に示した三つの事故シーケンスに対して、MAAPによるシビアアクシ デント解析結果から得られた原子炉格納容器内ソースタームと NUREG-1465 で示されて いるBWRプラントの原子炉格納容器内のソースタームが比較されており、以下に概要 を示す。

[事故シーケンス]

- ・ TB1 シーケンス(全交流動力電源喪失)+10時間でバッテリー枯渇
- ・ TC2 シーケンス (ATWS) +原子炉圧力容器減圧なし
- ・ S2E1 シーケンス (2インチ破断)

図1に,NUREG-1465,MAAP及び従来の立地評価における仮想事故相当について,原 子炉圧力容器破損後1時間時点における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を 示す。希ガスについては、すべてのシーケンスにおいてほぼ全量を放出しきっており、 NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっている。高揮発性の核種であるよ う素については、TB1 シーケンスを除いて NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割 合となっており、Cs、Te ともに同様の傾向を示している。TB1 シーケンスにおいて放出割 合が少なくなっている理由としては、原子炉圧力容器の破損時刻が他の事象に比べて遅く、 原子炉圧力容器内へのFP沈着量が多くなっているためと考えられる。また、低揮発性の 核種である Sr については、NUREG-1465 に比べてMAAPの方が1桁程度少ない結果となっ ているものの、核種ごとの全体的な放出割合は同様の傾向を示している。

図2に、NUREG-1465、MAAP及び従来の立地評価における仮想事故相当について、事 故収束後における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を示す。図1に示した原 子炉圧力容器破損後1時間の時点において、原子炉格納容器側へFPをほぼ放出しきって おり、原子炉圧力容器破損後1時間時点の放出割合と同様となっている。なお、仮想事故 では、瞬時放出の扱いとなっており、放出割合の時間変化は考慮されていない。





4. まとめ

MAAPのソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行った。 NUREG-1465 では,物理・化学的挙動の類似性等から八つの核種グループに分類されてい るのに対し,MAAPでは炉心からの放出速度の相違に基づき 12 グループに分類されて いるが,両者の比較から,放出に寄与するものは網羅されており,原子炉格納容器内ソ ースタームの評価にあたって,取り扱われている核種は同等であることを確認した。ま た,NUREG-1465 における原子炉格納容器内ソースタームとMAAPにおける解析結果の 比較を行い,MAAPにおける原子炉格納容器内ソースタームは,シーケンスによって 違いがあるものの,NUREG-1465 のソースタームとほぼ同等であることを確認した。

- 5. 参考文献
 - (A-1) "Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants", NUREG-1465, 1995.
 - (A-2) "Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", NRC, WASH-1400(NUREG-75/014).
 - (A-3) 社団法人 日本原子力学会,シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソース ターム評価,平成22年4月

分類		入力項目			
定格出力運転条件	炉心熱出力				
パラメータ及び幾	炉心流量				
何形状データ	原子炉圧力				
	原子炉冷却材温度				
	原子炉水位				
	給水流量(初期),エンタルピ				
	原子炉冷却材容積 炉心				
	炉心シュラウドヘッド				
	スタンドパイプ及び気水分離器				
		上部ヘッド			
		上部ダウンカマ			
		下部ダウンカマ			
		下部ヘッド			
	再循環ループ				
	流路形状データ(流 下部ヘッド下端から炉心支持板まで				
	路断面積, 流路長さ,	炉心支持板から上部格子板まで			
	流路高さ)	上部格子板から炉心シュラウドヘッド上端			
	まで				
		炉心シュラウドヘッド上端から気水分離器			
		上端まで			
		下部ダウンカマ			
	上部ダウンカマ				
	上部ヘッド				
	原子炉圧力容器内径				
	炉心シュラウド内径				
	原子炉圧力容器本体肉厚				
	熱構造材データ(材・原子炉圧力容器内				
	質,体積,表面積)	炉心シュラウド, 炉心シュラウドヘッド,			
		炉心シュラウドサポート,上部格子板,気			
		水分離器、スタンドパイプ、蒸気乾燥器、			
		上部ヘッド,ダウンカマ,制御棒案内管及			
		びハウジング、下部ヘッド、再循環ループ			

入力項目リスト (1/3)

分類	入力項目			
炉心データ	炉心流路面積	炉心流路面積		
		バイパス流路面積		
	炉心崩壞熱			
燃料データ	燃料集合体数			
	集合体あたりの燃料棒数			
	燃料棒配列			
	燃料棒有効長			
	燃料被覆管外径			
	燃料被覆管肉厚			
	ペレット直径			
	ペレットー被覆管ギャップ条件(ガス圧力、ガス組成、熱伝達係数)			
	スペーサ位置			
	チャンネルボックス	(質量, 厚さ)		
再循環ポンプ関連	コーストダウン特性			
データ	再循環ポンプ定格流量			
	ジェットポンプ台数			
原子炉格納容器関	区画データ 自由体積			
連データ		底部高さ		
		区画高さ		
		初期圧力		
		初期温度		
		初期湿度		
	区画間データ	底部高さ		
		流路幅		
		流路高さ		
		流路長さ		
		流路面積		
	ヒートシンク(伝熱 面,表面積,厚さ,	 (伝熱 格納容器各区画壁面(側壁,床,天井等) び初期 格納容器内構造物 		
	材質の物性及び初期 温度)			

入力項目リスト (2/3)

分類	入力項目				
デブリ挙動関連	デブリ初期条件 (燃料,構造材,FPの材質別質量)				
	原子炉圧力容器破損判定条件				
	FCI現象におけるデブリジェットの落下条件				
	FCI現象における細粒化条件				
	FCI現象における細粒化デブリと水の伝熱条件				
	MCCI現象におけるデブリのキャビティ床面での拡がり条件				
	MCCI現象におけるデブリと水の伝熱条件				
	MCCI現象におけるデブリとコンクリートの伝熱条件				
	MCCI現象におけるコンクリートの組成				
原子炉保護設備	原子炉スクラム(設定点、応答遅れ)				
事象収束に重要な	ECCS作動設定点				
機器・操作関連	ECCS注入ポンプ(注入開始(起動遅れ時間)、台数、容量、停止				
	条件)				
	崩壊熱除去系(台数,容量)				
	格納容器スプレイポンプ(操作タイミング、台数、容量)				
	逃がし安全弁(開操作開始条件(原子炉圧力)、個数、容量)				
	代替注水系(注入開始(起動遅れ時間)、台数、容量、停止条件)				
	格納容器ベント(操作タイミング, 面積)				
	復水貯蔵タンク(保有水量,温度)				
事故条件	配管破断条件(位置,面積)				

入力項目リスト (3/3)

別添1 新知見への対応について

1. はじめに

MAAPコードは、福島第一原子力発電所1~3号機の事象進展解析に適用されている^[1]。 これらの解析では、システムの応答や外部注水流量等の不確かさの大きな境界条件について は、当時の記録に基づいた分析や一部推定を行った上で設定されており、解析結果と実測デ ータとの比較が行われている。この比較結果から、相違点があるプラント挙動や物理現象に ついては検討課題として抽出し、個別に評価・検討が行われている。

以下では、この検討を通じて得られた課題や知見のうち、MAAPコードで対象とする現 象評価に関連する内容と有効性評価への影響について検討する。また、MAAPコードの改 良は米国 EPRI を中心とした MAAP User's Group のもとで継続的に進められており、改良の動 向と有効性評価への影響について検討する。

2. 福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項と有効性評価への影響

2.1 未確認・未解明事項について

福島第一原子力発電所事故における未確認・未解明事項^[2]のうち,有効性評価に対して 影響し得る項目を抽出し,MAAPコードによる有効性評価で留意すべき事項を以下の4 項目に大別した。

(1)原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について

原子炉圧力容器の水位が低下し炉心が露出すると、過熱した炉心から発生する高温ガ スや過熱蒸気により、原子炉圧力容器バウンダリが通常よりも高い温度となる。1号機 のMAAP解析においては、この原子炉内温度の上昇によって原子炉内核計装のドライ チューブや主蒸気管フランジ等の原子炉圧力容器上部からドライウェルへの気相漏えい が発生したと仮定している。この現象によって、原子炉圧力容器破損タイミングや格納 容器圧力及び温度の上昇等の事象進展に影響を及ぼす可能性がある。

(2)溶融炉心の下部プレナム落下挙動

1号機のMAAP解析において,原子炉圧力は3月11日22時頃に急峻なピークを示 している。MAAPコードでは,炉心損傷の進展に伴って,固化クラストによって閉塞 領域が形成されると溶融炉心は一旦保持されるものの,クラストの破損に伴って,溶融 炉心が下部プレナムへの落下を開始するというモデルを採用していることに起因すると 考えられる。一方,複雑な下部構造を持つBWRでは,燃料支持金具の冷却水の通過口 から溶融した炉心が降下し,下部プレナムに流れ落ちる経路や,溶融プールが炉心の径 方向に拡大し,外周部のバイパス領域へ流出し,下部プレナムへ流れ落ちる経路,更に 炉心シュラウドと接触・破損させることによってダウンカマへ流出する経路等,流出経 路には様々な形態が考えられる。溶融炉心の下部プレナムへの落下挙動は、それ以降の 原子炉圧力容器破損等の事象進展に影響を与える可能性がある。

(3) 圧力抑制プールの温度成層化について

3号機では、RCICによる注水期間において、原子炉格納容器圧力のMAAP解析 結果と実測値に差があり、圧力抑制プールにおいて温度成層化が起きた可能性が指摘さ れている^[3]。MAAPコードによる有効性評価では、圧力抑制プールのプール水を単一 ノードで模擬し、プール水温は均一に上昇する仮定としているのに対し、温度成層化を 考慮した場合、原子炉格納容器の圧力及び温度上昇が速くなる可能性がある。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

1号機及び2号機のMAAP解析では,格納容器圧力等の実測値を再現するために原 子炉格納容器の気相部からの漏えいを仮定しているものの,計測されたパラメータや観 測事実からは,漏えい箇所やその規模については直接的な推定が得られていない。一つ の要因として格納容器内部で生じた局所的な過温状態による損傷が挙げられている。一 方,MAAPコードによる有効性評価では,原子炉格納容器内を代表的な区画にノード 分割し,ノード内温度は均一と仮定し,温度分布を評価することはできない。

2.2 有効性評価に対する影響について

2.1 で挙げられた留意すべき事項に対して,有効性評価に対する影響について以下に考察する。これらの考察より,有効性評価で対象とする事象進展に対しては,MAAPコードによる解析への影響は小さく適用性に問題はないと判断される。

(1) 原子炉圧力容器からの気相漏えいの発生について

炉心損傷に伴って発生する高温ガスにより,原子炉圧力容器からの漏えいが生じた場 合,原子炉圧力の減圧を促進する。しかしながら,有効性評価において,大破断LOC Aを起因事象とするシーケンスについては,起因事象発生の時点で大規模な一次冷却材 圧力バウンダリの喪失を仮定していることから,これらの事象による格納容器内事象進 展への影響はない。別図 1-2.2-1 及び別図 1-2.2-2 に,炉心損傷に伴う計装用案内管破 損を模擬した場合の原子炉圧力及び格納容器温度の比較を示す。これらの図から明らか なように,事象進展への影響は小さい。

また、過渡事象(TQUV)起因のシーケンスでは、原子炉圧力容器からの気相漏えいは、原子炉減圧挙動と水位低下挙動に影響する。

高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱の防止に係る評価においては,高温ガス発 生による気相部漏えいが生じる場合には,原子炉の減圧が促進されるため,高圧溶融物 放出/格納容器雰囲気直接加熱の回避に対して有効に寄与する。さらに,原子炉圧力容 器破損前に運転員による原子炉減圧操作が必須となるが,破損までには十分な時間余裕 があり,気相漏えいを想定しても破損時間への影響は小さい。別図1-2.2-3 に,炉心損 傷に伴う計装用案内管破損を模擬した場合の原子炉圧力の比較を示す。計装用案内管温 度が融点に到達した時点で損傷するとした本感度解析では,その損傷は原子炉減圧後に 発生しており,原子炉減圧操作への影響はない。

溶融炉心と冷却材の相互作用及び溶融炉心とコンクリートの相互作用においては,原 子炉減圧後の現象を評価するため,原子炉圧力容器破損前のペデスタル注水が必須とな る。しかしながら,上述のように十分な時間余裕があり,かつ,評価においては,原子 炉水位が有効燃料棒底部まで低下する以前に原子炉減圧操作を実施しており,炉心損傷 初期の段階であることから,原子炉圧力容器の気相漏えいを仮定しても破損時間に対す る影響は小さく,運転操作に対する影響はない。

(2)溶融炉心の下部プレナム落下挙動

有効性評価のうち、「格納容器過圧・過温破損」の評価において、原子炉圧力容器が破 損しないシーケンスを想定するシナリオでは、溶融炉心の下部プレナム落下前に冷却さ れる状態を対象としているため、本現象の影響はない。

下部プレナムへの溶融炉心落下が発生するシーケンスについては、本文「3.3.6 溶融 炉心の挙動モデル」で述べたように、MAAPコードでは、溶融炉心の下部プレナムへ の落下は、炉心支持板が破損するか、クラストが破損して溶融炉心を保持できなくなっ た場合に開始され、落下する溶融炉心の量は、仮想的なデブリジェット径等により計算 されている。一方、燃料支持金具等の炉心下部構造物を介した溶融炉心の移行は、別図 1-2.2-4 に示す経路が想定され、溶融炉心が下部プレナムへ移行する場合、これらの構 造物との熱的な相互作用によって、その経路で一部が固化し、落下流量が低減される等 の影響が想定される。したがって、これらを考慮していない現行評価は、原子炉圧力容 器下部ヘッドへの熱負荷を計算する上で、保守的な扱いといえる。

また,同じく「3.3.6 溶融炉心の挙動モデル」で述べたように,MAAPコードでは, 溶融炉心の径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞した以降に発生し,溶融領域は 炉心シュラウドまで到達しない想定としている。溶融炉心が炉心シュラウドと接触した 場合,炉心シュラウドを溶融貫通する可能性はあるものの,その径方向への進展は下部 ノードの閉塞挙動等に依存した極めて不確かさの大きな現象と考えられる。さらに,溶 融炉心が炉心シュラウドを溶融貫通した場合の下部プレナムへの移行は,ジェットポン プ等の貫通後に発生するが,ジェットポンプ内部に冷却材が存在している場合には,溶 融炉心が一時的に冷却される等の効果も期待される。このようなことから,炉心下部構 造物を介した移行に比べて,主要なリロケーション経路となり得るとは考えにくく,有 効性評価への影響は小さいと考えられる。 (3) 圧力抑制プールの温度成層化について(別添1(補足)参照)

原子炉隔離時冷却系の運転方法として,福島第一原子力発電所3号機と同様にテスト ラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合,圧力抑制プールの温度 成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら,原子炉 隔離時冷却系が間欠運転(L-2とL-8の自動制御)の場合,原子炉隔離時冷却系が停止 している間に原子炉圧力が上昇し,逃がし安全弁が作動することにより温度成層化の発 生の可能性は小さくなる。また,原子炉隔離時冷却系の注水流量調整のみによる制御と した場合においても,消費される駆動蒸気量の減少により逃がし安全弁の作動回数が増 え,温度成層化の発生可能性は小さくなる可能性がある。

一方,低圧代替注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの,原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

(4) 原子炉格納容器の気相漏えいについて

福島第一原子力発電所事故においては,原子炉格納容器内で局所的な過温状態となっ て,気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内 温度分布は,損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態,また,原子炉格納容器 への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから,MAAPの評 価体系で原子炉格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

一方,福島第一原子力発電所事故で推定されている局所的な過温状態の発生を回避す るため,重大事故等対策として,原子炉及び格納容器への代替注水等を整備し,その有 効性を確認することが有効性評価の目的となっている。すなわち,これらの対策によっ て,原子炉圧力容器内損傷炉心の非冷却状態長期化を防止でき,また,原子炉格納容器 への注水によって,雰囲気を十分攪拌させて高温気体の局所的な滞留を防止できるため, 局所的な過温は回避可能と考えられる。

このような観点から,本文「3.3.4 格納容器モデル」の図 3.3-6 に例示した原子炉格 納容器のノード分割方法は,原子炉格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可 能である。





別図 1-2.2-2 大破断LOCA時注水機能喪失(原子炉圧力容器破損) における格納容器温度変化の比較



別図 1-2.2-3 高圧・低圧注水機能喪失における原子炉圧力変化の比較



別図 1-2.2-4 炉心下部構造物を介した溶融炉心の移行経路[4]

- 3. MAAPコード改良の動向について
 - 3.1 MAAPコードの改良^[5]

MAAPコード最新バージョンで追加された物理現象モデル^[5]のうち,有効性評価に関 連すると考えられる主要なモデルについて,推定される影響を整理する。

(1) 炉心モデル

MAAPコード最新バージョンでは、制御材である B₄C の酸化モデルが追加されている。 B₄C 酸化については、QUENCH 実験において、B₄C 酸化による H₂ 発生量全体に寄与する割合 は QUENCH-07 で 2.4%、QUENCH-09 で 2.2%と小さいことが確認されている。すなわち、炉心 損傷進展に伴う不確かさに比べればその影響は小さく、有効性評価への影響は小さいと考 えられる。

(2) 一次系モデル

(a) 主蒸気管ノードの追加

MAAPコード最新バージョンでは,主蒸気管ノードが一次系ノードに追加され,高 温ガスによるクリープ損傷がモデル化されている。本現象は,炉心損傷後に原子炉圧力 容器内が長時間高温・高圧状態に維持される場合に生じ得るが,有効性評価では,運転 員操作による炉心損傷の初期段階での原子炉減圧を想定しているため,主蒸気管のクリ ープ損傷が発生する可能性は小さいと考えられる。

また,仮にクリープ損傷が生じた場合にも,2.2における原子炉圧力容器からの気相 漏えいと同様に事象進展への影響は小さいと推定される。

(b)計装管損傷モデルの追加

MAAPコード最新バージョンでは,原子炉内核計装等の計装管の損傷がモデル化されており,損傷した計装管への溶融炉心の侵入と固化挙動が評価可能となっている。計装管損傷の影響は,2.1及び2.2で述べたように原子炉圧力容器からの気相漏えいとして現れるが,上述のように有効性評価で対象とする事故シーケンスへの影響は小さいと考えられる。

(3)下部プレナム内デブリモデル

MAAPコード最新バージョンでは, OECD/NEA 国際プロジェクト RASPLAV^[6]及び MASCA^[7] 計画の知見を反映し,下部プレナム内で重金属層(金属ウラン)が酸化物層(二酸化ウラ ン,酸化ジルコニウム)の下方に成層化するモデルが追加されている。しかしながら,本 現象は,原子炉圧力容器を外部から冠水させて溶融炉心を下部プレナム内に長期間保持す る対策をとる際に重要となるものであり,有効性評価では下部プレナム内に溶融炉心を保 持して事故収束させるシーケンスを対象としていないため,影響はない。 (4)格納容器モデル

(a) 圧力抑制プールの多ノード化

MAAPコード最新バージョンでは,圧力抑制プールの多ノードモデルが追加されて おり,逃がし安全弁排気管からの入熱等による温度分布を評価することが可能となって いる。これにより,圧力抑制プール水の温度成層化の模擬が可能である。

この多ノード化については、2.2 で述べたように、圧力抑制プールの温度成層化は、 逃がし安全弁の作動状況に依存するものの、原子炉格納容器圧力に対する影響は小さい と考えられる。

(b)溶融炉心とコンクリート相互作用モデルの改良

MAAPコード最新バージョンでは、OECD/NEA国際プロジェクトMCCI計画^{[8][9][10]} の知見を反映して、溶融炉心の上部クラストに形成された亀裂への水浸入による冷却効 果、コンクリート分解気体がクラスト開口部を通過する際に気体に随伴されて溶融物が 噴出することによって形成される粒子状デブリの堆積とその冷却効果及び連続層の減少、 溶融炉心のコンクリート含有に伴う上面水プールへのドライアウト熱流束低下等がモデ ル化されており、MCCI試験結果との比較による妥当性確認が行われている^[11]。これ らの物理現象モデルの根拠となった試験では、溶融物落下後にドライ条件である程度コ ンクリート侵食が進んだ後に上部から注水(Top Flooding)する条件で行われており、 有効性評価で対象としている、溶融炉心が水中へ落下し、粒子化した後、床面に粒子状 ベッドとして堆積する場合の伝熱挙動とは異なるため、このモデル改良が、有効性評価 にそのまま適用されるわけではない。しかしながら、溶融炉心の挙動に係る知見の拡充 については継続的に進め、有効性評価に影響するような新たな知見が出た場合には適宜 評価に反映することが重要と考える。

3.2 福島第一原子力発電所事故を踏まえたMAAPコードの改良

福島第一原子力発電所の事象進展解明や燃料デブリ位置推定・炉内状況把握を目的としたMAAPコード高度化が推進されている^[4]。主要な項目としては、下記のとおり、溶融 炉心の挙動に重点を置いたものとなっている。

- ・下部プレナムへの溶融炉心リロケーション経路の追加
- ・下部プレナム内構造物と溶融炉心との相互作用
- ・原子炉格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

(1)下部プレナムへの溶融炉心リロケーション経路の追加

BWRの炉心下部構造を模擬した溶融炉心の下部プレナムへの落下経路が追加された。 2.1及び2.2にて示したように、本モデルによって、下部プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉圧力容器破損時間も遅延されると推 定される。したがって、有効性評価に適用している現行MAAPは保守的な扱いとなっていると考えられる。

(2)下部プレナム内構造物と溶融炉心との相互作用

BWR下部プレナムは制御棒(CR)案内管・制御棒駆動機構(CRD)ハウジング等 の構造物を有している。有効性評価に適用している現行MAAPでは、これらを1個のヒ ートシンクとしてモデル化しているが、径方向に複数のグループに分類して、下部プレナ ム内溶融炉心との接触面積の相違を考慮し、CR案内管・CRDハウジング内冷却水保有 量とそれらの溶融をグループごとに評価するモデルが追加された。これによって、炉心部 から下部プレナムへの溶融炉心の落下が段階的に発生する。すなわち、(1)と同様に、下部 プレナムへの落下流量が低減されるため、下部ヘッドへの熱負荷も軽減され、原子炉圧力 容器破損時間も遅延されると推定される。

(3) 原子炉格納容器内デブリ拡がりモデルの追加

有効性評価に適用している現行MAAPでは、原子炉圧力容器破損後に格納容器床に落 下する溶融炉心は、ユーザーが指定する床面積まで直ちに拡がるモデルとなっている。こ の拡がり挙動を現実的に評価することを目的として、拡がり速度を指定可能とするデブリ 拡がりモデルが追加されている。本モデルは、原子炉圧力容器から段階的に溶融炉心が落 下する場合に拡がりが制限される可能性があるが、BWRで支配的なCRDハウジング逸 出による破損モードの場合、瞬時に大量の溶融物が落下するため、拡がり挙動の影響は小 さいと考えられる。 [参考文献]

- [1] 東京電力株式会社, "MAAP コードによる炉心・格納容器の状態の推定,"平成24年3月
 12日
- [2] 東京電力株式会社, "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3回進捗報告,"平成 27 年 5 月 20 日
- [3] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, "圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納 容器圧力等への影響等の検討,"平成24年2月1日
- [4] Y. Kojima, et al., "MAAP Enhancements for Ascertaining and Analyzing Reactor Core Status in Fukushima Daiichi NPP", Proceedings of ICAPP 2014, Charlotte, USA, April 6-9, 2014, Paper 14209.
- [5] Electric Power Research Institute, "Modular Accident Analysis Program 5 (MAAP5) Applications Guidance", May 2015.
- [6] "IN-VESSEL CORE DEBRIS RETENTION AND COOLABILITY Workshop Proceedings", 3-6 March 1998, Garching, Germany (NEA/CSNI/R(98)18).
- [7] D. F. Tsurikov, et al., "Main Results of the MASCA 1 and 2 Projects", Russian Research Centre "KURCHATOV INSTITUTE", OECD MASCA Project (2007).
- [8] M. T. Farmer, et al., "Corium Coolability under Ex-Vessel Debris Cooling Tests", Proc. Of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [9] M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project Final Report", OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).
- [10]M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI-2 Project Final Report", OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).
- [11]Q. Zhou, et al., "Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series", Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA, 2014.

別添1(補足) 圧力抑制プールの温度成層化の影響について

1. はじめに

福島第一原子力発電所3号機(1F-3)は津波到達後の原子炉隔離時冷却系(以下「RCIC」という。)運転期間中,RCIC及び主蒸気逃がし安全弁(以下「SRV」という。)からの排気蒸気により,ドライウェル圧力が上昇傾向にあった。このドライウェル圧力の変化(実測値)をMAAP解析の結果と比較すると実測値の上昇の方が大きく,MAAP解析では3月12日の12時頃までに観察されているドライウェル圧力の変化を再現できていない(図1)^{*1}。この理由として,「圧力抑制室保有水の温度成層化による原子炉格納容器圧力等への影響等の検討」(独立行政法人原子力安全基盤機構,平成24年2月1日)によれば,RCICのタービン排気蒸気により排出管近傍におけるサプレッション・チェンバ(以下「S/C」という。)のプール水温が上昇し,高温水が水面近傍を周方向に拡がることでプール上部が高温になり,温度成層化が発生した可能性が示唆されている。

また,福島第二原子力発電所4号機においても事故調査・検証委員会最終報告で圧力抑制プール(以下「S/P」という。)の上部と下部で温度差が発生していたことが報告されている^{※2}。

これらのプラント状況等を比較し、温度成層化の発生する可能性及び発生した際の影響について考察した。

なお、福島第一原子力発電所2号機(1F-2)も長期間、RCICが動作していたが、S /Cが収められているトーラス室が浸水し、格納容器圧力の上昇を抑制するのに十分な除 熱ができていた可能性があること、また、原子炉水位が制御されずに、RCICタービン の抽気レベル(主蒸気管)付近まで水位が上昇し、蒸気と水の二相流がRCICタービン へ流入した可能性等あることから、本検討対象には含めないこととした。

2. 福島第二原子力発電所2号及び4号機圧力抑制プール水の温度

福島第二原子力発電所2号及び4号機(2F-2,4)では、津波による浸水の影響により全 台又は一部の非常用ディーゼル発電機が機能喪失し、RCICによって原子炉水位を維持 しつつ、SRVで原子炉圧力の制御(原子炉減圧操作)を実施した。その時のS/P水の 温度のチャートを図2,3,4,5,6,7,8及び9に示す(A系とB系で同様の挙動 を示すため、A系を例示)。

なお、福島第二原子力発電所の1号機については2F-2,4と同様にRCICによる水位維持を実施していたが、計器用電源喪失に伴い対象の記録計が停止していた等の理由により対象外とした。また、福島第二原子力発電所の3号機についてはB系の交流電源母線が機能を維持しており、事象初期からRHRによるS/Cクーリングを実施しているため、 2F-2,4を対象とした。

これらのチャートから, RCICによって原子炉水位を維持しつつ, SRVで原子炉圧 力の制御(原子炉減圧操作)を行う事象初期では, S/Pの上部と下部の水温の差はほと んどなく、ほぼ一様に温度上昇していることが確認されている。

また,事象後半(2F-2:3月12日2時頃,2F-4:3月12日1時頃)ではS/Pの上部 と下部において温度差が発生しているが,S/CクーリングやHPCS,LPCIの起動 により温度差は減少した(図7及び図9)。

3. MAAPによる福島第二原子力発電所4号機のトレース解析

2F-4 を対象にMAAPにより事象進展解析(トレース解析)を実施した。図 10 及び図 11 に格納容器圧力及びS/P水温の実測値(S/P上部温度)とMAAP解析結果の比較 を示す。解析結果と実測値との比較により以下の傾向が確認された。

- R C I C 運転期間中は実測値(S/P上部温度)に対してMAA P 解析結果はこれ を良く再現している(この間,S/P上部と下部の温度差は観測されていない)
- R C I C 注水停止以降のMUWCによる注水期間中は,実測値(S/P上部温度) に対して解析結果は僅かに低い値となったがおおむね実測値は再現されている(こ の間,上部と下部で温度差が観測されている)

4. 福島第一原子力発電所3号機と福島第二原子力発電所2号及び4号機の差異

1F-3 のS/C圧力のMAAP解析結果と実測値との差異が温度成層化の影響によるもの とした場合,RCIC運転時の比較的初期(差異が大きくなる3月11日20時頃から以前) から発生していたと考えられる。一方,2F-2,4においてはRCIC運転時の後半又はRC IC隔離後(2F-2:3月12日2時頃,2F-4:3月12日1時頃)まで大きな温度差は発生 しておらず,またMAAPでのトレース解析を実施したところ,S/P水温や格納容器圧 力の評価結果と計測値の間に大きな差異は生じていない。

原子炉格納容器の型式(1F-3:MARK-I, 2F-2,4:MARK-II改良型),SRV排気管のクエ ンチャのアーム部は異なるものの,RCIC排気スパージャ,SRV排気管のクエンチャ の寸法や配置の高さに大きな差異はないことから各々の原子炉圧力,RCICやSRVの 運転状況と,それらの排気ラインからの蒸気の流入量が大きく関与しているものと推定さ れる。

1F-3 はRCICが自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で、原子炉水位を緩やかな変化となるように流量を設定しており、これによりRCIC排気スパージャから継続的にS/Pへ蒸気が流入していたものと推定される。一方、2F-2,4 では原子炉圧力をSRVにより減圧させながらRCIC 運転を行っており、SRV排気管からのS/Pへの蒸気流入が比較的多かったものと推定される。これらについて整理し、表1、2及び図12、13、14 にまとめた。

以上の関連について整理すると以下の可能性が示唆される。

- ・原子炉が高圧の状態でSRVより多くの蒸気がS/Pに流入している状態では温度成 層化は発生しない(2F-2,4事象初期から)。
- ・原子炉が低圧の状態ではSRVからS/Pへの蒸気の流入が少なく、温度成層化が発

生する(2F-2,4事象後半から)。

・原子炉の圧力状態にかかわらず、SRVをほとんど使用せず、RCICによる連続運転を実施した場合は温度成層化が発生する(1F-3より)。

5. 想定される温度成層化の状況

1F-3 ではRCIC運転中に解析結果に対して比較的大きな温度差が発生している一方で, 2F-4 のRCIC注水停止以降のMUWCによる注水期間中はトレース解析と測定値との差 異は大きくない。これは以下の理由によるものと推定される。

- ・2F-4のMUWCによる注水期間中は、原子炉で発生する蒸気はSRVを通じてS/P へ流入するが、SRVクエンチャの排気孔はS/Pの底部から約 □ m 程度の下部の 位置にあることから、この付近を境に上下の温度差が発生したと考えられ、S/P水 の多くを上部の温度が高い層が占めるため、S/P水温を一律の温度としているMA AP評価と差異が大きくなかったと考えられる。これは図9の温度差が解消された後 の温度にも現れている*。
- ・1F-3 のS/C圧力は事象の早くから解析結果と測定値との差異が大きいが、主な蒸気の排出口として考えられるRCICスパージャは図15に示すようにS/P水面近くに 排気孔が設置されており、蒸気凝縮した高温水が水面近傍を周方向に拡がることでプ ール上部が高温になり、S/C圧力を大きく上昇させる要因となったと考えられる。
- *発生したS/P水の上部と下部の温度差は、S/CクーリングやHPCS、LPCI の起動により2F-2:3月14日7時頃、2F-4:3月12日11時頃に減少している。この 時の上部と下部の温度のそれぞれの変化を確認すると下部の温度計の上昇に比べて上 部の温度計の下降が小さいことが確認される。よって、温度差の境は上部と下部の中 心ではなく比較的下部の位置にある可能性があることを示している。
- 6. まとめ

RCICの運転方法として、1F-3と同様にテストラインを使用し注水流量を制御するような運転方法とした場合、S/Pの温度成層化による原子炉格納容器の圧力上昇が生じる可能性がある。しかしながら、RCICが間欠運転(L2とL8の自動制御)の場合、RCICが停止している間にSRVが動作することにより温度成層化の発生の可能性は小さくなる。また、RCICの注水流量調整のみによる制御とした場合においても、RCICで消費される駆動蒸気量の減少によりSRVの動作回数が増え、温度成層化の発生可能性は小さくなさくなる可能性がある。

一方,代替低圧注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの, 格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

表1 1F-3, 2F-2,4のプラントの状態と運転

	原子炉圧力 (図 12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3	高圧維持 (7MPa 程度)	連続運転 (16:03~)*2	大	逃がし弁機 能(推定)	/]*3	_	3/11 20 時頃 から発生
2F-2	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠運転 (15:43~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	
2F-4	原子炉減圧 (7MPa→1MPa 程度)	間欠及び連 続運転 (15:54~)	中	減圧のため に適宜手動 開操作実施	大	大きな差異なし	大きな 差異なし

(RCIC 運転時の初期 (3/12 0:00 迄))

*1 原子炉圧力や RCIC, SRV の動作状況から推定

*2 RCIC が自動停止に至らないよう原子炉注水ライン及びテストラインの両ラインを通水するライン構成とした上で, 原子炉水位が緩やかな変化となるように流量を設定

*3 原子炉圧力の推移及び RCIC の連続運転により SRV の動作や排気される蒸気量は少なかったと推定

表 2 1F-3, 2F-2,4のプラントの状態と運転

	原子炉圧力 (図 12, 13, 14 参照)	RCIC 運転	RCIC 排気ラ インからの 蒸気量*1	SRV の動作	SRV 排気管ク エンチャ からの蒸 気量*1	S/P 水温計の 上部と下部の 温度差	解析結果との 差異(S/C圧力)
1F-3				— *2			
2F-2	低圧維持 1MPa 以下	RCICが隔離 するまで間 欠運転	小	原子炉の低 圧維持のた め開	小*3	3/12 2 時頃から 温度差発生*4	
2F-4	低圧維持 1MPa以下	RCIC が隔 離	無	原子炉の低 圧維持のた め開	/*3	3/12 1 時頃から 温度差発生*4	大きな 差異なし

*1 原子炉圧力や RCIC, SRV の動作状況から推定

*2 3/12 12:00 以降については S/C スプレイや HPCI への切替えを実施しているため、対象外とする

*3 原子炉圧力が低いことから SRV 排気管クエンチャからの蒸気量は少量であったと推定

*4 2F-4 は RCIC 隔離とほぼ同じ時期に S/P 上部・下部の温度差が発生し始めているが、2F-2 は RCIC 隔離より前(2~3 時間前)に S/P 上部・下部の温度差が発生している。これは各々のプラントの原子炉減圧過程が影響しているもの と推定され(図 13,図 14)、2F-2 では比較的早い段階で減圧が開始され、温度差が発生する時点では原子炉圧力は 0.5MPa 程度となっている。一方、2F-4 は RCIC 隔離と同じ時期に原子炉圧力が 0.5MPa 程度となっており、この程度 の原子力圧力下では SRV からの蒸気量が少なく、S/P の流況を変化させる程度の攪拌力は得られないものと推定さ れる



図1 福島第一原子力発電所3号機の格納容器圧力の実測値とMAAP評価結果^{※1}





図3 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(2/6)



図4 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(3/6)



図5 福島第二原子力発電所2号機のS/P温度計A系(4/6)





5-別 1-18