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。

目　　次

1.　評価の概要

(1)　はじめに…………………………………………… 1

(2)　限界温度・圧力の評価…………………………… 1

(3)　健全性確認 ……………………………………… 3

a．評価対象 ……………………………………… 3

b．機能喪失要因 ………………………………… 5

c．評価方法 ……………………………………… 6

d．評価結果の概要 ……………………………… 10

①　原子炉格納容器本体……………………………… 10

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………………………………………… 27

⑦　電気配線貫通部…………………………………… 33

⑧　原子炉格納容器隔離弁…………………………… 35

(4)　結論…………………………………………………… 37

≪別紙≫

1.　原子炉格納容器本体

1.1　評価方針…………………………………………… 1－1

1.2　評価結果…………………………………………… 1－5

2.　トップヘッドフランジ

2.1　評価方針 ･･･ 2－1

2.2　評価 ･･･ 2－5

2.3　評価結果 ･･･ 2－19

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 ･･･ 4－6

4.3　評価結果 ･･･ 4－23

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 ･･･ 6－1

6.2　配管貫通部（接続配管） ･･････････････････････････････････ 6－2

6.2.1　評価方針 ･･ 6－2

6.2.2　評価 ･･ 6－3

6.2.3　評価結果 ･･･ 6－5
6.3　配管貫通部（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　配管貫通部（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　配管貫通部（伸縮継手） ･･････････････････････････････････ 6－33
6.6.1　評価方針 ･･･ 6－33
6.6.2　評価 ･･･ 6－34
6.6.3　評価結果 ･･･ 6－35

7.　電気配線貫通部
7.1　概要 ･･ 7－1
7.2　電気配線貫通部（アダプタ） ･･････････････････････････････ 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
7.3.1　評価方針……………………………………………… 7－6
7.3.2　評価…………………………………………………… 7－6
7.3.3　評価結果……………………………………………… 7－9

7.4　電気配線貫通部（モジュール）………………………… 7－11
7.4.1　評価方針……………………………………………… 7－11
7.4.2　評価…………………………………………………… 7－12
7.4.3　評価結果……………………………………………… 7－18

8.　原子炉格納容器隔離弁
8.1　概要……………………………………………………… 8－1
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　原子炉格納容器隔離弁（ＴＩＰボール弁）………………… 8－6
8.3.1　評価方針……………………………………………… 8－6
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ＥＰＤＭ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（ＴＩＰ：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。

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

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

※　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

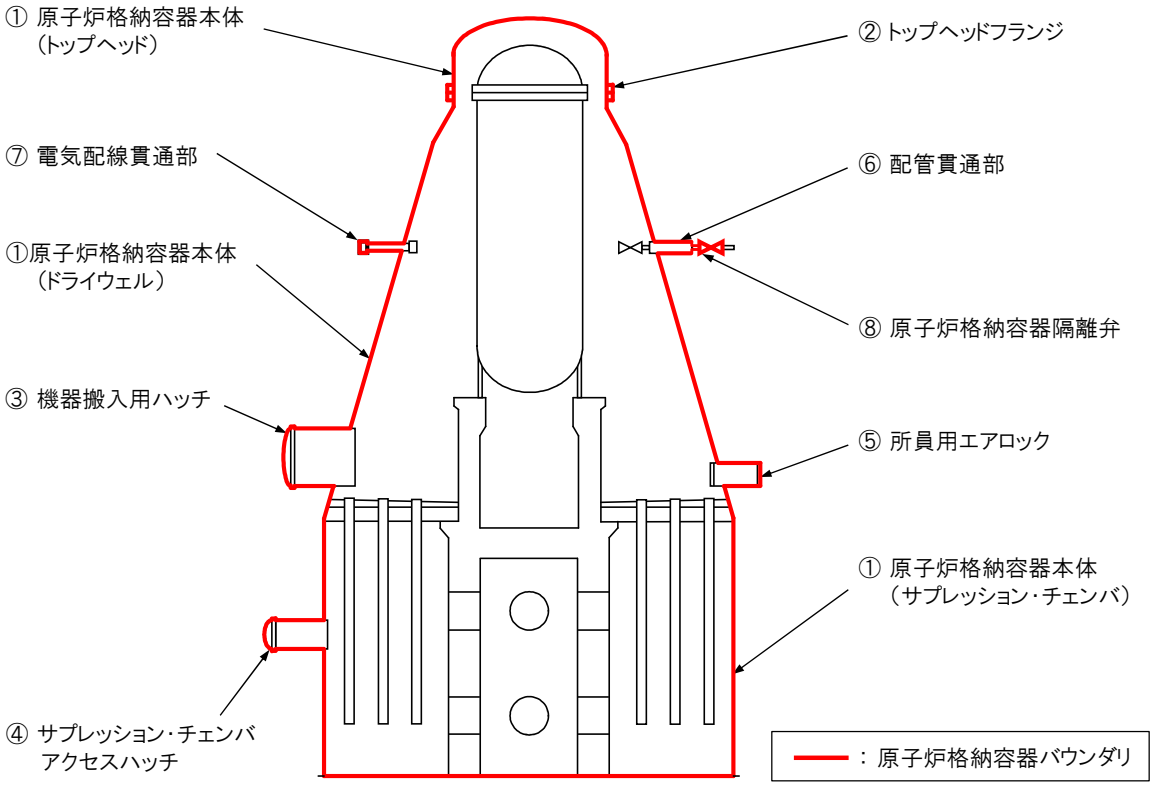
・平板類※，セーフエンド，伸縮継手

※　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。

第2表　評価対象における機能喪失要因

評価対象		機能喪失要因	
		構造部	シール部
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）	一般構造部	延性破壊	－
	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
③機器搬入用ハッチ	円筒胴	延性破壊	－
	鏡板	延性破壊	－
	フランジ部	延性破壊	開口，シール材劣化
④サプレッション・チェンバアクセスハッチ	円筒胴	延性破壊	－
	鏡板	延性破壊	－
	フランジ部	延性破壊	開口，シール材劣化
⑤所員用エアロック	円筒胴，隔壁	延性破壊	－
	扉板	－	開口，シール材劣化
	シール部（扉以外）	－	シール材劣化
⑥配管貫通部	接続配管	延性破壊	－
	スリーブ（本体・取付部）	延性破壊	－
	平板類	延性破壊	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	－
⑦電気配線貫通部	アダプタ	延性破壊	－
	ヘッダ	延性破壊	－
	モジュール	－	シール材劣化
⑧原子炉格納容器隔離弁	耐圧部（弁箱）	延性破壊	－
	シール部	－	シール材劣化

c．評価方法

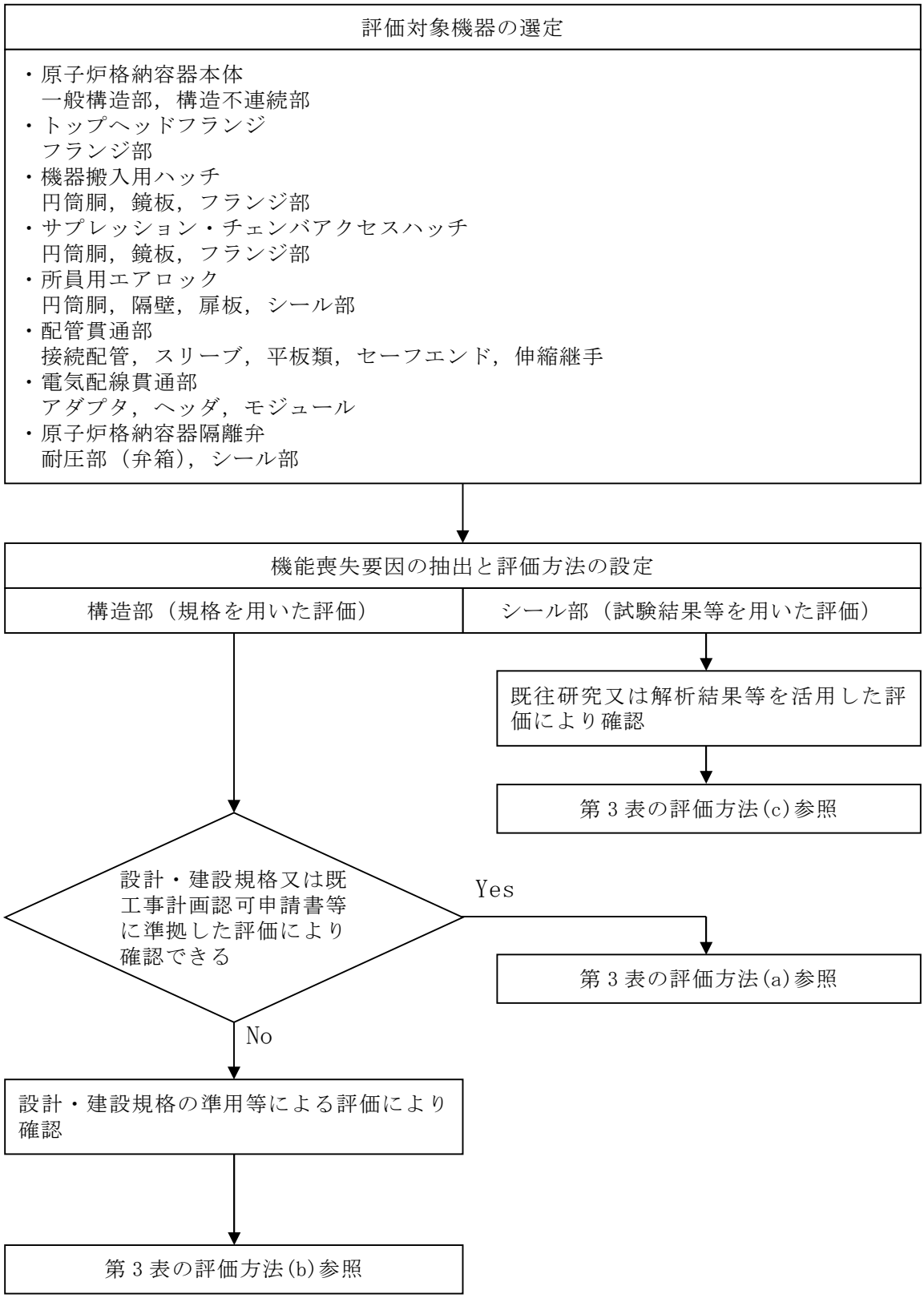
構造健全性及びシール部の機能維持について，各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し，以下のいずれかの方法により評価し，200℃，2Pd の環境下での健全性及び機能維持を確認する。

(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。））ＪＳＭＥ S NC1-2005／2007)」（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
原子炉格納容器本体	一般構造部，構造不連続部	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
			(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）
ハッチ類	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
	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
			(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
電気配線貫通部	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
	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
	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
原子炉格納容器隔離弁	不活性ガス系バタフライ弁	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
		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
	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
		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

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 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，原子炉格納容器本体に発生する応力が，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 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

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ヘ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

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＋

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。

・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。

・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，ＪＩＳ Ｂ8265「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

回ることを確認した。

・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，ＥＰ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。

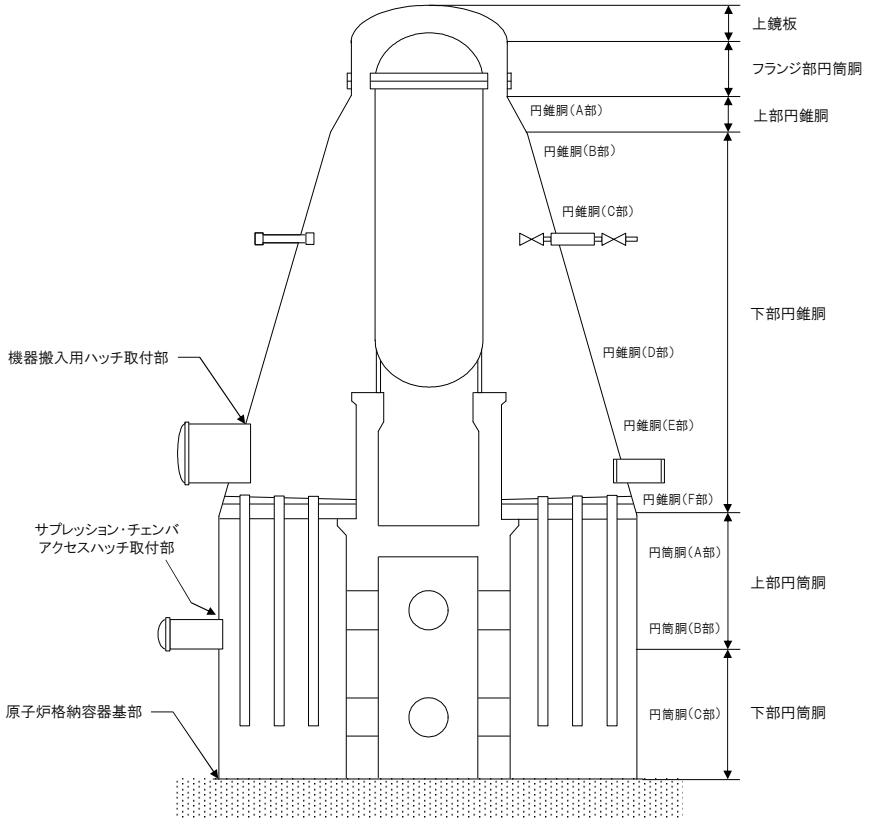
その結果，構造健全性については，限界温度・圧力環境下において想定される損傷モードにおける評価では，許容値に対して余裕があることから機器に著しい損傷が生じることなく，放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認した。

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。

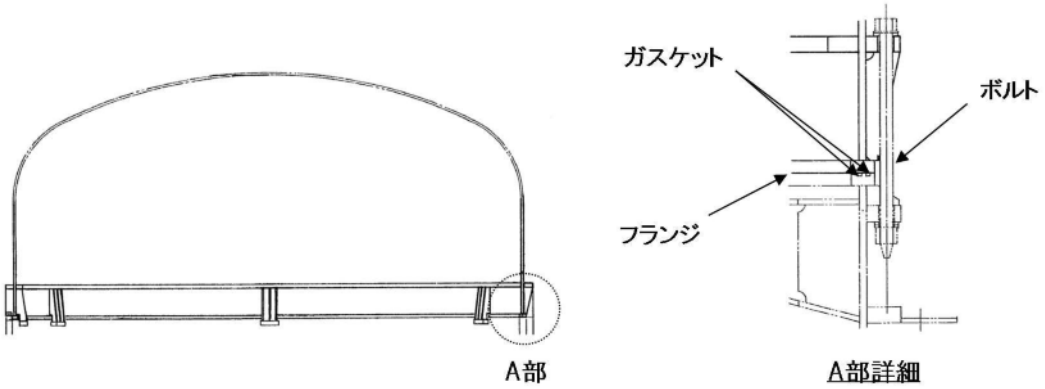
評価結果まとめを第 4 表に示す。

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。

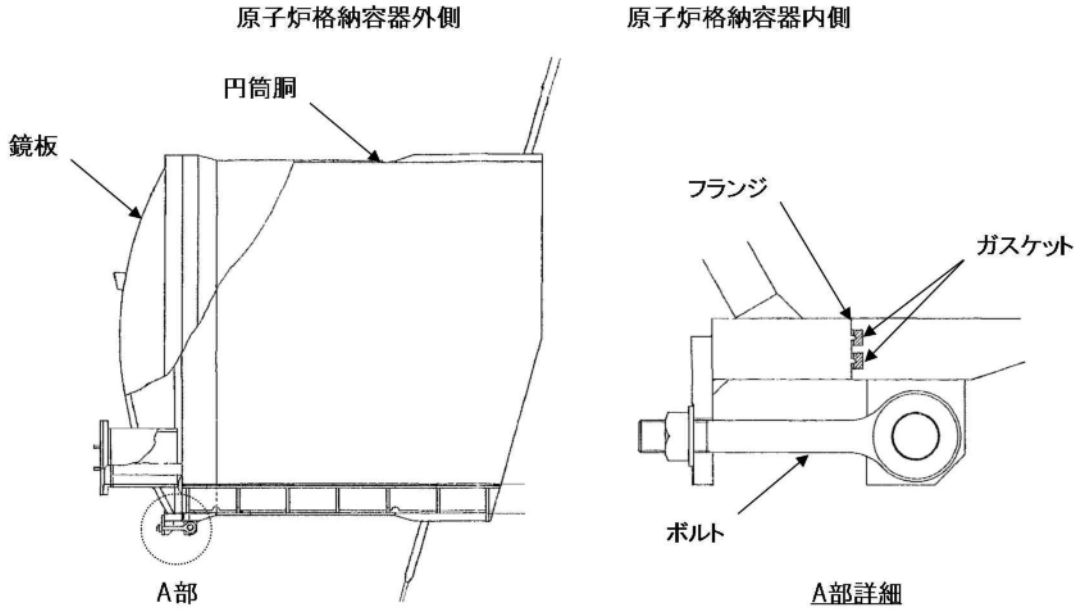


原子炉格納容器本体

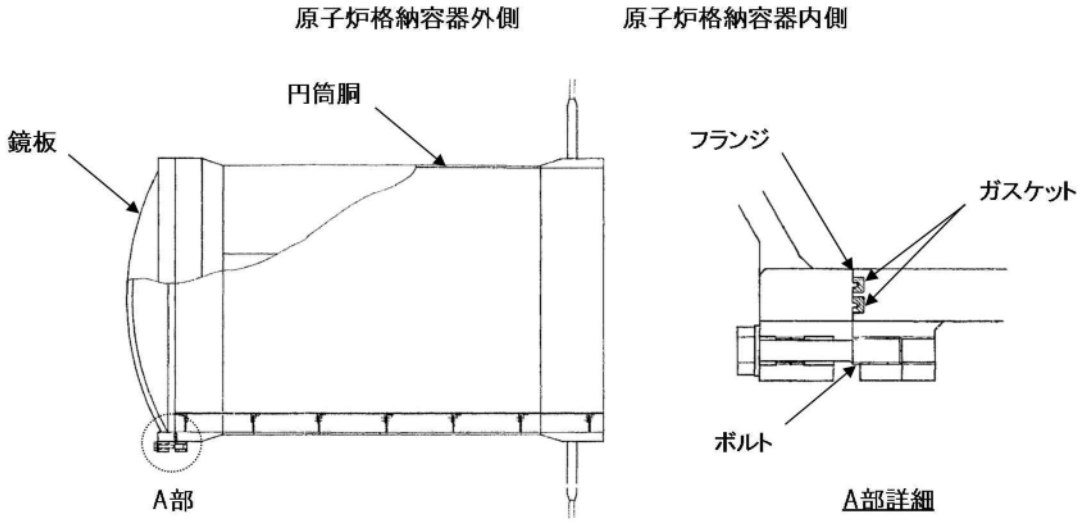


トップヘッドフランジ

第３図　原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（1／6）

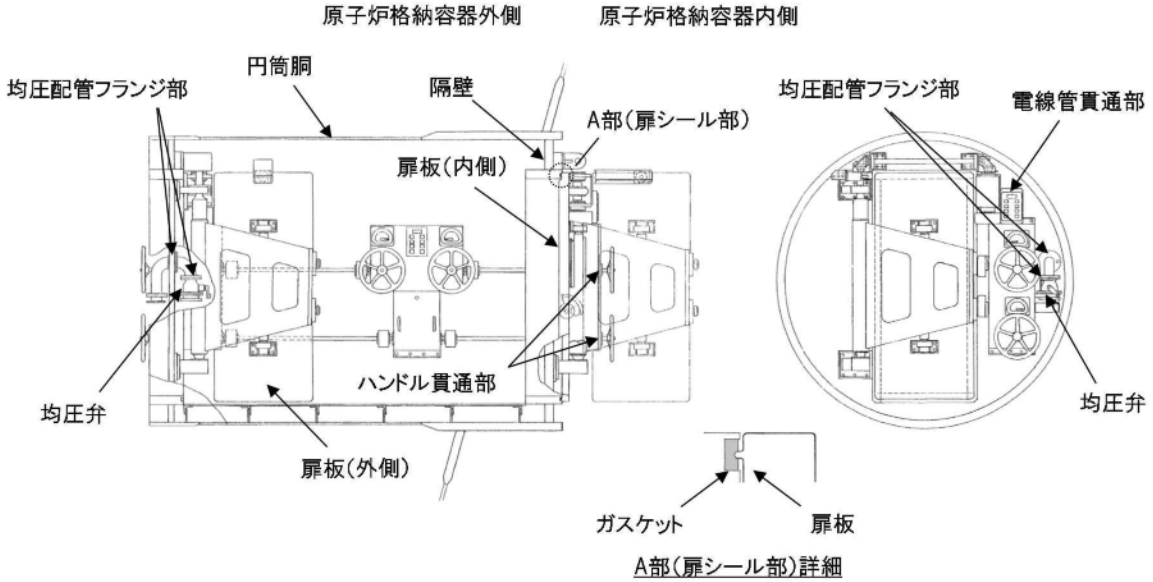


機器搬入用ハッチ

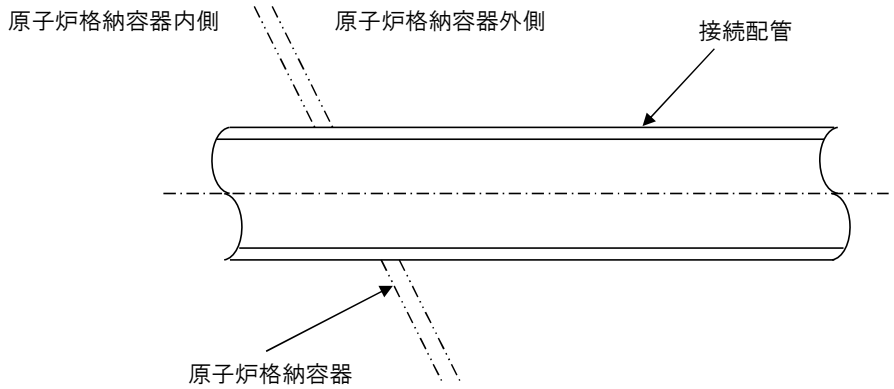


サプレッション・チェンバアクセスハッチ

第３図　原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（2／6）

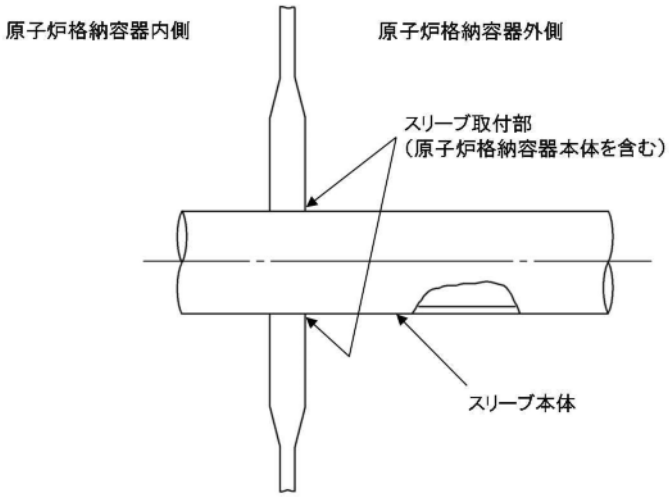


所員用エアロック

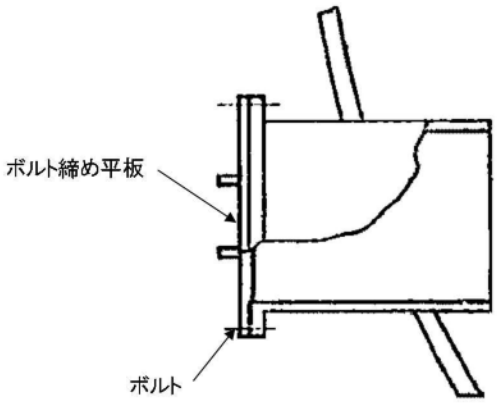


配管貫通部（接続配管）

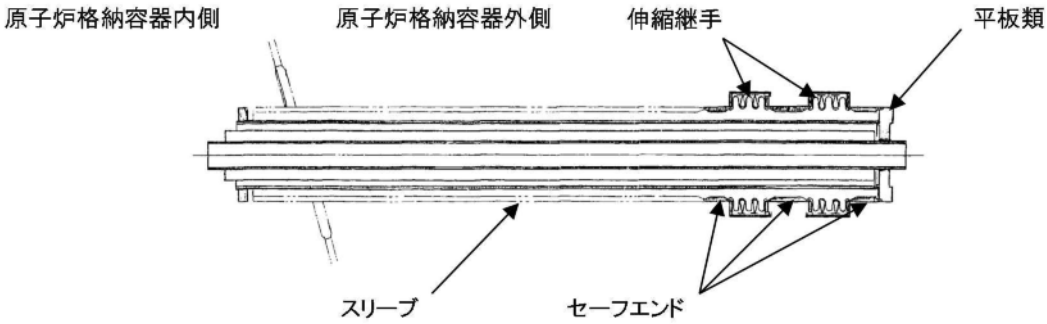
第３図　原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（3／6）



配管貫通部（スリーブ）

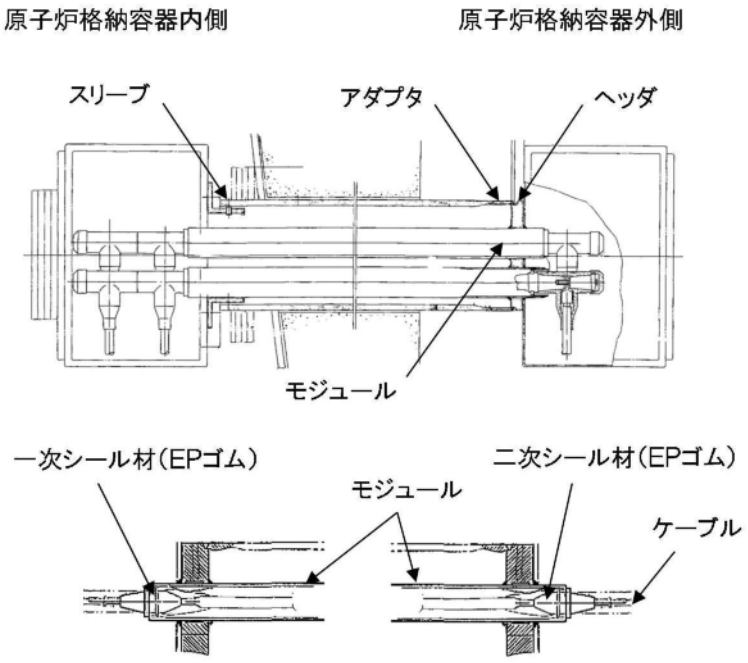


配管貫通部（平板類）

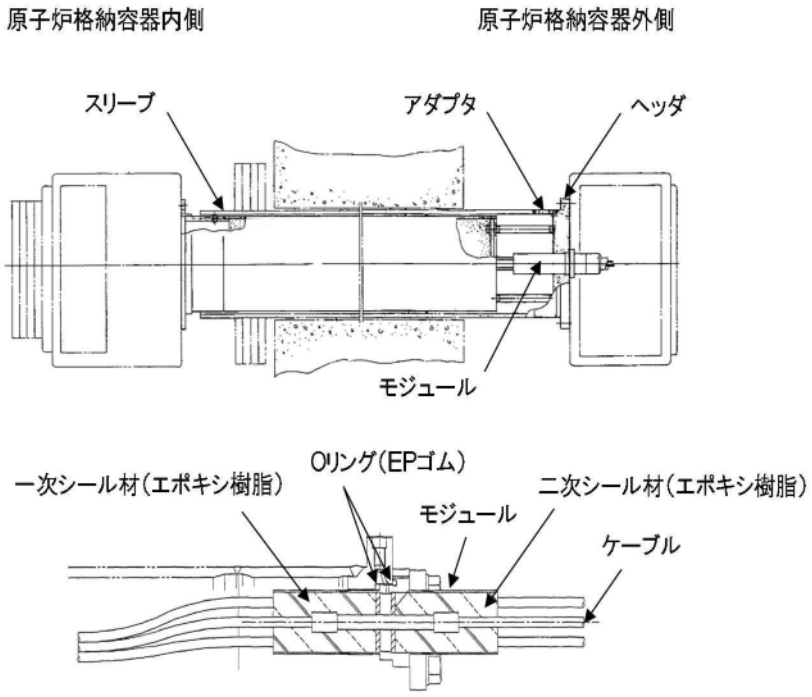


配管貫通部（セーフエンド，伸縮継手）

第３図　原子炉格納容器バウンダリ構成部概要図（4／6）

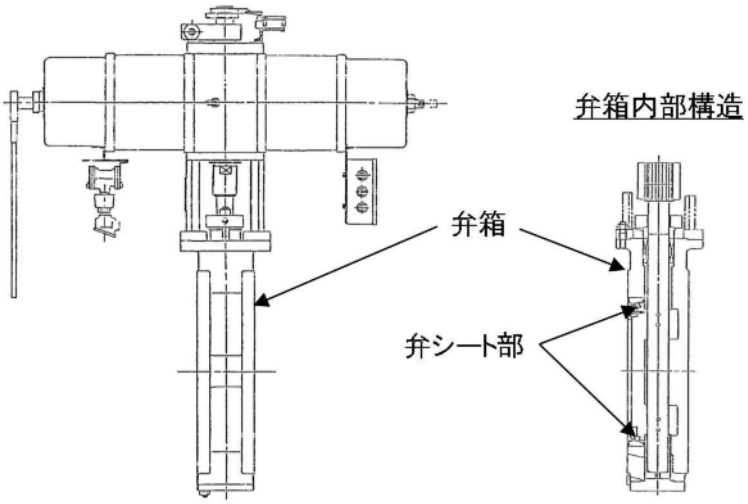


電気配線貫通部（高圧用）

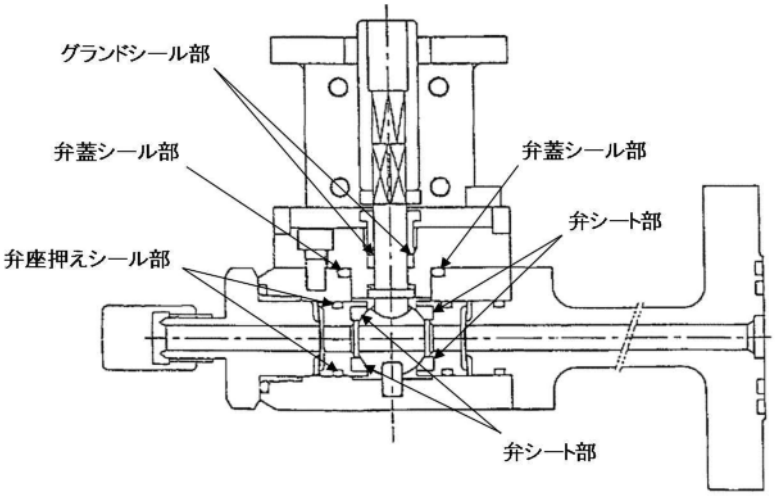


電気配線貫通部（低圧用）

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）

第４表　評価結果まとめ（1／2）

評価対象	評価点	評価方法	評価条件	評価値※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：[redacted]	[redacted][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：[redacted] （疲労累積係数：[redacted]）	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ジ	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)　：[redacted]	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：[redacted](内側)，[redacted](外側)	許容開口量[redacted]以下	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：[redacted] 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)：[redacted]	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：[redacted](内側)，[redacted](外側)	許容開口量[redacted]以下	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：[redacted] 許容圧力(円筒胴)：4.493MPa[gage] 許容圧力(鏡板)：10.637MPa[gage] 発生応力(ボルト)：[redacted]	422MPa 以下 [redacted][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：[redacted](内側)，[redacted](外側)	許容開口量[redacted]以下	シール機能維持※2
所員用エアロック	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
	構造部（隔壁）	既工認の評価値を準用した評価	2Pd	発生応力：[redacted]	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：[redacted]	許容開口量[redacted]以下	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℃	200℃以上	200℃以上	シール機能維持※3

※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

第４表　評価結果まとめ（2／2）

評価対象		評価点	評価方法	評価条件	評価値※1	判定基準	評価結果
配管貫通部	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
		構造部（フランジ，ボルト）	ＪＩＳ 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：[redacted]	許容開口量[redacted]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)：[redacted]	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イ弁	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
		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℃ 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

※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

別紙

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）ＪＳＭＥ 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

格納容器本体に発生する応力が，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 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 P_m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。

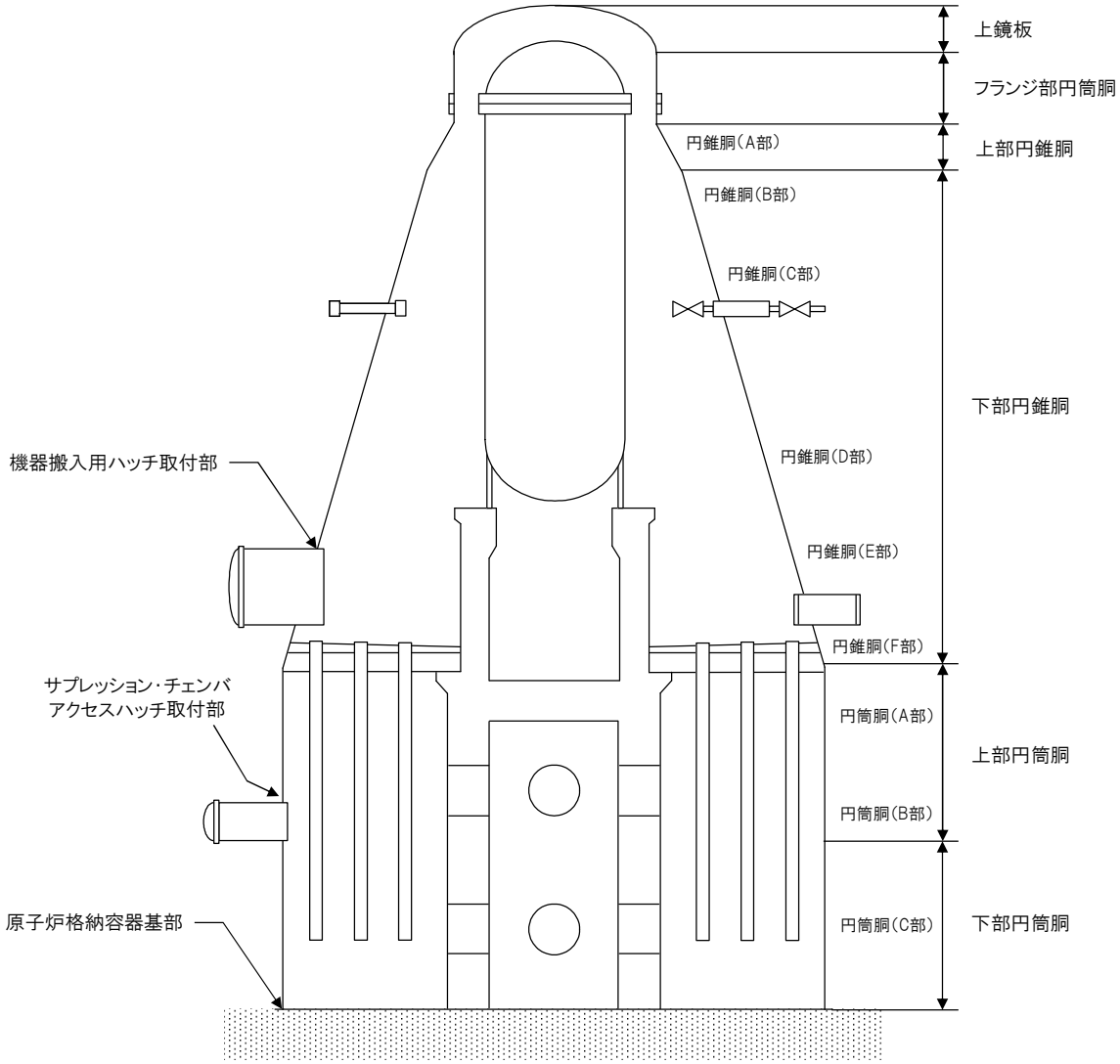
(2) 構造不連続部

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。

第 1－1 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	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。

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

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）	[redacted]
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
P	200℃における許容圧力	1.362
1.362MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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

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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	
P	200℃における許容圧力	1.971
1.971MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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

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

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（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	
P	200℃における許容圧力	1.289
1.289MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	
P	200℃における許容圧力	1.061
1.061MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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
θ	円錐の頂角の1／2（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	0.823
0.823MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	0.725
0.725MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	0.709
0.709MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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（°）	[redacted]
η	継手効率（－）	1.0
t	呼び厚さ（mm）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	0.790
0.790MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

⑨円筒胴A部

円筒胴A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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	
P	200℃における許容圧力	0.822
0.822MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	
P	200℃における許容圧力	0.693
0.693MPa[gage] ＞ [redacted] [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

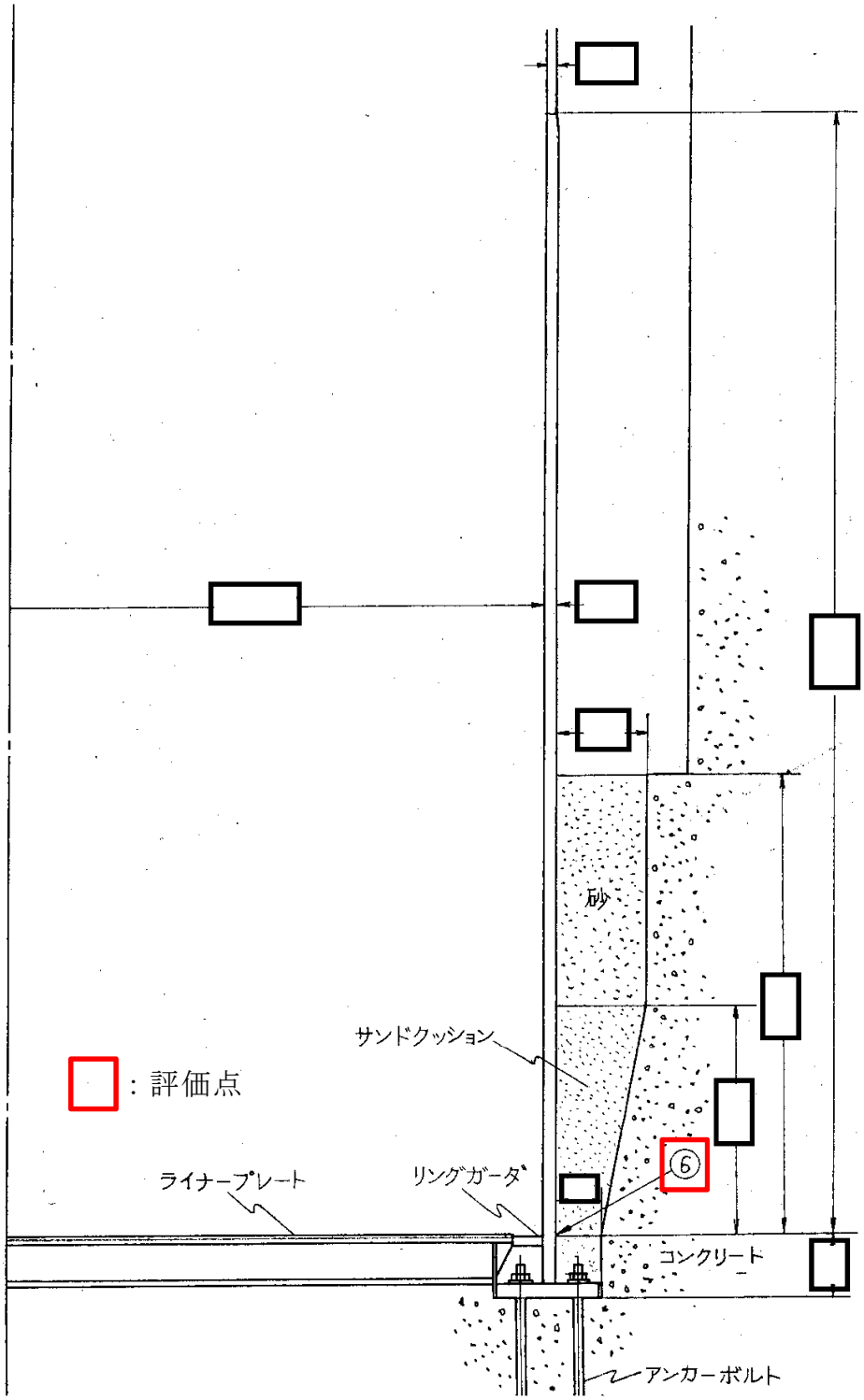
$P = 2S\eta t / (D_i + 1.2t)$

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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	
P	200℃における許容圧力	0.822
0.822MPa[gage] ＞ [redacted][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）

第１－2(1)表　評価対象部位整理表　（記号○：評価対象，－：評価不要）

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
原子炉格納容器本体	①円筒部と円錐部の接合部	－※1	○	－※3
	②円錐部の角度変化部	－※1	○	－※3
	③円錐部の板厚変化部	－※1	○	－※3
	④円錐部と円筒部の接合部	－※1	○	－※3
	⑤円筒部（中央部）	○	－※2	－※3
	⑥原子炉格納容器基部	－※1	○	（○）※4

注記※1：構造不連続部であるため，P_L+P_bで評価するもの

※2：一般構造部であるため，P_m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 ＋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。

応力評価点番号	応力評価点	一次応力[MPa]				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力強さ	許容応力	応力強さ	許容応力	
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

部位	材料	一次＋二次応力
		P_L+P_b+Q
原子炉格納容器	SGV480	393（＝3S）

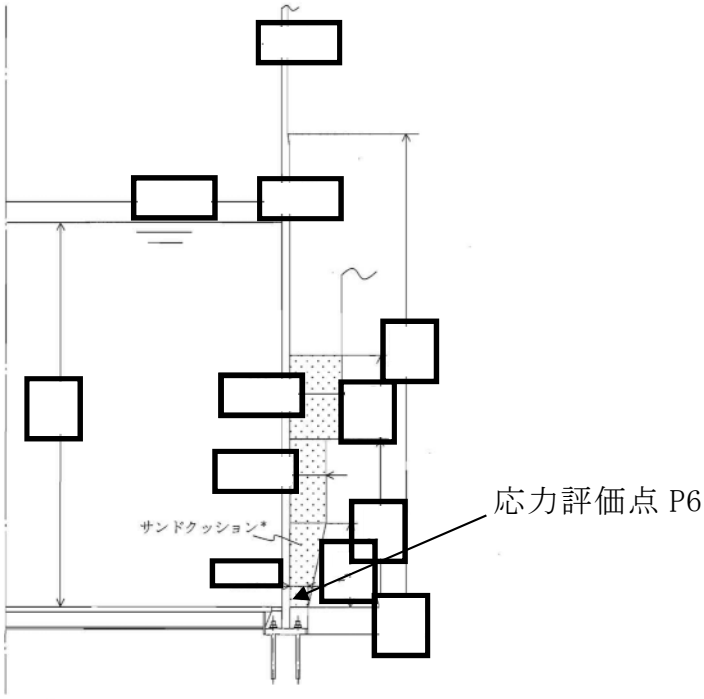
4.　応力計算

(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

荷重	一次＋二次応力					
	P_L+P_b+Q					
	内面			外面		
	σｔ	σℓ	τ	σｔ	σℓ	τ
SA 時荷重						
鉛直荷重（通常）						
熱荷重（SA 時：200℃）						
プール水頭						

σｔ：円周方向応力，σℓ：軸方向応力，τ：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_ℓ'	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

一次＋二次応力評価（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

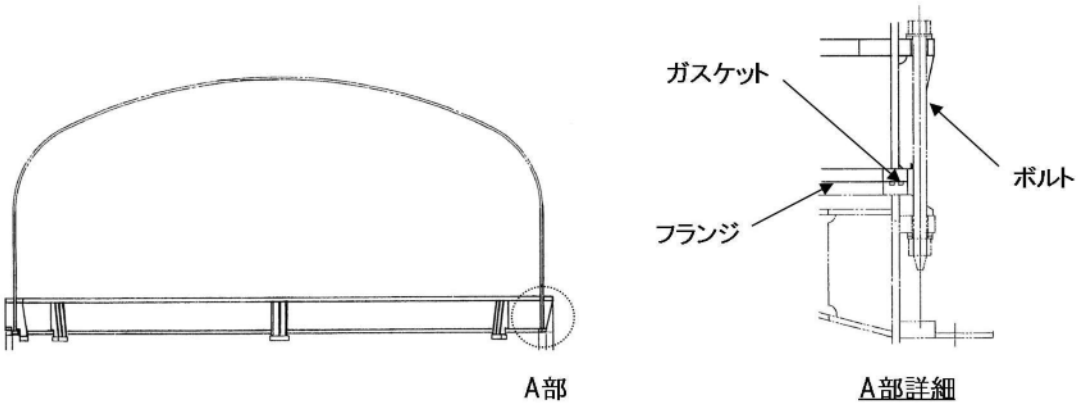
・フランジ固定部の強度

・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。

第 2－1 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 （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 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。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

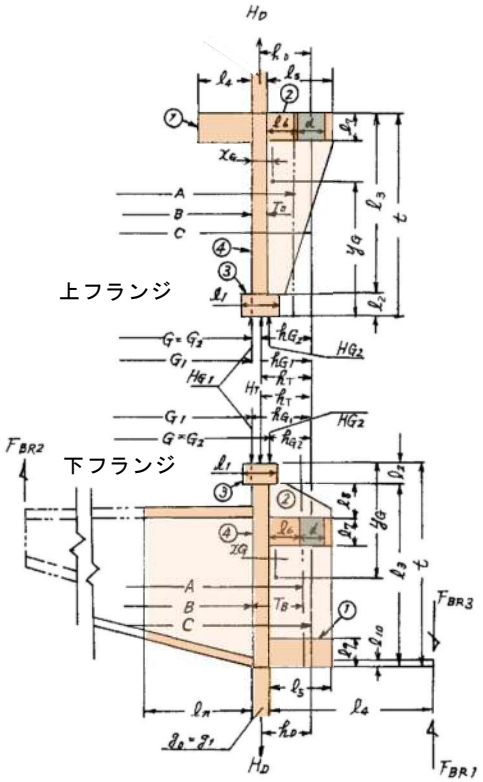
(1) フランジ部の耐圧

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。



フランジ材質：ASME SA516 Gr70（SGV480 相当）

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
2Pd	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
	フランジの周方向応力	σ_T	86	281
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H+\sigma_R}{2}$	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。

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

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	[redacted]
ボルト本数	[redacted]

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	[redacted]	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[redacted]外側ガスケット部は[redacted]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，ＪＩＳ Ｋ 6262「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[redacted]は，シール材の初期締付量が[redacted]であるとき，[redacted]戻ることを意味する。この場合,[redacted]のフランジ部開口まではシール機能が確保可能である。

第 2－5 表　圧縮永久ひずみ試験※1 結果（改良ＥＰＤＭ製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率※2	[redacted]※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　[redacted]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γ線照射したシール材を用いて試験体を作り，高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては，事故条件を模擬するために，放射線照射量はフランジガ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[redacted]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（[redacted]）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

第２－６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℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

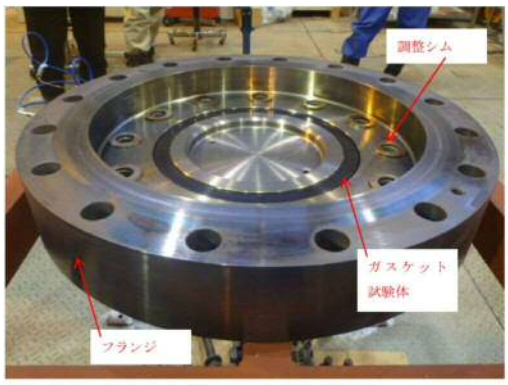
b－2 実機フランジ模擬試験

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。

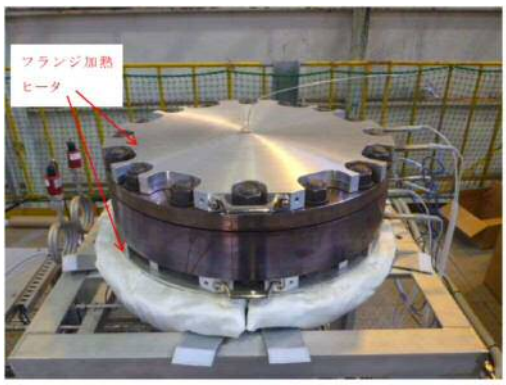
試験条件としては，事故条件を模擬するために，放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また，ＥＰＤＭの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき，高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し，温度については，格納容器限界温度である200℃と，さらに余裕を見た250℃，300℃とし，それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また，内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため，フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

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



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。

第 2－7 表　シビアアクシデント条件での試験結果

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（[redacted]）	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	300℃	24 時間	0mm	無

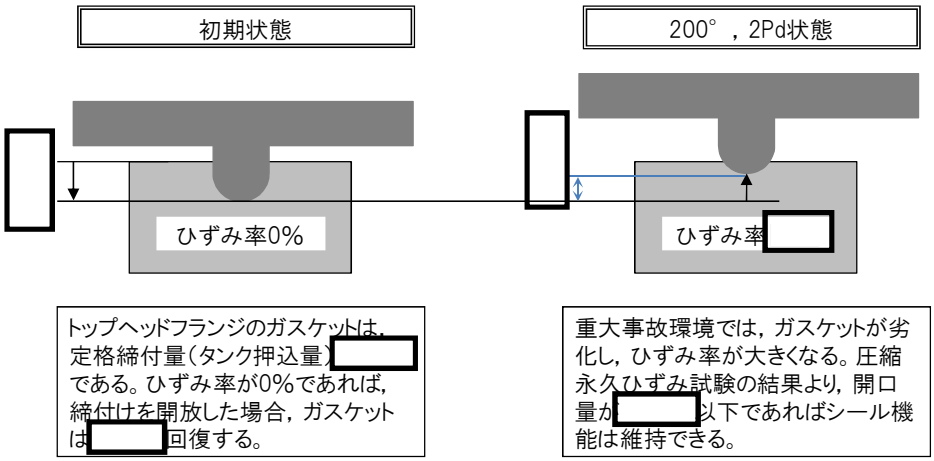
下記条件は全ケース共通
試験圧力：2Pd 以上（0.854MPa 以上），放射線照射量：800kGy，
加圧媒体：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc／min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

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[redacted]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[redacted]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[redacted]＝[redacted]×（100％－[redacted]））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[redacted]に設定する。



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[redacted]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[redacted]，外側ガスケット部で[redacted]であり，許容開口量[redacted]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）。

[redacted]

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。

第2－11表 トップヘッドフランジの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	フランジ部の耐圧	応力評価	200℃，2Pdにおけるフランジ部の一次応力は，許容値：2／3Suを満足することを確認	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト強度評価	200℃，2Pdにおける締付ボルトの一次応力は，許容値：2／3Su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)	ガスケットの健全性	シール材劣化，開口量評価	・ガスケット（改良ＥＰＤＭ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	○

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

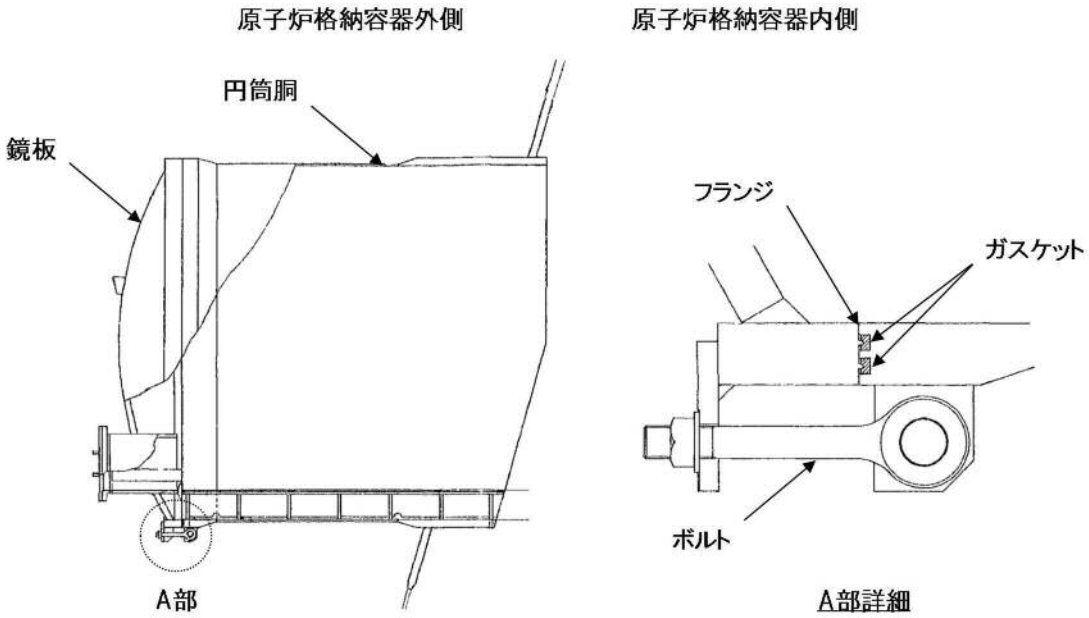
・フランジ固定部の強度

・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。

第3－1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 （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

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。

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

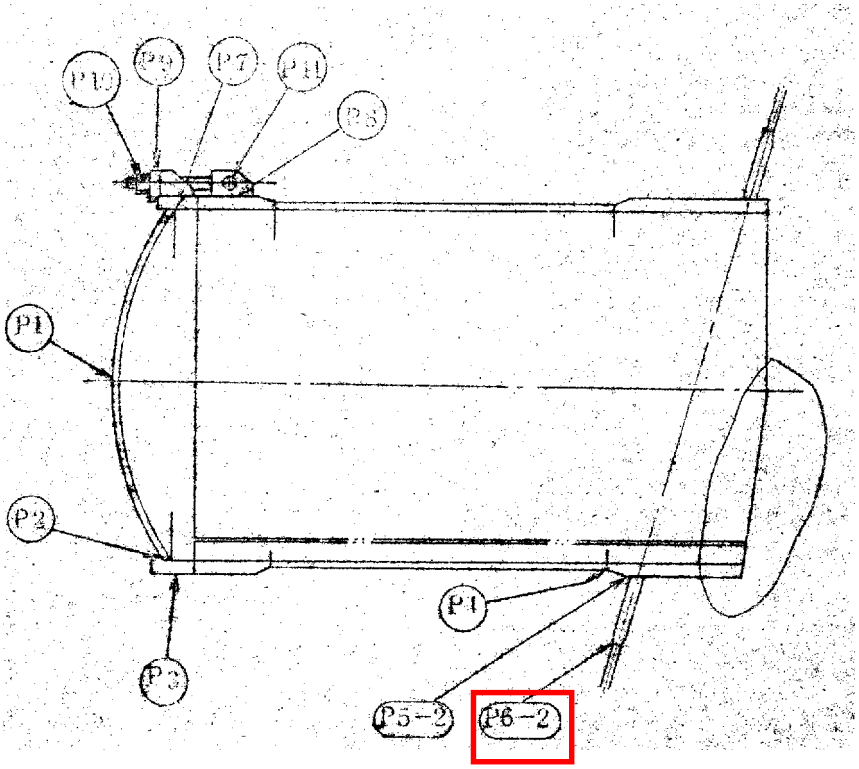
シール材（ガスケット）には，従来はシリコンゴムを使用しているが，福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ，より高温耐性に優れた改良ＥＰＤＭ製のシール材に変更する。改良ＥＰＤＭ製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために，圧縮永久ひずみ試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し，重大事故等時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能を評価する。

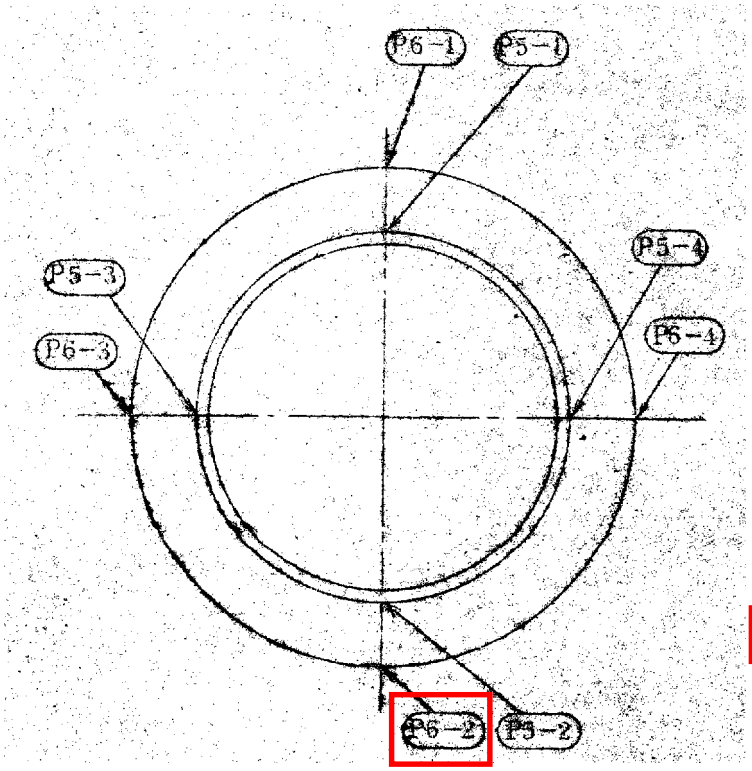
3.2　評価

(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。





：評価点

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。

応力評価点番号	応力評価点	一次応力[MPa]				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力強さ	許容応力	応力強さ	許容応力	
P6-2	機器搬入用ハッチ取付部	－	－		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

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。

第3－2表　機器搬入用ハッチの主要仕様

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）	[redacted]
胴板厚さ（mm）	[redacted]
蓋板厚さ（mm）	[redacted]

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

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

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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	[redacted]
P	200℃における許容圧力	2.445
2.445MPa[gage]　＞　0.62MPa[gage]（2Pd）		

②鏡板：ASME SA516 Gr.70（SGV480 相当）

許容圧力算定式：PVE-3323(1)項を準用

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

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）	[redacted]
R	鏡板内半径(mm)	
P	200℃における許容圧力	10.110
10.110MPa[gage] ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

(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。

第 3－4 表　機器搬入用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	[redacted]
ボルトの本数	

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	[redacted]	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［　　］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，ＪＩＳ Ｋ6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じ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

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 [redacted] は，シール材の初期締付量が [redacted] であるとき，[redacted] 戻ることを意味する。この場合，[redacted] 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℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率※2	[redacted]※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　[redacted] 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γ線照射したシール材を用いて試験体を作り，高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては，事故条件を模擬するために，放射線照射量はフランジガ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

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[redacted]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（[redacted]）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

第3－7 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℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

ｂ－２　実機フランジ模擬試験

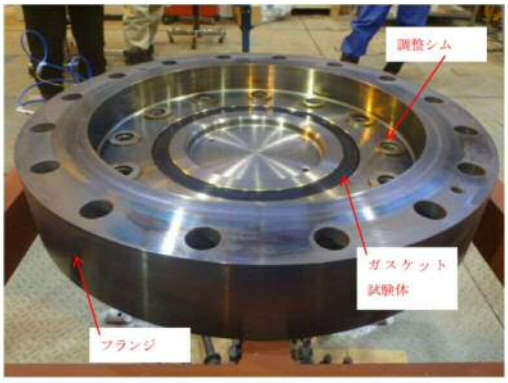
改良ＥＰＤＭ製シール材は前述の小型フランジ試験に加え，より大口径（ガスケット径：約250mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており，実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は第3－6図，第3－7図に示

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。

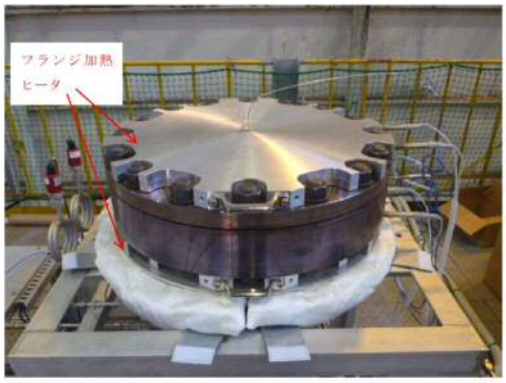
試験条件としては，事故条件を模擬するために，放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また，改良ＥＰＤＭ製シール材の劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき，高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し，温度については，格納容器限界温度である200℃と，さらに余裕を見た250℃，300℃とし，それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また，内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため，フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

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。

第 3－8 表　シビアアクシデント条件での試験結果

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（[redacted]）	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	300℃	24 時間	0mm	無

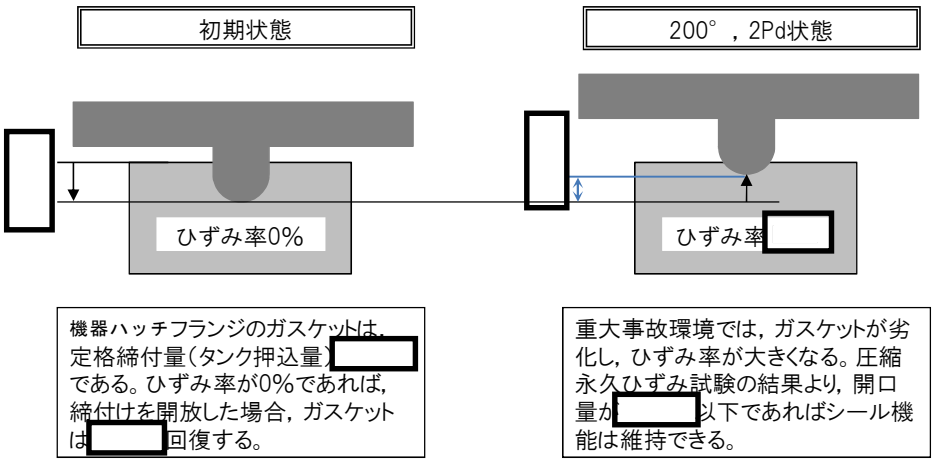
下記条件は全ケース共通
試験圧力：2Pd 以上（0.854MPa 以上），放射線照射量：800kGy，
加圧媒体：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc／min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

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[redacted]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[redacted]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，[redacted]（＝[redacted]×（100％－[redacted]））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[redacted]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[redacted]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[redacted] 外側ガスケット部で[redacted]であり，許容開口量[redacted]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）。

[redacted]

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。

第3－9 表 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①既工認の評価値を用いた評価	200℃，2Pdにおける一次応力は，許容値：Suを満足することを確認 許容圧力は，2Pd以上であることを確認	○
		②許容圧力評価		
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	200℃，2Pdにおける締付ボルトの一次応力は，許容値：2／3 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)	ガスケットの健全性	シール材劣化，開口量評価	・ガスケット（改良ＥＰＤＭ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	○

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

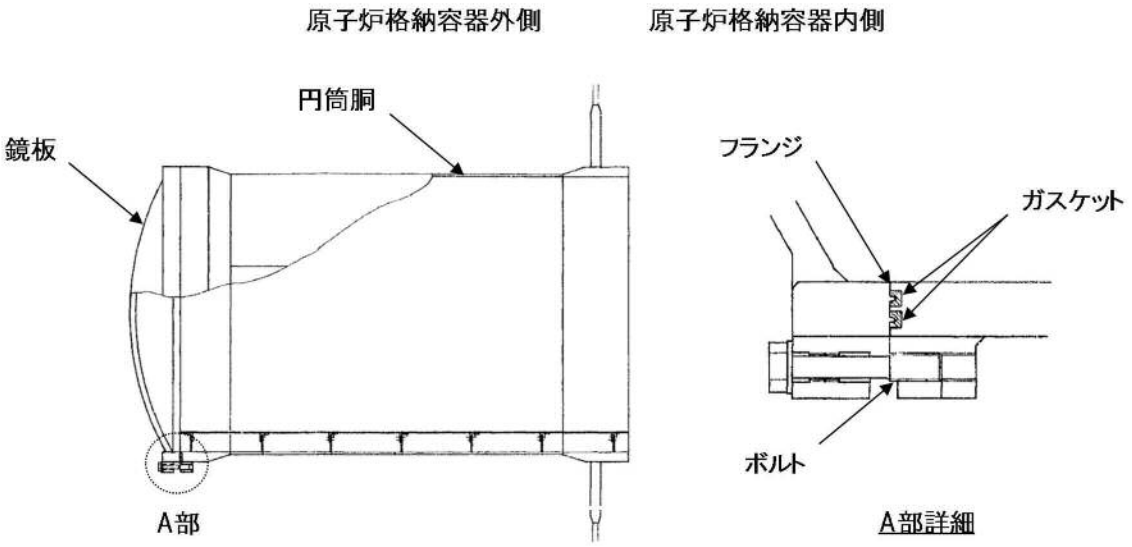
・フランジ固定部の強度

・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。

第 4－1 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 （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 図　サプレッション・チェンバアクセスハッチの評価対象

(1)　本体の耐圧

a.　既工認の評価値を用いた応力評価

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）

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。

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。

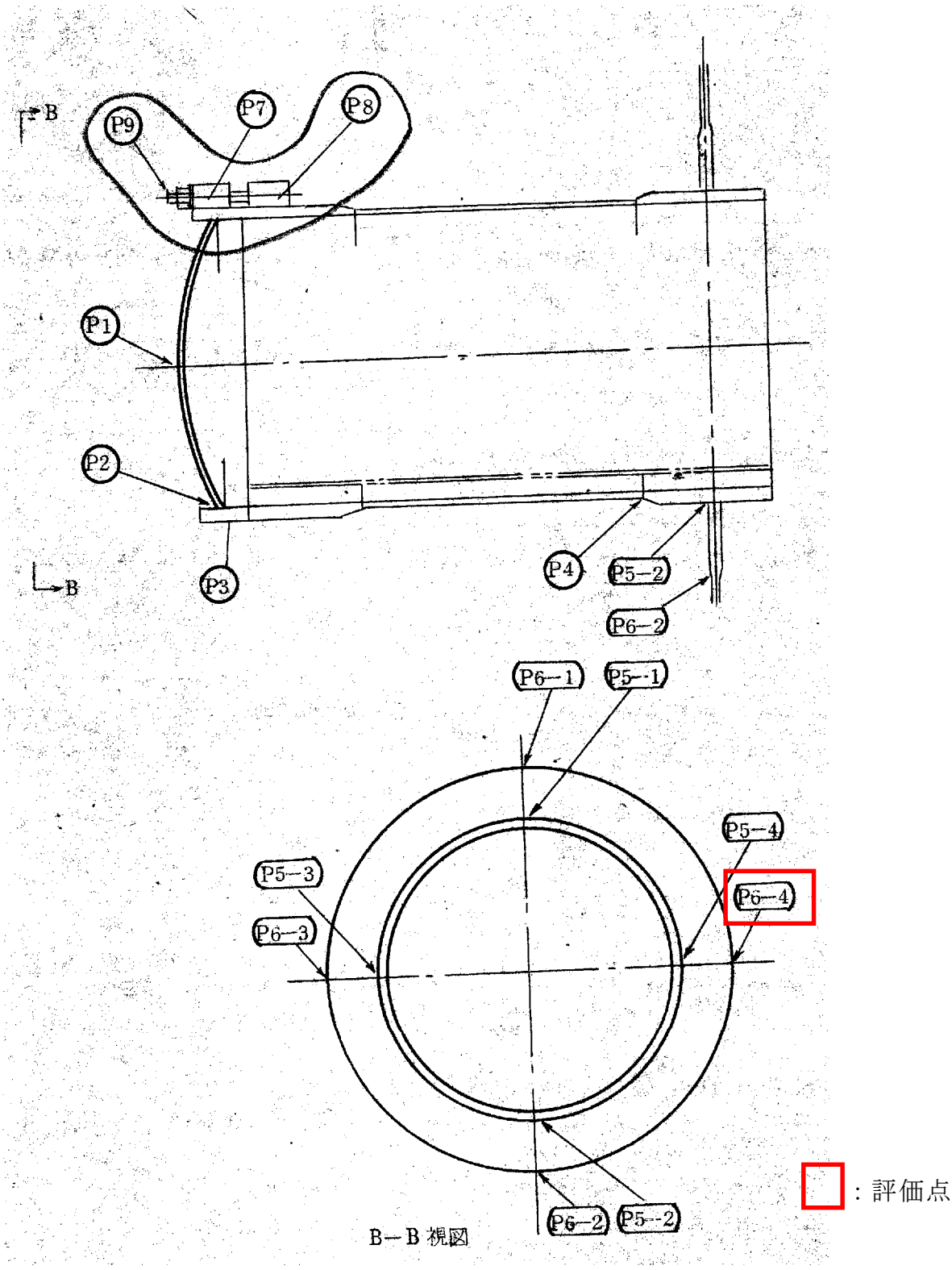
4.2　評価

(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。

応力評価点番号	応力評価点	一次応力[MPa]				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力強さ	許容応力	応力強さ	許容応力	
P6-4	サプレッション・チェンバ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	東海第二発電所
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)
内径（mm）	[redacted]
胴板厚さ（mm）	[redacted]
蓋板厚さ（mm）	[redacted]

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）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	
P	200℃における許容圧力	4.493
4.493MPa[gage] ＞ [redacted][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

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

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）	[redacted]
R	鏡板内半径（mm）	
P	200℃における許容圧力	10.637
10.637MPa[gage] ＞ [redacted][gage]（2Pd＋SA時の水頭圧）		

(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	[redacted]
ボルトの本数	[redacted]

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	[redacted]	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[redacted]外側ガスケット部で[redacted]となる。

[redacted]

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，ＪＩＳ Ｋ6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じ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。

第４－６表　圧縮永久ひずみ試験※1 結果（改良ＥＰＤＭ製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率※2	[redacted]※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 [redacted]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γ線照射したシール材を用いて試験体を作り，高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては，事故条件を模擬するために，放射線照射量はフランジガ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[redacted]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

第4－7 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℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa，250℃，168 時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

b－2　実機フランジ模擬試験

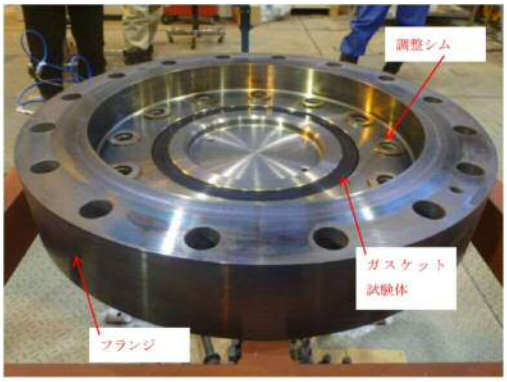
改良ＥＰＤＭ製シール材は前述の小型フランジ試験に加え，より大口径（ガスケット径：約250mm）の実機フランジ模擬試験（実機フランジモデル試験）も実施しており，実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行っている。試験装置は第4－6図，第4－7図に示しており，試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし，溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし，径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り，高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

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

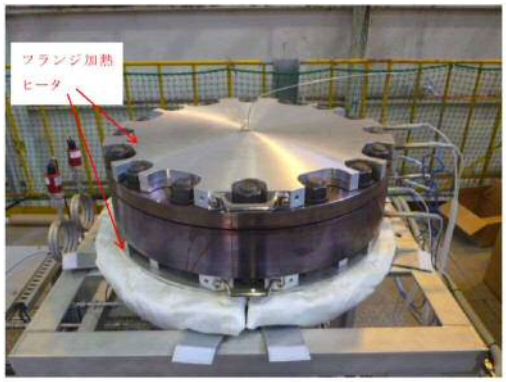
る期間を一定温度で高温曝露する。また，内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため，フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

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。

第 4－8 表　シビアアクシデント条件での試験結果

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（[redacted]）	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	300℃	24 時間	0mm	無

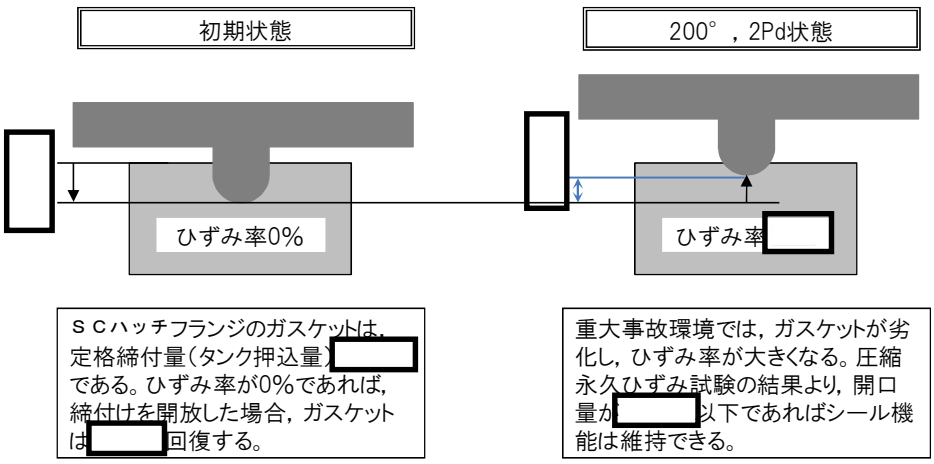
下記条件は全ケース共通
試験圧力：2Pd 以上（0.854MPa 以上），放射線照射量：800kGy，
加圧媒体：乾熱（空気）
漏えい判定基準：1cc／min 以上の漏えい量が 30 分以上継続した場合に漏えい有とする。

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（タング押込量）は[redacted]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[redacted]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，[redacted]（＝[redacted]×（100％－[redacted]））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[redacted]に設定する。



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[redacted]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[redacted] 外側ガスケット部で[redacted]であり，許容開口量[redacted]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）。

[redacted]

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。

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

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いた評価	200℃，2Pdにおいて一次応力は，許容値：Suを満足することを確認 許容圧力は2Pd＋SA時の水頭圧以上であることを確認	○
		②許容圧力評価		
(2)	フランジ固定部の強度	①締付けボルト評価	200℃，2Pdにおける締付ボルトの一次応力は，許容値：2／3 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)	ガスケットの健全性	シール材劣化，開口量評価	・ガスケット（改良ＥＰＤＭ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	○

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

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。

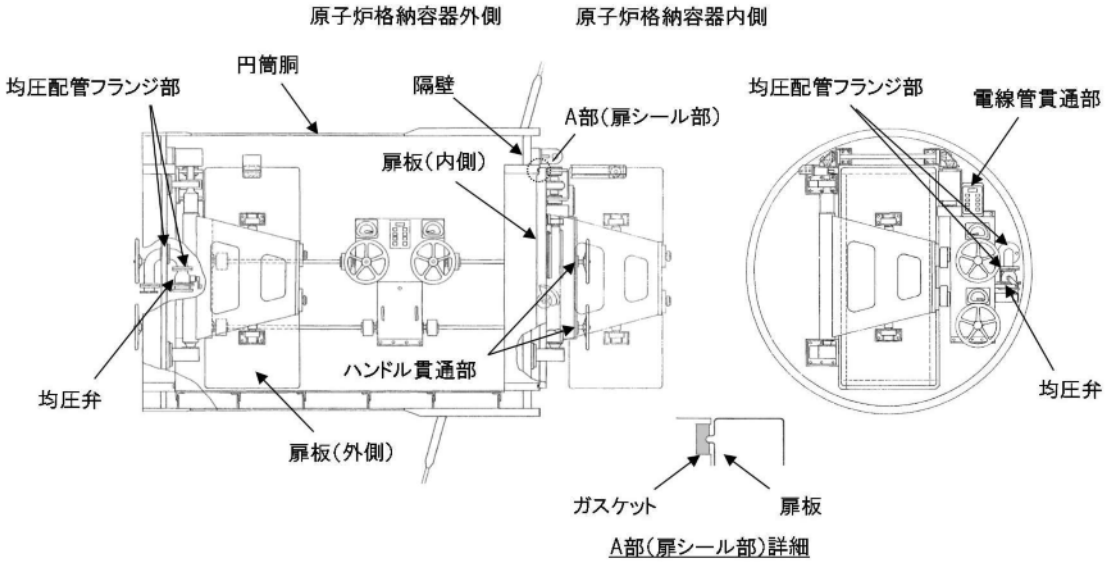
・本体の耐圧

・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。

第 5－1 表　評価対象と評価方法

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

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。

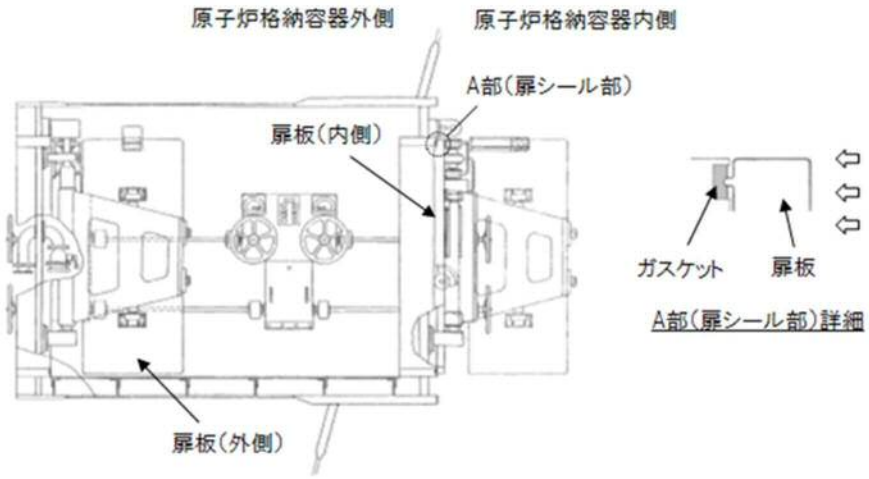
この許容値の考え方は，設計・建設規格 解説 PVB－3111 に示すように，供用状態Ｄの P_m，P_L+P_b の許容値と同等である。なお，耐圧機能維持の観点から，安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態Ｄの許容応力は，鋼材の究極的な強さを基に，弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり，P_m は 2／3Su，P_L+P_b は 1.5×2／3Su（=Su）と規定されている。前者は，膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定され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



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。

第５－２表　所員用エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
扉開閉ハンドル貫通部 （Ｏリング）	改良ＥＰＤＭ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

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

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）	[redacted]
胴板厚さ（mm）	[redacted]

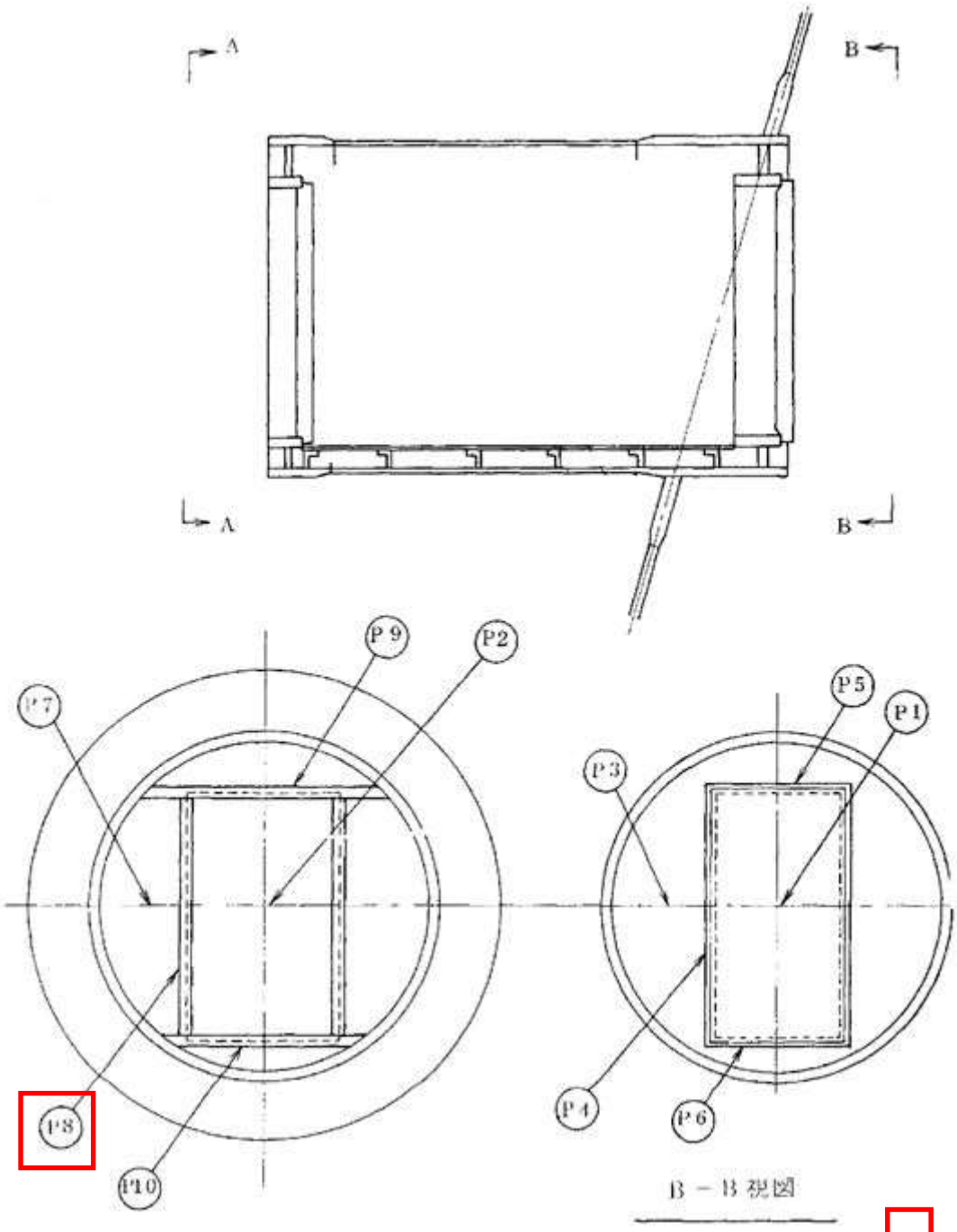
第5－4表　所員用エアロックの許容圧力評価結果

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

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）	[redacted]
D_i	胴内径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	3.716
3.716MPa　＞　0.62MPa（2Pd）		

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。



：評価点

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。

応力評価点番号	応力評価点	一次応力[MPa]				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力強さ	許容応力	応力強さ	許容応力	
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。

第5－5表　圧縮永久ひずみ試験※1結果（改良ＥＰＤＭ製）

試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168時間
ひずみ率※2	[redacted]※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　[redacted]の平均値

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

の定格押込量が[redacted]であることを踏まえ，許容開口量は[redacted]（＝定格締付量[redacted]×（100％－[redacted]）／100％）とする。

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[redacted]であり，許容開口量[redacted]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

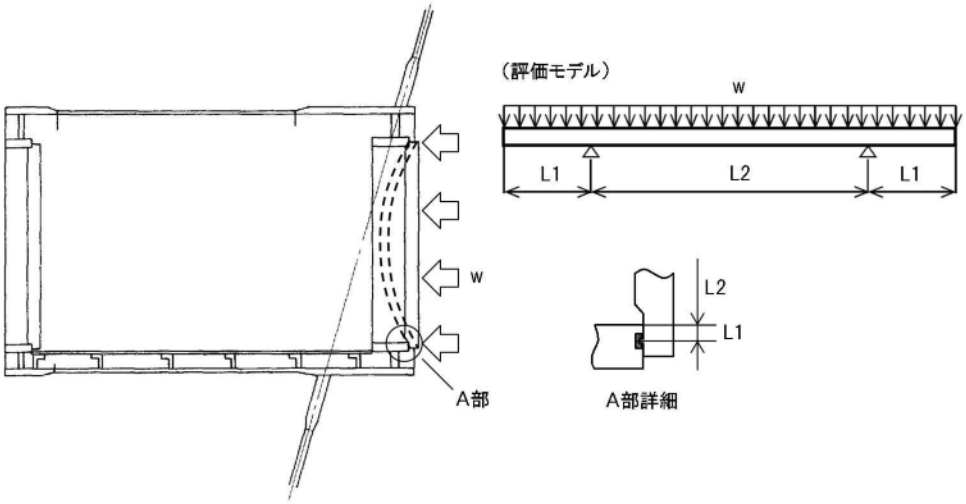
評価式：機械工学便覧

$\delta = w \times L_1 / (24 \times E \times I) \times (3L_1^3 + 6L_1^2 \times L_2 - L_2^3)$

$w = P \times b$　　（w：単位荷重）

$I = b \times h^3 / 12$　（I：断面二次モーメント）

P	圧力（MPa[gage]）	0.62
b	扉板の幅（mm）	[redacted]
L_1	支点からシール部までの長さ（mm）	
E	縦弾性係数（MPa）	191,000
h	扉板の厚さ（mm）	[redacted]
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ＥＰＤＭ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。

第5－7表　膨張黒鉛材の材料特性

シール材	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

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。

第５－８表　ＰＥＥＫ材の材料特性

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

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	[redacted]
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。

第5－10表　所員用エアロックの健全性評価結果

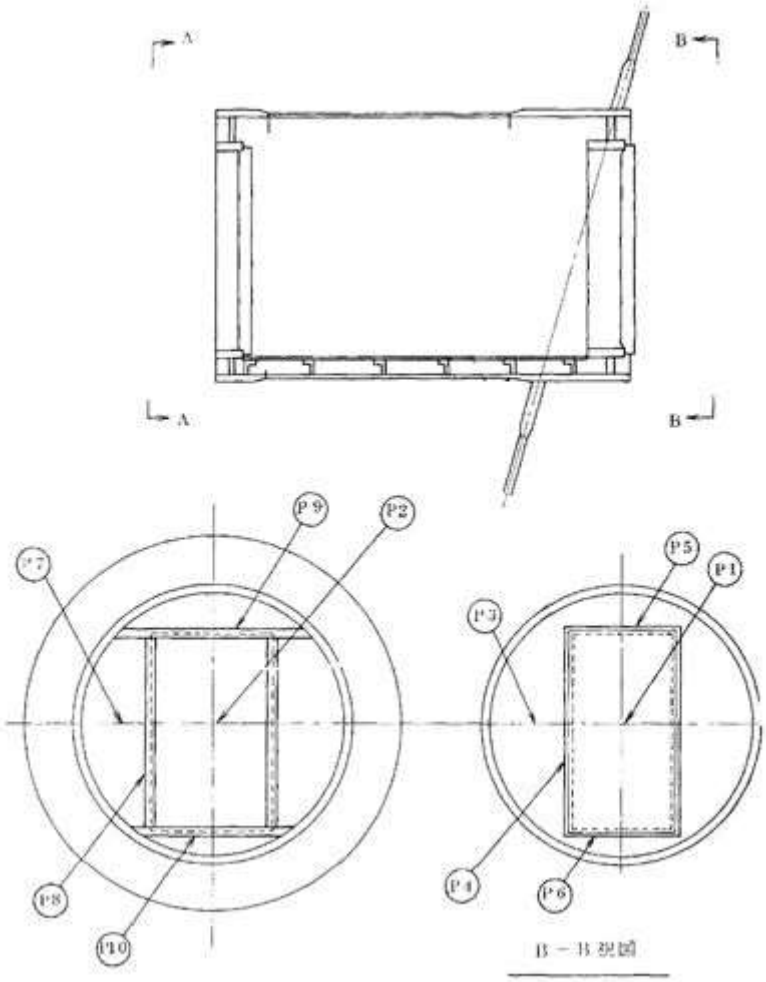
No.	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①許容圧力評価 ②既工認の評価値を用いた評価	許容圧力は2Pd以上であることを確認 200℃，2Pdにおいて一次応力は，許容値：Suを満足することを確認	○
(2)	ガスケットの健全性	シール材劣化，開口量評価	ガスケット（改良ＥＰＤＭ材，膨張黒鉛材，ＰＥＥＫ材）の事故時環境における劣化特性を考慮しても200℃，2Pdにおけるフランジ開口量は，許容開口量以下となり，シール機能が維持されることを確認	○

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。

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）

応力評価点番号	応力評価点	一次応力[MPa]				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力強さ	許容応力	応力強さ	許容応力	
P1	隔壁	－	－		422	
P2		－	－			
P3		－	－			
P4		－	－			
P5		－	－			
P6		－	－			
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。

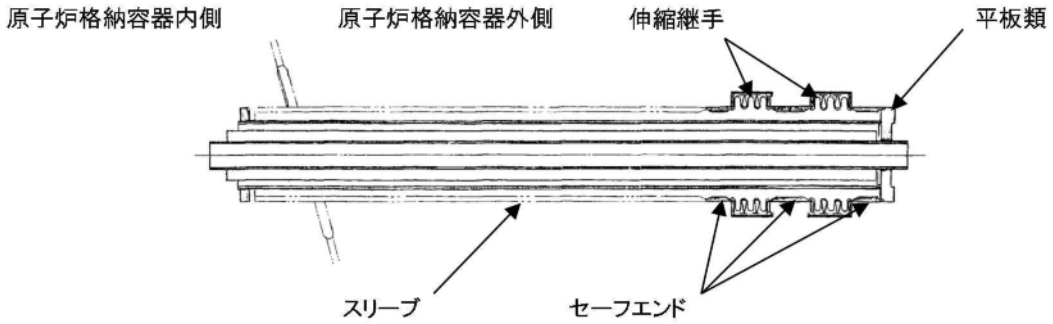
6.2 項では，配管貫通部（接続配管）の構造健全性を確認する。

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	$\times 10^{5}$MPa	1.92※1	1.91※1
熱膨張係数	$\times 10^{-6}$mm/mm℃	12.70※1	12.09※1
温　　度	℃	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

貫通部番号	温度	変位（mm）	
		水平（外向き）	鉛直（上向き）
X-31	200℃	[redacted]	[redacted]

(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_0	mm	管の外径
M_a	N･mm	管の機械的荷重（自重その他の長期的荷重に限る）により生じるモーメント
M_c	N･mm	管の熱による支持点の変位及び熱膨張により生じるモーメント
P	MPa	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.］

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

・一次＋二次応力（S_n）［設計・建設規格 PPC-3530(1)a.］

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

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。

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

6.2.3　評価結果

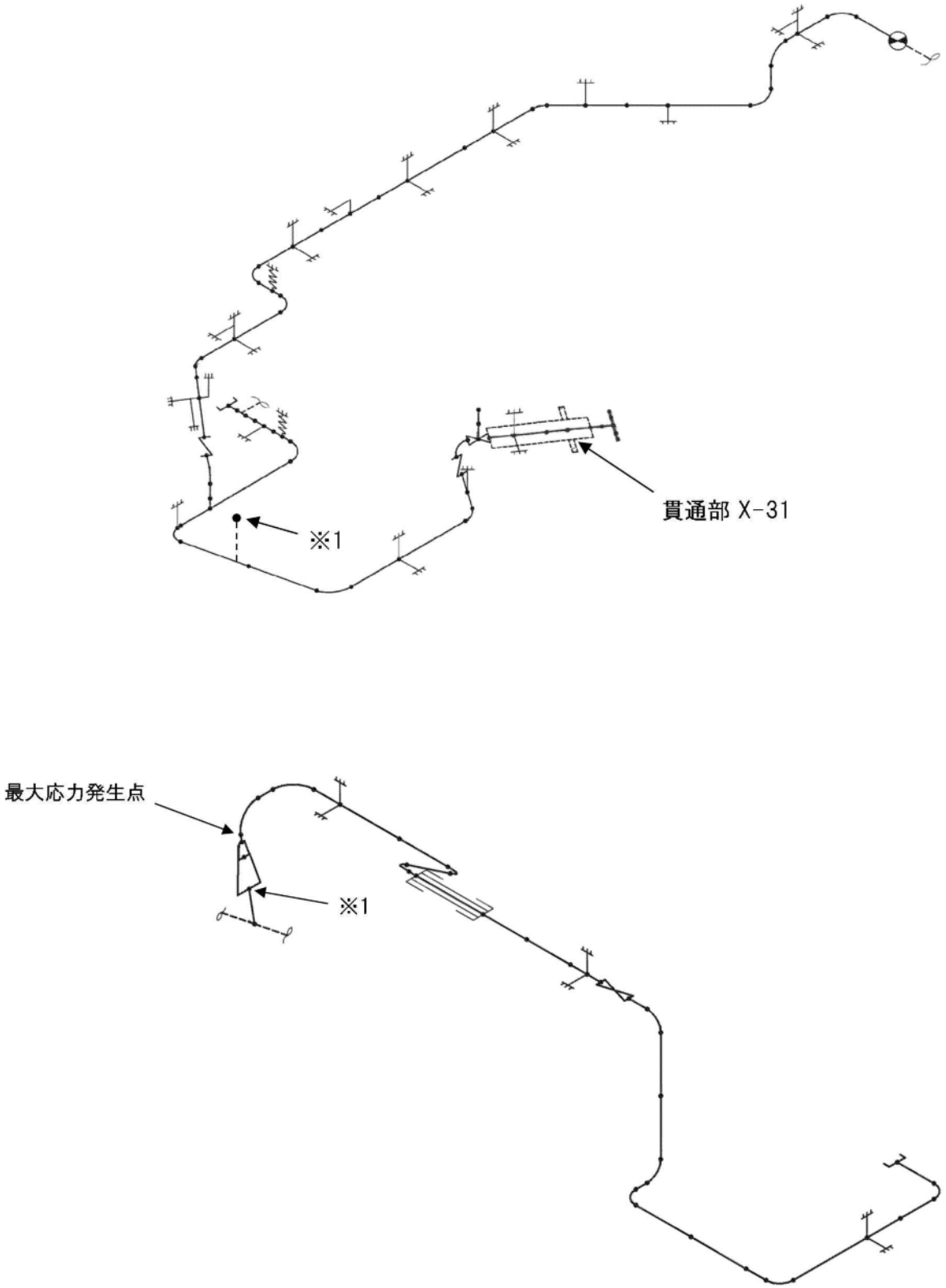
解析モデルを第 6－2 図，解析結果を第 6－4 表に示す。

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

貫通部	一次応力評価		一次＋二次応力評価	
	発生応力	許容応力	発生応力	許容応力
X-31	39	150	169	257



第６－２図　解析モデル図（X-31）

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

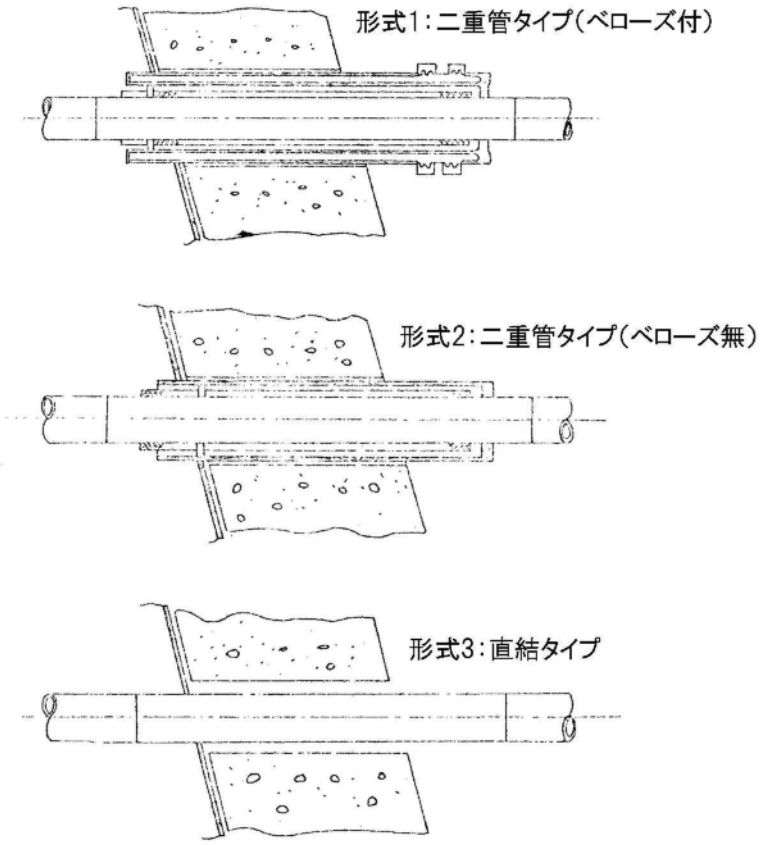
配管貫通部の構造は第 6.2－1(1)図に示すとおり，以下の 3 つに区分される。

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。

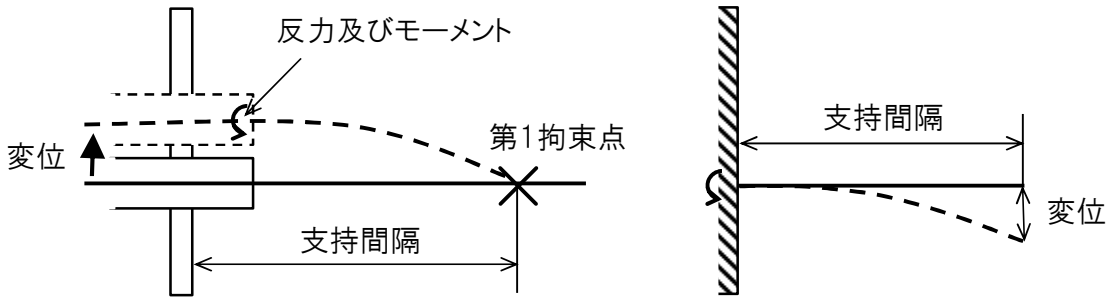


第 6.2－1(1)図　配管貫通部の構造図

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

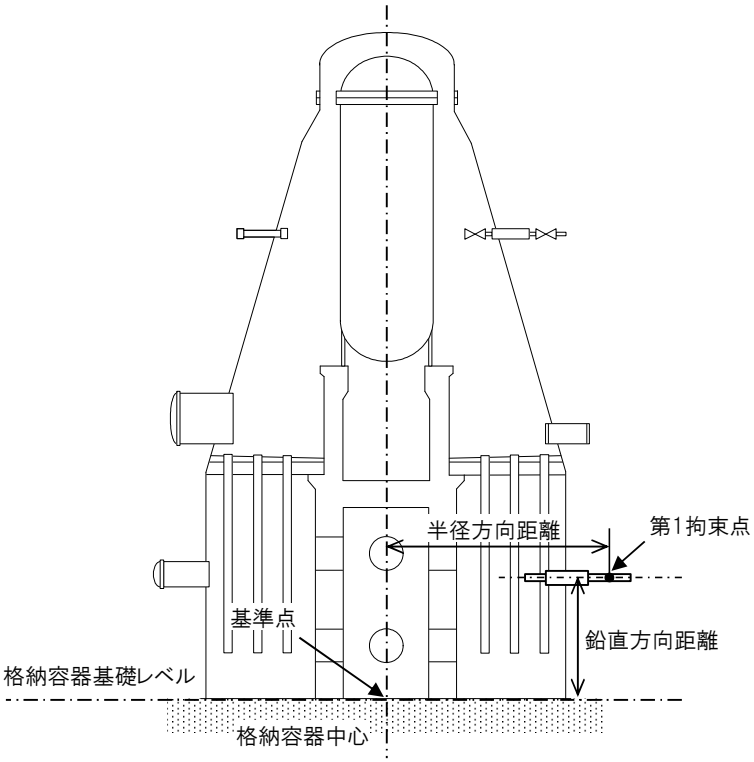
δ：貫通部変位　　L：支持間隔

貫通部変位δは次式のとおりとなる。

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

α：熱膨張係数　　ℓ：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

貫通部番号	系統	基準点からの距離 (mm)	接続配管仕様			支持間隔 (mm)	計算値		
			外径 (mm)	厚さ (mm)	縦弾性係数 (MPa)		反力 (N)	モーメント ($\times 10^6$N・mm)	L／D (－)
X-3	AC 系 D/W 排気	38,486.4	609.6	9.5	191,000	4,926.1			
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			
X-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			
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			
X-76	FCS 入口	23,481.3	114.3	6.0	191,000	7,382.8			
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			
X-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			
X-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。

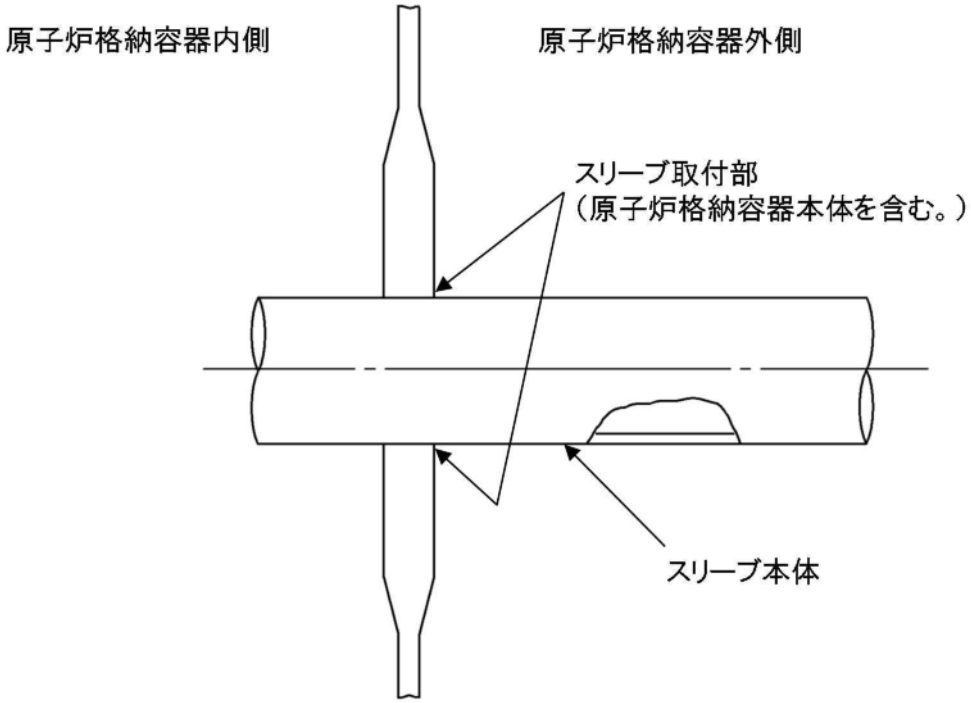
このため，200℃，2Pd でのスリーブの健全性確認について，第 6－5 表に示す評価方法により評価を実施する。

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。

第 6－5 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	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）
	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 6－3 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
P	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	スリーブの外径

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。

$$t = \frac{PD_O}{2S\eta + 0.8P}$$ ［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

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

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

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）	[redacted]
D_O	管台の外径（mm）	
P	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

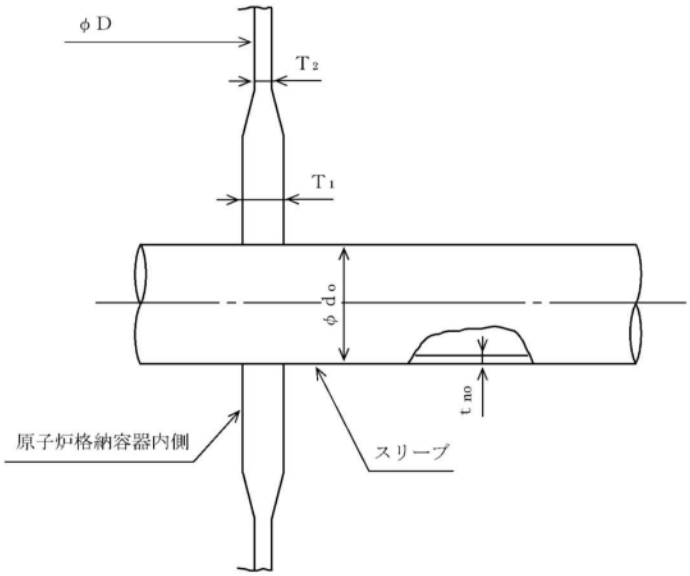
貫通部 X-31 の貫通配管解析の結果で得られた配管反力に基づき,原子炉格納容器本体も含めたスリーブ取付部について，既工認と同様の評価手法で自重，圧力及び原子炉格納容器変位に伴う荷重を考慮した発生応力を算出し，許容値を満足することを確認する。

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。

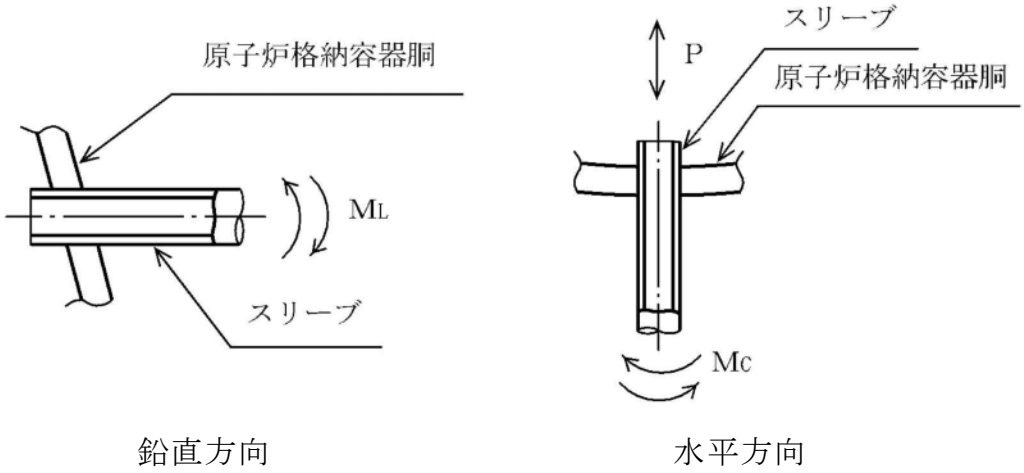
記号	単位	説明
A	mm^2	断面積
d_O	mm	直径
M_C	N･mm	水平方向モーメント
M_L	N･mm	鉛直方向モーメント
P	MPa	内圧，軸方向荷重
P_b	MPa	一次曲げ応力
P_L	MPa	一次局部応力
Q	MPa	二次応力
D	mm	原子炉格納容器の内径
S	MPa	許容引張応力
T	mm	原子炉格納容器胴の厚さ
t_{no}	mm	スリーブの厚さ
Z	mm^3	断面係数
ν	－	ポアソン比
σ_ℓ	MPa	軸方向応力
σ_t	MPa	円周方向応力
τ	MPa	せん断応力

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。

第6－7表　評価荷重

貫通部番号	荷重の種類	軸力（N）	モーメント（N･mm）	
		P	M_C	M_L
X-31	死荷重	6.570×10^{1}	7.207×10^{6}	3.484×10^{7}
	熱荷重	3.205×10^{4}	2.591×10^{7}	5.271×10^{7}



第6－5図　貫通部の形状（X-31）

第6－8表　材料の許容応力

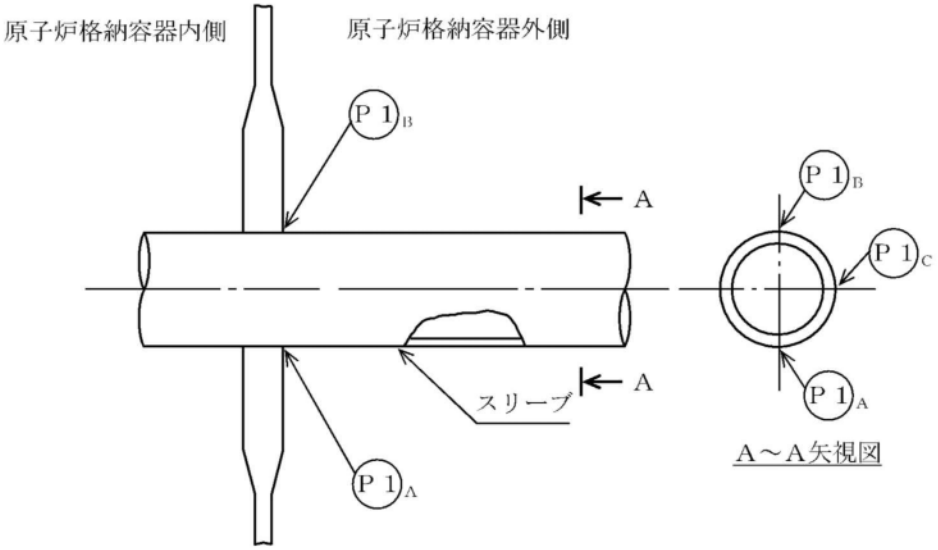
部位	材料	一次応力	一次＋二次応力
		P_L+P_b	P_L+P_b+Q
原子炉格納容器胴	SA516 Gr.70（SGV480相当）	422MPa（＝Su）	393MPa（＝3S）

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。

第6－9表　応力評価点

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6－6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
X-31	死荷重＋内圧	一次応力	P1-A	242MPa	422MPa
			P1-B	250MPa	
			P1-C	245MPa	

第６－10(2)表　材料の許容応力（一次＋二次応力）

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
X-31	死荷重＋内圧＋熱	一次＋二次応力	P1-A	124MPa	393MPa
			P1-B	188MPa	
			P1-C	135MPa	

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。

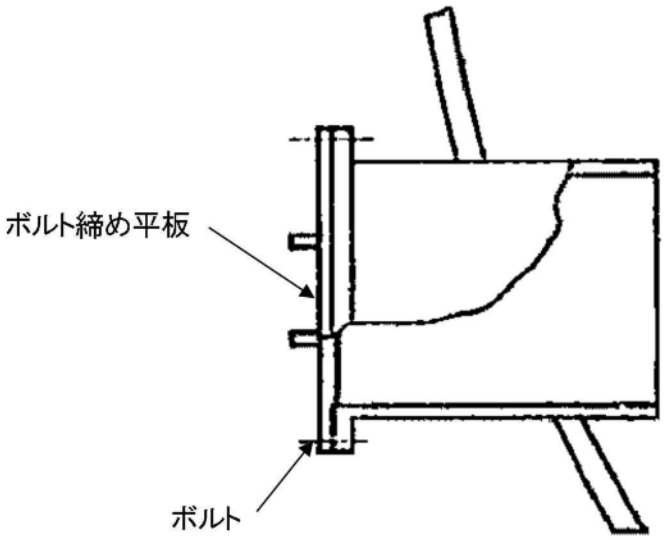
このため，200℃，2Pd での平板類の健全性確認について，第 6－11 表に示す評価方法により評価を実施する。シール部については，改良ＥＰＤＭ製シール材による評価を実施する。

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。

第６－11 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	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	ＪＩＳ Ｂ8265 を用いた評価 （X-28 で代表評価）
	ボルト	延性破壊	ＪＩＳＢ 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６－８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
P	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

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

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

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
P ＝ S／K×（t／d）^{2}

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）	[redacted]
d	平板の径（mm）	[redacted]
P	200℃における許容圧力	1.90
1.90MPa[gage]　＞　0.62MPa[gage]（2Pd）		

(2)　構造部（フランジ，ボルト）

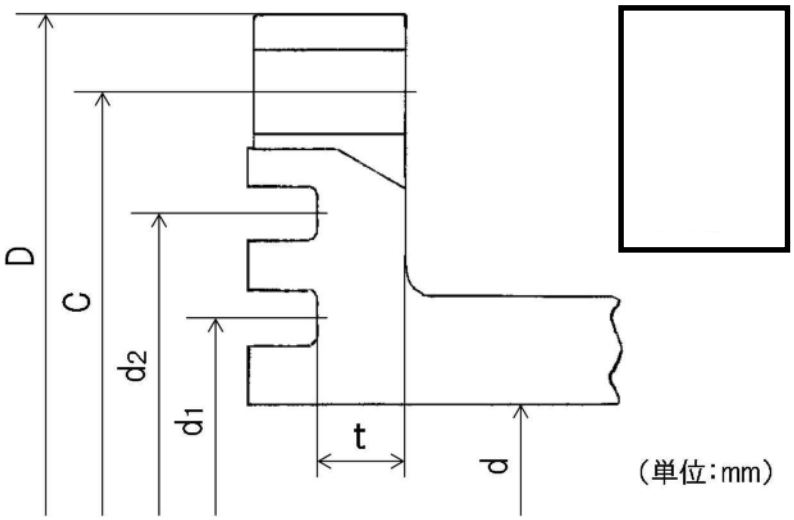
貫通部 X-28 のフランジ部について，ＪＩＳ B 8265「圧力容器の構造ー一般事項」を用いて，2Pd におけるフランジの発生応力が許容応力を下回ること及びボルトの必要総有効断面積が，ボルトの総有効断面積を下回ることを確認する。

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℃
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：mm^2

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

応力	記号	X-28	
		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。

第 6－15 表　圧縮永久ひずみ試験※1 結果（改良ＥＰＤＭ製）

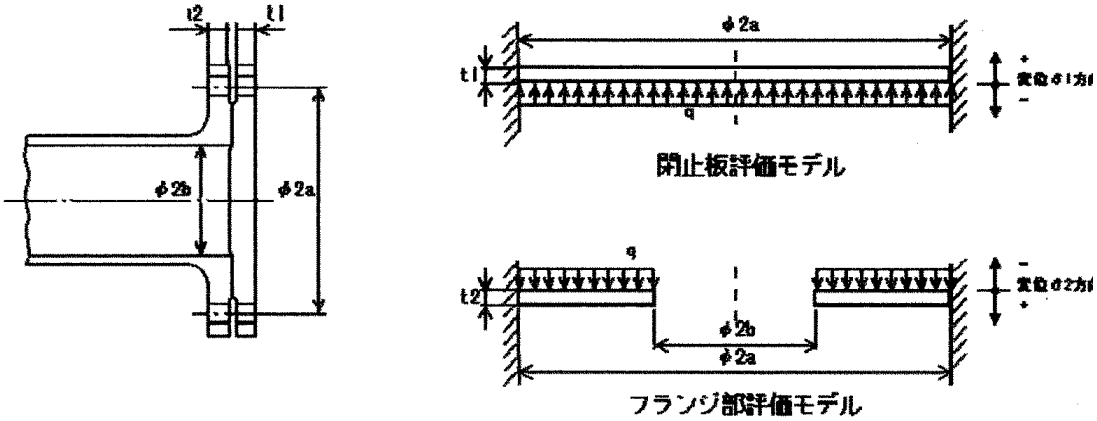
試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率※2	[redacted]※3

※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　[redacted]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[redacted]を踏まえ[redacted]（＝定格締付量[redacted]×（100%－[redacted]）／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[redacted]であり，許容開口量[redacted]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（貫通部 X-28）

記号	内　容	X-28
a	ボルト ピッチ円半径	[redacted] mm
b	内半径	[redacted] mm
D_1	$=\dfrac{Et_1^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	[redacted]
D_2	$=\dfrac{Et_2^3}{12(1-\nu^2)}$ *1	[redacted]
E	縦弾性係数	191000 MPa
K_{yb}	b/a から 定まる係数 *1	-6.330×10^{-4}
q	評価圧力	0.620 MPa
t_1	閉止板板厚	[redacted] mm
t_2	フランジ部板厚	[redacted] mm
ν	ポアソン比	0.3
δ_1	$=\dfrac{qa^4}{64D_1}$ *1 *2	[redacted] mm
δ_2	$=\dfrac{-K_{yb}\cdot qa^4}{D_2}$ *1 *2	[redacted] mm
$\delta_1+\delta_2$	変位量合計	[redacted] mm

*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

6.4.3　評価結果

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。

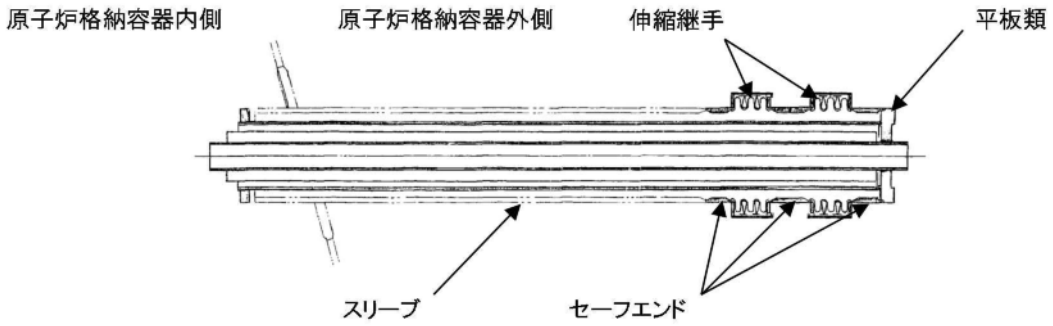
このため，200℃，2Pd でのセーフエンドの健全性確認について，第 6－17 表に示す評価方法により評価を実施する。

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）	[redacted]
D_i	胴内径(mm)	
P	200℃における許容圧力	4.529
4.529[gage]MPa ＞ 0.62MPa[gage]（2Pd）		

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。

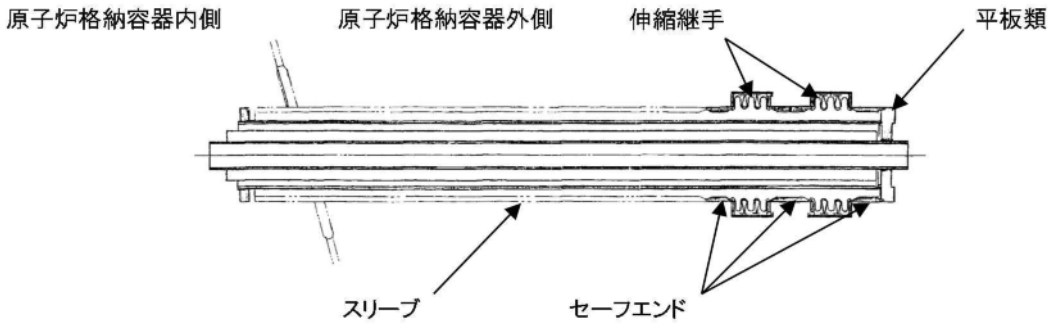
このため，200℃，2Pd での伸縮継手の健全性確認について，第 6－18 表に示す評価方法により評価を実施する。

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。

第 6－18 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 （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 6－12 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℃，1 Pd）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_{si}＝（11031／σ）$^{3.5}$
σ＝1.5Ｅｔδ／（n√（bh^3））＋Ph／tc

E	200℃における縦弾性係数（MPa）	183,000
t	ベローズの板厚（mm）	[redacted]
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）	
P	限界圧力（MPa）	0.62
c	ベローズの層数	[redacted]
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
$\Sigma N_i／N_{Si}$（i＝1～3）	疲労累積係数	[redacted]

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。

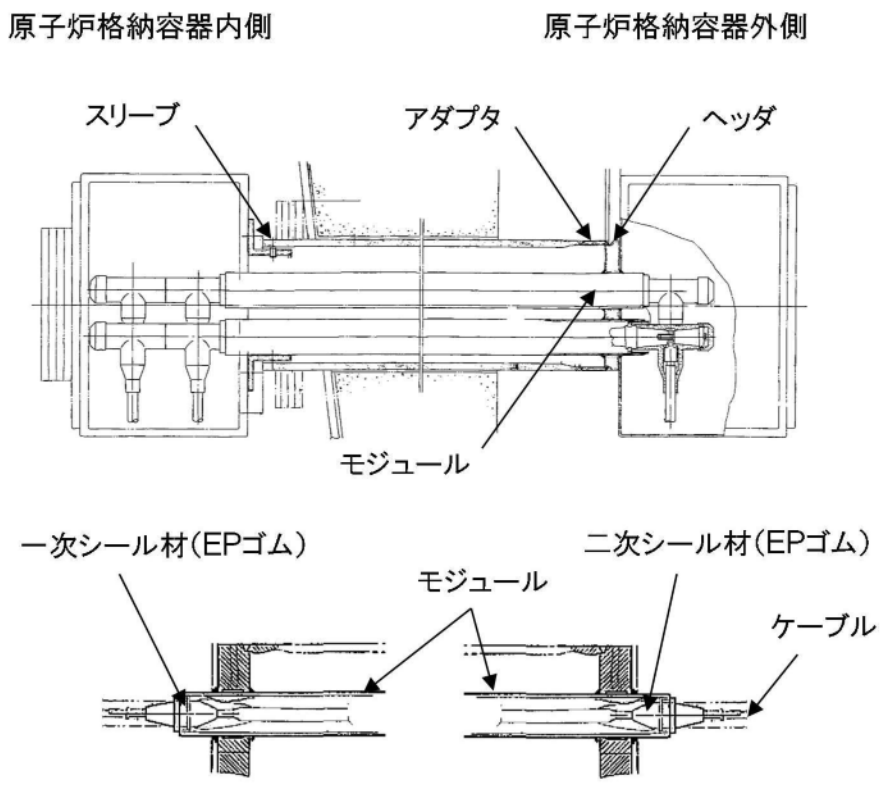
上記を踏まえ，以下の構成で健全性を確認する。

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。

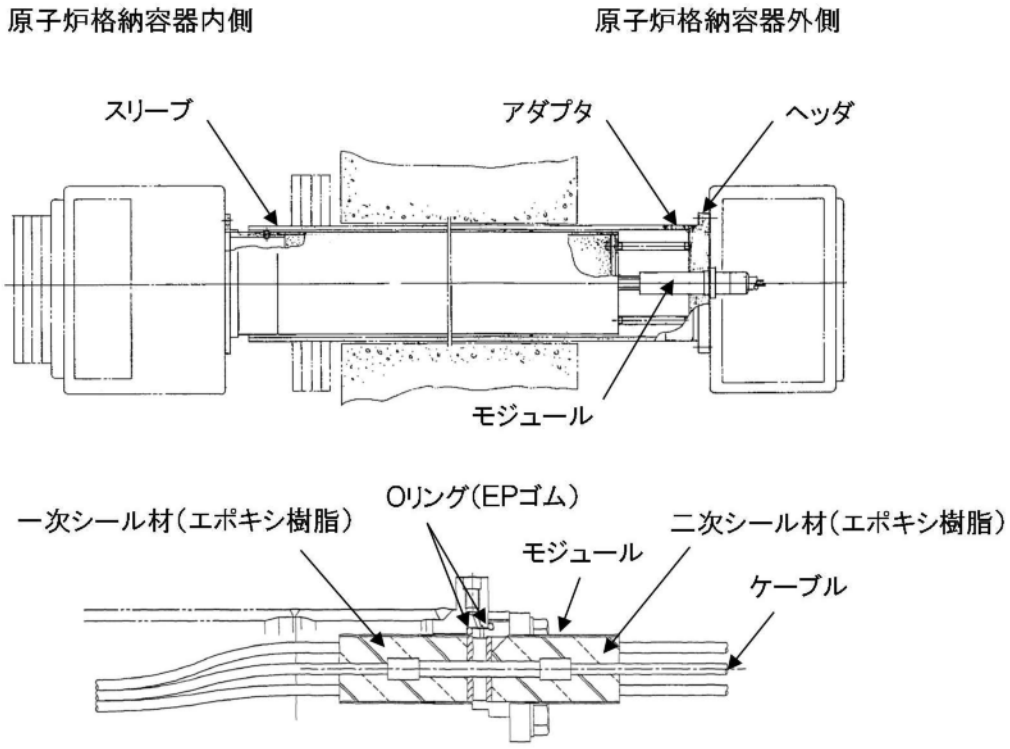
7.3 項では，電気配線貫通部（ヘッダ）の構造健全性を確認する。

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



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
P	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_0	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）	[redacted]	
D_o	アダプタ外径（mm）	[redacted]	
P	200℃における許容圧力（MPa）	10.645	10.619
低圧用：10.645[gage]MPa　＞　0.62MPa[gage]（2Pd） 高圧用：10.619[gage]MPa　＞　0.62MPa[gage]（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
P	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

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

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、

A_0 ：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_{0r}：ヘッダの計算上必要な厚さ

t_{pp}：パイプの最小厚さ

t_0 ：ヘッダの厚さ

Y　：補強に有効な範囲

ℓ_1 ：点検溝の幅

ℓ_2 ：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）	[redacted]	
d	平板の径または最小内のり（mm）	[redacted]	
P	200℃における許容圧力（MPa）	27.948	10.69
低圧用：27.948MPa[gage]　＞　0.62MPa[gage]（2Pd） 高圧用：10.69MPa[gage]　＞　0.62MPa[gage]（2Pd）			

ヘッダの計算上必要な厚さ t_{0r} は，設計・建設規格 PVE-3410 より

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

$$= 14.49 \quad \mathrm{mm}$$

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

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

補強に有効な面積 A_0

$A_0 = (2Y - d_p - 2t_{pp})(t_0 - t_{0r}) - 2\ell_1 \cdot \ell_2$

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

$=$ ☐ mm^2

よって $A_0 > A_r/2 =$ ☐ 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。

第 7－3 表　評価対象と評価方法

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

7.4.2　評価

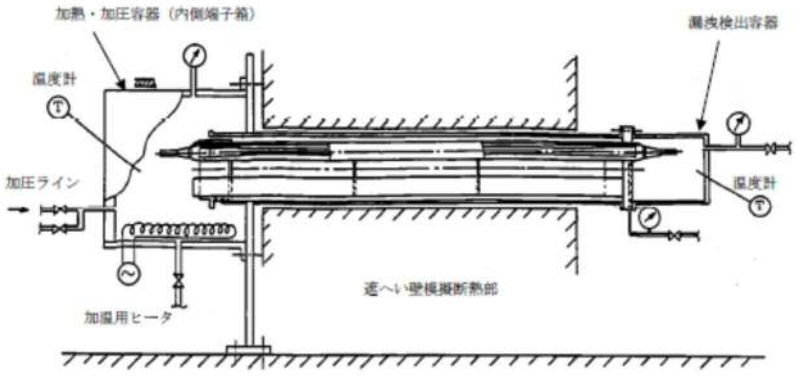
(1)　電気ペネ共研の試験結果を用いた評価

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。

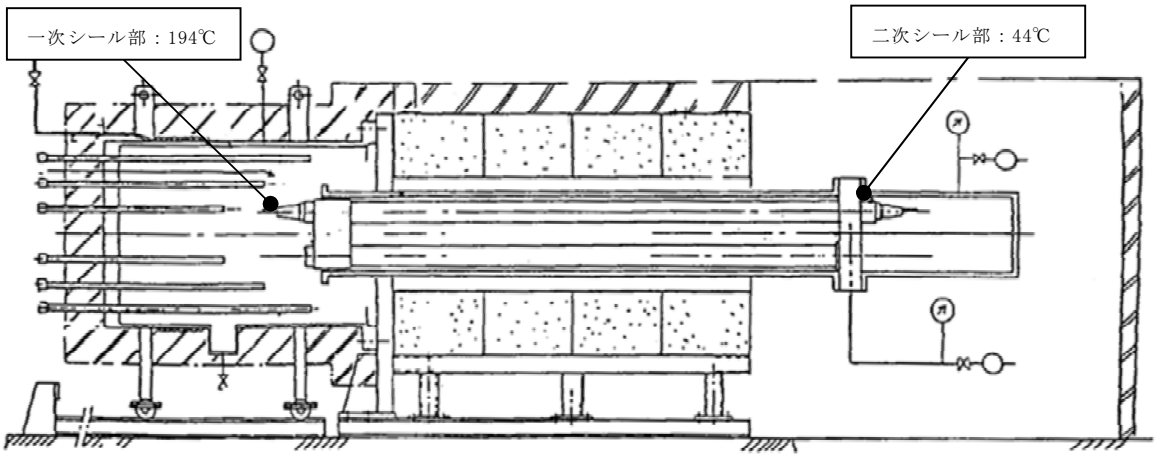


第 7－3 図　電気ペネ共研の試験概要図

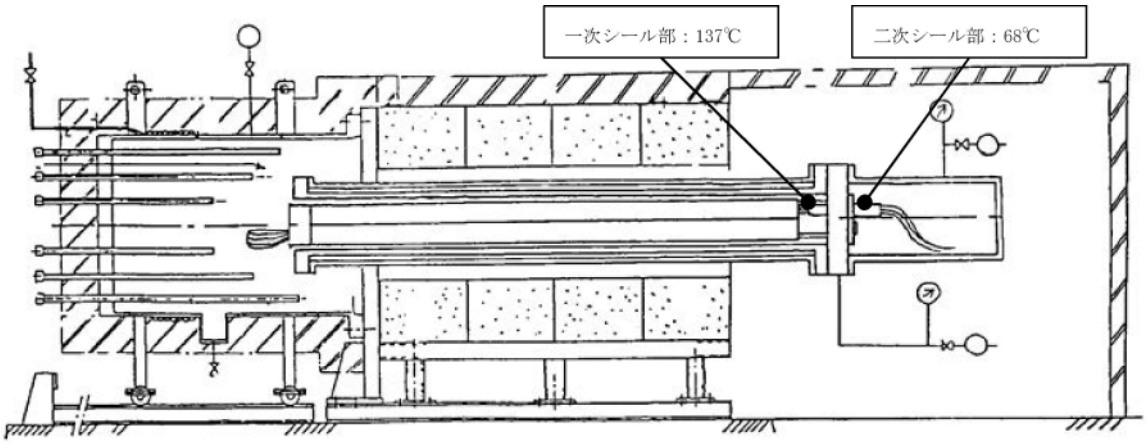
第７－４表　電気ペネ共研の試験結果

種類	試験条件					シール部温度(℃)／漏えい有無	
	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)※	(0.61～0.79)※	なし	62	194/漏えいなし	44/漏えいなし
低圧	乾熱	200(220)※	(0.60～0.81)※	なし	62	137/漏えいなし	68/漏えいなし

※：() 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，実機に比べ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）

[redacted]

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。

第7－5表　劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し，60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後2 回実施。1サイクルは[redacted]を[redacted]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[redacted]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[redacted]を加える。

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

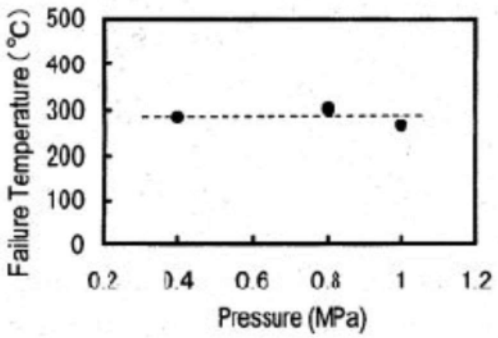
ＮＵＰＥＣ試験において，実機を模擬したモジュール試験体を使用して，高温時におけるシール部の漏えい確認試験が行われている。第７－６表に試験結果，第７－７図に漏えい発生温度の圧力依存性を示す。

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。

第７－６表　漏えい発生条件確認試験結果

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７－７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）

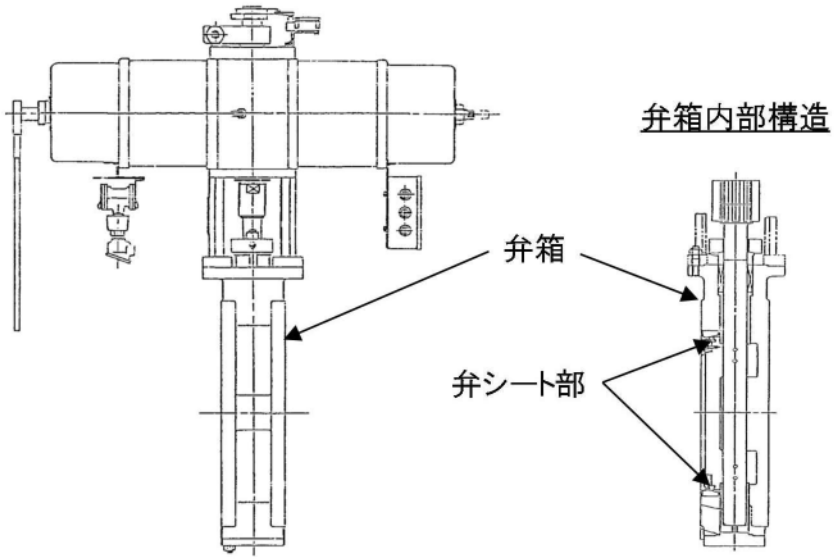
8.2.1　評価方針

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。

第 8－1 表　評価対象と評価方法

評価対象	機能喪失要因	評価方法
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）の準用による評価



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。

第 8－2 表　蒸気加熱漏えい試験条件

試験圧力	0.853MPa
試験温度	200℃
試験時間	168Hr
積算放射線量	[redacted]

(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

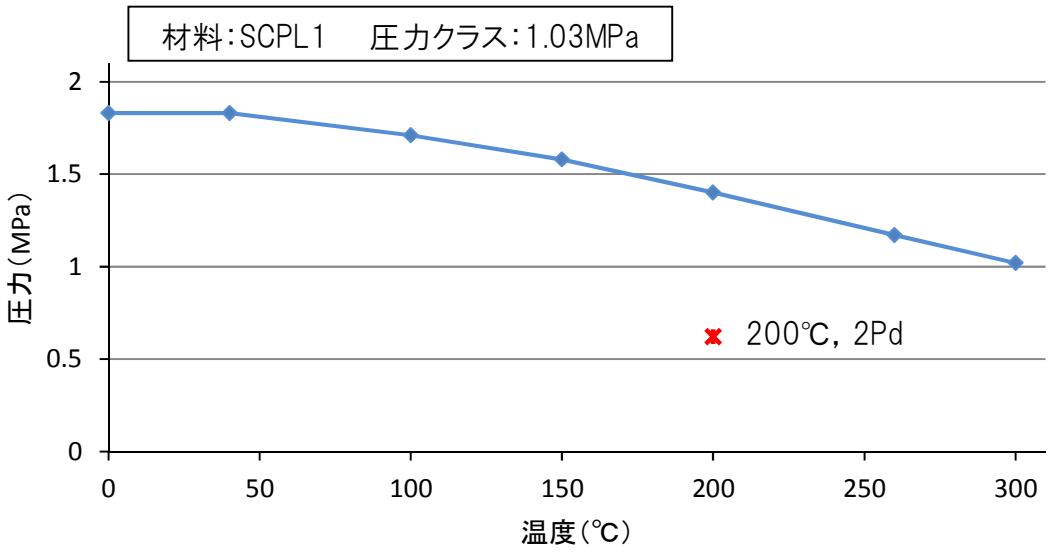
蒸気加熱漏えい試験を実施した結果，200℃，2Pd 環境下において，弁シート部からの漏えいはなく，弁シート部の隔離機能が維持することを確認した。

(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）

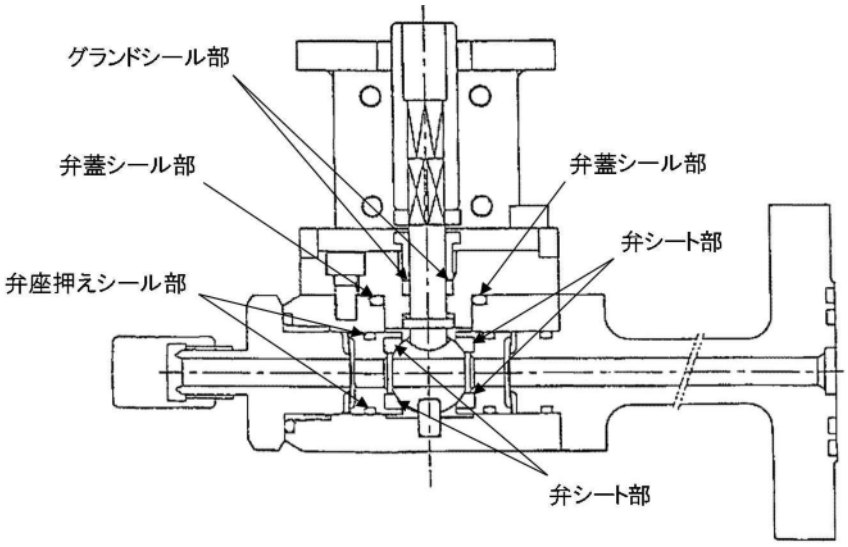
8.3.1　評価方針

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。

第 8－3 表　評価対象と評価方法

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 図　ＴＩＰボール弁評価対象

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ＥＰＤＭ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。

第８－４表　圧縮永久ひずみ試験※1結果（改良ＥＰＤＭ製）

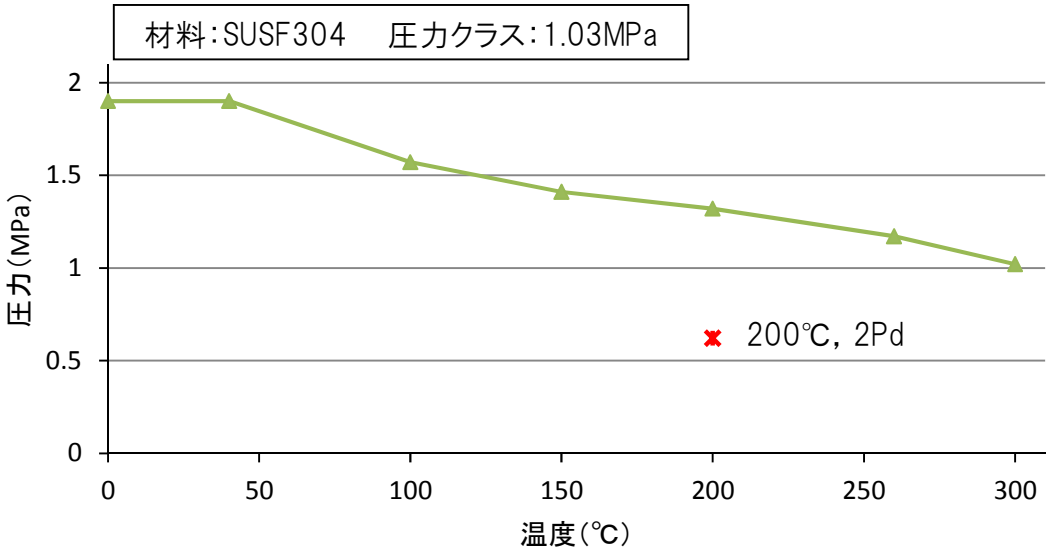
試験温度	200℃
構造部放射線照射量	[redacted]
試験雰囲気	蒸気
試験時間	168 時間
ひずみ率※2	[redacted]※3

※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　[redacted]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。

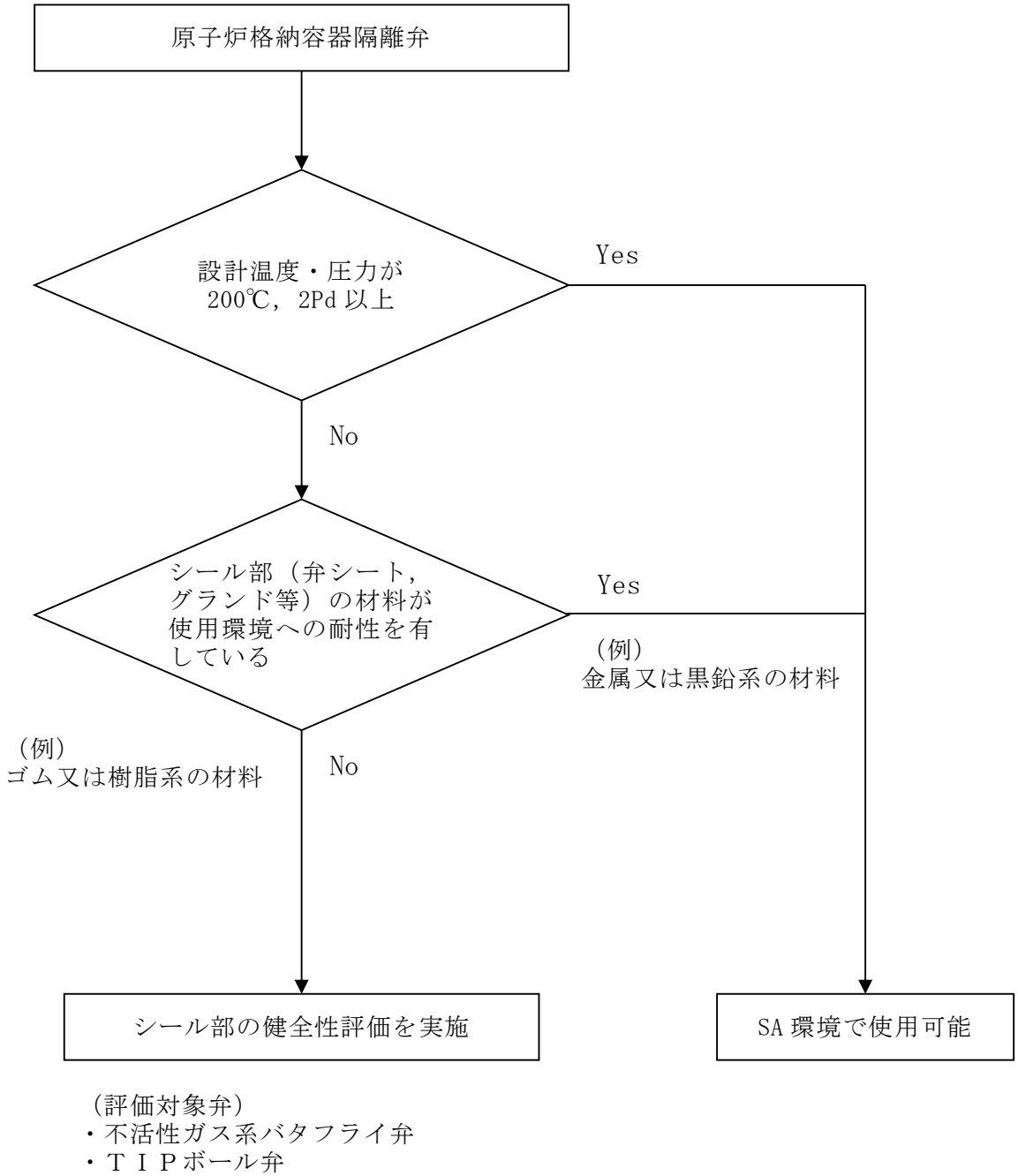


第８－４図　ＴＩＰボール弁の温度－許容圧力

以上のことから，ＴＩＰ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。



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

参考資料１

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。

第１表　シール機能維持の考え方

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 ・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	開口量評価で得られた開口量※1が，ガスケットの試験結果※2に基づき設定した許容開口量（シール機能が維持できる開口量）以下であることを確認することにより，シール機能が維持できることを確認 ※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（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	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することにより，シール機能が維持できることを確認
・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はないため，試験結果及び材料仕様によりシール材の高温環境下における耐性を確認することにより，シール機能が維持できることを確認

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。

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）

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（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	試験における判定基準として設定した漏えい量から電気配線貫通部（モジュール）及び原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）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。 ＜電気配線貫通部（モジュール）＞ ○漏えい有無の判定基準（設計漏えい量） 1×10^{-7}Pa・m^3／s 以下 ○実機相当換算値 1×10^{-7}％／day 以下（ＰＣＶ空間容積に対する割合） ＜原子炉格納容器隔離弁（バタフライ弁）＞ ○漏えい有無の判定基準（設計漏えい量） 240cc／min 以下／600A ○実機相当換算値 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ＥＰＤＭ製シール材として [redacted] 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 [redacted] 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 [redacted] 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 [redacted]

[redacted]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。

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）。

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

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

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。

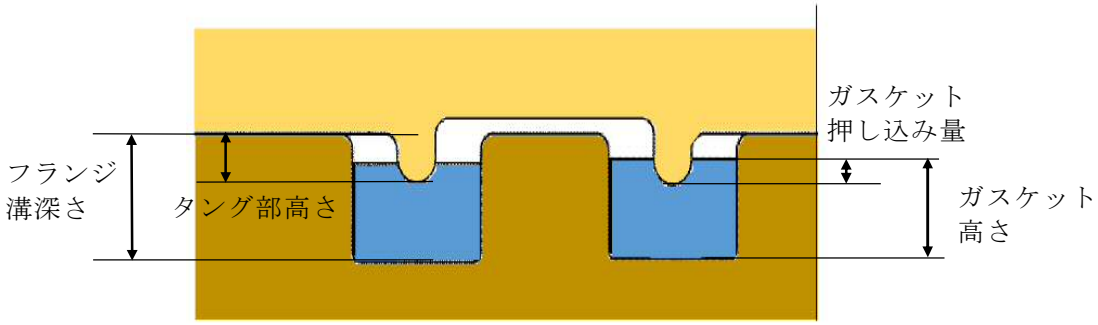
・本試験は，フランジ構造に関わらず，圧縮状態で使用される静的シール部におけるシール材単体の劣化度（ひずみ率）から復元量を確認するものであることから，フランジ構造の違いはフランジ構造の解析による開口量計算において評価している。

・本試験におけるシール材試験片の圧縮率は，[redacted]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。

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

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・チェンバアクセスハッチ					
閉止板(X-28)					



・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

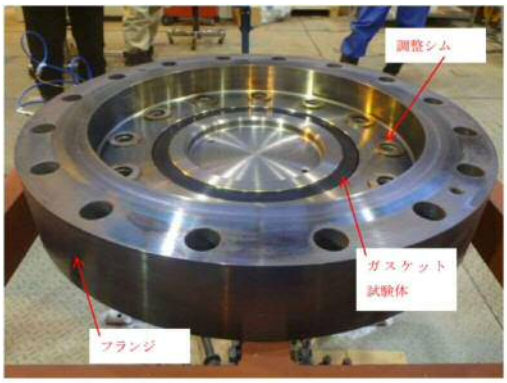
圧縮永久ひずみ試験結果を用いた開口量評価では，内圧によるフランジの構造部の変形は模擬しているが，実機フランジ溝にガスケットをセットした状態におけるシール材の変形は模擬していないため，実機にセットした状態におけるシール材の変形による気密性を確認する必要がある。また，(1)項で記述したシール機能の評価では，ガスケットの復元量とフランジの開口量が等しい状態（ガスケット押し込み量が 0mm で接している状態）までをシール機能維持のクライテリアとしており，その状態においても気密性を有することを確認する必要がある。

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）

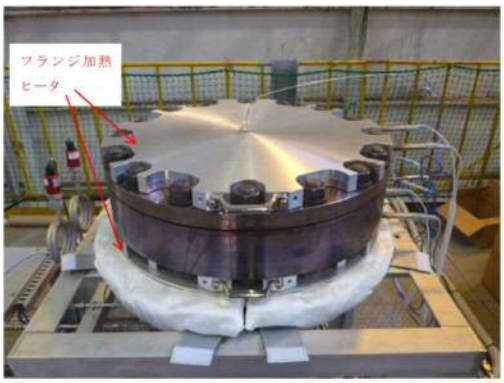
第 3 表　実機フランジ模擬試験の位置付け

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 0mm 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

※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

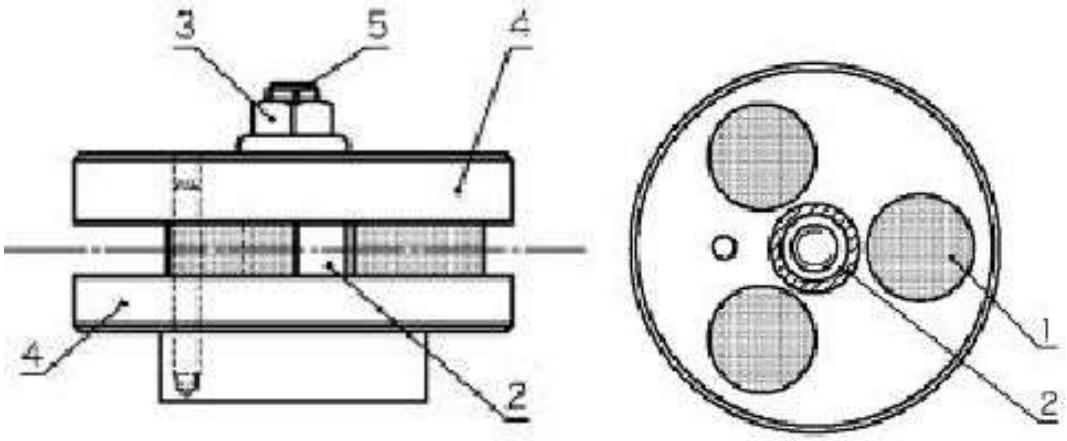
放射線照射量については，シビアアクシデント条件を模擬するために，有効性評価（大ＬＯＣＡ＋ＥＣＣＳ機能喪失＋ＳＢＯ）におけるフランジガスケット部における事故後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を用いて試験している。

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，ＪＩＳ Ｋ6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じ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。



１　試験片　　４　圧縮板
２　スペーサ　５　ボルト
３　ナット

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。

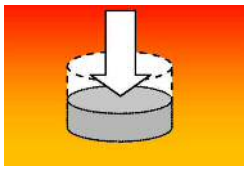
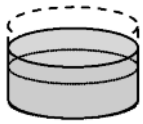
$$\mathrm{Cs} = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100 \quad \cdots\cdots\cdots\cdots\cdots（1）$$

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

初期状態	試験状態	圧縮開放
		
厚さ t_0	厚さ t_2（25%圧縮）	厚さ t_1 $\mathrm{Cs} = \frac{(t_0 - t_1)}{(t_0 - t_2)} \times 100$

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。

第１表　圧縮永久ひずみ試験※1結果（改良ＥＰＤＭ製）

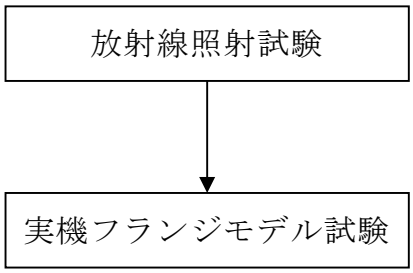
材料	試験温度	構造部放射線照射量	試験雰囲気	試験時間	ひずみ率（%）※2	
					各試験片	平均
改良ＥＰＤＭ	200℃		蒸気	168 時間		

※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。



ガスケット試験体に事故後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を照射する。

実機フランジの形状を模擬した試験装置により，シビアアクシデントを想定した温度，圧力条件でのリーク試験を実施する。

第 1 図　実機フランジ模擬試験の試験フロー

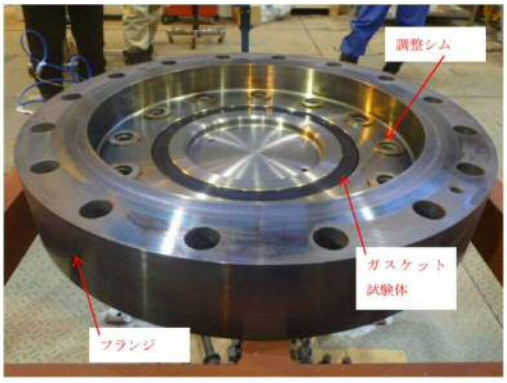
1．試験装置

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

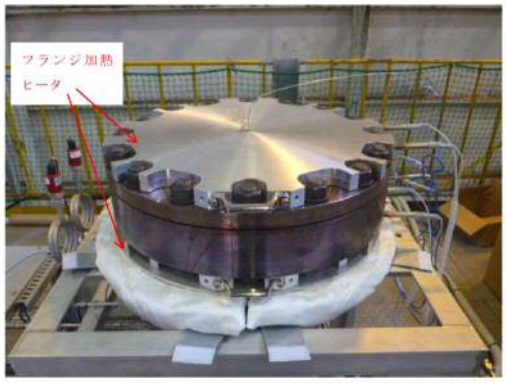
たリーク量をガスケット径比で補正することで実機フランジにおけるリーク量として適用できる。

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 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 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。

第 1 表　シビアアクシデント条件での試験結果

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（[redacted]）	200℃	168 時間	0mm	無
2	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	250℃	96 時間	0mm	無
3	改良ＥＰＤＭ（[redacted]）	300℃	24 時間	0mm	無

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

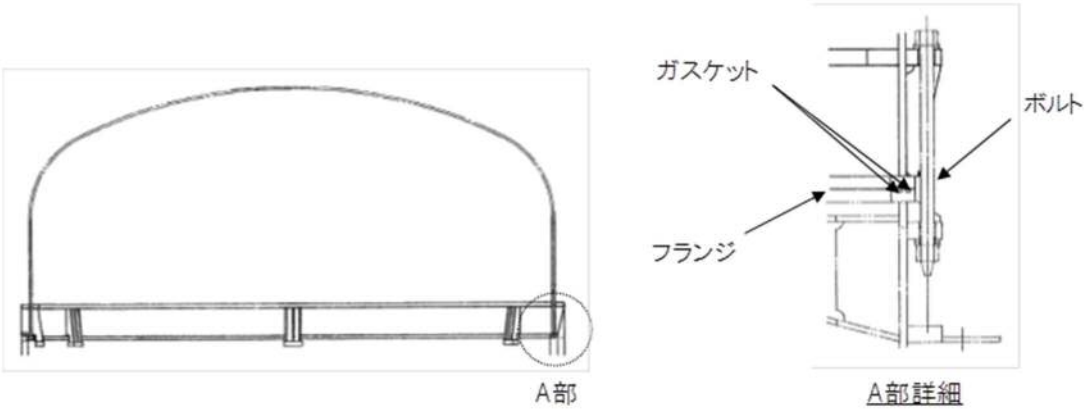
改良ＥＰＤＭ製シール材については，シール機能の性能確認として圧縮永久ひずみ試験に加えて，実機フランジを模擬した試験装置（「実機フランジ模擬試験装置」という。）を用いてシール機能を確認している。

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

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

単位：mm

	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。

第２表　実機フランジのガスケット径

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	

［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。

第３表　実機フランジにおける漏えい量の推定結果

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(D_1)	
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($\alpha=D_0/D_1$)	
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)	

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。

① 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。

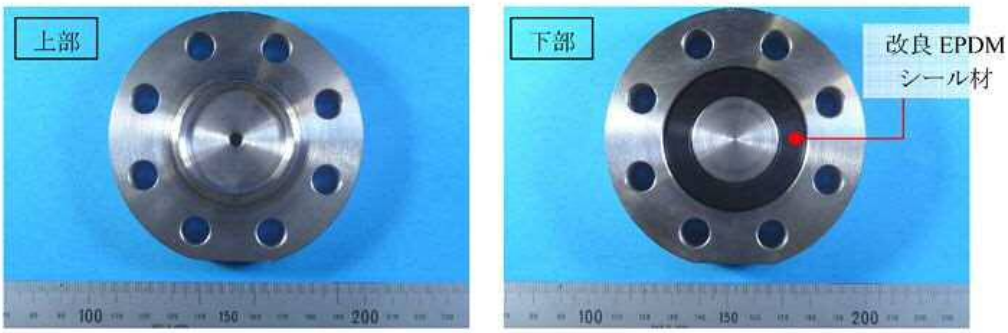
③ Ｈｅ気密確認試験

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

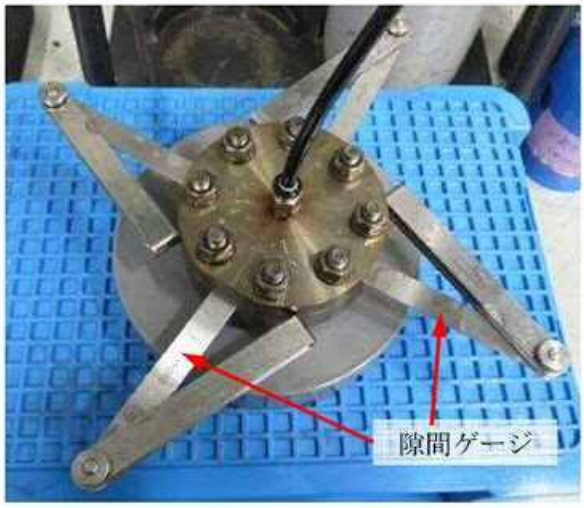


第2図　試験治具及びシール材外観

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５図　Ｈｅ気密確認試験状況

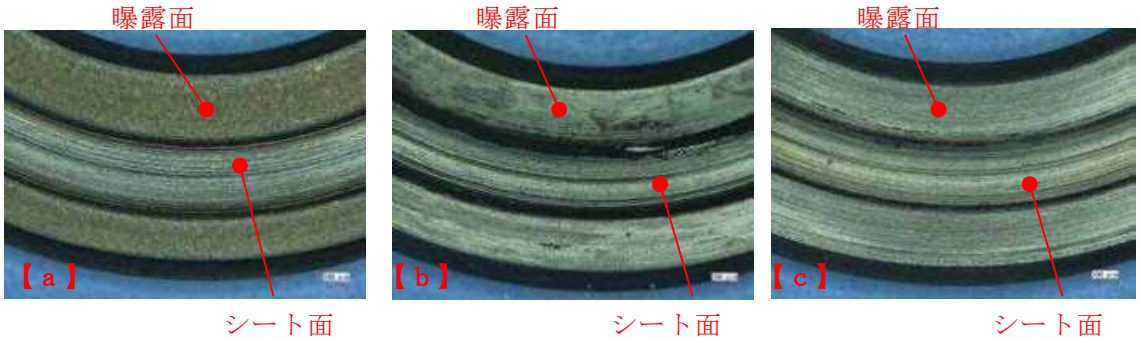


第６図　開口模擬したＨｅ気密試験
（隙間ゲージ使用）

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℃，168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気1MPa，250℃，168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気1MPa，250℃，168時間	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし



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

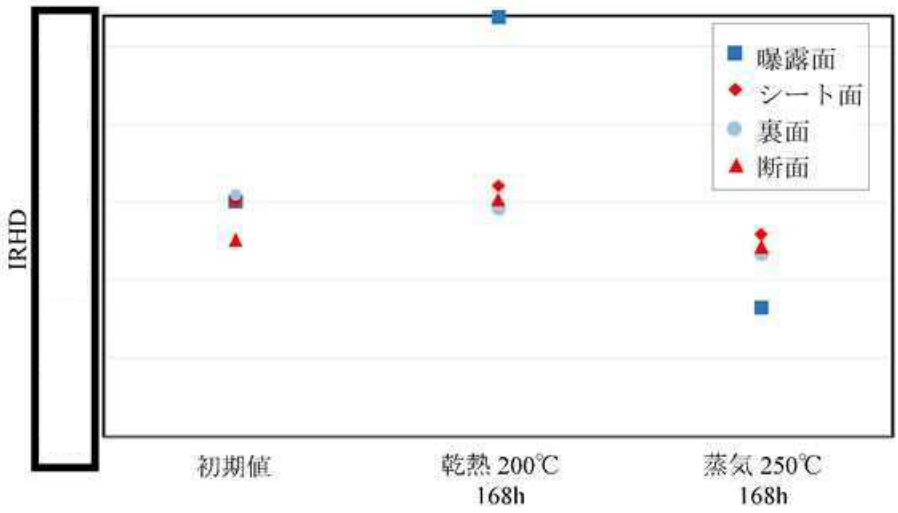
試験後のシール材のＦＴ－ＩＲ分析結果を第8図，第9図に示す。ＦＴ－ＩＲ分析では赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して，試料に赤外線を照射して透過又は反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温曝露中に空気が直接接触する位置（曝露面）では，ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが，その他の分析位置，曝露条件では顕著な劣化は認められなかった。

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）

⑥ 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。

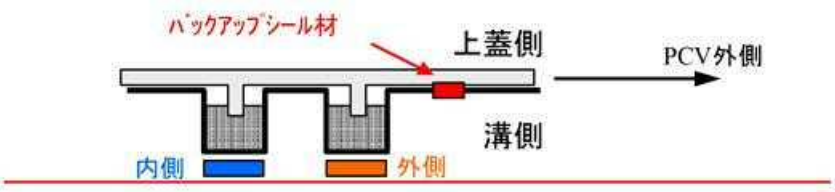


第10図　硬さ測定結果

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。

①γ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γ線照射を実施した。

照射実績は，雰囲気線量8.19kGy／h，8.27kGy／h，累積照射量819kGy，827kGy であった。

②高温曝露

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，Ｈｅ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。

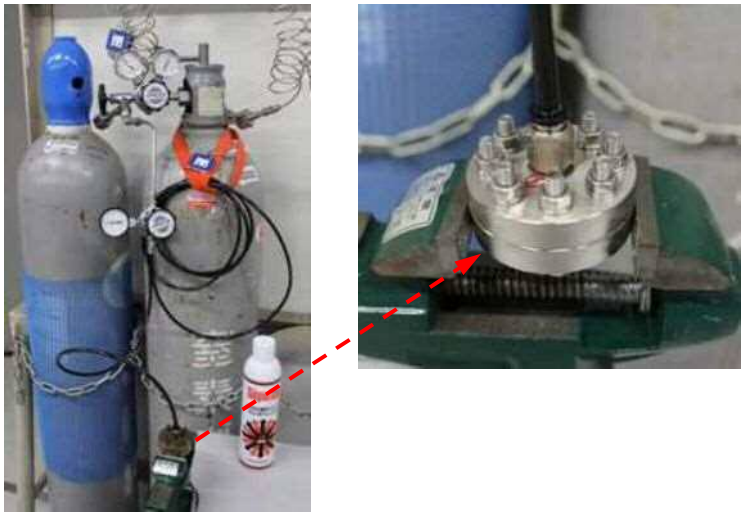
⑤ ＦＴ－ＩＲ分析

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

第1表　Ｈｅ気密確認試験結果（高温曝露後）

No.	高温曝露 条件	0.2MPa	0.3MPa	0.4MPa	0.5MPa	0.62MPa	γ線 照射量
1	300℃，73時間	○	○	○	○	○	827kGy
2	350℃，73時間	○	○	○	○	○	827kGy

○：リーク及び圧力降下なし

第2表　Ｈｅ気密確認試験結果（蒸気曝露後）

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

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

第３表　開口模擬後Ｈｅ気密確認試験結果

No.	塗布厚さ	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	備考
1	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
2	5.0mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
3	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.9mm	○	○	○	

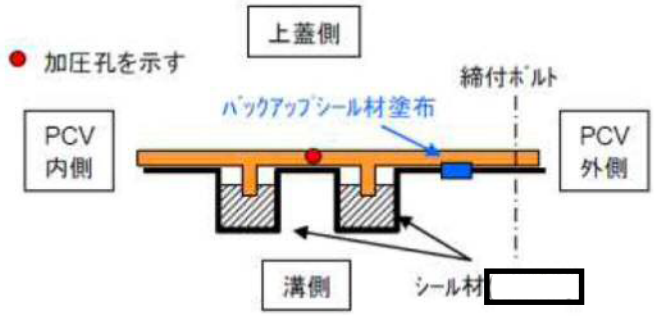
○：リーク及び圧力降下なし

３）実機適用性試験

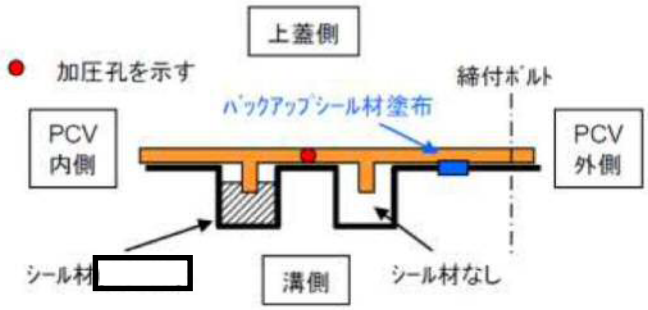
実機フランジは直径が大きく塗布長さが長いため，実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が担保出来るか否か，また，既存のシール材との干渉の有無を確認するため，バックアップシール材の塗布と局所漏えい試験を実施した。

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。

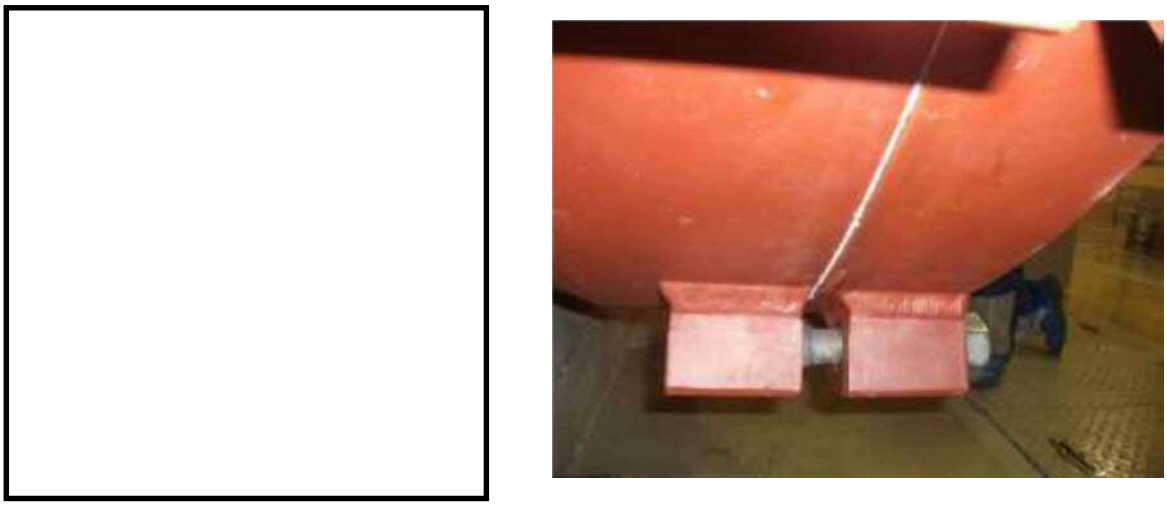
なお，バックアップシール材の塗布時には，塗布厚さが1～1.5mm程度となる様に治具を用いて作業を実施した（第11図参照）。



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。

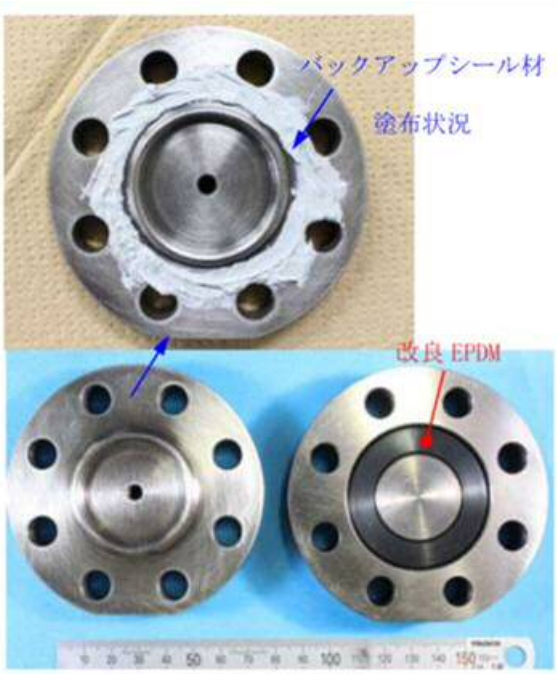
また，試験体の状況（改良ＥＰＤＭ製シール材＋バックアップシール材塗布）を第12図に示す。

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　Ｈｅ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	○	○	○
2	乾熱 200℃	45	1,080時間	○	○	○
3	乾熱 200℃	60	1,440時間	○	○	○
4	乾熱 200℃	75	1,800時間	○	○	○
5	乾熱 200℃	90	2,160時間	○	○	○
6	乾熱 200℃	105	2,520時間	○	○	○

○：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。

第5表　バックアップシール材の塗布条件

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

（４）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ＥＰＤＭ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[redacted]，厚さ[redacted]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[redacted]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。

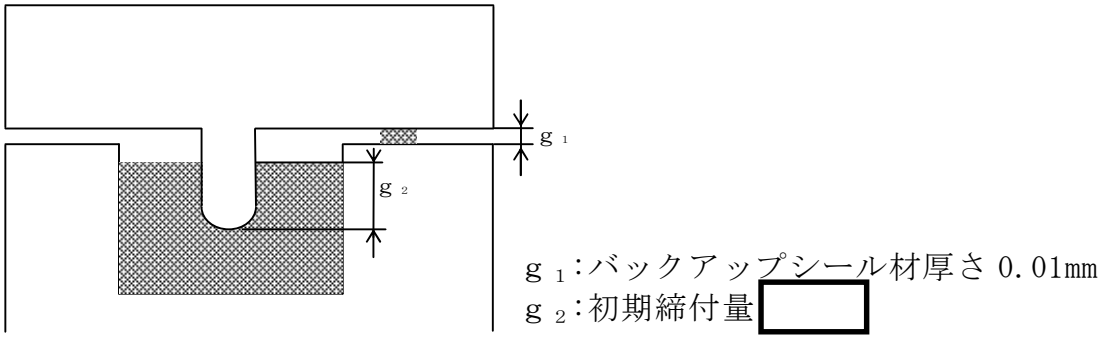
① 開口量評価

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ヘッドフランジにて 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－開口量

＝（[redacted]）―（0.01mm）―（[redacted]）

＝ [redacted] ＞ 0mm



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	[redacted]	[redacted]	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，

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。

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℃）

第１表　圧縮永久ひずみ試験※1 結果（改良ＥＰＤＭ製）

試験温度	200℃
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

※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	・ＪＩＳ Ｋ 6262 の結果に基づき，ひずみ率[redacted]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，ＪＩＳ Ｋ 6262 の結果に基づき，ひずみ率[redacted]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[redacted]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

率の最大値は[　　]であった。

第 3 表　統計学的に算出した圧縮永久ひずみ率

試験 No.	ひずみ率	平均値	標準偏差 σ	平均値＋2 σ
1	[　　]	[　　]	[　　]	[　　]
2	[　　]			
3	[　　]			
4	[　　]			

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：ＪＩＳ 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[redacted](試験条件[redacted])の試験時は，測定値のばらつきが[redacted]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，[redacted](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	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{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 μ	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。

$$t_i = \frac{|x_i - \mu|}{s} \qquad \text{（式(1)）}$$

ここで，

x_i：検査値（i＝1, 2, ・・・・, 12）

μ：標本平均

s：不偏標準偏差

t_i：検定統計量（i＝1, 2, ・・・・, 12）

$$\tau = (n-1)\cdot\sqrt{\frac{t_{\alpha/n}{}^2}{n(n-2)+n\cdot t_{\alpha/n}{}^2}} \qquad \text{（式(2)）}$$

ここで，

n：データ数

$t_{\alpha/n}$：自由度（n－2）の t 分布の上側 100α/n%値

（α＝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 μ＝□，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。

このときの検定統計量 t_4 は以下のとおりである。

$$t_4 = \frac{|x_4 - \mu|}{s} = \boxed{} = \boxed{}$$

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 $100\alpha/n$%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。

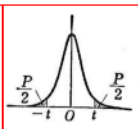
$2\cdot\ \alpha/n = 2\cdot 0.05/12$

t 表

$\phi,\ P\rightarrow t$

（自由度 ϕ と両側確率 P とから t を求める表）

$$P = 2\int_t^{\infty}\frac{\Gamma\left(\frac{\phi+1}{2}\right)dv}{\sqrt{\phi\pi}\,\Gamma\left(\frac{\phi}{2}\right)\left(1+\frac{v^2}{\phi}\right)^{\frac{\phi+1}{2}}}$$



ϕ \ P	0.50	0.40	0.30	0.20	0.10	0.05	0.02	0.01	0.001	P / ϕ
1	1.000	1.376	1.963	3.078	6.314	12.706	31.821	63.657	636.619	1
2	0.816	1.061	1.386	1.886	2.920	4.303	6.965	9.925	31.598	2
3	0.756	0.978	1.250	1.638	2.353	3.182	4.541	5.841	12.941	3
4	0.741	0.941	1.190	1.533	2.132	2.776	3.747	4.604	8.610	4
5	0.727	0.920	1.156	1.476	2.015	2.571	3.365	4.032	6.859	5
6	0.718	0.906	1.134	1.440	1.943	2.447	3.143	3.707	5.959	6
7	0.711	0.896	1.119	1.415	1.895	2.365	2.998	3.499	5.405	7
8	0.706	0.889	1.108	1.397	1.860	2.306	2.896	3.355	5.041	8
9	0.703	0.883	1.100	1.383	1.833	2.262	2.821	[illegible]	[illegible]81	9
10	0.700	0.879	1.093	1.372	1.812	2.228	2.764	3.28	[illegible]87	10
11	0.697	0.876	1.088	1.363	1.796	2.201	2.718	3.106	4.437	11
12	0.695	0.873	1.083	1.356	1.782	2.179	2.681	3.055	4.318	12
13	0.694	0.870	1.079	1.350	1.771	2.160	2.650	3.012	4.221	13
14	0.692	0.868	1.076	1.345	1.761	2.145	2.624	2.977	4.140	14
15	0.691	0.866	1.074	1.341	1.753	2.131	2.602	2.947	4.073	15
16	0.690	0.865	1.071	1.337	1.746	2.120	2.583	2.921	4.015	16
17	0.689	0.863	1.069	1.333	1.740	2.110	2.567	2.898	3.965	17
18	0.688	0.862	1.067	1.330	1.734	2.101	2.552	2.878	3.922	18
19	0.688	0.861	1.066	1.328	1.729	2.093	2.539	2.861	3.883	19
20	0.687	0.860	1.064	1.325	1.725	2.086	2.528	2.845	3.850	20
21	0.686	0.859	1.063	1.323	1.721	2.080	2.518	2.831	3.819	21
22	0.686	0.858	1.061	1.321	1.717	2.074	2.508	2.819	3.792	22
23	0.685	0.858	1.060	1.319	1.714	2.069	2.500	2.807	3.767	23
24	0.685	0.857	1.059	1.318	1.711	2.064	2.492	2.797	3.745	24
25	0.684	0.856	1.058	1.316	1.708	2.060	2.485	2.787	3.725	25
26	0.684	0.856	1.058	1.315	1.706	2.056	2.479	2.779	3.707	26
27	0.684	0.855	1.057	1.314	1.703	2.052	2.473	2.771	3.690	27
28	0.683	0.855	1.056	1.313	1.701	2.048	2.467	2.763	3.674	28
29	0.683	0.854	1.055	1.311	1.699	2.045	2.462	2.756	3.659	29
30	0.683	0.854	1.055	1.310	1.697	2.042	2.457	2.750	3.646	30
40	0.681	0.851	1.050	1.303	1.684	2.021	2.423	2.704	3.551	40
60	0.679	0.848	1.046	1.296	1.671	2.000	2.390	2.660	3.460	60
120	0.677	0.845	1.041	1.289	1.658	1.980	2.358	2.617	3.373	120
∞	0.674	0.842	1.036	1.282	1.645	1.960	2.326	2.576	3.291	∞

$n-2=12-2$

（出典：推計学入門演習（産業図書株式会社））

以上より，平均値から最も離れた検定値である x_4＝[redacted]に対する検定統計量 t は[redacted]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[redacted]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，χ^2(カイ 2 乗)適合度検定を採用した。

χ^2 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。

χ^2 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。

第６表　改良ＥＰＤＭの圧縮永久ひずみデータ（単位：％）

x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}
平均値：　／不偏標準偏差：											

χ^2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。

第７表　圧縮永久ひずみデータの度数分布表

階級	度数 Ｏｉ	期待度数 Ｅｉ	$(Oi-Ei)^2$／Ｅｉ

階級数：12（自由度：9）　　χ^2値

第 2 図　圧縮永久ひずみデータのヒストグラム

χ^2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。

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

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

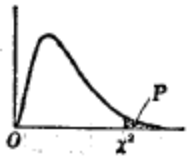
χ^2適合度検定では，標本データより求めたχ^2値が，データの自由度（階級数－制約数）に対するχ^2分布表の値よりも小さければ，正規分布に従っている（正規性がある）と判定される。自由度 9，上側確率 5%に対するχ^2分布表の値は 16.92 であり，12 個のデータに基づくχ^2値 $\boxed{}$ は 16.92 よりも小さいため，第 6 表に示す圧縮永久ひずみデータに対する正規性を示すとの仮定は棄却されなかった。

χ^2 表

$\phi,\ P \rightarrow \chi^2$

（自由度 ϕ と上側確率 P とから χ^2 を求める表）

$$P = \int^{\infty} \frac{1}{\chi^2\ \Gamma\left(\frac{\phi}{2}\right)} e^{-\frac{X}{2}} \left(\frac{X}{2}\right)^{\frac{\phi}{2}-1} \frac{dX}{2}$$



ϕ \ P	.995	.99	.975	.95	.90	.75	.50	.25	.10	.05	.025	.01	.005	P / ϕ
1	0.0^4393	0.0^3157	0.0^9982	0.0^23	0.0158	0.102	0.455	1.323	2.71	3.84	5.02	6.63	7.88	1
2	0.0100	0.0201	0.0506	0.103	0.211	0.575	1.386	2.77	4.61	5.99	7.38	9.21	10.60	2
3	0.0717	0.115	0.216	0.352	0.584	1.213	2.37	4.11	6.25	7.81	9.35	11.34	12.84	3
4	0.207	0.297	0.484	0.711	1.064	1.923	3.36	5.39	7.78	9.49	11.14	13.28	14.86	4
5	0.412	0.554	0.831	1.145	1.610	2.67	4.35	6.63	9.24	11.07	12.83	15.09	16.75	5
6	0.676	0.872	1.237	1.635	2.20	3.45	5.35	7.84	10.64	12.59	14.45	16.81	18.55	6
7	0.989	1.239	1.690	2.17	2.83	4.25	6.35	9.04	12.02	14.07	16.01	18.48	20.3	7
8	1.344	1.646	2.18	2.73	3.49	5.07	7.34	10.22	13.36	15.51	17.53	20.1	22.0	8
9	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
10	2.16	2.56	3.25	3.94	4.87	6.74	9.34	12.55	15.99	18.31	20.5	23.2	25.2	10
11	2.60	3.05	3.82	4.57	5.58	7.58	10.34	13.70	17.28	19.68	21.9	24.7	26.8	11
12	3.07	3.57	4.40	5.23	6.30	8.44	11.34	14.85	18.55	21.0	23.3	26.2	28.3	12
13	3.57	4.11	5.01	5.89	7.04	9.30	12.34	15.98	19.81	22.4	24.7	27.7	29.8	13
14	4.07	4.66	5.63	6.57	7.79	10.17	13.34	17.12	21.1	23.7	26.1	29.1	31.3	14
15	4.60	5.23	6.26	7.26	8.55	11.04	14.34	18.25	22.3	25.0	27.5	30.6	32.8	15
16	5.14	5.81	6.91	7.96	9.31	11.91	15.34	19.37	23.5	26.3	28.8	32.0	34.3	16
17	5.70	6.41	7.56	8.67	10.09	12.79	16.34	20.5	24.8	27.6	30.2	33.4	35.7	17
18	6.26	7.01	8.23	9.39	10.86	13.68	17.34	21.6	26.0	28.9	31.5	34.8	37.2	18
19	6.84	7.63	8.91	10.12	11.65	14.56	18.34	22.7	27.2	30.1	32.9	36.2	38.6	19
20	7.43	8.26	9.59	10.85	12.44	15.45	19.34	23.8	28.4	31.4	34.2	37.6	40.0	20
21	8.03	8.90	10.28	11.59	13.24	16.34	20.3	24.9	29.6	32.7	35.5	38.9	41.4	21
22	8.64	9.54	10.98	12.34	14.04	17.24	21.3	26.0	30.8	33.9	36.8	40.3	42.8	22
23	9.26	10.20	11.69	13.09	14.85	18.14	22.3	27.1	32.0	35.2	38.1	41.6	44.2	23
24	9.89	10.86	12.40	13.85	15.66	19.04	23.3	28.2	33.2	36.4	39.4	43.0	45.6	24
25	10.52	11.52	13.12	14.61	16.47	19.94	24.3	29.3	34.4	37.7	40.6	44.3	46.9	25
26	11.16	12.20	13.84	15.38	17.29	20.8	25.3	30.4	35.6	38.9	41.9	45.6	48.3	26
27	11.81	12.88	14.57	16.15	18.11	21.7	26.3	31.5	36.7	40.1	43.2	47.0	49.6	27
28	12.46	13.56	15.31	16.93	18.94	22.7	27.3	32.6	37.9	41.3	44.5	48.3	51.0	28
29	13.12	14.26	16.05	17.71	19.77	23.6	28.3	33.7	39.1	42.6	45.7	49.6	52.3	29
30	13.79	14.95	16.79	18.49	20.6	24.5	29.3	34.8	40.3	43.8	47.0	50.9	53.7	30
40	20.7	22.2	24.4	26.5	29.1	33.7	39.3	45.6	51.8	55.8	59.3	63.7	66.8	40
50	28.0	29.7	32.4	34.8	37.7	42.9	49.3	56.3	63.2	67.5	71.4	76.2	79.5	50
60	35.5	37.5	40.5	43.2	46.5	52.3	59.3	67.0	74.4	79.1	83.3	88.4	92.0	60
70	43.3	45.4	48.8	51.7	55.3	61.7	69.3	77.6	85.5	90.5	95.0	100.4	104.2	70
80	51.2	53.5	57.2	60.4	64.3	71.1	79.3	88.1	96.6	101.9	106.6	112.3	116.3	80
90	59.2	61.8	65.6	69.1	73.3	80.6	89.3	98.6	107.6	113.1	118.1	124.1	128.3	90
100	67.3	70.1	74.2	77.9	82.4	90.1	99.3	109.1	118.5	124.3	129.6	135.8	140.2	100
y_P	-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	y_P

（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。

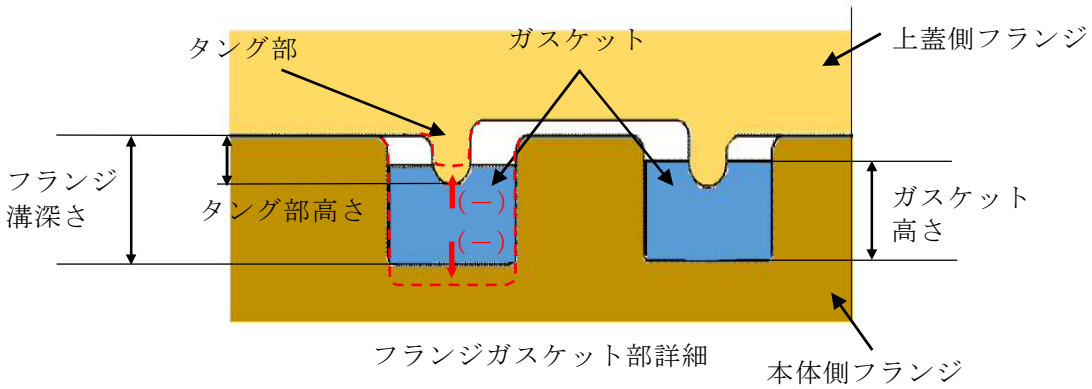
製作公差がトップヘッドフランジの開口量評価に影響する箇所は，シール材を締め付ける部位の開口方向の製作公差であるため，ガスケット溝深さ，タング部高さ及びガスケット高さが該当する（第 3 図参照）。これらの製作公差を第 8 表に示す。

第８表　製作公差を考慮したガスケットの押し込み量

部位	公称値	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表より，製作公差を考慮したガスケットの押し込み量は，

□（公称値）－□（公差）＝□と評価できる。

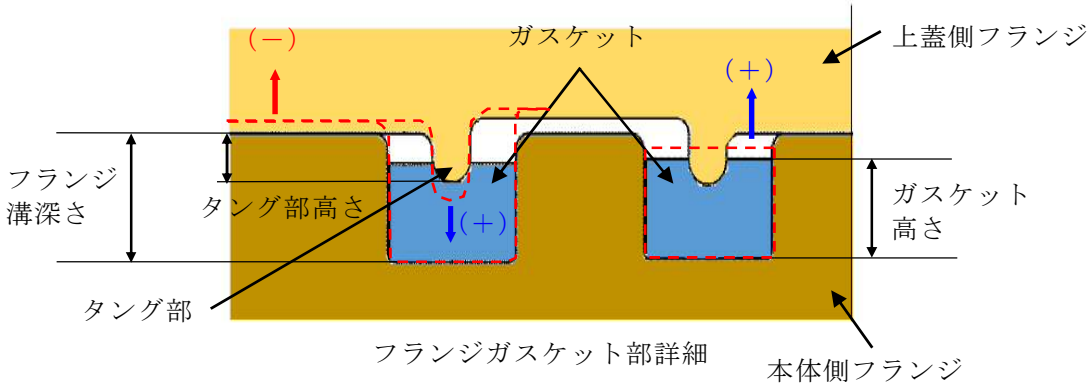


第３図　製作公差の概要（赤点線：製作公差のイメージ）

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。

第９表　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４図　熱膨張変位の概要（赤点線：熱膨張のイメージ）

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)

α：材料の熱膨張係数(mm/mm･℃)

鋼材＝11.85×10^{-6}，ガスケット＝

Δｔ：据付状態から評価温度までの温度差(℃)(＝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。

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[redacted]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，[redacted]－[redacted]＝[redacted]と評価できる。

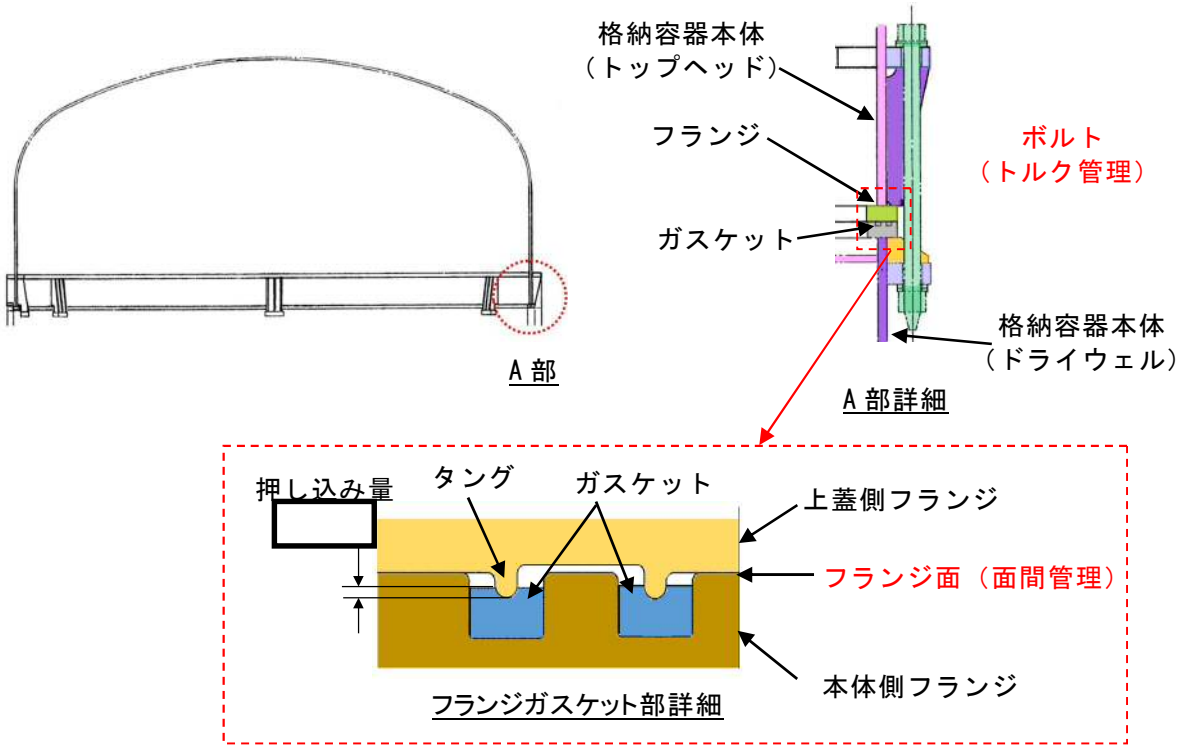
以上の結果から，シール部の構造，寸法及び材料のばらつきを考慮した評価は第 10 表の通りとなり，ばらつきを保守側に積み上げて評価した場合においても，内側・外側ともシール機能は維持されることを確認した。

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

評価		押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量 (2Pd)	評価結果
公称値	内側	[redacted]				○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

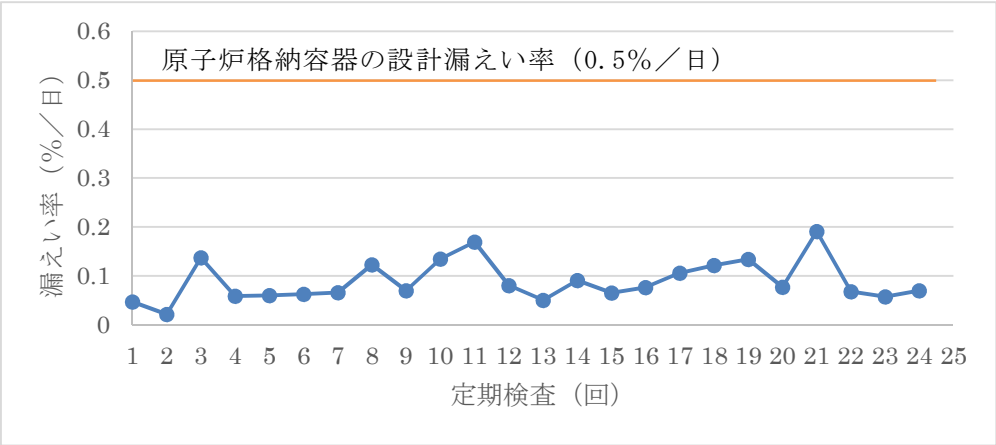
（２）トップヘッドフランジの施工管理について

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図に示す。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。

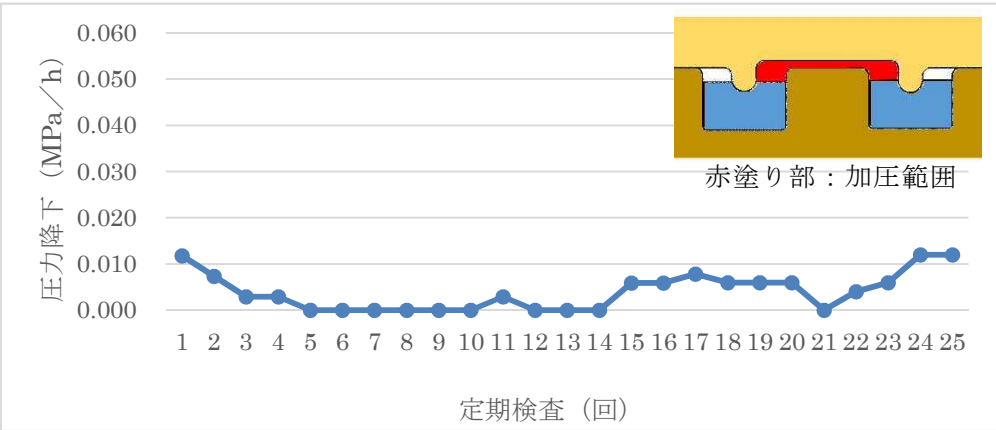


第５図　トップヘッドフランジ部の構造

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 図に示す。



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

（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。

第 11 表　機器搬入用ハッチのガスケット押し込み量

部位	公称値	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 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		

第 13 表　機器搬入用ハッチの開口量評価結果

評価		押し込み量	ひずみ率	許容 開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※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	公称値	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		

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

評価		押し込み量	ひずみ率	許容開口量	開口量	評価結果
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※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	公称値	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		
熱膨張変位合計		

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
公称値					○
評価値					○

※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 20 表　閉止板（X-28）のガスケット押し込み量

部位	公称値	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 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
公称値	内側					○
	外側					○
評価値	内側					○
	外側					○

※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口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。

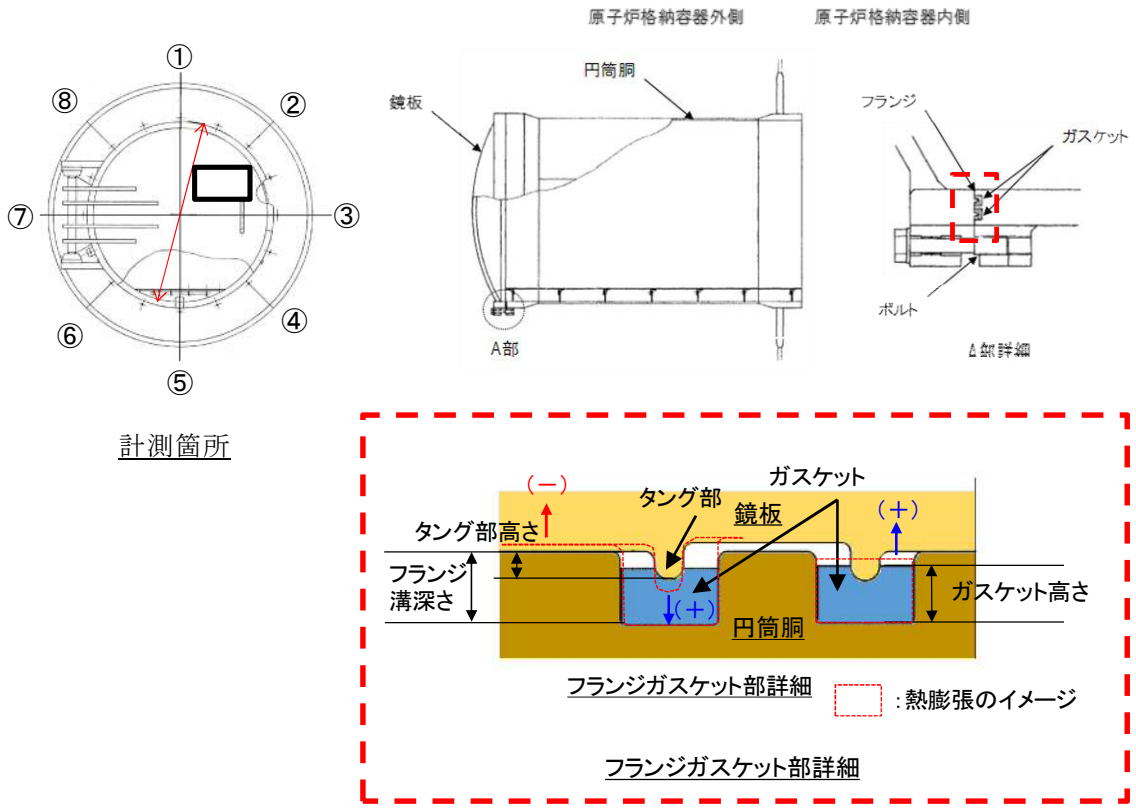
サプレッション・チェンバアクセスハッチの実機フランジ寸法測定の結果，製作公差（[redacted]）に対し，シール部が開口となる方向の製作寸法の誤差は[redacted]以内であった。

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，[redacted]であり，設計の製作公差を用いてシール部の公差を[redacted]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，[redacted]であり，開口量に裕度があることを確認した。



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

測定箇所	設計値［mm］	測定結果　［mm］															
		①		②		③		④		⑤		⑥		⑦		⑧	
		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							

＜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
　　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。

第 25 表　開口量評価における保守性

<table>
<tr><th colspan="2">項目</th><th>保守性</th><th>備考</th></tr>
<tr><td rowspan="3">開口量</td><td rowspan="3">ＦＥＭ解析</td><td>・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。</td><td rowspan="3">・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。</td></tr>
<tr><td>・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。</td></tr>
<tr><td>・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。</td></tr>
<tr><td rowspan="3">許容開口量</td><td>漏えい限界</td><td>・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。</td><td>・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。</td></tr>
<tr><td rowspan="2">ひずみ率</td><td>・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。</td><td></td></tr>
<tr><td>・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。</td><td></td></tr>
</table>

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。

第1表　劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し，60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後2回実施。1サイクルは[redacted]を[redacted]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[redacted]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[redacted]を加える。

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

○：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。

第１表　ＥＰＤＭ材の基本特性

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

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

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／m^3）よりも高濃度のよう素環境下（約 1,000mg／m^3）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。

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。

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。

第 1 表　貫通部に使用する黒鉛製シール材の仕様

対象部位	仕様		
	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

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。

第 1 表　改良ＥＰＤＭ製シール材の基礎特性データの経時変化

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

第 2 表　0～7 日（200℃），7 日～30 日（150℃）の圧縮永久ひずみ試験

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

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。

第３表　改良ＥＰＤＭ製シール材の基礎特性データの経時変化

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ＥＰＤＭ材					3
1－2	改良ＥＰＤＭ材					3
2－1	改良ＥＰＤＭ材					3
2－2	改良ＥＰＤＭ材					3

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）

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。

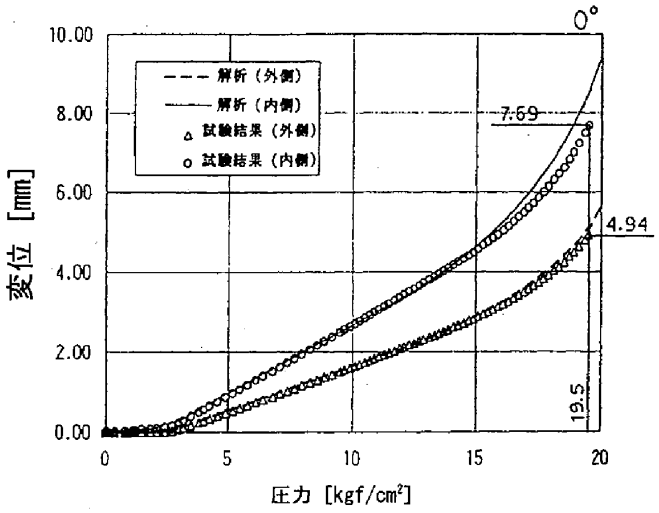
フランジ部の開口量評価では，フランジ部だけではなく，圧力作用面である上鏡板や胴部もモデル化しているため，内圧の増加により，ボルト部にモーメントが生じてフランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると，同時に上鏡板や胴部の幾何学形状も変化するため，ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し，結果として，内圧の増加に対する

開口挙動が曲線的に変化する。

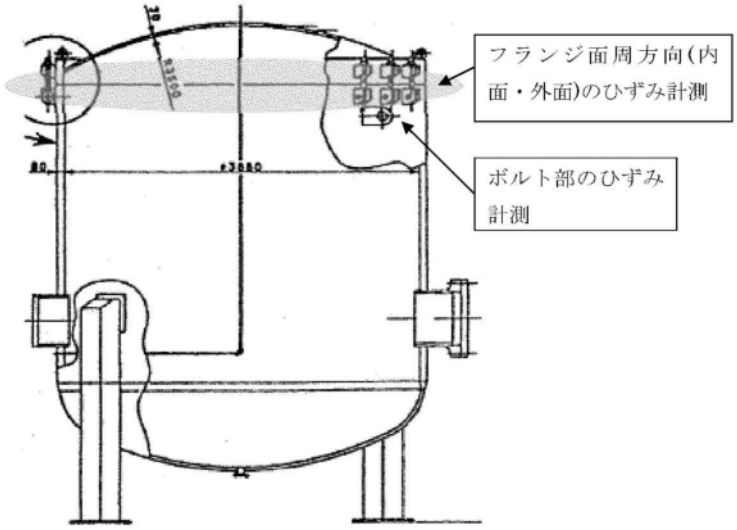
以上より，ＦＥＭ解析を用いて実施したトップヘッドフランジの開口量評価により，実機の挙動を適切に評価することが可能である。

第１図　トップヘッドフランジ部の解析モデル

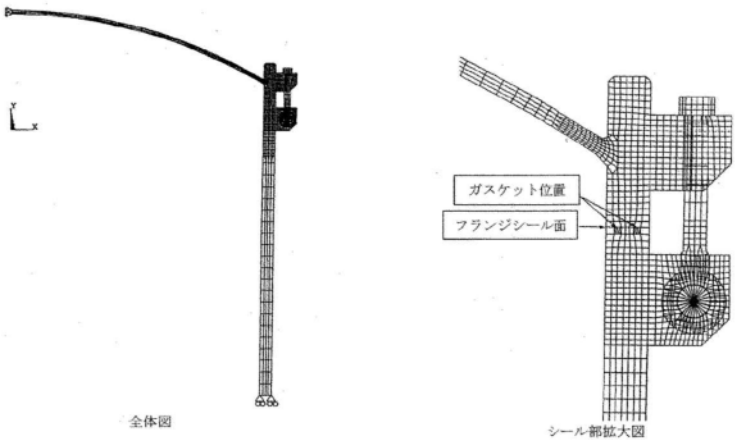
第２図　トップヘッドフランジ部における圧力－開口量の関係



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

第１表　ＮＵＰＥＣ解析モデルと当社解析モデルの比較

解析項目	ＮＵＰＥＣ解析モデル	当社解析モデル
解析コード	ＡＮＳＹＳ	ＡＢＡＱＵＳ
モデル化範囲	胴部，上鏡部：軸対称ソリッド要素 ボルト，ブラケット：平面応力要素 フランジシール面：接触要素	格納容器胴部（円筒胴，円錐胴），上鏡部，フランジシール部構成部材（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れた物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，真応力－真ひずみ関係を多直線で近似して用いた。	材料規格に基づく物性値を用いた。 応力ひずみ関係は，ASME B&PV Code Sec. Ⅷ(2012Addenda) Div.2 ANNEX 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方向に拘束，Ｙ方向を自由。胴板下端はＸ方向に自由，Ｙ方向を拘束。	格納容器胴側と底部との取り合いを固定。端部は対称条件を設定。
ボルト初期締め付け荷重	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。
荷重条件	内圧を段階的に負荷し，1.96MPa となるまで解析を実施した。	内圧を段階的に負荷し，発散するまで解析を実施した。

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。

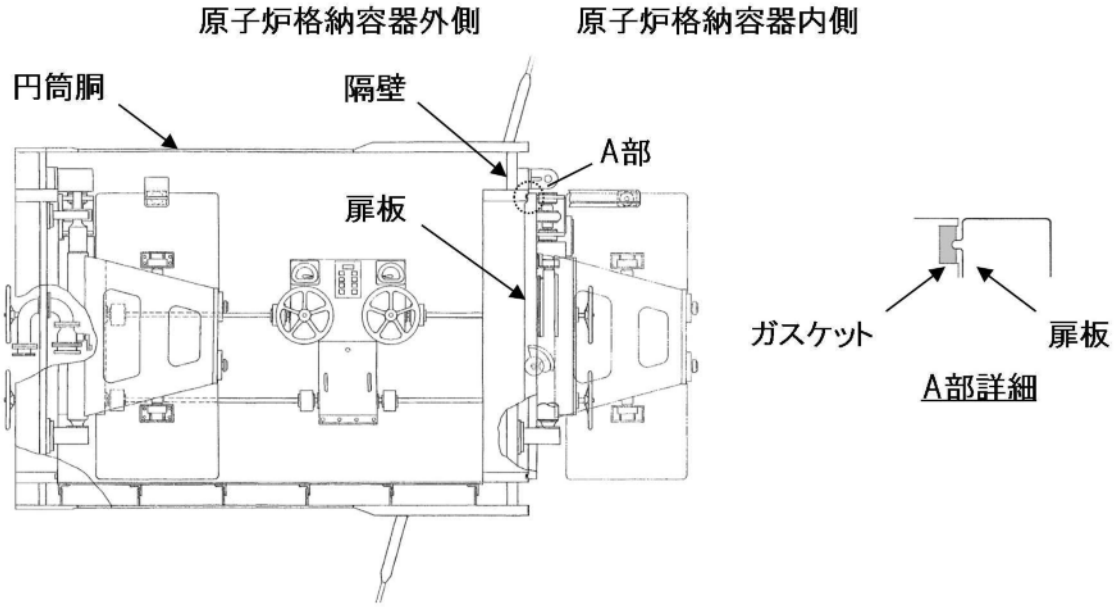
第１表　フランジ部の限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位		開口量 (mm)	許容値 (mm)	裕　度※
トップヘッドフランジ	内側	[redacted]	[redacted]	1.1
	外側			1.4
機器搬入用ハッチ	内側			1.4
	外側			1.8
サプレッション･チェンバアクセスハッチ	内側			4.6
	外側			6.3
所員用エアロック				6.5
閉止フランジ				15.1

※：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。



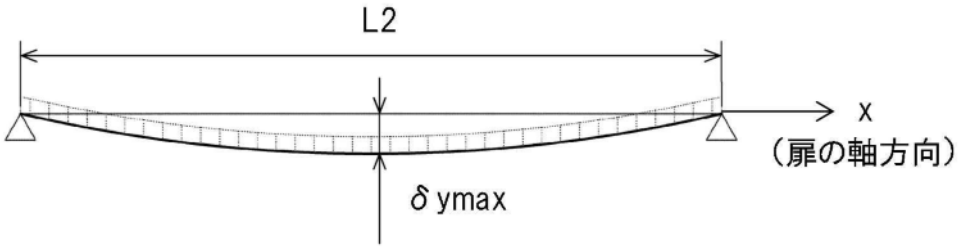
第 1 図　所員用エアロックのシール部構造

1．扉板の変形（たわみ等）について

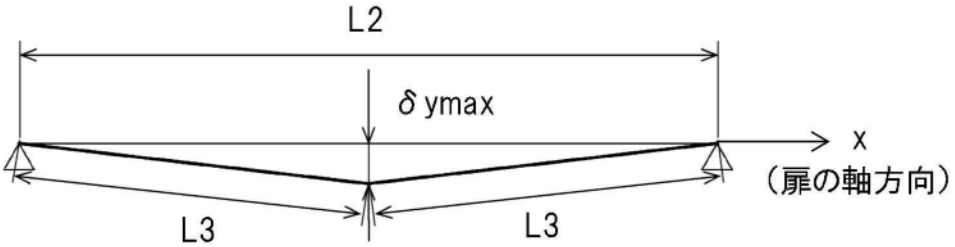
所員用エアロック扉板を第 2 図，第 3 図のように 2 点支持のはりとしてモデル化する。東海第二発電所の所員用エアロック扉板は平板形状であり，扉板の板厚を考慮してモデル化していることから，はりとしてモデル化することは妥当であると考える。また，はりモデルは変位量が保守的となる扉板長辺側をモデル化しており，実際に荷重がかかった際は，上下に加え左右にも

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[redacted]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

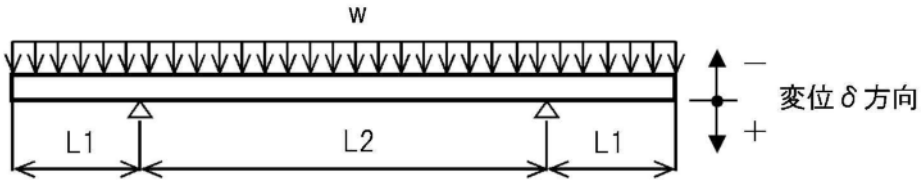


縦軸方向（扉端）の変位量δx は　δx＝2×L3－L2

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δx＝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

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

$$= \square \text{mm}$$

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

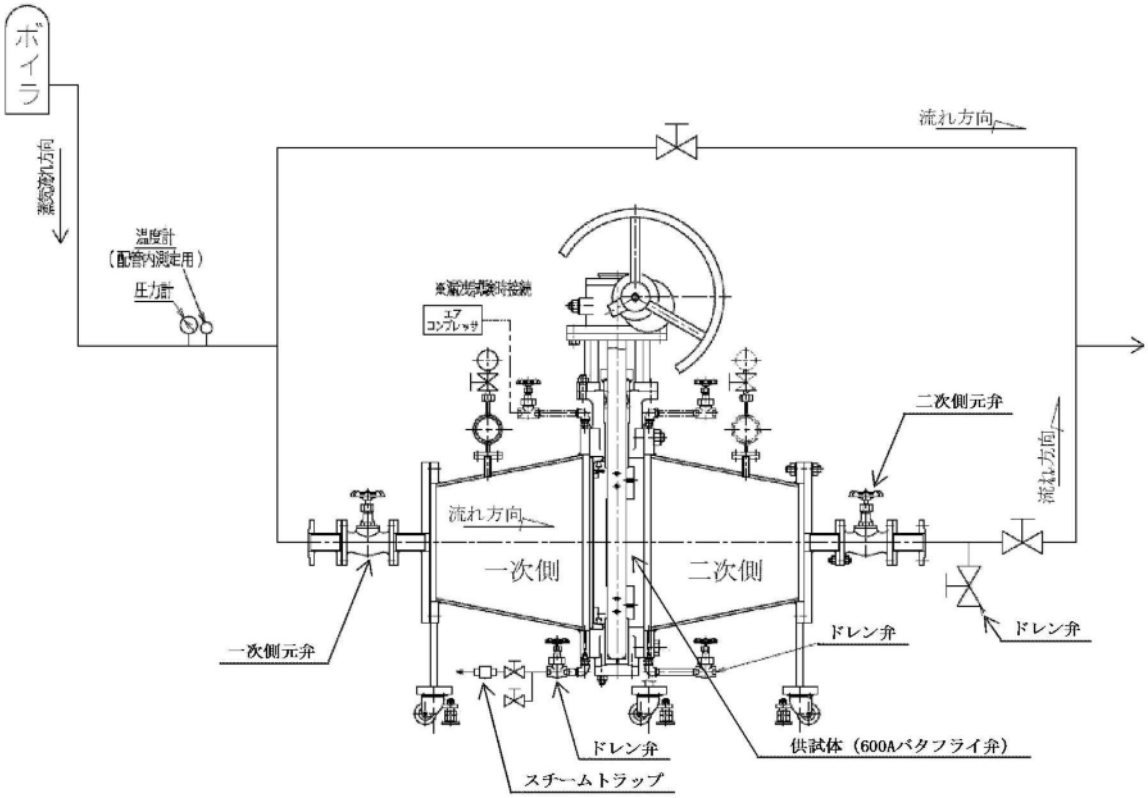
原子炉格納容器隔離弁のうち，バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し，重大事故時環境における耐性向上のため，より耐熱性・耐放射線性に優れたシール材である改良ＥＰＤＭ製シール材を選定し，耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1．試験内容

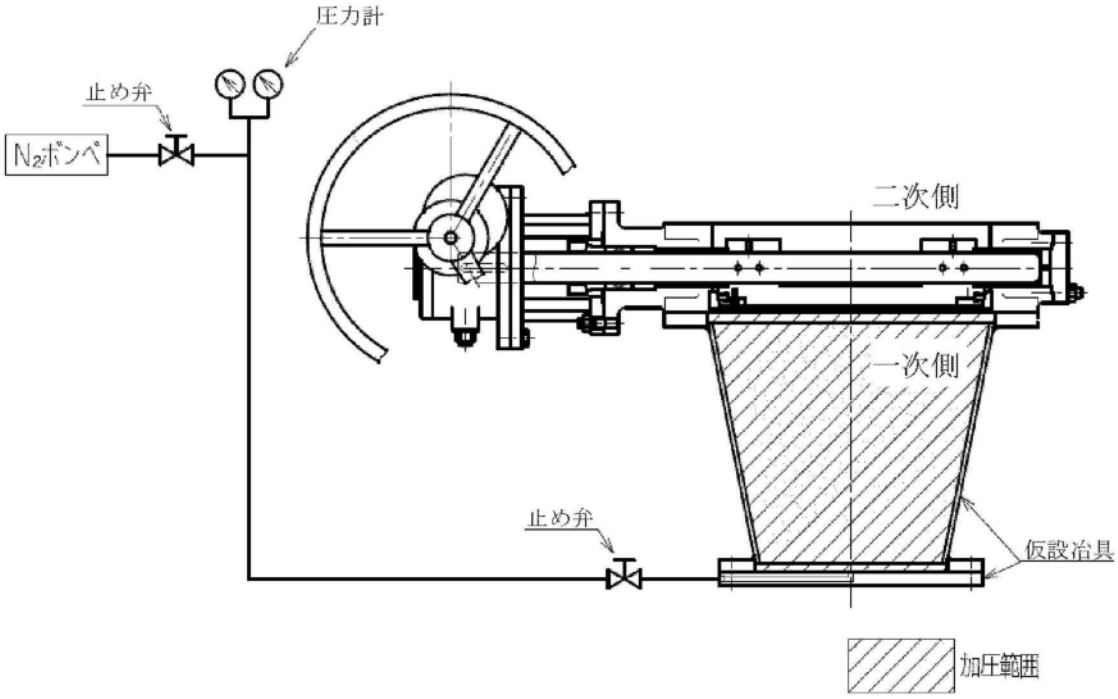
試験フロー及び試験内容を第 1 表に示す。また，第 1 図に蒸気通気試験装置の概要図，第 2 図に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試体とし，弁座シール材に改良ＥＰＤＭ製シール材を適用して，初期性能確認，劣化処理を行った後，200℃における飽和蒸気環境下（BWR の原子炉格納容器の設計圧力の 2 倍（2Pd）以上）で 168 時間，蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後，窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故時環境における格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から，弁は閉弁状態で実施する。重大事故時環境における放射線による劣化と熱による劣化は，シール材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。

第１表　試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度，線量を供試体に加える
↓ 初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する
↓ 機械的劣化処理	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ＥＰＤＭ材	0.62MPa以上	200℃	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ＥＰＤＭ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．ＴＩＰ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．ＴＩＰ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，ＴＩＰ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。

第 1 表　ＴＩＰ火薬切断弁の検査項目

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	ＴＩＰ火薬切断弁の点火回路の健全性確認試験

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。

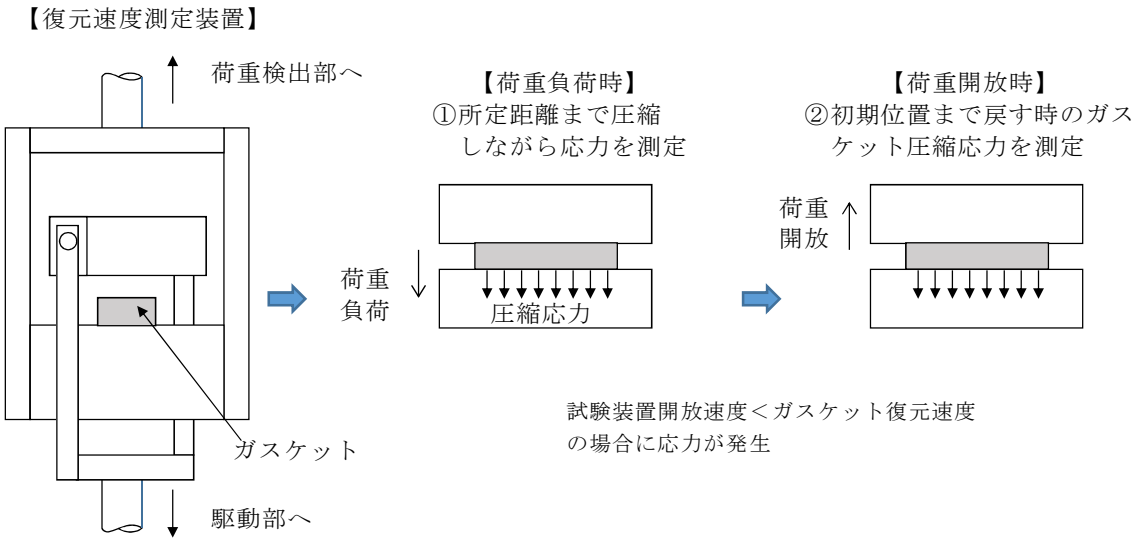
3.1　シール材の形状変化速度

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，ＪＩＳ Ｋ 6254 に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて，フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは，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

力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^{-2}mm／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^{-2}mm／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

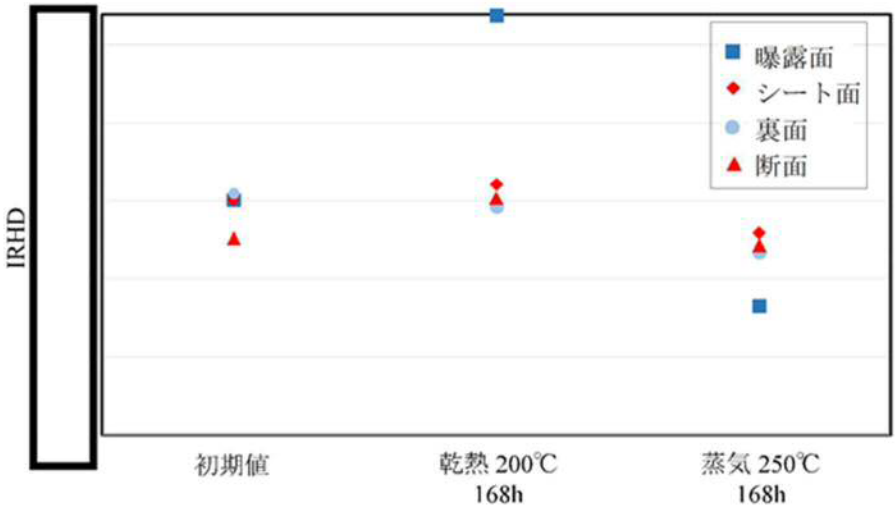
なお，本試験は，劣化していない材料に対して実施したものであるが，参考資料 15 で示す通り，劣化後の圧縮永久ひずみ，硬さ，質量変化率は，大きなばらつきがなく，有意な性状変化が見られていない。また，さらに詳細に劣化による影響を確認するために，劣化後の材料のＦＴ－ＩＲやシート面の硬さに関する検討を行った。その結果，シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

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

4.　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

評価機器	一次応力		
	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

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。

開口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	発生応力			供用状態Ｃにおける評価基準値
2Pd	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
	組合せ応力	$\frac{\sigma_H+\sigma_R}{2}$	94	226
		$\frac{\sigma_H+\sigma_T}{2}$	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_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）	[redacted]
b	フランジ幅（mm）	[redacted]
h	フランジ高さ（mm）	[redacted]
I	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

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_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）	[redacted]
b	フランジ幅（mm）	[redacted]
h	フランジ高さ（mm）	[redacted]
I	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

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：

$\alpha = S / \sigma$

$P = P_D \times \alpha$

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
P	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。

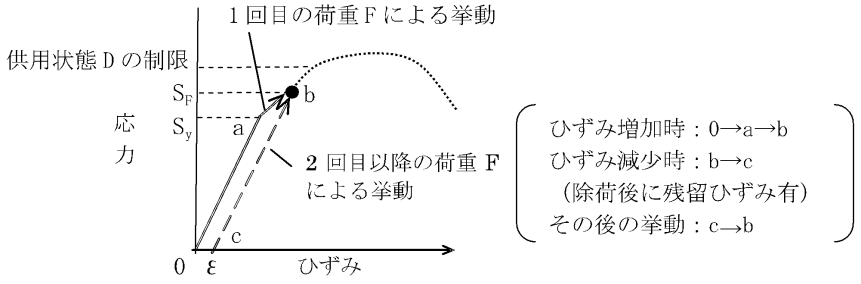
評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けず二次応力を考慮する必要がない場合は，一次応力がSyを超えるか否かで残留ひずみの有無を確認する。この場合，一次応力がSy以下の場合は，除荷後に残留ひずみは生じない（第1図，0→a→0）。Syを超える場合は，除荷後に残留ひずみが生じる（第1図，0→a→b→c）。一次応力は与えられた荷重に対して決定する応力であるため，同じ荷重が作用した場合の発生応力は除荷後も同等であり，評価温度・圧力負荷前と同じ弾性的挙動を示す（第1図，c→b）。また，設計・建設規格の許容値は荷重を変形前の断面積で割った公称応力を基に設定されているため（第2図），設計・建設規格の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。

なお，材料に予めひずみが作用した場合について，作用した予ひずみ（～約19%）だけ応力－ひずみ曲線をシフトしたものと，予ひずみが作用しない材料の応力－ひずみ曲線がほぼ一致するという知見[1]が得られており，十分

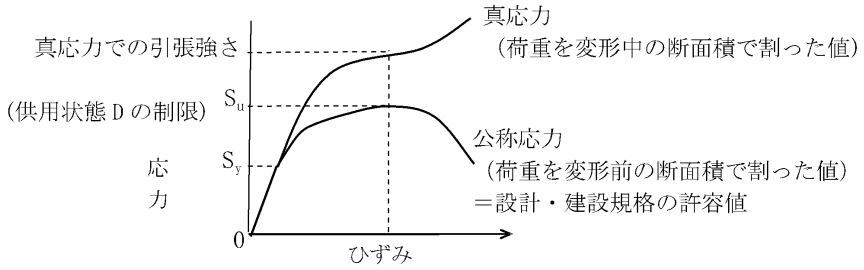
小さな残留ひずみであれば発生応力に与える影響はないと言える。

地震（許容応力状態$\mathrm{IV}_{\mathrm{A}}\mathrm{S}$）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

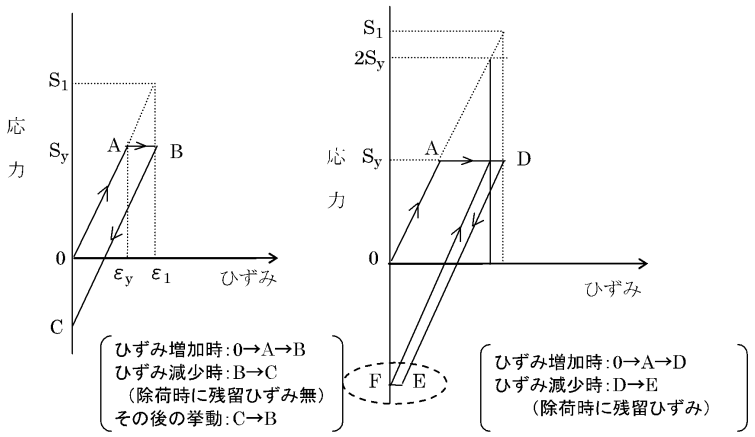
次に，評価温度・圧力負荷時に周囲の部材の変形の影響を受けるため，局部的に発生する二次応力を考慮する必要がある場合は，構造不連続部に発生する二次応力も考慮して，一次＋二次応力で残留ひずみの有無を確認する。

一次＋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→A→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→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_{A}S）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S_1 が2Sy 以下の場合）　（応力S_1 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）

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。

第1表 各部位の評価温度・圧力負荷時の状況

評価部位		評価点	分類	評価値※1	判定値	残留ひずみ有無	備考
原子炉格納容器本体		基部	一次+二次	[redacted]	452MPa (2Sy)	有 (1%未満)	
トップヘッドフランジ		同左	一次	185MPa	226MPa (Sy)	無	
機器搬入用ハッチ		円筒胴	一次	0.62MPa (2Pd)	1.966MPa (Syでの限界圧力)	無	
ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ・ﾁｪﾝﾊﾞｱｸｾｽﾊｯﾁ		同左	一次	0.62MPa (2Pd)	0.708MPa (Syでの限界圧力)	無	
所員用エアロック		隔壁部	一次	195MPa	226MPa (Sy)	無	
配管貫通部	接続配管	同左 (貫通部付近)	一次+二次	169MPa	370MPa (2Sy)	無	
	スリーブ	スリーブ取付部	一次+二次	188MPa	393MPa (2Sy)	無	
	平板類	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	1.534MPa (Syでの限界圧力)	無	
	ｾｰﾌｴﾝﾄﾞ	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 [redacted] ＜1.0)				
電気配線貫通部	アダプタ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	7.795MPa (Syでの限界圧力)	無	
	ヘッダ	同左	一次	0.62MPa (2Pd)	6.133MPa (Syでの限界圧力)	無	
原子炉格納容器隔離弁		弁箱	一次	0.62MPa (2Pd)	1.03MPa (ﾚｰﾃｨﾝｸﾞ設計圧)	無	

※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,「ＪＥＡＣ 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。

・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。

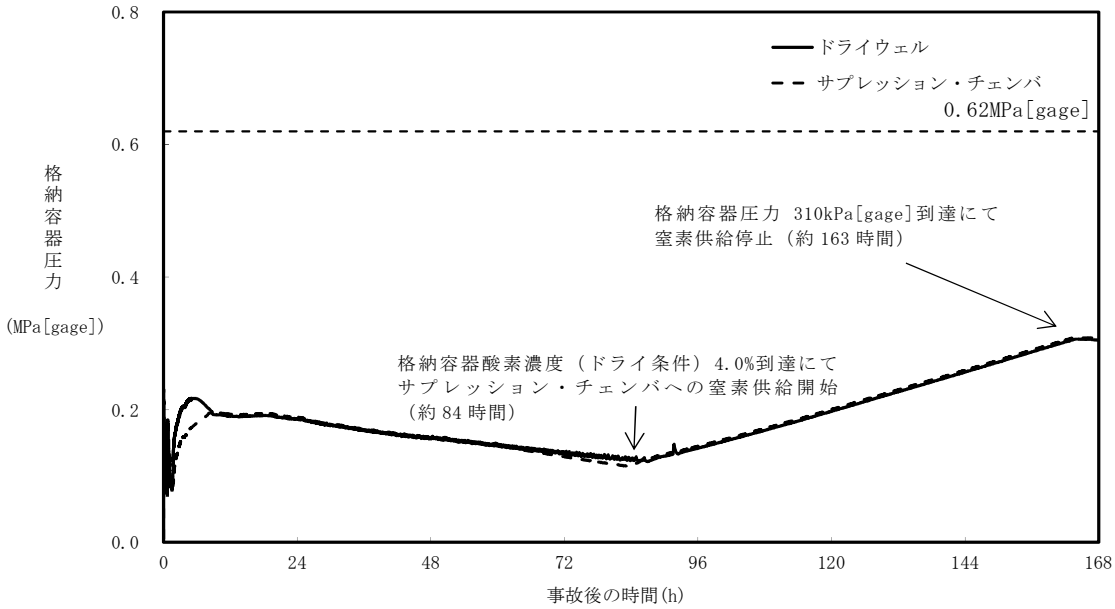
ここでは，200℃，2Pdを適用可能な7日間（168時間）以降においても，有効性評価で得られている厳しい条件を考慮し，格納容器の閉じ込め機能を示す。

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4.0vol%（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

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。

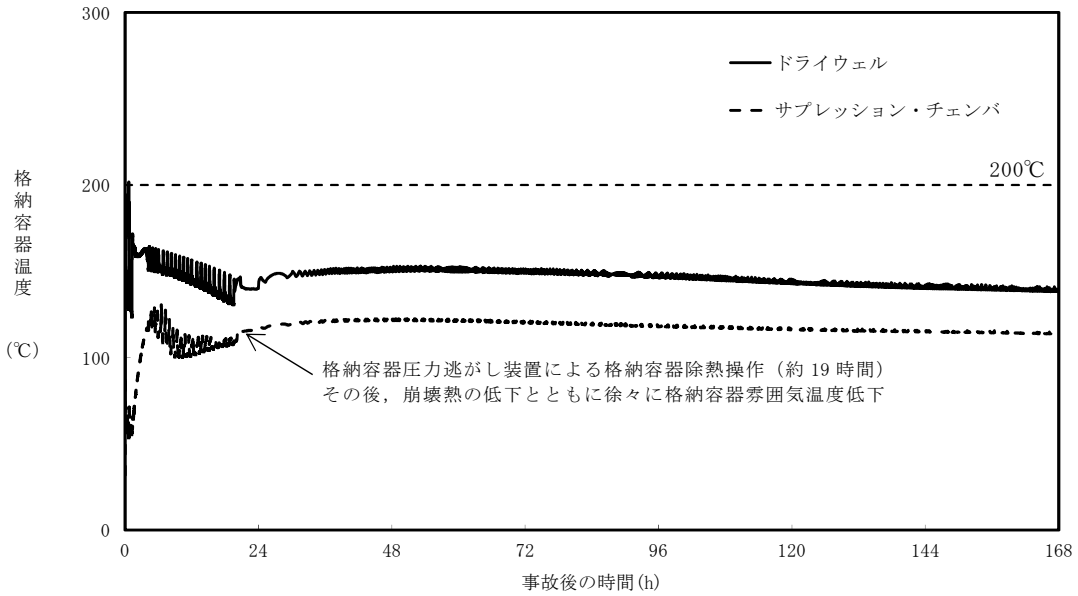


第１図　格納容器圧力（「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）」において代替循環冷却系を使用する場合）

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

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）

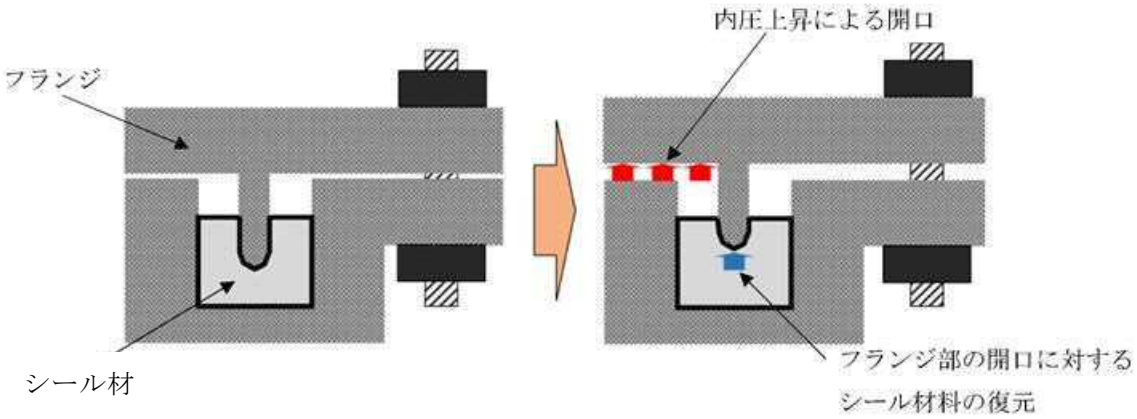
第１表　事故発生後の経過時間と格納容器圧力・温度，累積放射線照射量の関係

事故発生後の経過時間	0～168 時間	168 時間以降
格納容器圧力	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

第２表　格納容器圧力と開口量の関係

フランジ部位	溝	168時間時 1Pd(0.31MPa)	2Pd(0.62MPa)
トップヘッド フランジ	内側		
	外側		
機器搬入用ハッチ	内側		
	外側		
サプレッション・ チェンバアクセス ハッチ	内側		
	外側		

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

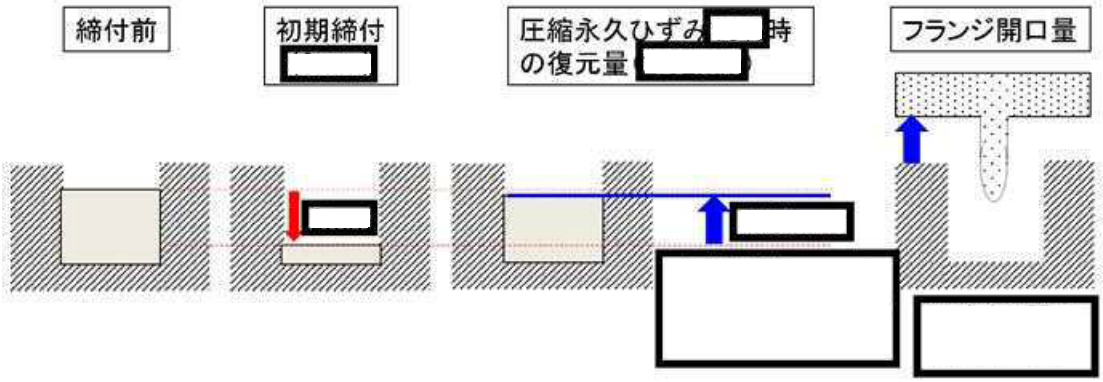
格納容器温度の上昇に伴う，時間経過によるシール材の長期的（格納容器温度が150℃を下回る状況）な影響を調査する。ここでは，トップヘッドフランジや機器搬入用ハッチ等に使用されている改良ＥＰＤＭ製シール材を用いて，168時間以降の温度・時間とシール材料の劣化挙動を確認するため，シール材の基礎特性試験を実施した。試験結果を第3表に示す。

第３表　改良ＥＰＤＭ製シール材の基礎特性データの経時変化

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

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

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ＥＰＤＭ製シール材の基礎特性データにはほとんど変化はなく，経時劣化の兆候は見られない。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。



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4.3vol％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から数十kPaまでの上昇にとどまる。

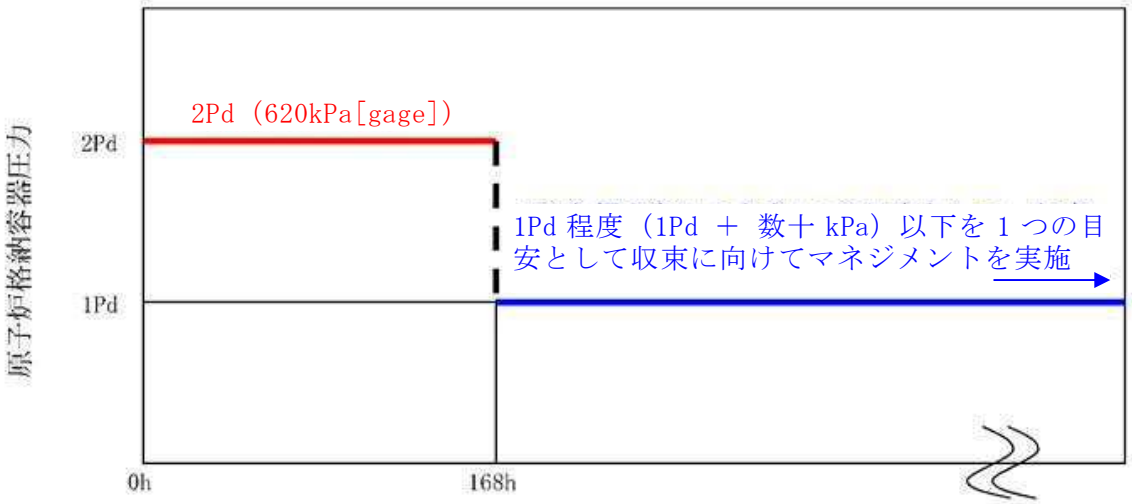
よって，格納容器温度・圧力が評価項目（200℃・2Pd）にて7日間経験してもシール材が問題ないことを確認することで，長期の格納容器閉じ込め機能を確保できる。

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，格納容器圧力・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

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＋数十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4.3vol％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）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径［mm］	厚さｔ［mm］	ｔ／D	高　さ〔EL〕	角度
ハッチ	X-15	ｲｸｲﾌﾟﾒﾝﾄﾊｯﾁ	3658	―※	―※		
	X-16	ﾊﾟｰｿﾈﾙ・ｴｱ・ﾛｯｸ	2400	―※	―※		
	X-28	CRD ﾊｯﾁ	609.6	31.0	0.051		
	X-51	ｱｸｾｽﾊｯﾁ	1982	―※	―※		

※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。

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さｔ［mm］	ｔ／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【プロセス配管貫通部（ドライウェル）】	X-2	RPV ﾍｯﾄﾞｽﾌﾟﾚｲ	22B	29.0	0.052		
	X-3	ﾄﾞﾗｲｳｪﾙ排気系 2-26B-12 2-26V-9,150,153	20B	26.2	0.052		
	X-5	RCW 送り(2-9V33)	8B	12.7	0.059		
	X-6	HPCS	28B	39.0	0.055		
	X-7	予備	12B	17.4	0.055		
	X-8	LPCS	28B	39.0	0.055		
	X-11A	RHR(A)	16B	21.4	0.053		
	X-11B	RHR(B)	16B	21.4	0.053		
	X-12A	LPCI(A)	28B	39.0	0.055		
	X-12B	LPCI(B)	28B	39.0	0.055		
	X-12C	LPCI(C)	28B	39.0	0.055		
	X-13	SLC	10B	15.1	0.056		
	X-14	CUW ﾎﾟﾝﾌﾟ吸込	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		

原子炉格納容器貫通部リスト（2／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【プロセス配管貫通部（ドライウェル）】	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		
	X-19B	RHR SDC 戻り	28B	39.0	0.055		
	X-20	RHR SDC	36B	51.0	0.072		
	X-21	蒸気（to RCIC Turbin）	26B	39.0	0.059		
	X-22	復水ﾄﾞﾚﾝ	12B	17.4	0.055		
	X-26	予備	16B	21.4	0.053		
	X-43	予備	6B	11.0	0.067		
	X-46	RCW 戻り（2-9V30）	8B	12.7	0.059		
	X-52A	FCS(A)＆予備	20B	26.2	0.052		
	X-52B	FCS(B)＆予備	20B	26.2	0.052		
	X-53	ﾄﾞﾗｲｳｪﾙ給気系 2-26B-2,9 2-26V-16	20B	26.2	0.052		
	X-55	N_2ｶﾞｽ供給系＆FPC	10B	15.1	0.056		
	X-56	予備＆N_2ｶﾞｽ供給系,DHC	26B	39.0	0.059		
	X-57	FP 系＆N_2ｶﾞｽ供給系	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（3／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【プロセス配管貫通部（サプレッション・チェンバ）】	X-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		
	X-25B	RHR(B)	4B	8.6	0.075		
	X-31	HPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-32	RHR(B) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-33	RCIC SUCTION	8B	12.7	0.059		
	X-34	LPCS SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-35	RHR(A) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-36	RHR(C) SUCTION	24B	31.0	0.051		
	X-47	RHR(A),RCIC	16B	21.4	0.053		
	X-48	RHR(B),ML	16B	21.4	0.053		
	X-49	HPCS TEST	12B	17.4	0.055		
	X-59	予備	16B	21.4	0.053		
	X-60	RHR(A)Hx 安全弁排気の閉止	18B	23.8	0.052		
	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		
	X-77	RCIC	2B	5.5	0.091		
	X-78	OIL DRAIN SUMP	3B	7.6	0.085		
	X-79	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ排気系(AC 系) 2-26B-10,11 2-26V-152,155	20B	26.2	0.052		
	X-80	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ給気系(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（4／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【計装配管貫通部（ドライウェル）】	X-9A	CRD引抜	1B	4.5	0.132		
	X-9B	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	1B	4.5	0.132		
	X-10B	CRD挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10C	CRD挿入	1B	4.5	0.132		
	X-10D	CRD挿入	1B	4.5	0.132		
	X-27A	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27B	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27C	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27D	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27E	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-27F	移動式炉心内校正装置ﾄﾞﾗｲﾌﾞ	1 1/2B	5.1	0.105		
	X-29A	γﾗｼﾞｴｰｼｮﾝｾﾝｻ CH-A	10B	15.1	0.056		
	X-29B	γﾗｼﾞｴｰｼｮﾝｾﾝｻ CH-B	10B	15.1	0.056		
	X-29C	AC,PASS,CAMS,RPV ﾌﾗﾝｼﾞﾘｰｸｵﾌ	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	ｼｰﾙﾍﾞﾛｰL/T (2-26V215,216)	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト（5／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【計装配管貫通部（ドライウェル）】	X-38	ﾄﾞ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		
	X-41A	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-41B	RCIC	10B	15.1	0.056		
	X-42	ﾄﾞﾗｲｳｪﾙ圧力測定用,MSIV-LCS,MS	10B	15.1	0.056		
	X-44A	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44B	J/P,PASS	10B	15.1	0.056		
	X-44C	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-44D	J/P	10B	15.1	0.056		
	X-54A	ﾄﾞﾗｲｳｪﾙ圧力測定用,PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54B	PLR	10B	15.1	0.056		
	X-54C	ﾄﾞ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,ﾎﾞﾄﾑﾗｲﾅｰ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	O_2 測定用	2B	5.5	0.091		
	X-74	O_2 測定用,FP ﾓﾆﾀ	2B	5.5	0.091		
	X-75	O_2 測定用	2B	5.5	0.091		

原子炉格納容器貫通部リスト（6／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【計装配管貫通部（ドライウェル）】	X-84A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-84D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-85B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86A	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86B	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86C	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-86D	水位計	1B	4.5	0.132		
	X-87	MS,炉心 dpt-N005	10B	15.1	0.056		
	X-88	MS	10B	15.1	0.056		
	X-89	MS,CUW,NB	10B	15.1	0.056		
	X-90	ﾄﾞ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（7／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
配管貫通部【計装配管貫通部（サプレッション・チェンバ）】	X-64A	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64B	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64C	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-64D	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ水位測定用	2B	5.5	0.091		
	X-65	予備	2B	5.5	0.091		
	X-67	予備	12B	17.4	0.055		
	X-68	予備	2B	5.5	0.091		
	X-70	ｻﾌﾟﾚｯｼｮﾝ･ﾁｪﾝﾊﾞ圧力測定用	2B	5.5	0.091		
	X-71A	真空破壊弁 N_2ｶﾞｽ供給系	10B	15.1	0.056		
	X-71B	真空破壊弁 N_2ｶﾞｽ供給系	10B	15.1	0.056		
	X-82	O_2測定用	2B	5.5	0.091		
	X-83	O_2測定用，FP ﾓﾆﾀ，PASS，CAMS	2B	5.5	0.091		
	X-200A	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	X-200B	MSIV LCS	4B	8.6	0.075		
	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（8／8）

分類	貫通部No.	用　　途	スリーブ			取り付け位置	
			口径	厚さ［mm］	t／D	高　さ〔EL〕	角度
電気配線貫通部（ドライウェル）	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ﾎﾟﾝﾌﾟ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101B	PLRﾎﾟﾝﾌﾟ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101C	PLRﾎﾟﾝﾌﾟ電源	18B	23.8	0.052		
	X-101D	PLRﾎﾟﾝﾌﾟ電源	18B	23.8	0.052		
	X-102A	指示＆制御	12B	17.4	0.055		
	X-102B	指示＆制御	12B	17.4	0.055		
	X-103	計測	12B	17.4	0.055		
	X-104A	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104B	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	X-104C	CRD位置指示用	12B	17.4	0.055		
	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。

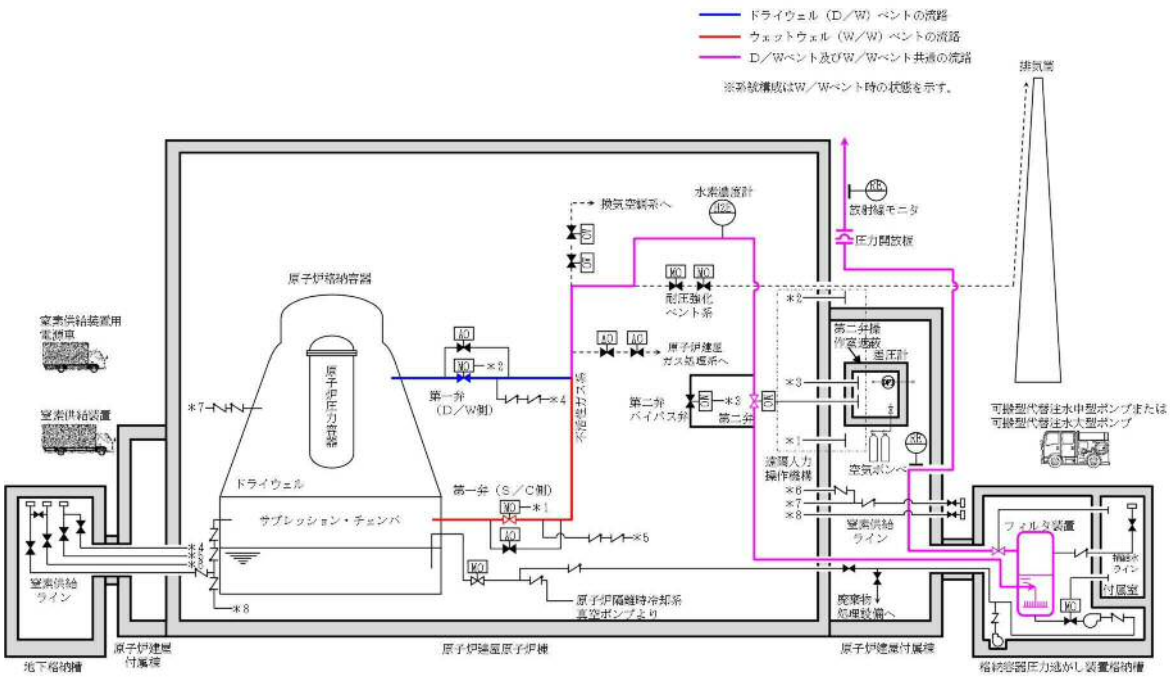
ここでは，第50条関連系統設備（原子炉格納容器の過圧破損を防止するための設備）について200℃，0.62MPa[gage](2Pd)環境下での使用における影響を検討する。

3.　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

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　：2

容　　量　：約250m^3／h／個

全　揚　程　：約120m

最高使用圧力　：3.45MPa[gage]

最高使用温度　：80℃

(2)　残留熱除去系熱交換器

型　　式　：縦型Uチューブ式

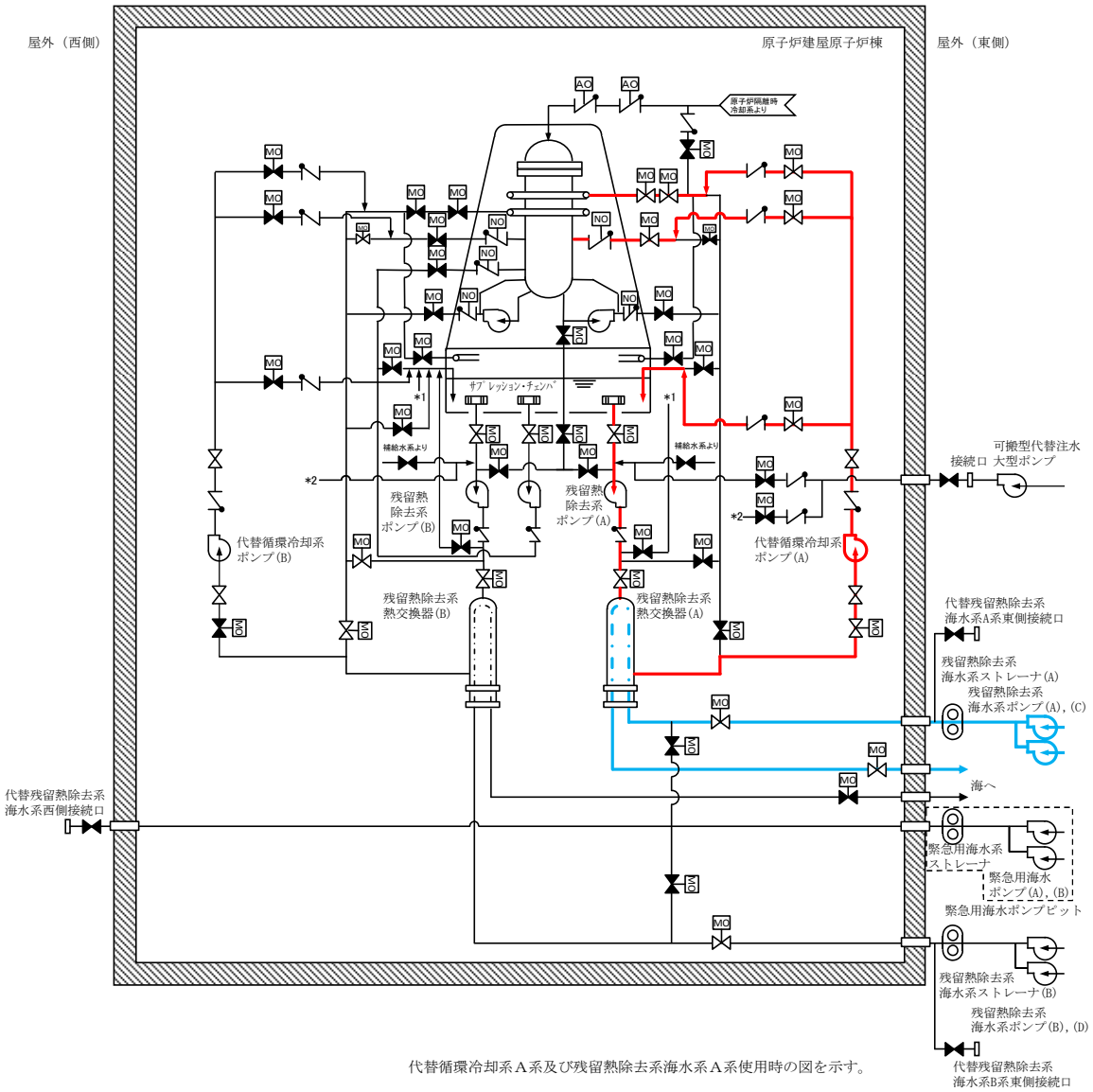
基　　数　：2

最高使用圧力　：3.45MPa[gage]

最高使用温度　：249℃

伝熱容量　：約19.4×10^3kW（1基当たり）

（原子炉停止時冷却モード）



代替循環冷却系Ａ系及び残留熱除去系海水系Ａ系使用時の図を示す。

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　　：600m^3／h

代替循環冷却系ポンプ流量　：250m^3／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

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）。

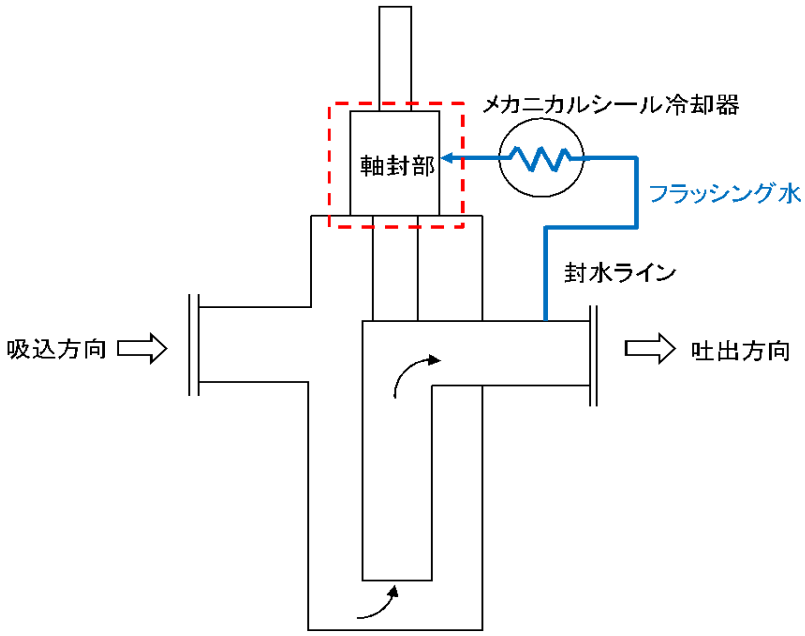
ポンプ停止時に系統水が流れる状態においては，通常どおりメカニカルシールに冷却水（フラッシング水）が送水されないことが考えられるため，その際のシール機能への影響について確認した。

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

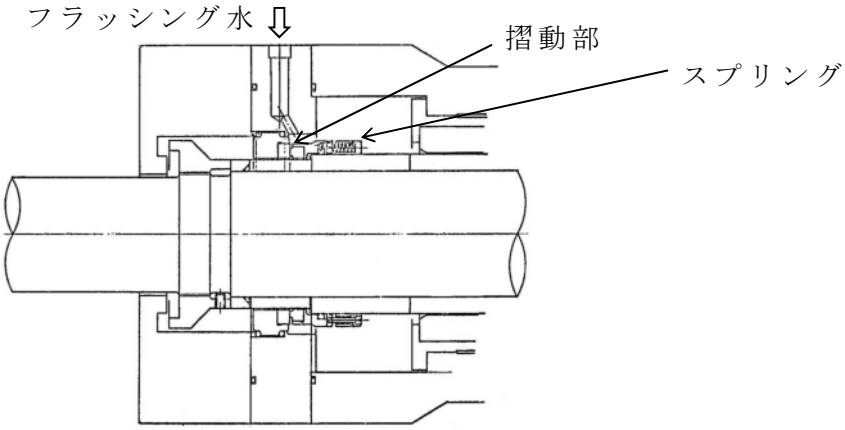
って摺動部を押さえつける形でシールする構造となっている（第4図）。代替循環冷却系運転時には残留熱除去系ポンプが停止している状態であるため，通常のポンプ運転時のように冷却水（フラッシング水）が封水ラインを通じてメカニカルシール部に通水されないことが想定されるが，上述のとおり，冷却水（フラッシング水）はメカニカルシールの摺動による温度上昇を抑えるためのものであり，ポンプが停止している状態では冷却の必要がなく，特にメカニカルシールの機能に影響はない。

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

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／m^3）よりも高濃度のよう素環境下（約1,000mg／m^3）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

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。
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。
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. 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

目　次

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対応確認..... 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

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
..... 添付-1

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

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　ＬＳ－ＤＹＮＡ　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

目　次

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対応確認..... 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

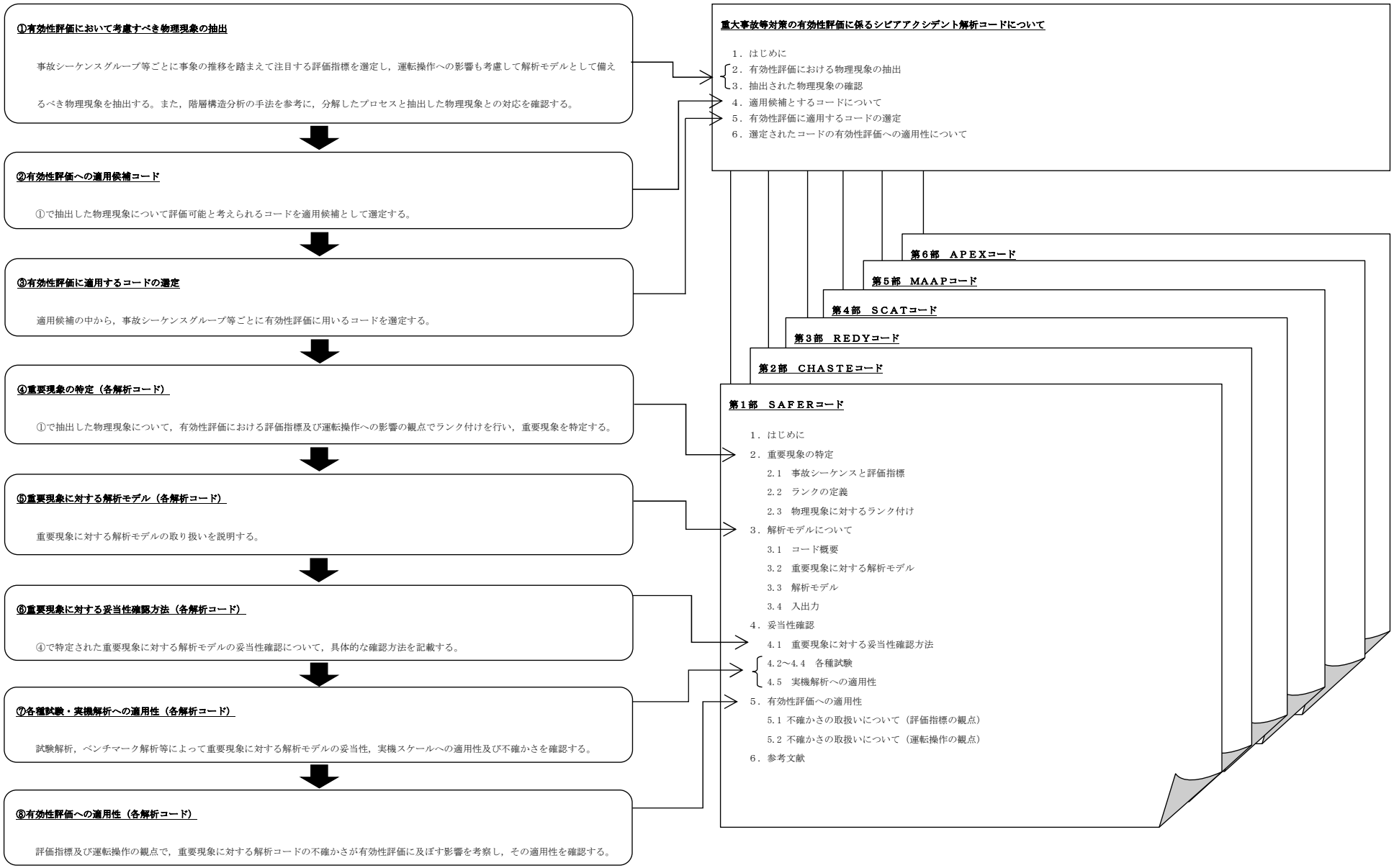
第５部　ＭＡＡＰ　5-1

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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度及び減速材温度反応度）の変化による反応度フィードバック効果，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（出力分布変化）。過渡時の中性子束挙動は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果），中性子寿命，遅発中性子生成割合の影響を受ける。制御棒の位置や燃料温度分布，減速材密度分布は，炉心の出力分布に影響する。炉心外周部の制御棒が1本引き抜かれる場合，局所的に出力が上昇することから，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また，制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

ＢＷＲ炉心では，低炉心流量・高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

また，原子炉スクラム後に核分裂連鎖反応が停止すると，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が主要な熱源となる。

B)　炉心（燃料）

炉心（燃料）は，炉心内の燃料棒の挙動に着目した領域である。

燃料棒は燃料ペレット，燃料被覆管及びそれらの間のギャップガスにより構成される。核分裂反応により燃料棒内で発生した熱エネルギが，冷却材へと放出される。燃料棒内温度変化は，ペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，通常は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）。

沸騰遷移において，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する評価には，リウェット，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（沸騰・ボイド率変化）。チャンネルバイパスには，下部プレナムや燃料集合体のリーク孔等から，再循環流量の一部が流入する。燃料集合体出力分布によりボイド率分布が影響を受ける結果，各燃料集合体の全圧力損失が均一化するように，燃料集合体間に流量配分が生じる。原子炉への注水による再冠水過程においては，燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後，スパージャが水没した場合には，上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。これにより炉心の三次元的な流動状態（三次元効果）が発生する。

また，再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下した場合は，炉心内での径方向の燃料集合体間流量配分変化（三次元効果）が発生する。さらに，原子炉スクラムに失敗し，高出力・低炉心流量状態では中性子束振動現象及び炉心流量振動現象（三次元効果）が生じる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力急減事象では，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。炉心とダウンカマの自然循環が途切れた場合には，炉心に二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成され，炉心上部が蒸気中に露出する場合がある。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，気液熱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対向流現象（ＣＣＦＬ）や，上部プレナムのサブクール水により燃料集合体から吹き上げる蒸気が凝縮して，水が一気に燃料集合体内に落下するＣＣＦＬブレ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気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。セパレータから出て蒸気中に巻き込まれた液滴はキャリーオーバー，セパレータ戻り水に巻き込まれた気泡はキャリーアンダーと呼ばれる。

ポンプトリップ時の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性で決まる。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマと炉心シュラウド内側の圧力損失のバランスから決まる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力低下時の二相流動は，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（気液分離（水位変化）・対向流）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，気液熱非平衡状態が発生する場合がある。このような原子炉圧力の急減時には，構造材から冷却材への熱伝達（構造材との熱伝達）が発生する。また，主蒸気隔離弁急

閉事象のような圧力上昇事象では，蒸気の凝縮が発生する。原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じると系外（原子炉格納容器）への冷却材放出が生じ，破断流量は臨界流又は差圧流になる。原子炉圧力容器内冷却材の補充源としては原子炉隔離時冷却系（以下「ＲＣＩＣ」という。），非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）及び代替注水設備がある。

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，冷却材がドライウェルに放出される。また，格納容器各領域間の流動としては，放出された蒸気がサプレッション・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（気液界面の熱伝達）。サプレッション・プール冷却としては，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，構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失した場合には，原子炉への注水を確保し格納容器ベントにより除熱する。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（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。また，原子炉圧力容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

高温の溶融炉心から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（構造材との熱伝達）。下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達による熱的負荷によって，原子炉圧力容器破損に至る。

炉心溶融の過程で高温の水蒸気と燃料被覆管，制御材及び構造材の反応，水の放射線分解によって非凝縮性ガスが発生する（放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生）。また，燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると，気相及び液相（液滴又は液体）として，燃料から核分裂生成物（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（原子炉圧力容器内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，格納容器下部床面で拡がりながら床に堆積する。溶融炉心の落下の過程において，格納容器下部区画の内部構造物を溶融，破損させる。格納容器下部区画に水がある場合には，冷却材と相互作用し，一部，細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。格納容器下部に堆積した溶融炉心が床面を拡がり，原子炉格納容器バウンダリに到達する場合には，原子炉格納容器を破損させる（格納容器直接接触）。

格納容器下部区画に水がある場合には，溶融炉心と格納容器下部プール水，コンクリートとの間で伝熱する。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コンクリートの分解により，非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。また，原子炉格納容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

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「○」，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ＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低で主蒸気隔離弁（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。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，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凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.2　高圧注水・減圧機能喪失

(1)　事象の推移

高圧注水・減圧機能喪失は，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ＥＣＣＳ（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧の失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では，原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，自動減圧ロジックを追加し，ＳＲＶにより原子炉を自動で急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧注水系による注水を開

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崩壊熱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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸

騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉を自動で急速減圧した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧注水系による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，低圧注水系からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉を自動で急速減圧した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。また，残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。サプレッション・プール冷却による格納容器内圧力及び温度制御が可能であるため，格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントは実施しない。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.3　全交流動力電源喪失

(1)　事象の推移

全交流動力電源喪失は，送電系統又は所内主発電設備の故障等により，外部電源が喪失するとともに，非常用所内電源系統も機能喪失し，安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，可搬型及び常設の代替交流電源設備による給電が一定時間確保できないことを想定し，常設直流電源等の確保及び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崩壊熱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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，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凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントによる除熱，又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.4　崩壊熱除去機能喪失

2.1.4.1　取水機能が喪失した場合

(1)　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，ＲＣＩＣによる原子炉注水には成功するが

崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩

壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温

度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，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凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドラ

イウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントによる除熱，又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.4.2　残留熱除去系が故障した場合

(1)　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＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ注水設備又は代替注水設備」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また，原子炉水位低でＲＣＩＣの起動に成功し，原子炉水位は回復する。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ＭＳＩＶを閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，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，ＲＣＩＣによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記

の評価対象に影響する。

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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位

が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイ

パス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，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凝縮に

よるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容

器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.5　原子炉停止機能喪失

(1)　事象の推移

原子炉停止機能喪失は，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，炉心入口サブクーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。原子炉出力の上昇により，燃料被覆管温度は上昇する。

一方，制御棒が挿入されないことから，原子炉を未臨界にするために，ほう酸水注入系を手動操作にて起動することにより，ほう酸水が徐々に注入され，負の反応度が印加されると，原子炉出力は次第に低下する。

原子炉格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり，残留熱除去系起動によるサプレッション・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，核分裂出力に関連する熱源として，核分裂による発熱，核分裂生成物の崩壊熱及び減速材での直接発熱を長時間に亘って考える必要がある。ほう酸水注入系起動により原子炉が停止するまでの期間においては，ボイド反応度（減速材密度反応度），ドップラ反応度，減速材温度反応度，ボロン反応度等の反応度フィードバック効果が出力分布変化や遅発中性子寿命や中性子寿命と関連しあって原子炉出力に影響する。また，本事故シーケンスグループでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため，事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

B)　炉心（燃料）

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内ペレットの熱伝導，燃料と燃料被覆管間のギャップ熱伝達，燃料被覆管内の熱伝導，燃料棒表面からの熱伝達により冷却材へと放出される。このうち，燃料棒表面熱伝達には冷却材の状態によって単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達の二つの状態が存在し，原子炉出力の上昇によって燃料棒がドライアウトした場合にはリウ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，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。これらの物理現象によって燃料棒内温度変化が生じるが燃料温度はドップラ反応度フィードバック効果に影響を与えるため，この観点からも考慮が必要である。また，燃料被覆管温度が非常に高くなった場合には，ジルコニウム－水反応による燃料被覆管酸化が生じ，更に燃料棒内圧の上昇が大きい場合は燃料被覆管変形が生じることが考えられる。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱されるため，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する。本事故シーケンスグループでは，炉心における沸騰・ボイド率の変化は，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－バイパス間冷却材温度差，炉心内二相水位有無により影響される。また，炉心内の圧力損失は炉心流量の流動挙動に影響を与える。原子炉水位が低下して炉心部に二相水位が生じると気液分離（水位変化）・対向流が生じて炉心の一部で過熱蒸気が発生し，気液熱非平衡が生じる。再循環ポンプトリップにより強制循環力が小さくなる場合には炉心入口流量配分が変わり得る（三次元効果）。本事故シーケンスグループでは，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（三次元効果）が発生する可能性がある。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

前項までに挙げた主要な炉心領域の現象に対する境界条件は，冷却材の流動挙動の結果として与えられる。再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性はトリップ時の冷却材流量変化に，炉心部の圧力損失は自然循環に移行

した際の自然循環流量に影響する。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，シュラウド外の沸騰・凝縮・ボイド率変化に影響する。原子炉水位の低下はセパレータのキャリーアンダー増加を生じさせ，ダウン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ほう酸水の拡散は反応度フィードバック効果に影響する。原子炉圧力上昇によりＳＲＶが作動してＳＲＶの流量特性に応じて冷却材を臨界流状態で放出して原子炉圧力上昇を抑制するが，この冷却材放出は原子炉内での冷却材の保有水量に影響する。なお，冷却材の流動挙動に与える要因は，炉心以外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため，炉心以外での領域内で二相水位，二相流動，気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が原子炉出力に影響することはない。なお，核分裂により継続して熱を発生している本事故シーケンスグループでは原子炉圧力容器等の構造材との熱伝達による放熱は相対的に小さいため無視できる。

ＳＲＶから放出された冷却材は，ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）からの注水は，注水系統の流量特性や温度特性により原子炉圧力容器内の保有水量の変化や炉心入口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（冷却材）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，格納容器各領域間の流動や，気液界面の熱伝達による雰囲気温度／圧力への影響がドライウェルやウェットウェル雰囲気温度／圧力変化へ影響することが考えられる。

なお，構造材との熱伝達及び内部熱伝導については，熱伝導による放熱を考慮しないことで圧力や温度上昇を厳しく評価することになるために無視することが可能である。なお，スプレイ冷却や格納容器ベントは同様に結果を厳しく評価するためにその実施を仮定しない。また，本事故シーケンス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，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスの発生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ＬＯＣＡ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）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，中小破断ＬＯＣＡが発生してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シ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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶ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凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッ

シング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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（冷却材放出）されること，及び原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，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（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.7　格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

(1)　事象の推移

格納容器バイパス（インターフェイスシステム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（ＡＢＷＲ）」，「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ＬＯＣＡ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崩壊熱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，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，配管等の破断が発生してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンス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，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。ス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沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後にＲＣＩＣ及びＥＣＣＳによる注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価

には，リウ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，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，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（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳによる注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制

現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，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冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶ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。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉

えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを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，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは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。

第2.1表　　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（1/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標／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
炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○	○	○
	出力分布変化	○	○	○	○	○	○	○
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	－	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	○	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	－	○	○
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.1表　　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（2/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標／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
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	－	○	○
	気液熱非平衡	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	－	○	○
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	○	○	○	○	○	○	○
	ほう酸水の拡散	－	－	－	－	○	－	－
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.1表　　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）(3/3)

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標 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	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	○	－	○	○	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.2　格納容器破損防止

本節の各項では，格納容器破損防止に係る格納容器破損モードごとに，事象の推移を踏まえて，注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を，対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は，「規則の解釈」に示される，以下の（a）～（i）の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

(a) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力又は限界圧力を下回ること。

(b) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。

(c) 放射性物質の総放出量は，放射性物質による環境への汚染の視点も含め，環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。

(d) 原子炉圧力容器の破損までに原子炉冷却材圧力は2.0MPa以下に低減されていること。

(e) 急速な原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による熱的・機械的荷重によって原子炉格納容器バウンダリの機能が喪失しないこと。

(f) 原子炉格納容器が破損する可能性のある水素の爆轟を防止すること。

(g) 可燃性ガスの蓄積，燃焼が生じた場合においても，(a)の要件を満足すること。

(h) 原子炉格納容器の床上に落下した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「○」，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

2.2.1　炉心損傷前の原子炉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ＬＯＣＡ時の破断口からの原子炉圧力容器内の冷却材の放出に伴う水位低下に

より，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。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リロケーションを開始する。溶融炉心は下部プレナムに残存する冷却材に落下するため，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの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（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動），一部は原子炉圧力容器外へ放出される。放射線水分解等により発生する水素ガス・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，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（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，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，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，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。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構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているため，格納容器スプレイ冷却により，格納容器圧力及び温度を維持するが，格納容器スプレイは，サプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが，格納容器ベント又はサプレッション・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（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，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（リロケーション）。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（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの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（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，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）に伴う発熱により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持される可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され，炉心損傷時には同時に，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，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，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器

下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。溶融炉心落下に伴い，コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，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）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。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（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）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

(1)　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リロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉

圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの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（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（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，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，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，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，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）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.2.5　水素燃焼

(1)　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－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（サプレッション・プール冷却）。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，原子炉格納容器内の水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが評価目的であるが，ＢＷＲは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われていることから，酸素濃度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

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，原子炉圧力容器破損は防止される。なお，代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には，原子炉圧力容器の破損に至るが，この場合に考慮する物理現象については，「高圧溶融物放出／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（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）

逃がし安全弁から，溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され，炉心損傷時には同時に，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，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，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

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，格納容器スプレイは，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。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。

2.2.6　溶融炉心・コンクリート相互作用

(1)　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リロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心

が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの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（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，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（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，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，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，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格

納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，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）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

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	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート 侵食量
炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（2/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／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	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	－	○	○
	ほう酸水の拡散	－	－	－	－	－
	三次元効果	－	－	－	－	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（3/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷　（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／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	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	○	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	○
	スプレイ冷却	○	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	○	○	○	○	○
	格納容器ベント	○	－	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

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）

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温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内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	○	○	○	○	○

○：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2.2表 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（5/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／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	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	－	－	－	－	－
	格納容器雰囲気直接加熱	－	－	－	－	－
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	○	○	○	○	○
	内部構造物の溶融，破損	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	格納容器直接接触	－	－	－	－	－
	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	○	○	○	○	○
	溶融炉心の再臨界	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内ＦＰ挙動	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.3　運転停止中原子炉における燃料損傷防止

本節の各項では，運転停止中原子炉における燃料損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに，事象の推移を踏まえて，注目する評価指標及び運転員操作等に対して影響すると考えられる物理現象を，対象とした物理領域ごとに抽出する。

運転停止中の原子炉において想定する事故シーケンスグループのうち，「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

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「○」，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要でない物理現象を「-」で表している。

2.3.1　反応度の誤投入

(1)　事象の推移

反応度の誤投入は，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ＦＭＣＲＤの遅い制御棒引抜速度により引抜制御棒反応度投入量が従来型ＢＷＲより小さく，炉心が即発臨界になることはないことから，投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって，燃料健全性に影響がないことを確認する。

事象中の燃料エンタルピに影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心(核)

本事故シーケンス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。この制御棒反応度効果が，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効果（ドップラ反応度，減速材密度反応度，減速材温度反応度）は，核分裂出力へ影響を与える。また，反応度フィードバックは動的反応度の大小が重

要であるため，遅発中性子割合も影響する。

さらに，制御棒引き抜きに伴う出力分布変化は直接的に燃料エンタルピ分布に影響を与えるが，反応度フィードバック効果を通じても燃料エンタルピに影響する。

本事故シーケンスグループは，局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため，炉心の核熱不安定事象（三次元効果）は生じないと考えられるため，燃料エンタルピに与える影響はない。また，臨界超過による核分裂出力が支配的であり，崩壊熱は主要な物理現象とはならない。

B)　炉心(燃料)

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は，燃料ペレット及び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燃料棒内温度変化は燃料エンタルピに影響する。被覆管-冷却材の熱伝達は出力増加に伴い，液単相，核沸騰，沸騰遷移を経て膜沸騰状態となると，燃料棒表面熱伝達が著しく悪化し，燃料エンタルピは大きくなるため，沸騰遷移と燃料棒表面熱伝達（液単相，核沸騰，膜沸騰）が燃料エンタルピに影響する主要な現象となり得る。

沸騰遷移までの条件においては過渡中の燃料棒の機械的な変形や化学変化が問題となることはないが，沸騰遷移を経て膜沸騰状態に至り，燃料被覆管温度が非常に高くなった場合は，酸化反応による熱発生が燃料エンタルピに影響を与えることが考えられる。また，急激な出力上昇を伴う場合，燃料被覆管の変形が発生し得るが，燃料エンタルピにより燃料破損の有無を評価しており，さらに本事故シーケンス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

管の変形は重要な物理現象とはならない。また，本事故シーケンス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。

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沸騰・ボイド率変化が生じる場合には，減速材密度反応度，燃料棒の熱伝達，圧力損失等に影響を及ぼす。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気液分離(水位変化)による炉心の露出は生じず，急激な出力上昇が起きないため，対向流（ＣＣＦＬ）又は蒸気の過熱に伴う気液の熱非平衡も生じない。

なお，本事故シーケンス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，冷却材流量変化，沸騰・凝縮・ボイド

率変化，圧力損失変化，下部プレナムでの流量配分のような三次元効果，気液分離・対向流，気液熱非平衡，冷却材放出（臨界流，差圧流）が顕著に生じる状態とはならないことから，原子炉圧力容器の冷却材流動は主要な現象とはならない。

また，構造材との熱伝達についても，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。ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む），ほう酸水の拡散は本シーケンスグループでは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燃料損傷防止）(1/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標 物理現象	燃料エンタルピ
炉心（核）	核分裂出力	○
	出力分布変化	○
	反応度フィードバック効果	○
	制御棒反応度効果	○
	崩壊熱	－
	三次元効果	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○
	燃料棒表面熱伝達	○
	沸騰遷移	○
	燃料被覆管酸化	○
	燃料被覆管変形	－
	三次元効果	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○
	気液分離（水位変化）・対向流	－
	気液熱非平衡	－
	圧力損失	○
	三次元効果	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

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燃料損傷防止）(2/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標 物理現象	燃料エンタルピ
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	－
	気液分離（水位変化）・対向流	－
	気液熱非平衡	－
	圧力損失	－
	構造材との熱伝達	－
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	－
	ほう酸水の拡散	－
	三次元効果	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

3.　抽出された物理現象の確認

3.1 ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

２章において，事故シーケンスグループ等ごとに，事象進展及び運転員等操作を踏まえ分析して抽出した物理現象について，評価が可能な解析コードの選定と適用性確認を行うため，米国ＮＲＣの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。

また，以下に，本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム（物理領域）	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール（物理領域）	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体，液体あるいは蒸気
幾何学的形態	移動時の幾何学的な形態（プール，液滴，気泡，液膜等）
場	流れにより輸送される物理量が幾何学的形態ごとに形成する場（質量，運動量，エネルギ，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

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ＢＷＲ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－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。

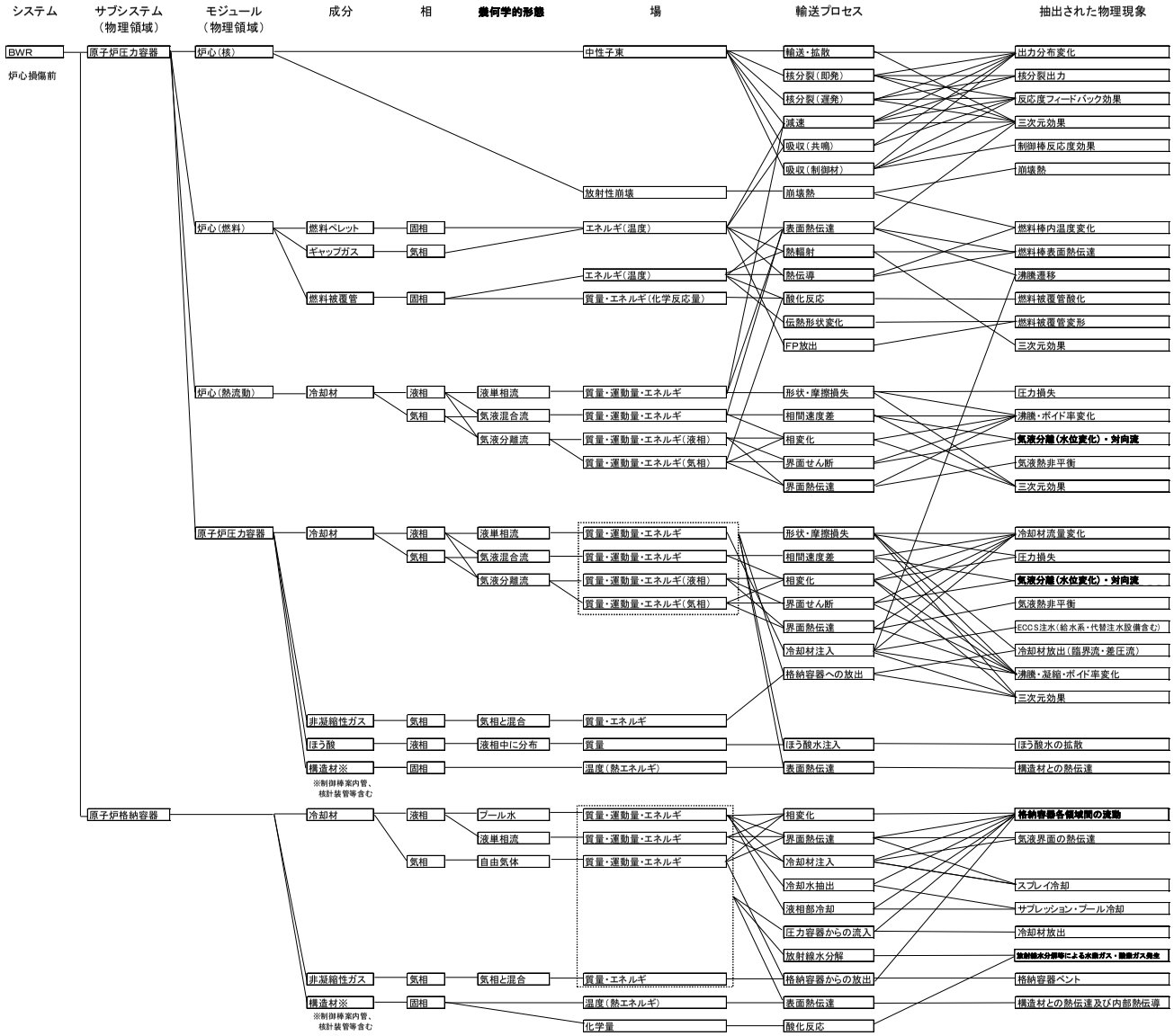
B)　「よう素の化学形態」

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ＦＰ挙動」として抽出し考慮されている。粒子状よう素及び元素状よう素は，沈着等で気相部から除去されるが，有機よう素は気相部に留まる。有機よう素は，よう素全体に占める割合が小さく，気相部において有機よう素から発生する崩壊熱も小さい。したがって「よう素の化学形態」の取り扱いの差異は原子炉格納容器圧力及び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。

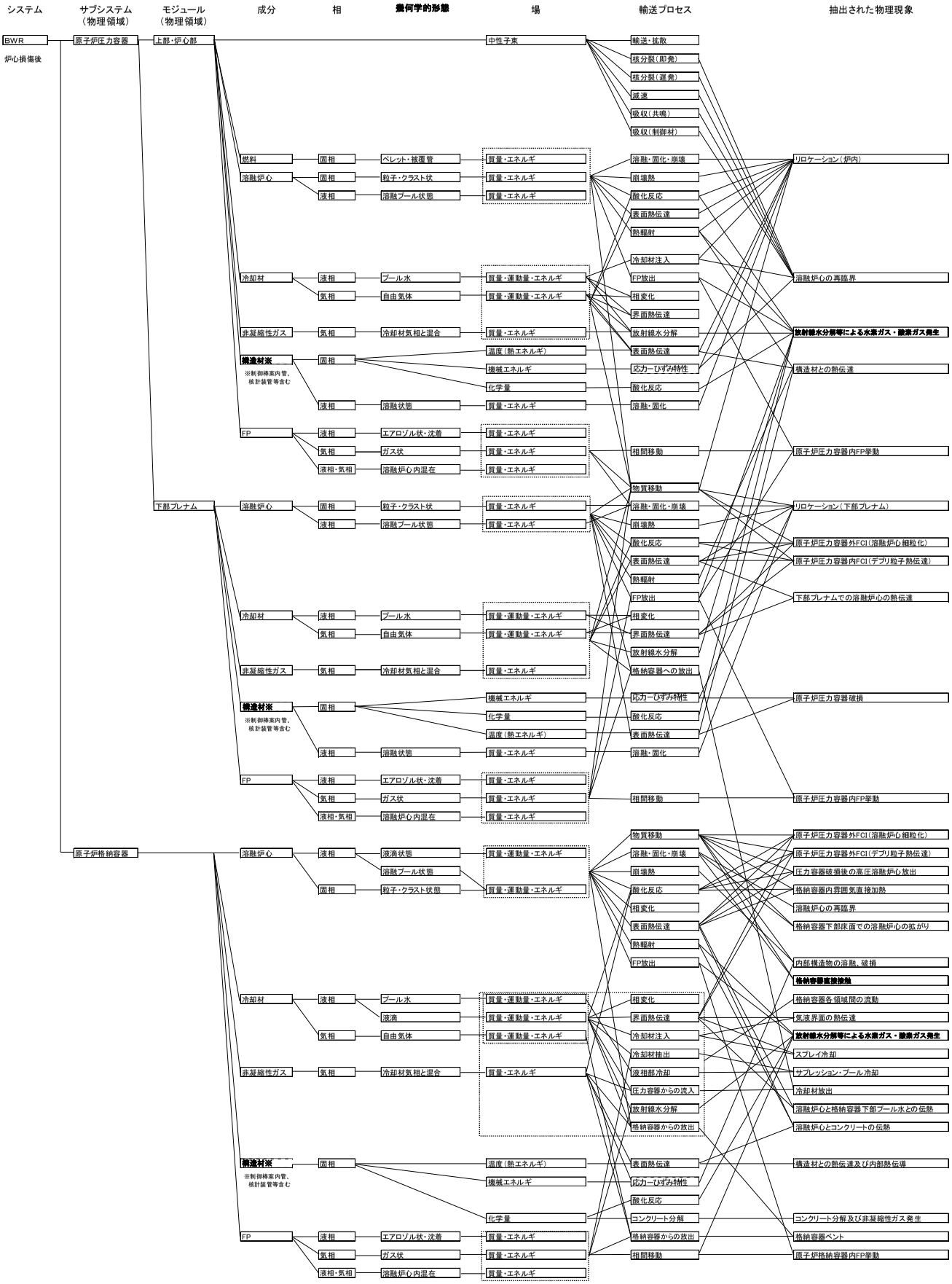
以上より，EURSAFEにおける炉心損傷後の物理現象と，有効性評価において抽出された物理現象との関係を整理し，有効性評価解析を実施する上で，新たに抽出すべき物理現象がないことを確認した。

---

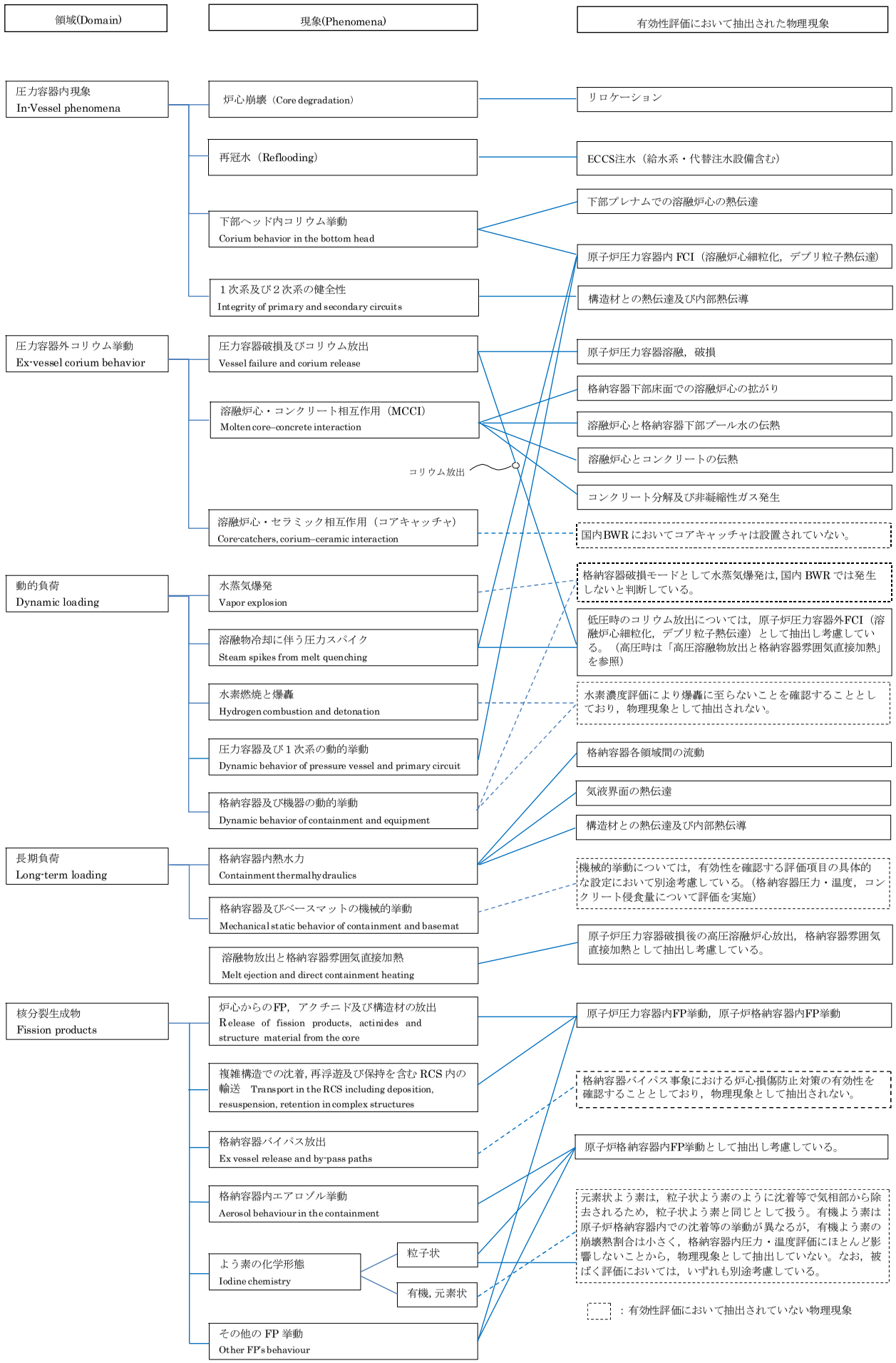
1)　D. Magallon et al.，“European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”，Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.



第3.1図　ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応（炉心損傷前）



第3.2図　ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応（炉心損傷後）



第3.3図　EURSAFE における現象分類と有効性評価において抽出された物理現象との関係の整理

4.　適用候補とするコードについて

前項で抽出した考慮すべき物理現象を踏まえ，原子炉，プラント挙動及び格納容器挙動が評価可能なコードとして，以下を有効性評価に適用するコードの候補とした。

① ＳＡＦＥＲ

② ＣＨＡＳＴＥ

③ ＲＥＤＹ

④ ＳＣＡＴ

⑤ ＭＡＡＰ

⑥ ＡＰＥＸ

⑦ 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

⑧ ＩＳＣＯＲ

⑨ ＬＡＭＢ

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（ＣＣＦＬ）及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落下する現象（ＣＣＦＬブレークダウン）を考慮することができる。

また，本コードでは，平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット，燃料被覆管，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，燃料被覆管の内面に対してもジルコニウムー水反応を考慮する。

本コードの入力は，原子炉出力，原子炉圧力等の初期条件，原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量，燃料集合体及び炉心に関するデータ，プラント過渡特性パラメータ，ＥＣＣＳ等の特性，想定破断の位置及び破断面積等であり，出力として，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管最高温度，燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.2　ＣＨＡＳＴＥ

ＣＨＡＳＴＥは，燃料ペレット，燃料被覆管，チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは，燃料ペレットを半径方向に最大９ノードに分割し，燃料集合体内燃料棒を１本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－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。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　ＲＥＤＹ

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　ＳＣＡＴ

ＳＣＡＴは，単一チャンネルを模擬し，これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて，燃料棒には半径方向にのみ熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し，チャンネル内冷却材には，質量及びエネルギ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。

4.1.6　ＡＰＥＸ

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　ＩＳＣＯＲ

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－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－水反応割合及び水の放射線分解率並びに可燃性ガス濃度制御系容量及び作動時間であり，出力として，格納容器内の水素及び酸素濃度の時間変化が求められる。

4.1.13　ＴＲＡＣ

ＴＲＡＣは，三次元２流体モデル，炉心については三次元中性子動特性モデルを有するコードである。ＴＲＡＣのモデル構成はモジュール手法に基づいており，熱水力モデルとして，配管，ポンプ，弁，分岐管，チャンネル，ジェットポンプ，ベッセルの基本コンポーネントがある。システム解析は，これらのコンポーネントをブロック構成して行う。使用するコンポーネントの数は任意で，その接続やコンポーネント内の詳細は入力データによって指定する。このため，単純な個別効果試験からＢＷＲ実プラントまで，様々な規模の設備について解析することができるコードである。

ＴＲＡＣの熱水力に用いる２流体モデルは，気液相についての質量，運動量，エネルギの保存式を解く。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

コード	適用実績
ＭＡＡＰ	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，ＳＡＦＥＲによる炉心ヒートアップ解析結果において，燃料被覆管が高温となり，燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮した詳細な輻射伝熱計算が必要となる場合には，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，ＭＡＡＰは，過渡変化時のスクラムまでの出力変化を取り扱えないため，燃料被覆管温度の詳細な挙動や膨れ／破損評価には適していない。

評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＳＡＦＥＲは格納容器内の熱水力現象を取り扱うモデルを有しておらず，格納容器内において考慮すべき現象に必要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。

5.1.1 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。

5.1.3　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。

5.1.1 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　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。

5.1.1 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。

5.1.5　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。

5.1.1 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。

5.1.7　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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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

（炉心損傷防止：高圧注水･減圧機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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：崩壊熱除去機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
	三次元効果	－	－	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－[1]	－[1]	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－[2]	－[2]	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ほう酸水の拡散	－	－	○	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

1）炉心は冠水状態で，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

（炉心損傷防止：ＬＯＣＡ時注水機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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））

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・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	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	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ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	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ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○＊	○＊	○	○＊	○＊	○	○＊	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○＊	－	○	－	○＊	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○＊	－	○	－	○＊	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○＊	○＊	○	○＊	○	－	○＊	－	－	○＊	○＊	○＊	○＊
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○＊	－	－	○＊	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○＊	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○＊	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○＊	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○＊	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○＊	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	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ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○＊：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○＊	○＊	○	○＊	○＊	○	○＊	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○＊	－	○	－	○＊	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○＊	－	○	－	○＊	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○＊	○＊	○	○＊	○	－	○＊	－	－	○＊	○＊	○＊	○＊
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○＊	－	－	○＊	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○＊	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・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	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○＊	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○＊	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	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ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○＊：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	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ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

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

（運転停止中原子炉における燃料損傷防止：反応度の誤投入）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.14 表　有効性評価において使用するコード一覧

事故シーケンスグループ	適用コード
高圧・低圧注水機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
高圧注水・減圧機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
全交流動力電源喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
崩壊熱除去機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
原子炉停止機能喪失	ＲＥＤＹ ＳＣＡＴ
ＬＯＣＡ時注水機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ）

格納容器破損モード	適用コード
雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	ＭＡＡＰ
高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	ＭＡＡＰ
原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	ＭＡＡＰ
水素燃焼	ＭＡＡＰ
格納容器直接接触（シェルアタック）	－※1
溶融炉心・コンクリート相互作用	ＭＡＡＰ

※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／ＣＨＡＳＴＥ，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）

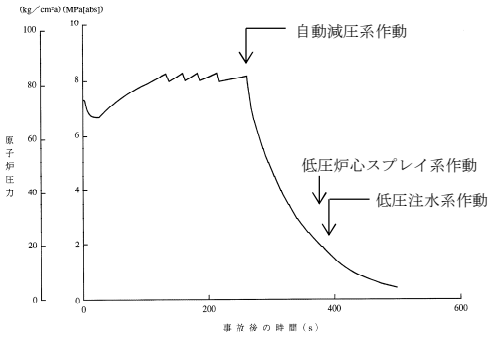
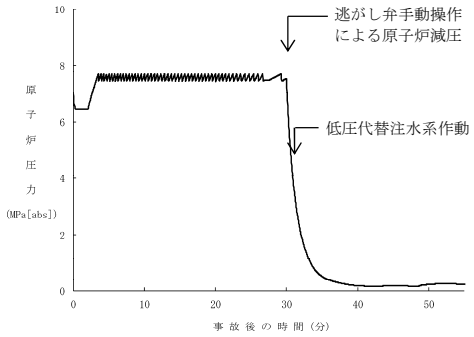
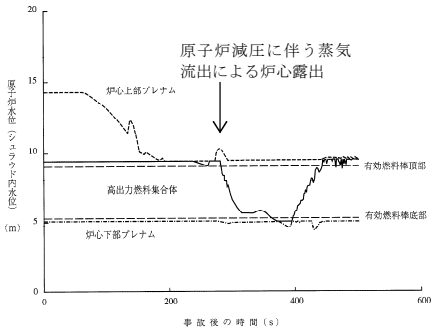
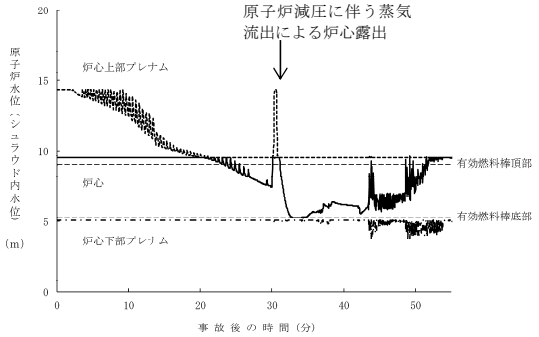
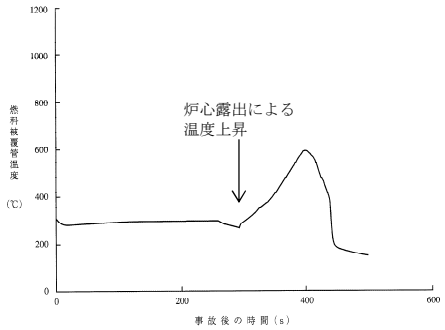
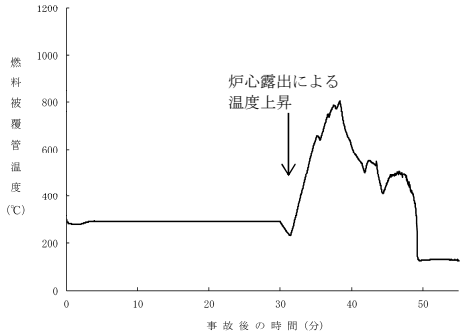
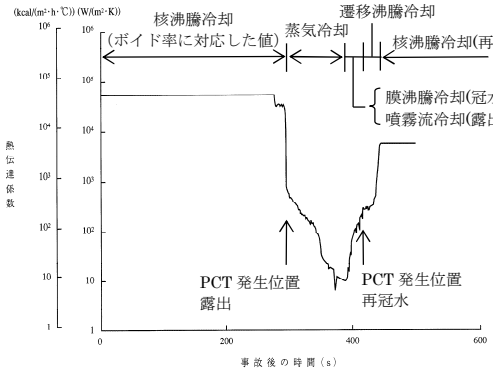
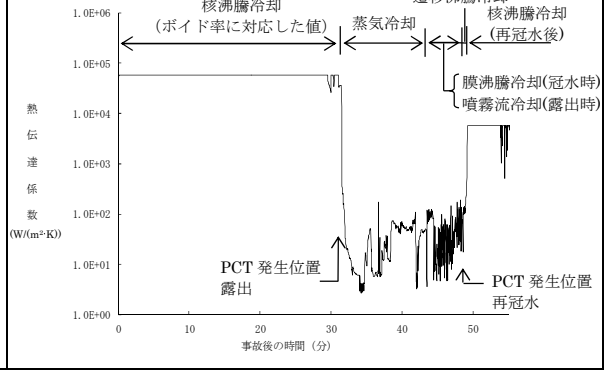
	従来許認可解析 （ＢＷＲ５原子炉冷却材喪失：中小破断）	重大事故等対策の有効性評価 （ＢＷＲ５　ＬＯＣＡ時注水機能喪失）
原子炉圧力		
原子炉水位（シュラウド内水位）		
燃料被覆管温度		
熱伝達係数		

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／12）

	従来許認可解析 （ＢＷＲ５原子炉冷却材喪失：中小破断）	重大事故等対策の有効性評価 （ＢＷＲ５　ＬＯＣＡ時注水機能喪失）
事象進展	原子炉圧力：ＰＬＲ配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，ＭＳＩＶ閉鎖後は上昇に転じＳＲＶ開閉により圧力が制御され，ＡＤＳ作動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ＳＲＶからの蒸気流出により低下し，ＡＤＳ作動による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，ＥＣＣＳの注水後，炉心再冠水する。 燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。 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，ＥＣＣＳの注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。	原子炉圧力：ＰＬＲ配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，ＭＳＩＶ閉鎖後は上昇に転じＳＲＶ開閉により圧力が制御され，ＳＲＶ手動操作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ＳＲＶからの蒸気流出により低下し，ＳＲＶ手動操作による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，代替注水系の注水後，炉心再冠水する。 燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。 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，代替注水系の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。
	原子炉スクラム：０秒 ＭＳＩＶ閉鎖：約 19 秒 原子炉水位低（レベル１）：約２分 原子炉減圧開始：約４分 炉心露出：約５分 低圧炉心スプレイ系作動：約６分 低圧注水系作動：約７分 ＰＣＴ発生：約７分（約 589℃） 炉心再冠水：約８分	原子炉スクラム：０秒 ＭＳＩＶ閉鎖：約２分 原子炉水位低（レベル１）：約 16 分 原子炉減圧開始：約 30 分 炉心露出：約 31 分 ＥＣＣＳ：機能喪失 低圧代替注水開始：約 32 分 ＰＣＴ発生：約 38 分（約 805℃） 炉心再冠水：約 52 分
変化範囲	原子炉圧力：大気圧～ＳＲＶ吹出設定圧力 原子炉水位：原子炉圧力容器底部～通常水位 燃料被覆管温度：約 152～約 589℃ 熱伝達係数：約 10～約 57000 W/(m^2･K) 時間：０秒～約８分	原子炉圧力：同左 原子炉水位：同左 燃料被覆管温度：約 126～約 805℃ 熱伝達係数：約１～約 57000 W/(m^2･K) 時間：０秒～約 55 分
適用範囲	原子炉圧力：大気圧～ＳＲＶ吹出設定圧力 原子炉水位：原子炉圧力容器底部～頂部 燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃ 熱伝達係数：０～約 57000 W/(m^2･K) 時間：０秒～制限なし	原子炉圧力：同左 原子炉水位：同左 燃料被覆管温度：同左 熱伝達係数：同左 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（3／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期運転条件	過出力条件	定格条件	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが，事故後の炉心及び原子炉圧力容器内の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	初期原子炉水位	通常運転水位（ＡＢＷＲ） スクラム水位（ＢＷＲ）	通常運転水位	有	
	事象	高圧炉心注水系配管両端破断（ＡＢＷＲ） 再循環配管両端破断～小破断（ＢＷＲ）	給水流量の全喪失 全交流動力電源喪失 原子炉冷却材喪失（原子炉圧力容器底部ドレン配管破断又は再循環配管小破断） ｲﾝﾀｰﾌｪｲｽｼｽﾃﾑＬＯＣＡ	有	炉心冷却の観点からは，原子炉隔離後，原子炉減圧，注水に至る再循環配管小破断事象と同等の事象であり，モデル適用範囲内であり，差異による影響はない。
	原子炉スクラム	炉心流量急減（ＡＢＷＲ） 原子炉水位低レベル３（ＢＷＲ）	原子炉水位低レベル３ タービン蒸気加減弁急閉（ＡＢＷＲ） 炉心流量急減（ＡＢＷＲ）	有	条件の差はあるが，スクラムのタイミングの差は適切に核分裂出力変化に反映されることから，評価手法としての差異はない。
	核分裂出力変化	原子炉冷却材喪失事故用	各事故シーケンスに応じて設定	有	条件の差はあるが，核分裂出力変化と崩壊熱を事象ごとに設定しており，評価手法としての差異はない。
	崩壊熱	ＧＥ(平均)＋３σ	ANSI/ANS-5.1-1979	有	

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	燃料タイプ	９×９燃料（Ａ型），９×９燃料（Ｂ型），MOX 燃料の単一炉心，又は混在炉心	９×９燃料（Ａ型）単一炉心	有	燃料仕様の差はあるが，熱水力特性はほぼ同等であること，及び，核的特性は混在炉心の場合には単一炉心で構成された場合の中間的なものになることから影響は小さい。
	燃料棒最大線出力密度	44.0 kW/m×1.02	44.0 kW/m×1.0	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが，事故後の炉心及び原子炉圧力容器内の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	局所出力ピーキング係数	ＰＣＴを厳しくする評価する平坦分布を仮定	同左	無	差異はない。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中を通してＰＣＴを厳しくする値	同左	無	差異はない。
	燃料棒破裂の判定	ＰＣＴ評価：ベストフィット曲線 被ばく評価：平均値－２σ曲線	ベストフィット曲線	無	従来許認可解析と同一のベストフィット曲線を用いているため，差異はない。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	逃がし安全弁	安全弁機能	逃がし弁機能	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており，期待する減圧機能の違いによる差があるが，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。
	原子炉減圧	自動減圧系	逃がし弁手動操作	有	
	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及び代替注水系	安全要求仕様値	同左	無	差異はない。
	破断口，ＳＲＶからの冷却材の流出	平衡均質流モデル及び差圧流モデル	同左	無	差異はない。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数	核沸騰 （ボイド率の関数とする相関式）	同左	無	差異はない。 炉心冠水時の熱水力挙動は従来許認可解析と同様であり，ボイド率依存の核沸騰熱伝達モデルは適用可能。
		膜沸騰 （噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式）	同左	無	差異はない。 過渡事象発生直後の高流量／高圧条件から炉心再冠水後の低流量／低圧条件まで適用可能。
		遷移沸騰 （核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式）	同左	無	差異はない。 核沸騰熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数の内挿値を適用するため，同じく適用可能。
		蒸気単相 （Dittus-Boelter の式）	同左	無	差異はない。 炉心露出によるヒートアップ挙動は，従来許認可解析と同様であり，重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数	噴霧流 （Sun-Saha の式）	同左	無	差異はない。 炉心露出時に原子炉注水による再冠水過程において炉心に液滴が混入する状態は従来許認可解析と同様であり，重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。
		スプレイ（落下水） （スプレイ冷却実験データに基づく相関式）	同左	無	差異はない。 従来許認可解析でもスプレイ冷却の効果が小さいことから適用を除外しており，重大事故等対策の有効性評価でも適用を除外している。
		濡れ （濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく）	同左	無	差異はない。 濡れによる冷却効果小さく，高出力燃料集合体では保守的に落下水は無視しているため，適用されない。
		輻射 （燃料集合体幾何形状に依存する輻射形態係数，輻射率，灰色体輻射係数に基づき導出した式）	同左	無	差異はない。 燃料集合体内幾何形状に依存し，幾何形状は変更ないため適用可能。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果 崩壊熱	事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるが，スクラムまでは核分裂出力，スクラム後は崩壊熱を考慮して適切に原子炉出力変化を設定している。	同左	無	差異はない。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	沸騰遷移により燃料棒温度上昇（ＡＢＷＲ，ＢＷＲ）	沸騰遷移による燃料棒温度上昇評価は，従来許認可解析の範囲で評価されている。	無	差異はない。
			炉心露出により燃料棒温度上昇（ＢＷＲ） 炉心露出期間：約３分間 再冠水　：約 10 分以内	炉心露出により燃料棒温度上昇 炉心露出期間：約 10～30 分間 再冠水　：約１時間以内	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが，炉心露出，炉心再冠水，除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		燃料被覆管酸化	無視し得る程度	１％以下	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響があるが，評価式である Baker-Just の式は，燃料被覆管温度が高温になる場合にも実験により妥当性が確認されている。
		燃料被覆管変形	膨れ・破裂は発生しない	膨れは発生するが破裂は発生しない	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響がある。
		三次元効果	三次元的な輻射伝熱は，最高温度位置に対しては，伝熱量が増加するため，燃料被覆管温度は厳しくならない。	同左	無	差異はない。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	減圧沸騰により発生したボイドにより形成された二相水位変化により炉心が露出し燃料被覆管温度が上昇する。	同左	無	差異はない。
		気液分離（水位変化）・対向流	気液分離（水位変化）：同上 対向流： 炉心スプレイが作動する場合にＣＣＦＬ，ＣＣＦＬブレークダウンが発生する。	気液分離（水位変化）： 露出する場合は露出期間が長時間になる。 対向流：同左	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが，炉心露出，炉心再冠水，除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		気液熱非平衡	炉心露出時に燃料棒のヒートアップにより蒸気が過熱される。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失は減少する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失は減少する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，炉心流量が早期に低下するため影響は小さい。
		三次元効果	炉心再冠水過程では，燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後，スパー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。	同左	無	差異はない。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，影響は小さい。
			炉心露出時は原子炉水位が低下して，炉心シュラウド内外の自然循環が維持できない。	同左	無	差異はない。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	自動減圧系による原子炉の急速減圧，あるいは，破断口からの冷却材放出により炉心露出が生じる。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧，あるいは，破断口からの冷却材放出により炉心露出が生じる。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，冷却材放出の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	自動減圧系による原子炉の急速減圧，あるいは，ＬＯＣＡ後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また，原子炉注水により蒸気は凝縮される。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧，あるいは，ＬＯＣＡ後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また，原子炉注水により蒸気は凝縮される。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，減圧開始時間と設備仕様が異なる以外，原子炉減圧に伴う基本的な熱水力挙動は，従来許認可解析と同様である。

表１　ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（12／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	気液分離（水位変化）・対向流 圧力損失	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		構造材との熱伝達	自動減圧系による原子炉減圧過程において，構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	逃がし弁手動操作による原子炉減圧過程において，構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，減圧開始時間と設備が異なる以外，原子炉減圧に伴う構造材との熱伝達の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	ＥＣＣＳによる原子炉注水により炉心が冷却される。	ＥＣＣＳ又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される。	有	原子炉注水設備の差異による影響はあるが注水特性が異なる以外，炉心冷却の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		三次元効果	事故と同時に再循環ポンプがトリップするため，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	事故直後に再循環ポンプがトリップするため，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，影響は小さい。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／11）

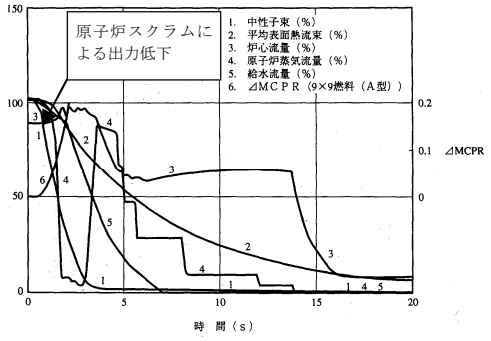
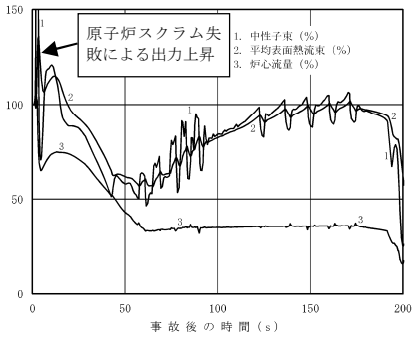
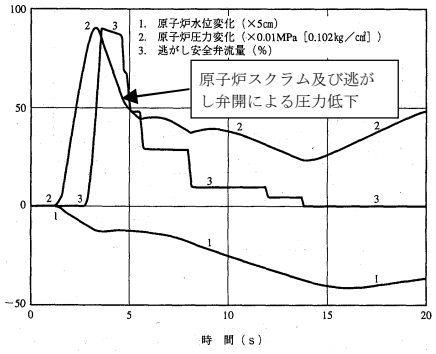
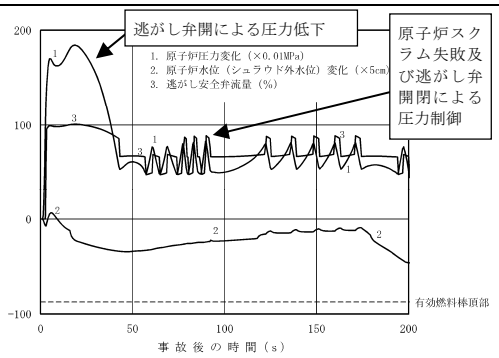
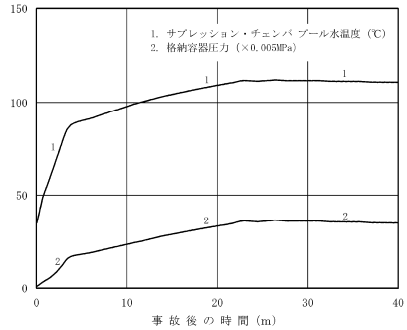
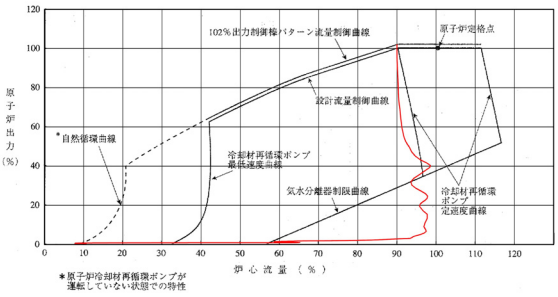
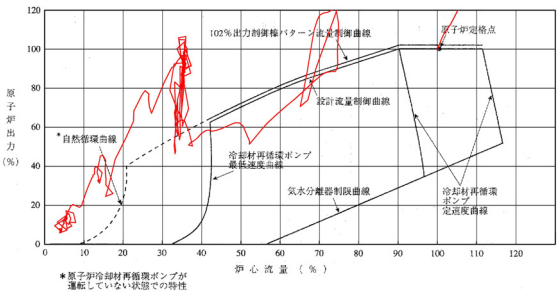
	従来許認可解析 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
原子炉出力（中性子束）		
原子炉圧力		
格納容器圧力／格納容器プール水温度	原子炉スクラムにより蒸気発生量が減少するため，原子炉格納容器側パラメータの変化はほとんどない。	
運転特性図		

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／11）

	従来許認可解析 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
事象進展	原子炉出力(中性子束)：ＭＳＩＶ閉鎖による原子炉スクラムにより低下する。 原子炉圧力：ＭＳＩＶ閉鎖により上昇するが，逃がし弁開及び原子炉スクラムにより降下に転じ，その後は逃がし弁により圧力制御される。 格納容器圧力及びプール水温度：逃がし弁開により蒸気がサプレッション・チェンバのプール水中へ放出されるが，その量は僅かであり，格納容器圧力及びプール水温度上昇は小さいと考えられる。なお，従来許認可では本パラメータは評価対象外である。 運転特性図上の運転点は，原子炉スクラムにより，高出力低流量には至らない。	原子炉出力(中性子束):ＭＳＩＶ閉鎖による原子炉スクラムに失敗して,圧力上昇により上昇した後,圧力高ＲＰＴによる炉心流量減少により低下する。その後，給水加熱喪失による炉心入口サブクール度の増加により緩やかに上昇する。 原子炉圧力:ＭＳＩＶ閉鎖により上昇し，逃がし弁が作動するが,原子炉スクラム失敗により原子炉出力が高めに維持されることから，原子炉圧力も高めを維持する。 格納容器圧力及びプール水温度:逃がし弁開により蒸気がサプレッション･チェンバのプール水中へ放出されるため,格納容器圧力及びプール水温度が上昇する。ほう酸水の注入による原子炉出力低下とＲＨＲによる除熱により,格納容器圧力／プール水温度は低下に転じる。 運転特性図上の運転点は,原子炉スクラム失敗及びＲＰＴにより，高出力低流量に至る。
	原子炉スクラム：約 0.3 秒 逃がし弁開：約２秒 MSIV 閉鎖：約３秒	原子炉スクラム：失敗 逃がし弁開：約２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
変化範囲	原子炉出力：初期値～０％ 原子炉圧力：初期値～8.08MPa[gage] 格納容器圧力：(評価対象外) プール水温度：(評価対象外) 時間：０秒～約 20 秒	原子炉出力：０％～306％ 原子炉圧力：初期値～約 8.92MPa[gage] 格納容器圧力：初期値～約 0.19MPa[gage] プール水温度：初期値～約 113℃ 時間：０秒～約 2400 秒(40 分)
適用範囲	原子炉出力：０％以上 原子炉圧力：タービン無負荷圧力 ～最高使用圧力の 1.2 倍 格納容器圧力：(評価対象外) プール水温度：(評価対象外) 時間：０秒～制限なし	原子炉出力：同左 原子炉圧力：同左 格納容器圧力：通常運転圧力 ～0.62MPa[gage] プール水温度：通常運転温度～200℃ 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（3／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期運転条件	原子炉出力：過出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：過出力条件	原子炉出力：定格出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：定格出力条件	有	従来許認可解析が保守的評価条件を採用しているに対して，重大事故等対策の有効性評価ではより実機に近い条件を設定。 解析結果はより現実的な結果となる。
	初期原子炉水位	通常水位	同左	無	差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	差異はない。
	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型），８×８燃料，MOX 燃料の混在炉心又は単一炉心 （プラントにより異なる）	９×９（Ａ型），MOX 燃料の単一炉心，又は９×９（Ａ型）と MOX 燃料の混在炉心 （プラントにより異なる）	有	従来許認可解析では原子炉内に存在する燃料タイプごとに保守的な混在炉心を選定しているが，重大事故等対策の有効性評価では代表的な炉心条件として単一炉心又は MOX 混在を選定している。燃料タイプは異なるものの，熱水力特性は同等であり，プラント全体挙動に及ぼす影響は小さい。
	ボイド反応度係数 ドップラ反応度係数	圧力上昇過渡用保守係数を使用	圧力上昇過渡用保守係数を代表値として使用	無	原子炉停止機能喪失事象では炉心流量が急減する挙動もあるが，起因事象が従来許認可と同じであることから保守係数の代表値として，出力上昇を厳しくする圧力上昇過渡と同じ値を使用する。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中結果を厳しくする値	同左	無	重大事故等対策の有効性評価における燃焼期間は従来許認可解析と同じであり差異はない。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	代替再循環トリップ機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	代替制御棒挿入機能	考慮しない	同左	無	差異はない。
	ほう酸水注入機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	予備給水ポンプ	考慮しない	考慮する	有	ＭＳＩＶ閉による給水加熱喪失の効果により出力が上昇するため結果が厳しくなる条件を設定。
	崩壊熱	一次遅れ特性	４群又は 11 群モデル (ANSI/ANS-5.1-1979 相当)	有	重大事故等対策の有効性評価では長時間領域での崩壊熱による影響を精度良く評価するために，より現実的な崩壊熱変化を設定。
	外部電源	健全	同左	無	差異はない。
	ＳＲＶ仕様	逃がし弁機能 （作動設定値は過出力条件用）	逃がし弁機能 （作動設定値は設計値）	有	定格出力条件に従い，開設定圧力を設計値に変更しているが，初期原子炉圧力から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（5／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	ＲＣＩＣ	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上ＲＣＩＣの動作有無は考慮不要であったが，重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしないためＲＣＩＣ作動の影響を確認している。
	高圧ＥＣＣＳ	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上，高圧ＥＣＣＳの動作有無は考慮不要であったが，重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしていないため，高圧ＥＣＣＳ作動の影響を確認している。
	原子炉格納容器	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では，早期にスクラムするため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。
	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（6／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果	圧力上昇過渡事象発生時に結果を厳しく評価するサイクル末期炉心条件を選定して，ボイド，ドップラ反応度に保守係数を考慮した設定を実施している。 また，反応度効果としては，ボイド，ドップラ，スクラム，制御棒の反応度を考慮している。	同左 また，反応度効果としては，ボイド，ドップラ，ボロン反応度を考慮している。	有	圧力上昇過渡事象の評価であるため，従来許認可と同じ保守係数を用いている。 原子炉がスクラムしないため，ボロン注入による出力低下により事象が収束する。原子炉がスクラムせず，原子炉出力の変化が従来許認可解析に比べて大きくなり，燃料被覆管温度評価に影響を及ぼす。
		崩壊熱	崩壊熱については，比較的短時間でスクラム動作して事象は収束するため，影響はほとんどなく，一次遅れを仮定している。	崩壊熱については，より現実的な崩壊熱曲線を使用している。	有	崩壊熱については，原子炉にて発生する蒸気量が原子炉格納容器側のパラメータ変化に影響する。なお，原子炉格納容器側評価は従来許認可解析では実施していない。
		三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，中性子束振動現象は生じない。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため，中性子束振動現象が生じる可能性がある。	有	中性子束振動現象が燃料被覆管温度に対して影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	原子炉内の平均的燃料棒を代表とし，燃料棒を同心円状に分割して燃料ペレットの熱伝導度，燃料ギャップの熱伝達率を適用している。	同左	無	従来許認可解析と同一であり，差異はない。 また，原子炉停止機能喪失事象では炉心冠水状態を維持するため，平均的燃料棒の燃料棒内温度変化及び燃料表面熱伝達については従来許認可解析と同様である。
		燃料棒表面熱伝達	燃料表面熱伝達は一定とし核沸騰の代表値を適用している。 熱的評価については，ＳＣＡＴコードにて実施（最小限界出力比（ＭＣＰＲ）が燃料の許容設計限界を下回らないことを確認。）	同左 熱的評価については，ＳＣＡＴコードにて実施（燃料被覆管温度評価を実施して判断基準を上回らないことを確認。）	無	
		沸騰遷移	（ＳＣＡＴコードによる評価）	（ＳＣＡＴコードによる評価）	―	―
		燃料被覆管酸化	（ＳＣＡＴコードによる評価）	（ＳＣＡＴコードによる評価）	―	―
		燃料被覆管変形	（ＳＣＡＴコードによる評価）	（ＳＣＡＴコードによる評価）	―	―

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	原子炉出力の上昇並びに炉心流量の低下により炉心平均ボイド率が増加するが，炉心は冠水を維持しているため，二相水位の影響はない。	同左	無	差異はない。
		気液分離（水位変化）・対向流 気液熱非平衡	炉心部の保有水量は十分保たれ，炉心は冠水を維持していることから影響はない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さについて，炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	原子炉圧力高により再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	無	圧力損失による影響に差異はない。
		三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，核熱水力不安定事象は生じない。なお，流量配分による冷却材流量変化への影響はＳＣＡＴコード側にて考慮する。	原子炉がスクラムせず高出力・低炉心流量状態に至るため，核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。なお，流量配分による冷却材流量変化への影響はＳＣＡＴコード側にて考慮する。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	原子炉水位低により再循環ポンプがトリップするが，実機機能の反映であるため設計値を使用している。	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さが，解析結果に影響すると考えられる。より現実的な評価を実施するため設計値を使用している。	有	重大事故等対策の有効性評価では再循環ポンプのトリップを考慮しているため，設計値を使用した現実的な解析条件としている。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出して原子炉圧力上昇を緩和する。	同左	無	差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	考慮している	同左	無	差異はない。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	・ＥＣＣＳ系は考慮しない。 ・給水ポンプ予備機は考慮しない。 ・給水加熱喪失を考慮。	・ＥＣＣＳ系を考慮。 ・予備機を含めた給水系を考慮。 ・同左	有	原子炉がスクラムせず，また給水ポンプ予備機が起動するため，給水加熱喪失による出力上昇が燃料被覆管温度へ影響する可能性がある。
		ほう酸水の拡散	ほう酸水注入は考慮しない。	原子炉停止を達成するために，ほう酸水の原子炉への注入を設定。	有	従来許認可解析では原子炉スクラムにより原子炉停止となるが，重大事故等対策の有効性評価解析では，ほう酸水注入による原子炉停止としており，原子炉停止までの時間が長く，格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		三次元効果	ＲＥＤＹコードでは，燃料集合体間の流量配分について考慮していない。	同左	無	差異はない。

表２－１　ＲＥＤＹにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器	冷却材放出	考慮しない	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出するため，格納容器プール水温度が上昇する。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		格納容器各領域間の流動	考慮しない	原子炉格納容器を１ノードでモデル化し，空間部温度は格納容器プール水温度と同じにすると仮定している。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		サプレッション・プール冷却	考慮しない	ＲＨＲによる除熱を考慮。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		気液界面の熱伝達	考慮しない	格納容器各領域間の流動に同じ。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／11）

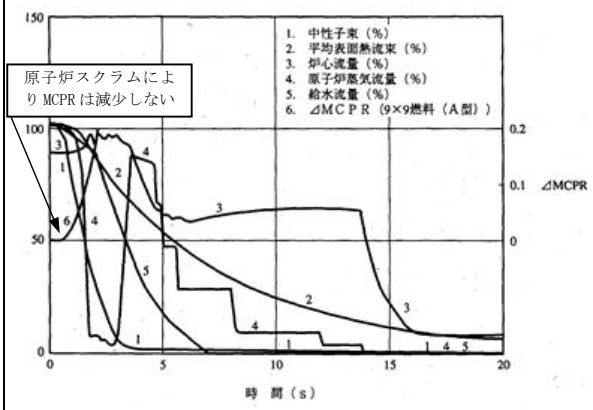
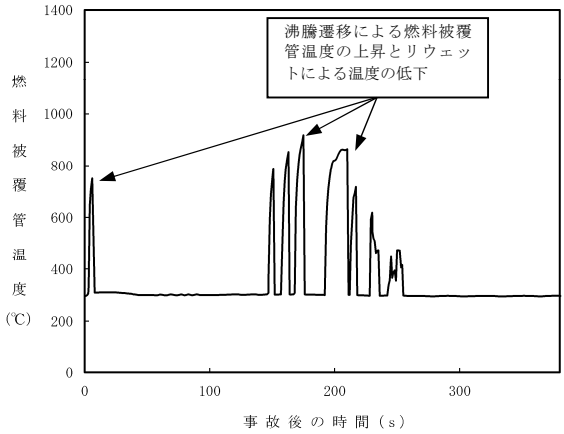
	従来許認可解析 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
最小限界出力比（ＭＣＰＲ）		原子炉出力の上昇によりＭＣＰＲは減少し，沸騰遷移判定基準に達する。
燃料被覆管温度	沸騰遷移は生じないため，燃料被覆管温度は初期値からほとんど変化しない。	

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／11）

	従来許認可解析 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ＡＢＷＲ主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
事象進展	ＭＣＰＲ：原子炉スクラムによる負の反応度効果により，過渡時のＭＣＰＲは初期値を下回らない。 燃料被覆管温度：沸騰遷移が生じることは無く，温度はほとんど変化しない。	ＭＣＰＲ：原子炉スクラムしないため，過渡時のＭＣＰＲは沸騰遷移判定基準を下回る。 燃料被覆管温度：沸騰遷移が生じるため，温度は上昇する。原子炉出力の低下に伴いリウェットが発生し温度は低下する。
	原子炉スクラム：約 0.3 秒 ＭＳＩＶ閉鎖：約３秒 沸騰遷移・リウェット：発生しない	原子炉スクラム：失敗 ＭＳＩＶ閉鎖：同左 沸騰遷移・リウェット：数秒～約 400 秒
変化範囲	ＭＣＰＲ：初期値を下回らない 燃料被覆管温度：初期値からほとんど変化しない 時間：０秒～数秒	ＭＣＰＲ：沸騰遷移判定基準を下回る 燃料被覆管温度：初期値～約 1000℃ 時間：０秒～約 400 秒
適用範囲	ＭＣＰＲ：1.0 以上 燃料被覆管温度：対象外 時間：０秒～制限なし	ＭＣＰＲ：同左 燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃ 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（3／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期バンドル出力	初期ＭＣＰＲがＯＬＭＣＰＲとなる値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	従来許認可解析と同一の事象であり，差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件であり，条件の差異が生じる。スクラム機能喪失時は沸騰遷移が生じ，燃料被覆管温度が上昇する。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は，ＳＣＡＴコードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，熱伝達係数，ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
	燃料タイプ	９×９燃料（Ａ型），９×９燃料（Ｂ型），MOX 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，差異はない。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	初期ＭＣＰＲ	ＯＬＭＣＰＲ	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	沸騰遷移判定ＭＣＰＲ	ＳＬＭＣＰＲ	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットチャンネルの軸方向出力分布	中央出力ピーク分布	同左	無	従来許認可解析と同一の分布であり，差異はない。
	最大線出力密度	44.0kW/m×1.0	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	局所出力ピーキング係数	上記の初期ＭＣＰＲとピーク位置での線出力密度を満たすよう調整した値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットチャンネルのギャップ熱伝達係数				
	平均出力ロッド	燃焼期間中のバンドル平均の最大値（軸方向一定値）	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットロッド	平均出力ロッドに同じ	最大線出力密度 44kW/m 相当（軸方向分布考慮）	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために，ホットロッドのギャップ熱伝達係数に差異が生じる。軸方向分布を考慮したギャップ熱伝達係数を適用することで，適切に評価できる。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数 サブクール： サブクール沸騰，核沸騰： 膜沸騰： リウェット：	Dittus-Boelter の式 Jens-Lottes の式 使用しない 使用しない	同左 同左 修正 Dougall-Rohsenow 式 日本原子力学会標準「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」における相関式２	無 無 有 有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために，熱伝達モデルに差異が生じる。日本原子力学会標準で推奨される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。
	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。
	ボイドモデル				
	サブクールボイドモデル 気泡離脱点： 蒸気生成：				
	圧損モデル 単相摩擦損失係数： 二相摩擦増倍係数： 局所二相増倍係数：				

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果	（ＲＥＤＹコードによる評価）	（ＲＥＤＹコードによる評価）	－	－
		崩壊熱	（ＲＥＤＹコードによる評価）	（ＲＥＤＹコードによる評価）	－	－
		三次元効果	（ＲＥＤＹコードによる評価）	（ＲＥＤＹコードによる評価）	－	－

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	出力が上昇してＭＣＰＲが低下するが，沸騰遷移は生じず，核沸騰状態で事象は推移する。	原子炉出力が急激に上昇するため，沸騰遷移が生じて膜沸騰状態に移行する。その後，原子炉出力の低下によってリウェットに至ることで核沸騰状態へ移行する。燃料被覆管温度は，燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して上昇する。	有	原子炉停止機能喪失事象では，沸騰遷移が生じるため，燃料被覆管温度の挙動に差異が生じる。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は，ＳＣＡＴコードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，熱伝達係数，ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
		燃料被覆管酸化	燃料被覆管温度の上昇量が小さく，ジルコニウム－水反応が発生する程度には至らない。	沸騰遷移発生によって燃料被覆管温度が高温となるため，ジルコニウム－水反応が発生する。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，燃料被覆管温度が高温となるため，取扱う燃料被覆管酸化量の評価に差異が生じる。そのため，燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応に Baker-Just の式を適用して燃料被覆管酸化量を計算する。
		燃料被覆管変形	無し	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	ボイド率は低下していく。	スクラムしないためボイド率は高いまま維持される。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，スクラム機能喪失を仮定しており，ボイド率の挙動に差異が生じる。しかし，原子炉停止機能喪失でのボイド率は，過渡解析でのボイド率の最大値と同等であるため，差異による影響はない。
		気液分離（水位変化）・対向流	炉心部に二相水位は形成されない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		気液熱非平衡	無し	沸騰遷移発生によって過熱蒸気が発生する可能性がある。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移発生により，気液熱非平衡に差異が生じる。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，燃料被覆管－冷却材間の熱伝達係数を従来許認可解析から変更している。
		圧力損失	流量に影響を与えない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		三次元効果	炉心径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。 また，事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，核熱水力不安定事象は生じない。	炉心径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。 一方，原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため，核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし，自然循環流量相当まで流量が低下する。	ＡＴＷＳ圧力高や原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし，自然循環流量相当まで低下する。	無	従来許認可解析との差異はない。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	ＭＳＩＶ誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		圧力損失	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

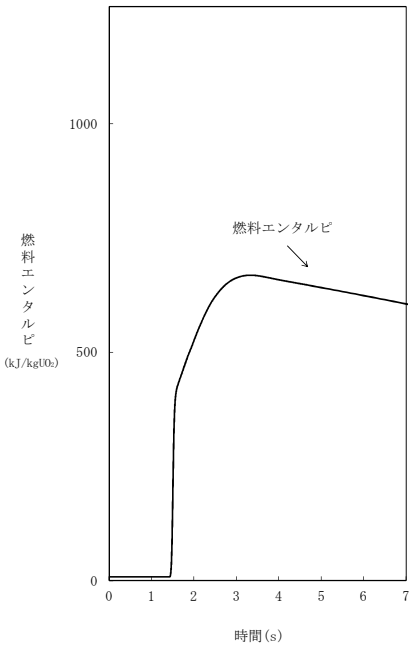
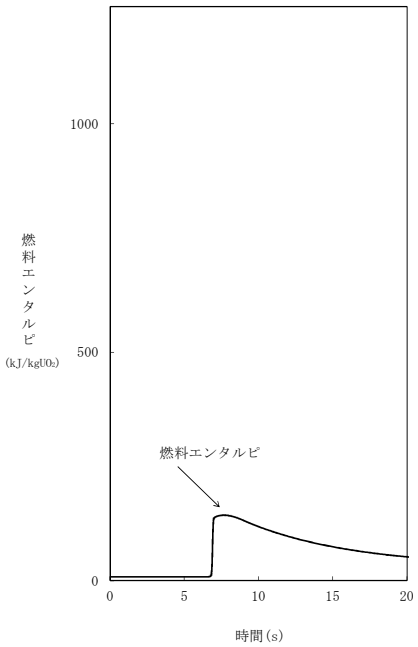
表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	・Ｔ／Ｄ給水ポンプトリップ	・Ｔ／Ｄ給水ポンプトリップ ・Ｍ／Ｄ給水ポンプ起動 ・ＨＰＣＦ，ＲＣＩＣ起動	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，Ｍ／Ｄ給水ポンプ起動を仮定しており，入口サブクーリングが増加するため，入口サブクーリングに差異が生じる。入口サブクーリングの増加はGEXL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。
		ほう酸水の拡散	ほう酸水注入系は起動しない。	ほう酸水注入系の起動によって原子力出力を抑制し，原子炉停止を達成する。（ＲＥＤＹコードによる評価）	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，ほう酸水注入系の起動を考慮するため，ほう酸水の効果に差異が生じる。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，ほう酸水注入系による出力抑制の効果が現れる段階より早いため影響はないと考えられる。そのため差異による影響はない。
		三次元効果	（下部プレナムの流量配分） 再循環ポンプは対称にトリップするため影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表２－２　ＳＣＡＴにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器	冷却材放出	原子炉格納容器の挙動を評価しないため本物理現象は考慮しない。 原子炉格納容器における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	逃がし安全弁を介して原子炉格納容器の圧力及びプール水温が上昇する（ＲＥＤＹコードによる評価）。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，原子炉格納容器の挙動を評価するため，物理現象の考慮有無に差異が生じる。いずれもＲＥＤＹコードにて適切に評価でき，ＳＣＡＴコードによる評価において差異による影響はない。
		格納容器各領域間の流動	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び圧力変化に影響する（ＲＥＤＹコードによる評価）。	有	同上
		サプレッション・プール冷却	同上	残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を行うことによって原子炉格納容器の圧力及びプール水温の上昇を抑制する（ＲＥＤＹコードによる評価）。	有	同上
		気液界面の熱伝達	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び圧力変化に影響する。（ＲＥＤＹコードによる評価）	有	同上

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／12）

	従来許認可解析 （ＢＷＲ５制御棒落下/低温時※）	重大事故等対策の有効性評価 （ＢＷＲ５原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）
燃料エンタルピ		

※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 （ＢＷＲ５制御棒落下/低温時）	重大事故等対策の有効性評価 （ＢＷＲ５原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）
事象進展	原子炉の起動時に制御棒がインシーケンスで引き抜かれた臨界状態から，制御棒１本が落下速度の上限値 0.95m/s で落下することにより，原子炉出力が上昇する。 急激な出力上昇は，ドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに，平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して，原子炉はスクラムし，事象は収束する。	原子炉の停止時に制御棒が１本引き抜かれた局所臨界状態から，隣接する１本の制御棒が引抜速度の上限値 9.1cm/s で連続的に引き抜かれることにより原子炉出力が上昇する。 原子炉出力が上昇し，起動領域モニタの原子炉周期短信号が発生して，原子炉はスクラムし，事象は収束する。
	原子炉スクラム：約 1.5 秒	原子炉スクラム：約 6.8 秒
変化範囲	燃料エンタルピ：８kJ/kgUO_2～約 669kJ/kgUO_2 沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：０秒～７秒	燃料エンタルピ：８kJ/kgUO_2～約 144kJ/kgUO_2 沸騰状態：単相，核沸騰 時間：０秒～20 秒
適用範囲	沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：０秒～制限なし	沸騰状態：同左 時間：同左

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（3／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心条件	事故：低温臨界状態/高温待機臨界状態 過渡（ＢＷＲ５）：高温待機臨界状態 過渡（ＡＢＷＲ）：低温臨界状態	低温停止状態	有	低温停止状態を初期炉心条件としており，差異が生じる。ただし，個々の炉心パラメータ自体は従来許認可解析の低温臨界条件と同一であり，また，事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であることから，差異による影響はない。
	事象	事故：制御棒落下 過渡：制御棒の誤引抜	制御棒の誤引抜	無	過渡解析と同一の事象であり，従来許認可解析のモデル適用範囲内である。
	初期実効増倍率	1.00（通常の制御棒引抜操作で臨界に達している）	1.00（保守的に初期状態で臨界を想定）	無	停止中の制御棒誤引抜解析では保守側に初期実効増倍率を 1.00 としており，初期実効増倍率条件の差異はない。
	初期制御棒パターン	臨界状態に対応した制御棒パターン	制御棒１本全引抜	有	停止中の制御棒誤引抜解析では制御棒１本全引抜状態を初期条件としており，条件の差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期出力	事故（低温臨界状態）：定格の 10^{-8} 事故（高温待機臨界状態）：定格の 10^{-6} 過渡（低温臨界状態）：定格の 10^{-8} 過渡（高温待機臨界状態）：定格の 10^{-3}	定格の 10^{-8}	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨界状態に対応した初期出力としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期燃料被覆管表面温度及び原子炉冷却材の温度	低温臨界状態：20℃ 高温待機臨界状態（ＢＷＲ５）：286℃ 高温待機臨界状態（ＡＢＷＲ）：287℃	20℃	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨界状態に対応した初期温度としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期燃料エンタルピ	低温臨界状態：８kJ/kgUO_2 高温待機臨界状態：75kJ/kgUO_2	８kJ/kgUO_2	無	初期温度に対応した燃料エンタルピとしており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期原子炉圧力	低温臨界状態：0.0MPa[gage] 高温待機臨界状態（ＢＷＲ５）：7.03MPa[gage] 高温待機臨界状態（ＡＢＷＲ）：7.17MPa[gage]	0.0MPa[gage]	無	原子炉低温停止状態に対応した初期圧力としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心流量	定格の 20% （再循環ポンプによる冷却材循環）	定格の２％ （崩壊熱除去系による冷却材循環）	有	停止中の制御棒誤引抜解析では崩壊熱除去系による冷却材循環を仮定しており，初期流量に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	局所出力ピーキング係数	最大出力となる燃料集合体断面に対応する値 燃焼度条件 サイクル初期：未燃焼 サイクル末期：当該燃料の燃焼度より小さい燃焼度	最大出力となる燃料集合体断面に対応する値 燃焼度条件 未燃焼	無	従来許認可解析と同一の局所出力ピーキング係数を使用しており，差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	ギャップ熱伝達	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝導方程式を使用しており，差異はない。
	燃料棒表面熱伝達	単相強制対流:Dittus-Boelter の式 核沸騰状態：Jens-Lottes の式 膜沸騰状態(低温時):NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 膜沸騰状態(高温待機時)：Dougall-Rohsenow の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝達相関式を用いており，差異はない。また，事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，熱伝達係数については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式 高温待機時：GEXL 相関式での MCPR が限界値	同左	無	従来許認可解析と同一の沸騰遷移判定式を用いており，差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	引抜/落下制御棒	事故：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒１本 過渡（ＢＷＲ５）：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒１本 過渡（ＡＢＷＲ）：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒 26 本	初期引抜制御棒に隣接する制御棒１本	有	停止中の制御棒誤引抜解析は引抜制御棒に隣接する制御棒１本の引抜を仮定しており，引抜制御棒に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	引抜/落下制御棒価値	事故：1.3%Δk 過渡（ＢＷＲ５）：1.3%Δk 過渡（ＡＢＷＲ）：3.5%Δk	誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値	有	停止中の制御棒誤引抜解析は誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値を用いるため，制御棒価値に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	制御棒引抜/落下速度	事故（ＢＷＲ５）：0.95m/s 事故（ＡＢＷＲ）：0.7m/s 過渡（ＢＷＲ５）：9.1cm/s 過渡（ＡＢＷＲ）：3.3cm/s	ＢＷＲ５：9.1cm/s ＡＢＷＲ：3.3cm/s	無	従来許認可解析（過渡）と同一の制御棒引抜速度としており，差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡:原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	スクラム条件	事故:中性子束高（平均出力領域モニタ） 過渡（中間領域モニタ採用プラント）:中性子束高 過渡（起動領域モニタ採用プラント）:原子炉周期短	中間領域モニタ採用プラント：中性子束高 起動領域モニタ採用プラント：原子炉周期短	無	従来許認可解析（過渡）と同一のスクラム条件としており，差異はない。
	検出器バイパス条件	事故:平均出力領域モニタに単一故障を仮定する。 過渡（ＢＷＲ５）：Ａ，Ｂチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を１個ずつバイパス 過渡（ＡＢＷＲ）：Ａ，Ｂ，Ｃグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を１個ずつバイパス	ＢＷＲ５：Ａ，Ｂチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を１個ずつバイパス ＡＢＷＲ：Ａ，Ｂ，Ｃグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を１個ずつバイパス	無	従来許認可解析（過渡）と同一の検出器バイパス条件としており，差異はない。
	スクラム動作遅れ	事故：0.09 秒 過渡（中間領域モニタ採用プラント）:0.09 秒 過渡（起動領域モニタ採用プラント）:0.2 秒	中間領域モニタ採用プラント：0.09 秒 起動領域モニタ採用プラント：0.2 秒	無	従来許認可解析（過渡）とスクラム動作遅れとしており，差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡:原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果	事故:制御棒落下により急激な反応度投入と出力分布変化が生じる。急激な出力上昇はドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに,平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して,原子炉はスクラムする。 過渡:制御棒が連続的に引き抜かれ，原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	制御棒が連続的に引き抜かれ，原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	有	停止中の制御棒誤引抜解析は炉心外周部の制御棒が局所的に引き抜かれることから，局所的に出力が上昇し，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また，制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受けるが，事象を通じての炉心挙動は従来許認可解析（事故）の範囲を超えることはない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	事故：炉心出力が急激に上昇するため，最高出力燃料棒は沸騰遷移し膜沸騰状態に至る。膜沸騰状態では燃料の除熱量が低下し，燃料温度は1,000℃を超える温度で推移する。 過渡：炉心出力の上昇は事故と比較して緩やかであることから，最高出力燃料棒は沸騰遷移に至らない。	炉心出力の上昇は従来許認可解析の事故と比較して緩やかであることから，最高出力燃料棒は沸騰遷移には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
		燃料被覆管酸化	事故：燃料被覆管の高温化に伴うジルコニウム－水反応が発生する。 過渡：燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度はジルコニウム－水反応が発生する程度には至らない。	燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度はジルコニウム－水反応が発生する程度には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	事故：炉心出力が急激に上昇するため，ボイドが発生する。 過渡：サブクールのない高温待機状態の場合，ボイドが発生する。 低温状態の場合，サブクール度が大きく，また，事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから，ボイドはほとんど発生しない。	サブクール度が大きく，また，事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから，ボイドはほとんど発生しない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
		三次元効果	事故：ボイド発生に伴い，圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。 過渡：高温待機状態の場合，ボイド発生に伴い，圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。低温状態の場合，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	無	従来許認可解析（過渡）との差異はない。また，事象を通じての燃料挙動は従来許認可解析（事故）の範囲を超えることはない。

表３　ＡＰＥＸ／ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（12／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	圧力損失	事故：ボイド発生に伴い，圧力損失への影響が生じる。 過渡：高温待機状態の場合，ボイド発生に伴い，圧力損失への影響が生じる。低温状態の場合，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失への影響は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失への影響は生じない。	無	従来許認可解析（過渡）との差異はない。また，事象を通じての燃料挙動は従来許認可解析（事故）の範囲を超えることはない。

第１部　ＳＡＦＥＲ

目　次

－　ＳＡＦＥＲ　－

1．はじめに …… 1-4
2．重要現象の特定 …… 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．解析モデルについて …… 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．有効性評価への適用性 …… 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「ＳＡＦＥＲ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

・崩壊熱除去機能喪失

・ＬＯＣＡ時注水機能喪失

・格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

(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「ＳＲＶ」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ＥＣＣＳ（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低信号でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では，原子炉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ＳＲＶ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。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない

2.3　物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち 2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

ランク付けに当たっては，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－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－水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし，代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され，燃料被覆管温度はジルコニウム－水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスでは，事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，燃料ペレットが膨張することはなく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。），ＣＣＦＬ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圧あるいは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。

(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。

表 2-2　炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	物理現象	事故シーケンスグループ ＼ 評価指標	高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
			燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	L
	(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L	L
	(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱	H	H	H	H	H	H
	(6)	三次元効果	I	I	I	I	I	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	H	H	H	H	H	H
	(9)	沸騰遷移	H	H	H	H	H	H
	(10)	燃料被覆管酸化	M	M	M	M	M	M
	(11)	燃料被覆管変形	M	M	M	M	M	M
	(12)	三次元効果	L	L	L	L	L	L
炉心（熱流動）	(13)	沸騰・ボイド率変化	H	H	H	H	H	H
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H	H	H	H	H	H
	(15)	気液熱非平衡	H	H	H	H	H	H
	(16)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果	H	H	H	H	H	H
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	H	H	H	H	H	H
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M	M	M	M	M	M
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M	M	M	M	M	M
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	H	H	H	H	H	H
	(26)	ほう酸水による拡散	I	I	I	I	I	I
	(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	L

3. 解析モデルについて

3.1　コード概要

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－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）	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル
炉心 （熱流動）	沸騰・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	三次元効果	
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
原子炉 圧力容器 （逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル

3.3　解析モデル[(1)(2)]

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ＣＣＦＬ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。

② ノード２：制御棒案内管

制御棒案内管は，制御棒案内管上部での燃料支持金具での流路抵抗によ

り，炉心バイパスノードとは切り離している。

このノードは，上部の燃料支持金具との間隙及び下部の制御棒駆動機構との間隙を介して炉心バイパス及び下部プレナムと通じている。

③ ノード３：炉心

炉心は，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。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_\ell)_i = (\sum W)_i \qquad (3\text{-}1)$$

エネルギ保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\sum hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \qquad (3\text{-}2)$$

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。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] \Big/ M_{\ell_i} \qquad (3\text{-}3)$$

ここで，

M　：冷却材質量

$\dot{Q}$　：伝熱又は発熱による流入エネルギ

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。

$$\left.\begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_\ell)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned}\right\} \qquad (3\text{-}4)$$

ここで，

$\dot{m}'_{fg_i}$　：フラッシング率

エネルギ保存式は，次式で表される。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\sum hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g)\dot{P} \end{aligned} \qquad (3\text{-}5)$$

式（3-5）の左辺の正味エネルギ流入量は，次式で表される。

$$(\sum hW)_i = h_g(\sum W_g)_i + h_f(\sum W_f)_i + \sum_j h_{\ell_j} W_{\ell_{ji}} \qquad (3\text{-}6)$$

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，

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP}\dot{P} \quad , \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP}\dot{P} \tag{3-7}$$

の関係を用い，式（3-4），式（3-5），式（3-6）及び式（3-7）により，フラッシング率は，次式のように求まる。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P}\left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} \Big/ h_{fg} \tag{3-8}$$

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。

$$\dot{M}_{g_8} = (\sum W_g)_8 \tag{3-9}$$

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。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_8} \tag{3-10}$$

この過熱エネルギ（$\dot{E}_{sh}$）は，蒸気ドームに直接接しているノード，すなわち，上部プレナムとダウンカマのフラッシング率に補正項を加える形で配分される。これは，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。

$$\dot{m}_{fg,i} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^{7}\left|\dot{m}_{fg,i}\right|}\left|\dot{m}'_{fg,i}\right| + \dot{m}'_{fg,i} \qquad (3\text{-}11)$$

ここで，

$i = 5$　　：上部プレナムノード

$i = 6,7$　：ダウンカマノード

上記以外の，蒸気ドームに接していない炉心，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。

$$\dot{m}_{fg,i} = \dot{m}'_{fg,i} \qquad (3\text{-}12)$$

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。

$$\dot{V} = 0$$

$$= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \qquad (3\text{-}13)$$

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。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \qquad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \qquad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \qquad (3\text{-}14)$$

また，比容積の導関数は，次式で表される。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP}\dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell}\dot{h} \qquad (3\text{-}15)$$

正味の未飽和水エンタルピ変化率は，次式で表される。

$$\dot{h}_\ell = \sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i} \Big/ \sum_i M_{\ell_i} \qquad (3\text{-}16)$$

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。

$$\dot{P} = -\left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell\right] \Big/ \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P}\right]$$

(3-17)

式（3-16）を式（3-17）に代入すると，圧力変化率の最終的な式は，次のようになる。

$$\dot{P} = -X/Y \tag{3-18}$$

ここで，X, Y は次式で表される。

$$X = \sum_{sat}\left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j \left(h_{\ell_j} - h_f \right) W_{\ell_{ji}} \right] \right\}$$

$$+ \sum_{sub}\left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j \left(h W_{ji} \right) \right] \right\} \tag{3-19}$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f$$

$$+ \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \tag{3-20}$$

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。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \qquad (3\text{-}21)$$

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。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \qquad (3\text{-}22)$$

ここで，

W_p　：　再循環ポンプ流量

W_{p_0}　：初期再循環ポンプ流量

τ　：コーストダウン時定数

この流量を用いて，ジェットポンプの圧力上昇分 $\Delta P_{JP,p}$ は次式で求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \tag{3-23}$$

ここで，$\Delta P_{JP,p_0}$ は，初期のジェットポンプの圧力上昇分を表す。

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。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)\left|W_{RC} - W_p\right|}{\rho_f} \phi^2{}_{JP} \tag{3-24}$$

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

$\phi^2{}_{JP}$　：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，$\Delta P_{3-4,f}$は次のように評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2}\left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g}\right] \qquad (3\text{-}26)$$

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。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)|(W_{RC} - W_p)|}{\rho_f} \phi^2{}_{JP}$$

$$- \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2{}_{SEO} - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2{}_{\ell_0}$$

$$-\left(\frac{K}{A^2}\right)_{local}\frac{W_e|W_e|}{\rho_f}\phi^2{}_e=0 \qquad (3\text{-}27)$$

さらに，下部プレナムの質量保存式より，次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g}+\frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell}+\frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g}+\frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell}+\dot{m}_{fg}\,v_{fg}$$

$$-\frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell}-\frac{W_{g,SEO}}{\rho_g}-\frac{W_{L1}+W_{LEAK}}{\rho_\ell}-\frac{W_{brk}}{\rho_{brk}}+\dot{P}\left\{M_f\frac{dv_f}{dP}+M_g\frac{dv_g}{dP}\right\}=0$$

(3-28)

ここで，

W_{L1} ： 制御棒案内管から下部プレナムへの漏えい流量

W_{LEAK} ： バイパスから下部プレナムへの漏えい流量

W_{brk} ： 破断流量

ρ_{brk} ： 破断流の密度

式（3-27）と式（3-28）より下部プレナムが満水の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_o及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度$\overline{V}_{gj}$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。

$$j_{out} = j_{in} + \dot{m}_{fg} v_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A}\left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \qquad (3\text{-}29)$$

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。

$$U_g = C_o j_{out} + \overline{V}_{gj} \qquad (3\text{-}30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \qquad (3\text{-}31)$$

ここで，

U_g　：　気相速度

U_f　：液相速度

α_e　：水位面でのボイド率

水位面を離れる蒸気流量$W_{g,sw}$は，次式で表される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \tag{3-32}$$

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。

$$\overline{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.136 h(P) f(P)}\right]^{1/1.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P) f(P)} \le 2.840852 \tag{3-33}$$

$$\overline{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.75 h(P) f(P)}\right]^{1/0.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P) f(P)} > 2.840852 \tag{3-34}$$

ここで，

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g}\right)^{0.32} \tag{3-35}$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{H_i}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g) g}}\right]^{0.19} \tag{3-36}$$

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。ＳＡＦＥＲコードでは，これら炉心上部，下部において水の下降流を予測するのに，Wallis 型の相関式[5]を用いている。この関係式を，以下に示す。

$$(j_g{}^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f{}^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \tag{3-38}$$

ここで，

$$j_g{}^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \tag{3-39}$$

$$j_f{}^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \qquad (3\text{-}40)$$

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。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \qquad (3\text{-}41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \qquad (3\text{-}42)$$

ここで，

ΔP_{CORE}^{AVE} ： 炉心領域の全圧損

ΔP_{CORE}^{HOT} ： 高出力燃料集合体の全圧損

$W_{g,LP}$ ： 下部プレナムから炉心へ流入する総蒸気量

$W_{g,SEO}^{AVE}$ ： 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量

$W_{g,SEO}^{HOT}$ ： 高出力燃料集合体の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量

N_T ： 全燃料集合体数

N_{HOT} ： 気液並行上昇流が生じる燃料集合体数

ｂ． 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。ＳＡＦＥＲ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ＣＣＦＬ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。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{D\max} \qquad (3\text{-}43)$$

ここで，

C_D ： 凝縮係数

W_g　　：上部プレナムに流入する蒸気流量

W_ℓ　　：上部プレナムに流入する未飽和水流量

h_ℓ　　：上部プレナムに流入する未飽和水のエンタルピ

h_f　　：飽和水のエンタルピ

h_{fg}　　：蒸発潜熱

$C_{D\max}$　：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。$C_{D\max}$はＢＷＲプラントの炉心及び上部プレナムを実寸大で分割模擬した実験の結果に基づいて決められている。

ｃ．高出力燃料集合体モデル

出力の高い燃料集合体の熱水力挙動及び燃料棒ヒートアップ挙動を評価するため，高出力燃料集合体モデルを適用している。この高出力燃料集合体は，炉心（ノード３）と独立したノードとして扱う。炉心の熱水力挙動を知るための質量，エネルギ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「ＬＰＣＳ」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 t_1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t_2で注水が始まる。注水流量はポンプのＱ－Ｈ特性で決まる。

原子炉圧力や原子炉水位等で注水停止信号を模擬でき，時刻 t_3で停止信号が入ると，時間遅れを考慮したt_4で注水が停止する。

これらを用いていくつかの再起動や停止ロジックを模擬することができる。

有効性評価で考慮する原子炉代替注水設備は，運転操作を含めてこれらの注水系モデルを用いて取り扱うことができる。

3.3.2　炉心ヒートアップモデル

(1) ノード分割

ＳＡＦＥＲコードでは，燃料や燃料被覆管の温度変化については径方向熱伝導モデルを用い，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。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r}\left(k\frac{\partial T}{\partial r}\right) + \frac{k}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \qquad (3\text{-}44)$$

ここで，

ρ　：燃料ペレット又は燃料被覆管の密度

C_p　：燃料ペレット又は燃料被覆管の比熱

k　：燃料ペレット又は燃料被覆管の熱伝導率

T　：燃料ペレット又は燃料被覆管の温度

t　：時間

r　：半径方向距離

Q'''　：発熱量

なお，ＣＨＡＳＴＥコードにおいても同じ式が用いられている。

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。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k}\sum_i \frac{(T_k - T_i)F_i}{R_k + \dfrac{1}{H_i A_k}} \qquad (3\text{-}45)$$

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－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。

$$H_{FB} = 0.62\left\{\frac{K_g{}^3 \rho_g(\rho_f - \rho_g)h_{fg}g}{\mu_g(T_W - T_S)L_H}\right\}^{1/4} \tag{3-47}$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W{}^4 - T_S{}^4}{T_W - T_S}\right) \tag{3-48}$$

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_{MB} を両方計算し，ボイド率で以下のように重み付けをしている。

局所的なボイド率が１に近づいたときは，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)。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{MIN} - \Delta T_{CHF}} \left(\log H_{NB} - \log H_{FB} \right) \qquad (3\text{-}49)$$

ここで，

H_{TB} ： 遷移沸騰熱伝達係数

H_{NB} ： 限界熱流束時の温度での 核沸騰熱伝達係数

H_{FB} ： 最小安定膜沸騰温度での膜沸騰熱伝達係数

ΔT ： 過熱度

ΔT_{MIN} ： 最小安定膜沸騰温度

ΔT_{CHF} ： 限界熱流束温度

遷移沸騰は比較的短い過渡期間で生じ，ＰＣＴに与える影響は小さいため，このような補間モデルが可能である。

ｄ． 蒸気冷却熱伝達

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。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \mathrm{Re}_s^{\ 0.8} \mathrm{Pr}_s^{\ 0.4} \qquad (3\text{-}50)$$

ここで，

H_v ： 蒸気冷却熱伝達係数

K_v ： 蒸気の熱伝導率

D_h ： 水力直径

Re_s　：蒸気のレイノルズ数

Pr_s　：蒸気のプラントル数

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

e．噴霧流冷却熱伝達

蒸気に液滴が混入した噴霧流状態の熱伝達係数は，Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせたモデル [13] を適用する。

液滴による熱伝達の促進は Sun のモデル [14] に基づき以下のように表すことができる。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h}\left[2X - 1 + \frac{(Nu_s+1)^2}{Nu_s+1+2X}\right] = \frac{K_v}{D_h}\left[Nu_s + \frac{4X^2}{Nu_s+1+2X}\right] \quad (3\text{-}51)$$

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。

$$Nu_s = 0.023\,\mathrm{Re}_s^{\,0.8}\,\mathrm{Pr}_s^{\,0.4} \quad (3\text{-}52)$$

$$X = \frac{D_h}{2}\sqrt{\frac{\beta\, h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3\text{-}53)$$

$$\beta = \frac{6\,H_{v,d}\,(1-\alpha)}{d_d} \quad (3\text{-}54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d}\left[2 + 0.459\left\{\frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v}\right\}^{0.55}\mathrm{Pr}_g^{\,1/3}\right] \quad (3\text{-}55)$$

$H_{v,d}$ 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。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s)(1-\alpha)}{D_h{}^2 h_{fg}} \tag{3-56}$$

$$K_1 = 6300\left(1-\frac{P}{P_{cr}}\right)^2 \left\{\left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha}\right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma}\right\}^{1/2} \tag{3-57}$$

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_cから次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^2} \tag{3-58}$$

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。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\dfrac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^3} + \dfrac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^3}} \right]^{1/3} \tag{3-59}$$

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ＲＲＴＦ（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。

$$Nu = 0.023\,\mathrm{Re}^{0.8}\,\mathrm{Pr}^{0.4}\left(1+\frac{1.72}{\ell/d}\right) \qquad (3\text{-}60)$$

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ＳＨＴＦ（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。

$$h_{SP} = \alpha W^{\beta} \cdot P^{(\gamma\,\Delta T_S + \delta)} \qquad (3\text{-}61)$$

ここで，

h_{SP}　　：熱伝達係数

W　　：落下水量

P　　：圧力

ΔT_S　　：ロッド表面過熱度

$\alpha, \beta, \gamma, \delta$　：係数

ｈ．　輻射熱伝達

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。

$$H_R = \sigma_R \, \varepsilon \left(\frac{T_W{}^4 - T_B{}^4}{T_W - T_{sat}} \right) \qquad (3\text{-}62)$$

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_{fr}として二次元（軸方向，半径方向）の熱伝導解析から得た Andersen による次式を用いる [17]。

$$U_{fr} = \frac{K_W}{\rho_W C_W d_W}\left\{(Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2^{-\frac{3}{4}\sqrt{\pi}}\left(Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}}\right)^3\right\}^{1/3} \Big/ \exp\left(1-\frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \tag{3-63}$$

ここで，

K_W　：熱伝導率

ρ_W　：密度

C_W　：比熱

d_W　：水力直径

また，無次元数は次式で定義されている。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_W}{K_W} \tag{3-64}$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_S)(T - T_0)}{(T_0 - T_S)^2} \right]^{1/2} \tag{3-65}$$

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/m^2・℃，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/m^2・℃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，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される。

$$\Delta H = R_3 - R_4 (T + 273) \tag{3-67}$$

ここで，

R_3, R_4　：Baker-Just に基づく定数

T　：燃料被覆管温度

また，燃料被覆管の酸化割合は次式で表される。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta}\exp\left(-\frac{R_2}{T+273}\right) \tag{3-68}$$

ここで,

δ ： 燃料被覆管酸化厚さ

R_1, R_2 ： Baker-Just に基づく定数

酸化厚さは，式（3-68）を積分し，次式で与えられる。

$$\delta_2 = \left\{\delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1)\exp\left(-\frac{R_2}{T_{av}+273}\right)\right\}^{1/2} \tag{3-69}$$

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。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \tag{3-70}$$

ここで,

$\dot{Q}_R$ ： 発熱割合

$\dot{M}_{zr}$ ： 燃料被覆管酸化割合

ρ_{zr} ： 燃料被覆管密度

A ： 燃料被覆管表面積

$d\delta / dt$ ： 燃料被覆管酸化膜成長割合

燃料被覆管が破裂すると計算される場合には，その時点以降破裂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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \qquad (3\text{-}71)$$

ここで，

h_g ： ギャップ熱伝達係数

h_s ： 燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達成分

h_f ： ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分

h_r ： 燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は，燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver.1（以下「ＰＲＩＭＥ」という。）[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。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^{\ 2} + R_p^{\ 2}}{2} \right)^{1/4}} \qquad (3\text{-}72)$$

ここで,

K_m ： 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

K_c ： 燃料被覆管熱伝導率

K_p ： 燃料ペレット熱伝導率

P_c ： 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力

A_0 ： 定数

H_m ： 燃料被覆管メイヤー硬さ

R_c ： 燃料被覆管内表面粗さ

R_p ： 燃料ペレット表面粗さ

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。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \qquad (3\text{-}73)$$

ここで,

K_f ： 混合ガスの熱伝導率

C ： 燃料ペレット－燃料被覆管接触圧の関数

R_c， R_p ： 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット表面粗さ

$(g_1 + g_2)$ ： 混合ガスの温度ジャンプ距離

R_{eff} ： 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

c． 輻射による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数h_rは次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p{}^4 - T_c{}^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c}(\frac{1}{\varepsilon_c}-1)+(\frac{1}{\varepsilon_p}-1)+G_g\right](T_p - T_c)} \qquad (3\text{-}74)$$

ここで，

σ ： Stefan-Boltzmann 定数

T_p ： 燃料ペレット表面温度

T_c ： 燃料被覆管内面温度

S_p ： 燃料ペレット表面積

S_c ： 燃料被覆管内面積

ε_c ： 燃料被覆管内面の輻射率

ε_p ： 燃料ペレット表面の輻射率

G_g ： 形態係数

(7) 膨れ・破裂

燃料被覆管の膨れは，燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し，燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め，燃料被覆管の歪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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \tag{3-75}$$

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。

表 3-2　ＳＡＦＥＲコードの計算モデル一覧

項　目		計算モデル
ノード分割	原子炉圧力容器内	９ノードに分割（図 3-1）
	原子炉圧力容器及び原子炉内構造物	原子炉圧力容器は七つ，原子炉内構造物は六つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料ペレットと燃料被覆管	径方向に燃料ペレットを３ノード及び燃料被覆管を２ノードに分割 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒一次元熱伝導方程式を用いる 軸方向は発熱部を 10 ノードに分割
熱水力モデル	保存則	熱力学的に均質，平衡を仮定 各ノード：質量保存式，エネルギ保存式 流れの経路全体：運動量保存式
	蒸気スリップ流	気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ速度を計算し，大きい方を使用
	炉心内流動	気液対向流モデル（Wallis 型の相関式） ＣＣＦＬブレークダウンモデル 気液並行上昇流モデル
	破断流	臨界流モデル及び差圧流モデル
	注水系	ECCS，RCIC 及び代替注水設備を模擬（図 3-4）
炉心ヒートアップモデル	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮 ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気単相 ・噴霧流 ・スプレイ（落下水） ・濡れ ・輻射
	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱を考慮 炉心出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した炉心出力時間変化データを入力
	ジルコニウム－水反応	Baker-Just の式
	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる。なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード PRIME から引き継ぐ
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する（図 3-11）

表 3-3　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

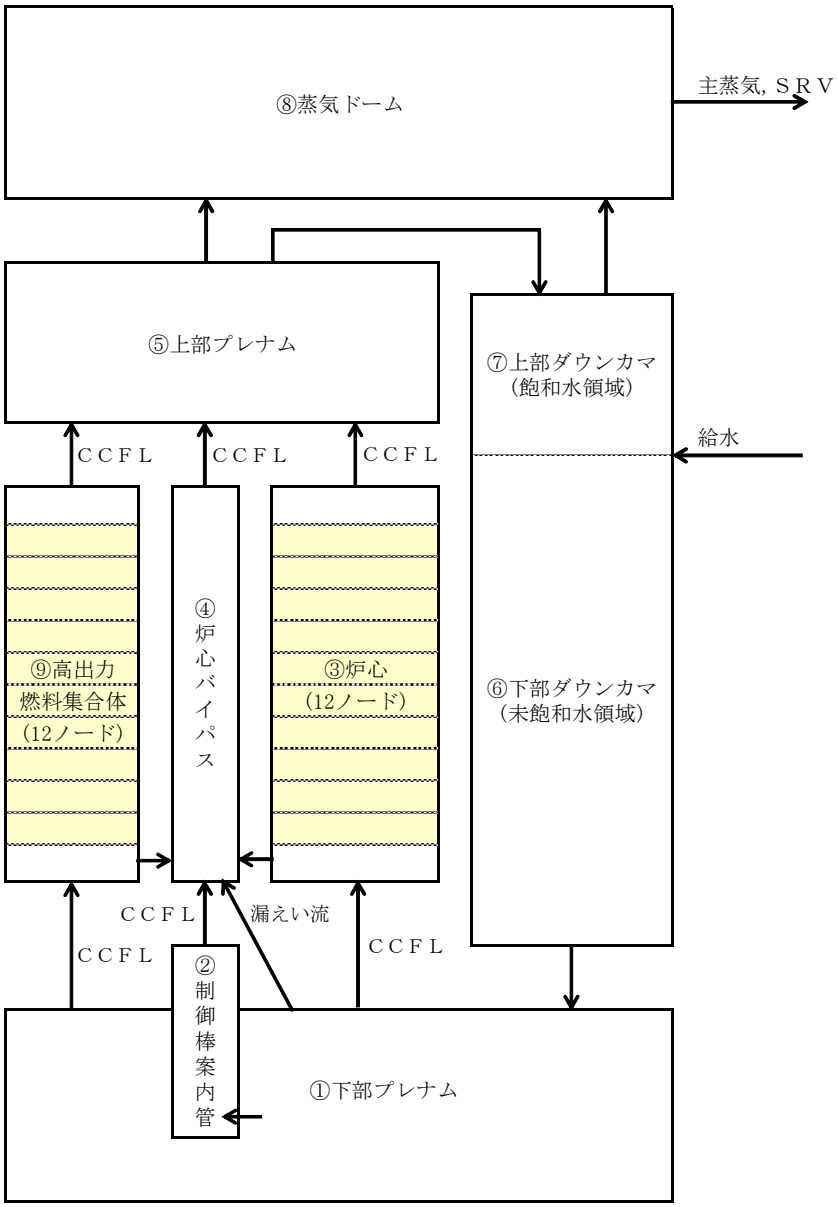


図 3-1　ＳＡＦＥＲコードのノード分割図

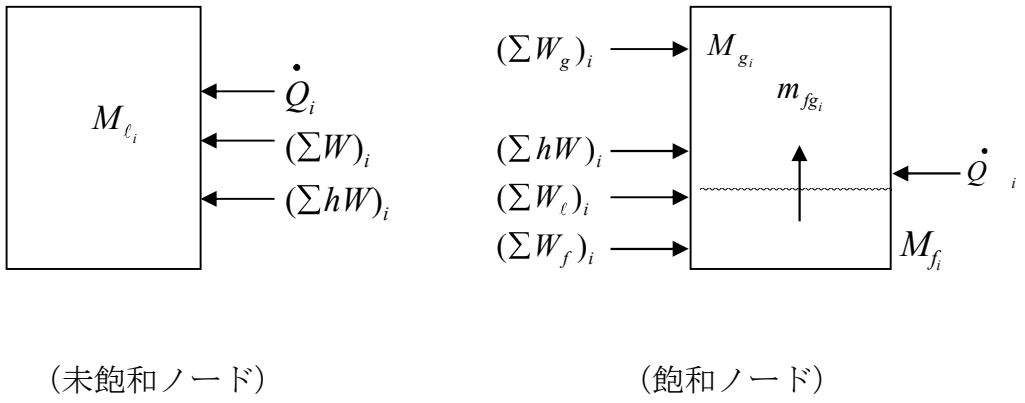


図 3-2　質量及びエネルギバランス

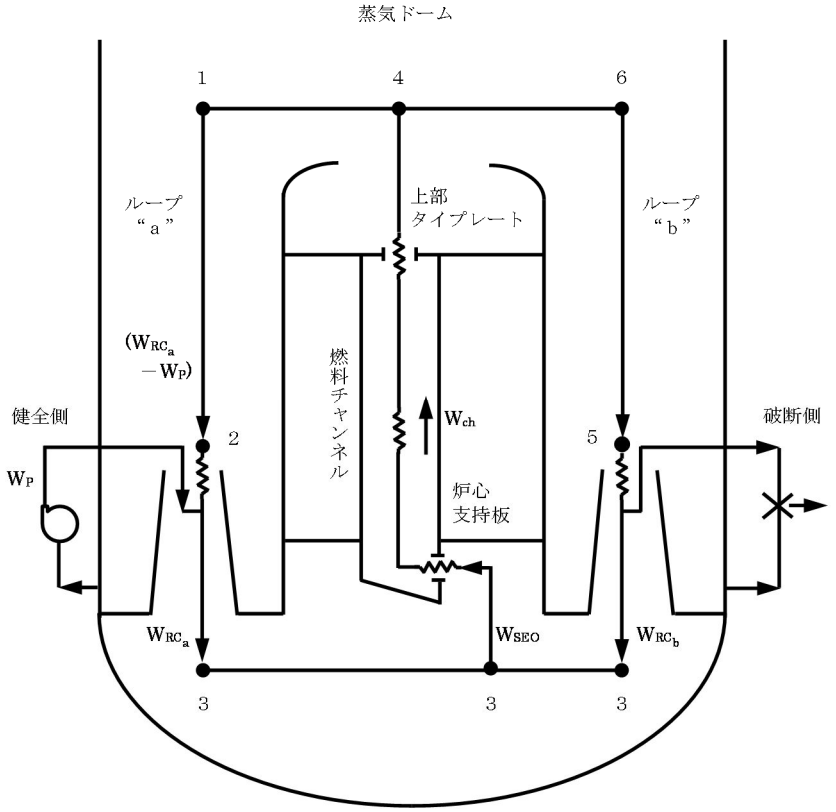


図 3-3　再循環及び炉心流ループ
（ジェットポンプ型ＢＷＲの例）

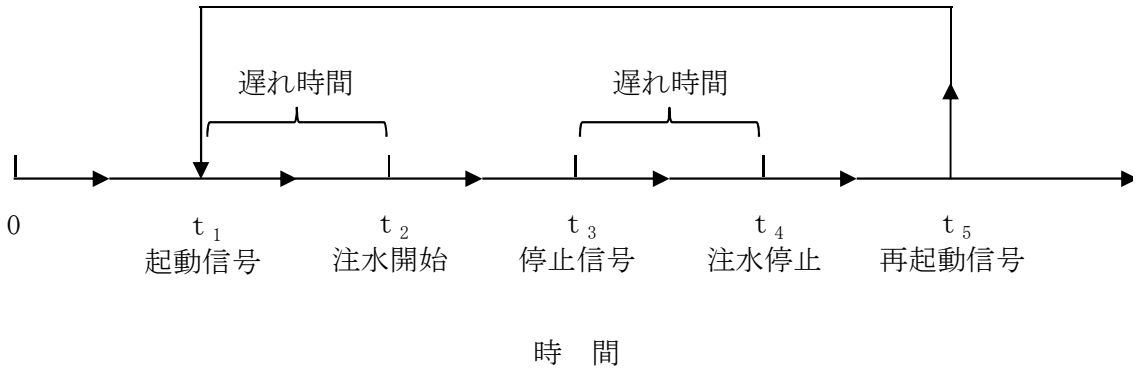
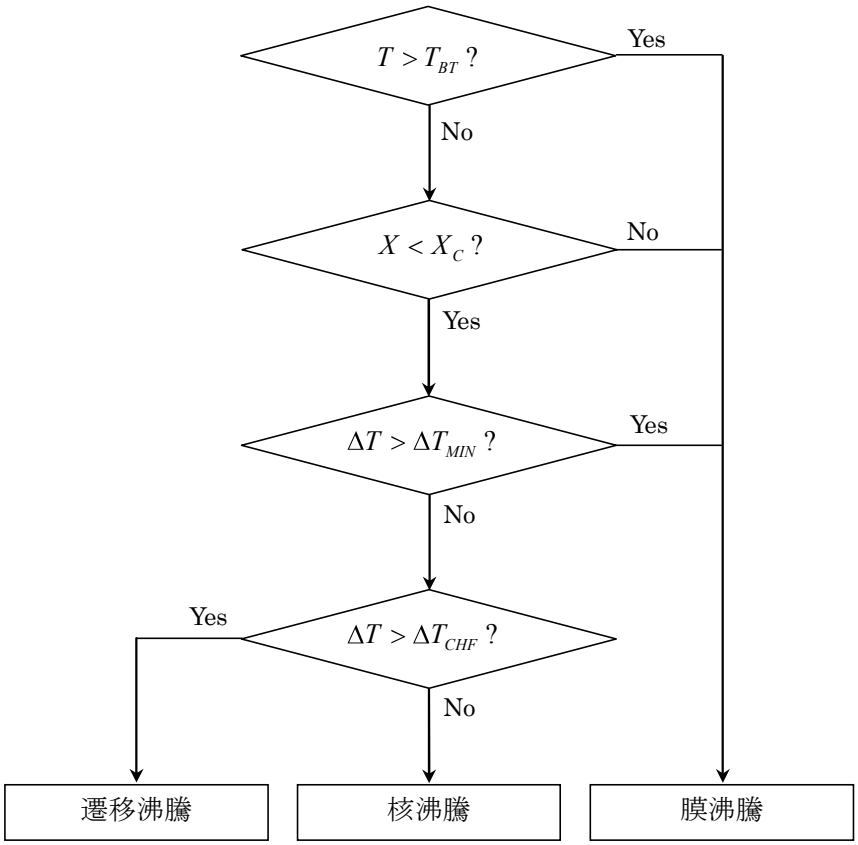


図 3-4　ＳＡＦＥＲコードの注水系作動ロジック



T	：事故後の時間
T_{BT}	：沸騰遷移時間（入力）
X	：クオリティ
X_C	：膜沸騰限界クオリティ（入力）
ΔT	：燃料被覆管過熱度
ΔT_{MIN}	：最小安定膜沸騰過熱度
ΔT_{CHF}	：限界熱流束過熱度（入力）

図 3-5　ＳＡＦＥＲコードの沸騰事象を決めるロジック

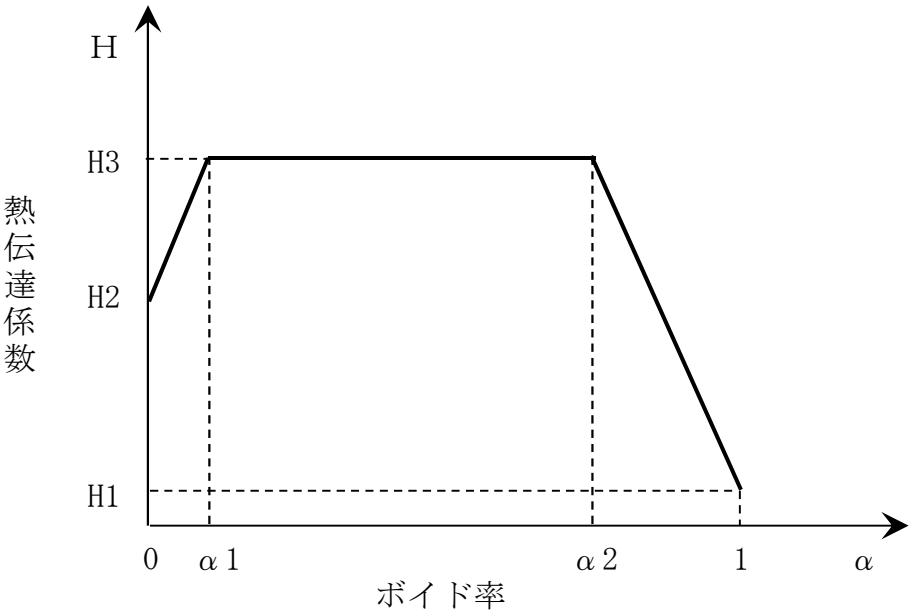


図 3-6　核沸騰熱伝達係数モデル

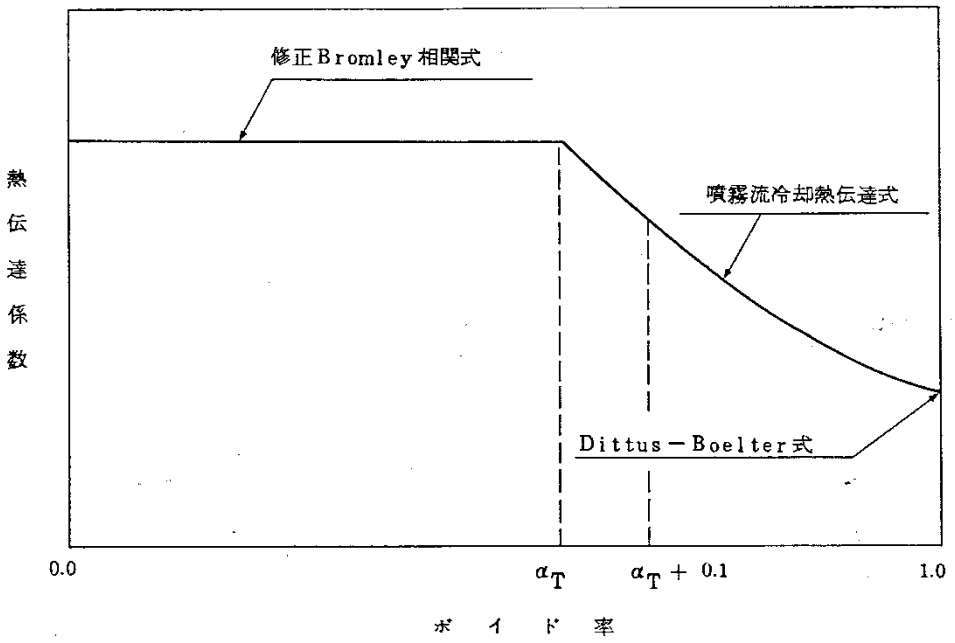


図 3-7　膜沸騰熱伝達係数モデル

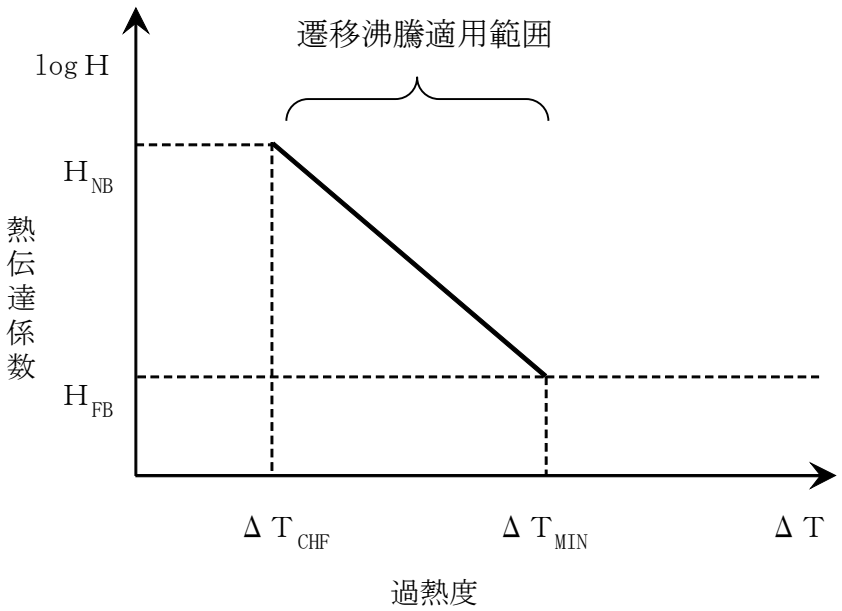


図 3-8　遷移沸騰熱伝達係数モデル

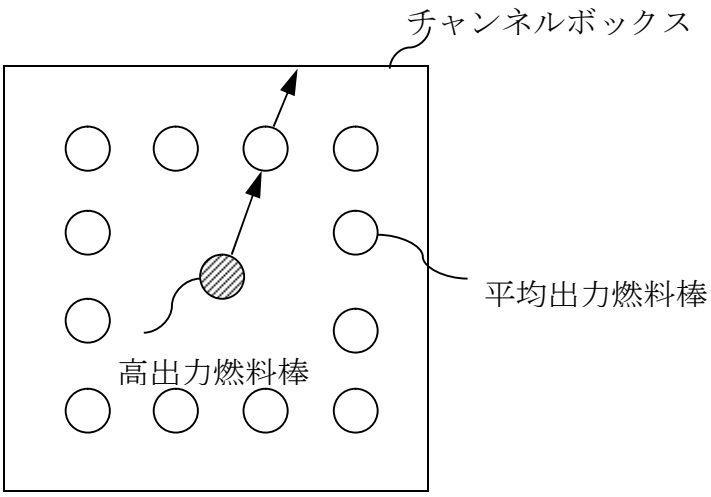


図 3-9　輻射熱伝達モデル

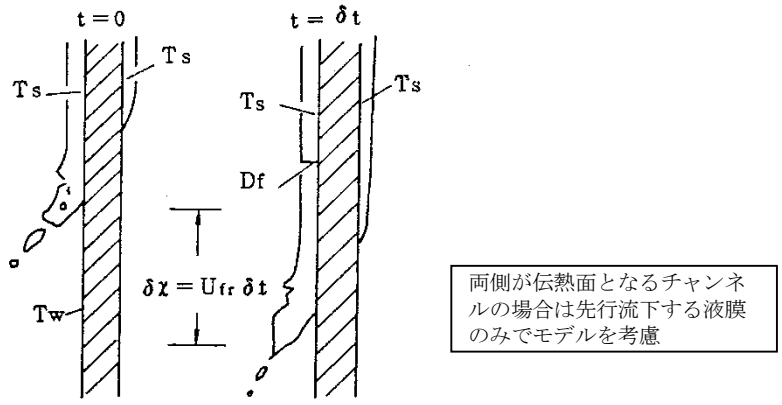


図 3-10　チャンネル濡れモデル

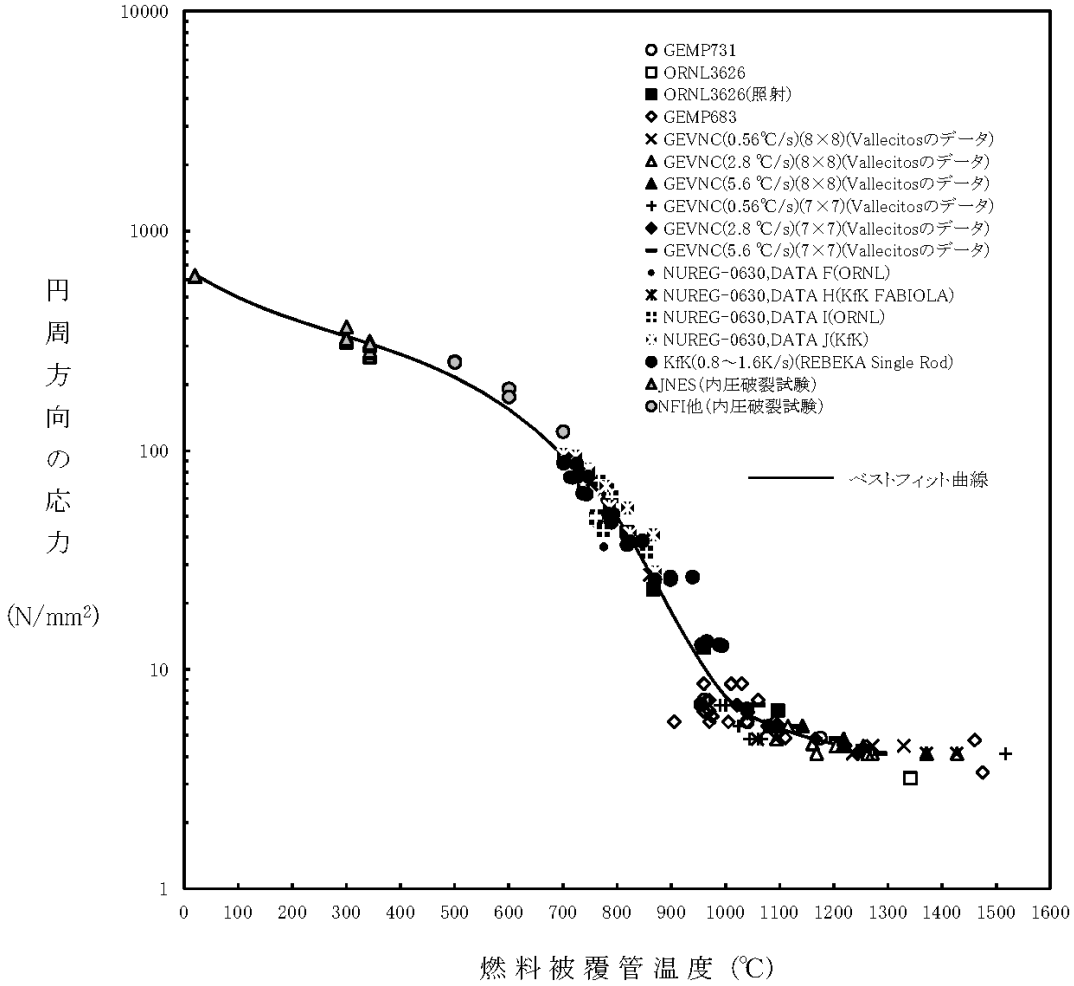


図 3-11　燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と
燃料被覆管応力の関係

3.4　入出力

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。

①　原子炉圧力及び原子炉内水位の過渡変化

②　燃料被覆管温度

③　ジルコニウム－水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，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。

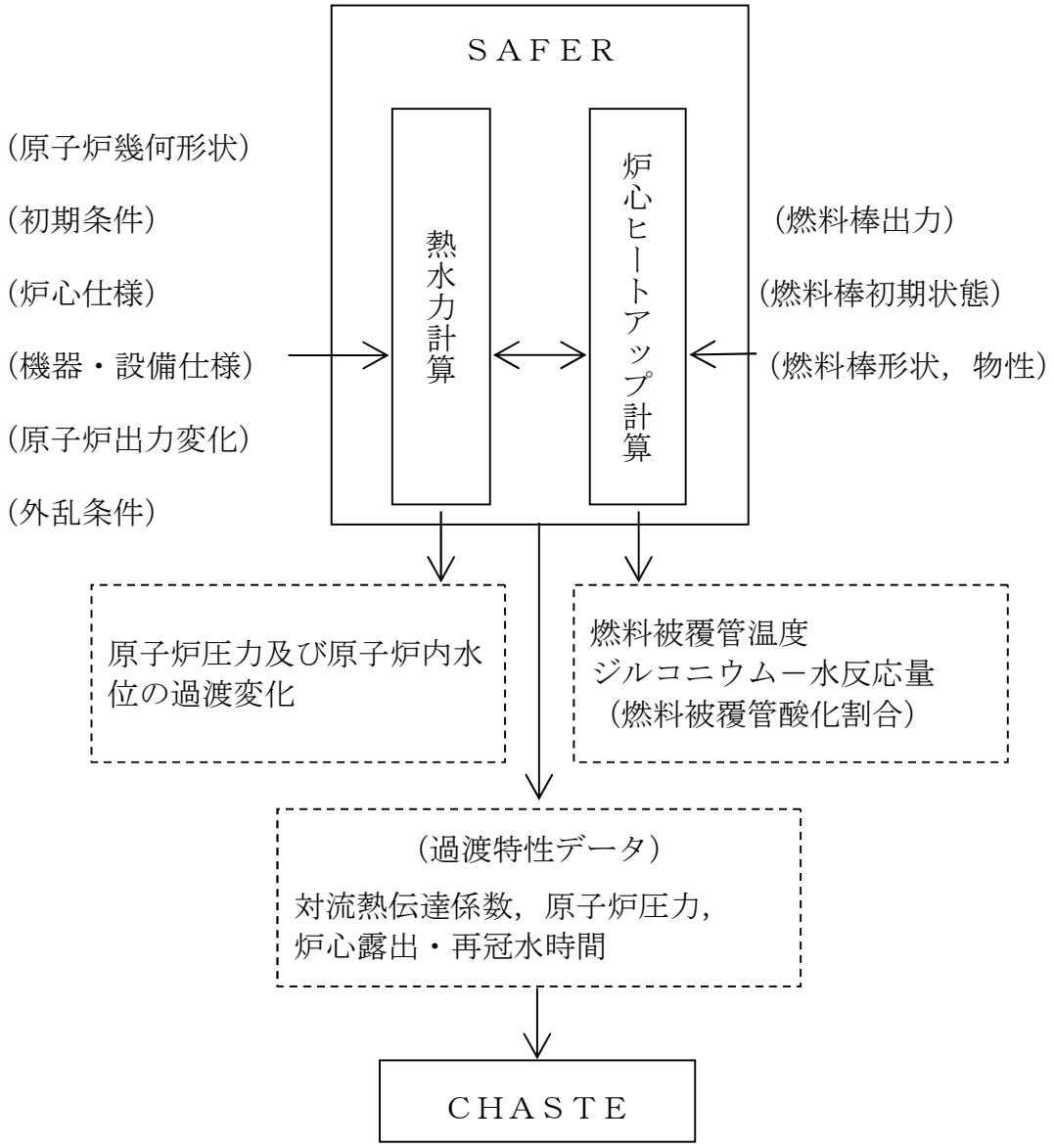


図 3-12　ＳＡＦＥＲコードの入出力

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ＲＯＳＡ－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

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

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。

4.1.3　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ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。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	TBL 実験解析	ROSA－Ⅲ 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）	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	図 4-23 図 4-34	図 4-32 図 4-33
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム－水反応モデル	－	－	－
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価モデル	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流 三次元効果	二相流体の流動モデル	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
	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	図 4-23 図 4-34	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	図 4-3 図 4-7 図 4-10 図 4-13	図 4-19	図 4-26 図 4-27 図 4-28
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル	－	－	図 4-29 図 4-30
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）＊	原子炉注水系モデル	－	－	－

＊ 4.1 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。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ＣＣＦＬ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。

(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，ＳＲＶ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 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図 4-8 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため，ヒートアップ開始時間が早い。炉心露出後の温度上昇率はほぼ同じであるが，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２ＬＰＣＩ及びＡＤＳ作動を想定している。

図 4-13 に圧力変化を示す。また，図 4-14 に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。ＳＡＦＥＲコードのＰＣＴは，実験結果に対し，約 50℃高く評価した。

4.2.3　まとめ

表 4-6 にＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果と実験結果のＰＣＴの比較を示す。

ＳＡＦＥＲコードによるＴＢＬ実験解析結果と実験データとの比較に基づきＳＡＦＥＲコードを評価した結果，ＳＡＦＥＲコードは，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の冷却材放出開始から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。

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

Run No. 条件	1	2	3	4
破断位置	再循環配管 吸込口	同左	主蒸気配管	ＨＰＣＳ 配管
破断面積（%）	２×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI +ADS	LPCS+3LPCI +ADS	2LPCI+ADS
初期バンドル出力（MW）	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
初期ドーム圧力（MPa[gage]）	7.1	7.0	7.0	7.1

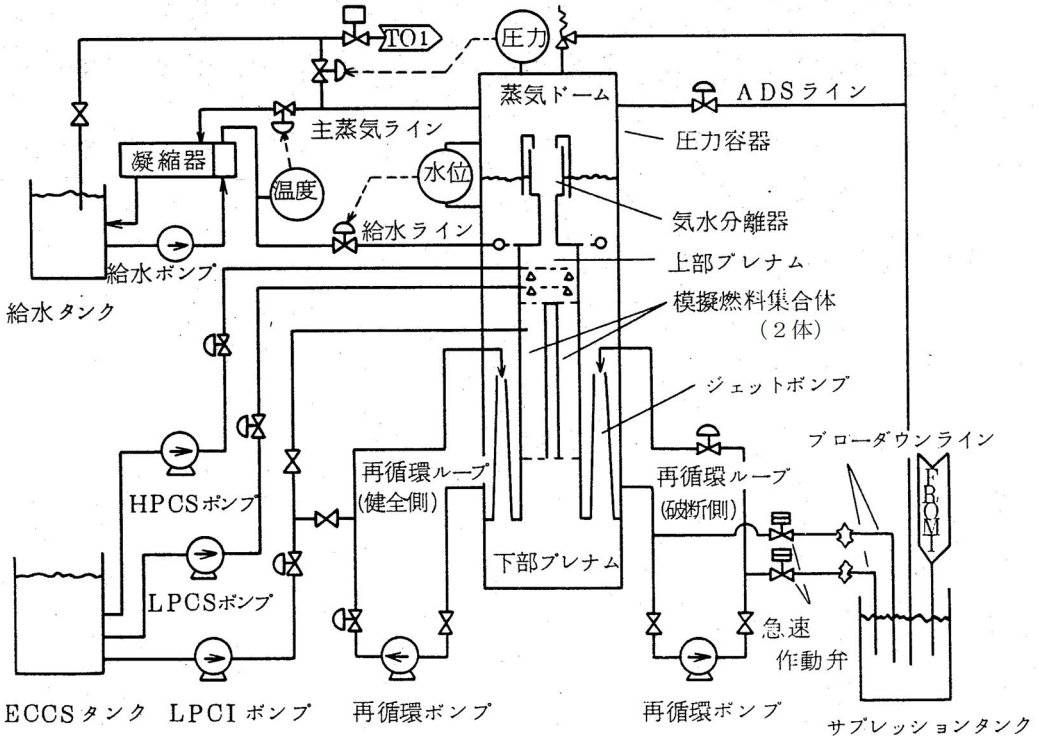


図 4-1　ＴＢＬ系統図

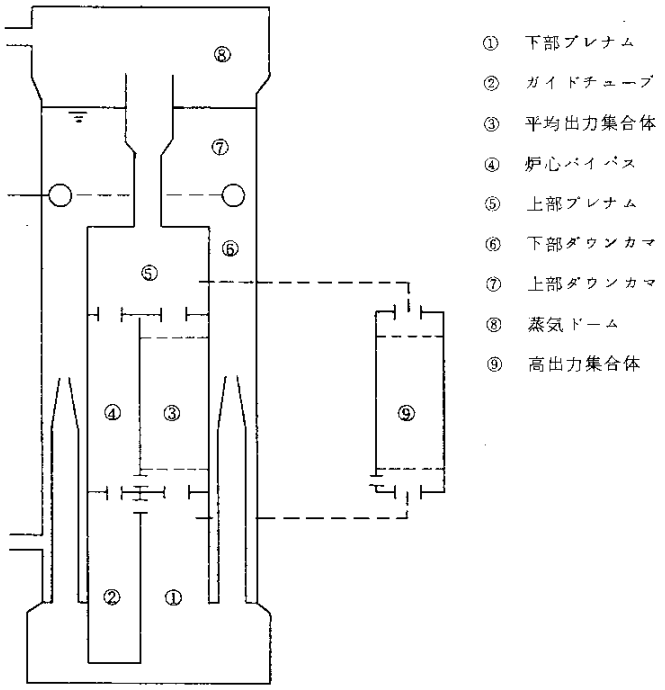


図 4-2　ＴＢＬ実験解析のノード分割図

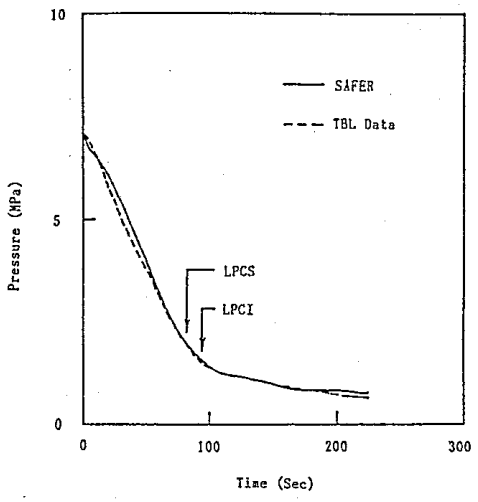


図 4-3　圧力変化（ＴＢＬ Run No. 1，再循環配管の大破断）

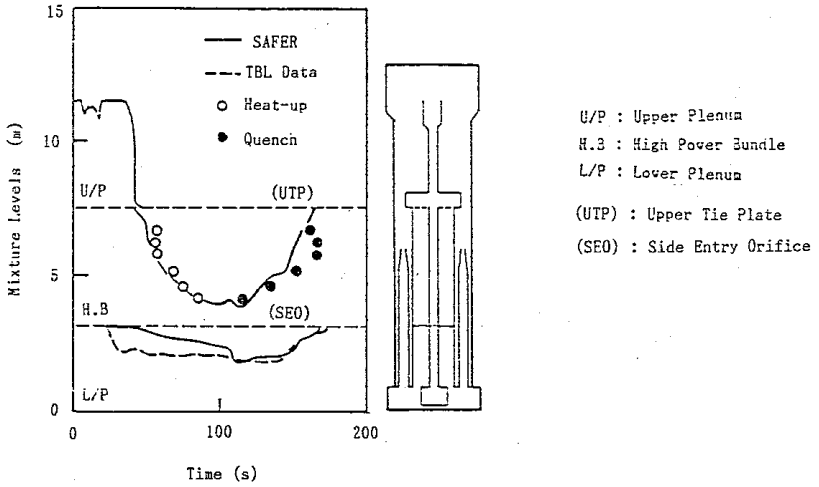


図 4-4　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No. 1，再循環配管の大破断）

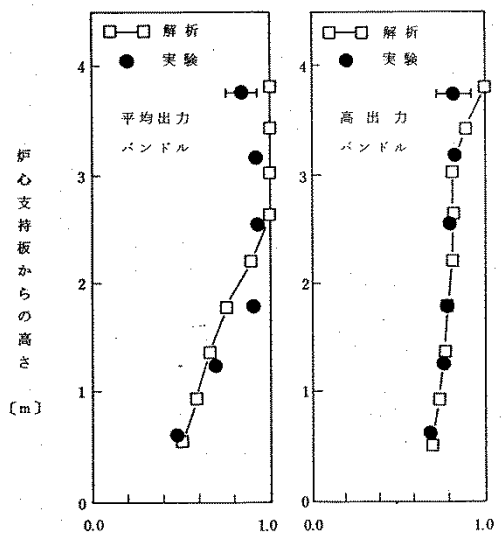


図 4-5　ボイド率の分布（ＴＢＬ Run No. 1，再循環配管の大破断）

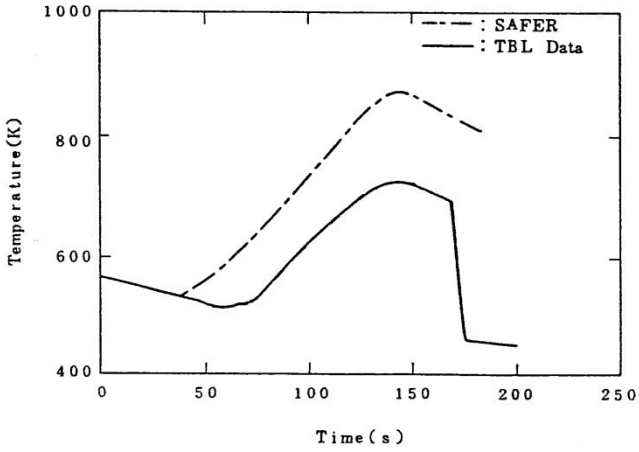


図 4-6　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.1，再循環配管の大破断）

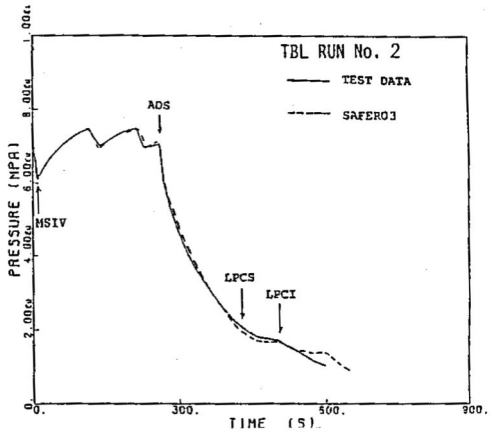


図 4-7　圧力変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

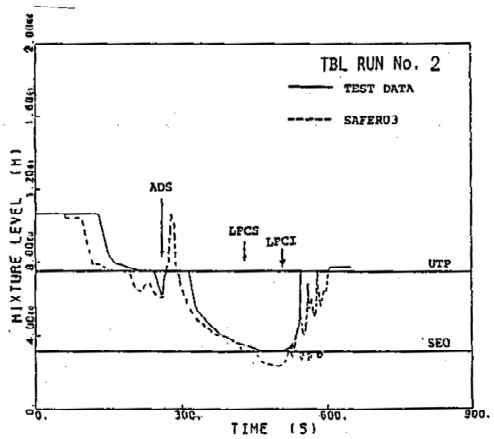


図 4-8　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

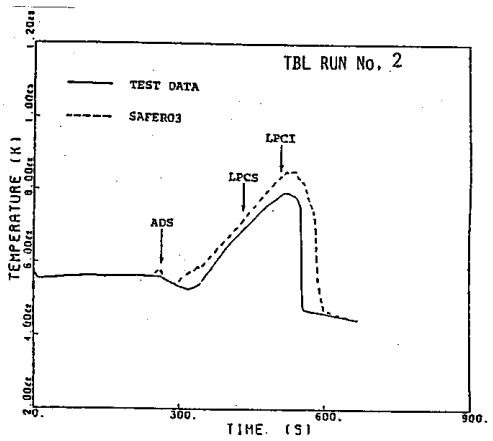


図 4-9　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

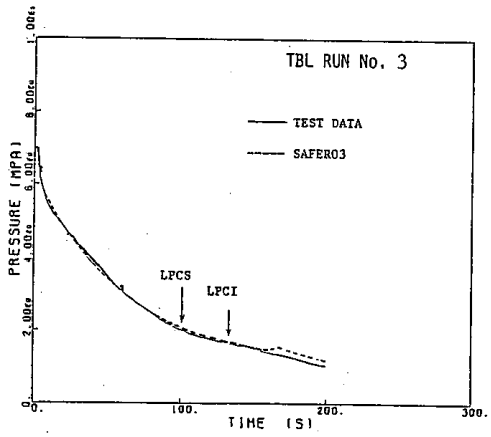


図 4-10　圧力変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

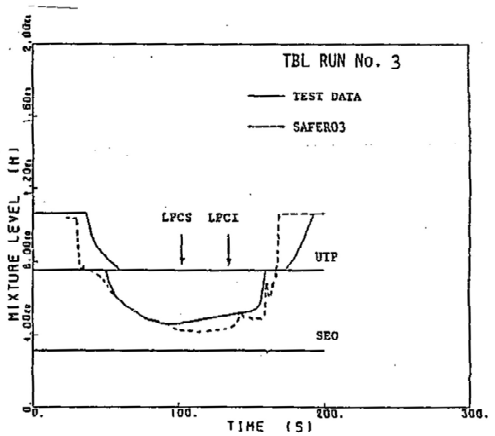


図 4-11　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

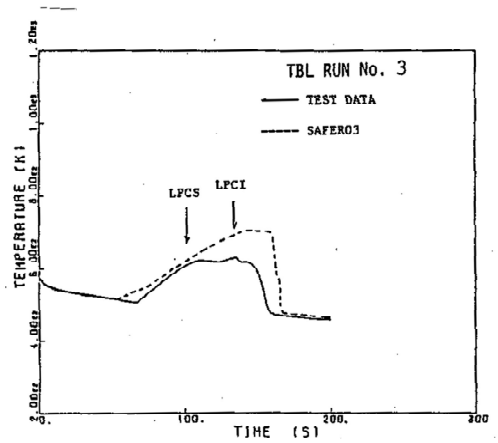


図 4-12　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

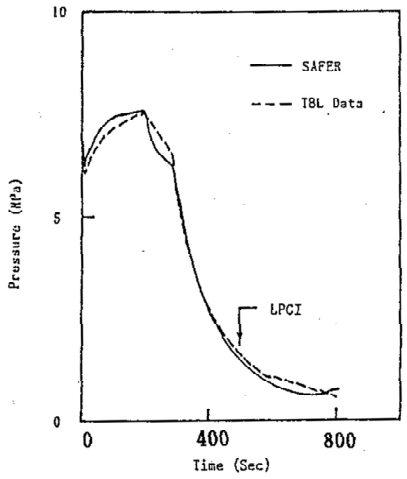


図 4-13　圧力変化（ＴＢＬ Run No. 4，高圧炉心スプレイ配管の破断）

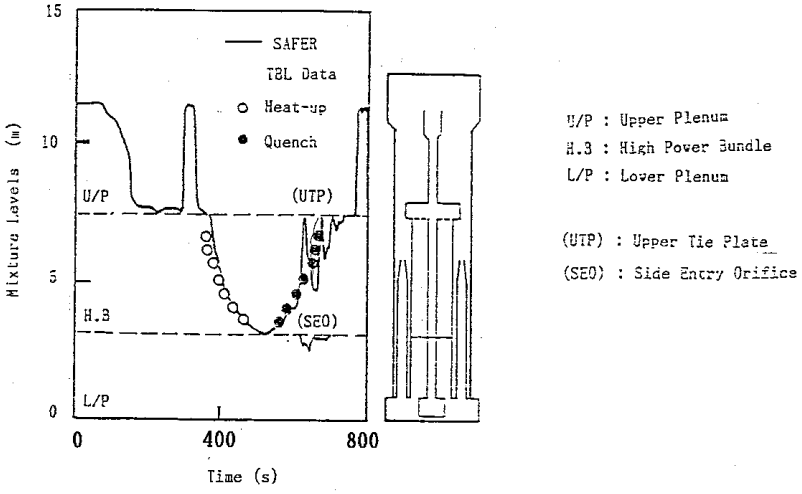


図 4-14 炉心シュラウド内水位変化(ＴＢＬ Run No. 4，高圧炉心スプレイ配管の破断)

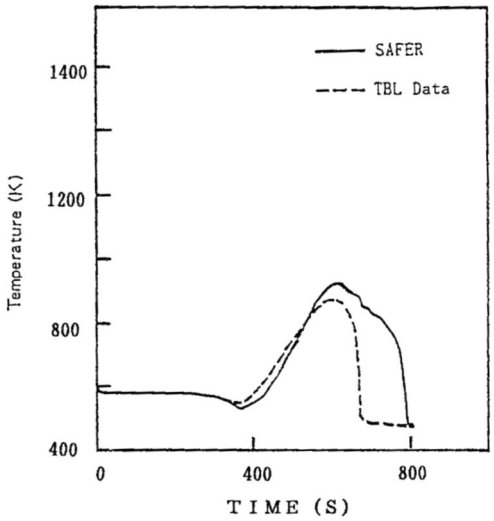


図 4-15　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No. 4，高圧炉心スプレイ配管の破断）

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，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の熱水力挙動及びＥＣＣＳの有効性に関する総合模擬実験であり，図 4-16 に実験装置，図 4-17 に系統図を示す。

4.3.1　解析条件

表 4-3 にＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＲＯＳＡ－Ⅲ実験ケース及び条件を示す。解析は，再循環ポンプ入口配管での２×100%両端破断実験（Run No.1）から破断なし（Run No.7）まで破断面積をパラメータとした７ケースについて実施した。

図 4-18 に実験解析で用いたＳＡＦＥＲコードのノード分割を示す。ＳＡＦＥＲコードでは圧力容器を八つの熱水力ノードに分割している。ＲＯＳＡ－Ⅲの燃料集合体は４体であり，これらをノード３で模擬した。また，炉心内ボイド分布を解析するためにノード３を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。

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

Run No. 条件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置	再循環配管吸込口						破断なし
破断面積（%）	2×100	100	50	15	5	2	0
作動ECCS	LPCS+3LPCI+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

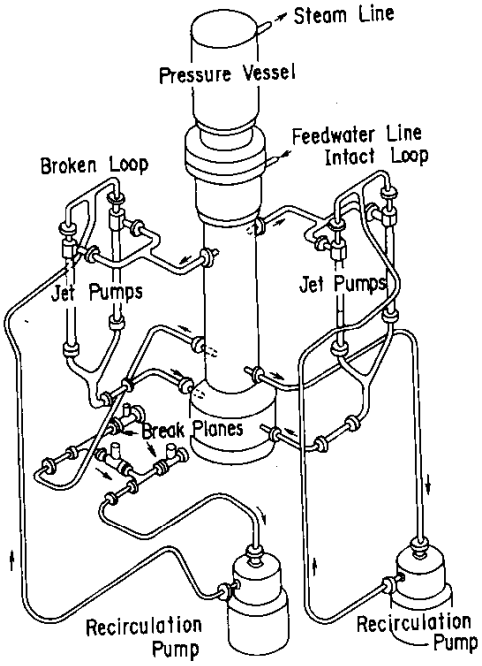


図 4-16　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験装置

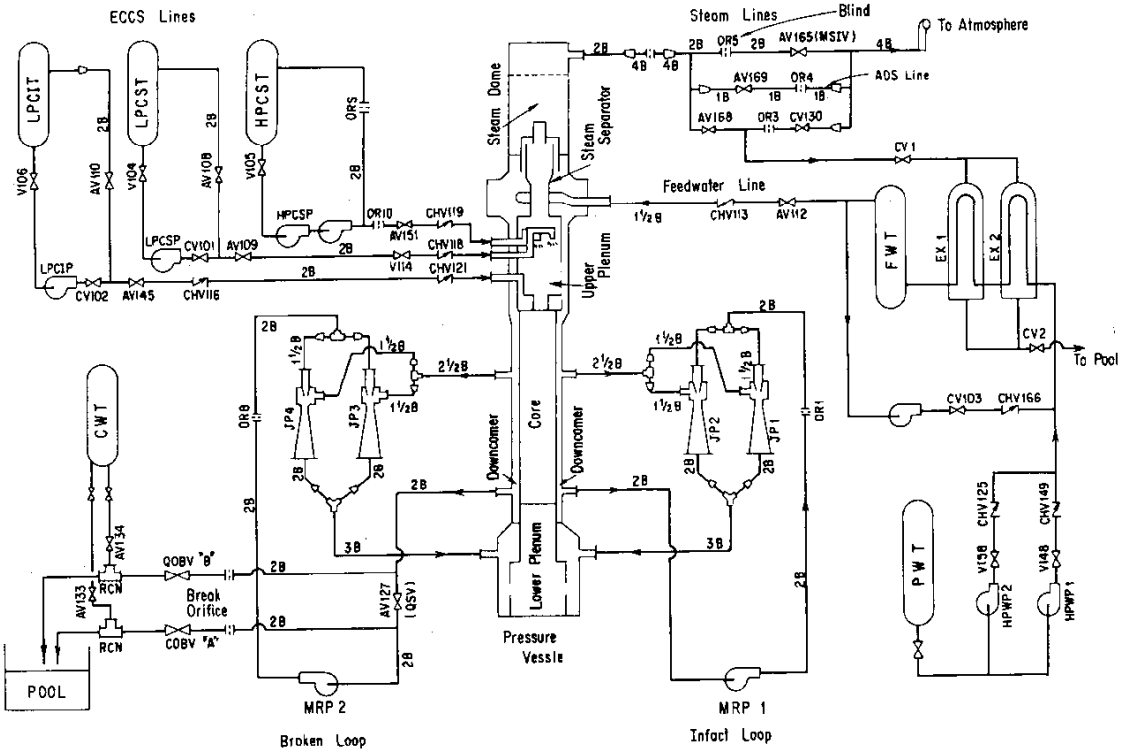


図 4-17　ＲＯＳＡ－Ⅲ系統図

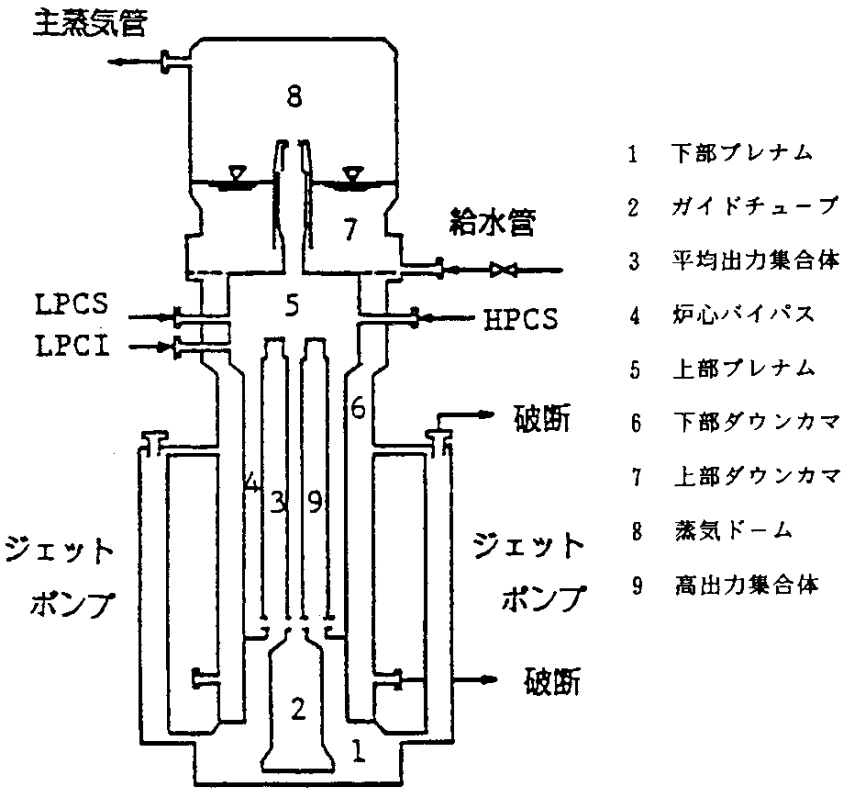


図 4-18　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析のノード分割図

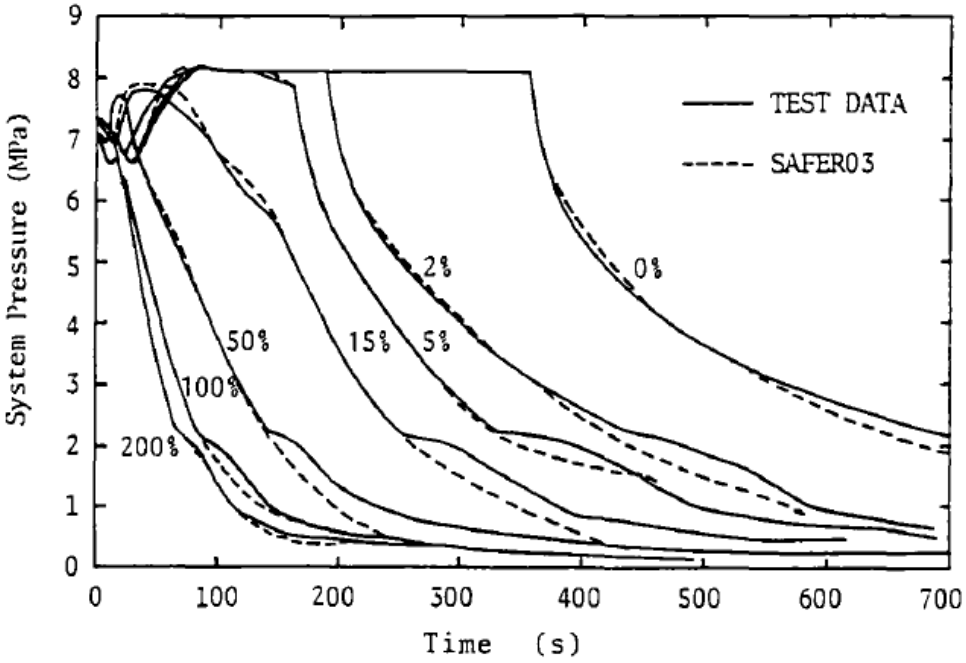


図 4-19　蒸気ドーム圧力変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大／中／小破断，破断なし）

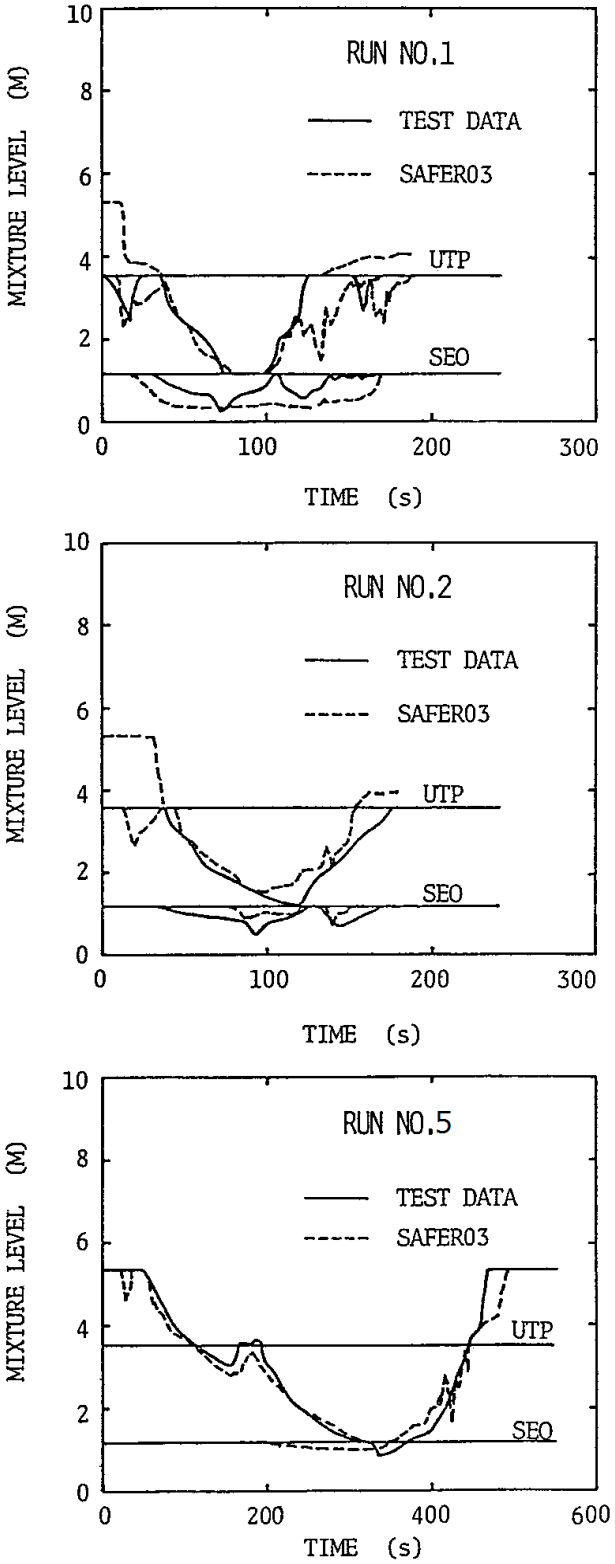


図 4-20　平均出力チャンネル内水位変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大破断，小破断）

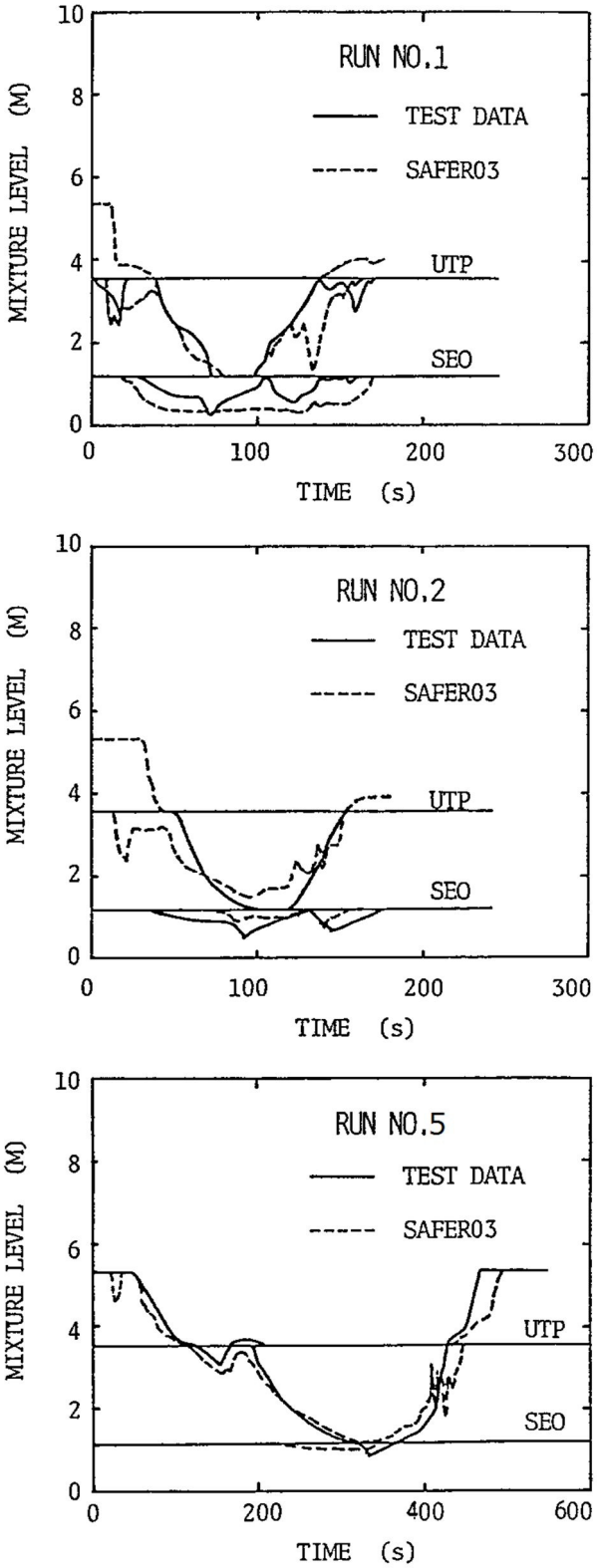


図 4-21　高出力チャンネル内水位変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大破断，小破断）

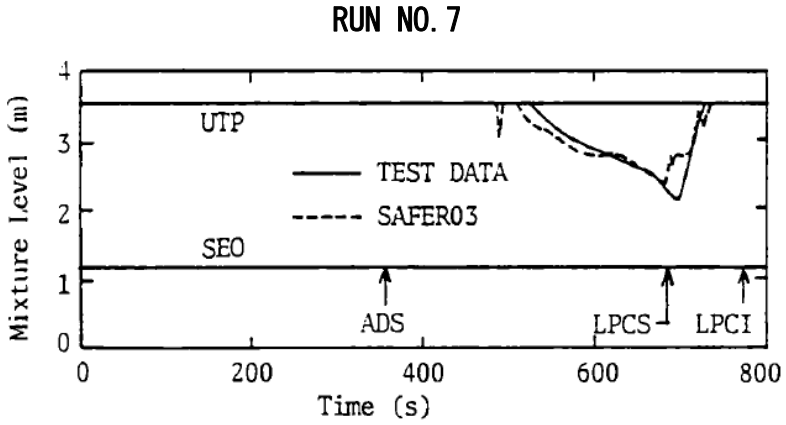


図 4-22　高出力チャンネル内水位変化（ＲＯＳＡ－Ⅲ，破断なし）

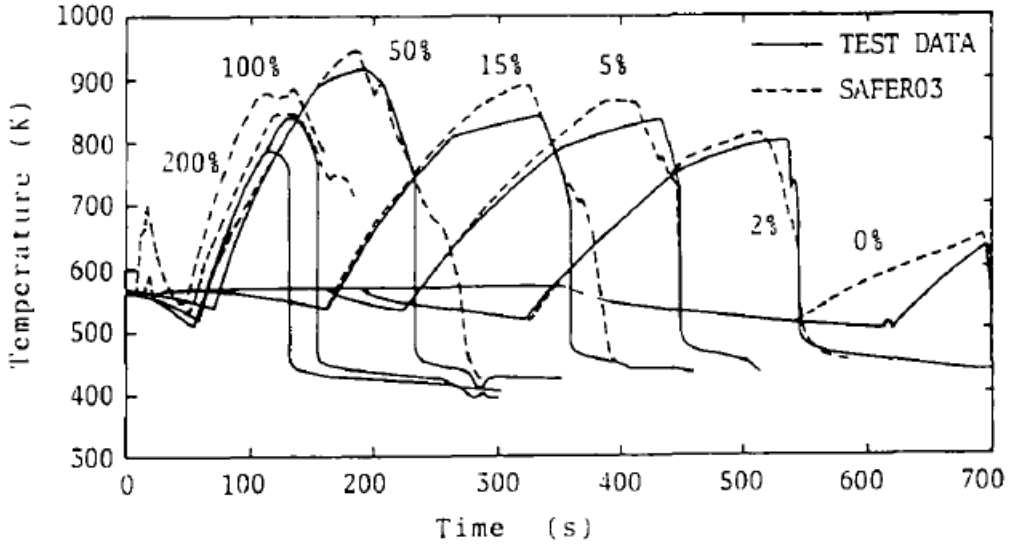


図 4-23　燃料被覆管温度変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大／中／小破断，破断なし）

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－ＡＢＷＲ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 80cm^2 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(80cm^{2}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ＡＤＳ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(80cm^2 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ＣＣＦＬ現象が発生しており，これにより注入されたＨＰＦＬ水がダウンカマ上方に維持され水位を形成している。このような現象は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(80cm^{2}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(80cm^{2}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。ＳＡＦＥＲ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(80cm^{2}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－ＡＢＷＲ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ＡＢＷＲ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－ＡＢＷＲ

実験条件

Run No. / 条件	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm^2))
破断位置	炉心スプレイ配管	主蒸気(MS)配管	給水(FW)配管	圧力容器底部(BB)
破断面積（%）	100	100	100	80cm^{2}相当
作動 ECCS	1HPCS+ADS	2HPFL+ADS	2HPFL+ADS	1HPCS+2HPFL+ADS
初期出力（MW）	約 4.6	約 4.6	約 4.6	約 4.6
初期ドーム圧力（MPa[gage]）	7.32	7.29	7.30	7.31

表 4-5　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験における主要事象の発生時刻

（実験データ／SAFER 解析結果，単位：ｓ）

Run No. / 事象	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm^2))
破断発生，給水流量及び再循環ポンプ停止，バンドル出力変化開始	0/0	0/0	0/0	0/0
破断位置露出（ＦＷＬＢ）	—	—	6/7	—
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	—	—	—

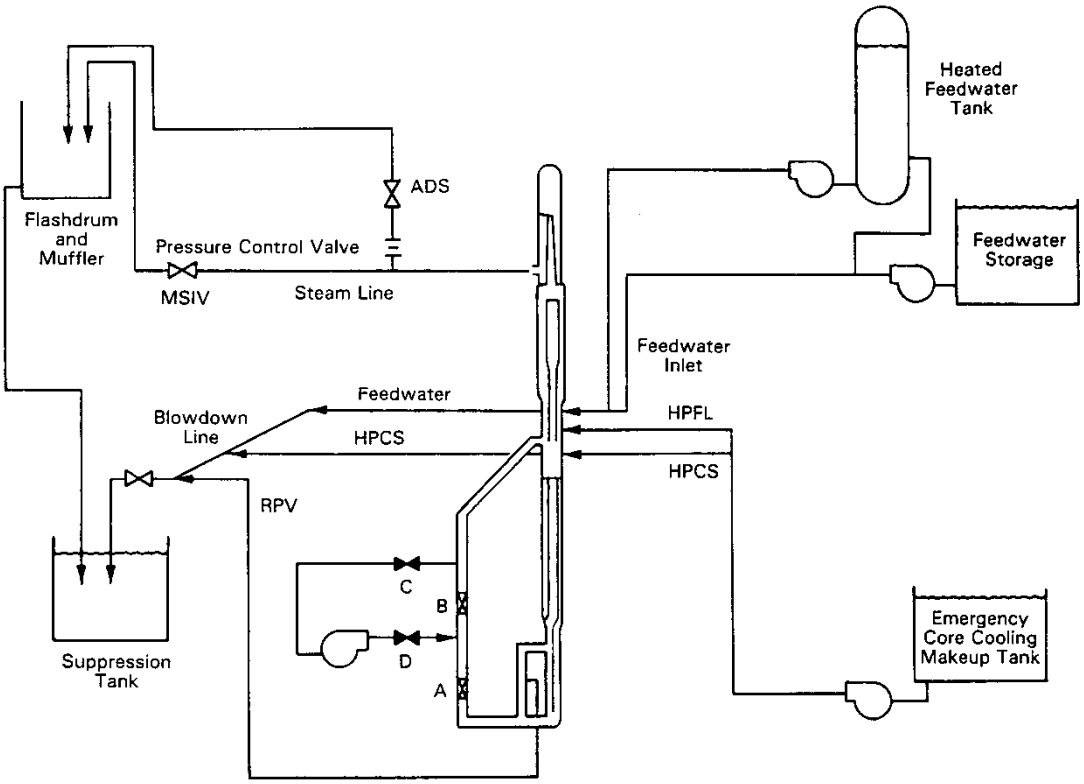


図 4-24　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ系統図

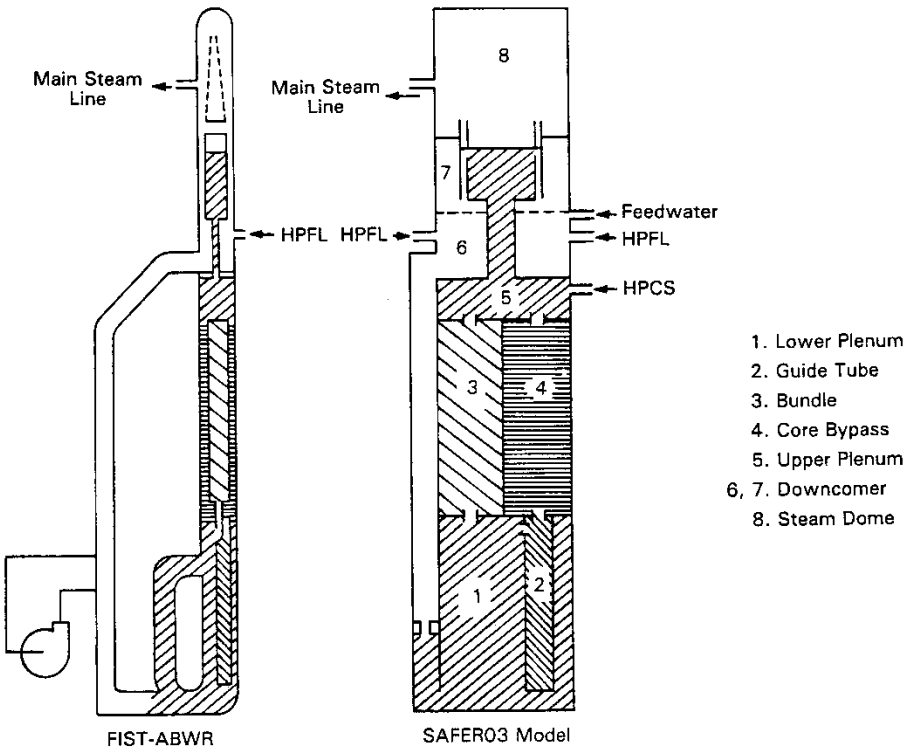


図 4-25　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析ノード分割図

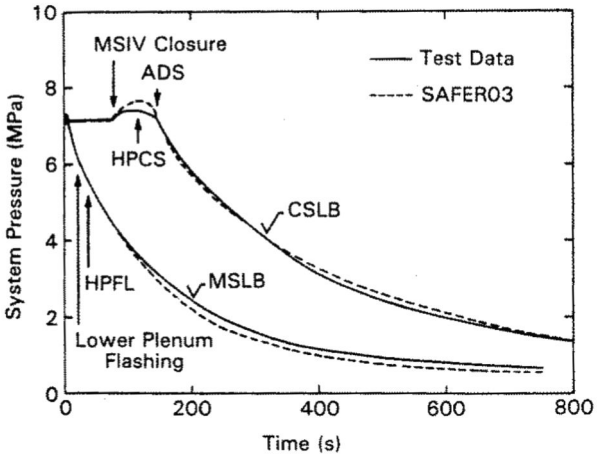


図 4-26　蒸気ドーム圧力変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＭＳ配管破断）

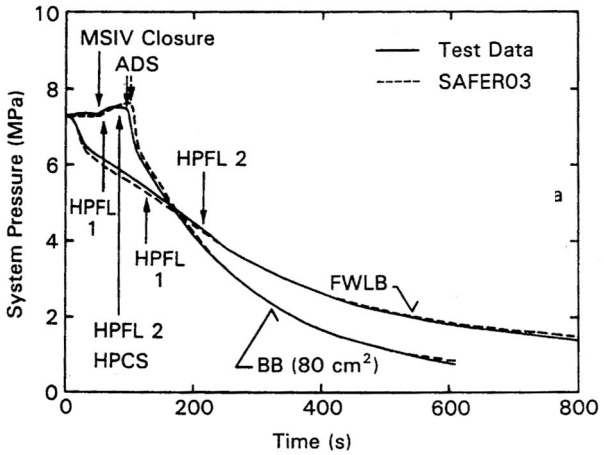


図 4-27　蒸気ドーム圧力変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＦＷ配管破断，ＢＢ(80cm²)破断）

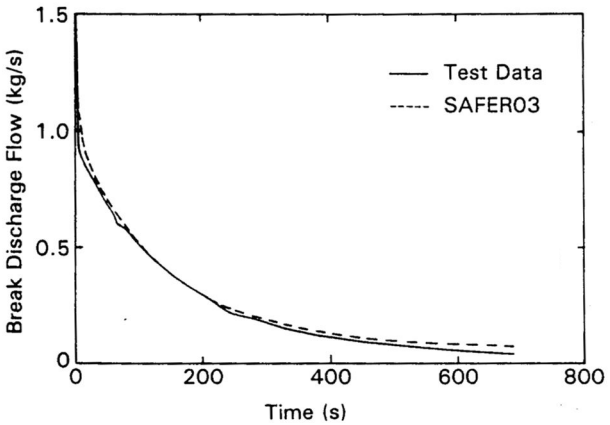


図 4-28　破断流量変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＭＳ配管破断）

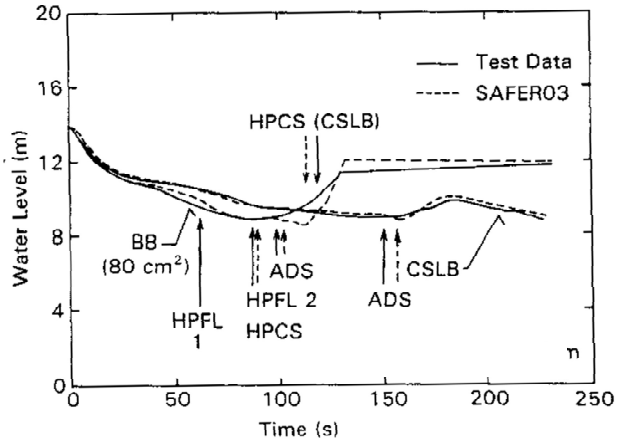


図 4-29　ダウンカマ領域水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＢＢ(80cm²)破断）

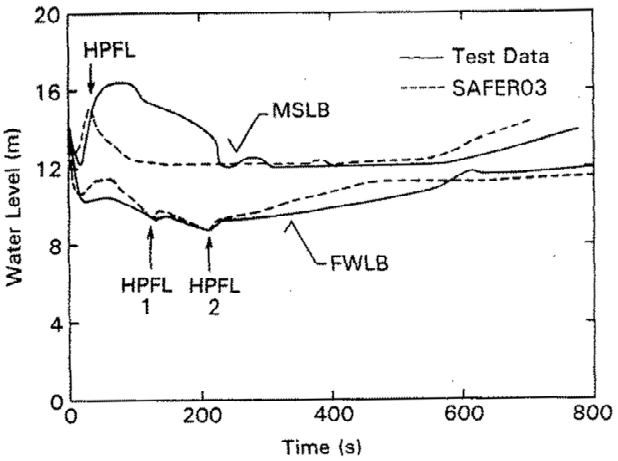


図 4-30　ダウンカマ領域水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＦＷ配管破断，ＭＳ配管破断）

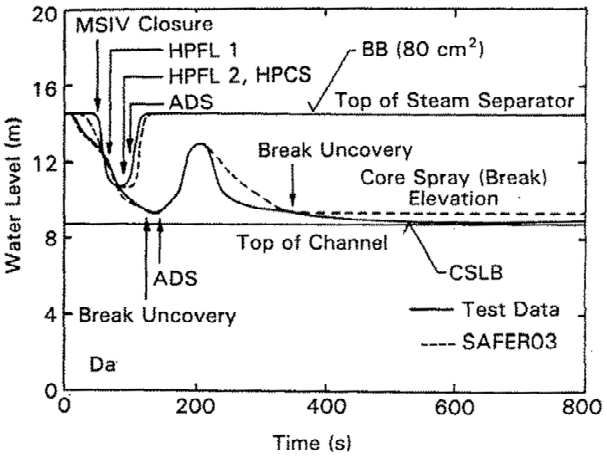


図 4-31　炉心シュラウド内水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＢＢ(80cm²)破断）

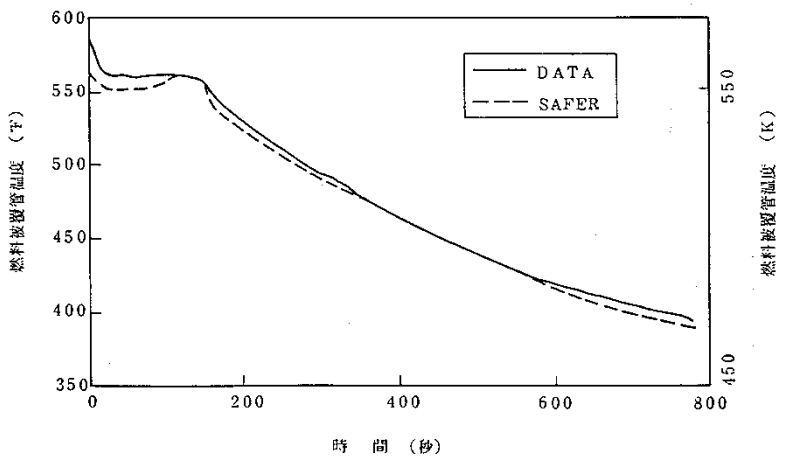


図 4-32　燃料被覆管温度変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断）

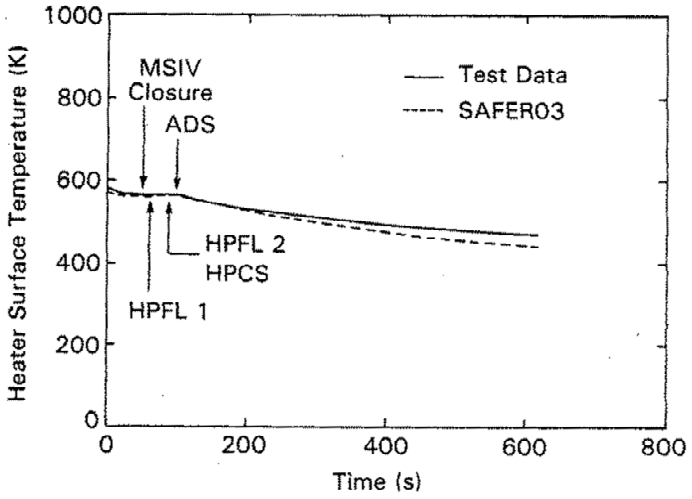


図 4-33　燃料被覆管温度変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＢＢ(80cm^2)破断）

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，ＳＡＦＥＲ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，ＳＡＦＥＲ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

ＣＴ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（ＴＢＬ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，ＳＡＦＥＲ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ＦＩＳＴ－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，ＥＣＣＳ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－ＡＢＷＲ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ＦＩＳＴ-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，ＳＡＦＥＲコードの９×９燃料への適用性について以下に述べる。

ＳＡＦＥＲコードの熱水力モデル及び炉心ヒートアップモデルは，3.3 節に述べたように，一般的な式を用いている。また，９×９燃料は従来燃料との共存性を考慮して，従来の炉型でも使用し得るよう燃料集合体の改良が行われており，燃料の相違による熱水力的特性の差は小さい。したがって，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

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。

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]

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 4-7　実験装置のスケーリング及びＥＣＣＳ構成

項目	TBL	ROSA-Ⅲ	FIST-ABWR
模擬したプラント	BWR 熱出力 3293MW 集合体数 764 体 HPCS/LPCS/LPCI	BWR 熱出力 3800MW 集合体数 848 体 HPCS/LPCS/LPCI	ABWR 熱出力 3926MW 集合体数 872 体 HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比：2/764 熱出力：約 10MW 集合体数：８×８燃料２体（実寸大） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/424 熱出力：約４MW 集合体数：８×８燃料４体（1/2 長） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/872 熱出力：約 4.6MW 集合体数：８×８燃料１体（実寸大） HPCS/HPFL

表 4-8　燃料の相違により変更するＳＡＦＥＲ解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	冷却材体積	炉心
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部タイプレート
	圧力損失データ	炉心
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化	
	炉心崩壊熱時間変化	
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚	
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット直径	
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）	
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット径方向出力分布	
	燃料棒最大線出力密度	
	燃料棒軸方向出力分布	
	局所出力ピーキング	
	燃料集合体断面平均燃焼度	

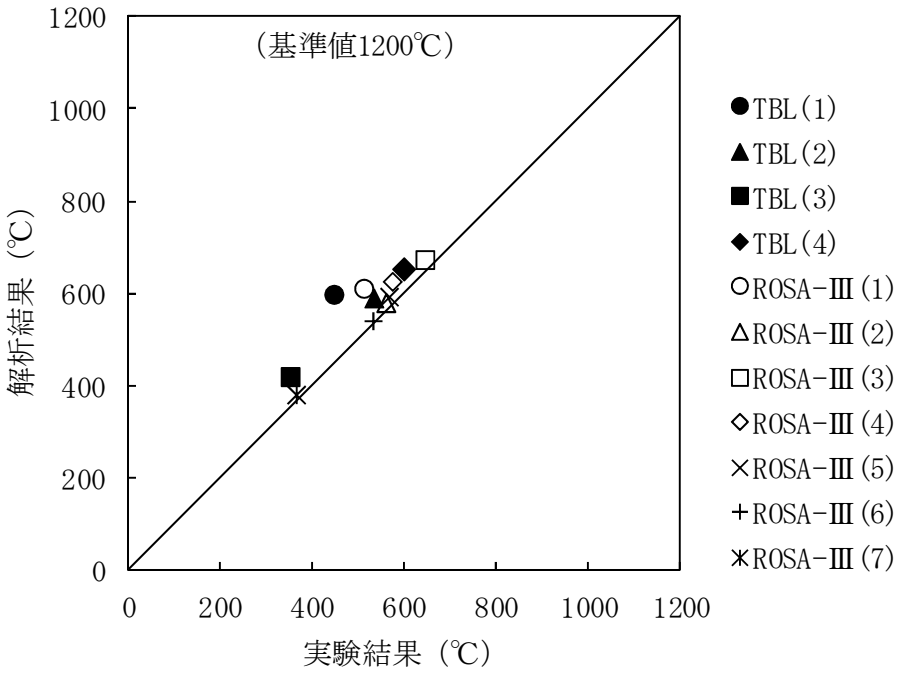


図 4-34　燃料被覆管最高温度の比較[22]

5. 有効性評価への適用性

4 章に記載した実験解析を踏まえ，重要現象についての不確かさ及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

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ー水反応を計算する。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

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
炉心 （核）	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため，燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 （燃料）	燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲの実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，炉心が露出し，スプレイ冷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。 また，低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから，有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており，保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は，燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され，燃料被覆管温度は上述のように高めに評価され，円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。したがって，ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	破裂発生前の燃料被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は，伝熱面積やギャップ熱伝達係数，破裂後のジルコニウム－水反応熱に影響を与え，燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは，前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから，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
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	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において，二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果とおおむね同等の結果が得られている。低圧代替注水設備の注水による燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは 20℃～40℃程度である。 また，原子炉圧力の評価において，ＲＯＳＡ－Ⅲでは２MPa より低い圧力で系統的に圧力低下を早めに予測する傾向を呈しており，解析上，低圧注水系の起動タイミングを早める可能性が示される。しかし，実験で圧力低下が遅れた理由は，水面上に露出した上部支持格子等の構造材の温度が燃料被覆管からの輻射や過熱蒸気により上昇し，ＬＰＣＳスプレイの液滴で冷却された際に蒸気が発生したためであり，低圧注水系を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要のない不確かさである。このため，燃料被覆管温度に大きな影響を及ぼす低圧代替注水設備の注水タイミングに特段の差異を生じる可能性はないと考えられる。	炉心内の二相水位変化をおおむね同等に適切に評価することから，有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。なお，解析に対して実機の注水量が多いため，燃料露出期間が短くなり，有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めに評価する。
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲの実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，炉心が露出し，スプレイ冷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。 また，低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは 20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから，有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1　重要現象の不確かさ（3/3）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において，圧力変化は実験結果とおおむね同等の解析結果が得られており，臨界流モデルに関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	SRV 流量は，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの放出は実験結果と良い一致を示す臨界流モデルを適用している。有効性評価解析でも圧力変化を適切に評価し，原子炉への注水のタイミング及び注水流量を適切に評価するため，燃料被覆管温度への影響は小さい。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル	下部プレナムの二相水位を除き，ダウンカマの二相水位（炉心シュラウド外水位）に関する不確かさを取り扱う。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なく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。このため，特段の不確かさを考慮する必要はない。	炉心シュラウド外水位を適切に評価することから，有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高めに評価する。	注水特性は，それぞれの系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を入力する。実機設備に対して注入流量を少なめに与えるため，有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めに評価する。

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（ＳＡＦＥＲ）」，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.

(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(ESTAⅡ)”, 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	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力	
	炉心流量	
	主蒸気流量	
	給水流量	
	再循環ポンプ流量	
	原子炉ドーム圧力	
	原子炉水位	
	冷却材体積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		炉心バイパス
		制御棒案内管
		ダウンカマ
		蒸気ドーム
		主蒸気配管
		再循環配管
	原子炉各部の寸法（原子炉圧力容器下端からの高さ）	燃料有効部上端，下端
		炉心シュラウドヘッド上端，下端
		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	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		上部タイプレート
		炉心入口オリフィス
		ジェットポンプ入口
	原子炉圧力容器及び内部構造材データ（質量，熱容量，表面積）	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）
	ＳＲＶ（手動開操作条件，個数）
事故条件	破断条件（位置，口径）
	格納容器圧力

添付２　相関式，モデルの適用性

Ⅰ．平衡均質臨界流モデルの適用性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価に使用している平衡均質臨界流モデル[1]は，二相流を飽和平衡の均質流とみなし，摩擦を考慮しない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（４in.）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，図中には各入口クオリティについて，L=0 すなわち管の摩擦がないものとし，熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルによる計算値が示されている。管長が 0.127m(約５in.)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５in.)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５in.)）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。

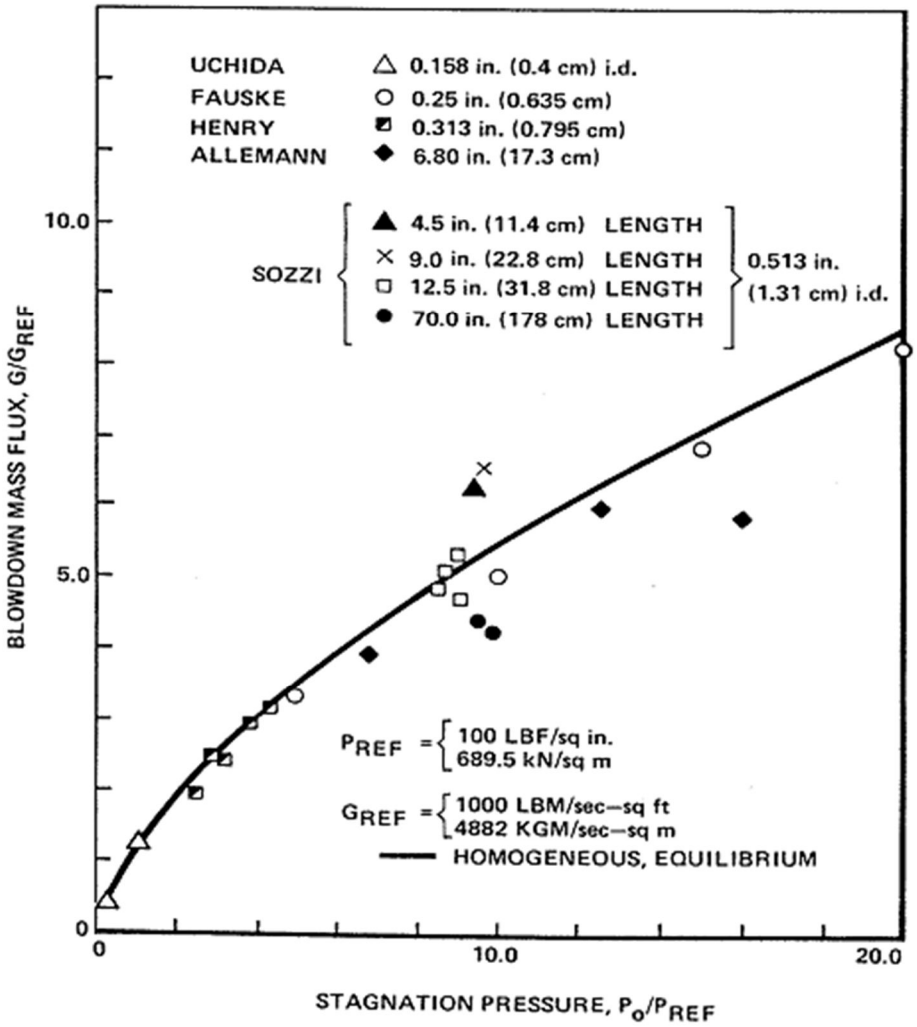
ＢＷＲプラントで仮定する破断口及びＳＲＶからの流出流量は，原子炉圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し，その長さは 0.127m(約５in.)より長い。したがって，管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ，平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

〔参考文献〕

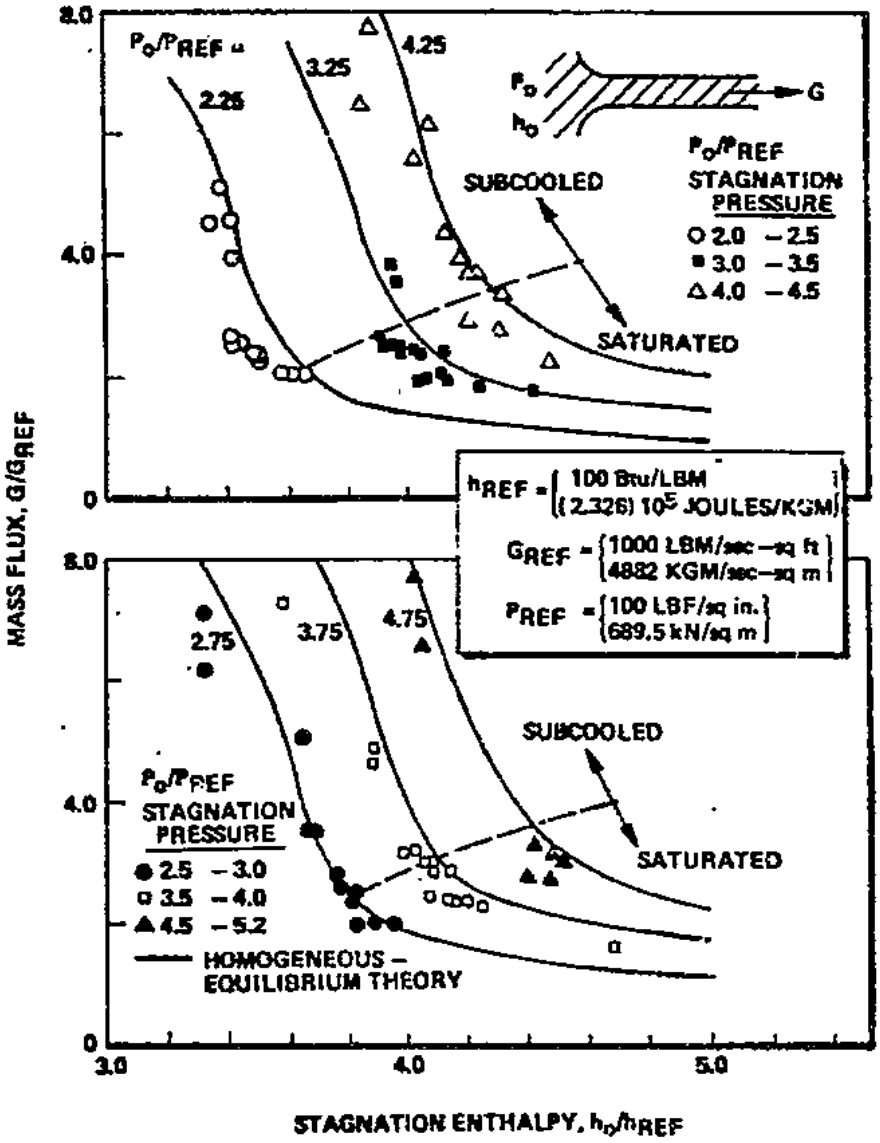
(1) F.J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.

(2) G.L. Sozzi and W.A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.

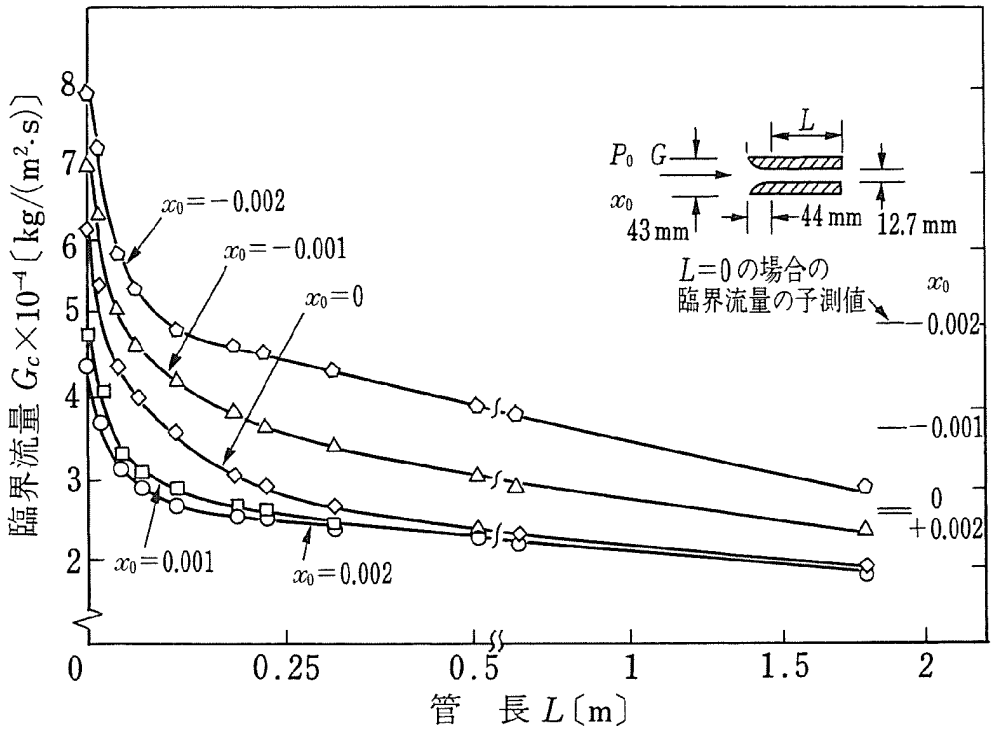
(3) 日本機械学会 編,改訂 気液二相流技術ハンドブック,コロナ社 2006 年



添付図 2-1　　飽和水の臨界流実験データ(1)



添付図 2-2　　未飽和水及び飽和水の臨界流実験データ[1]



添付図 2-3　　臨界流量の管長による変化[3]

Ⅱ．熱伝達相関式，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，「ＥＣＣＳ性能評価指針」において妥当性が認められたものである。添付表 2-1 にはこれらの相関式，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

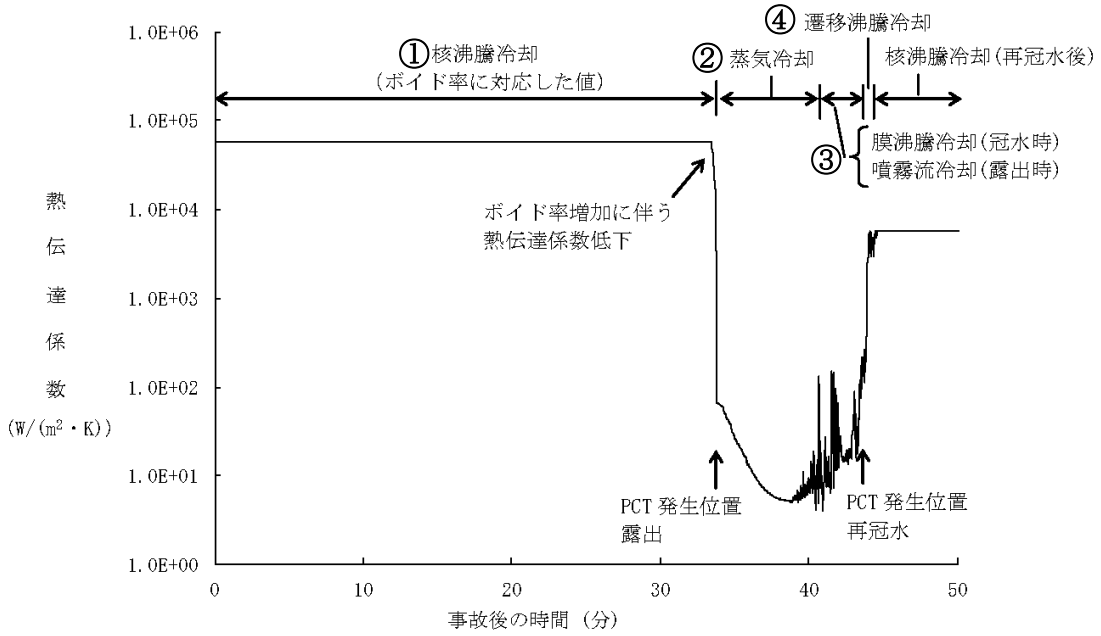
ＳＡＦＥＲコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水しているときは，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図 2-5 に従っている。沸騰遷移開始時間

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。

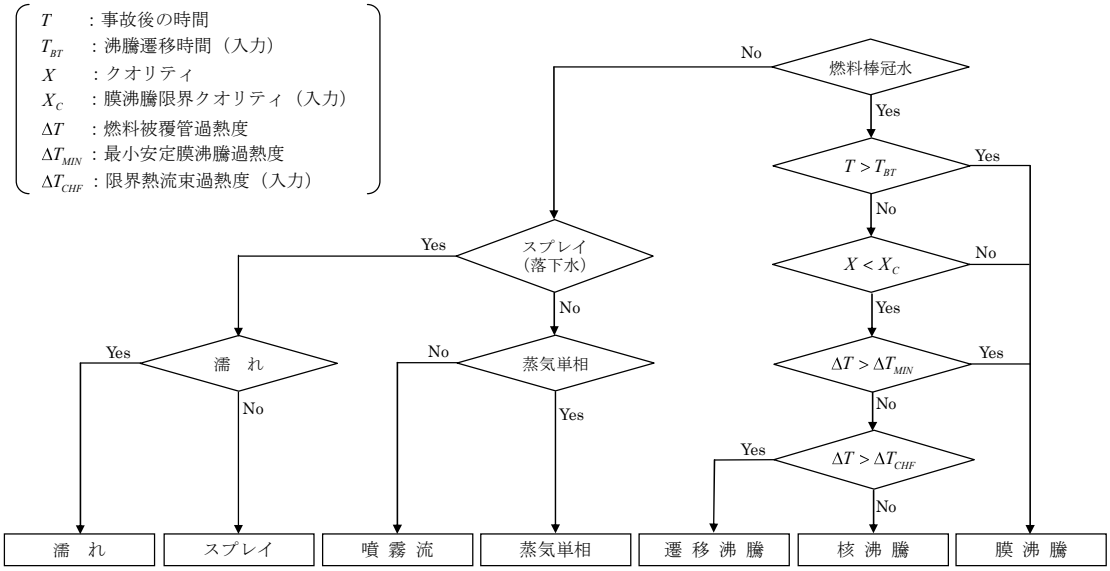
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していないときは，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1　有効性評価で用いるＳＡＦＥＲ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。

添付表 2-2　熱伝達相関式の実験範囲と有効性評価における変化範囲

熱伝達相関式	実験パラメータ範囲	有効性評価解析の パラメータ変化範囲例
Jens-Lottes の式 （核沸騰熱伝達）	圧力； 0.6～17.2MPa[abs]	圧力； 0.7～7.7 MPa[abs]
	熱流束； ～7.9×10^6 W/m^2	熱流束； ～1.3×10^6 W/m^2
Dittus-Boelter の式 （蒸気単相熱伝達）	バンドル蒸気流量； 100～1200 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 30～280 kW	バンドル出力； ～170kW
	加熱面最高温度； 400～700℃	加熱面最高温度； ～約 1100℃
修正 Bromley の式 （低流量膜沸騰熱伝達）	圧力； 8.3MPa[gage]以下	圧力； ～1.6 MPa[gage]
	加熱面温度； 1260℃以下	加熱面温度； ～約 1100℃
Sun-Saha の式 （噴霧流熱伝達）	バンドル蒸気流量； 200～1000 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 60～300 kW	バンドル出力； ～170kW

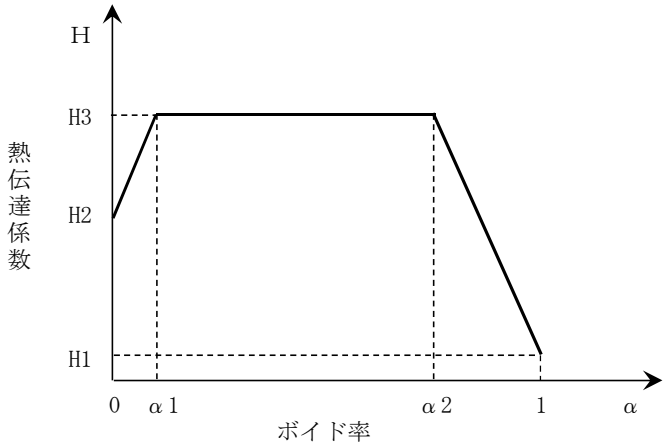
(1) 核沸騰

燃料が露出するまでの核沸騰領域については，Jens-Lottes の式[(1)]及び単相流については Dittus-Boelter の式[(2)]に基づいた熱伝達係数を，ボイド率の関数とするモデルを適用している。

このモデルは添付図 2-6 に示すように三つの領域に分け，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。



添付図 2-6　核沸騰熱伝達係数モデル

(2) 蒸気単相

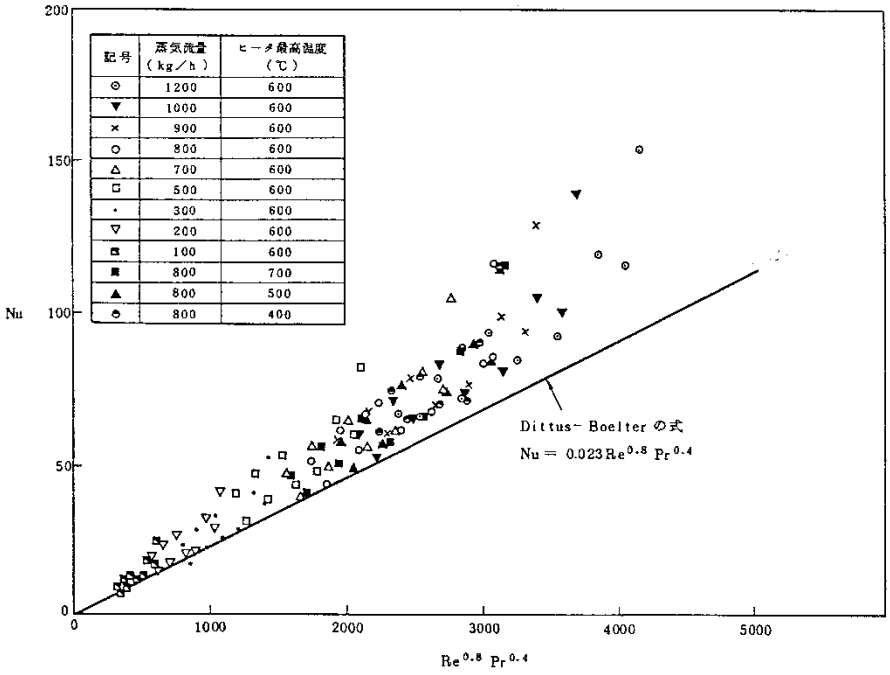
燃料が露出した後の蒸気単相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式[2]を適用している。

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（ＰＷＲの 17×17 型燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を８×８型に 64 本配列した集合体を使用し，中小破断ＬＯＣＡ時の燃料露出を想定

して圧力 2.6MPa から 8.5MPa，模擬燃料棒温度は最大約 800℃の範囲で蒸気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。

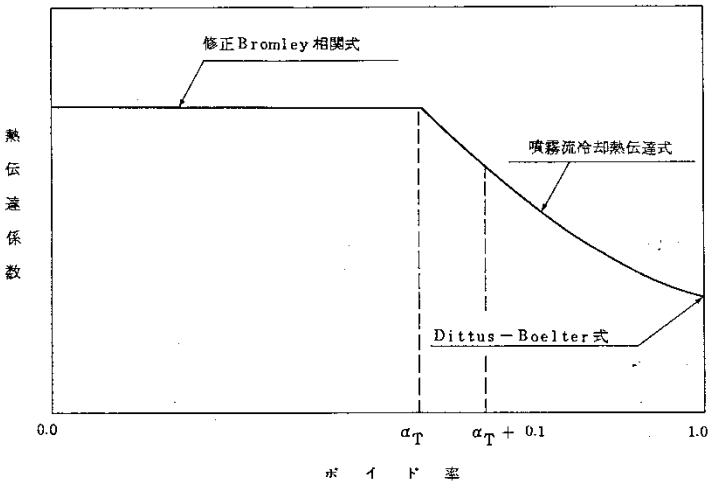
この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は，模擬燃料集合体の蒸気流量 200～1000kg/h，出力 60～300kW である。一方，有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は，添付表 2-2 に示すように，実験条件の範囲内にある。

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

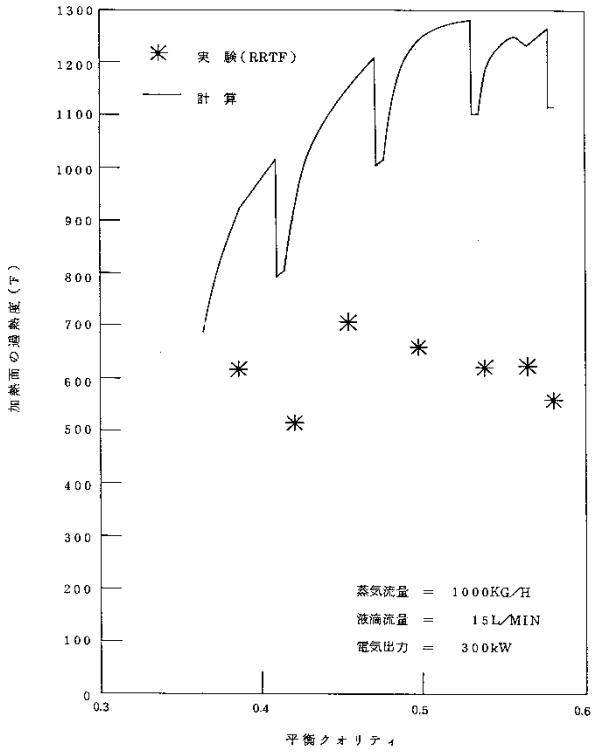
た結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は，過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する[6]。

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。

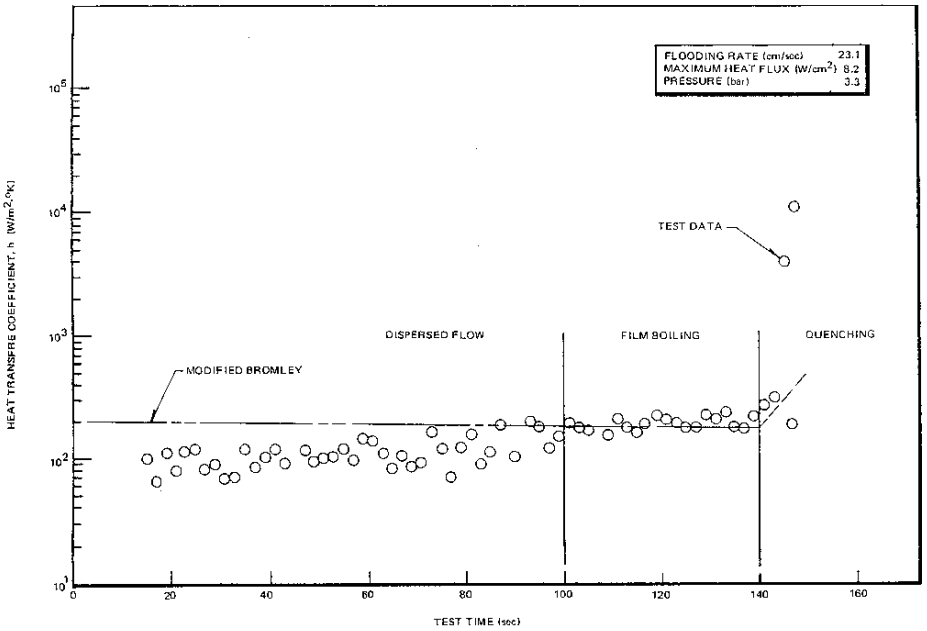
以上により，Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



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)

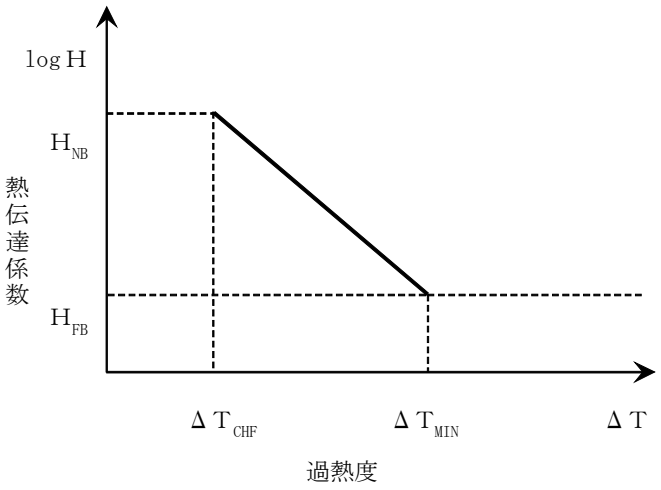


添付図 2-10　修正 Bromley の式と実験値の比較 (6)

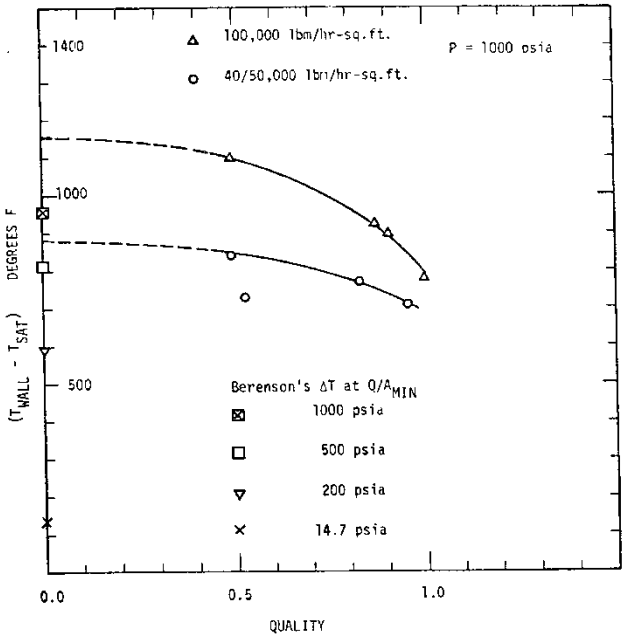
(4) 遷移沸騰

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 Iloeje の式 (7)

4. 各解析コードによる熱伝達相関式の比較

添付表 2-3 に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ＲＥＬＡＰ４は沸騰遷移後及び炉心再冠水後の膜沸騰も対象にしており，ＳＣＡＴは沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

・ＳＡＦＥＲ　沸騰遷移後及び炉心再冠水後の熱伝達の予測として噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式を採用している。沸騰遷移後の高ボイド率領域には過熱蒸気中に液滴が分散した噴霧流に対する熱伝達相関式を，炉心再冠水後の低流量膜沸騰及びプール膜沸騰に対しては修正 Bromley 式を採用している。

・ＲＥＬＡＰ４　強制対流膜沸騰に対しては Groeneveld 5.9 あるいは Dougall-Rohsenow を採用している。いずれも蒸気の強制対流が主要な伝熱機構であるという仮定のもとに得られたものである。

・ＳＣＡＴ　沸騰遷移後のドライアウト領域における熱伝達の予測式としては，本コードは修正 Dougall-Rohsenow 式を採用している。

なお，膜沸騰の熱伝達相関式 Dougall-Rohsenow 式は，蒸気単相流の乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter 式を二相流に適用した式であるが，米国 10CFR50 Appendix K においては，Dougall-Rohsenow 式の適用条件によって

は熱伝達率を非保守的に評価するとされており，参考文献(10)では，添付図 2-13 に示すように高圧かつ高クオリティ条件下において熱伝達率を過大評価する傾向にあるとしている。また，日本原子力研究所（JAERI）で行われた定常ポスト限界熱流束（CHF）試験[11]によると，高過熱度で Dougall-Rohsenow 式による予測値が実験値を上回るとの知見もある。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。

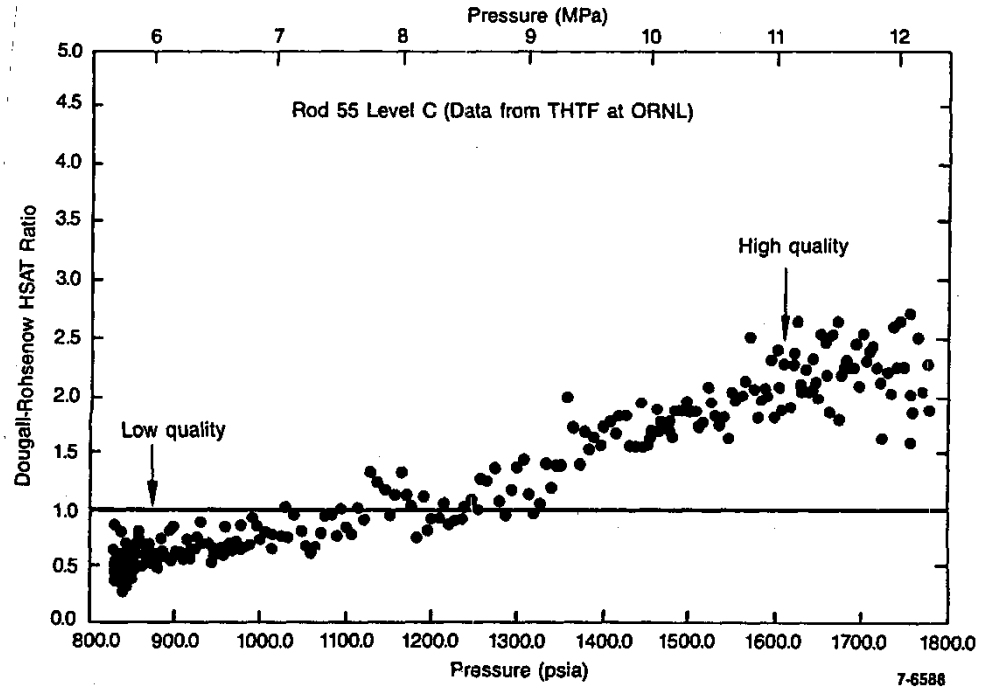
参考文献（10）によると，非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また，JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても，添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から，ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには，ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温度として求め，レイノルズ数中の密度は飽和温度，粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて，Dougall-Rohsenow 式を用いるとしている[11]。

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（２MPa～18MPa，33～1100kg/(m^2s)）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。

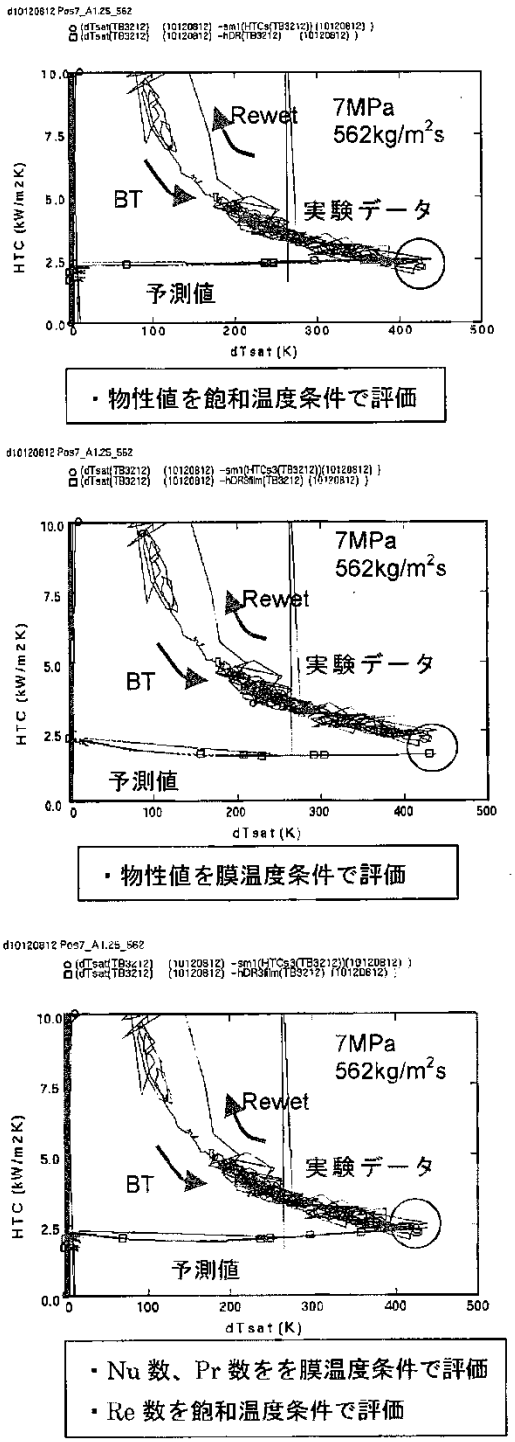
一方，ＳＡＦＥＲコードは，単相蒸気熱伝達の Dittus-Boelter 式及び噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用においては，蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており，これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9 に示したように保守的であることを確認している。また，JAERI の実験データにおいても，物性値を膜温度で求めた場合の予測値は，添付図 2-14 の中段の図に示すように，実験結果より小さい値になるとしている。したがって，ＳＡＦＥＲコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

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

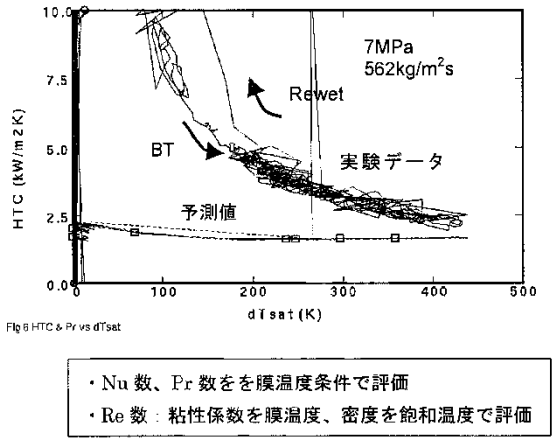
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 (8) (9) (WREM-JINS/B コード システム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall- Rohsenow
単相蒸気流	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



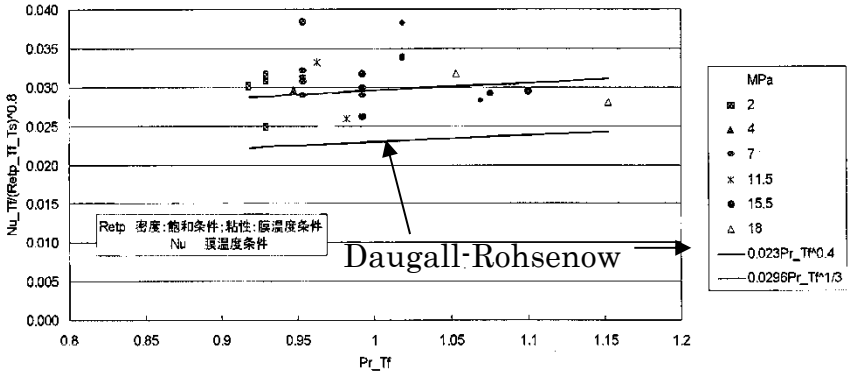
添付図 2-13　Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値（計算値／実験値）[10]



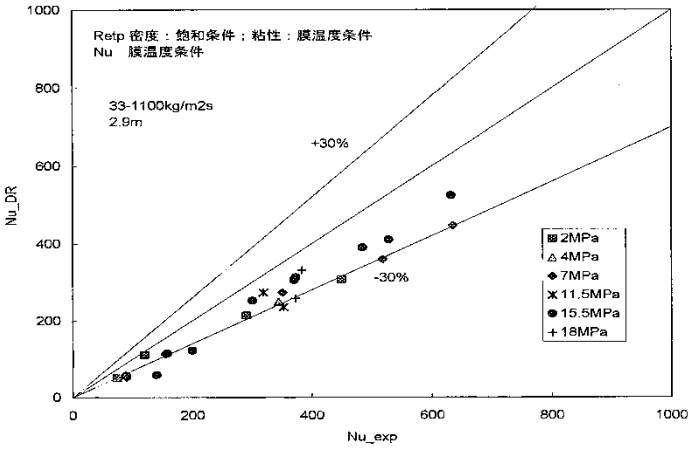
添付図 2-14　伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 [11]
(試験 10120812；7MPa, 562kg/m^{2}s, 2.9m)



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〕

(1) W.H. Jens and P.A. Lottes, “Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water”, Argonne National Laboratory, ANL-4627, 1951.

(2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol.2, No.13, 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。

添付表 2-4　事故時の燃料破損につながる要因分析結果

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失，冷却材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。

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ＳＡＦＥＲ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

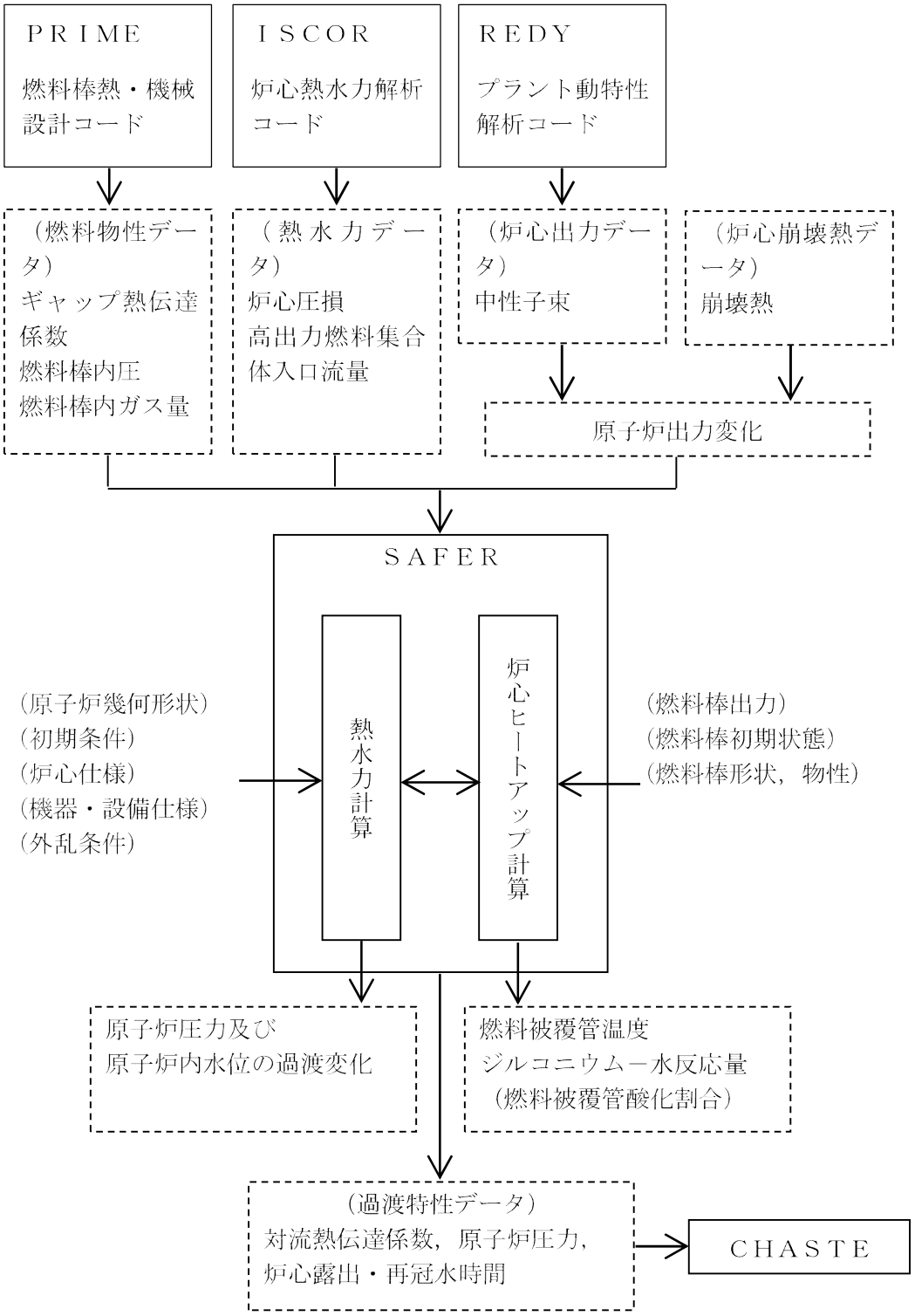
① 中性子束

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

添付４　炉心の過熱蒸気の影響評価

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。

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。

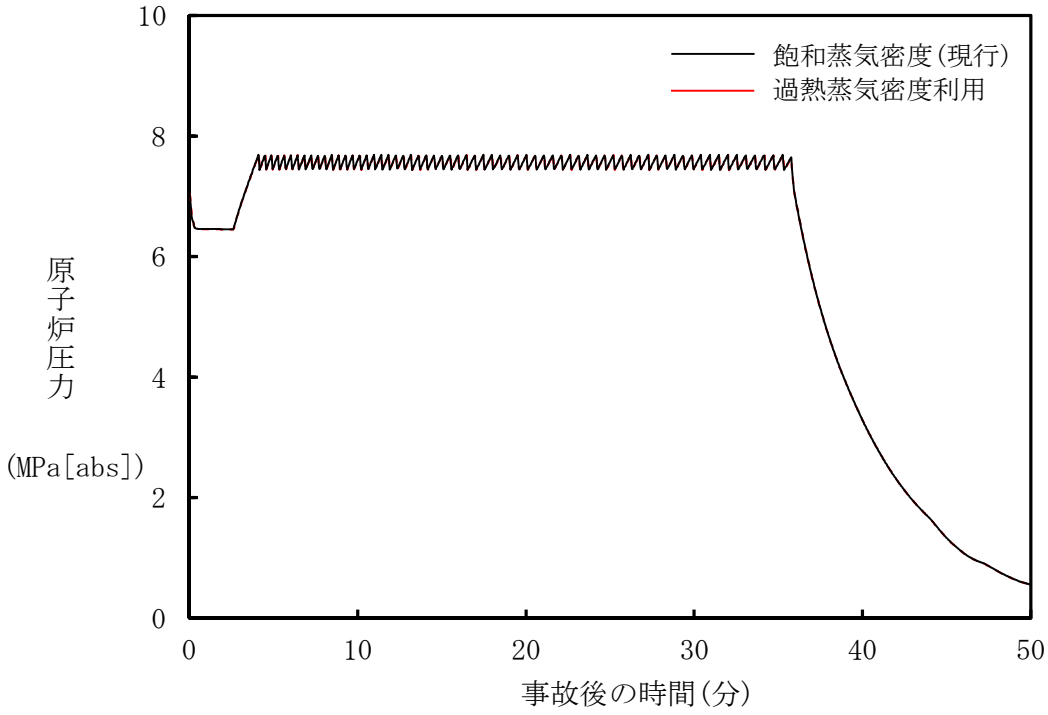
添付図 4-1 に原子炉圧力変化，添付図 4-2 に原子炉水位変化の比較を示す。また，添付図 4-3 に炉心の水位変化，添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度変化，添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。さらに，添付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位変化，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度変化，添付図 4-8 に高出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。

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。

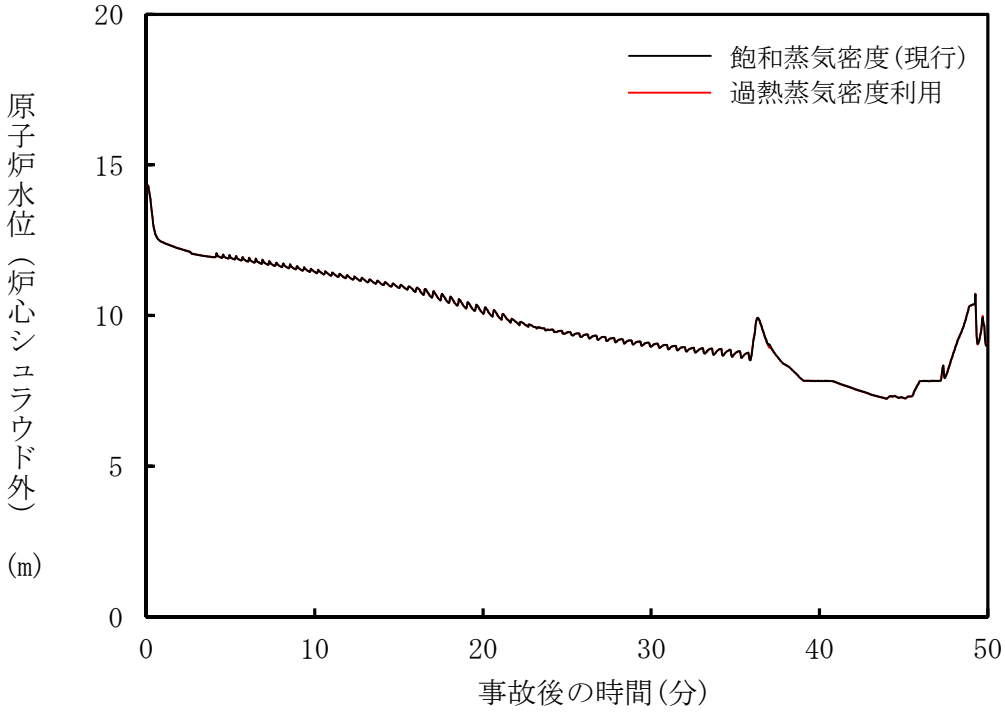
また，ＰＣＴは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

４．まとめ

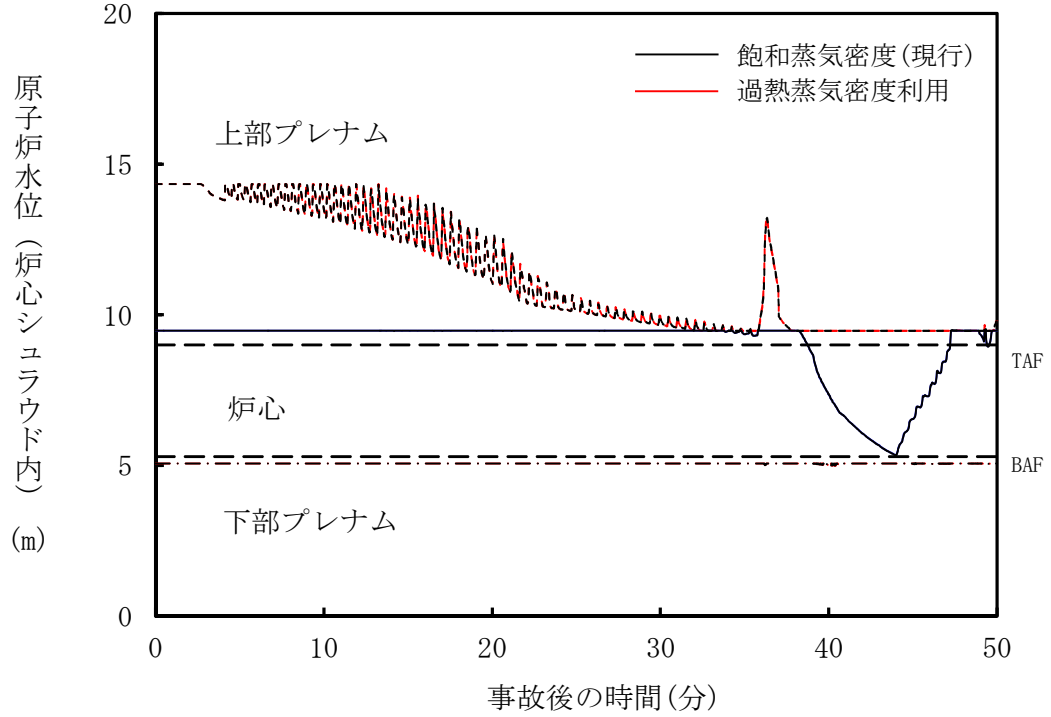
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，ＳＡＦＥＲコードを適用することは問題ないと考える。



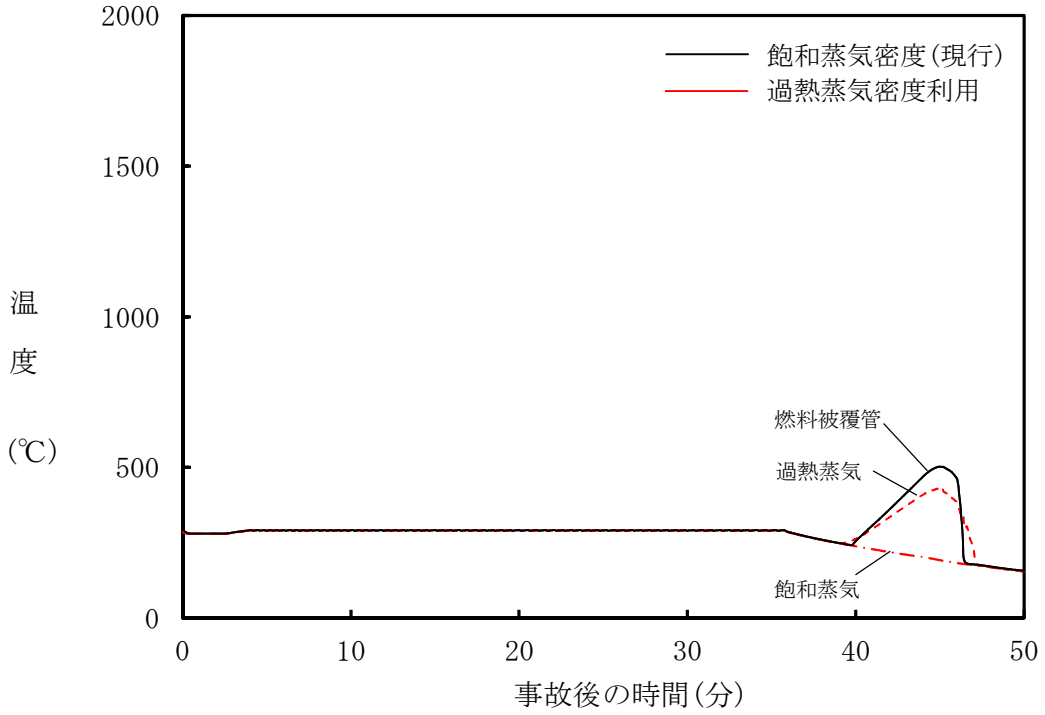
添付図 4-1　原子炉圧力変化の比較



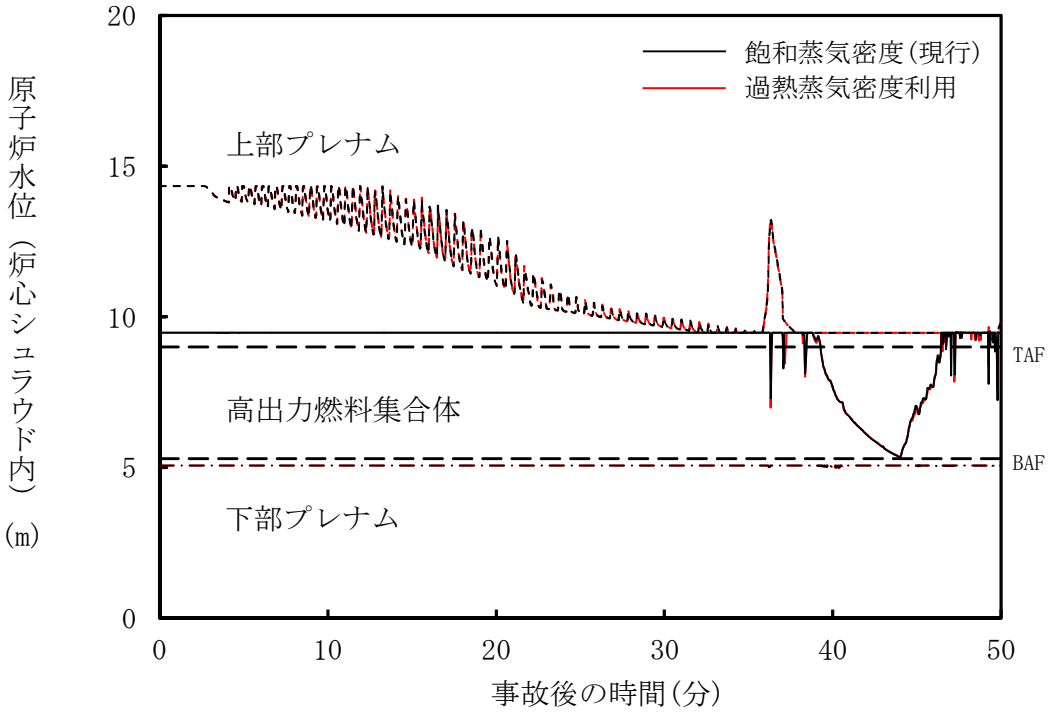
添付図 4-2　原子炉水位変化の比較



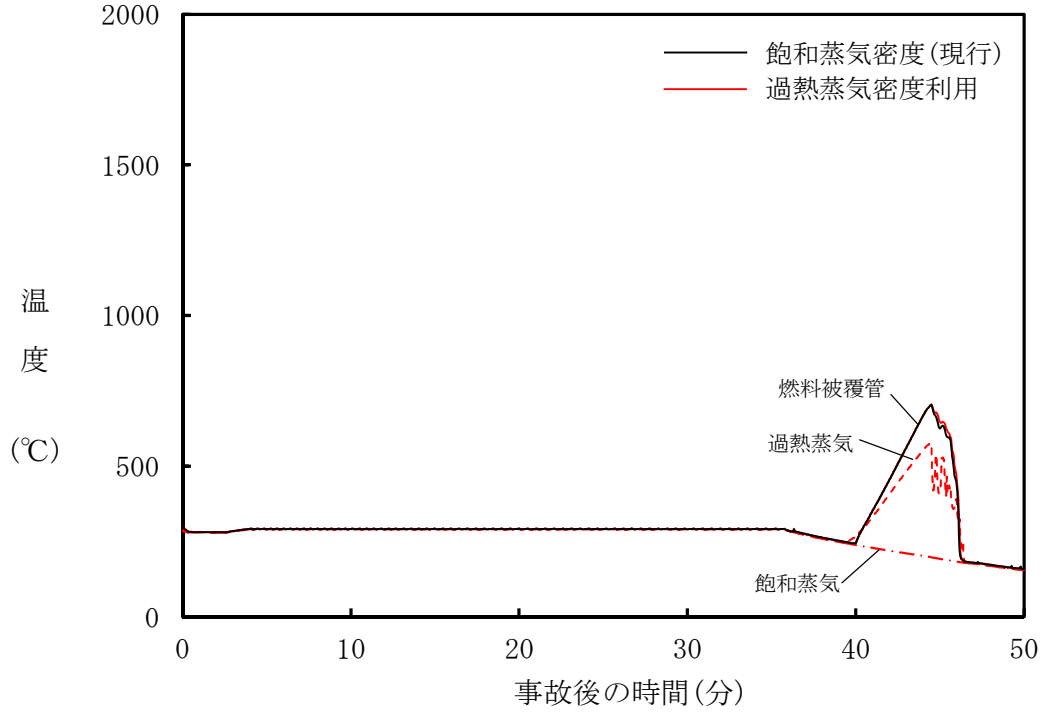
添付図 4-3　炉心シュラウド内水位変化の比較（炉心）



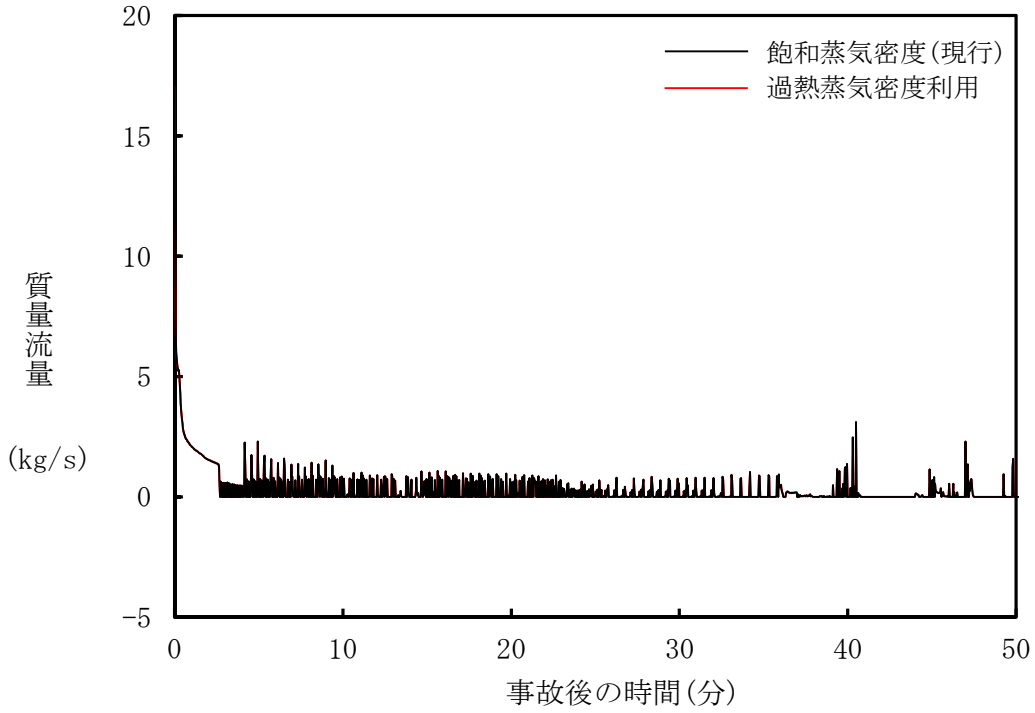
添付図 4-4　燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（炉心）



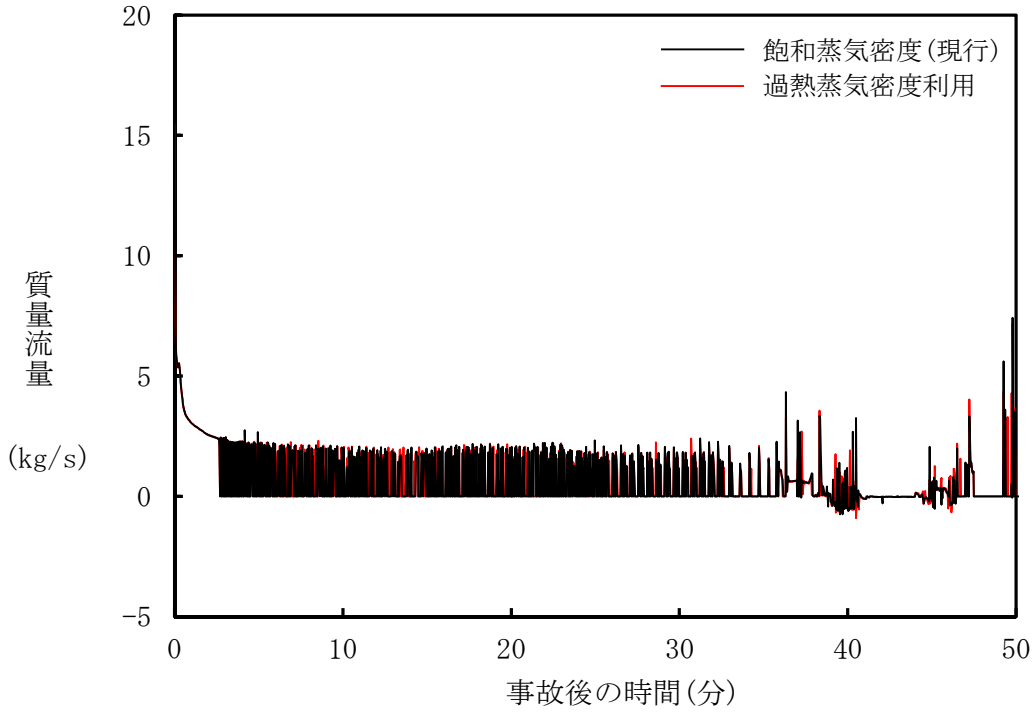
添付図 4-5　炉心シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



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 4-7　燃料集合体入口流量変化の比較（炉心，集合体１体あたり）



添付図 4-8　燃料集合体入口流量変化の比較（高出力燃料集合体）

添付５　代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について

１．はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において，高圧・低圧注水機能喪失及びＬＯＣＡ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

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ＰＣＴ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

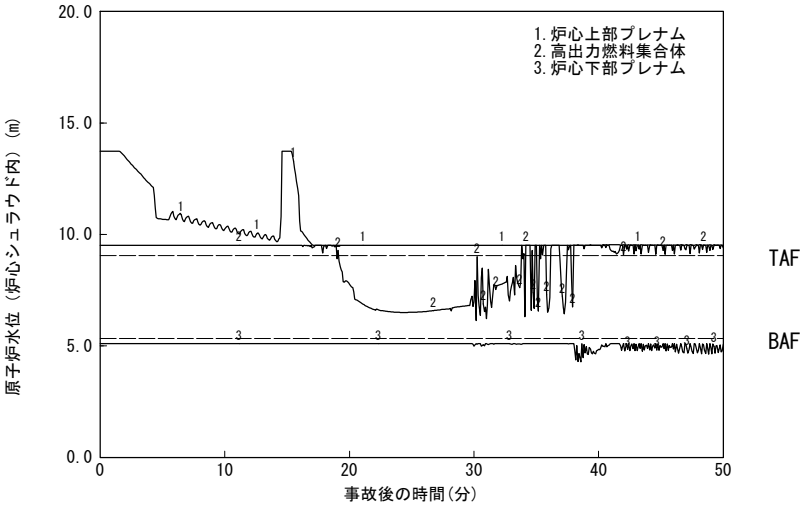
ＣＴ発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約 1000℃となり，ベースケースの約 969℃に対して約 31℃上昇する結果となった。

３．まとめ

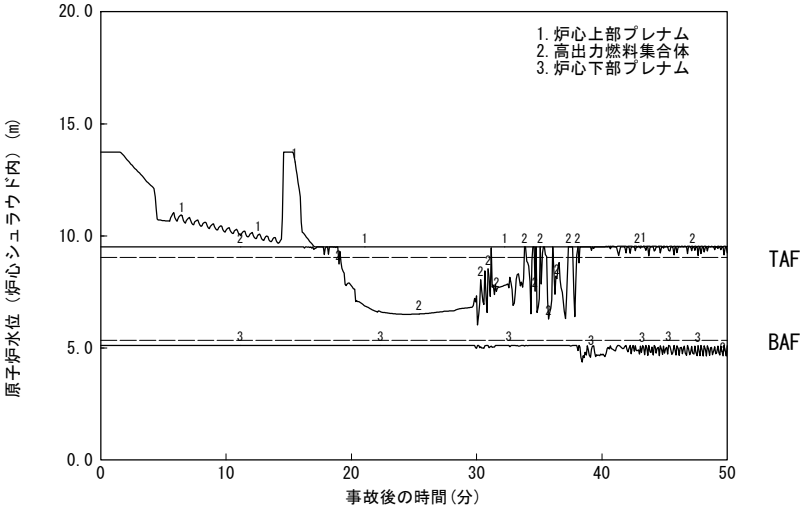
以上より，低圧代替注水設備のようなＥＣＣＳと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては，噴霧流冷却熱伝達の不確かさ，また，解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると，全体として 20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

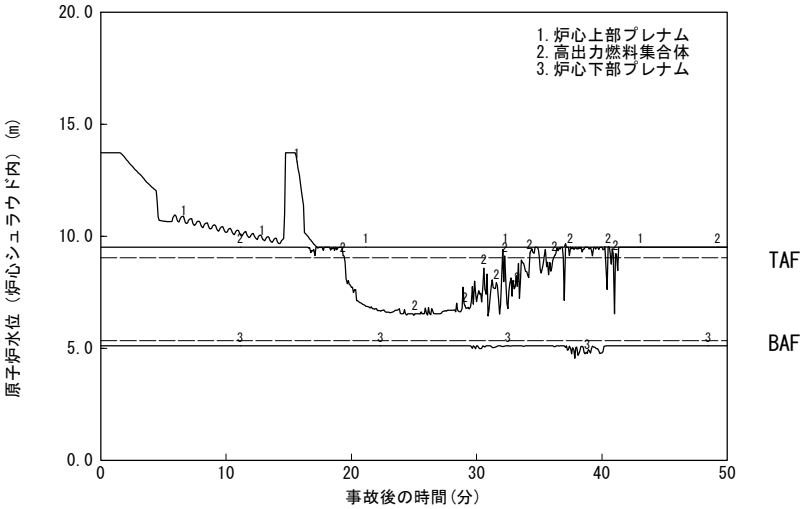
(1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

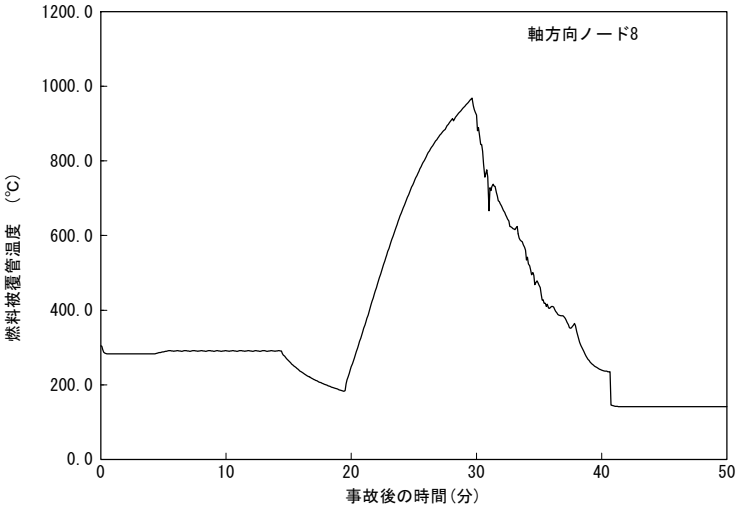


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

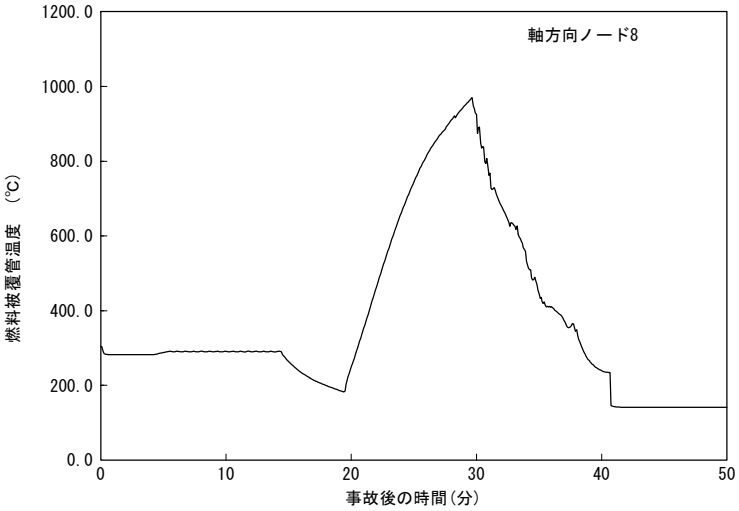


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

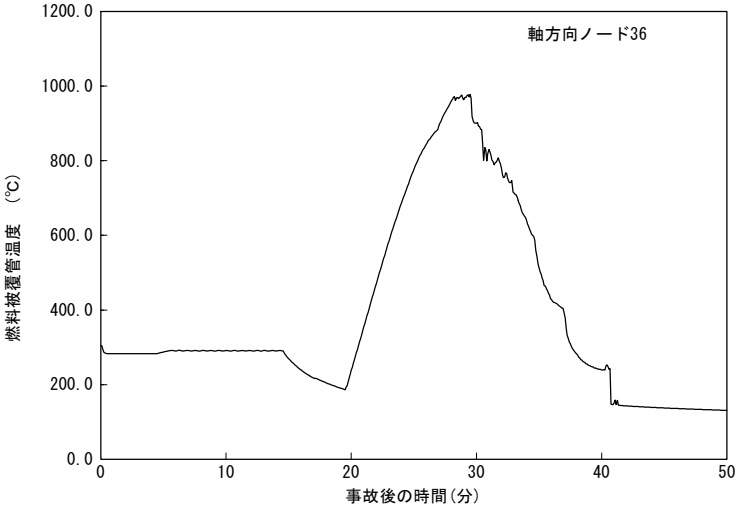
添付図 5-1　原子炉水位変化の比較



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

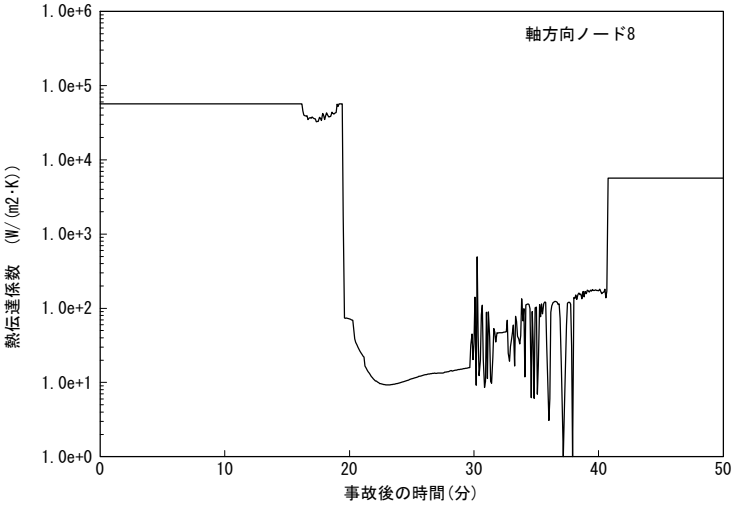


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

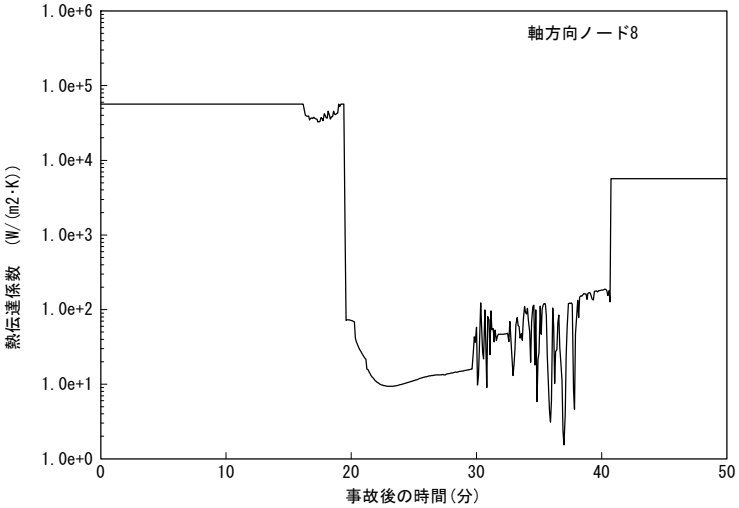


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

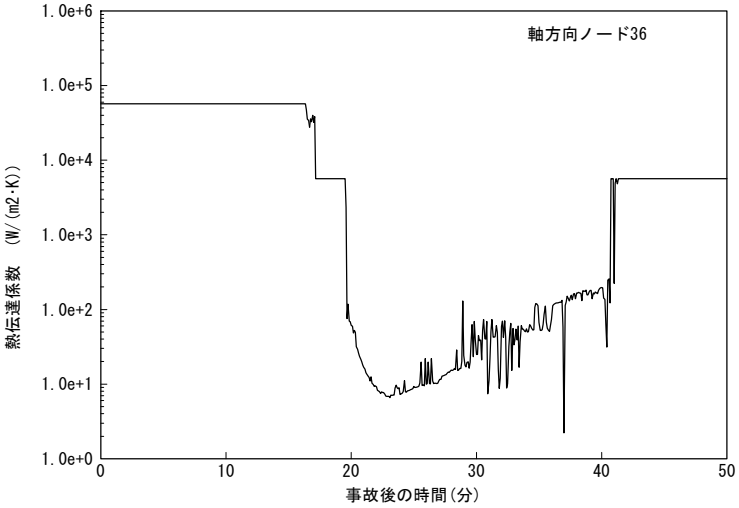
添付図 5-2　ＰＣＴ発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

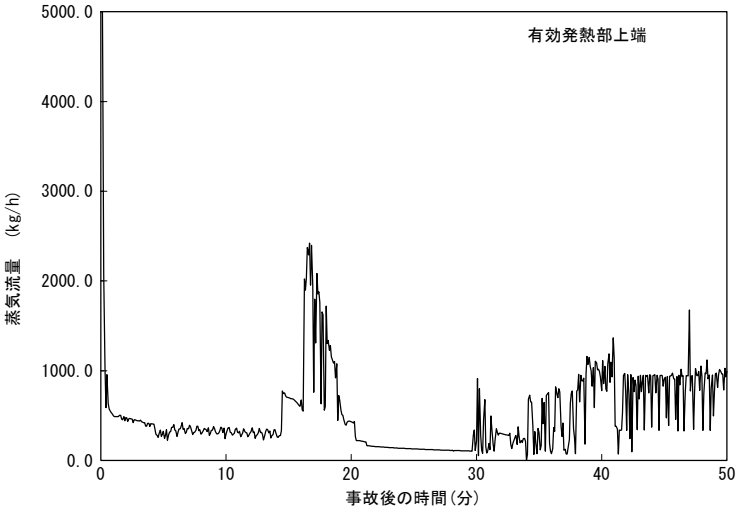


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

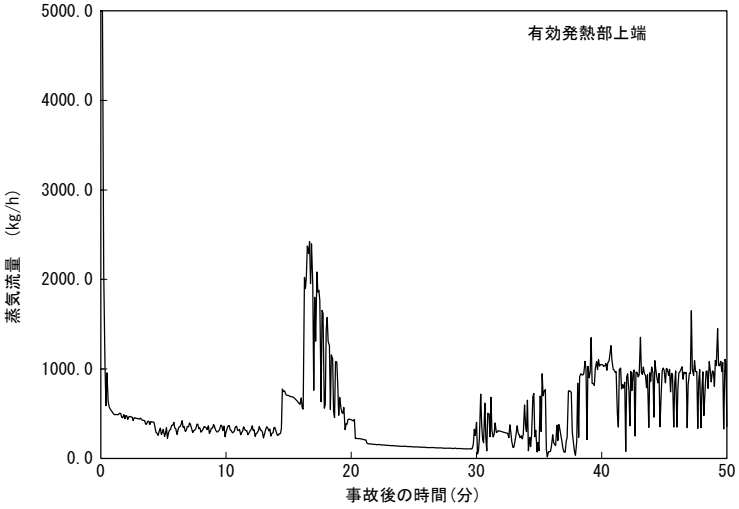


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

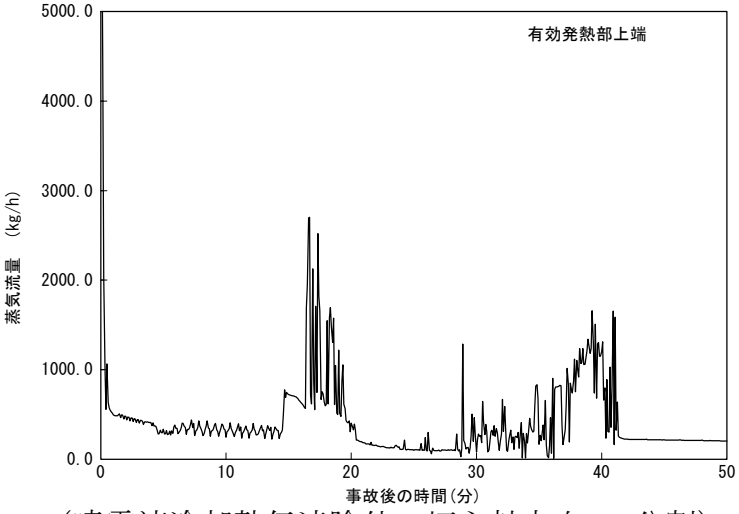
添付図 5-3　ＰＣＴ発生位置の熱伝達係数変化の比較



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

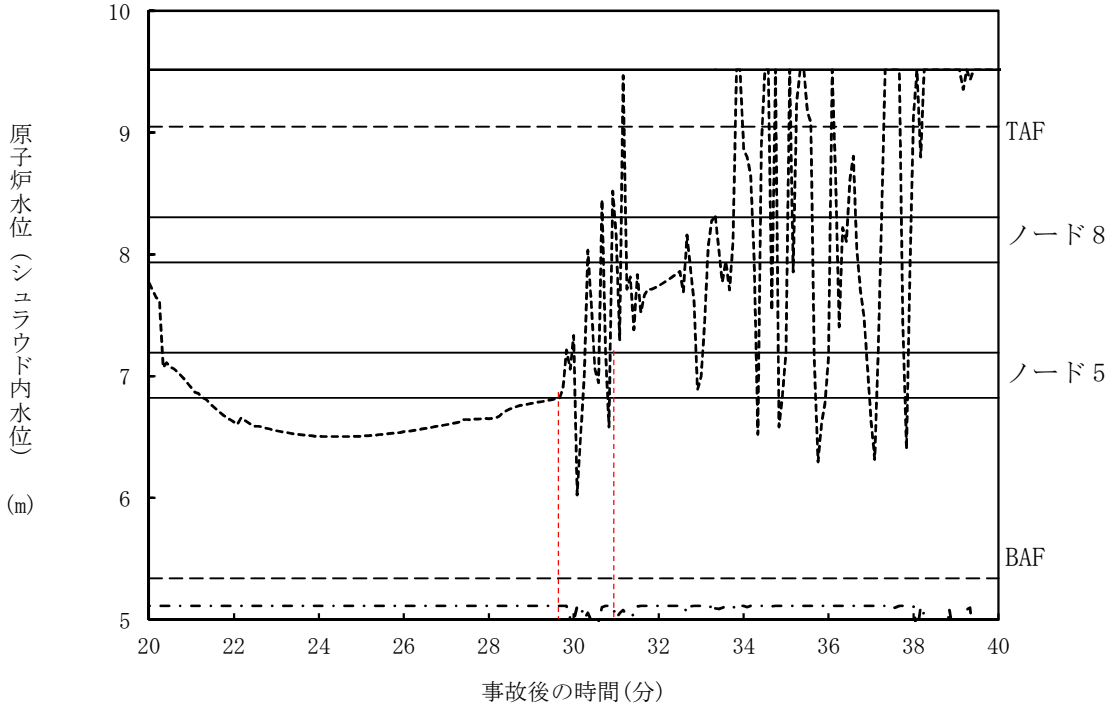


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

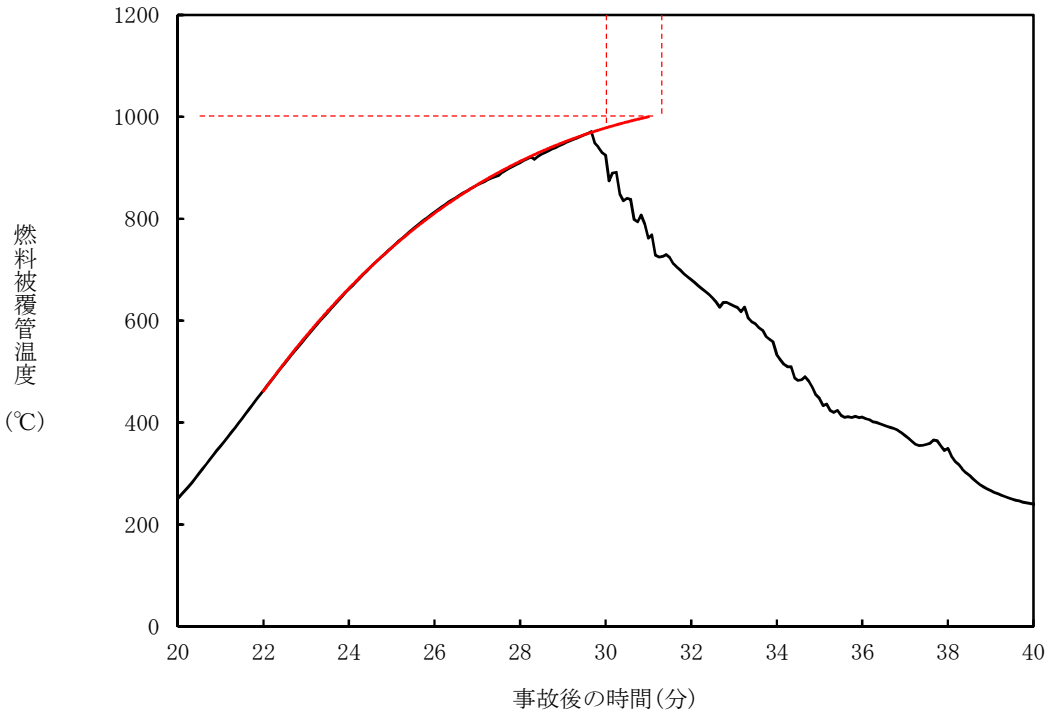


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

添付図 5-4　高出力燃料集合体の蒸気流量変化の比較



添付図 5-5　原子炉水位（炉心シュラウド内水位）変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）



添付図 5-6　ＰＣＴ発生位置での燃料被覆管温度変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

添付６　原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について

１．はじめに

炉心損傷防止有効性評価のうち，全交流動力電源喪失及び崩壊熱除去機能喪失時では，事象発生後，主蒸気隔離弁が閉止し，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。

$$負のボイド率＝\frac{(各部水の比容積－飽和水比容積)}{(飽和水比容積－注水比容積)}$$

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。

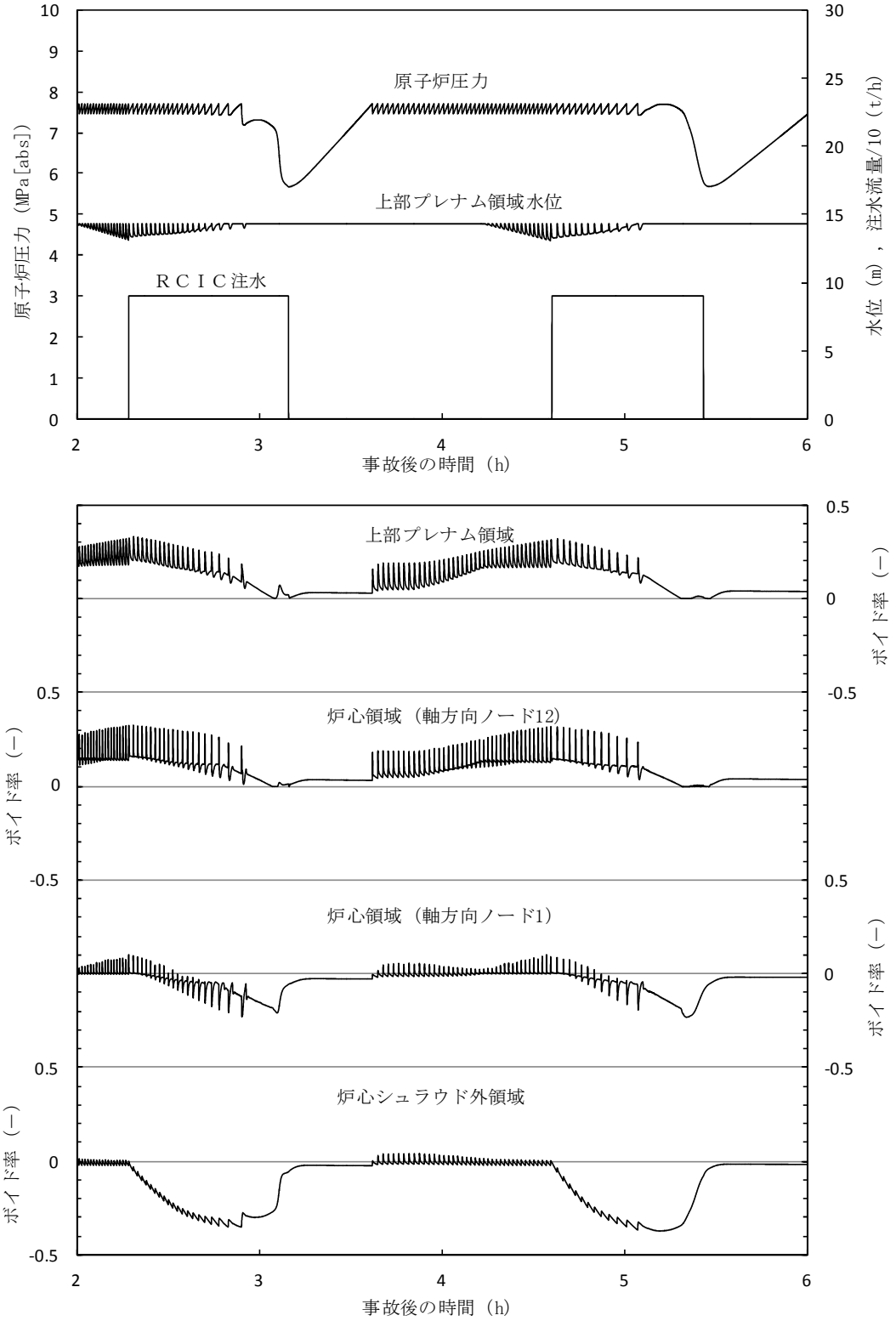
また，低圧代替注水系で低圧注水系配管を介して注水する場合，注水ノズルが蒸気雰囲気中に露出しているときには，未飽和の注入水が水面より上部にある注入水の経路上の蒸気を部分的に凝縮させる。逃がし安全弁による原子炉減圧挙動を評価する際に重畳する現象として蒸気雰囲気中への注水による蒸気凝縮現象を考慮した評価がなされていることから，低圧代替注水系の注水に伴う主要な蒸気凝縮効果が取り込まれた解析がなされていると結論できる。

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

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

目　次

－　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。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
Ｈ	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
Ｍ	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「Ｈ」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「Ｈ」と同様に評価する
Ｌ	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない
Ｉ	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない

2.3　物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

なお，本資料の本文「2.有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は，事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため，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－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－水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし，代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され，燃料被覆管温度はジルコニウム－水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスでは，事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，燃料ペレットが膨張することはなく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ＳＡＦＥＲ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。），ＣＣＦＬ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

る物理現象である。

(15) 気液熱非平衡［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は，上部プレナムから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「ＳＲＶ」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圧あるいは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。

表 2-2　炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	物理現象		燃料被覆管の温度が高温となる事象（事故シーケンス） 燃料被覆管温度（評価指標）
炉心（核）	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L
	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	H
	(6)	三次元効果	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	H※
	(9)	沸騰遷移	H※
	(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	H※
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H※
	(15)	気液熱非平衡	H※
	(16)	圧力損失	L
	(17)	三次元効果	H※
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	(18)	冷却材流量変化	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	H※
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M※
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M※
	(22)	気液熱非平衡	I
	(23)	圧力損失	L
	(24)	構造材との熱伝達	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	H※
	(26)	ほう酸水による拡散	I
	(27)	三次元効果	L

※ 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，ＣＨＡＳＴＥコードは，燃料被覆管の温度が高温となり，より詳細な温度計算が必要な場合に用いられる。ＳＡＦＥＲコードでは燃料集合体内の燃料棒は平均出力燃料棒と高出力燃料棒の２種類しか取り扱わないが，ＣＨＡＳＴＥコードでは燃料棒やウォータロッドとチャンネルボックスの幾何学的配置（７×７，８×８，９×９格子配列に適用可能）を考慮しているため，燃料集合体内の全ての燃料棒を１本ごとに取り扱うことが可能であり，燃料棒間及び燃料棒ー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。

表 3-1　重要現象に対する解析モデル

<table>
<tr><th>分類</th><th>重要現象</th><th colspan="2">必要な解析モデル</th></tr>
<tr><td>炉心
（核）</td><td>崩壊熱</td><td colspan="2">崩壊熱モデル</td></tr>
<tr><td rowspan="4">炉心
（燃料）</td><td rowspan="2">燃料棒表面熱伝達</td><td>対流熱伝達モデル</td><td>ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐため対象外</td></tr>
<tr><td>輻射熱伝達モデル</td><td>燃料棒間，燃料棒－チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）※</td></tr>
<tr><td>燃料被覆管酸化</td><td colspan="2">ジルコニウム－水反応モデル</td></tr>
<tr><td>燃料被覆管変形</td><td colspan="2">膨れ・破裂評価モデル</td></tr>
</table>

※ 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ォータロッドを全て考慮し図 3-1 のように燃料棒グループに分けて取り扱う。９×９配列型燃料集合体の場合，対称性から 45 グループに分けることができる。

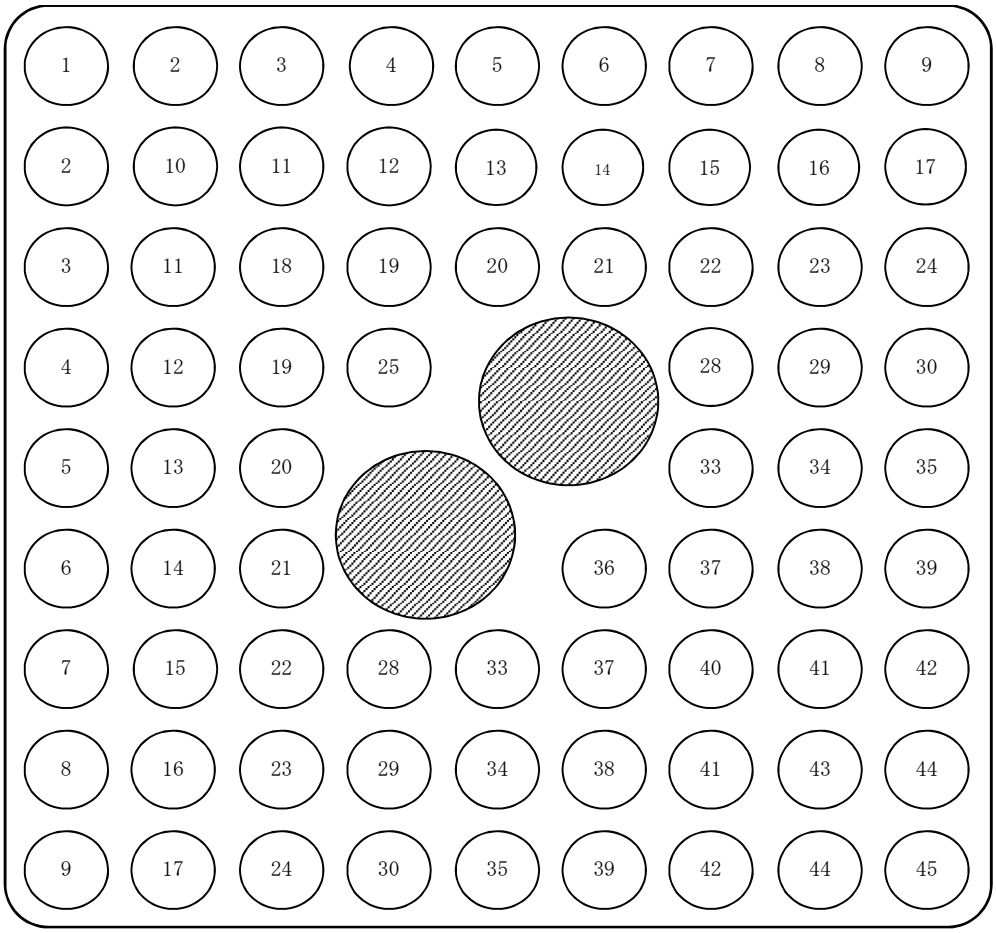


図 3-1　燃料集合体の燃料棒グループ分け
（９×９燃料（Ａ型）の例，斜線はウォータロッド）

(2) 燃料ペレット

燃料棒は，燃料ペレットとジルカロイ製被覆管からなる。燃料ペレットは，ペレット中心とペレット表面を含め，半径方向に等間隔で最大９ノードに分け，温度分布，熱伝導を計算する。図 3-2 に燃料ペレットのノード分割を示す。

(3) 燃料被覆管

燃料被覆管は，図 3-2 のように，燃料被覆管の内表面と外表面の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。

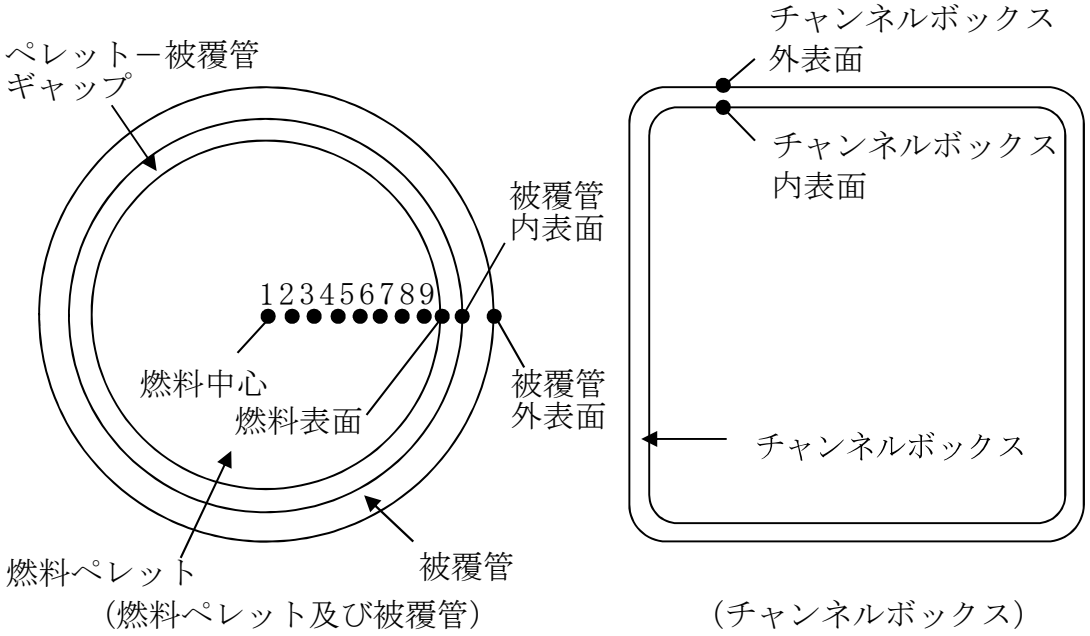


図 3-2　燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2　熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は，燃料ペレット，燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし，これは径方向のみで，軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r}\left[k \frac{\partial T}{\partial r}\right] + \frac{k}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + Q \qquad (3.3.1.2\text{-}1)$$

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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \qquad (3.3.1.3\text{-}1)$$

ここで，

h_g　：ギャップ熱伝達係数

h_s　：燃料と燃料被覆管の接触による熱伝達成分

h_f　：ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分

h_r　：燃料と燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は，燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver.1（以下「ＰＲＩＭＥ」という。）[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。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \cdot R_4} \qquad (3.3.1.3\text{-}2)$$

ここで，

P_c　：燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力

A_0　：定数

H_m　：燃料被覆管メイヤー硬さ

K_m　：燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

K_c　：燃料被覆管熱伝導率

K_p　：燃料ペレット熱伝導率

R_4　：表面粗さ係数

$$R_4 = \left(\frac{R_c{}^2 + R_p{}^2}{2} \right)^{1/4}$$

R_c　：燃料被覆管内表面粗さ

R_p　：燃料ペレット表面粗さ

(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。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \qquad (3.3.1.3\text{-}3)$$

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。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p{}^4 - T_c{}^4)}{(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1)(T_p - T_c)} \qquad (3.3.1.3\text{-}4)$$

ここで,

σ　：Stefan-Boltzmann 定数

T_p　：燃料ペレット外表面温度

T_c　：燃料被覆管内表面温度

ε_c　：燃料被覆管表面の輻射率

ε_p　：燃料ペレット表面の輻射率

3.3.1.4　対流熱伝達

各燃料棒表面の対流熱伝達係数は，ＳＡＦＥＲコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

3.3.1.5　輻射熱伝達

輻射熱伝達モデルは，以下のような仮定としている。

① 輻射伝熱は，水平方向二次元体系として，物体間の輻射伝熱を評価する。

② 全ての物体の表面は灰色として，灰色体輻射係数を物体間の輻射率と形態係数から設定する。

③ 各物体の表面温度は一様とする。

④ 物体から他の物体への輻射，及び，物体から他の物体に反射する輻射熱は，水平方向二次元体系で等方的に反射される。

⑤ 輻射率は，燃料棒間又は燃料棒－チャンネルボックス間に対し，ジルコニウム合金の値を設定する。

⑥ 形態係数は，幾何形状配置における全ての燃料棒に着目し，近接する燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスに対して設定し，燃料棒の膨れが生じた場合には，形状の変化に応じて再設定される。

⑦ 部分長燃料棒は，部分長燃料棒の上部にも出力燃料棒※が存在すると

仮定することで，発熱体からの放射及び輻射熱の反射効果が大きくなり，除熱量が減少するため，輻射伝熱量は保守的に評価される。

⑧ 炉心スプレイ等の作動により，蒸気が存在する場合には，蒸気又は液滴による輻射熱の吸収は考慮しない。

※　部分長燃料棒の上部の出力設定として，部分長燃料棒の有効発熱部上端を含む断面の出力分布を仮定する方法や，平均出力燃料棒の出力を仮定する方法がある。

(1) 輻射熱伝達係数

燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス間の輻射による熱伝達を次のように評価する。

物体 i から系内の全ての物体 j に対する等価輻射熱伝達係数は次式となる。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} \left(T_i^{\,4} - T_j^{\,4} \right) \qquad (3.3.1.5\text{-}1)$$

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${}_iR_j$とおくと，${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\varepsilon_j)$より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_iR_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}2)$$

ここで，輻射率と吸収率は同一であるため，物体iからの輻射に起因して，物体jで吸収される熱流束割合は（3.3.1.5-2）より以下のように表される。

$$H_{ij}\varepsilon_j = {}_iR_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}3)$$

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。

$$A_iF_{i-j} = {}_iR_jA_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}4)$$

ここで，

A_i	:	物体iの表面積
A_j	:	物体jの表面積
${}_iR_j$	:	物体iからの輻射に起因して，物体jの単位面積から反射される熱流束割合
ε_j	:	物体jの輻射率 （燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態の輻射率として 0.67，水膜で濡れた状態の輻射率として 0.96 を用いる。添付２に輻射率の妥当性を示す。）

F_{i-j}　　：　物体iから物体jへの灰色体輻射係数
（形態係数と輻射率から求まる）

${}_iR_j$が決まれば，物体iから物体jへの灰色体輻射係数F_{i-j}が求まる。${}_iR_j$は物体iから直接物体jに到達する輻射，及び，物体iから他の物体で反射して物体jに到達する輻射を考慮して，熱バランスから次のように求められる。

$$\{{}_iR\} = -\varepsilon_i [K']^{-1} \{f_i\} \qquad (3.3.1.5\text{-}5)$$

Ｎ個の物体についての表面積，輻射率及びＮ×Ｎ個の形態係数がわかれば，Ｎ個の行列方程式を解くことにより，全てのiとjについて，輻射による熱流束割合${}_iR_j$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，

$$\{{}_iR\} \equiv \begin{Bmatrix} {}_iR_1 \\ {}_iR_2 \\ {}_iR_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_iR_N \end{Bmatrix} \quad , \qquad \{f_i\} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11}-\rho_1) & f_{12} & f_{13} & \cdots\cdots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22}-\rho_2) & f_{23} & \cdots\cdots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33}-\rho_3) & \cdots\cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots\cdots & (f_{NN}-\rho_N) \end{bmatrix}$$

$$\rho_i \equiv 1/(1-\varepsilon_i)$$

f_{ij}　　：　物体iから物体jへの形態係数

(3) 形態係数

形態係数の計算は，燃料集合体の燃料棒配列に基づき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。

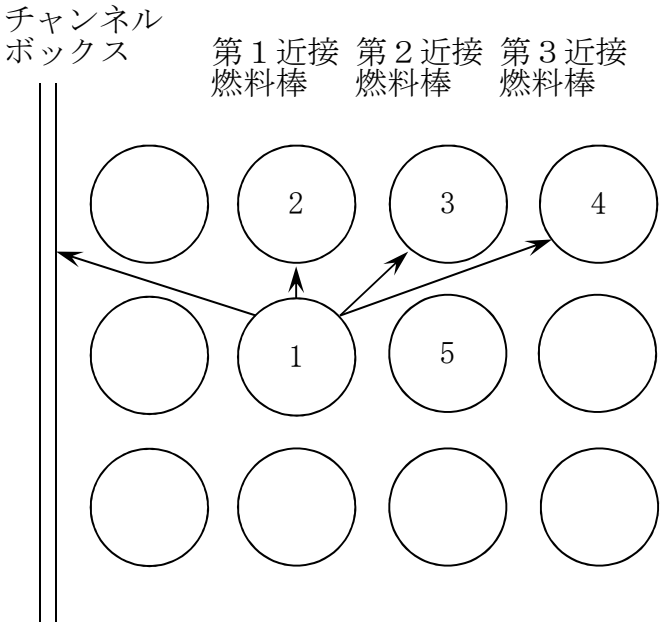


図 3-3　ＣＨＡＳＴＥコードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

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。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right) \qquad (3.3.1.6\text{-}1)$$

ここで，

$\dot{Q}$　：　燃料の崩壊熱

V_f　：　燃料ノードの体積

P_0　：　燃料棒線出力密度

F_f　：　出力ピーキング

$\dot{Q} / \dot{Q}_0$　：　規格化した崩壊熱

なお，上式の規格化した崩壊熱は，核分裂による発生熱，核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱を含み，初期出力に対する割合を時間の関数として入力する。

有効性評価では，核分裂による出力変化はＲＥＤＹ等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化，崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979[(3)] に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7　ジルコニウム－水反応

燃料被覆管温度が高くなると，ジルコニウム－水反応による発熱が顕著になるが，これによる発熱量及び酸化量は，以下の Baker-Just の式 [(8)] により計算する。この場合，燃料被覆管の温度上昇に伴う膨れを計算し，燃料被覆管に破裂が発生する場合は，その時点以降，燃料被覆管の外面だけでなく内面においてもジルコニウム－水反応が生じるものとし，Baker-Just

の式を適用する。

(1) 酸化割合

ジルコニウム－水反応は，蒸気の供給不足により制限されることがないものと仮定する。燃料被覆管の酸化厚さの割合は，次式で計算する。

$$\dot{th}_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right) \qquad (3.3.1.7\text{-}1)$$

ここで,

$\dot{th}_{ox}$ ： 酸化厚さの割合

th_{ox} ： 酸化厚さ

T_R ： 燃料被覆管温度

R_1, R_2 ： Baker-Just の式に基づく定数

(2) 発熱割合

ジルコニウム－水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。この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。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \qquad (3.3.1.7\text{-}2)$$

ここで,

R_3, R_4 ： Baker-Just の式に基づく定数

T ： 燃料被覆管温度

発熱割合は，反応熱と燃料被覆管酸化量割合の積であり，燃料被覆管酸化量割合は燃料被覆管の密度，表面積及び酸化厚さ割合の積である。

したがって，発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \dot{th}_{ox} \qquad (3.3.1.7\text{-}3)$$

ここで，

$\dot{Q}_R$ ： 発熱割合

ΔH ： 反応熱

$\dot{M}_{zr}$ ： 燃料被覆管酸化量割合

ρ_{Zr} ： 燃料被覆管密度

A ： 燃料被覆管表面積

$\dot{th}_{ox}$ ： 酸化厚さ割合

3.3.1.8　燃料被覆管の膨れ，破裂

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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\dfrac{V_F}{T_F} + \dfrac{V_P}{T_P}} \qquad (3.3.1.8\text{-}1)$$

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。

$$\sigma = \frac{Di}{2t}\left(P_g - P\right) \qquad (3.3.1.8\text{-}2)$$

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。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}\left(1 - \frac{\nu}{2}\right) \qquad (3.3.1.8\text{-}3)$$

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。

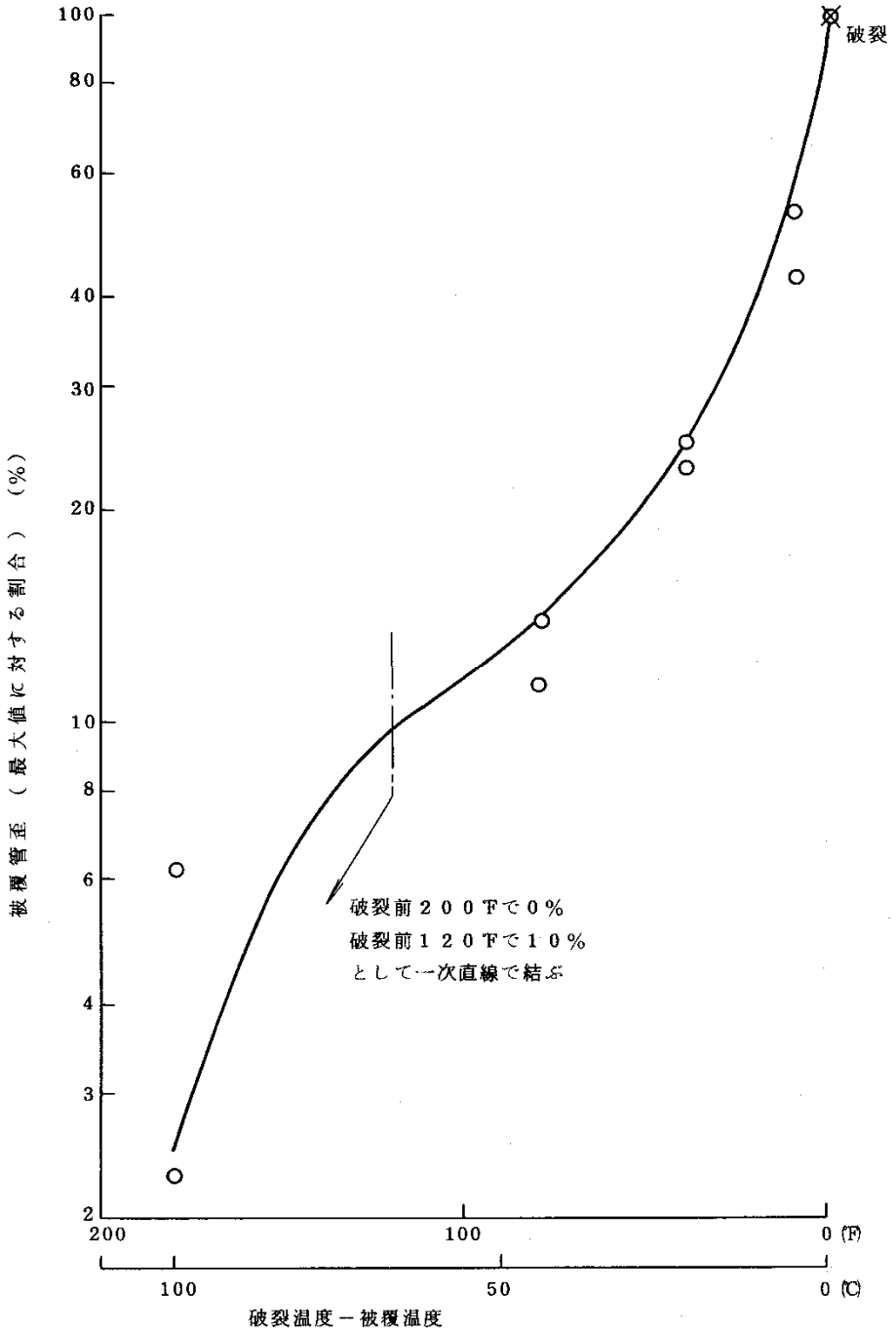


図 3-4　塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

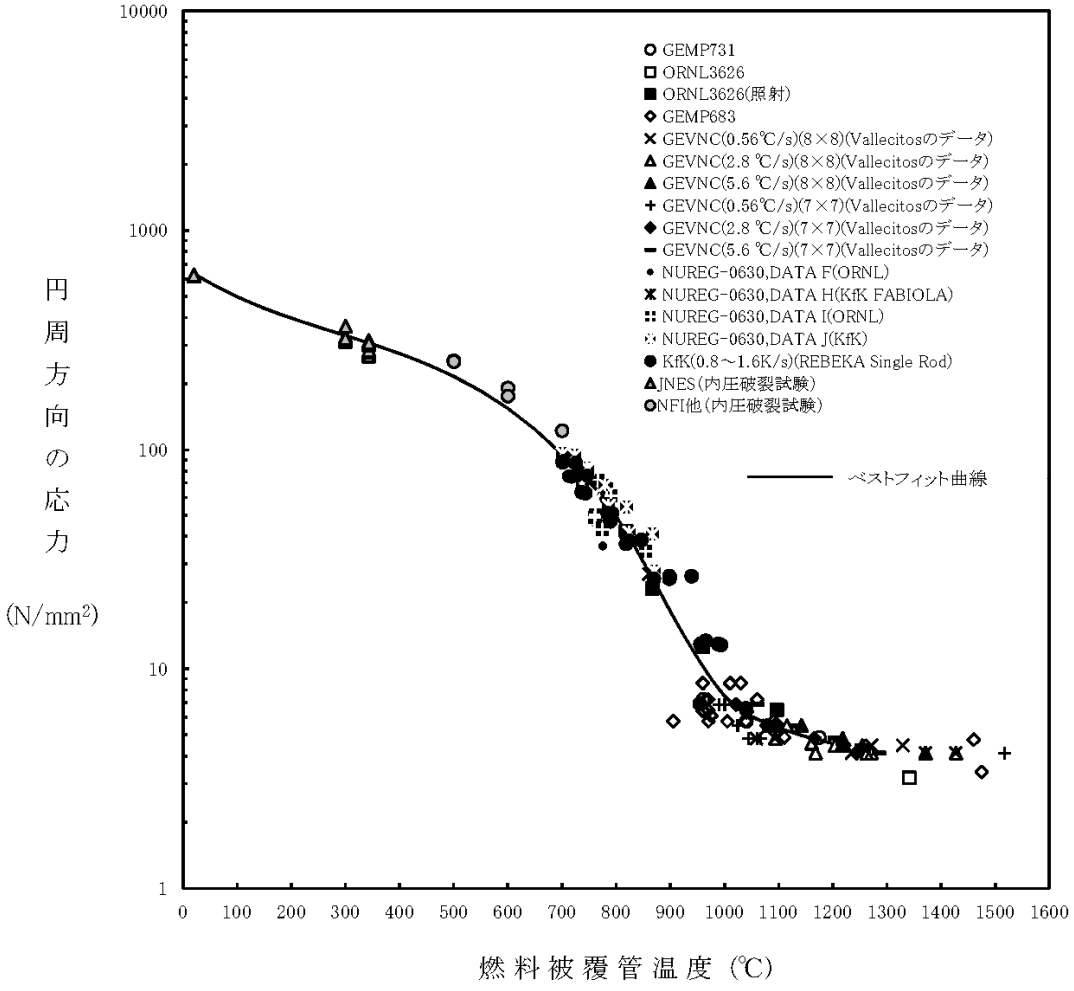


図 3-5　燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と
燃料被覆管応力の関係

表 3-2　ＣＨＡＳＴＥコードの計算モデル一覧

項　目		計算モデル
ノード分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て１本ごとに取り扱う（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
熱伝達モデル	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード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－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－水反応による発熱を考慮 燃料棒出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した燃料棒出力時間変化データを入力
	ジルコニウム－水反応	Baker-Just の式
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する（図 3-5）

3.4　入出力

ＣＨＡＳＴＥコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。ＣＨＡＳＴＥコードのインプットデータは以下のとおり構成される。ＣＨＡＳＴＥコードのインプットデータの元となる燃料データ，過渡特性を整理した解析条件を添付１に示す。

① 燃料データ（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，局所出力及び燃焼度分布，断面平均燃焼度，物性）

② 過渡特性（原子炉出力，原子炉圧力及び燃料被覆管表面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

↓

ＣＨＡＳＴＥ

↓

燃料被覆管温度
ジルコニウム－水反応量
（燃料被覆管酸化割合）

図 3-6　ＣＨＡＳＴＥコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1　重要現象に対する妥当性確認方法

ＣＨＡＳＴＥコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが，それらの要約を 4.1.1，4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

ＣＨＡＳＴＥコードは，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬したＥＣＣＳ冷却実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性が確認されている。

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は，信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため，ＣＨＡＳＴＥコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達については，対流熱伝達はＳＡＦＥＲコードの解析結果より引き継いでおり，ＬＯＣＡを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果を比較することにより，ＳＡＦＥＲコードの熱伝達モデルの妥当性を確認していることから，ＣＨＡＳＴＥコードにおける燃料棒表面熱伝達のうち対流熱伝達の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管酸化については，3.3.1.7 に記載したとおり，蒸気供給制限がなく，反応温度まで上げるためのエネルギはないものと仮定し，反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため，ＣＨＡＳＴＥコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については，3.3.1.8 に記載したとおり，燃料被覆管の歪量を計算し，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。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル		BWR－FLECHT実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性実験解析	BWRのLOCA模擬試験
炉心（核）	崩壊熱※1	崩壊熱モデル		－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル※1	ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐ	－	－	－	－※2
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間，燃料棒－チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	－
	燃料被覆管酸化※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	対流熱伝達モデル※1	ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐ	－	－	－	－※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・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル		－	－	－	－※2

※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

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－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－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）

Rod	Maximum Temperature (°F) Observed	Predicted MWR 50%	Predicted MWR 100%	Error[1] MWR 50%	Error[1] MWR 100%	Time of Maximum Temperature (min) Observed	Predicted MWR 50%	Predicted MWR 100%	Error[2] MWR 50%	Error[2] MWR 100%
1	1780	1810	1830	+30	+50	3.5	2.8	3.0	−0.7	−0.5
2	1830	1890	1920	+60	+90	4.2	3.0	3.0	−1.2	−1.2
3	1700	1890	1930	+190	+230	0.3	3.0	3.0	+2.7	+2.7
4	1740[3]	1910	1940	+170	+200	1.2[3]	3.5	3.8	+2.3	+2.6
9	1990	2030	2060	+40	+70	3.8	3.0	3.0	−0.8	−0.8
10 (4.5)[4]	1940	2040	2070	+100	+130	4.0	3.0	3.5	−1.0	−0.5
23	2180[3]	2070	2120	−110	−60	3.4	3.5	4.0	+0.1	+0.6
30	2010	2060	2100	+50	+90	3.4	4.0	4.0	+0.6	+0.6
17	2180[3]	2120	2180	−60	~0	7.0	4.0	4.0	−3.0	−3.0
24	2240[3]	2130[5]	2170[5]	−110	−70	5.1	4.0	4.0	−1.1	−1.1
31	1930	2080	2130	+150	+200	3.7	4.0	4.0	+0.3	+0.3
18(4.5)[4]	2060	2120	2160	+60	+100	7.2	3.8	4.0	−3.4	−3.2
26(5.5)[4]	1920	2060	2110	+140	+190	8.1	3.8	4.0	−4.3	−4.1
32(5.5)[4]	1970	1950	2010	−20	+40	8.3	3.8	4.0	−4.5	−4.3

NOTES

1 Maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates overprediction of maximum temperature.

2 Time of maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates maximum predicted temperature occurred later than the data indicated.

3 Erratic thermocouple.

4 Observed temperatures are from thermocouples at elevations noted.

5 A current increase may have increased the local power at the midplane of rod 24.
Calculations which include such a local power increase result in maximum temperature predicting approximately 100°F higher than those shown here.

注記

1．最高温度偏差：予測値－実験値
　ここで＋は最高温度の過大評価を示す。
2．最高温度発生時間：予測値－実験値
　ここで＋は最高温度の発生時間予測値が実験値より遅いことを示す。
3．熱電対異常
4．（ ）内は６ft 以外の熱電対の位置を示す。
5．電流増加によりロッドNo. 24 の中間面での局所出力が増加していたと考えられる。局所的出力増加を含む計算では，最高温度でここで示す値よりも約 100° F 高く予測する。

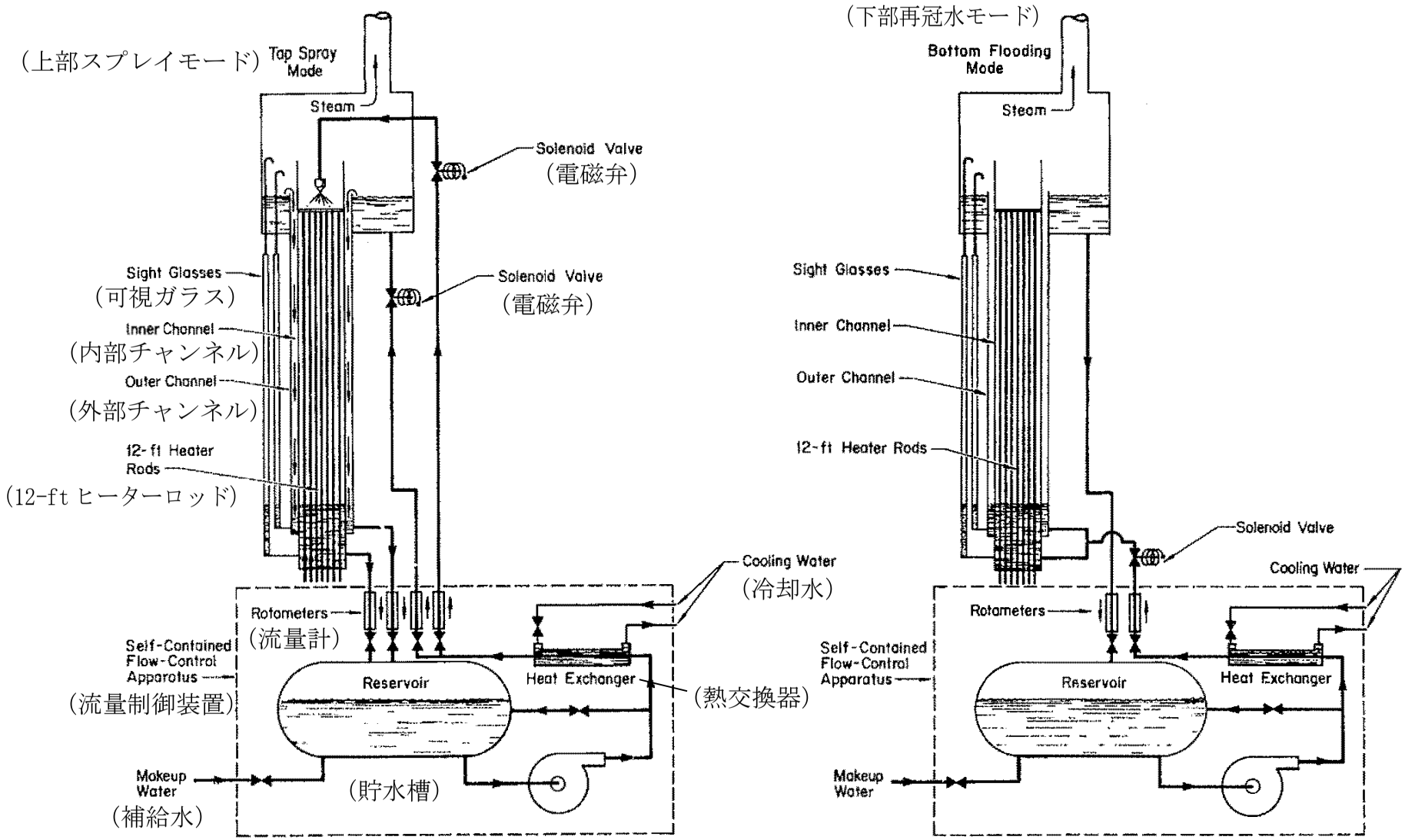


図 4-1　BWR－FLECHT実験装置

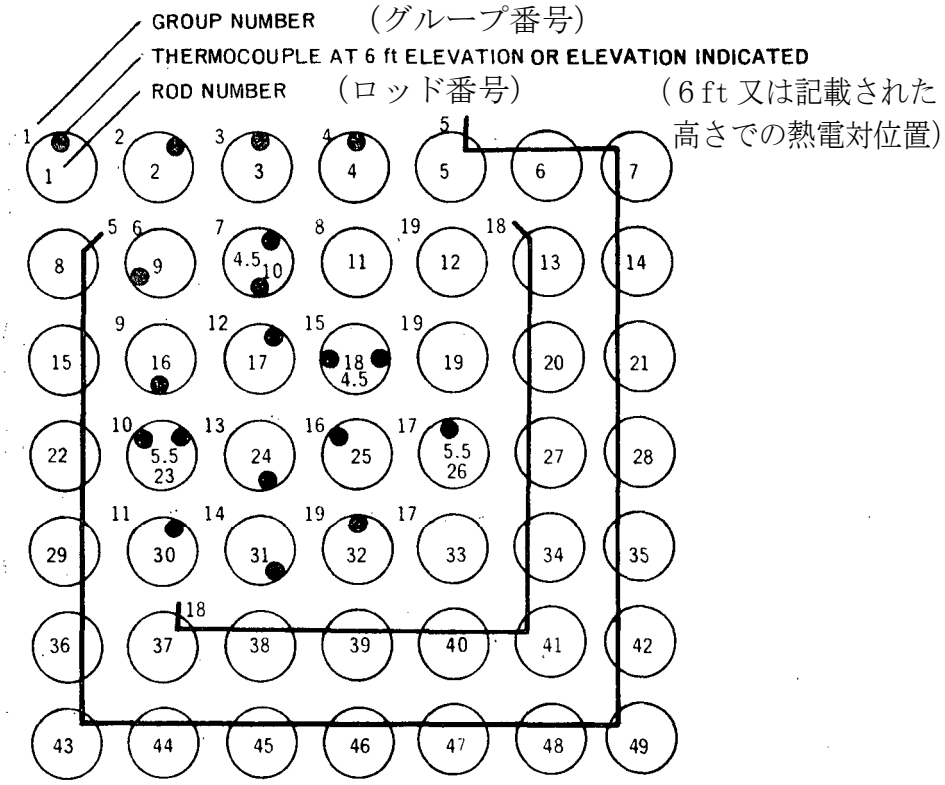


図 4-2　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験，Zr2K バンドル配置

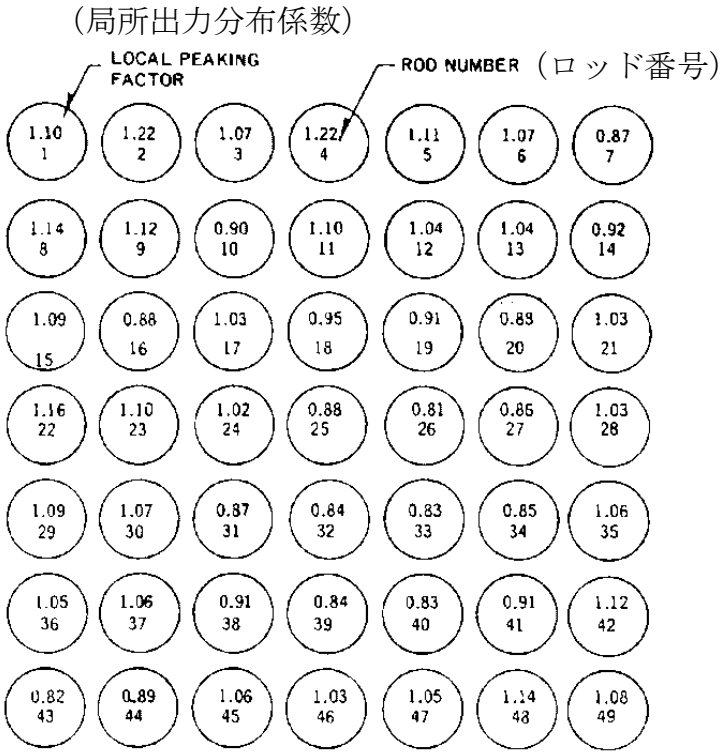


図 4-3　局所出力分布

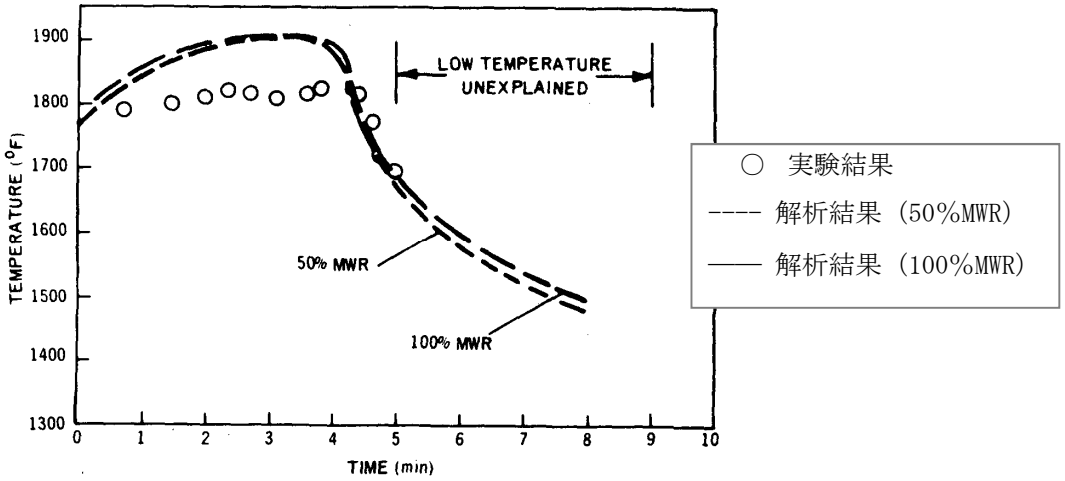


図 4-4 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド２）

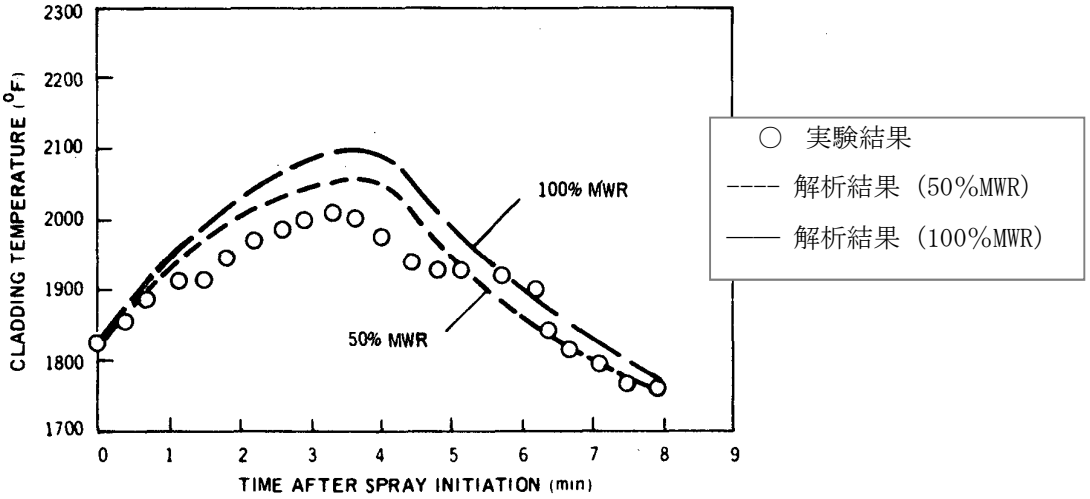


図 4-5 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド 30）

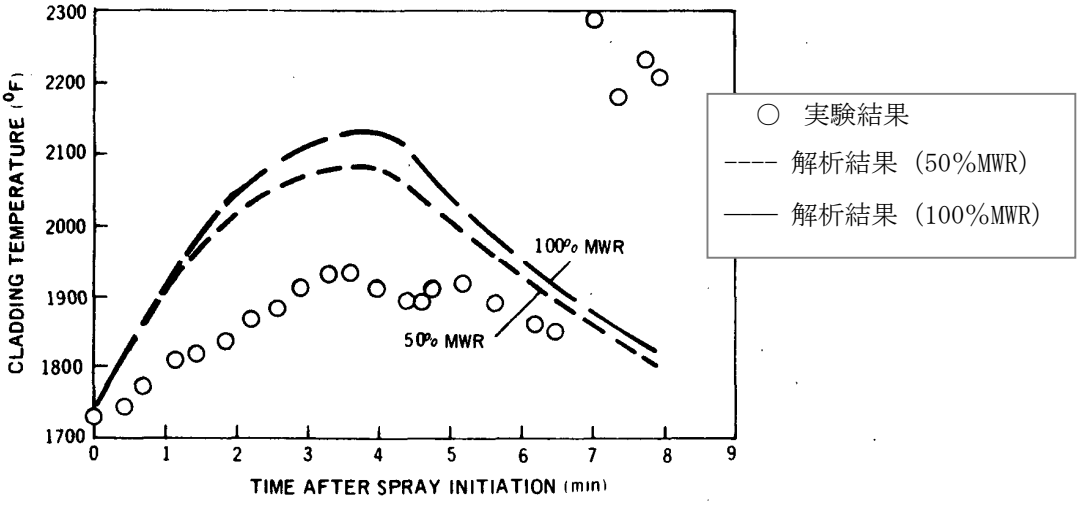


図 4-6 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド 31）

4.3　炉心冷却実験解析

4.3.1　８×８燃料集合体の炉心スプレイと冠水の冷却効果確認実験[10]

(1) 概要

８×８燃料集合体の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。

① 冷却モード	上部スプレイ，スプレイと再冠水
② 模擬燃料集合体形状	実機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　　ＢＷＲ６プラントの代表例（図 4-8）

⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力　　加圧なし

⑫ 系統圧力　　大気圧

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認は，スプレイ冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験，及びスプレイ冷却のみの実験について行われた。スプレ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。

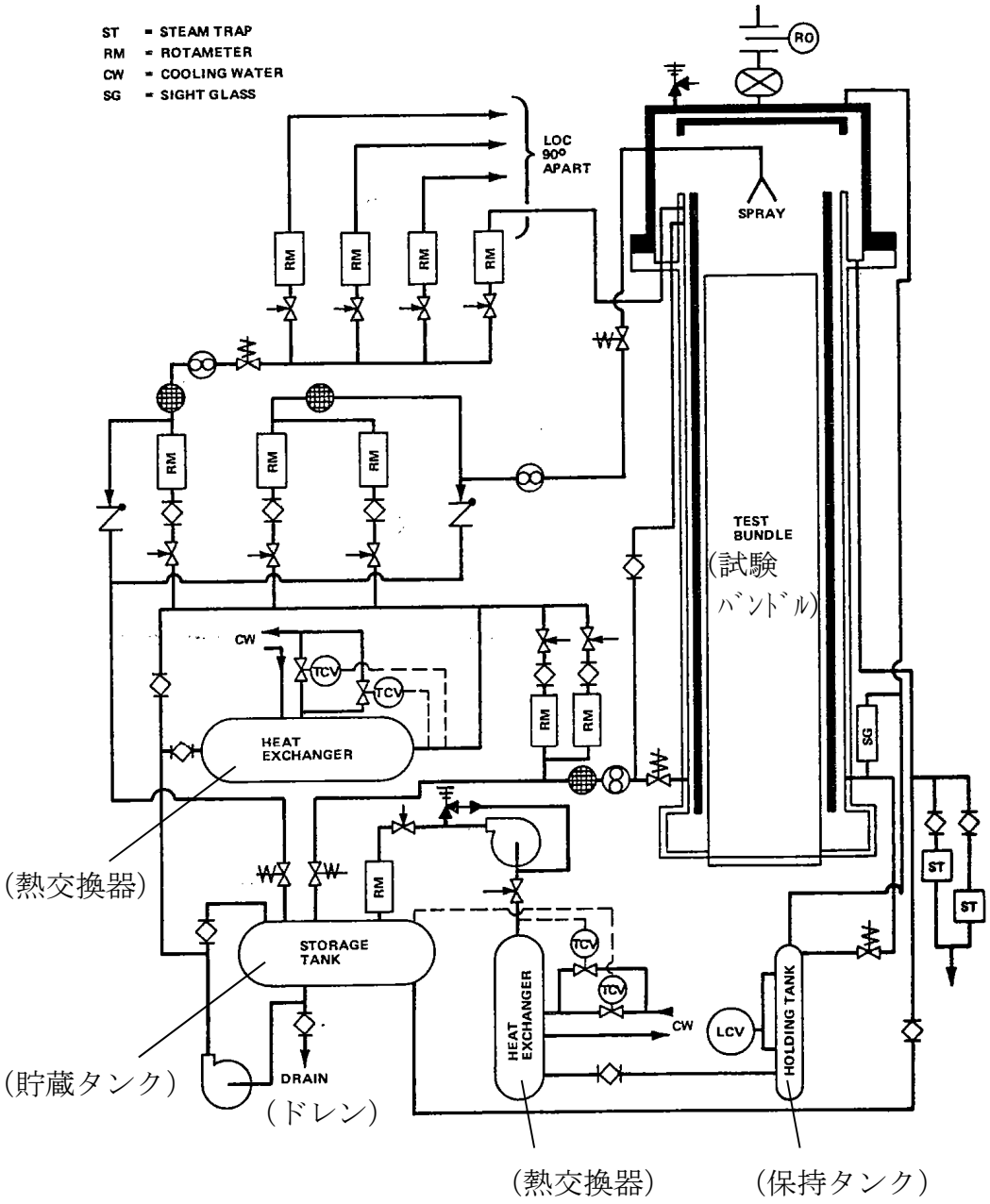


図 4-7　８×８燃料集合体冷却効果確認実験装置

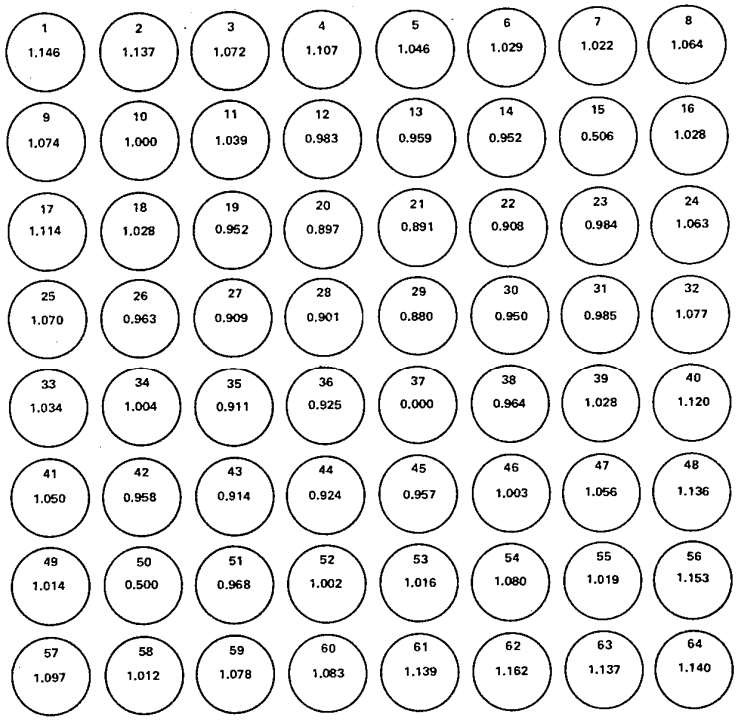


図 4-8　局所出力分布

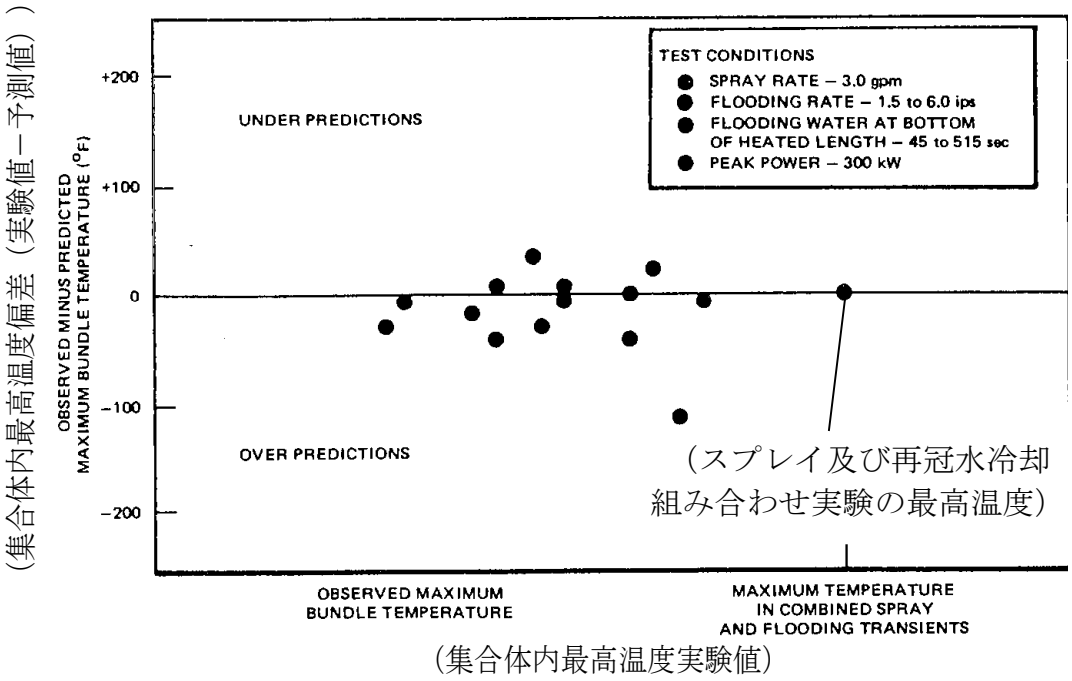


図 4-9　８×８燃料集合体冷却効果確認実験

実験条件

・スプレイ流量	: 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ＬＯＣＡ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，ＢＷＲ６プラント用８×８燃料集合体と取替用８×８燃料集合体の２種類の燃料集合体について実験が行われ，炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から，モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は，ＢＷＲ６用燃料集合体では 350°Ｆ（約 194℃），取替用燃料集合体では 600°Ｆ（約 333℃）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
① 冷却モード	炉心スプレイと再冠水	同左
② 模擬燃料集合体形状	ＢＷＲ６用８×８型	取替用８×８型
③ 模擬燃料被覆管材質	ジルカロイ	同左
④ 集合体当たりスプレイ流量	3.25 gpm	2.45 gpm
⑤ 再冠水速度	3.5 inch/s	2.0 inch/s
⑥ スプレイ開始時間	事故後 45 秒	事故後 30 秒
⑦ 再冠水開始時間	スプレイ開始後 50 秒	同 174 秒
⑧ 冷却開始時の被覆管温度	1183°Ｆ（約 639℃）	1490°Ｆ（約 810℃）
⑨ 集合体出力	367 kW	355 kW
⑩ 軸方向ピーキング係数	1.4	同左
⑪ 局所出力分布	図 4-11	図 4-12
⑫ 模擬燃料棒内ガス圧力	95～113 psig	90～117 psig
⑬ 系統圧力	大気圧	同左

(3) 妥当性確認結果

実験結果における被覆管最高温度に対する炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析の被覆管最高温度の差を，集合体内の代表的な燃料棒について表 4-3 及び表 4-4 に示す。なお，ロッド番号 37 はウォータロッドであるため温度評価の対象外とする。

・表 4-3 に示すＢＷＲ６用燃料集合体の実験解析では，集合体内被覆管最高温度（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

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。

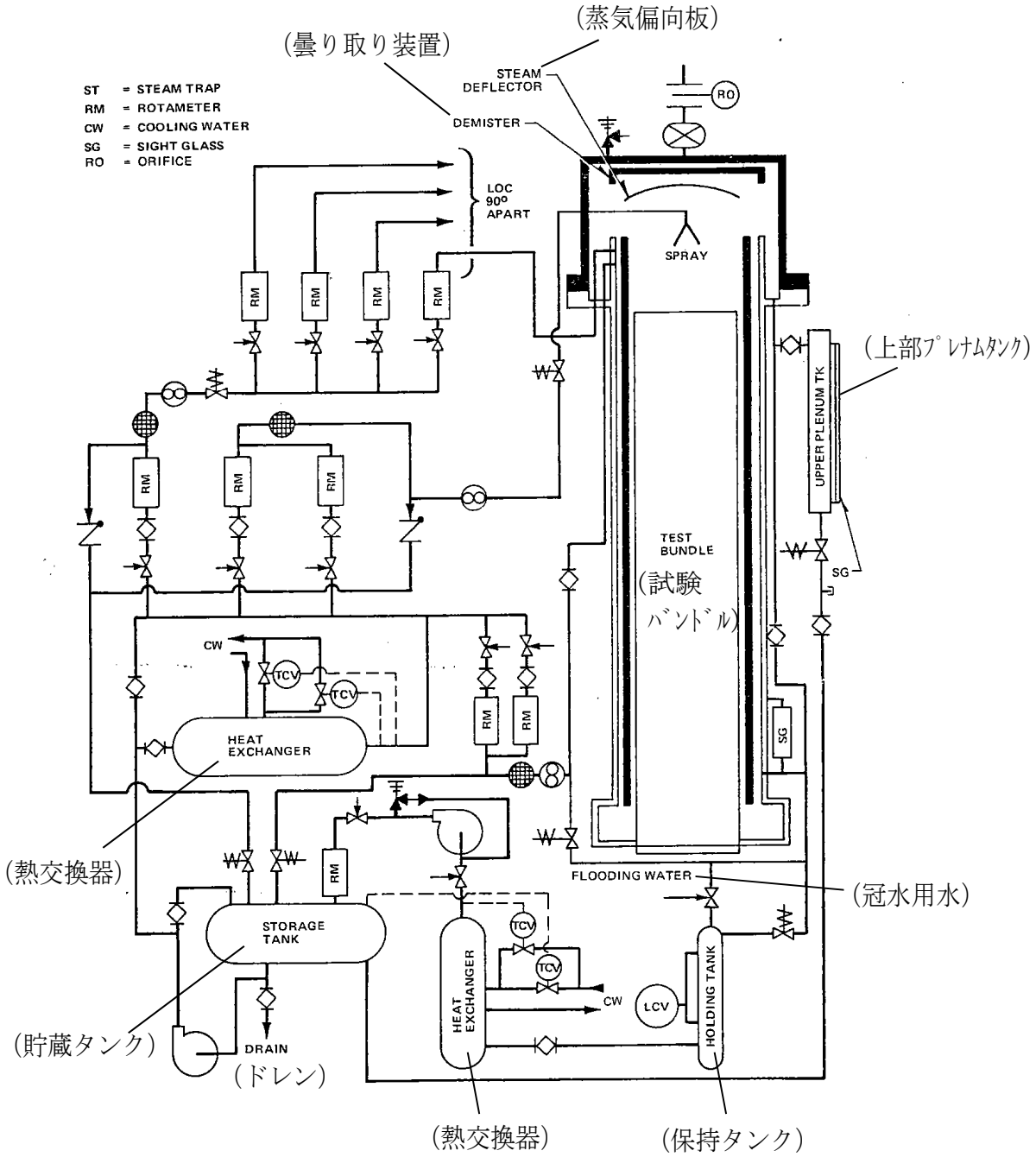


図 4-10　８×８燃料集合体の内圧下ＥＣＣＳ冷却実験装置

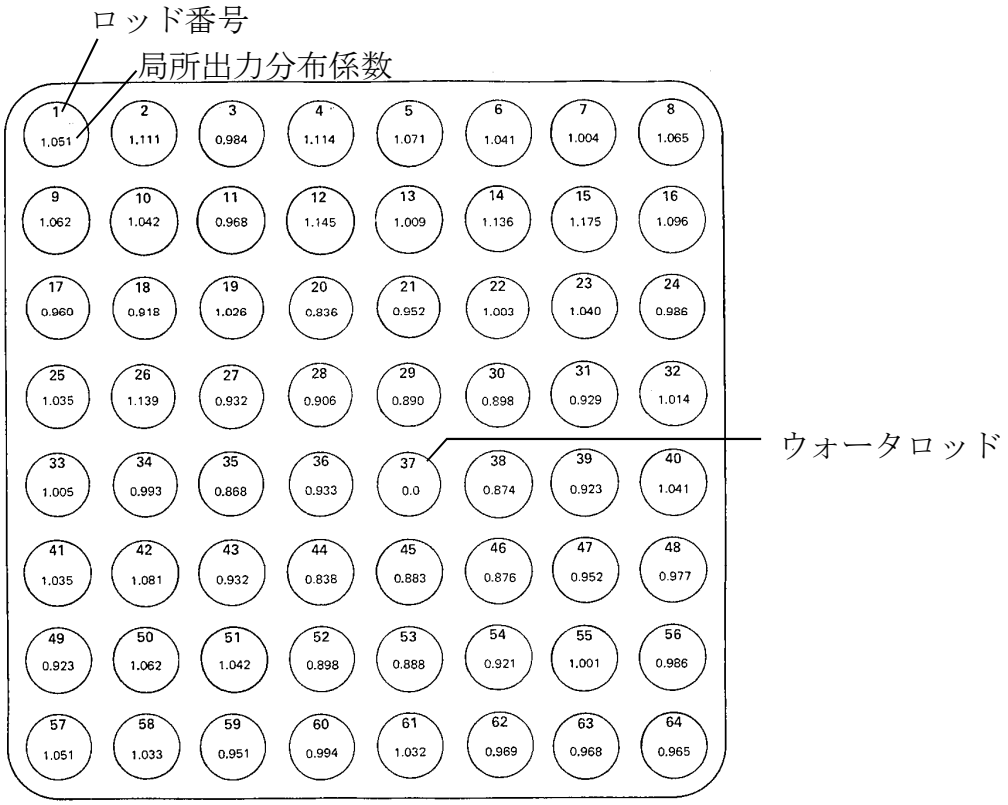


図 4-11　局所出力分布（ＢＷＲ６用）

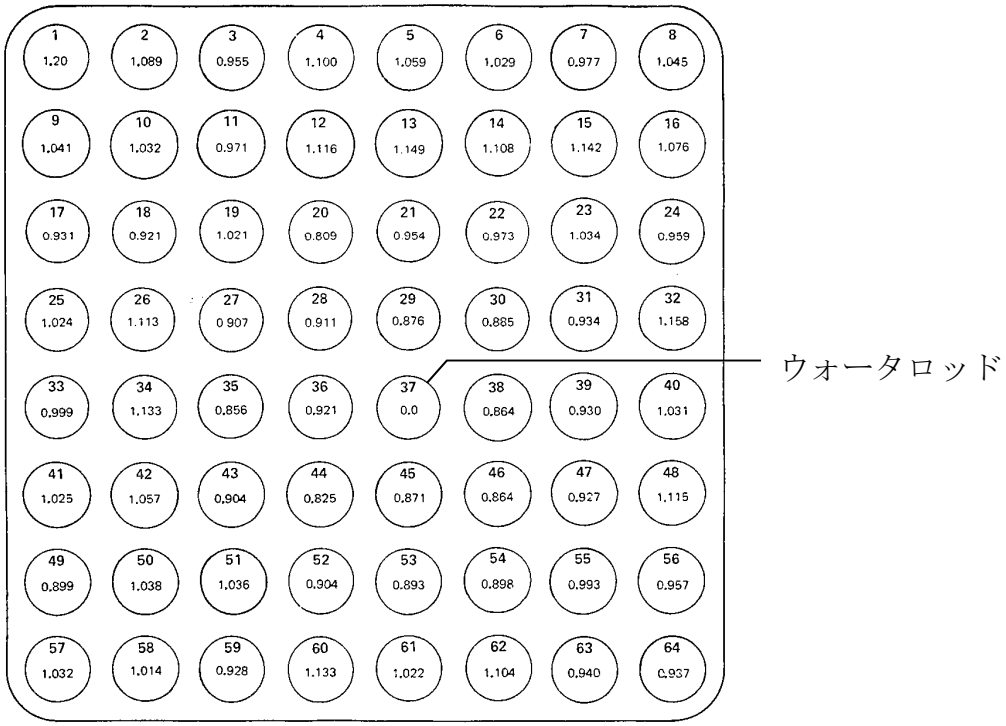


図 4-12　局所出力分布（取替用）

表 4-3　実験結果と解析結果の比較（ＢＷＲ６用燃料集合体）

Rod	スプレイ開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差（予測値－実験値） Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)	
1	920	181	
3	975	81	
5	1050	6	
8	1022	287	
10	1025	98	
11	995	114	
12	1120	−19	
14	1140	370	
15	1183	40	
17	930	18	
18	875	353	
19	1022	52	
20	1004	−15	
21	985	21	
22	965	82	
26	1045	26	
27	975	69	
28	943	29	
29	1004	354	
30	950	375	
31	985	246	
32	935	297	
33	905	116	
34	960	307	
35	900	138	
36	880	193	
37	440	635	（ウォータロッド）
38	865	118	
39	920	383	
42	1010	289	
44	830	386	
45	880	297	
46	820	8	
47	940	124	
48	955	134	
50	1095	−20	
51	1060	271	
52	920	54	
53	970	79	
54	1030	236	
55	960	216	
57	912	113	
59	910	137	
61	970	105	
64	890	305	
Channel	300	−58	

表 4-4　実験結果と解析結果の比較（取替用燃料集合体）

Rod	スプレイ開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差（予測値－実験値） Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1	1295	272
3	1240	480
5	1350	405
8	1300	261
10	1330	444
11	1340	464
12	1450	320
14	1420	564
15	1455	325
17	1210	321
18	1280	488
19	1350	268
20	1365	217
21	1400	164
22	1300	447
26	1300	101
27	1270	180
28	1250	52
29	1290	226
30	1230	443
31	1300	506
32	1340	424
33	1230	218
34	1400	151
35	1200	44
36	1148	170
37	815	155（ウォータロッド）
38	1150	332
39	1250	603
42	1350	126
44	1120	89
45	1180	125
46	1115	133
47	1240	403
50	1407	−4
51	1360	56
52	1220	1
53	1250	−13
54	1330	72
55	1270	557
57	1218	43
59	1280	37
61	1310	−50
64	1112	354
Channel	500	−271

NOTE: The highest cladding temperature at spray initiation was 1490°F at the 80-inch elevation of Rod 22.

4.4　スプレイ冷却特性実験解析[12]

(1) 概要

本実験装置は，実機９×９燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体（チャンネルボックス装着），模擬燃料集合体を格納した圧力容器，圧力容器内へのスプレイ水供給系，圧力容器への蒸気供給系及び圧力容器内で発生する蒸気の排出系から構成されている。模擬燃料集合体は電気加熱され，炉心スプレイ系を模擬した冷却状態での冷却特性実験を行った。実験は，実機の再循環配管両端破断事故を模擬したシステム実験として，スプレイ熱伝達実験及び大破断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，ＣＨＡＳＴＥ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。

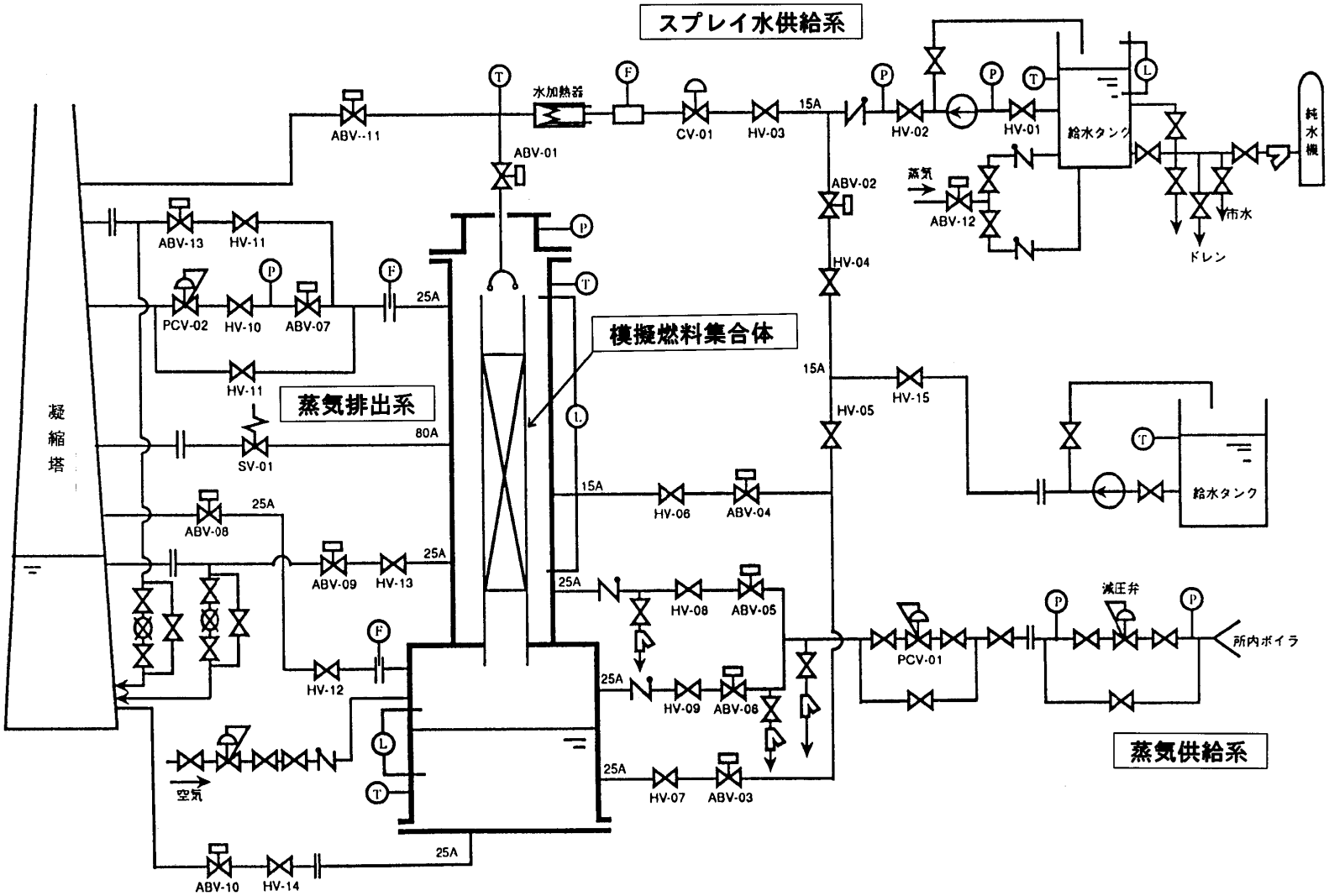


図 4－13　スプレイ冷却特性実験装置

表 4-5　実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレイ流量 (gpm)	初期バンドル 出力（kW）	初期燃料棒 表面温度（℃）
T1	100	3.0	260	500
T2	100	3.0	310	700

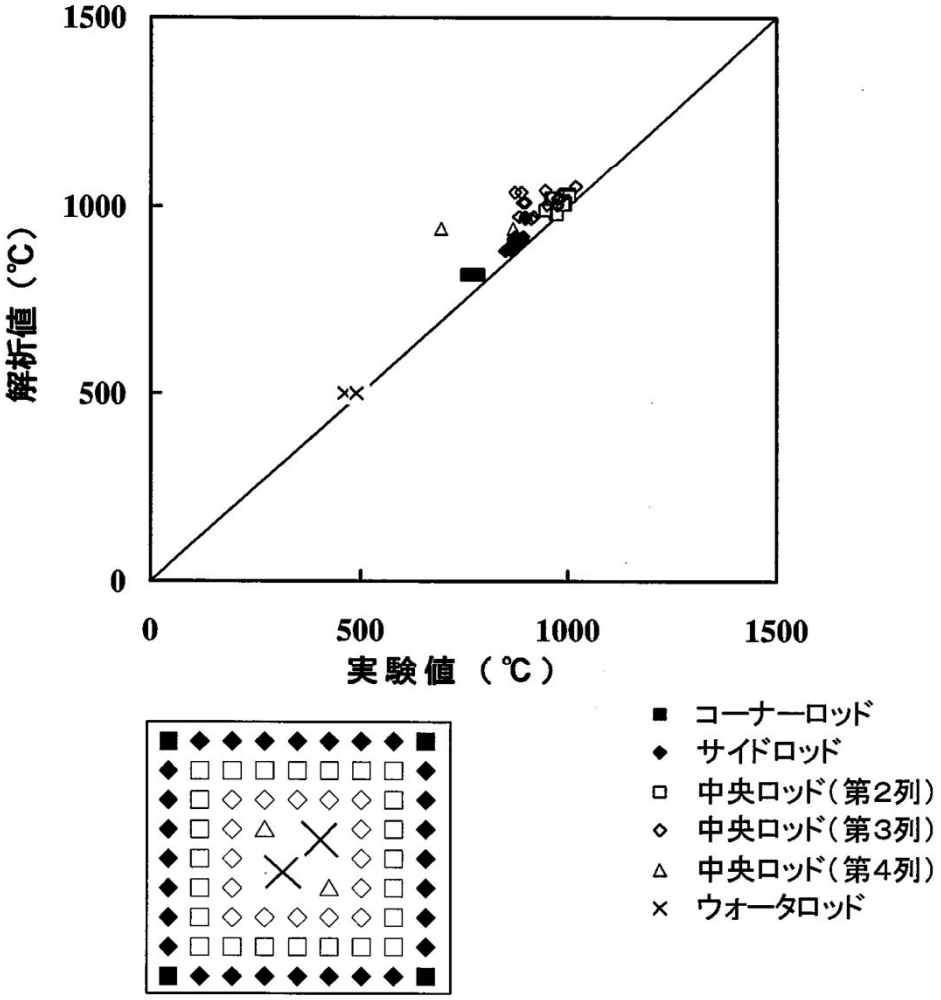


図 4-14　T1 実験とＣＨＡＳＴＥ解析の比較

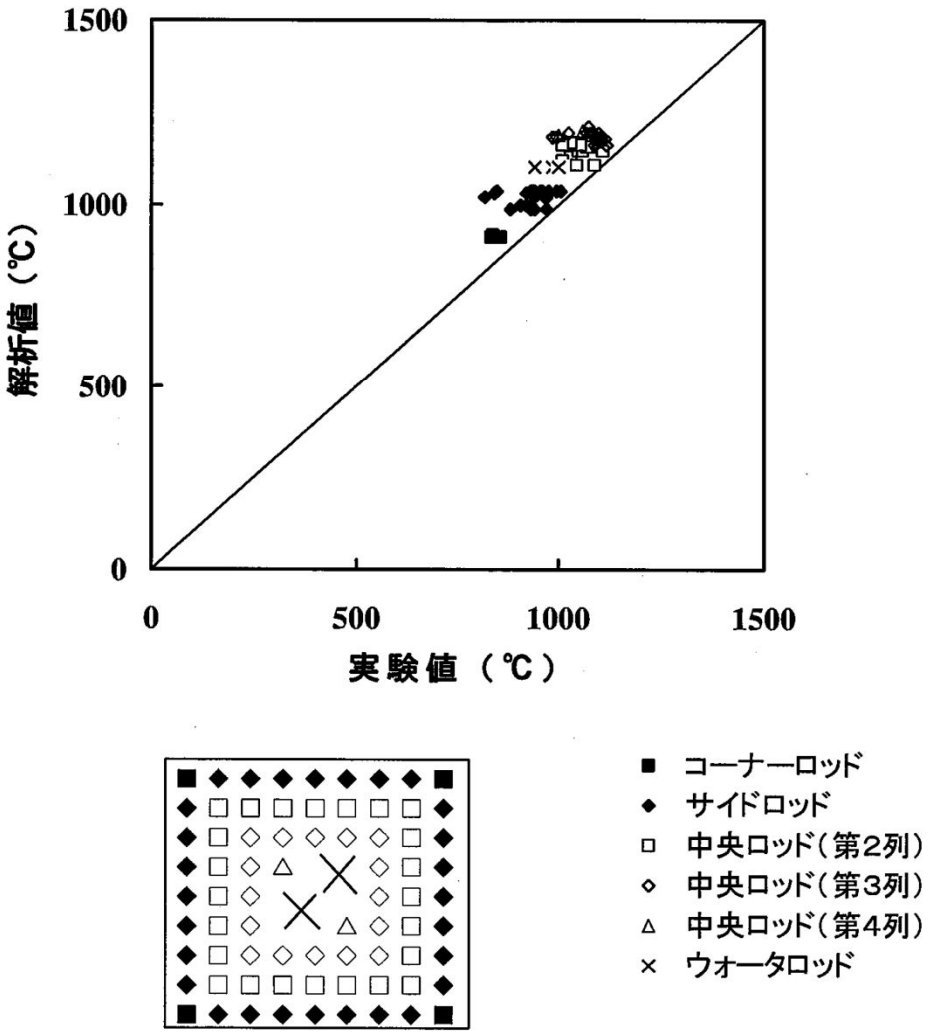


図 4-15　T2 実験とＣＨＡＳＴＥ解析の比較

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ＬＯＣＡと同様であり，燃料被覆管温度が評価指標であることから，それを安全側に予測できるＣＨＡＳＴＥコードは有効性評価に適用できる。

5. 有効性評価への適用性

4 章に記載した実験解析を踏まえ，重要現象についての不確かさ，及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

ＣＨＡＳＴＥコードで取り扱う評価指標は，燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用し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

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。

表 5-1　重要現象の不確かさ（1/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 （核）	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため，燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 （燃料）	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	ＳＡＦＥＲコードに記載	ＳＡＦＥＲコードに記載
		輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる。 輻射率は，1200℃付近のジルカロイ被覆管の酸化面における輻射率（0.7～0.8）を踏まえて 0.67 を用いることで，輻射伝熱を小さくするよう考慮している。なお，輻射率 0.67 を用いた場合のＰＣＴは，輻射率 0.75 を用いた場合に比べて数℃程度高くなる（添付２参照）。 また，部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう考慮している。	燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて，燃料被覆管，チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。 ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，燃料の最大線出力密度等の解析条件により，全体として保守的に評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており，保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1　重要現象の不確かさ（2/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (燃料)	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は，燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，及び燃料の最大線出力密度等の解析条件を保守的に取り扱うことにより燃料被覆管温度は高めに評価され，円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	破裂発生前の被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は，伝熱面積やギャップ熱伝達係数，破裂後のジルコニウム－水反応熱に影響を与え，燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは，前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから，おおむね保守的な結果を与えるものと考える。

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.

(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－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

添付２　輻射率の妥当性について

ＣＨＡＳＴＥコードでは，燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態での輻射率は 0.67 としている。

ジルカロイ被覆管を用いた物性評価試験[1]において，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，ＢＷＲ５代表プラントについて輻射率の感度解析を行った。1．に解析条件及び解析結果を示す。感度解析の結果，ＰＣＴが 900℃程度となる有効性評価解析において，輻射率を 0.67 とした場合のＰＣＴは，輻射率を 0.75 とした場合より約３℃高くなることを確認した。

また，有効性評価解析で用いるＣＨＡＳＴＥコードでは，ＳＡＦＥＲコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について，水平方向二次元体系で横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており，縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりもＰＣＴを高く評価している。

したがって，ＰＣＴが 900℃程度となっている有効性評価解析において，輻射率 0.67 を用いてＣＨＡＳＴＥコードを使用して，ＰＣＴを評価することは可能と考える。

また，濡れた状態の輻射率は，水の輻射率の代表的な値として 0.96 を用いている。

1．有効性評価解析における輻射率の感度について

有効性評価解析における輻射率の感度を確認するため，ＢＷＲ５代表プラントについて，燃料棒及びチャンネルボックスに適用している輻射率に関する感度解析を実施し，ＰＣＴへの影響を確認した。以下に，解析条件及び解析結果を示す。

(1) 解析条件

対象プラント　　：ＢＷＲ５代表プラント

事故シーケンス　　：高圧・低圧注水機能喪失

解析条件　　：燃料棒及びチャンネルボックスの輻射率を 0.67 から 0.75 に変更する。

(2) 解析結果

添付表２に解析結果を示す。

添付表２　輻射率感度解析結果

評価項目	ベースケース （輻射率：0.67）	感度解析 （輻射率：0.75）
燃料被覆管最高温度 （℃）	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〕

(1) “AEC FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM PROGRESS REPORT NO.76”, GEMP-1008, September 30, 1968.

(2) “ZIRCONIUM DATA MANUAL PROPERTIES OF INTEREST IN REACTOR DESIGN”, TRG Report 108, 1962.

(3) “LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT & EMERGENCY CORE COOLING MODELS FOR GENERAL ELECTRIC BOILING WATER REACTORS”, NEDO-10329, APRIL 1971.

添付３　輻射伝熱モデルの妥当性について

ＣＨＡＳＴＥコードは，ＳＡＦＥＲコードから引き継がれる対流熱伝達とＣＨＡＳＴＥコードにより計算される輻射熱伝達とスプレイ熱伝達に基づいて燃料被覆管温度の計算を行うコードであるが，有効性評価に当たっては，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。

① 冷却モード　　輻射伝熱のみによる冷却

② 模擬燃料集合体　　実機ＢＷＲの実寸大８×８型

③ 模擬燃料棒材質　　インコネル 600

④ 模擬チャンネルボックス材質　　SUS304

⑤ 集合体出力　　4.7～26.3 kW

⑥ 系統圧力　　大気圧～約 0.8 MPa[abs]

(3) 妥当性確認結果

実験解析では，模擬燃料棒にインコネル 600 を，模擬チャンネルボックスにSUS304を用いていることから，模擬燃料棒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。

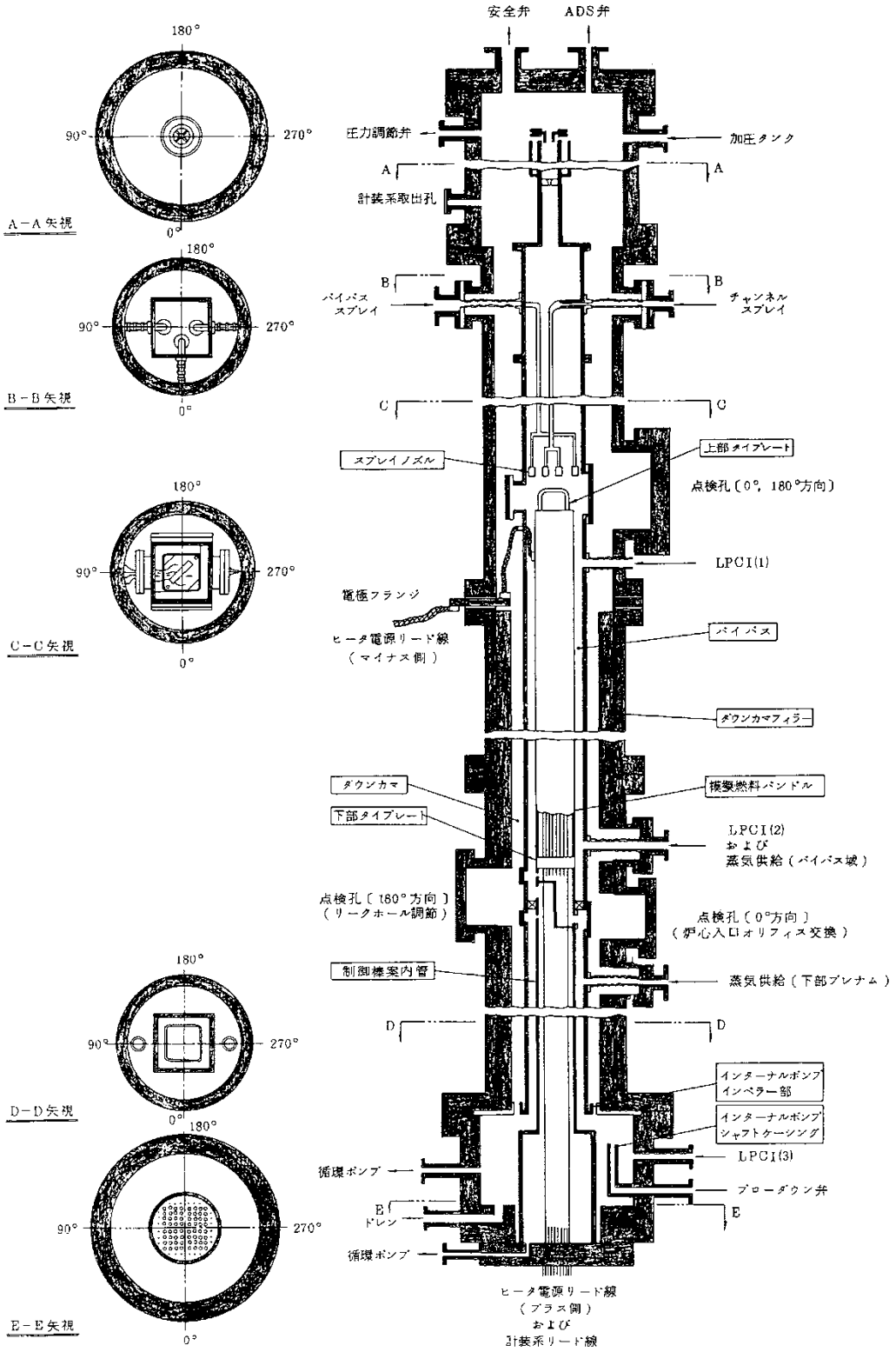
上述の実験及び実験解析では，模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスで材質が異なることから，輻射率についても異なる値を設定して計算しており，被覆管表面温度分布は実機と必ずしも同じではないものの，模擬チャンネルボックスへの輻射の寄与が大きい模擬チャンネルボックスに隣接する模擬燃料棒の温度は，被覆管最高温度が発生する中央領域の模擬燃料棒に比べて低く，輻射率が異なることの影響は小さいと考えられる。

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

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

① ギャップ熱伝達係数

② 燃料棒内圧

③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量

(3)　長期間熱水力過渡変化解析コード（ＳＡＦＥＲ）による過渡特性データ

① 原子炉圧力

② 軸方向各ノードの対流熱伝達係数

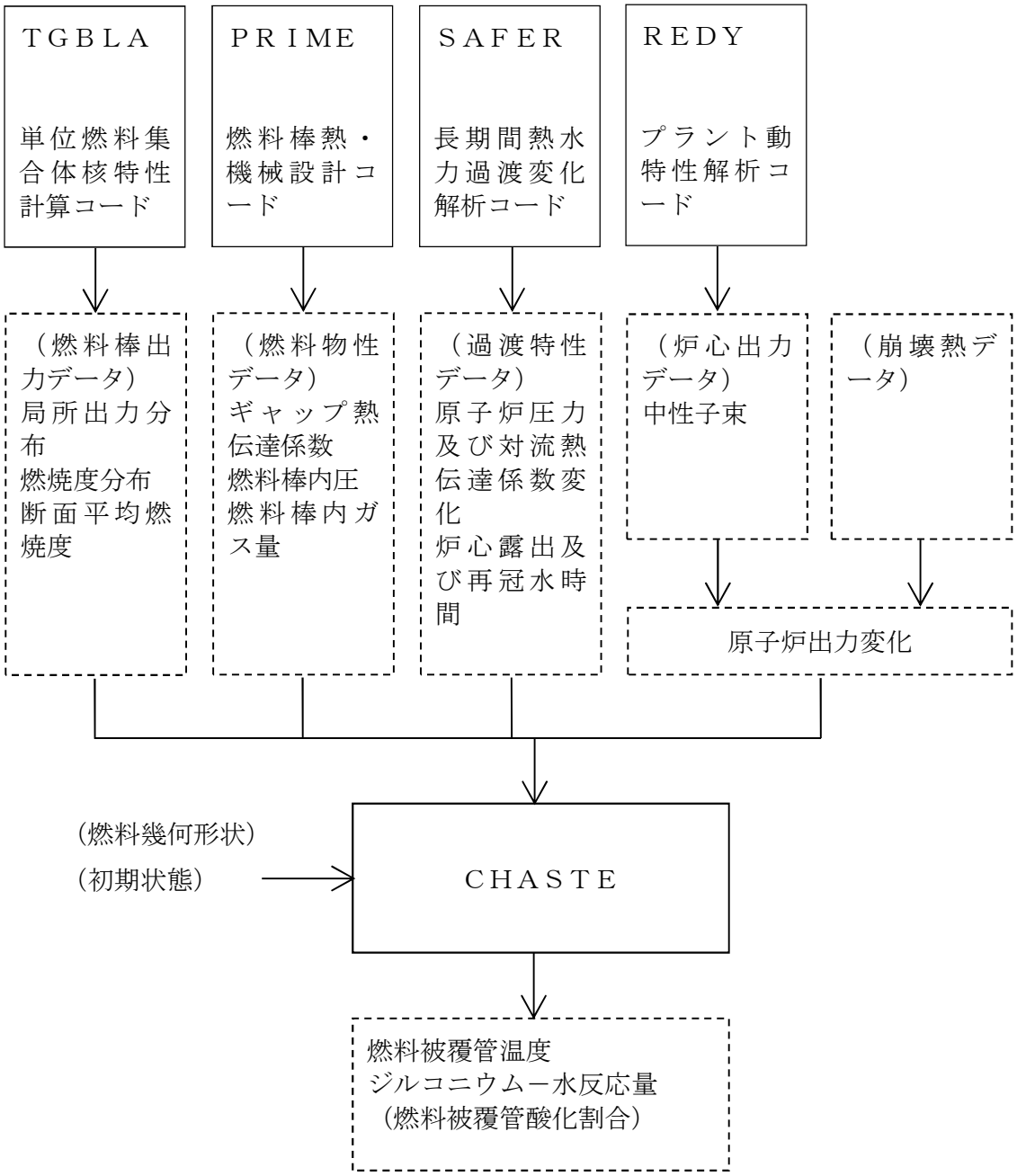
(4)　プラント動特性解析コード（ＲＥＤＹ）による核分裂出力変化

① 中性子束

ＴＧＢＬＡコードにより求められた各燃料棒の出力分布，燃焼度分布及び燃料集合体断面平均燃焼度をＣＨＡＳＴＥコードに用いる。これらのデータは，次に述べるギャップ熱伝達係数の設定にあわせ，燃焼期間中の変化を考慮して設定する。

ＰＲＩＭＥコードにより求められた燃料物性データをＣＨＡＳＴＥコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は，燃料被覆管温度上昇を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで，燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり，炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また，燃料棒の内圧とガス量は，燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで，炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり，燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

ＲＥＤＹコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から原子炉出力変化を求め，ＣＨＡＳＴＥコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については，燃焼度にサイクル末期のばらつきを考慮し，10％の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため，有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。



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ＣＨＡＳＴＥコードの適用性は，主としてＡ型燃料を対象に確認されている。一方，実炉には９×９燃料（Ｂ型）（以下「Ｂ型燃料」という。）も装荷されていることから，ＣＨＡＳＴＥコードにＢ型燃料が適用できることを確認する。ここでは，ＣＨＡＳＴＥコードに入力される燃料データを整理した上で，対応する解析モデルがＢ型燃料の評価に適用できることを示す。

また，Ｂ型燃料の燃料データを入力した解析を行い，その影響を確認することで，Ａ型燃料で代表することができることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料集合体をＢ型燃料とし，Ａ型燃料で代表した申請解析と同様にＣＨＡＳＴＥコードで解析評価する。ＣＨＡＳＴＥコードに入力する燃料棒，ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置及び燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）にＢ型燃料の燃料データを反映し，ＣＨＡＳＴＥコードでの燃料形状の差が結果に及ぼす影響を明確にするため，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数はＡ型燃料で評価した値を用いて燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管の酸化量を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 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，ジルコニウムー水反応及び燃料被覆管の膨れ・破裂を評価する。これらの入力にＢ型燃料の特性を反映する。

4. Ｂ型燃料による解析評価

4.1　評価内容

対象プラント　：ＢＷＲ５　代表炉

対象燃料集合体：Ｂ型燃料

事故シーケンス：高圧・低圧注水機能喪失（ＭＵＷＣによる注水ケース）

解析条件　　：Ｂ型燃料の燃料データを入力する。ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数は，Ａ型燃料で評価した値を入力する。その他の解析条件はＡ型燃料で代表した有効性評価のベース解析と同じとする。

4.2　解析結果

Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の解析結果を添付表 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，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，燃料の最大線出力密度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」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／ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒表面熱伝達（輻射））
燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，ジルコニウム－水反応，膨れ・破裂）

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。

表１　試験体形状

項目	値（単位：cm）
発熱長さ	約 380
ヒータシース内径	約 0.95
ヒータシース外径	約 1.1
チャンネルボックス内寸	約 13.4
ウォータチャンネル外寸	約４

表２　主要な試験条件

項目	値	
バンドル出力	216kW	325kW
軸方向出力分布	コサイン分布（ピーキング最大値約 1.4）	
出力変化	図１	

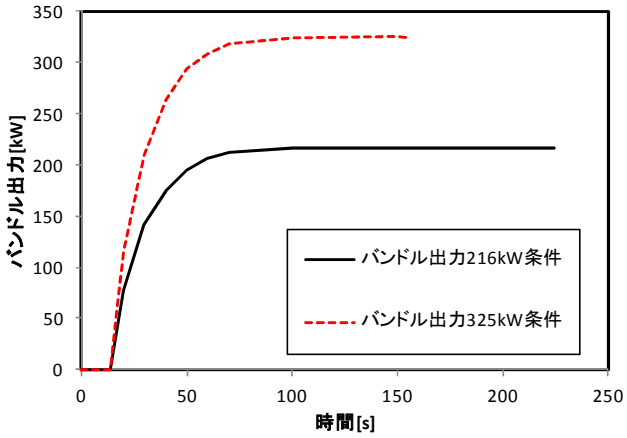


図１　バンドル出力の時間変化

3．ＣＨＡＲＭコードによる実験解析

図２に９×９燃料（Ｂ型）の断面概略図を示す。実験解析では，試験体中央部の３×３ロッド領域における角型ウォータチャンネルを９本のウォータロッドで模擬した。ここで，輻射の評価で影響する３×３ロッド領域における外周部８本のウォータロッドの構造材断面積は，熱容量が同等となるように肉厚を調整し，実機の角型ウォータチャンネルの構造材断面積と合わせ，これらの８本のウォータロッドの外径（中心間距離）は燃料棒ピッチと同一とした。ステンレス鋼である被覆管，チャンネルボックス及びウォータチャンネル表面の輻射における輻射率は 0.45 に設定した。ヒータロッド温度測定値との比較対象は，高さ方向については軸方向出力分布の最大位置である中央部とし，径方向は対角部（３箇所），外周部，外周部より２層目及びウォータチャンネル隣接位置とした。

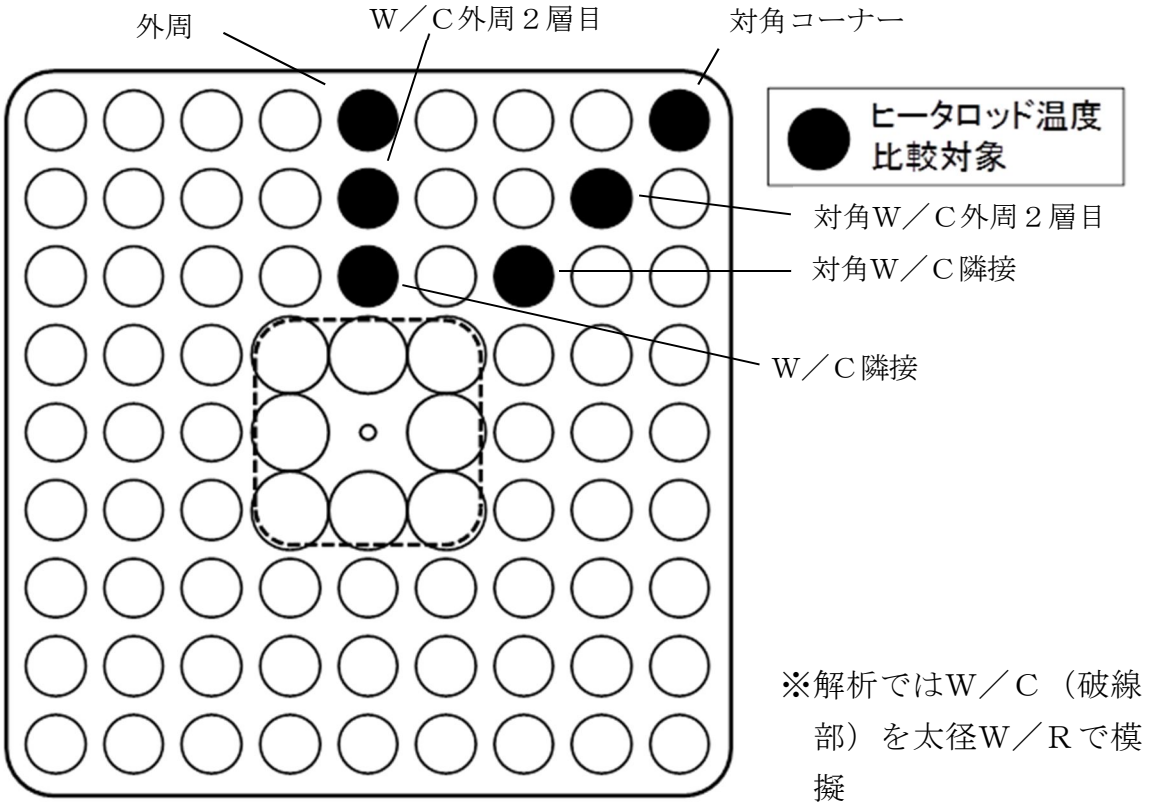


図２　９×９燃料（Ｂ型）の断面概略図

ＣＨＡＲＭコードによるヒータロッド温度挙動の測定値との比較例を図３に示す。本検討では，９×９燃料（Ｂ型）体系における輻射効果を確認することから，ヒータロッド温度挙動はスプレイ投入開始時点までとした。216kW 及び 325kW 条件でのヒータロッド温度は測定値を±20℃の範囲で予測しており，角型ウォータチャンネルをウォータロッドで模擬することは妥当であると考えている。

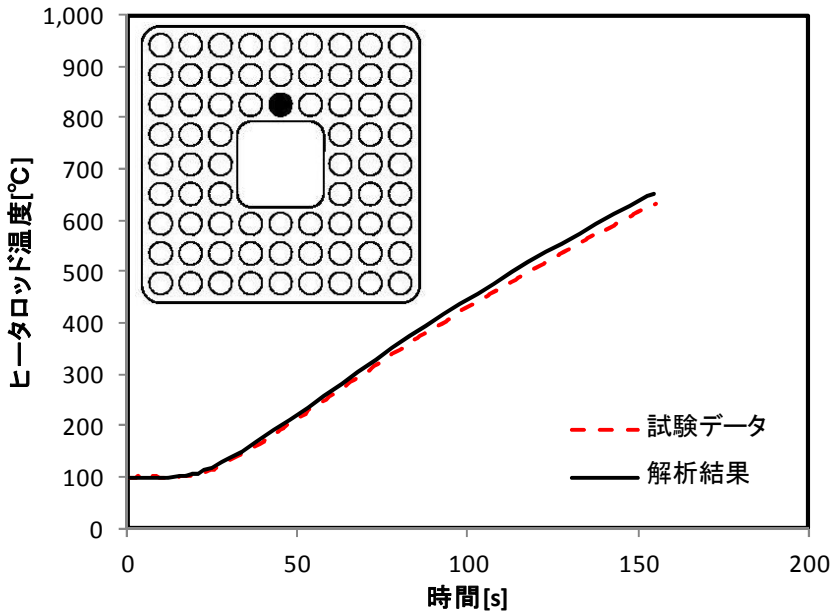


図３　ヒータロッド温度の時間変化の例（325kW 条件，W／C隣接ヒータロッド）

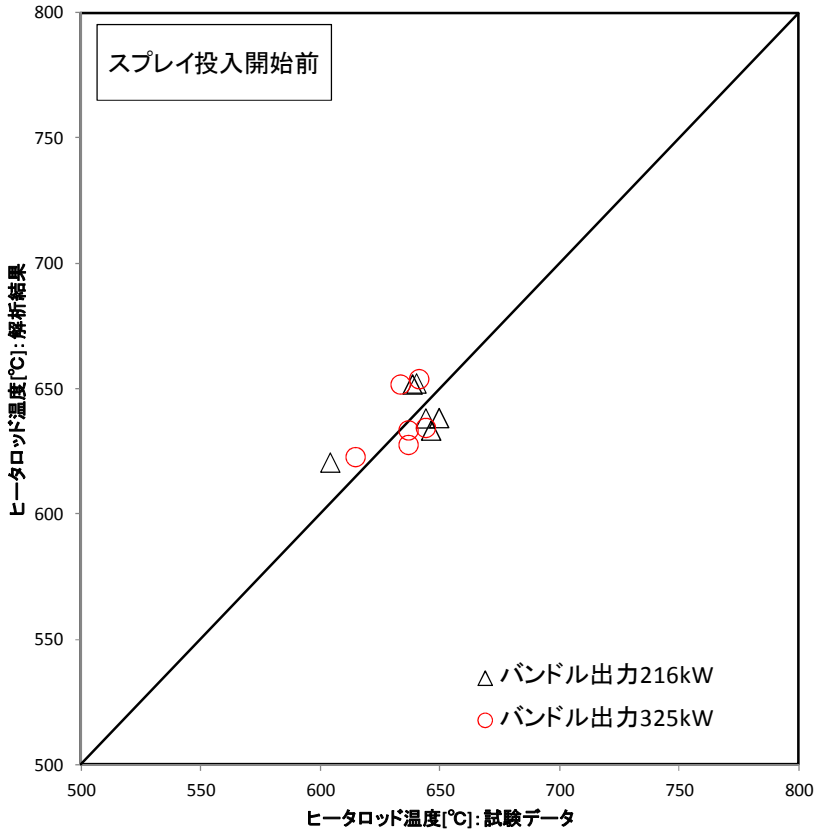


図４　ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

第３部　ＲＥＤＹ

目 次

－ 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 ･･･ 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

6. 参考文献・・ 3-118

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３　軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

・・ 3-125

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ＢＷＲ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。

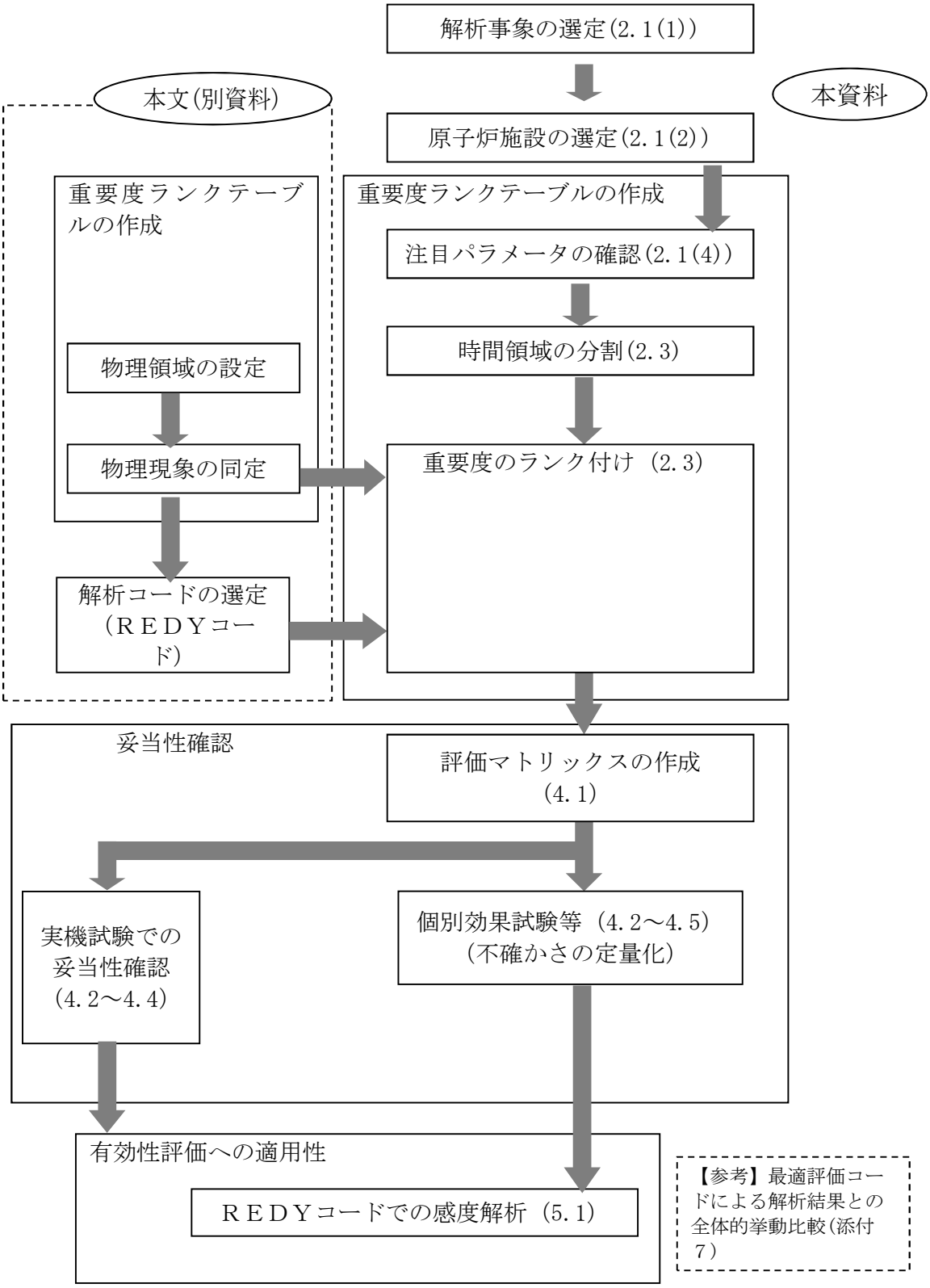
1.2 妥当性確認の方針

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。

(1) ＲＥＤＹコードの妥当性確認は，原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 ＲＥＤＹコードにおける検討手順に従う。

(2) ＲＥＤＹコードは,プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり，起動試験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，ＡＢＷＲと従来型ＢＷＲとの主な違いである再循環系の違い（インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか）は，本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから，ここでは原子炉施設としてＡＢＷＲを選定した。ただし，有意に異なる場合は従来型ＢＷＲに関しての説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では，主蒸気隔離弁の誤閉止により，原子炉スクラム信号が発生し，全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため，原子炉圧力は上昇するものの，原子炉がスクラムされていることと，圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため，圧力上昇は抑制される。なお，主蒸気隔離弁の誤閉止により，タービン駆動給水ポンプは停止し，さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で，モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが，運転時の異常な

過渡変化の判断基準に照らして，この仮定が影響を与えるものではない。

一方，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，原子炉圧力が上昇し，炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され，原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して，原子炉圧力高信号で再循環ポンプ（インターナルポンプ４台）がトリップし，炉心流量を低下させる。このとき，同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより，原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため，原子炉から発生した蒸気は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。

(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。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

本事故シーケンスでは，事故発生初期の約５分以内に原子炉圧力，燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は，手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され，また残留熱除去系による除熱が行われることから，数十分後に格納容器圧力及び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，

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力が上昇するが，このときの軸方向出力分布は下方ピークになると，冷却材はより上流側から沸騰を開始し，炉心平均のボイド率の減少幅を小さめに抑制する。これにより，原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。しかしながら，原子炉出力の上昇と核熱水力不安定事象による中性子束振動が重畳した場合，評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響が大きくなる可能性も考えられる。このため，三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動としての中性子束振動が，原子炉圧力，

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，ＳＣＡＴコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

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，炉心入口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，炉心入口サブクーリングの変化，ＥＣＣＳによる上部プレナムへの注水等によって，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。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類	物理現象	事故シーケンスグループ / 評価指標	原子炉停止機能喪失				
			短時間領域			長時間領域	
			原子炉圧力	燃料被覆管温度 REDY	燃料被覆管温度 SCAT*3	格納容器圧力	原子炉格納容器のプール水温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	H	H	(H)*4	H	
	(2)	出力分布変化	I	L	H	L	
	(3)	反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ，ボロン）	L／I	H／I	(H)*4	M／H	
	(4)	制御棒反応度効果	I	I	I	I	
	(5)	崩壊熱	I	I	(I)*4	M	
	(6)	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	H	L	
	(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L	
	(9)	沸騰遷移	I	I	H	I	
	(10)	燃料被覆管酸化	I	I	L	I	
	(11)	燃料被覆管変形	I	I	I	I	
炉心（熱流動）	(12)	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H	
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	(14)	気液熱非平衡	I	I	M	I	
	(15)	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1	
	(16)	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(17)	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H	
	(18)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	M	L	(L)*4	L	
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L	
	(20)	気液分離（水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	(21)	気液熱非平衡	I	I	I	I	
	(22)	圧力損失	*1	*1	I	*1	
	(23)	構造材との熱伝達	I	I	I	I	
	(24)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	I	H	(H)*4	H	
	(25)	ほう酸水の拡散	I	I	I	H	
	(26)	三次元効果	I	I	I	I	
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出	*2	*2	*2	*2	
	(28)	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I	
	(29)	サプレッション・プール冷却	I	I	I	H	
	(30)	気液界面の熱伝達	I	I	I	I	
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I	
	(32)	スプレイ冷却	I	I	I	I	
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	I	I	I	I	
	(34)	格納容器ベント	I	I	I	I	

*1 No.17 で評価　*2 No.18 と同一物理現象　*3 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるが，ＳＣＡＴコードで評価する物理事象であり，ここでは参考記載。
*4 ＳＣＡＴコードで評価する場合に，ＲＥＤＹコードの結果を引き継ぐ。
*5 三次元効果の模擬はＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード体系では困難であるため，米国において中性子束振動の評価実績のあるＴＲＡＣコードを使用し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)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2)
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	ＥＣＣＳ注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル (*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注 1) 重要現象の欄で，(*1)をつけた現象は，2 章でどの評価指標に対してもランクＬとされた現象，又は他の現象に含むとした現象である。ここでは，見易さを考えて参考までに再掲している。

(注 2) 必要な解析モデルの欄で，(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル，(*3)をつけたモデルは，現行の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。

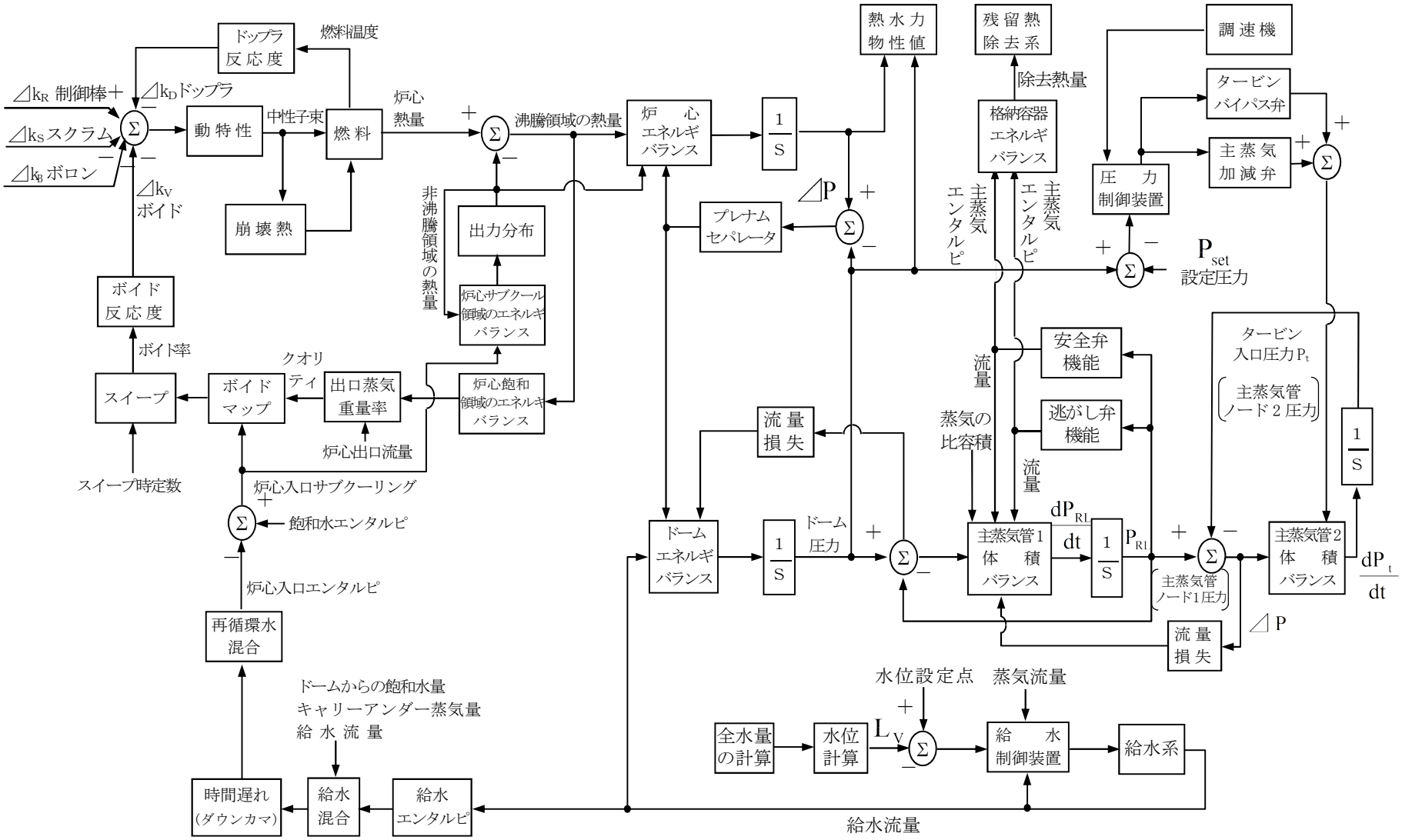


図 3-1 プラント動特性コード解析モデル（ＡＢＷＲ）

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて，中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

a. 中性子エネルギは１群とする。

b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり，中性子束の空間分布は一定である。

c. 反応度フィードバックは，平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*}\right)n + \sum_{i=1}^{6} \lambda_i C_i$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \qquad (i = 1,2,\cdots 6)$$

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_i ：各遅発中性子先行核密度

β_i ：各遅発中性子割合

ℓ^* ：即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \qquad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \qquad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \qquad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき，前述の式に代入すると，ＲＥＤＹコードでモデル化している次式

が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\triangle k_N - 1)n + \sum_{i=1}^{6} \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i = 1,2,\cdots 6)$$

τ_0 ：即発中性子炉周期

$\triangle k_N$ ：正味の反応度（反応度総和）

f_i ：全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合

y_i ：遅発中性子群

(3) 反応度モデル

５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 $\triangle K_N$ は次式で表される。

$$\triangle K_N = \triangle K_R - \triangle K_V - \triangle K_D - \triangle K_S - \triangle K_B$$

$\triangle K_R$ ：制御棒反応度

$\triangle K_V$ ：ボイド反応度

$\triangle K_D$ ：ドップラ反応度

ΔK_S　：スクラム反応度

ΔK_B　：ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約94%は核分裂から直接生じるが，残りの約６%は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力はｊ群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^{j} K_{di} \right) + \sum_{i=1}^{j} \frac{K_{di}}{T_{di} S + 1} \right\} n$$

n_f　　：原子炉全出力

K_{di}　　：崩壊熱生成割合（ｉ群）

T_{di}　　：崩壊熱等価時定数（ｉ群）

n　　：核分裂出力，中性子個数

図 3-2 に 11 群及び４群モデルの時間変化を ANSI/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

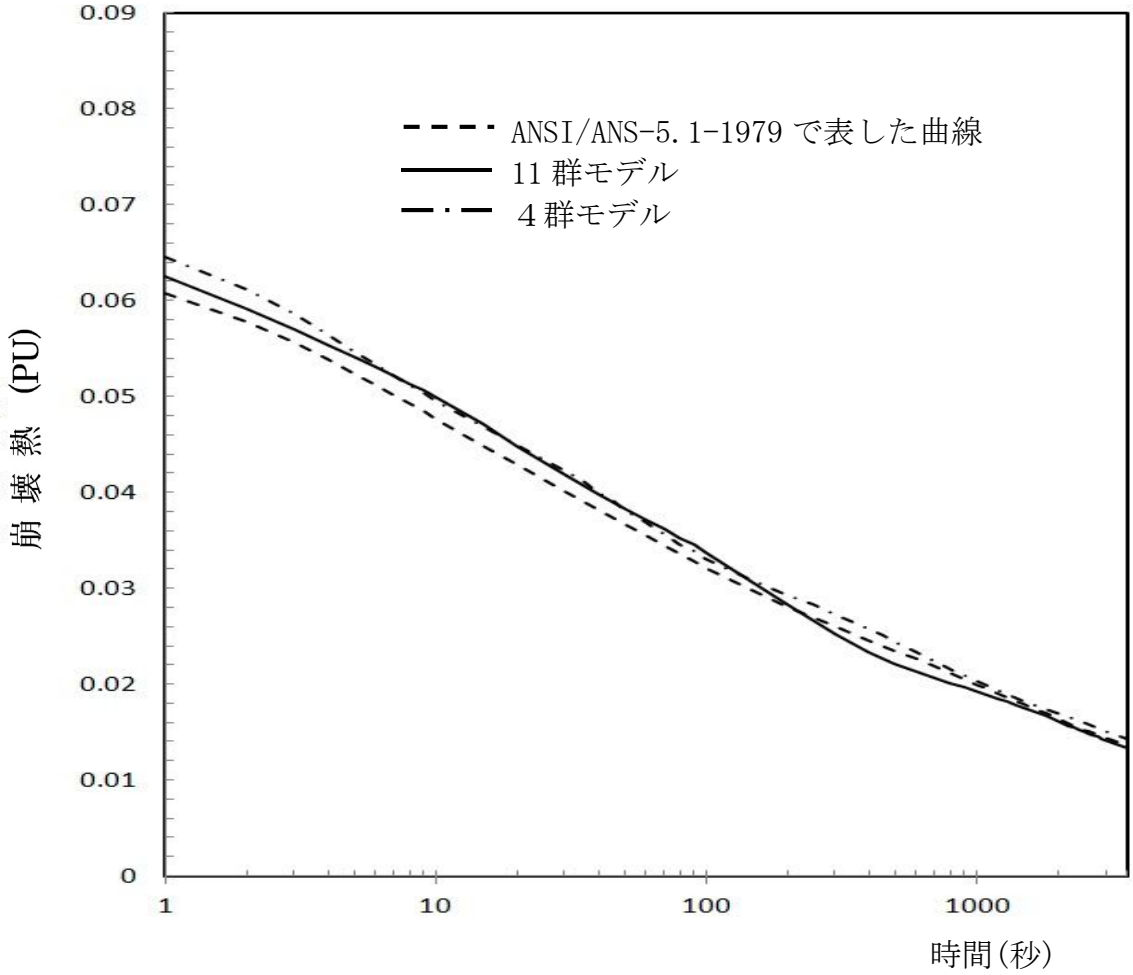


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ，図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し，それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して，燃料温度，平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は，「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と，「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

a. 燃料ペレット４ノード，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。

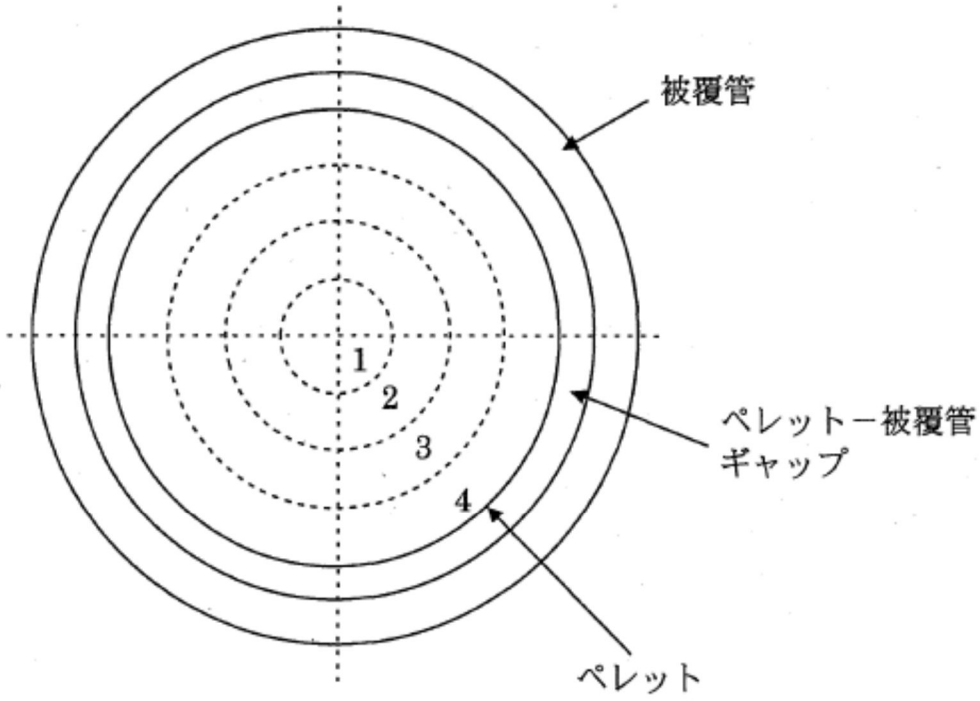


図 3-3 燃料棒モデル

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，

$$\left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{r=R_h} = 0$$

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，

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{Ci})$$

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。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は，熱伝導が支配的であるため，q/A_rはフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K\frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{又は} \quad q = -KA_r\frac{\partial T}{\partial r}$$

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_r　：燃料棒表面積

T　：温度

V_i　：各ノードの体積

ρ_f　：燃料棒密度

C_{pf}　：燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギバランスを解き，炉心出口クオリティ，炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5)　燃料棒モデル」から得られる熱量，「(9)　再循環系モデル」等から得られる炉心流量，炉心入口エンタルピを用いる。

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。

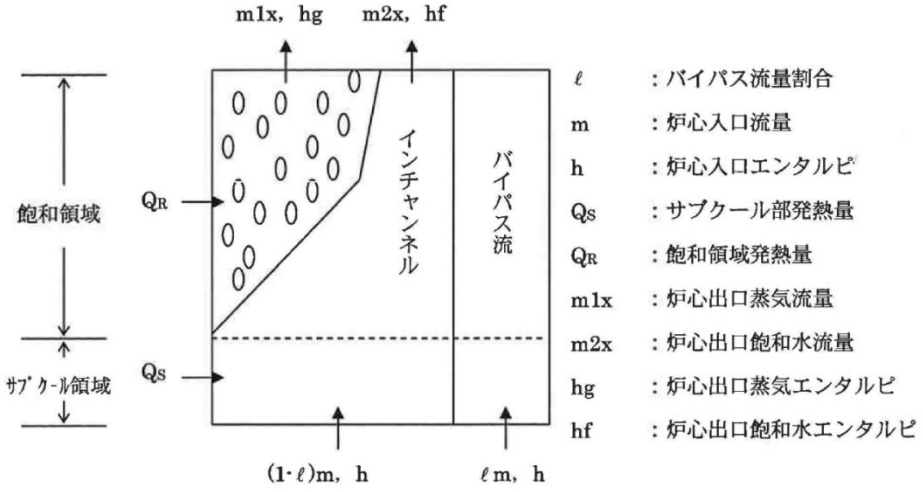


図 3-4 炉心部モデル図

上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に，過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

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。

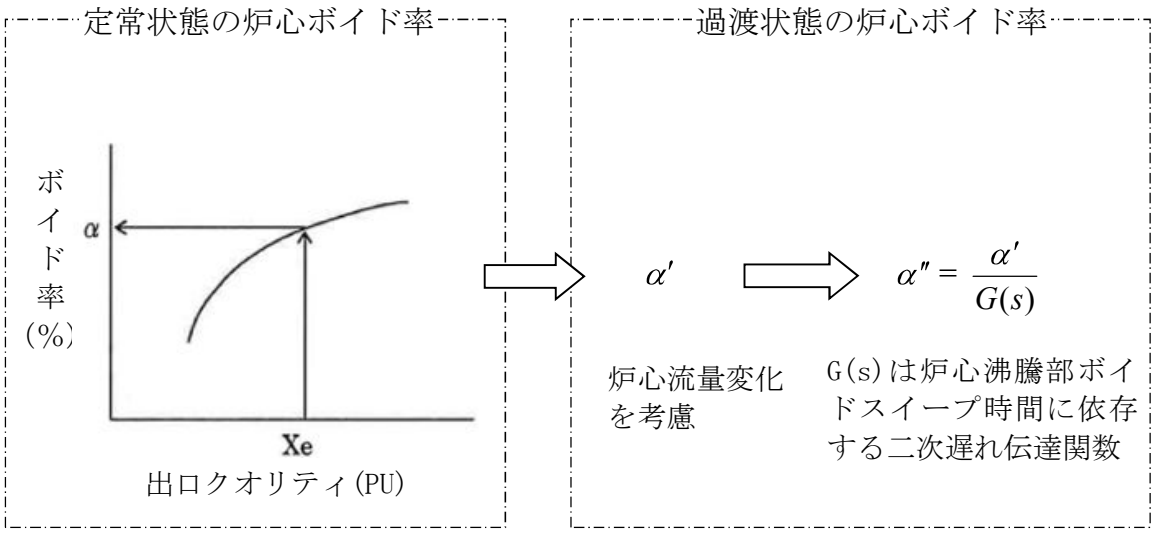
b. 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。

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。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \qquad (A,\ B,\ C\ は定数)$$

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。

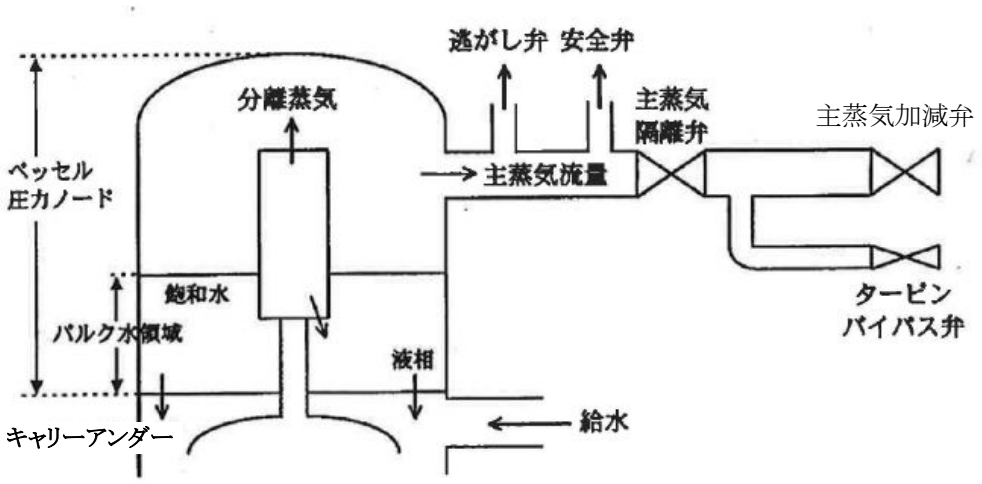


図 3-5 主蒸気管モデル

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。

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (m_{13} - m_{RV} - m_{ISO})$$

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

ρ_{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）流量

m_{ISO}　：主蒸気隔離弁流量

(9) 再循環系モデル

ダウンカマ，下部プレナム，再循環ポンプ，炉心部，セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数，再循環ポンプ吐出圧力，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。

(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

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。

$$m_{RC} = \sum_i N_{RVi} C_{RV}(P_{RL,0}) \quad \text{（全ての開いている設定圧グループの総和）}$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\dot{m}_{RU} = (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV}$$

$$m_{RV} = \begin{cases} m_{RU}\left(\dfrac{P_{RL}}{P_{RL,0}}\right) & : P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、} P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & : \text{上記以外のとき} \end{cases}$$

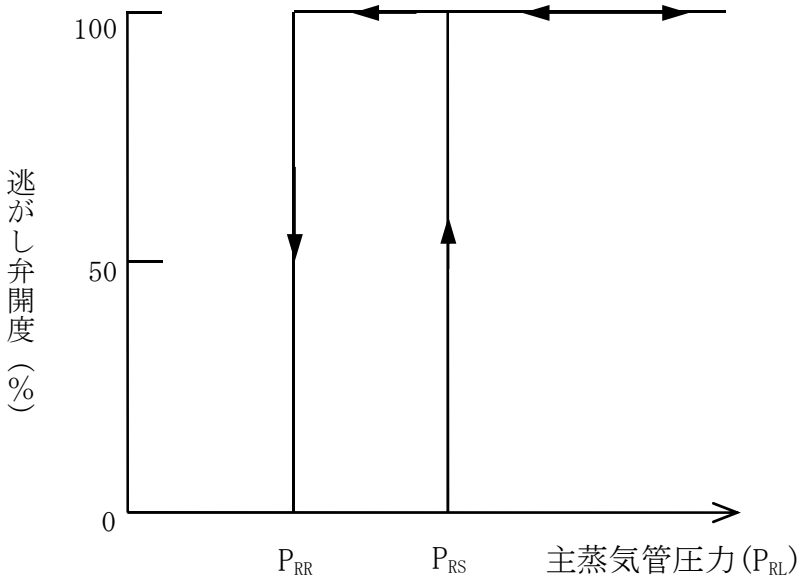


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC}　　：逃がし安全弁流量

N_{RV}　　：逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数

$C_{RV}(P_{RL,0})$　：圧力 $P_{RL,0}$ における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）

m_{RU}　　：補正前の逃がし安全弁流量

τ_{RV}　　：逃がし安全弁時定数

m_{RV}　　：補正後の逃がし安全弁流量

P_{RL}　　：主蒸気管ノード１圧力

$P_{RL,0}$　　：主蒸気管ノード１初期圧力

P_{RSi}　　：各逃がし安全弁吹出し圧力

P_{RRi}　　：各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように，給水制御系と給水ポンプを模擬し，原子炉水位，主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは，「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と，ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し，一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には，どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが，図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し，図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点が異なる。

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。

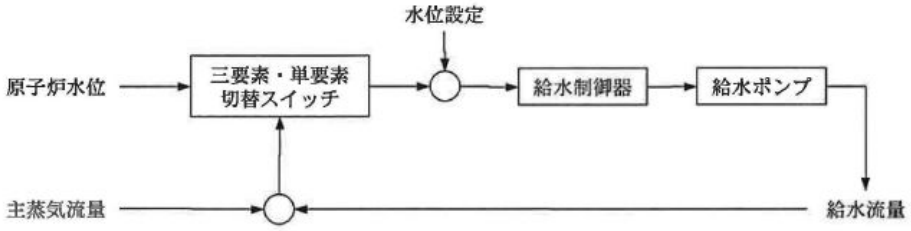


図 3-7 給水系モデル

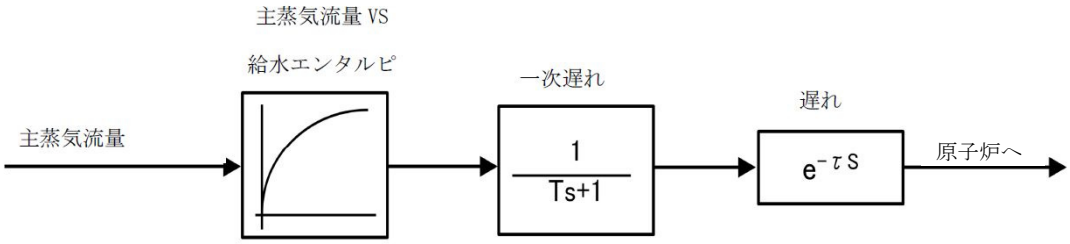


図 3-8 給水エンタルピモデル（１）

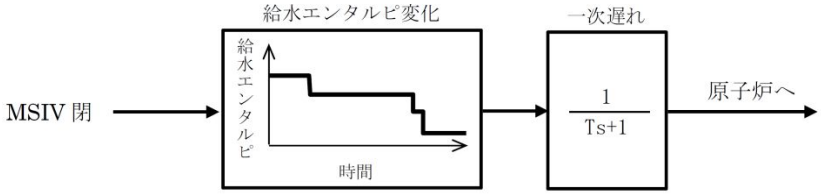


図 3-9 給水エンタルピモデル（２）

(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，ＨＰＣＦ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。

$$\triangle K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t)\eta_B dt}{M_0\ K_{mass}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\triangle K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

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）

ΔK_B　：ボロン反応度

m_B　：下部プレナムに注入されるボロン流量

η_B　：下部プレナムでのボロンミキシング効率

M_0　：初期冷却材合計量

ρ_C　：炉心内冷却材の平均密度

ρ_{C0}　：初期炉心内冷却材の密度

K_{mass}　：原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比

（主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより，初期冷却材合計量M_0が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり，ボロンが濃縮・希釈される影響を表す）

$\Delta K_{B\text{-}hot}$　：初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計

$C_{B\text{-}hot}$　：高温停止を達成するために必要なボロン濃度

C_B　：炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウ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。

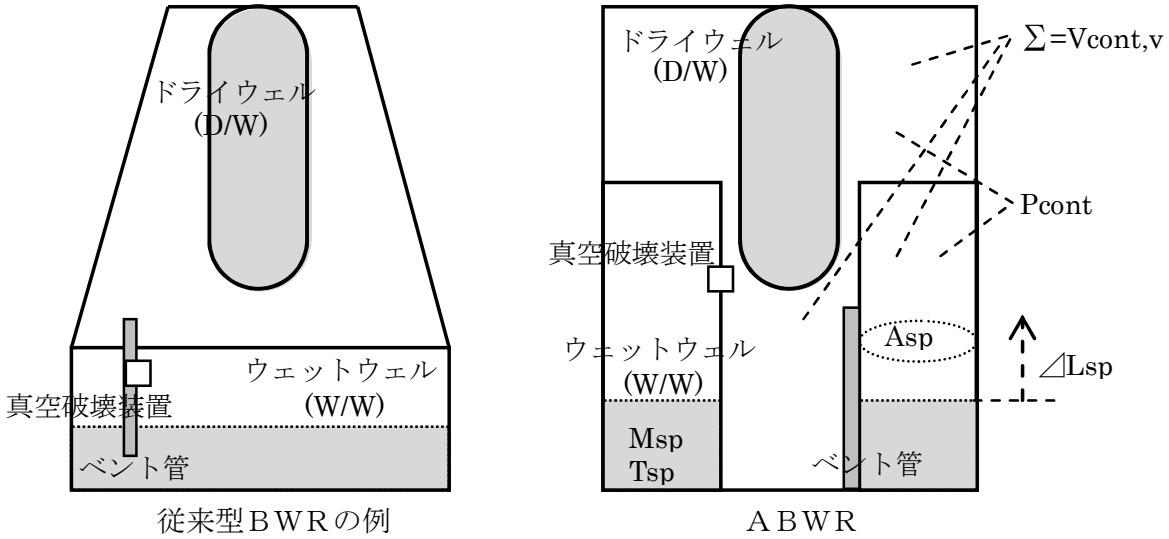


図 3-11 格納容器モデル

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。

$$\dot{M}_{sp} = m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} - \left(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}\right) \quad (1)$$

$$\dot{E}_{sp} = \left(m_{RV} + m_{SV}\right)h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG} - \left(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}\right)h_{pool} - Q_{ex}\left(T_{sp} - T_{cool}\right) \quad (2)$$

格納容器圧力 P_{cont} は，ガスと蒸気の分圧の合計に等しいので

$$P_{cont} = P_{cont,a} + P_{cont,s} \tag{3}$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{cont,a} = n_m R(T_{sp} + 273)/V_{cont,v} \tag{4}$$

で計算できる。

$P_{cont,s}$ は，

$$T_{sp} = (E_{sp}/M_{sp})/C \tag{5}$$

であるので，仮定b. から， $P_{cont,s}$ は次式のように求まる。

$$P_{cont,s} = f_1(T_{sp}) \quad \text{:蒸気表より} \tag{6}$$

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_{sp}　　：Ｓ／Ｐ保有水量

m_{RV}　　：逃がし弁流量

m_{SV}　　：安全弁流量

m_{RCICG}　：Ｓ／Ｐに排出される原子炉隔離時冷却系（以下「ＲＣＩＣ」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}　：ＲＣＩＣ流量

m_{HPCS}　：高圧炉心スプレイ系（以下「ＨＰＣＳ」という。）流量

m_{HPCI}　：ＨＰＣＩ流量

m_{HPCF}　：ＨＰＣＦ流量

E_{sp}　：原子炉格納容器内の水と蒸気の保有エネルギ

h_{g2}　：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)

① ボイド反応度

② ドップラ反応度

③ ボロン反応度

④ その他の動特性パラメータ

(燃料物性データ)

① 炉心平均ギャップ熱伝達係数

(熱水力データ)

① 炉心圧損係数

② ボイドマップ

(2) 前処理コードを用いないインプット

(原子炉幾何形状)

① 原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法

(炉心仕様)

② 燃料棒に関するデータ（外径，内径，熱伝導度，比熱等）

③ 出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ

(機器・設備仕様)

④ 各種の弁の特性

⑤　再循環ポンプ等のデータ

⑥　ほう酸水注入系に関するデータ

（制御系仕様）

⑦　各種の制御系に関するデータ

（格納容器形状）

⑧　Ｓ／Ｐ水温度，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

⑪ タービンバイパス弁流量

⑫ 炉心入口エンタルピ

⑬ 炉心平均ボイド率

⑭ 格納容器圧力

⑮ 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

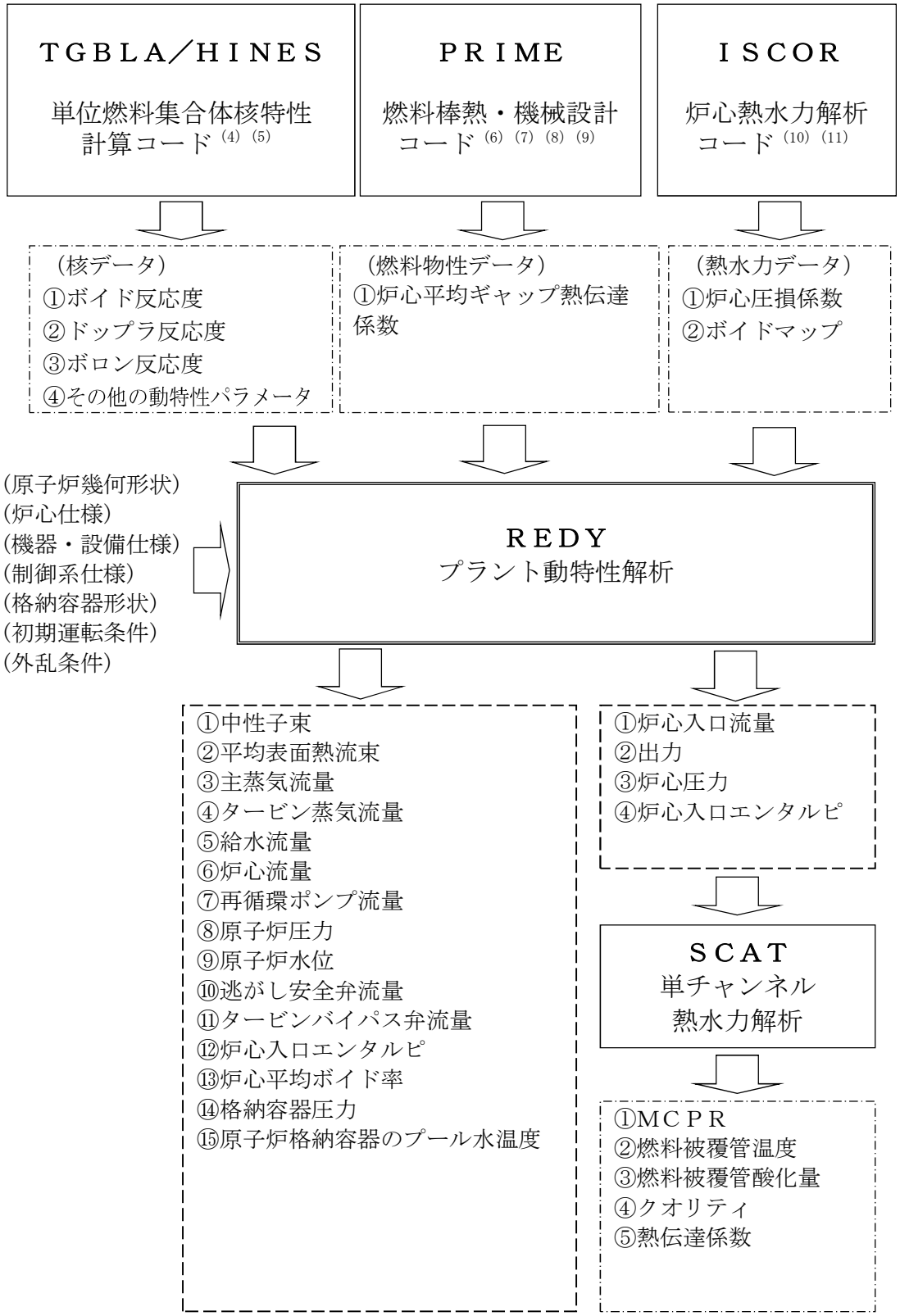


図 3-12 ＲＥＤＹコードの主要な入出力

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ＲＥＤＹコード（REDY Ver.2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし，必要に応じて従来型ＢＷＲの実機試験結果とＲＥＤＹコード（REDY Ver.1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では，初装荷燃料炉心（ＢＯＣ－１）の核定数やボイドマップ，実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む），制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら，これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また，主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず，給水流量制御系の動作も，本評価解析のように給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては，実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは，手動モードにすると，出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし，結果として出力が小さく評価されるためであ

る。

図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

<table>
<tr><th>分類</th><th colspan="2">重要現象</th><th>計算モデル</th><th>妥当性確認
（着目パラメータ）</th></tr>
<tr><td rowspan="4">炉心
（核）</td><td colspan="2">核分裂出力</td><td>核特性モデル</td><td rowspan="2">図 4-1，図 4-4～図 4-7
（中性子束変化）</td></tr>
<tr><td colspan="2" rowspan="2">反応度フィードバック効果</td><td>反応度モデル
（ボイド・ドップラ）</td></tr>
<tr><td>反応度モデル
（ボロン）</td><td>図 4-26～図 4-33</td></tr>
<tr><td colspan="2">崩壊熱</td><td>崩壊熱モデル</td><td>図 4-8</td></tr>
<tr><td>炉心
（熱流動）</td><td colspan="2">沸騰・ボイド率変化</td><td>炉心ボイドモデル</td><td>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</td></tr>
<tr><td rowspan="6">原子炉圧力容器
（逃がし安全弁含む）</td><td rowspan="2">冷却材流量変化</td><td>コーストダウン特性</td><td rowspan="2">再循環系モデル</td><td>図 4-1～図 4-2
（炉心流量変化）</td></tr>
<tr><td>自然循環流量</td><td>図 4-2，図 4-17，図 4-18
（炉心流量）</td></tr>
<tr><td colspan="2">冷却材放出
（臨界流・差圧流）</td><td>逃がし安全弁モデル</td><td>図 4-3
（逃がし安全弁流量）</td></tr>
<tr><td colspan="2">ＥＣＣＳ注水
（給水系・代替注水設備含む）</td><td>給水系モデル</td><td>図 4-4，図 4-6
（給水流量変化時の中性子束）
図 4-19～図 4-21</td></tr>
<tr><td colspan="2">ほう酸水の拡散</td><td>ほう酸水拡散モデル</td><td>図 4-22～図 4-33</td></tr>
<tr><td colspan="2"></td><td></td><td></td></tr>
<tr><td>原子炉格納容器</td><td colspan="2">サプレッション・プール冷却</td><td>格納容器モデル</td><td>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。</td></tr>
</table>

(1) 実機インターナルポンプ３台トリップ試験

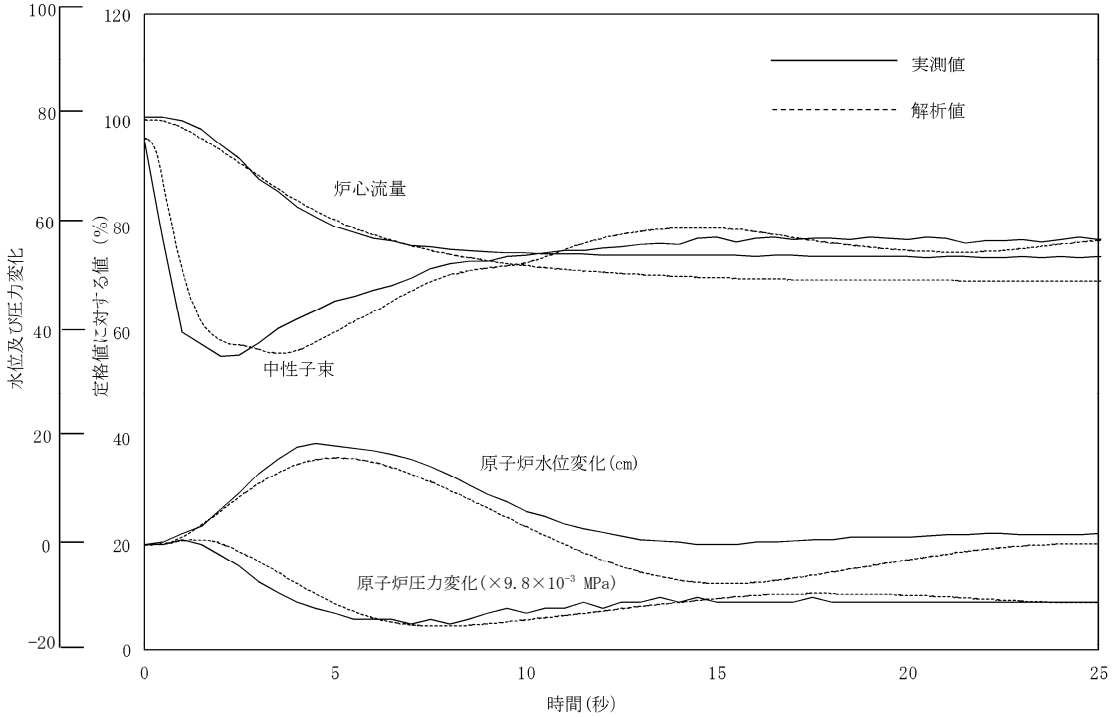


図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

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

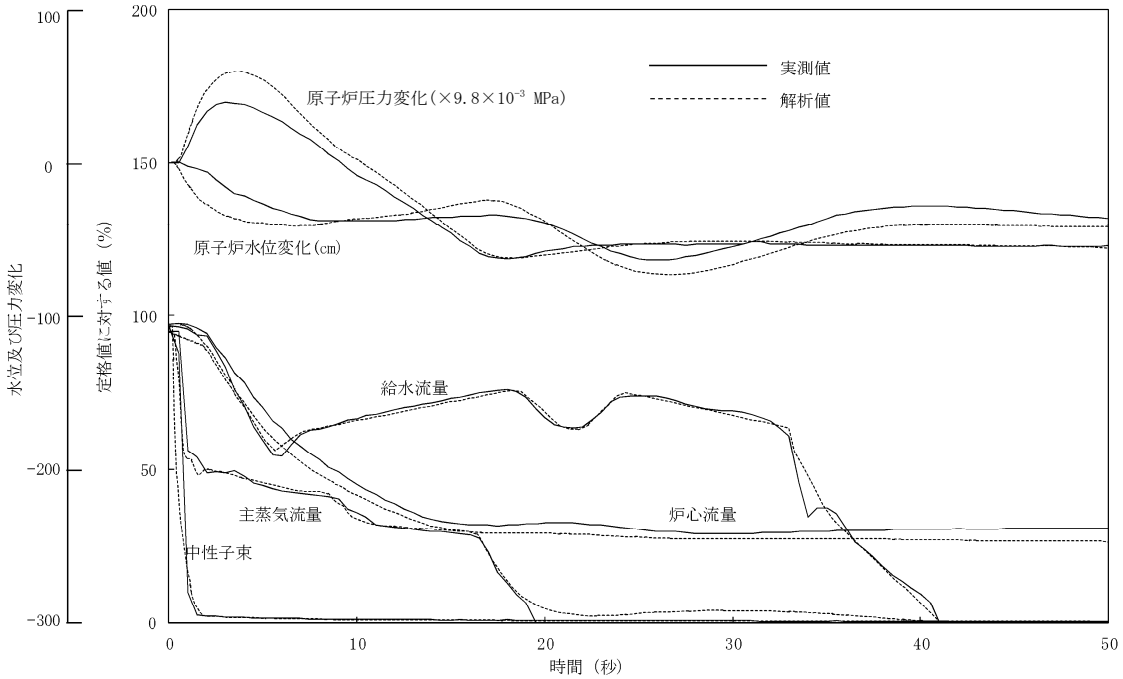


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

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

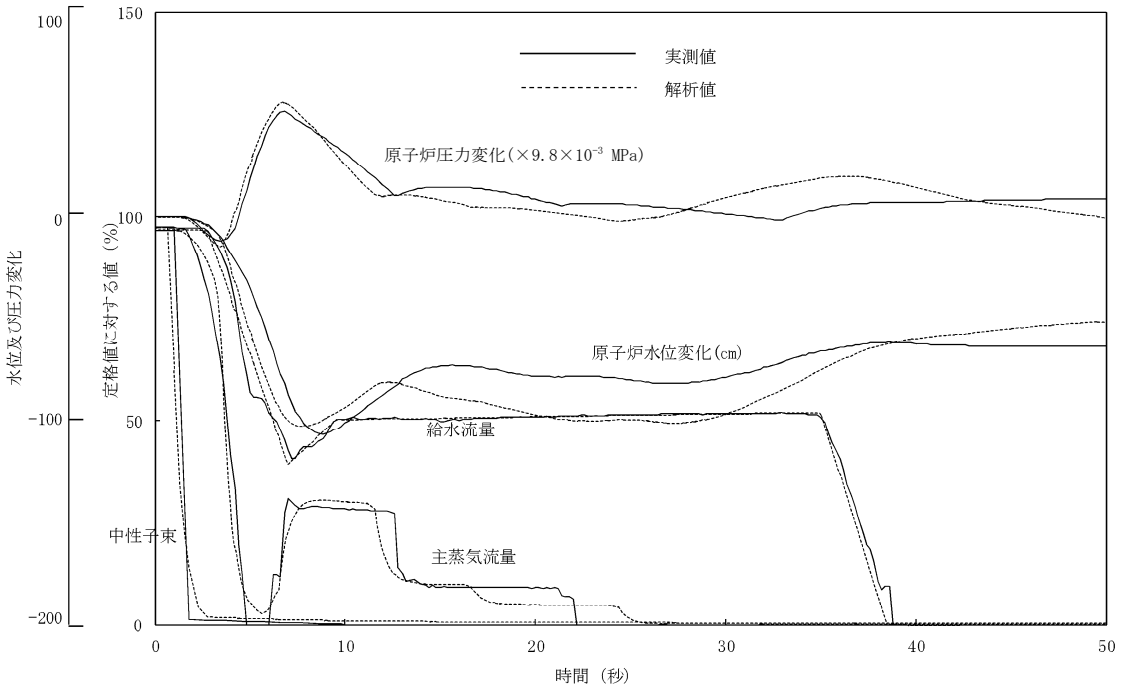


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

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

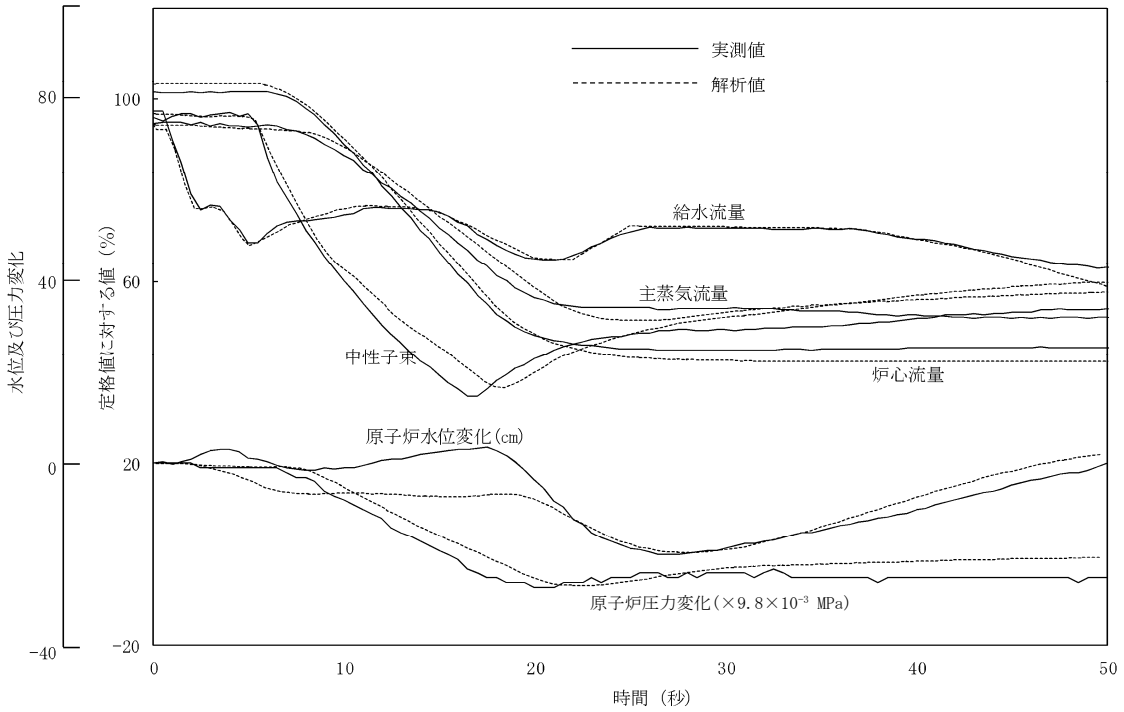


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

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

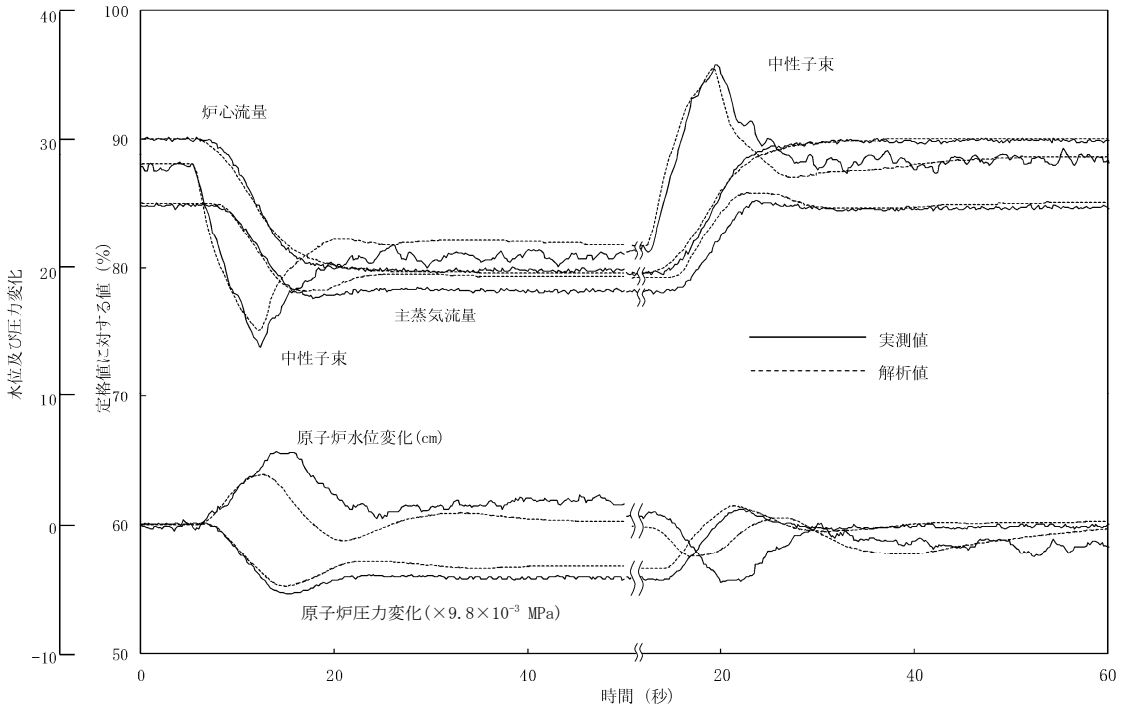


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
（定格出力：±10%設定点変更）

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。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

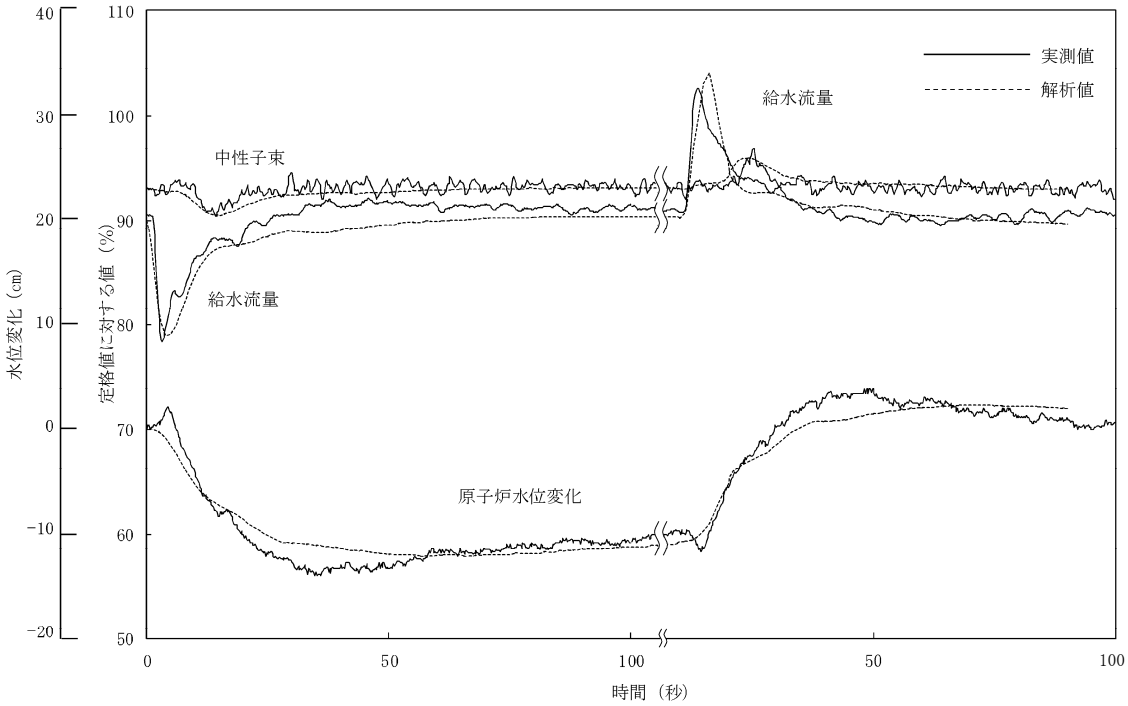


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
（定格出力：±10cm 設定点変更）

a. 実機試験概要

90％出力／90％炉心流量試験点において，給水制御系の水位設定値を－10cm，＋10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の－10cm 変更に対して，給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値＋10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を±10cm 変化させた例であり，ＲＥＤＹコードの解析結果は，実機試験結果と良く一致している。

(7) 実機圧力制御系圧力設定点変更試験

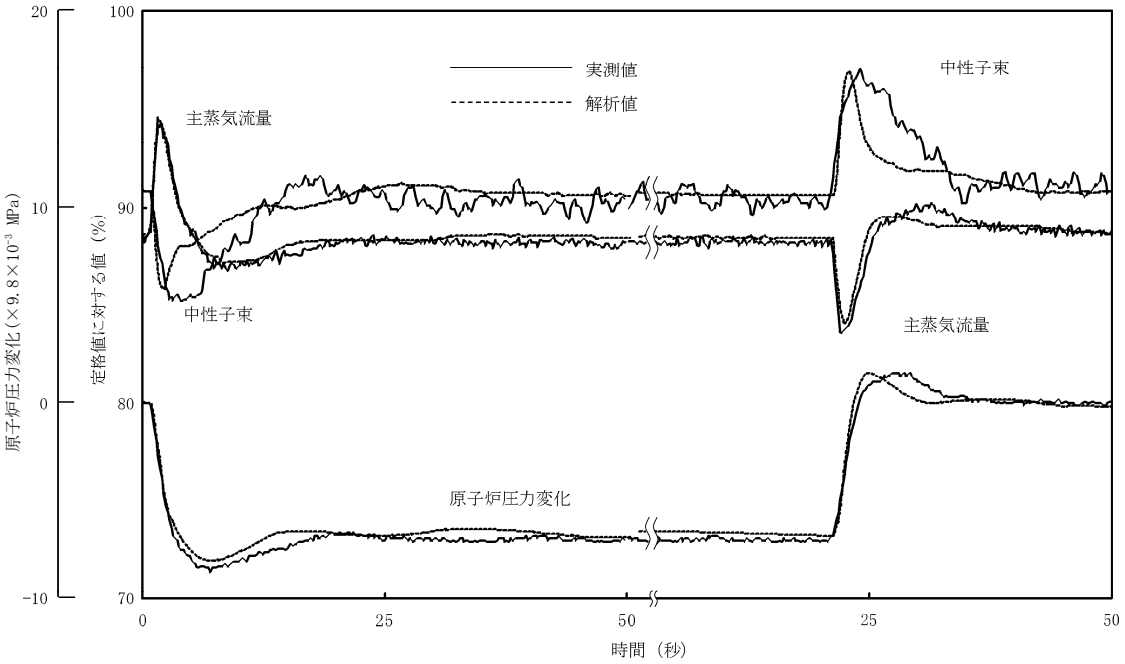


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験
（定格出力：±0.069MPa 設定点変更）

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

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%⊿k [(12) (13)] とする。なお，本評価は，定格運転時に臨界を保った状態を起点としており，高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため，代表的に平衡炉心で評価しているが，ここでは，炉心変更及びMOX混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し，十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の 1.5%⊿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）＋３σともほぼ同等であり，新ＡＮＳ（1979）＋２σやＡＥＳＪ推奨値よりは，わずかに高めに評価していることが確認できた。なお，図 4-8 からＲＥＤＹコードで使用している崩壊熱計算の不確かさは，１秒の時点で最大＋0.8%，－0.1%である。

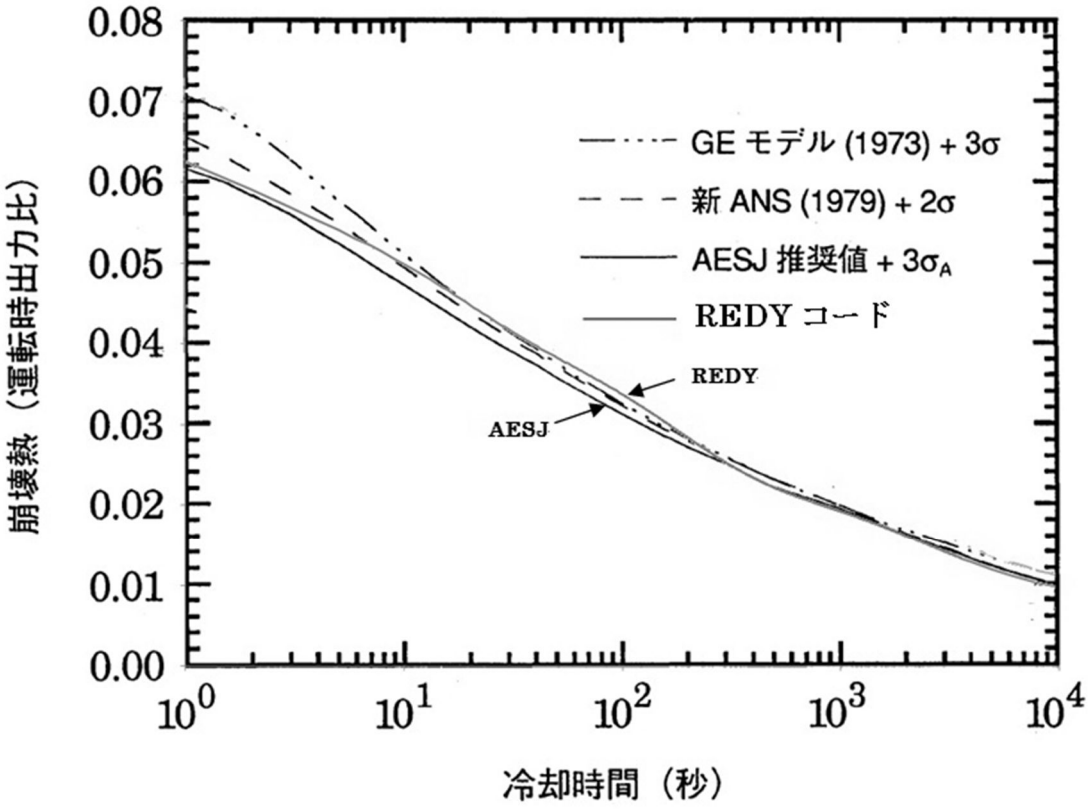


図 4-8 ＲＥＤＹコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認

炉心（熱流動）に対する重要現象は，沸騰・ボイド率変化であり，ＲＥＤＹコードでは，炉心ボイドマップとそのスイープモデルのことである。

炉心ボイドマップは図 4-9 に示すように，定格炉心流量における炉心出口クオリティと炉心平均ボイド率との関係を，炉心入口サブクーリングをパラメータとしてまとめた関数である。過渡時の状態は，ここから得られる炉心平均ボイド率に，炉心流量補正，さらにはスイープモデルを適用して模擬している。炉心平均ボイド率へのスイープ効果は炉心入口流量の変化等を考慮した二次遅れモデル近似である。

(1) 炉心ボイドマップの妥当性

炉心ボイドマップは，定格状態において設計軸方向出力分布（平衡炉心に相当する下方ピーク）を仮定し，炉心熱水力解析コードを用いて求めている。後述の 4.3.1 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，同じ炉心入口サブクーリングであれば沸騰開始が早くなり，本事故シーケンス範囲での炉心ボイドマップ全体がボイド率の大きい方に並行移動する（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

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口サブクーリング側の炉心入口サブクーリング変動範囲は，従来の高温高圧での実バンドル体系での試験範囲外である。しかしながら，炉心入口サブクーリングが高まるにつれて，サブクール沸騰及び飽和沸騰開始点が下流側に移動するものの，サブクール沸騰開始後の下流側の流動状態は通常の炉心入口サブクーリング時と特に変わるものではないため，平均ボイド率を対象とした炉心ボイドマップの高炉心入口サブクーリングでの不確かさに対する影響は小さいと考えられる。

(*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口クオリティとボイド率との関係を示す。図中，ＲＥＤＹコードにおける設計式の値を実線で示すが，試験結果と良く一致していることが確認されている。

図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）[15]

また，同試験装置で過渡時のス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)

ＧＥ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，炉心出口クオリティ 25%）と下方ピーク（かつ，炉心出口クオリティ 20%）の場合の試験結果（それぞれ４点と２点）をプロットしている。これによると，炉心ボイド率の炉心流量補正率は，軸方向出力分布の違いに係らず，ＲＥＤＹモデルの二次関数とほぼ一致しており，その妥当性が確認できた。

図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性（国内試験結果との比較）

上記の試験で模擬した燃料は８×８燃料であること，試験点数が必ずしも十分とはいえないことから，炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として，設計データとの比較手法（炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し，炉心流量の違いによる影響を整理する

手法）を用いる。

図 4-16 は，炉心流量を 15%，40%，70%，100%とし，それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%，40%，60%，80%かつ６種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い，ボイド率補正率（ＰＵ）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，炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず，ボイド率補正率（ＰＵ）は炉心流量の二次関数でフィッティング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ＲＥＤＹモデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており，これは短時間領域での原子炉出力を高め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，ＲＥＤＹ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。

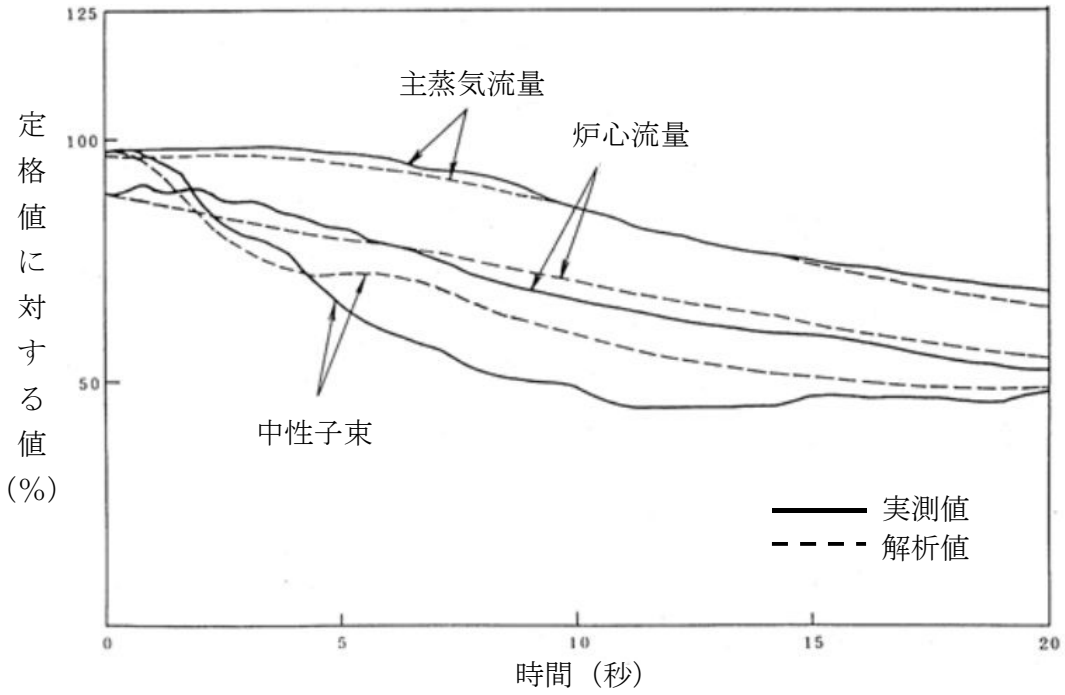


図 4-17 再循環ポンプM／Gセット２台トリップ試験 (1)

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

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，ＲＥＤＹコードの妥当性確認を行う。なお，ＥＣＣＳ流量変化に伴う実機デー

タは存在しないが，原子炉に注水された場合の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182m^3/h）を用いているが，流量制御をしているＲＣＩＣは別として，ＨＰＣＦの場合にはプラス側の不確かさがあり，制御棒挿入失敗を仮定した本事象では，炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。ＨＰＣＦでは実力値として＋137％（250m^3/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[redacted]。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ムで一様な混合が得られることが確認されている。

図 4-22　全体構成図

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) ＡＢＷＲ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，ＡＢＷＲのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率は炉心流量には依存しないものと見なされるので，炉内拡散遅れを考慮し，ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ＡＢＷＲ向けの試験結果を図 4-26，図 4-27，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ＢＷＲでは，原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は，炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは，注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図 4-32 のようにモデル化されている。

図 4-32 従来型ＢＷＲのボロンミキシング効率

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

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)〕

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

分類	重要現象		解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	ＡＢＷＲ実機試験	反応度フィードバック効果に含める
	反応度フィードバック効果		反応度モデル （ボイド・ドップラ）	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実機試験，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実機試験，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ルピ：－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

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口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから，多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考える。

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口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから，運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため，ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。なお，感度解析のための単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさを含めた反応度フィードバック係数の不確かさ評価については，添付５にて説明する。また，感度解析実施のためにサブ時間領域ごと（添付４参照）に反応度係数を変更可能な機能をＲＥＤＹコードに追加して評価を実施する。

ボロン反応度の不確かさについては，その不確かさについて感度解析を行い，評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は，長時間領域で評価指標に影響が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ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）である。

各重要現象に対するＲＥＤＹコードによる感度解析結果を表 5-2 に示す。対象プラントはＡＢＷＲとし，主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また，これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし，各感度解析における評価指標の値を，ベースケースからの偏差の形で示した。

評価指標の中で，制限値に対する裕度が小さいのは燃料被覆管温度だけである。このため，以下はこの燃料被覆管温度に絞っての考察を行う。

表 5-2 に示した感度解析結果をみると，不確かさが燃料被覆管温度にプラス側の感度（結果を厳しくする感度）を与えることはない。例えば，ボイド係数とドップラ係数の保守因子に関しては，申請解析条件では代表的にボイド係数 1.25 とドップラ係数 0.9（解析時間を通して一定）を使用しているが，事故シーケンスに沿って不確かさを評価し，これをサブ時間領域ごとに変えた感度解析結果によると，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

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ＴＲＡＣコードによる解析結果を参照しても，その影響は小さくかつ判断基準に対しても十分裕度があることを別途確認している。

表 5-1 重要現象の不確かさ（1/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心(核)	核分裂出力	核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。
	反応度フィードバック効果	反応度モデル (ボイド，ドップラ)	添付５の添付表 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・ボイド率変化	炉心ボイドモデル	炉心流量補正： 補正なし／最大補正二次関数	補正量が大きい方が，炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少なめに模擬することから，原子炉出力を高めに算出し，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。
	冷却材流量変化 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（2/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器 （逃がし安全弁含む）	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 (1)給水温度（主蒸気流量ゼロで） 　－60 kJ/kg（－14℃） (2)遅れ時間　＋50 秒	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また，給水流量や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。
			ＨＰＣＦ流量： ＋137％	
			原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ： －104 kJ/kg（－25℃）	
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル	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。
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること及び保守的仮定により，保守的に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対するＲＥＤＹ感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力(MPa)	燃料被覆管温度(℃)	原子炉格納容器のプール水温度(℃)	格納容器圧力(MPa)
		9.08 (*)	1060 (*)	113 (*)	0.19 (*)
反応度フィードバック効果	添付５の添付表 5-5 参照	-0.44/0.01(*1)	0/0(*1)	（ボロン反応度が支配的な期間であり詳細不確かさは評価しない）	
	ボロン反応度：－３％⊿k	0.00 （評価対象外）	0 （評価対象外）	＋7	＋0.04
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で＋１％／－２％ (1 秒後で＋0.8％／－0.1％を包含)	0.00／0.00	0／0	0／0	0.00／0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正なし／最大補正二次関数	-0.18／0.00	-170／0	-4／2	-0.02／0.01
冷却材流量変化(コーストダウン特性)	再循環ポンプ慣性時定数： ＋10％／－10％	0.00／-0.01	0／0	0／0	0.00／0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：＋16.6％	-0.39	0	0	0.00
ＥＣＣＳ注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水エンタルピ (1)給水温度（主蒸気流量ゼロで） －60 kJ/kg（－14℃） (2)遅れ時間　＋50 秒	0.00	-110(*2)	0	0.00
	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ピ：－104kJ/kg（－25℃）	0.00	0	-18	-0.06

(*)　ベースケースでの評価結果

(*1)　本評価は，添付５の（動的ボイド係数，動的ドップラ係数）の保守因子から五つの組合せ（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幾何形状データ	原子炉熱出力
	炉心流量
	主蒸気流量
	給水流量
	再循環ポンプ流量
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	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）

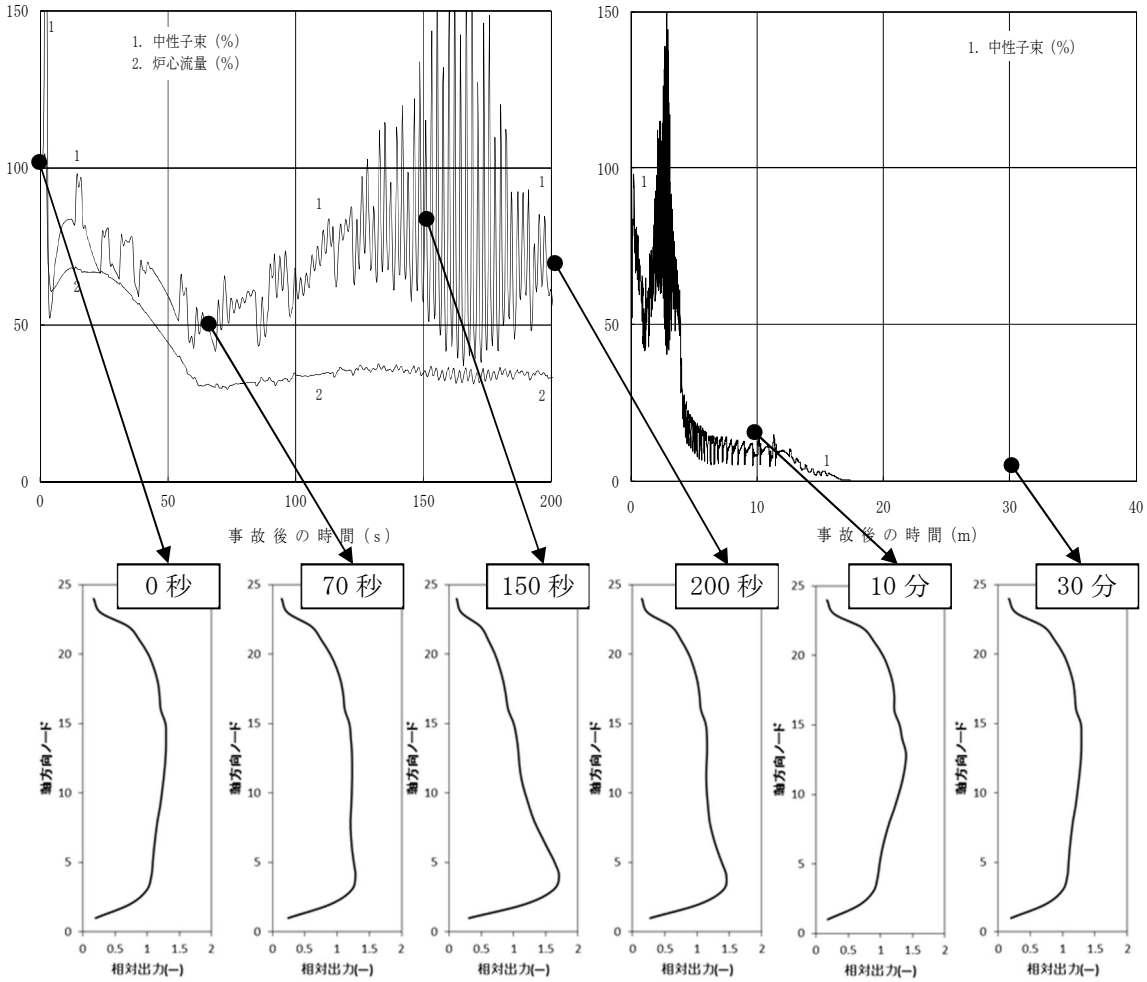
分類	入力項目
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量（予備機含む）
	停止条件
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器，操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能（自動作動設定点，作動遅れ時間，台数，再循環ポンプ慣性時定数）
	高圧注水系（自動起動・停止設定点，作動遅れ時間，台数，容量，原子炉注水特性，冷却水温度，注水量調整手動操作条件）
	ほう酸水注入系（注水遅れ時間，注水流量，高温停止濃度，起動手動操作条件）
	残留熱除去系（手動起動操作条件，台数，容量）

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。

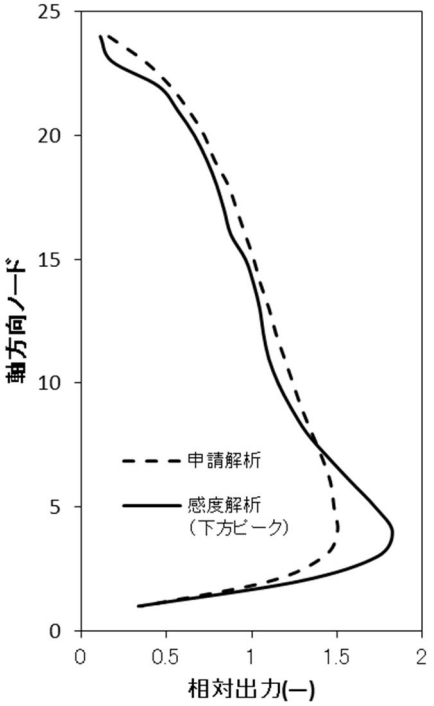
一方，添付図 2-1 に示すＴＲＡＣコードの解析結果（代表チャンネルの軸方向出力分布の変化）によると，事象発生前（初期状態）は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると，炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため，軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし，この下方ピークにシフトしている時間帯は約 70 秒から約 200 秒であり，この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

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。

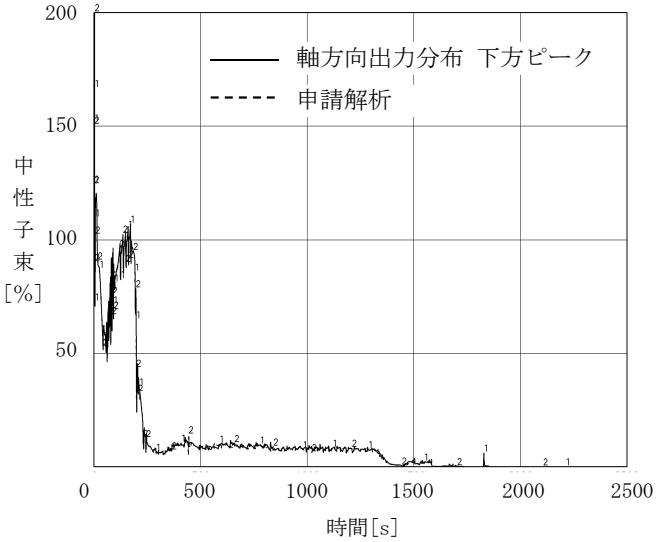


添付図 2-1　ＴＲＡＣコードによる軸方向出力分布の時間変化

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（申請解析）	ＲＥＤＹコード（下方ピーク軸方向出力分布）
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度(℃)	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度(℃)	113	113

（注）燃料被覆管温度を求めるＳＣＡＴコードでは，中央ピークとしている。

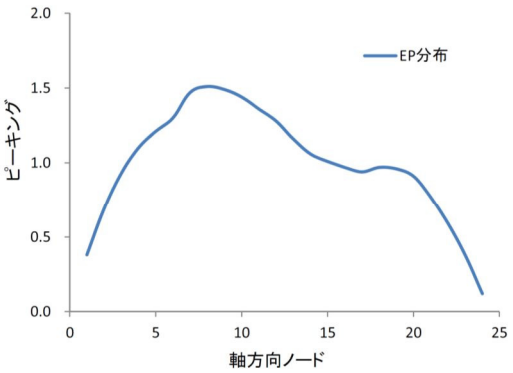
添付３　軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

ＲＥＤＹコードでは，定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき，これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており，このボイドマップモデルの妥当性は，広い範囲の実機試験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。

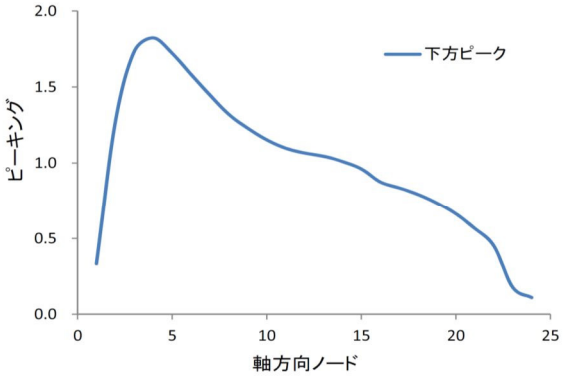
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では，主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により，過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており，これがＲＥＤＹコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認する。

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。

添付表 3-1　ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	ＲＥＤＹコード （申請解析） （設計ボイドマップ）	ＲＥＤＹコード （ＴＲＡＣコードによる代表的な下方ピークに対応したボイドマップ）
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(℃)	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度(℃)	113	114

（注）燃料被覆管温度を求めるＳＣＡＴコードでは，中央ピークとしている。

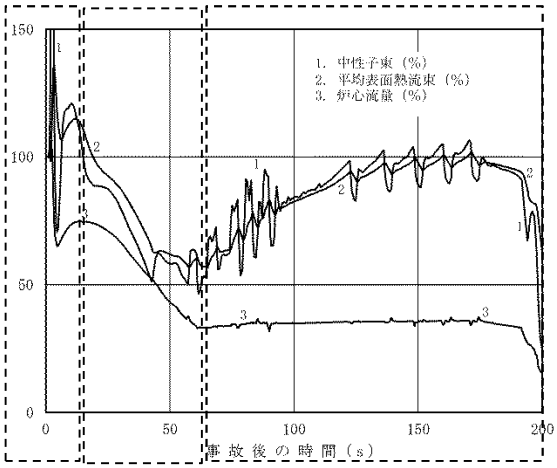
添付４　短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討

１．短時間領域の細分割

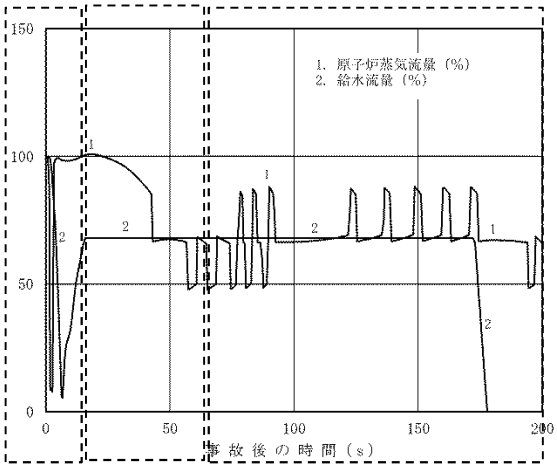
短時間領域をサブ時間領域１（出力変動期），サブ時間領域２（出力抑制期），サブ時間領域３（出力再上昇期）の三つのサブ時間領域に細分割した場合の重要現象のランクを検討する。なお，短時間領域での評価指標は，原子炉圧力と燃料被覆管最高温度（以下「ＰＣＴ」という。）である。

(1) サブ時間領域１（０秒から約10秒）

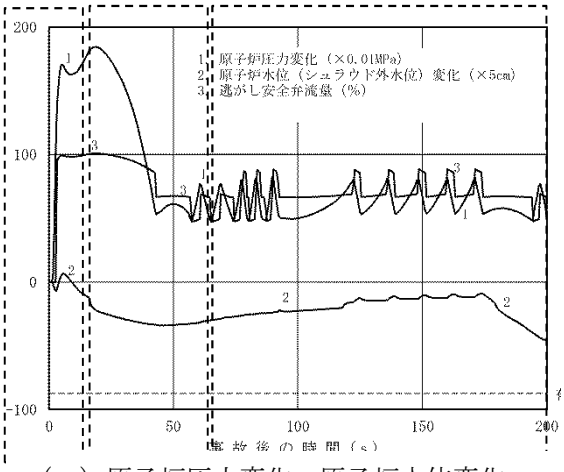
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止により原子炉圧力が上昇するために，炉心平均ボイド率が減少し，これにより正のボイド反応度が印加され中性子束が上昇する。ただし，中性子束上昇に伴って燃料温度と熱出力も増加するため，負のドップラ反応度印加，発生熱に伴う炉心内ボイド率増加による負のボイド反応度印加により中性子



（ａ）中性子束，平均表面熱流束，炉心流量



（ｂ）原子炉蒸気流量，給水流量



（ｃ）原子炉圧力変化，原子炉水位変化，逃がし安全弁流量

添付図 4-1　原子炉停止機能喪失

束の過度な上昇は抑制される（ＢＷＲの自己制御性)。同時期に，原子炉圧力高のインターロック信号が２秒で作動し４台の再循環インターナルポンプ（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，炉心入口サブクーリング変化はプラント挙動に大きく左右され，各サブ時間領域に対して実施した不確かさ評価結果（添付５参照）を，それぞれのサブ時間領域に別々に適用してその影響を確認することがより現実

的であると考える。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)ＥＣＣＳ流量（給水系含む）

時間遅れを持って炉心に影響を与える給水加熱喪失は，サブ時間領域３において炉心入口サブクール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。

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

細分割区分 （全体は短時間領域）	サブ時間領域１		サブ時間領域２		サブ時間領域３		短時間領域	
	出力変動期		出力抑制期		出力再上昇期		－	
評価指標 物理現象	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ
核分裂出力	H	H	H	H	H	H	H	H
出力分布変化	I	I	I	I	I	L	I	L
反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ）	L	M	L	H	L	H	L	H
三次元効果「炉心(核)」	L	L	L	L	L	M	L	M
沸騰・ボイド率変化「炉心(熱流動)」	H	M	H	H	L	H	H	H
三次元効果「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	M	L	M
冷却材流量変化「原子炉圧力容器」	L	H	L	L	L	L	L	H
冷却材流量放出「原子炉圧力容器」	M	L	M	L	L	L	M	L
ＥＣＣＳ注水（給水系含む）	I	I	I	I	I	H	I	H

添付５　原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（ＲＥＤＹコード用）の保守因子について

原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において，ＲＥＤＹコードに原子炉設置変更許可申請書の添付書類八記載の平衡炉心サイクル末期の反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は 1.25 倍，ドップラ係数は 0.9 倍）を掛けた反応度係数を用いている。

一方，本事象では，事象の進展に伴い，初期の運転状態から炉心流量，原子炉圧力，炉心入口エンタルピ，軸方向出力分布等が時間とともに変化し，ボイド係数，ドップラ係数が影響を受け，保守因子は一定ではない。

そこで有効性評価手法が適切であることを確認するために，前述のとおり 5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を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

付書類八記載の値）に対する比として各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値を評価した。

② ①で求めた保守因子のノミナル値に，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより評価したボイド係数，ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさ（補足参照）を加えることで，5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子変動幅を求めた。

③ ①及び②の検討より，原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において，事象を通じた一律の保守因子として，ボイド係数は 1.25 及びドップラ係数は 0.9 が適用できることを確認した。

１．原子炉停止機能喪失事象での各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値

（１）評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を，以下の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。

添付表5-1-1　主な解析条件

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／85%炉心流量	
炉心	９×９燃料（A型） 単一炉心	９×９（A型）+標準組成MOX燃料混在炉心	９×９燃料（A型） 単一炉心
炉心格子	N格子	S格子	C格子
解析 コード	ＨＩＮＥＳ／ ＰＡＮＡＣＨ	ＴＧＢＬＡ／ ＬＯＧＯＳ	ＨＩＮＥＳ／ ＰＡＮＡＣＨ

（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

添付表 5-1-2　代表ＡＢＷＲ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%→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 5-1-3　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ＢＷＲ②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。

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 5-3　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[redacted]，ドップラ係数[redacted]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 ＼ 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３						

添付表 5-7　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中の動的反応度係数の

保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 ＼ 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３						

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（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 / 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３						

（＊）サブ時間領域１は事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加は小さいと考えられることから，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。

添付表 5-7 に示した代表従来型ＢＷＲプラント①の検討結果は，標準組成 MOX 燃料混在炉心の場合を想定しているが，ここに初期 Pu 組成変動，及び装荷遅れの影響を考慮すれば，添付表 5-7 の結果に対して，更に動的ボイド係数で倍，動的ドップラ係数で倍を見込む必要がある。

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ＢＷＲ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ＡＢＷＲの動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	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 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	上限値	上限値	約 1060	0

（＊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ＢＷＲ①の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	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	下限値	下限値	約 920	-110
ケース３	下限値	上限値	約 870	-160
ケース４	上限値	下限値	約 1010	-20
ケース５	上限値	上限値	約 940	-90

（＊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

添付表 5-11　代表従来型ＢＷＲ②の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	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	下限値	下限値	約 840	-40
ケース３	下限値	上限値	約 880	0(*3)
ケース４	上限値	下限値	約 870	-10
ケース５	上限値	上限値	約 850	-30

（＊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／ＳＣＡＴコードによる評価結果は，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃

料被覆管温度よりも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[redacted]，変動量の小さい動的ドップラ係数に[redacted]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。

補足表 5-2　燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備　考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ ・実験又は連続群モンテカルロ計算手法との相違に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・種々の数学モデル（拡散近似，燃焼チェイン，共鳴計算等）に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認 ドップラ係数については，重核種の熱振動の影響（more negative 側）は有意(*)
2.3	入力データ，計算条件等に由来する不確かさ ・実験体系との妥当性確認時と設計計算時又は連続群モンテカルロ計算との比較計算時とで異なる種々の条件，設定，計算体系のモデル化等に由来する不確かさ ・減速材の密度及び温度の分布，燃料温度分布が実機燃料と異なることに由来する不確かさ	チャンネル曲り，製造公差の影響は炉心全体で平均化され影響は小さいと考えられる(*) 集合体内ボイド分布の影響は Gd が存在する領域では有意（参考文献の文献６）だが，平衡炉心では新燃料体数が少なく炉心全体への影響は小さいと考えられる(*) ドップラ係数については，燃料棒ペレット内温度分布の影響（less negative 側）は有意(*)
2.4	下流側コードへのデータ受け渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ	影響の大きな要因はないと考えられる(*)
2.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合（ドップラ係数）は考慮

(*)その他の要因として考えられるもの（追加の安全余裕にて考慮）

燃料集合体計算に由来する不確かさ（補足表 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

程度としている。

・動的ドップラ係数の不確かさは，現行コードの評価値は Hellstrand の実効共鳴積分との比較で同等かやや less negative 側の評価となっているが，不確かさとしては，Hellstrand の実験式の誤差の[redacted]にβの不確かさ[redacted]を独立事象として加えて[redacted]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。

補足表 5-4　三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備　考
3.1	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 ・設計想定炉心の包絡性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，反応度係数への影響を評価している
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	
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

(*)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[redacted]程度あり，照射後試験の燃焼度測定との比較で相対偏差（１σ）で[redacted]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[redacted]程度ずれた場合と，燃焼度が[redacted]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	[redacted]	

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

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。

補足表 5-7　平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ [2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

補足表 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）		

添付６　ボロン反応度添加率について

１．ほう酸水拡散モデルの妥当性確認において参照した試験について

炉心を一点近似で模擬しているＲＥＤＹコードでは，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。

$$\Delta K_B = C_B \times \left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

ΔK_B ：ボロン反応度

C_B ：炉心内ボロン濃度

$\Delta K_{B\text{-}hot}$ ：高温停止に必要なボロン反応度

$C_{B\text{-}hot}$ ：高温停止に必要なボロン濃度

$\left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$ ：ボロン反応度添加率

制御棒挿入失敗を仮定した本事象では，徐々に注入されるボロンが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（$\Delta K_{B-hot}/C_{B-hot}$）については，ボイド発生に伴う中性子スペクトル変化による影響を受ける可能性があるので，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。

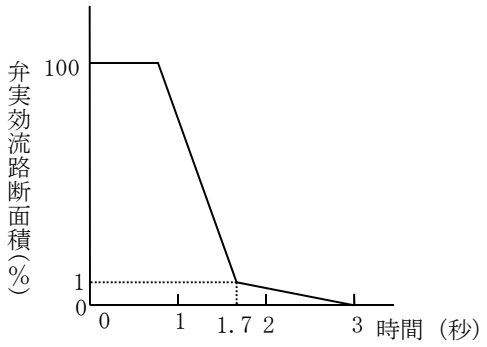
添付７　最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

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

（原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ＡＢＷＲの例）

項　目	解析条件
原子炉熱出力	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	182～727 m^3/h
原子炉水位低(Ｌ3)設定点	＋62 cm
原子炉水位低(Ｌ2)設定点	－58 cm
原子炉水位低(Ｌ1.5)設定点	－203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	３秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力 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℃

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
ＲＥＤＹの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク（*1）
ＲＥＤＹのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布（*1）に対応したボイドマップ

(*1) ＴＲＡＣコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の解析結果で，給水加熱喪失が生じている時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較を添付図 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ＴＲＡＣコードとの結果に与える一要因であることがＲＥＤＹコードでの解析結果から確認できる。

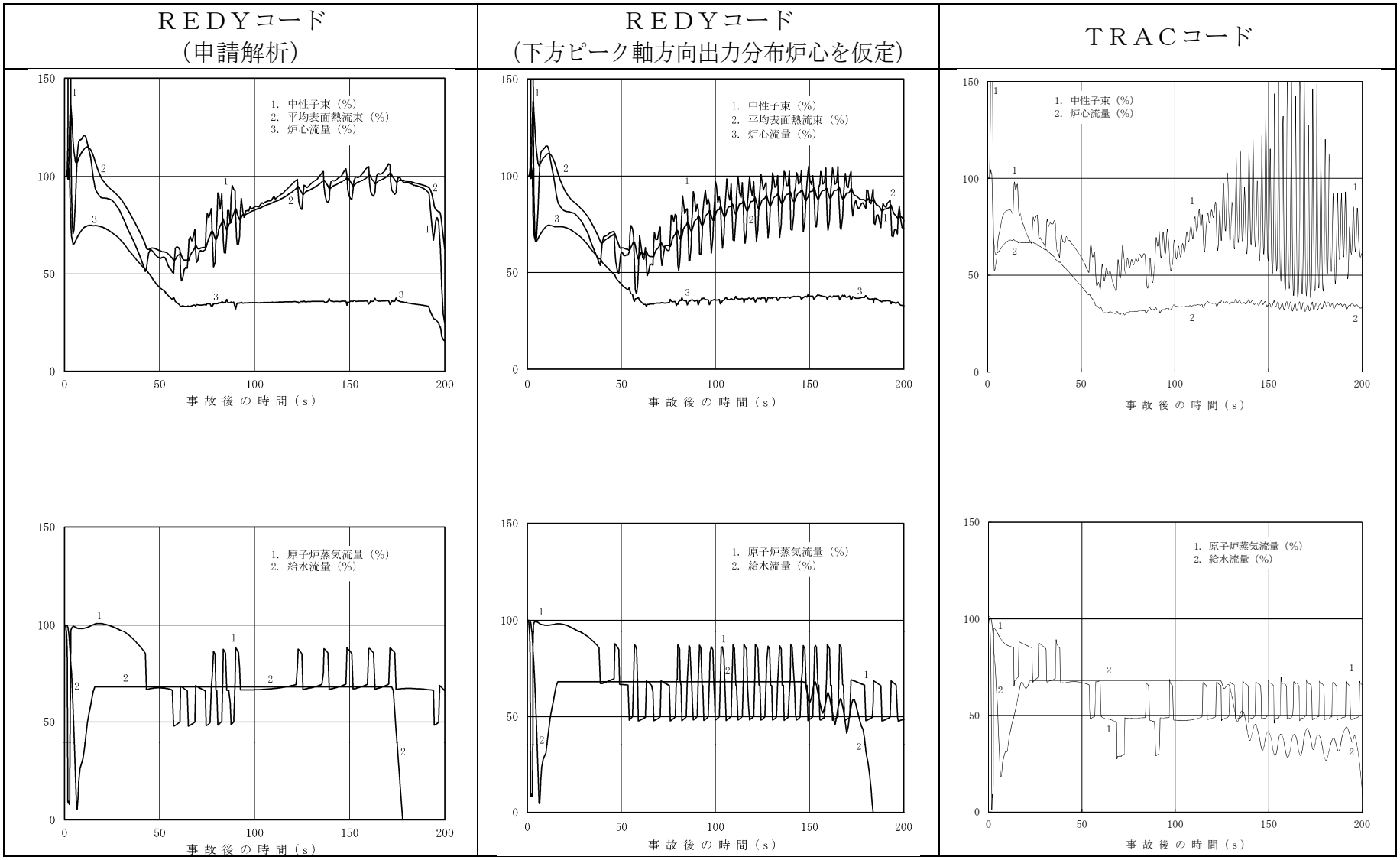
なお，ＴＲＡＣコードでは約 70 秒から約 200 秒の注目すべき期間で，物理現象のランクをＭとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し，ＲＥＤＹコードの解析では振動現象は見られず，ＲＥＤＹコードの軸方向出力分布のみ下方ピークを仮定した場合の解析（中央の図）で多少顕著に見られる中性子束振動も，逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動である。これは，ＲＥＤＹコードでは，炉心を一点近似の集中定数系のモデルで模擬していることから，炉心内での局所的挙動を考慮する必要のあるチャンネル安定性を含んでいる炉心安定性を模擬するのが困難なためである。

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

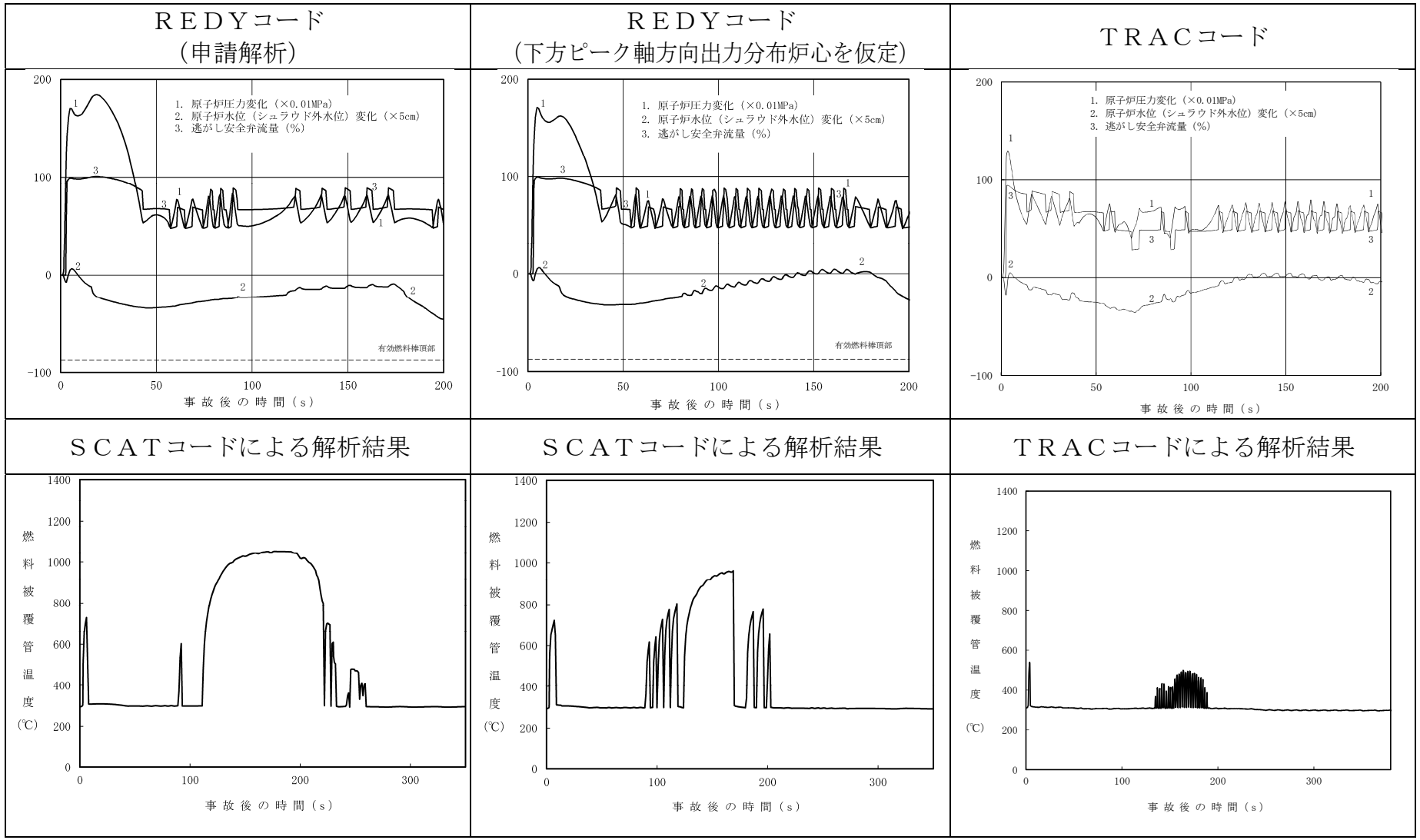
料被覆管温度も振動しているものの，その最大値はむしろＲＥＤＹコードの解析結果より十分小さくなっている。さらに，前述の逃がし安全弁の開閉に起因する中性子束振動現象と三次元効果による中性子束振動現象の影響で上昇する燃料被覆管温度分を，ＳＣＡＴコードによる核沸騰状態における燃料被覆管温度に加算したとしても，判断基準を下回る結果となっている。

(2) 長時間領域での考察

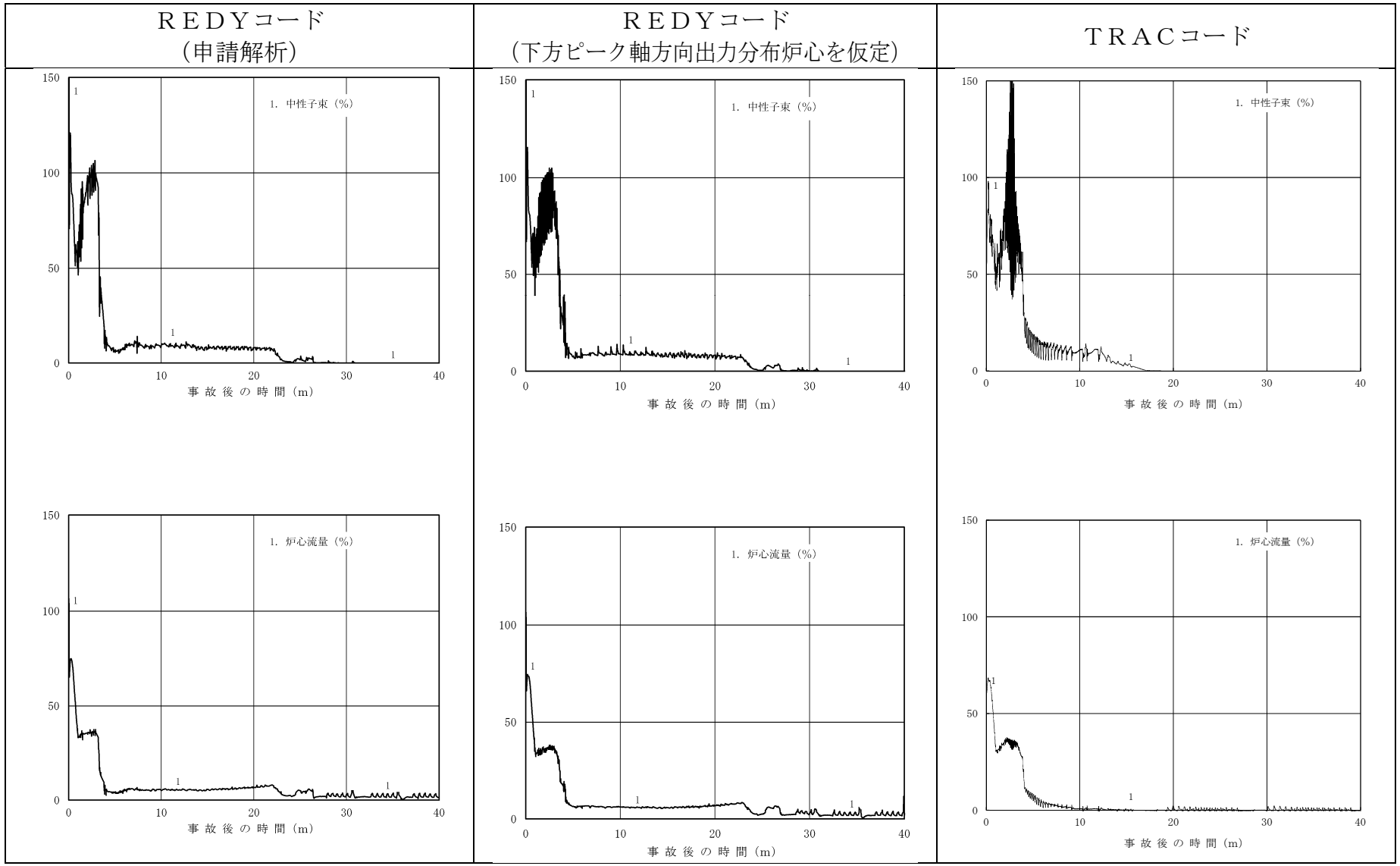
長時間領域では，添付図 7-2 に示すように，13 分以降の自然循環流量に違いが見られるが，駆動源の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから，この数パーセントの自然循環流量の差は，炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら，ＲＥＤＹコードでは，自然循環流量が大きいことで，中性子束が高めの値に維持され，評価指標である格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお，格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度といったパラメータの増加は類似の挙動を示している。



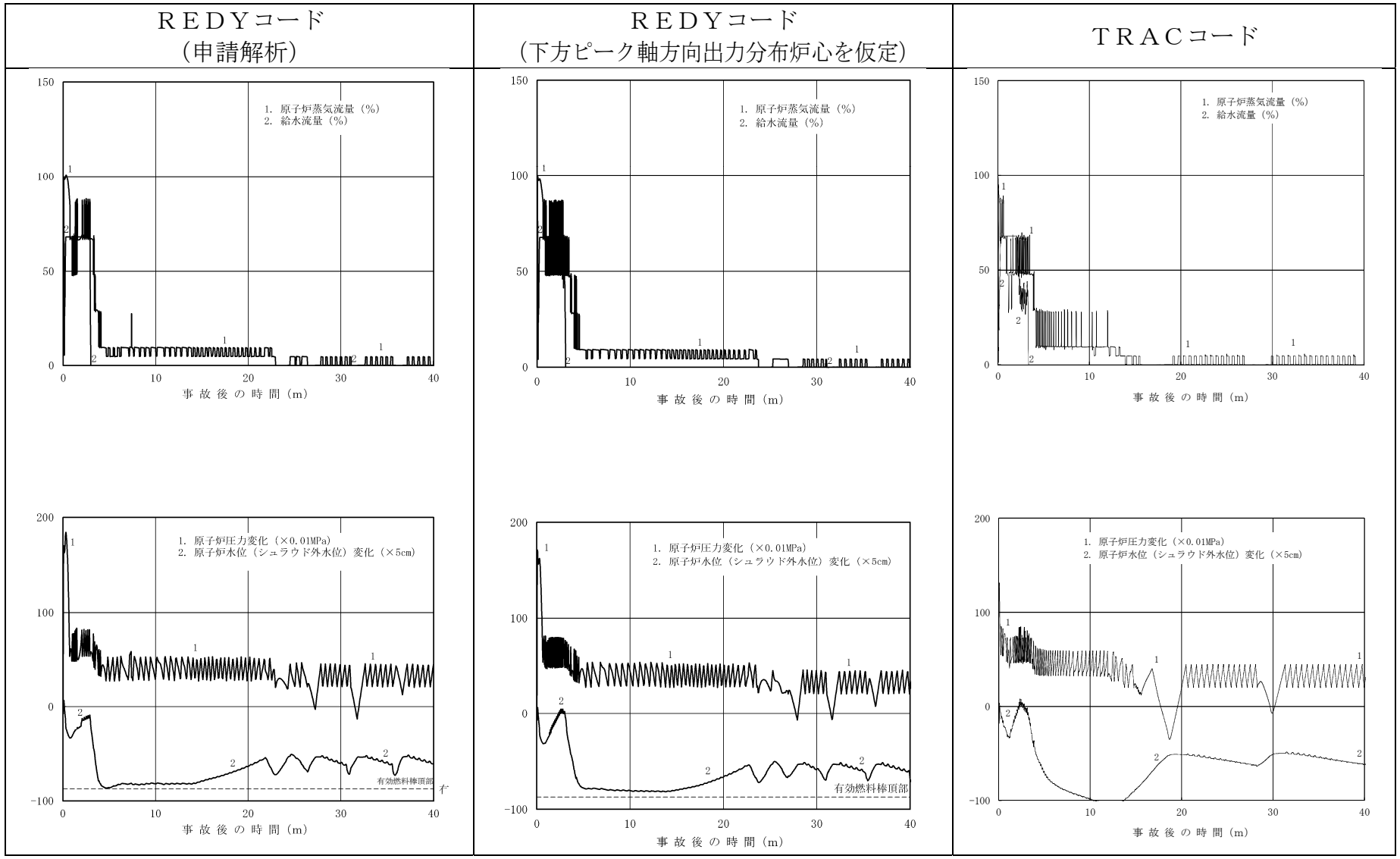
添付図 7-1(1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（短時間領域）



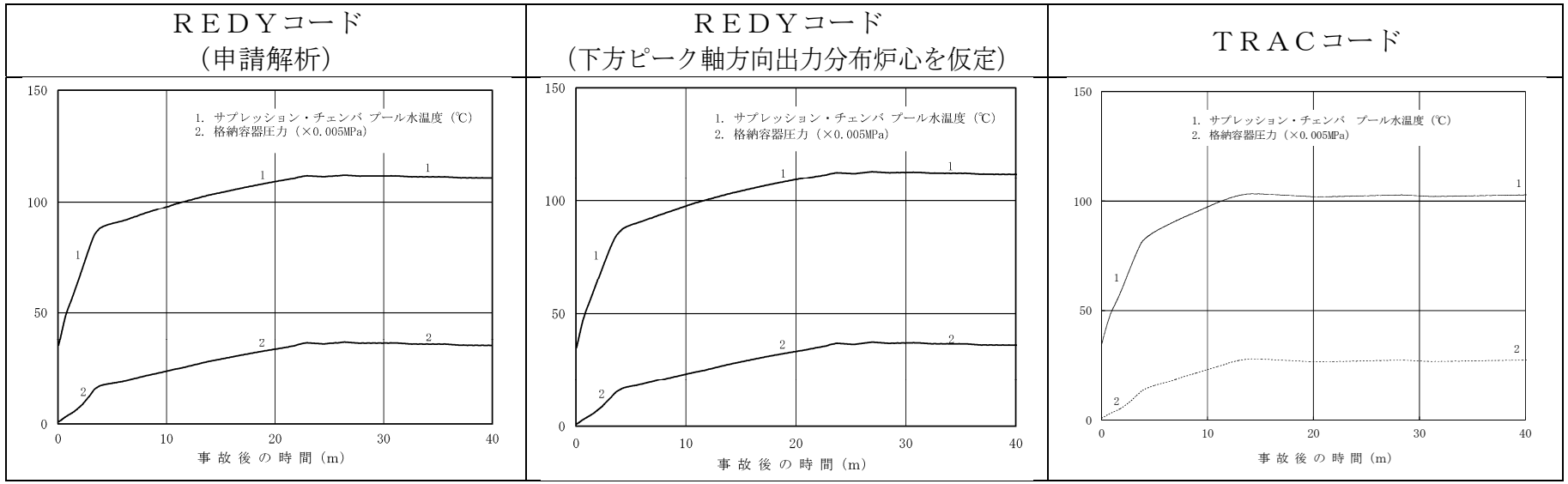
添付図 7-1(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（短時間領域）



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）

添付表 7-3　ＡＢＷＲを例とした解析結果の比較

評価指標		ＲＥＤＹコード（申請解析）	ＲＥＤＹコード（下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定）	ＴＲＡＣコード解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200℃	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温度	200℃	113	114	103

（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ＲＥＤＹコードと同程度になるように解析条件を設定する方法としては以下が考えられる。

（１）初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせ，再循環ポンプトリップ後の出力を全体的に高めに推移させる。

（２）ボイド／ドップラ反応度係数を調整し，給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくすることにより，出力上昇量を高めにする。

（３）給水温度低下幅をより大きくし，給水加熱喪失後の炉心入口サブクーリングの増加量を大きくする。これにより，給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくし，出力上昇量を高めにする。

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。

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，逃がし安全弁閉による出力上昇と重畳して模擬されている。一般に低炉心流量かつ高出力運転点の方が核熱不安定に対する余裕が小さくなることが知られており，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，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードによる燃料被覆管温度の最大値を下回る結果となっている（補足表 7 参照）。

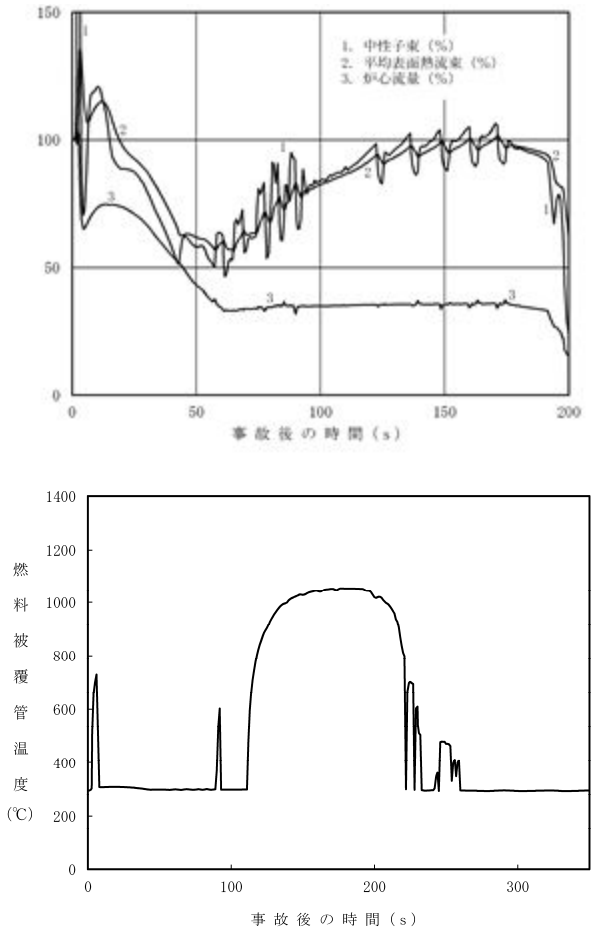
なお，補足図 7-3 において約 190 秒付近で燃料被覆管温度が近傍のピーク値に比べ高くなっている。補足図 7-4 に示すように，逃がし安全弁閉による圧力上昇と核熱不安定による出力上昇のタイミングが比較的一致しているためと考えられるが，この場合においても燃料被覆管温度の更なる上昇は 80℃程度に留まる。これは数百℃の燃料被覆管温度の上昇は，沸騰遷移の発生による燃料被覆管と原子炉冷却材間の熱伝達の低下によるものであり，逃がし安全弁閉に伴い沸騰遷移が発生した状態（熱伝達係数が低下した状態）から核熱不安定による出力振動により再度出力が上昇したとしても，熱伝達状態の変化はなく，熱流束の上昇も短時間で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

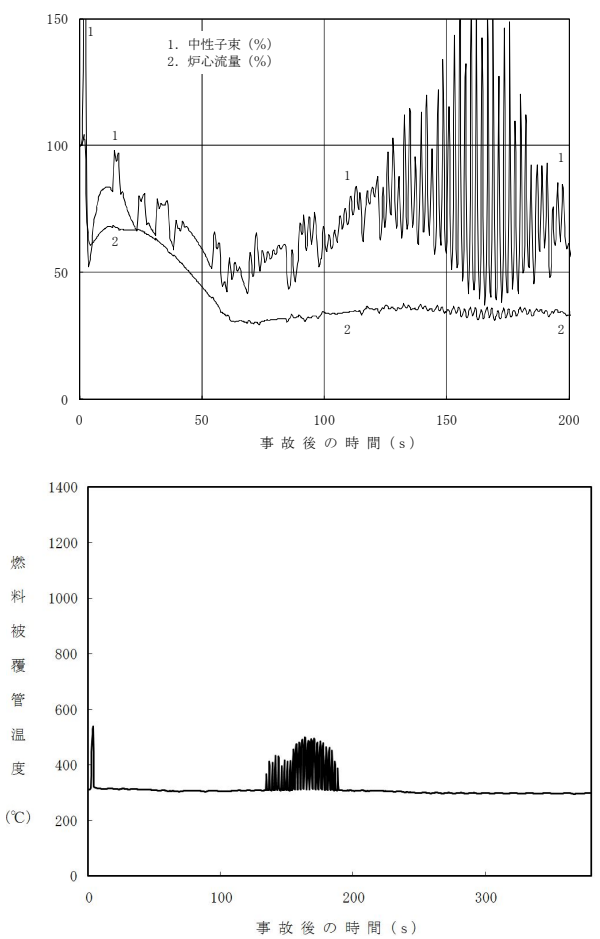
昇に加え，三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅は数十℃程度であると推定される。したがって，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードによる評価において核熱不安定による出力振動の影響を考慮しても燃料被覆管温度は判断基準を満足すると考えられる。

補足表７ 感度解析結果のサマリ

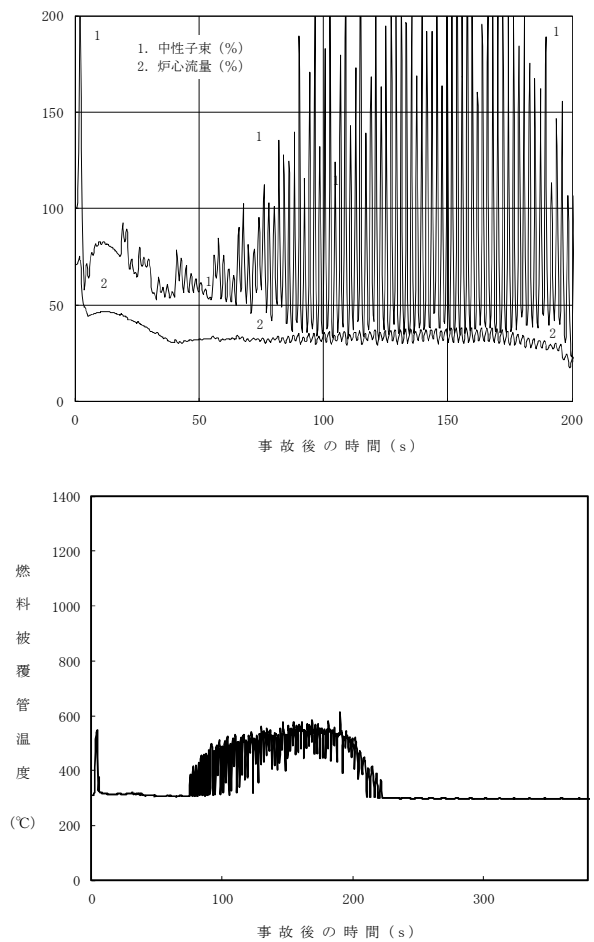
項目	ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコード（申請解析）	ＴＲＡＣコード（ベースケース解析）	ＴＲＡＣコード（意図的に整定出力を高めた解析）	判断基準
燃料被覆管最高温度	約 1060℃	約 550℃	約 620℃	1200℃



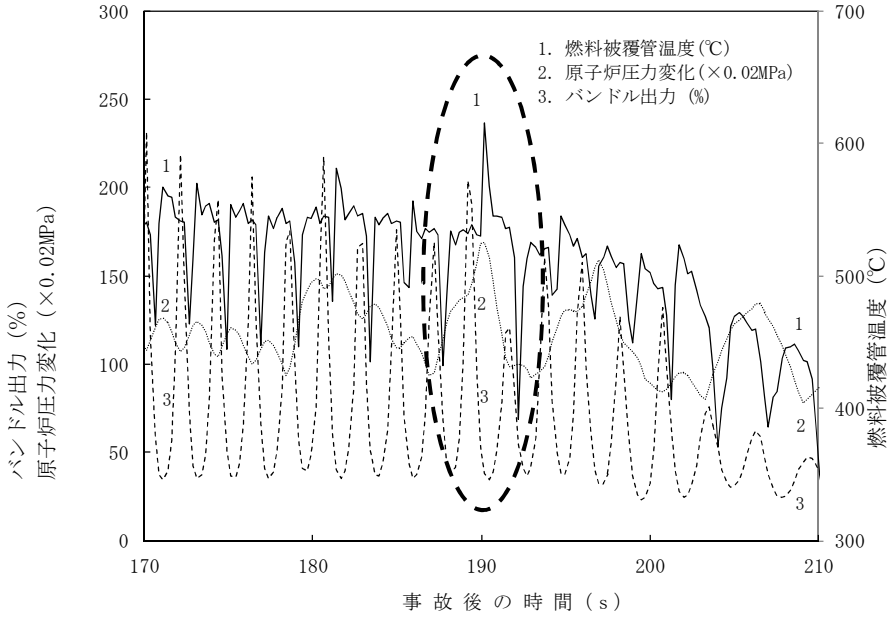
補足図 7-1 ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード
（申請解析）



補足図 7-2 ＴＲＡＣコード
（ベースケース）



補足図 7-3 ＴＲＡＣコード
（意図的に整定出力を高めた解析）



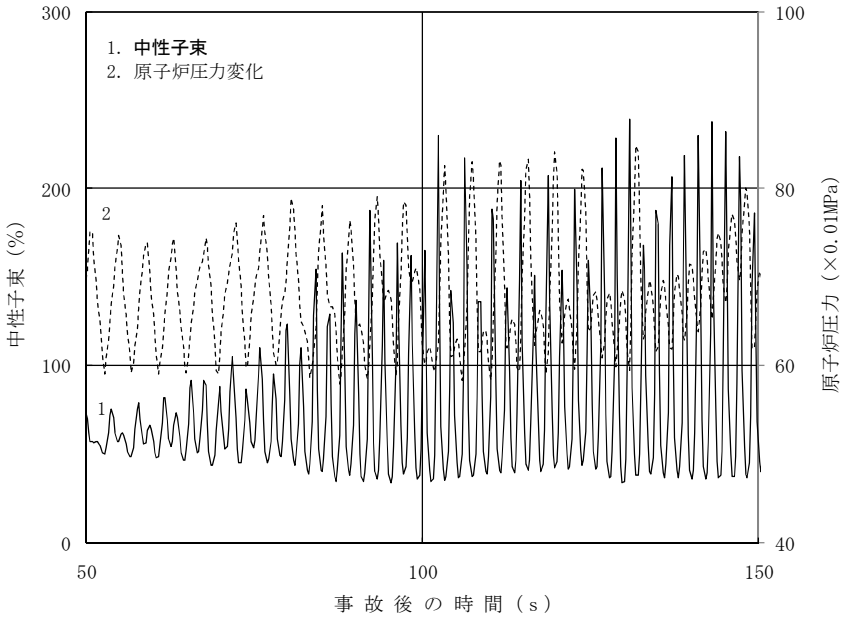
補足図 7-4　バンドル出力，原子炉圧力及び燃料被覆管温度の時間変化

（ＴＲＡＣ解析）

付録

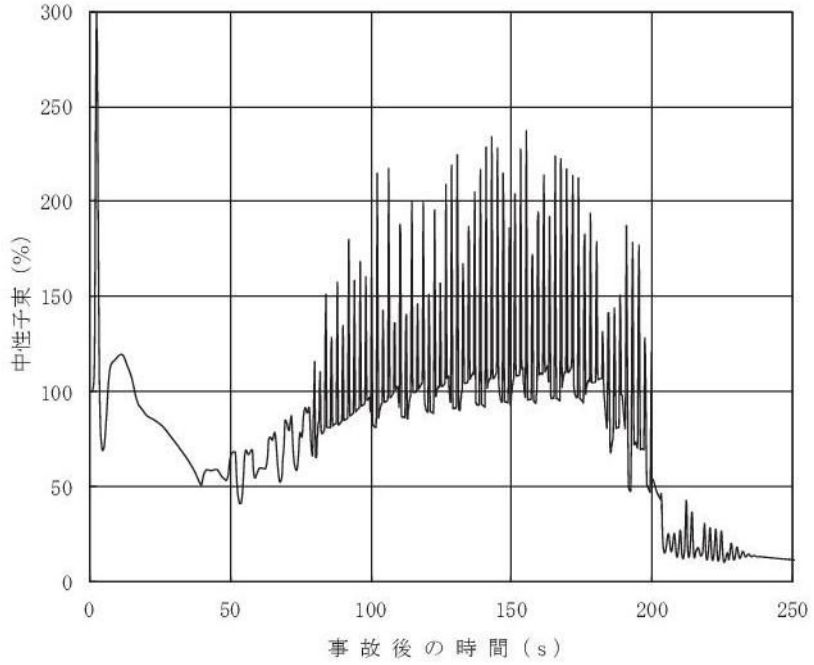
参考に，ＴＲＡＣコードによる解析（意図的に整定出力を高めた解析）において逃がし安全弁閉のタイミングを調整し，三次元核熱不安定による出力振動に伴う出力上昇のタイミングと，逃がし安全弁閉による圧力上昇のタイミングを合わせた解析を実施し（付録図１参照），解析結果とＲＥＤＹ解析の中性子束，炉心入口流量を比較し，出力振動が大きくなる時間領域についてＴＲＡＣコードの挙動（中性子束及びバンドル入口流量）を，初期運転点を100％出力/90％炉心流量としたＲＥＤＹ解析（低流量解析）に反映してＳＣＡＴ解析を実施した。低流量解析をベースにしたのは，低流量の方が三次元核熱結合不安定に対する余裕が小さくなるためである。なお，ＴＲＡＣコードによる出力振動はＲＥＤＹコードに対して上下しているが，本解析では保守的に出力が上昇する側の変動のみを重ね合わせた（付録図２参照）。なお，ＴＲＡＣコードによる出力振動は，２～３秒間隔であることから，0.5 秒ごとにタイミングをずらした感度解析も併せて実施した。

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ＲＥＤＹコードの解析結果に反映して作成したデータを使用したＳＣＡＴコードによる解析では，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードの解析結果（低流量解析）に比べ最大で 70℃程度高い結果となる。



付録図１　中性子束と原子炉圧力の時間変化

（出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇のタイミングを合わせたＴＲＡＣ解析）



付録図２　ＲＥＤＹコードにＴＲＡＣコードの出力振動を重畳させた中性子束

（ＳＣＡＴ 感度解析用の入力として使用）

付録表１　解析結果サマリ

項目	ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード （出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇を重畳させたＴＲＡＣ解析の結果をＲＥＤＹデータに反映した解析結果との比較：ベースケース）
燃料被覆管温度の上昇幅の変化	約 20℃

付録表２　感度解析結果サマリ

項目	ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード （ＲＥＤＹデータに反映させるＴＲＡＣ解析のタイミングをずらした感度解析結果）
燃料被覆管温度の上昇幅の変化	約 70℃（0.5 秒ずらした解析） 約 30℃（1.0 秒ずらした解析） 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

ＳＣＡＴ

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。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類する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

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。

(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，出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため，燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動)］

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小さく，また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にク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

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)

分類	物理現象	事故シーケンス / 評価指標	主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失
			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	I
	(5)	崩壊熱	（I）*1
	(6)	三次元効果	M*2
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	H
	(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	I
炉心（熱流動）	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(14)	気液熱非平衡	M
	(15)	圧力損失	（L）*1
	(16)	三次元効果	M*2
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(17)	冷却材流量変化	（H）*1
	(18)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	（L）*1
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
	(20)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(21)	気液熱非平衡	I
	(22)	圧力損失	I
	(23)	構造材との熱伝達	I
	(24)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	（H）*1
	(25)	ほう酸水の拡散	I
	(26)	三次元効果	I

＊1 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため，ＲＥＤＹコードの解析結果を引き継ぐ物理現象も含んでいる。そのような物理現象は，ＳＣＡＴコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外とする。

＊2 三次元効果の模擬はＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード体系では困難であるため，米国において中性子束振動の評価実績のあるＴＲＡＣコードによる参考解析結果を参照する。

表 2-2　原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（ＳＣＡＴコード）

(2/2)

分類	物理現象	事故シーケンス / 評価指標	主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失 / 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)	格納容器各領域間の流動	I
	(29)	サプレッション・プール冷却	I
	(30)	気液界面の熱伝達	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I
	(32)	スプレイ冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	I
	(34)	格納容器ベント	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＳＣＡＴコードは，燃料の熱的余裕及び燃料被覆管温度を解析するコードである。本コードは，単一チャンネルを模擬し，これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて，燃料棒には半径方向だけの熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し，チャンネル内冷却材には，質量及びエネルギ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－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－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。

表 3-1　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心（核）	出力分布変化	燃料モデル	出力分布モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル （サブクール熱伝達，サブクール沸騰熱伝達，核沸騰熱伝達，膜沸騰熱伝達，輻射熱伝達*） リウェットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル
炉心（熱流動）	気液熱非平衡	チャンネル内熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル

＊ 燃料被覆管温度を厳しい側に評価する観点から，輻射熱伝達の寄与を解析コード中で取り扱わない。

3.3 解析モデル[(5)(6)]

ＳＣＡＴコードは，ＲＥＤＹコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて，燃料のＭＣＰＲ及び燃料被覆管温度を評価する。またＲＥＤＹコードから求まる中性子束，炉心流量，炉心入口エンタルピ，炉心圧力の時間変化を境界条件とする。重要現象に対するＳＣＡＴコードの計算モデルを表 3-2 に示す。

表 3-2　ＳＣＡＴコードのモデル一覧

項　目		計算モデル
チャンネル内熱流動モデル	流動の基本式 （非平衡ドリフトフラックスモデル）	気液各相に対して質量保存式とエネルギ保存式，及び気液混相の運動量保存式を適用
	ボイドモデル	[redacted]を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	[redacted]
	圧力損失モデル	[redacted]
	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－被覆管ギャップ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱伝達係数を適用

（注 1）現行の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

l ： 液相

g ： 飽和蒸気

f ： 飽和水

(2) 構成式

①ボイドモデル，サブクールボイドモデル

②圧力損失モデル

上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付２に示す。

③被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール，サブクール沸騰，核沸騰，膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図 3-1 に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち，単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また，核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については，限界ク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]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60e^{-\frac{P}{900}}\left[\frac{Q/A}{10^6}\right]^{1/4}$$

（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

x_e ： 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

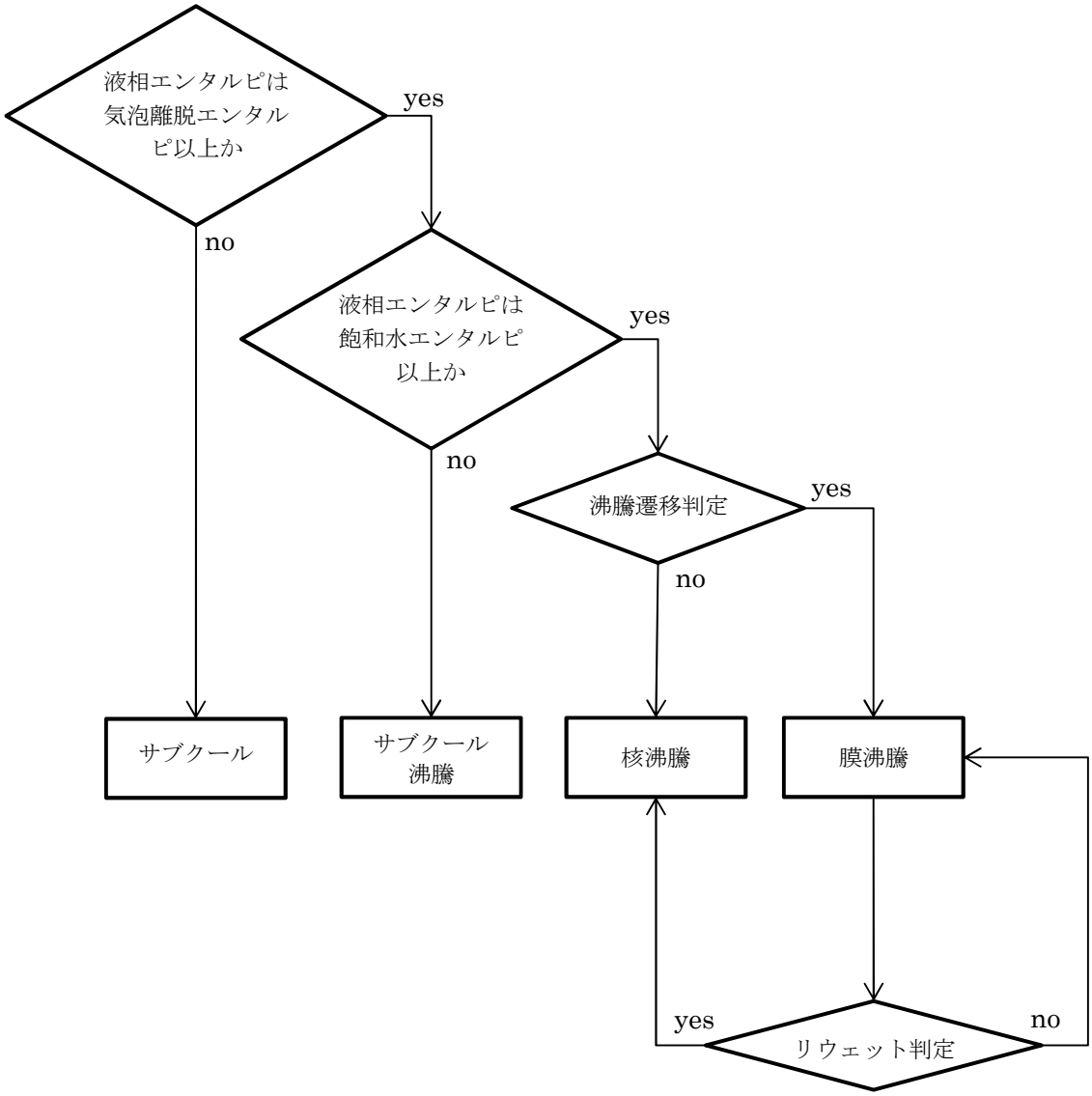
Re ： 冷却材のレイノルズ数

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_Q： 熱的等価直径

Ｇ ： 質量流束

Ｌ ： 加熱長さ

Ｐ ： 圧力

Ｒ ： 局所出力分布に関する係数

以下に，ＧＥＸＬ相関式から得られるＭＣＰＲの計算と，沸騰遷移の生

じる位置を判定する計算について述べる。

(a) ＭＣＰＲの計算方法

ＧＥＸＬ相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は，次に述べる手法によって行う。

(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) (i)での限界クォリティを用いてＳＬＭＣＰＲに相当する限界クォリティを求める。

(ⅲ) 軸方向沸騰遷移位置を表すために，(ⅱ)でのＳＬＭＣＰＲに相当する限界クォリティを補正する。

(ⅳ) この補正した限界クォリティと運転クォリティとを比較し，交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では，沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

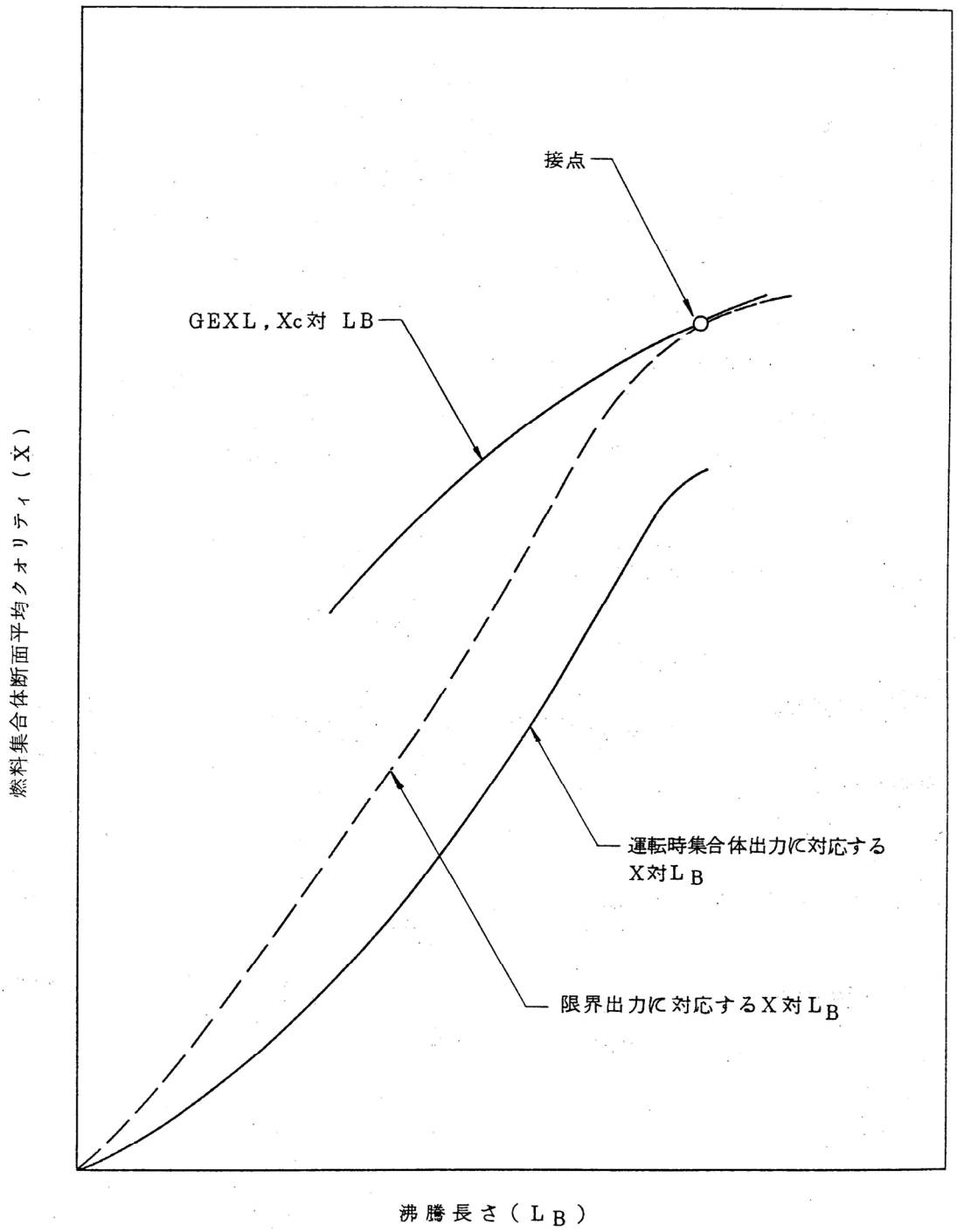
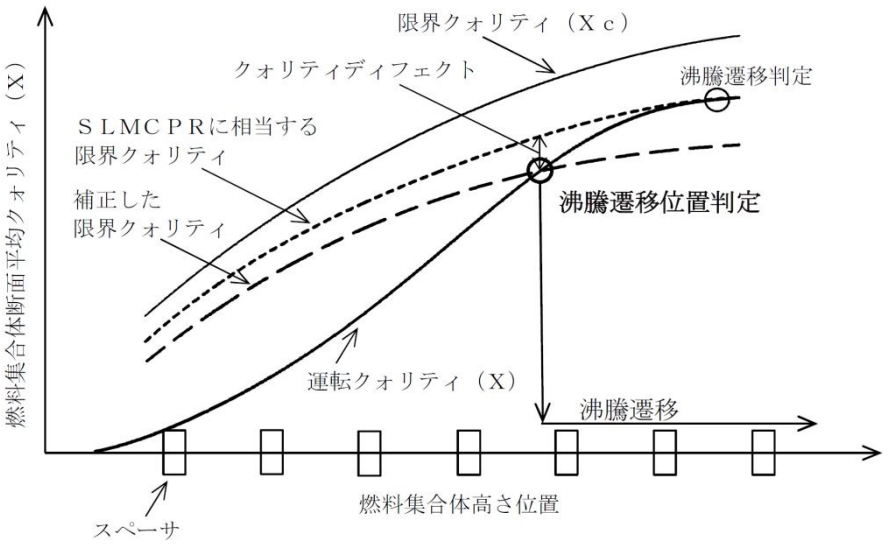


図 3-2　限界出力の評価手法[3][4]



沸騰遷移判定位置におけるクォリティディフェクト
＝ 限界クォリティ*－運転クォリティ

*)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)]。

$$x_{rewet} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{lf}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \frac{\overline{dx}}{dt}$$

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

x_c ： 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

ΔT_w ： 壁面過熱度

ΔT_0 ： 液膜先端固気液三相界面の過熱度

q'' ： ドライアウト部の熱流束

F ： 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数

G ： 冷却材の質量流束

D_w ： 熱的等価直径

h_{fg} ： 蒸発潜熱

t_m ： $x-x_c$ が最大となる時刻

Δt_0 ： $x-x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間

$\overline{\frac{dx}{dt}}$ ： x が x_c まで復帰した時刻からリウェット時刻までの x の平均変化率

G_0 ： 質量流束規格化基準値

u_{lf}^0 ： 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

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。

① 燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し，被覆管は通常内側と外側の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，出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

④　熱伝導率，熱容量等，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－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

$$\left[K_F\frac{\partial T}{\partial r}\right]_{燃料表面} = H_g\Delta T_{gap}$$

(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

ΔT_{gap}：燃料ペレット－燃料被覆管ギャップの温度差

K_F　：燃料ペレットの熱伝導率

K_c　：燃料被覆管の熱伝導率

H_g　：燃料ペレット－燃料被覆管の熱伝達率

ρ_F　：燃料ペレット密度

ρ_c　：燃料被覆管密度

C_F　：燃料ペレット比熱

C_c　：燃料被覆管比熱

Q_g　：燃料ペレットの発熱量

表 3-3　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。

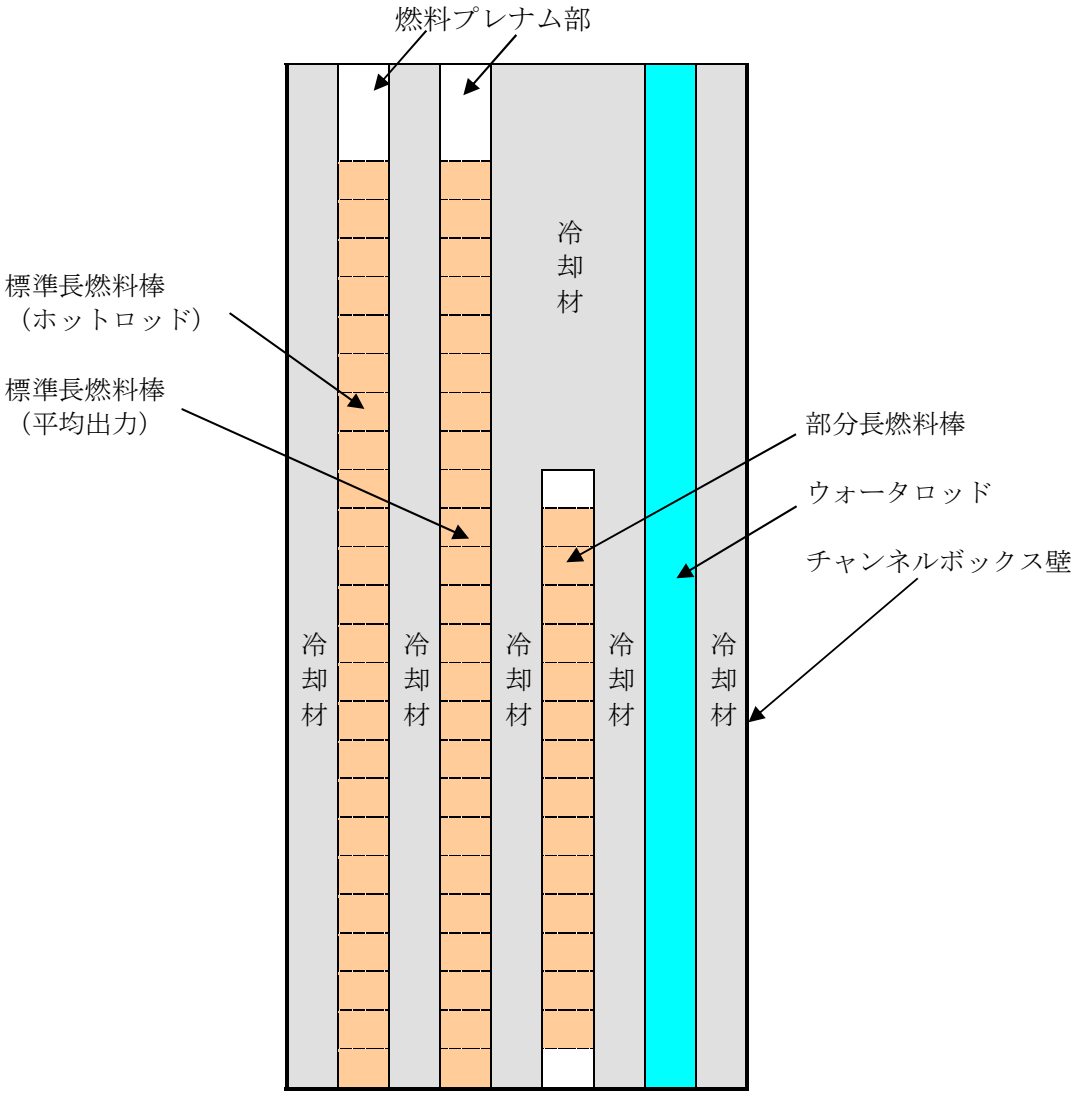


図 3-4　燃料集合体モデル（９×９燃料（A型）の例）

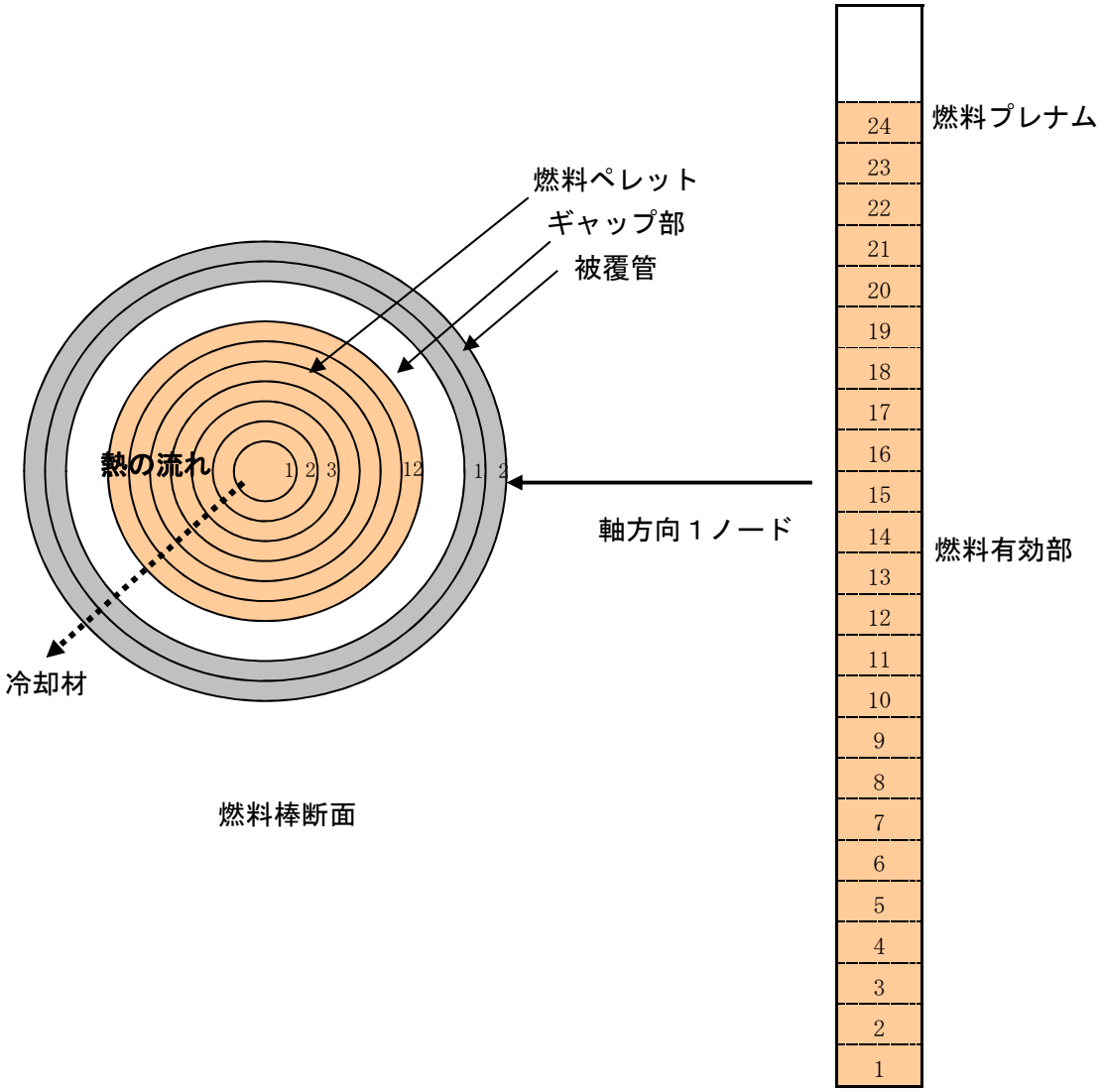


図 3-5　燃料棒モデル（９×９燃料（Ａ型）の例）

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，ＲＥＤＹコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は，初期ＭＣＰＲに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は，炉心熱水力解析コードＩＳＣＯＲ[18][19]を用いて，ＭＣＰＲの初期値が通常運転時の制限値（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（ジルコニウムー水反応量）

④クォリティ

⑤熱伝達係数

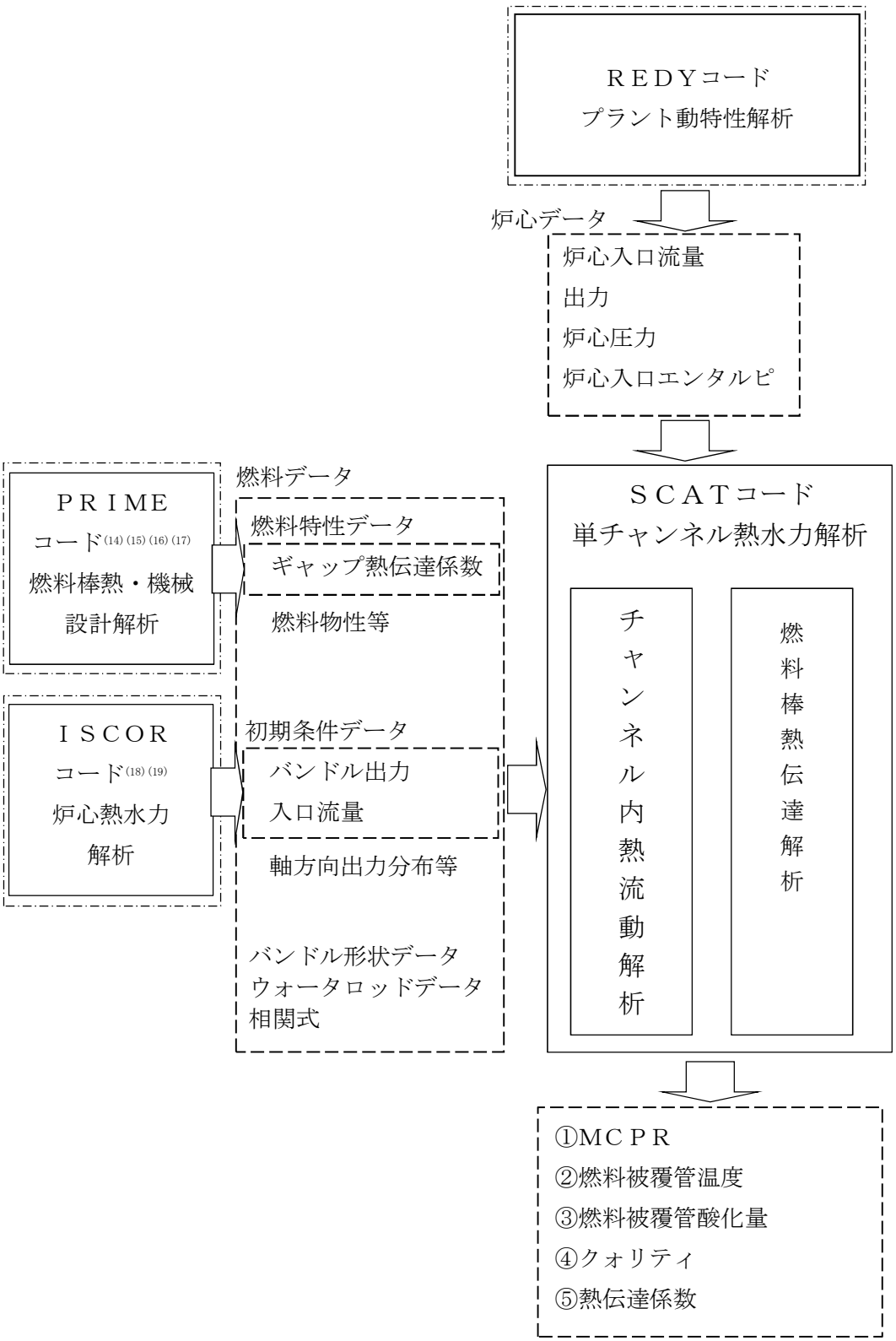


図 3-6　ＳＣＡＴコードの入出力

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。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	ATLAS試験	NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験
炉心 （核）	出力分布変化*	出力分布モデル	－	－
炉心 （燃料）	燃料棒内温度変化*	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル	－	－
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル	－	図 4-15 図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3 図 4-5 図 4-6	図 4-12 図 4-13 図 4-14
炉心 （熱流動）	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル	－	図 4-15 図 4-16

＊4.1 に記載の理由により，妥当性確認が不要である重要現象

4.2 ＡＴＬＡＳ試験

(1) ＡＴＬＡＳ試験設備の概要[3][4]

米国ＧＥ社ＡＴＬＡＳ試験設備の仕様を表 4-2 に，系統構成図を図 4-1 に示す。

実験は循環ポンプにより流体を循環させ，混合器で温度差のある水（循環ポンプからの水と空冷熱交からの水）を混合し，目的のサブクール水を得る。サブクール水の一部は凝縮器に流されるが，残りは流量制御弁を通り，オリフィス流量計，タービン流量計を経て試験部に入る。試験部で発生した蒸気は凝縮器で凝縮され，循環ポンプに戻る。蒸気ドラムの圧力は，冷水をドラム中にスプレイして蒸気を凝縮させることにより制御される。

試験部容器の模式図を図 4-2 に示す。試験部は高温高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，この範囲の入口サブクーリングに対するＧＥＸＬ相関式の適用性を確認する必要がある。ただし，この確認は，第１～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，十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，ＧＥＸＬ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口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，ＧＥＸＬ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。

表 4-2　ＡＴＬＡＳ試験ループの仕様[(3)(4)]

項目	仕様
試験部最大熱入力	17.2 MW
ループ最大圧力	158 kg/cm^{2}a (15.5 MPa[abs])
ループ最高温度	346 ℃
試験部最大流量	3,790 l/min (6.31×10^{-2} m^3/s)
試験部容器	BWR 実寸大模擬燃料集合体収納可

表 4-3　ＡＴＬＡＳ試験条件[(5)(6)]

項目	出力上昇事象	流量減少事象
圧力	1,000 psia (6.9 MPa[abs])	
流量	1.0×10^6 lb/h-ft^2 (1,356 kg/m^2-s)	
入口温度	510～525 ˚F (266～274 ℃)	500～530 ˚F (260～277 ℃)
出力	1.34～5.40 MW	1.00～6.65 MW

表 4-4　試験パラメータ範囲[(3)(4)]

項目	範囲
圧力	800～1,400 psia (5.5～9.7 MPa[abs])
質量速度	0.10～1.35 Mlb/h-ft^2 (140～1,830 kg/m^2-s)
入口サブクーリング	0 ～100 Btu/lb (0 ～223 kJ/kg)

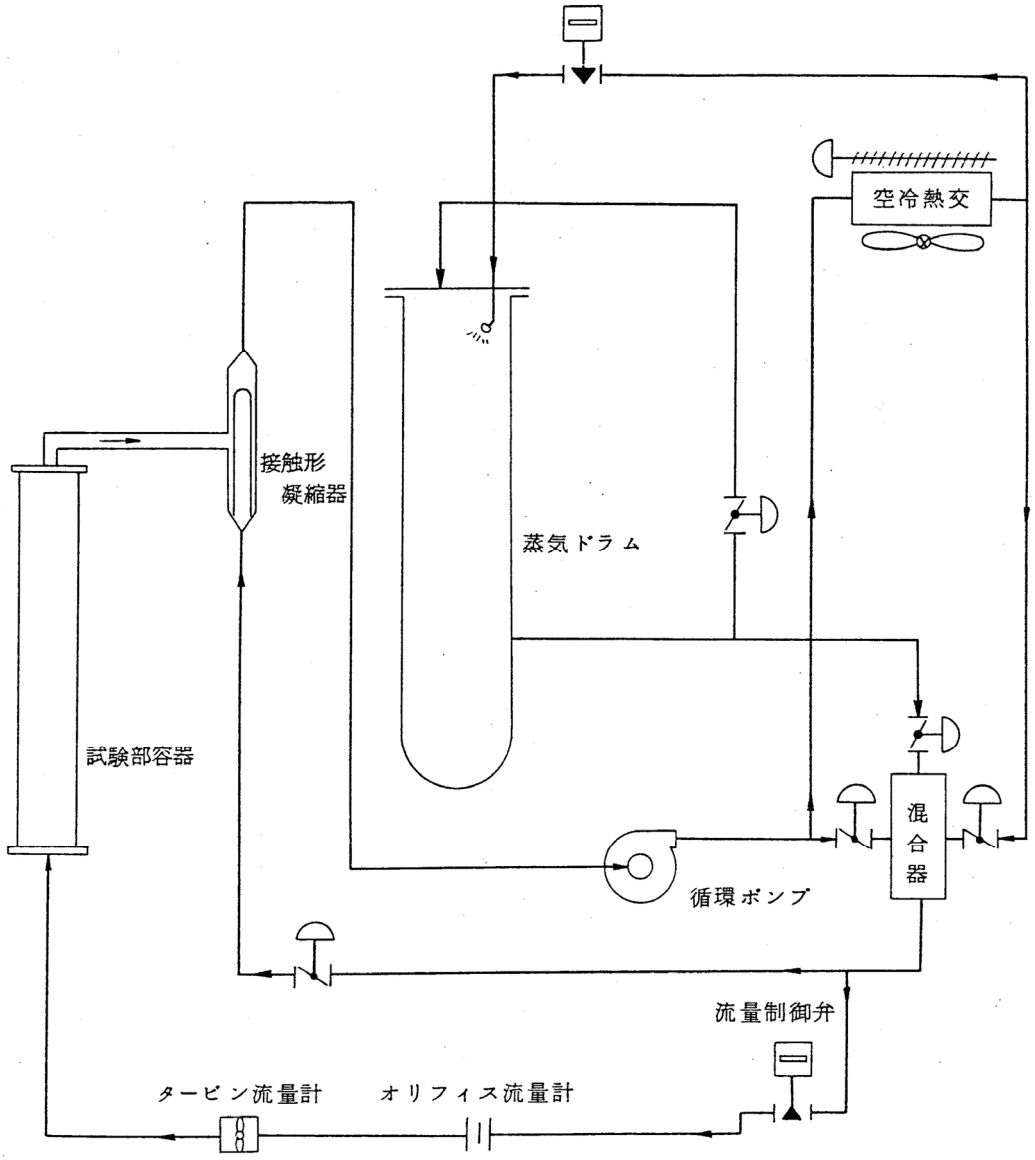


図 4-1　ＡＴＬＡＳループ系統構成図[(3)(4)]

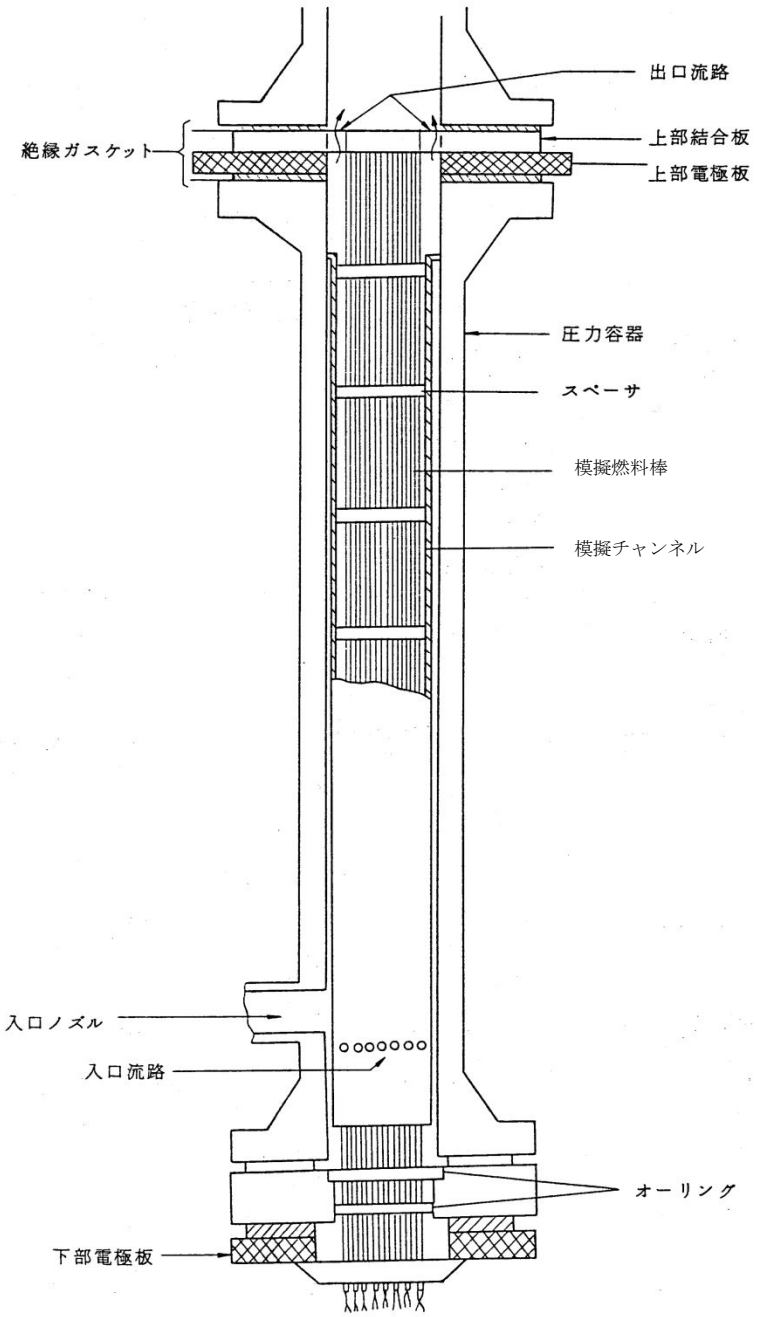

出口流路
絶縁ガスケット
上部結合板
上部電極板
圧力容器
スペーサ
模擬燃料棒
模擬チャンネル
入口ノズル
入口流路
オーリング
下部電極板

図 4-2　試験部[3][4]

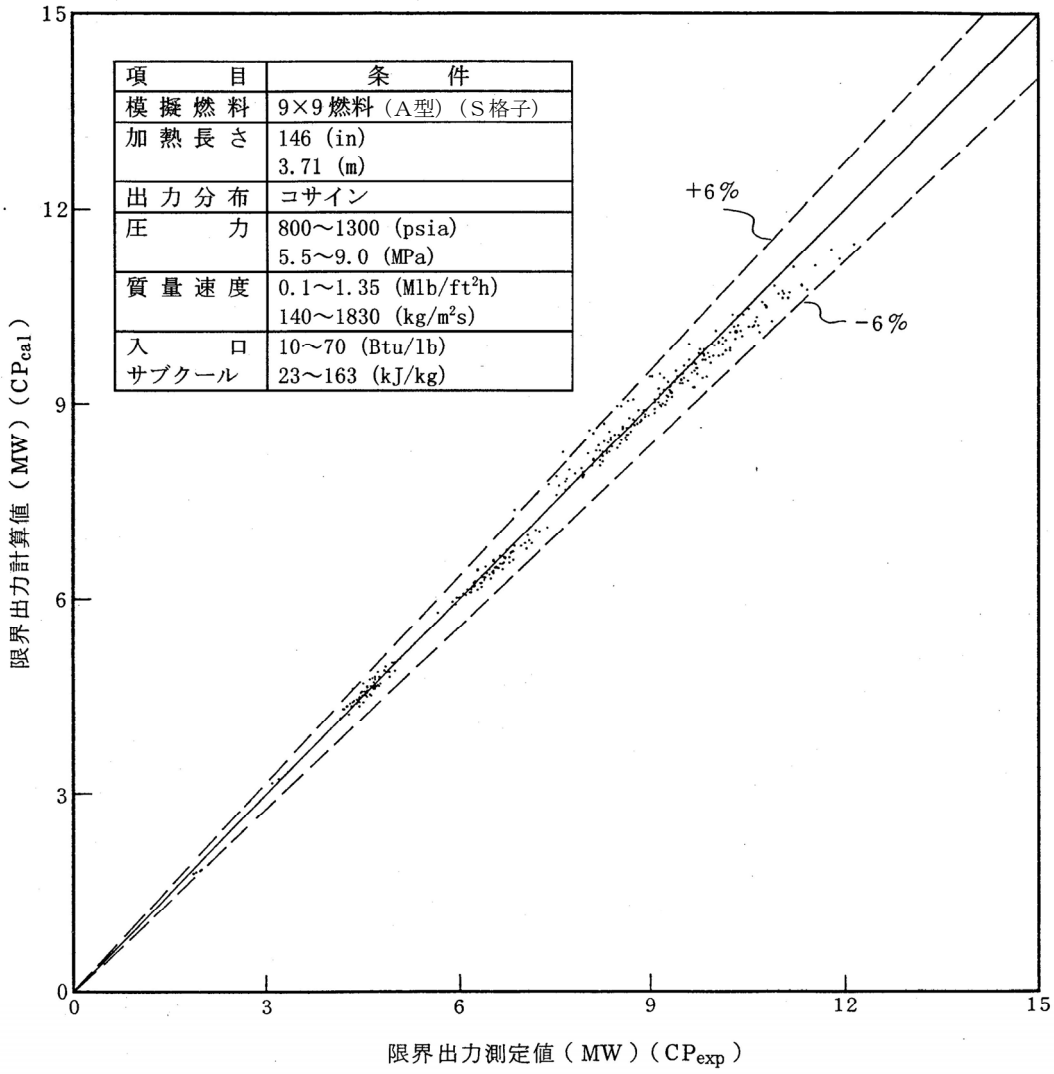


図 4-3　限界出力計算値と測定値の関係[(3)(4)]

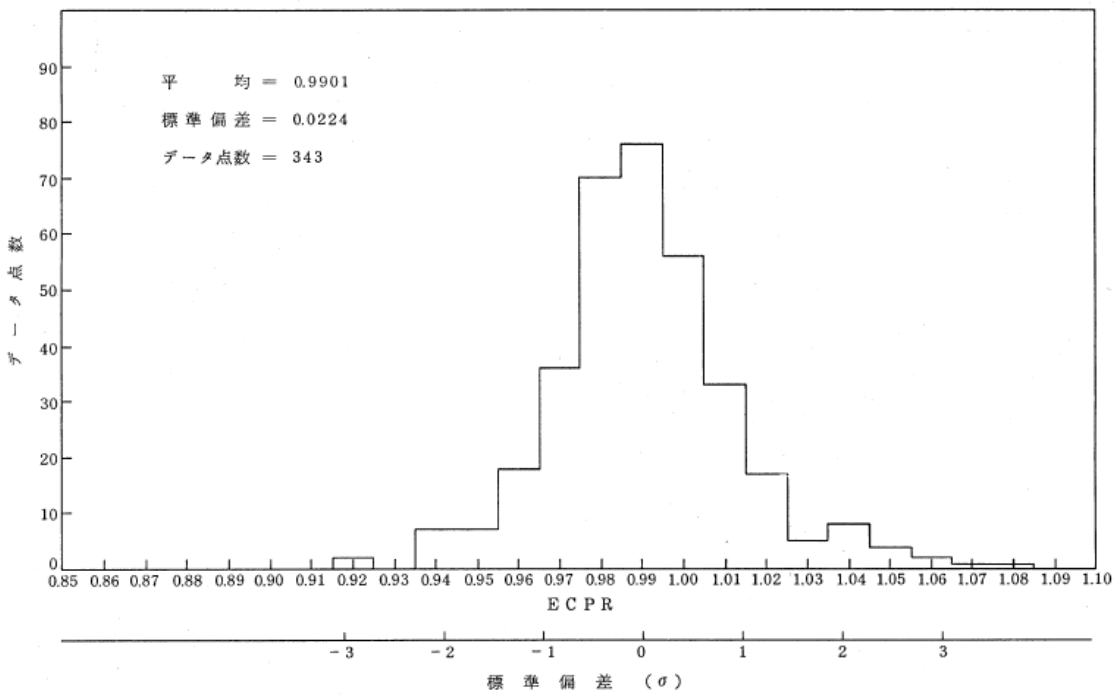


図 4-4　ＥＣＰＲヒストグラム[(3)(4)]

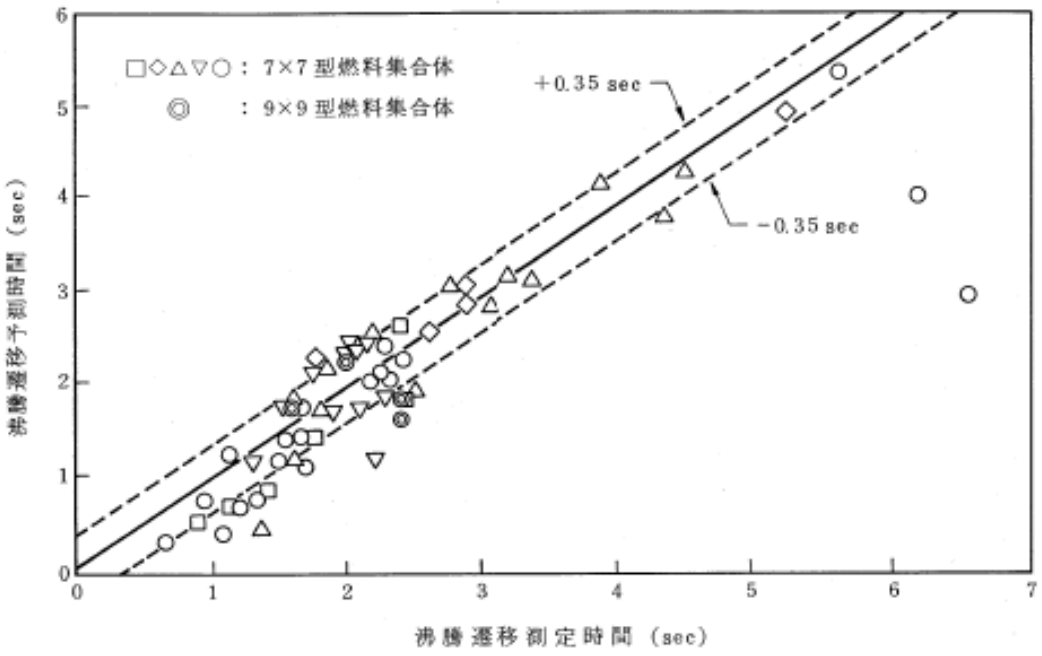


図 4-5　初期沸騰遷移予測時間対測定時間[(3)(4)]

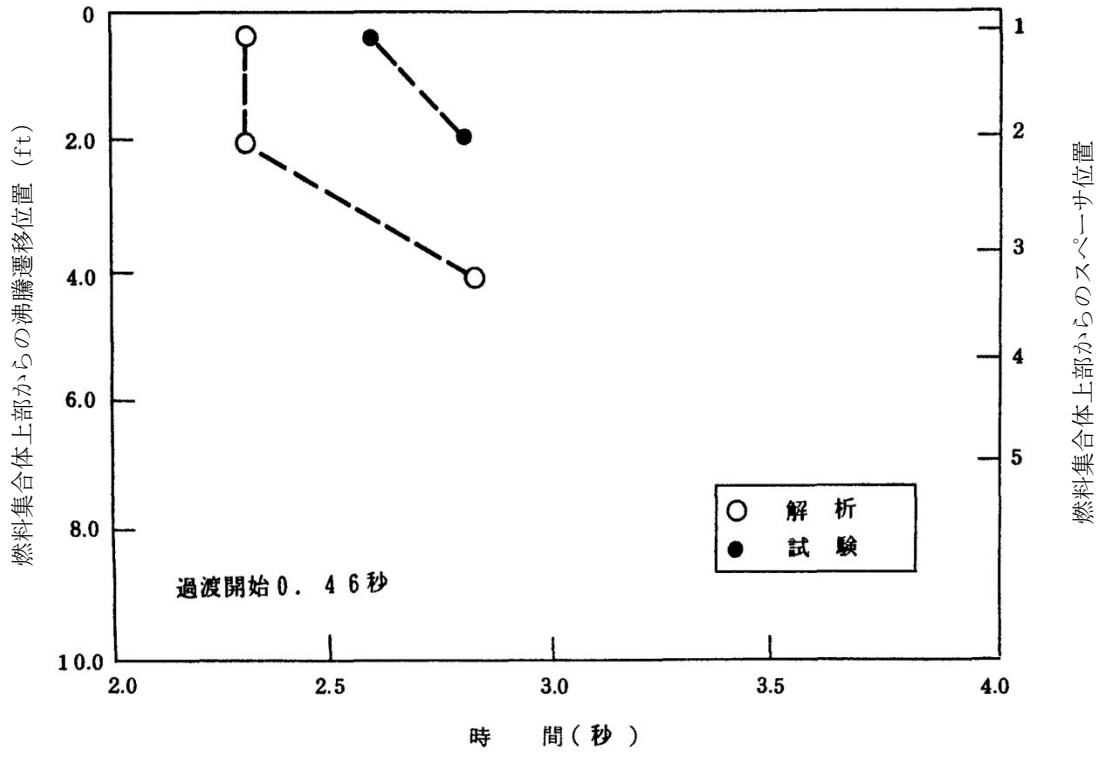


図 4-6　沸騰遷移位置の時間変化（７×７燃料）[6]

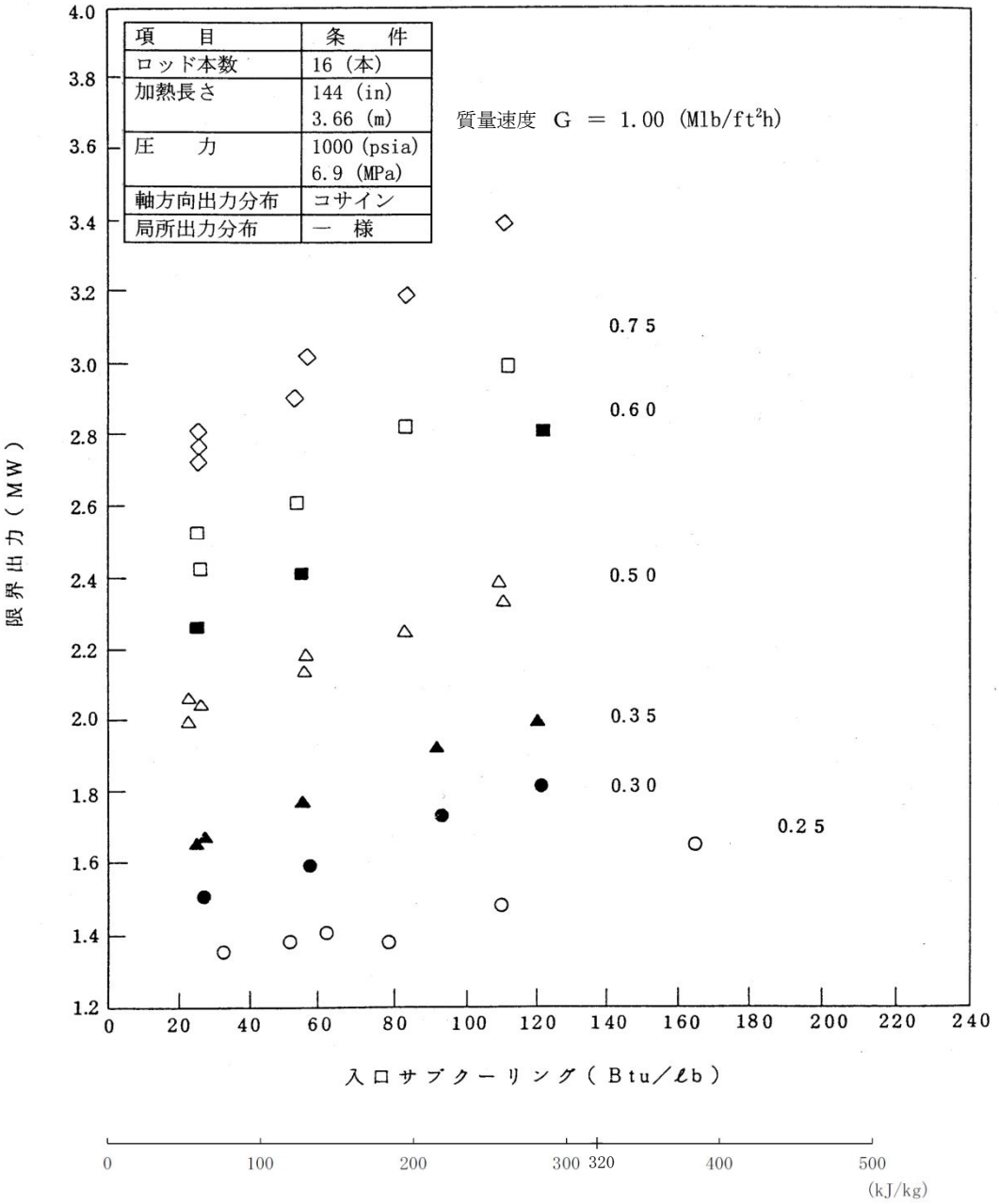


図 4-7　入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（４×４格子）[(3)(4)]

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，ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移発生時間の計算値は±0.35 秒以内に入っていて，良好に予測できる。

沸騰遷移位置について，試験とＧＥＸＬ相関式による解析結果との比較を図 4-13 及び図 4-14 に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く，また沸騰遷移予測位置は深く予測する傾向となっており，保守的な予測結果を与えている。

また，沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式，リウ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ＣＨＦの軸方向変化を模式的に表すと図 4-17 のように描画できる[26]。スペーサ直上流位置においてＣＨＦが極小となるため，スペーサ間の領域ではこれらの極小位置において沸騰遷移が初生することになり，極小位置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，炉心入口サブクール度が非常に大きいことから集合体の中央高さ付近までサブクール沸騰状態にあり，第５～第７スペーサの範囲では軸方向のボイド率の増加が十分でなく，発達した環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成される

流動状態には程遠い流動様式にとどまる。この結果，この範囲においては，軸方向出力分布が中央ピークのため加熱量が小さいことと相まって，4.2(3)に示したように沸騰遷移は発生しない。

以上から，発熱のピーク高さ位置に最も近く，前述の熱水力試験で沸騰遷移が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－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。

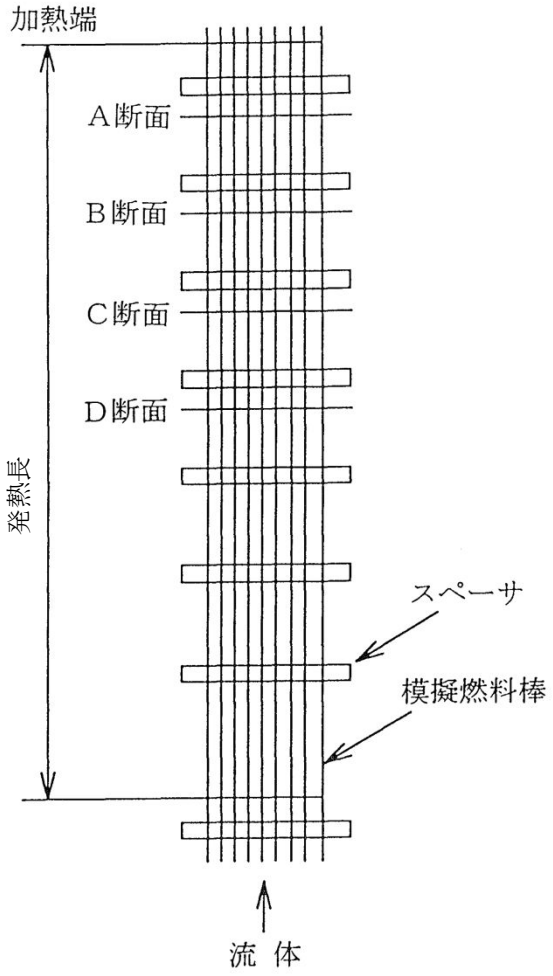
したがって，重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

表 4-5　模擬燃料集合体の仕様[8]

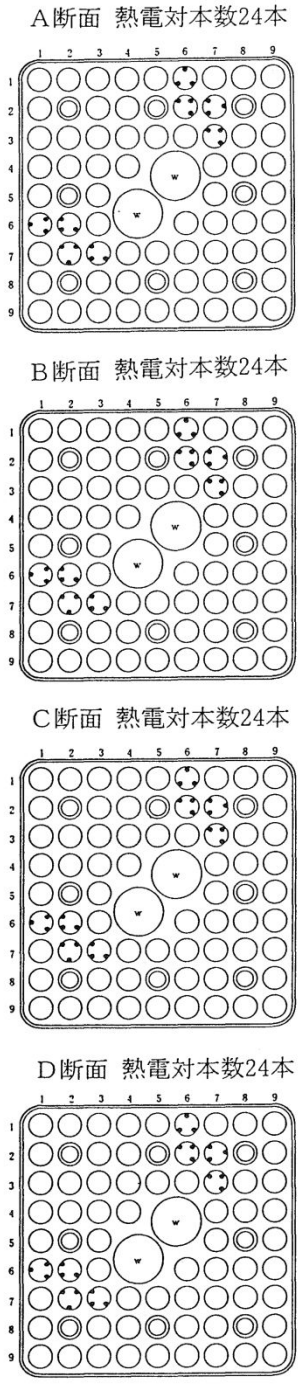
項目	仕様
燃料タイプ	９×９燃料（A型）
燃料棒本数（ヒータロッド） ・標準燃料棒 ・部分長燃料棒	74 66 8
加熱長 ・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ11.2mm
ウォータロッド本数	2
燃料棒ピッチ	14.3mm
チャンネルボックス内幅	132.5mm
スペーサ個数	7（丸セル型）
軸方向出力分布	コサイン

表 4-6　試験条件[8]

項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約６～８ MW	



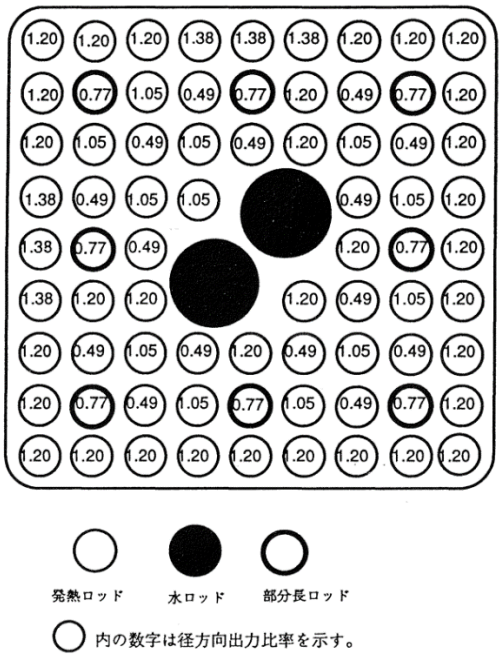
［試験体側面模式図］



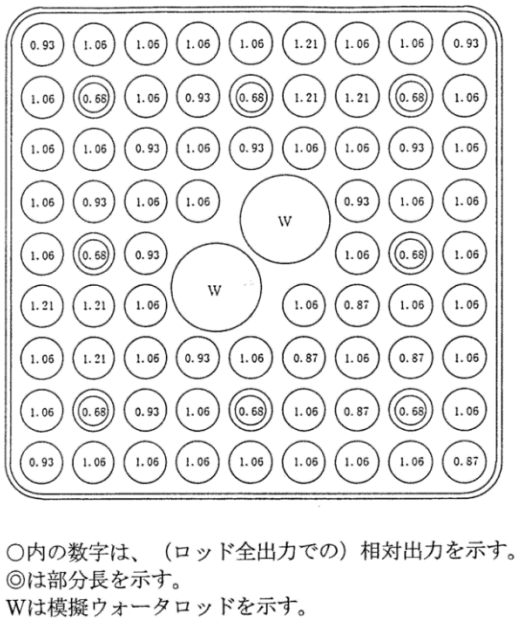
◯：標準燃料棒
◎：部分長燃料棒
•：熱電対位置

［熱電対取付け位置］

図 4-10　試験体の例[21]



試験体（燃焼初期）



試験体（燃焼の進んだ分布）

図 4-11　試験体の径方向出力分布[21]

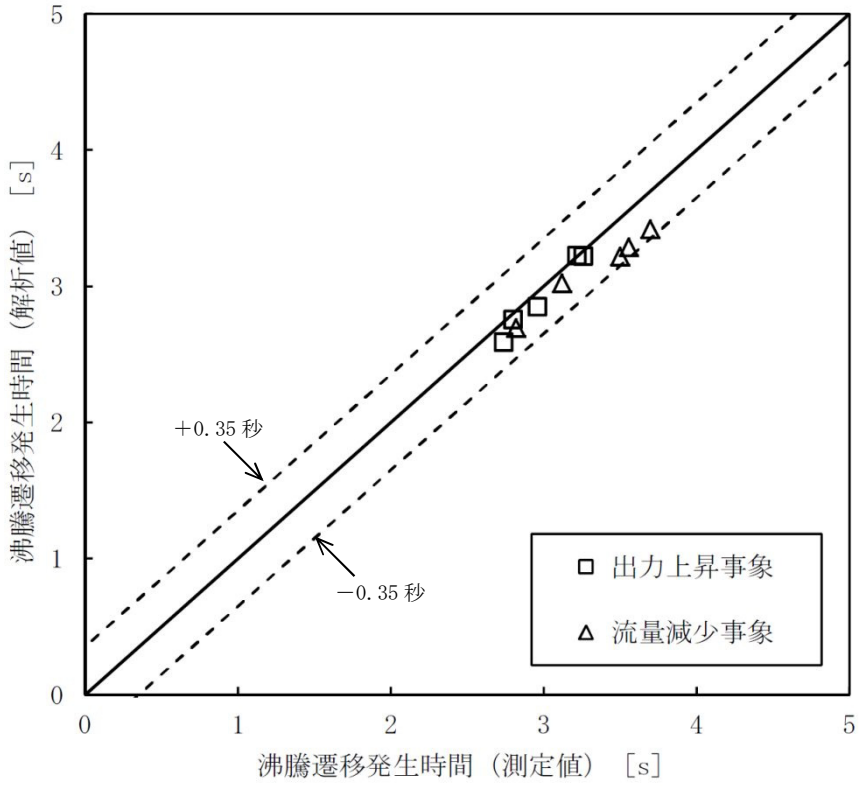


図 4-12　沸騰遷移発生時間の比較

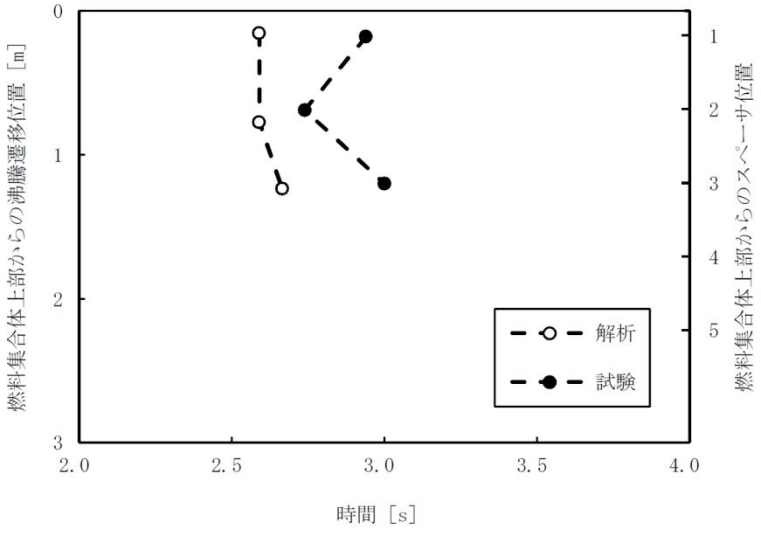


図 4-13　沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

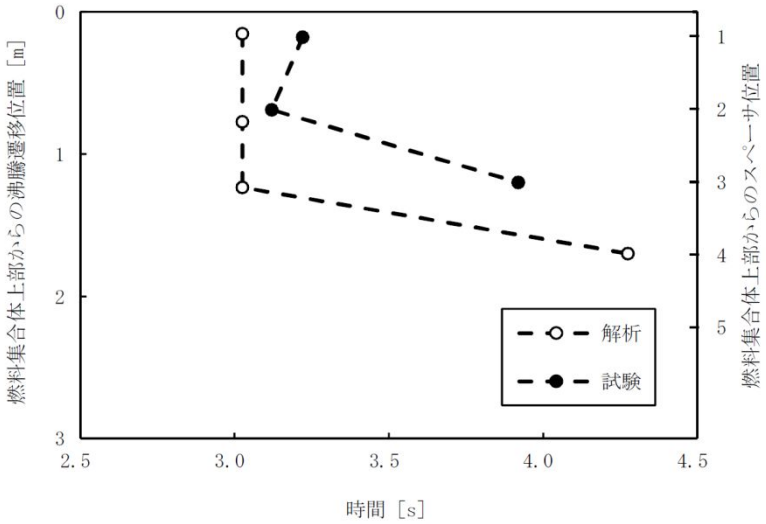


図 4-14　沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

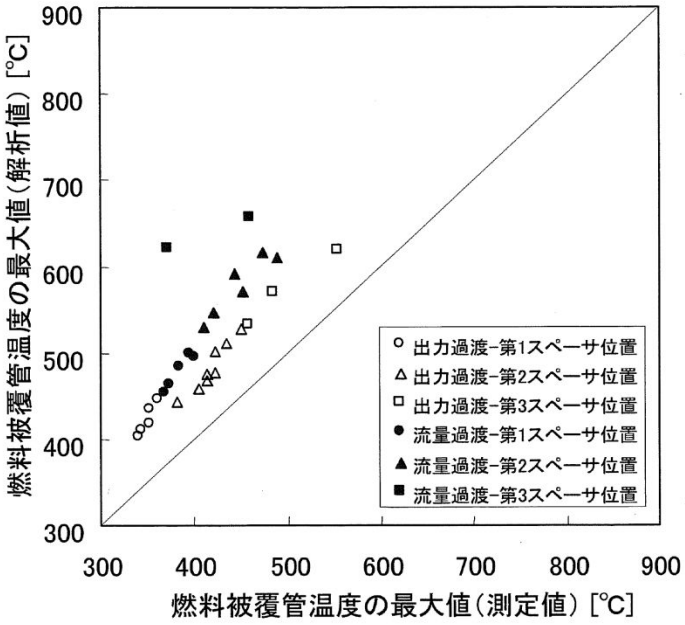


図 4-15　燃料被覆管温度の最大値の比較[8]

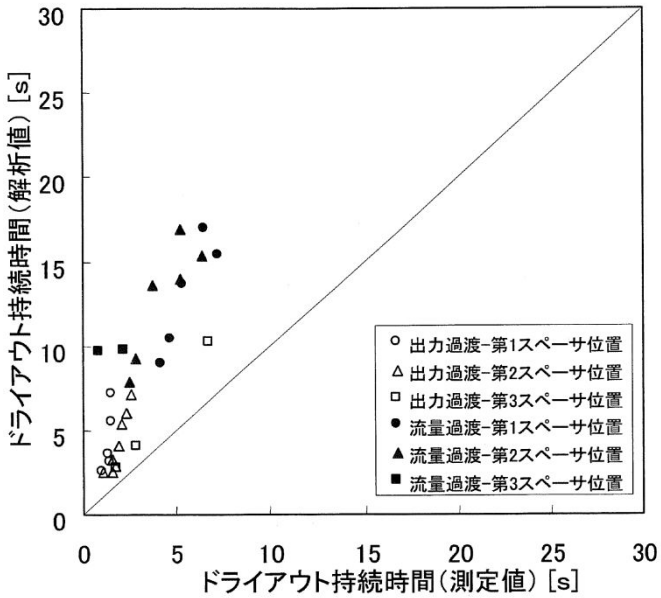


図 4-16　ドライアウト持続時間の比較[8]

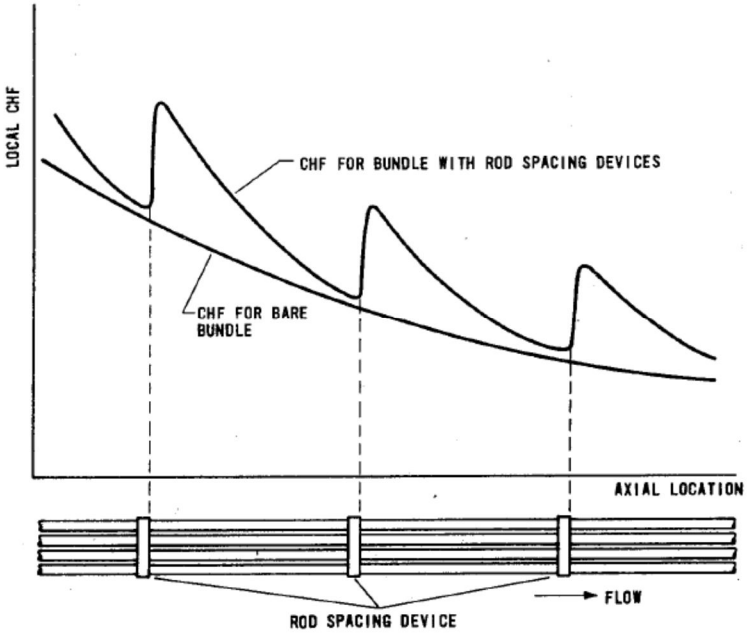


図 4-17　軸方向ＣＨＦへのスペーサの影響[26]

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。

表 5-1 重要現象の不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心（核）	出力分布変化	出力分布モデル	入力値に含まれる	燃料被覆管温度を高めに評価する。
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	熱伝導モデル，燃料ペレットー被覆管ギャップ熱伝達モデル	入力値に含まれる	主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態で燃料被覆管温度を高めに評価する。給水加熱喪失によって原子炉出力が増加する状態で燃料被覆管温度への影響は大きくない。
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル，リウェットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため，燃料被覆管温度を高めに評価する。
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	3.6%	沸騰遷移をＳＬＭＣＰＲで発生するように保守的に設定しているため，不確かさの影響は含まれる。
炉心（熱流動）	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル，リウェットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため，燃料被覆管温度を高めに評価する。

6. 参考文献

(1) 「ＢＷＲ核熱水力安定性評価の現状と課題」，(社)日本原子力学会，2001年12月

(2) L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures Ⅲ. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.

(3) 「沸騰水型原子力発電所　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

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）

*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 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

（注1）

第４スペーサ位置についてはク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

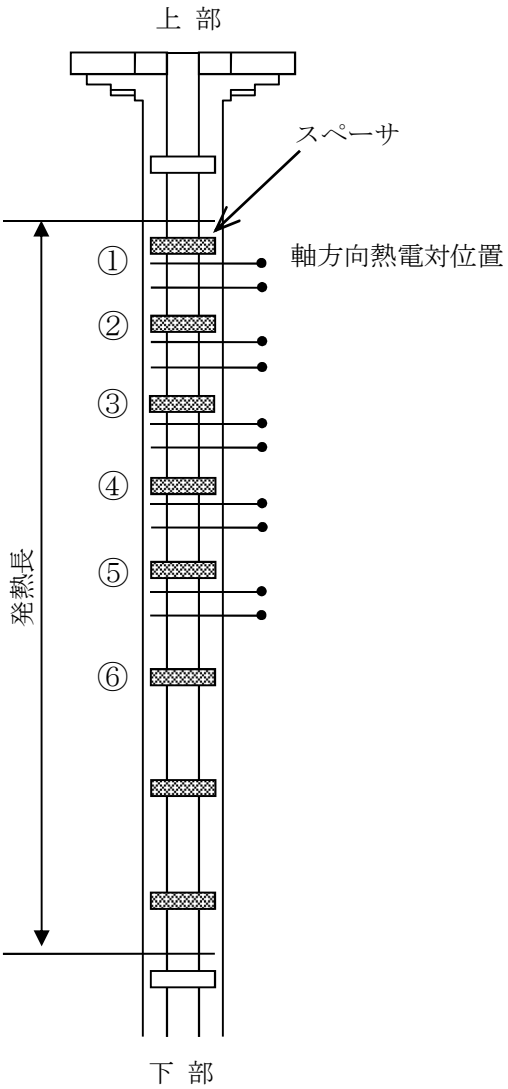
(7) D. C. Groeneveld, "Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions", Proc. Topl. Mtg. Water-Reactor Safety, CONF-730304, U.S. Atomic Energy Commission (1973).

添付表 3-1　模擬燃料集合体の仕様

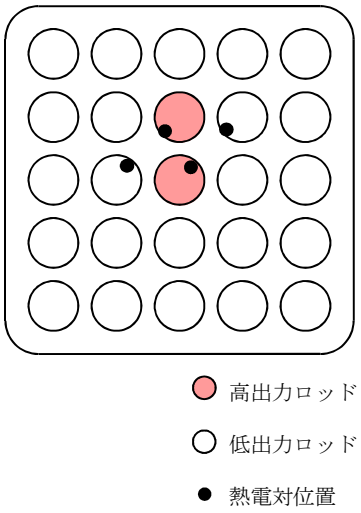
項目	仕様
燃料タイプ	５×５燃料
燃料棒本数（ヒータロッド）	25
加熱長	約 3,710mm
燃料棒外径	
燃料棒ピッチ	
スペーサ個数	８（丸セル型）

添付表 3-2　試験条件

項目		流量減少事象
初期条件	圧力	約７MPa[abs]
	質量流束	約 5×10^{6}kg/m^{2}/h
	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力－冷却間の不整合が拡大すると，液膜は上流側スペーサ（以下「スペーサＢ」という。）に向けて後退する。一方，事象の収束等により出力－冷却間の不整合が回復すると，液膜の後退が止まり，次いで再進展してスペーサＡの直上流位置まで戻る。液膜が再進展する過程で液膜の先端部が到達するとリウ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。

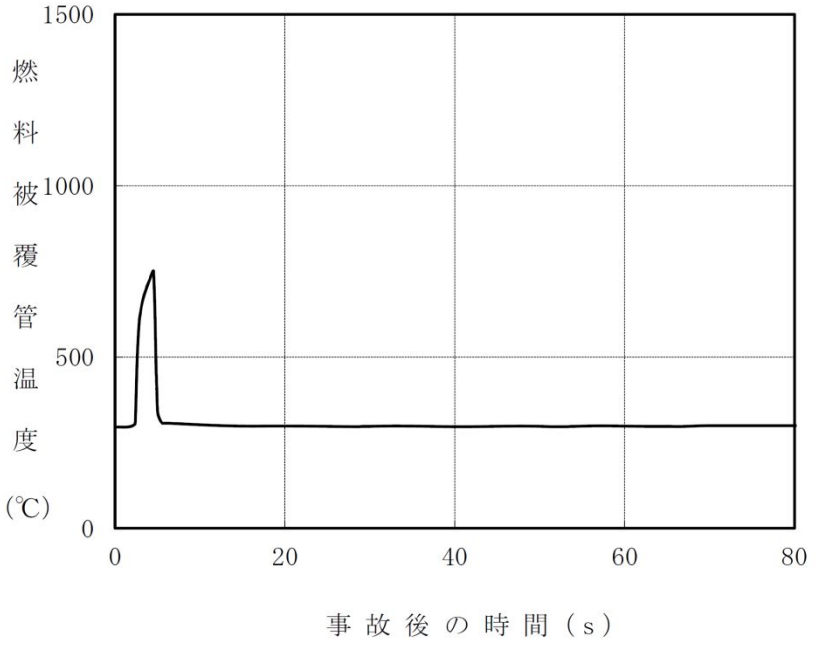
なお，相関式２を用いたＰＣＴ解析は本資料の「添付３　沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性」に示されるように燃料被覆管温度が 800℃に及ぶ実験に対してもおおむね保守的であることが確認されているが，主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象においては前項「3.　リウェット時刻の感度解析」における評価に従い，リウェットなしの極端な計算を実施することで，相関式２によるドライアウト持続時間の予測の不確かさの影響を排除した評価も実施しているため，スペーサ直上流位置だけでなく，スペーサ間のノード位置においても，ＰＣＴの上限値を押さえた評価がなされている。

5.　まとめ

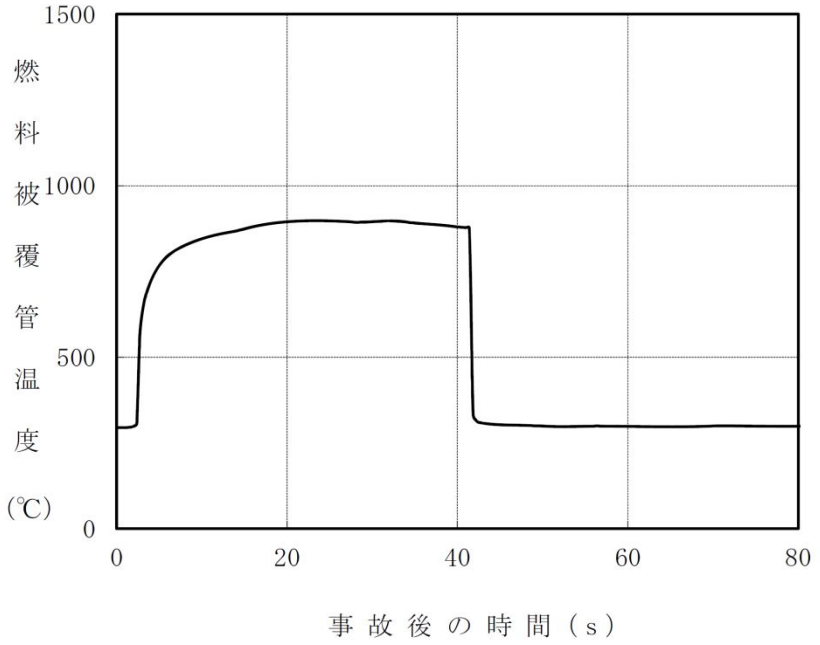
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めに評価するため，相関式２はリウェット時刻を遅く予測する傾向となる。

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 4-1　燃料被覆管温度の変化例



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 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，ＰＬＲが与える影響を確認し，原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. ＰＬＲの影響を考慮したポストＢＴ試験を用いた適用性の確認

(1) 試験の概要と試験結果[1]

９×９燃料（Ａ型）を模擬した４×４バンドル試験を対象として，ＰＬＲ

の影響を考慮した沸騰遷移後の特性に関する試験が実施されている。

添付図 5-1 に試験体の概略図と試験結果の例を示す。試験結果の全般的な傾向として，沸騰遷移開始時刻と沸騰遷移後の燃料被覆管温度の最大値に関しては，ＰＬＲからの遠近の影響は小さいものの，リウ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]

添付６　有効性評価における９×９燃料（Ａ型）の代表性

1. はじめに

有効性評価は９×９燃料（Ａ型）（以下「Ａ型燃料」という。）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ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードで解析評価を行う。ＲＥＤＹコードに入力する核特性や炉心の燃料データ，またＳＣＡＴコードに入力する燃料集合体の燃料データ，沸騰遷移相関式等にＢ型燃料のデータを反映し，判断基準パラメータである原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力，燃料被覆管温度，格納容器圧力，サプレッション・プール水温度を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 6-1 に示す。Ａ型と比べたＢ型燃料の特徴として，燃料棒の径が小さい，標準長燃料棒のみで構成される，ウォータチャンネルを採用している，スペーサ形状が異な

るといった点が挙げられる。しかし，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードを使用する上でこれらの相違は問題とならず，Ｂ型燃料についても解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対するＢ型燃料の適用性を示す。

3.1 核特性

ＲＥＤＹコードへは，ボイド係数やドップラ係数，ボロン反応度，遅発中性子割合等のパラメータを入力する。ＲＥＤＹコードは一点近似モデルを採用していることから，Ｂ型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.2 バンドル形状，ウォータロッド／ウォータチャンネル

ＳＣＡＴコードでは，軸方向一次元の流れを断面で平均化し等価直径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（出口クォリティとボイド率の関係）や圧損係数の形で入力する。これら入力をＢ型燃料の形状データに基づき作成することで適切に評価できる。ＳＣＡＴコードにおける，ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルについては，Ａ型燃料と同じモデルを適用する。

3.5 沸騰遷移後の熱伝達相関式及びリウ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

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　　：ＢＷＲ５代表炉

対象炉心燃料　　：９×９燃料（Ｂ型）平衡炉心サイクル末期

事故シーケンス　　：主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失

解析コード　　：REDY Ver.1（ATWS 用），SCAT Ver.3

解析条件：

添付表 6-1 で示した核特性，バンドル形状・ウォータチャンネル，燃料棒特

性，熱水力特性にＢ型燃料のデータを入力する。沸騰遷移相関式にはＢ型燃料の限界出力特性に基づきフィッティングした係数を入力する。その他の相関式はＡ型燃料で代表した有効性評価の申請解析と同じである。

4.2 解析結果

Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の解析結果を添付表 6-2 に示す。Ｂ型燃料においても判断基準を十分満足することが確認できる。以下に，Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の評価結果を示す。

(1) 原子炉挙動

Ｂ型燃料の方が中性子束と原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力の最大値が小さくなっている。これは，Ｂ型燃料の平衡炉心サイクル末期での動的ボイド係数の値が，Ａ型燃料の値に比べて負の絶対値が小さく，原子炉圧力上昇に伴う正の反応度印加量が小さいためと考えられる。

(2) 燃料挙動

ＰＣＴは，主蒸気隔離弁全閉直後の出力上昇時（第１ピーク）で，Ｂ型燃料の方が約 90℃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／ＳＣＡＴ）
	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 5-87
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） 5-222
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（ＭＡＡＰ４）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－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，ジルコニウムー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ー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。

表 2.2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち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（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－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－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－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－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挙動［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挙動［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。

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）

分類		物理現象		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
				評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
炉心	核	(1)	核分裂出力		L	L	L	L	L
		(2)	出力分布変化		L	L	L	L	L
		(3)	反応度フィードバック効果		L	L	L	L	L
		(4)	制御棒反応度効果		L	L	L	L	L
		(5)	崩壊熱		H	H	H	H	H
		(6)	三次元効果		I	I	I	I	I
	燃料	(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
		(9)	沸騰遷移		L	L	L	L	L
		(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
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化		L	L	L	L	L
		(14)	気液分離（水位変化）・対向流		L	L	L	L	L
		(15)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
		(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）（2/3）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(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
	(21)	気液分離・対向流		L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡		I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失		L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達		L	L	L	L	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）		M	M	M	M	M
	(26)	ほう酸水の拡散		I	I	I	I	I
	(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）（3/3）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出		L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動		H	H	H	H	H
	(30)	サプレッション・プール冷却		I	H	H	H	I
	(31)	気液界面の熱伝達		M	M	M	M	M
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		M	M	M	M	M
	(33)	スプレイ冷却		H	I	H	H	H
	(34)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生		I	I	I	I	I
	(35)	格納容器ベント		H	I	H	H	H

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）

分類		物理現象		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
				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
炉心	核	(1)	核分裂出力		I	I	I	I	I
		(2)	出力分布変化		I	I	I	I	I
		(3)	反応度フィードバック効果		I	I	I	I	I
		(4)	制御棒反応度効果		I	I	I	I	I
		(5)	崩壊熱		H	H	H	H	H
		(6)	三次元効果		I	I	I	I	I
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化		H	H	H	H	H
		(8)	燃料棒表面熱伝達		H	H	H	H	H
		(9)	沸騰遷移		I	I	I	I	I
		(10)	燃料被覆管酸化		H	H	H	H	H
		(11)	燃料被覆管変形		H	H	H	H	H
		(12)	三次元効果		I	I	I	I	I
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化		H	H	H	H	H
		(14)	気液分離（水位変化）・対向流		H	H	H	H	H
		(15)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失		L	L	L	L	L
		(17)	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）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(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	M	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流		L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
	(23)	圧力損失		L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達		L	L	L	L	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）		M	I	I	M	H
	(26)	ほう酸水の拡散		I	I	I	I	I
	(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）（3/5）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	(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	H	H	L
	(30)	サプレッション・プール冷却		H	I	I	H	I
	(31)	気液界面の熱伝達		M	L	L	L	L
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		M	L	L	L	L
	(33)	スプレイ冷却		H	I	I	H	I
	(34)	放射線水分解等による水素ガス･酸素ガス発生		M	L	L	H	L
	(35)	格納容器ベント		H	I	I	H	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）（4/5）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	(36)	リロケーション		H	H	H	H	H
	(37)	原子炉圧力容器内ＦＣＩ(溶融炉心細粒化)		L	M	L	I	L
	(38)	原子炉圧力容器内ＦＣＩ(デブリ粒子熱伝達)		L	M	L	I	L
	(39)	溶融炉心の再臨界		I	I	I	I	I
	(40)	構造材との熱伝達		H	H	H	H	H
	(41)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達		M	H	L	I	H
	(42)	原子炉圧力容器破損		H	H	H	H	H
	(43)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生		M	L	L	H	L
	(44)	原子炉圧力容器内ＦＰ挙動		M	I	I	M	M

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）

分類	物理現象		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
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器（炉心損傷後）	(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	I	I	I	H
	(48)	内部構造物の溶融，破損		I	I	L	I	L
	(49)	原子炉圧力容器外ＦＣＩ(溶融炉心細粒化)		M	I	H	I	H
	(50)	原子炉圧力容器外ＦＣＩ(デブリ粒子熱伝達)		M	I	H	I	H
	(51)	格納容器直接接触		I	I	I	I	I
	(52)	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱		M	I	I	I	H
	(53)	溶融炉心とコンクリートの伝熱		M	I	I	I	H
	(54)	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生		M	I	I	M	H
	(55)	溶融炉心の再臨界		I	I	I	I	I
	(56)	原子炉格納容器内ＦＰ挙動		M	I	I	M	L

「－」：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，ＰＲＡ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。

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
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)） 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)）
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	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)）
	燃料棒表面熱伝達	
	燃料被覆管酸化	
	燃料被覆管変形	
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）（3.3.2(4)）
	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）	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)）
	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)）
原子炉格納容器	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	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）（3.3.4(2)）
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	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)）
	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)）
	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（2/2）

分類	重要現象	解析モデル
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)）
	原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	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（デブリ粒子熱伝達）	
	構造材との熱伝達	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
	原子炉圧力容器破損	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・酸素ガス発生	格納容器モデル（水素ガス発生）（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)
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（溶融炉心細粒化）	
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内ＦＰ挙動	核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデル(3.3.7)

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$(\dot{M}_i)_j$は，

$$(\dot{M}_i)_j = (W_{in})_j - (W_{out})_j \pm \begin{pmatrix} \text{相変化による} \\ \text{質量変化} \end{pmatrix}_j \pm \begin{pmatrix} \text{化学反応による} \\ \text{質量変化} \end{pmatrix}_j \tag{3.3.1-1}$$

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$(\dot{U}_i)_j$は，各物質の入出熱の合計であり，

$$\begin{aligned}(\dot{U}_i)_j = (W_{in}h_{in})_j - (W_{out}h_i)_j &\pm \begin{pmatrix} \text{相変化} \\ \text{割合} \end{pmatrix} \times \text{潜熱}\Big)_j \\ &\pm \begin{pmatrix} \text{化学} \\ \text{反応熱} \end{pmatrix}_j - \begin{pmatrix} \text{機器・壁への} \\ \text{熱伝達} \end{pmatrix}_j \pm \begin{pmatrix} \text{物質間} \\ \text{熱伝達} \end{pmatrix}_j + (\text{崩壊熱})_j \end{aligned} \tag{3.3.1-2}$$

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 [redacted]，高さ方向に [redacted] 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－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），$T \leq 1850K$ において Cathcart の相関式（3.3.2-2）を用い，$1850K \leq T < 1875K$ の間は内挿によって求める。

$$\dot{x} = \frac{3330}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.9046\times10^8 / RT} \qquad T > 1875K \qquad (3.3.2\text{-}1)$$

$$\dot{x} = \frac{294}{2\rho_{Zr}^2 x} e^{-1.671\times10^8 / RT} \qquad T \leq 1850K \qquad (3.3.2\text{-}2)$$

ここで，T[K]は燃料被覆管温度，x [m]は酸化厚さ，ρ_{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
燃料自立状態	冠水時	円柱形状から計算	水への対流・輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達
損傷・溶融状態	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タイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		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。

$$W_{st}(J)=F_A(J)\left(F_{PR}(J)W_{st,CORE}+W_{st,LP}\right) \qquad (3.3.2\text{-}3)$$

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。

$$x_{2\phi}(J)=\left[M_{w,sub}v_{w,ps}+\frac{M_{w,\sup}v_{w,\sup}}{1-\alpha(J)}\right]/A_{fl}+(Z_{cpl}-Z_{bv}) \qquad (3.3.2\text{-}4)$$

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。

$$\alpha(J)=\frac{\varphi}{2+C_0\varphi} \qquad (3.3.2\text{-}5)$$

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。

$$U_{\infty} = 1.53\left[\frac{\sigma g(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2}\right]^{1/4} \qquad (3.3.2\text{-}6)$$

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ＢＷＲ５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W_jに対する次のバランス式で評価する。

$$\sum_j K_j W_j \left| W_j \right| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i \qquad (3.3.3\text{-}1)$$

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，

$$K\left|W^{n-1}\right|W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1) \qquad (3.3.4\text{-}1)$$

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 と 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B_4Cの共晶反応が考慮される。まず，制御棒中のB_4C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UO_2の他に炉内構成物（Zr，ZrO_2，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ＦＰ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，[redacted]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。

① 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，

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}} \qquad (3.3.6\text{-}1)$$

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ＦＣＩ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十℃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。ＭＡＡＰ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ＡＢＷＲ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，ＭＣＣＩ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，

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g \left(\rho_l - \rho_g \right) \right\}^{0.25} \qquad (3.3.6\text{-}2)$$

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，π/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/m^2 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/m^2 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 I_2（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。

<u>炉心燃料からのＦＰ放出モデル</u>

- 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。

ＦＰの状態変化・輸送モデル

・ 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

・ ＦＰは崩壊熱を有するので，ＦＰの移動先でＦＰ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。

・ ＦＰは炉心温度に対する放出速度の相違に基づき12グループに分類され，各ＦＰ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[redacted]，他の核種グループについては[redacted]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) ＦＰ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，ＦＰ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ＦＰ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，CsO_2，TeO_2，Te_2 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ＦＰから発生した崩壊熱による温度変化が考慮される。

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（1/5）

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）	・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
	破断流モデル	・差圧流 ・臨界流（Henry-Fauske モデル）

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（2/5）

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－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	・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
	逃がし安全弁	・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（3/5）

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	・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
	下部プレナムでの溶融炉心の挙動	・下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は，デブリジェットの密度，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（4/5）

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル（つづき）	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	・高圧溶融物放出の防止が評価目的であり，高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器雰囲気直接加熱	・高圧溶融物放出の防止が評価目的であり，高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器下部での溶融炉心の挙動（落下及び溶融プール）	・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 ・格納容器下部床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）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 ・格納容器下部床全面に均一に広がると仮定 ・溶融プールは厚さ均一の平板を仮定，内部温度は１点で模擬 ・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 ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して２次式で近似 ・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 ・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
	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動（溶融プールの伝熱）	・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮 ・内部の溶融物から下部・側部クラストへは対流熱伝達を考慮

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（5/5）

項目		計算モデル
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の挙動（コンクリート侵食）	・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 ・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	・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 ・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	・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 ・ＦＰ崩壊による発生エネルギは崩壊熱データで考慮

表 3.3-2　ＭＡＡＰコードのＦＰの核種グループ

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	SrO	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 SrO 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 SrO 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	BaO	酸化バリウム（BaO）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	UO_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。

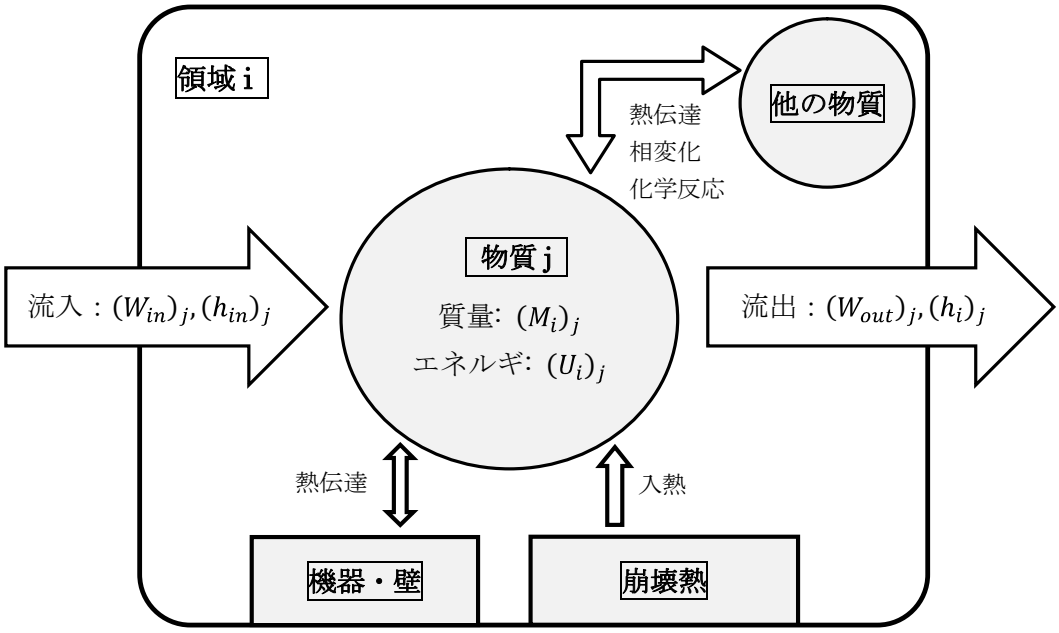


図 3.3-1　各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギバランス

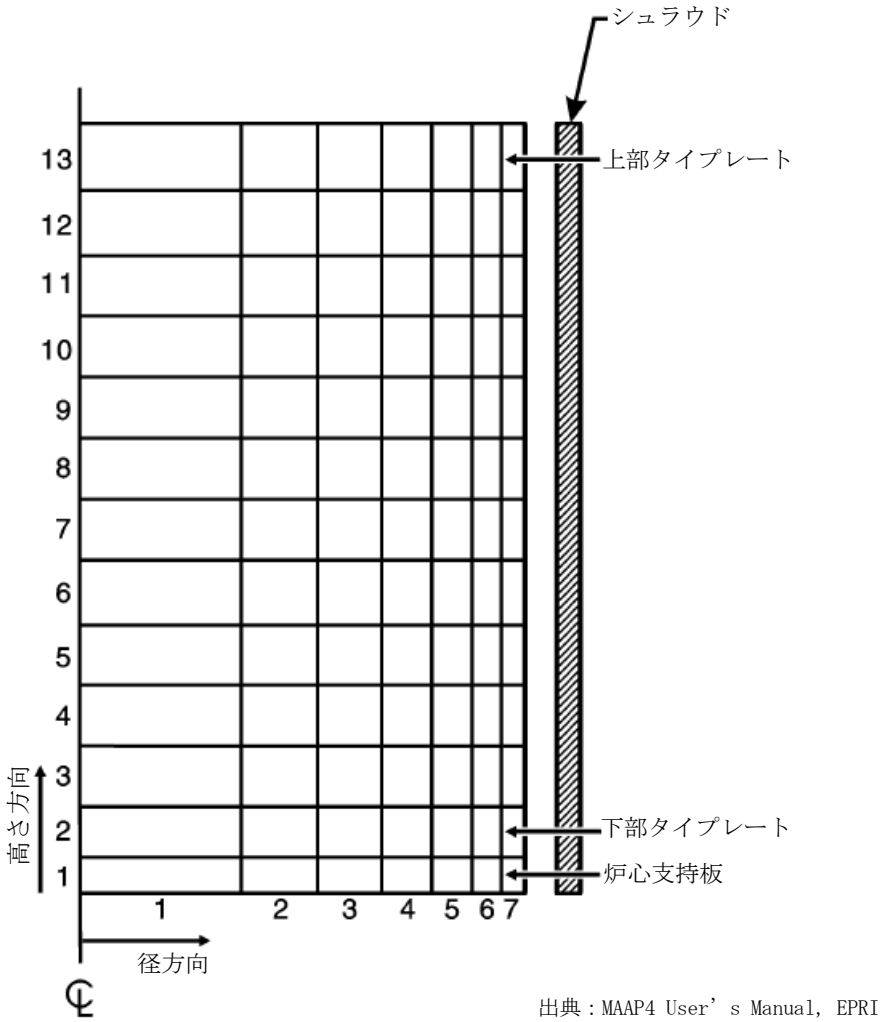
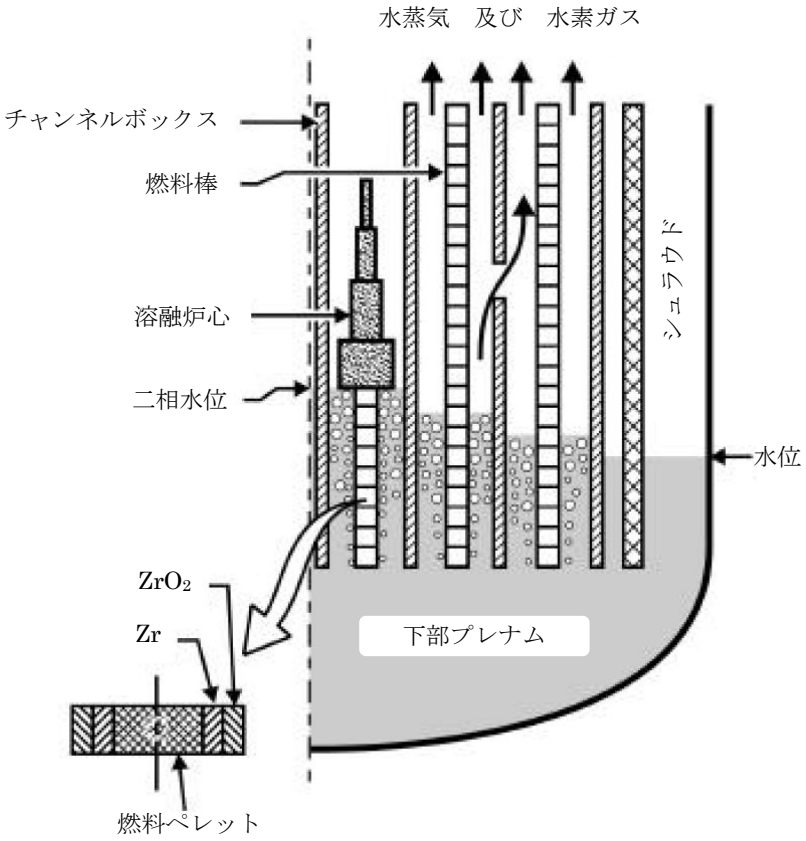


図 3.3-2　ＭＡＡＰノード分割例（炉心モデル）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-3　炉心水位モデル

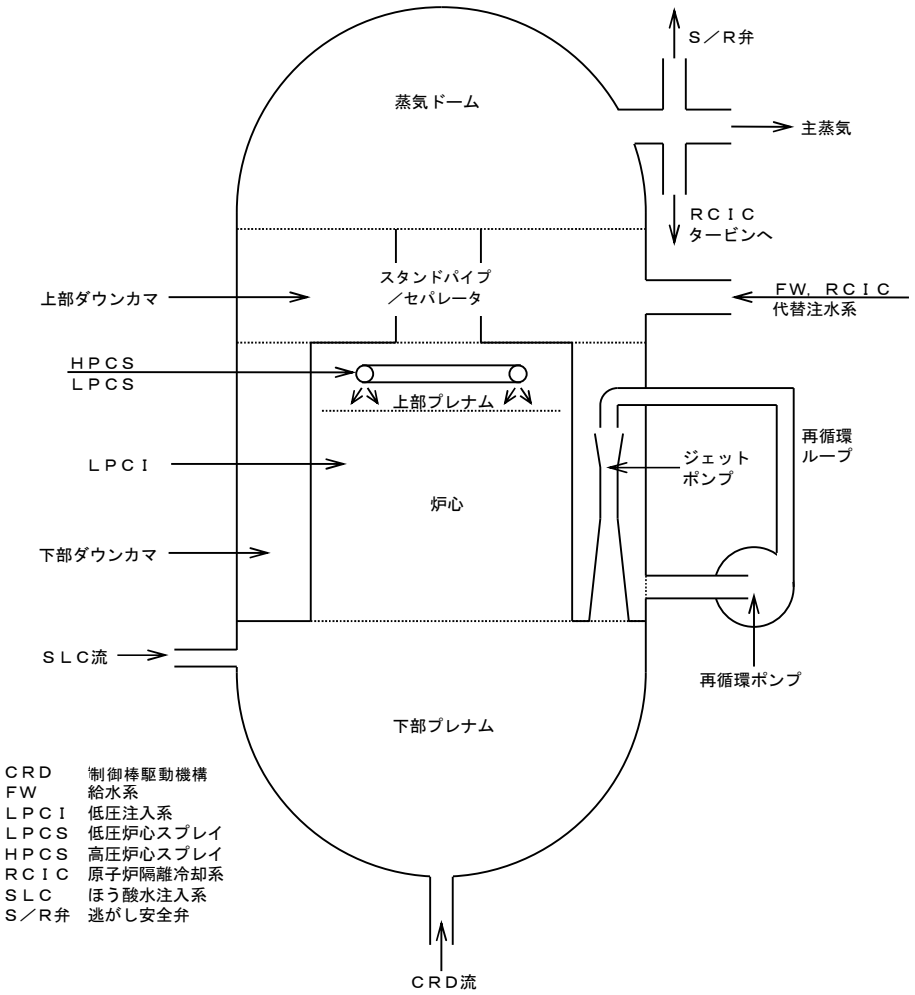
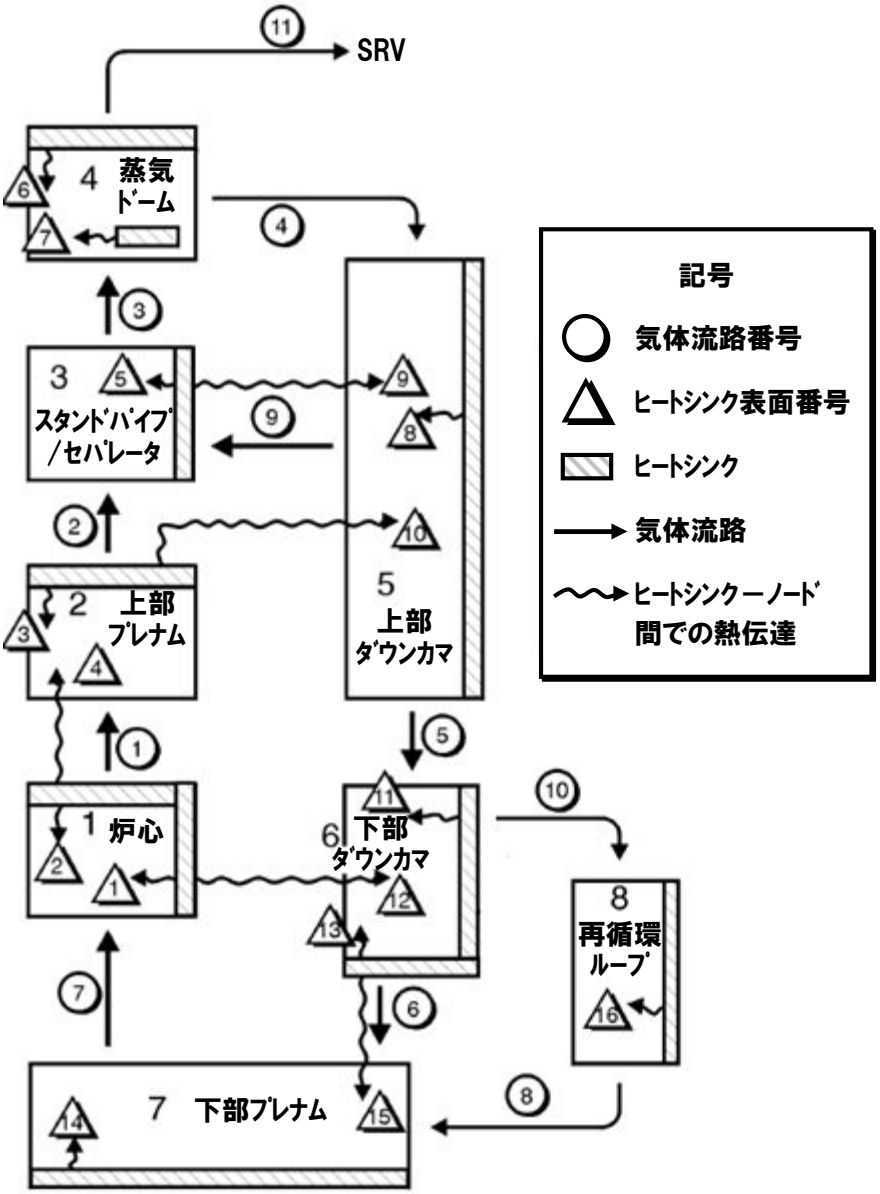


図 3.3-4　ＭＡＡＰ原子炉圧力容器モデルの概要（ＢＷＲ５の例）



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

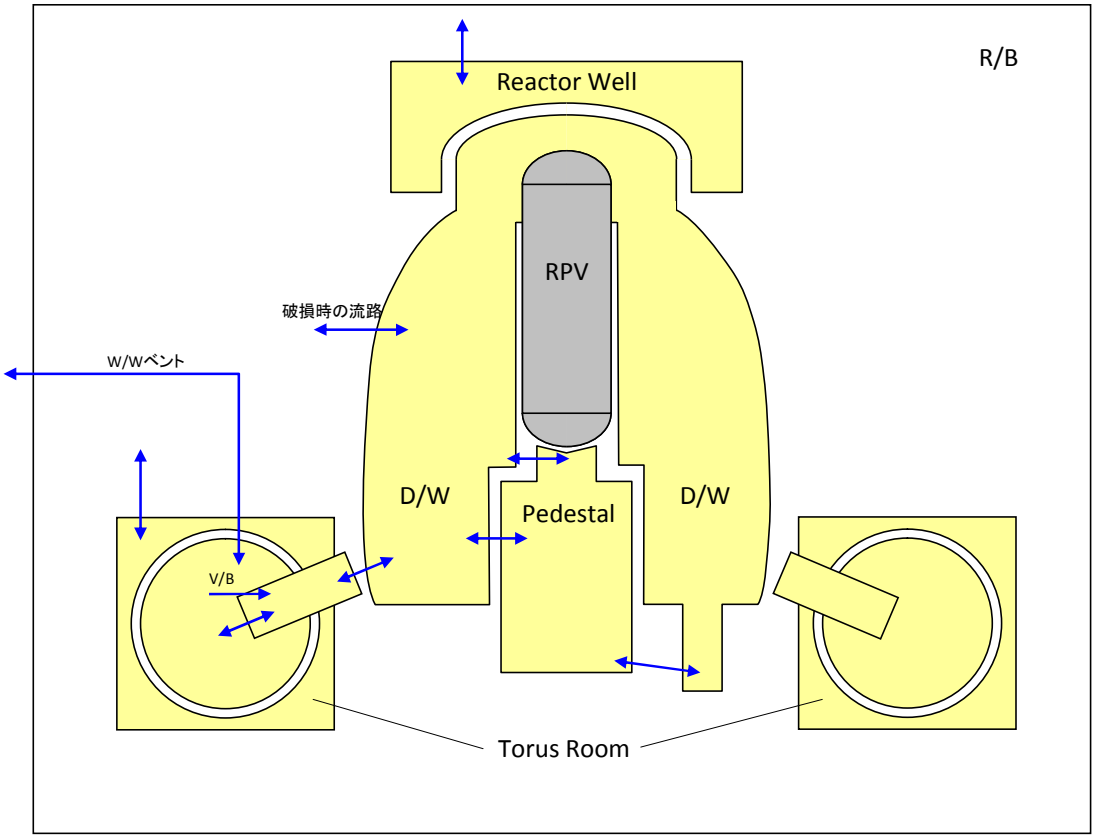


図 3.3-6　ＭＡＡＰノード分割図（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

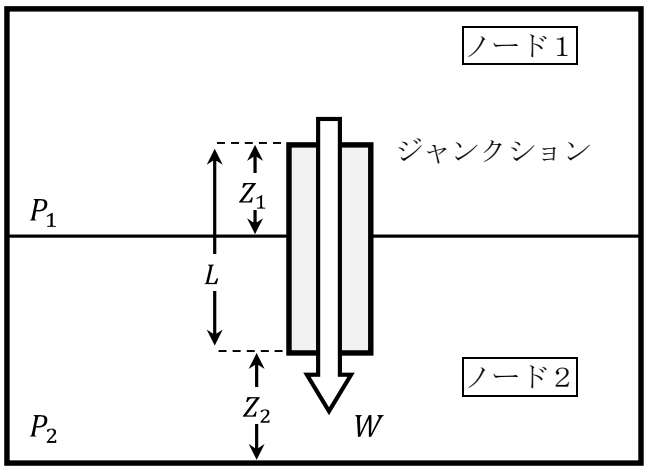


図 3.3-7　ジャンクションの接続関係

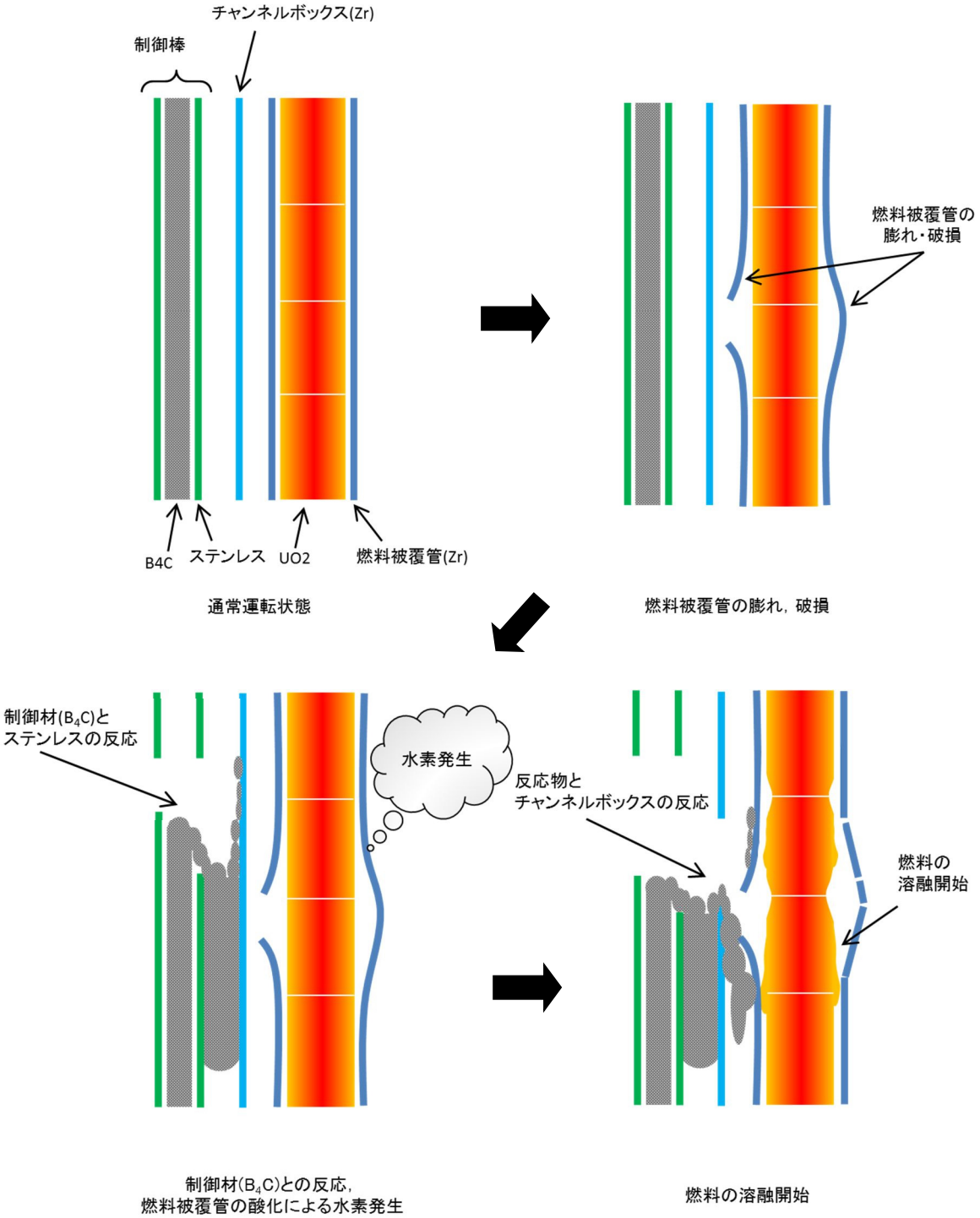
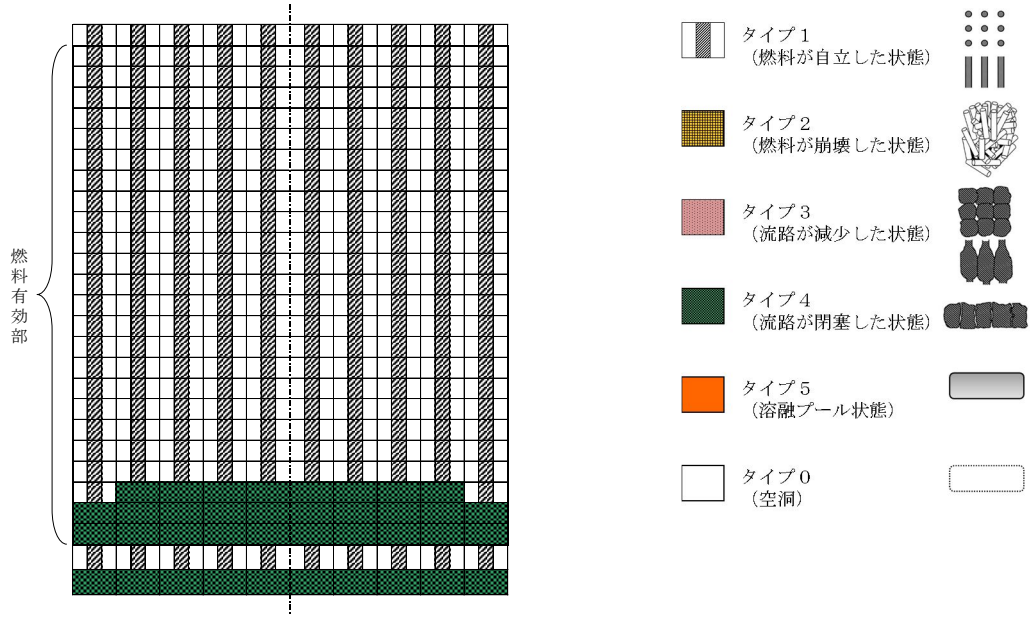
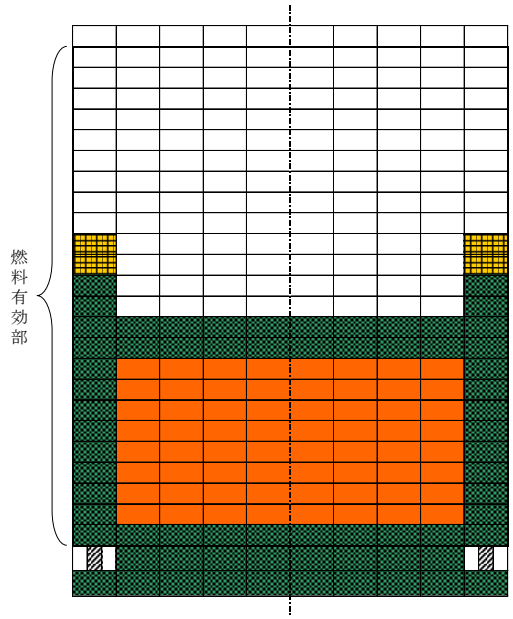


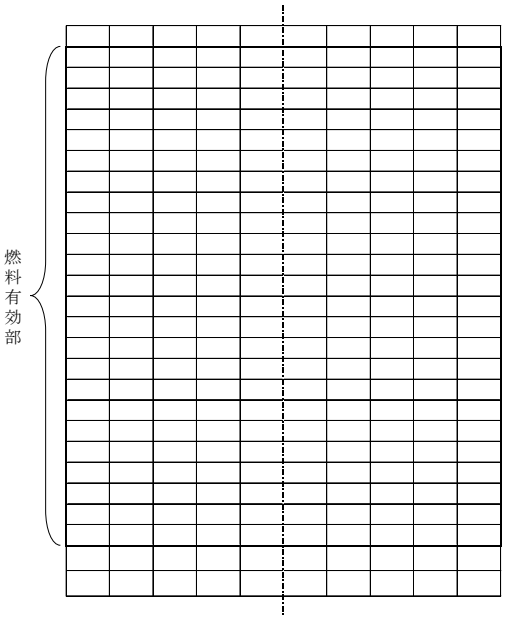
図 3.3-8　炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



炉心溶融開始直後の状態。炉心溶融は炉心径方向中心から開始し，シュラウド側（径方向外側）の溶融は炉心中央に比べて進展が遅い。

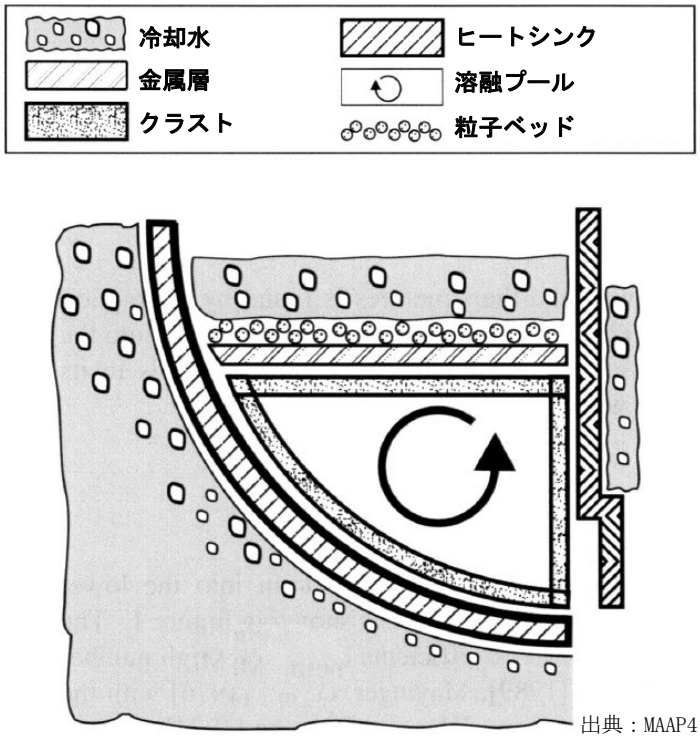


代替注水系による損傷炉心冷却後の状態。損傷炉心の冷却が行われているため，溶融プール状態のノードの周囲に流路が閉塞した状態のノードが形成され，シュラウド側（径方向外側）においても冷却されている。



原子炉圧力容器破損後の状態。炉心支持板より上部に燃料は存在せず，空洞となっている。

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）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-10　下部プレナムでの溶融炉心の概念

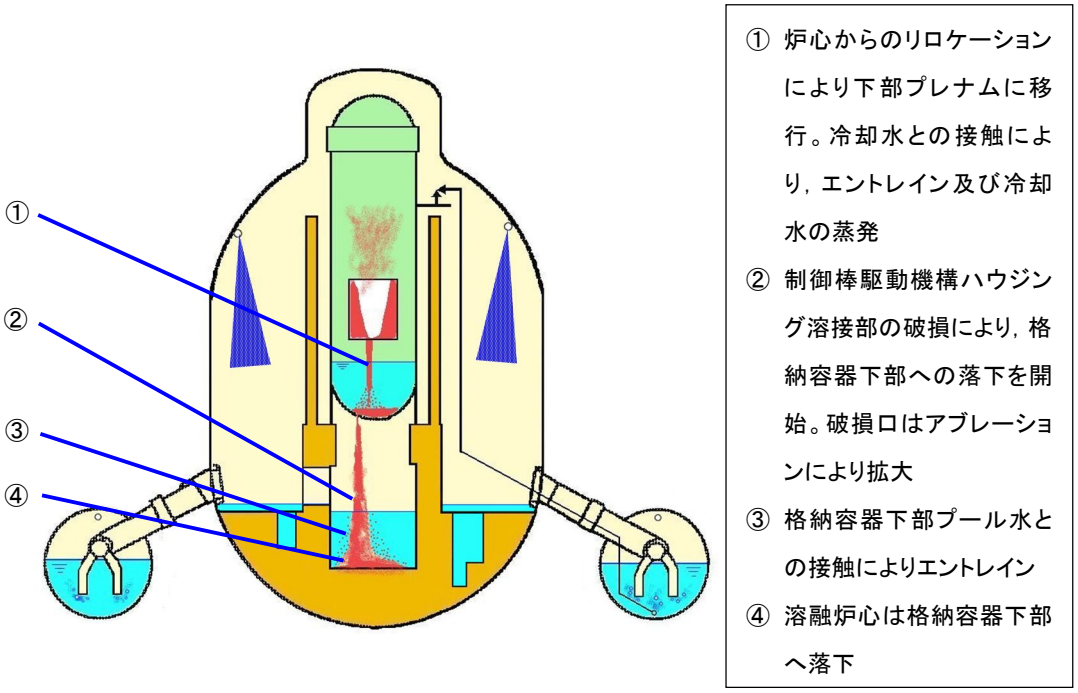


図 3.3-11　格納容器下部への溶融炉心の落下の例（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

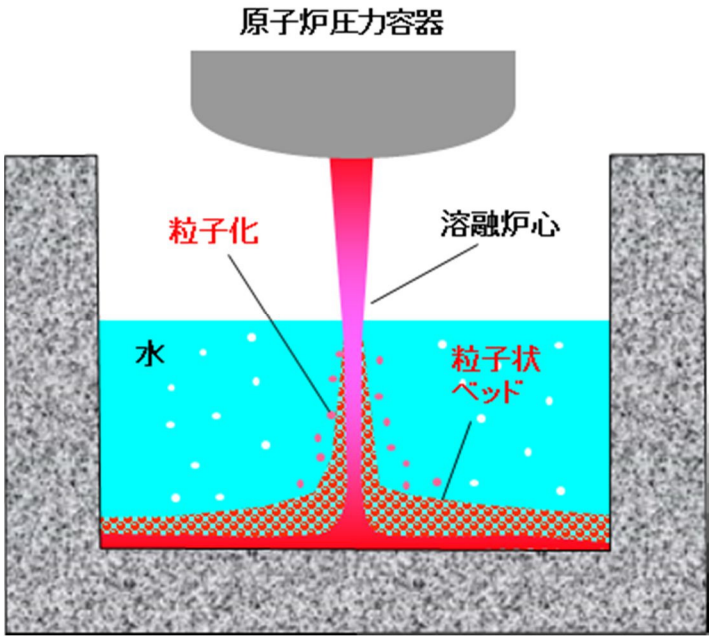
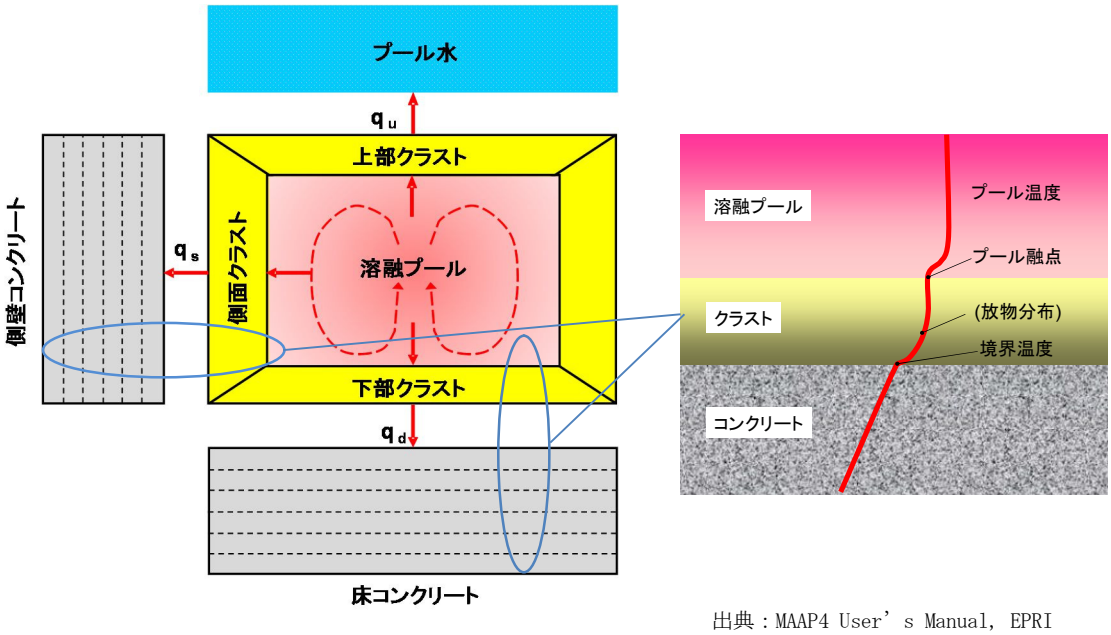
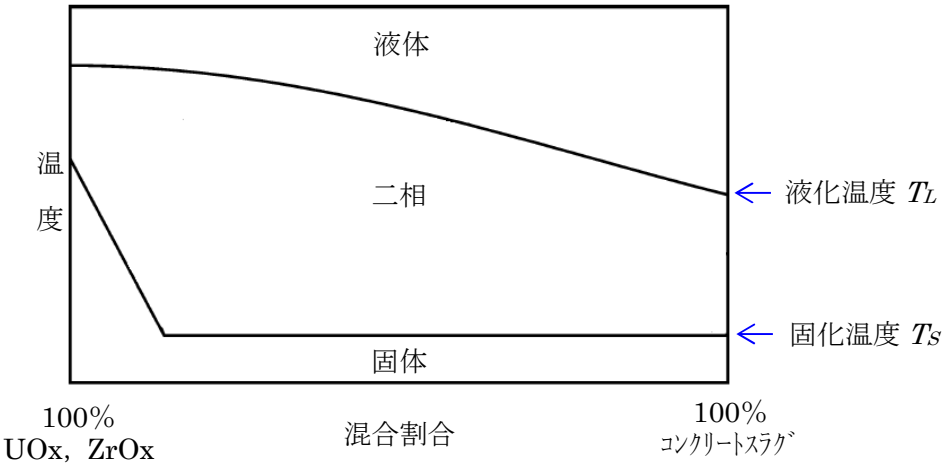


図 3.3-12　原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



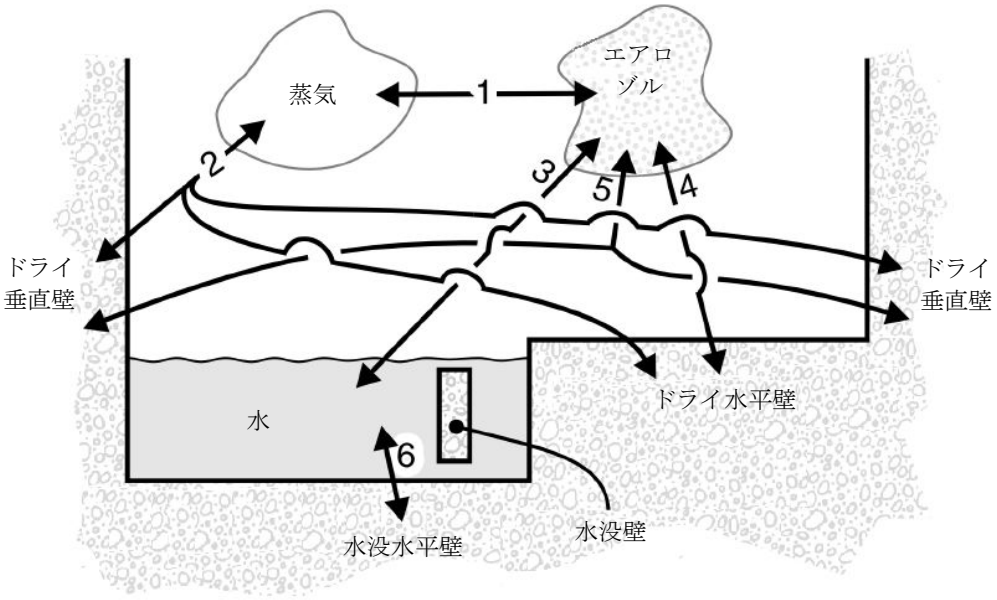
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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－水（拡散泳動，重力沈降，熱泳動）
４．　エアロゾル－ドライ水平壁（重力沈降，熱泳動）
５．　エアロゾル－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

図 3.3-15　格納容器内 FP 遷移モデル

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－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。
原子炉圧力容器	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。
原子炉格納容器	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，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。

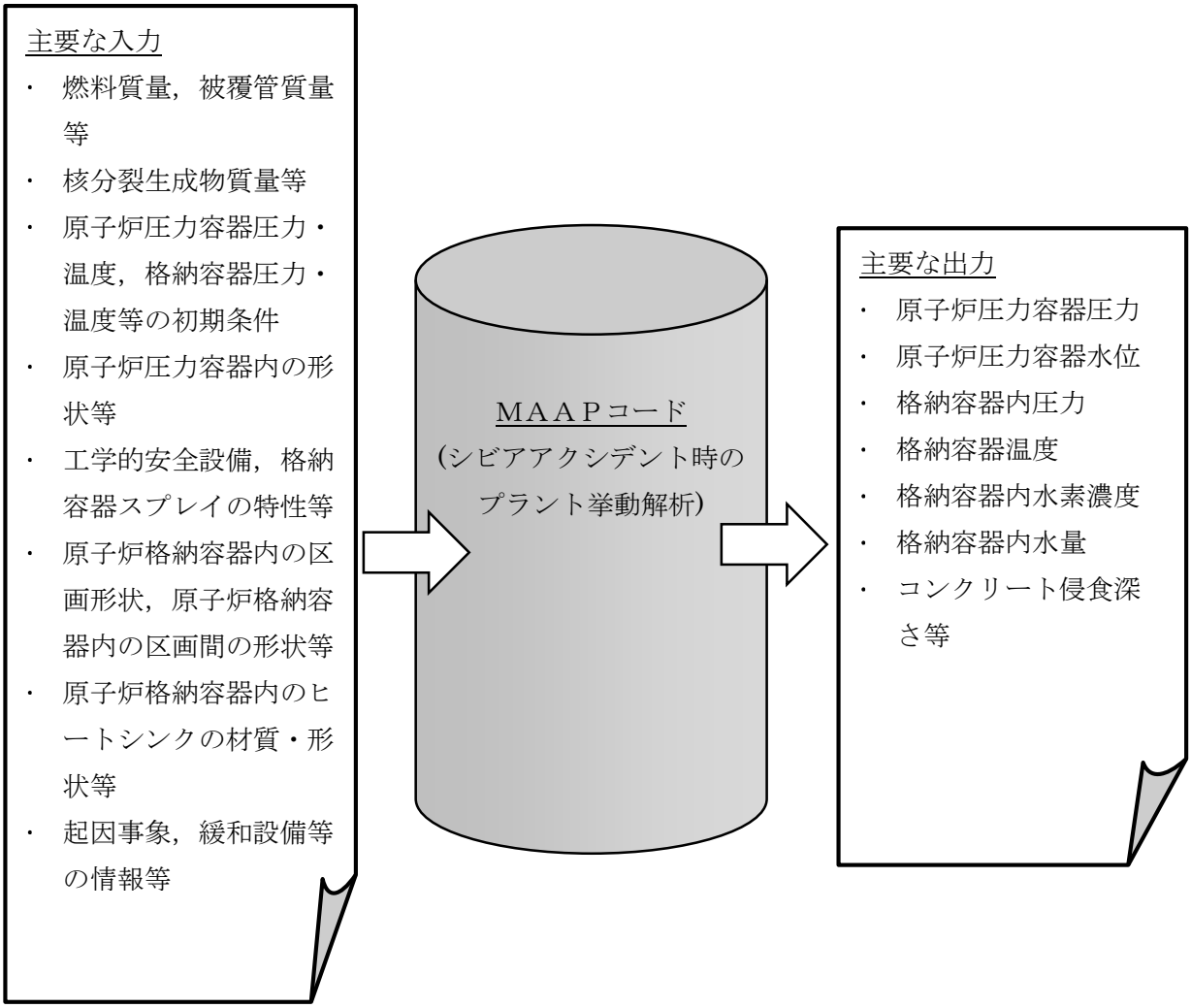


図 3.5-1　ＭＡＡＰの入出力

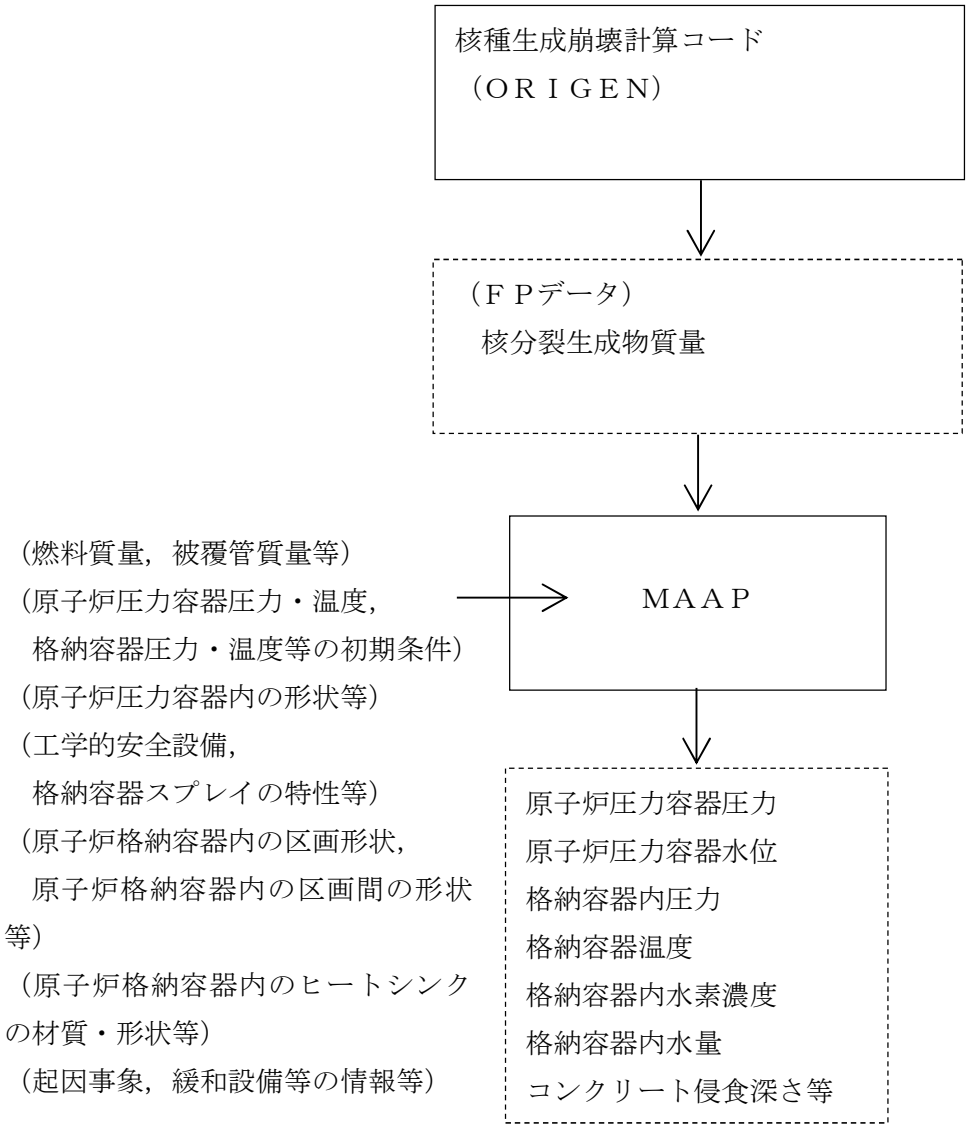


図 3.5-2　前処理コードによるＭＡＡＰ入力作成の流れ

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力－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，「ＥＣＣＳ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－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事故に対するベンチマーク解析及び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)。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法（1/2）

物理現象	重要現象	妥当性確認方法									
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他＊
炉心(核)	崩壊熱	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.1
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	図 4.2-1 図 4.2-2 図 4.2-4	図 4.2-9 ～ 図 4.2-16	－	－	－	－	－	－	4.3.2	－
	燃料棒表面熱伝達			－	－	－	－	－	－		－
	燃料被覆管変形			－	－	－	－	－	－		－
	燃料被覆管酸化			－	－	－	－	－	－		－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.1	－
	気液分離（水位変化）・対向流	－	－	－	－	－	－	－	－		－
原子炉圧力容器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.3
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.5
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	－	－	図 4.2-19 図 4.2-26 図 4.2-27	図 4.2-31 図 4.2-32 図 4.2-33	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－			－	－	－	－	－	－
	気液界面の熱伝達	－	－		－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.5
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	－	－	－	－	－	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

＊ 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

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法（2/2）

物理現象	重要現象	妥当性確認方法									
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他＊
原子炉圧力容器（炉心損傷後）	リロケーション	図 4.2-2 図 4.2-4	－	－	－	－	－	－	－	4.3.3	－
	構造材との熱伝達		－	－	－	－	－	－	－		－
	原子炉圧力容器内 FCI（溶融炉心細粒化）	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.4	－
	原子炉圧力容器内 FCI（デブリ粒子熱伝達）	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-3	－	－	－	－	－	－	－	4.3.5	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.6	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	図 4.2-1	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.6
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	－	－	図 4.2-53 図 4.2-54	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	－	－		図 4.2-58	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI（溶融炉心細粒化）	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.7	－
	原子炉圧力容器外 FCI（デブリ粒子熱伝達）	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.8	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	溶融炉心とｺﾝｸﾘｰﾄの伝熱	－	－	－	－	図 4.2-36 図 4.2-37 図 4.2-38	図 4.2-40	－	－		－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－			－	－		－

＊ 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 1,125lb）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－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（1,100～1,200lb）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，ＭＡＡＰ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

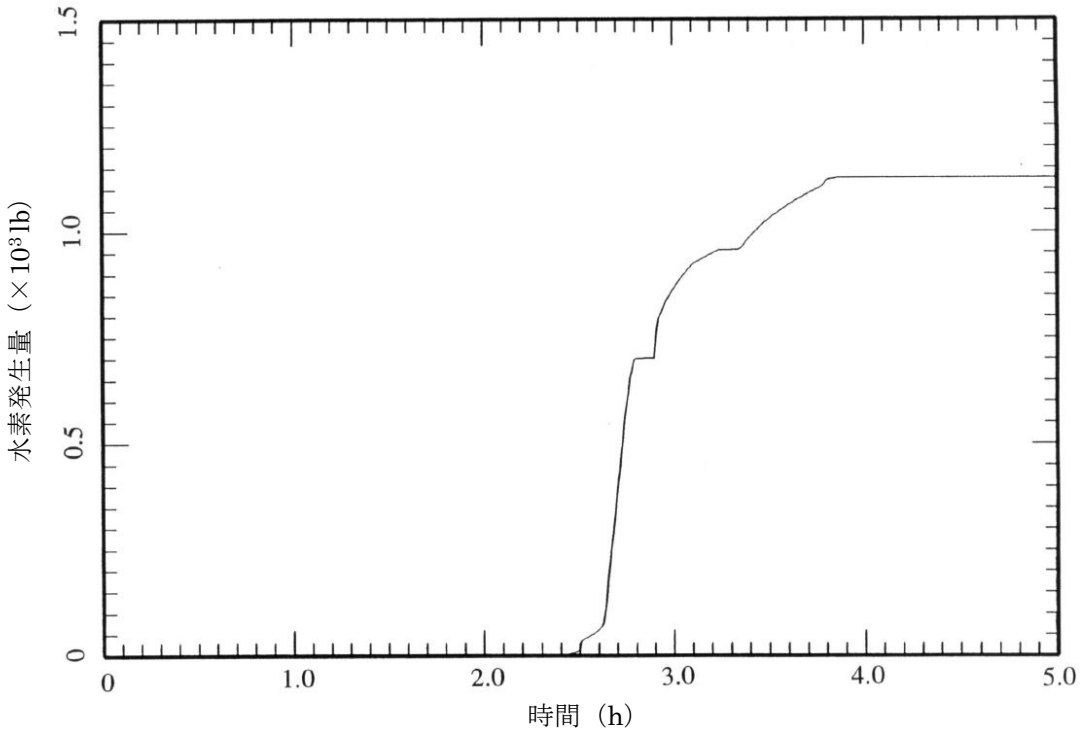
が開始し，ＥＣＣＳによる注入水等で約20分以内に冷却されたとされている。図4.2-3に示したＭＡＡＰによる原子炉容器壁温の解析結果は，事故発生約224分後で急上昇し，事故発生約240分後に低下することから，ＴＭＩ事故の分析結果と一致している。また，原子炉容器壁温の最大値は，ステンレス鋼の融点（約1,350℃）より低い約1,200℃であり，原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合している。

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，ＴＭＩ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，ＭＡＡＰ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。

表 4.2-1　水素ガス挙動の比較

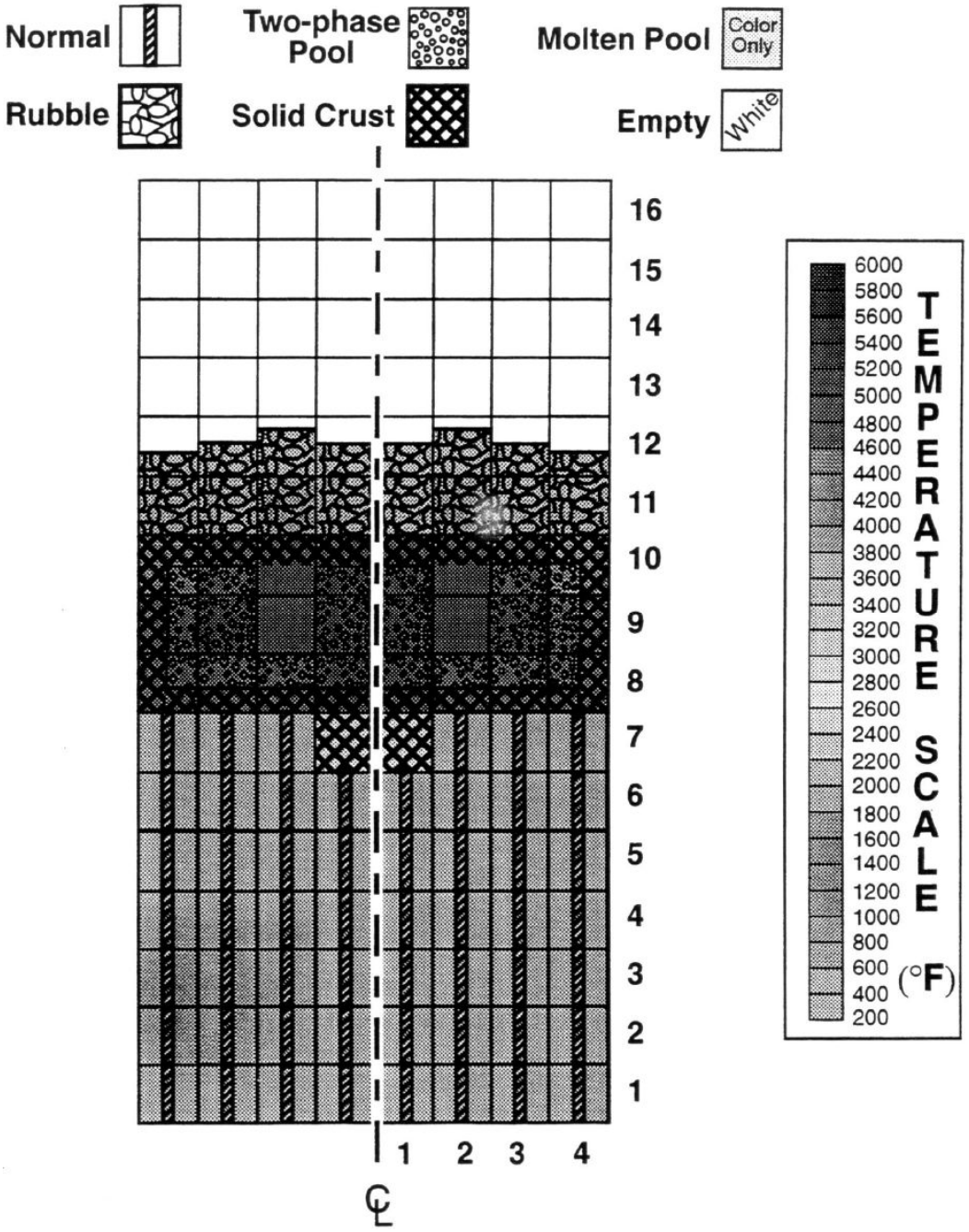
水素ガス挙動の比較項目	ＴＭＩ事故の分析	ＭＡＡＰコード解析
水素ガス発生開始時刻	139 分	145 分
水素ガス発生期間	139～224※分	145～230 分
全水素ガス発生量	1,100～1,200lb. 499～544kg	1,125lb. 510kg

※　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。



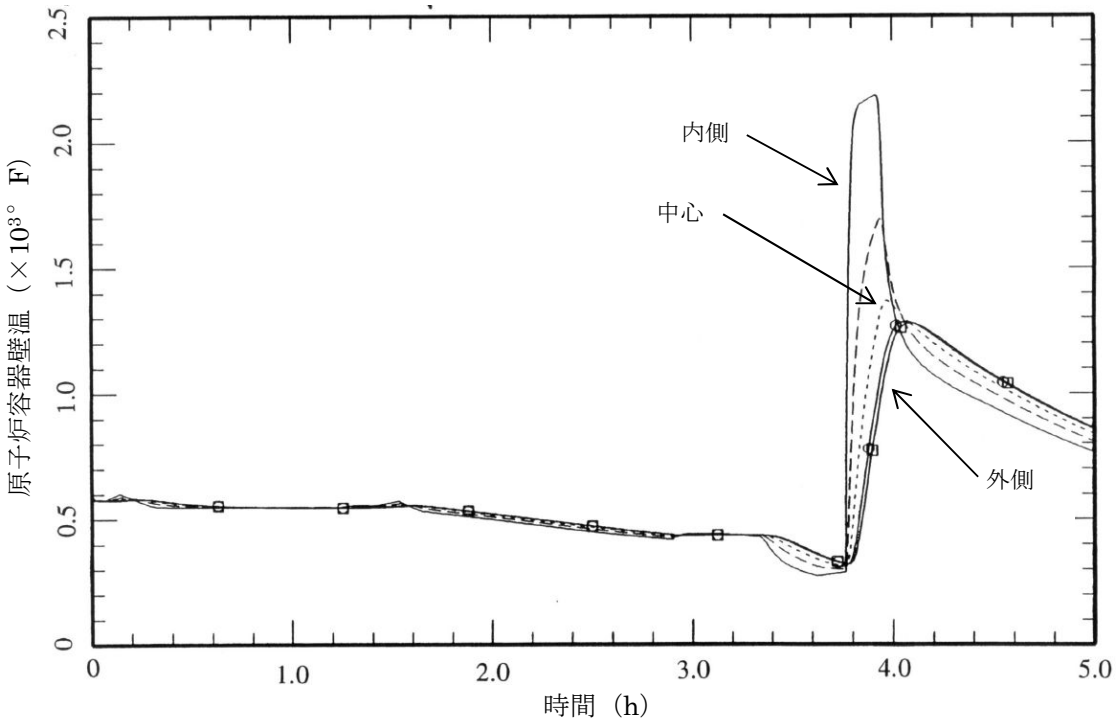
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-1　ＴＭＩ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）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-3　ＴＭＩ事故の解析結果（原子炉容器壁温）

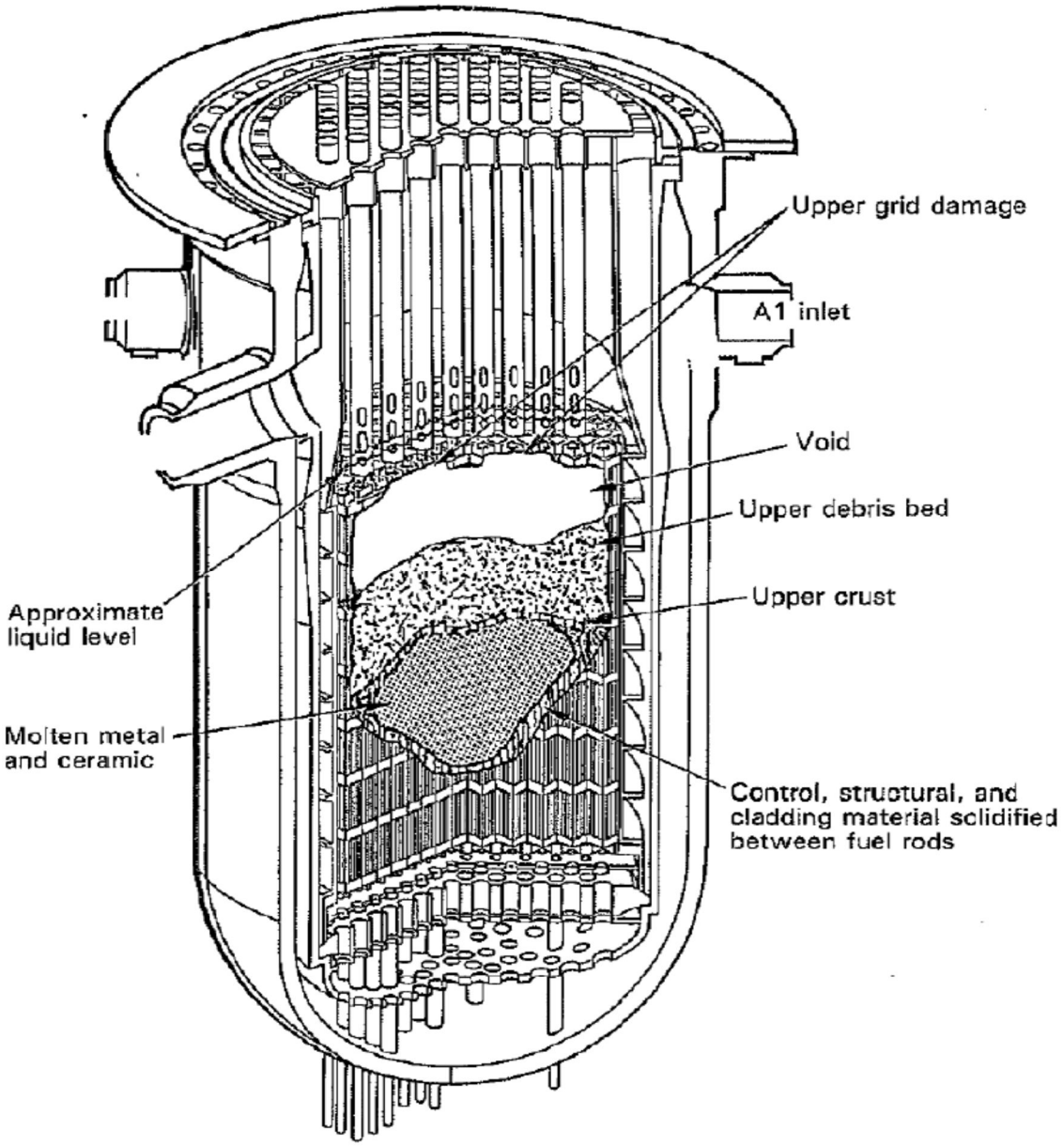


図 4.2-4　ＴＭＩ事故の炉心溶融状況の分析結果（事故発生約 220 分後）[12]

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（B_4C）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。

<u>CORA-16 実験</u>

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 B_4C 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 B_4C 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，おおむね一致している。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-O 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。

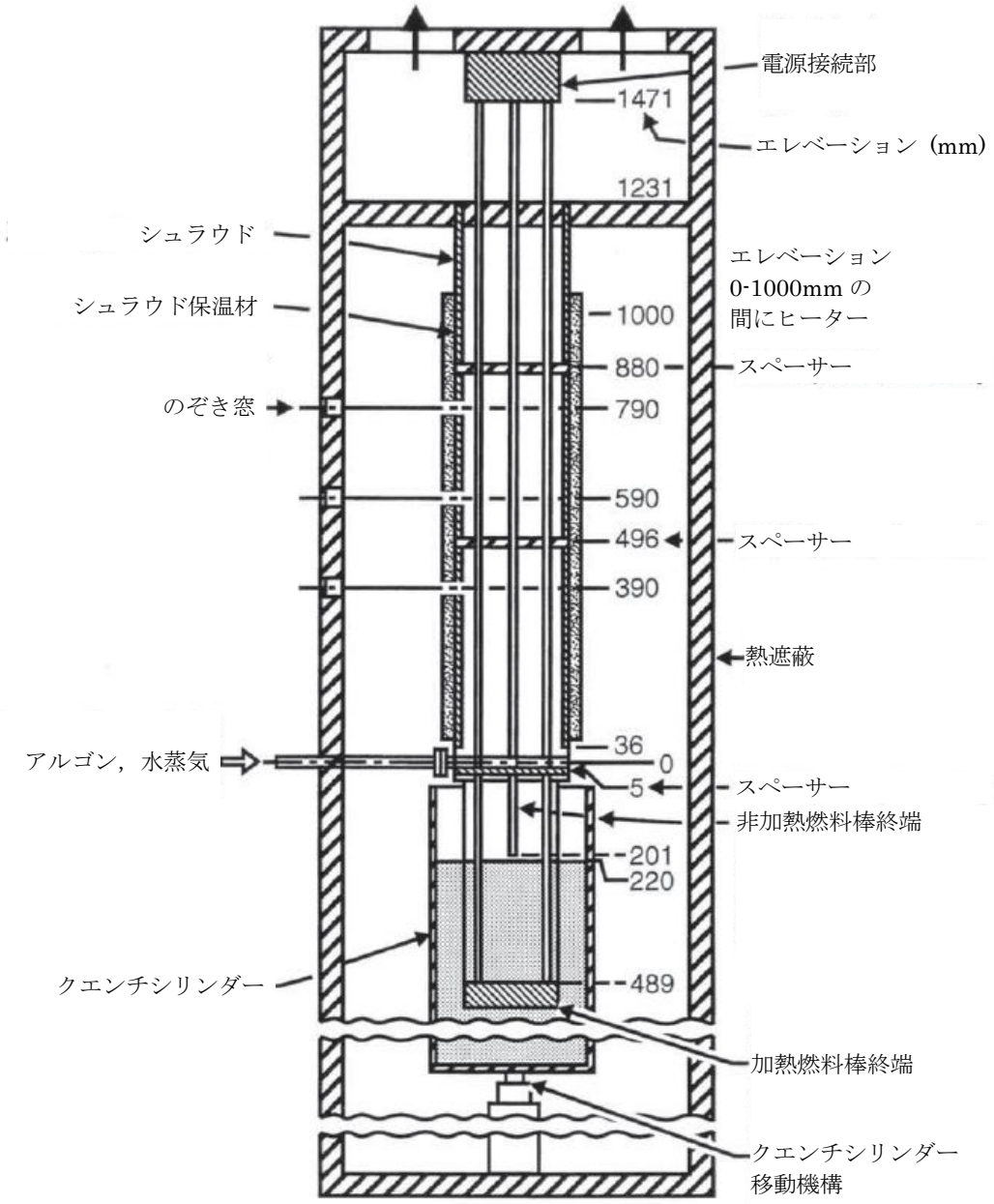
燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化については，図 4.2-9，図 4.2-10，図 4.2-11，図 4.2-12，図 4.2-13，図 4.2-14，図 4.2-15 及び図 4.2-16 に示すとおり，CORA-16 及び CORA-17 実験において，Zr の急激な酸化の開始から加熱を停止するまでの間，温度を高く評価しているものの，実機の体系により近い CORA-18 実験においては，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

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。

表 4.2-2　試験バンドルの材質と主要な形状

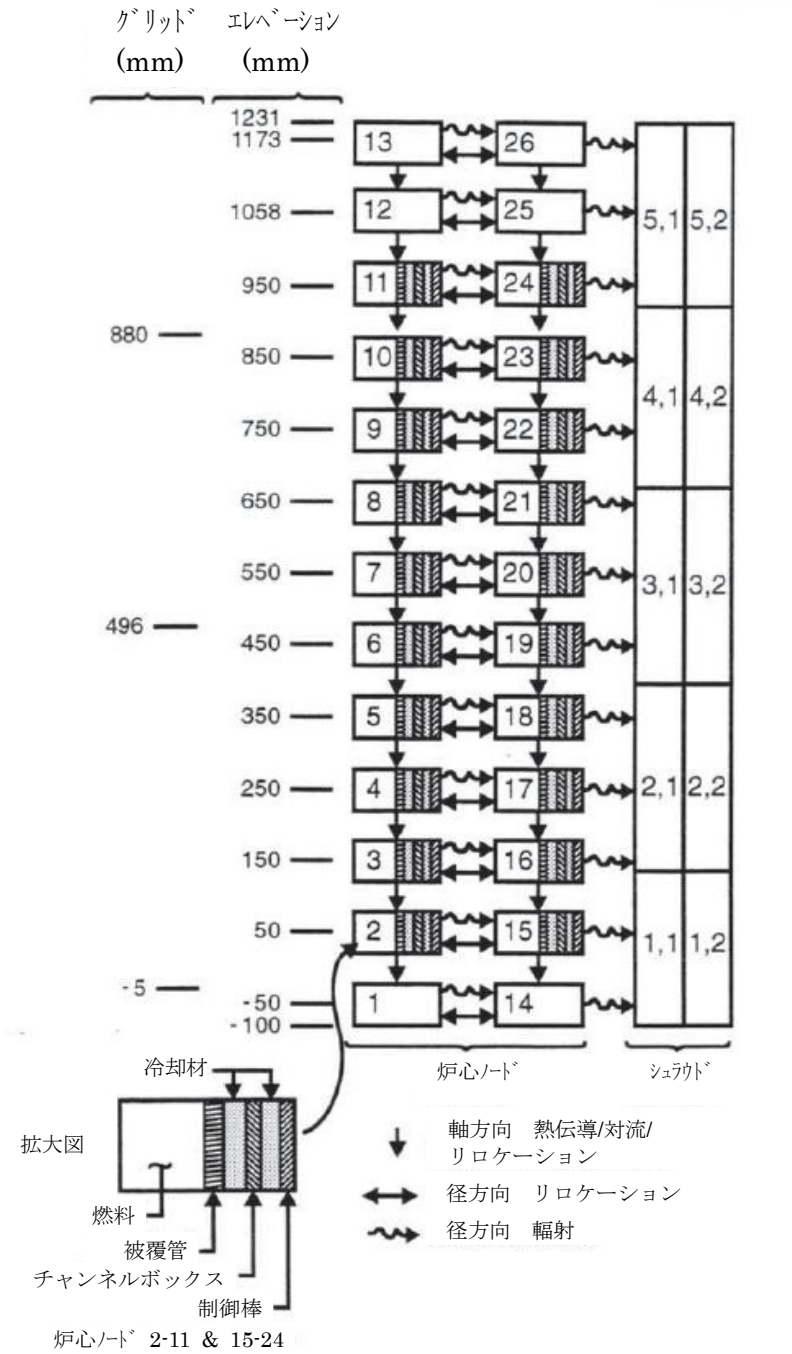
バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO_2 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO_2 質量	kg	3.50	5.38
制御棒 B_4C 質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m^2	0.423	0.599
バンドル流路面積	m^2	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル 1 燃料棒数	-	8	18
チャンネル 2 燃料棒数	-	10	30

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



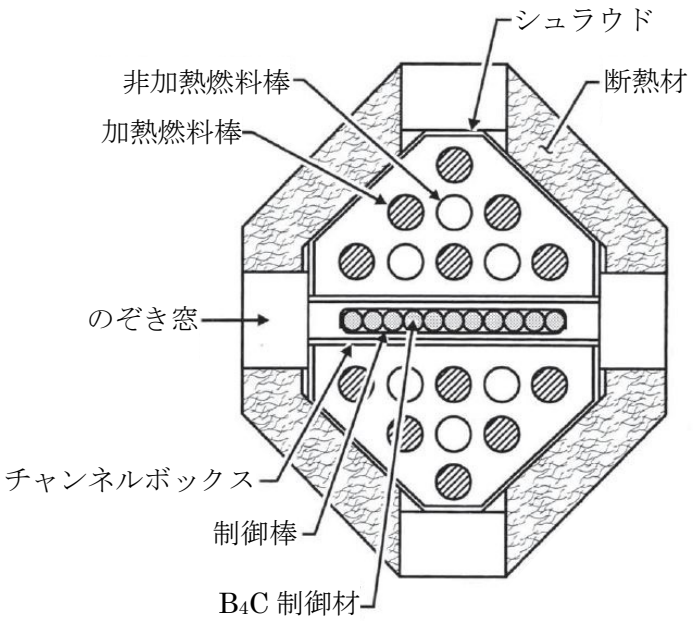
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-5　CORA 実験装置概要



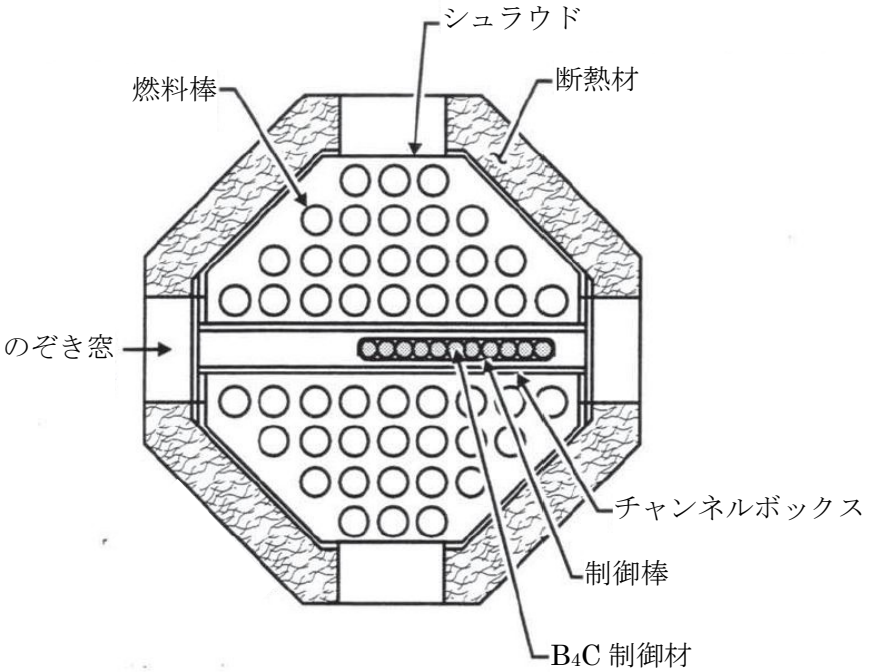
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-6 CORA 実験ベンチマーク解析 ＭＡＡＰノード分割



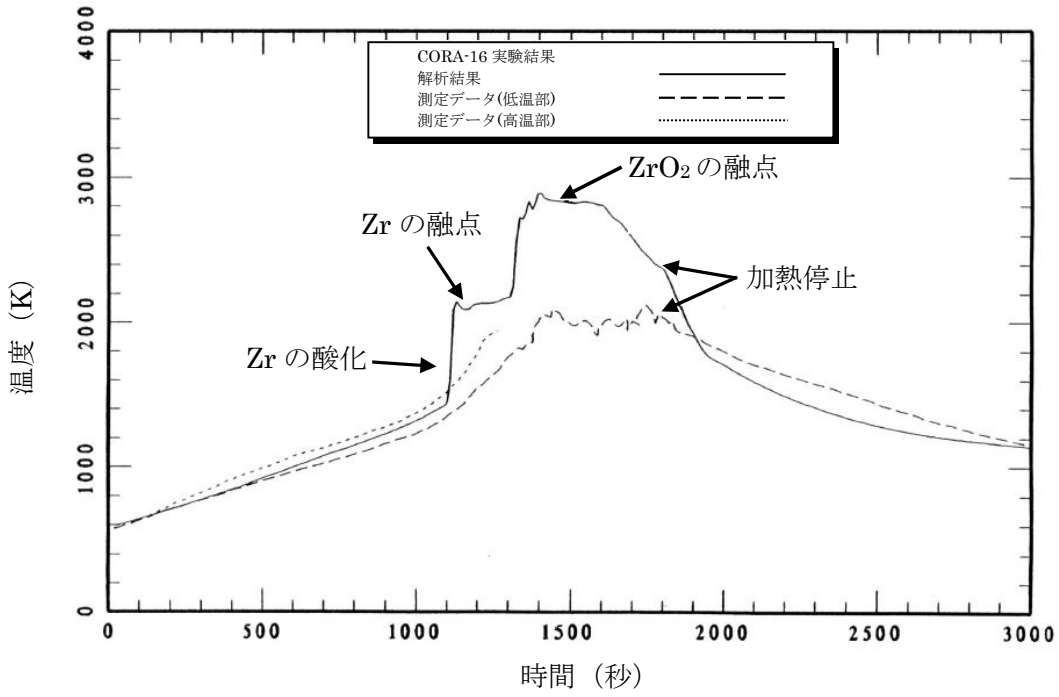
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-7　CORA-16 実験　試験バンドル形状



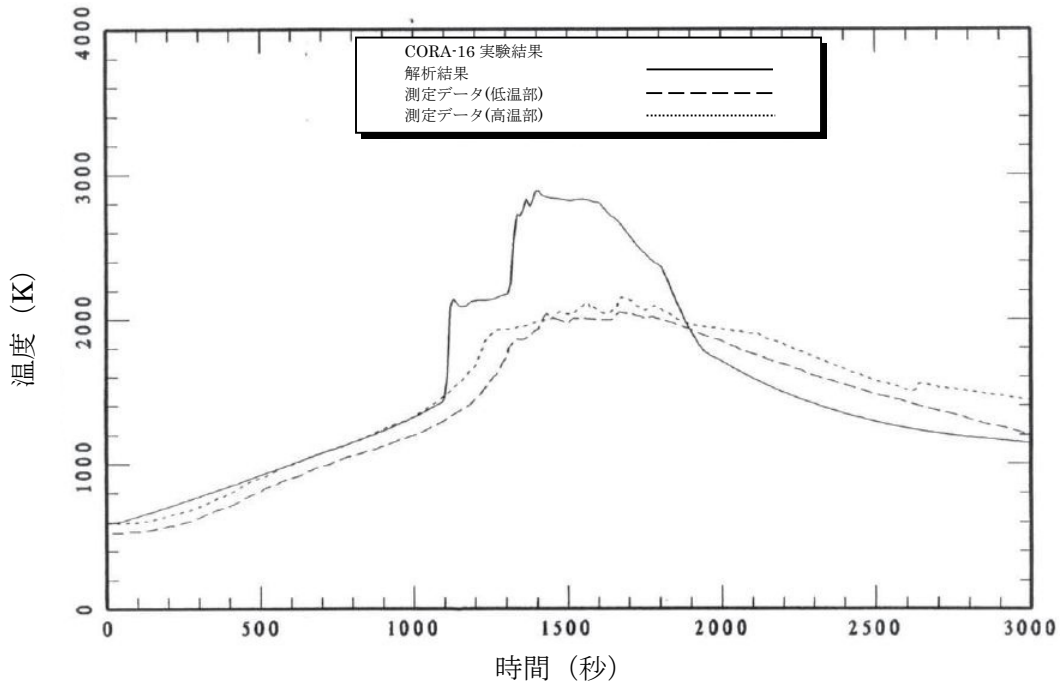
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-8　CORA-18 実験　試験バンドル形状



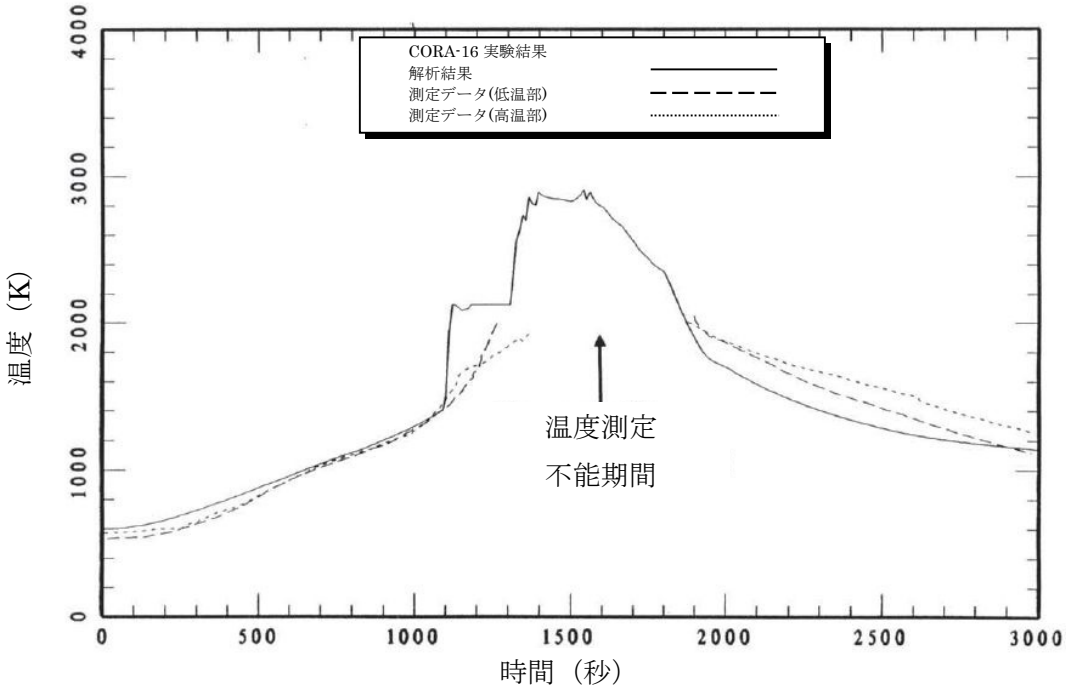
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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）



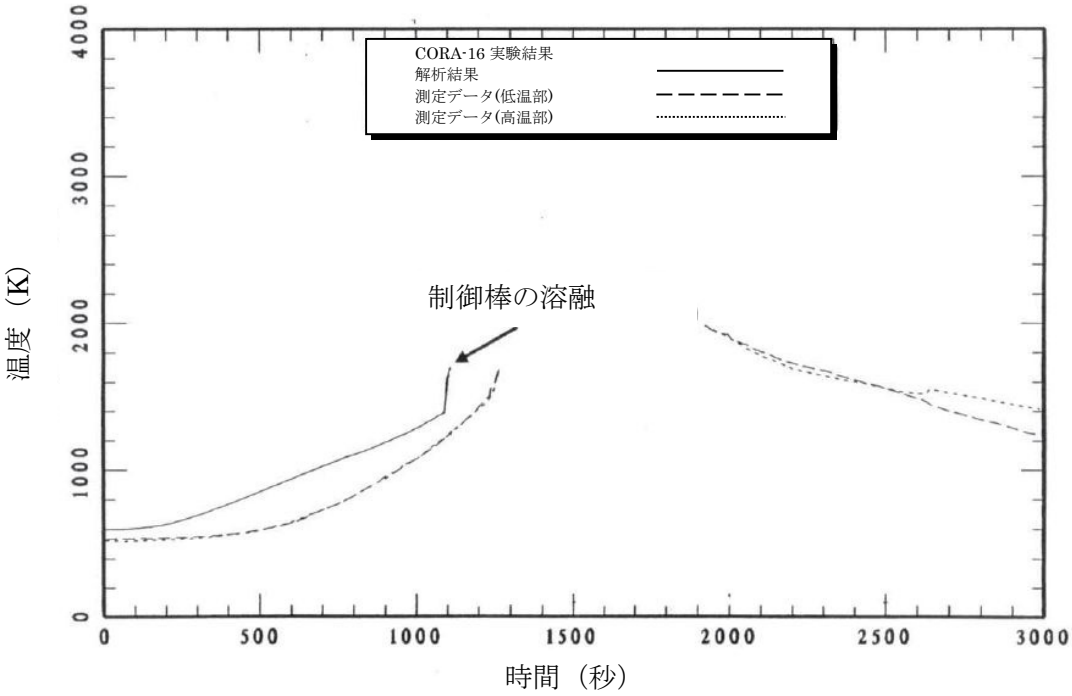
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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）



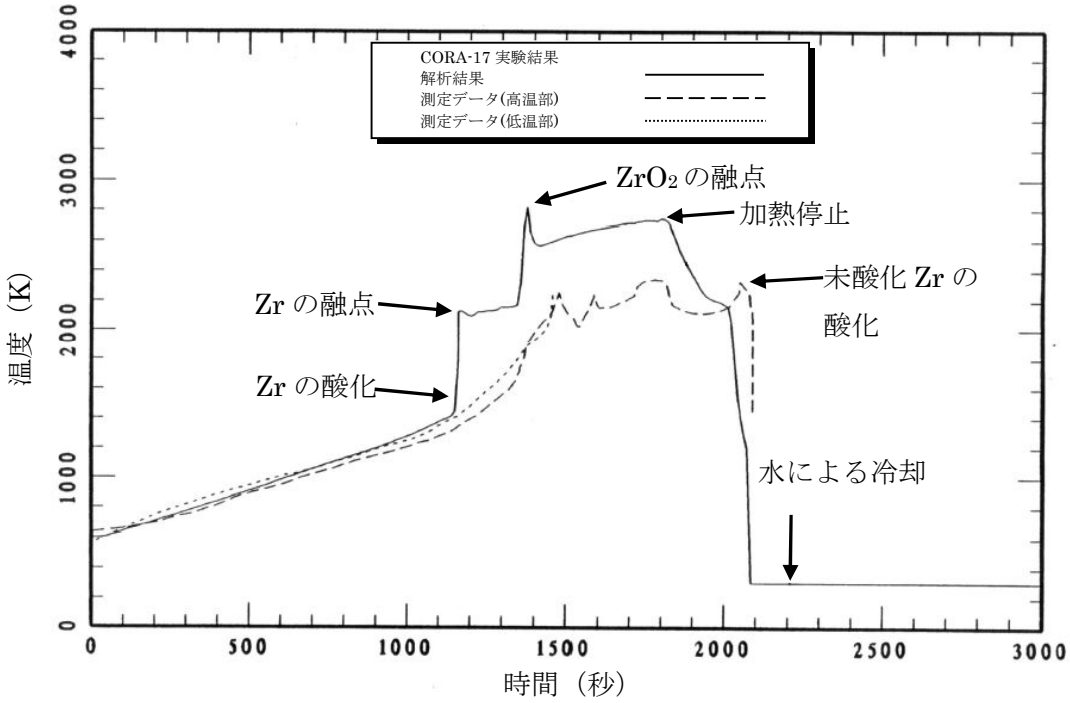
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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）



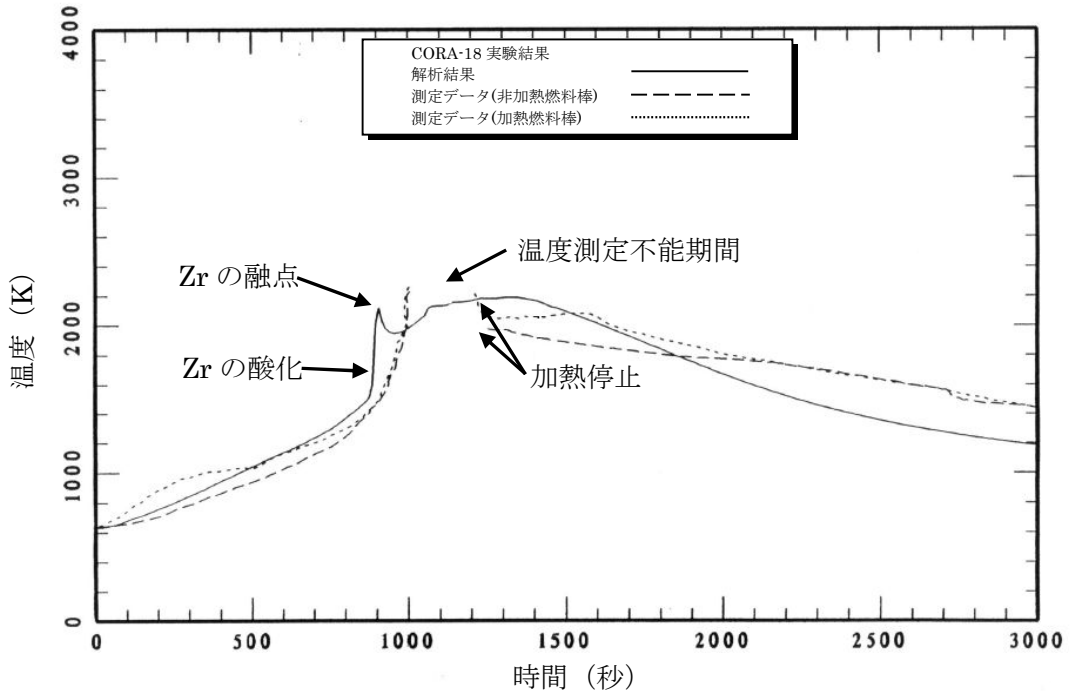
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-12　CORA-16 実験　制御棒温度変化（エレベーション 550mm）



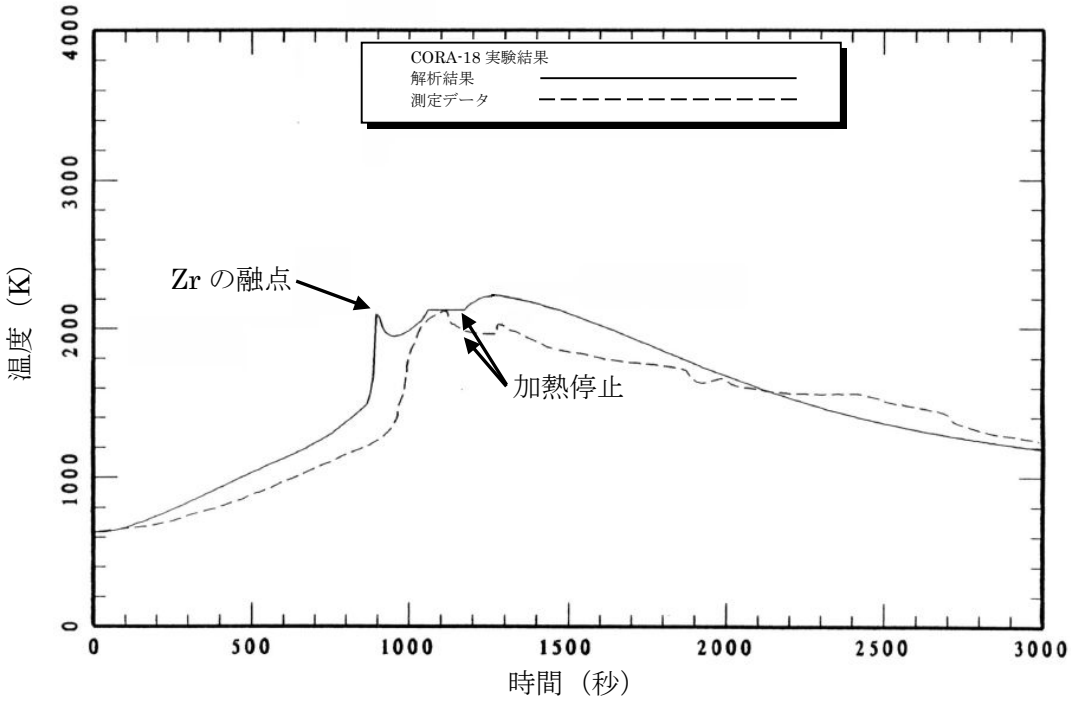
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-13　CORA-17 実験　燃料被覆管温度変化（エレベーション 550mm）



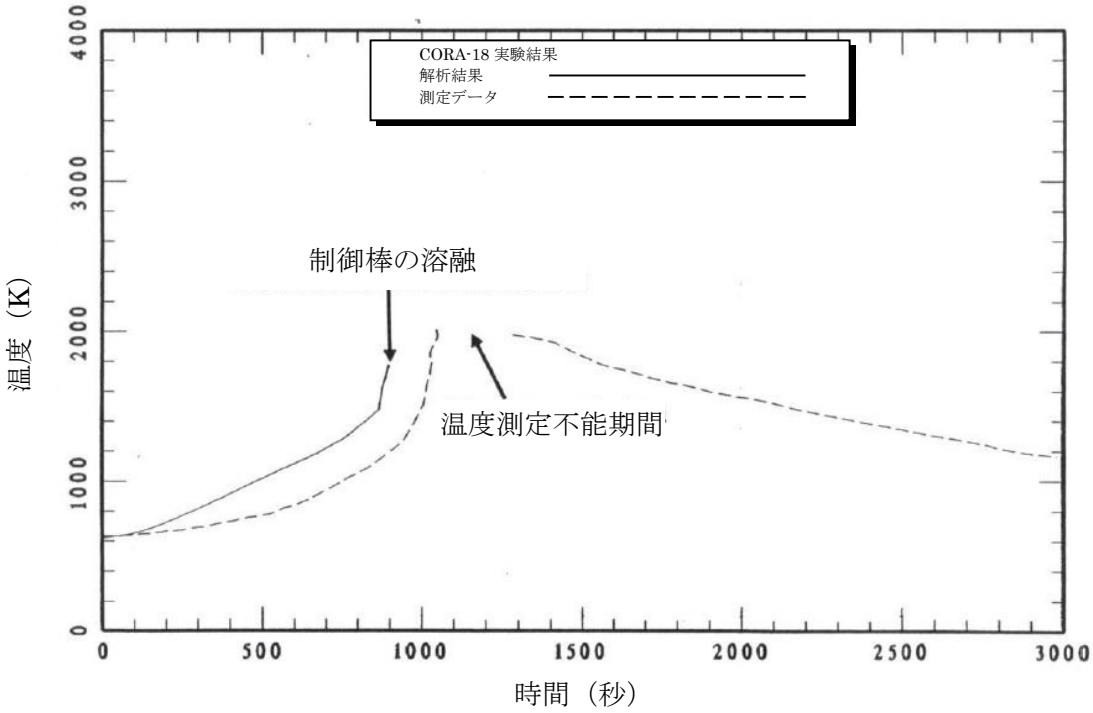
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-14　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）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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 m^3 のうち 5,000m^3 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。ＭＡＡＰ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。

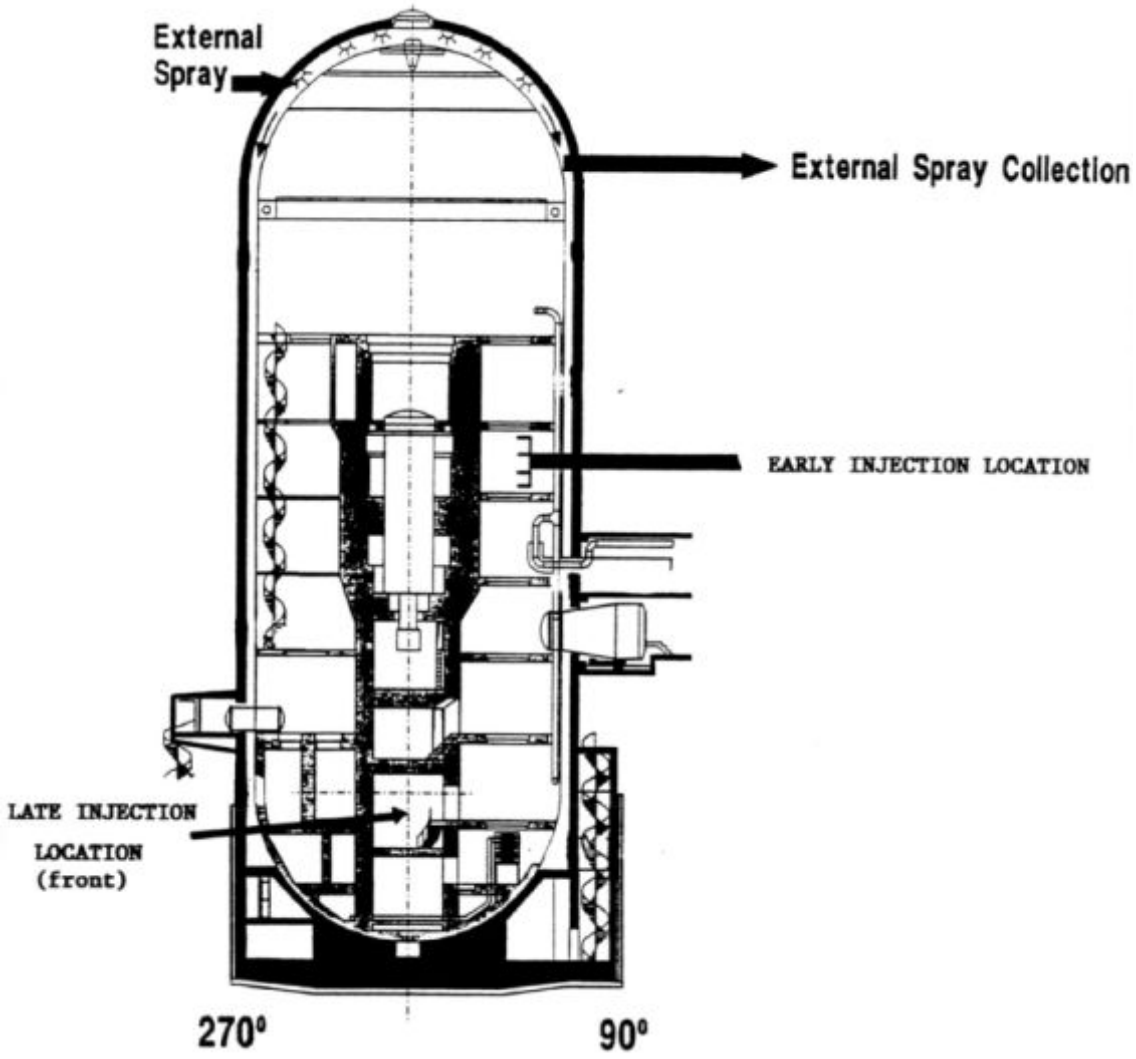
また，図 4.2-26 及び図 4.2-27 に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度については，水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス濃度の変化挙動，外部スプレイ冷却後における循環流による混合挙動等，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

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。

表 4.2-3　HDR 実験解析における主なエネルギ配分の内訳

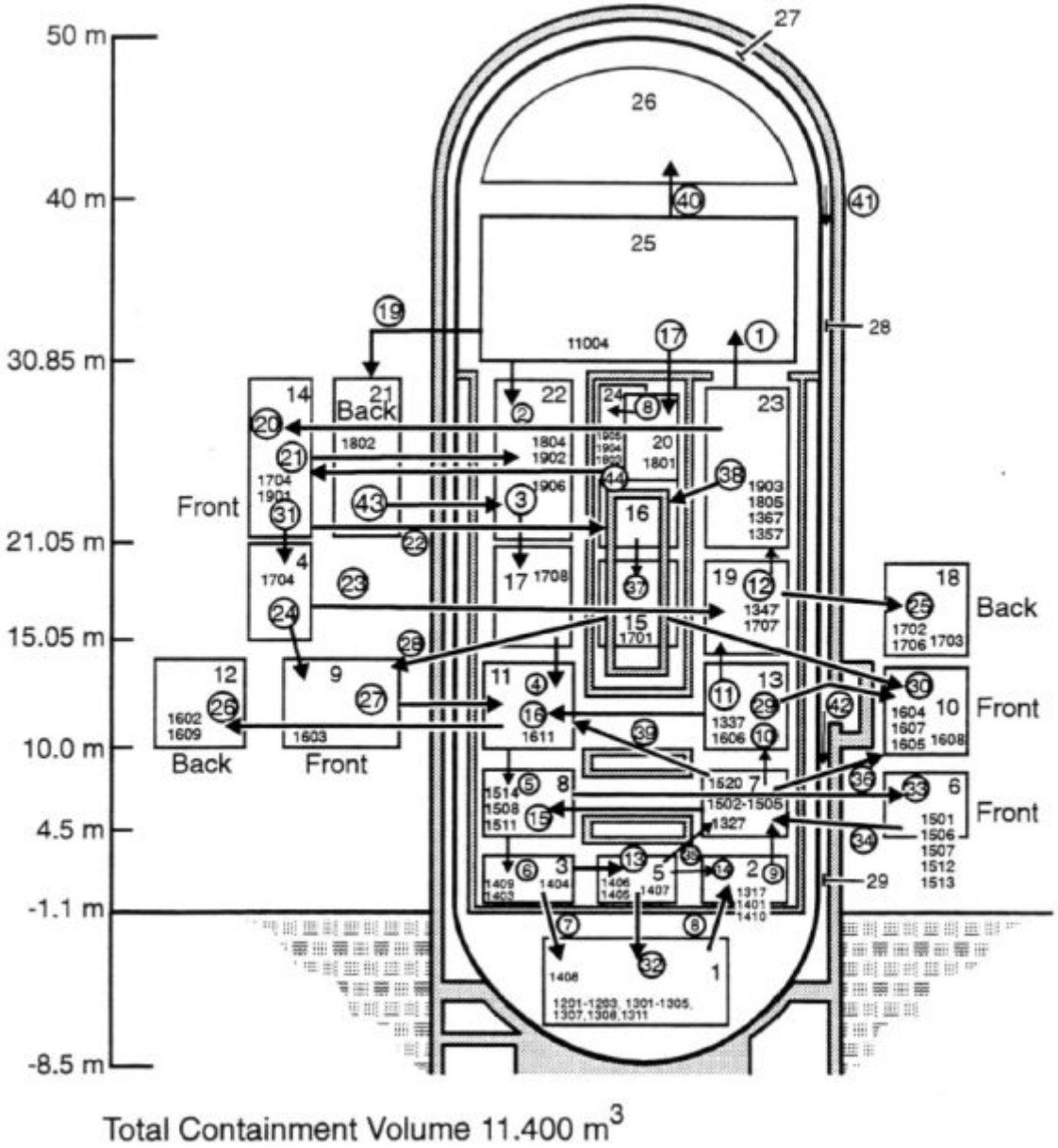
コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



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

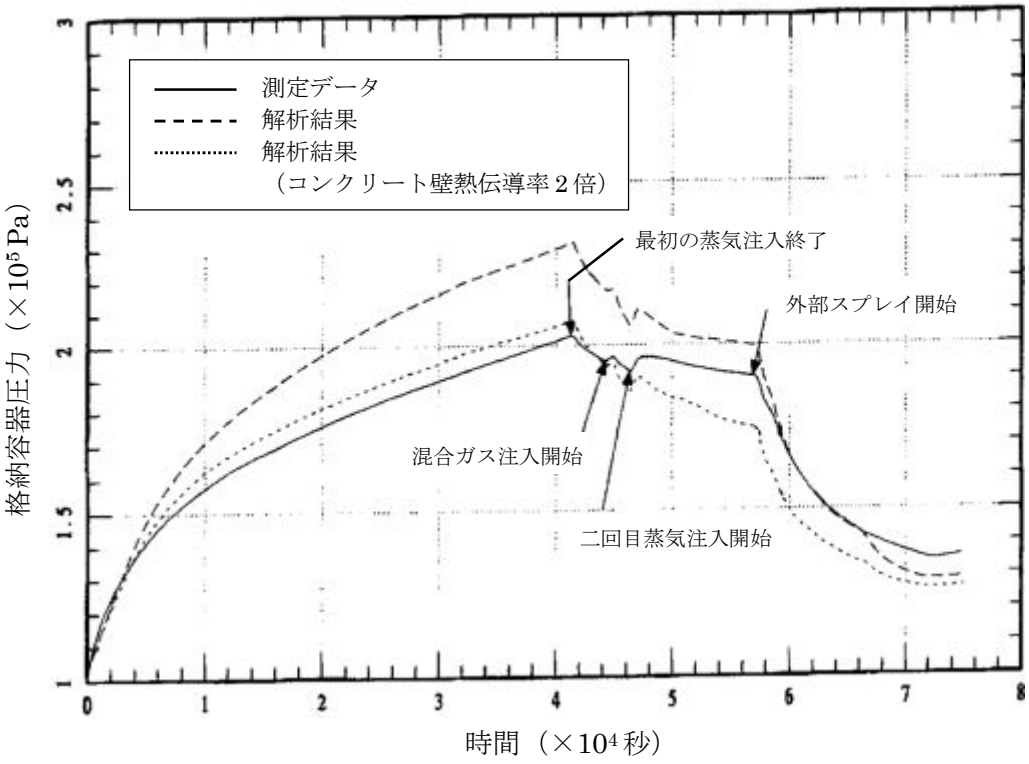
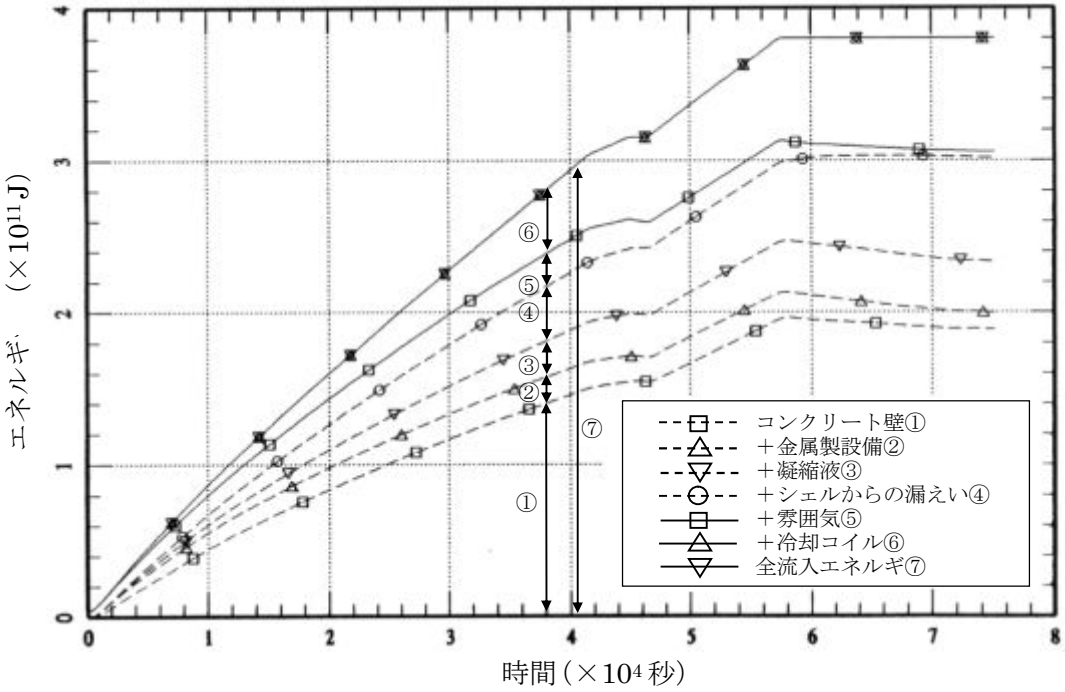
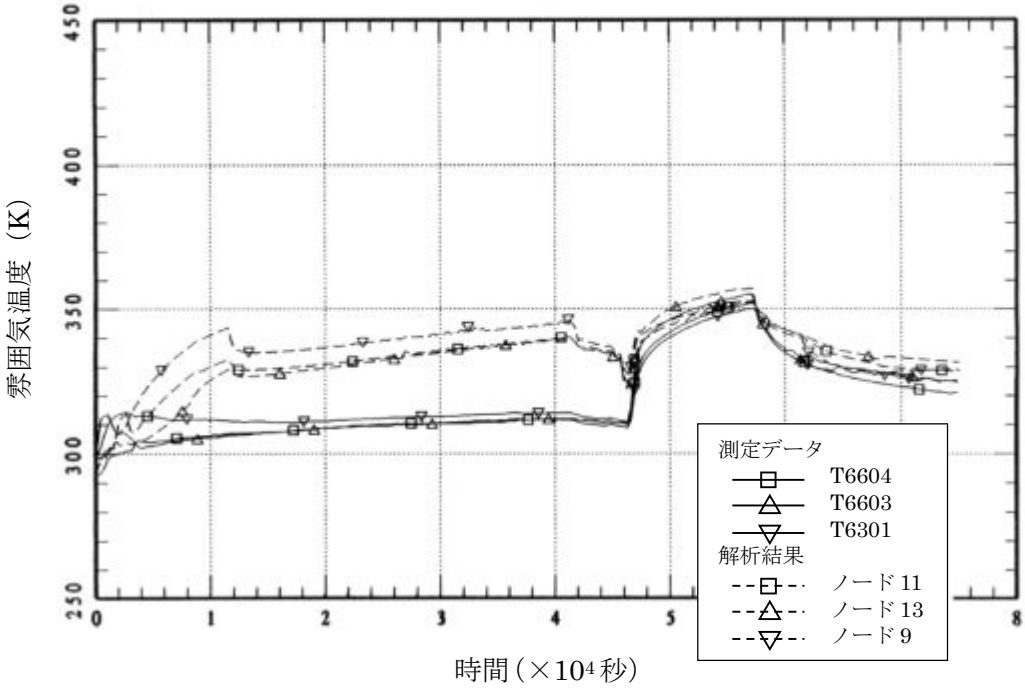


図 4.2-19　HDR 実験の解析結果（格納容器圧力）[15]



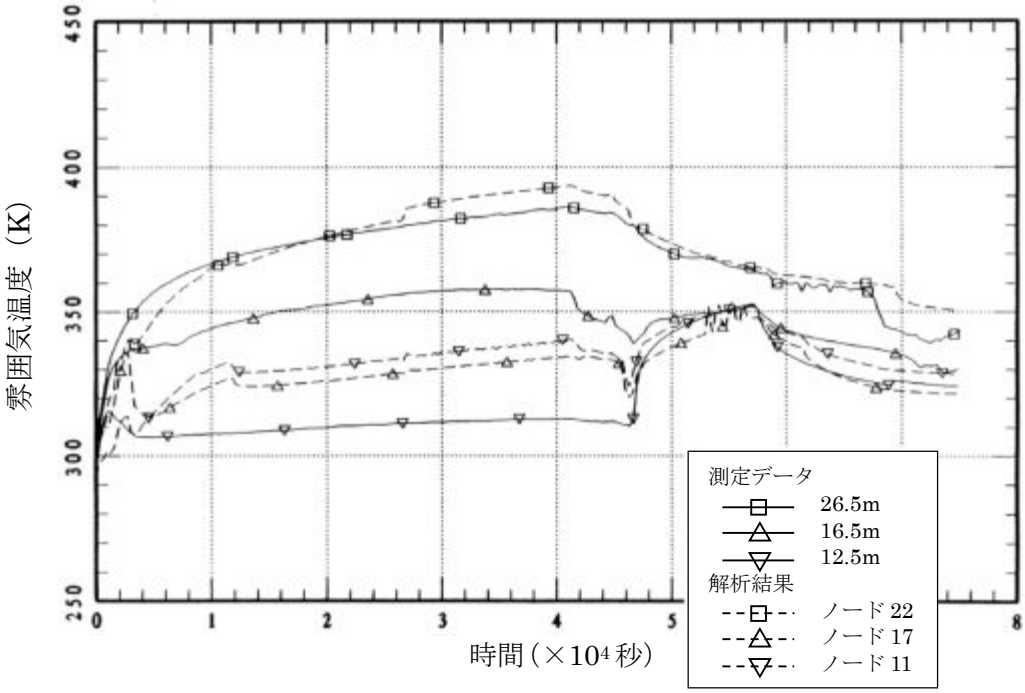
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-20　HDR 実験の解析結果（エネルギ配分）



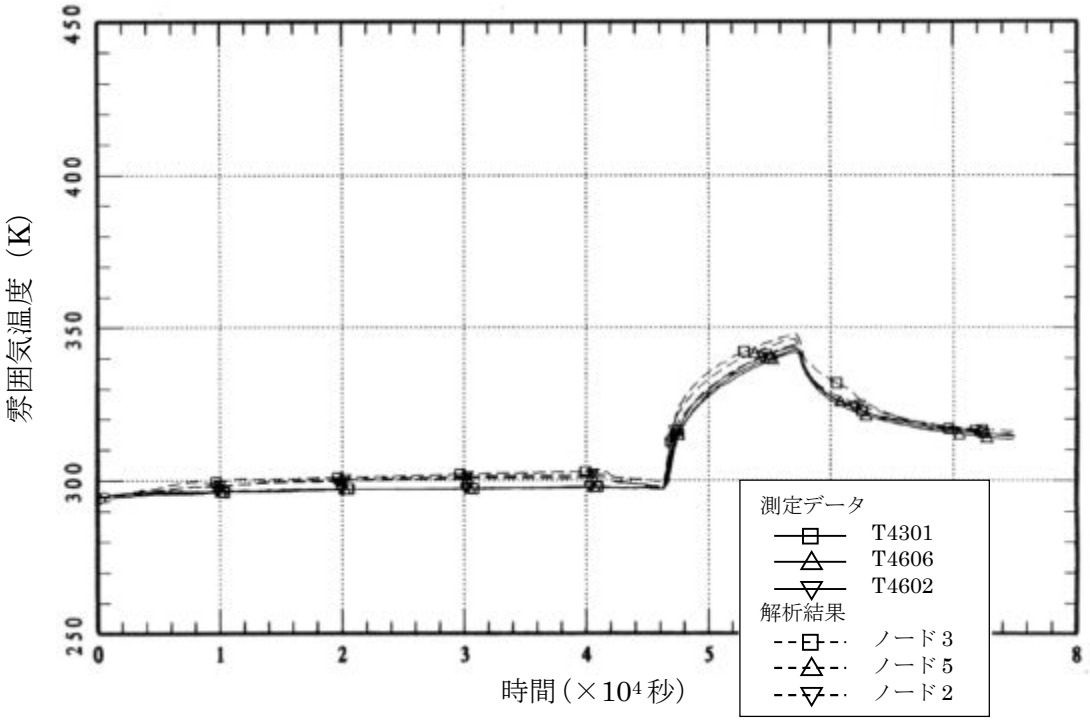
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-21　HDR 実験の解析結果（10m 位置の雰囲気温度）



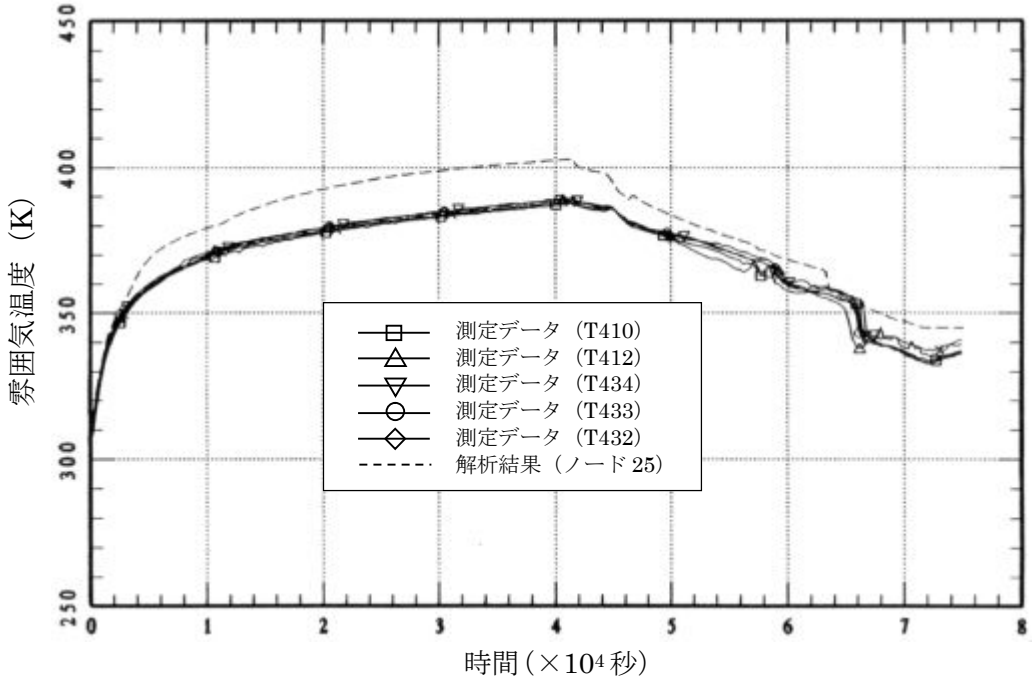
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-22　HDR 実験の解析結果（階段横の雰囲気温度）



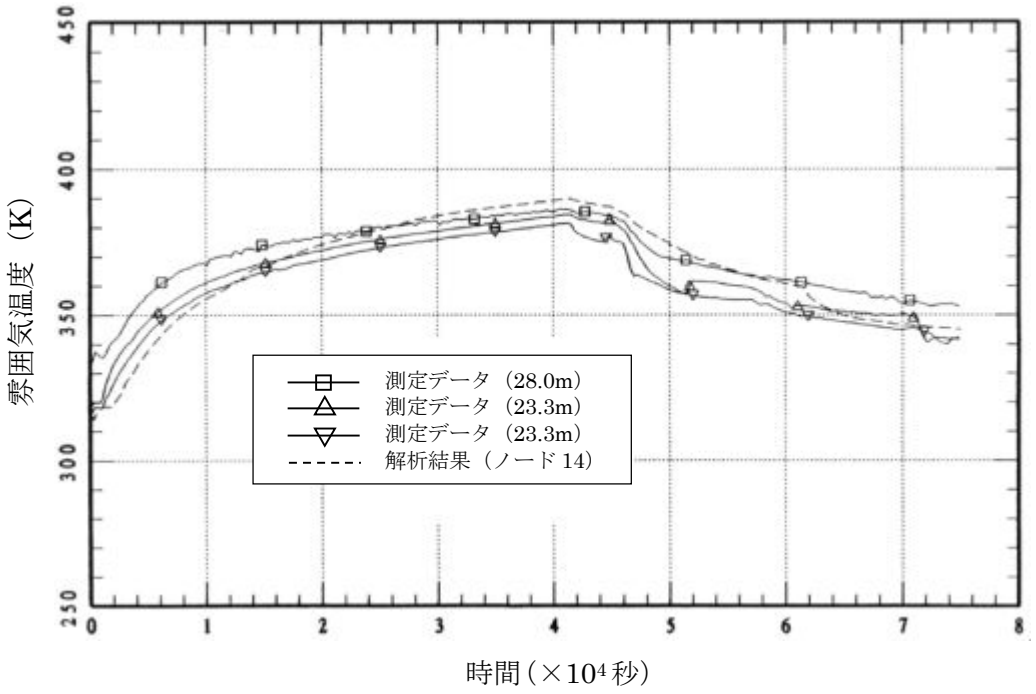
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-23　HDR 実験の解析結果（0m 位置の雰囲気温度）



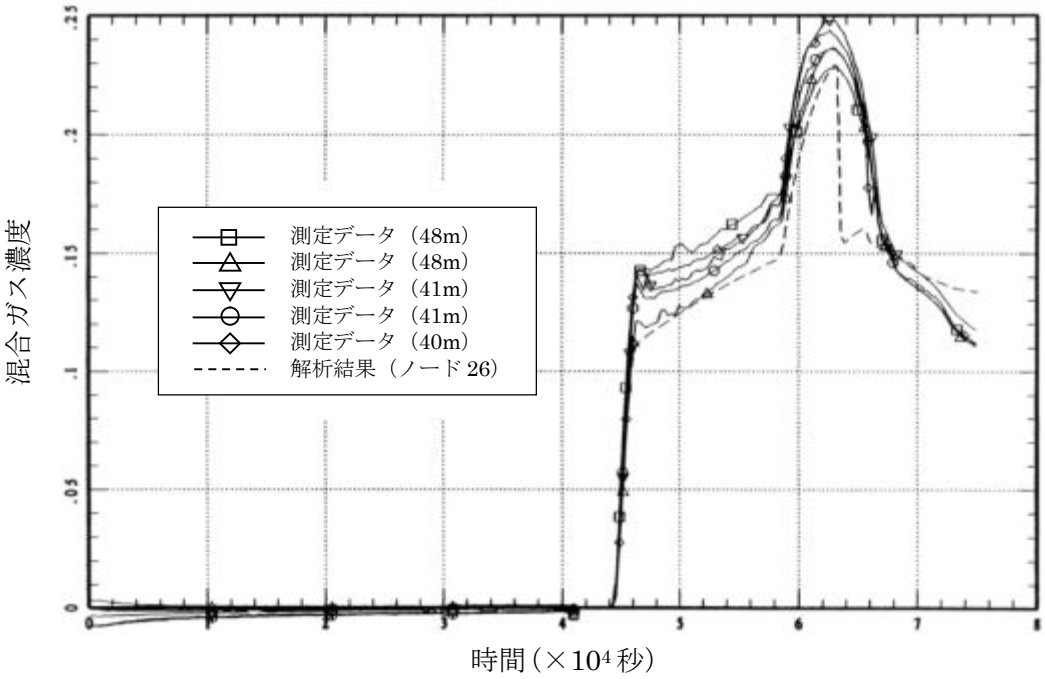
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-24　HDR 実験の解析結果（ドーム部の雰囲気温度）



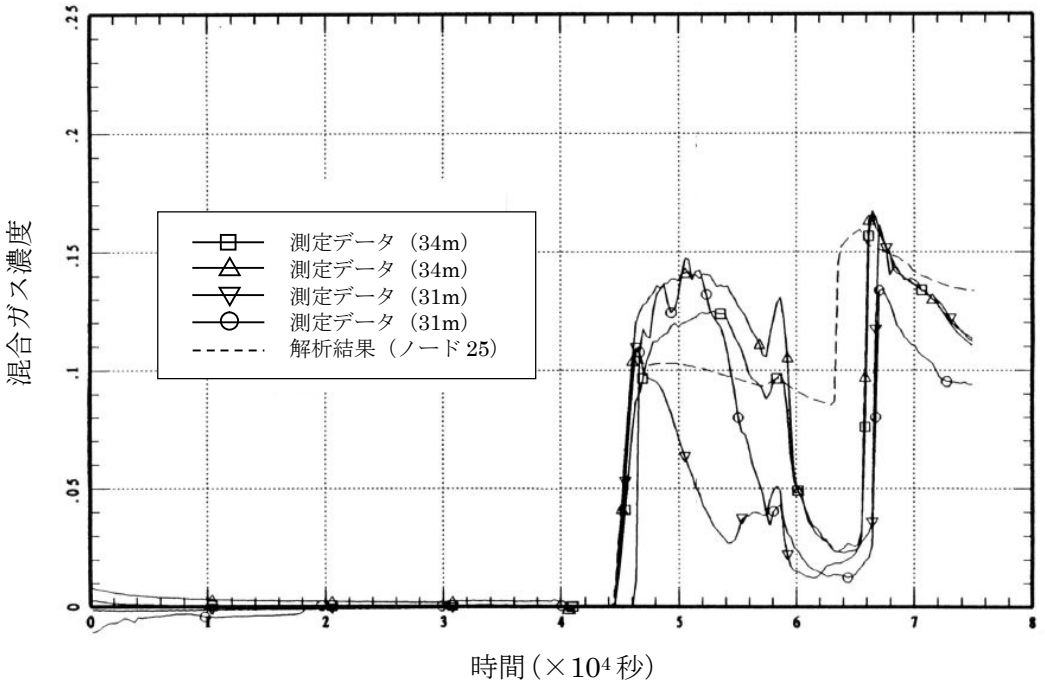
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

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 4.2-26　HDR 実験の解析結果（ドーム部上部混合ガス濃度）



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 850m^3，160℃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-ク解析に用いたＭＡＡＰのノ-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-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-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-ク解析の結果を以下に述べ

る。

HM-1 実験

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ＭＡＡＰ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。

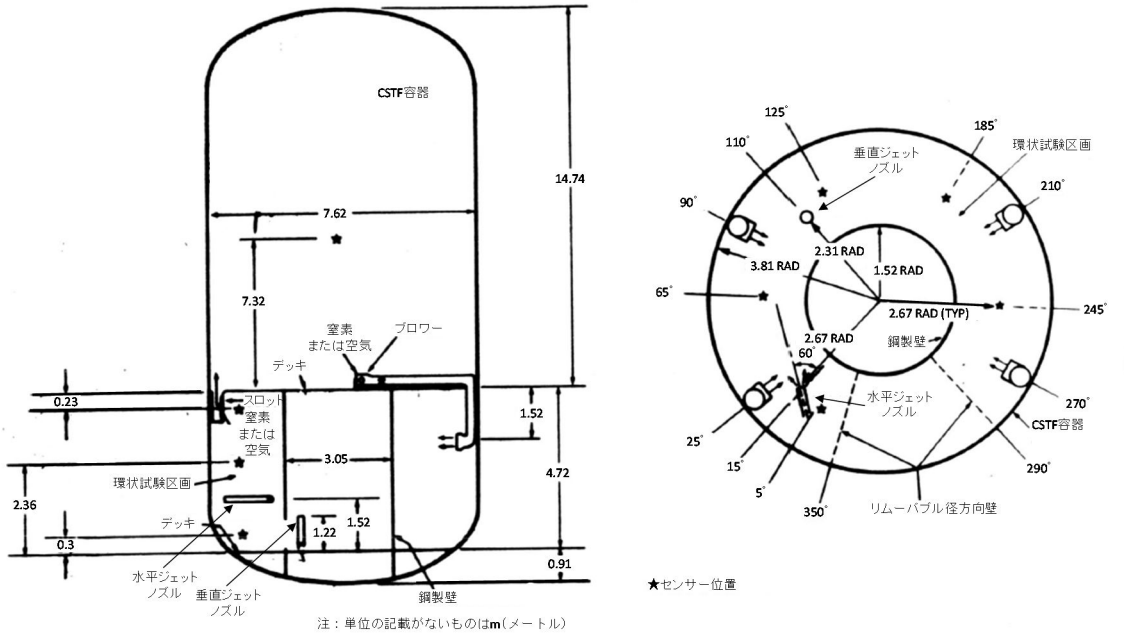
このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は，CSTF 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-4　CSTF 水素混合実験　実験ケース一覧

実験ケース	雰囲気ガス	再循環流量		注入ガス組成	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.		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）										
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

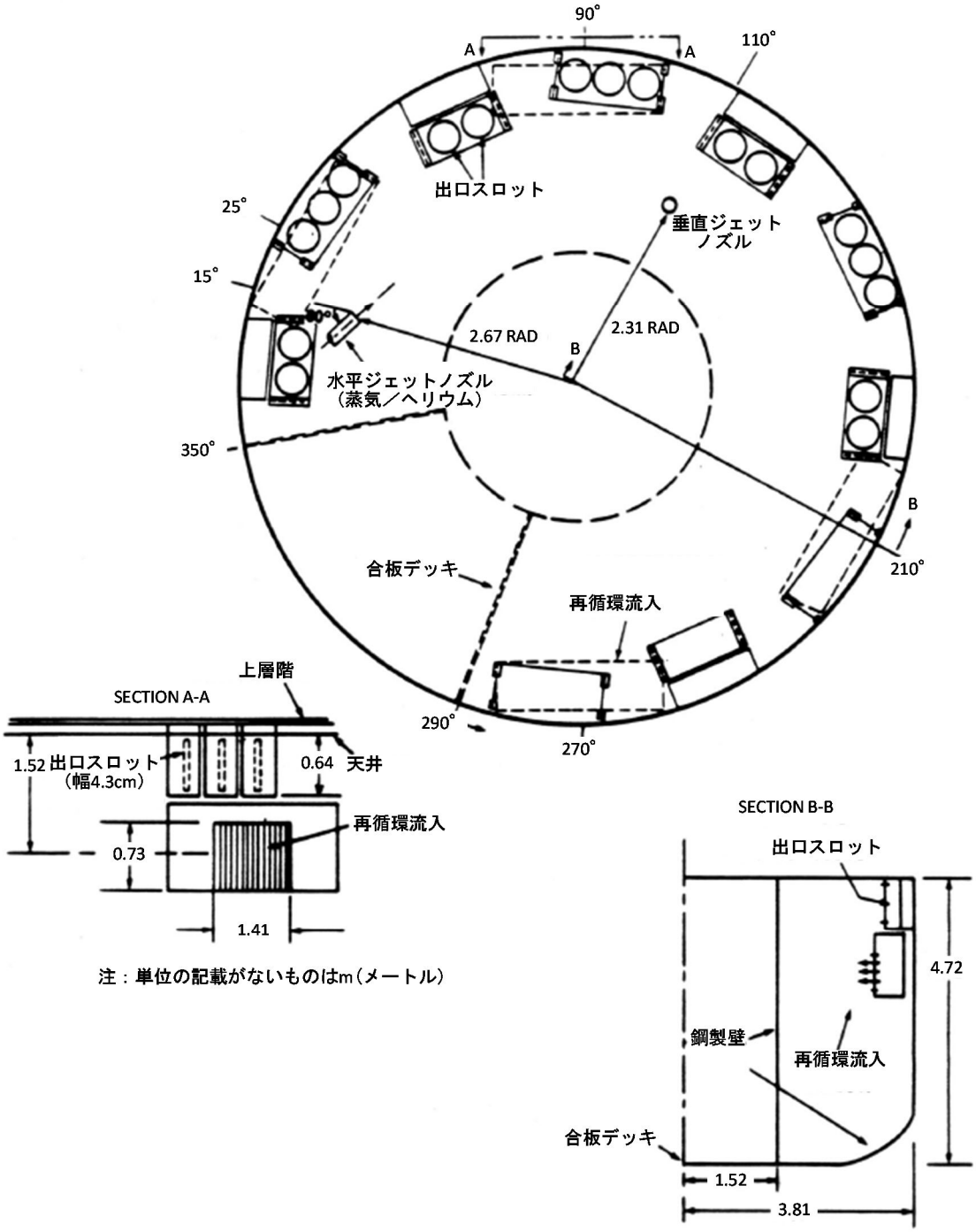
※下線部は，ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



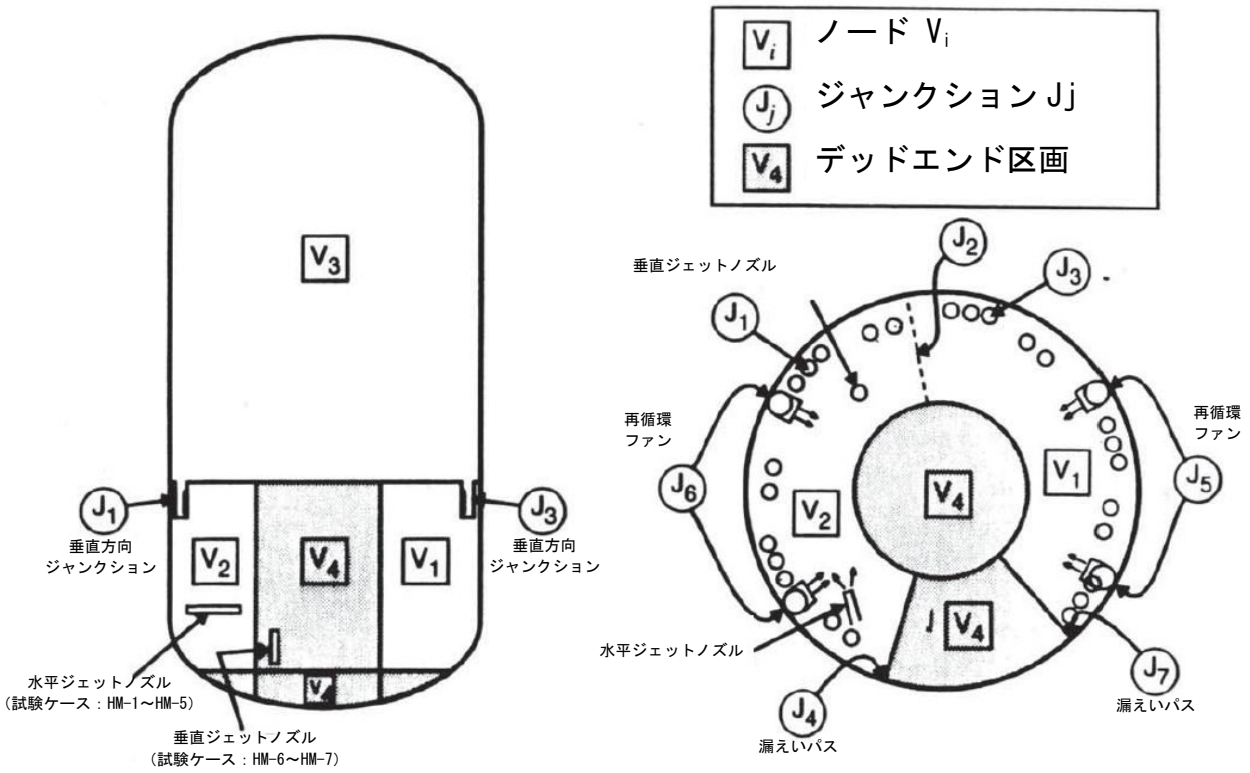
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-28　CSTF 実験装置



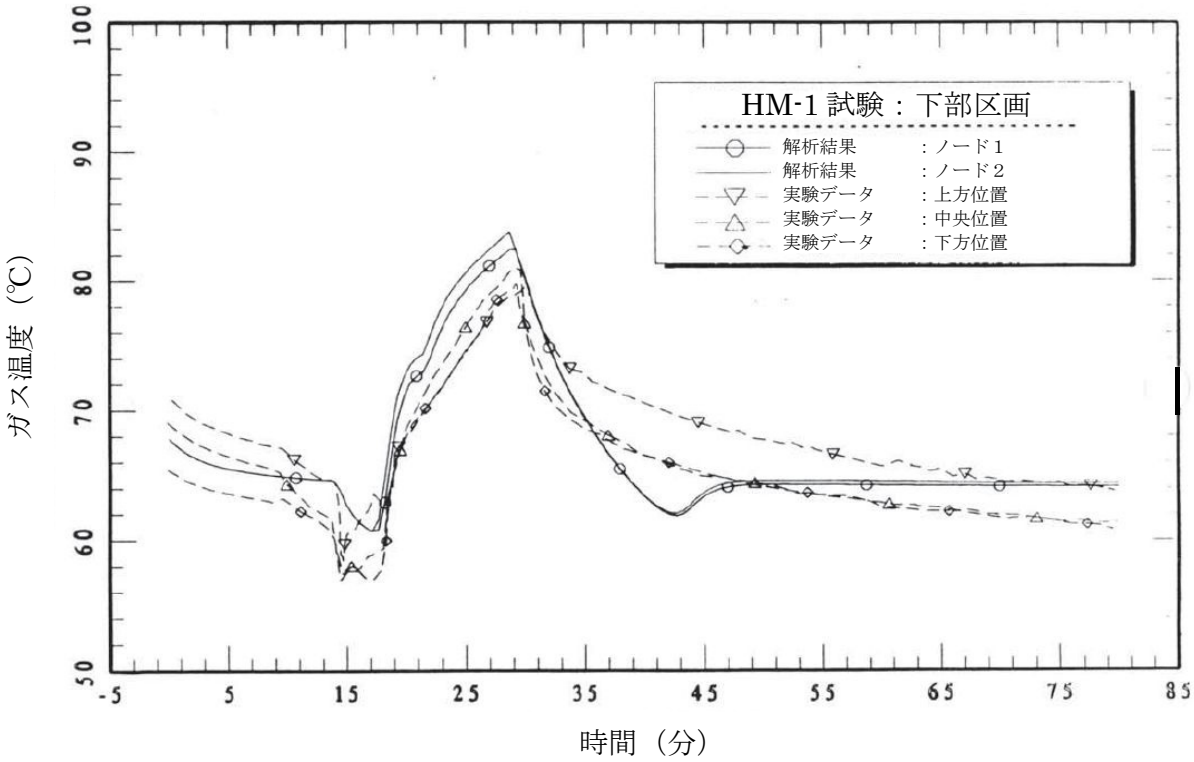
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

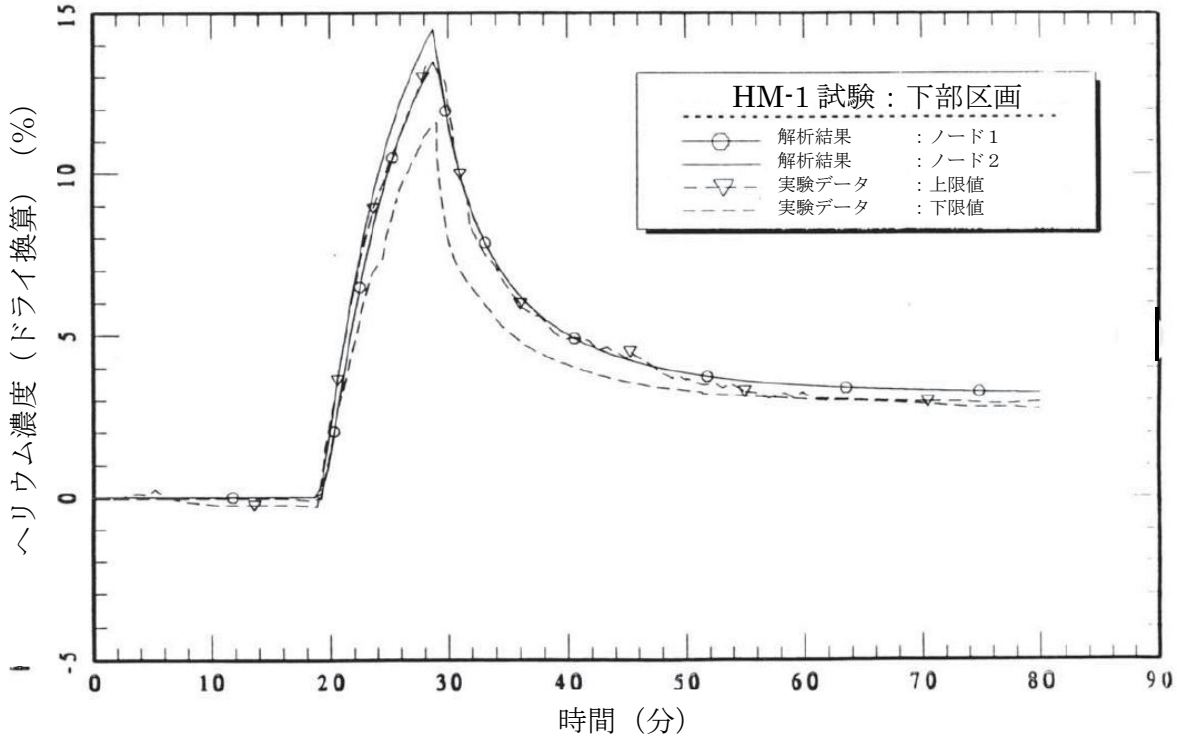
図 4.2-29　CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

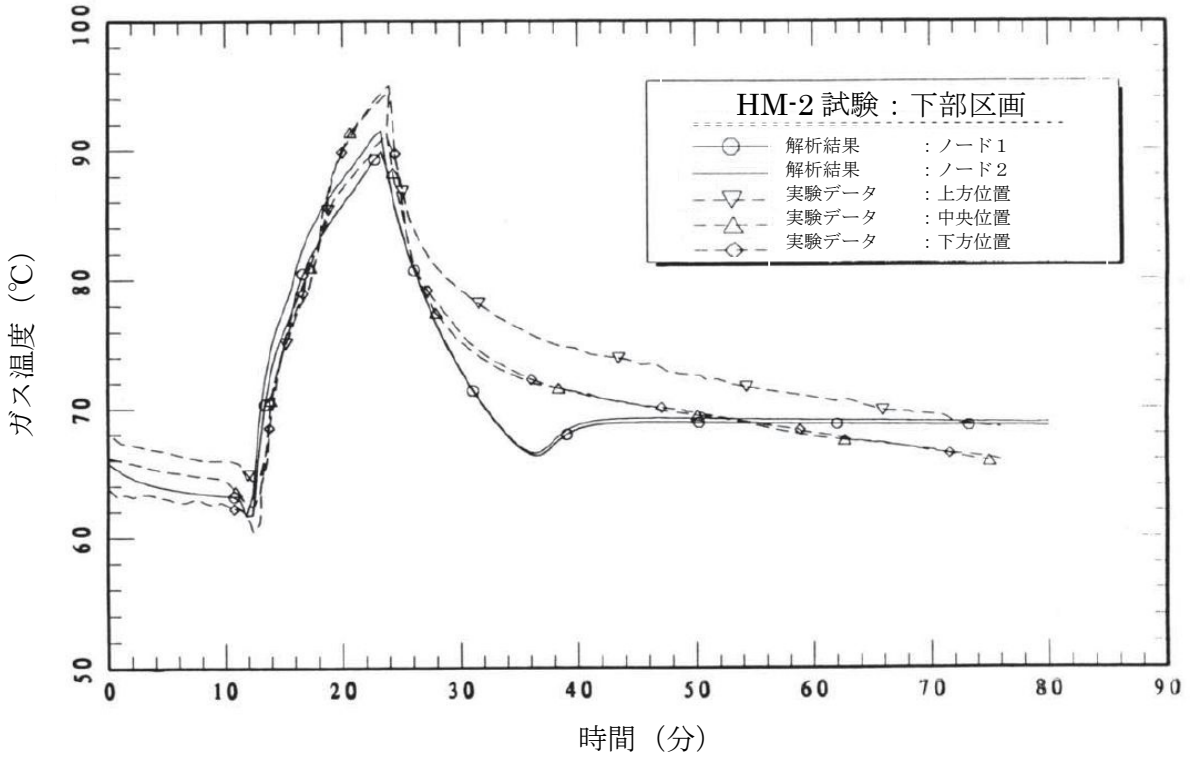
図 4.2-30　CSTF 実験ベンチマーク解析　ＭＡＡＰノード分割

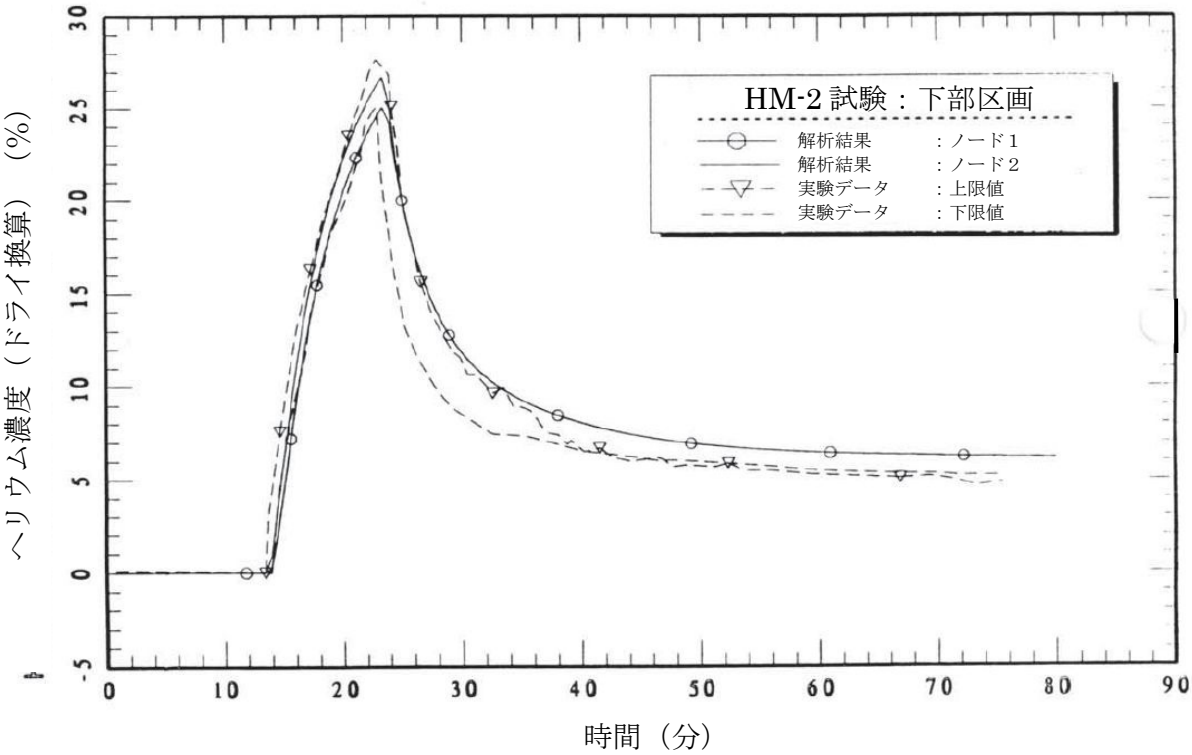




出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

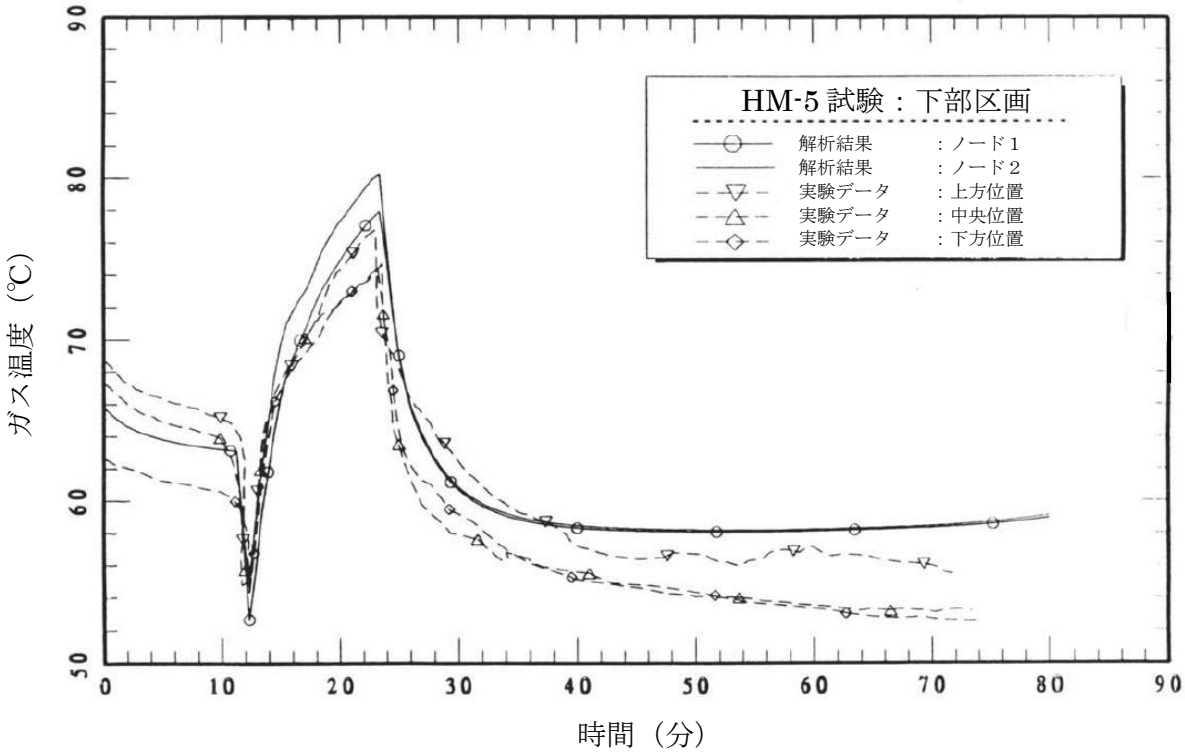
図 4.2-31　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-1）

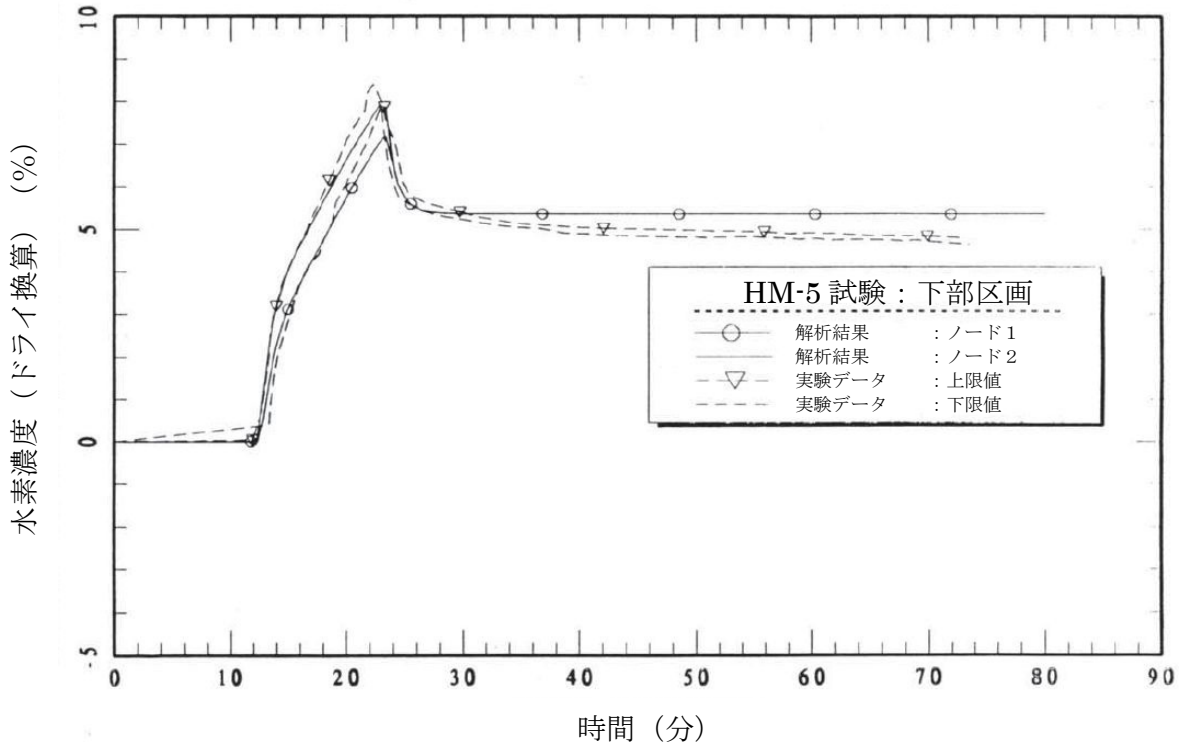




出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-32　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-2）





出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-33　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース 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。

UO_2 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

<u>L2 実験</u>

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７cm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13cm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。

表 4.2-5　ACE 実験におけるコリウム成分

成分(kg)	L2	L6	L7
UO_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
CaO	3.0	7.3	11.5
SiO_2	20.9	16.9	12.5
BaO	0.8	0.79	1.4
La_2O_3	0.6	0.6	1.14
SrO	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	-

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

表 4.2-6　ACE 実験におけるコンクリート成分

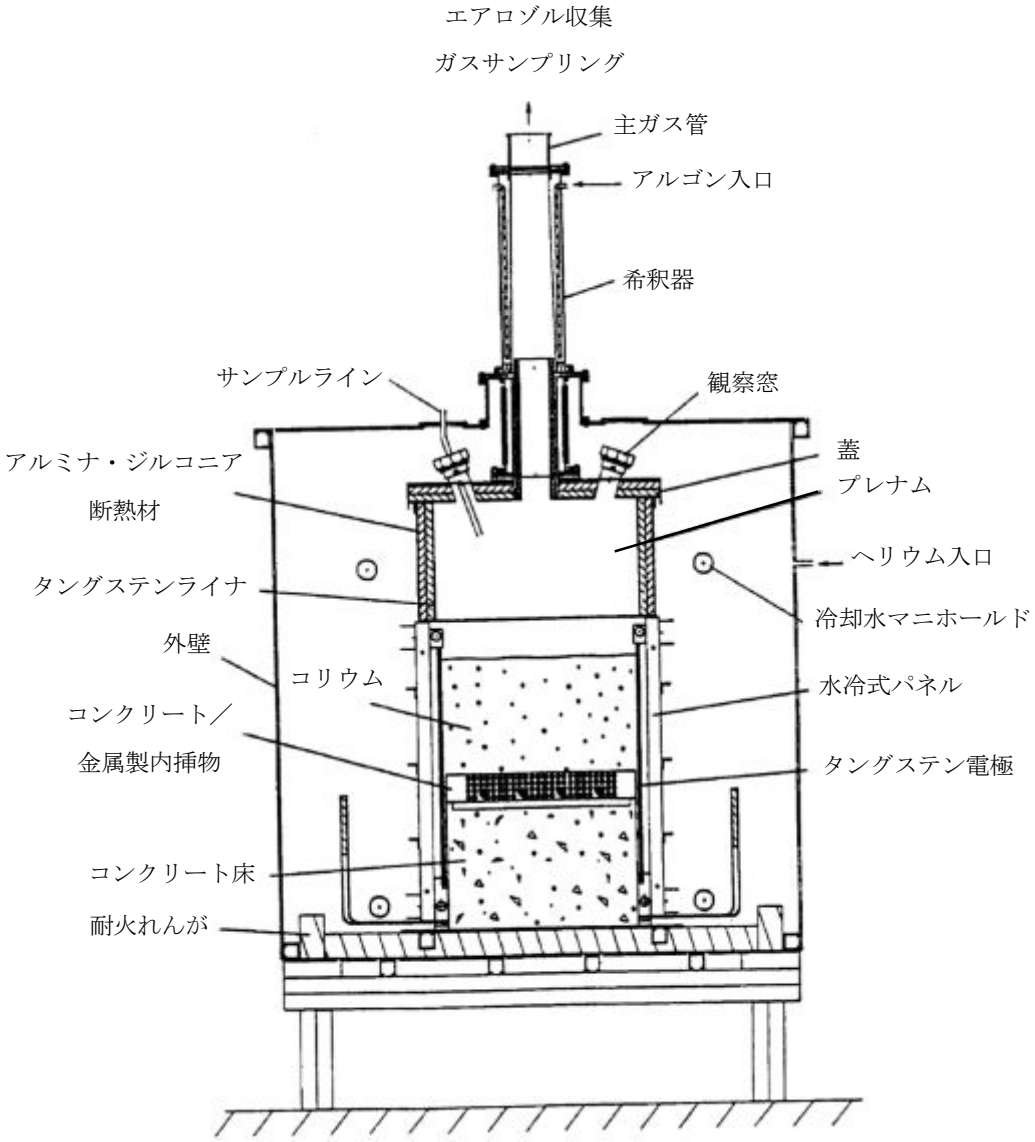
成分(kg)	L2	L6	L7
SiO_2	69	69	28.3
CaO	13.5	13.5	26.0
Al_2O_3	4	4	3.5
K_2O	1.4	1.4	0.6
Fe_2O_3	1	1	1.6
TiO_2	0.8	0.8	0.14
MgO	0.7	0.7	9.6
Na_2O	0.7	0.7	1.1
MnO	0.03	0.03	0.05
BaO	0.02	0.02	0.03
SrO	0.02	0.02	0.03
Cr_2O_3	0.01	0.01	0.009
H_2O+CO_2	7.9	7.9	27.5
コンクリートの種類※	S	S	L/S
合計	99.1	99.08	98.459

※ コンクリートの種類

S　　：ケイ土系

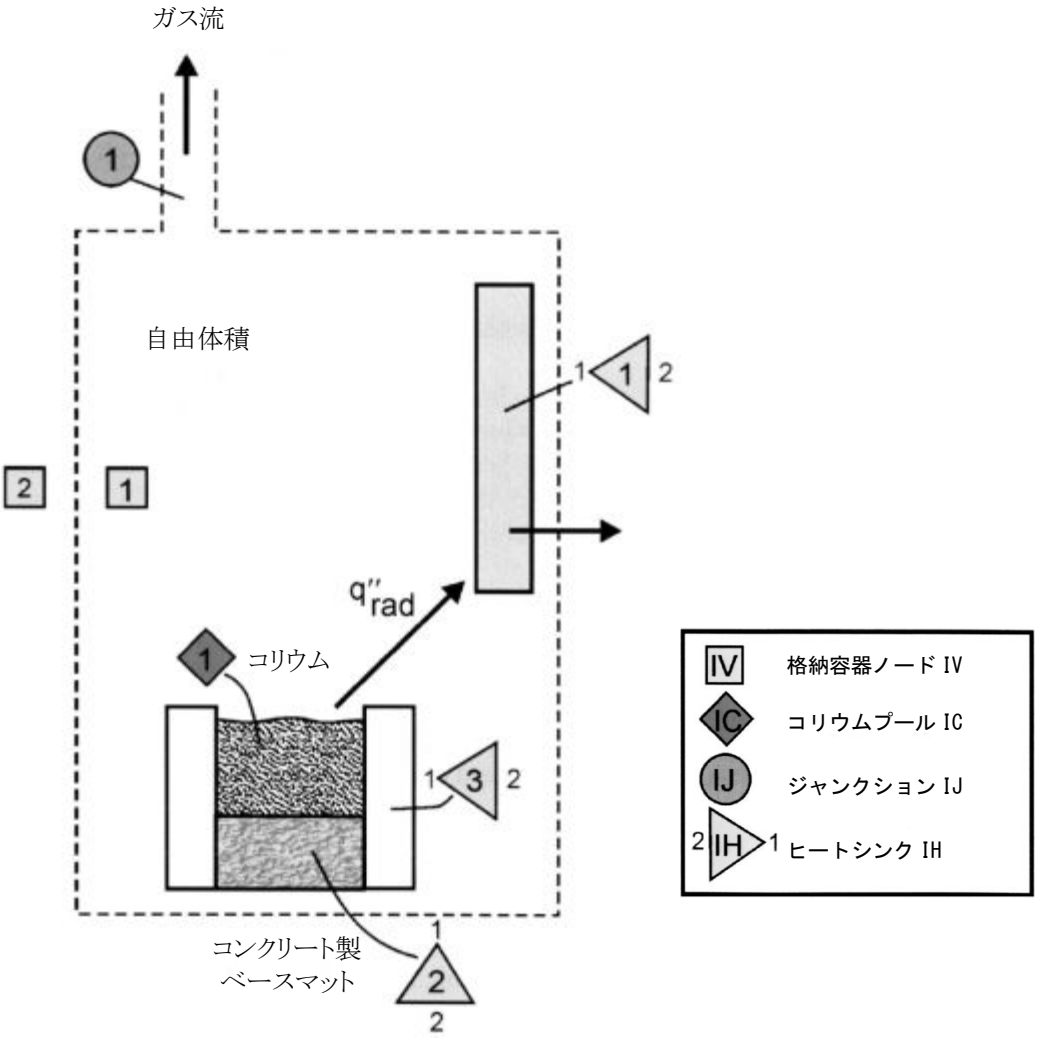
L/S　：石灰岩・砂系

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



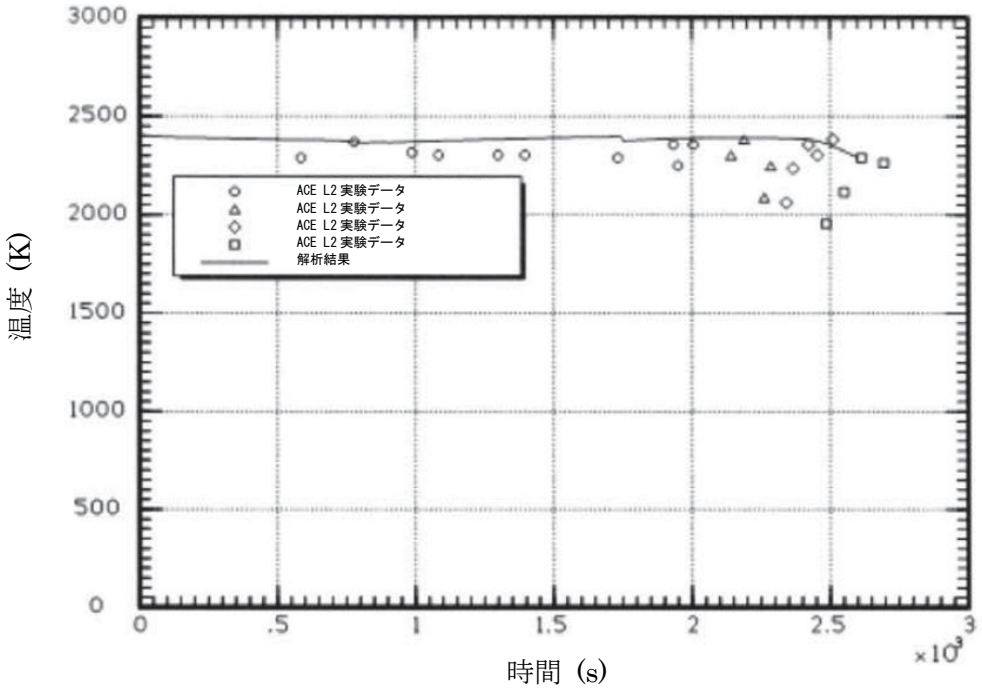
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

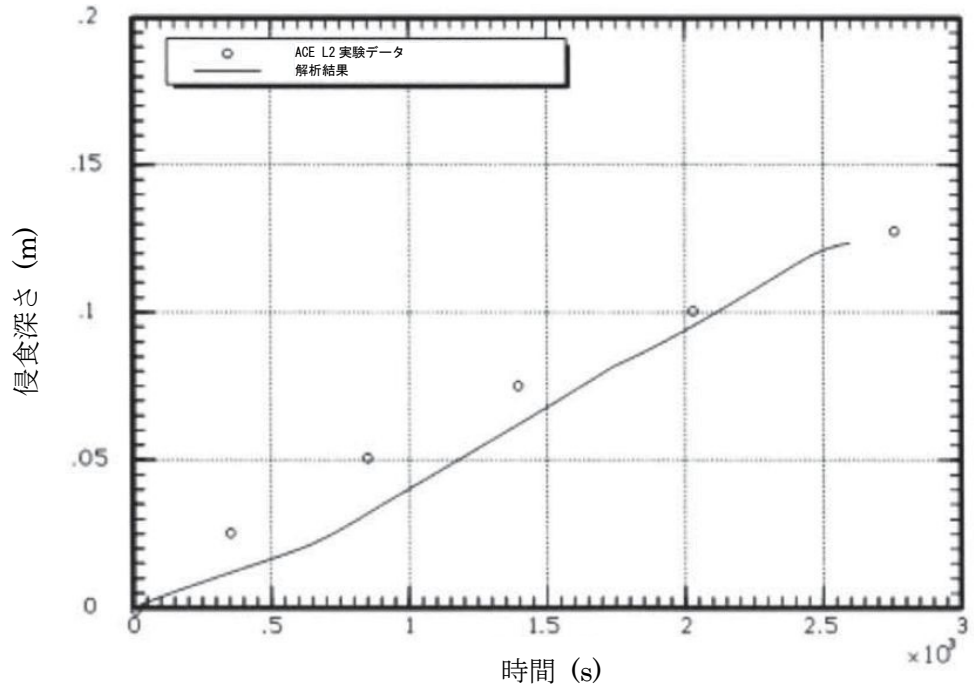
図 4.2-34　ACE 実験装置の概要



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

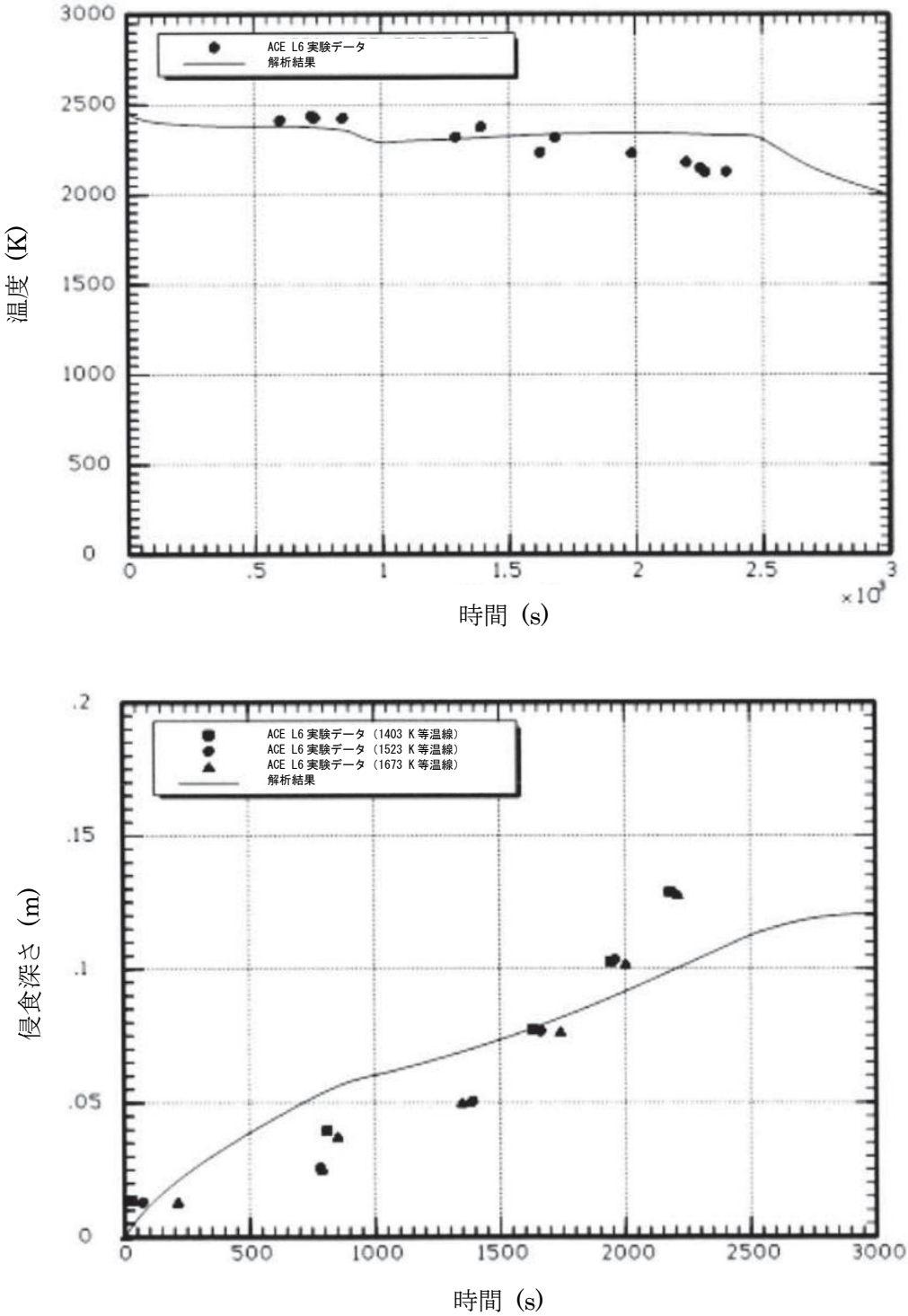
図 4.2-35　ACE 実験解析におけるノード分割





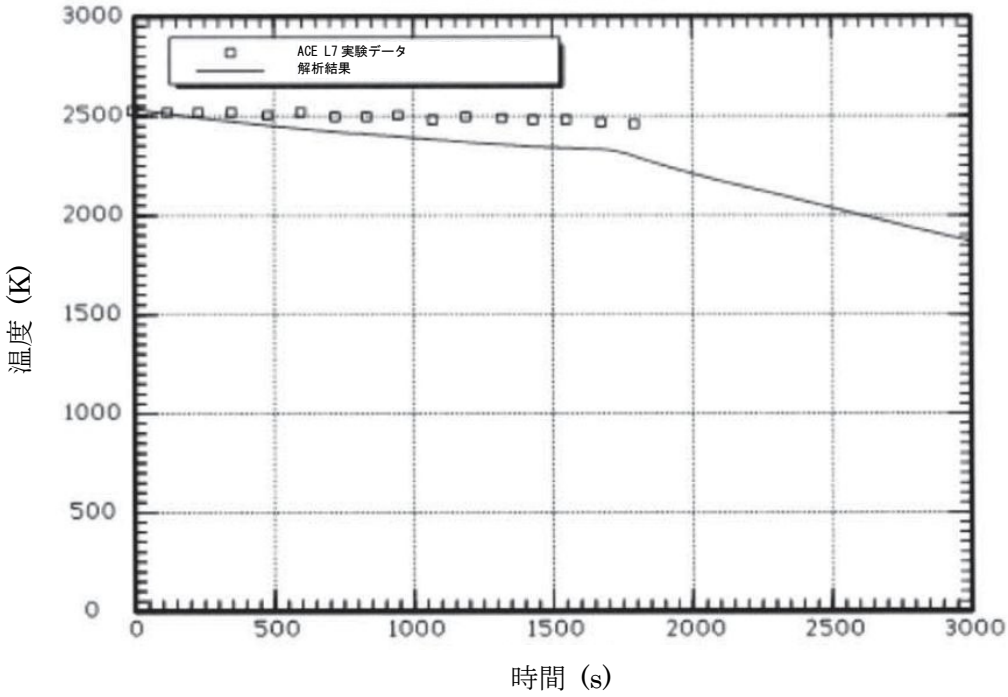
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

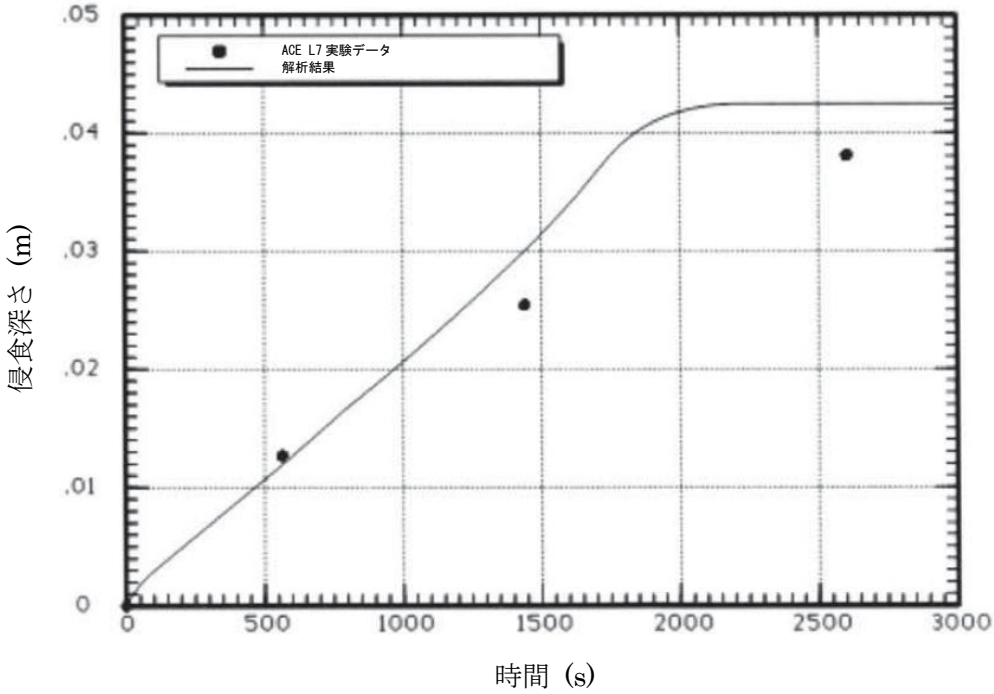
図 4.2-36　ACE 実験の解析結果（L2 実験）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

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 MgO 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。

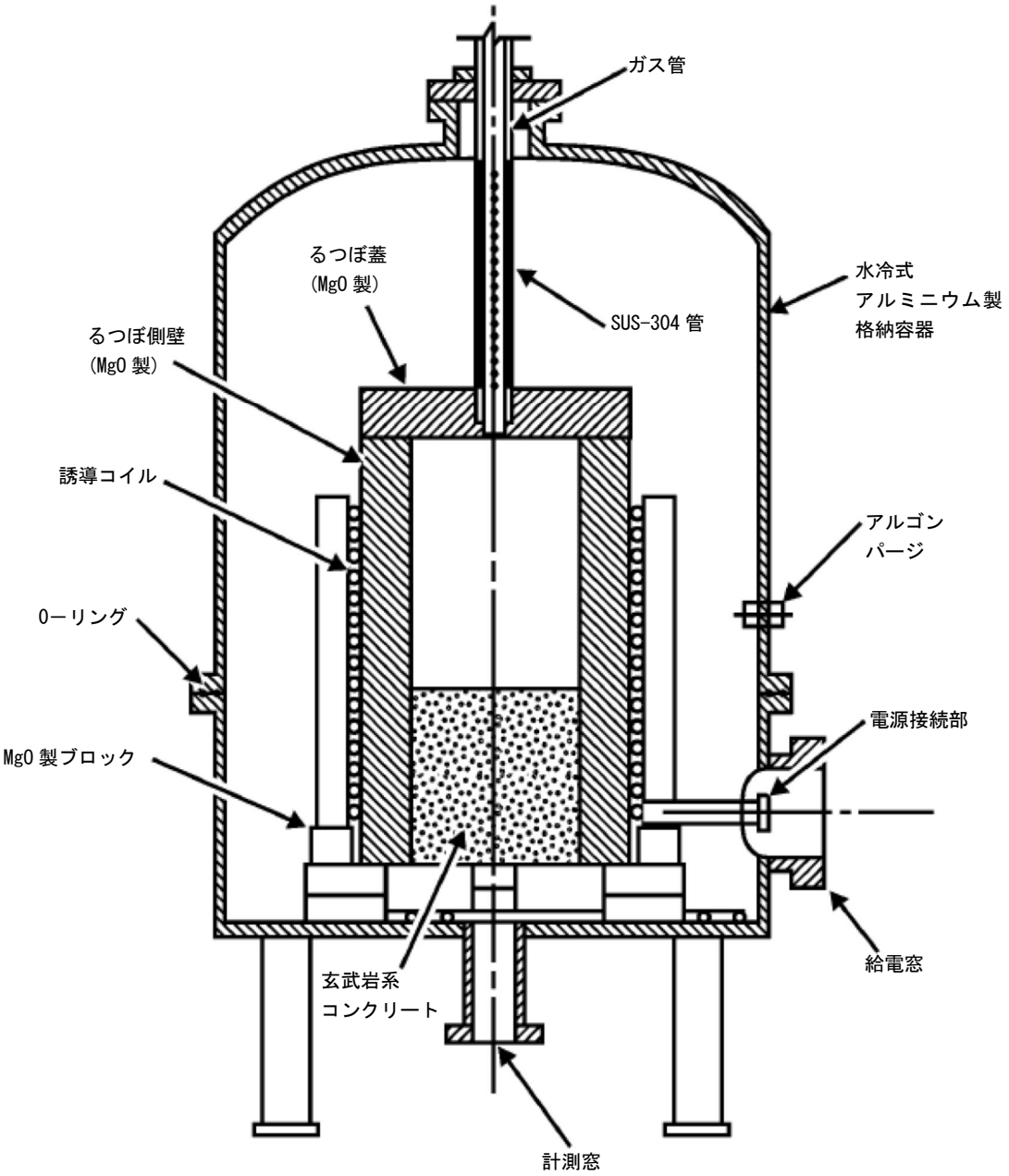
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

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

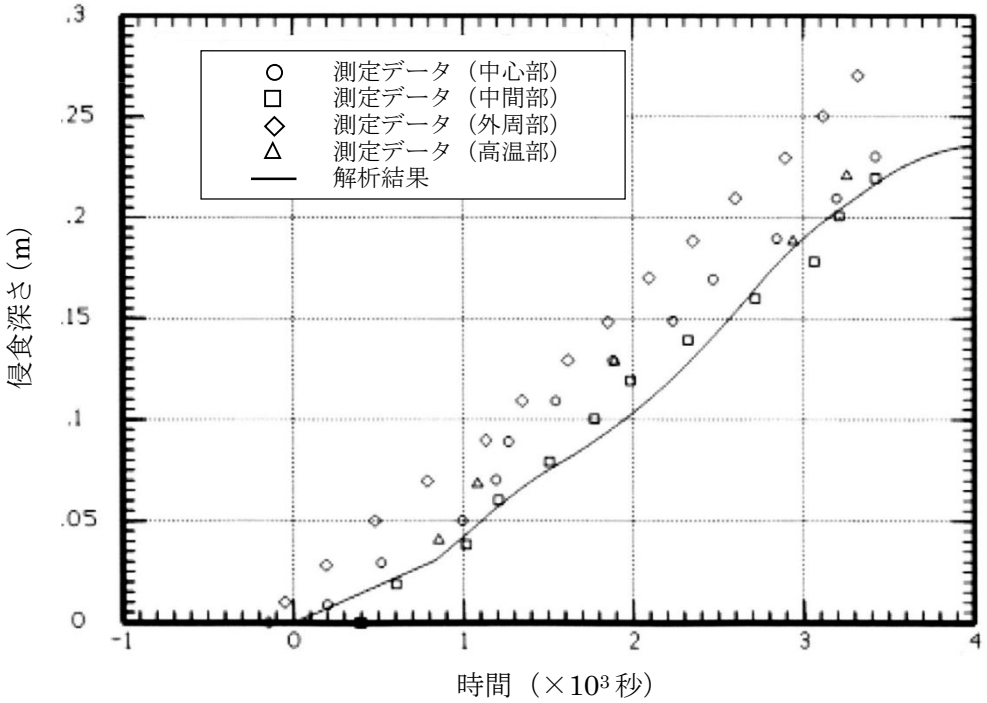
ートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

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，ＭＡＡＰ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ＦＰ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 10m^3 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十℃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。

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。

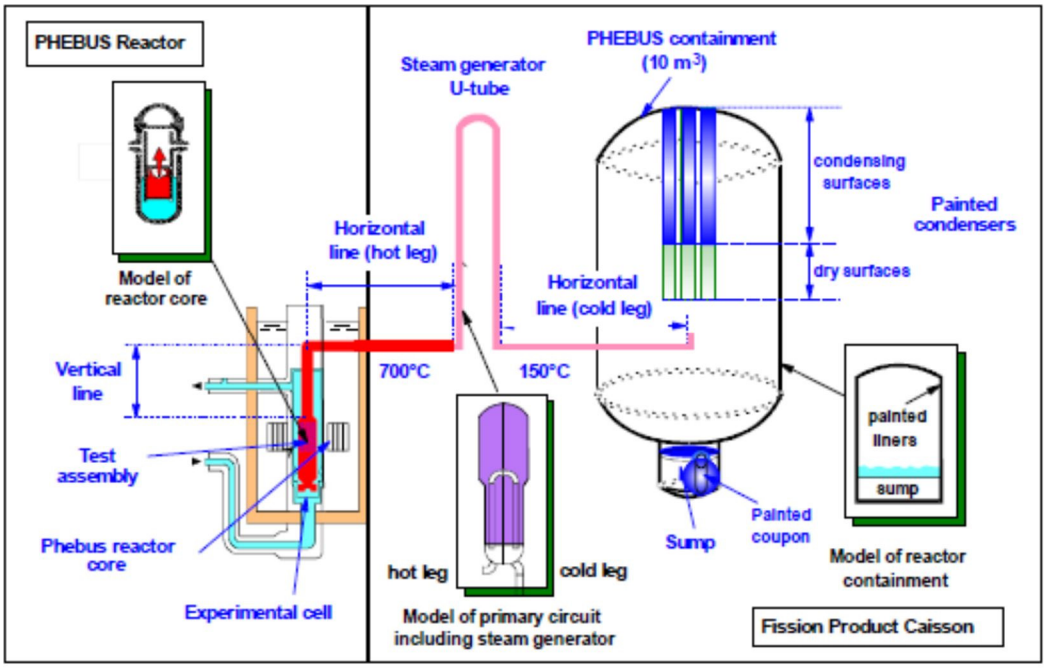


図 4.2-41　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における設備概要[21]

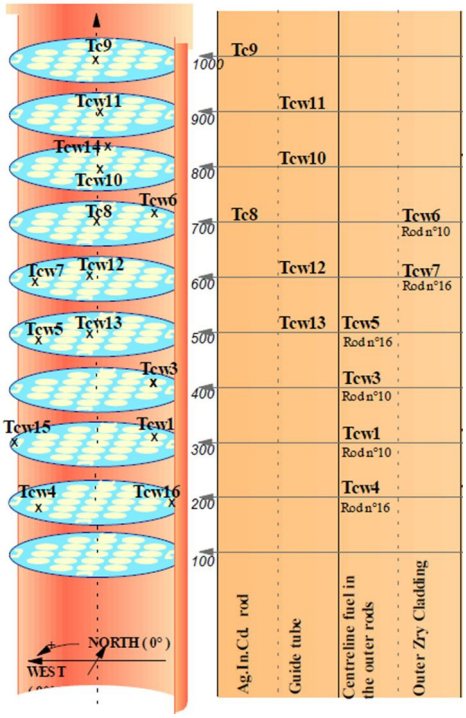


図 4.2-42　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における炉心部の熱電対位置[21]

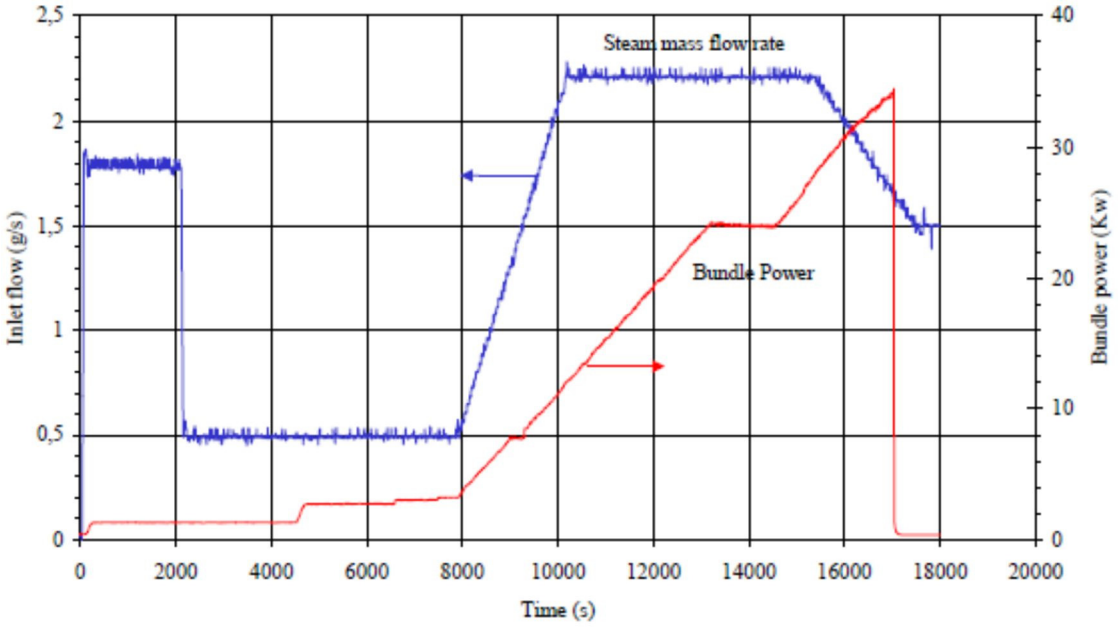


図 4.2-43　PHEBUS-FP 実験（FPT1）におけるバンドル出力と蒸気流量[21]

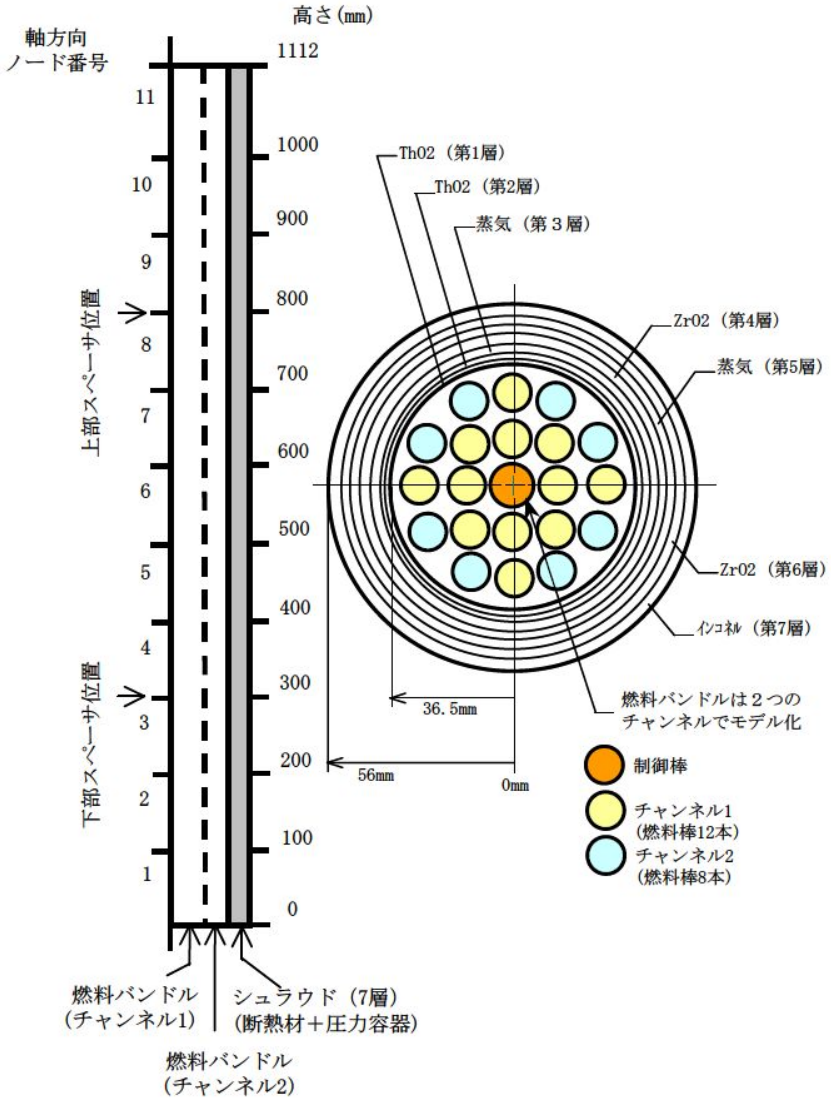


図 4.2-44　PHEBUS-FP 実験解析における炉心（燃料バンドル）モデル[21]

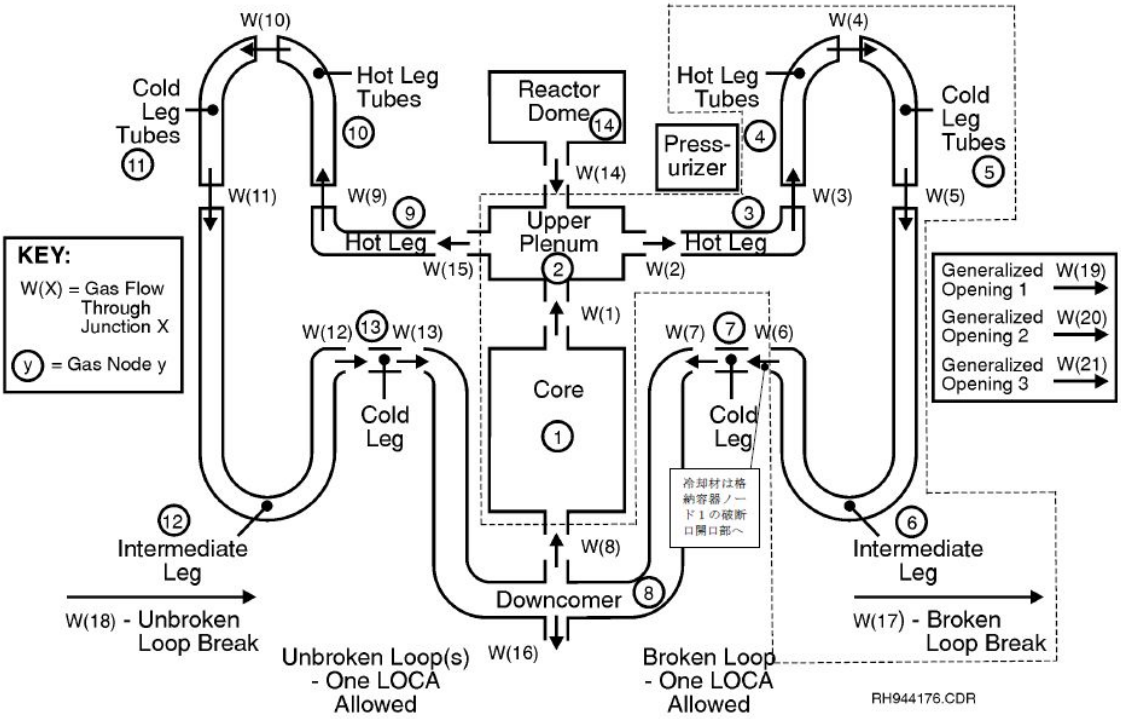


図 4.2-45　PHEBUS-FP 実験解析における１次系モデル[21]

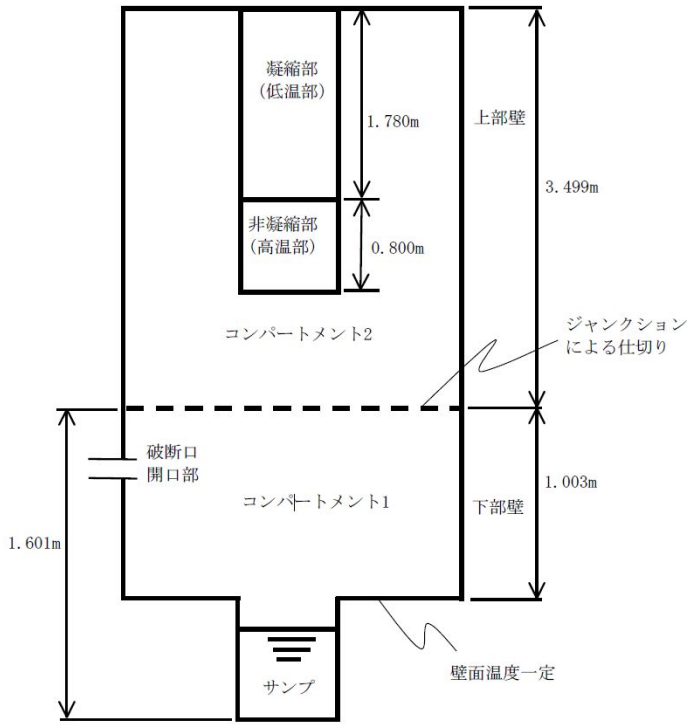


図 4.2-46　PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル[21]

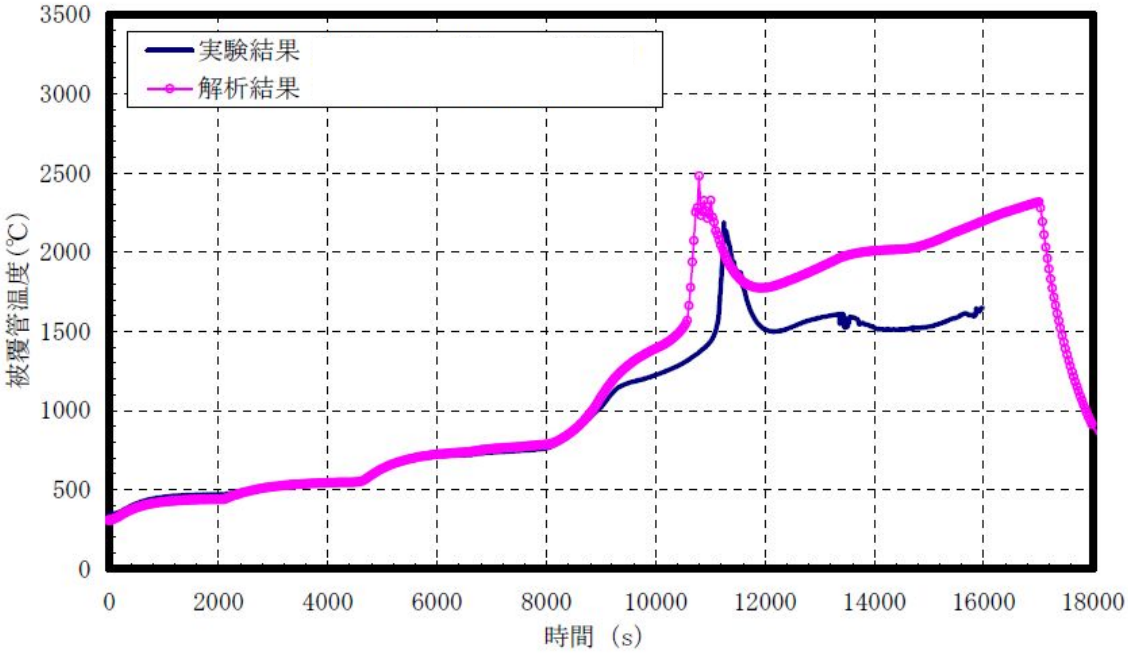


図 4.2-47　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 700mm）[21]

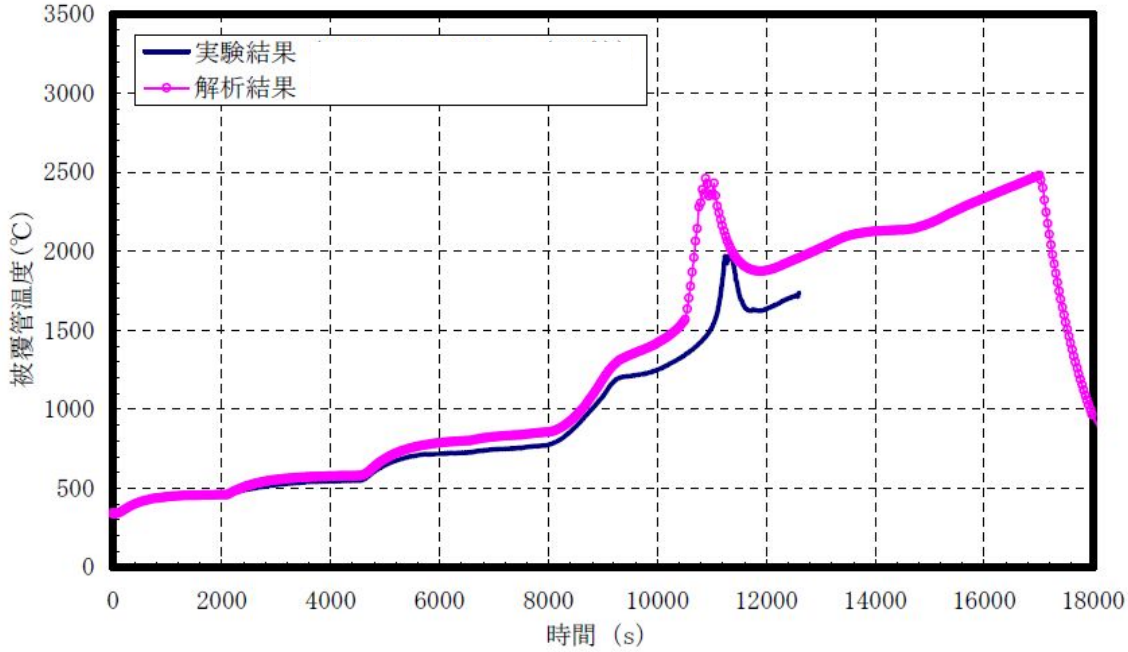


図 4.2-48　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 600mm）[21]

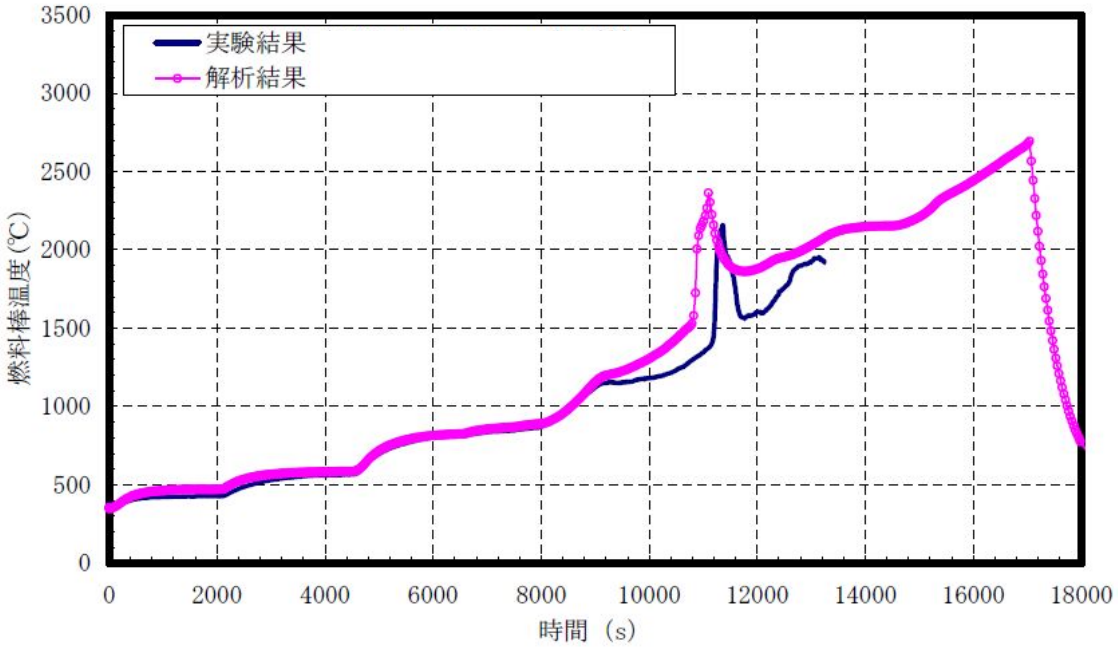


図 4.2-49　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 400mm）[21]

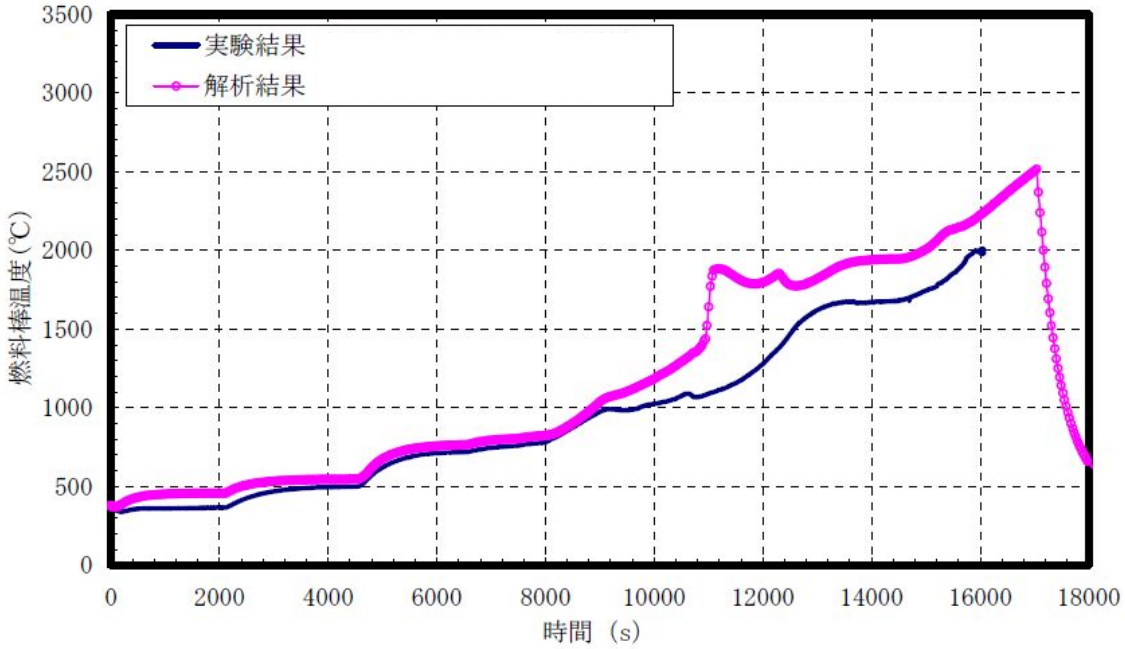


図 4.2-50　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 300mm）[21]

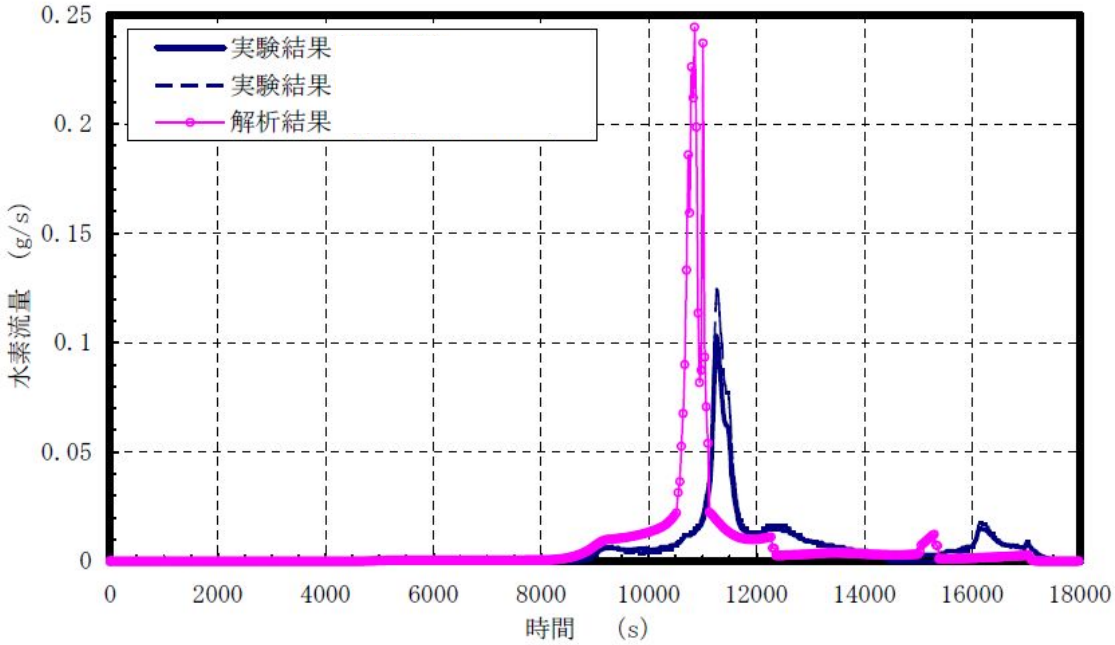


図 4.2-51　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（水素ガス流量）[21]

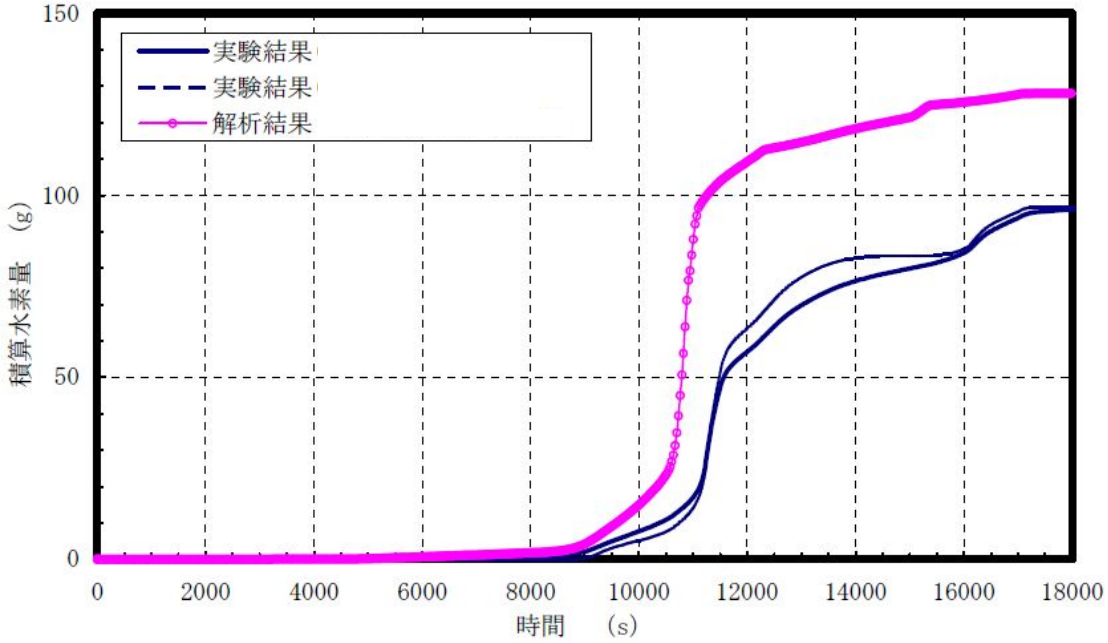


図 4.2-52　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（積算水素ガス量）[21]

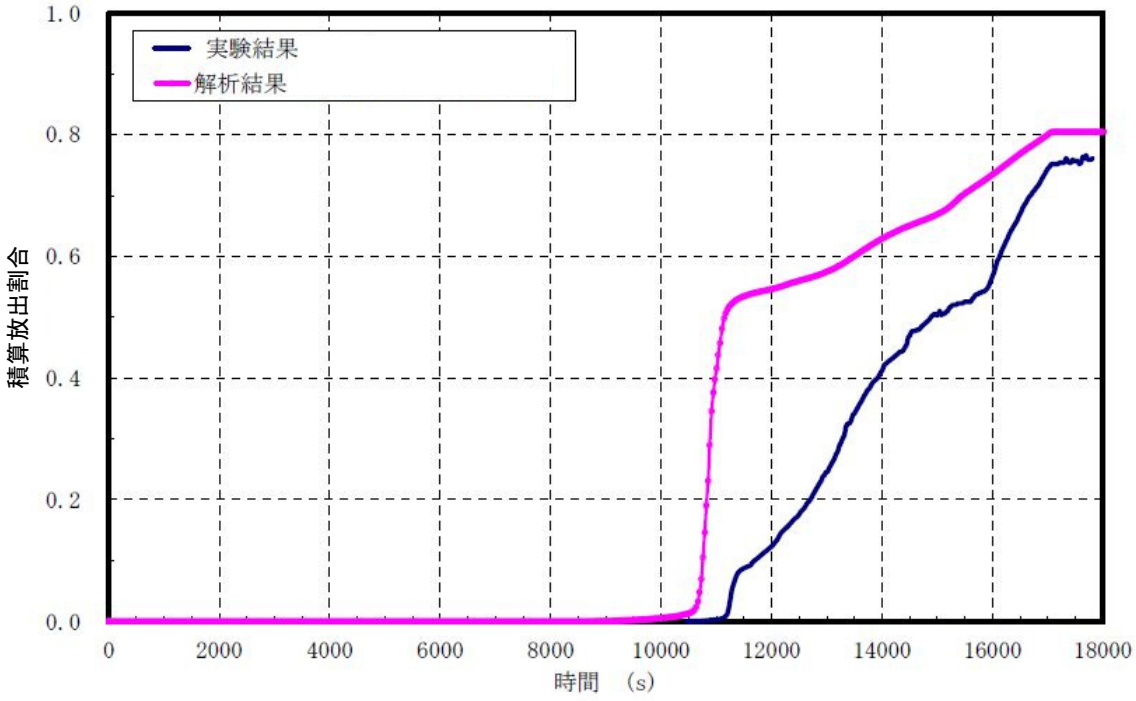


図 4.2-53　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（希ガス積算放出割合）[21]

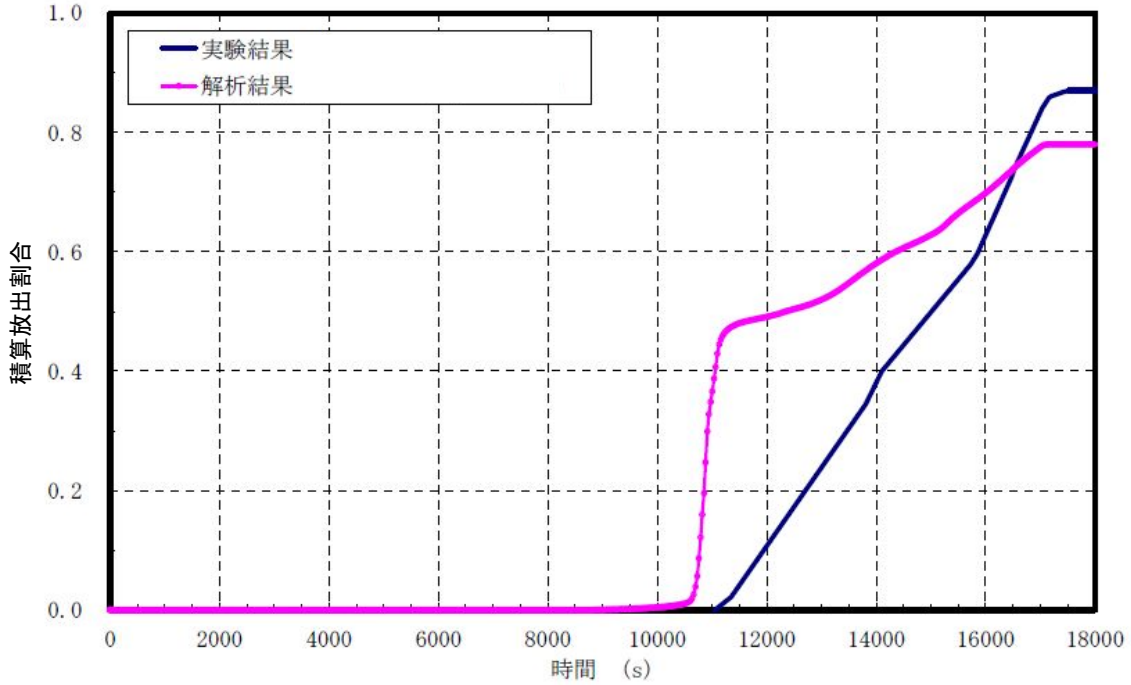


図 4.2-54　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（よう素積算放出割合）[21]

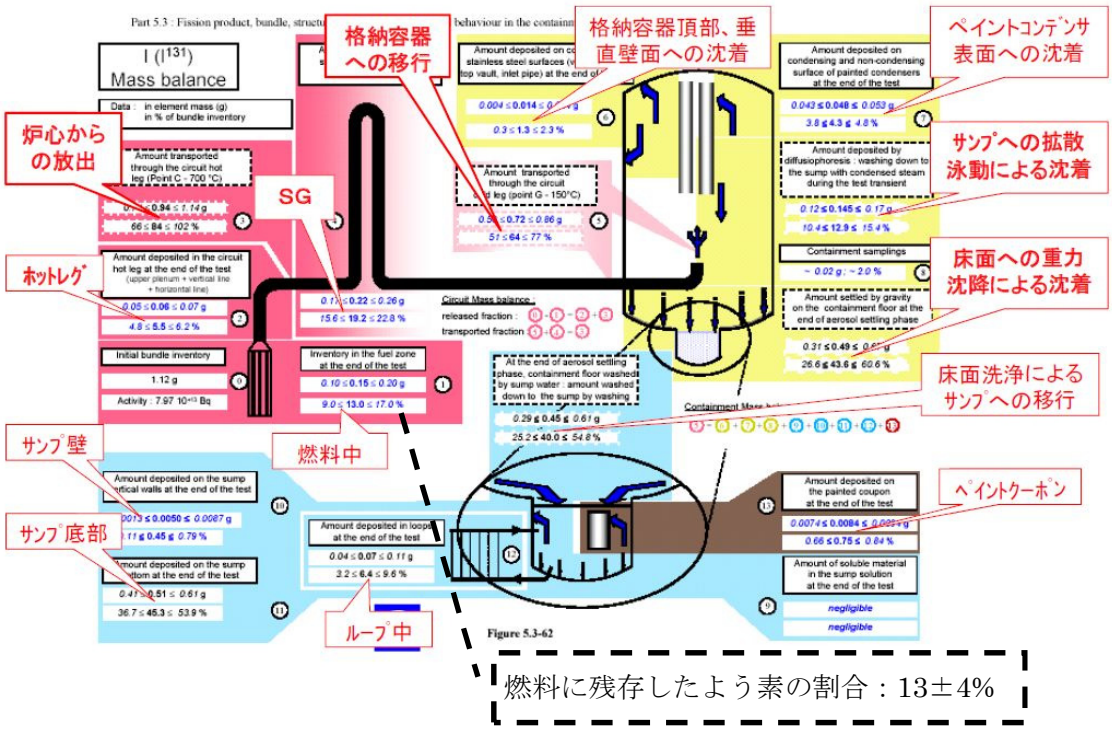


図 4.2-55　PHEBUS-FP 実験（FPT1）におけるよう素の回路内マスバランス[21]

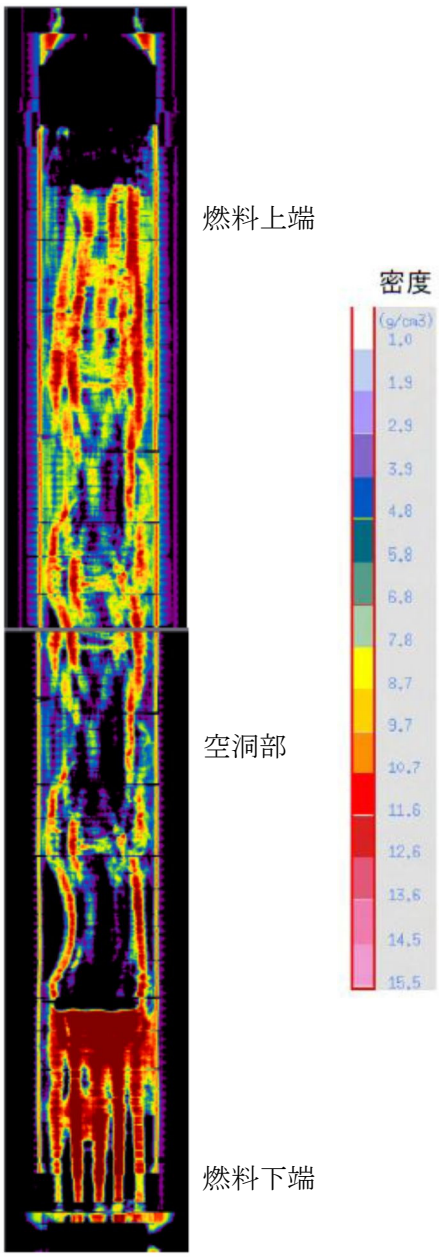


図 4.2-56　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における燃料バンドルのＸ線トモグラフ[21]

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 852m^3 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/m^3）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 10^5 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。

表 4.2-7　ABCOVE 実験（AB5）の主要な条件[23]

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

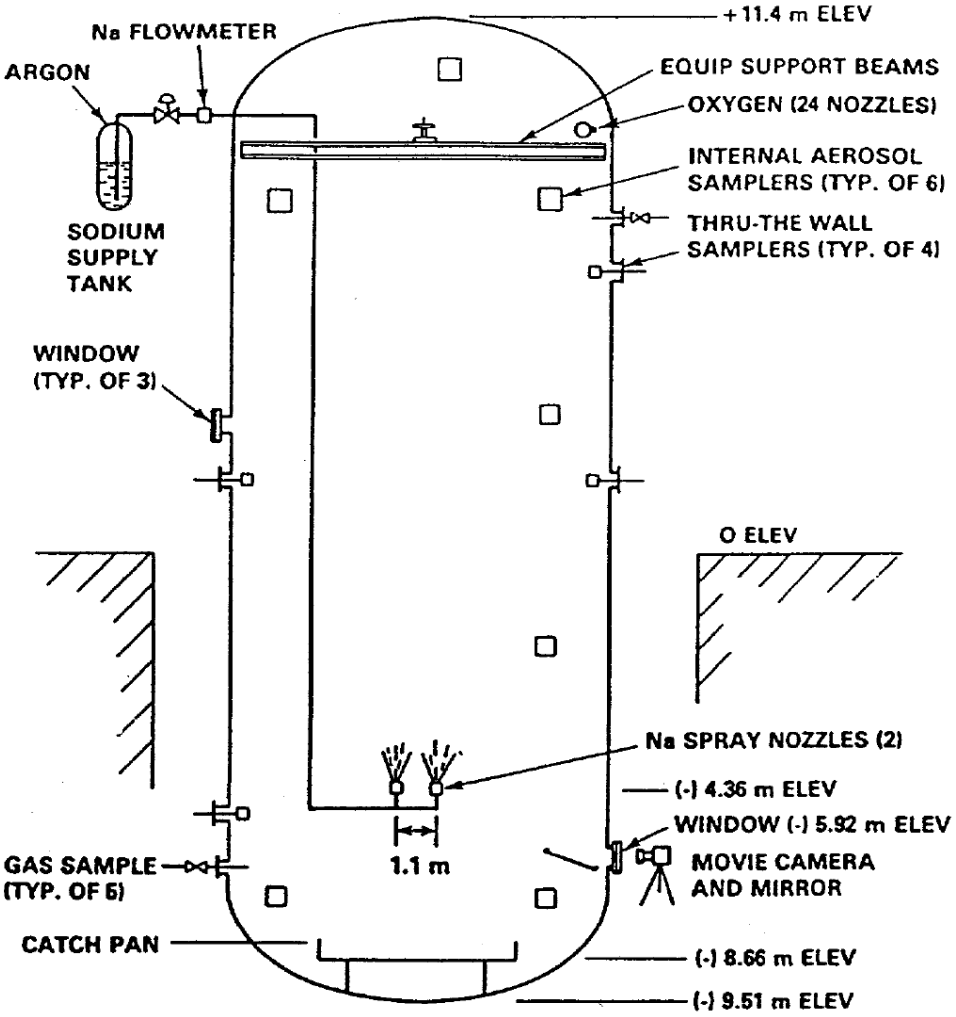
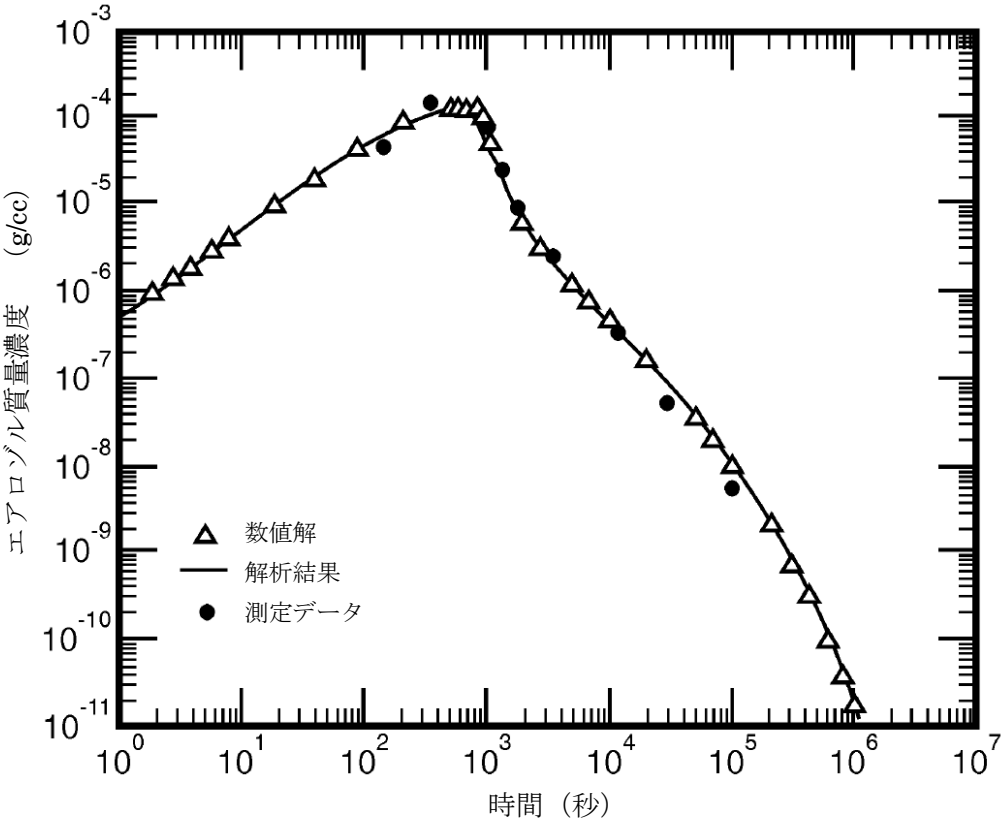


図 4.2-57　ABCOVE 実験（AB5）における装置概要[23]



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
・崩壊熱除去機能喪失
・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「ＬＯＣＡ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ＭＡＡＰ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。５cm^2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。

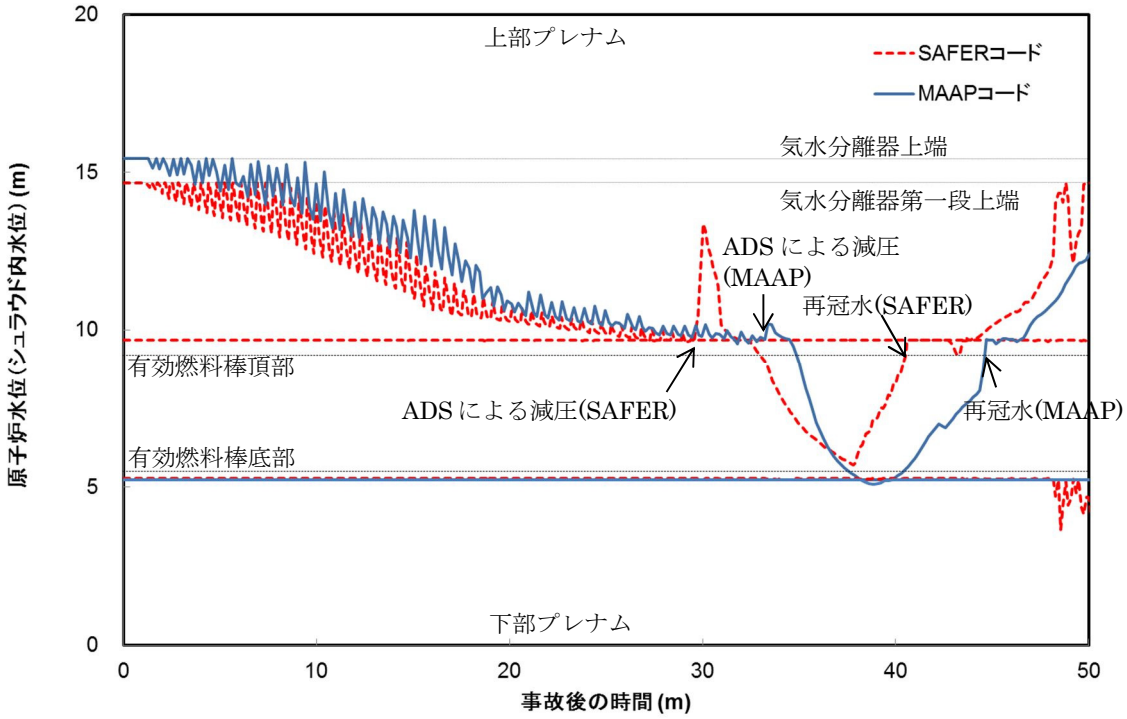


図4. 3-1 原子炉水位に関するコード間比較（ＴＱＵＸシーケンス）

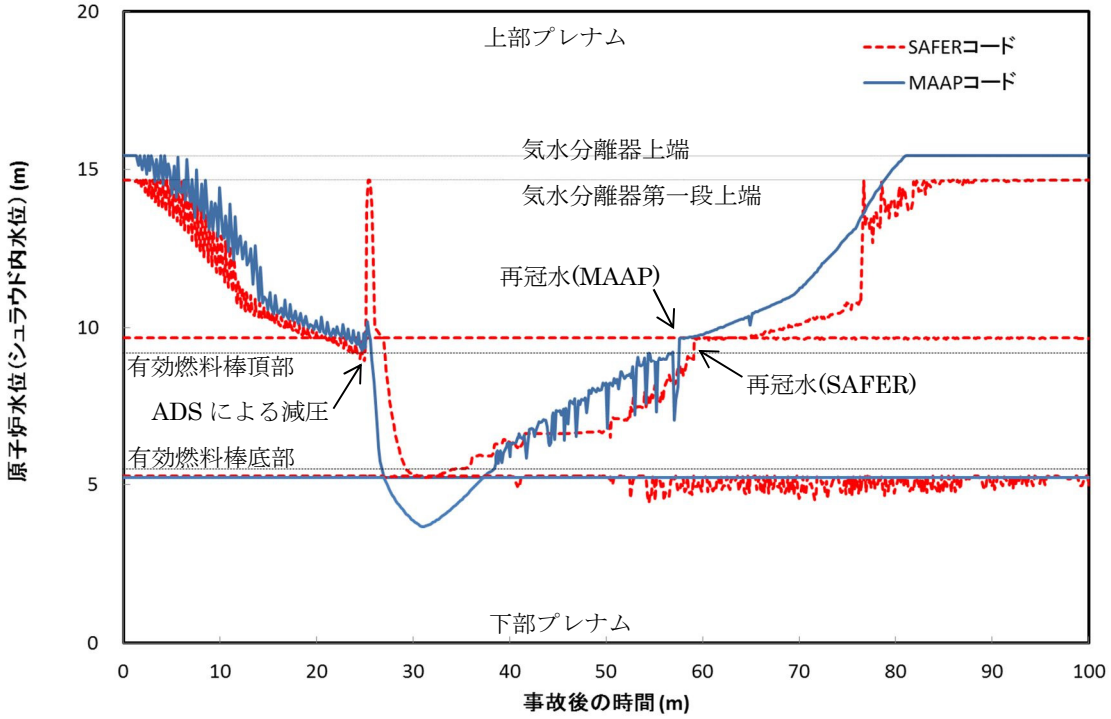


図4. 3-2 原子炉水位に関するコード間比較（中小破断ＬＯＣＡシーケンス）

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，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－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，ＢＷＲ５ 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－水反応の速度に着目する。ジルコニウム－水反応速度の感度をみるため，ジルコニウム－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－水反応速度の係数）はジルコニウム－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。

表 4.3-1　炉心ヒートアップの感度解析ケース

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

(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－水反応速度の係数を２倍にしたことで，金属－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

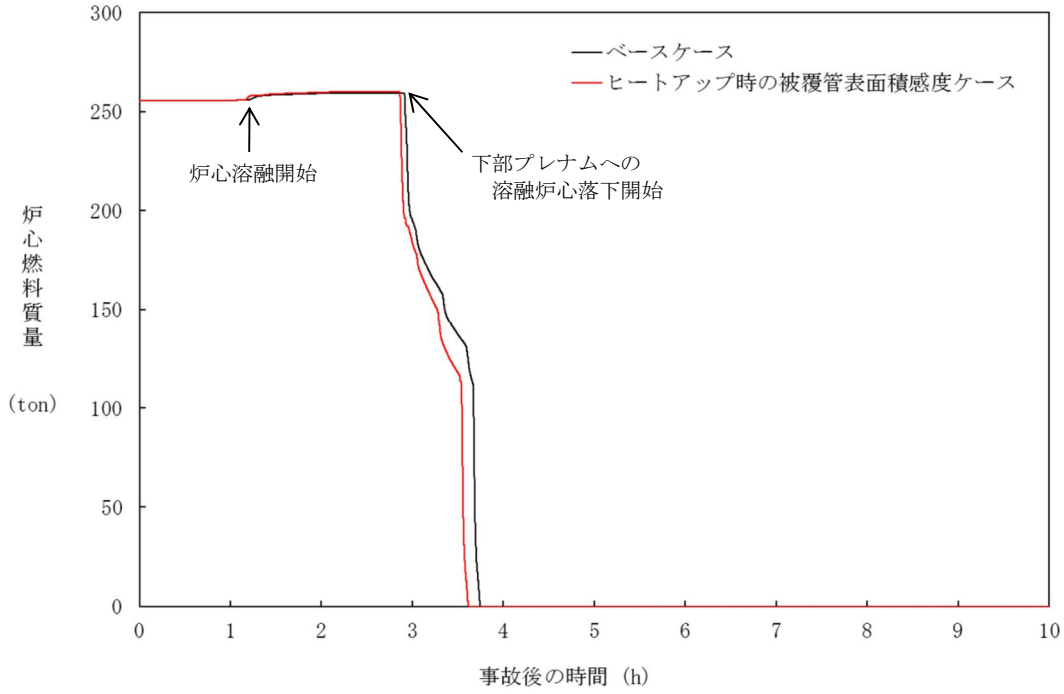
解析結果を図 4.3-4 に示す。大破断ＬＯＣＡシーケンスでは，原子炉圧力容器内の冷却材インベントリが急激に減少し除熱が悪化することから，ＴＱＵＶシーケンスと比較してより早い時間からヒートアップが進展する。感度解析ケースにおいてはヒートアップ時の被覆管表面積を２倍にしたが，大破断ＬＯＣＡ事象と同時に原子炉冷却材が喪失するため，原子炉内の限られたインベントリに対する酸化反応は限定的であり，反応表面積を増加した場合の方が炉心溶融までの時間を遅くする。炉心溶融は，感度解析ケースにおいて約４分遅くなっている。ＴＱＵＶシーケンスでは，原子炉圧力容器内の冷却材インベントリの減少がより緩やかであることから，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－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－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，格納容器下部への注水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。



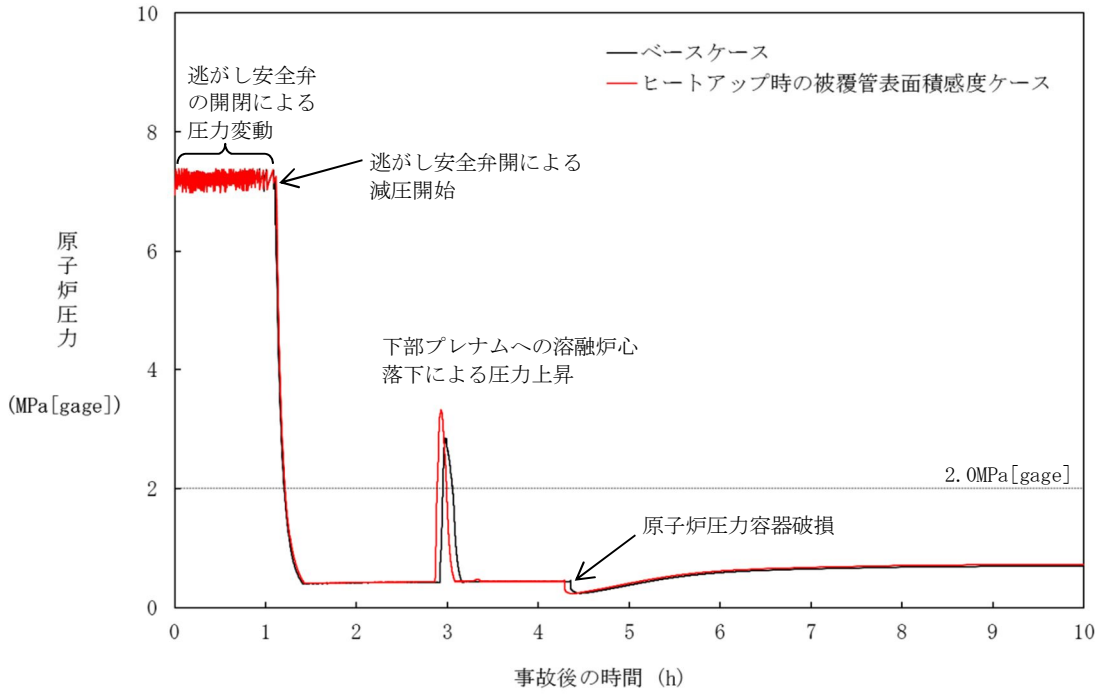


図 4.3-3　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(1/2)

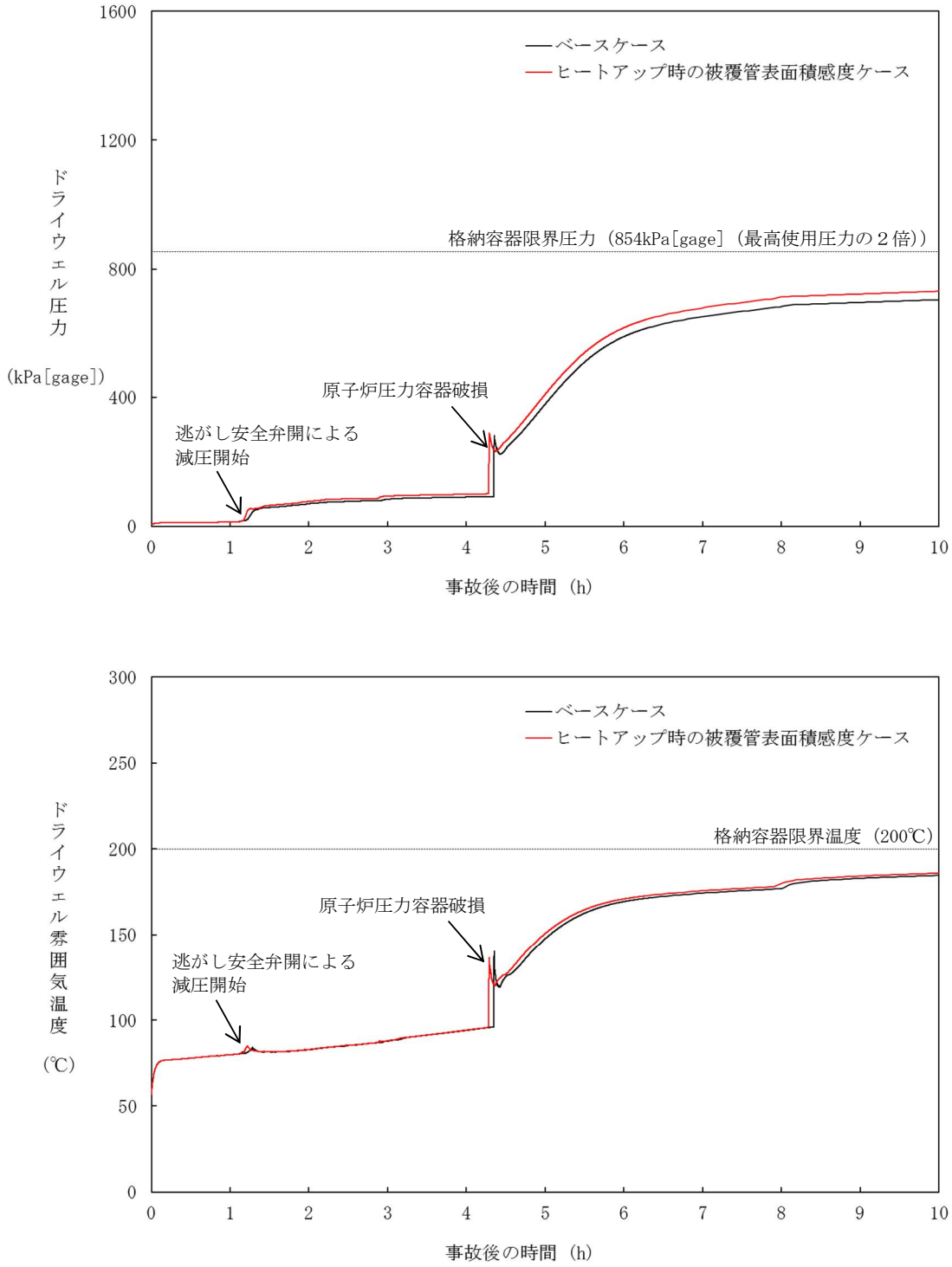


図 4.3-3　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(2/2)

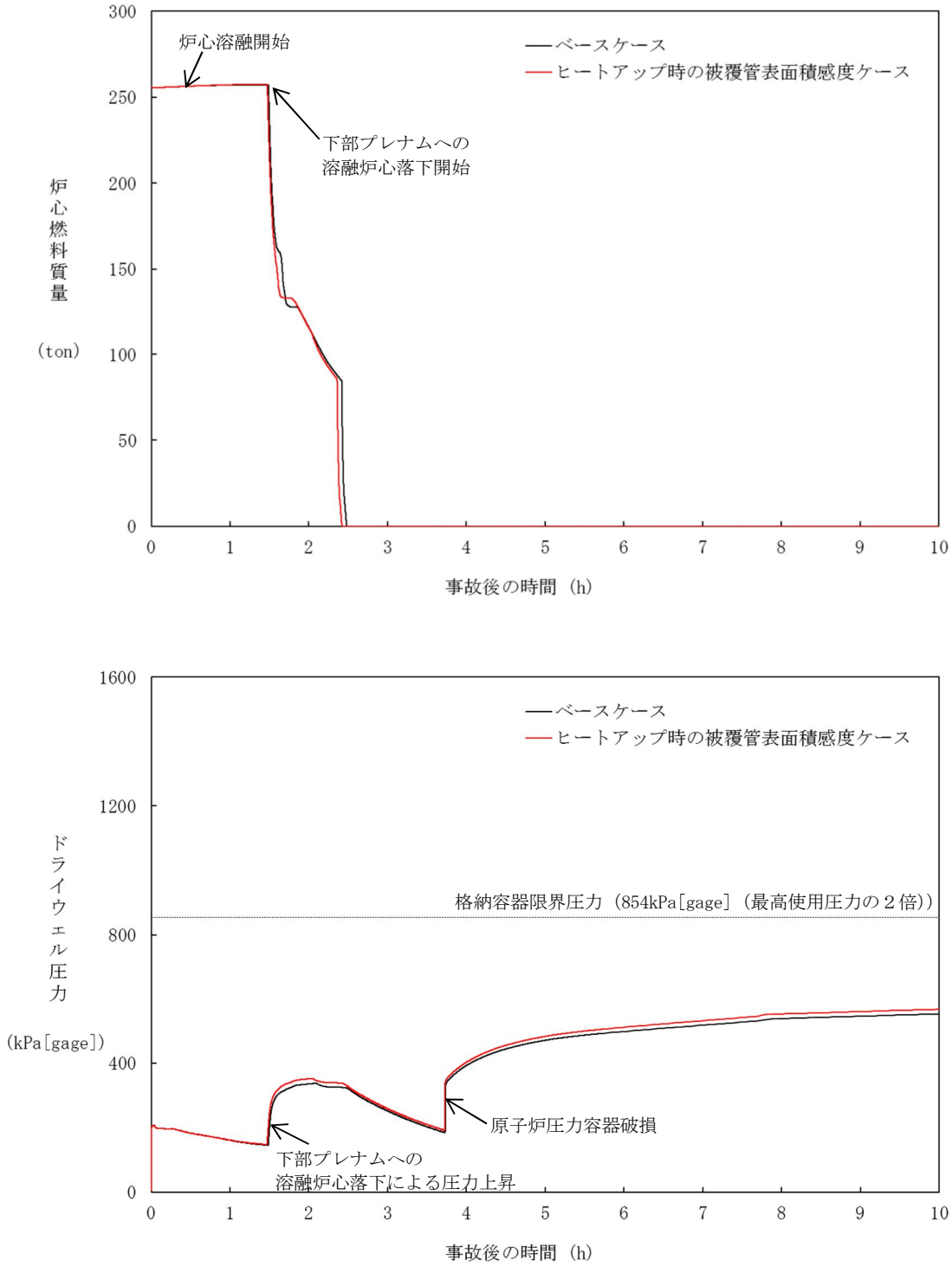


図4.3-4　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（大破断ＬＯＣＡシーケンス）

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，ＢＷＲ５ 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 [redacted]K と [redacted]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 [redacted]K と [redacted]時間（あるいは [redacted]K で [redacted]秒）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 [redacted]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，[redacted]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。

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

項目	炉心ノード崩壊のパラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	[redacted]K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	[redacted]K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

(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，ＴＱＵＶ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。

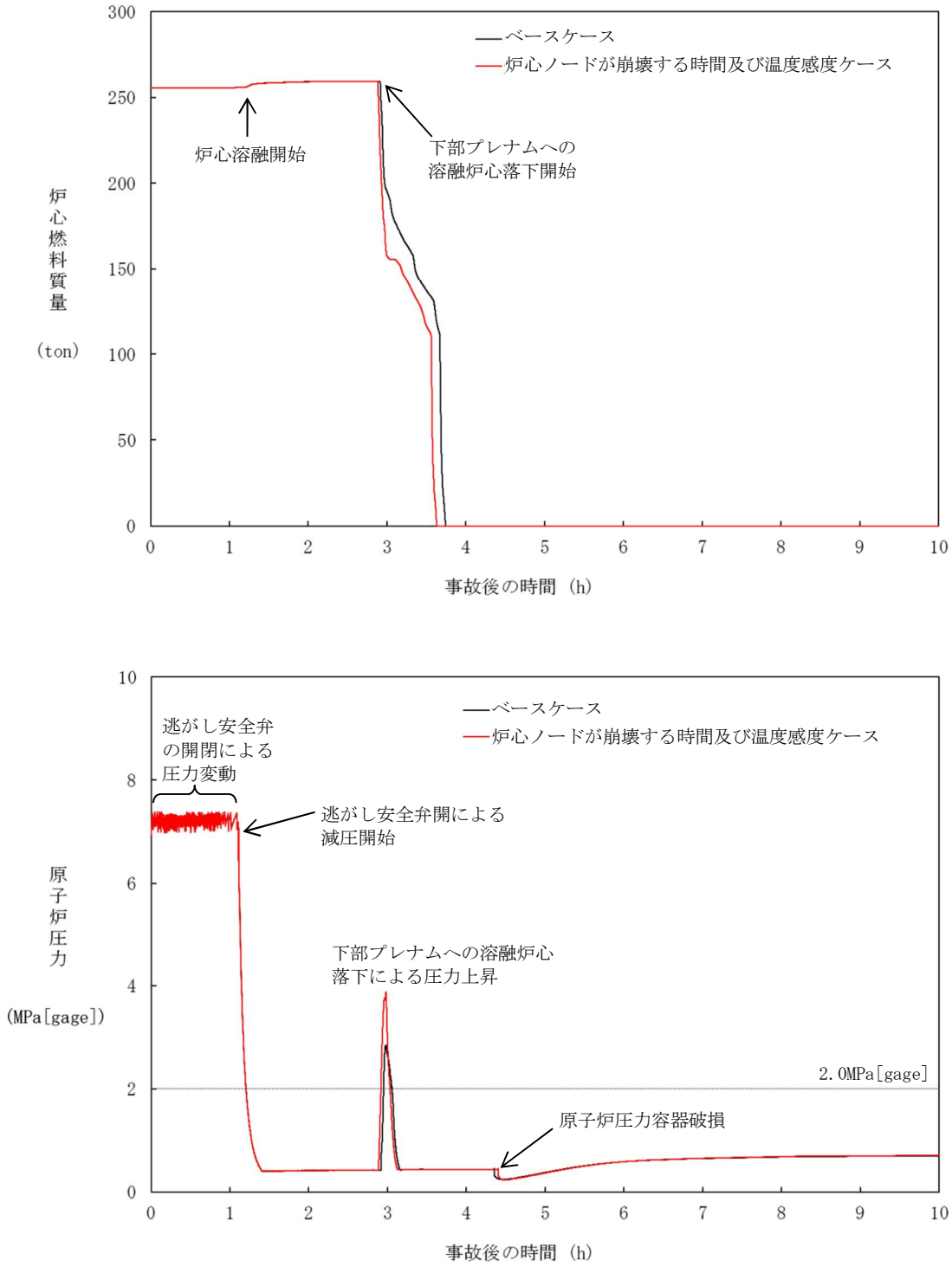


図 4.3-5　リロケーションに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(1/2)

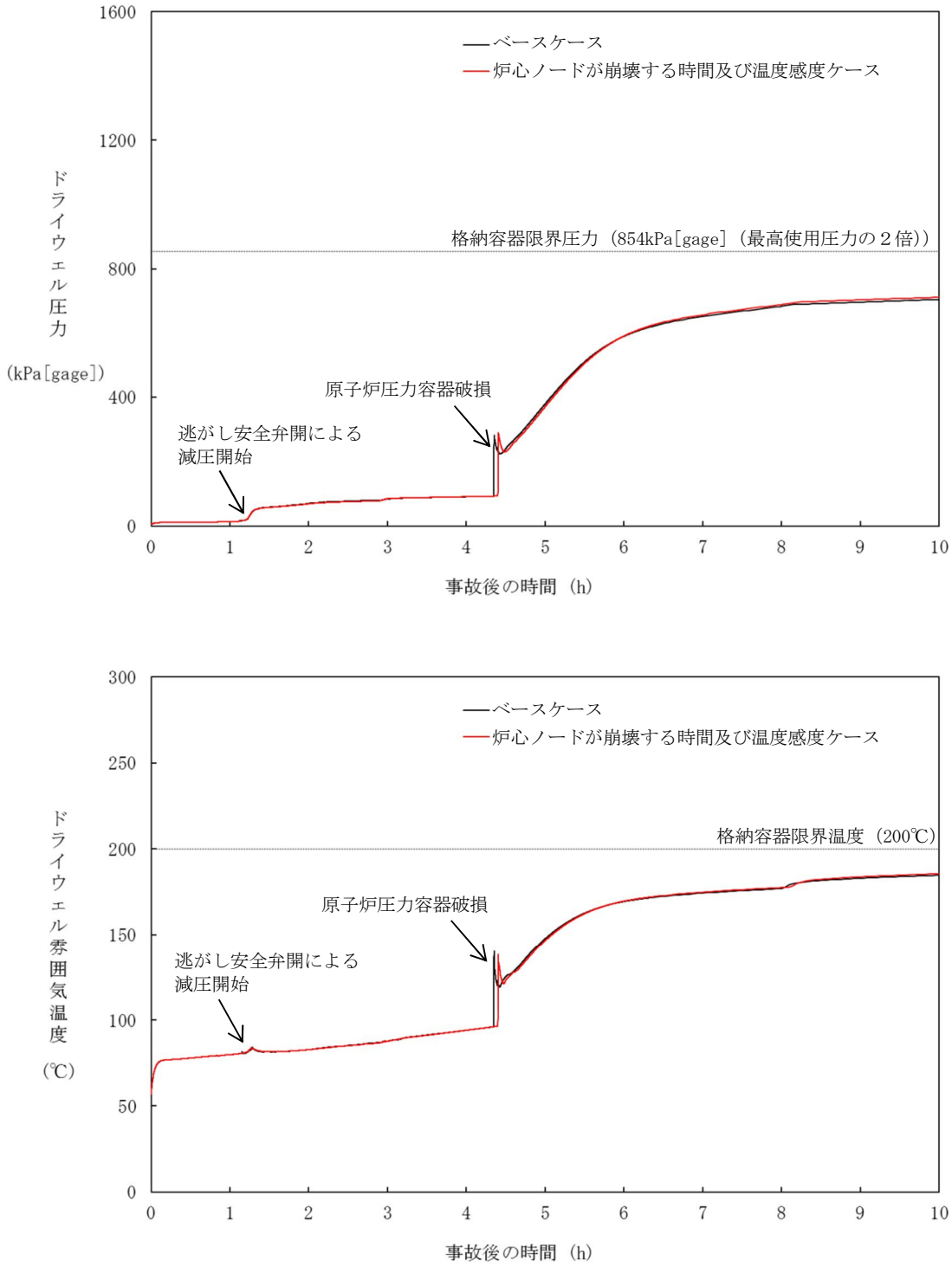


図 4.3-5　リロケーションに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(2/2)

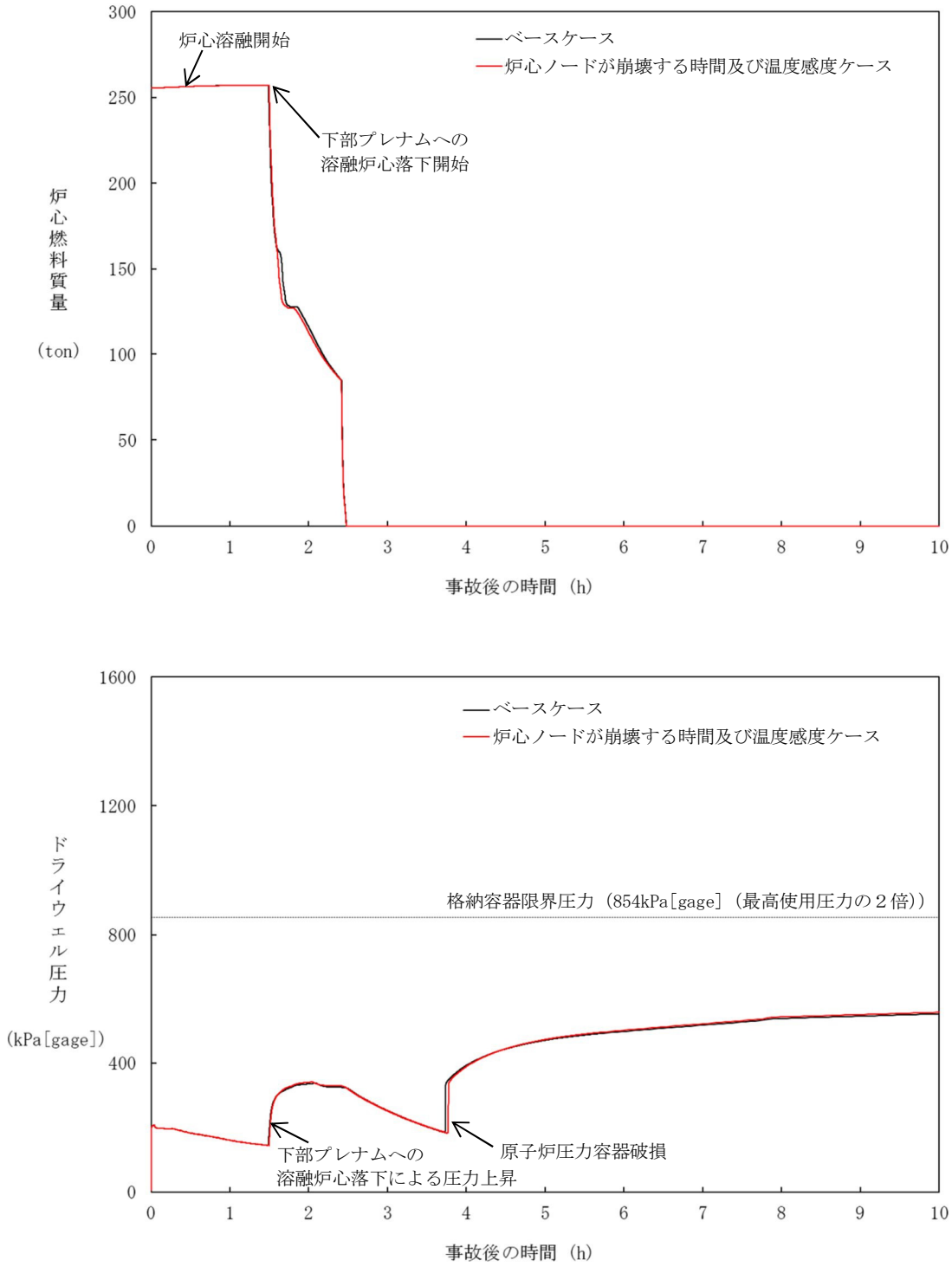


図 4.3-6　リロケーションに関する感度解析結果（大破断ＬＯＣＡシーケンス）

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，（UO_2／ZrO_2）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。

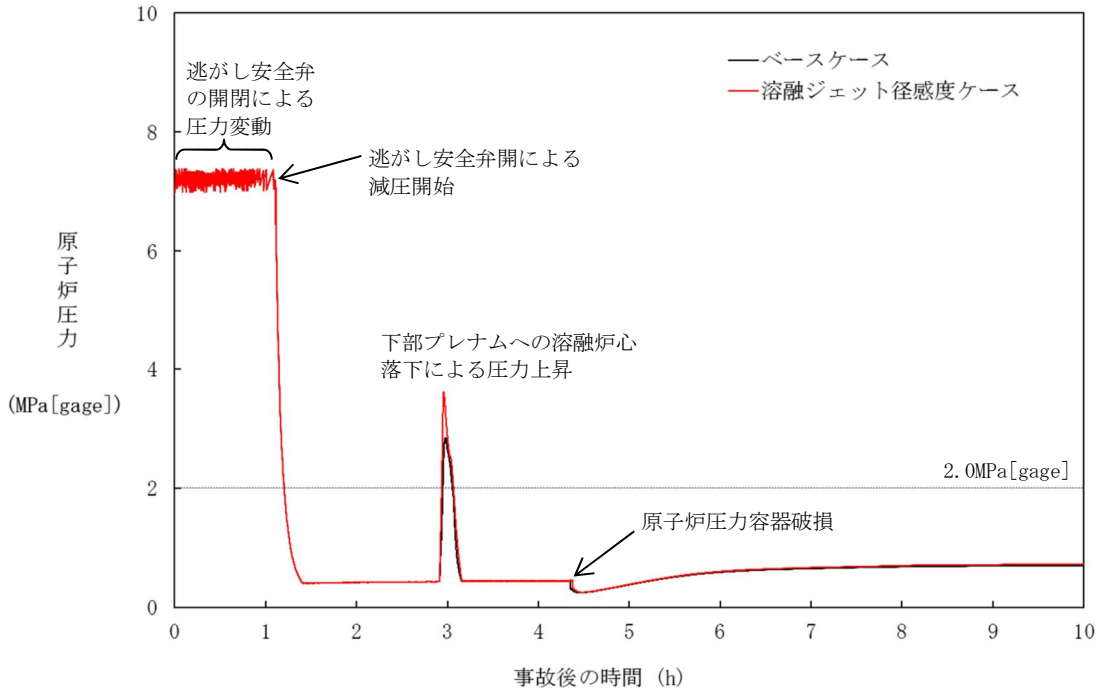


図4.3-7　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（溶融ジェット径）

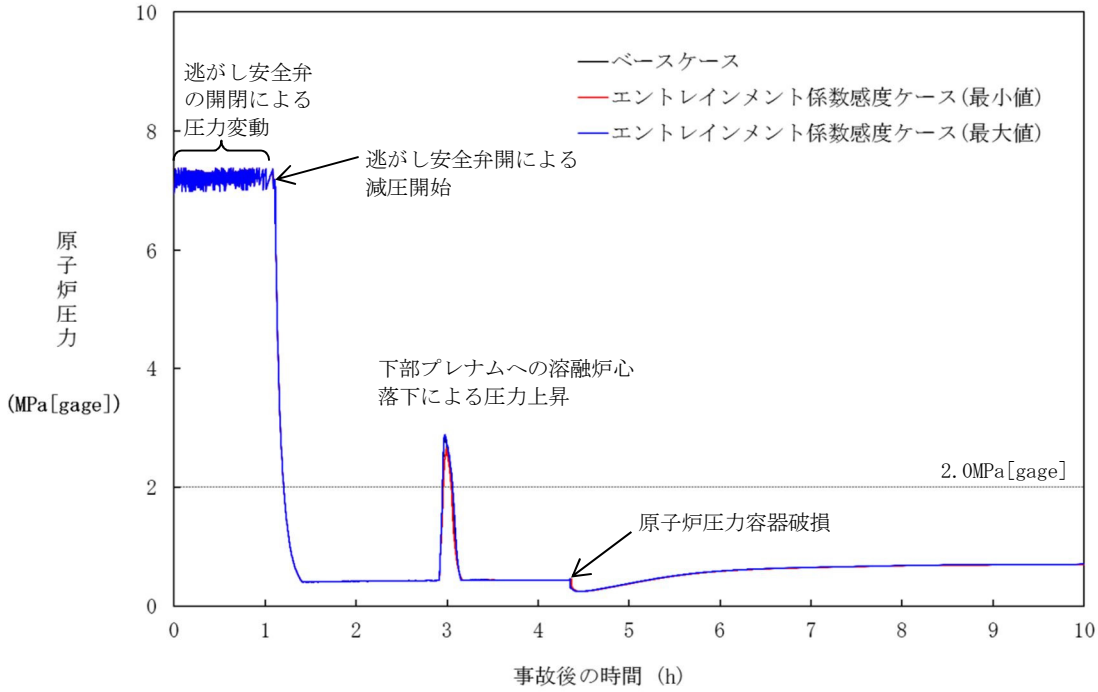


図4.3-8　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（エントレイン量）

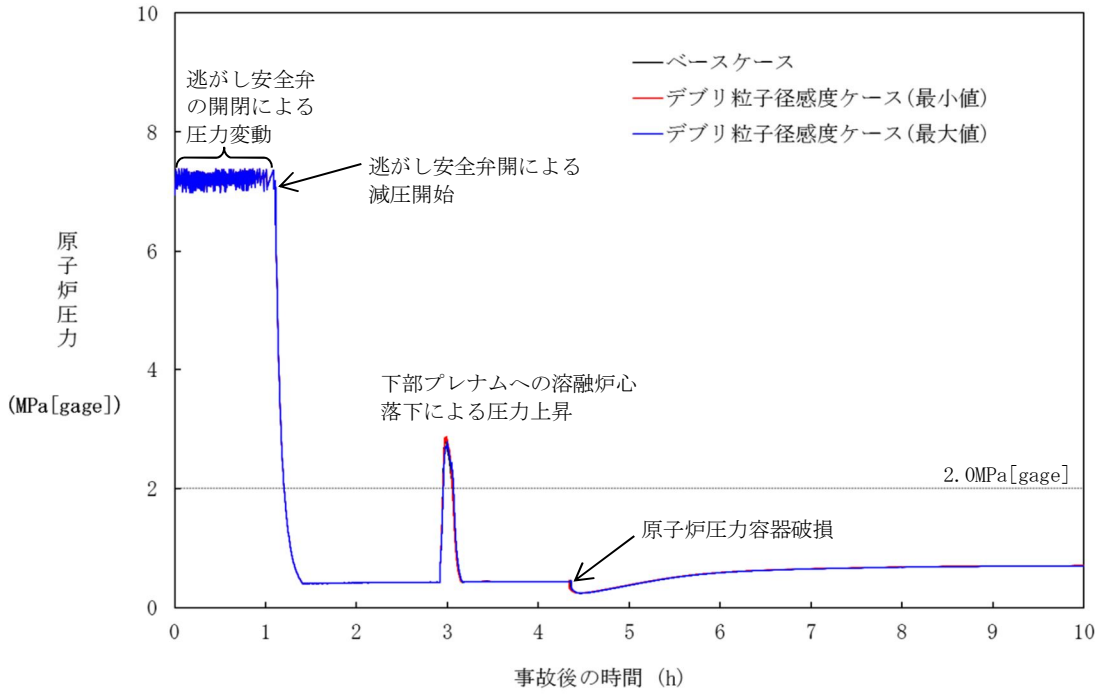


図4.3-9　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

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。

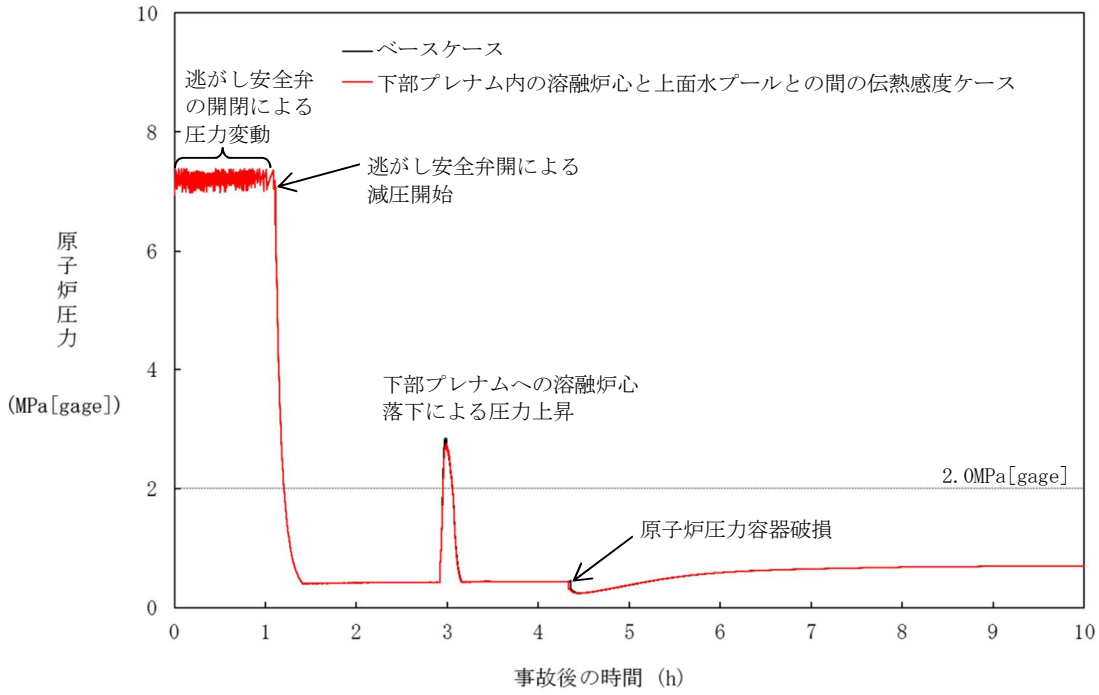


図4.3-10　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と上面水プールとの伝熱）

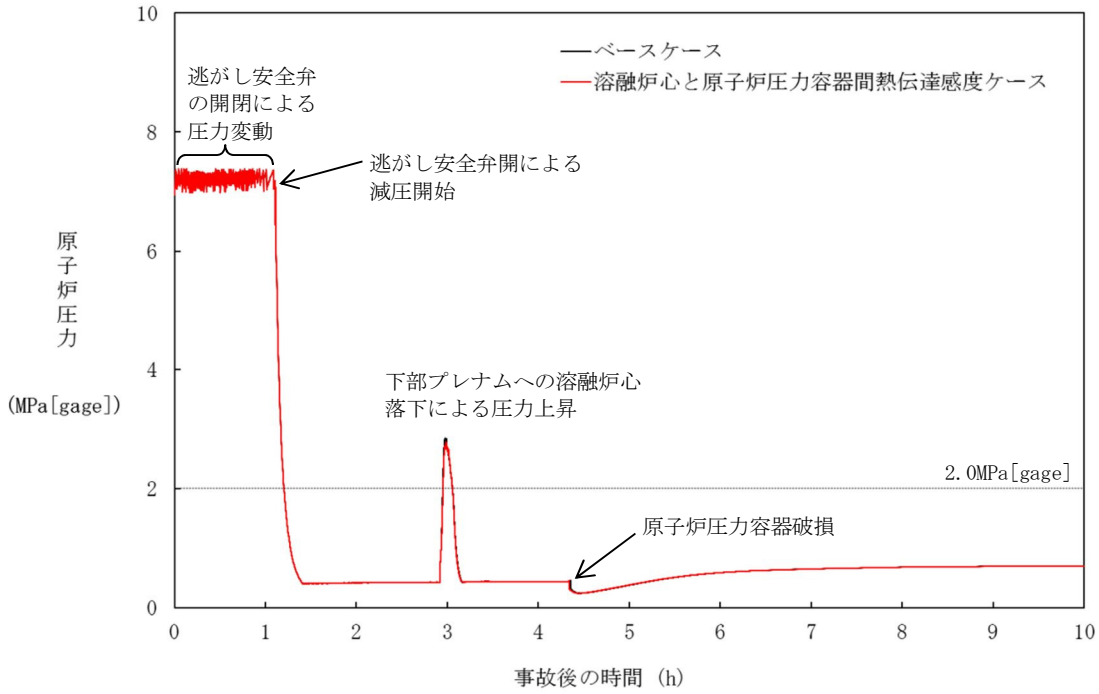


図4.3-11　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達）

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，ＭＡＡＰ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

破損口を溶融炉心が通過する際に，破損口の側面が溶融炉心により溶かされ，破損口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，溶融炉心と破損口側面の伝熱計算に基づき，破損口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。

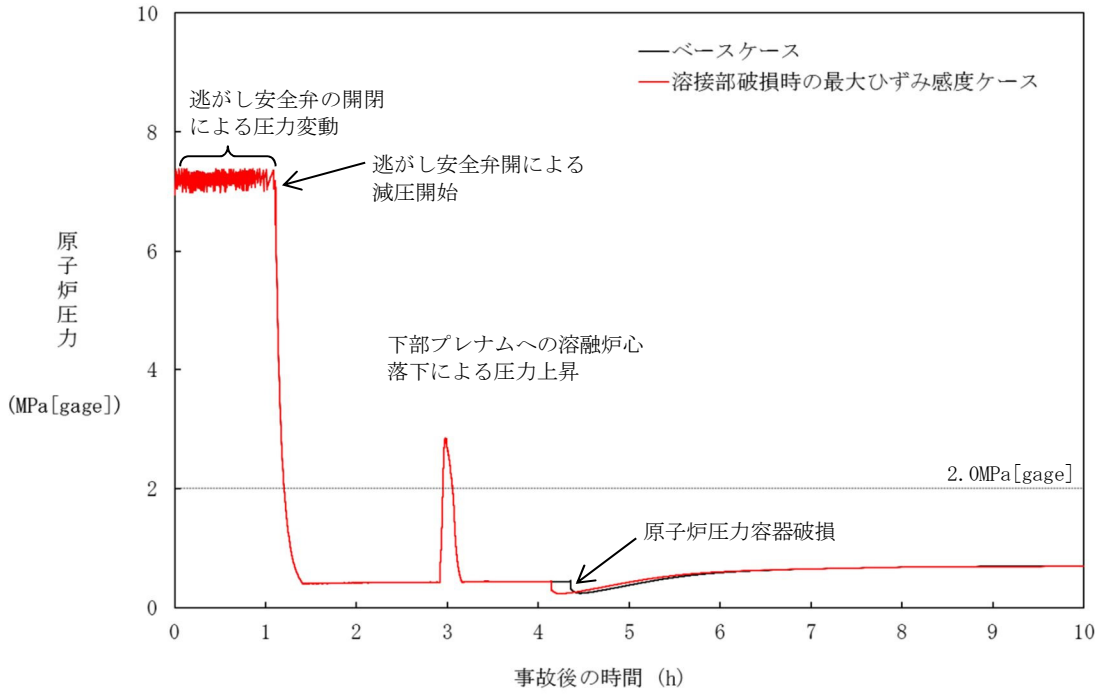


図4.3-12　制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

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

UO_2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，[redacted]～[redacted]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

十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 プロジェクトが行われ，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 UO_2 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６mm 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 径の破損口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 FARO 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。FARO 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，[redacted]～[redacted]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[redacted]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一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ＭＣＣＩ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，ＭＣＣＩ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F_{chf}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（ＭＡＡＰ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，ＭＣＣＩ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/m^{2}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/m^{2}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/m^{2}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/m^{2}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/m^{2}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/m^{2}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/m^{2}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/m^2一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・CO_2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H_2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。

OECD/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－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ＦＣＩ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挙動［圧力容器(炉心損傷後)］，原子炉格納容器内ＦＰ挙動［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。

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－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－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，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。

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，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[redacted]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ＢＷＲ５ 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[redacted]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ＬＯＣＡ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。圧力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，UO_2を用いた大規模ＦＣＩ実験であるFARO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。

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	妥当性確認	不確かさ
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)）	不要	○ 入力値に含まれる。
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	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（4.2.1） CORA 実験解析（4.2.2） 感度解析（4.3.2 及び添付 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－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。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	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）。 ・ 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。
	気液分離（水位変化）・対向流			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（2/6）

<table>
<tr><th>分類</th><th>重要現象</th><th>解析モデル</th><th colspan="2">妥当性確認</th><th>不確かさ</th></tr>
<tr><td rowspan="2">原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）</td><td>冷却材放出（臨界流・差圧流）</td><td>原子炉圧力容器モデル（破断流モデル）(3.3.3(3))</td><td colspan="2">不要</td><td>○ 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。</td></tr>
<tr><td>ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）</td><td>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))</td><td colspan="2">不要</td><td>○ 入力値に含まれる。</td></tr>
<tr><td rowspan="4">原子炉格納容器</td><td>格納容器各領域間の流動</td><td rowspan="3">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))</td><td rowspan="3">HDR 実験解析 (4.2.3)</td><td rowspan="2">CSTF 実験解析 (4.2.4)</td><td rowspan="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。</td></tr>
<tr><td>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</td></tr>
<tr><td>気液界面の熱伝達</td><td>－</td></tr>
<tr><td>スプレイ冷却</td><td>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))</td><td colspan="2">不要</td><td>○ 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。</td></tr>
<tr><td>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</td><td>－</td><td colspan="2">不要</td><td>○ 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。</td></tr>
</table>

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	妥当性確認	不確かさ
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))	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。
	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。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	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)。
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（4/6）

<table>
<tr><th>分類</th><th>重要現象</th><th>解析モデル</th><th colspan="2">妥当性確認</th><th>不確かさ</th></tr>
<tr><td rowspan="4">原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）</td><td>下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達</td><td>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))</td><td colspan="2">TMI事故解析
(4.2.1)
感度解析(4.3.5及び添付1)</td><td>○ 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）。</td></tr>
<tr><td>原子炉圧力容器破損</td><td>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))</td><td colspan="2">感度解析(4.3.6及び添付1)</td><td>○ 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。</td></tr>
<tr><td>放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生</td><td>格納容器モデル（水素ガス発生）(3.3.4(3))</td><td colspan="2">TMI事故解析
(4.2.1)</td><td>○ 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。</td></tr>
<tr><td>原子炉圧力容器内FP挙動</td><td rowspan="2">核分裂生成物（FP）挙動モデル(3.3.7)</td><td rowspan="2">PHEBUS-FP実験解析
(4.2.7)</td><td>－</td><td rowspan="2">○ 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。</td></tr>
<tr><td>原子炉格納容器（炉心損傷後）</td><td>原子炉格納容器内FP挙動</td><td>ABCOVE実験解析
(4.2.8)</td></tr>
</table>

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
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)	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）。
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（6/6）

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（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心挙動）（3.3.6(5)）	感度解析（4.3.8及び添付3）	○　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との伝熱			○ 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22.5cm程度であることを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。 ○ 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		ACE実験解析（4.2.5） SURC-4実験解析（4.2.6） 感度解析（4.3.8及び添付3）	○ 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ついて妥当に評価できることを確認した。 ○ 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（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生			

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－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，ＭＡＡＰ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－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－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－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）］

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。

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（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（燃料）	燃料棒内温度変化	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－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。	○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－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。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			

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
炉心（熱流動）	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)）	○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緻に評価可能な 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。
	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）	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。
	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（3/9）

<table>
<tr><th>分類</th><th>重要現象</th><th>解析モデル</th><th colspan="2">不確かさ</th><th>有効性評価解析への影響</th></tr>
<tr><td rowspan="4">原子炉格納容器</td><td>格納容器各領域間の流動</td><td rowspan="3">格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）（3.3.4(2)）</td><td rowspan="3">○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とを確認した。</td><td rowspan="2">○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。</td><td rowspan="3">○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。</td></tr>
<tr><td>構造材との熱伝達及び内部熱伝導</td></tr>
<tr><td>気液界面の熱伝達</td><td>－</td></tr>
<tr><td>スプレイ冷却</td><td>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)）</td><td colspan="2">○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。</td><td>○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。</td></tr>
</table>

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
原子炉格納容器	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。
	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（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－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。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	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。
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

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）（逃がし安全弁含む）	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。
	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（7/9）

<table>
<tr><th>分類</th><th>重要現象</th><th>解析モデル</th><th colspan="2">不確かさ</th><th>有効性評価解析への影響</th></tr>
<tr><td rowspan="2">原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）</td><td>原子炉圧力容器内 FP 挙動</td><td rowspan="2">核分裂生成物（FP）挙動モデル（3.3.7）</td><td rowspan="2">○ PHEBUS-FP 実験解析により，FP 放出の開始時間を良く再現できているものの，燃料被覆管温度を高めに評価することにより，急激な FP 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。</td><td>－</td><td rowspan="2">○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。</td></tr>
<tr><td>原子炉格納容器（炉心損傷後）</td><td>原子炉格納容器内 FP 挙動</td><td>○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。</td></tr>
</table>

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
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)	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。
	原子炉圧力容器外FCI(デブリ粒子熱伝達)			

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）

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）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	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)）	○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床上全体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・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。
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱		○MCCI 現象への影響の観点で，エントレインメント係数，上面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 22.5cm 程度であることを確認した。 ○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		○ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析により，炉心デブ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した。 ○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。	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生			

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 E11.2 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。

<u>ギャップ放出（燃料被覆管破損から0.5時間）</u>

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。

<u>早期原子炉圧力容器内放出（炉心損傷から1.5時間）</u>

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。

<u>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）</u>

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。

<u>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）</u>

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。

［ＦＰの核種グループ］

(NUREG-1465)

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	核種
1	希ガス/Xe，Kr
2	ハロゲン/I，Br
3	アルカリ金属/Cs，Rb
4	テルルグループ/ Te，Sb，Se
5	ﾊﾞﾘｳﾑ・ｽﾄﾛﾝﾁｳﾑ/ Ba，Sr
6	貴金属/ Ru，Rh，Pd，Mo，Tc，Co
7	ランタノイド/ La，Zr，Nd，Eu，Nb，Pm，Pr，Sm，Y，Cm，Am
8	セリウムグループ/ Ce，Pu，Np

（ＭＡＡＰ）

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO_2
4	SrO
5	MoO_2
6	CsOH
7	BaO
8	La_2O_3
9	CeO_2
10	Sb
11	Te_2
12	UO_2

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ＰＷＲ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)］

（初期炉内インベントリに対する割合）

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	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

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。

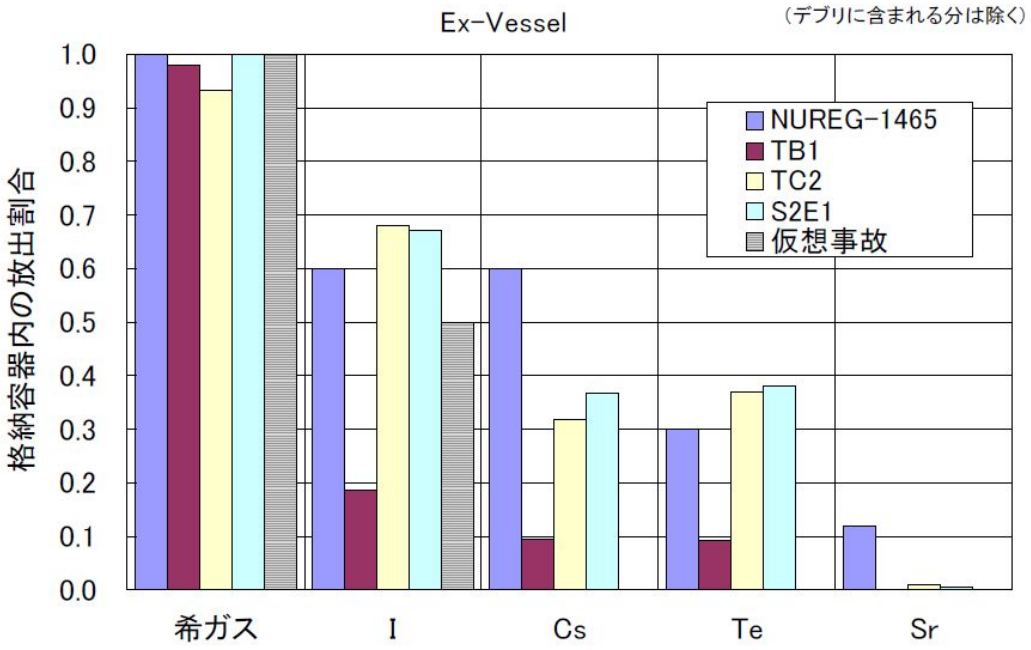


図１　原子炉格納容器ソースターム比較（圧力容器破損後１時間）(A-3)

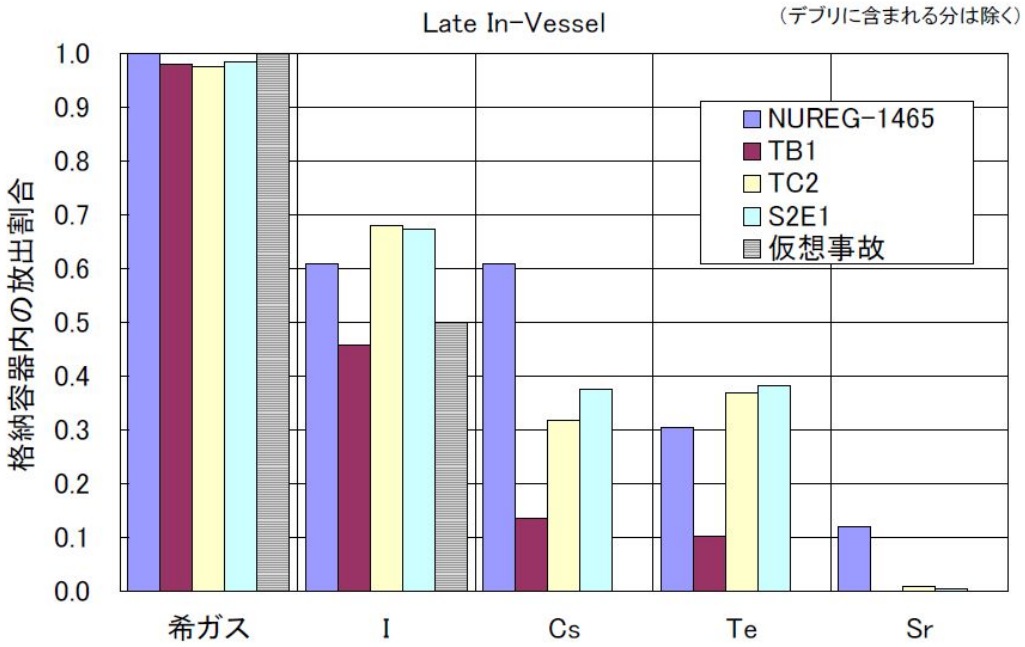


図２　原子炉格納容器ソースターム比較（事故収束後）[A-3]

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

別紙１　入力項目リスト

入力項目リスト（1/3）

分　　類	入力項目	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	炉心流量	
	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（流路断面積，流路長さ，流路高さ）	下部ヘッド下端から炉心支持板まで
		炉心支持板から上部格子板まで
		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（材質，体積，表面積）	・原子炉圧力容器内 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（2/3）

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
	炉心崩壊熱	
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―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）	
再循環ポンプ関連データ	コーストダウン特性	
	再循環ポンプ定格流量	
	ジェットポンプ台数	
原子炉格納容器関連データ	区画データ	自由体積
		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，材質の物性及び初期温度）	格納容器各区画壁面（側壁，床，天井等）
		格納容器内構造物

入力項目リスト（3/3）

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）
事象収束に重要な機器・操作関連	ＥＣＣＳ作動設定点
	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）

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ＬＯＣＡ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。

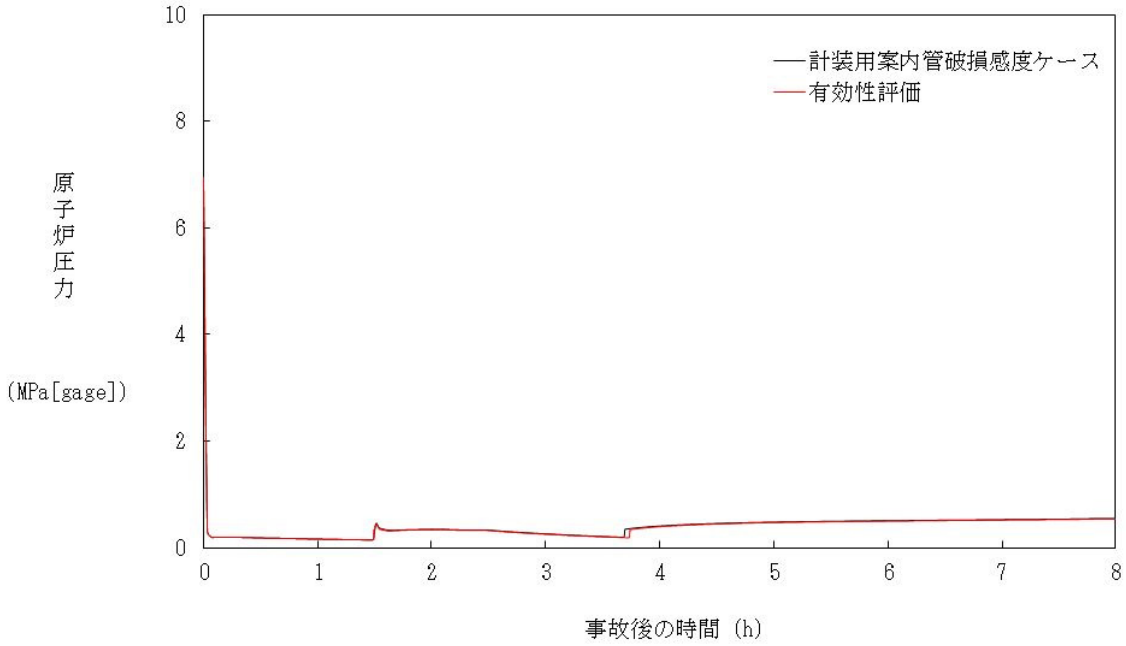
一方，低圧代替注水系を用いた原子炉注水時において成層化の発生可能性はあるものの，原子炉格納容器圧力に対する影響は小さいものと考えられる。

(4)原子炉格納容器の気相漏えいについて

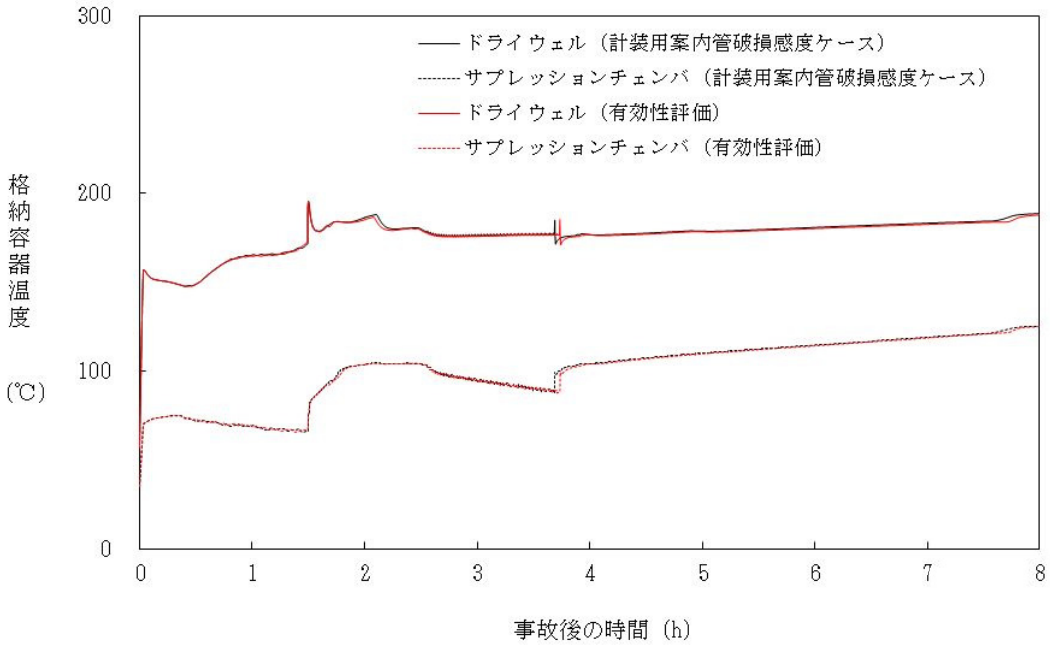
福島第一原子力発電所事故においては，原子炉格納容器内で局所的な過温状態となって，気相部に漏えいが生じた可能性が指摘されている。重大事故時の原子炉格納容器内温度分布は，損傷炉心及び核分裂生成物の分布やその冷却状態，また，原子炉格納容器への注水等によるガス攪拌に資する駆動力の有無にも依存することから，ＭＡＡＰの評価体系で原子炉格納容器内の温度分布を精度よく評価することは困難である。

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。

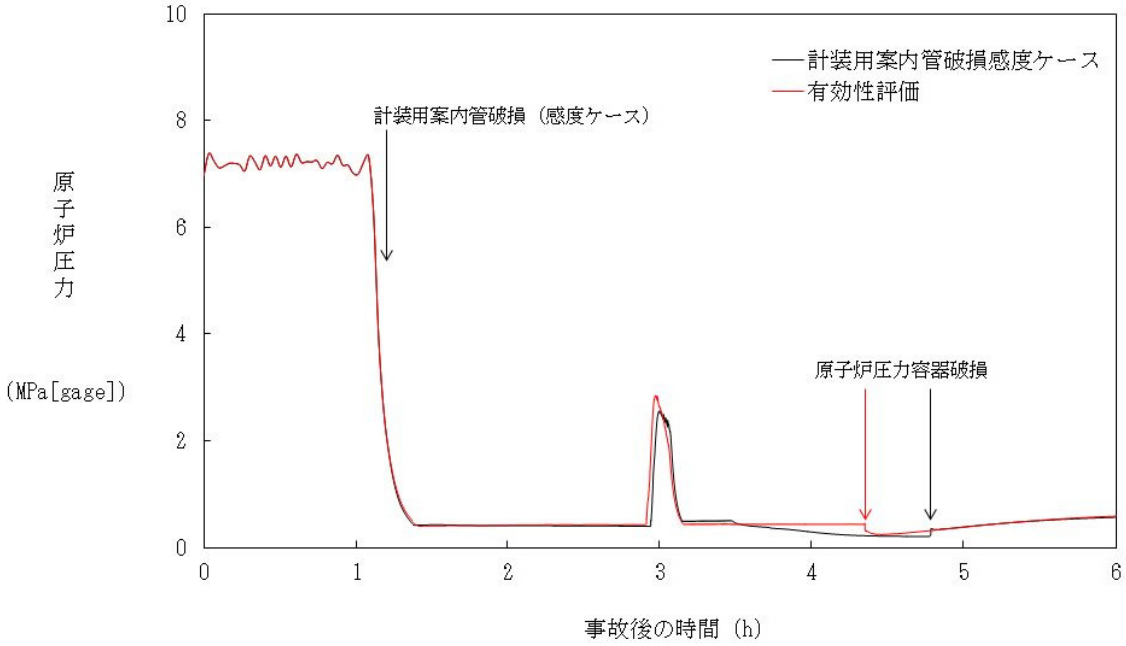
このような観点から，本文「3.3.4　格納容器モデル」の図 3.3-6 に例示した原子炉格納容器のノード分割方法は，原子炉格納容器の過圧・過温に対する有効性評価に適用可能である。



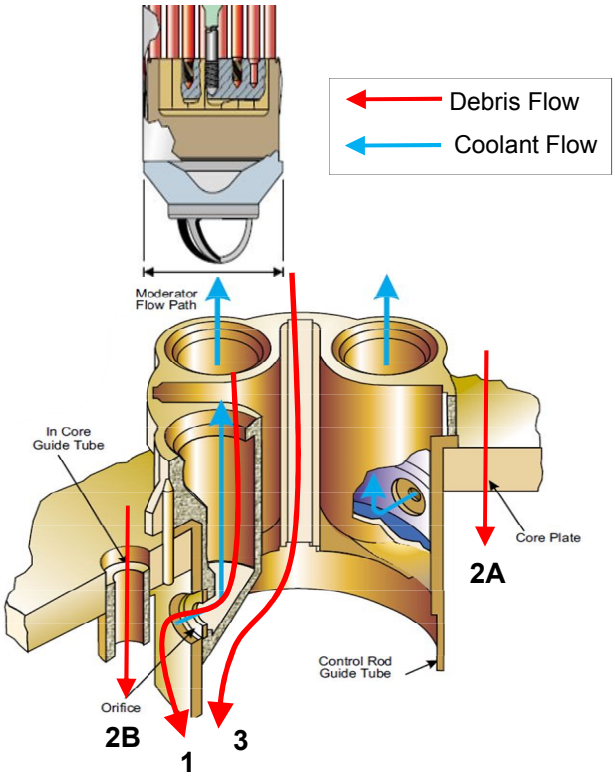
別図 1-2.2-1　大破断ＬＯＣＡ時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）
における原子炉圧力変化の比較



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 B_4C の酸化モデルが追加されている。B_4C 酸化については，QUENCH 実験において，B_4C 酸化による H_2 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。

－ＲＣＩＣ運転期間中は実測値（Ｓ／Ｐ上部温度）に対してＭＡＡＰ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）

－ＲＣＩＣ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ＲＣＩＣ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 [redacted]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ＭＡＡＰ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

（RCIC 運転時の初期（3/12 0:00 迄））

	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）	小*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

*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

（RCIC 運転時の後半（3/12 0:00～））

	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	小*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

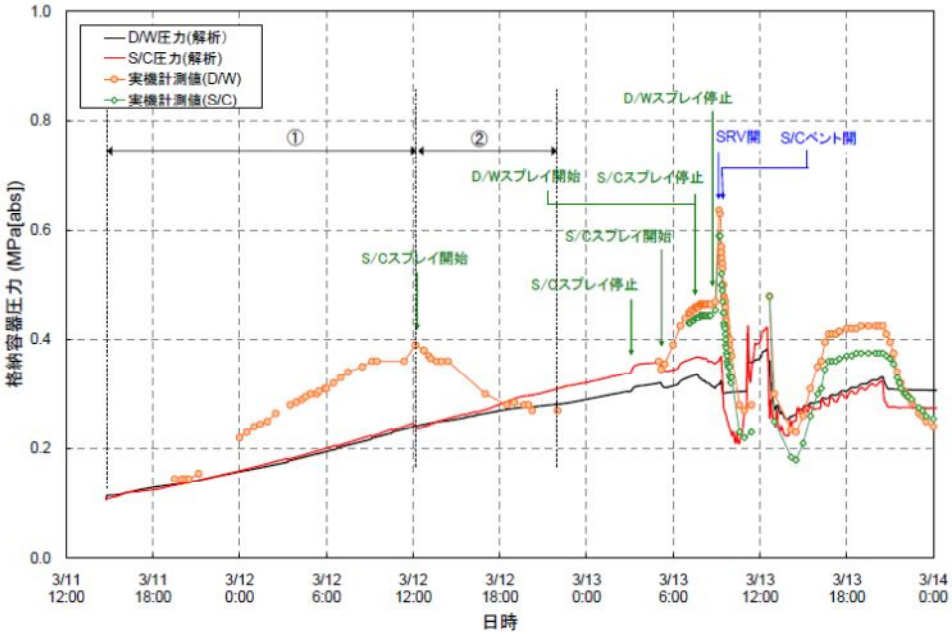


図１　福島第一原子力発電所３号機の格納容器圧力の実測値とＭＡＡＰ評価結果※1

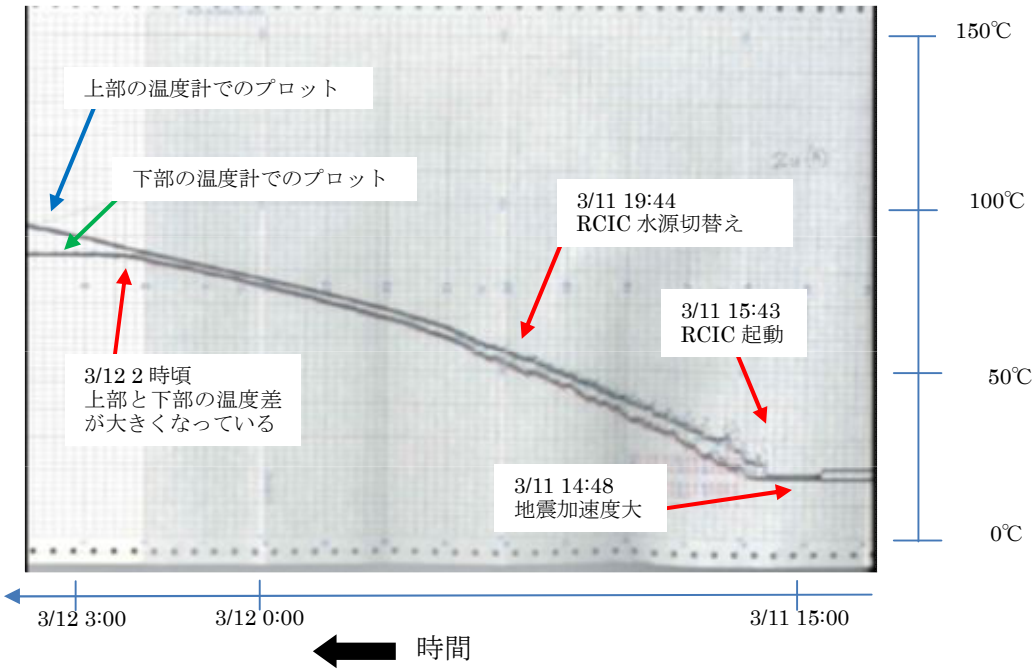


図２　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（1/6）

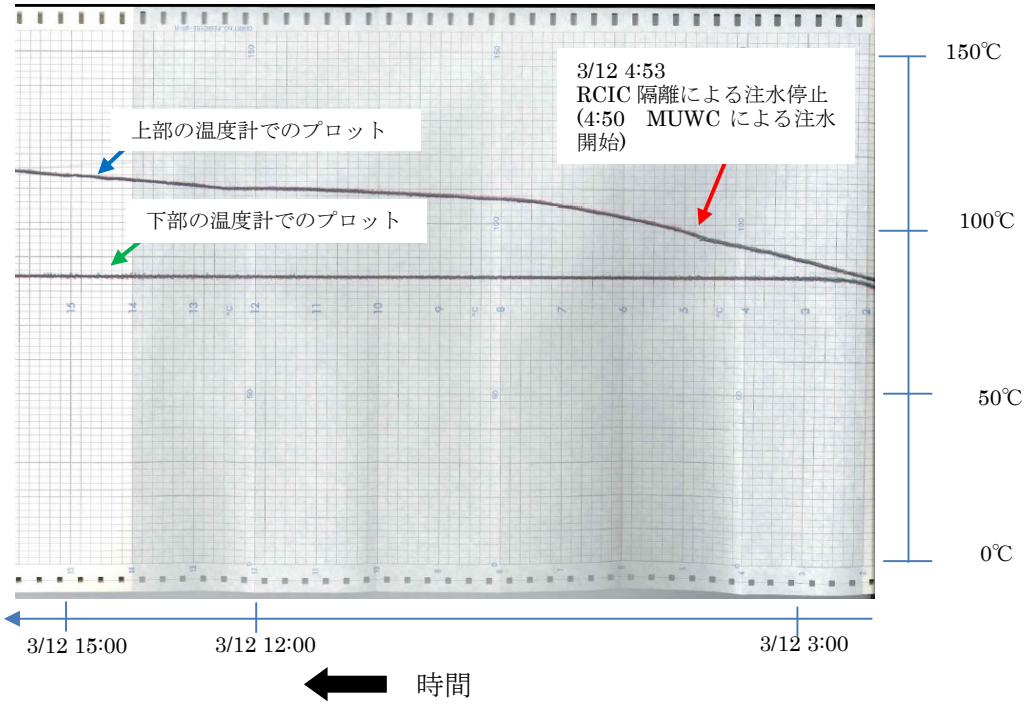


図３　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（2/6）

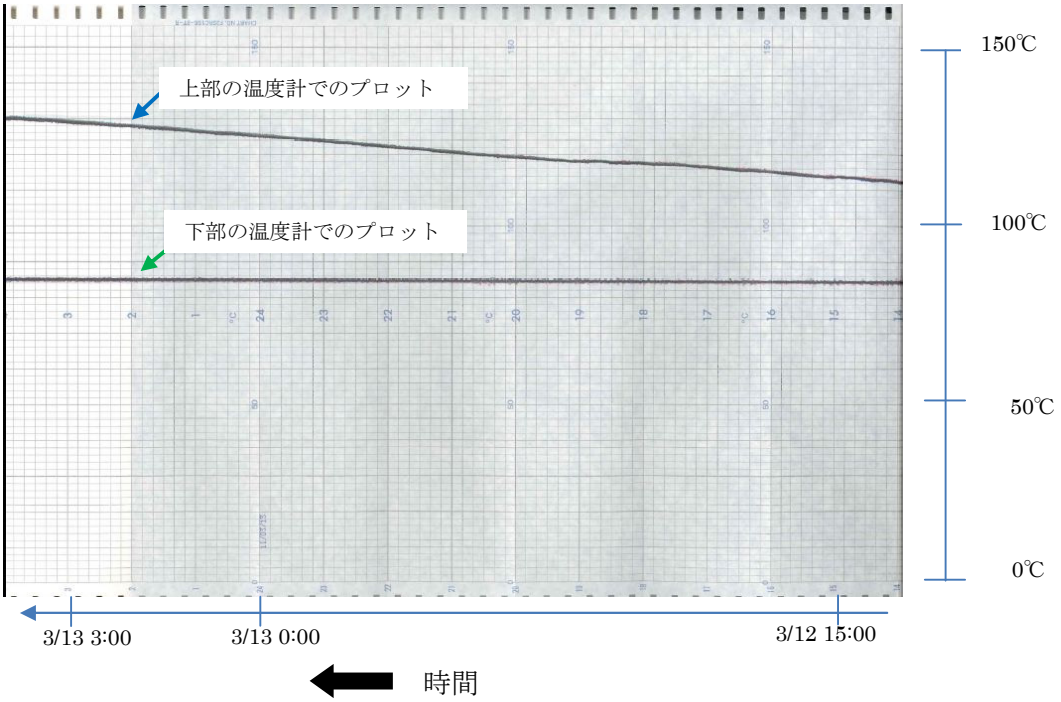


図４　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（3/6）

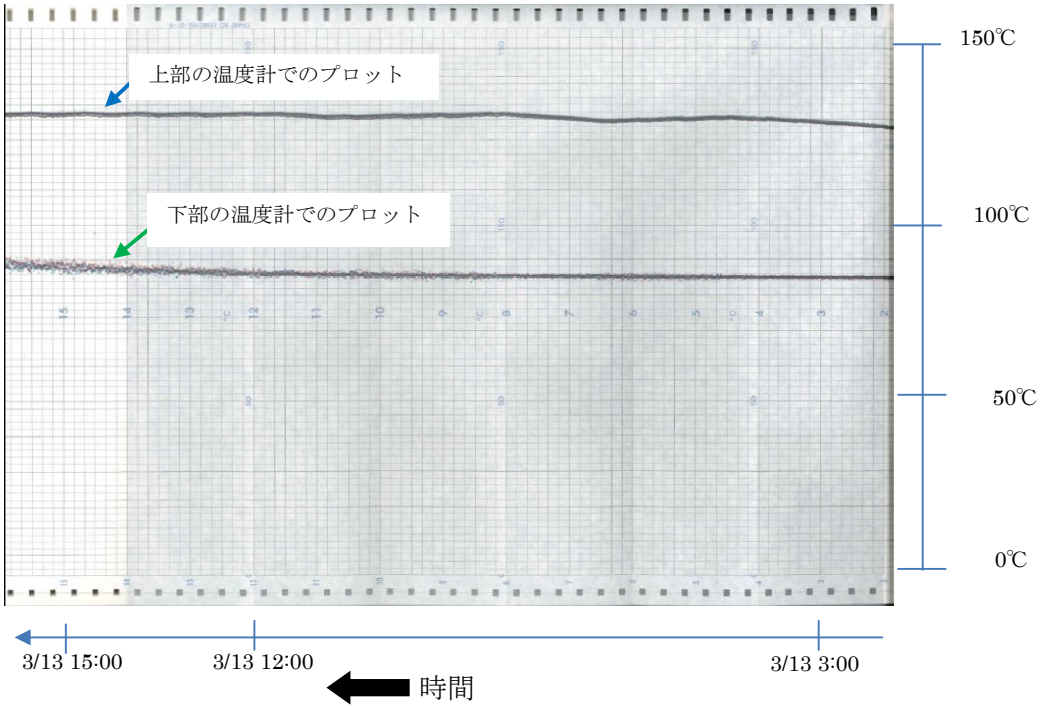


図５　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（4/6）

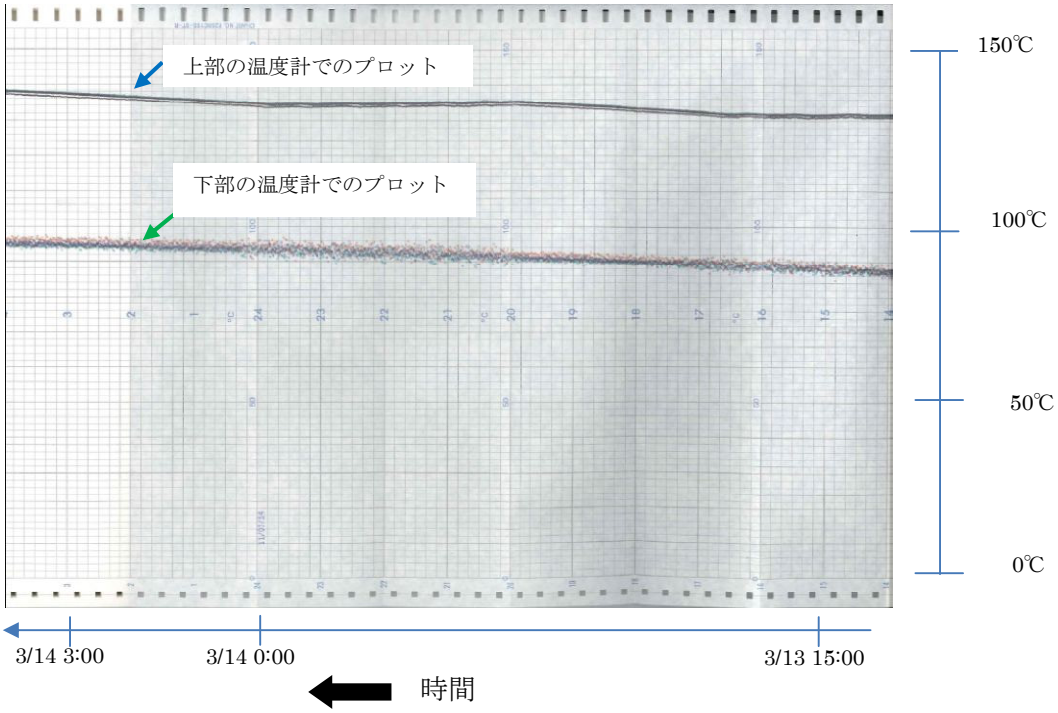


図６　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（5/6）

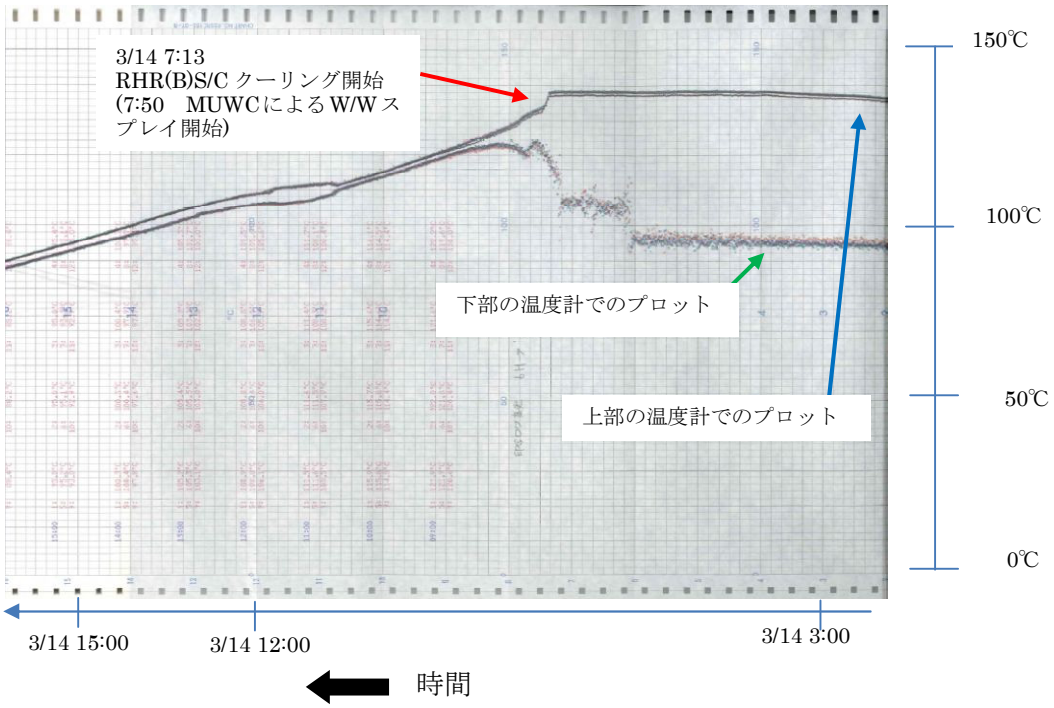


図７　福島第二原子力発電所２号機のＳ／Ｐ温度計Ａ系（6/6）