

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

第6部 A P E X

目次

— A P E X —

1. はじめに	6-4
2. 重要現象の特定	6-5
2.1 事故シーケンスと評価指標	6-5
2.2 ランクの定義	6-6
2.3 物理現象に対するランク付け	6-7
3. 解析モデルについて	6-16
3.1 コード概要	6-16
3.2 重要現象に対する解析モデル	6-18
3.3 解析モデル	6-19
3.4 入出力	6-45
4. 妥当性確認	6-49
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	6-49
4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較	6-54
4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較...	6-59
4.4 MISTRAL 臨界試験との比較	6-63
4.5 BWR 実機での制御棒価値測定試験との比較	6-68
4.6 実機解析への適用性	6-72

5. 有効性評価への適用性	6-73
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）	6-73
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）	6-83
6. 参考文献	6-86
添付1 入力項目リスト	6-87
添付2 二次元（RZ）モデルの適用性	6-88
添付3 検出器モデル	6-91
添付4 二次元（RZ）体系への縮約に伴う不確かさの影響評価	6-103

1. はじめに

本資料は、運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策に関する有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち、APEXコードについて、以下に関してまとめたものである。なお、ここでいうAPEXコードは、炉心動特性解析を行うAPEX Ver.1（以下「APEX」という。）と、単チャンネル熱水力解析を行うSCAT（RIA用）Ver.2（以下「SCAT」という。）からなる。以下ではAPEX及びSCATについて示す。

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・APEX－SCAT*コードの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

*APEX及びSCATの両コードをまとめて、APEX－SCATと本説明資料内では記載している。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

APEX-SCATコードが適用される、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象に対する燃料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。

(1) 反応度の誤投入

本シナリオは、原子炉が運転停止中に、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上限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界超過に至る事象を想定する。事象発生後、制御棒引き抜きに伴い出力が上昇するが、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行うことで、出力の過度な上昇を防止する。また、更に中性子束が上昇しスクラム設定点に至った場合には原子炉がスクラムすることにより炉心は未臨界となる。

本事象では反応度投入事象に伴う急激な出力上昇の可能性があるため、燃料エンタルピが評価指標になる。なお、有効性評価解析においては、燃料破損の判定を、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」（以下「反応度投入事象評価指針」という。）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」に示されたペレット-被覆管機械的相互作用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を超えているか否かをもって確認する。

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、改良型制御棒駆動機構（FMC RD）の遅い制御棒引き抜き速度により引抜制御棒投入反応度が従来型BWRより小さいことから、燃料エンタルピの評価は実施せず、投入反応度が1ドルに至らないことをもって、燃料健全性に影響がないことを確認する。

本事象は、局所的な出力上昇事象であり、原子炉の水位に有意な変動は生じないことから、燃料エンタルピが破損しきい値を超えていないことを確認することをもって、以下の有効性評価項目を満足することを確認する。

- 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）。

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APEX-SCAT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 2.2-1 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 2.2-1 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

燃料エンタルピを評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2.3-1 に示し、以下に説明する。表 2.2-1 の定義に従い、物理現象に対してランク付けを行い、「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。

ランク付けに当たっては、燃料エンタルピは核分裂出力、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。

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)]

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。燃料エンタルピは発生熱量の蓄積量として定義されるため、核分裂出力は重要な物理現象であり、重要度は高いと考えられる。

(2) 出力分布変化[炉心(核)]

炉心の出力分布変化は、制御棒引き抜きに伴う中性子束分布変化により支配され、燃料エンタルピの分布に影響を与える。また、出力分布変化は動特性方程式で重要なフィードバック因子となるドップラ反応度にも影響を与え、中性子束レベルにも影響を与える。したがって、出力分布変化は、直接的・間接的に、燃料エンタルピの最大値に影響を与える。このため、出力分布変化の重要度は、高いと考えられる。

また、本事象では炉心外周部の制御棒が一本引き抜かれることで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。

(3) 反応度フィードバック効果[炉心(核)]

炉心の動特性解析においては、反応度フィードバック効果が事象の進展に大きな影響を与えることから、反応度フィードバック効果は重要な現象である。反応度フィードバック効果は、原子炉出力変化後、燃料領域の温度変化による反応度フィードバック効果（ドッ

プラ反応度) と、減速材領域の温度・ボイド率変化による反応度フィードバック効果(減速材温度反応度, 減速材ボイド反応度)に分類される。

本事故シーケンスでは原子炉スクラムによる負の反応度印加により原子炉出力が低下する効果が支配的であり, ドップラ反応度フィードバック効果・減速材温度反応度フィードバック効果・減速材ボイド反応度フィードバック効果の重要度は中程度と考えられる。

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。

(4) 制御棒反応度効果[炉心(核)]

本事故シーケンスでは, 制御棒誤引き抜きによる正の反応度印加が主要な外乱であり, 引抜制御棒反応度は燃料エンタルピに大きな影響を与える。また, スクラムによる負の反応度印加により原子炉は未臨界となることから, スクラム反応度は燃料エンタルピに影響する。このため, 制御棒反応度効果の重要度は高いと考えられる。また, 本事象では引き抜かれる制御棒の位置は炉心中央とは限らないことから, 制御棒反応度は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

また, 制御棒反応度効果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。

(5) 崩壊熱[炉心(核)]

崩壊熱は, 出力運転中における核分裂生成物, アクチノイドの蓄積に伴う物理現象であり, 本事故シーケンスのように停止時からの制

御棒引き抜きに伴う短時間の出力上昇において、燃料エンタルピに与える影響はないと考えられる。

(6) 三次元効果[炉心(核)]

本事象は、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は生じないと考えられる。

(7) 燃料棒内温度変化[炉心(燃料)]

燃料棒内温度変化は、燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響する。また、燃料温度の上昇を通じて、ドップラ反応度フィードバック効果に影響を与える。

本事故シーケンスのように燃料温度の上昇量が小さい事象においては、除熱及びドップラ反応度フィードバック効果への影響の観点から燃料棒内温度変化の重要度は中程度であると考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達）は、表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響することから、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスのように表面熱流束の上昇量が小さい事象においては、除熱の観点から燃料棒表面熱伝達の重要度は中程度であると考えられる。

(9) 沸騰遷移[炉心(燃料)]

表面熱流束が限界熱流束に達すると、沸騰遷移状態を経て膜沸騰状態となるため、熱伝達は悪化し、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰遷移には至らないが、仮に沸騰遷移が発生した場合、熱伝達の悪化により、燃料エンタルピは上昇する。本事故シーケンスでは、燃料エンタルピがピークに至るまでの除熱量は数～十数 kJ/kg 程度であり、沸騰遷移発生時に熱伝達が悪化することによる燃料エンタルピの上昇量も、数～十数 kJ/kg の範囲内に留まると推測されることから、沸騰遷移の重要度は中程度と考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化[炉心(燃料)]

出力が上昇し燃料被覆管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、燃料被覆管の酸化反応による被覆管表面温度の上昇に伴う表面熱伝達の悪化を介して、燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度がジルコニウム-水反応が発生する程度(約 900℃)までは至らないことから、燃料被覆管酸化の重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形[炉心(燃料)]

燃料被覆管温度が急激に上昇した場合には、燃料被覆管の変形が生じる可能性があり、ギャップ熱伝達の変化や流路閉塞による冷却

挙動の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは、事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管変形には至らないと考えられることから、燃料被覆管変形による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(12) 三次元効果[炉心(燃料)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、炉心露出に伴う燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(13) 沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

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、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから、沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(14) 気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり、炉心露出は生じないことから、気液分離(水位変化)・対向流は生じないと考えられる。

(15) 気液熱非平衡[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから、蒸気の過熱による気液熱非平衡の効果は生じないと考えられる。

(16) 三次元効果[炉心(熱流動)]

炉心の出力が局所的に上昇する場合、ボイドも局所的に発生するため、ボイド発生による流量配分の三次元効果が生じ、沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達、圧力損失、反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては、表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから、燃料集合体間の流量配分等による炉心(熱流動)の三次元効果の重要度は低いと考えられる。

(17) 圧力損失[炉心(熱流動)]

炉心又はチャンネルの圧力損失は、原子炉再循環流量、並びにチャンネル流量及びその配分に影響する。チャンネル内流量は、燃料の除熱を通じて燃料エンタルピに影響を与えるが、本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく、沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから、ボイド発生による流量配分に与える影響は無視でき、圧力損失の影響はないと考えられる。

(18) 原子炉圧力容器に係る物理現象

本事故シーケンスは、運転停止中原子炉における「反応度の誤投

入」による炉心内の局所的かつ一時的な出力上昇事象であり，原子炉压力容器に係る物理現象による燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

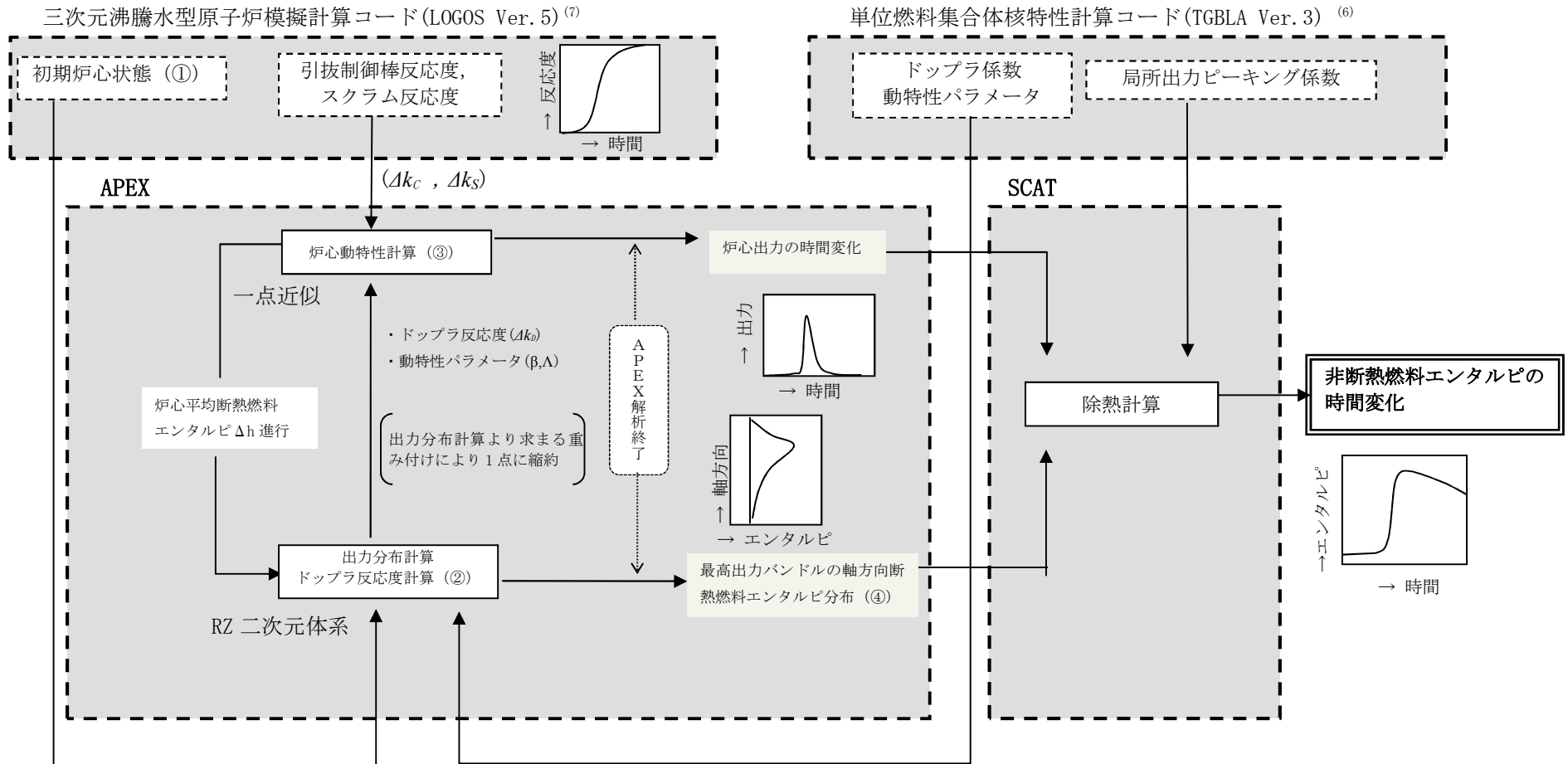
表 2.3-1 有効性評価の物理現象のランク

分類	評価事象		反応度の誤投入
	物理現象	評価指標	燃料エンタルピ°
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	<u>H</u>
	(2)	出力分布変化	<u>H</u>
	(3)	反応度フィードバック効果	<u>M</u>
	(4)	制御棒反応度効果	<u>H</u>
	(5)	崩壊熱	I
	(6)	三次元効果	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	<u>M</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>M</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>M</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
	(12)	三次元効果	I
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	L
	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	I
	(15)	気液熱非平衡	I
	(16)	三次元効果	L
	(17)	圧力損失	I
原子炉圧力容器 (逃し安全弁含む)	(18)	冷却材流量変化	I
		冷却材放出(臨界流・差圧流)	I
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
		気液分離(水位変化)・対向流	I
		気液熱非平衡	I
		圧力損失	I
		構造材との熱伝達	I
		E C C S注水(給水系・代替注水設備含む)	I
		ほう酸水の拡散	I
		三次元効果	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

APEX-SCATコードは、反応度投入時の炉心の出力変化等を解析する炉心動特性解析と、その解析結果を入力として燃料集合体内における冷却材による除熱計算を行い、燃料エンタルピを評価する燃料挙動解析に分けられる。炉心動特性解析には反応度投入事象解析コードAPEXを、燃料挙動解析には単チャンネル熱水力解析コードSCATを用いて解析を行っている。この解析の流れを、図3.1-1に示す。



※：図中の丸数字は、3.3.1 炉心動特性解析 (APEX コード) [解析の流れ]に対応している。

図 3.1-1 APEX-SCATの結合計算の流れ

3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3 節において重要現象に分類された物理現象(表 2.3-1 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 3.2-1 に示す。

表 3.2-1 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	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	出力分布変化	炉心出力分布モデル	二次元 (RZ) 拡散モデル
	制御棒反応度効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	反応度フィードバック効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル 二次元 (RZ) 拡散モデル
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 燃料棒表面熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	燃料棒表面熱伝達モデル
	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

3.3 解析モデル

APEX-SCATコードを構成するAPEXコード，SCATコードの解析モデルを表3.3-1に示す。また計算の内容を以下に示す。

表 3.3-1 APEX-SCATコードの解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

分類	重要現象	計算モデル
炉心 (核)	核分裂出力	一点近似動特性方程式，二次元 (RZ) 拡散方程式を適用。 また，反応度フィードバックとしては，断熱モデルに基づくドップラ反応度フィードバックモデルを採用し，減速材温度フィードバック及び減速材ポイドフィードバックは考慮しない。
	出力分布変化	
	制御棒反応度効果	
	反応度フィードバック効果	
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	ギャップ熱伝達：Ross & Stoute の式を用いて非定常熱伝導方程式を適用。 燃料棒表面熱伝達：(燃料棒表面熱伝達モデルに記載)
	燃料棒表面熱伝達	以下の伝熱モードを考慮 ・ 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
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を適用して判定

3.3.1 炉心動特性解析(APEXコード) ⁽¹⁾⁽²⁾

APEXコードは、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(RZ)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、炉心平均断熱燃料エンタルピがある程度上昇する間(以下「エンタルピステップ」という。)は、出力分布は一定としている。また、投入反応度としては、引抜制御棒反応度、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(RZ)拡散計算による出力分布変化を考慮して求められる。

解析に当たっては、次のような前提を設けている。

- (1) 炉心平均出力の過渡変化は、炉心一点近似による動特性方程式により表される。
- (2) 熱的現象は断熱とする。
- (3) 出力分布は、中性子エネルギー三群・二次元(RZ)拡散方程式によって表される。
- (4) 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する。
- (5) エンタルピステップでは、出力分布は一定と仮定する。

[解析の流れ]

① 初期炉心状態の作成

- a. 対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求める。当該炉心について、後述する③a.の炉心動特性計算で用いる引抜制御棒反応度、スクラム反応度を求める。ここでは、各領域の組成(燃料タイプ、ガドリニア分布等)及び

燃焼度分布の空間的効果は全て計算に含まれている。

- b. a. で求めた炉心を RZ 二次元体系に変換するため、炉心径方向の集合体核定数が同心円状となるよう、領域ごとに核定数を均質化するとともに、誤引抜制御棒周りの核定数を炉心中心へ移動する。通常、領域分けは、図 3.3.1-1 に示すように径方向を 9 領域とし、それぞれを軸方向に 24 領域分割(三次元体系と同じ)し、更に反射体領域として 1 領域を加え、図 3.3.1-2 に示すように 217 領域とする。APEX コードでは引抜制御棒は体系の中心に位置するものとしており、炉心計算結果で設定した引抜制御棒が APEX コードにおける体系の中心に位置するように、以下に示すような手法を行っている。
- i). 炉心の全燃料集合体を対象に、初期制御棒パターン状態の炉心計算結果の核定数を同心円状の燃料集合体領域ごとに均質化した後、RZ 体系に縮約する。
 - ii). 制御棒が引き抜かれた領域で出力ピーキングが大きくなることを考慮し、引抜制御棒周囲の燃料集合体核定数を 3 領域の同心円状に均質化した後、制御棒の引き抜き状態を考慮して RZ 体系に縮約する。
 - iii). ii). で作成した核定数が、i). で作成した炉心の中心になるように上書きする。上書きにおいては、出力スパイク発生時のドップラ反応度フィードバック量を適切に評価するよう、制御棒引き抜きによる投入反応度が、実効遅発中性子割合と等しくなった即発臨界状態となる位置まで制御棒が引き抜かれた状態

を模擬するようにする。

i). ~iii). に示した核定数を RZ 体系に縮約する流れを、図 3.3.1-3 に示す。また、炉心最外周の制御棒が引き抜かれる場合の ii). における核定数の縮約方法について、図 3.3.1-4 に示す。燃料集合体が存在しない領域は縮約対象に含めず、燃料集合体が存在する領域のみの核定数を縮約することで、炉心最外周の制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにしている。

本手法による RZ 体系への縮約に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を、縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver.5 (以下「TRACG」という。) を用いて評価した結果を添付 4 に示す。

- c. b. で作成した領域ごとの核定数を RZ 二次元体系に振り分け、次式の中性子エネルギー三群拡散計算により二次元 (RZ) の相対出力分布を計算する。

なお、拡散計算は、二次元領域を更に細分化して行い、出力分布及び断熱燃料エンタルピ分布は、細分化された各ノード (以下「メッシュ」という。) について計算する。

$$\begin{aligned} -D_1 \nabla^2 \phi_1 + (\Sigma_R \phi)_1 &= \frac{1}{\lambda} \{ (v\Sigma_f \phi)_1 + (v\Sigma_f \phi)_2 + (v\Sigma_f \phi)_3 \} \\ -D_2 \nabla^2 \phi_2 + (\Sigma_R \phi)_2 &= (\Sigma_{sl} \phi)_1 \\ -D_3 \nabla^2 \phi_3 + (\Sigma_R \phi)_3 &= (\Sigma_{sl} \phi)_2 \end{aligned}$$

記号は以下のとおりである。

ϕ	:	中性子束
D	:	拡散定数
λ	:	固有値
ν	:	単位核分裂あたりに放出される中性子数
Σ_R	:	除去断面積(= $\Sigma_a + \Sigma_{sl}$)
Σ_f	:	核分裂断面積
Σ_a	:	吸収断面積
Σ_{sl}	:	減速断面積
添字 1 ~ 3	:	中性子エネルギー群

② エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布及びドップラ反応度の計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピを、僅かに増加させる。増加した後の各メッシュにおける断熱燃料エンタルピは、以下の式により計算される。

$$h_m^{n+1} = h_m^n + P_m^{n+1} \cdot \overline{\Delta h^n}$$

記号は以下のとおりである。

h_m	:	メッシュ m の断熱燃料エンタルピ
P_m	:	エンタルピステップ進行時のメッシュ m の相対出力 予測値
$\overline{\Delta h}$:	炉心平均断熱燃料エンタルピの上昇幅(エンタルピス

テップ)

n : エンタルピステップの番号

また、各メッシュの断熱燃料エンタルピの計算結果をもとに、各メッシュの温度を計算する。なお、エンタルピステップ Δh^n は、制御棒が引き抜かれ炉心出力が上昇する時間領域で細かく設定する。

- b. a. で計算された各メッシュの温度をもとに、各メッシュのドップラ反応度を計算する。その後、各メッシュのドップラ反応度の計算結果をもとに、各メッシュの第2群(共鳴領域)の中性子吸収断面積の増加量($\Delta\Sigma_a$)を計算する。

$$\Delta\Sigma_a(T) = \Sigma_{R_2}(T) - \Sigma_{R_2}(T_0)$$

$$= \frac{-\Sigma_{R_2}(T_0) \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)}{1 + \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) - \frac{\nu\Sigma_{f1}}{\Sigma_{R1}} \frac{1}{k_\infty}(T_0)}$$

$$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) = C_{dop} \times (\sqrt{T} - \sqrt{T_0})$$

記号は以下のとおりである。

$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)$: ドップラ反応度

$\Sigma_{R_2}(T)$: 第2群除去断面積

C_{dop} : ドップラ反応度係数

- c. $\Delta\Sigma_a$ の変化を反映し、二次元（RZ）の相対出力分布を再計算する。拡散方程式は、①c.に基づく。

c. で計算された各メッシュの相対出力を、a. の各メッシュの相対出力予測値 (P_m) に適用し、収束するまで繰り返し計算を行う。最終的な c. の計算結果をもとに、炉心平均断熱燃料エンタルピを僅かに増加させた際の、各メッシュの相対出力分布 (P_m^{n+1}) を計算する。

③ 炉心動特性計算

- a. 炉心平均断熱燃料エンタルピが $\Delta\bar{h}^n$ 進む間の炉心出力の時間変化を一点近似動特性方程式により計算する。

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \left(\frac{k-1}{k} - \beta \right) N(t) + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i(t)$$

$$\frac{dC_i}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda} \beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t)$$

また、中性子密度と炉心平均出力は、換算係数 A により、

$$P(t) = A \times N(t)$$

と示され、炉心出力変化に伴う炉心平均エンタルピの変化は以下により求まる。

$$\frac{d\bar{h}}{dt}(t) = B(P(t) - P(0))$$

記号は以下のとおりである。

$N(t)$: 中性子密度

$P(t)$: 炉心平均出力

A : 中性子密度と炉心平均出力の換算係数

$k(t)$: 実効増倍率

$C_i(t)$: 遅発中性子グループ i の先行核密度

$\bar{h}(t)$: 炉心平均エンタルピ

Λ : 即発中性子寿命

β_i : 遅発中性子グループ i の割合

β : 全遅発中性子の割合 $\left(= \sum_{i=1}^6 \beta_i \right)$

λ_i : 遅発中性子グループ i の先行核崩壊定数

B : 平均出力を平均エンタルピに換算する係数

i : 遅発中性子グループ ($i = 1 \sim 6$)

一点近似動特性計算に用いる実効増倍率 k は次式により，前記①a. で求めた引抜制御棒反応度及びスクラム反応度を外部入力として与え，ドップラ反応度は前記②c. の拡散計算における固有値の差を炉心平均断熱燃料エンタルピ \bar{h}^n と $\bar{h}^n + \Delta h^n$ 間で直線内挿して与える。ここで Δk_c , Δk_s は外部入力のため，解析中は制御棒は固定とし，ドップラフィードバックによる影響を考慮して中性子束分布を評価する。

$$k(t) = k(0) + \Delta k_c(t) + \Delta k_s(t - t_s) + \Delta k_D(t)$$

記号は以下のとおりである。(各反応度は、 Δk 単位)

- $k(t)$: 実効増倍率 ($k(0) = 1.0$)
 $\Delta k_c(t)$: 引抜制御棒反応度
 $\Delta k_s(t - t_s)$: スクラム反応度 (t_s はスクラム開始時間)
 $\Delta k_D(t)$: ドップラ反応度

ここで、ドップラ反応度 $\Delta k_D(t)$ は、前記②c.の二次元拡散計算結果から得られた固有値 λ と、前記③a.の炉心動特性計算から得られた炉心平均燃料エンタルピ $\bar{h}(t)$ から、以下の式で計算される。

$$\Delta k_D(t) = \frac{\left\{ \lambda^n + \frac{(\lambda^{n+1} - \lambda^n)(\bar{h}(t) - \bar{h}^n)}{\Delta \bar{h}^n} \right\}}{\lambda^0} - 1.0$$

記号は以下のとおりである。

- λ^0 : ①c.の二次元拡散計算における初期固有値
 λ^n : ②c.の二次元拡散計算における固有値

④ 次のエンタルピステップの計算

前記②及び③の計算を、断熱燃料エンタルピ変化が安定するまで繰り返し、最終エンタルピ分布を求める。

$$h_m^f = h_m^n + \left\{ P_m^n + \frac{(P_m^{n+1} - P_m^n)\overline{\Delta h}^f}{\Delta \bar{h}^n} \right\} \overline{\Delta h}^f$$

記号は以下のとおりである。

f : 最終値を示す指標

n : 計算ステップ番号

$\overline{\Delta h}^f$: 最終エンタルピまでのエンタルピ幅 ($=\overline{h}^f - \overline{h}^n$)

m : メッシュ番号

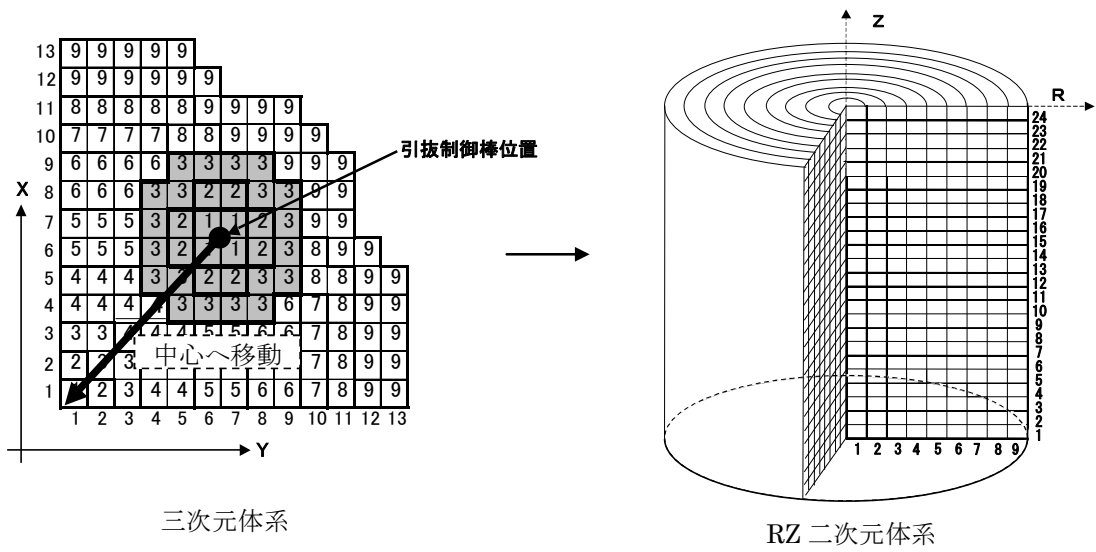


図 3.3.1-1 A P E Xコードで用いる核定数作成の模式図

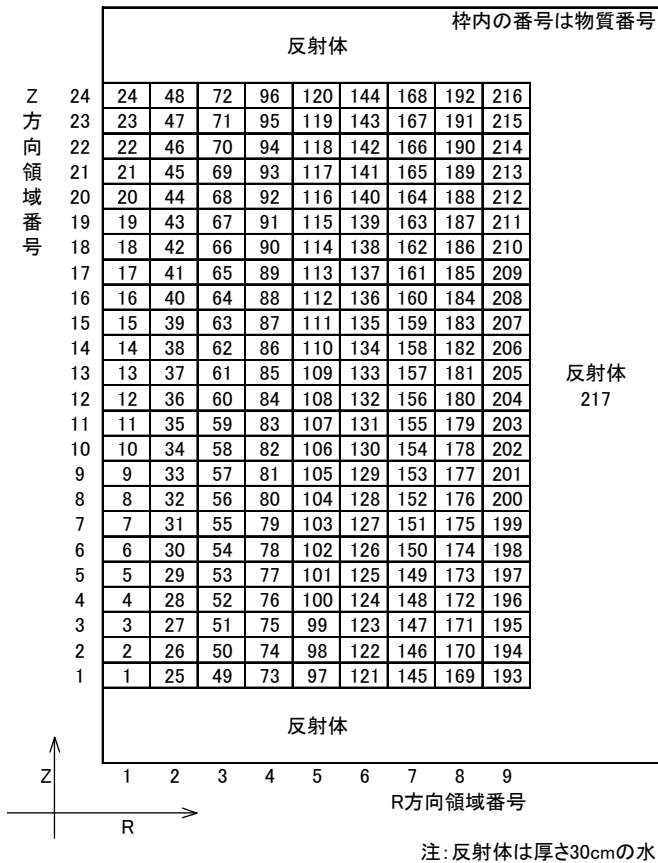
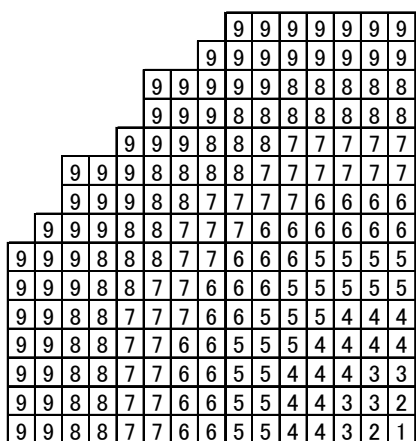
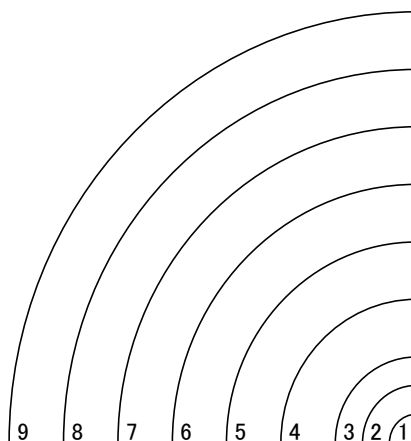


図 3.3.1-2 A P E Xコードで用いる炉心のノード分割

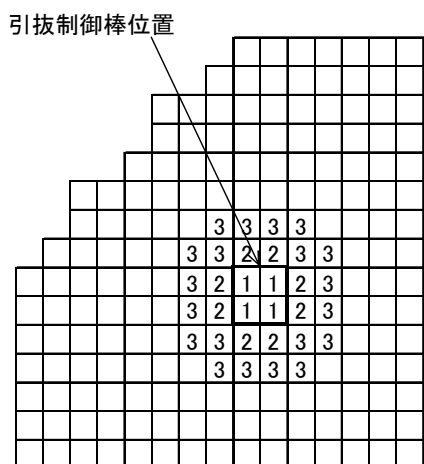
炉心計算結果
X-Y-Z体系



APEX入力
R-Z体系



炉心計算結果
X-Y-Z体系



APEX入力
R-Z体系

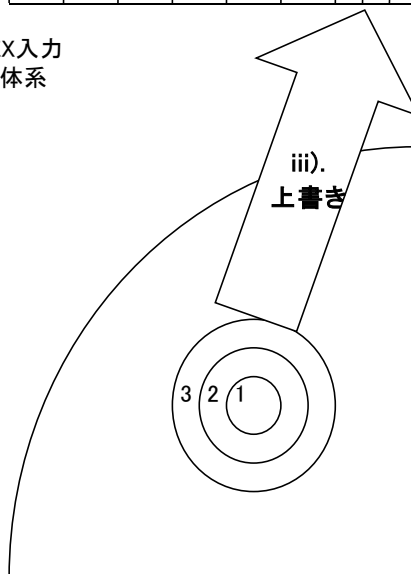
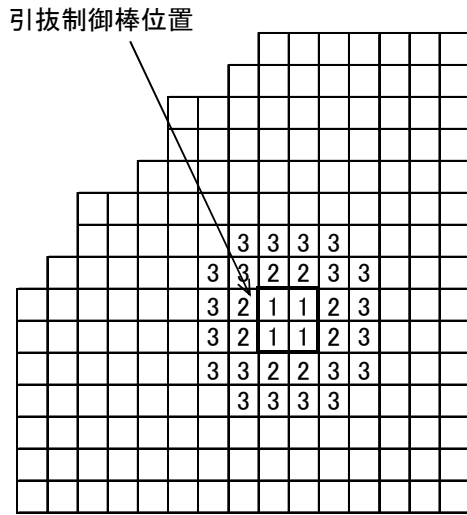
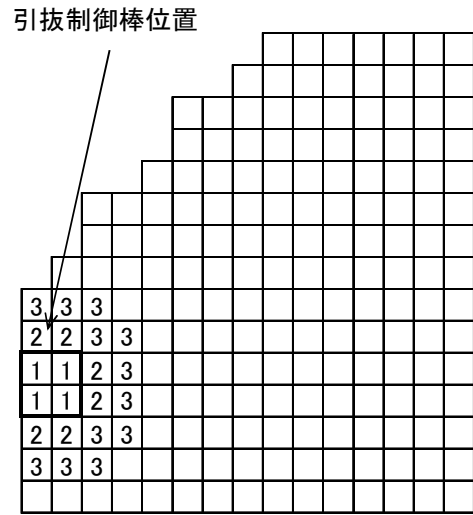


図 3. 3. 1-3 A P E Xコードによる核定数縮約の様式図

炉心計算結果
X-Y-Z体系



炉心中央部の制御棒を引き抜く場合



炉心最外周の制御棒を引き抜く場合

図 3.3.1-4 炉心最外周の制御棒を引き抜く場合の核定数縮約の模式図

3.3.2 燃料挙動解析(SCATコード) ⁽¹⁾⁽²⁾

3.3.1 で述べた炉心動特性解析で求めた最高出力燃料集合体の出力の時間変化を入力として、SCATコードを用いた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行い、燃料エンタルピの時間的变化を求める。

SCATコードでは、燃料棒軸方向のノード分割数をAPEXコードと同等とする。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、ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。

燃料ペレット及び被覆管には、径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し、チャンネル内冷却材には、質量、運動量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。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。

以下に解析モデルを説明する。なお、ここで用いるSCAT (SCAT (RIA 用) Ver.2) は、プラント動特性解析用のSCATコードにおいて、ギャップ部熱伝達係数としてRoss & Stouteの式を基本に用い、低温時の膜沸騰熱伝達係数及び限界熱流束条件を追加している。また、被覆材の高温化に伴うジルコニウム-水反応による発熱の効果を考慮している。

3.3.2.1 チャンネル内熱流動モデル

以下に、単一チャンネル熱水力解析モデルを示す。

(1) 保存則

冷却材の温度，冷却材エンタルピ，圧力損失等の熱水力パラメータは，均質流モデルに基づく二相流の連続の式，エネルギー保存式，運動量保存式から求められる。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく，燃料エンタルピは判断基準に対して十分な余裕があることから，冷却材の流動を均質流で扱うことによる不確かさは，判断基準に対する余裕に包含されると考えられる。

以下に基礎式を示す⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 連続の式

$$\frac{\partial G}{\partial z} + \frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} = 0$$

(b) 流体のエネルギー保存式

$$\rho'' \frac{\partial H}{\partial t} + G \frac{\partial H}{\partial z} = Q(z, t)$$

さらに，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。

$$\frac{\partial P}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial z}(G^2 v') + \frac{\partial G}{\partial t} + \frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H} + \bar{\rho}g = 0$$

ここで，気液の平均密度 $\bar{\rho}$ 及び ρ'' と平均比容積 v' は以下で表される。

$$\bar{\rho} = \rho_f(1 - R) + \rho_g \cdot R$$

$$\rho'' = [\rho_f x + \rho_g(1 - x)] \frac{dR}{dx}$$

$$v' = v_f \frac{(1-x)^2}{1-R} + v_g \frac{x^2}{R}$$

記号は以下のとおりである。

- G : チャンネル質量流束
- ρ : 密度
- H : 冷却材エンタルピ
- $Q(z, t)$: 熱伝達量
- P : 炉心圧力
- g : 重力加速度
- v : 比容積
- f : 摩擦圧損係数
- D_H : チャンネルの水力等価直径
- R : ボイド体積率
- x : 蒸気重量率

(添字)

- l : 液相
- f : 飽和水
- g : 飽和蒸気

(2) 構成式

i. 燃料棒表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態(液単相, 核沸騰, 膜沸騰)に基づいた熱伝達の
 相関式を適用する。SCATでは, サブクール沸騰を考慮せずに,

飽和沸騰が生じるまで、液単相流の熱伝達係数を用いることにより、液単相領域における燃料棒の除熱量を保守的条件にて計算している。

冷却材の沸騰状態の選択ロジック（低温時）を図 3.3.2-1 に示す。低温時における核沸騰から膜沸騰への移行については、Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を用いて判定する。限界熱流束の判定については「ii. 沸騰遷移評価モデル」に示す。

各沸騰状態に対して設定される熱伝達モデルは、サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式を、核沸騰領域には Jens-Lottes の式を、膜沸騰領域には低温時は NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式を用いる⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 液単相

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで h_w は Dittus-Boelter の式を用いる。

$$h_w = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k_l}{D_H}$$

(b) 核沸騰状態 (Jens-Lottes の式)

$$T_c = T_{sat} + 0.79 e^{-\frac{P}{6.2 \times 10^6}} (q)^{1/4}$$

(c) 膜沸騰状態

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここで h_w は、NSRR の実測データに基づいて導出された以下の熱伝達相関式で与えられる。

$$h_w = h_{con}(1 + 0.025\Delta T_{sub}) + f\sigma(T_c + T_{sat})(T_c^2 + T_{sat}^2)$$

$$h_{con} = 0.943 \left[\frac{k_v^3 \cdot \rho_v \cdot (\rho_f - \rho_v) \cdot h_{fv} \cdot g}{L \cdot \mu_v \cdot (T_c - T_{sat})} \right]^{0.25}$$

ここで

$$h_{fv} = h_{fg} + 0.34C_{pv}(T_c - T_{sat})$$

記号は以下のとおりである。

- T_c : 被覆管表面温度
- T_w : 冷却材温度
- T_{sat} : 飽和温度
- ΔT_{sub} : サブクール度 ($=T_{sat} - T_l$)
- h_w : 被覆管-冷却材間の熱伝達係数
- h_{con} : 層流膜沸騰の平均熱伝達係数
- D_H : 水力等価直径
- P : 冷却材圧力
- k : 冷却材の熱伝導率
- ρ : 冷却材の密度
- μ_v : 冷却材の粘性係数
- C_{pv} : 定圧比熱
- g : 重力加速度
- q : 被覆管表面熱流束
- h_{fg} : 飽和圧力で定義した蒸発潜熱
- h_{fv} : 過熱を考慮した蒸発潜熱
- f : 放射率
- σ : ステファン・ボルツマン定数
- L : NSRR試験体系の代表長さ

Re : レイノルズ数

Pr : プラントル数

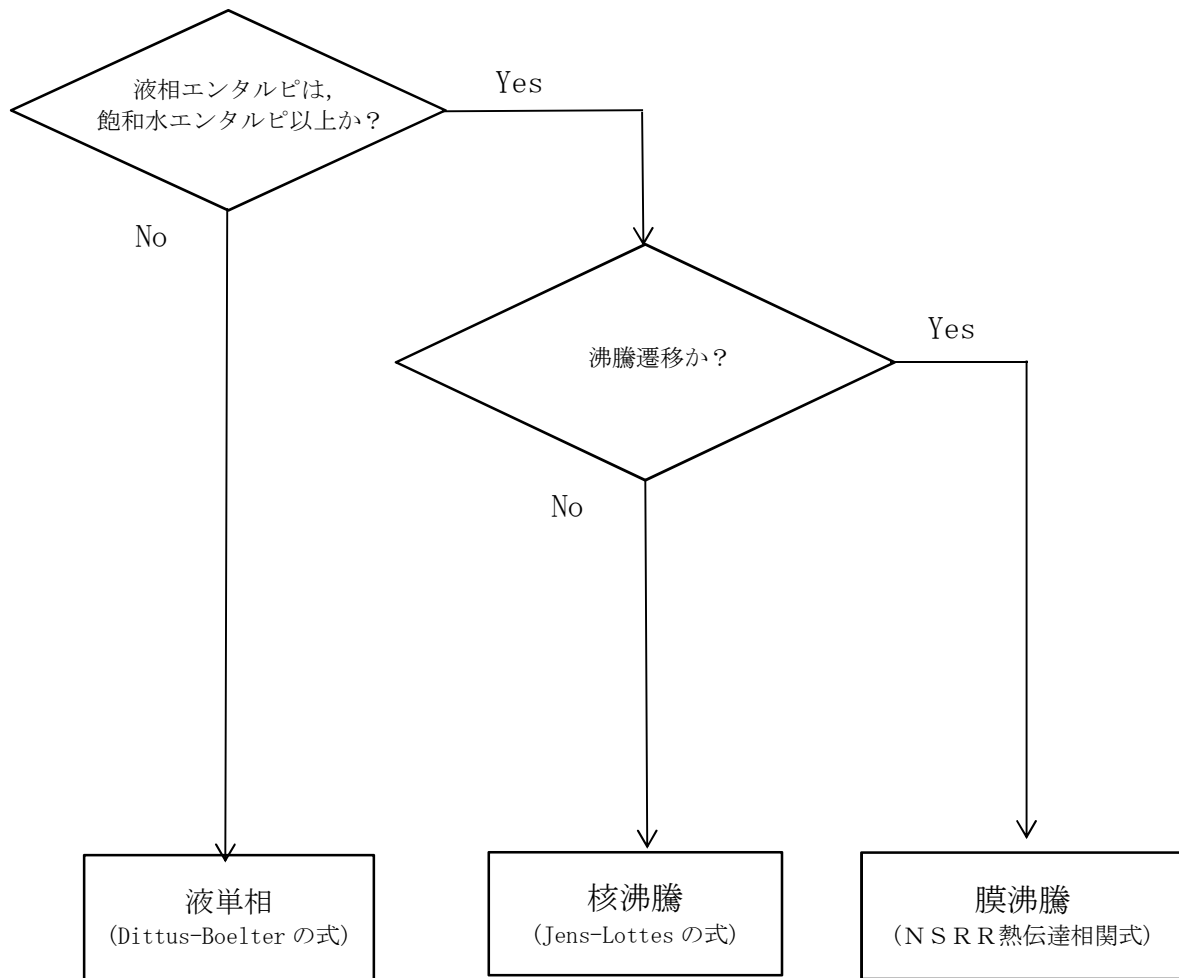
(添字)

l : 液相

v : 蒸気

f : 飽和水

g : 飽和蒸気



沸騰遷移判定

低温時： Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式

(膜沸騰移行後は膜沸騰状態を維持)

図 3.3.2-1 沸騰状態の選択ロジック (低温時)

ii. 沸騰遷移評価モデル

(a) 低温時 (Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式)

低温時における限界熱流束条件の判定は以下の式を用いて行われる⁽¹⁾⁽²⁾。

$$q_{BO} = q_{BOO} \cdot \left[1 + 0.065 \times (\rho_l / \rho_g)^{0.8} \cdot C_{pl} \cdot \Delta T_{sub} / h_{fg} \right]$$

ここで

$$q_{BOO} = 0.012 \cdot \rho_g \cdot h_{fg} \cdot [(\rho_l - \rho_g) / \rho_g]^{0.6}$$

記号は以下のとおりである。

q_{BO} : サブクールプール沸騰における限界熱流束

q_{BOO} : 飽和プール沸騰における限界熱流束

ρ_l : 水密度

ρ_g : 蒸気密度

C_{pl} : 水の定圧比熱

ΔT_{sub} : サブクール度

h_{fg} : 蒸発潜熱

3.3.2.2 燃料モデル

S C A Tコードの燃料モデルでは、次のような前提を設けている。

- 1) 軸方向相対出力分布は過渡中一定である。
- 2) 燃料棒半径方向発熱分布は過渡中一定である。
- 3) 燃料・被覆材中の熱の流れは半径方向で起こる。
- 4) 燃料・被覆材の比熱・熱伝導率等の物性値は温度の関数として計算する。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布は、初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒を軸方向にノード分割し、ノードごとに径方向一次元の定常及び非定常の熱伝導方程式を解き、温度分布、熱流束分布等を求める。燃料棒は、燃料ペレット、ペレットと被覆管の空隙部であるギャップ部、被覆管で構成され、表 3.3.2-1 及び図 3.3.2-2 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ついて径方向に熱伝導方程式を適用して、燃料棒内の熱伝導を計算する。

以下に基礎式を示す⁽¹⁾⁽²⁾。

(a) 燃料ペレット内の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F(T) \frac{\partial T}{\partial t} - Q_F(t)$$

(b) 燃料ペレット-被覆管ギャップの熱伝達

$$\left[K_F \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = h_g \cdot \Delta T_{gap}$$

ギャップ熱伝達モデルは(3)にて詳述する。

(c) 燃料被覆管の熱伝導

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c \cdot C_c(T) \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

$K_F(T)$: 温度 T での燃料熱伝導率

$K_c(T)$: 温度 T での被覆管熱伝導率

ρ_F : 温度 T での燃料密度

ρ_c : 温度 T での被覆管密度

$C_F(T)$: 温度 T での燃料比熱

$C_c(T)$: 温度 T での被覆管比熱

$Q_F(t)$: 単位体積当たりの燃料の発熱量

h_g : 燃料-被覆管ギャップの熱伝達係数

ΔT_{gap} : 燃料表面と被覆管内面の温度差

(3) ギャップ熱伝達モデル

ギャップ熱伝達係数 h_g は、Ross & Stoute の式を基本に用いて、以下に示す 3 項の和で表される ⁽¹⁾⁽²⁾。

$$h_g = h_s + h_f + h_r$$

h_s : 固体接触部熱伝達係数

h_f : ガス境界層熱伝達係数

h_r : 輻射熱伝達係数

h_s, h_f, h_r は各々次式で表される。

$$h_s = \frac{K_m P_c}{A \cdot H \cdot R^{\frac{1}{2}}}$$

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D}$$

$$h_r = \frac{\sigma_B(T_s^4 - T_c^4)}{G_{fact}(T_s - T_c)}$$

ここで

$$K_m = 2 \cdot K_{UO_2} \cdot K_{Zr} / (K_{UO_2} + K_{Zr})$$

$$R = [(R_1^2 + R_2^2) / 2]^{1/2}$$

記号は以下のとおりである。

K_m : 被覆管・ペレット平均熱伝導度

K_{UO_2} : ペレット熱伝導度

K_{Zr} : 被覆管熱伝導度

K_f : ガス熱伝導率

P_c : 被覆管・ペレット接触圧力

R_1, R_2 : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ

R : 表面粗さ

H : 被覆管硬さ

A : 定数

C : 定数(ただし, 接触圧力 P_c に依存)

$g_1 + g_2$: ペレット表面・被覆管内面での温度ジャンプ距離

D : ギャップ幅

σ_B : ステファン・ボルツマン定数

G_{fact} : 修正形態係数

T_s, T_c : 燃料ペレット表面温度及び燃料被覆管内面温度

表 3.3.2-1 SCATコードのノーディングの考え方

領域	考え方
燃料棒グループ	最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行う。
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、核計算にあわせて燃料部を 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)	ペレット内温度計算メッシュ点数は 20 点とし、ペレット径を内側から 5 : 3 : 2 に 3 分割し、内側領域に 4 点、中間領域に 5 点、外側領域に 11 点を取り、外側領域を細かくメッシュを切って解析する。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。

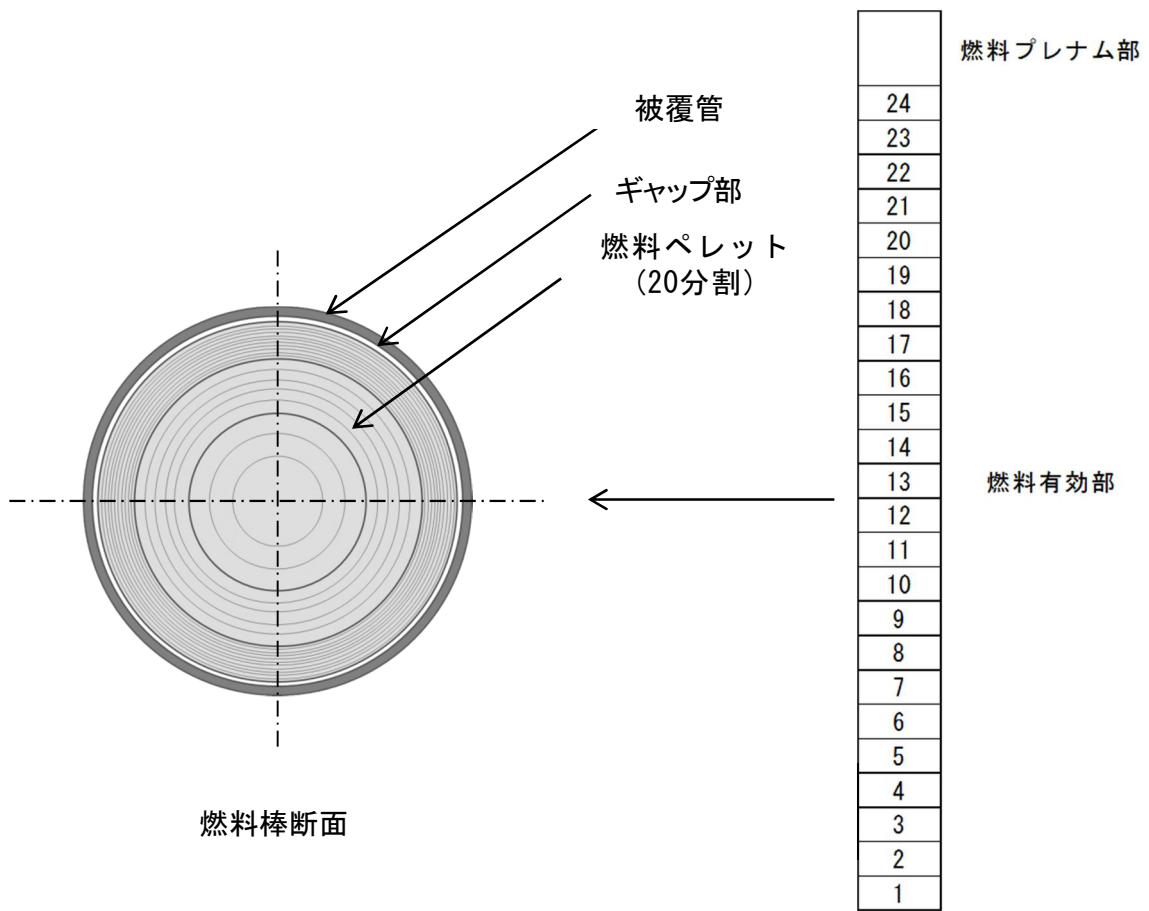


図 3.3.2-2 SCATコードによる燃料棒のノード分割 (例)

3.4 入出力

APEX-SCATコードの入出力を図3.4-1に示す。APEX-SCATコードのインプットデータは、以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。

また、図3.4-2に、前処理コードによるAPEX入力作成の流れを示し、前処理コードの不確かさについては5.1章にて説明する。

APEXコード

初期条件(燃料温度, 原子炉出力等)

炉心データ(引抜制御棒反応度, スクラム反応度等)

燃料データ(動特性パラメータ, 核定数等)

SCATコード

初期条件(圧力, 流量等)

炉心データ(炉心平均出力変化, 炉心出力分布)

燃料データ(幾何形状, 熱水力データ, 物性データ等)

上記をインプットデータとして、解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

APEXコード

炉心反応度の時間変化

炉心平均出力の時間変化

断熱燃料エンタルピ分布の時間変化

炉心内燃料出力分布の時間変化等

SCATコード

非断熱燃料エンタルピーの時間変化等

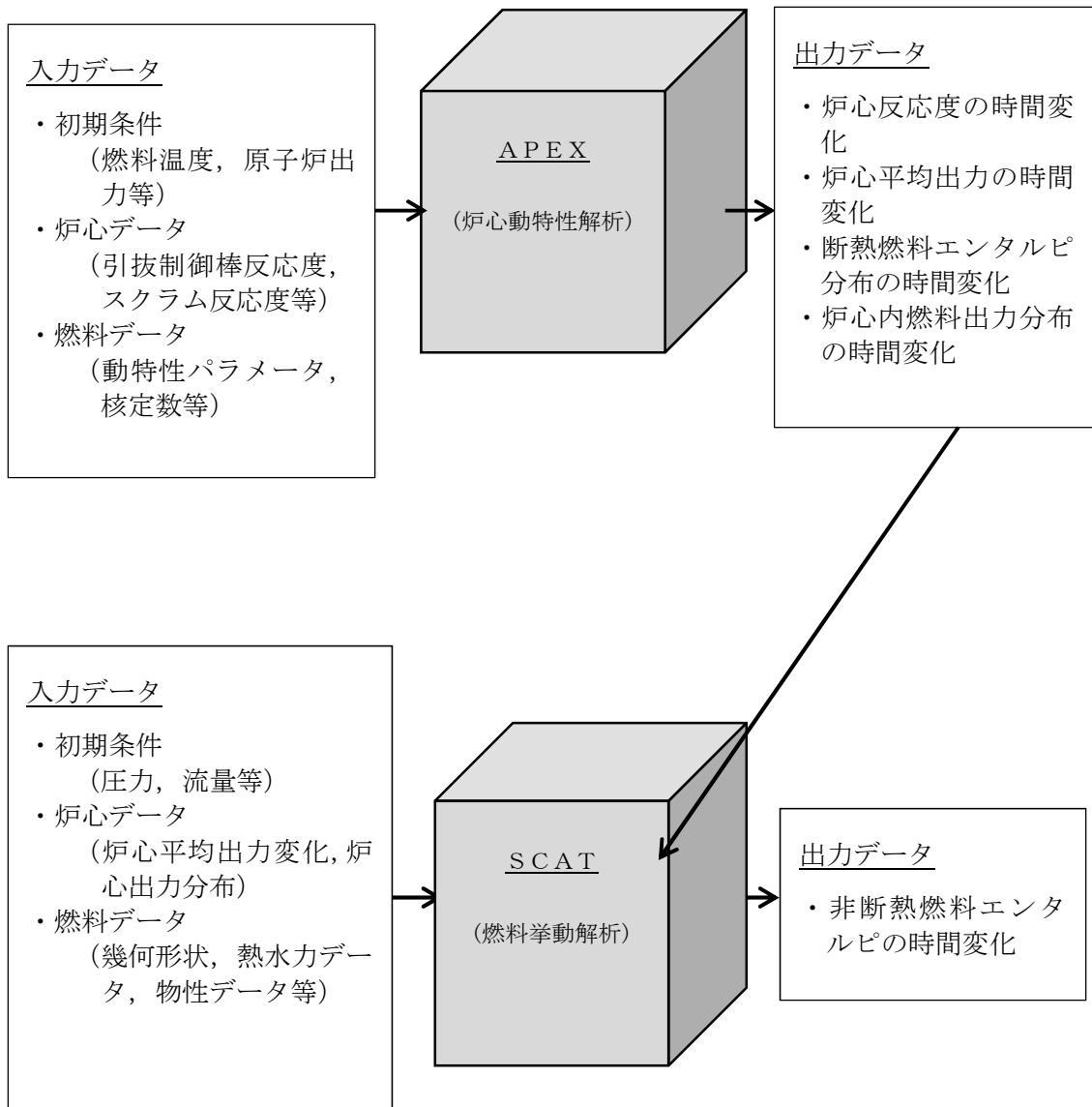


図 3.4-1 APEX-SCATコードの入出力

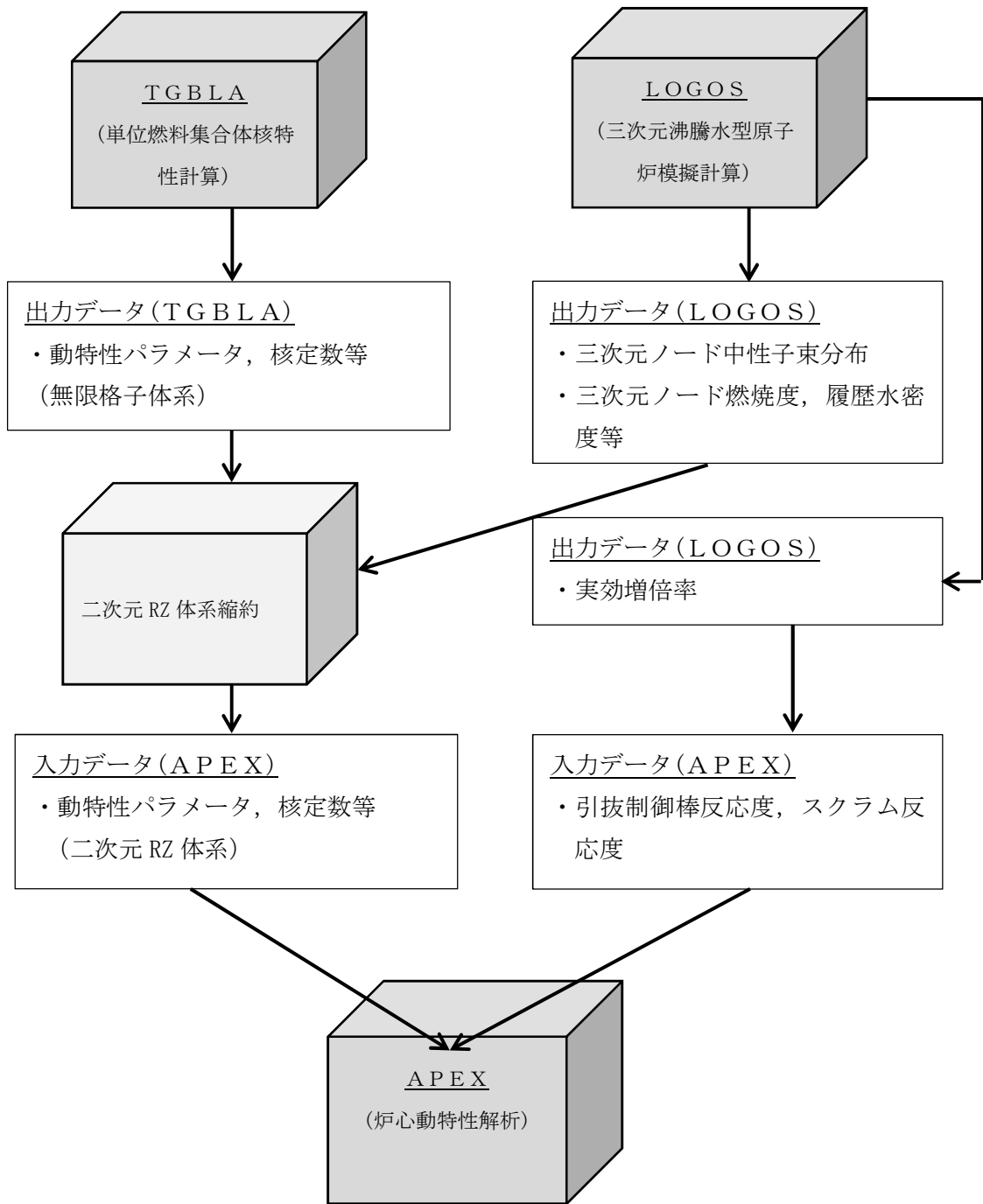


図 3.4-2 前処理コードによる A P E X 入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象で使用している解析コードは、「運転時の異常な過渡変化」解析及び「設計基準事故」解析で使用されているものと同一である。「反応度の誤投入」事象が、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」と基本的に同一の物理現象を扱うことから、本コードは「反応度の誤投入」事象に対して適用性がある。2.3 節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4.1-1 に示す。

4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は、核分裂出力（炉心出力の中性子動特性）、反応度フィードバック効果（ドップラ反応度効果、ボイド反応度効果）、制御棒反応度効果、及び出力分布変化であり、APEXコードでは、中性子拡散計算と一点近似動特性計算とを出力分布に依存する反応度のフィードバックを通じて結び付けた計算体系で評価している。具体的な解析モデルとしては、

- ・ 炉心出力は一点近似動特性モデル
- ・ 出力分布は二次元（RZ）拡散モデル
- ・ 出力分布計算用の核定数は、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約
- ・ ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮
- ・ 熱的現象は断熱とし、ボイドフィードバック効果は考慮しない
- ・ 制御棒反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、一点近似動特性解析ではこれを外部入力として扱う

を採用している。

一点近似動特性モデルは動特性解析において従来から広く一般的に用いられているものであり、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。

また、出力分布モデルは二次元（RZ）拡散モデルとし、出力分布計算用の核定数を、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる三次元出力分布を再現するように、三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約していることから、「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。なお、参考として、添付資料2に、二次元（RZ）体系の適用性について記載している。

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数と一点近似動特性モデルの両者が適切であることが確認できれば、その結果として得られるドップラ反応度フィードバック効果の妥当性が確認できる。

制御棒反応度は三次元中性子拡散モデルに基づく三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる実効増倍率計算により求められるため、制御棒引き抜き前後の状態の実効増倍率計算（実効増倍率の差分）が適切であることを確認できれば、制御棒反応度効果の妥当性が確認できる。

この考え方にに基づき、炉心(核)における重要現象に対して、以下のプロセスにより妥当性を確認している。

(1) ドップラ反応度フィードバックモデル

ドップラ反応度フィードバックモデルは、核定数としてのドップラ

係数及び実効遅発中性子割合の試験結果との比較と、反応度投入事象を模擬した試験結果との比較から、総合的に妥当性を確認している。

核定数としての確認は、ドップラ係数は実効共鳴積分とその温度依存係数の積として表すことができることから、Hellstrand らの温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式⁽⁴⁾と比較することにより実施している。

また、動的反応度に影響する実効遅発中性子割合は、MISTRAL 臨界試験⁽⁵⁾にて測定されており、その試験結果と比較する。

反応度投入事象を模擬した試験結果との比較としては、米国の SPERT-III E 炉心実験⁽³⁾と比較する。

(2) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果については、実機炉心において、制御棒価値測定試験が実施されており、その試験結果と比較することにより妥当性確認を実施している。

4.1.2 炉心(燃料)における重要現象の確認方法

炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布、燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移は、燃料エンタルピを求める際に必要となる。

SCATにおける燃料挙動解析モデルは、熱伝導モデル、熱水力学的モデル、圧力損失モデルからなっている。熱伝導モデルは、軸方向を一次元に分割しノードごとに径方向一次元の基本的な定常及び非定常の熱伝導方程式に基づいている。熱水力学的モデルは、冷却材の扱いに関し基本的な軸方向の連続の式、エネルギー保存式、運動量保存式に基づいている。これらの方程式は従来から広く一般に使用されてい

るものであり、「反応度の誤投入」解析に使用することは妥当である。

一方、SCATにおける燃料の表面熱伝達のモデルは、単相強制対流、核沸騰、膜沸騰状態に対し、核沸騰から膜沸騰への判定条件も含めて「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている相関式を用いている。

また、ペレットと被覆管ギャップ熱伝達係数は、Ross & Stoute の関係式を使用している。本関係式については、従来から、原子炉設置許可申請において、「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」や「制御棒落下事故」解析に用いられ、また、燃料棒の熱機械特性コードPRIMEやFEMAXIでも広く使用されているものであり、豊富な使用実績がある。また、比熱等の物性値も「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている MATPRO-VERSION 11 (REVISION 2)に基づいている。

以上から、炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布及び沸騰状態変化の評価方法は妥当であり、よって、それに基づく燃料エンタルピの評価方法は適切であるといえることから、個々のモデルを対象とした妥当性確認は行わないこととする。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	S P E R T I I I E 炉心実験	実効共鳴積分測定に関わる H e l i u m の 実 験 式	M I S T R A L 臨界試験	実機での制御棒価値 測定試験
炉心 (核)	核分裂出力*	<ul style="list-style-type: none"> 一点近似動特性モデル(炉出力) 出力分布は二次元拡散モデル 核定数は三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元体系に縮約 	-	-	-	-
	出力分布変化*	<ul style="list-style-type: none"> 二次元 (RZ) 拡散モデル エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮 	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮 熱的現象は断熱, ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない 	図 4.2-2	図 4.3-2	図 4.4-2	-
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> 三次元拡散モデル 動特性計算では外部入力 	-	-	-	表 4.5-1 表 4.5-2
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化*	<ul style="list-style-type: none"> 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*	<ul style="list-style-type: none"> 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 	-	-	-	-
	沸騰遷移*	低温時: Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	-	-	-	-

* : 4.1 節に記載の理由により, 妥当性確認を行わない重要現象

4.2 SPERT-III E 炉心実験との比較⁽³⁾

ここでは、APEXコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性確認として、SPERT-III E 炉心の実験解析を実施した。SPERT-III E 炉心実験は 1950 年代に実施された反応度投入実験であり、動特性計算コードの中性子動特性、ドップラ反応度フィードバック効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。今回、APEXコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、ピーク時の出力の試験結果と解析結果を比較した。

(1) SPERT-III E 炉心実験概要

SPERT-III E 炉心は小型の軽水炉を模擬した炉心であり、燃料は焼結 UO_2 、濃縮度 4.8wt% のウラン燃料集合体が装荷され、炉心中央部には反応度投入用の十字型制御棒（トランジェントロッド）が配置されている。燃料集合体は 5×5 と 4×4 に燃料棒が格子配列されている。SPERT-III では、低温零出力から高温出力状態までの様々な初期状態から制御棒の引き抜きにより反応度を添加することにより、反応度投入実験を行っている。SPERT-III E 炉心の燃料集合体及び制御棒配置図を図 4.2-1 に示す。また、SPERT-III E 炉心の設計仕様を表 4.2-1 に示す。

これから、BWR での低温状態からの反応度投入事象評価の妥当性確認として、SPERT-III E 炉心実験の低温零出力状態からの実験の解析を APEX コードで実施することにより行っている。

低温零出力状態からの試験条件を下記に示す。ここでは、ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため、投入反応度が 1.21 ドルと最も大きい TEST43 を試験解析の対象とした。

- ・初期炉心状態 : 低温時
- ・初期出力 : 5×10^{-5} MW
- ・原子炉圧力 : 大気圧
- ・炉心流量 : 0 %
- ・冷却材温度 : 25°C以下
- ・投入反応度 : 1.21 ドル

(2) SPERT-III E 炉心解析条件

解析では、図 4.2-1 に示す炉心を五つのリング領域に分割した。最外周は減速材反射体、第4周は25ロッド集合体領域、内部の3周は25ロッド集合体、シムコントロールバンドル、16ロッド集合体、トランジェントロッドの混合領域である。二次元 (RZ) 体系は 20 領域からなり、燃料は 13 領域、反射体は 7 領域である。

(3) SPERT-III E 炉心試験解析結果

APEXコードによる出力の時間変化と試験結果の比較を図 4.2-2 に示す。ピーク時の出力は、試験結果が 280 ± 42 MW に対し計算結果は 292 MW と測定誤差以内で一致しているとともに、全体の時間変化もおおむね一致している。これから、APEXコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、反応度投入事象を模擬した試験との比較の観点から確認した。

表 4.2-1 SPERT-III E 炉心の設計仕様

コンポーネント	仕様
圧力容器及び一次系	
圧力容器タイプ	全溶接多層圧力容器
圧力容器材質	304Lステンレス鋼
圧力容器サイズ	内径1.3m, 高さ7.24m
設計圧力	16.8MPa
設計温度	955K
流量特性	1260kg/sで炉心内を上昇
熱除去性能	1/2時間で最大60MW
炉心	
形状	ほぼ円筒状, 直径0.66m
燃料集合体の数及びタイプ	25ロッド集合体48体及び16ロッド集合体12体
減速材 - 反射材	軽水
減速材に対する非減速材の比	1.03
燃料	
タイプ	UO ₂ ペレット
燃料棒長さ	1.04m
有効長	973mm
ピッチ	正方格子, 14.9mm
燃料棒外径	11.8mm
被覆管肉厚	0.5mm
濃縮度	4.8%
UO ₂ 密度	10.5g/cm ³
各燃料棒のUO ₂ 質量	913.5g
各燃料棒の ²³⁸ U質量	766.4g
各燃料棒の ²³⁵ U質量	38.5g
被覆管	348ステンレス鋼
シムコントロールバンドル	
数	計8本, 各象限で2本
構成	燃料フォロワー及び1.35wt%のB-10を含む18-8ステンレス鋼
ポイズン部の寸法	1辺63.4mmの正方形, 高さ1.17m
燃料フォロワーの寸法	1辺63.4mmの正方形, 高さ1.16m
トランジェントロッド	
タイプ	十字型
構成	上部: 18-8ステンレス鋼, ポイズン部: 1.35wt% B-10ステンレス鋼
長さ	ポイズン部: 970mm

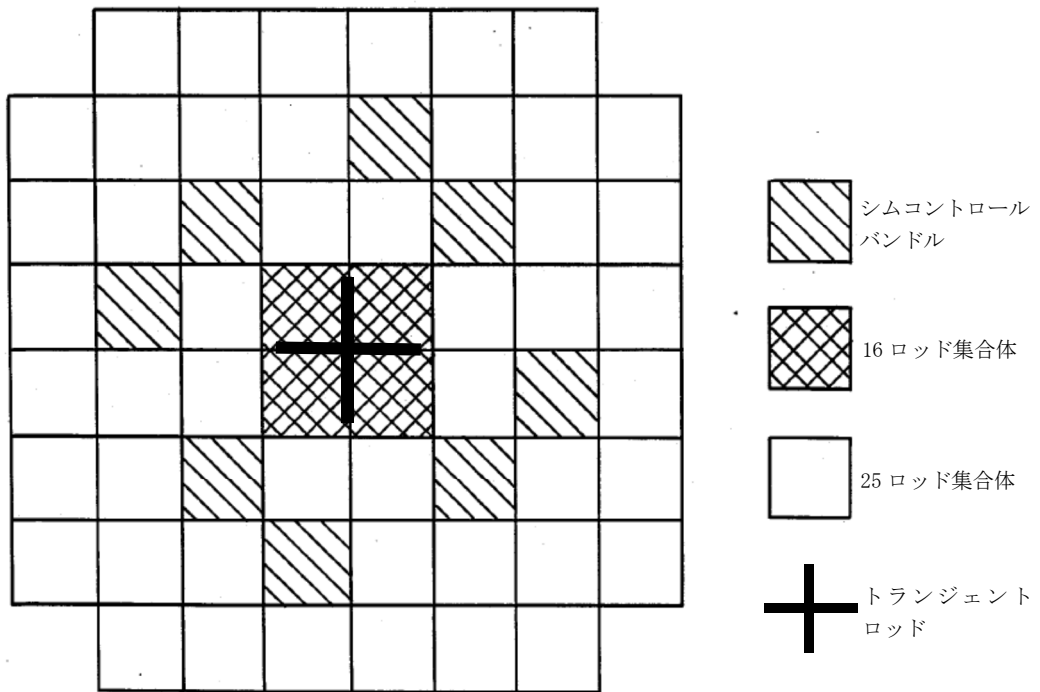


図 4.2-1 SPERT-III 炉心 燃料集合体及び制御棒配置図⁽³⁾

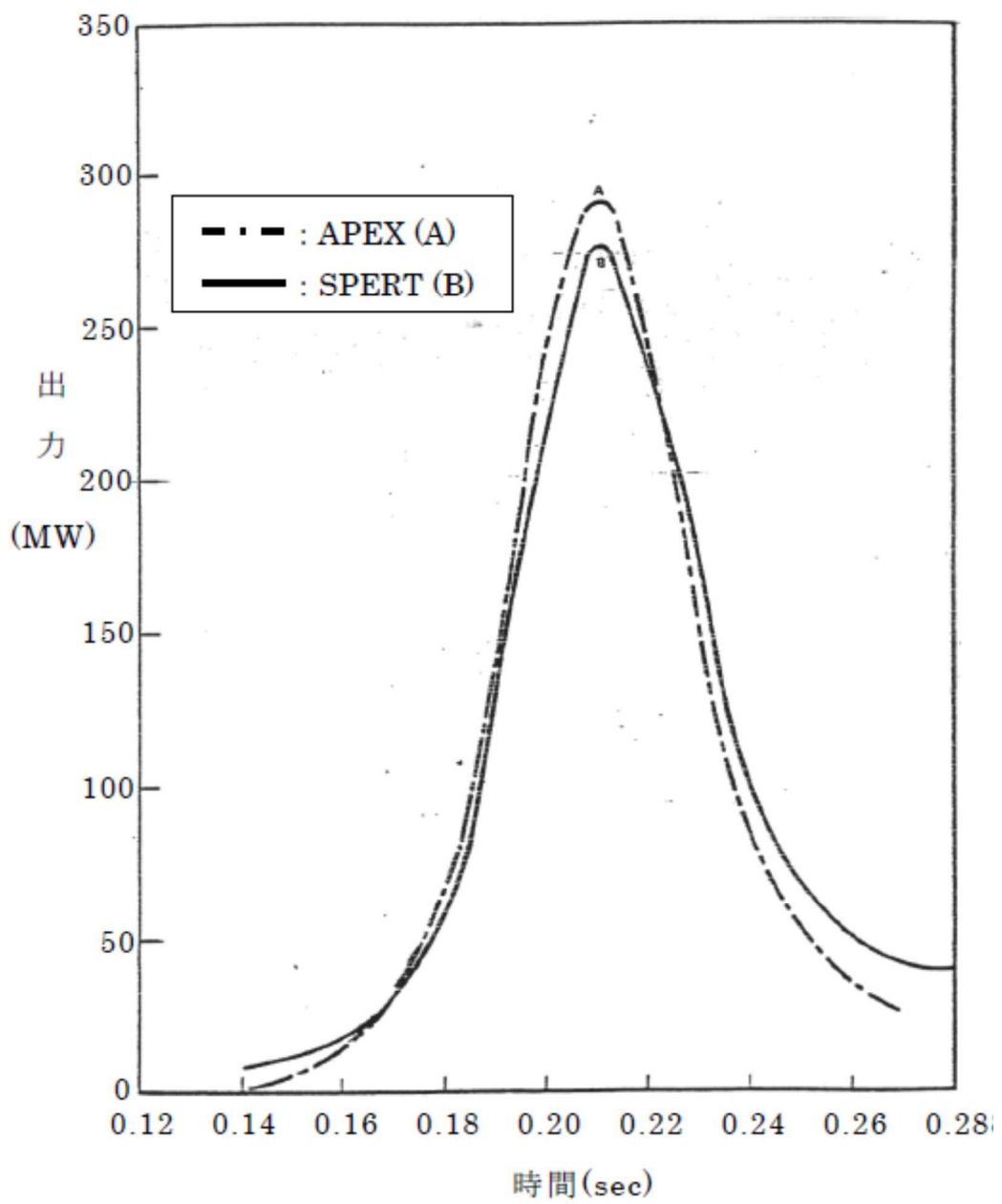


図 4.2-2 SPERT-III E 炉心実験 (低温零出力) と A P E X コードによる
出力の時間変化の比⁽³⁾

4.3 実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較⁽⁶⁾

ドップラ反応度効果の妥当性確認として、4.2 節で示した SPERT-III E 炉心実験との比較に加えて、ドップラ反応度効果を計算する際に使用される核定数としてのドップラ反応度係数について、実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較を行い、妥当性を確認した。

ドップラ反応度効果は、主に ^{238}U による中性子の共鳴吸収によって起こる現象であり、ウラン燃料を装荷した炉心でも MOX 燃料を装荷した炉心でも核種全体の約 8 割を占めている。ドップラ反応度を評価する際に使用されるドップラ反応度係数は、 ^{238}U 実効共鳴積分 (I^{238}) の温度依存性によるものである。 ^{238}U に対して、実効共鳴積分及びその温度依存係数 (β) について Hellstrand らによってウラン酸化物棒での実験が行われており、実効共鳴積分の温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式がまとめられている⁽⁴⁾。この実験は、図 4.3-1 に示すように、寸法を変えた照射サンプル (^{238}U) を加熱容器に入れた上で重水炉にて照射した後、その放射化量を測定することによって行われている。

$$I^{238}(T) = (I^{238}(T_0) - \delta) \{1 + \beta(\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\} + \delta$$

$$I^{238}(T_0) = \left(4.15 + 26.6 \sqrt{\frac{S_F}{M_F}} \right) + \delta$$

$$\beta = 10^{-2} \left(0.58 + 0.5 \cdot \frac{S_F}{M_F} \right)$$

記号は以下のとおりである。

$I^{238}(T)$: ^{238}U の実効共鳴積分 (barn)

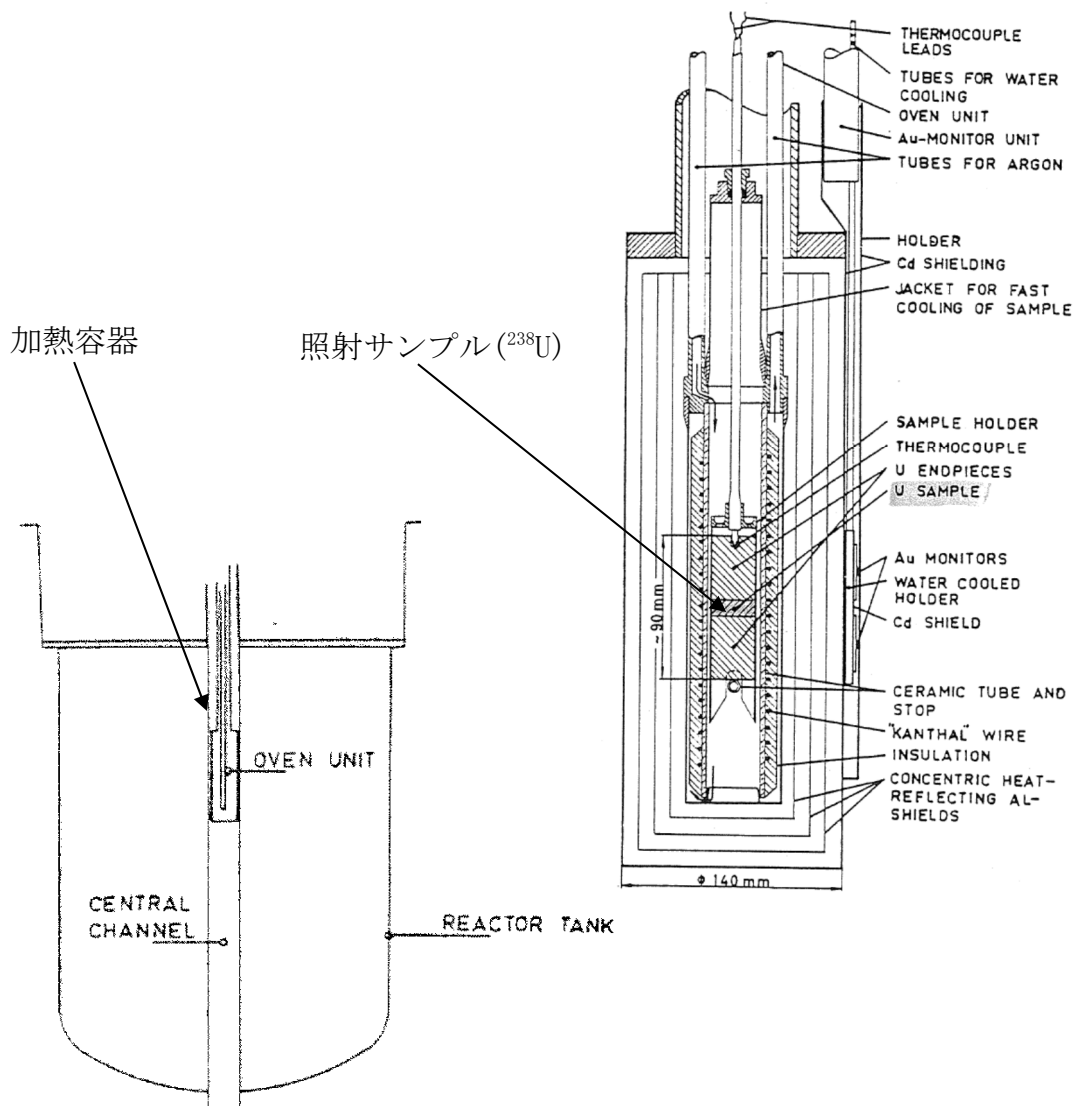
T : 燃料温度 (K)

T_0	:	基準燃料温度(K), ここでは $T_0 = 293(K)$
δ	:	共鳴積分の内の $1/v$ 吸収の寄与(1.2 (barn))
S_F	:	格子効果を考慮した燃料表面積(cm^2)
M_F	:	燃料質量(g)
β	:	温度依存係数

この Hellstrand の実験式とドップラ反応度係数を算出する単位燃料集合体核計算コードの計算値と比較することにより、核定数としてのドップラ反応度係数の妥当性が確認できる。図 4.3-2 に Hellstrand の式の実効共鳴積分の温度依存性と単位燃料集合体核計算コードによる実効共鳴積分の温度依存性の比較を示す。ドップラ反応度係数は、 ^{238}U 実効共鳴積分 $I^{238}(T)$ の燃料温度に対する微分係数に比例する。前記の式から、この微分係数は、基準温度の実効共鳴積分 $I^{238}(T_0)$ ($1/v$ 吸収の寄与を除く) と、温度依存係数 β により $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ として表すことができる。

双方の $I^{238}(T_0) \times \beta / (2\sqrt{T})$ は Hellstrand の実験式の誤差 (7~9%) の範囲内で一致している⁽⁶⁾。このことから、ドップラ反応度フィードバック効果の不確かさは7~9%程度であると推定できる。

これから、APEXコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としてのドップラ係数の観点から確認した。



照射用原子炉 (重水炉)

加熱容器詳細図

図 4.3-1 Hellstrand の実験体系⁽⁴⁾



図 4.3-2 ^{238}U の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較⁽⁶⁾

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

4.4 MISTRAL 臨界試験との比較⁽⁵⁾

MISTRAL 臨界試験は、フランス原子力庁カダラッシュ研究所の臨界試験装置 EOLE 炉で行われた MOX 燃料及びウラン燃料装荷炉心に関する炉物理試験である。

MISTRAL 臨界試験における、ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.4-1 に、炉心構成を図 4.4-1 に示す。ウラン燃料棒の ^{235}U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%（一部約 8.7wt%），母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では、図に示すとおり、各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

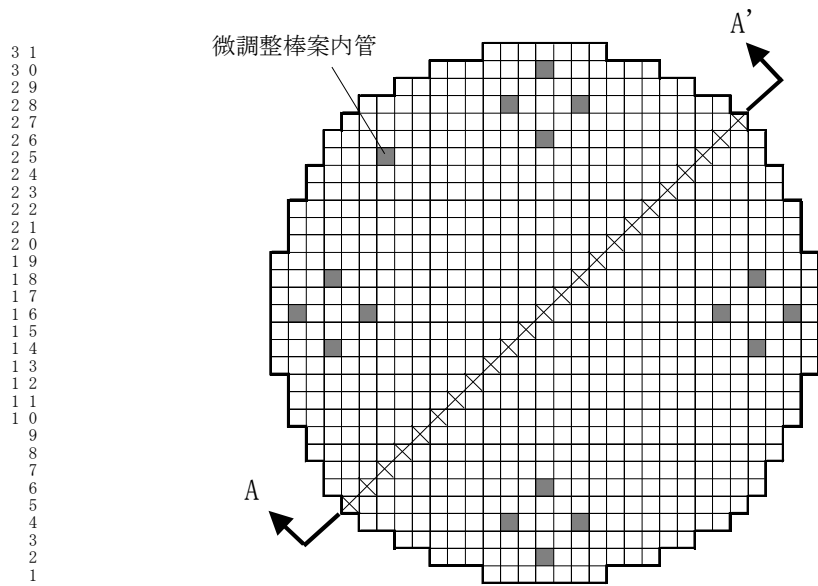
ウラン燃料体系（炉心 1）及び MOX 燃料体系（炉心 2）における実効遅発中性子割合の測定値と単位燃料集合体核計算コードによる解析値の比較を図 4.4-2 に示す。ウラン燃料体系、MOX 燃料体系ともに解析値の測定値に対する誤差は約 4%程度⁽⁶⁾である。

これから、APEXコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を、核定数としての実効遅発中性子割合の観点から確認した。

表 4. 4-1 MISTRAL 臨界試験解析ケース一覧⁽⁵⁾

体系	基準炉心試験						
	燃料種類	²³⁵ U 濃縮度 (wt%)	Pu 含有率 (wt%)	H/HM*	格子ピッチ (cm)	燃料棒配列	減速材温度 (°C)
ウラン 燃料体系 (炉心 1)	ウラン	約 3.7	—	5.1	1.32	図 4.4-1(1)	常温
MOX 燃料体系 (炉心 2)	MOX	劣化ウラン (約 0.2)	約 7.0 (一部約 8.7)	5.2	1.32	図 4.4-1(2)	常温

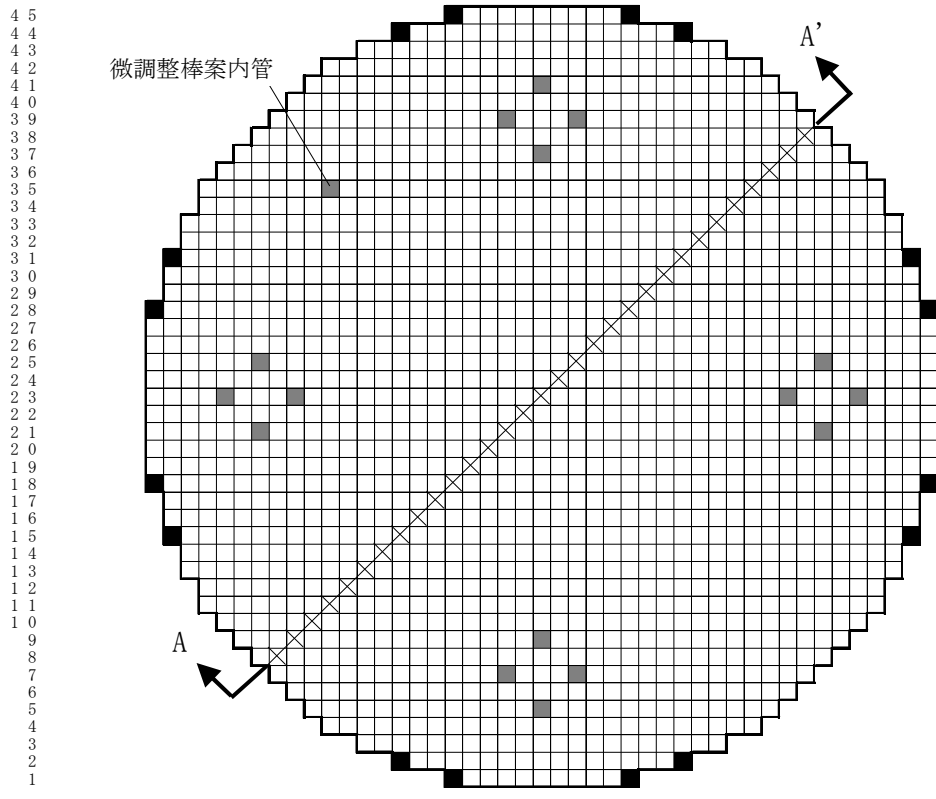
* : 水素対重金属原子数比



1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1

- 燃料棒 □ UO_2 3.7wt%
- 安全棒案内管 : 16
- 微調整棒案内管 : 1
- : 安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × : 出力分布測定位置

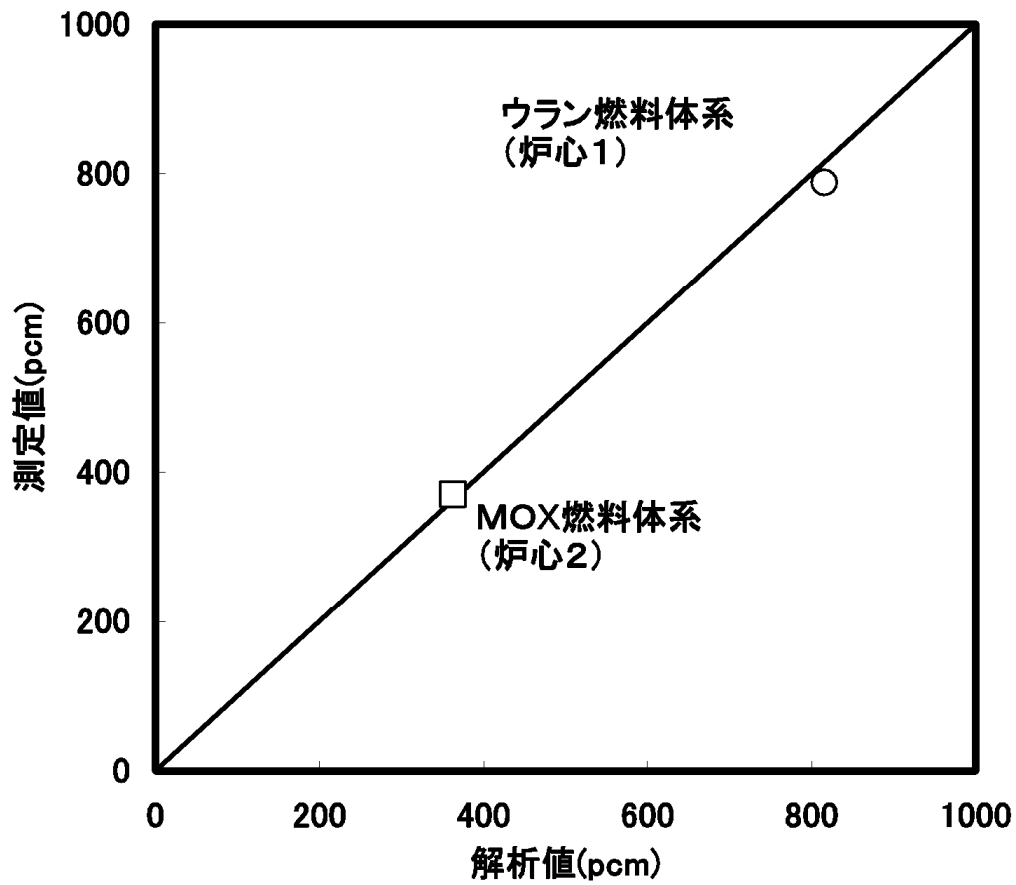
図 4. 4-1(1) MISTRAL 臨界試験におけるウラン燃料体系(炉心 1)の炉心構成⁽⁵⁾



1 1 1 1 1 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 2 2 2 3 3 3 3 3 3 3 3 4 4 4 4 4 4
 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 0 1 2 3 4 5

- 燃料棒 □ MOX7.0wt%
- MOX8.7wt%
- 安全棒案内管 : 16
- 微調整棒案内管 : 1
- :安全棒案内管及び微調整棒案内管
- × :出力分布測定位置

図 4. 4-1(2) MISTRAL 臨界試験における MOX 燃料体系(炉心 2)の炉心構成⁽⁵⁾



注： pcm：反応度(1pcm = $10^{-5}\Delta k/k$)

図 4. 4-2 MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較⁽⁶⁾

4.5 BWR実機での制御棒価値測定試験との比較⁽⁷⁾

動特性解析においては、制御棒引き抜きによる反応度及びスクラムによる反応度はあらかじめ三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求められた反応度特性を外部入力としている。よって、制御棒反応度効果の妥当性確認は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの制御棒引き抜き前後の炉心状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認することにより可能である。

BWRでは、実機の起動試験や炉物理試験において、制御棒反応度価値測定試験を実施している。ここでは、TGBLA Ver. 3-LOGOS Ver. 5コードについて、制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を行うことで、制御棒反応度効果の妥当性確認を行った結果を示す。

表 4.5-1 に代表的な 110 万 kWe 級 BWR 5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-1 に試験時の制御棒パターンを示す。これらのデータは、「原子炉安全基準専門部会高燃焼度燃料反応度投入事象検討小委員会(平成9年3月)」で報告されたもので、制御棒パターンは起動途中のパターンで、試験開始時は 40 本程度の制御棒が炉心全体に平均的に引き抜かれている。

また、表 4.5-2 に、代表的な 80 万 kWe 級 BWR 4 での炉物理試験における制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し、図 4.5-2 に試験時の制御棒パターンを示す。ここでは、本事故シーケンスの制御棒パターンにより近い、炉心の一部領域で制御棒が局所的に引き抜かれている 4 ケースを妥当性確認対象として選定した。なお、ケース 3 とケース 4 は炉心に MOX 燃料が装荷されている場合で、ケース 3 は測定対象制御棒周囲に 1 体の MOX 燃料が装荷されている。

起動試験では、新燃料のみが炉心に装荷され、多数の制御棒が引き

抜かれているのに対して、炉物理試験では、新燃料及び燃焼後燃料が装荷され、また、制御棒の引き抜きパターンが局所的な領域に偏っており、外周制御棒の制御棒価値が測定できている。

表 4.5-1 及び表 4.5-2 から、制御棒価値計算の偏差は最大でも絶対値で $0.04\% \Delta k$ 、相対値では約 9 % 程度となっている。

表 4.5-1 110 万 kWe 級 BWR 5 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較⁽⁷⁾

(単位 : % Δk)

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1	0.24	0.25	-0.01	-4.0
ケース 2	0.19	0.18	0.01	5.6
ケース 3	0.49	0.45	0.04	8.9

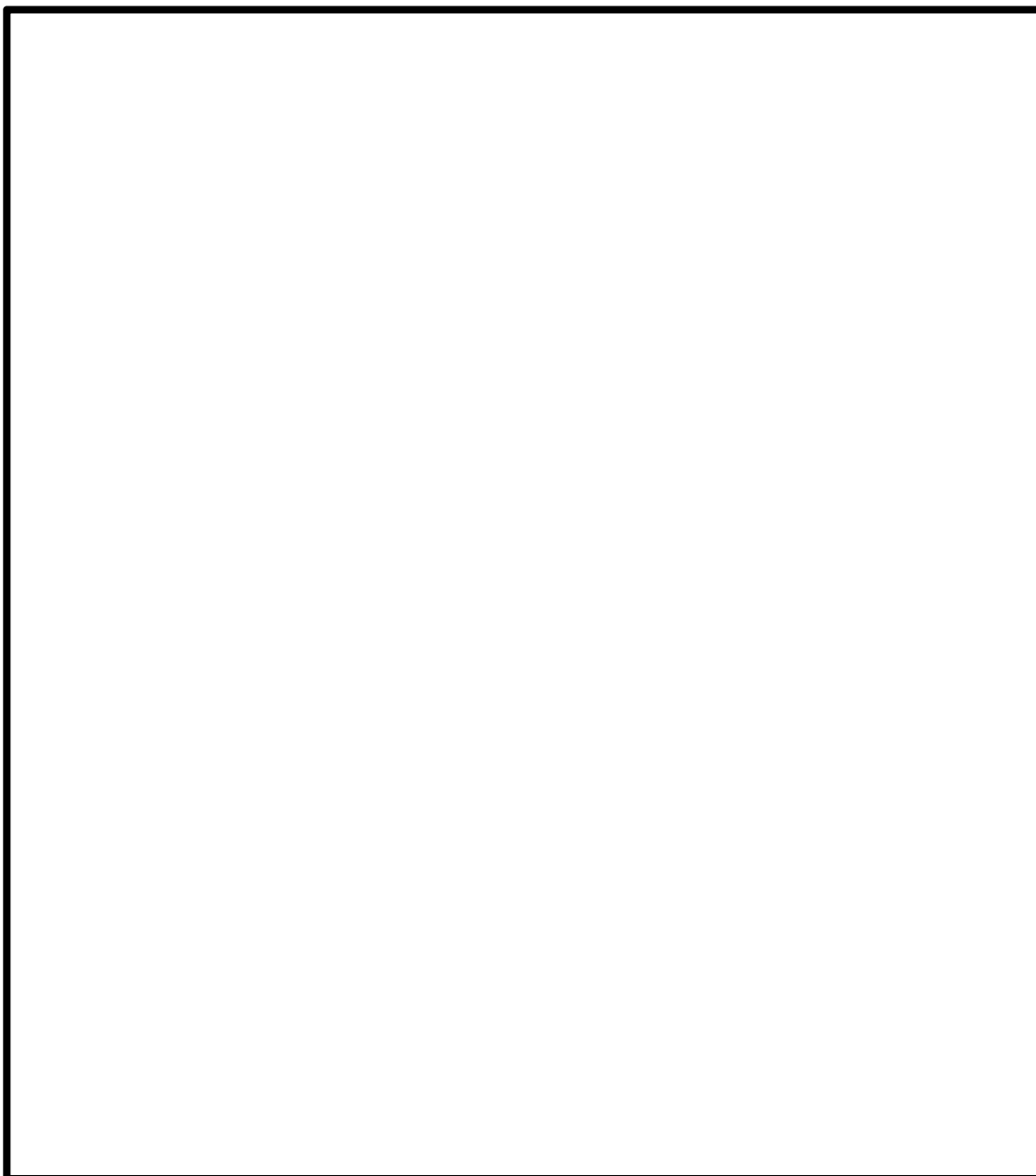


図 4.5-1 起動試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

表 4.5-2 80 万 kWe 級 BWR 4 での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較
(単位 : % $\Delta k/kk'$)

	解析値	実測値	偏差 (解析－実測)	相対偏差(%) (偏差／実測値)
ケース 1				
ケース 2				
ケース 3 (MOX 有)				
ケース 4 (MOX 無)				



図 4.5-2 炉物理試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

4.6 実機解析への適用性

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」の重要現象に対して実施したAPEX-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述べる。

制御棒の反応度効果については、実機炉心での測定試験との比較により確認されていることから実機への適用において問題はない。

ドップラ反応度フィードバック効果については、軽水炉を模擬したSPERT-III炉心での試験により確認している。加えて、ドップラ反応度係数を算出する際に使用されるドップラ係数についても Hellstrand によって実施されたBWR燃料と同じウラン酸化物棒での試験による結果と比較していることから、実機の適用において問題はない。

以上から、本章に記載している妥当性確認結果は、BWRプラントへの適用性を有するとともに、実機BWRの「反応度の誤投入」に関する有効性評価解析への適用性を有することを確認した。

5. 有効性評価への適用性

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

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、その不確かさが運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の燃料エンタルピー最大値へ与える影響を表 5.1-1 に示す。

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

(1) 核分裂出力

核分裂出力は、空間領域は誤引抜制御棒を炉心中心とした二次元 (RZ) 解析、時間領域は一点近似の中性子動特性方程式を解くことにより求めている。三次元から二次元 (RZ) への縮約に当たっては三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる炉心内中性子束分布を重み付けとして用い、二次元領域内の三群核定数、動特性パラメータを求めている。ドップラ反応度については時間依存の出力分布変化を取り込んだ上で炉心一点に縮約し、一点近似中性子動特性方程式に使用している。なお、制御棒引き抜きによる投入反応度は、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し、上記の一点近似動特性解析へ入力する。

核分裂出力の不確かさは、事象過程での核分裂出力変化の支配要因である動特性パラメータを含む核定数と同核定数に基づく反応度フィードバック効果（ボイド、ドップラ）、及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれることから、ここでは考慮しない。反応度フィードバック効果のうち、ボイド反応度は、保守側に考慮しないこととしているため、影響があるのはドップラ反応度である。これらを含めたドップラ反応度の不確かさについては、SPERT-III 炉心実験との比較におい

て、APEXは試験値と測定誤差範囲内で同程度となっている。

(2) 出力分布変化

APEXコードでは、制御棒引き抜きに伴う径方向及び軸方向の出力分布の変化を、二次元（RZ）計算により評価している。二次元（RZ）各領域の核定数は、三次元の中性子束分布を重みとした領域平均の縮約値を用いている。

この縮約過程において、径方向出力分布及び軸方向出力分布に基づく不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒価値を厳しく設定し、さらに局所ピーキング係数は炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度0GWd/tでの値）を用いており、このような保守的な解析条件によって、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の燃料エンタルピを評価することから、出力分布変化の不確かさは考慮しない。なお、二次元（RZ）体系の本事故シーケンスへの適用性については、添付資料2で説明する。

(3) 制御棒反応度効果

引抜制御棒反応度及びスクラム反応度による制御棒反応度効果は、図3.4-2に示すように、三次元核熱水力拡散計算コードによる実効増倍率計算により求めているため、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの不確かさに依存する。

制御棒反応度の不確かさについては、起動試験時及び炉物理試験時に行われた制御棒価値の測定結果と解析結果の比較例から、TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5の制御棒価値の不確かさが約9%以下であることが示されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、実効遅発中性子割合の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では、実効遅発中性子割合の不確かさは MISTRAL 臨界試験の比較から、約4%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

(4) 反応度フィードバック

反応度フィードバックのうち、ドップラ係数の不確かさは、単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では、ドップラ係数の不確かさは Hellstrand の試験等との比較から、約7～9%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

また、実効遅発中性子割合の不確かさは(3)にて述べたとおり、約4%と評価されている。これを踏まえて、解析を行う必要がある。

なお、ボイド反応度フィードバック効果については、「3.3 解析モデル」にて説明したとおり、APEXコードでは考慮しないモデルとしている。

(5) 燃料棒内温度変化

「反応度投入事象評価指針」において、燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、「制御棒落下」より事象が緩やかな本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じないと考えられることから、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(6) 燃料棒表面熱伝達

燃料棒表面熱伝達の不確かさは、除熱量の評価に影響を与えるが、「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく、膜沸騰に至ることなく事象は収束する。また、サブクール沸騰に伴う熱伝達係数の向上は考慮せずに、液相エンタルピが飽和状態に達するまでは单相液相状態であるという保守的条件にて熱伝達を計算している。このため、燃料棒表面熱伝達は、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(7) 沸騰遷移

本事故シーケンスにおける事象を通じての表面熱流束は、限界熱流束に対して十分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピ解析結果に影響することはないため、コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

表 5.1-1(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	<ul style="list-style-type: none"> 一点近似動特性モデル(炉出力) 出力分布は二次元拡散モデル 核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約 	考慮しない	ドップラ反応度フィードバック及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれる。
	出力分布変化	<ul style="list-style-type: none"> 二次元 (RZ) 拡散モデル エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮 	考慮しない	解析では制御棒引き抜きに伴う反応度印加曲線を厳しく設定し、さらに局所出力ピーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を考慮した最大値(燃焼度 0 GWd/t での値)を用いるといった保守的なモデルを適用していることから、出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	反応度フィードバック効果	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバック効果は出力分布依存で考慮 熱的現象は断熱、ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない 	<ul style="list-style-type: none"> ドップラ反応度フィードバック効果：7～9% 実効遅発中性子割合：4% 	実験によるとドップラ反応度フィードバックの不確かさは7～9%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。また、臨界試験との比較により、実効遅発中性子割合の不確かさは約4%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。
	制御棒反応度効果	<ul style="list-style-type: none"> 三次元拡散モデル 動特性計算では外部入力 	<ul style="list-style-type: none"> 制御棒反応度：9% 実効遅発中性子割合：4% 	制御棒反応度の不確かさは約9%程度あることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。また、臨界試験との比較により、実効遅発中性子割合の不確かさは約4%と評価されていることから、これを踏まえて解析を行う必要がある。

表 5.1-1(2) 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)	燃料棒内温度 変化	<ul style="list-style-type: none"> ・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 	考慮しない	「反応度投入事象評価指針」において燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は0%と報告されており、類似の事象である本事故シーケンスについても、影響はほとんど生じない。
	燃料棒表面熱 伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・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 	考慮しない	「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく、事象発生後はスクラム反応度印加により速やかに収束するため、除熱量に不確かさがあるとしても、燃料エンタルピの最大値に対する影響はほとんどない。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	考慮しない	事象を通じての表面熱流束は限界熱流束に対して十分小さくなっていることから、沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピの最大値に与える影響はほとんどない。

5.1.2 重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節で示した重要現象の不確かさのうち、ドップラフィードバック効果、制御棒反応度効果については、不確かさにより評価指標である燃料エンタルピの最大値が大きくなる可能性があることから、不確かさが印加反応度時の燃料エンタルピ最大値に与える影響の程度を確認するため、135万kWe級ABWRと110万kWe級BWR5の代表2プラントについて、運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の感度解析を実施した。

感度解析におけるふり幅は以下とする。

- ・ ドップラ反応度 ($\pm 10\%$)
- ・ 引抜制御棒反応度曲線 (1.1倍, 0.9倍)
- ・ スクラム反応度曲線 (1.1倍, 0.9倍)
- ・ β (実効遅発中性子割合) (1.1倍, 0.9倍)

表 5.1.2-1, 表 5.1.2-2 に、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た、感度解析結果を示す。

(1) ABWR

ABWRにおける投入反応度の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-1 に示した。

- ・ ベースケース

投入反応度は0.55ドルである。

- ・ ドップラ効果, スクラム反応度値の感度 (ケース1, 3)

投入反応度は0.55ドルでベースケースからの感度はほとんどなかった。

- ・引抜制御棒反応度価値の感度（ケース 2）

投入反応度は下記となった。

反応度価値+10%で 0.56 ドル

反応度価値-10%で 0.53 ドル

- ・ β （実効遅発中性子割合）の感度（ケース 4）

投入反応度は下記となった。

実効遅発中性子割合+10%で 0.53 ドル

実効遅発中性子割合-10%で 0.56 ドル

以上から，ABWRでは，ドップラ反応度，スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく，また，引抜制御棒反応度価値， β （実効遅発中性子割合）の不確かさの影響はわずかである。

上記にて，重要物理現象の不確かさが投入反応度を与える影響を確認した。

(2) BWR 5

BWR 5における燃料エンタルピー最大値の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-2 に示した。

- ・ベースケース

燃料エンタルピー最大値は 35kJ/kgUO₂（増分：27kJ/kgUO₂）である。

- ・ドップラ効果の感度（ケース 1）

燃料エンタルピー最大値は以下となった。

ドップラ効果+10%で 34kJ/kgUO₂ (増分：26kJ/kgUO₂)

ドップラ効果-10%で 36kJ/kgUO₂ (増分：28kJ/kgUO₂)

- ・引抜制御棒反応度値の感度 (ケース 2)

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度値+10%で 48kJ/kgUO₂ (増分：40kJ/kgUO₂)

反応度値-10%で 25kJ/kgUO₂ (増分：17kJ/kgUO₂)

- ・スクラム反応度値の感度 (ケース 3)

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度値+10%で 33kJ/kgUO₂ (増分：25kJ/kgUO₂)

反応度値-10%で 37kJ/kgUO₂ (増分：29kJ/kgUO₂)

- ・ β (実効遅発中性子割合)の感度 (ケース 4)

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

実効遅発中性子割合+10%で 31kJ/kgUO₂ (増分：23kJ/kgUO₂)

実効遅発中性子割合-10%で 40kJ/kgUO₂ (増分：32kJ/kgUO₂)

以上から、BWR 5では、ドップラ反応度、スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく、また、引抜制御棒反応度値及び β (実効遅発中性子割合)の不確かさの影響はわずかである。

上記にて、重要物理現象の不確かさが燃料エンタルピに与える影響を確認した。

なお、解析条件の不確かさではあるが、事象開始からスクラムまでの制御棒引き抜き量は、事象発生時の初期出力に依存することから、

初期出力をベースケース（定格の 10^{-8} ）の10倍、1/10倍とした感度解析を行った。初期出力のふり幅は、「反応度投入事象評価指針」の「Ⅲ. BWRに関する感度解析」にて評価された条件と同一とした。また、初期燃料温度の不確かさは燃料エンタルピ初期値に影響を与えることから、初期燃料温度（ベースケース：20℃）を制御棒引き抜き操作時に取り得る減速材温度を考慮して60℃とした感度解析を行った。

その結果、ABWRにおける初期出力による投入反応度の感度解析結果では、初期出力10倍で0.55ドル、初期出力1/10倍で0.54ドル、初期燃料温度60℃で0.57ドルとなった。また、BWR5における初期出力による燃料エンタルピ最大値の解析結果では、初期出力10倍で14kJ/kgUO₂（増分：6kJ/kgUO₂）、初期出力1/10倍で74kJ/kgUO₂（増分：66kJ/kgUO₂）、初期燃料温度60℃で46kJ/kgUO₂（増分：31kJ/kgUO₂）となった。

これから、初期出力、初期燃料温度の初期解析条件の不確かさにより、投入反応度、燃料エンタルピへの影響が生じるが、「反応度投入事象評価指針」に示された燃料の許容設計限界値等を超えることはなく、燃料の健全性は維持されることを確認した。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

停止時の制御棒の誤引抜は，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の発生により，自動的にスクラムされ，事象は未臨界となり収束することから，運転員の操作を介しない。

したがって，APEX-SCATコードの不確かさは，運転操作に影響を与えない。

表 5.1.2-1 ABWR代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒 反応度価値	スクラム 反応度価値	β (実効遅発中性 子割合)	投入反応度[ドル]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	0.55
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	0.55
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	0.55
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	0.56
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	0.53
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	0.55
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	0.55
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	0.53
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	0.56

表 5.1.2-2 BWR 5 代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒反応度 値	スクラム 反応度値	β (実効 遅発中性 子割合)	燃料エンタルピー最大値		燃料エンタルピー増分の最大値	
					解析値 [kJ/kgUO ₂]	判断基準 [kJ/kgUO ₂]	解析値 [kJ/kgUO ₂]	判断基準 [kJ/kgUO ₂]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	35	272	27	167
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	34		26	
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	36		28	
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	48		40	
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	25		17	
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	33		25	
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	37		29	
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	31		23	
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	40		32	

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社東芝, TLR-017 改訂3 平成11年2月)
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社日立製作所, HLR-012 訂3 平成11年2月)
- (3) "SPERT Reactivity Tests", NEDO-20315, February 1974.
- (4) "The Temperature Coefficient of the Resonance Integral for Uranium Metal and Oxide", Nucl. Sci. Eng., 8, 497(1960),
E. Hellstrand, et. al.
- (5) MOX 燃料炉物理試験 MISTRAL の解析, 日本原子力学会和文論文誌,
Vol. 2, No. 1 (2003) 380., 石井(他)
- (6) 「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)
- (7) 「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)

添付1 入力項目リスト

入力項目リスト

解析コード	分類	入 力 項 目	
A P E X	初期条件	初期炉心条件(燃料温度, 原子炉出力等)	
	炉心データ	炉心幾何形状	
		制御棒価値	
		スクラム反応度	
	燃料データ	ドップラ反応度係数	
		動特性パラメータ	
		拡散計算用核定数	
		燃料物性データ	
	S C A T	初期条件	初期条件(圧力, 流量等)
		炉心データ	APEX の出力(炉心平均出力変化, 炉心出力分布)
燃料データ		燃料集合体幾何形状	
		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	

添付2 二次元 (RZ) モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 節で示したように、「反応度の誤投入」事象の解析に適用するコードのうち、炉心動特性挙動を解析するAPEXコードでは、二次元 (RZ) モデルを適用しており、4章に示したように、APEXコードの妥当性確認を行っている。本添付においては、二次元 (RZ) モデルの適用性について補足的説明を行う。

2. 二次元 (RZ) モデルの適用の考え方

APEXコードでは、制御棒引き抜き時の炉心動特性挙動について炉心平均出力の過渡変化を一点近似動特性モデルで、また出力の炉心空間分布を二次元 (RZ) モデルにて扱っている。この際の各物理的項目のモデリングに基づいて、以下にその適用性を示す。

- ① 一点近似動特性モデルにおける反応度のうち、制御棒引き抜きに伴う反応度印加、スクラム制御棒挿入に伴う反応度印加については、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによって評価した結果を適用している。
- ② 解析対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにて評価した結果得られるノードごとの核定数(組成及び燃焼度の三次元的空間分布)を、同評価結果により得られる三次元中性子束分布にて加重平均して二次元 (RZ) 領域へ配分する。また、誤引抜制御棒廻りの挙動が正確に評価できるように、別途、同制御棒周りの領域を選択の上で縮約する。

- ③ ②の縮約過程では引抜制御棒位置及びその周辺領域を複数に分けて縮約すること、また、三次元計算の反応率を保存して複数の領域の核定数を作成することで、領域平均の出力分布を評価している。
- ④ ②にて設定された二次元 (RZ) 体系において、エネルギー三群拡散方程式を適用して、中性子空間分布を求める。この中性子空間分布に基づいてノードごとのドップラ反応度を算出し、中性子空間分布とドップラ反応度分布双方の収束計算を実施する。
- ⑤ ①にて求められた反応度変化を外部入力として、一点近似動特性モデルを適用して炉心平均出力の過渡変化を求める。この際に用いている反応度変化のうち、今回の事象で支配的な引抜制御棒反応度、スクラム反応度については、引き抜かれる制御棒の三次元的な位置に依存する影響を考慮している。
- ⑥ 燃料エンタルピーの最大値は、最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力変化を評価することから、局所ピーキング係数も重要となるが、APEXコードでは解析結果における保守性を担保するために、炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度 0GWd/t での値）を固定入力として設定している。
- ⑦ ②及び③の縮約過程では、径方向出力分布及び軸方向出力分布に不確かさが生じるものの、解析では引抜制御棒値を解析結果が厳しくなる側に設定し、さらに⑥により局所ピーキング係数を炉心に

装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値を用いていることから、本事故シーケンスでの燃料エンタルピー評価において二次元 (RZ) モデルは適用性を有している。

添付3 検出器モデル

1. はじめに

本事故シーケンスでは、制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後、中間領域計装（以下「IRM」という。）の中性子束高信号、又は起動領域計装（以下「SRNM」という。）の原子炉周期短信号が発生して原子炉スクラムし、事象が収束する。

ここでは、IRM及びSRNMによるスクラム信号発生をAPEXコードで模擬するモデルについて説明する。

2. IRMモデル

IRMプラントにおいては、制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後、IRMのレンジ1の中性子束高スクラム設定点（フルスケールの120/125）でスクラム信号が発生するとしている。また、IRM応答はA系とB系の2系統に配分され、A系とB系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

今回の有効性評価では、IRMのレンジ1下限（フルスケールの5/125）に対応する熱中性子束は、と設定した。定格出力時の炉心平均熱中性子束は約 $3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$ （9×9燃料（A型）の代表的な値）であることから、IRMのレンジ1下限（フルスケールの5/125）に対応する出力は以下と設定した。

① IRMのレンジ1下限（フルスケールの5/125）に対応する熱中性子

束設定値：

② 定格出力時の炉心平均熱中性子束（9×9燃料（A型）の代表的な値）：

$3.4 \times 10^{13} \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1}(\text{nv})$

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

- ③ I R Mのレンジ1 下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合) :

(定格に対する比)

I R Mは原子炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、I R Mの応答も局所的な影響を受ける。一方、A P E Xコードは一点近似動特性モデルを用いており、I R M応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、I R M応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点でスクラム信号が発生するとしている。

添付図 3.2-1 に、80 万 kWe 級BWR 5 を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における、I R M検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

A系及びB系ともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が1 個バイパスされた条件における、I R M検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値 : 1.0)は、A系で約 0.10, B系で約 0.16 となる。今回の有効性評価では、出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また、I R M検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく、添付図 3.2-2 に示すとおり、低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するI R M検出器位置の熱中性子束比は約 3 である。

以上の検討から、反応度誤投入有効性評価におけるI R Mプラントのスクラム設定点に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

① I R Mのレンジ1 下限(フルスケールの 5 /125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合) : (定格に対する比)

② I R M検出器周囲の出力ピーキング係数 : 0.01

③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数 : 3

④ I R Mのレンジ1 下限に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

(定格に対する比)

⑤ I R Mのレンジ1 中性子束高スクラム設定点に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮) :

④ $\times \frac{120/125}{5/125} =$ (定格に対する比)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。



添付図 3.2-2 格子平均中性子束に対する IRM 位置の熱中性子束比
(9 × 9 燃料(A型), 低温時, 制御棒挿入状態)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3. SRNMモデル

SRNMプラントにおいては、制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後、SRNMの原子炉周期短(中間領域においてペリオド 10 秒)でスクラム信号が発生するとしている。また、BWR 5ではSRNM応答はA系とB系の2系統に区分され、A系とB系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。ABWRではSRNM応答は区分Ⅰ、Ⅱ、Ⅲ、Ⅳの4系統に区分され、4系統のうち2系統でスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

反応度誤投入有効性評価においては、BWR 5ではA系とB系それぞれで誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件を仮定している。また、ABWRでは以下の添付表 3.3-1 に示すSRNM区分、及び、添付表 3.3-2 に示すバイパスグループ区分に従い、各バイパスグループで誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件を仮定している。

添付表 3.3-1 ABWRのSRNM区分

区分	Ⅰ	Ⅱ	Ⅲ	Ⅳ
SRNMチャンネル	A, E, J	B, F	C, G, L	D, H

添付表 3.3-2 ABWRのSRNMバイパスグループ区分

バイパスグループ	A	B	C
SRNMチャンネル	A, B, F, G	C, E, H	D, J, L

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

中間領域下限に対応する熱中性子束は、IRM検出器の動作領域下限と同等の [] と設定し、2.と同様に、中間領域下限に対応する出力(ピーキング1.0の場合)は [] (定格に対する比)と設定した。

また、IRMと同様に、SRNMも原子炉内に局所的に配置されており、本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから、SRNMの応答も局所的な影響を受ける。一方、APEXコードは一点近似動特性モデルを用いており、SRNM応答の局所性を直接には考慮することができないため、炉心平均出力が、SRNM応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点で中間領域に到達するとしている。

添付図 3.3-1 及び添付図 3.3-2 に、110 万 kWe 級 BWR 5 及び ABWR を対象とした反応度誤投入発生時を想定し、炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における、SRNM検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

110 万 kWe 級 BWR 5 において、A系及びB系ともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件における、SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は、A系で約 0.01、B系で約 0.07 となる。

また、ABWRにおいて、各バイパスグループともに、誤引抜制御棒に最も近い検出器が1個バイパスされた条件における、SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数は、4区分のうち先に中間領域に到達する区分Ⅲで約 0.04、区分Ⅳで約 0.01 となる。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

以上から、SRNMプラントを対象とした反応度誤投入有効性評価では出力ピーキング係数を0.01と設定した。

また、IRM検出器と同様、SRNM検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく、添付図3.2-2に示したとおり、低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するSRNM検出器位置の熱中性子束比は約3である。

以上の検討から、反応度誤投入有効性評価におけるSRNMプラントの中間領域下限に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

- ① 中間領域に対応する出力(ピーキング1.0の場合)： (定格に対する比)
- ② SRNM検出器周囲の出力ピーキング係数：0.01
- ③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数：3
- ④ 中間領域に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

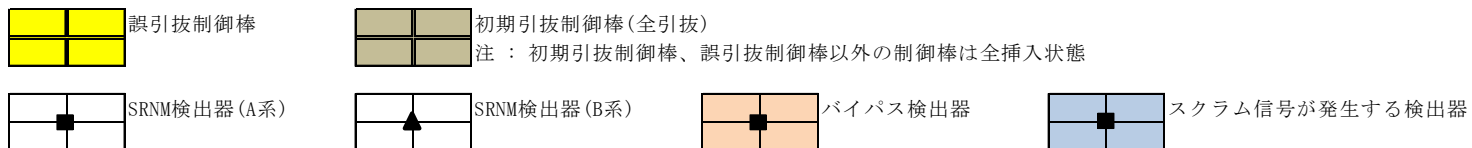
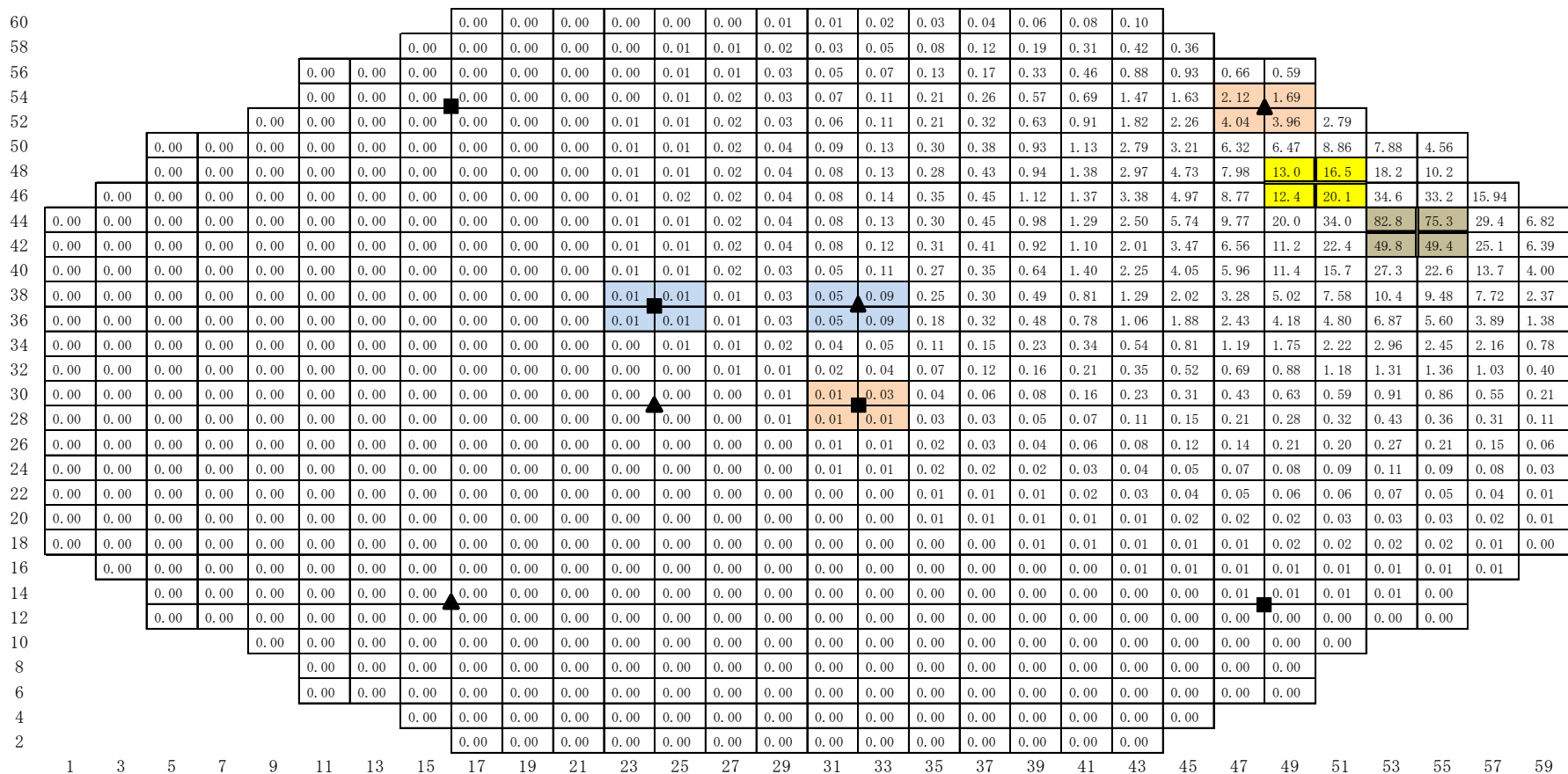
(定格に対する比)

SRNMプラントでは炉心平均出力が中間領域下限(定格の)より大きく、かつ、原子炉周期短(ペリオド10秒)となる時点でスクラムするとしている。APEXコードでは、SRNM検出器配置の局所性を考慮し、炉心平均出力の増加率にを掛けることで、誤引抜制御棒とSRNMが離れている場合の空間的效果を考慮している。

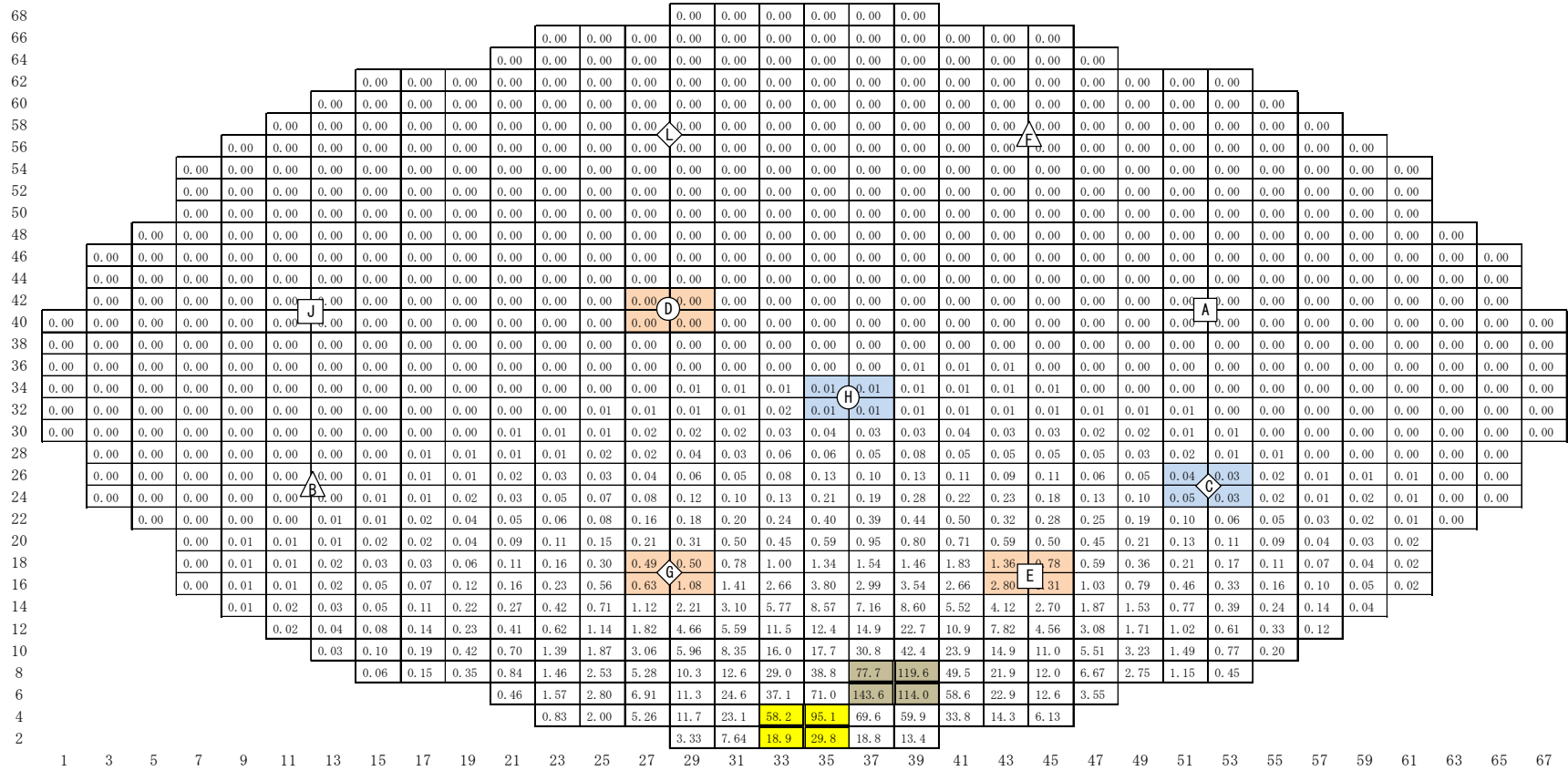
添付図3.3-3に、ABWRプラントを対象に、反応度誤投入発生時のSRNM検出器応答の増加率を三次元動特性解析コードTRACGで

評価した結果を示す。過渡事象を通じた炉心平均出力の増加率に□を掛けた値は、各SRNM検出器位置の中性子束増加率より小さくなっており、炉心平均出力の増加率に□を掛けるAPEXコードの解析方法はスクラム時刻を保守側に評価している。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 3. 3-1 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における S R N M検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(110 万 kWe 級 B W R 5)

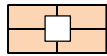


誤引抜制御棒

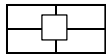


初期引抜制御棒(全引抜)

注：初期引抜制御棒、誤引抜制御棒以外の制御棒は全挿入状態



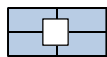
バイパス検出器



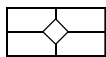
区分Ⅰに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



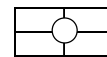
区分Ⅱに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



スクラム信号が発生する検出器

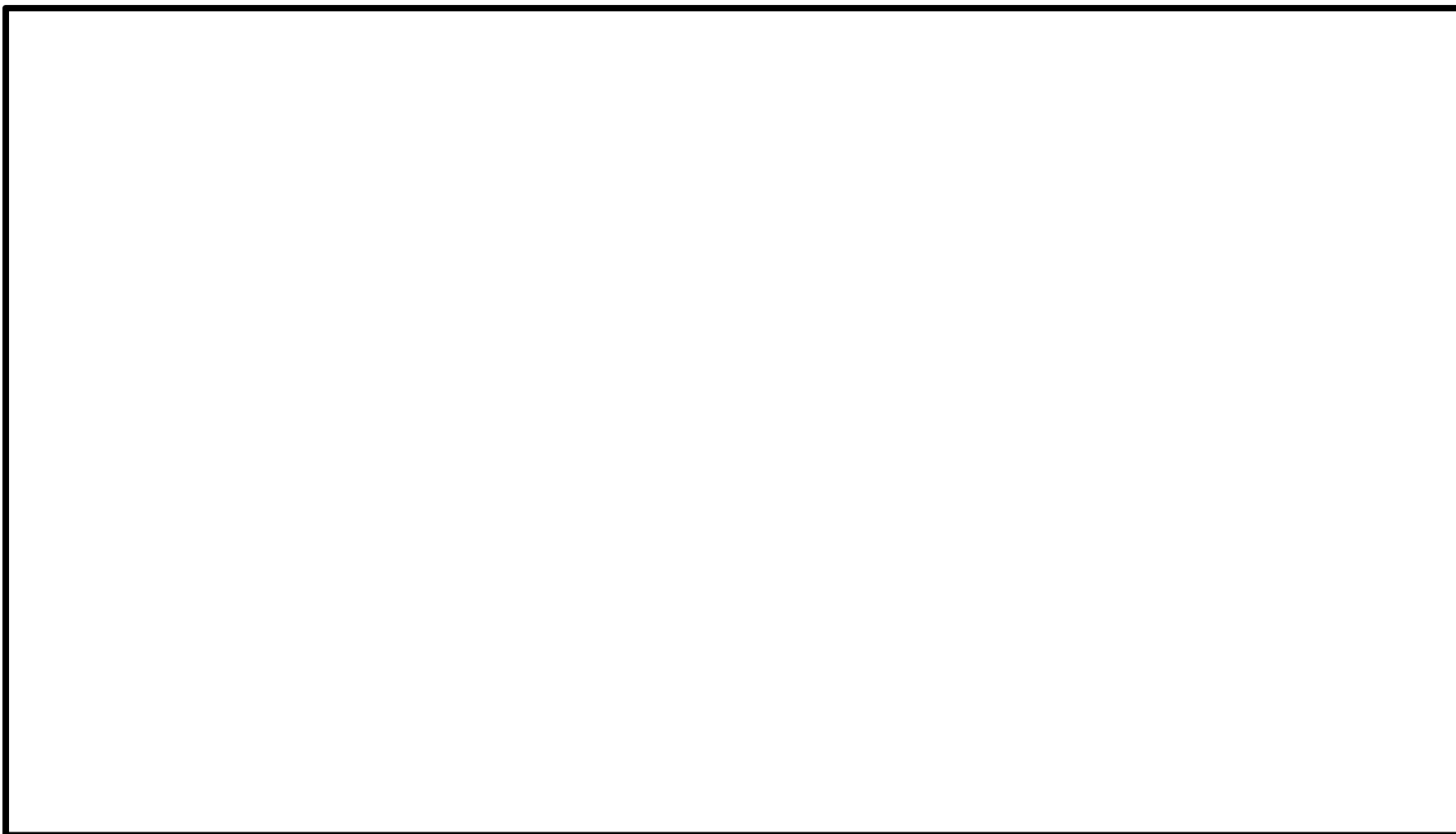


区分Ⅲに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)



区分Ⅳに属するSRNM検出器
(記号内の文字はチャンネル番号)

添付図 3.3-2 反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態におけるSRNM検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(A BWR)



添付図 3.3-3 反応度誤投入発生時のSRNM応答(ABWR)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

添付4 二次元 (RZ) 体系への縮約に伴う不確かさの影響評価

1. はじめに

3.3.1 節にて説明した、APEXコードによる炉心動特性解析において、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで求めた炉心を二次元 (RZ) 体系に縮約する操作に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を、縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コードTRACGを用いて影響評価を実施した。

2. 評価条件

80 万 kWe 級BWR 5を対象に、TRACGコードを用いて以下の3炉心における反応度誤投入解析を実施し、燃料エンタルピへの影響を評価した。その他の主要な解析条件は、申請解析と同等とした。

ベース : 反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心

感度解析 1 : ベース炉心を基に、誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで、APEXコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬した炉心

感度解析 2 : 感度解析 1 を基に、APEXコードの二次元 (RZ) 体系への縮約操作を模擬した炉心

添付図 4.2-1 及び添付図 4.2-2 に、ベース炉心及び感度解析用炉心の燃料集合体燃焼度分布を示す。感度解析 1 用炉心は、ベース炉心から、誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで、APEXコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させ

る操作を模擬している。また，感度解析 2 用炉心は，感度解析 1 用炉心を基に，添付図 4. 2-3 に示す炉心領域分けに従って，インポートランスを考慮する上で三次元出力分布重みとして，ノード単位で領域ごとの燃焼度及び履歴水密度を平均化することで，APEXコードの二次元（RZ）体系への断面積縮約操作を模擬している。

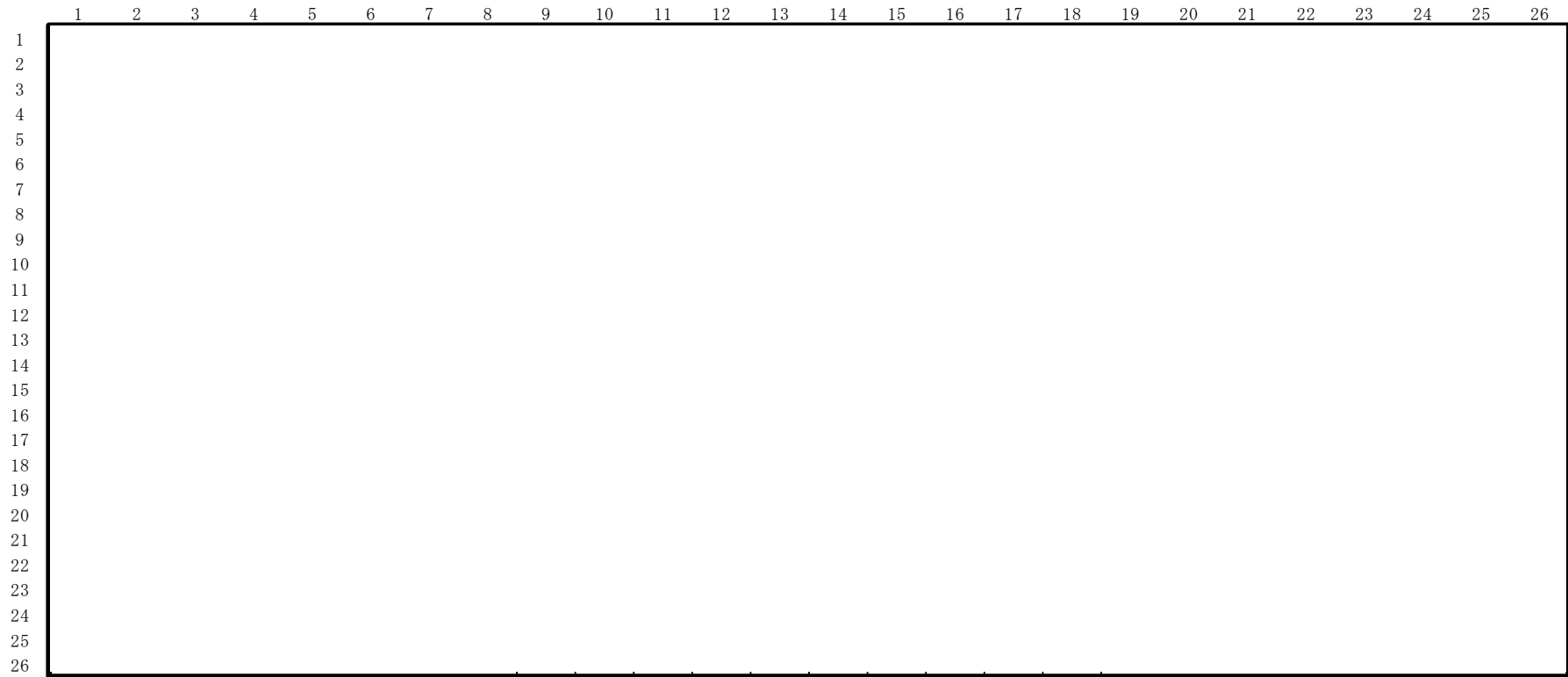
3. 評価結果


添付表 4.3-1 及び添付図 4.3-1 に、反応度誤投入の解析結果を示す。申請解析相当のベース炉心と、APEXコードの二次元（RZ）体系への縮約操作を模擬した感度解析用炉心で、反応度誤投入の過渡変化挙動はほぼ同等であり、燃料エンタルピーへの影響も約 1.0kJ/kgUO₂程度に留まることから、APEXコードの二次元（RZ）体系への縮約操作に伴う不確かさが、判断指標に対する結論に影響を与えるものでないことを確認した。


添付表 4.3-1 解析結果のまとめ

ケース	全反応度の最大値 [%Δk]	全反応度の最大値 [ドル]	実効遅発中性子割合	炉心平均中性子束の最大値 [%定格]	ピーク出力部燃料エンタルピー増分 [kJ/kgUO ₂]	燃料エンタルピーの最大値 [kJ/kgUO ₂]
申請解析*1	0.69	1.13	0.0061	約 12	約 35	約 49
TRACG (ベース)	0.64	1.10	0.0058	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 1)	0.63	1.12	0.0057	約 8	約 33	約 44
TRACG (感度解析 2)	0.63	1.12	0.0056	約 12	約 32	約 45

*1：APEX コードによる当該炉心の申請解析結果に相当する。

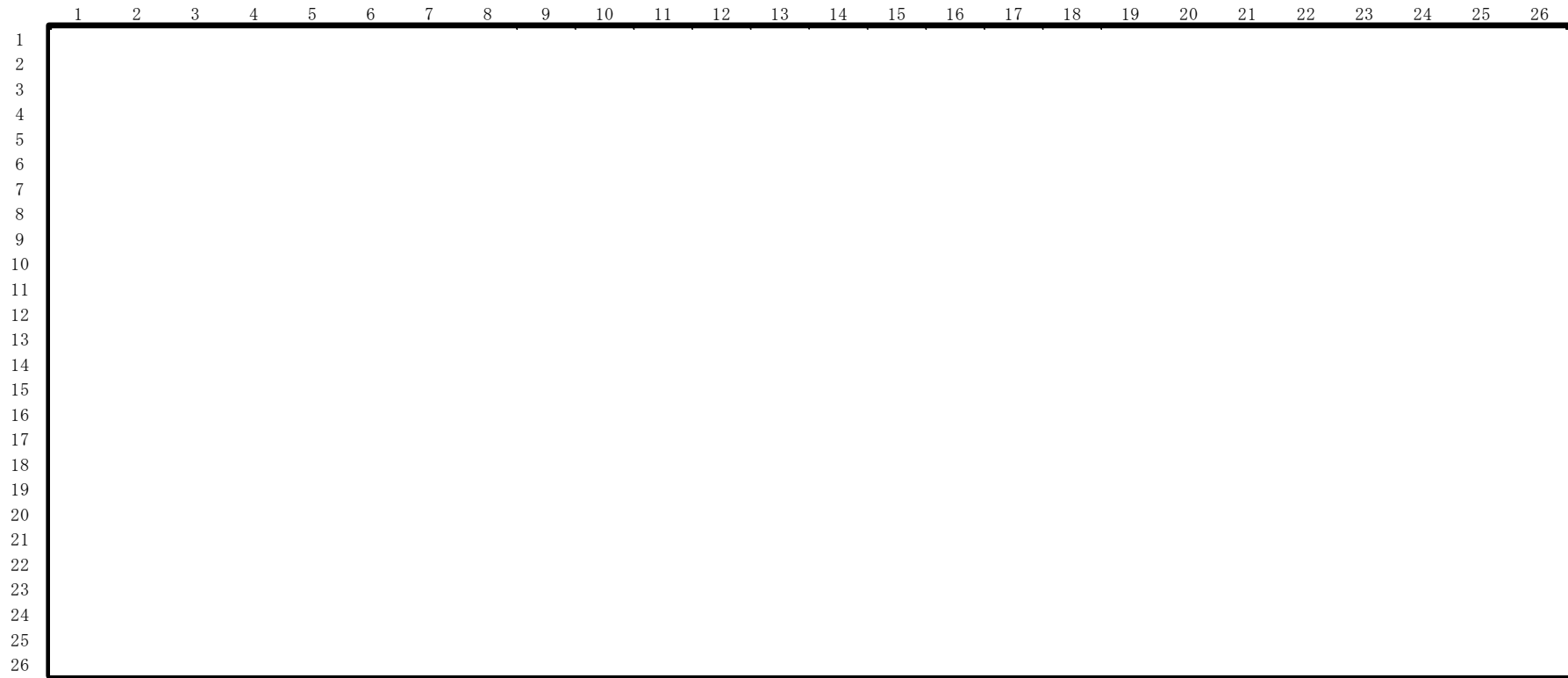


 誤引抜制御棒位置


 移動対象とした燃料集合体 (APEXコードの引抜制御棒周囲の縮約対象燃料集合体に相当)

添付図 4.2-1 ベース炉心(反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心)の燃焼度分布
(単位 : GWd/t)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。



 誤引抜制御棒位置

 移動対象とした燃料集合体 (APEXコードの引抜制御棒周囲の縮約対象燃料集合体に相当)

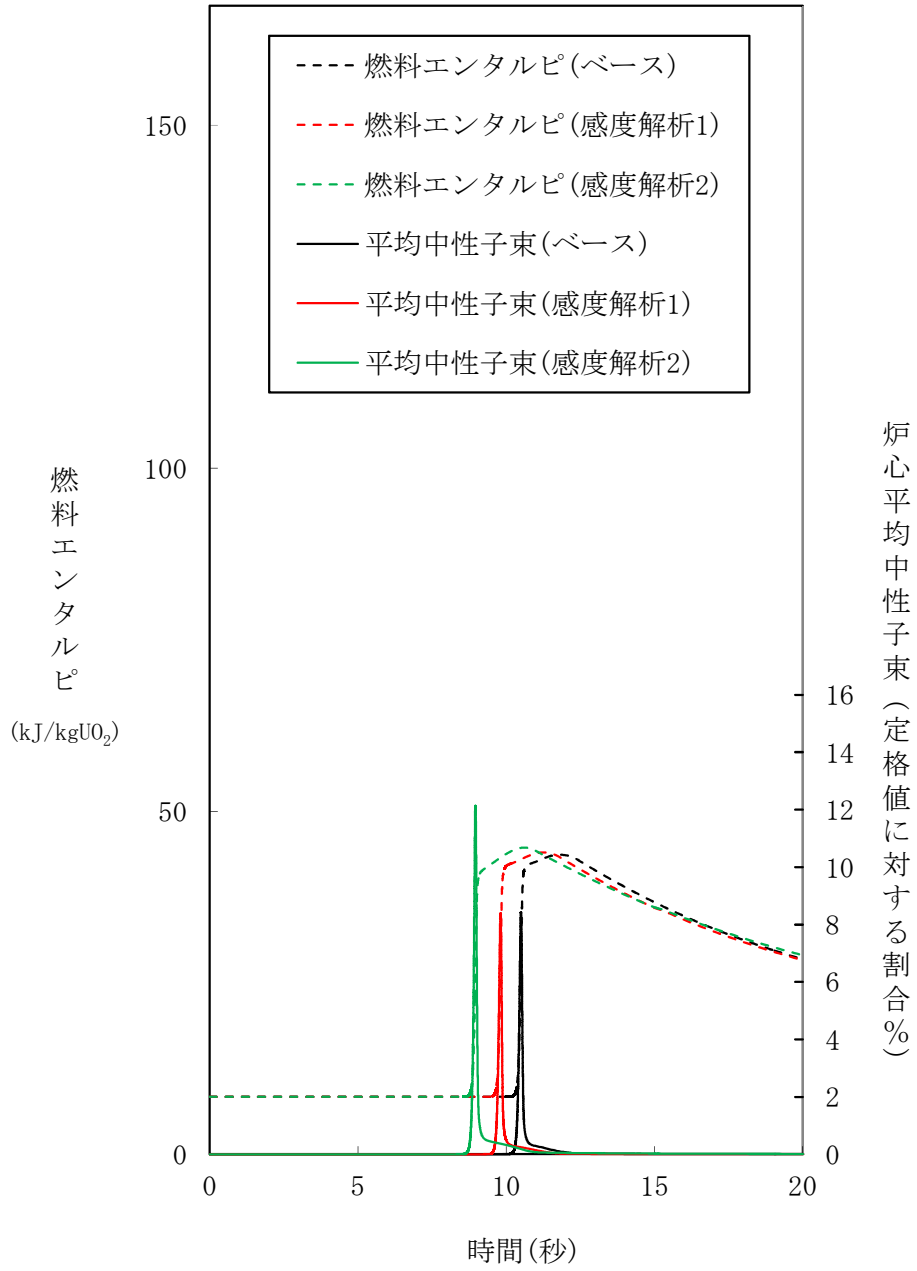
添付図 4.2-2 感度解析 1 用炉心 (ベース炉心を基に、誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させた炉心) の燃焼度分布 (単位 : GWd/t)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
1									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								
2								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
3				9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
4			9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
5		9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9		
6		9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9			
7		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	7	8	9	9			
8	9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
9	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
10	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9
11	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
12	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
13	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
14	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
15	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
16	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
17	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9	9
18	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
19		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9	9
20		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9	9	9
21		9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9	9	9
22		9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9	9	9	9
23			9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9	9	9	9	9
24				9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9	9	9	9	9	9
25					9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9
26						9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9

 誤引抜制御棒位置

添付図 4.2-3 感度解析 2 用炉心の作成において設定した炉心領域分け



添付図 4. 3-1 反応度誤投入における過渡変化

解析コード（TRACG）説明資料
（参考資料）

本資料のうち で示す箇所は商業機密に属しますので公開できません。

目次

1	はじめに	参考 1-4
2	使用実績及び解析モデルについて	参考 1-5
2.1	使用実績	参考 1-6
2.2	解析モデル	参考 1-14
3	解析結果の例示	参考 1-23
3.1	PEACH BOTTOM タービントリップ試験	参考 1-24
3.2	LASALLE 不安定事象	参考 1-32
3.3	福島第二原子力発電所 2 号炉起動試験	参考 1-44
3.4	柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉起動試験	参考 1-51
3.5	S L C 試験	参考 1-58
4	A T W S 解析への適用例	参考 1-63
4.1	A B W R 平衡炉心の M S I V 誤閉止	参考 1-63
添付 1	T R A C G コードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について	参考 1-84

1 はじめに

現行の過渡解析（主蒸気隔離弁の誤閉止等）では、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ることがないが、今回の重大事故等対策の有効性評価のうち原子炉停止機能喪失では、原子炉がスクラムせず、高出力・低流量の状態に至るために中性子束振動が生じる可能性がある。この中性子束振動現象については、REDYコード及びSCATコードでは取り扱うことができないことから、この取り扱いが可能な解析コードとして米国の設計認証申請においても適用例を有するTRACGコードによる解析を参照する（添付1）。

以上を踏まえ、本資料では、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REDYコード（REDY Ver. 1（ATWS用）、REDY Ver. 2）及びSCATコード（SCAT Ver. 3）に対する参考として使用するTRACGコード（TRACG Ver. 5）について

- ・ 使用実績及び解析モデル
- ・ 解析結果の例示
- ・ ATWS解析への適用例

に関してまとめる。

2 使用実績及び解析モデルについて

TRACGは、オリジナルの原子炉過渡解析コード（以下「TRAC」という。）⁽¹⁾のGE Hitachi Nuclear Energy社（以下「GEH」という。）が所有権をもつバージョンである。この解析コードは、単純な運転時の異常な過渡変化（以下「AOO」という。）及び設計基準事故である冷却材喪失事故（以下「LOCA」という。）から過渡時のスクラム失敗事象（以下「ATWS」という。）に至るまでの沸騰水型原子炉（以下「BWR」という。）の過渡変化を解析するための最適評価コードである。この章では、TRACGコードの使用実績及び解析モデルについて記述する。

なお、以降でのTRACGに関する記述は、米国での適用実績については旧バージョンに関するものであるが、それ以外の記述については最新バージョンであるTRACG Ver.5に関するものである。

最新バージョンであるTRACG Ver.5と前バージョンのTRACG Ver.4との相違点は、核動特性モデルがエネルギー修正1群からエネルギー3群解析的多項式ノード法モデルに改良された点であり、熱水力モデルは同じである。

2.1 使用実績

この節ではTRACGコードの開発の経緯、全体のスコープ及び評価性能、米国での適用例について説明する。

2.1.1 背景

TRACは、元々加圧水型原子炉（以下「PWR」という。）の解析のため、ロスアラモス国立研究所(LANL)で開発されたものである。TRACの最初のPWRバージョンは、TRAC-P1A⁽²⁾と呼ばれた。TRACのBWRバージョンの開発は、GEHとアイダホ国立工学研究所(INEEL)の協調的取組みとして1979年に開始された。この取組みの目的は、BWRのLOCAを模擬できるTRACのバージョンを開発することにあった。主な作業として、BWRへの適用のため、TRACの基本モデルの改良及びBWR固有のコンポーネントのためのモデル開発がなされた。GEHでのこの作業には、GEH、原子力規制委員会(以下「NRC」という。)及び電力中央研究所(以下「EPRI」という。)が、リフィル/再冠水及びFISTプログラムの下で共同出資した。作業は、1980年代半ばに頂点に達し、INEEL⁽³⁾でのTRAC-BD1/MOD1の開発、及びGEH^{(4)~(10)}でのTRACB04の開発に結実した。これらはBWRのLOCA解析能力を有するTRACの最初の主要バージョンであった。共同開発したことから、二つのBWR用TRACバージョンの基本構造及びコンポーネントモデルは、実質的に同一であった。この開発期間中、TRACGは、BWRのLOCA及び過渡を模擬した個別効果試験データ、機器性能評価データ及び総合効果試験に対し、広範に妥当性が確認された。妥当性確認の詳細文書は、参考文献(4)、(5)、(10)に含まれる。

1985年に始まったTRACのBWRバージョンの開発に関する次の段階では、過渡及びATWSへの適用を含むようにコードの解析能力を向上させる目的に注力した。この期間中の主な成果は、三次元核動特性モデルの実装、熱水力モデルのための陰解法を用いた数値積分法の開発及びBWR燃料模擬法の改良であった。1990年代を通して進展した開発活動の結果、コードバージョンをTRACGと改名した。この期間中、試験装置及びBWRプラント⁽¹¹⁾のみならず、制御棒落下試験も含めた過渡及び安定性データに対し、TRACGの妥当性が広範に確認された。参考文献(12)に、これらの妥当性確認を包括的に記述した。TRACGは、ESBWR^{(13),(14)}の開発を支援するため実施した広範囲のシステム効果、機器性能評価及び総合効果試験に対し、さらなる妥当性が確認されている。

2.1.2 コード全体のスコープ及び評価性能

TRACGは、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に基づいている。

熱水力挙動を取り扱うためにTRACGで用いる二流体モデルは、TRAC-PF1及びTRAC-BF1⁽¹⁾に使用されている二流体モデルと基本的に同じである。この二流体モデルは、気相及び液相に対し、質量、運動量及びエネルギーの保存式を基礎式として解く。TRACGの基

礎式では、二相間の熱的及び力学的な平衡について、いかなる仮定も含めていない。また、気相は蒸気及び非凝縮性ガスの混合気体から構成することが可能であり、液相には水溶性ほう素を含めてもよい。熱水力モデルは、ベッセルコンポーネントを多次元、その他すべてのコンポーネントを一次元で定式化している。

質量、運動量及びエネルギーの保存式は、気液界面及び壁面におけるせん断応力及び熱伝達に対する構成式からなる付加的なモデルを用いることで閉じることができる。構成式は流動様式に依存しており、コード全体で首尾一貫して使用する単一の流動様式マップに基づいて選定する。

基本的な熱水力モデルに加えて、TRACGでは再循環ポンプ、ジェットポンプ、燃料チャンネル、気水分離器及び蒸気乾燥器のようなBWR機器のための一連のコンポーネントモデルも備えている。TRACGでは、更に、圧力、水位及び再循環流量制御系のような主要なBWR制御系を模擬することのできる制御系モデルを備えている。

三次元核動特性モデルは三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードAETNA^{(15), (17)}と同一のモデルであり、エネルギー3群の時間依存拡散方程式、及び6群の遅発中性子先行核濃度の動特性方程式を解く。制御棒位置及び熱水力モデルから求められた減速材密度、燃料温度、ほう素濃度に基づき反応度フィードバックが求められる。

TRACGの構成はモジュール化手法に基づいている。TRACGの熱水力モデルは、パイプ、ポンプ、弁、T字配管、チャンネル、ジェットポンプ、気水分離器、熱交換器及びベッセルコンポーネントのような一連の基本コンポーネントをモジュールとして含んでいる。これらのコンポーネントを構成要素として使用し組み立てることで解析対象を模擬する。解析に際しては、任意の数のコンポーネントを組み合わせることが可能である。コンポーネントの数、それらの相互関係及び各コンポーネントの詳細は、入力データを通して特定される。TRACGは、このようにして、単純な個別効果試験から完全なBWRプラントまでの広い範囲の設備を模擬できる能力を有している^{(18), (41)}。

TRACGでは、個別効果試験、機器性能データ、総合効果試験及び実規模のBWRプラントデータに対し、広範にその妥当性を確認してきている。個別効果試験に対する基本モデルの妥当性確認、総合効果試験に対する妥当性確認及び実プラントデータに対する妥当性確認の中で実施した代表的な結果を本資料で説明する。この妥当性確認の目的は、TRACGの基本モデルの適用性を実証すること及びモデルの不確かさを定量化することにある。

2.1.3 米国での適用実績

TRACGの旧バージョンであるVer.2及びVer.4について、米国のNRC (Nuclear Regulatory Commission) に承認されたLTR (Licensing Topical Report) をもとにAOO, ATWS, 安定性, LOCAに関する使用実績を説明する。

表2.1-1に米国のNRCに承認されたAOO, ATWS, 安定性, LOCAに関する主なLTRを示す。No.1からNo.5はAOO又はATWSに関するLTRを、No.6からNo.9

は安定性に関するLTRを、No. 10はLOCAに関するLTRを示しており、それぞれにNRCのSER (Safety Evaluation Report : 安全評価報告書) が添付されている。No. 11はTRACGで使用されている解析モデルについて記述されており、No. 12は試験データとの比較によるTRACGの妥当性確認結果について記述されている。No. 11及びNo. 12は、各プラントタイプ、各適用事象に対してTRACGの適用性を示したNo. 1からNo. 10のLTRを審査する時に参照され、その妥当性が評価されている。

2.1.3.1 AOOへの適用実績

AOOについては、No. 1, No. 3, No. 4に解析例が提示されている。No. 1では、代表的なBWR4プラントを対象として、圧力増加過渡事象についてはタービントリップ (バイパス弁不作動)、給水制御系の故障、主蒸気隔離弁の誤閉止を、圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障を、流量増加/減少過渡事象については再循環ポンプトリップ、再循環流量制御系の故障を、サブクール過渡事象については給水加熱喪失を、水位減少過渡事象については給水流量の全喪失を、TRACG Ver. 2を用いて炉心出力、炉心流量、ドーム圧力、圧力容器入口及び出口の流量、CPR (Critical Power Ratio : 限界出力比) の時間変化等について評価した結果を示している。No. 3では、No. 1とは異なるBWR4プラントを対象として、圧力増加過渡事象についてはタービントリップ (バイパス弁不作動)、給水制御系の故障、主蒸気隔離弁の誤閉止を、流量増加/減少過渡事象については再循環流量制御系の故障を、サブクール過渡事象については給水加熱喪失を選択し、TRACG Ver. 4及びVer. 2の結果を炉心出力、炉心流量、給水流量、入口サブクール度、ドーム圧力変化、 Δ CPR/ICPRの時間変化等について比較して示している。TRACG Ver. 4の結果はVer. 2の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No. 4では、ESBWRを対象として、圧力増加過渡事象については負荷遮断 (バイパス弁不作動)、タービントリップ (バイパス弁不作動)、主蒸気隔離弁の誤閉止を、サブクール過渡事象については給水加熱喪失を、水位減少過渡については給水流量の全喪失を、TRACG Ver. 4を用いて炉心出力、炉心流量、ドーム圧力、圧力容器入口及び出口の流量、CPRの時間変化等について評価した結果を示している。

2.1.3.2 ATWSへの適用実績

ATWSについては、No. 2, No. 3, No. 5に解析例が提示されている。No. 2では、代表的なBWRプラントを対象として、圧力増加過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を、圧力減少過渡事象については圧力制御系の故障に対するスクラム失敗を、TRACG Ver. 2を用いて炉心出力、炉心流量、ドーム圧力、圧力容器入口及び出口の流量の時間変化等について評価した結果を示している。No. 3では、BWR4プラントを対象として圧力増加過渡事象である主蒸気隔離弁の誤閉止に対するスクラム失敗を選択し、TRACG Ver. 4及びVer. 2の結果を炉心出力、炉心流量、給水流量、入口サブクール度、ドーム圧力変化、 Δ CPR/ICPRの時間変化等について比較して示している。TRACG Ver. 4の結果は

Ver. 2 の結果に対して保守的な結果を生じるとしている。No. 5 では、E S BWR を対象として、圧力増加過渡事象については主蒸気隔離弁の誤閉止、復水器真空度の喪失 (L C V : Loss of Condenser Vacuum) に対するスクラム失敗を、サブクール過渡事象については給水加熱喪失に対するスクラム失敗を TRACG Ver. 4 を用いて、中性子束、炉心流量、給水流量、蒸気流量、ドーム圧力、ダウンカマの水位、ボロン濃度の時間変化等について評価した結果を示している。また、No. 5 ではタービントリップ (バイパス弁作動) に対するスクラム失敗において、核及び熱水力の相互作用による不安定性から生じる出力振動の時間変化について評価した結果を示している。

2.1.3.3 安定性への適用実績

安定性については、No. 6 から No. 9 に解析例が示されている。No. 6 では、代表的な BWR プラントを対象として、TRACG Ver. 4 を用いた不安定事象を解析し M C P R (Minimum CPR: 最小限界出力比) の時間変化及び S L M C P R (Safety Limit MCPR) に対する裕度を評価している。No. 7 では、炉心サイズの異なる二つの BWR 4 プラント並びに BWR 5 及び BWR 6 プラントを対象として、高出力/低流量における炉心出力の振動を TRACG Ver. 2 を用いて解析し、D I V O M (Delta CPR over Initial MCPR Versus Oscillation Magnitude) の評価を行った結果が示されている。No. 8 では、代表的な BWR を対象として、TRACG Ver. 4 及び Ver. 2 を用いて不安定事象を解析し、チャンネルの出力、流量、及び M C P R の時間変化、D I V O M について両コードの比較結果が示されている。D I V O M の評価において TRACG Ver. 4 の結果は、Ver. 2 の結果に対して本質的に同等であるか、より保守的な結果となるとしている。No. 9 では、E S BWR を対象として、チャンネル安定性、炉心安定性、領域安定性に関する TRACG Ver. 4 の解析結果が示されている。

2.1.3.4 L O C A への適用実績

L O C A については、No. 10 に解析例が示されている。No. 10 では、E S BWR を対象として、E C C S / L O C A、格納容器 / L O C A 及び主蒸気管破断 L O C A に関する TRACG Ver. 4 の解析結果が示されている。

2.1.3.5 審査で参照・評価された L T R

NRC の審査では、上記で説明した各事象評価への T R A C G の適用を申請した No. 1 から No. 10 の L T R の審査に No. 11 及び No. 12 の L T R が参照されて適用範囲に応じた内容が評価されている。No. 11 は T R A C G のモデル解説書の最新版であり、中性子動特性及び熱水力挙動を解析するために必要な基礎方程式、物理モデル又は構成式、機器・コンポーネントモデル、数値解法について記載されている。No. 12 は T R A C G の妥当性確認結果の最新版であり、試験データとの比較により T R A C G モデルの妥当性を示している。表 2.1-2 及び表 2.1-3 に T R A C G の妥当性確認に関する実績を示す。

TRACGの妥当性確認では、下記の主要な妥当性確認カテゴリで構成される系統的な方法に従い、個別効果試験及び機器性能評価試験にて解析モデルの不確かさを評価し、総合効果試験にて解析コードの適用性及び解析モデルの総合的な妥当性が確認されている。また、BWRプラント試験にて、解析コードのBWR実規模体系への適用性が確認されている^{(12), (16)}。

- 個別効果試験

基本モデル及び現象の妥当性確認を特別に指向した十分に制御された試験である。ここに含まれるのは、(1)界面せん断力及びサブクール沸騰モデルを評価するボイド率データ^{(19)~(23)}、(2)熱伝達データ^{(24), (25)}、(3)対向流制限(CCF L)及び臨界流等の流れ制限データ^{(26)~(28)}、(4)壁面摩擦モデルを評価する圧力損失データ^{(29), (30)}、(5)限界出力データ⁽³¹⁾、(6)核動特性モデル化手法を評価する制御棒落下試験データ⁽³²⁾、(7)密度波伝搬等の現象のモデル化手法を評価する熱水力安定性データである。

- 機器性能評価試験

特定のBWR機器の性能を予測するために、TRACGの能力を評価する根拠を提供する試験である。ここに含まれるのは、(1)順流及び逆流に対するジェットポンプデータ、(2)気液分離及び圧力損失に関する気水分離器データ、(3)BWR上部プレナムの緊急炉心冷却注水及びその分布に関するデータ、(4)炉心スプレイ分布データである。

- 総合効果試験

BWRの縮小模擬結果で構成される試験である。これらの試験の主目的は、システム全体の性能及びシステム中の異なる機器間の相互作用を評価することである。これらの試験には、ジェットポンプ付きBWRに対するTLTA^{(34)~(36)}、FIST、SSTF及びROSA試験装置、ジェットポンプなしの外部ポンププラントに対するFIX試験装置、並びにESBWRに対するGIST試験装置で実施されたLOCA模擬試験を含む。

- BWRプラント試験

このカテゴリには、BWRプラントの過渡試験及び安定性試験が含まれる。

表 2.1-1 TRACGコードの米国における使用実績

No.	NRC から承認された LTR (Licensing Topical Report)	適用範囲	解析コード
1	GE Nuclear Energy, "TRACG Application for Anticipated Operational Occurrences (A00) Transient Analyses," NEDO-32906-A, Revision 3, September 2006.	BWR2~6, A00	TRACG Ver.2
2	GE Nuclear Energy, "TRACG Application for Anticipated Transient Without Scram Overpressure Transient Analyses," NEDO-32906 Supplement 1-A, November 2003.	BWR2~6, ATWS	TRACG Ver.2
3	GE Hitachi Nuclear Energy, "Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for TRACG A00 and ATWS Overpressure Transients," NEDO-32906 Supplement 3-A, Revision 1, April 2010.	BWR2~6 , A00 及び ATWS 圧 力増加過渡	TRACG Ver.4
4	GE Hitachi Nuclear Energy, "TRACG Application for ESBWR Transient Analysis," NEDO-33083 Supplement 3-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR , A00	TRACG Ver.4
5	GE Hitachi Nuclear Energy, "TRACG Application for ESBWR Anticipated Transient Without Scram Analyses," NEDO-33083 Supplement 2-A, Revision 2, October 2010.	ESBWR, ATWS	TRACG Ver.4
6	GE Hitachi Nuclear Energy, "DSS-CD TRACG APPLICATION," NEDO-33147-A, Revision 4, August 2013.	BWR3~6, 安定性	TRACG Ver.4
7	GE Nuclear Energy, "Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications," NEDO-32465-A, August 1996.	安定性解決策オ プション I-D, II, IIIを使用す る BWR, 安定性	TRACG Ver.2
8	GE Hitachi Nuclear Energy, "Migration to TRACG04/PANAC11 from TRACG02/PANAC10 for Reactor Stability Detect and Suppress Solutions Licensing Basis Methodology for Reload Applications," NEDO-32465 Supplement 1-A, Revision 1, October 2014.	安定性解決策オ プション I-D, II, IIIを使用す る BWR, 安定性	TRACG Ver.4
9	GE Hitachi Nuclear Energy, "TRACG Application for ESBWR Stability Analysis," NEDO-33083 Supplement 1-A, Revision 2, September 2010.	ESBWR, 安定性	TRACG Ver.4
10	GE Hitachi Nuclear Energy, "TRACG Application for ESBWR," NEDO-33083-A, Revision 1, September 2010.	ESBWR, LOCA	TRACG Ver.4
	上記 LTR の審査で参照・評価された LTR		
11	GE Hitachi Nuclear Energy, "TRACG MODEL DESCRIPTION," NEDO-32176, Revision 4, January 2008.		TRACG Ver.4
12	GE Nuclear Energy, "TRACG Qualification," NEDO-32177, Revision 3, August 2007.		TRACG Ver.4

表 2.1-2 TRACGコードの妥当性確認実績(個別効果試験, 機器性能評価試験)

試験項目		
個別効果試験	ボイド率	Frigo-64 試験
		Christensen サブクールボイド試験
		Wilson 及び Bartolomei 気泡上昇試験
		EBWR 試験
		PSTF レベルスウェル試験
		東芝低圧ボイド試験
		OntarioHydro ボイド試験
		CISE 水密度試験
	熱伝達	THTF 膜沸騰試験
		炉心スプレイ熱伝達(CSHT)
対向流制限	CSHT 試験	
臨界流	Marviken 臨界流試験	
	PSTF 臨界流試験	
	Edwards ブローダウン	
圧力降下	ATLAS での圧力降下試験	
限界出力	流動振動試験	
	加圧事象及び ABWR 再循環ポンプ全台トリップ試験	
自然循環及び安定性	FRIGG 試験	
反応度投入	SPERT III 試験	
機器性能評価試験	ジェットポンプ性能	INEL 1/6 スケールのジェットポンプデータ
		BWR4 実規模 1 本ノズルジェットポンプデータ
		BWR5 実規模 5 本ノズルジェットポンプデータ
	気水分離器	実規模 2 段/ 3 段気水分離器データ
上部プレナム効果	SSTF 試験	
炉心スプレイ分布	SSTF 試験	

表 2.1-3 TRACGコードの妥当性確認実績(総合効果試験, BWRプラント試験)

	試 験 項 目
総合効果試験	TLTA 試験
	FIST 試験
	SSTF 試験
	ROSA-III 試験
	FIX-II 試験
	GIST 試験
BWRプラント試験	PEACH BOTTOM タービントリップ試験
	HATCH 2台ポンプトリップ試験
	HATCH 主蒸気隔離弁の閉止試験
	LASALLE 不安定事象
	LEIBSTADT 安定性試験
	NINE MILE POINT 不安定事象
	PEACH BOTTOM 安定性試験
	NINE MILE POINT ポンプ流量増加試験
	LEIBSTADT 給水流量喪失試験

2.2 解析モデル

この章では、BWRの原子炉内で生じる過渡変化において、過渡時のスクラム失敗事象（ATWS）を対象とした重要な物理現象の評価に必要な基礎方程式及び解析モデルについて説明する。

2.2.1 モジュール構造

TRACGは物理領域を主な単位としたモジュール構造を有し、モジュールを組み合わせることによる柔軟な形状模擬能力を持っている。このために、TRACGには、モジュール化した基本的な熱水力コンポーネント、例えばベッセル、チャンネル、パイプ、T字管及び弁等がある。また、これらのコンポーネントを活用した気水分離器、ジェットポンプ及びポンプ等の原子炉内機器用のコンポーネントも用意されている。これらのコンポーネントは、システム模擬に当たっての構成要素として使用され、互いを組み合わせて接続する。これにより、BWRプラント又は試験体系のように、物理領域の内部で種々の熱流動現象が生起し、領域間の接続を通してそれらが輸送されるシステムを構成する。また、炉心においては、三次元中性子動特性モデルによる解析機能も有しており、BWRプラントの現実的な解析が可能となっている。

一例を図 2.2-1 に示す。この図では、BWR 5の原子炉圧力容器内及びそれに接続される配管をTRACGのコンポーネントで模擬している。コンポーネント群は流路又は熱伝達経路を通して互いに結合することができる。また、TRACGには、複数の制御ブロックから構成されるモジュール化された制御系システムがある。制御ブロックは、互い同士又は熱水力コンポーネントと結合してBWRの水位制御系のような複雑な制御系を構成できる。

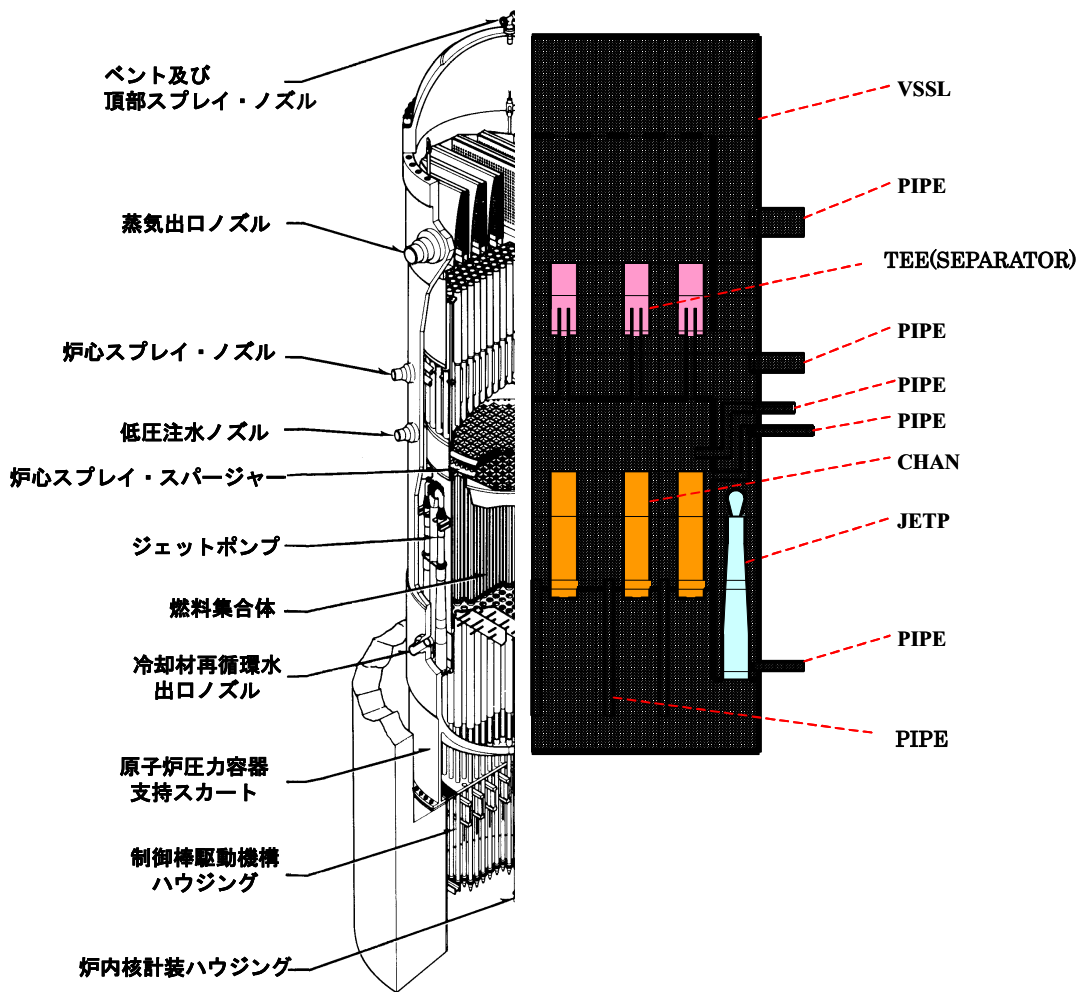


図 2.2-1 TRACGによるBWR 5の模擬

TRACGは次に示すような熱水力コンポーネントを内蔵している。

- PIPE パイプ (PIPE) コンポーネントは、TRACG中で最も簡単なコンポーネントであり、管路中の流れに対する一次元熱水力モデル、及び管路壁における径方向熱伝導モデルを有している。
- PUMP ポンプ (PUMP) コンポーネントは、コンポーネント中のセル境界の一つにポンプモデルが含まれる点を除けば、パイプコンポーネントに類似している。ポンプモデルは、ポンプ速度及び流れに対しポンプが与える揚程を計算する。
- VLVE バルブ (VLVE) コンポーネントは、セル境界の一つの流路面積が弁の開閉を模擬するよう変化できる点を除けば、パイプコンポーネントに類似している。

TEE T字配管 (TEE) コンポーネントは、T字配管又はY字配管を構成するため、互いに連結した二つのパイプコンポーネントからなる。

気水分離器は、T字配管コンポーネントのオプションの一つである。1次分岐部はBWR気水分離器のスタンドパイプ及び胴部を構成する。一方、2次分岐部は液の排水流路を模擬する。気水分離器オプションが選択された場合、当該コンポーネント中の蒸気と液との分離を模擬するための特別なモデルが使用される。

JETP ジェットポンプ (JETP) コンポーネントは、駆動流と吸込み流との相互作用及び混合を模擬するための特別なモデルを含む点を除けば、T字配管コンポーネントに類似している。

CHAN チャンネル (CHAN) コンポーネントは、T字配管コンポーネントに基づき、燃料棒の模擬機能を有する。1次分岐部は加熱チャンネルを模擬し、燃料棒を含む。2次分岐部は、BWR燃料チャンネル下部からの漏えい流路を模擬する。また、オプションの一つとして、内部分岐部で当該チャンネル内のウォータロッドを模擬できる。さらに、燃料棒内径方向熱伝導を解くための一次元モデルを有する。当該チャンネル中の発熱及び熱伝達に関する特別なモデルも有している。

HEAT 熱交換器 (HEAT) は給水加熱器等を対象とする合成コンポーネントであり、その一次系側を構成するT字配管コンポーネントを基本要素とする。2次系側はパイプコンポーネントにより模擬される。熱交換器の1次側と2次側との間の熱伝達を模擬する特別なモデルを有する。熱交換器コンポーネントは、入力データ作成を容易にするために設けたものである。なお、熱交換器は、1次側及び2次側を模擬するよう入力データにより二つのコンポーネントを定義すれば、両者のセル間の熱伝達結合を用いて構成することもできる。

VSSL ベッセル (VSSL) コンポーネントは、TRACGにおける唯一の多次元コンポーネントである。二次元直交座標系、並びに二次元及び三次元の円柱座標系にてノード分割を行うことができる。ベッセルコンポーネント中の多次元流れを取り扱うため、多次元熱水力モデルが使用される。また、構造物を模擬する熱平板をベッセルコンポーネント中の種々の位置に組み込むことができる。例えば、集中定数化熱平板モデルについてはベッセルコンポーネント中のすべてのセル内に、一次元熱平板モデルについては軸方向又は半径方向に隣接するセル間境界面上に設置することができる。

TRACG中のすべてのコンポーネントは、同一の基本モデルを利用する。すなわち、すべての一次元コンポーネントが使用する共通の一次元熱水力モデルがある。多次元熱水力モデルはベッセルコンポーネントのみで使用されるが、このモデルは、一次元に縮約する

と一次元モデルと同一になる。また、すべての一次元コンポーネント中の壁面熱伝達、及びベッセルコンポーネント中の径方向ヒートスラブモデルで、一つの共通な熱伝導モデルを使用する。ベッセルコンポーネント内で軸方向ヒートスラブに対し使用する一次元熱伝導モデルも、離散化方法を除けば同様である。最後になるが、TRACG中には、ただ一組のせん断力及び熱伝達に対する構成式群があり、すべてのコンポーネントでこれを使用している。

2.2.2 基礎方程式とモデルの概要

ここでは、重要現象を評価するために必要となる解析モデルで、特に重要である基礎方程式、物理モデル又は構成式について説明する。

2.2.2.1 流体場の方程式

BWRの原子炉内で生じる過渡変化は、冷却水及び蒸気を流体成分とする二相流の下で生じる現象であるため、気液二相流からなる流体場を解く必要がある。また、AOC及びATWSでは、特に炉心中での重要現象がサブクール状態を含む熱的非平衡及び沸騰系であるため、主に界面せん断力に規定される気液間相対速度が位置によって大きく変化する非均質系を対象とし、さらに過渡変化の時定数に沿って状態が変化して行くため、これに追従できる流体場の方程式が必要とされる。

このような適用対象に対して適合する流体場の方程式には、二流体場に対する保存式が適切であることが知られており、対象とする質量、エネルギー及び運動量に関わる物理量の輸送量を決定するに際し、二相流二流体場の6個の方程式を解くことになる。TRACGは、このような場の保存式に基づいて作成された解析コードである。

TRACGでは、このような定式化により非平衡、非均質な二相流を直接取り扱うことができ、熱的平衡性及び相速度に先験的な仮定を導入しない定式化が可能となる。ただし、BWRの過渡及び事故に適用するに当たって問題とならない範囲で、場の保存式を簡略化する。例えば運動量保存式において、圧力に関し気相及び液相の圧力を等しく置く1圧力モデルを導入し、また、気液間の質量輸送に伴って生じる気液界面力を界面せん断力に対して無視する。さらにエネルギー保存式において、位置エネルギー、及び変動速度の平均化の過程で生じる変動エネルギー項を無視する。

空間次元に関しては、原子炉圧力容器を除くと一次元的な取扱いで十分であり、原子炉圧力容器のみ唯一三次元的な取扱いが必要となる。時間解法については完全陰解法の使用を推奨しているが、数値粘性による解析解の忠実度低下を抑制する観点から、オプションとして半陰解法を用いることもできる。

気相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) = -\nabla \cdot (\alpha\rho_v\vec{v}_v) + \Gamma_g \quad (2.2-1)$$

液相質量保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] = -\nabla \cdot [(1-\alpha)\rho_l\vec{v}_l] - \Gamma_g \quad (2.2-2)$$

気相運動量保存式：

$$\alpha\rho_v \frac{\partial \vec{v}_v}{\partial t} + \alpha\rho_v \vec{v}_v \cdot \nabla \vec{v}_v = -\alpha\nabla P - \vec{F}_{wv} + \alpha\rho_v \vec{g} - \vec{f}_{lv} - \vec{f}_{VM} \quad (2.2-3)$$

液相運動量保存式：

$$(1-\alpha)\rho_l \frac{\partial \vec{v}_l}{\partial t} + (1-\alpha)\rho_l \vec{v}_l \cdot \nabla \vec{v}_l = -(1-\alpha)\nabla P - F_{wl} + (1-\alpha)\rho_l \vec{g} + \vec{f}_{lv} + \vec{f}_{VM} \quad (2.2-4)$$

気相エネルギー保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[\alpha\rho_v \left(e_v + \frac{v_v^2}{2} \right) \right] + P \frac{\partial \alpha}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[\alpha\rho_v \vec{v}_v \left(e_v + \frac{v_v^2}{2} \right) \right] - \nabla \cdot (P\alpha\vec{v}_v) + q_{wv}''' + q_{iv}''' + \Gamma_g h_g \quad (2.2-5)$$

液相エネルギー保存式：

$$\frac{\partial}{\partial t} \left[(1-\alpha)\rho_l \left(e_l + \frac{v_l^2}{2} \right) \right] - P \frac{\partial \alpha}{\partial t} = -\nabla \cdot \left[(1-\alpha)\rho_l \vec{v}_l \left(e_l + \frac{v_l^2}{2} \right) \right] - \nabla \cdot [P(1-\alpha)\vec{v}_l] + q_{wl}''' + q_{il}''' - \Gamma_g h_f \quad (2.2-6)$$

ここで

- α : ボイド率
- ρ_v, ρ_l : 気相密度, 液相密度
- v_v, v_l : 気相速度, 液相速度
- Γ_g : 界面を通じた質量生成率
- P : 圧力
- F_{wv}, F_{wl} : 気相及び液相へ作用する壁面摩擦力の成分
- g : 重力加速度
- f_{lv} : 界面せん断力
- f_{VM} : 仮想質量
- e_v, e_l : 気相の内部エネルギー, 液相の内部エネルギー
- q_{wv}, q_{wl} : 壁面から気相及び液相への熱流量

q_{iv}, q_{il} : 界面から気相及び液相への熱流量
 h_g, h_f : 飽和蒸気の比エンタルピ, 飽和水の比エンタルピ
 t : 時間

2.2.2.2 構造物についての場の方程式

TRACGでは、体系中の燃料棒及び他の構造物に対する場の方程式として、熱伝導方程式を解く。構造物には、一次元コンポーネントに対するパイプコンポーネント壁、並びにベッセルコンポーネントの外壁及びベッセルコンポーネント中の内部熱平板が含まれる。一次元コンポーネントの壁において、内壁からの熱伝達は当該コンポーネント中の流体に向かう。一方、外壁からの熱輸送は、他の任意コンポーネント中の流体に向かうことができる。ベッセルコンポーネント中の内部熱平板は、ベッセル中の一つのセル内部に完全に含まれるか、軸方向又は径方向に位置する二つのセル間でその境界上に配置される。

TRACGは直交座標系及び円柱座標系の一次元熱伝導モデルを用いており、燃料棒、二つのベッセル内径方向リングに接する二つの境界面をもつ2面ヒートスラブ、一次元コンポーネントの壁には円柱座標系を用いている。

直交座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q''' \quad (2.2-7)$$

円柱座標系：

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + q''' \quad (2.2-8)$$

ここで

ρ : 密度
 C_p : 定圧比熱
 T : 温度
 r, z : 径方向位置, 軸方向位置
 k : 熱伝導率
 q''' : 体積熱生成率

2.2.2.3 物理モデル又は構成式

二相流流動様式, サブクール沸騰, 界面せん断力, 界面熱伝達, 界面積濃度, 壁面摩擦, 壁面熱伝達, 臨界流, 局所圧力損失, 限界出力及びリウエットの物理モデル又は構成式については、旧バージョンである TRACG Ver. 4 と同じであるため、ここでの説明は省略する⁽⁴¹⁾。物理モデル又は構成式は、米国において AOO, 安定性, ATWS 等へ適用されており、十分な実績を有している。

2.2.2.4 中性子動特性方程式

TRACGは、中性子エネルギー3群、遅発中性子先行核6群の三次元の時間依存中性子拡散方程式を解く。中性子束及び遅発中性子先行核濃度は、減速材密度、燃料温度、ほう素濃度及び／又は制御棒の変化に応じて、あらゆる (i, j, k) ノードで時間について求められる。ただし、燃焼度及びキセノン濃度分布は、過渡期間中で一定を仮定する。

TRACGで使用する三次元中性子動特性モデルは、三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードAETNA^{(15), (17)}と同一のモデルを組み込んでおり、炉心の過渡解析を目的として時間依存の多群拡散方程式を解く。空間解法には静特性解析と同じ解析的多項式拡散ノード法を用い、時間解法には完全陰解法後退差分スキームを標準解法として周波数変換法とともに用いている。この時間解法は、無条件安定で大きな時間ステップを可能とする。過渡時の拡散方程式を解く際に時間ステップを比較的大きく取れるようにするため、遅発中性子先行核濃度は時間ステップ内で核分裂源が線形的に変化することを仮定して解析的に解かれる。非線形反復におけるノード法結合補正係数の更新ステップを大きくとることで更なる計算時間短縮が実現できる。

三次元時間依存中性子拡散方程式を以下に示す。

$$\begin{aligned} \frac{1}{v_g^i} \frac{\partial}{\partial t} \phi_g^i(x, y, z, t) &= \nabla \cdot D_g^i(x, y, z, t) \nabla \phi_g^i(x, y, z, t) - \Sigma_{rg}^i(x, y, z, t) \phi_g^i(x, y, z, t) \\ &+ \frac{\chi_g^p}{k_{eff}} (1 - \beta^i) \sum_{g'} v \Sigma_{fg'}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) \\ &+ \sum_{g' < g} \Sigma_{sg' \rightarrow g}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) \\ &+ \sum_{m=1}^6 \chi_g^m \lambda_m^i C_m^i(x, y, z, t) + \chi_g^{ext} q_{ext}^i(x, y, z, t) \end{aligned} \quad (2.2-9)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} C_m^i(x, y, z, t) = \frac{\beta_m^i}{k_{eff}} \sum_{g'} v \Sigma_{fg'}^i(x, y, z, t) \phi_{g'}^i(x, y, z, t) - \lambda_m^i C_m^i(x, y, z, t) \quad (2.2-10)$$

ここで

- $D_g^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群拡散係数
- $\Sigma_{rg}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群除去断面積
- $\Sigma_{fg}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群核分裂断面積
- v : 核分裂当たりの発生中性子数
- $\Sigma_{sg' \rightarrow g}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g' 群から g 群への散乱断面積
- $C_m^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 m 群遅発中性子先行核濃度
- $\phi_g^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子束
- $q_{ext}^i(x, y, z, t)$: 時刻 t におけるノード i の第 g 群外部中性子源

- v_g^i : 時刻 t におけるノード i の第 g 群中性子速度
- χ_g^p : 第 g 群即発中性子核分裂スペクトル
- k_{eff} : 初期定常時の実効増倍率
- β_m^i : ノード i の第 m 群遅発中性子生成率 ($\beta^i = \sum_{m=1}^6 \beta_m^i$)
- χ_g^m : 第 m 群遅発中性子核分裂スペクトル
- λ_m^i : ノード i の第 m 群遅発中性子先行核崩壊定数
- χ_g^{ext} : 第 g 群外部中性子源核分裂スペクトル

中性子動特性モデルでは、炉心中の出力分布を直交三次元 (x-y-z) 系で計算するが、その際に燃料温度及び冷却材密度の変化、並びに制御棒移動を考慮する。チャンネル熱水力及び燃料熱伝達に関わるモデルでは、炉心を並行多チャンネルとして模擬し、それぞれのチャンネルが複数の燃料集合体をもつように関係付ける。また、状態量は各チャンネルの各軸方向ノードで解く。チャンネル群の水力的な境界条件は、解析コード中の炉心外モデルにて定める。各コンポーネントは、図 2.2-2 に示したデータを通じて結合される。

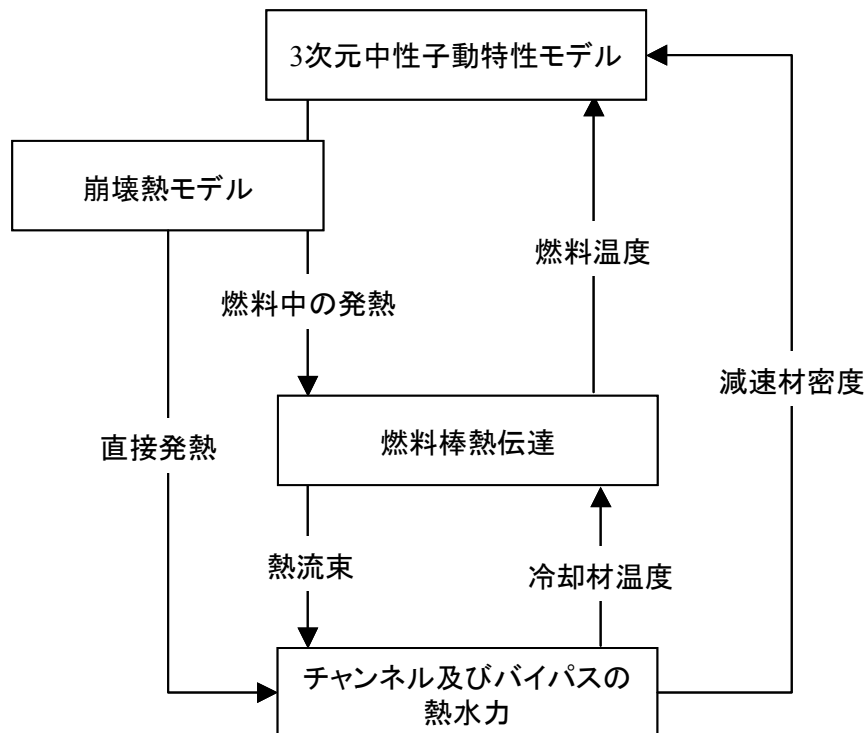


図 2.2-2 TRACG のモデル間でのデータの流れ

中性子動特性モデルにおけるノード分割は、径方向には1燃料集合体当たり1ノード、軸方向には24又は25ノードをとる。しかし、熱水力及び熱伝達に対するチャンネル、つまりTRACG中のチャンネルコンポーネントに対するノード分割は、水平の(x-y)方向で、中性子動特性モデルのそれと比較して粗い。すなわち、熱水力的及び幾何形状的に類似した状態量をグループにまとめ平均化して一つのコンポーネントとしている。このため、チャンネルコンポーネント数は燃料集合体数より少なくなる。中性子動特性モデルからチャンネルモデルへのデータの流れは平均化を通じてなされる。また、熱水力から中性子動特性モデルへのデータの流れは図2.2-2に示したように減速材密度及び燃料温度である。

TRACGの三次元中性子動特性モデルにおける計算では、減速材密度及び燃料温度の変化をチャンネルモデルが与える。バイパス水密度はベッセルコンポーネントから得られるが、チャンネル及びウォータロッドの水密度を体積で重み付けして組み合わせ、ノード平均の相対水密度を与える。

TRACGのほう素モデルでは、ほう素の微視的断面積及び数密度を用いて吸収断面積を補正することによりボロン反応度を考慮し、ほう素の混合については質量保存式を取り扱うことにより、液相の流れ場とともに移動する溶質として考慮している。

TRACGでは、核モデル及び熱水力モデルで原子炉压力容器内を三次元的に取り扱い、熱水力モデルでは二相流二流体場の6個の方程式により、質量、運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので、核熱結合による密度波振動から生じる中性子束振動を評価することが可能である。

3 解析結果の例示

この章では、ATWSを対象とした評価で重要な物理現象を考慮に入れて、TRACG Ver. 5が前バージョンのTRACG Ver. 4から改良された核動特性モデルの確認、REDY/SCATで取り扱うことができない振動現象の評価、国内のBWR及びABWRの評価、並びにATWSにおいて特徴的な事象であるSLCの評価に関する観点で、参考解析結果を例示する。

3.1 PEACH BOTTOM タービントリップ試験

1977年4月、Peach Bottom 原子力発電所2号機において、特別に計装された3件のタービントリップバイパス弁作動試験が、低出力レベルで実施された⁽³⁷⁾。試験は、過渡解析コードのための妥当性確認データを取得するために設計されており、EPR I が後援する中で、GEH及びフィラデルフィア電力会社により実施された。試験条件は、モデルの妥当性確認用データの量を最大化しつつ、許容可能な設計値の範囲内での燃料の運転を確実にするように選定された。試験の主目的は、急速加圧事象時における主蒸気配管の動力学的効果についての高品質の試験データを取得することにあった。試験は、中性子束高でスクラムが開始するよう直接スクラム（タービン止め弁開度スイッチにより開始されることになるスクラム）を無効化して実施された。発電用原子炉の通常運転と異なるこの条件は、モデルと試験データとの間で有意な比較が行えるよう、中性子束を十分に大きく増加させるために必要であった。

3.1.1 試験の説明

表 3.1-1 に、3件のタービントリップ試験の初期条件及びスクラム設定点を示す。試験の初期条件は、定格炉心流量近傍で一連の出力を増加させる形で選定された。2回目の試験に先立ってキセノン過渡現象のため、計画出力レベルの1%以内に出力を保持するのに、炉心流量を減少させることが必要となった。各々のタービントリップ試験はタービン止め弁（以下「TSV」という。）の急閉で開始され、TSV閉によるスクラム信号をバイパスして中性子束スパイクが得られた。再循環ポンプのトリップはTT3を除いて防止された。中性子束が中性子束高スクラムのセットポイントに到達したとき、スクラムが生じ中性子束の減少が起こった。TSV閉後すぐにタービンバイパス弁が開き始め、原子炉圧力容器からの蒸気インベントリの開放により圧力上昇が徐々に軽減された。

表 3.1-1 Peach Bottom タービントリップ試験の条件

条件	炉心出力		炉心流量		中性子束高スクラム設定 (定格出力比%)
	(MWt)	(定格比%)	(kg/s)	(定格比%)	
定格	3,293	100	12,915	100	—
TT1	1,562	47.4	12,764	98.8	85
TT2	2,030	61.6	10,445	80.9	95
TT3	2,275	69.1	12,839	99.4	77

3.1.2 解析モデル

Peach Bottom 2号機のタービントリップ試験のTRACG解析は、標準的なノード分割手法を使用して実施した⁽¹⁶⁾。試験が実施された時点で、炉心には576体の7×7及び188体の8×8燃料集合体が装荷されていた。炉心は上部及び／又は下部プレナムにおける熱水力的特徴の変化を模擬するために径方向に三つのリングに分割した。TRACG計算では、燃料集合体を8個のCHANコンポーネントで模擬した。燃料集合体のグループ分割を表3.1-2に示す。3件の試験の模擬解析で燃料集合体のグループ分割は異なっている。各CHANコンポーネントでは、同じタイプ（すなわち7×7又は8×8）、類似した出力、及び同様な径方向位置（VSSLコンポーネント中の同じリング）の一群の燃料集合体を模擬した。初期の定常状態は、燃料集合体核特性計算コードLANCR^{(33), (38)}及び三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードAETNA^{(15), (17)}によってプラントのトラッキング計算により作成した⁽⁴²⁾。TRACGの中性子束計算モデルはAETNAと同じである。このように、本解析は炉心設計コードを含むコードシステムとして行われており、より高品質な安全評価パラメータの評価を可能としている。

3.1.3 試験データとの比較

コードの妥当性確認の観点からすると、Peach Bottomタービントリップ試験での測定値とTRACG解析結果との比較では、中性子束が最も重要な変数である。中性子束は過渡時の限界出力比及びその予測に必要なパラメータを決定する上で、また、炉心圧力の正確な計算、並びにドブドラ、スクラム及びボイド反応度フィードバック現象を正確に表す上で、第一に重要なパラメータである。

全中性子束について、測定値と計算値を3試験で比較して図3.1-1から図3.1-3に示すとともに、表3.1-3にまとめる。ここで、全中性子束は核分裂断面積を重みとして中性子束をエネルギーについて積分したものを意味しており、核分裂出力と同じである。

表3.1-3は、中性子束ピーク値についてTRACG計算値と試験の測定値とを比較している。中性子束の測定値は、文献(37)の図6-7から図6-9までの“炉心平均LPRM信号”をデジタル化して得た。中性子束ピークの計算値は、試験値に対して約□高いTT2から約□高いTT1までの範囲にある。3試験に対し、TRACGは標準偏差約□で平均約□ピーク中性子束を過大評価する。

中性子束の時間積分値は、過渡時の限界出力比を正確に予測するためのTRACGの能力を測るには、中性子束ピーク値よりもよい指標である。図3.1-4に数値的に積分した中性子束を時間に対しプロットして示す。すべての試験においてMCPRは1秒前後で最小値となることから、計算値と測定値間の1秒前後の積分値に注目すると、TT1では計算値が測定値と大変よく一致している。一方、TT2及びTT3では計算値が過大評価している。すべての試験において流量はほぼ一定に保たれ、着目する時間領域において同等であることから、核分裂出力積分値の評価がMCPRの評価に影響のある唯一の因子である。

Peach Bottom タービントリップ試験に対し、原子炉ドーム圧についての測定値と計算値の比較を図 3.1-5 から図 3.1-7 に示す。3 試験の全てに対し、過渡変化の全域にわたって、TRACG が原子炉ドーム圧を妥当な範囲で予測している。中性子束は炉心圧力上昇に伴うボイドの消滅により増加する。信頼性のある安全評価パラメータの評価のために、事象開始から 1 秒後に MCPR が最小値に達することから、1 秒前までの圧力上昇の再現も重要である。初期の圧力上昇、最初及び引き続く圧力振動の大きさ及びタイミング、並びにドーム圧のピーク値を、いずれも妥当な範囲で予測している。圧力振動を正確に予測することは、蒸気配管内の動的応答の詳細を、TRACG の蒸気配管モデルが正しく模擬することを示している。ドーム圧ピーク値を妥当な範囲で予測することで、バイパス弁特性について、TRACG モデルの妥当性が確認される。

3.1.4 結論

Peach Bottom 2 号機での 3 件のタービントリップ試験において、原子炉の加圧及び中性子束の応答を TRACG の解析結果と比較し、試験結果を十分に再現できることを確認した。また、MCPR の計算にとって重要なパラメータである中性子束の時間積分量が、適切に、又は幾分か保守的に予測されることを確認した。これらの結果より、運転中の BWR の過渡的な挙動を予測するために TRACG を使用することは妥当であることが示された。

表 3.1-2 Peach Bottom タービントリップ試験 TRACG 解析用燃料集合体グループ分割

--

表 3.1-3 Peach Bottom タービントリップ試験における中性子束の比較

--

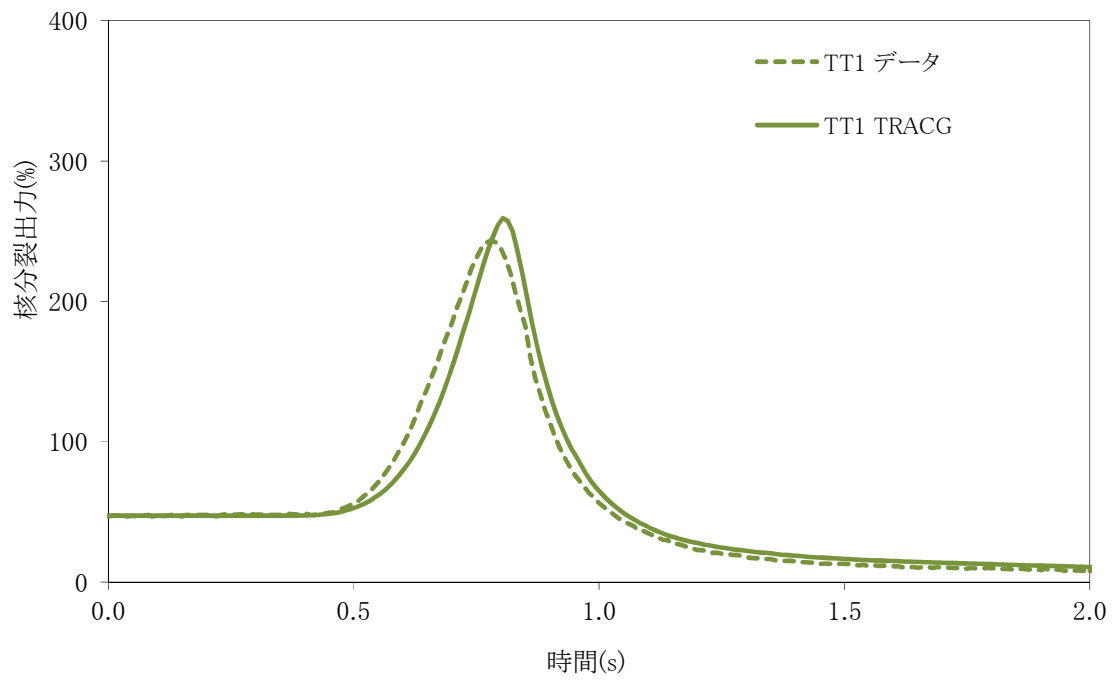


図 3.1-1 Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対する核分裂出力応答

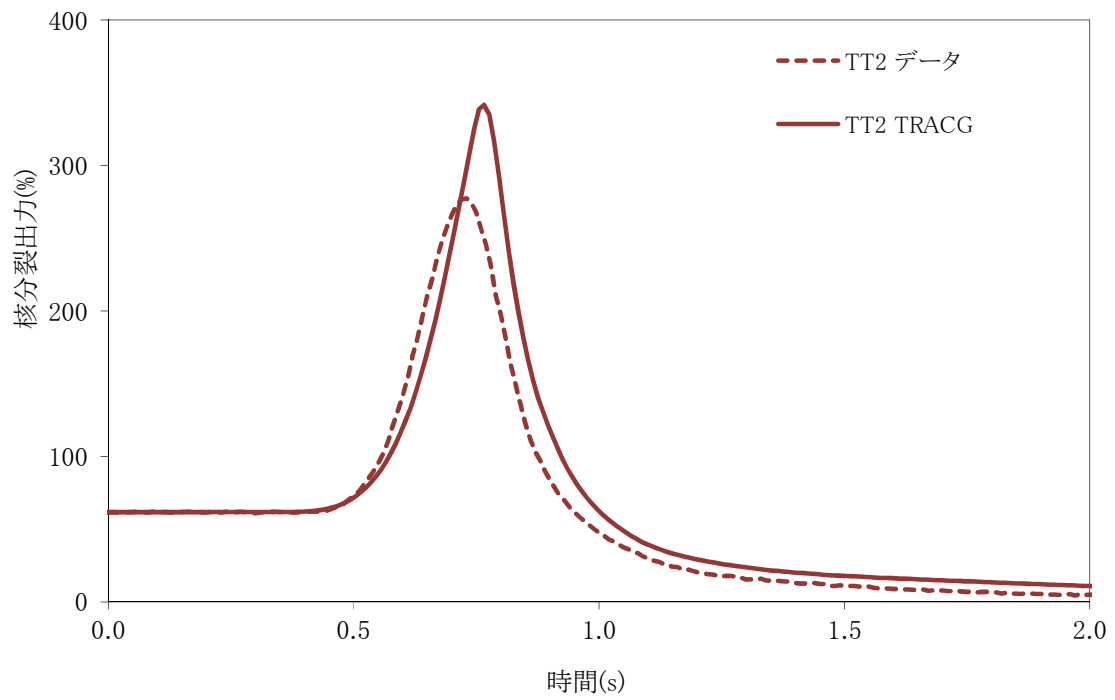


図 3.1-2 Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対する核分裂出力応答

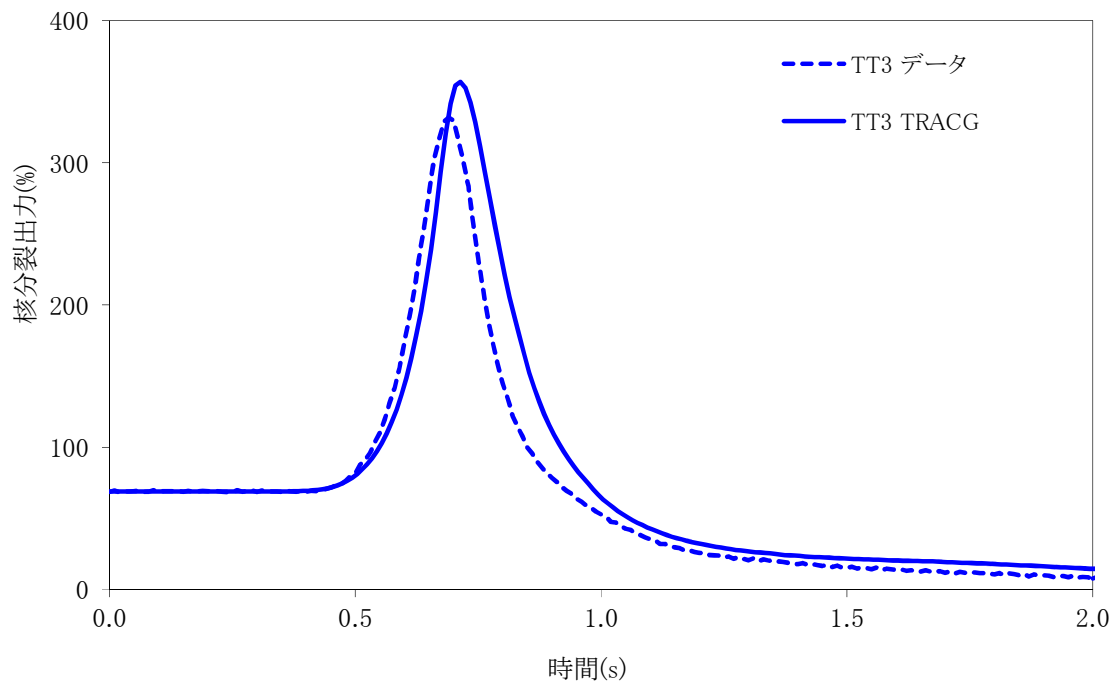


図 3.1-3 Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対する核分裂出力応答

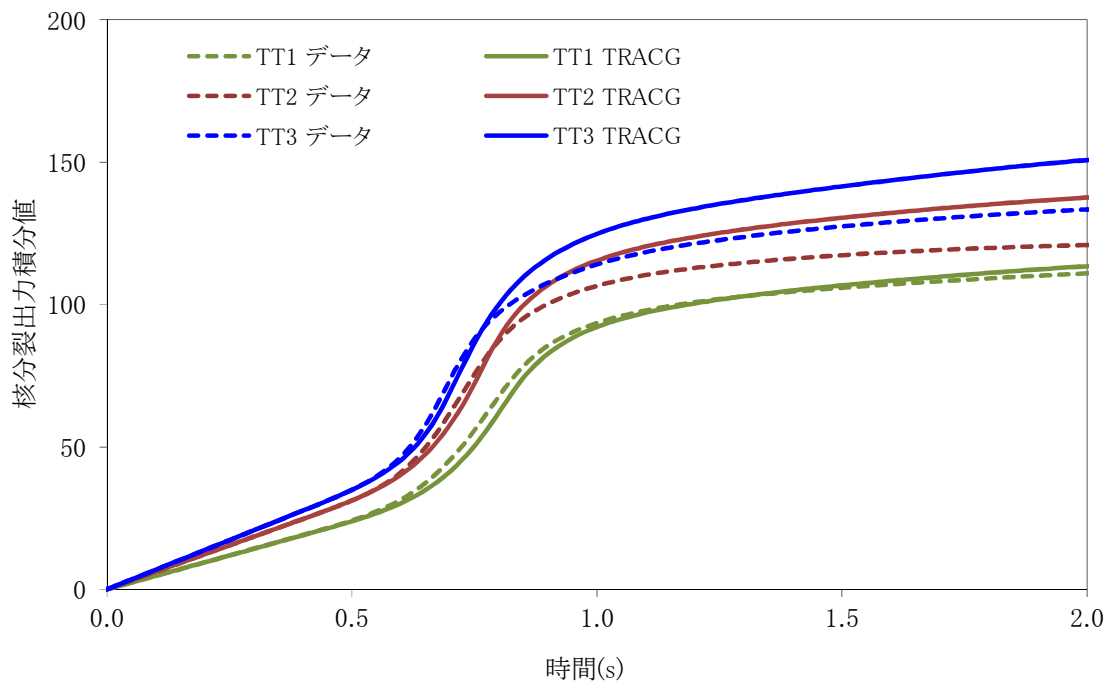


図 3.1-4 Peach Bottom タービントリップ試験 1, 2 及び 3 に対する核分裂出力の積分量の応答

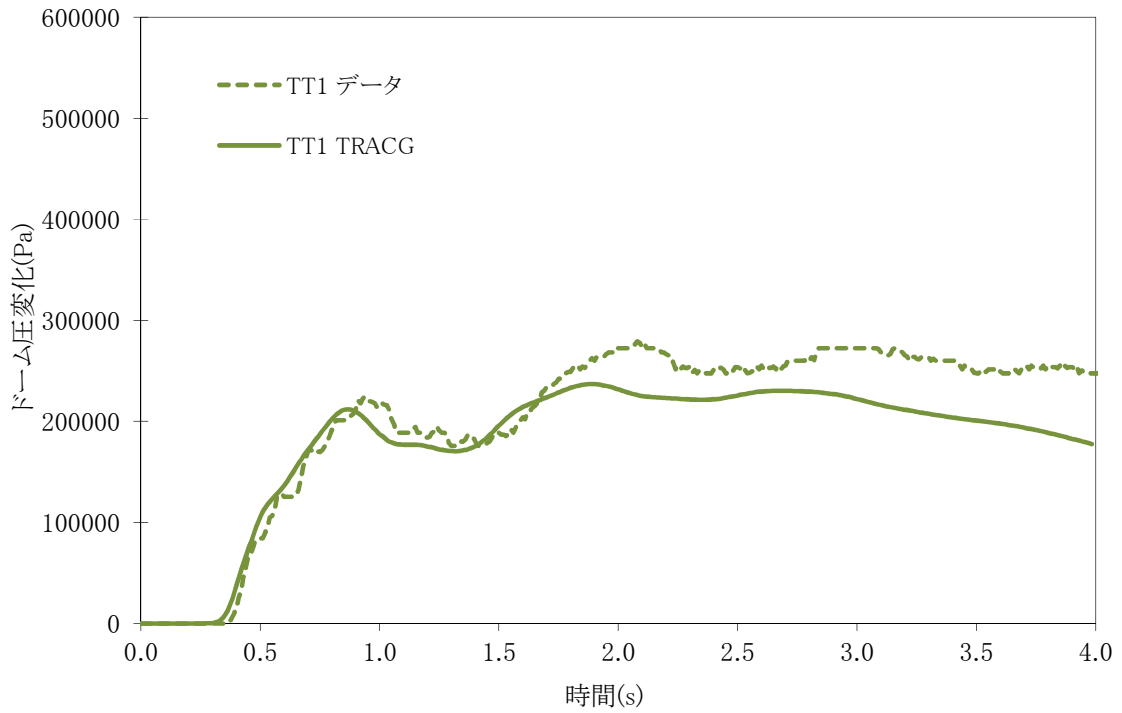


図 3.1-5 Peach Bottom タービントリップ試験 1 に対するドーム圧変化

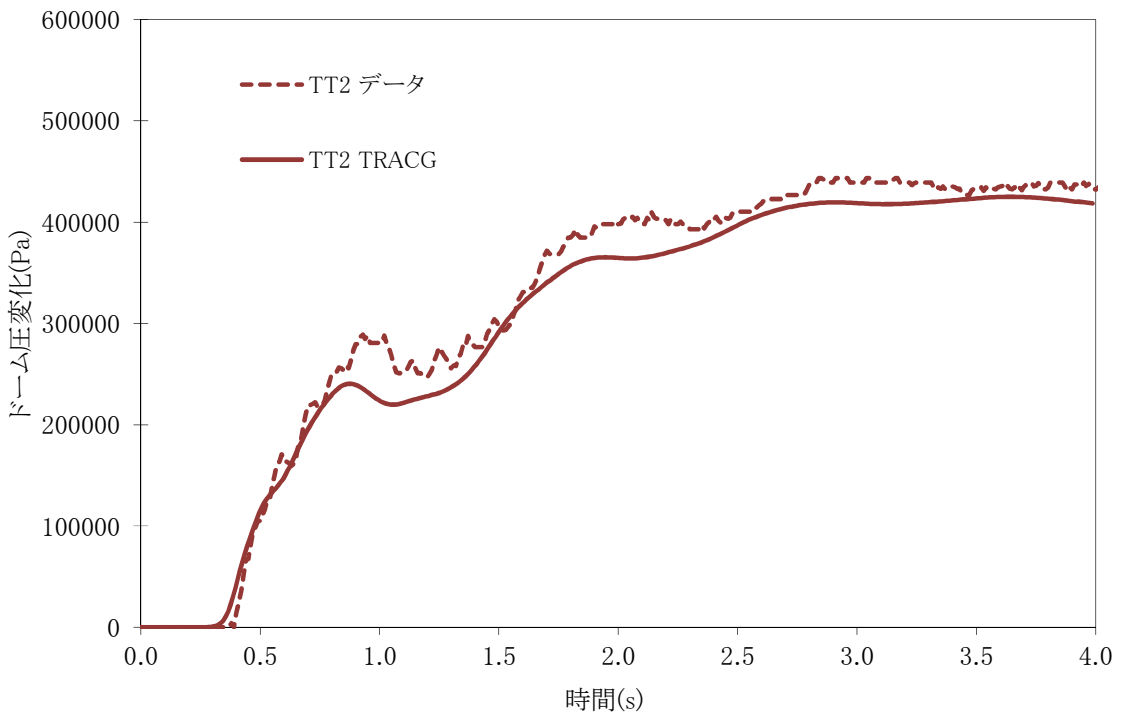


図 3.1-6 Peach Bottom タービントリップ試験 2 に対するドーム圧変化

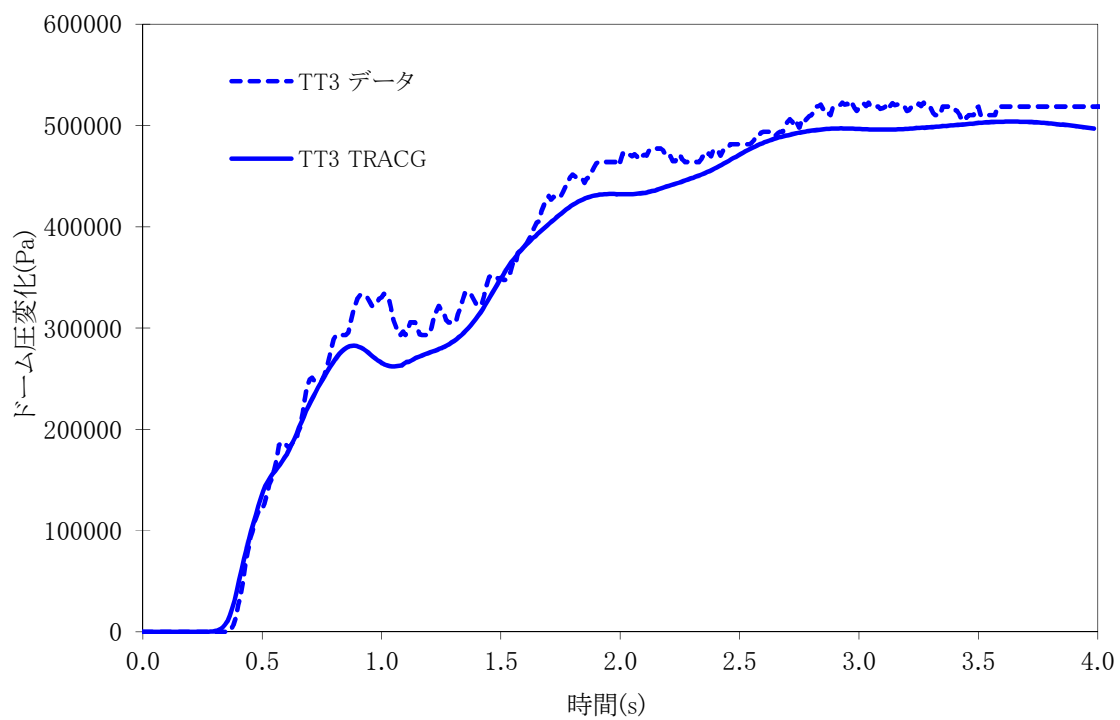


図 3.1-7 Peach Bottom タービントリップ試験 3 に対するドーム圧変化

3.2 LASALLE 不安定事象

1988年3月に米国 LaSalle-2 号機で発生した不安定事象⁽³⁹⁾からは、炉心一体での振動 (corewide oscillation) に関する安定性解析、及び、プラント過渡応答解析の妥当性を確認するために有効なデータが得られている。表 3.2-1 に事象発生時のプラント条件が示されている。原子炉は 84%定格出力/76%定格流量で運転されていた。本事象は、再循環ポンプが両系トリップしたことで流量が減少し、自然循環状態となったときに発生した。流量の減少により炉心平均出力は 40%近くまで減少し、この影響による主蒸気管流量の減少は給水加熱の減少に繋がった。給水加熱の減少により、炉心平均出力は 45%まで上昇すると同時に、炉心下部での出力ピーキングは増大した。炉心全体での振動は、ポンプトリップから約 5 分後に検知され、APRM 高スクラムが約 7 分後 (事象発生から 410 秒) に発生した。

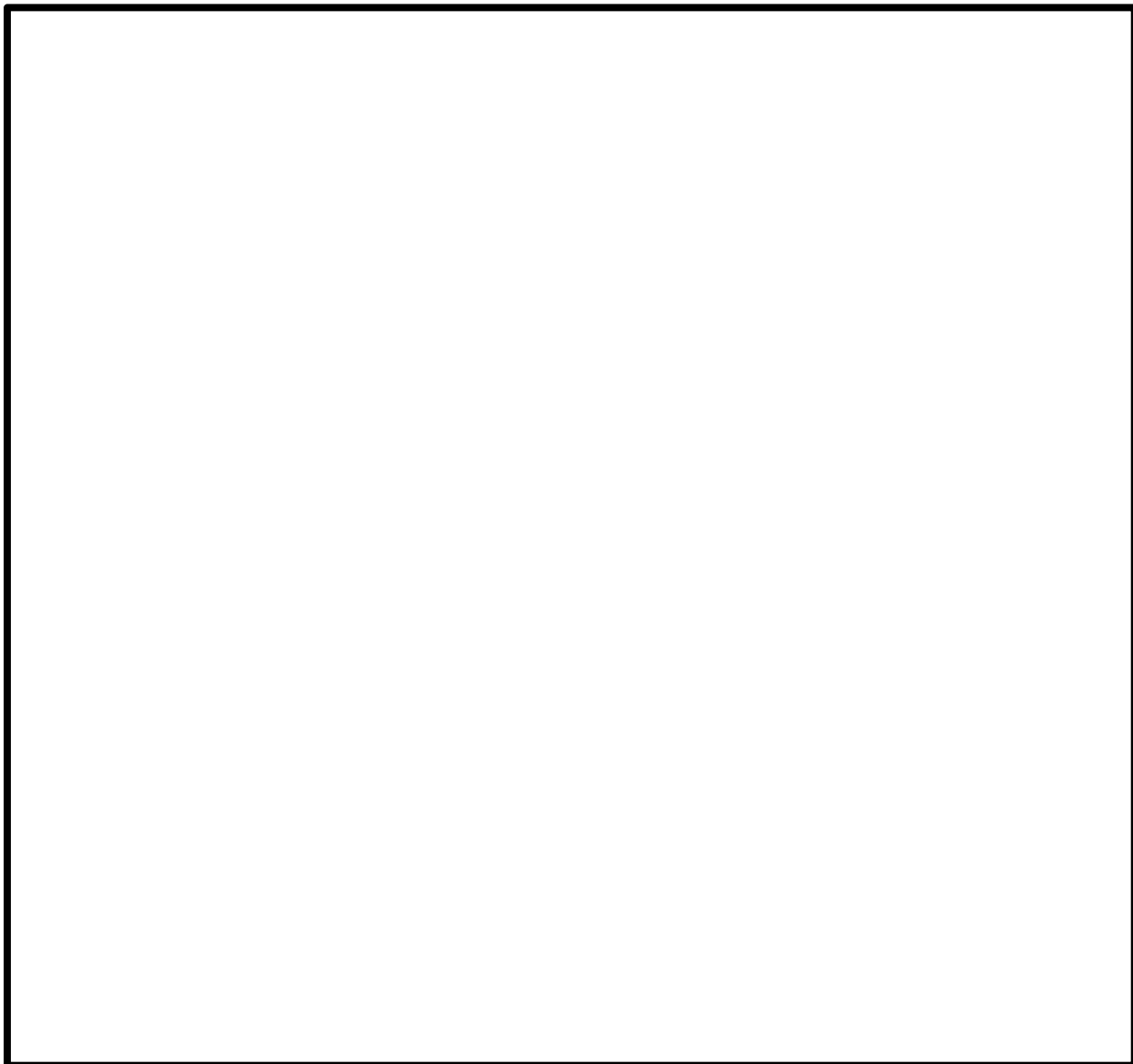
本事象に関する TRACG 模擬性能の評価に利用されたデータは、次の二つに分類される。第 1 の分類は、事象開始後の 6 分間に亘り 1 分ごとに記録された主蒸気管流量、炉心流量、ドーム圧力、原子炉水位、給水流量、給水温度である。第 2 の分類は、スクラム直前の 1 分間、連続的に記録された出力、炉心流量、原子炉水位、給水流量である。給水制御弁 (actuator valve) が故障していたことが事象発生後に確認されている。これは、事象発生中に観測された給水流量の 35 秒間の大きな揺れと整合しているばかりでなく、原子炉スクラム直前の 1 分間に記録された出力、炉心流量、原子炉水位の変動とも対応している。

3.2.1 TRACG 解析モデル

BWR 5 である LaSalle-2 不安定事象についての TRACG 解析は、標準的なノード分割 (燃料有効部を軸方向 25 ノードに均等分割する。) を修正することにより行われた。安定性への適用であることを考慮に入れ、燃料チャンネルのノード分割は、下部加熱 4 ノードをそれぞれ四つのサブノードに分割し、それより下流側 6 ノードをそれぞれ二つのサブノードに分割する (燃料有効部を軸方向 43 ノードに非均等分割する: ノード高さが上流側から下流側にかけて 3 段階で大きくなる) ように修正された。この修正により、沸騰境界における密度波についての解析精度が改善された。図 3.2-1 に本事象の模擬に用いられたチャンネルグルーピングが示されている。炉心内の 764 体の燃料集合体は、それぞれが八つの平均的な水力特性を有するチャンネル (CHAN コンポーネント) に振り分けられた。燃料集合体のグルーピングは、集合体タイプ及び出力ピーキングに基づいて行われた。実炉での三次元出力分布の変化を推定することを目的として、APRM と LPRM の応答模擬が TRACG 制御系モデルを利用することにより行われた。



3.2.2 試験データとの比較



3.2.3 結果の考察



3.2.4 結論

LaSalle 不安定事象についてのTRACG模擬計算により、TRACGはREDY/S
CATで取り扱うことができない炉心一体振動を再現することができた。

表 3.2-1 LaSalle2 不安定事象の初期条件

出力 (MWt)	炉心流量 (kg/s)	ドーム圧力 (MPa)	給水温度 (K)	給水流量 (kg/s)
2,801	10,332	6.878	478	1,460

表 3.2-2 APRMの比較

--

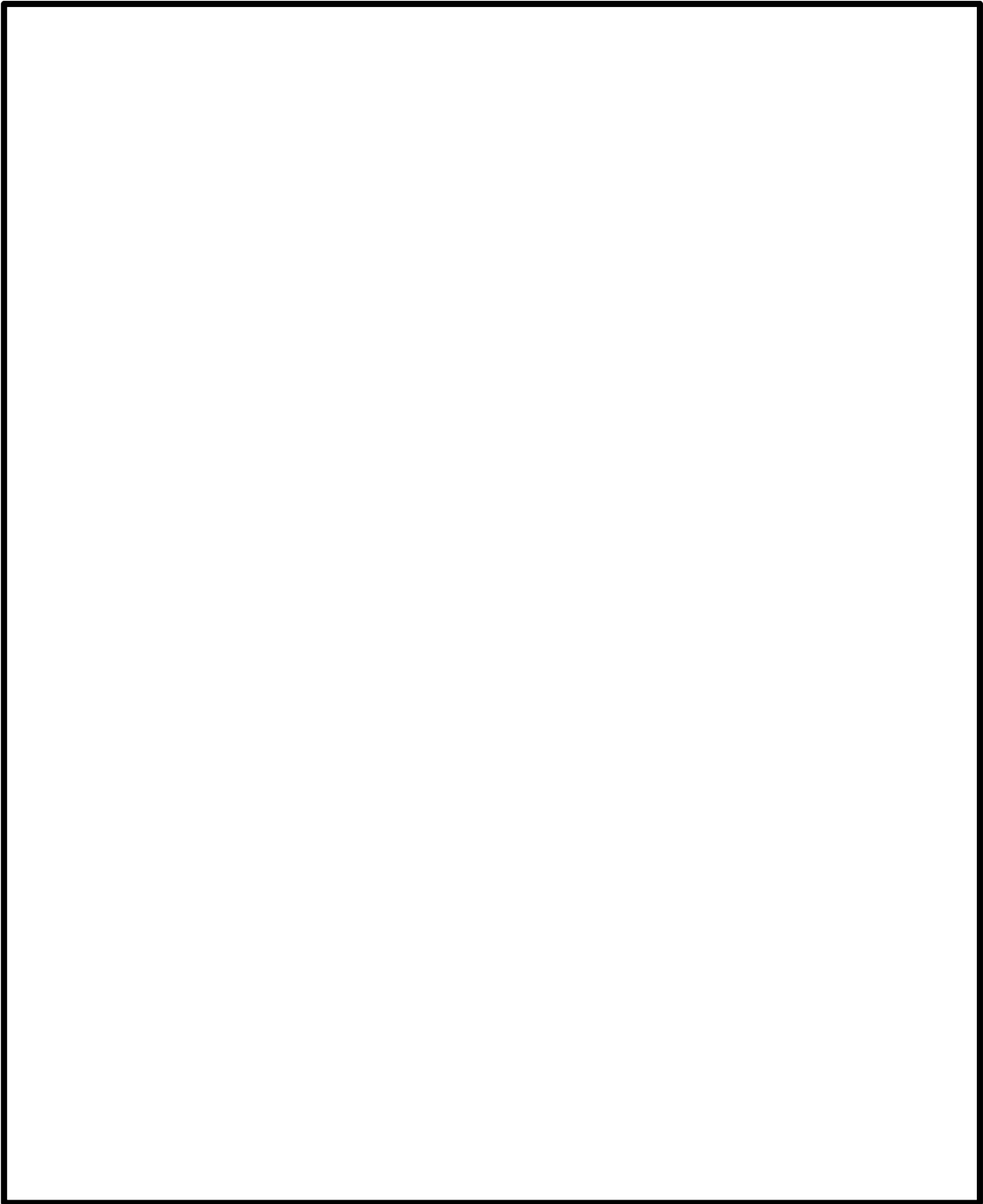


図 3.2-1 LaSalle-2 不安定事象模擬のためのTRACGによるチャンネルグルーピング

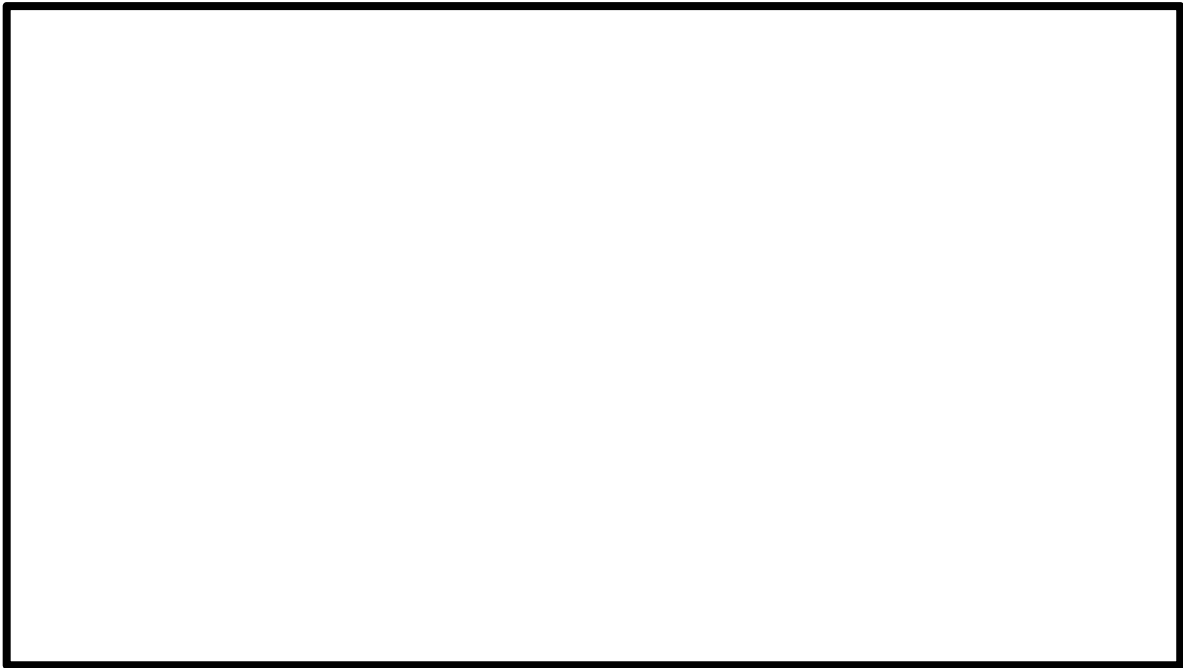


図 3.2-2 TRACGによる炉心出力の時間変化



図 3.2-3 TRACGによるAPRMの時間変化

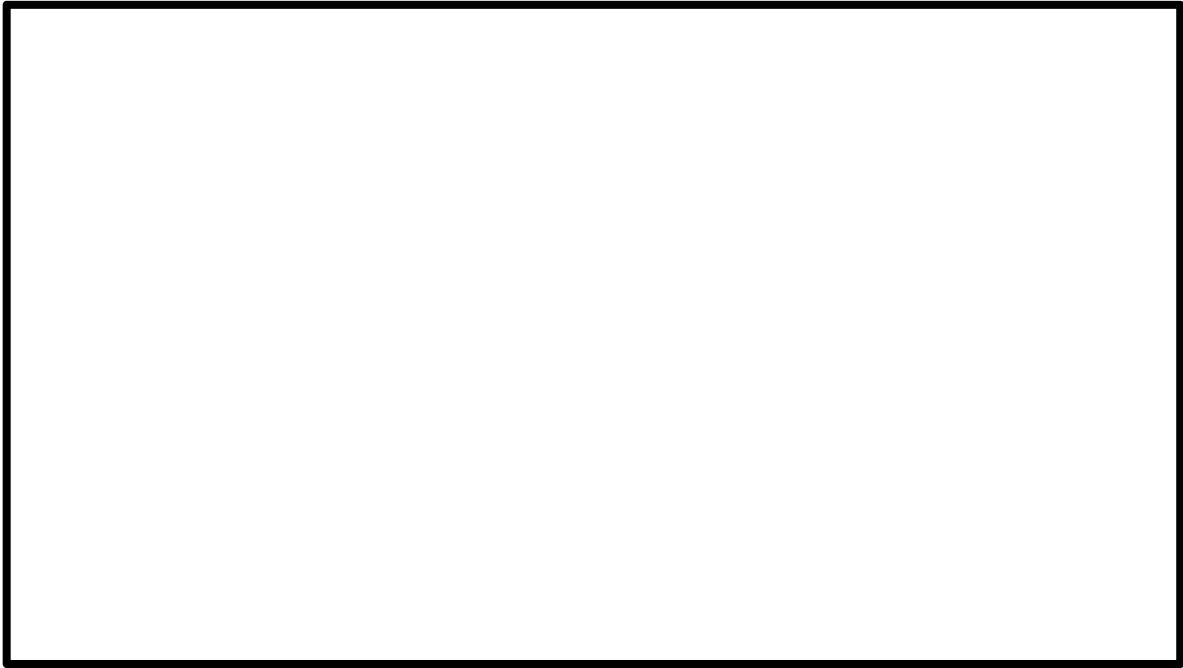


図 3.2-4 TRACGによる炉心流量時間変化とプラントデータとの比較

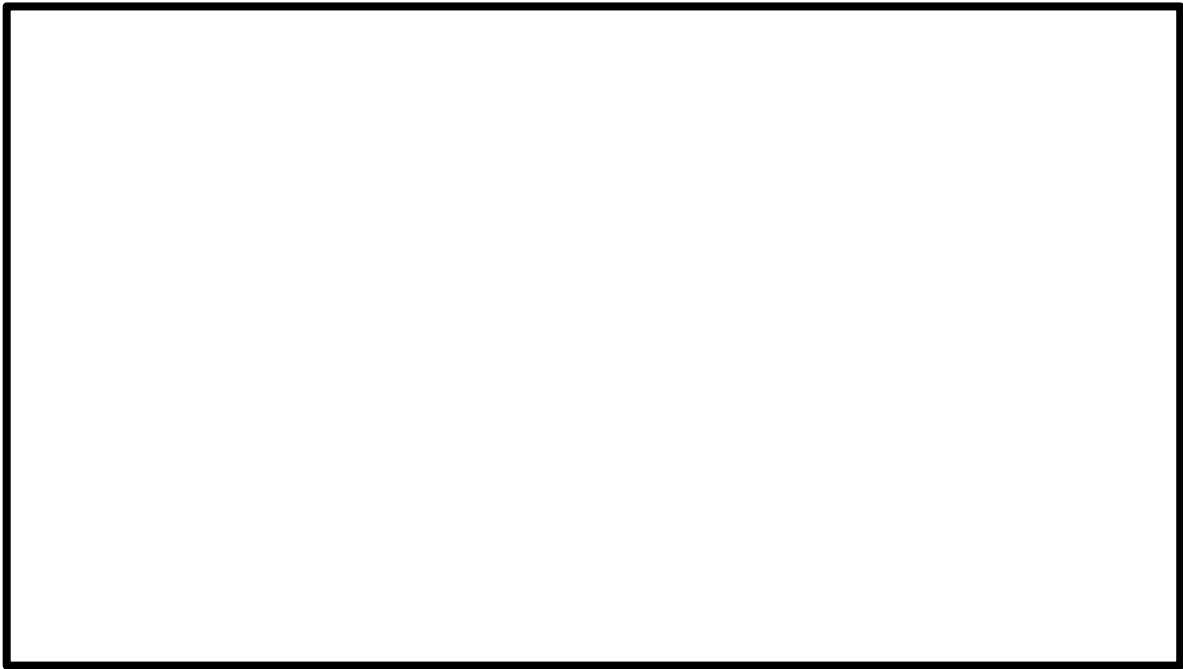


図 3.2-5 TRACGによるドーム圧力時間変化とプラントデータとの比較

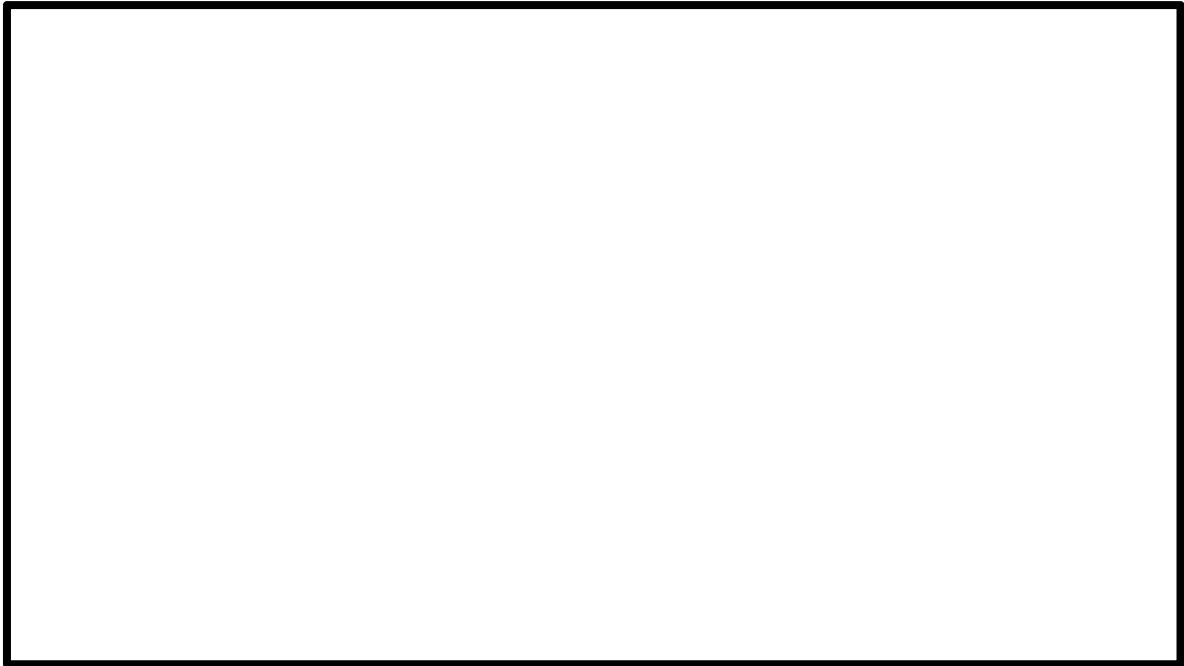


図 3.2-6 TRACGによる給水温度時間変化とプラントデータとの比較

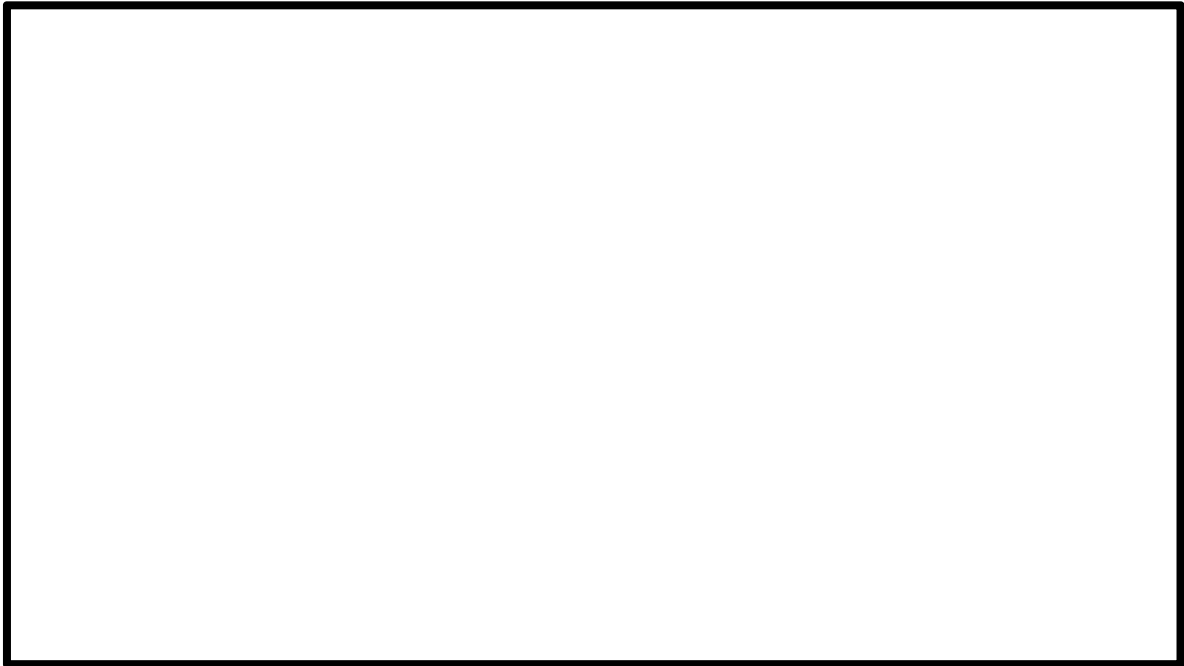


図 3.2-7 TRACGによる給水流量時間変化とプラントデータとの比較



図 3.2-8 TRACGによる主蒸気管流量時間変化とプラントデータとの比較

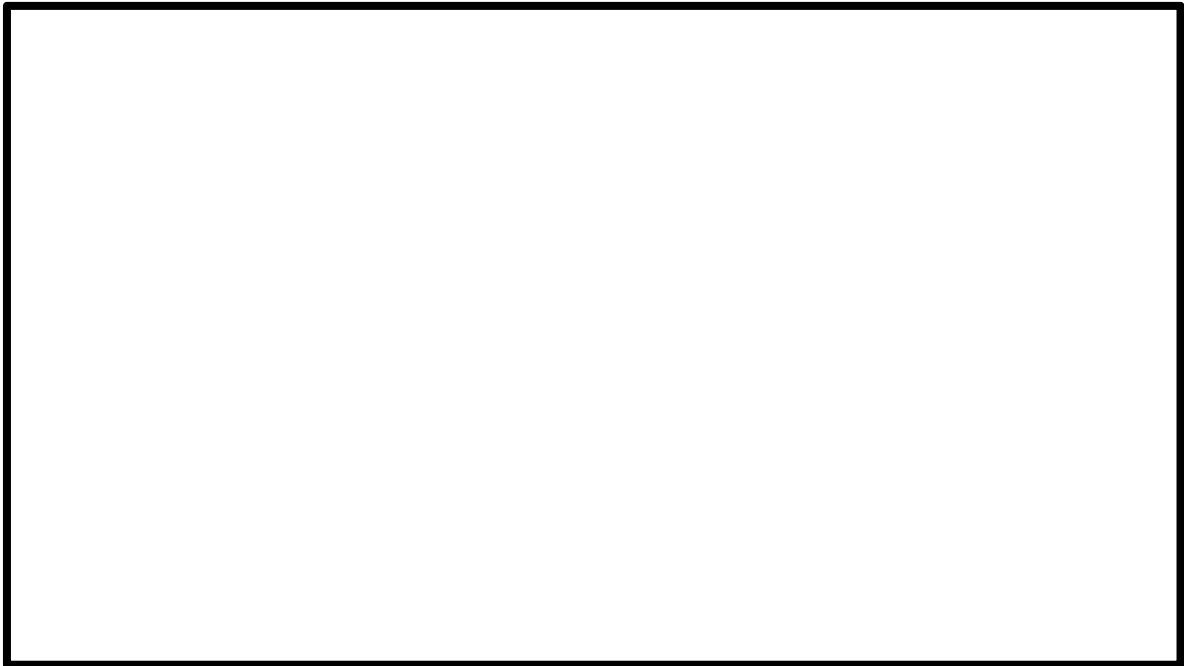


図 3.2-9 TRACGによる原子炉水位時間変化とプラントデータとの比較



図 3.2-10 TRACGによるAPRMとプラントデータとの詳細比較

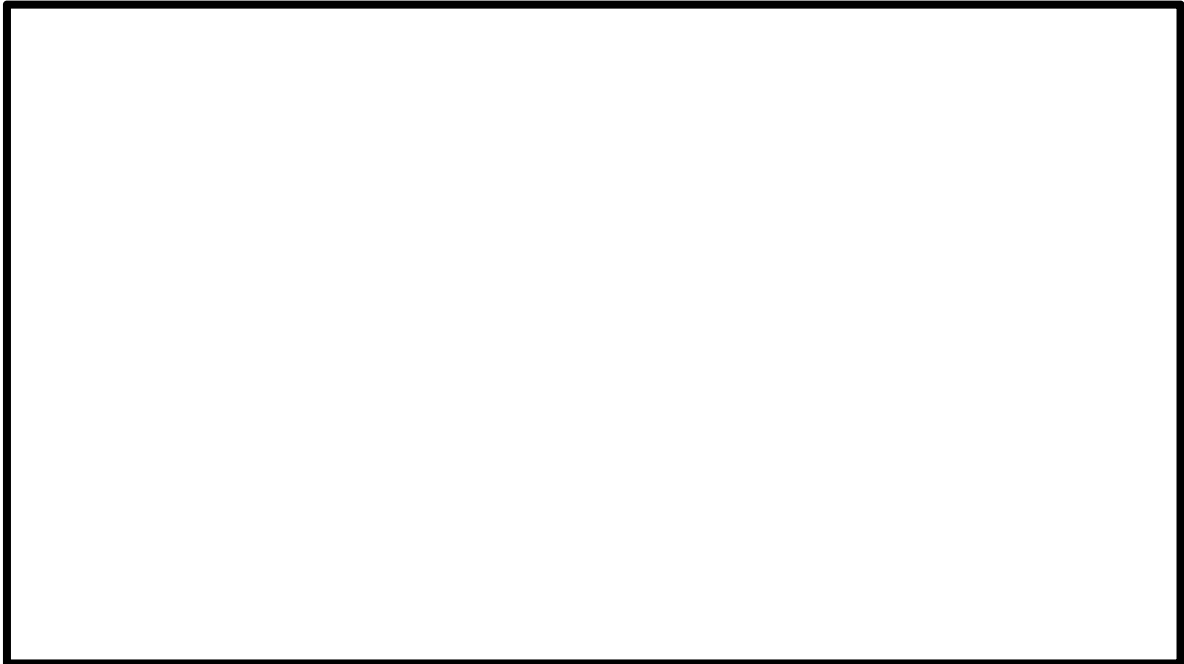


図 3.2-11 TRACGによる給水流量とプラントデータとの詳細比較

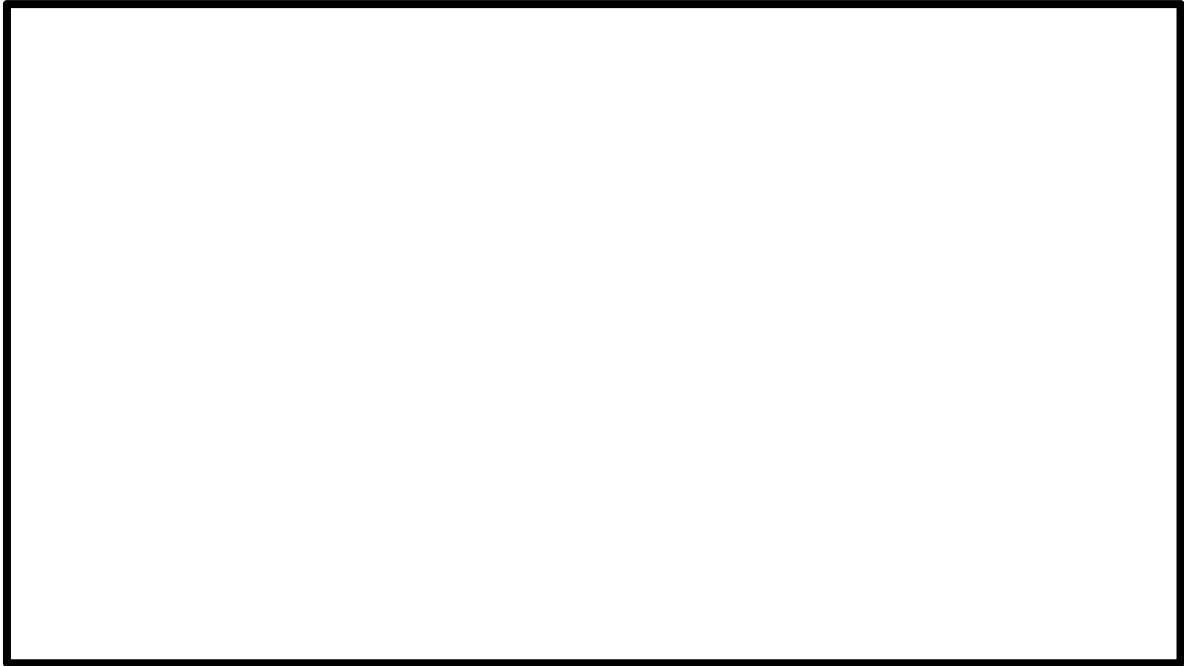


図 3.2-12 TRACGによる炉心流量とプラントデータとの詳細比較

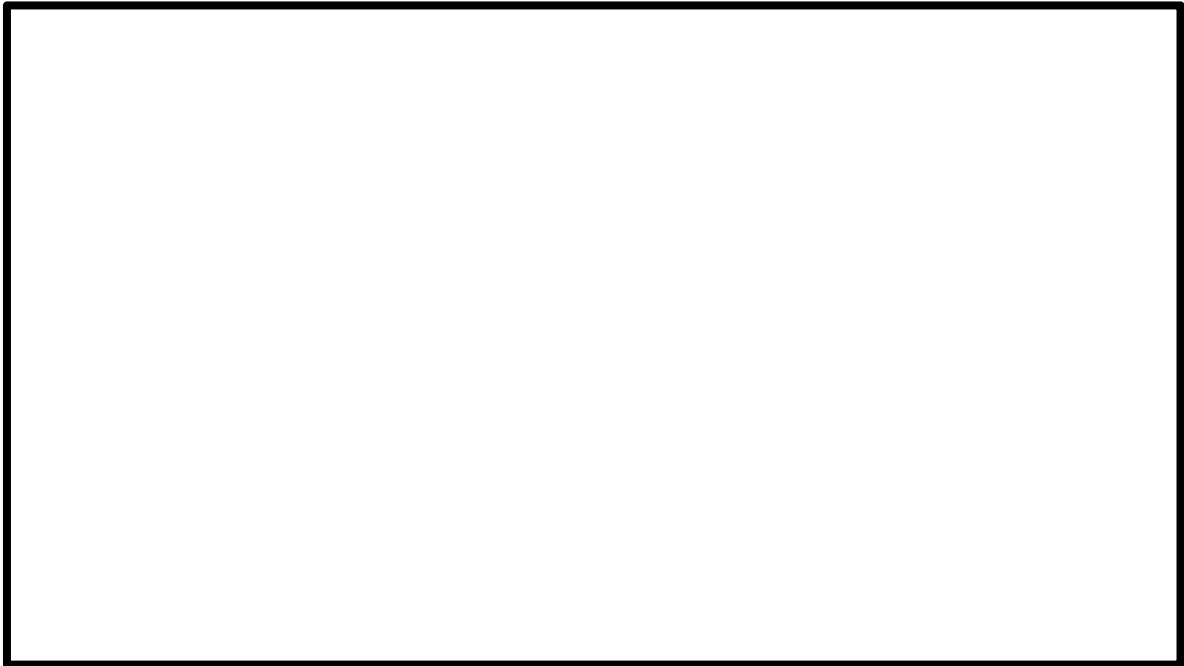


図 3.2-13 TRACGによる原子炉水位とプラントデータとの詳細比較

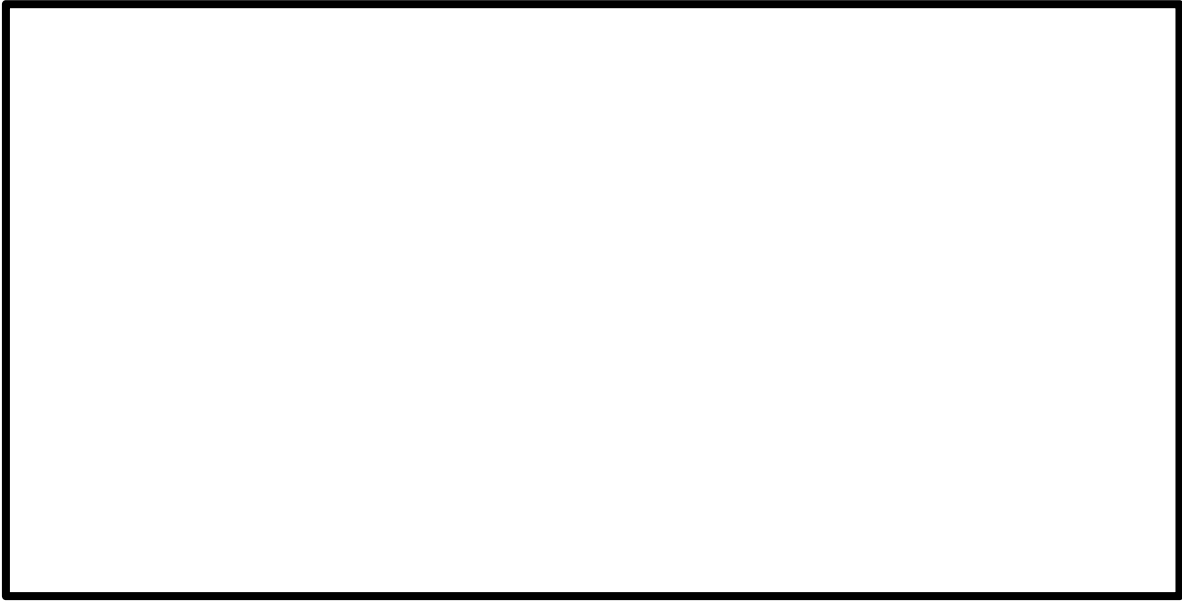


図 3.2-14 TRACGによる炉心入口温度の時間変化

3.3 福島第二原子力発電所2号炉起動試験

日本国内のBWRは従来型BWRとABWRに大別することができる。両者は主に再循環系の構成が異なるため、A O O挙動も異なり個別に検証することが必要である。本節では従来型BWRの代表例として熱出力3,293MWtの福島第二原子力発電所2号炉について取り上げる。同炉の諸元表を表3.3-1に示す。

対象とした試験は、圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験（以下「LRWB」という。）、流量減少過渡時の再循環ポンプトリップ試験（再循環ポンプ2台中1台トリップ（以下「1RPT」という。））の2ケースとした。図3.3-1、図3.3-2に各試験の事象進展図を示す。

3.3.1 TRACG解析モデル

TRACGではVSSLコンポーネントによって原子炉压力容器のモデル化を三次元的に行うことができる。従って本解析における原子炉压力容器のモデル化は軸方向を15領域、径方向を円柱状に4領域に分割した。また、燃料チャンネルについてはCHANコンポーネント、主蒸気管は一次元コンポーネントのTEE、VLVE、FILL、BREK等により行った。従来型BWRの原子炉压力容器のノーディングを図3.3-3に、燃料チャンネルのノーディングを図3.3-4に、主蒸気管のノーディングを図3.3-5に示す。これらのノーディングに従いTRACGの解析を実施した。

TRACGの炉心状態はAETNAにより初期化され、過渡計算ではTRACG自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて、核計算は全チャンネルが独立に計算されるが、熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け、複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。

再循環流量制御、給水流量制御、炉心圧力制御等のコントロールシステム、及び安全保護系等についてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.3.2 試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図3.3-6に、再循環ポンプトリップ試験に関する比較を図3.3-7に示す。

3.3.3 結果の考察

発電機負荷遮断試験については、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位それぞれの時間変化をTRACGの解析結果と比較した。中性子束（APRM応答）について見ると、スクラムにより速やかな低下傾向を示し、の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間等が同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

再循環ポンプトリップ試験についても、中性子束、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位、再循環ループ流量それぞれの時間変化をTRACGの解析結果と比較した。中

性子束（APRM応答）は、再循環ポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し、その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において[]、その後の出力が整定する時間領域では[]の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間等が同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.3.4 結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及び再循環ポンプトリップ試験についてTRACGでは十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析にTRACGを使用することは妥当である。

表 3.3-1 福島第二原子力発電所 2 号炉の諸元表

原子炉タイプ	BWR 5
電気出力 (MWe)	1,100
熱出力 (MWt)	3,293
燃料集合体体数	764
炉心流量 (t/h)	48,300
原子炉ドーム圧力 (MPa (gage))	6.93
再循環ポンプ台数	2 (External loop)

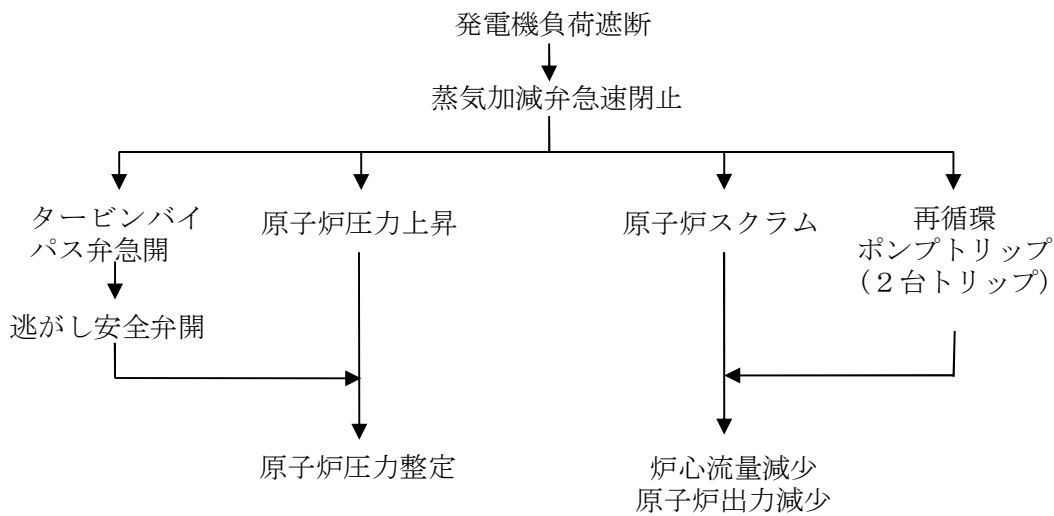


図 3.3-1 福島第二原子力発電所 2 号炉における L R W B 事象進展図

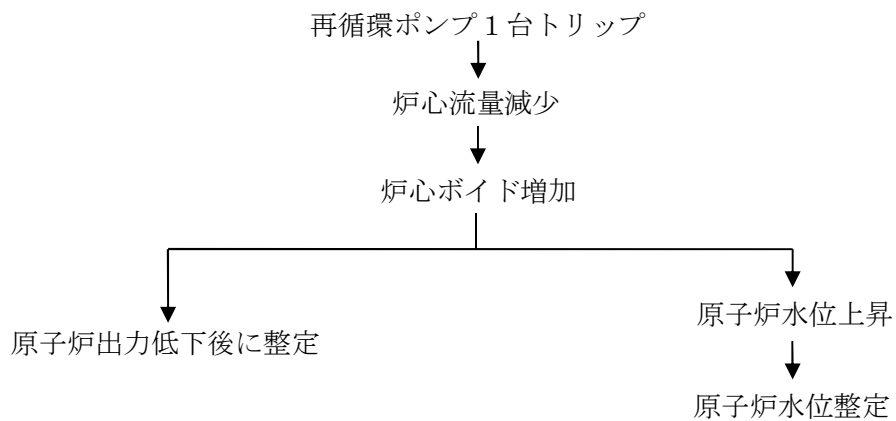


図 3.3-2 福島第二原子力発電所 2 号炉における 1 R P T 事象進展図

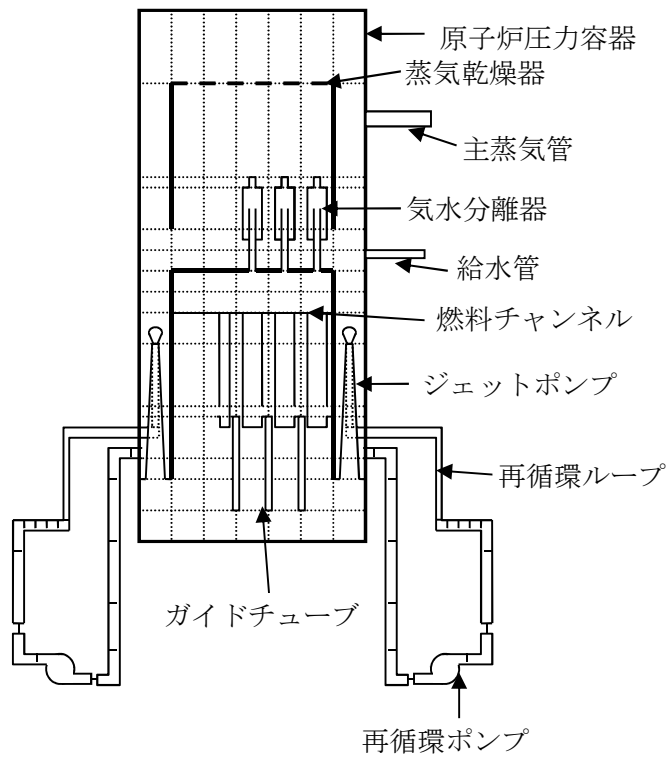


図 3.3-3 福島第二原子力発電所 2号炉の原子炉压力容器ノーディング図

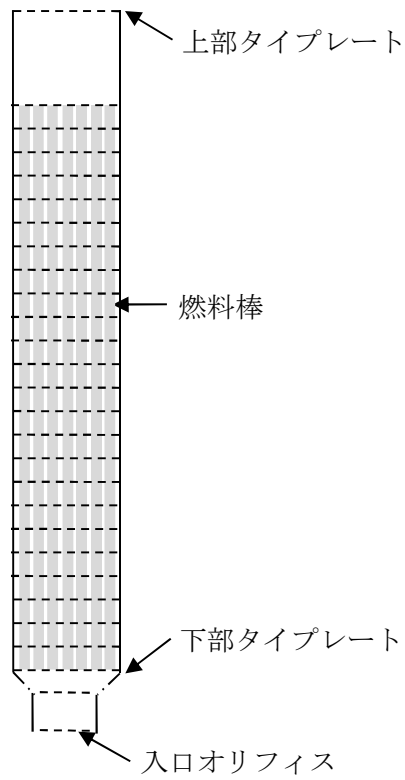


図 3.3-4 福島第二原子力発電所 2号炉の燃料チャンネルノーディング図

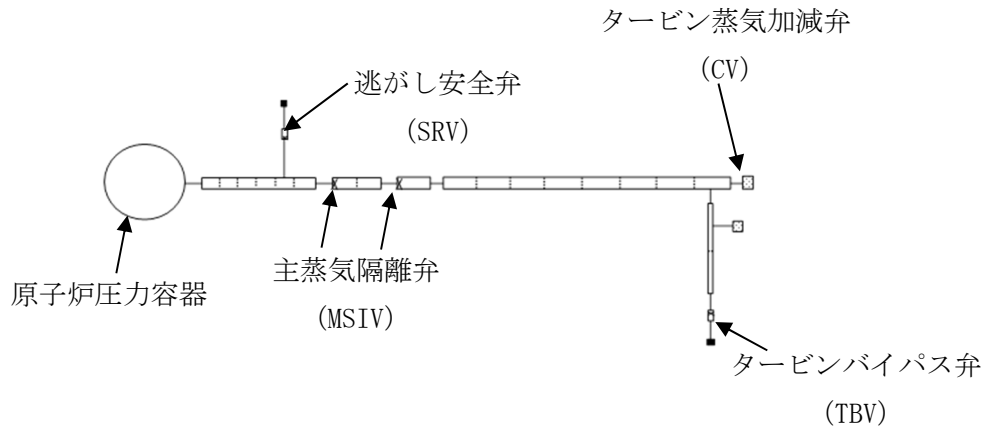


図 3.3-5 福島第二原子力発電所 2 号炉の主蒸気管ノーディング図

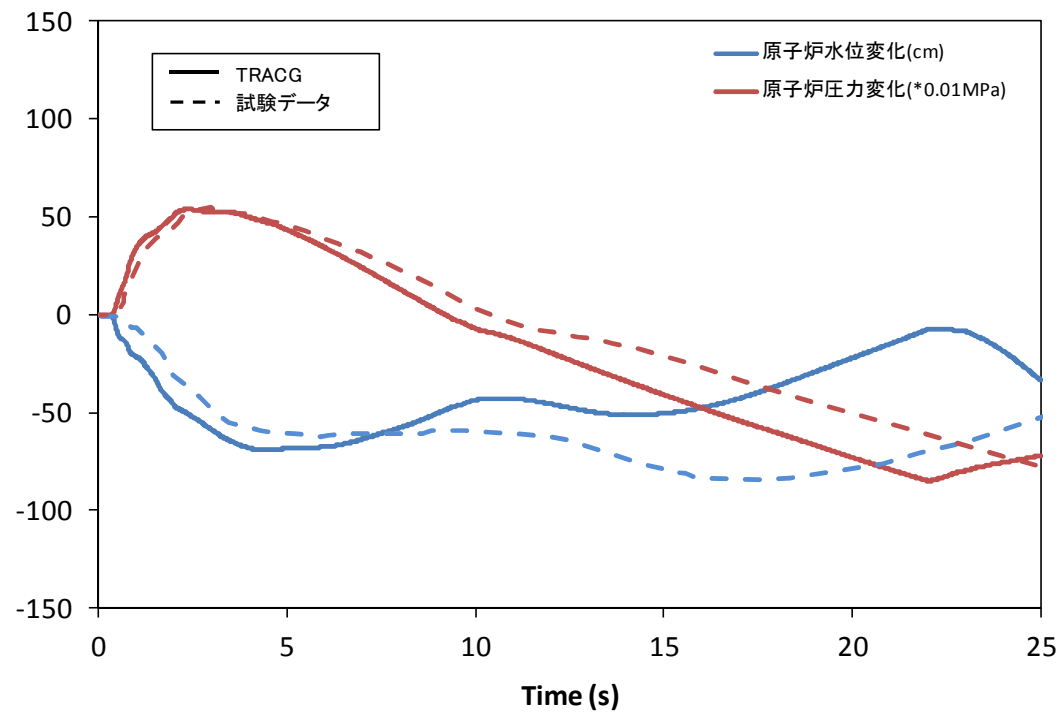
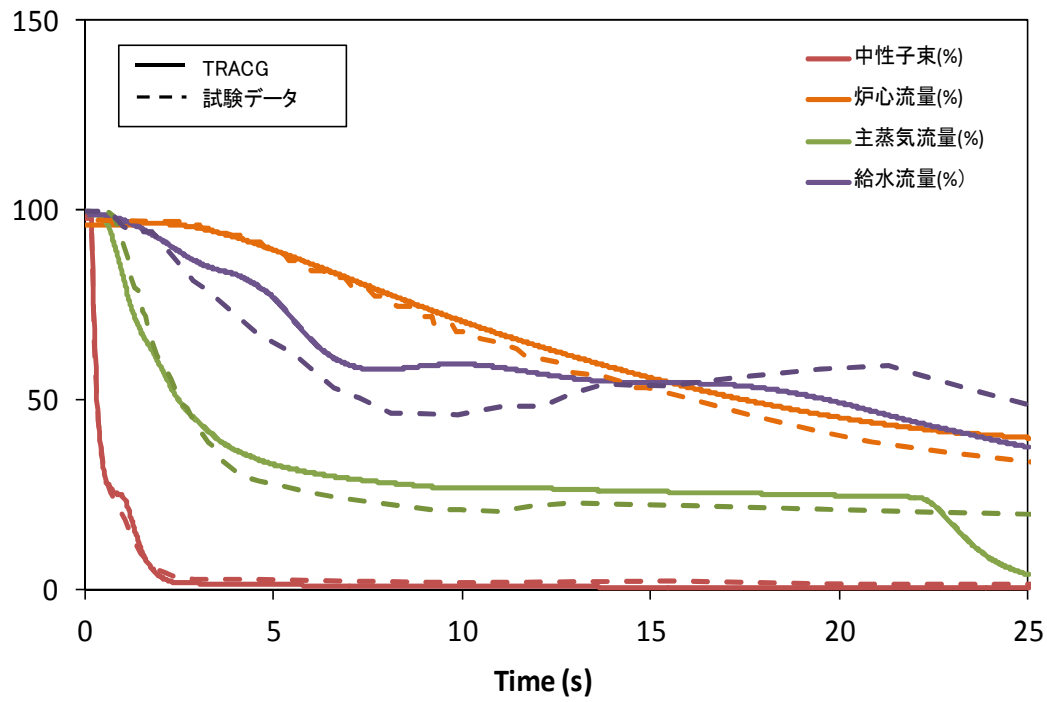


図 3.3-6 福島第二原子力発電所 2号炉のLRWBと解析結果の比較

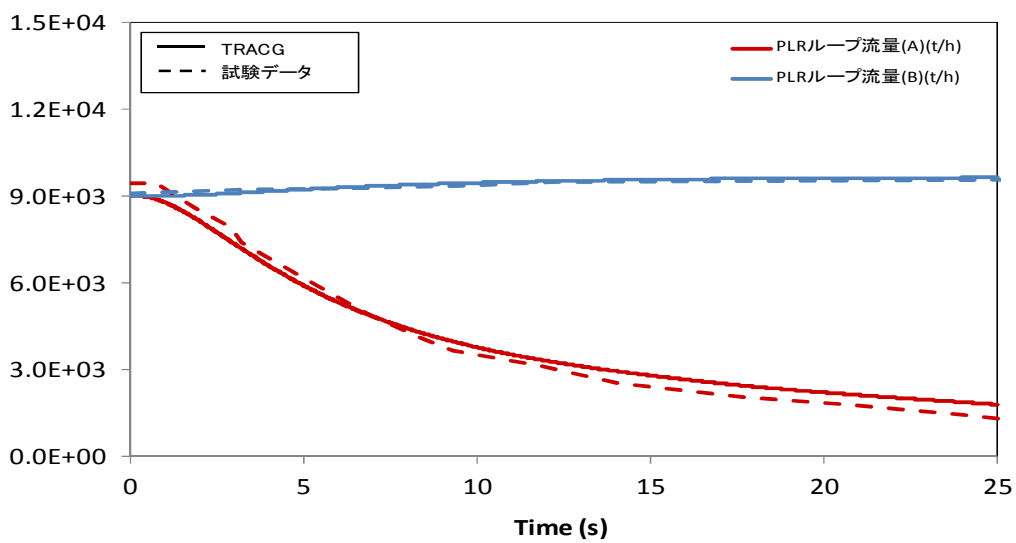
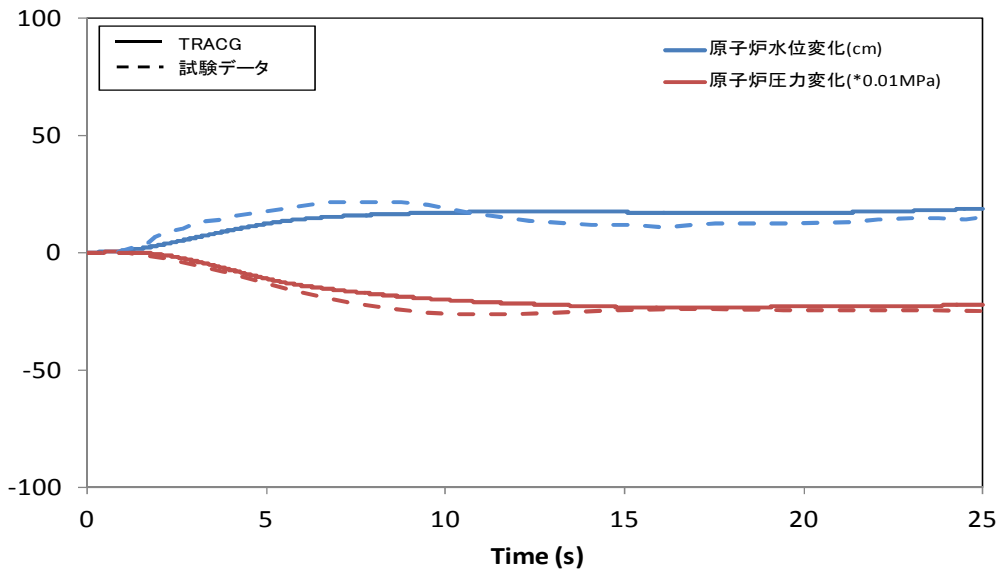
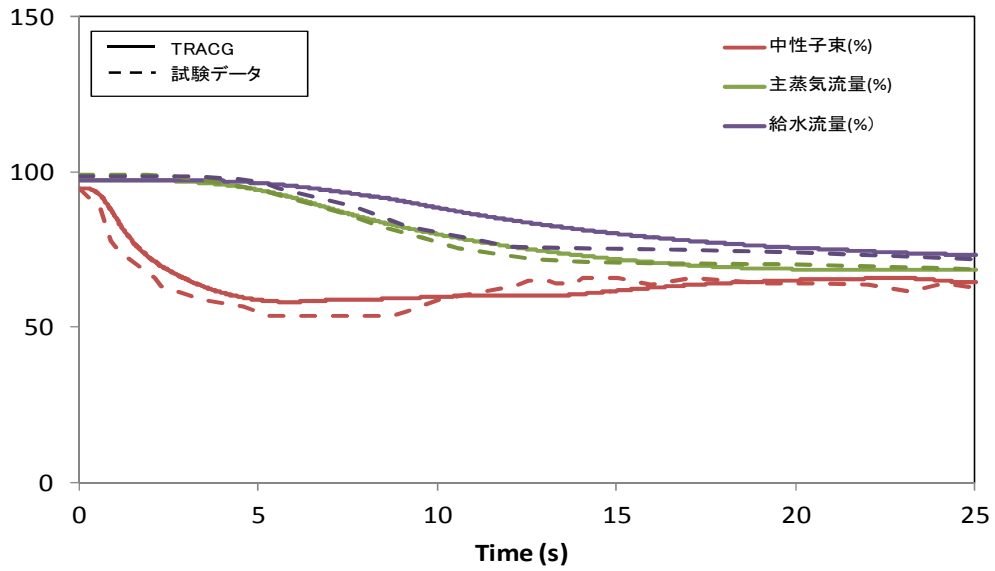


図 3.3-7 福島第二原子力発電所 2号炉の 1 R P T と解析結果の比較

3.4 柏崎刈羽原子力発電所7号炉起動試験

本節ではABWRの代表例として熱出力 3,926MWt の柏崎刈羽原子力発電所7号炉について取り上げる。同炉の諸元表を表 3.4-1 に示す。

対象とした試験は、圧力上昇過渡時の発電機負荷遮断試験(LRWB)、流量減少過渡時のインターナルポンプトリップ試験(インターナルポンプ10台中3台トリップ(以下「3RPT」という。))の2ケースとした。図 3.4-1、図 3.4-2 に各試験の事象進展図を示す。

3.4.1 TRACG解析モデル

原子炉圧力容器、燃料チャンネル、主蒸気管のモデル化は前節 3.3 と同様に行った。ABWRの原子炉圧力容器のノーディングを図 3.4-3 に、燃料チャンネルのノーディングを図 3.4-4 に、主蒸気管のノーディングを図 3.4-5 に示す。これらのノーディングに従いTRACGの解析を実施した。


TRACGの炉心状態はAETNAにより初期化され、過渡計算ではTRACG自身の三次元核動特性モデルによって計算される。燃料チャンネルについて、核計算は全チャンネルが独立に計算されるが、熱水力計算は燃料チャンネルの出力に応じて幾つかのグループに分け、複数の燃料チャンネルをまとめて計算する。



再循環流量制御、給水流量制御、炉心圧力制御等のコントロールシステム、及び安全保護系等についてはコントロールブロックによってモデル化を行う。

3.4.2 試験データとの比較

発電機負荷遮断試験に関する比較を図 3.4-6 に、インターナルポンプトリップ試験に関する比較を図 3.4-7 に示す。

3.4.3 結果の考察

発電機負荷遮断試験については、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位それぞれの時間変化をTRACGの解析結果と比較した。中性子束(APRM応答)について見ると、スクラムにより速やかな低下傾向を示し、の範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間等が同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

インターナルポンプトリップ試験についても、中性子束、炉心流量、主蒸気流量、給水流量、原子炉圧力、原子炉水位、インターナルポンプ回転数それぞれの時間変化をTRACGの解析結果と比較した。中性子束(APRM応答)は、インターナルポンプトリップによる流量低下により速やかな低下傾向を示し、その後整定する。中性子束の変動が大きい事象初期において, その後の出力が整定する時間領域での範囲で一致する。また、各パラメータの変化傾向、最大値の発生時間等が同等であり、試験結果を十分に再現できることを確認した。

3.4.4 結論

上記で提示した発電機負荷遮断試験及びインターナルポンプトリップ試験についてTRACGでは十分に試験結果を再現できることを確認した。これらの結果より過渡的な挙動解析にTRACGを使用することは妥当である。

表 3.4-1 柏崎刈羽原子力発電所7号炉の諸元表

原子炉タイプ	A B W R
電気出力(MWe)	1,356
熱出力(MWt)	3,926
燃料集合体体数	872
炉心流量(t/h)	52,200
原子炉ドーム圧力(MPa(gage))	7.07
インターナルポンプ台数	10(Internal loop)

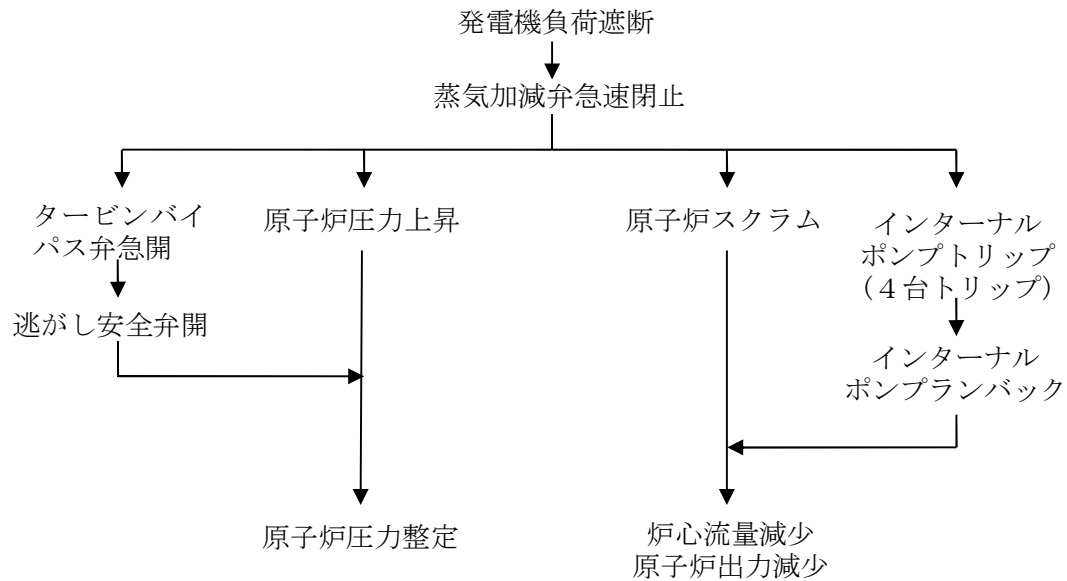


図 3.4-1 柏崎刈羽原子力発電所7号炉におけるLRWB事象進展図

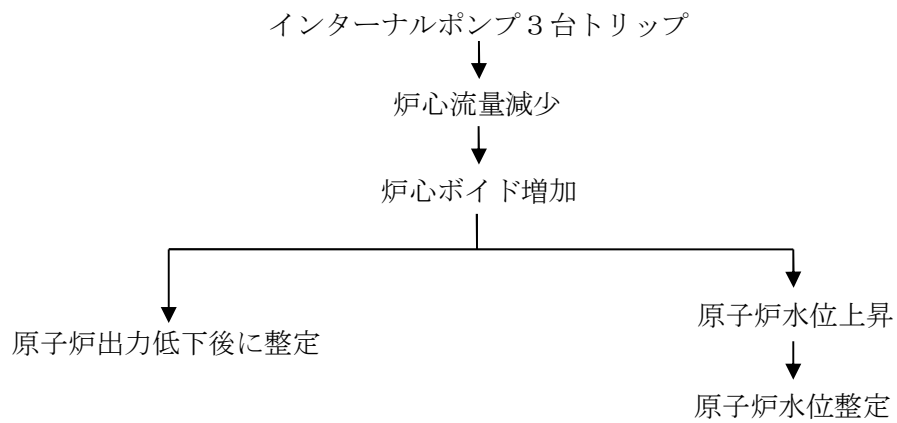


図 3.4-2 柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉における 3 R P T 事象進展図

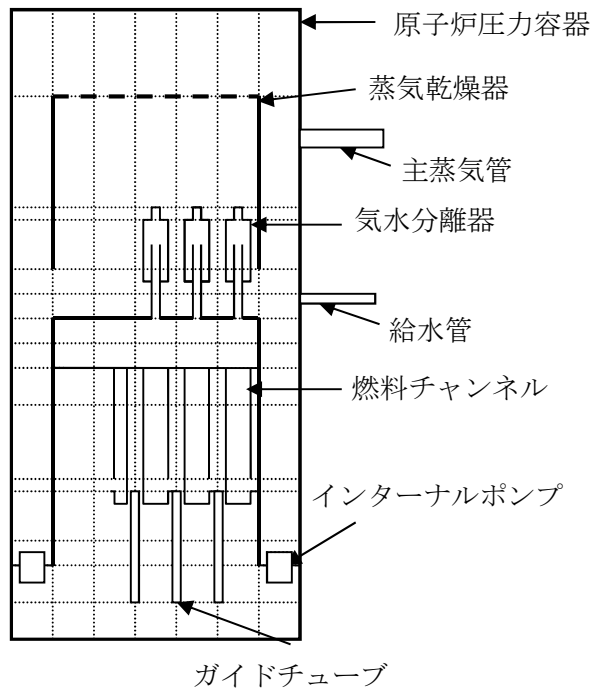


図 3.4-3 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の原子炉压力容器ノーディング図

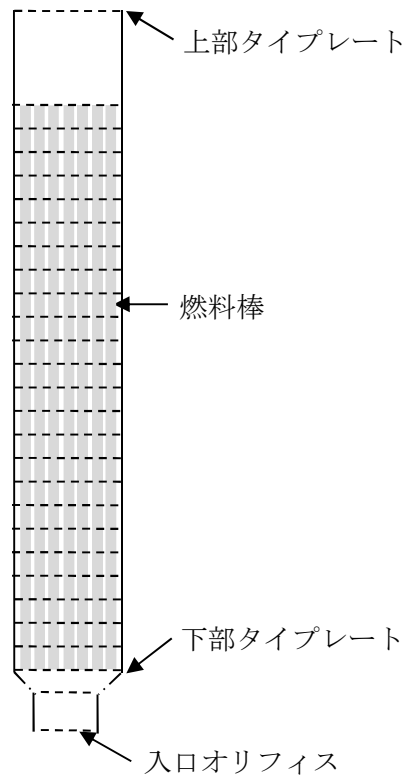


図 3.4-4 柏崎刈羽原子力発電所 7号炉の燃料チャンネルノーディング図

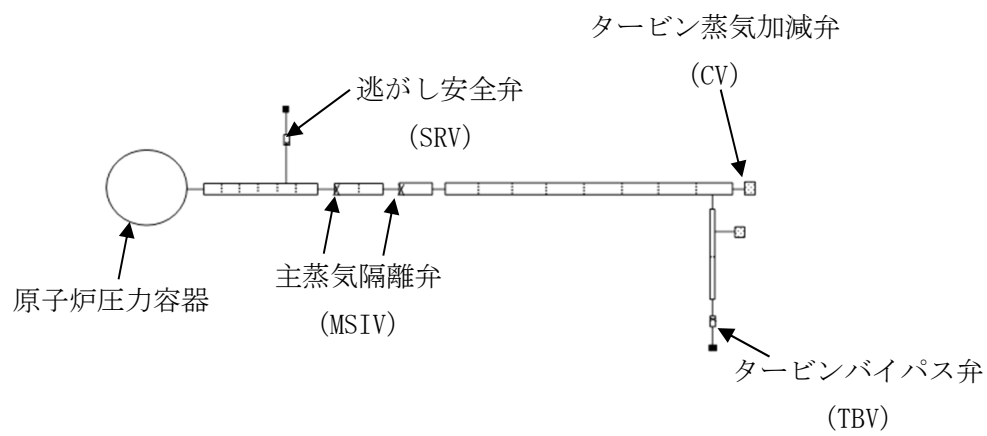


図 3.4-5 柏崎刈羽原子力発電所 7 号炉の主蒸気管ノーディング図

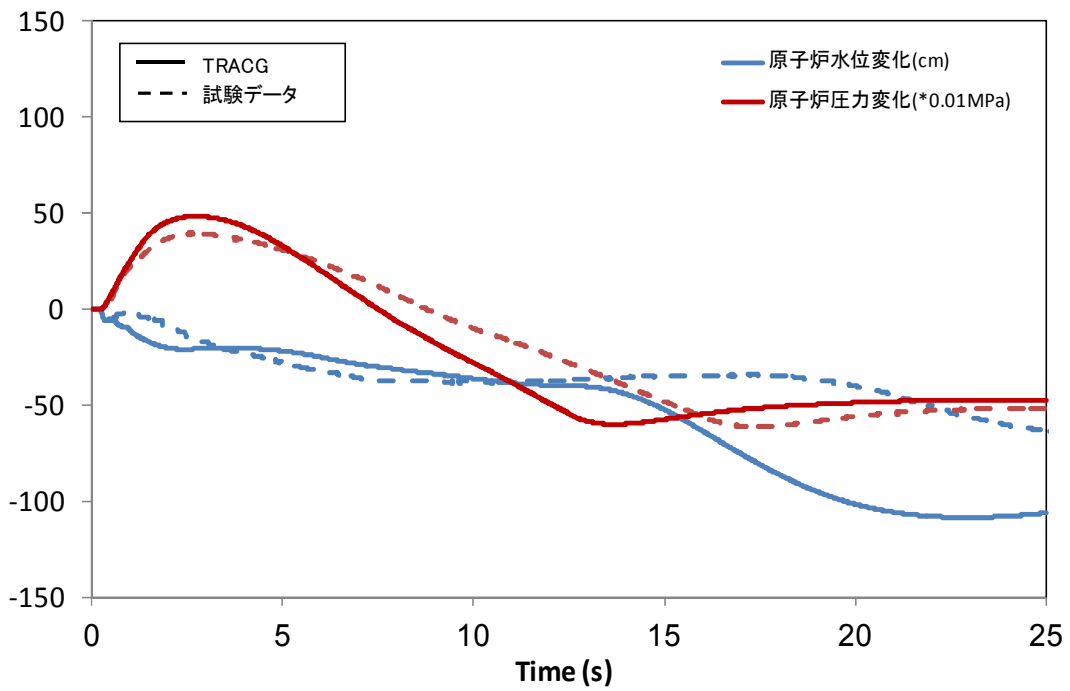
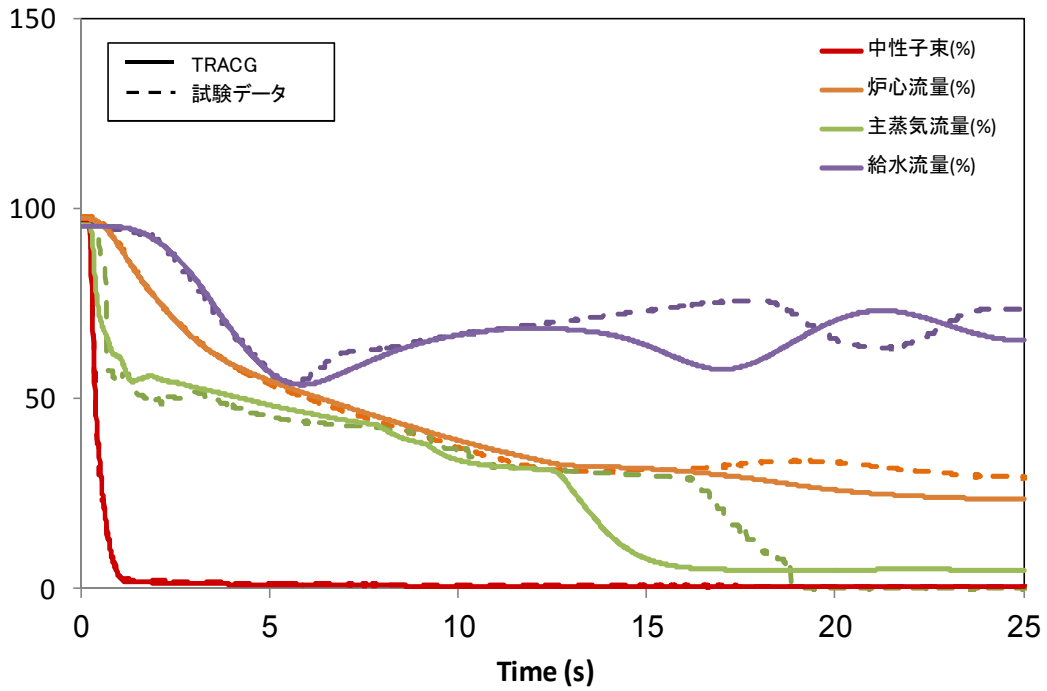


図 3.4-6 柏崎刈羽原子力発電所7号炉のLRWBと解析結果の比較

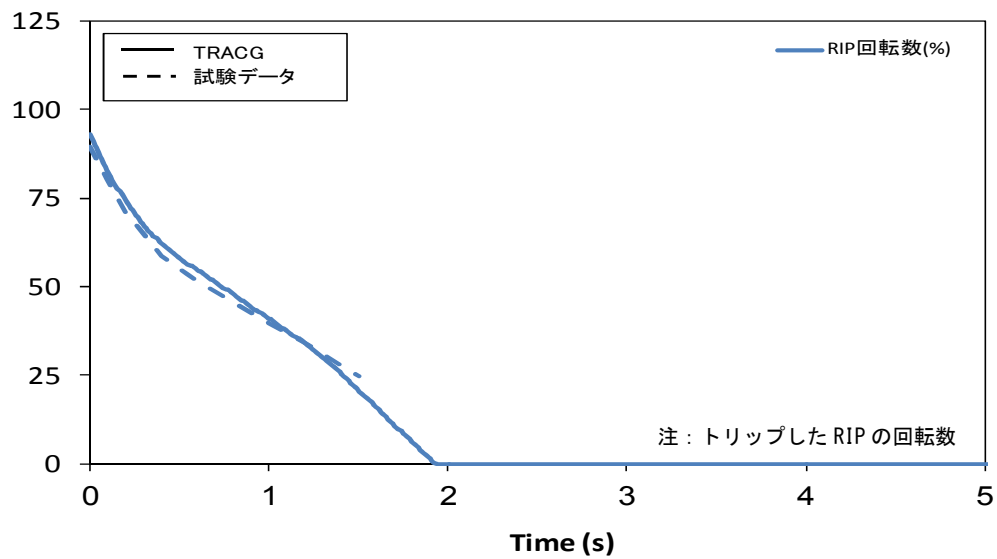
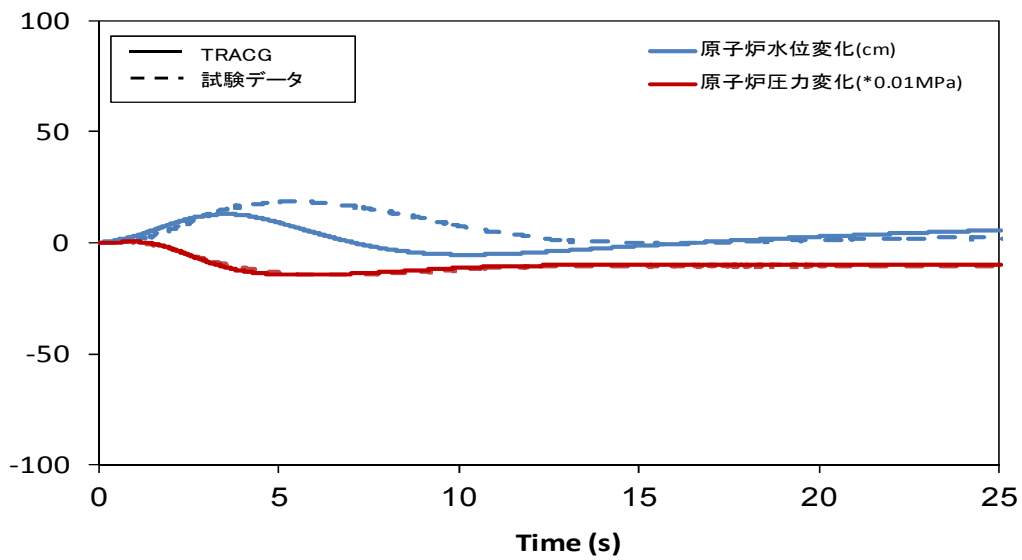
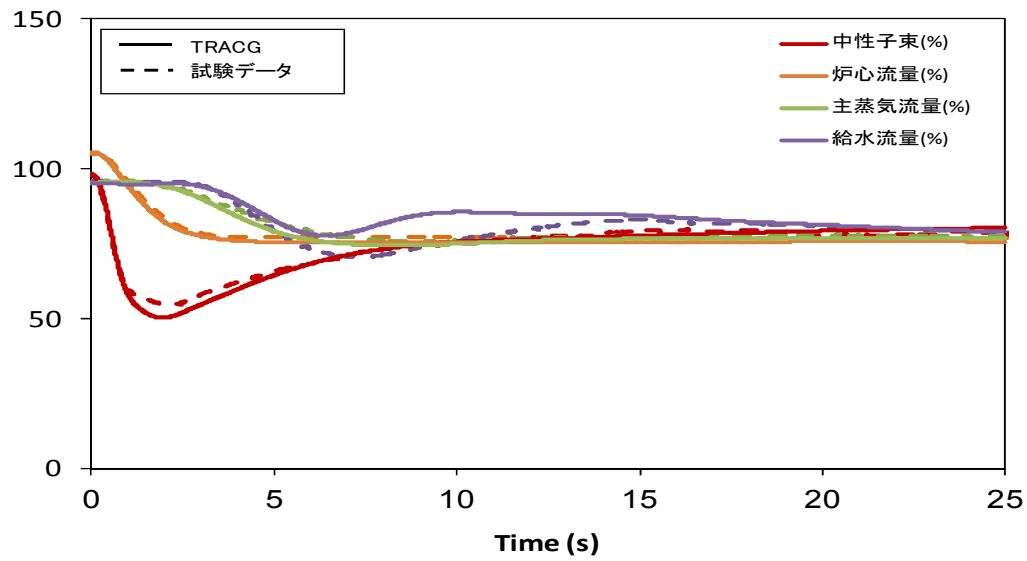


図 3.4-7 柏崎刈羽原子力発電所7号炉の3RPTと解析結果の比較

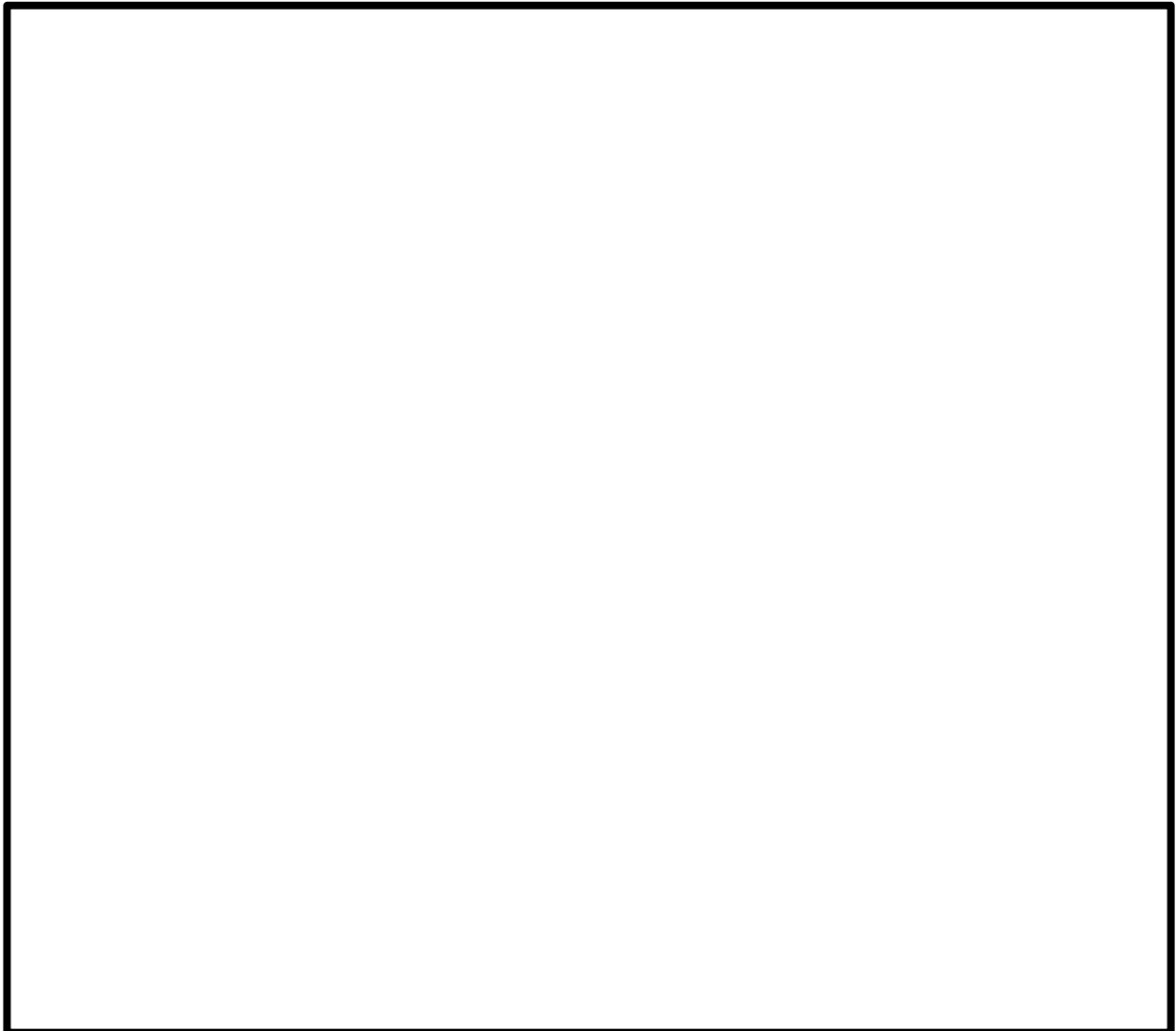
3.5 S L C 試験


GE Hitachi Nuclear Energy (G E H) 社で実施された S L C S (Stand-by Liquid Control System) に関する Vallecitos 試験⁽⁴⁰⁾について説明する。

3.5.1 試験の説明

1980 年頃に、G E H 社は Vallecitos 試験装置を用いて、一連のほう酸溶液混合試験を実施した。Vallecitos 試験装置は、実機 B W R の詳細な 1/6 規模モデルであり、ほう酸溶液の注入位置を変更することが可能であった。Vallecitos 試験は大気圧及び室温の下で実施され、低温時のほう酸溶液の相対密度を模擬した代替溶液が使用された。試験は、原子炉定格炉心流量の 5 %、10%及び 15%等の流量と等価な条件で実施された。試験装置には、制御棒案内管、燃料集合体、ジェットポンプ、気水分離器等の原子炉圧力容器の底部から上部までの B W R のすべての機器、及び二つの外部再循環ループが含まれていた。

3.5.2 試験データとの比較





3.5.3 結論

Vallecitos 試験装置を用いて実施されたほう酸溶液混合試験に関するTRACGの解析結果が妥当な範囲で測定値を再現できることから、TRACGのほう素モデルの妥当性が確認された。

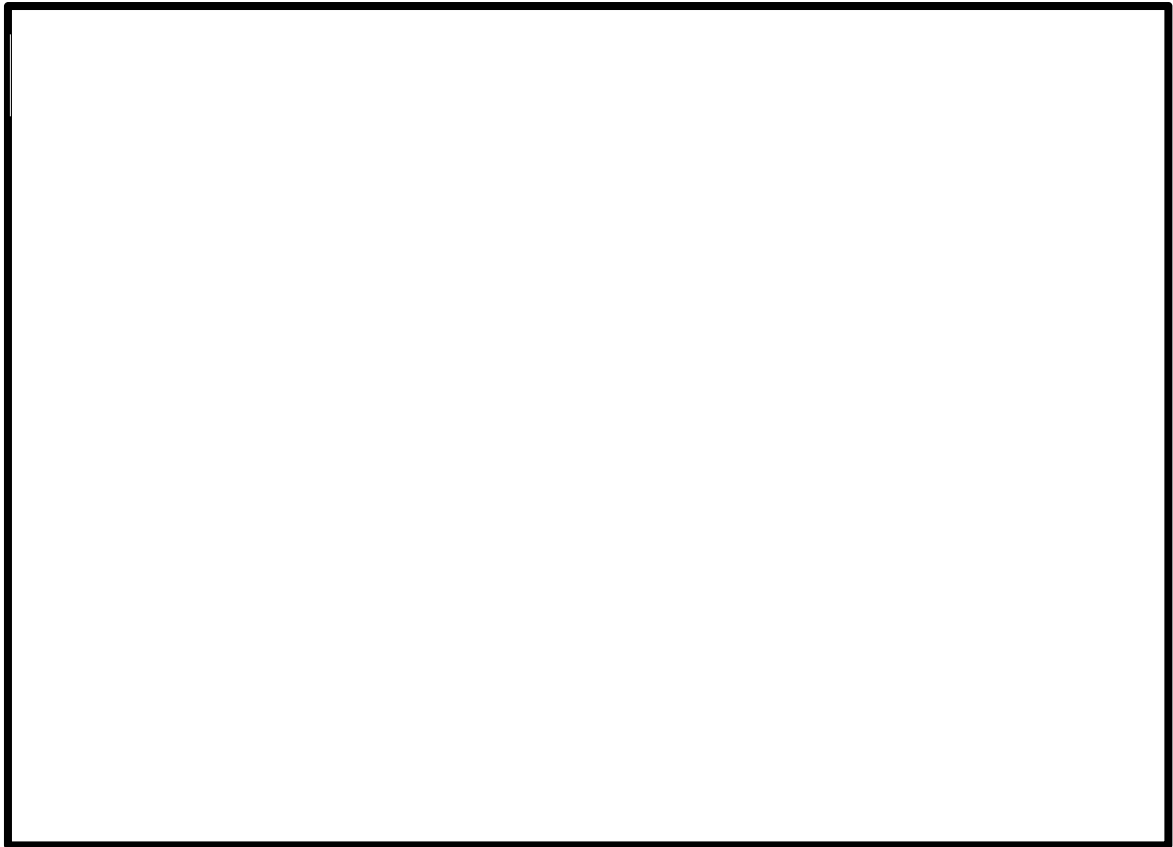


図 3.5-1 Vallecitos 試験 125 における下部プレナムのほう酸混合係数（5%炉心流量）



図 3.5-2 Vallecitos 試験 125 における炉心のほう酸混合係数（5%炉心流量）



図 3.5-3 Vallecitos 試験 122 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)



図 3.5-4 Vallecitos 試験 122 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)



図 3.5-5 Vallecitos 試験 327 における下部プレナムのほう酸混合係数 (10%炉心流量)



図 3.5-6 Vallecitos 試験 327 における炉心のほう酸混合係数 (10%炉心流量)

4 ATWS解析への適用例

REDYコード (REDY Ver. 1 (ATWS用), REDY Ver. 2) 及びSCATコード (SCAT Ver. 3) の有効性評価に対して, 比較用の参考解析としてTRACGコードをATWS解析に適用した結果について例示する。

なお, ATWS解析では, 前章で説明したLASALLE不安定事象で検討した結果を反映して, チャンネルコンポーネントについて同じノード分割を用いた。

4.1 ABWR平衡炉心のMSIV誤閉止

図4.1-1～図4.1-8にABWRの平衡炉心においてMSIVの誤閉止を想定した場合のATWS解析結果を示す。燃料被覆管温度は最高で約550℃であり, 燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることが分かる。

参考に, 軸方向出力分布, 燃焼度点及び初期炉心流量が異なる条件についても確認した。評価した中で厳しい結果を与える下部ピーク炉心, サイクル末期, 初期炉心流量90%の場合であっても, 燃料被覆管温度は最高で約560℃であり, 燃料被覆管最高温度は判断基準に対して十分な余裕があることを確認した。図4.1-9～図4.1-16にATWS解析結果を示す。

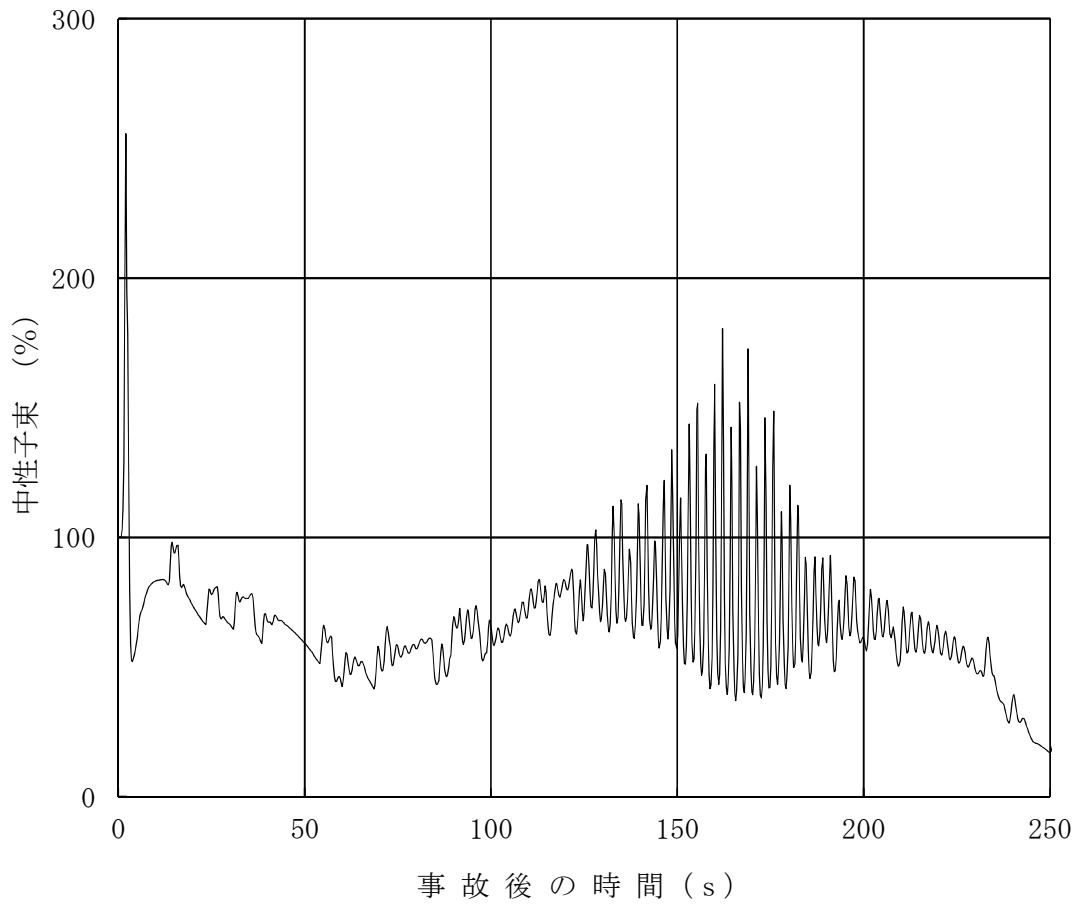


図 4.1-1 ATWS時の中性子束の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

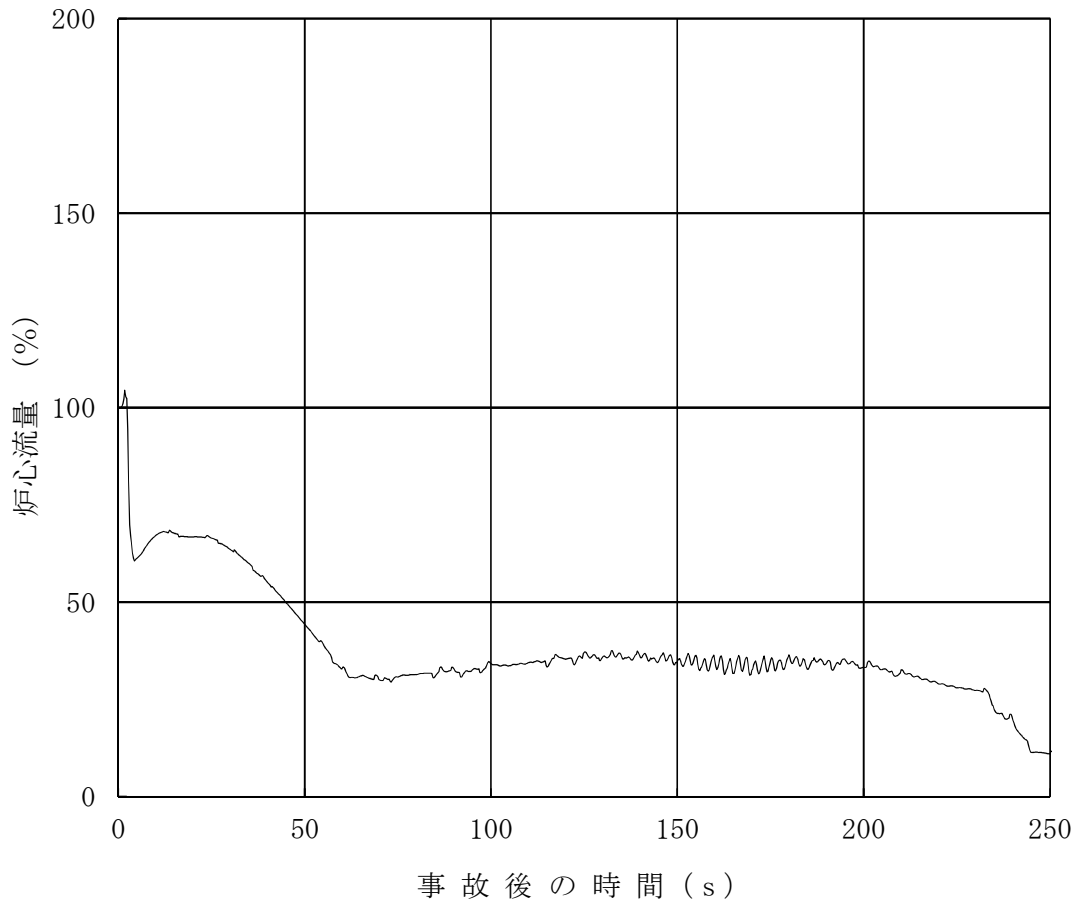


図 4.1-2 ATWS時の炉心流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

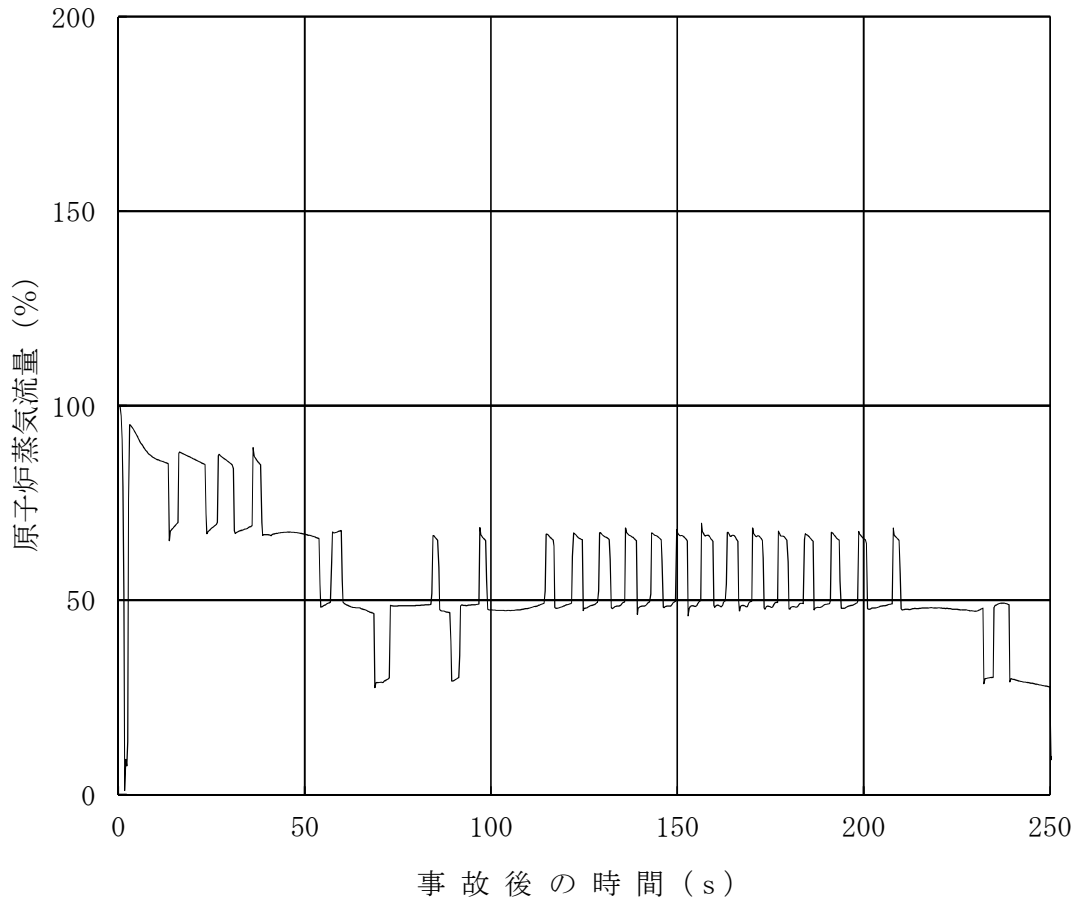


図 4.1-3 ATWS時の原子炉蒸気流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

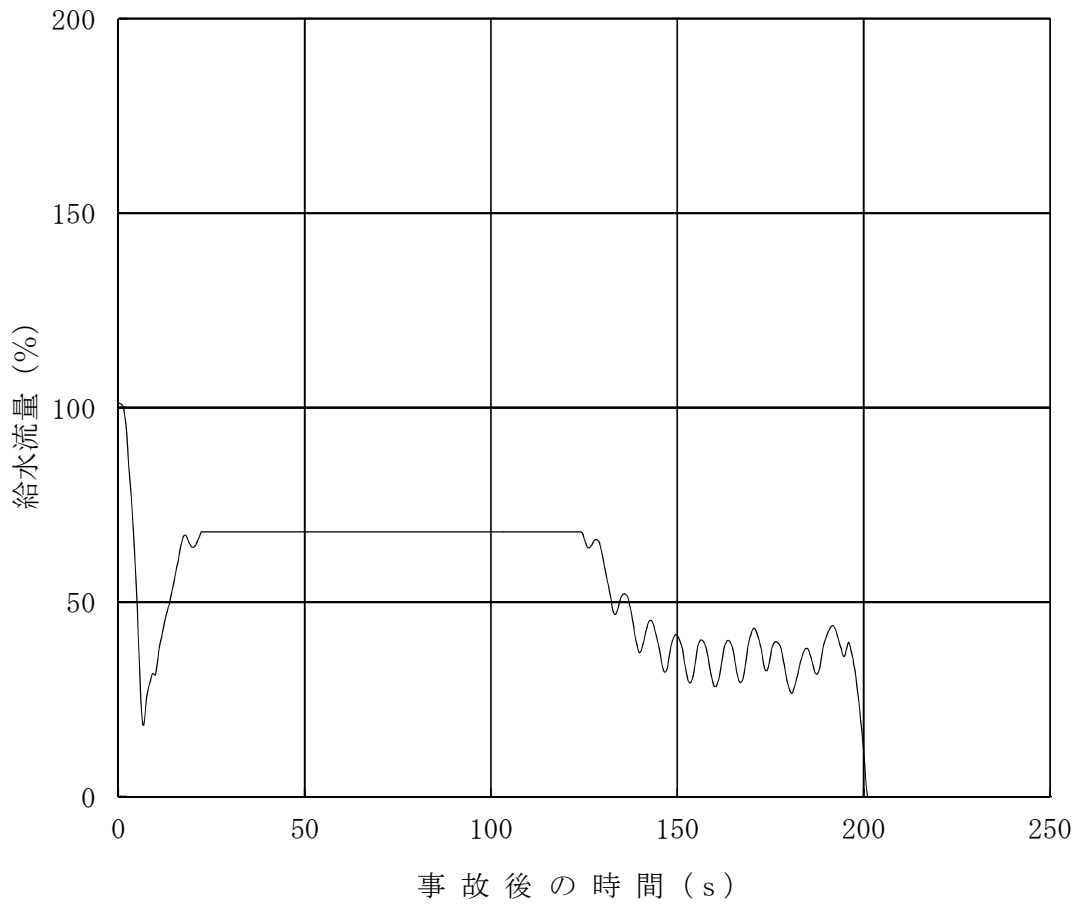


図 4.1-4 ATWS時の給水流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

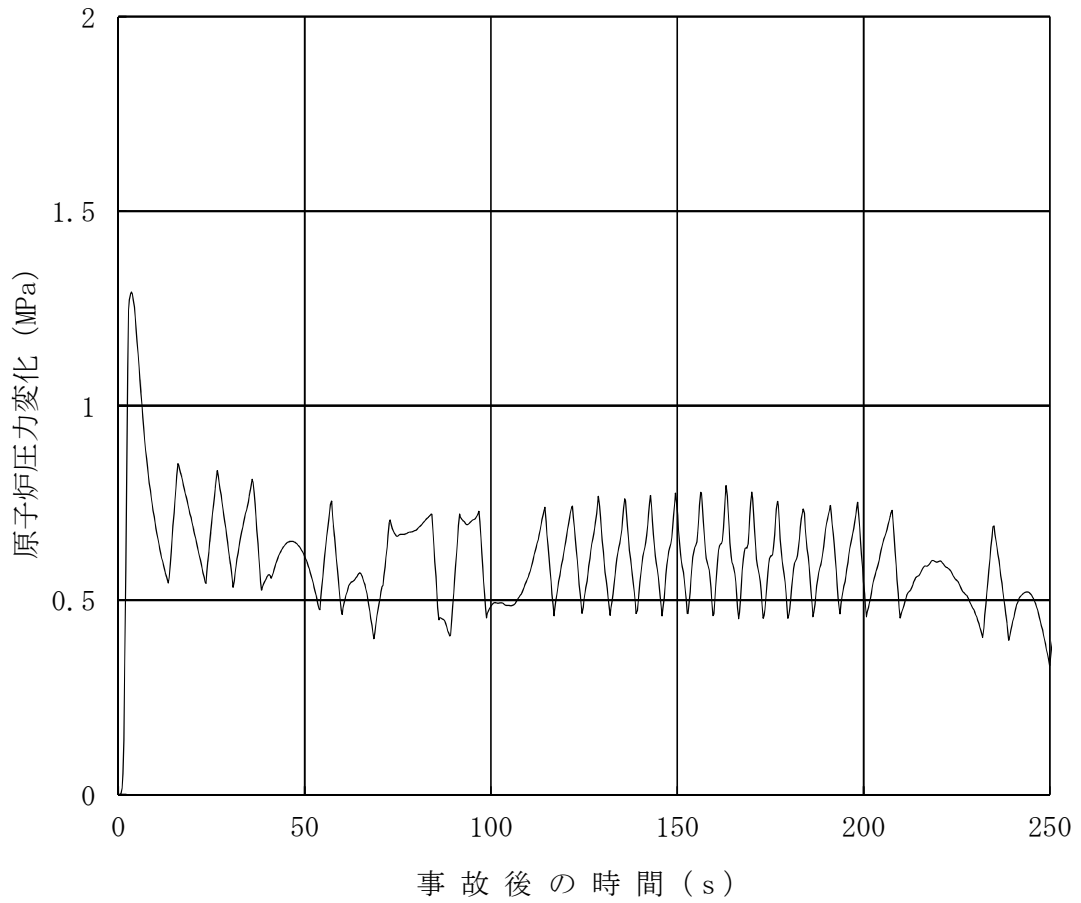


図 4.1-5 ATWS時の原子炉圧力変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

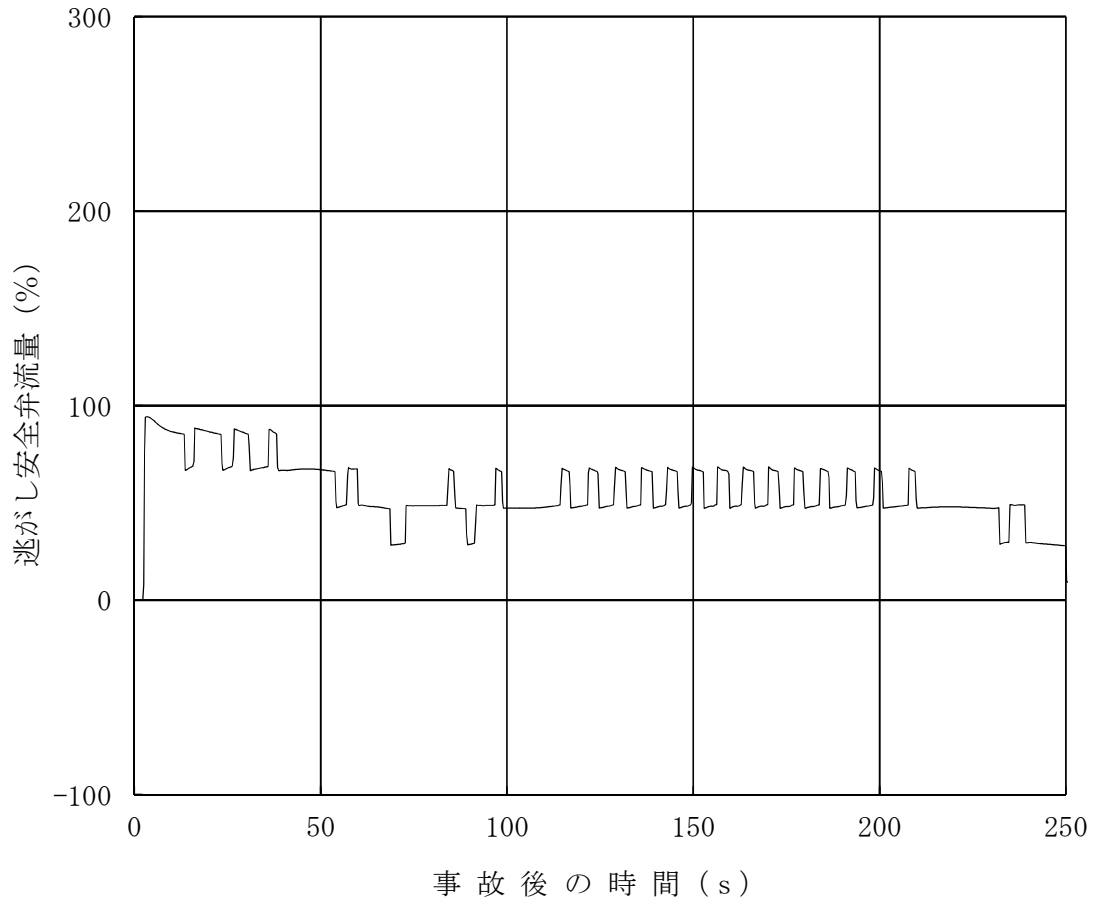


図 4.1-6 ATWS時の逃がし安全弁流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

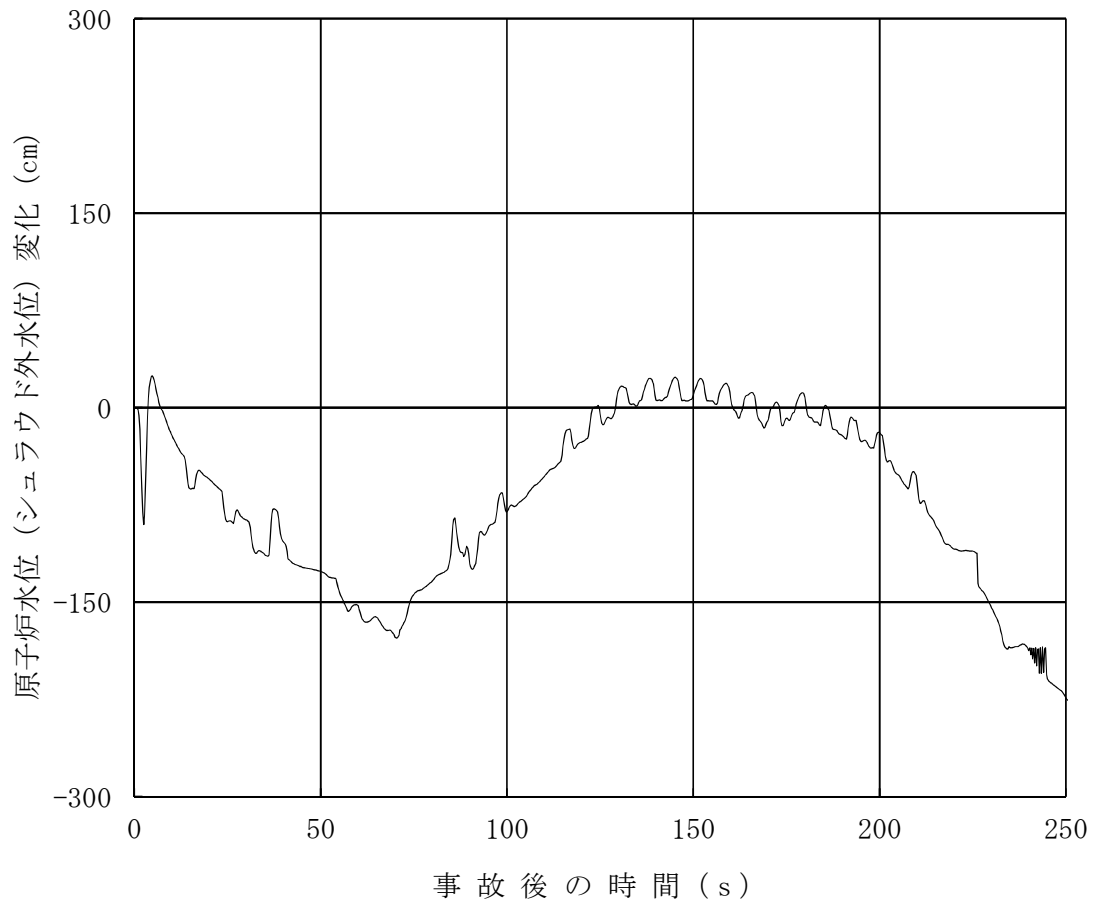


図 4.1-7 ATWS時の原子炉水位変化の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

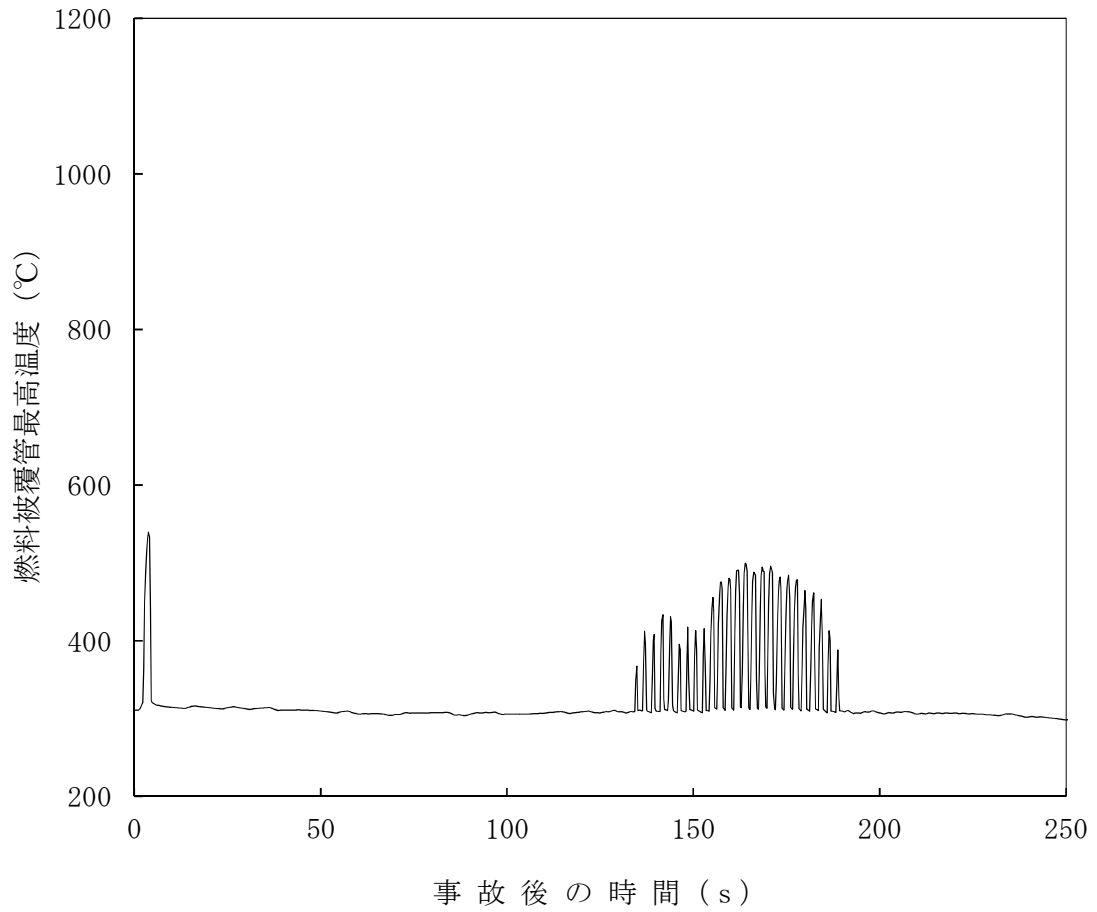


図 4.1-8 ATWS時の燃料被覆管最高温度の時間推移
(ABWR, 平衡炉心)

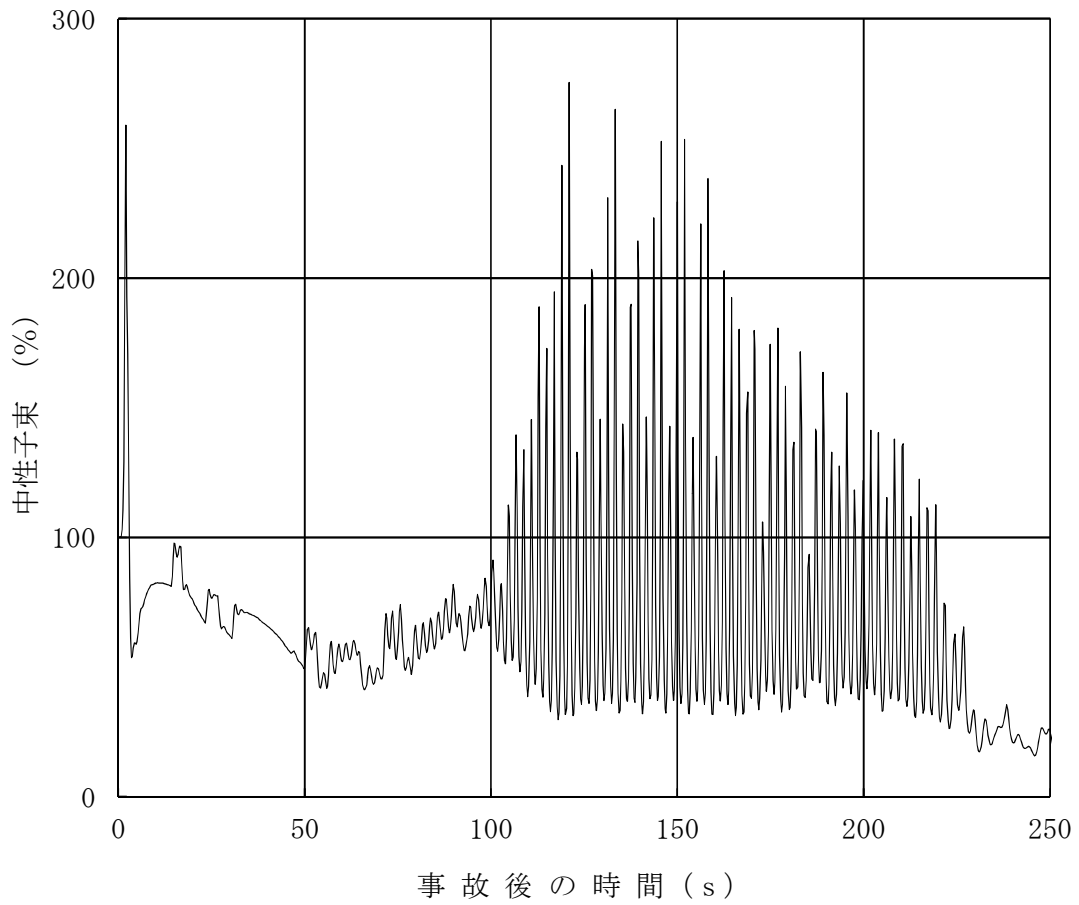


図 4.1-9 ATWS時の中性子束の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

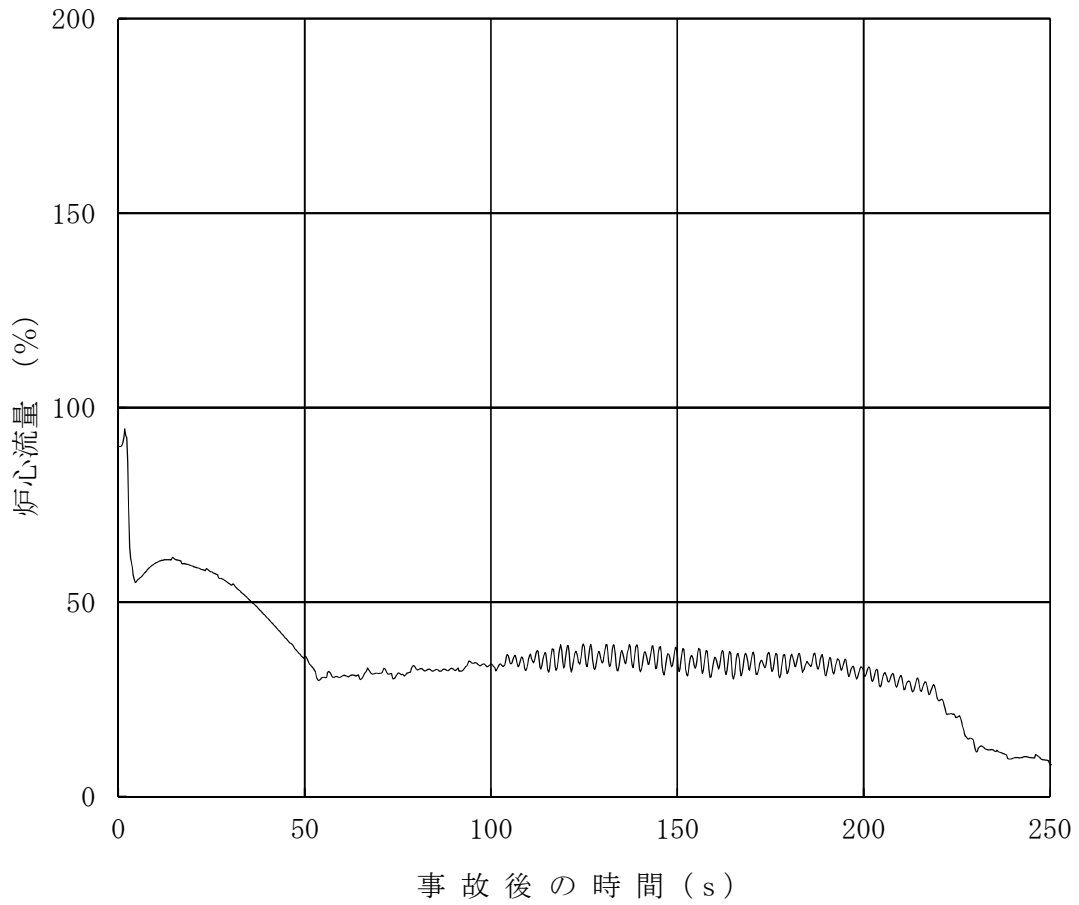


図 4.1-10 ATWS時の炉心流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

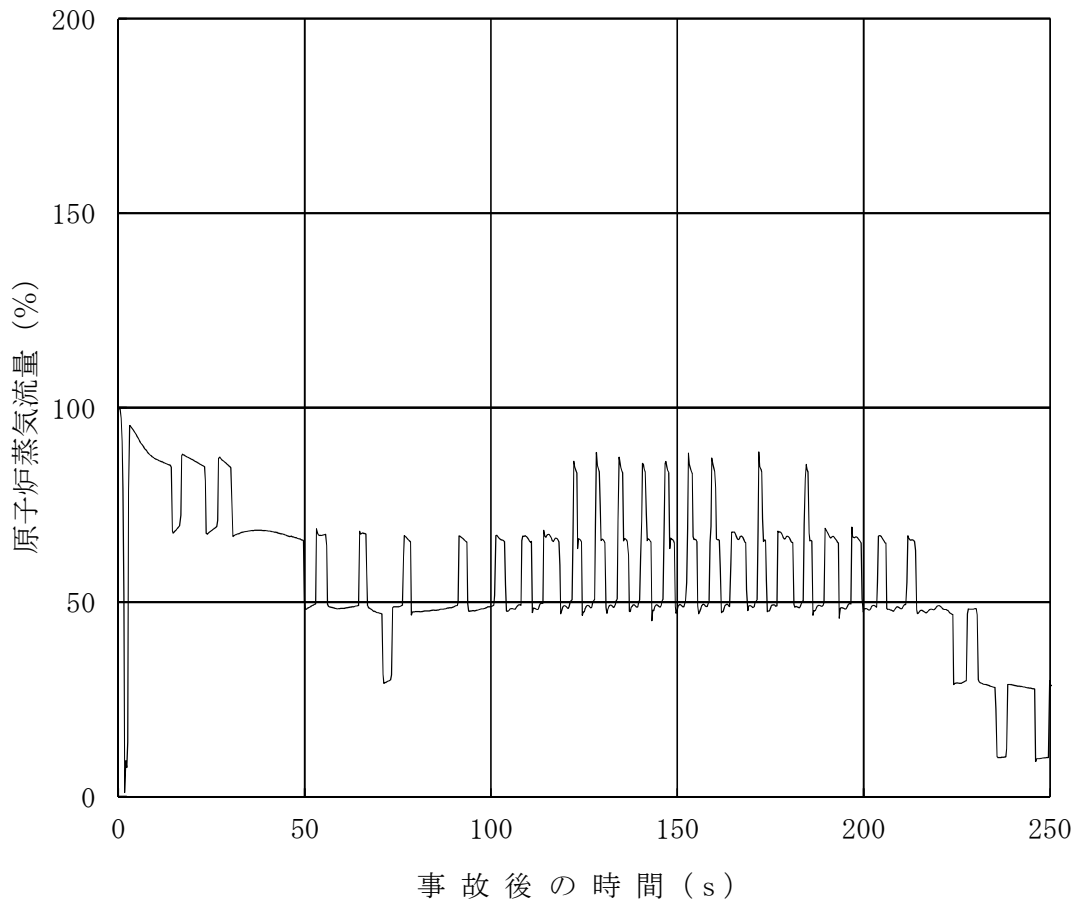


図 4.1-11 ATWS時の原子炉蒸気流量の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

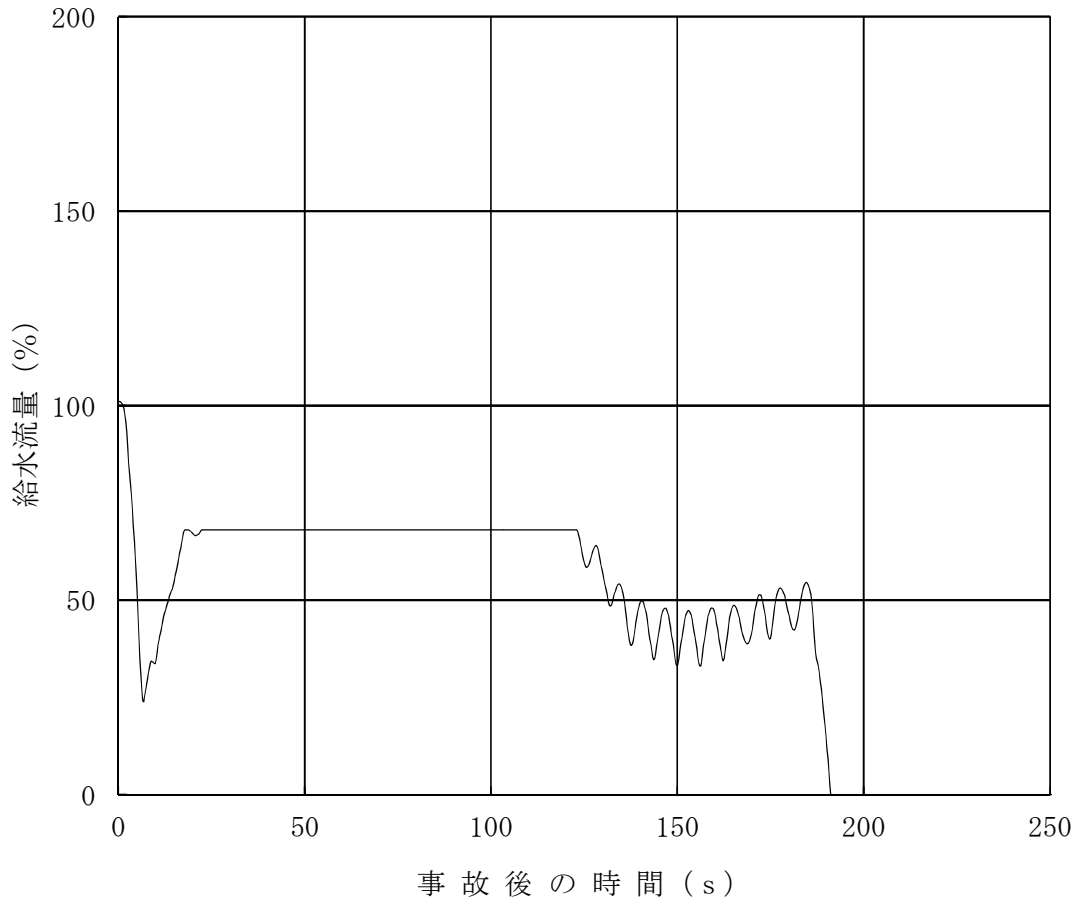


図 4.1-12 ATWS時の給水流量の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

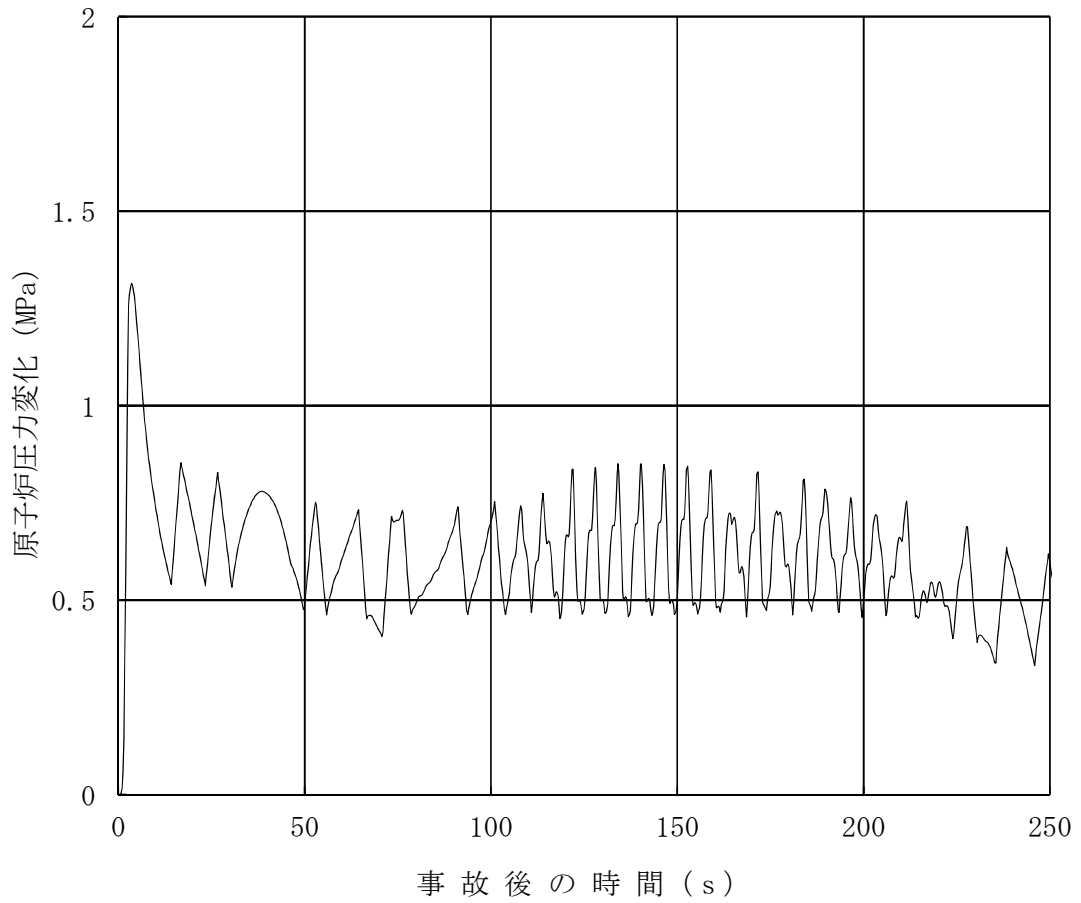


図 4.1-13 ATWS時の原子炉圧力変化の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

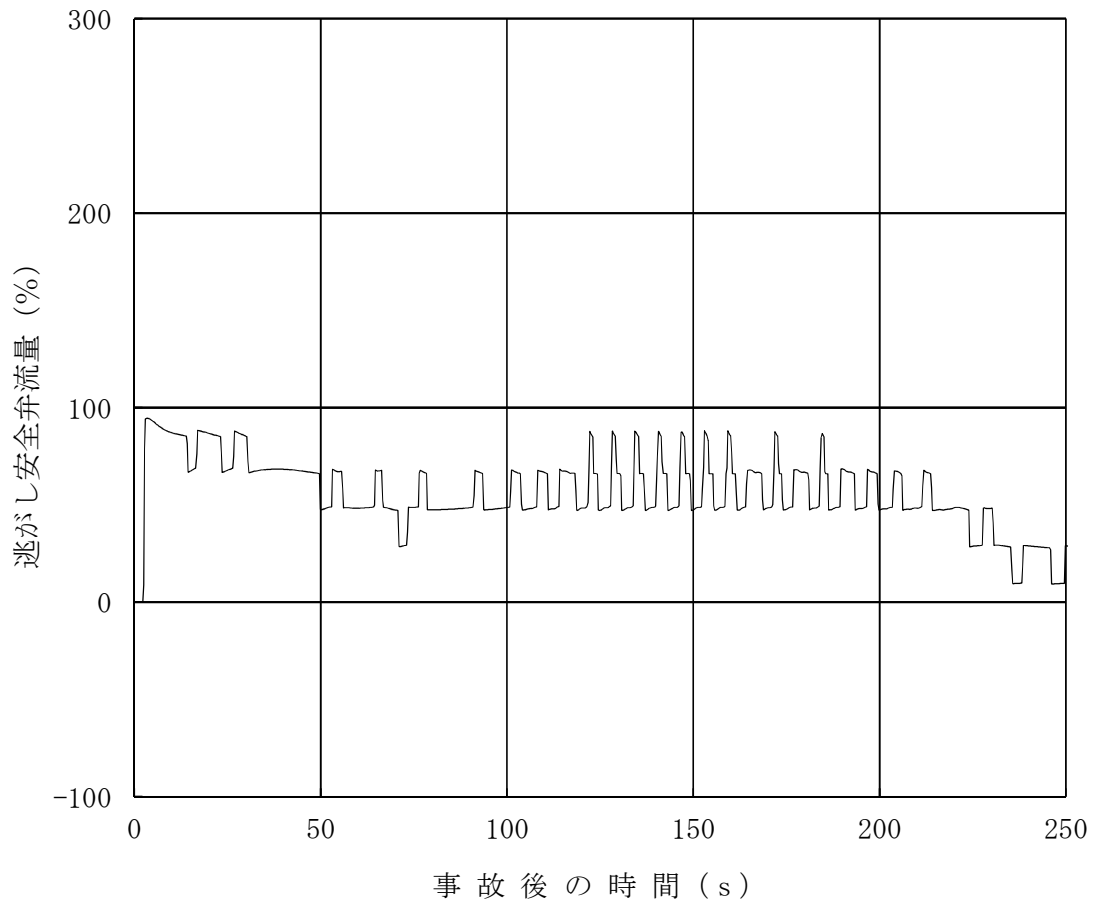


図 4.1-14 ATWS時の逃がし安全弁流量の時間推移
(ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

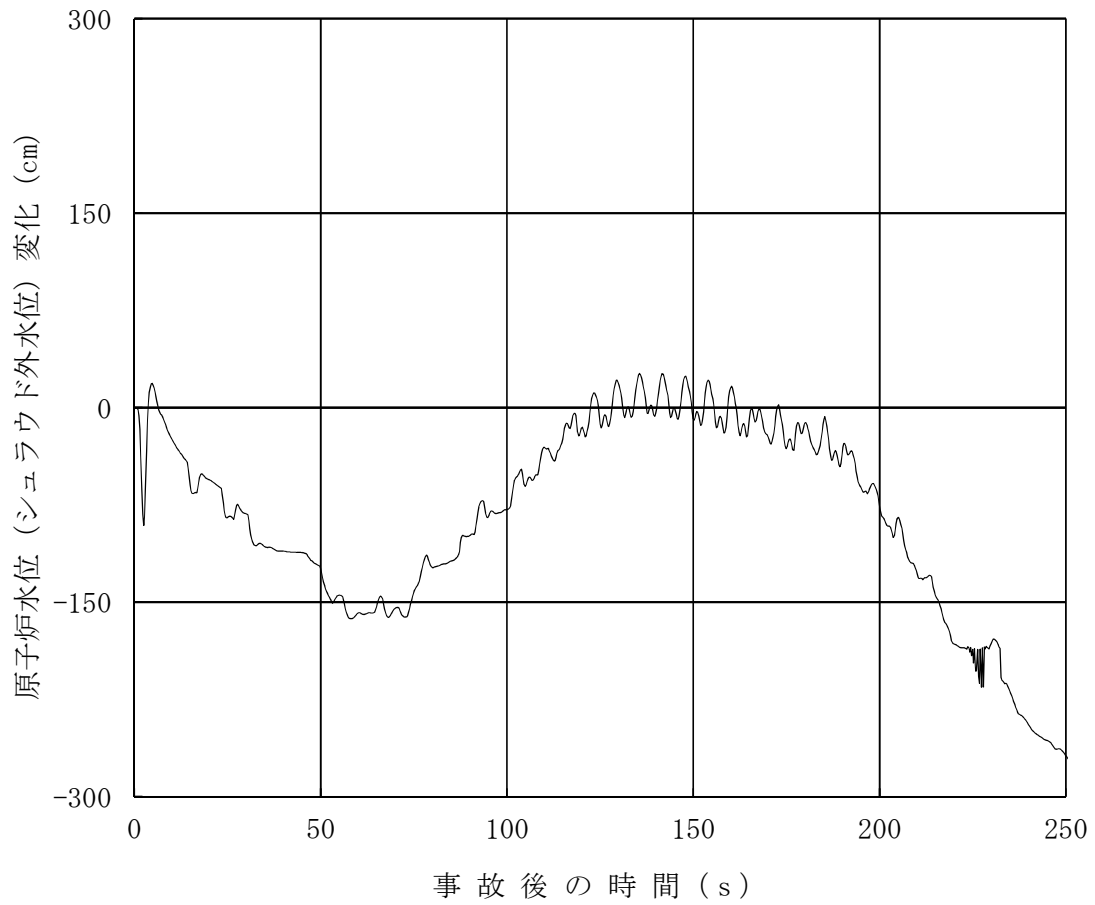


図 4.1-15 ATWS時の原子炉水位変化の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

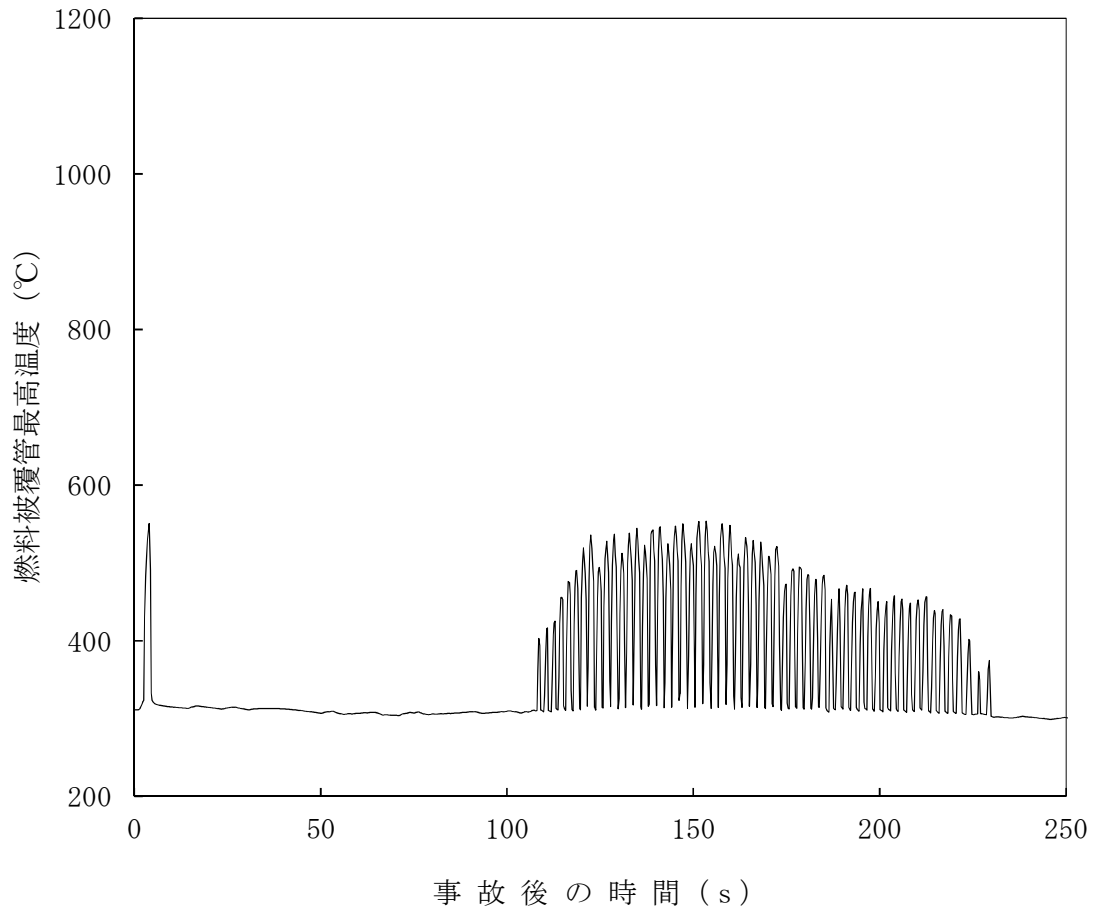


図 4.1-16 ATWS時の燃料被覆管最高温度の時間推移
 (ABWR, 平衡炉心, 初期条件変更)

参考文献

- (1) J. A. Borkowski, et al., *TRAC-BF1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Accident Analysis*, NUREG/CR-4356, Idaho National Engineering Laboratory, 1992.
- (2) R. J. Pryor, et al., *TRAC-PIA An Advanced Best-Estimate Computer Program for PWR LOCA Analysis*, Los Alamos Scientific Laboratory, NUREG/CR-0665, May 1979.
- (3) D. D. Taylor, et al., *TRAC-BD1/MOD1: An Advanced Best Estimate Computer Program for Boiling Water Reactor Transient Analysis*, Volumes 1-4, NUREG/CR-3633, Idaho National Engineering Laboratory, April 1984.
- (4) J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, Basic Models for the BWR Version of TRAC*, GEAP-22051, NUREG/CR-2573, EPRI NP-2375, April 1983.
- (5) Y. K. Cheung, V. Parameswaran and J. C. Shaug, *BWR REFILL-REFLOOD Program, Task 4.7 - Model Development, TRAC-BWR Component Models*, GEAP-22052, NUREG/CR-2574, EPRI NP-2376, April 1983.
- (6) Md. Alamgir, *BWR REFILL-REFLOOD Program Task 4.8 - TRAC-BWR Model Qualification for BWR Safety Analysis*, Final Report, GEAP-22049, NUREG/CR-2571, EPRI NP-2377, July 1983.
- (7) J. G. M. Andersen and C. L. Heck, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 1 - Numerical Methods*, GEAP-30875-1, NUREG/CR-4127-1, EPRI NP-3987-1, April 1985.
- (8) K. H. Chu, J. G. M. Andersen, Y. K. Cheung and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 2 - Models*, GEAP-30875-2, NUREG/CR-4127-2, EPRI NP-3987-2, May 1985.
- (9) Y. K. Cheung, J. G. M. Andersen, K. H. Chu and J. C. Shaug, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST) Program, TRAC-BWR Model Development, Volume 3 - Developmental Assessment for Plant Application*, GEAP-30875-3, NUREG/CR-4127-3, EPRI NP-3987-3, June 1985.
- (10) W. A. Sutherland, Md. Alamgir, J. A. Findlay and W. S. Hwang, *BWR Full Integral Simulation Test (FIST), Phase II Test Results and TRAC-BWR Model Qualification*, GEAP-30876, NUREG/CR-4128, EPRI NP-3988, June 1985.
- (11) J. G. M. Andersen, J. K. Garrett and J. C. Shaug, *TRACG Analysis of BWR Plant Stability Data*, Proceedings from the International Workshop on Boiling Water Reactor Stability, Brookhaven, New York, October 1990.

- (12) J. G. M. Andersen, et al., *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 2, January 2000.
- (13) J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for SBWR*, NEDC-32725P, Rev. 1, August 2002.
- (14) J. R. Fitch, et al., *TRACG Qualification for ESBWR*, NEDC-33080P, Rev. 1, May 2005.
- (15) T. Iwamoto, M. Tamitani and B. R. Moore, *Methods, Benchmarking and Applications of BWR Core Simulator AETNA*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.
- (16) J. G. M. Andersen, et al., *TRACG Qualification*, NEDE-32177P, Rev. 3, August 2007.
- (17) M. Tamitani, T. Iwamoto and B. R. Moore, *Development of Kinetics Model for BWR Core Simulator AETNA*, Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol.40, No.4, p. 201-202, April 2003.
- (18) J. G. M. Andersen et al., *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 3, April 2006.
- (19) H. Christensen, *Power-to-Void Transfer Functions*, ANL-6385, July 1961.
- (20) J.F. Wilson, R.J. Grenda and J.F. Patterson, *Steam Volume Fraction in a Bubbling Two-Phase Mixture*, Trans. Am. Nucl. Soc. 4(2), P 356-357, 1961.
- (21) S. Morooka, T. Ishizuka, M. Iizuka and K. Yoshimura, *Experimental Study on Void Fraction in a Simulated BWR Fuel Assembly (Evaluation of Cross-Sectional Averaged Void Fraction)*, Nuclear Engineering and Design 114, pp.91-98 (1989).
- (22) T. Mitsutake, S. Morooka, K. Suzuki, S. Tsunoyama and K. Yoshimura, *Void Fraction Estimation Within Rod Bundles Based on Three-Fluid Model and Comparison with X-ray CT Void Data*, Nuclear Engineering and Design 120, pp. 203-212 (1990).
- (23) G. Agostini, A. Era and A. Premoli, *Density Measurements of Steam-Water Mixtures Flowing in a Tubular Channel Under Adiabatic and Heated Conditions*, CISE-R-291, December 1969.
- (24) D. K. Felde, et al., *Facility Description-THTF MOD 3 ORNL PWR BDHT Separate-Effects Program*, NUREG/CR-2640 (ORNL/TM-7842), September 1982.
- (25) D. G. Morris, et al., *An Analysis of Transient Film Boiling of High-Pressure Water in a Rod Bundle*, NUREG/CR-2469 (ORNL/NUREG-85), March 1982.
- (26) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Description of the Test Facility*, MXC-101, Marviken, Sweden, May 1982.

- (27) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 15*, MXC-215, Marviken, Sweden, May 1982.
- (28) *The Marviken Full-Scale Critical-Flow Tests - Results from Test 24*, MXC-224, Marviken, Sweden, May 1982.
- (29) B. Matzner and D. A. Wilhelmson, *Critical Power and Pressure Drop Tests - Step II Fuel Design Standardization Program for BWR/2-5 Reload Fuel*, NEDC-31499P, 1987.
- (30) GE Nuclear Energy, *Critical Power and Pressure Drop Tests of Simulated 10X10 Bundle Designs Applicable to GE14*, NEDC-32874P, March 2000.
- (31) GE Nuclear Energy, *TASC-03A - A Computer Program for Transient Analysis of a Single Channel*, NEDC-32084P-A, Rev. 2, July 2002.
- (32) R. K. McCardell, D. I. Herborn and J. E. Houghtailing, *Reactivity Accident Test Results and Analyses for the SPERT III E-Core - A Small, Oxide-Fueled, Pressurized-Water Reactor*, IDO-17281, AEC Research and Development Report, March 1969.
- (33) K. Azekura, et al., *Development of a BWR Lattice Analysis Code LANCER Based on an Improved CCCP Method*, Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, South Carolina, USA, Oct. 5-8, 2003.
- (34) W. J. Letzring, *Preliminary Facility Description Report for the BD/ECC 1A Test Phase*, GEAP-23592/NRC-2, December 1977.
- (35) D. Seely, and R. Muralidharan, *BWR Low Flow Bundle Uncovery Test and Analysis*, General Electric Company, GEAP-24964, NUREG/CR-2231, EPRI NP-1781, August 1981.
- (36) L. S. Lee, G. L. Sozzi and S. A. Allison, *BWR Large Break Simulation Tests - BWR Blowdown/Emergency Core Cooling Program*, Volumes 1 & 2, General Electric Company, GEAP-24962-1, NUREG/CR-2229, EPRI NP-1783, March 1981.
- (37) *Transient and Stability Tests at Peach Bottom Atomic Power Station Unit 2 at End of Cycle2*, EPRI NP-564, June 1978.
- (38) T. Iwamoto, et al., *Validation of LANCR01/AETNA01 BWR Code Package against FUBILA MOX Experiments and Fukushima Daiichi Nucleare Power Plant Unit 3 MOX Core*, PHYSOR 2014 - The Role of Reactor Physics Toward a Sustainable Future, The Westin Miyako, Kyoto, Japan, September 28 - October 3, 2014.
- (39) USNRC, *AEOD Concerns Regarding The Power Oscillation Event at LaSalle 2(BWR-5)*, AEOD Special Report S803, 1988.
- (40) J. M. Dotson, et al., *Three-dimentional Boron Mixing Model*, NEDE-22267, October 1982.

- (41) GE Hitachi Nuclear Energy, *TRACG Model Description*, NEDE-32176P, Rev. 4, January 2008.
- (42) 株式会社グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパン「炉心核熱水力特性解析システム システム全般」, GLR-005 システム編 (平成 27 年 4 月)

添付1 TRACGコードによる中性子束振動に係る解析結果を参考として用いる理由について

BWRにおいて高出力・低炉心流量状態となった場合、以下に示すような中性子束振動及び流量振動が発生することがある。

(1) チャンネル安定性

BWRの炉心は上下に共通のプレナム部を有する多数の燃料チャンネルが配置されている。各チャンネル内では、チャンネル入口から流入する冷却材が、非沸騰、サブクール沸騰、飽和沸騰へとチャンネル出口に向かって連続的な変化を示す。何らかの要因により摂動（例えば、冷却材流量の増加）が加えられると、チャンネルの入口と出口の間の差圧が変化するが、上下プレナム間の差圧は一定であるため、摂動は抑制される。この際、摂動の影響が大きいチャンネル下流側（二相流領域）に摂動を受けた流れが到達するのに時間遅れがあるため、流量振動が起きることがある。これをチャンネル安定性という。

(2) 炉心安定性、領域安定性

BWRにおいて例えば出力が上昇した場合、ボイド率が増加して負の反応度が投入され、出力が抑制される。その後、出力低下によりボイド率が減少して正の反応度が投入されるが、ボイド率の変化に時間遅れがあることにより出力振動（中性子束振動）が起きることがある。このようなボイド率変動に伴う反応度フィードバック以外に、燃料棒温度変動に伴う反応度フィードバック、炉心流量変化がチャンネル入口部から原子炉内構造物（上部プレナム、セパレータ、再循環系、下部プレナム）を経て炉心入口部に戻ることに伴う流量フィードバック及び(1)に述べたチャンネル安定性も重畳して、中性子束振動が起きる。

このようなメカニズムにより炉心全体の中性子束振動が発生するものを炉心安定性、空間的に高次モードでの中性子束振動が起きるものを領域安定性という。

上記(1)、(2)に関して、REDYコードでは、核特性は一点近似動特性モデルを用い、ボイド率、圧力損失等の熱水力特性は炉心を一点に近似した集中定数モデルを用いているため、チャンネル安定性、チャンネル安定性を含んでいる炉心安定性、チャンネル安定性に加え炉心内の領域間の振動を取扱う領域安定性のいずれも模擬することは困難である。

一方、TRACGコードでは、核特性モデル及び熱水力モデルで原子炉圧力容器内を三次元的に取り扱い、熱水力モデルでは二相流二流体場の6個の方程式により、質量、運動量及びエネルギーについて液相及び気相を個別に取り扱うことができるので、チャンネル安定性、炉心安定性、領域安定性のいずれの安定性も評価することが可能である。

このため、短時間領域での中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響を確認するために、参考としてTRACGコードによる評価を行っている。

参考資料 2

J A S M I N E

目 次

1.	はじめに.....	参考 2-3
2.	使用実績及び解析モデルについて.....	参考 2-4
2.1	使用実績.....	参考 2-4
2.2	解析モデル.....	参考 2-6
2.2.1	背景.....	参考 2-6
2.2.2	解析モデルの構成.....	参考 2-6
2.2.3	解析モデルの説明.....	参考 2-9
2.3	入出力.....	参考 2-21
2.3.1	入力例.....	参考 2-22
2.3.2	出力例.....	参考 2-28
3.	解析結果の例示.....	参考 2-29
4.	水蒸気爆発実験への適用例.....	参考 2-31
4.1	粗混合実験解析.....	参考 2-31
4.1.1	解析条件.....	参考 2-31
4.1.2	解析結果.....	参考 2-35
4.2	爆発実験解析.....	参考 2-37
4.2.1	解析条件.....	参考 2-37
4.2.2	解析結果.....	参考 2-42
5.	参考文献.....	参考 2-49
添付 1	水蒸気爆発時のウォーターハンマーについて.....	参考 2-50
添付 2	水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について.....	参考 2-54

1. はじめに

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では，運転時の異常な過渡変化，原子炉冷却材喪失事故又は全交流動力電源喪失が発生するとともに，非常用炉心冷却系等の安全機能の喪失が重畳する。このため，緩和措置がとられない場合には，溶融炉心と原子炉圧力容器外の原子炉冷却材が接触し，このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器破損に至る可能性がある。

この原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象発生の可能性は，これまでの知見からも極めて低いと考えられる。しかしながら，水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し，ペDESTAL等の原子炉格納容器の構造部材の支持機能に対する影響を確認しておくことは，格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。

本資料では，水蒸気爆発の現象を評価する解析コードである J A S M I N E コードについて，以下の内容をまとめる。

- ・ 使用実績及び解析モデル
- ・ 実験結果とのベンチマーク

2. 使用実績及び解析モデルについて

2.1 使用実績

水蒸気爆発解析コード J A S M I N E (JAEA Simulator for Multiphase I N T e r a c t i o n s and Explosions) ⁽¹⁾は、日本原子力研究開発機構 (以下「J A E A」という。)にて開発された水蒸気爆発の現象を評価する解析コードであり、水蒸気爆発の粗混合過程及び伝播膨張過程 (爆発過程)における伝熱流動現象のシミュレーションを行うことができる。

表 2-1 に J A S M I N E コードの主な適用実績を示す。J A S M I N E コードは、FARO 及び KROTOS における各種実験結果とのベンチマークにより水蒸気爆発時の挙動を適切に模擬できることが確認されている他、SERENA 実験解析への適用⁽²⁾、炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率評価への適用実績⁽³⁾がある。

(1)格納容器破損確率評価への適用

BWR 及び PWR モデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を、水蒸気爆発の解析コードである J A S M I N E コードと確率論的手法を組み合わせ、評価した事例が文献⁽³⁾にて示されている。

BWR モデルプラント (Mark-II 型格納容器) を対象としたペDESTAL 領域水蒸気爆発解析の概要は以下のとおりである。

既存の確率論的安全評価より、ペDESTAL 領域における水蒸気爆発に対する寄与の大きい事故シーケンスとして「中破断 L O C A 時炉心冷却失敗、自動減圧成功」、「中破断 L O C A 時低圧注入作動、崩壊熱除去失敗」の各シーケンスグループが選定され、事故解析コードによる解析等に基づき原子炉圧力容器破損時の原子炉格納容器内熱水力条件及び熔融炉心条件が設定されている。

解析体系は二次元円筒座標系であり、径方向 13×軸方向 33 セルの解析格子でペDESTAL 領域が模擬されている。爆発解析では、体系の中心軸上で底から 2 番目のセルに爆発源を置き、トリガリングを与えている。

J A S M I N E コードは炉外水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために用いられている。評価の入力条件である水蒸気爆発の初期・境界条件、及び解析モデルに含まれるパラメータは、それぞれの不確かさを表す確率分布関数で与えられ、J A S M I N E 解析により、その不確かさを伝播させ、水蒸気爆発による負荷の確率分布が評価される。負荷を示す指標としては、プール水に与えられる運動エネルギーのピーク値、壁面の力積の飽和値がそれぞれ評価され、水蒸気爆発による負荷の累積確率分布が評価されている。

(2)SERENA 実験解析への適用

国際協力プロジェクトとして実施されている最新の OECD-NEA/SERENA 実験データを用いて、J A S M I N E コードを用い、SERENA 実験 TROI 装置体系を対象にメッシュモデルを作

成し、試験体系内での粗混合過程及び細粒化過程における熱流動解析が実施⁽²⁾されている。

SERENA 実験 FARO 装置は炉容器と圧力容器の2つに大別され、試験時には、炉容器内で融解した熔融デブリが開放弁及びノズルを通じて圧力容器内に設置された試験容器に流入する。試験容器は、直径 600mm、高さ 1.5mの円筒容器であり、水面高さが 1 mとなるように水が溜められている。解析体系は、圧力容器、圧力容器内の試験容器、メルト流入位置としてノズルが考慮されており、試験容器形状が軸対称形状であることから、二次元軸対称としてモデル化されている。

表 2-1 J A S M I N Eコードの主な適用実績

1	研究名称	軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価
	解析実施者	J A E A
	実施時期	2007 年 11 月
	研究概要	BWR及びPWRモデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を評価した。水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために、ラテン超方格サンプリング (LHS) による確率論的手法を用い、その中で水蒸気爆発コード J A S M I N Eコードを物理モデルとして使用した。評価対象はBWR Mark-II型のペDESTAL及び圧力抑制プール、PWRのキャビティにおける水蒸気爆発である。
2	研究名称	改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討
	解析実施者	独立行政法人 原子力安全基盤機構
	実施時期	平成 21 年度
	研究概要	F C I解析コード J A S M I N E Ver. 3 を用いて、SERENA 実験体系を対象にメッシュモデルを作成し、容器内熱流動解析を実施することによりその適用性について検討を実施。また作成したモデルを適用して感度解析を実施し、模擬熔融デブリ及びプール水の温度、プールの形状、模擬熔融デブリの組成について水蒸気爆発に対する影響を確認した。

2.2 解析モデル

2.2.1 背景

図 2-1 で示すとおり、水蒸気爆発は、熱的デトネーションモデル⁽⁴⁾において、4つの段階があると考えられている。それぞれの過程に関する現象を以下に示す。

- ・粗混合 低温冷却材内で高温の融体が粗い粒子として分散し、混合しながら蒸気膜によって断熱されている状態。（タイムスケール：0.1秒～数秒）
- ・トリガリング 蒸気膜の不安定化による急速な冷却材の蒸発及び溶融した液滴の細粒化の開始
- ・伝播 衝撃波の伝播に伴う溶融液滴の細粒化及び急速な熱伝達が生じる状態。（タイムスケール：数ミリ秒単位）
- ・膨張（爆発） 冷却材の蒸発と、周囲に負荷を生じさせる可能性のある混合物の膨張（爆発）

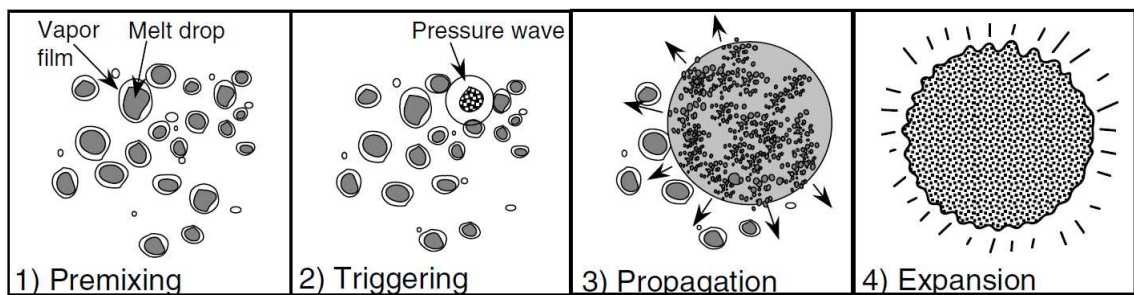


図 2-1 水蒸気爆発の現象論的な4つの段階⁽¹⁾

上で示した現象論的な4つの段階の仮定に基づくと、水蒸気爆発による発生エネルギーの評価は、通常次の2ステップを通して行われる。

- ・冷却材と粗混合状態にあり、続く爆発過程に関与し得る高温液体がもつ内部エネルギーの評価
- ・伝播と膨張（爆発）の過程を介する力学的エネルギーの評価

2.2.2 解析モデルの構成

原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用（以下「FCI」という。）で想定される現象と JASMIN Eコードの概念と構成を図 2-2 に示す。JASMIN Eコードは溶融炉心挙動モデルと冷却材の多相流動モデルの2つで構成される。溶融炉心モデルは融体ジェット、融体プール、融体粒子の3つのサブモデルを含む。冷却材の熱水力挙動を扱う多相流動モデルは、日本原子力研究所（JAERI）で開発されたACE-3Dコード⁽⁵⁾の修正

版である。

J A S M I N E コードは、粗混合過程と爆発過程の2段階に分けて水蒸気爆発の全過程を解析する。初めに、流動体系や流入する溶解物に関する初期・境界条件を与えることで粗混合過程が解析され、次に、解析時刻における粗混合計算の出力データに、爆発モデルオプションの指定を与えることで、爆発過程、即ち伝播と膨張過程が解析される。

粗混合過程と爆発過程の物理特性を表 2-2 にまとめる。

表 2-2 粗混合過程及び爆発過程の物理特性

	粗混合	爆発 (伝播, 膨張)
物理特性		
支配的な物理過程	重力 (浮力) による対流	衝撃波の伝播
時間スケール	0.1-10 s	0.1-10ms
融体サイズスケール	1 -10mm	1 -100 μ m

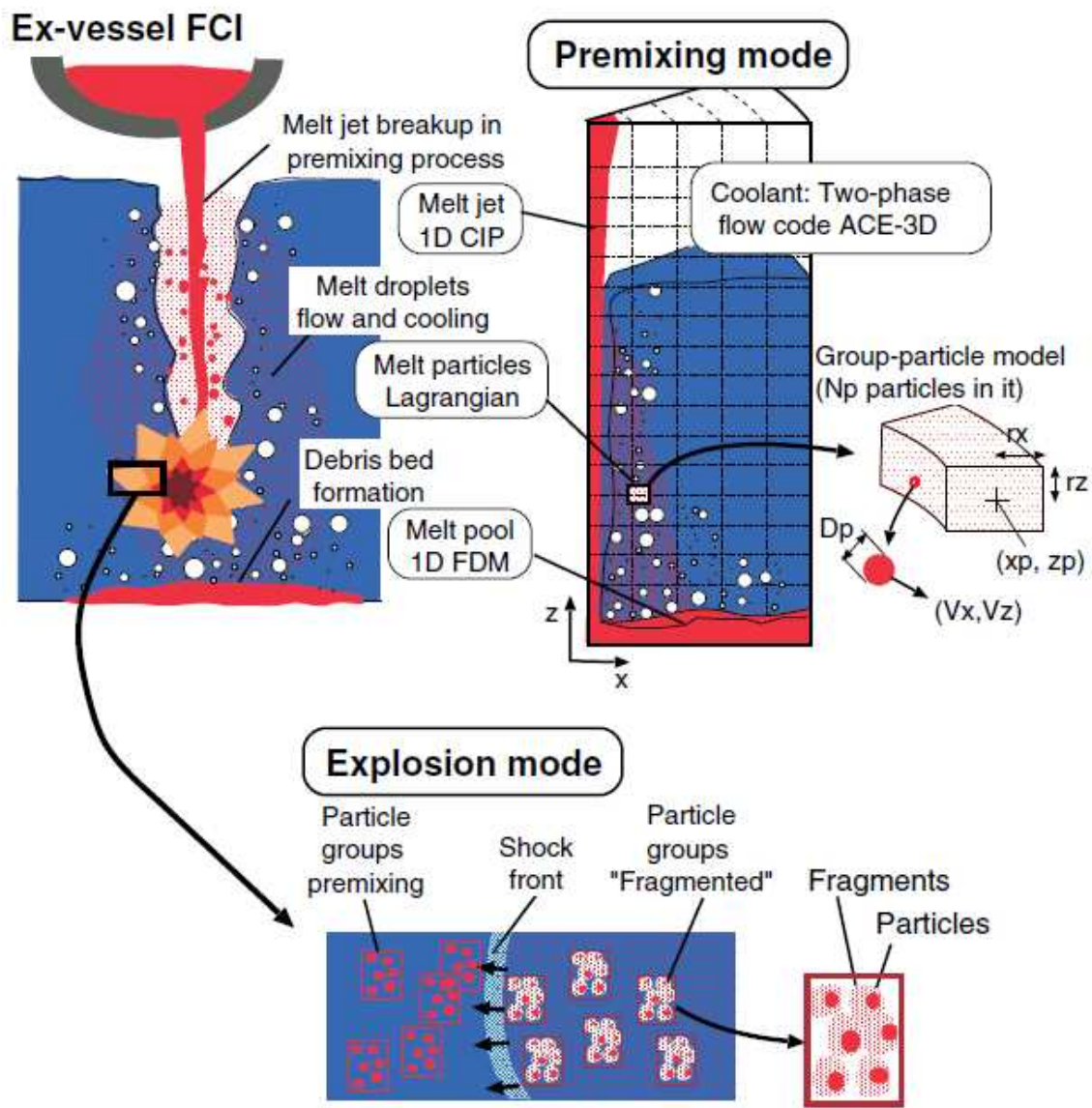


図 2-2 JASMINEコードの概念と構成⁽¹⁾

2.2.3 解析モデルの説明

(1) 融体ジェットモデル

融体ジェットに対しては、Z方向一次元の質量、内部エネルギー及び運動量保存則が解かれる。融体ジェット表面からの液滴の発生（融体ジェットからの質量エントレインメント）は、ジェット分裂長に対する実験相関式と融体ジェットの質量保存則に基づき求められる。図 2-3 は、融体ジェットがプール水で侵食され、下方に進むに従ってジェット直径が減少する様を表している。ジェットが完全に消失する水深をジェット分裂長 L_{brk} と呼ぶ。

ジェット分裂長は、Bond 数 $Bo_J > 50$ の条件では Taylor 型相関式⁽⁶⁾が用いられ、それ以外の場合は Saito らの相関式⁽⁷⁾によって次のとおり算出される。

$$\frac{L_{brk}}{D_{Ji}} = \begin{cases} 10 \left(\frac{\rho_J}{\rho_l} \right)^{1/2} & Bo_J = \frac{\rho_J \cdot g \cdot D_{Ji}^2}{\sigma_J} \geq 50 \\ 2.1 \left(\frac{\rho_J}{\rho_l} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{V_{Ji}^2}{g \cdot D_{Ji}} \right)^{1/2} & Bo_J = \frac{\rho_J \cdot g \cdot D_{Ji}^2}{\sigma_J} < 50 \end{cases} \quad (2.2-1)$$

ここで、 ρ_J と ρ_l はそれぞれジェットと水の密度、 σ_J はジェットの表面張力、 D_{Ji} は水面でのジェットの直径、 V_{Ji} は水面でのジェット流速、 g は重力加速度である。

融体液滴発生量、すなわち質量エントレインメントに対応する体積エントレインメント流量 (V_e) は、ジェット直径が水深とともに線形的に減少するという仮定で計算される。

$$V_e = \frac{V_J}{2} \cdot \left(\frac{D_{Ji}}{L_{brk}} \right) \cdot \sqrt{\frac{H_{pl}}{\max(L_{brk}, H_{pl})}} \quad (2.2-2)$$

ここで、 H_{pl} はプール深さ、 V_J はジェットの流速である。

質量エントレインメント流量 \dot{m}_e は、次のように求められる。

$$\dot{m}_e = C_{ent} \cdot \rho_J \cdot V_e \quad (2.2-3)$$

ここで、 C_{ent} は定数である。定数 C_{ent} を 1 として設定した場合、ジェットは実験に基づく相関式によって決定されたジェット分裂長で崩壊する。 C_{ent} を大きくするにつれ、ジェット分裂長は短くなる。

本融体ジェットモデルでは、ジェットからの伝熱は、表面積と冷却水内の移動時間のどちらにおいても、融体粒子や融体プールの場合と比較して小さいので、現在のところ考慮されていない。したがって、ジェットから冷却水への熱流束は 0 と設定される。

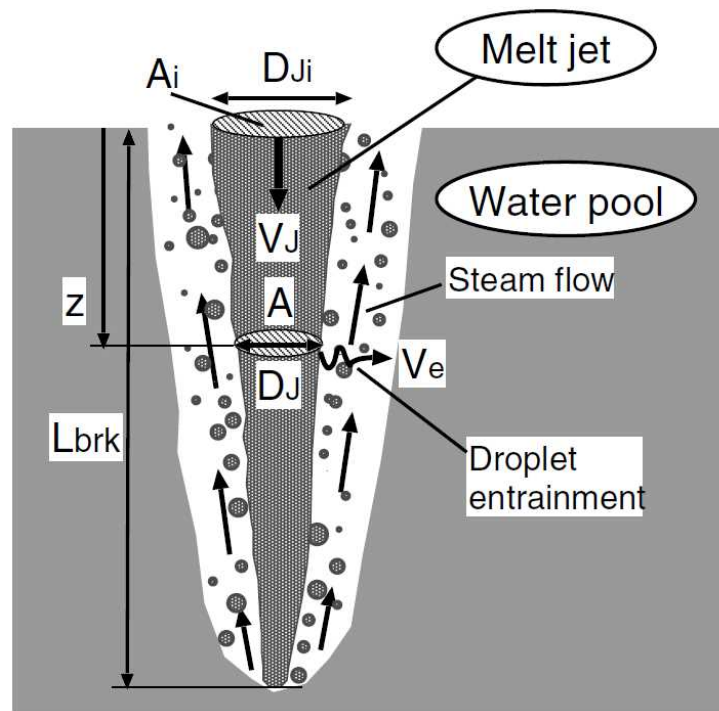


図 2-3 ジェット分裂モデルの概要 ⁽¹⁾

(2) 融体プールモデル

ジェット又は粒子群が底面に到達する際には、連続した融体を形成する可能性がある。

図 2-4 に、融体プールモデルの模式図を示す。融体プールモデルの概要を以下に示す。

- ・ X 方向一次元の質量，エネルギー及び運動量保存則を解く。
- ・ ジェットや粒子群から加わった融体質量を考慮する。
- ・ 融体プール表面における二相流及び床との摩擦影響は無視する。
- ・ 融体プール端の凝固を取り扱う。
- ・ 二相流と融体プール間の伝熱を考慮する。（図 2-5）
- ・ 流動様式が気泡流以外，すなわち核沸騰，膜沸騰状態となって気相体積が増加することによる熱流束緩和効果（ボイド効果）は，ベース熱流束にボイド率の関数としての係数を乗じることで考慮する。

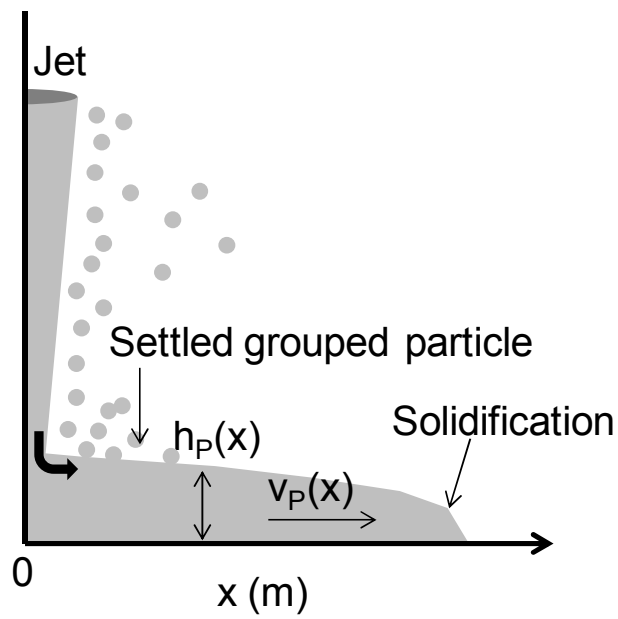


図 2-4 融体プールモデル模式図 (1)

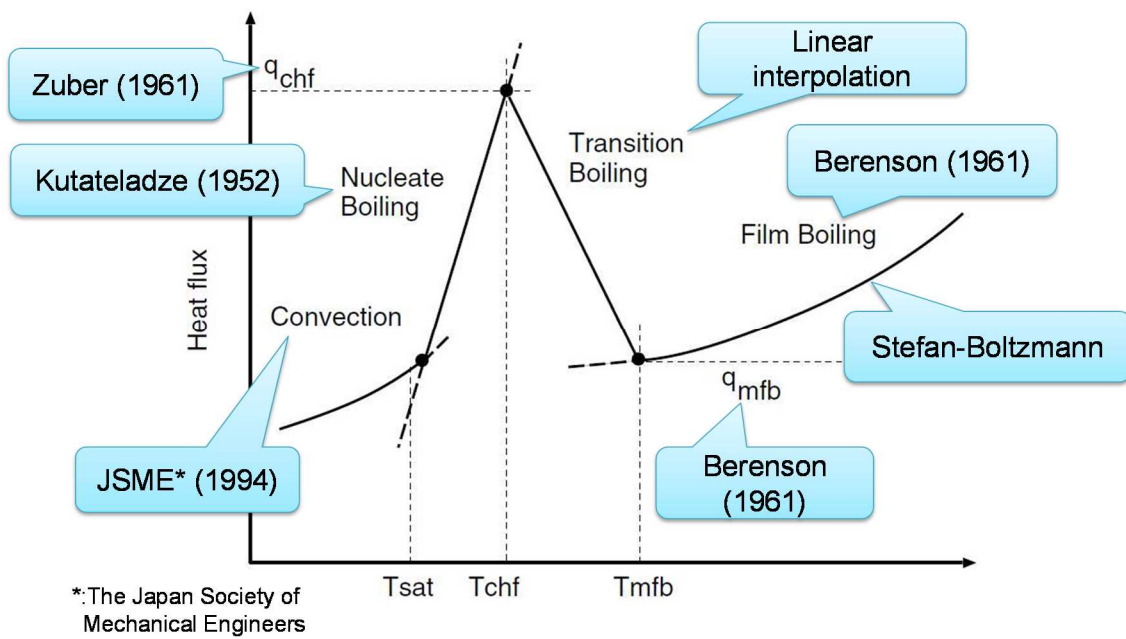


図 2-5 各沸騰状態において用いられる伝熱モデル (融体プール)

(3) 融体粒子モデル

実機体系のような大規模シミュレーションを可能とするために、グループ化された粒子（粒子群）の概念が導入された。図 2-6 に融体粒子モデルの概要図を示す。融体粒子モデルの概要を以下に示す。

- “粒子群”とは、同じ特性を持ち、X-Z 平面上の有限な空間を占める粒子のグループである。
- 粒子群の実際の形状、回転、拡散特性のような属性は無視される。
- それぞれの粒子群の代表粒子の動きやヒートバランスは、ラグランジュ方程式によって計算される。
- ジェット表面から粒子群が離れる前に、一定量以上の粒子を蓄える“前粒子群”概念が導入されている。前粒子群の融体ジェット表面からの放出基準を以下に示す。
 - 粒子群質量 > 0 ，かつ下記に示す少なくとも1つの状況に該当すること。
 - 粒子数が N_{per} の値を超える。
 - 前粒子群の X 方向のサイズが、格子の X 方向サイズの 4 分の 1 より大きい。
 - 前粒子群の X 方向の外側のエッジ位置が最初のセル境界を超える。
 - 存続時間が時間制限値 n_{hist} を超える。

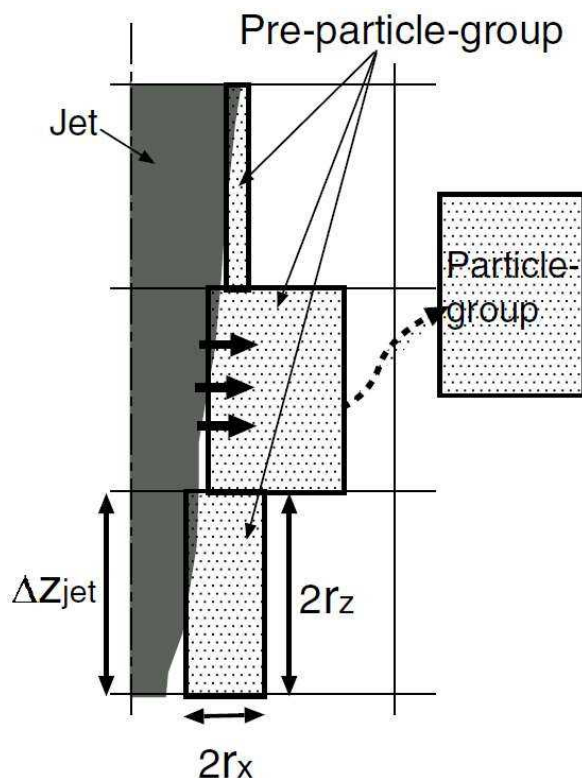


図 2-6 融体粒子モデル概要図 ⁽¹⁾

次に、粒子群の取り扱い手法について説明する。

図 2-7 に、物理的に非現実的な状況の発生を回避するために設けられた粒子群間のインターフェースにおける三つのモデルを示す。これらのモデルの特徴を以下に示す。

1. 接触する二つの粒子群の粒子の体積割合の総和が融合制限 $\alpha_{\text{pack}} (=0.6)$ 以上となる場合は、二つの粒子群は減衰係数 0.5 の条件で反発する。
2. 上記の条件を満たさず、かつ二つの接する粒子群が同じような特性を持つ場合、すなわち温度、粒子径、速度が 20%以内の差で一致する場合は、それらは融合して一つの粒子群となる。
3. 上記二つの条件を満たさない場合、二つの粒子群は干渉を起こさずにすり抜ける。

図 2-8 に、解析体系の境界において粒子群に適用する取扱い条件を示す。

1. 粒子群が中心境界に到達した場合、境界内側へ弾性衝突する。
2. 粒子群が頂部又は側部の境界に達した際は、減衰係数 0.1 の条件で境界内側へと反発する。
3. 粒子群が底へ到達した際、デブリプールと粒子群のどちらかが溶融している場合には粒子群はデブリプールと融合する。そうでない場合には、粒子群は冷え固まったデブリプール上に堆積し、デブリベッドを形成する。

図 2-9 に粒子に対する抗力係数の評価条件を示す。抗力係数は球体に対する一般的な評価式を用いる。

融体粒子に対する伝熱モデルの概要を以下に示す。

- ・ 粒子表面における熱伝達率は、図 2-10 に示す相関式により評価される。粒子が固化するかどうかは、その粒子の表面温度により判断される。
- ・ 粒子群周囲のボイド及び床への粒子群堆積に伴う伝熱効果の劣化の影響が考慮される。

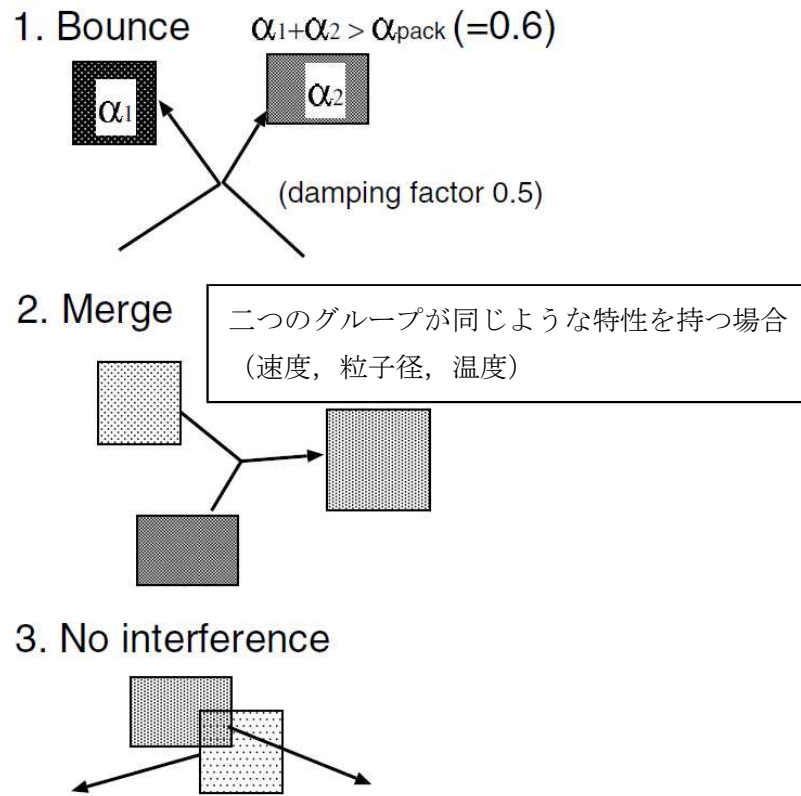


図 2-7 粒子群間のインターフェースモデル ⁽¹⁾

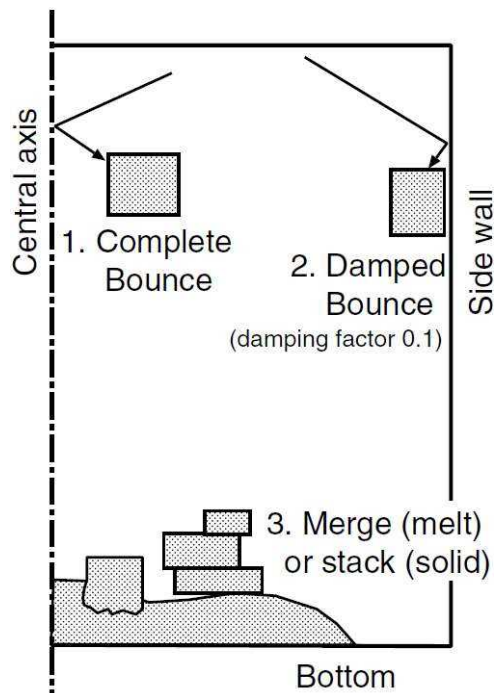


図 2-8 粒子群の境界での取扱い ⁽¹⁾

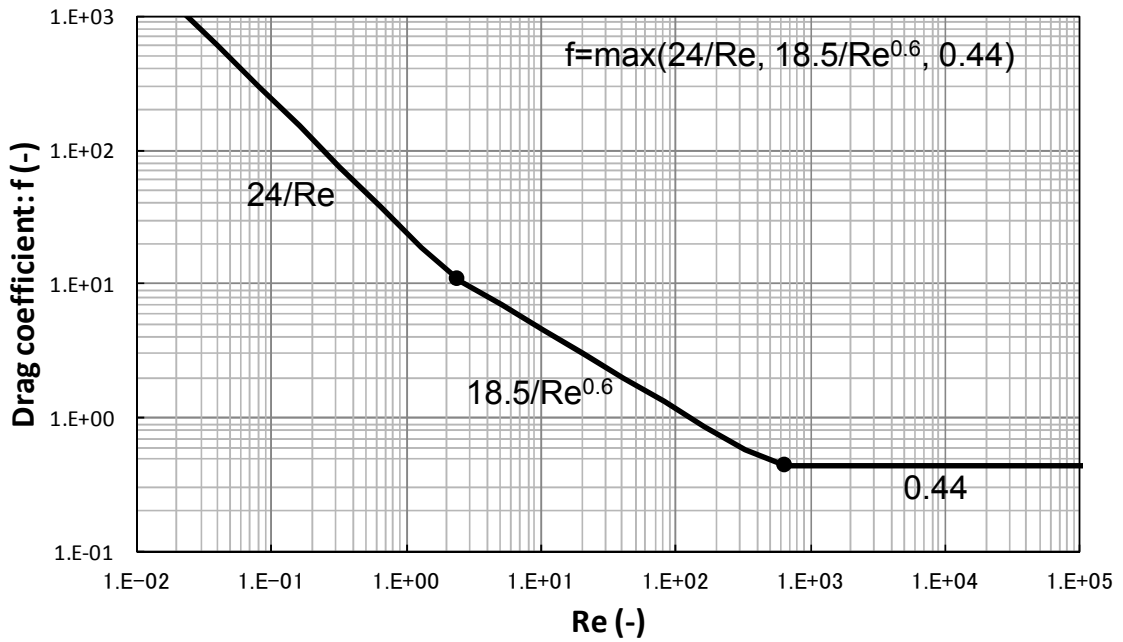


図 2-9 融体粒子の流体抗力係数

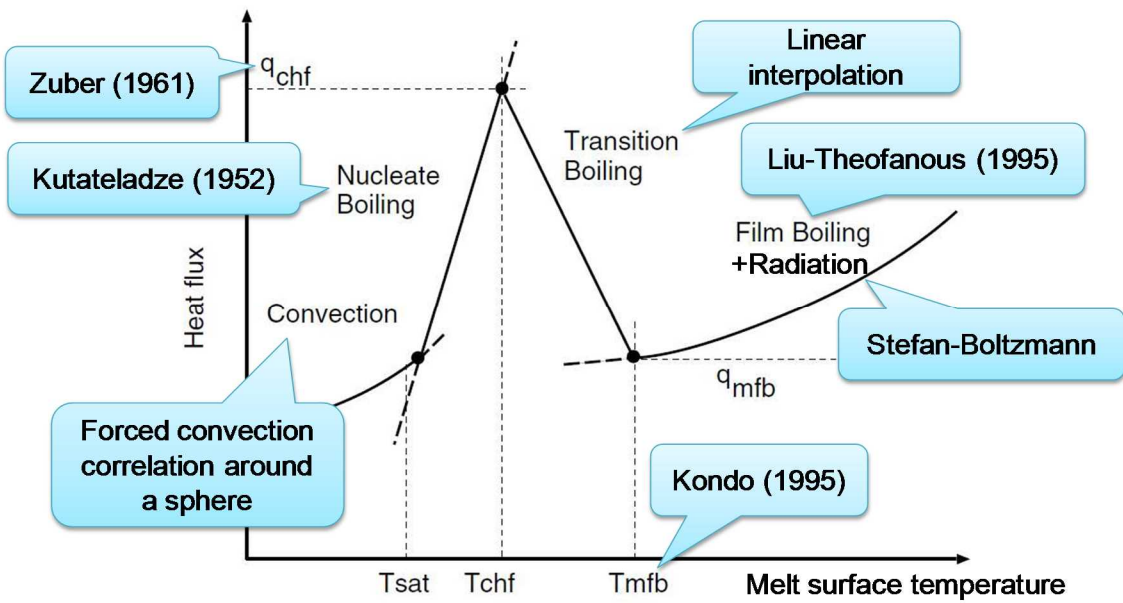


図 2-10 各沸騰状態において用いられる伝熱モデル (粒子群)

(4) トリガリングモデル

JASMINNEコードを用いた解析では、粗混合計算結果を爆発計算に引き継ぐ際に、トリガリングと呼ばれる爆発のきっかけをユーザーが任意のタイミングで与えることにより、爆発解析を実施する。トリガリングモデルの特徴を以下に示す。

- ・ 局所的な圧力上昇と瞬時のガス膨張によりトリガリングを与える。
- ・ 圧力伝播は細粒化を誘発する。

(5) 細粒化モデル

爆発過程は以下の概念を基本としてモデル化されている。

- ・ 粗混合で発生した粒子が衝撃波、即ち周囲冷却材の極端に大きな相対速度に晒されると、流体力により粒子表面の融体が細粒化する。
- ・ 細粒は μm オーダーで熱放出が非常に早く、瞬時に水を蒸発させることで、衝撃波を増幅させる。熱放出は細粒の発生率に依存する。

上記過程を評価するために、図 2-11 に示す粒子群モデルにおいて、融体モデル構成要素として”細粒群”が追加された。

細粒群は粒子群から発生した細粒の集合体である。細粒群は以下のように扱われる。

- ・ 細粒の発生：細粒質量は母粒子群から水力的な相互作用により分離される。質量保存則は次のように表せる。

$$\frac{dm_p}{dt} = -\dot{m}_f \quad (2.2-4)$$

$$\frac{dM_f}{dt} = n_p \dot{m}_f \quad (2.2-5)$$

ここで、 m_p は粒子群中の一粒子の質量、 m_f は一粒子から生成する細粒群の質量、 M_f は粒子群全体から生成する細粒群の質量、 n_p は粒子群の粒子数である。一粒子からの細粒化率 \dot{m}_f は構成式(2.2-7)により与えられる。

- ・ 伝熱とエネルギー保存：

細粒表面の熱伝達率は非常に大きいと考えられることから、細粒内の熱伝導が、この過程における伝熱量の律速となる。細粒の外部の熱伝達率は非常に大きいと考えられ、定常状態でのいかなる伝熱式もこの特異に過度的な状況には適用できない。細粒の単位質量当たりの熱放出量 \dot{q}_f を用いて、細粒のエネルギー保存は以下のよう表せる。

$$\frac{de_f}{dt} = e_p \frac{n_p \dot{m}_f}{M_f} - \dot{q}_f \quad (2.2-6)$$

ここで、 e_f と e_p は細粒と粒子の比内部エネルギーである。母粒子の比内部エネルギーは爆発過程では一定であると仮定する。

細粒の主要な作用は急速熱放出で、運動論的な観点は重要ではないことから、細粒に対する運動方程式は解かず、細粒は母粒子群に付随すると仮定する。

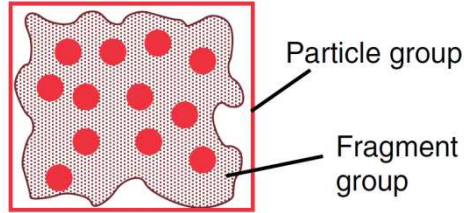


図 2-11 粒子群と細粒群 ⁽¹⁾

一融体粒子からの細粒化率 \dot{m}_f は以下のように求める。

$$\dot{m}_f = C_{frag} \cdot \frac{1}{t_b^*} \frac{\pi}{6} D_p^2 v_r (\rho_c \rho_p)^{1/2} \quad (2.2-7)$$

$$t_b^* = \begin{cases} 1 & \text{: Caracharios et al. model} \\ 13.7/Bo^{1/4} & \text{: Yuen et al. model} \end{cases} \quad (2.2-8)$$

$$Bo = \frac{3}{16} \frac{C_D \rho_c D_p v_r^2}{\sigma_p} \quad (2.2-9)$$

$$t_b = t_b^* \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_c} \frac{D_p}{v_r}} \quad (2.2-10)$$

ここで、 t_b は分裂時間、 t_b^* は分裂の無次元時間、 D_p は粒子径、 v_r は粒子と冷却材間の相対速度、 ρ_c と ρ_p は冷却材と融体粒子の密度、 σ_p は融体粒子の表面張力である。抗力係数 C_D はニュートン域の値0.44を使用する。 C_{frag} は実験定数である。

(6) 二相流モデル

JASMINコードにおける二相流モデルは、二相流コードACE-3D⁽⁵⁾を基に開発された。二相流モデルの特徴を以下に示す。

- ACE-3Dは円筒座標系の三次元保存方程式を解くことができるが、JASMIN Eコードでは二次元座標系での計算機能が適用されている。
- 水、蒸気、非凝縮性ガスの質量及び内部エネルギー方程式が解かれる。対して、運動量方程式においては、蒸気と非凝縮性ガスは平衡状態であると仮定して、水、混合性ガスの質量及び内部エネルギー方程式を解く。
- 融体プールと融体粒子、細粒からの伝熱を扱うことができる。
- 水-ガス間の熱伝達係数（図 2-12 参照）は、TRAC-PF1コードの気泡流と液滴流のモデルを採用。
- 二相間の相対速度が終端速度に等しいと仮定（図 2-13 参照）。
- 水滴/気泡径は臨界 We 数を用いて評価。臨界 We 数は、水滴は 4.0、気泡は 7.5（図 2-13 参照）。
- 抗力係数は融体粒子の場合とほぼ同じ（図 2-14 参照）。
- 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(a)に示す。図 2-15(a)において fhtint, fhilkill, fhigkill は粗混合解析にて冷却材の蒸発を制御するパラメータである。fhtint は、融体からの放熱量のうち、冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を示す。fhilkill, fhigkill は、それぞれサブクール水と気液界面の熱伝達係数、過熱蒸気と気液界面の熱伝達係数の乗数である。
- 細粒から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(b)に示す。Kev は爆発解析にて細粒からの放熱量のうち、冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を表す。

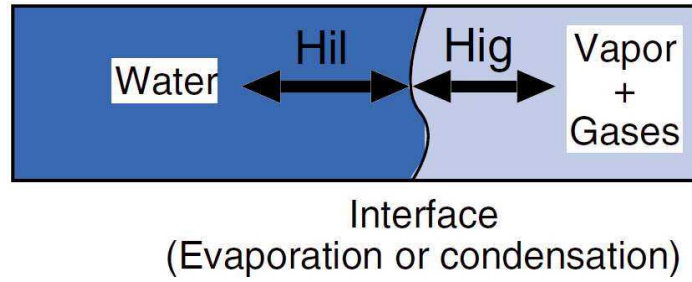
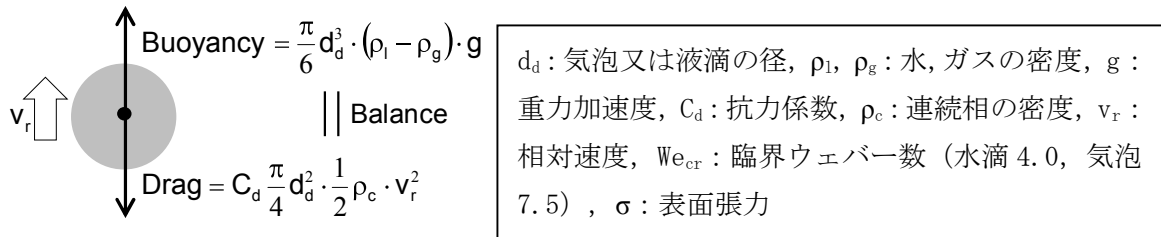


図 2-12 水とガスの界面における熱伝達⁽¹⁾



$$d_d = \frac{We_{cr} \cdot \sigma}{\rho_c \cdot v_r^2}$$

図 2-13 水滴及び気泡における力のつり合い

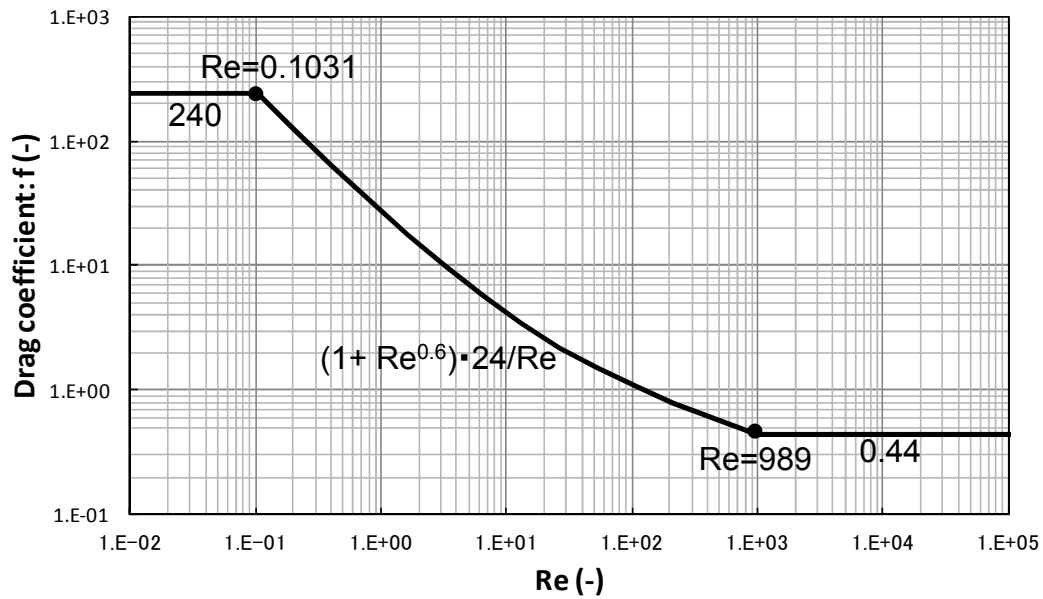
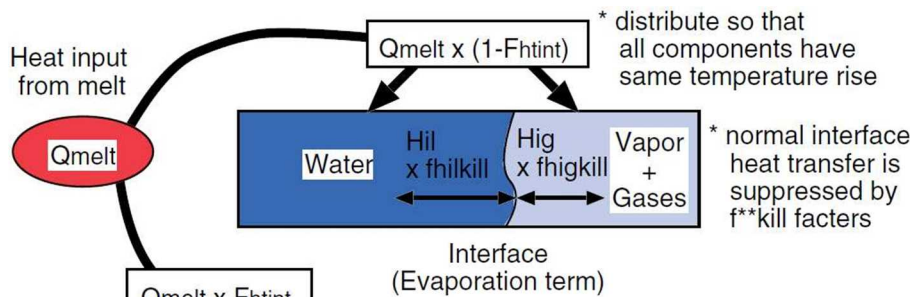
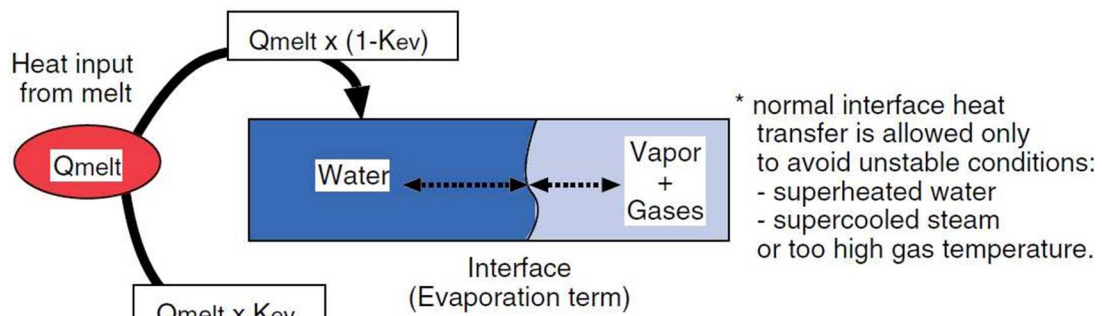


図 2-14 水滴及び気泡の流体抗力係数



- 界面での通常の熱伝達は抑制される。
- f_{htint} , $f_{hilkill}$, $f_{higkill}$ は粗混合解析にて冷却材の蒸発を制御するパラメータ。

(a) 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構 ⁽¹⁾



- 界面での通常の熱伝達は原則として抑制される。
- K_{ev} は爆発解析にて、細粒からの放熱量のうち、冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合。

(b) 細粒から二相流への伝熱量分配機構

図 2-15 二相流への伝熱量分配機構 ⁽¹⁾

2.3 入出力

本章では、J A S M I N E コードによる水蒸気爆発解析時の入出力例を示す。

図 2-16 に水蒸気爆発解析のフロー図を示す。幾何形状等のプラント固有条件や事象進展解析 (M A A P) に基づく溶融燃料条件等に基づき J A S M I N E コードの入力条件の設定を行う。

J A S M I N E 解析の評価結果は、水蒸気爆発時の原子炉格納容器の健全性評価を実施するための構造応答評価コードの負荷条件として用いられる。水蒸気爆発負荷として、高圧気泡を膨張させるモデルを用いる場合には、水蒸気爆発時の発生エネルギー条件や爆発時の圧力条件が構造応答評価コードに引き渡される。

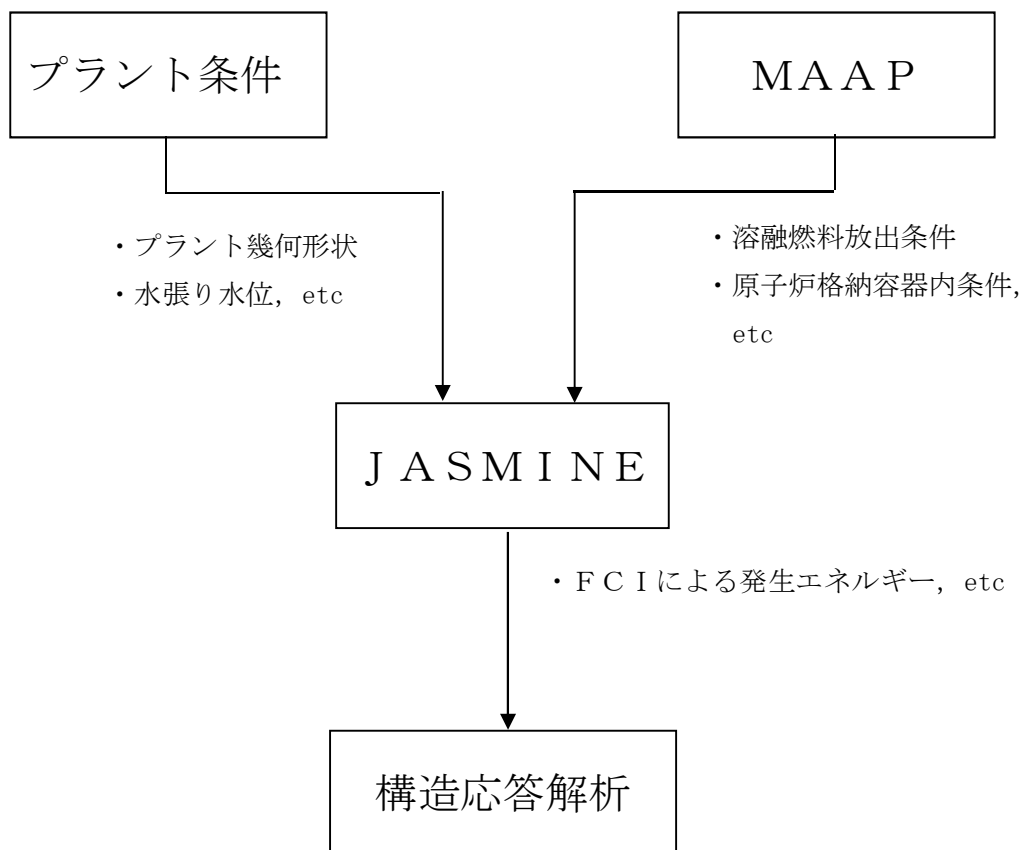


図 2-16 水蒸気爆発解析の流れ

2.3.1 入力例

(1) 計算体系の幾何形状

計算領域は、図 2-17 に示すとおり、円筒座標系における角度 θ のセクターとして定義され、体積は X-Z 平面のグリッドとして離散化される。

原子炉圧力容器破損時におけるペDESTAL領域での水蒸気爆発解析を実施する場合、計算体系を圧力容器、ペDESTAL壁面、床面で形成される原形状の中からモデル化することができる。

X-Z 平面でのメッシュ分割は、JASMIN Eコードの制限値【X方向(=30)、Z方向(=40)】以内で任意に設定することができ、ペDESTAL領域について、ベッセル、ペDESTAL空間（液相、気相）、ペDESTAL壁面等を定義することが可能である。図 2-18 にメッシュ分割の例を示す。

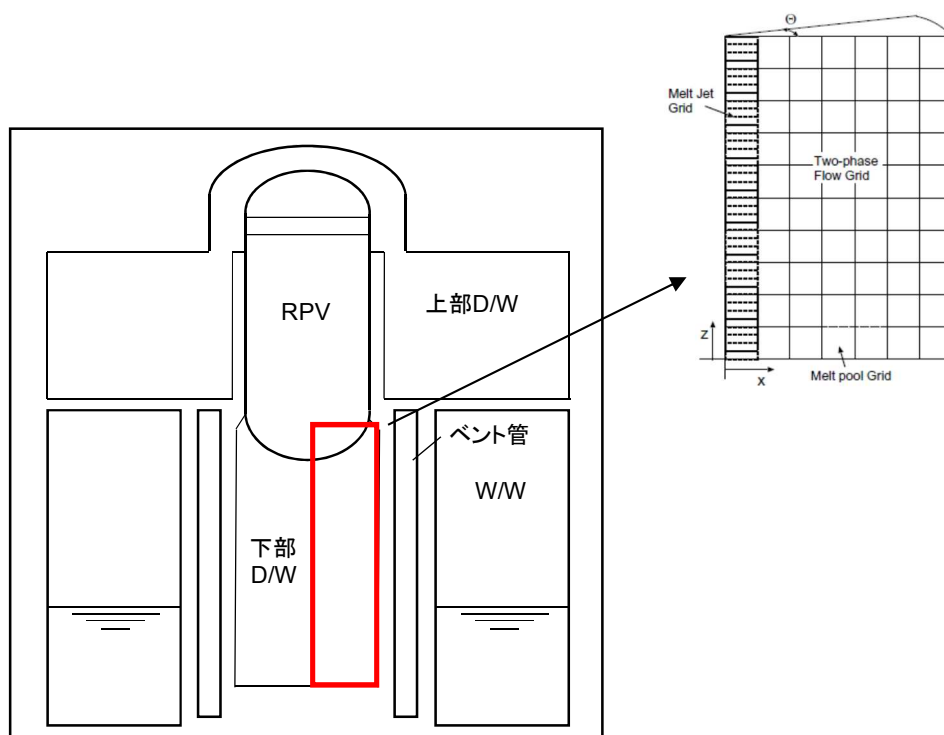


図 2-17 計算体系の幾何形状の例

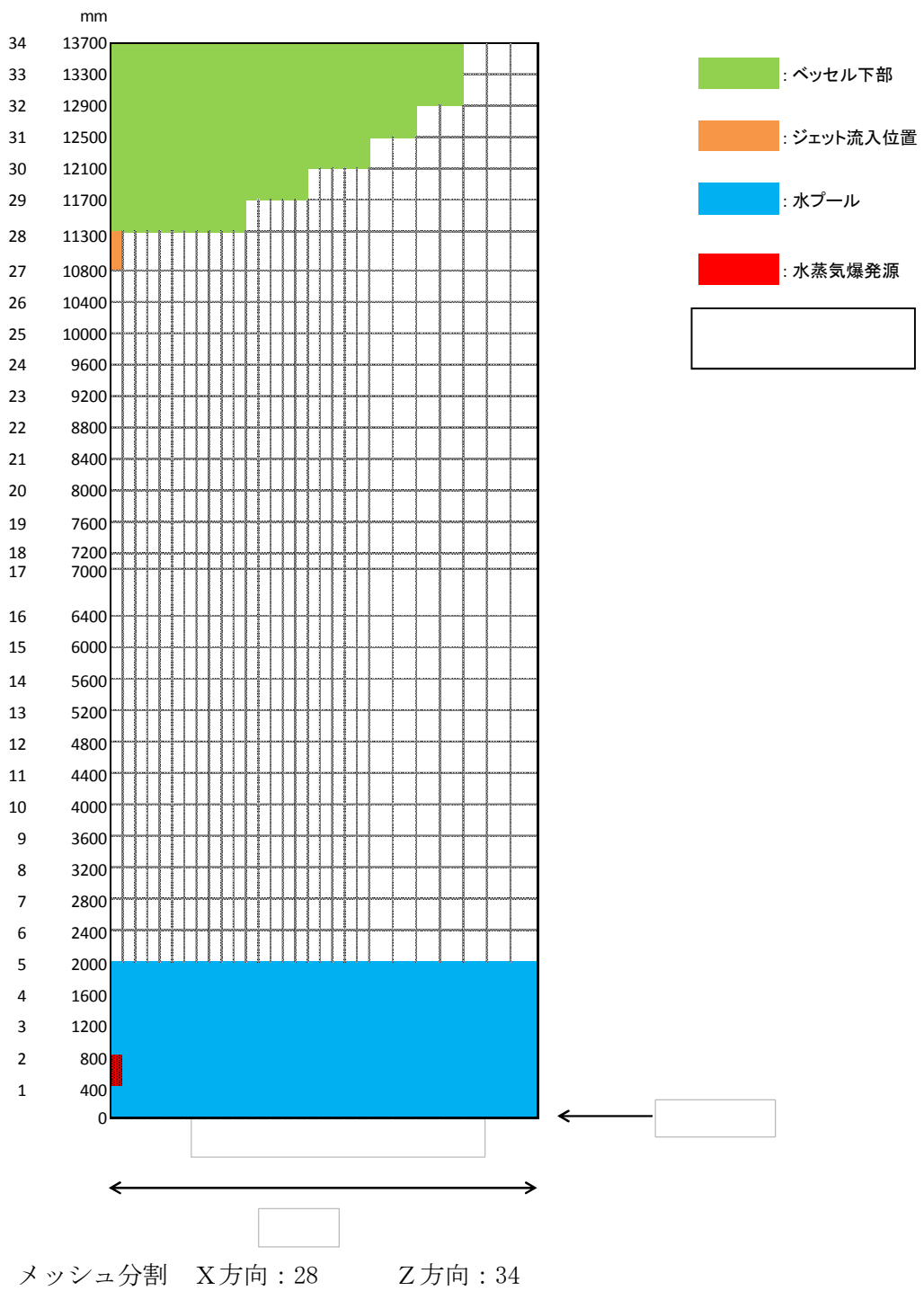


図 2-18 JASMIN 解析のメッシュ分割の例

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属
しますので公開できません。

(2) 溶融炉心物性値

溶融炉心物性値については、溶融コリウムの物性値ライブラリ (jasmine.corium, jasmine.corium2, jasmine.corium3) が、J A S M I N E コードに付属されており、ユーザーは目的に応じてこれらを活用することができる。各物性値ライブラリの主要な特性は以下のとおりである。表 2-3 に jasmine.corium2 の物性値を例示する。

jasmine.corium : FARO/KROTOS 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=80/20wt\%$)
jasmine.corium2 : FARO/KROTOS 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=80/20wt\%$) , 融点, リキダス,
ソリダスを実機相当条件に設定
jasmine.corium3 : TROI 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=70/30wt\%$)

(3) 主要入力値

表 2-4 に (1), (2) 以外の主要な入力例を示す。

(4) 入力条件の設定の考え方

入力条件は、表 2-4 に示された入力条件の例で示すように、代表的な水蒸気爆発実験を最適に再現するために設定した入力値をベースとし、水蒸気爆発事象に伴う不確かさを踏まえて、以下の保守性を考慮して設定している。なお、評価結果に対して各々が相互に影響し得る条件については、総合的に保守性が担保できることを考慮した設定としている。

- ・メルト放出速度：メルト放出速度は、破損口にかかるデブリ堆積圧等の圧力から計算される。メルト放出速度としては、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）の低圧破損時に最も大きくなる条件である溶融デブリ全量が下部プレナムに堆積した場合を想定した値を設定。
- ・メルト放出口径：粗混合融体質量を保守的に評価するために、RPV 底部の貫通配管で最も大きい口径 0.15m の値を保守的に丸めて として設定。
- ・粗混合時液滴径：既存の F C I 実験 (KROTOS, FARO, TROI, CCM) のザウター平均粒径は 0 ~ 3 mm 程度⁽⁸⁾とされている。一般に粗混合時液滴径が大きい程、粒子から冷却材への伝熱が低下して粒子が固化しにくくなり、冷却材ボイド率も低下することで、粗混合融体質量が大きい傾向があると考えられ、このような傾向は、トリガリング位置を底部、トリガリングタイミングを粗混合融体質量がピークとなる条件において、感度解析により確認されている。上述のトリガ条件を前提として、爆発の強度が大きくなりやすい条件として、上述のザウター平均粒径を包絡する を設定。

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属
しますので公開できません。

- ・トリガリング位置： 爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く、爆発の強度が大きくなりやすい条件として、中心軸上の底部から軸方向2セル目を選定。
- ・トリガリング タイミング： 水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。

表 2-3 J A S M I N E 解析における物性値

No.	項目	物性値		備考
		数値	単位	
1	熔融点		[K]	組み込みライブラリ (jasmine.corium2) に基づく値
2	固相線温度		[K]	
3	液相線温度		[K]	
4	固相密度		[kg/m ³]	
5	液相密度		[kg/m ³]	
6	液相比熱		[J/(kg·K)]	
7	固相比熱		[J/(kg·K)]	
8	熔融潜熱		[J/kg]	
9	熱伝導率		[W/(m·K)]	
10	粘性係数		[Pa·s]	
11	表面張力		[N/m]	
12	輻射率		[—]	

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属
しますので公開できません。

表 2-4 J A S M I N E 解析における主な入力条件の例 (1/2)

No.	入力	値(定義)	単位	備考
1	初期圧力		[Pa]	MAAP解析結果に基づき設定。
2	プール水温		[K]	MAAP解析結果に基づき設定。
3	落下メルト総重量		[kg]	MAAP解析結果に基づき設定。
4	メルトジェット温度		[K]	MAAP解析によると下部プレナム内の溶融デブリの酸化物層の過熱度は約 [] であることから、溶融デブリの融点は jasmine 付属のメルトの物性値パッケージ jasmine.corium2 のリキダス [] に過熱度 [] を考慮した値を設定。
5	メルト放出速度		[m/s]	MAAP解析に基づくRPV破損時のデブリ流入速度の最大値を設定。
6	メルト放出口径		[m]	RPV底部の貫通配管で最も口径の大きいCRDチューブ径 0.15mを保守的に丸めて [] を設定。
7	プール水深	2	[m]	手順上定める値を設定。
8	粗混合時液滴径		[m]	大規模FCI実験結果(FARO, COTELS等)の粒径分布から代表粒子径として設定。
9	爆発後粒子径	0.00005	[m]	文献 ⁽¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
10	ブレイクアップ係数	1.0	[-]	文献 ⁽¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
11	液滴速度ファクタ	5	[-]	文献 ⁽¹⁾ 記載のJAEAが実施した検証解析に用いられる条件を採用。
12	トリガリング位置	ベDESTAL の中心, 底から 0.6m	[m]	トリガ位置には中心軸上の底部付近として底部から軸方向2セル目を選定。これは爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く、爆発の強度が大きくなりやすい条件を選定したものである。
13	トリガリングタイミング	粗混合融体 質量の最初 のピークと なる時刻	[sec]	水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。
14	トリガ閾値	5×10^5	[Pa]	マニュアルによるトリガ圧力の設定範囲 500kPa-10MPa より、500kPa を設定。

表 2-4 J A S M I N E 解析における主な入力条件の例 (2/2)

No.	入力	値(定義)	単位	備考
15	フラグメンテーションモデル	Caracharios(1983)モデル	[-]	-
16	フラグメンテーション条件	粒子温度の平均温度が融点以上	[-]	-
17	フラグメンテーション係数	0.35	[-]	文献 ⁽¹⁾ 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用。
18	フラグメンテーション時間	10^{-3}	[sec]	
19	蒸発に用いられるエネルギー割合	融体の寄与 : 0.02 フラグメント放熱の寄与 : 0.7	[-]	
20	フラグメンテーションにおけるボイド緩和係数	ボイド率 0.3~0.75 でカットオフ	[-]	文献 ⁽¹⁾ 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用。
21	トリガ点圧力	1×10^7	[Pa]	ピーク圧力よりも低くかつトリガ閾値圧力 500kPa よりも十分大きい圧力として設定。
22	トリガ点ガス割合	粗混合解析結果の引継ぎ	[-]	トリガ気相割合は、粗混合解析結果に基づきトリガ発生時点でのトリガセルでの気相割合を設定。
23	トリガ点ガス温度	1000	[K]	文献 ⁽¹⁾ 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用。

2.3.2 出力例

JASMINNE解析は、「粗混合過程」と「爆発過程」の2段階に分かれている。それぞれの解析における主要な出力を以下に示す。

(1)粗混合過程

- ・放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量

粗混合解析は、爆発解析の初期条件を評価するために実施する。重要な物理量は、粗混合過程において溶融状態で水中に分散した融体の質量であり、この物理量に基づきトリガリングタイミングを設定する。

JASMINNEコードではこの物理量を定量化する指標として、粗混合融体質量（ボイド率0.75以下の領域に存在し、温度が融点以上の融体質量）の時間変化を出力することができる。爆発の強度が大きくなるように粗混合融体質量が最初にピークとなったタイミングでトリガリングタイミングを設定する。

(2)爆発過程

- ・流体の運動エネルギーの時間変化

流体の運動エネルギーを用いて構造健全性評価を実施する場合には、水蒸気爆発発生時にトリガセルから周囲へ圧力波が伝播し、その発生エネルギーの大部分が流体の運動エネルギーに変換されると想定し、全領域の流体の運動エネルギーの時間変化からその最大値を設定することが考えられる。

3. 解析結果の例示

本項では、ABWR代表プラントにおけるJASMIN解析結果例を示す。
評価条件はそれぞれ以下の通りである。

- ・評価体系 : 図 2-18
- ・主な評価条件 : 表 2-3, 表 2-4

(1) 粗混合過程

放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量を図 3-1 に示す。図 3-1 により、粗混合融体質量が最初にピークとなる約 0.9 秒後にトリガリングタイミングを設定している。

(2) 爆発過程

流体の運動エネルギーの時間変化を図 3-2 に示す。図 3-2 より、流体の運動エネルギーのピーク値約 7MJ が水蒸気爆発時に発生するエネルギーと設定することができる。

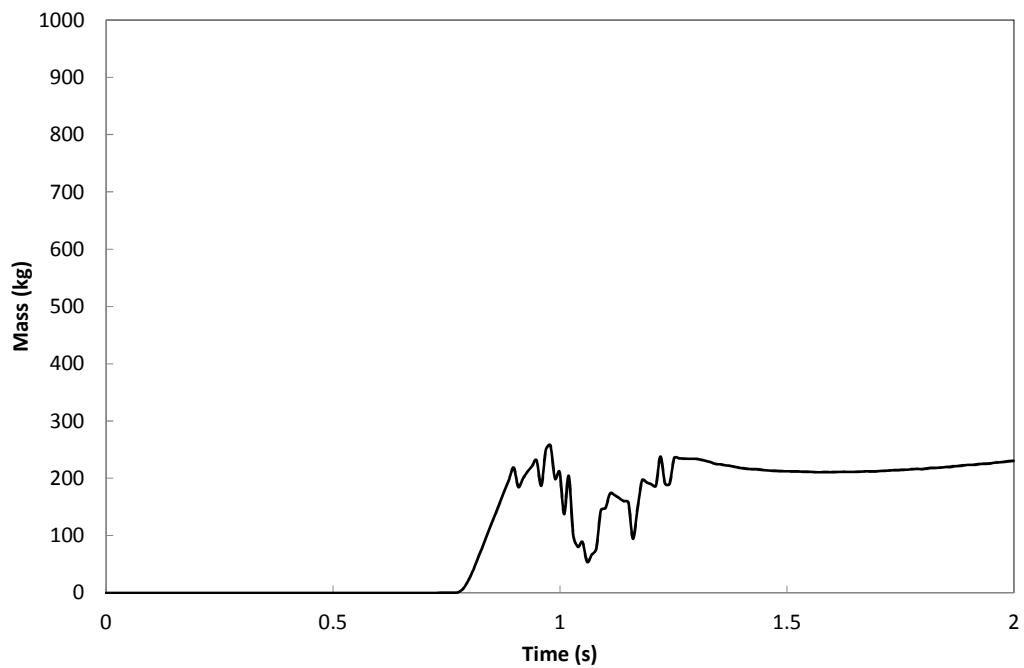


図 3-1 粗混合融体質量（温度が融点以上かつボイド率 0.75 以下の領域に存在する融体質量）の時間的推移

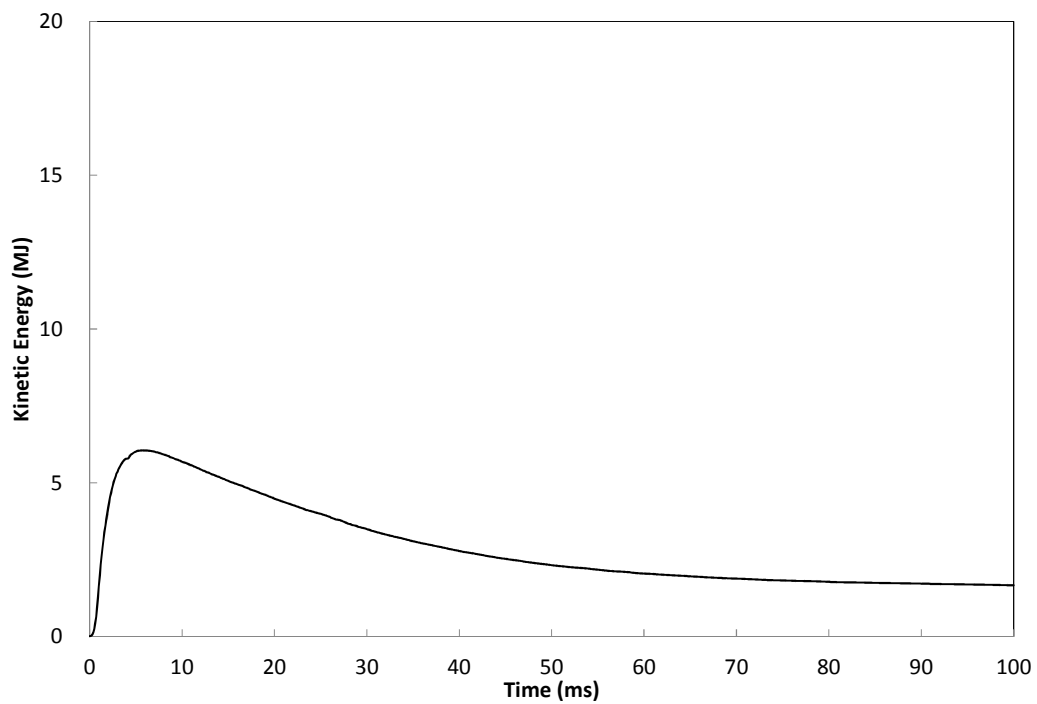


図 3-2 流体運動エネルギーの時間的推移

4. 水蒸気爆発実験への適用例

4.1 粗混合実験解析

粗混合に関するモデルの機能を確認するため、及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため、JRC-Ispra 研究所で実施された FARO 実験に関するシミュレーションを、JAEA が実施している⁽¹⁾。FARO 実験では、熔融燃料としてコリウム(UO_2 と ZrO_2 の混合物)を使用し、これらを水プールに落下させたときの、融体ジェット分裂やクエンチ時の加圧および水蒸気発生によるプール水位上昇等のデータが得られている。FARO 実験における実験装置の概要を図 4-1 に示す。JASMIN E コードにおけるベンチマークでは、サブクール度、圧力、ジェット径等のパラメータの異なる 3 種類の実験ケースを選択している。これらの実験では水蒸気爆発が発生せず、かつ粗混合状態が確認できたため、粗混合に関するベンチマーク実験として選定された。以下に各ケースの特徴を簡単に述べる。

- L14 ケース : デブリの温度は 3073K、水位は 2.05m、サブクール度は 1 K と小さく、圧力は高圧 (5 MPa) であり、ジェット径は 92mm と大きい。雰囲気ガスは蒸気である。
- L28 ケース : デブリの温度は 3053K、水位は 1.44m、サブクール度は 1 K と小さく、圧力は低圧 (0.51MPa) であり、ジェット径は 44mm と小さい。雰囲気ガスは蒸気である。
- L31 ケース : デブリの温度は 2990K、水位は 1.45m、サブクール度は 104K と大きく、圧力は最も低圧 (0.22MPa) であり、ジェット径は 48mm と小さい。雰囲気ガスはアルゴンである。

4.1.1 解析条件

ベンチマーク対象の実験ケース (L14, L28, L31) の実験条件及びそれぞれのベンチマーク解析条件を表 4-1 に示す。また、実験装置を模擬した解析モデルを図 4-2 に示す。

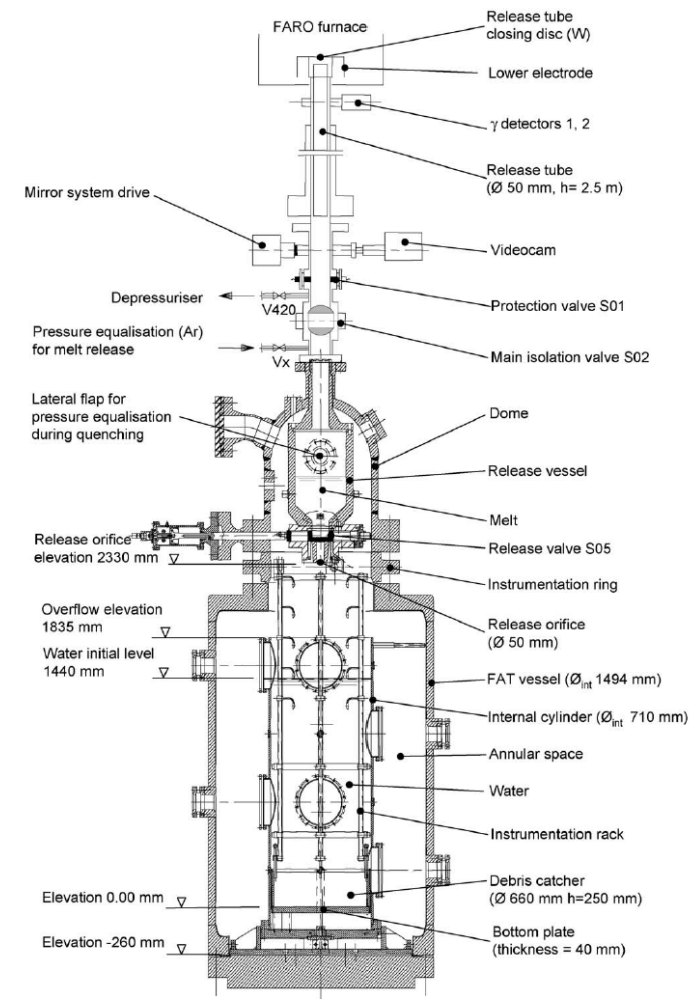
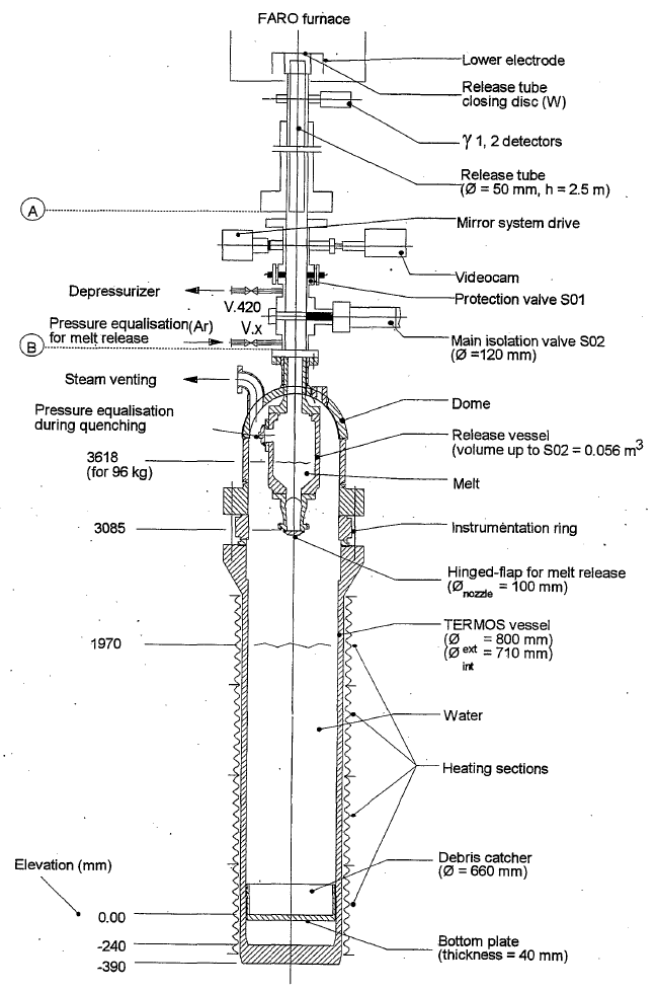


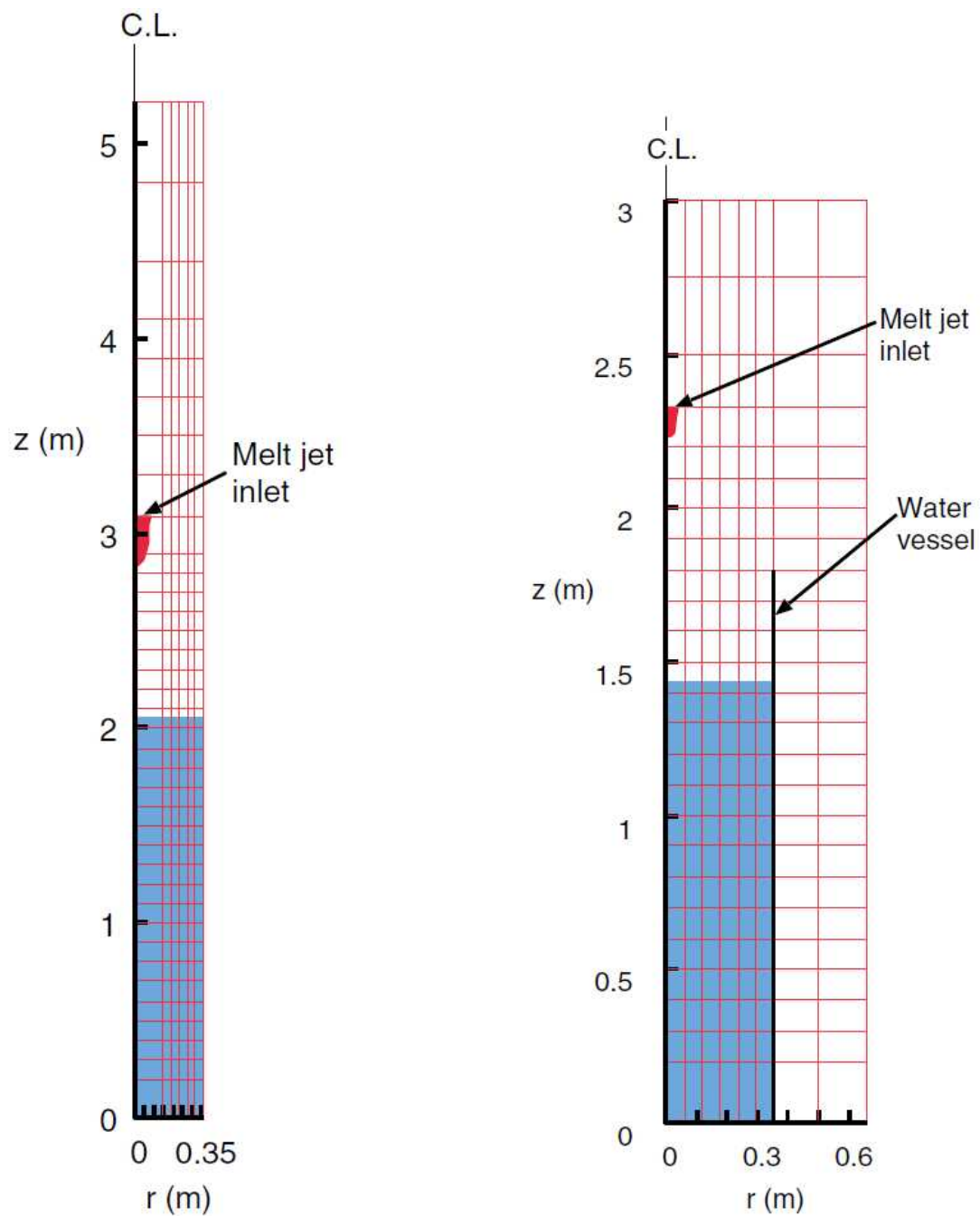
図 4-1 FARO 実験装置 (9), (10)

表 4-1 FARO 実験 (L14, L28 及び L31) の実験条件及び解析条件

	L14	L28	L31
Melt			
Material	Corium ($T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850(K)$, 80wt% UO_2 -20wt% ZrO_2)		
Released mass (kg)	125	175	92
Temperature (K)	3073	3053	2990
Jet diameter at inlet (mm)	92	44	48
Water			
Temperature (Subcool) (K)	537 (1)	424 (1)	291 (104)
Pool depth (m)	2.05	1.44	1.45
Water vessel diameter (m)	0.71	0.71	0.71
Cover gas			
Atmosphere	Steam	Steam	Argon
Initial pressure (MPa)	5.0	0.51	0.22
Cover gas volume(m ³)	1.26	3.53	3.49
Results			
Pressure rise at plateau (MPa)	2.5	1.2	0.04
Level swell (m)	~1.4	~0.6	~0.3
Agglomerated mass (kg)	20 (16%)	77 (44%)	0
Debris mean dia. ^{a)} (mm)	5.0	3.0	3.3
Analytical			
Grid (Water pool zone)	6×37(6×20)	8×25(6×14)	
Central column radius (m)	0.15	0.10	0.10
Time step (ms)		~0.5	
Jet initial velocity(m/s)	3.0	~3.0	~2.7
Jet flow-in duration(s)	0.80	5.2	2.5
Melt particle dia.(const.)(mm)	5.0	3.0	3.0
Jet break-up length model ^{b)}	Taylor type, $C_{ent} = 1$		
Surface temperature drop model	Use		
N_{pcr} ^{c)}	1000		
n_{hist} ^{c)}	1000		
F_{htint} ^{d)}	0.02		

a) mass median diameter b) see 2.2.1 c) see 2.2.3 d) see 2.3.2

出典 : Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

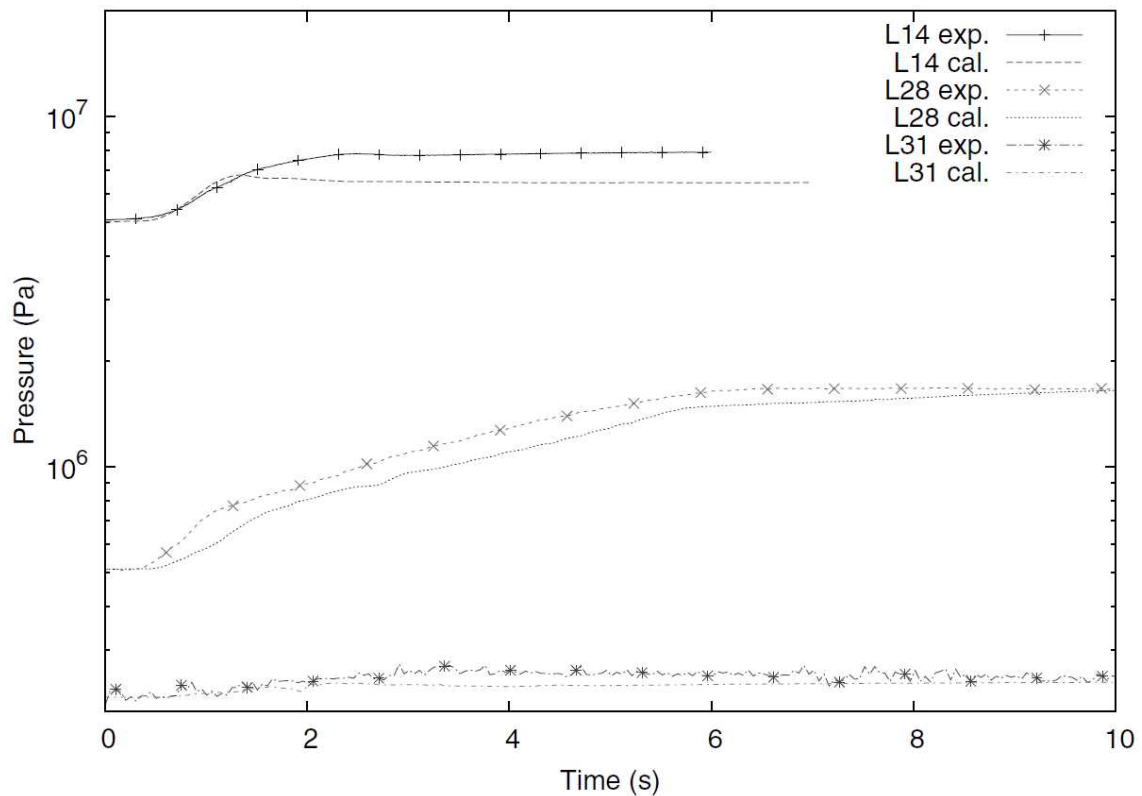


出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-2 FARO L-14 (左) 及び FARO L28, L31 (右) の解析モデル

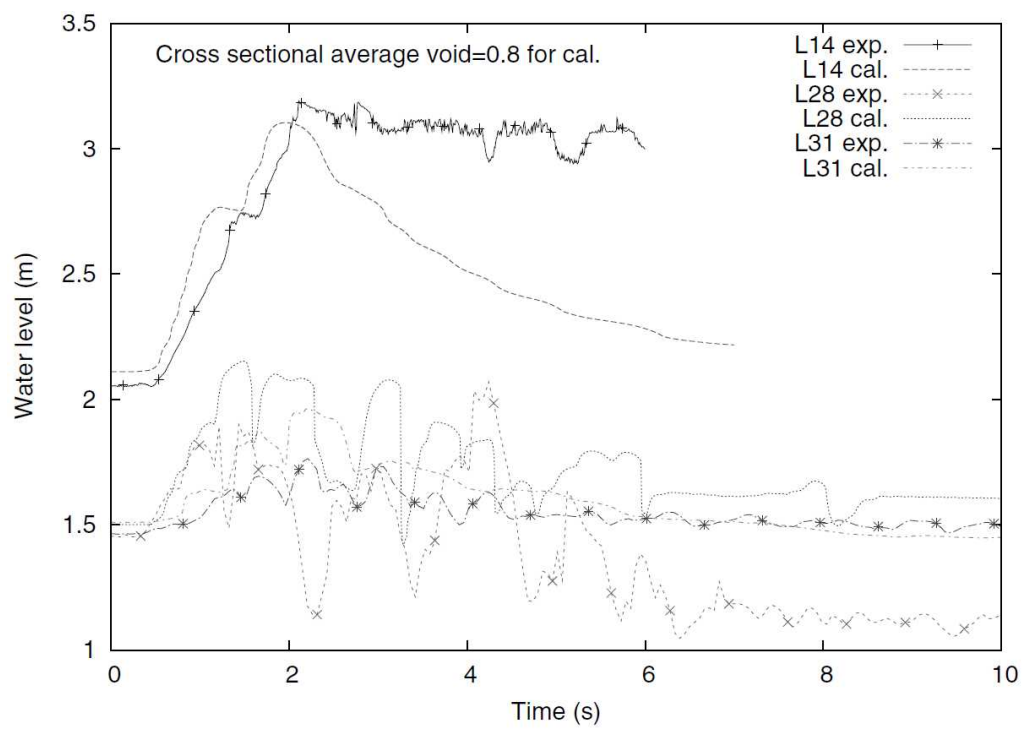
4.1.2 解析結果

圧力履歴の解析結果を図 4-3 に、プール水位挙動の解析結果を図 4-4 に示す。図において、exp. が実験結果で、cal. が解析結果である。全体として実験結果はおおむね良く再現されている。詳細にみると、圧力がやや低めに評価されているのに対し、特に低圧実験 (L28 と L31) において水位は高めに評価されている。



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-3 圧力履歴比較



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-4 プール水位挙動比較

4.2 爆発実験解析

爆発に関するモデルの機能を確認するため、及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため、JRC-Ispra 研究所にて実施された実験のうち、FCIに伴うエネルギーの発生が確認された KROTOS-44, 42 実験及び FARO-L33 実験に加え、エネルギーの発生が確認できなかった KROTOS-37 実験についても解析対象として選定した。これらの検証解析は、JAEAにて実施されている。⁽¹⁾

KROTOS 実験では、1～3 kg 程度の熔融アルミナ又はコリウム (UO_2 と ZrO_2 の混合物) を円柱形状の水槽に落下させ、圧縮アルゴンガスによる圧力パルスによってトリガがかけられている。FARO 実験は、大規模スケールの実験であり、100kg の熔融コリウムを水プールに落下させ、起爆装置からの圧力パルスによってトリガがかけられている。これらの実験結果から、各位置での圧力過渡変化及び細粒化粒子の粒子径分布に関するデータに対する検証を実施した。

4.2.1 解析条件

解析条件を表4-2に、KROTOS及びFARO実験の解析メッシュモデル図を、図4-5に示す。水蒸気爆発解析では粗混合過程と爆発過程の2つの過程を解析する。粗混合過程では、計算モデルを調整することで実験結果を適切に模擬することが可能である。具体的には、ジェット分裂長の相関式と調整係数は、同等の状況で水蒸気爆発が発生しない場合のジェット分裂長を再現できるよう選択される。

トリガ時刻における全体のボイド率等の実験パラメータの一致性を確認し、粗混合過程の解析結果が妥当であることを確認した。そして、それらの結果を爆発過程の初期条件に設定した。

爆発解析では融体物質やその他の実験条件に関係なくモデルパラメータの値を一定とする。これらは、解析値がKROTOSのアルミナ実験での圧力パルス、水蒸気爆発により発生した微粒子の質量分率と一致するように設定している。爆発過程でのモデルパラメータの調整にアルミナを用いた実験を採用した理由を以下に示す。図4-6に、KROTOS実験のアルミナとコリウムの総質量、融体質量及びボイド率 0.75 以下の融体質量についての比較結果を示す。アルミナでは粗混合過程において常に熔融状態であり、過度に水蒸気が発生することはない。そのため、理想的な粗混合条件（融体物質の大部分が固化せず、水と十分に混合されている）が達成できている。一方、コリウムではトリガ時刻における融体の大部分が固化あるいは高ボイド率領域に含まれているため、水蒸気爆発に寄与する融体量はわずかとなる。この相違は物質の物理的特性や初期温度に関係する。アルミナはコリウムと比較して、融点、初期温度及び密度が低く、潜熱が大きい。そのため、液滴径が大きくなり、融体が冷却されるまでに要する時間が長くなる。また、アルミナの融体温度が低く、体積当たりの表面積が小さいため、水への熱伝達は小さくなる。これらの理由により、コリウ

ムではアルミナほど大規模な水蒸気爆発は発生しない。以上より、理想的な粗混合状態が得られるアルミナを用いた実験のほうが、爆発過程の微粒化モデルパラメータの調整には適切と考えられる。

外部トリガは、中心底部のセルに与える。外部トリガ条件は、KROTOSでは、実験で使
用したガス室の条件（15cm³，14MPa，pV=約220kJ）から設定する。また，FARO-L33では，起爆
エネルギー 1 kJと等価な体積と圧力（28.6cm³，35MPa）から設定する。

表 4-2 KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33 の実験条件及び解析条件

		K44	K42	K37	L33
Melt	Material	Alumina ^{a)}		Corium ^{b)}	
	Released mass (kg)	1.50	1.54	3.22	100
	Temperature(K)	2673	2465	3018	3070
	Jet release dia. (mm)	30			48
	Free fall height(m)	0.44			0.77
Water	Temperature(Subcool) (K)	363(10)	293(80)	296(77)	294(124)
	Depth (m)	1.105			1.62
	Vessel diameter (m)	0.20			0.71
Cover gas	Atmosphere	Steam	Argon		
	Pressure (MPa)	0.10			0.41
	Cover gas volume(m ³)	0.290			3.496
Premixing results	Level swell (cm)	12	3	30	9
	Jet break-up length (m)	~0.3		~0.8	~1.1
Explosion results	Pressure peaks (MPa)	~50	~50	NA ^{c)}	~6
	Half height width (ms)	~1.5	~1	NA ^{c)}	~3
	Debris <0.106mm (%)	47	31	1.4	~8 ^{d)}
Analytical conditions	Time step (μ s)	~2			
	Jet initial velocity(m/s)	3.0			~2.9
	Jet flow-in duration(s)	0.270	0.255	0.191	2.6
	Melt Particle dia.(mm)	10		2	3
	Jet break-up length model ^{e)}	S: $C_{ent} = 2.5$		S: $C_{ent} = 1.7$	T: $C_{ent} = 1$
	Surface temperature drop model	Use			
	N_{pcr} ^{f)}	100			1000
	n_{hist} ^{f)}	500			1000
	External trigger	14.8MPa-15cm ³			35MPa-29cm ³
	Trigger time (s)	0.9		0.5	1.12
	C_{frg} ^{g)}	0.35			
	d_{frg} (μ m) ^{g)}	50			
	$t_{triglifc}$ (ms) ^{g)}	1.0			
	p_{trig} (MPa) ^{g)}	0.2			0.5
	Fragmentation criterion	$T_{av} \geq T_{mp}$			
K_{ev} ^{h)}	0.7				

a) $T_{melt} = 2300(K)$ b) $UO_2(80)-ZrO_2(20)$ (wt%), $T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850(K)$

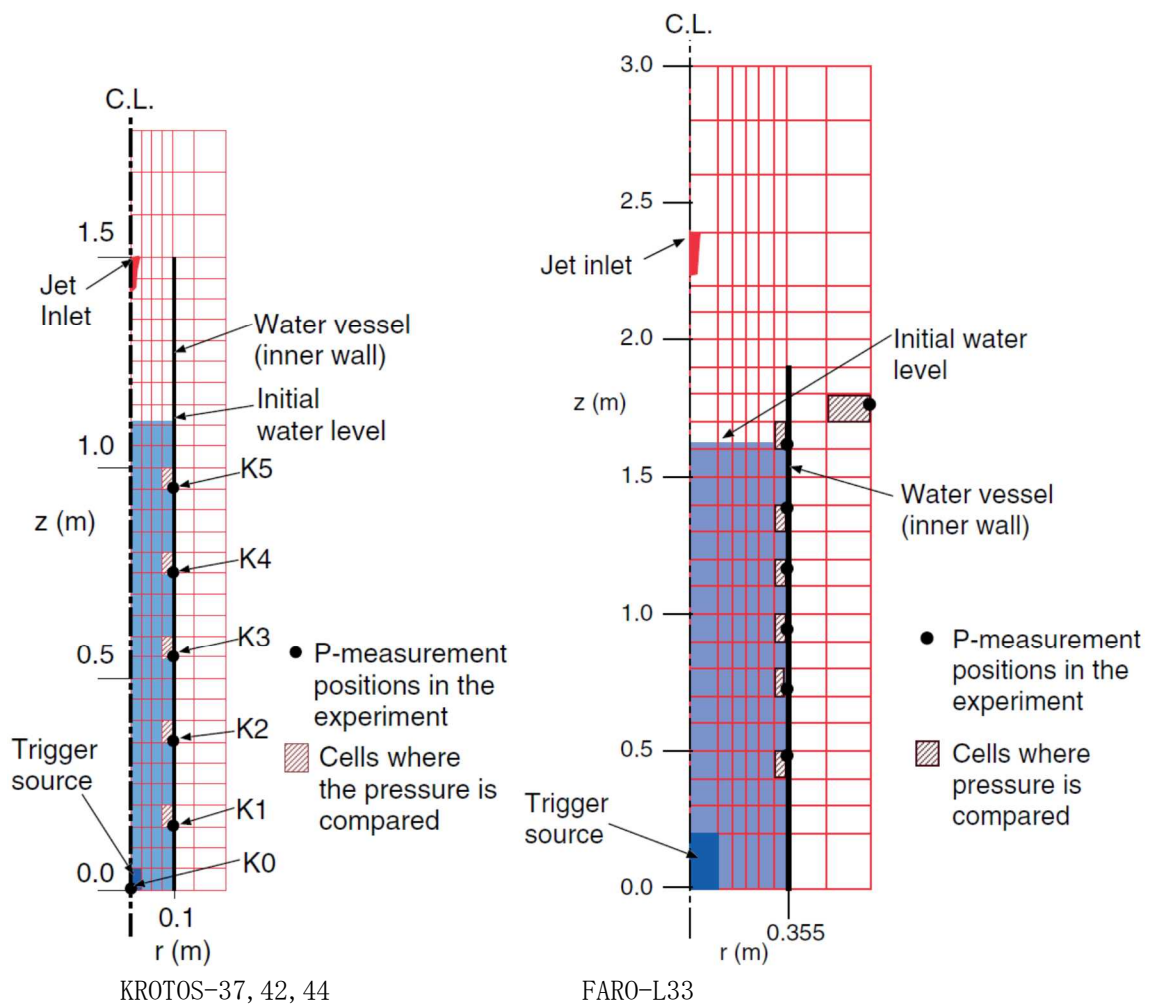
c) Reportedly “no propagating energetic explosions” [37].

d) Extrapolated from the size distribution reported in [41]. The ratio to the melt mass in the system at the triggering time, ~40kg, is ~20%.

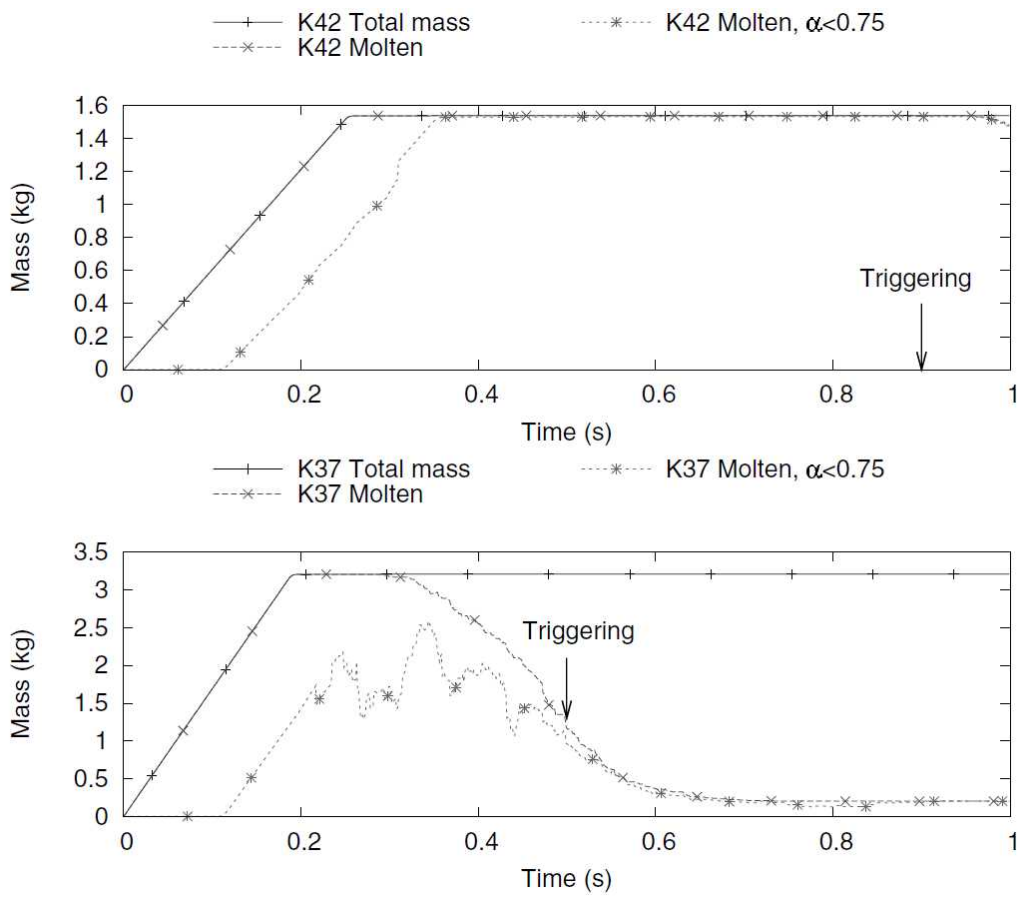
e) S: Saito et al. correlation, T: Taylor type correlation (see 2.2.1)

f) see 2.2.3 g) see 2.2.4 h) see 2.3.2

出典 : Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾
 図 4-5 解析モデル (KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33)



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図4-6 粗混合過程での融体質量
(上：アルミナ (K42) ，下：コリウム (K37))

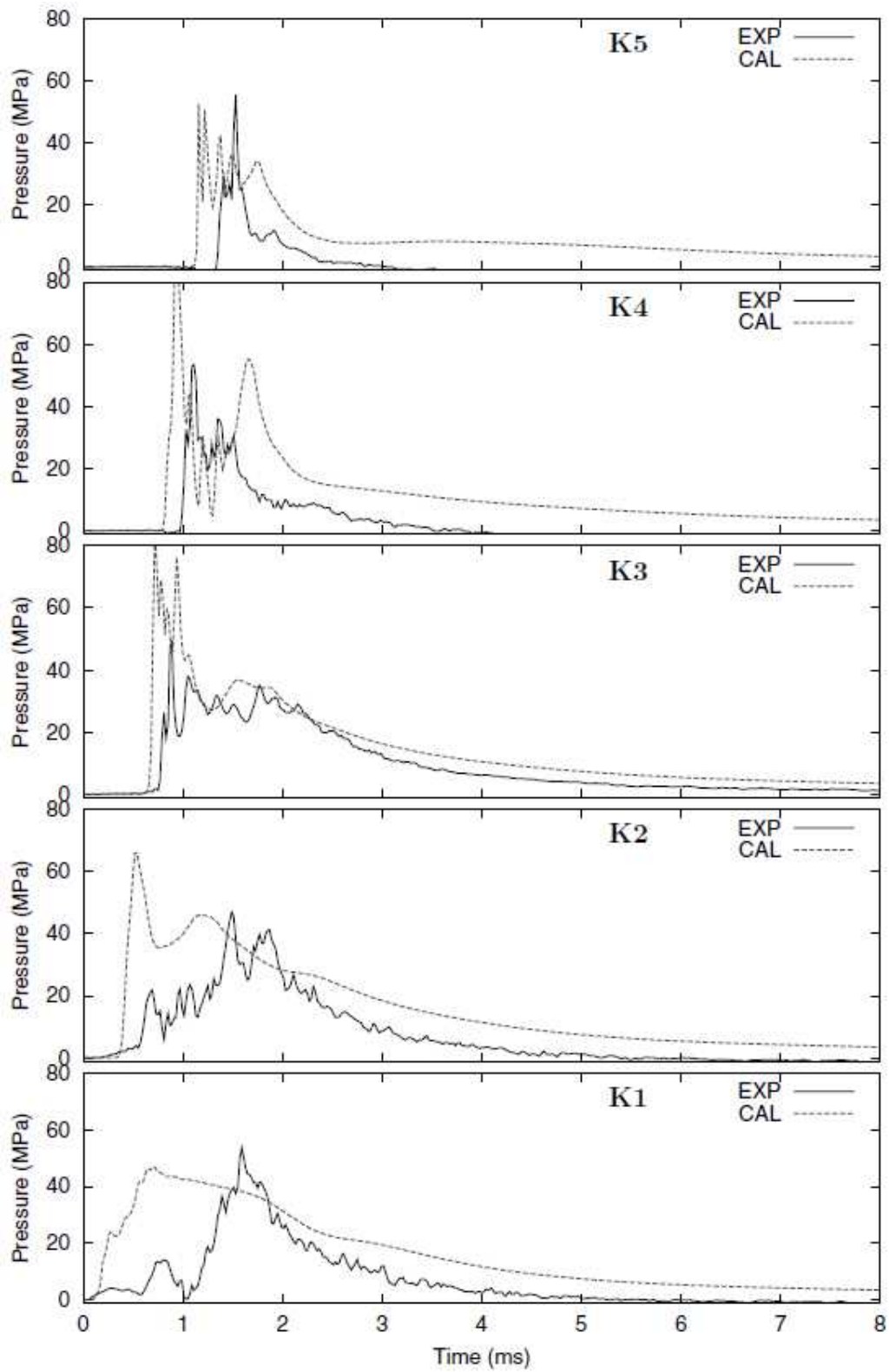
4.2.2 解析結果

図4-7及び図4-8に、KROTOSのアルミナ実験（KROTOS-44, 42）における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は実験結果とよく一致していることが確認できる。また、水のサブクール度が相違するKROTOS-44, 42の解析・実験結果の傾向が一致していることより、サブクールの影響は小さいものと考えられる。

図4-9に、KROTOSのコリウム実験（KROTOS-37）の解析結果を示す。この実験では水蒸気爆発が生じていないことが報告されている。解析では、トリガリング圧力パルスは爆発源に近い底部のK1及びK2のみで局所的にピークとなるが、それ以外の測定点ではピーク値はない。また、K1及びK2のピーク値を過ぎるとそれ以降は減衰している。

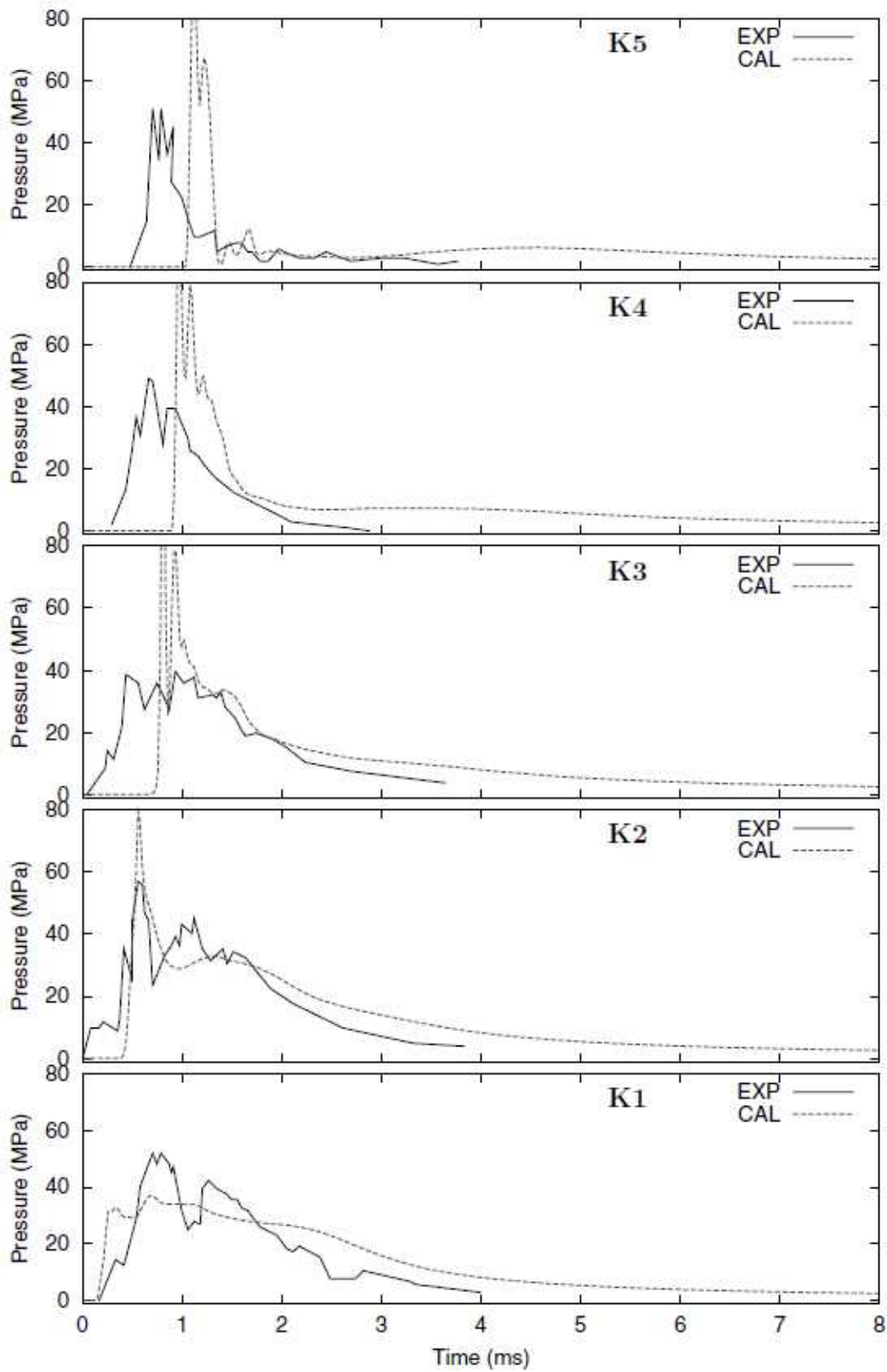
図4-10. に、FARO-L33における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較図を示す。図4-10より、圧力パルスの傾向が良く一致していることがわかる。なお、水面近傍である $Z=1615\text{mm}$ での圧力挙動について、実験結果では大きな圧力上昇は確認されておらず、解析結果との差異が生じているが、これは解析による爆発時の水位挙動と実験結果との相違が圧力伝播挙動に影響している可能性が考えられる。図4-11及び図4-12に、KROTOS実験（44, 42, 37）及びFARO実験（L33）の流体運動エネルギーの解析結果と実験結果の比較図を示す。KROTOSのアルミナ実験（44, 42）とFARO-L33において、解析結果と実験結果はよく一致していることがわかる。KROTOS-37では流体運動エネルギーが小さくなっており、これは実験において、水蒸気爆発が生じていない事実と一致している。

一般的に、水蒸気爆発により粒子径 0.1mm より小さい微粒子が発生する。解析では、この粒子径を $50\mu\text{m}$ としている図4-13及び図4-14に、KROTOS実験(44, 42)及びFARO実験（L33）の微粒子の質量分率の比較結果を示す。実験と解析で粒子径が異なる為、正確な比較はできないが、解析結果の微粒子の質量分率は実験結果と同程度となることが確認できる。



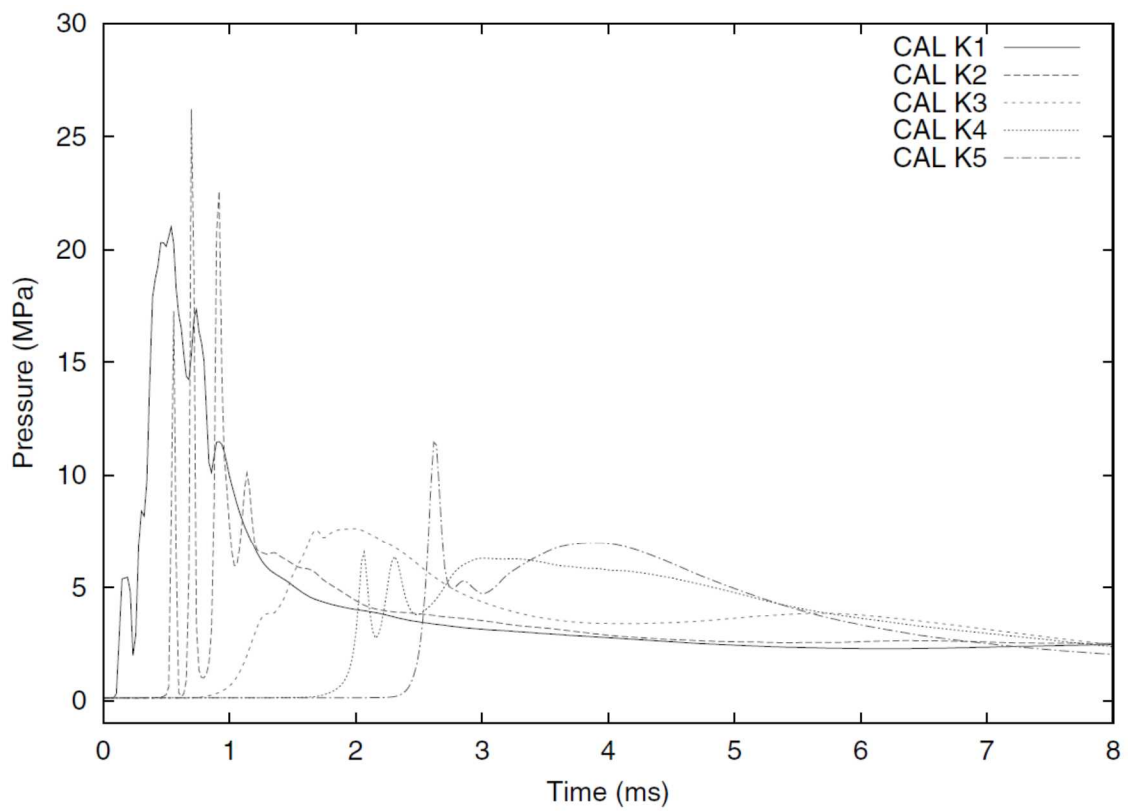
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-7 压力履歴 (KROTOS-44)



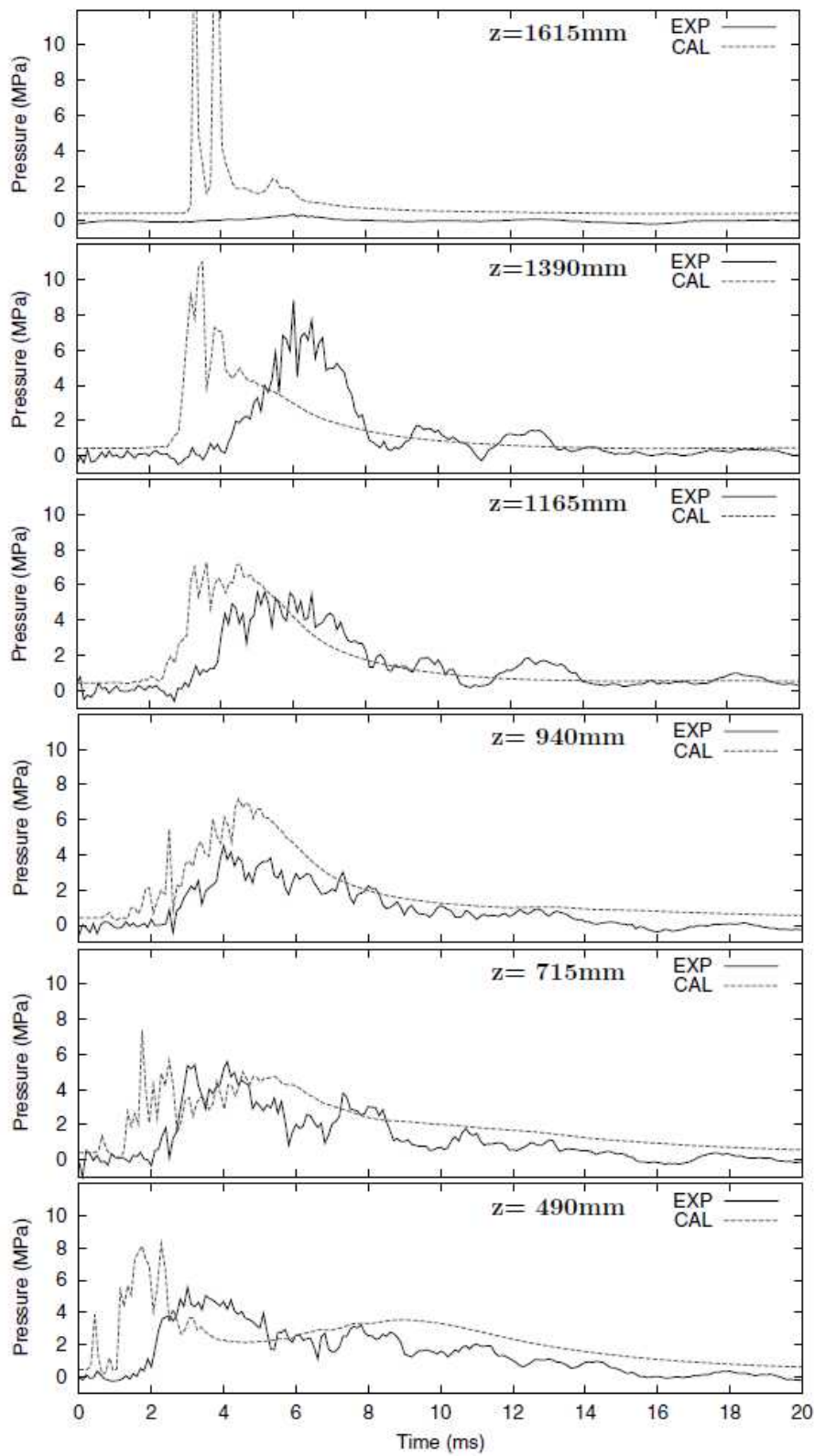
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

图 4-8 压力履歴 (KROTOS-42)



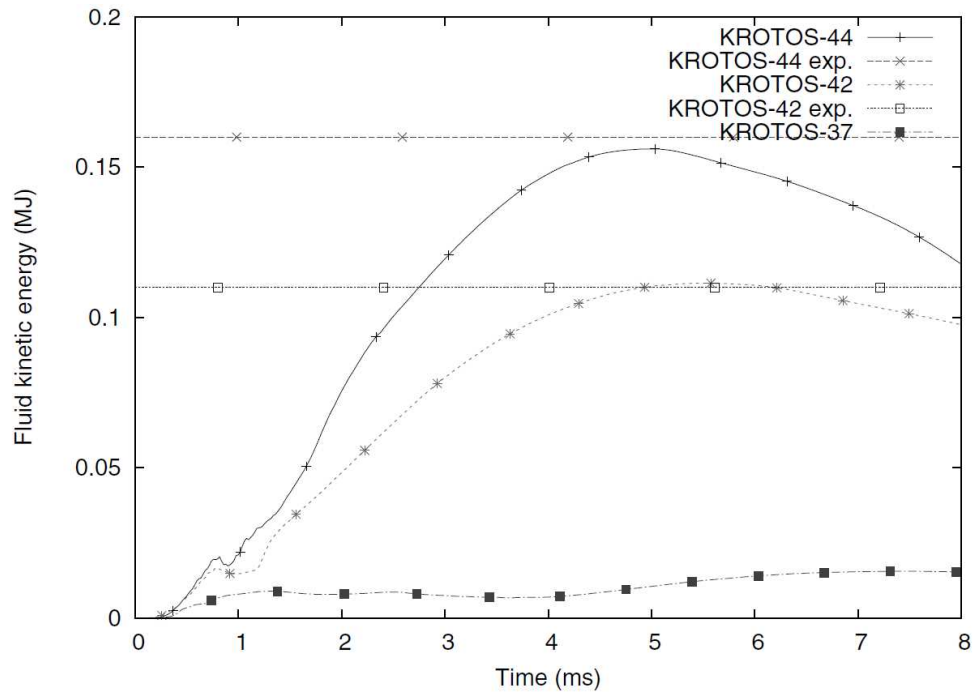
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-9 压力履歴 (KROTOS-37)



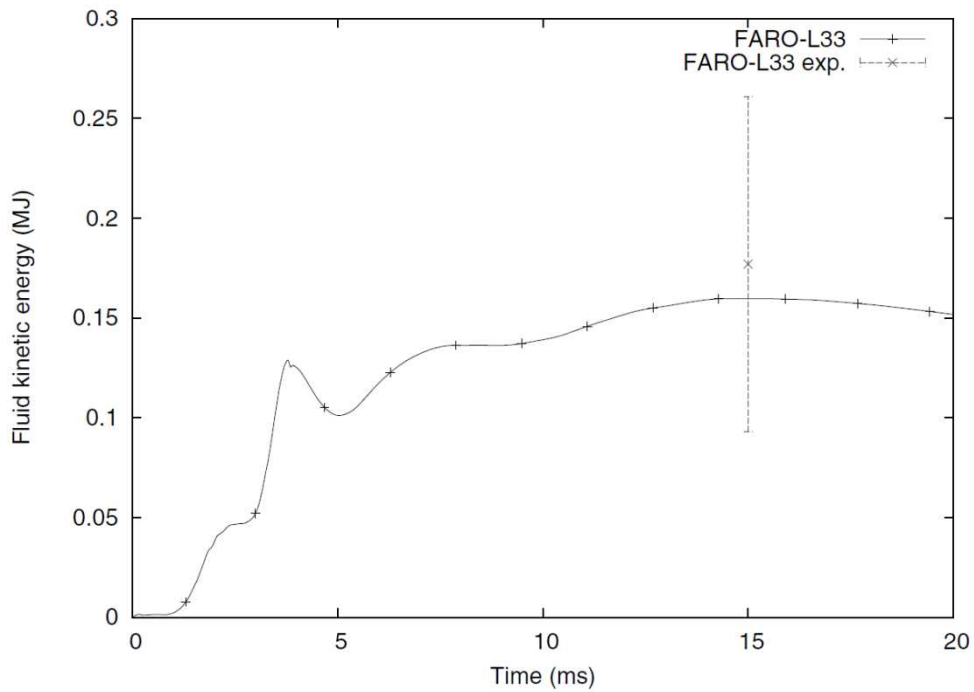
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-10 压力履歴 (FARO-L33)



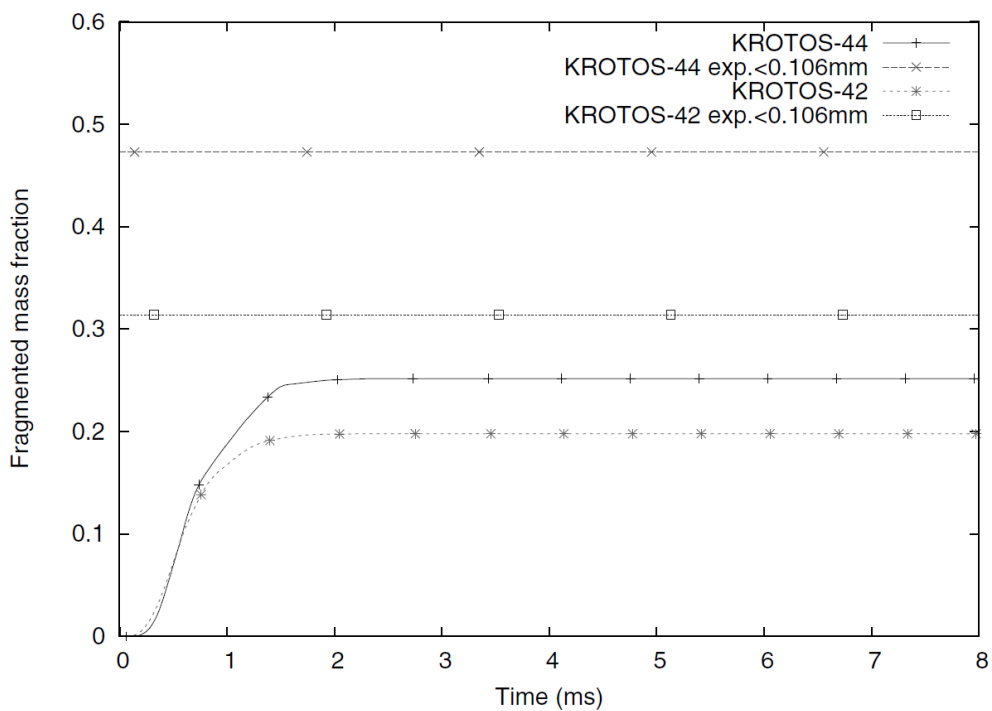
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-11 流体運動エネルギー (KROTOS)



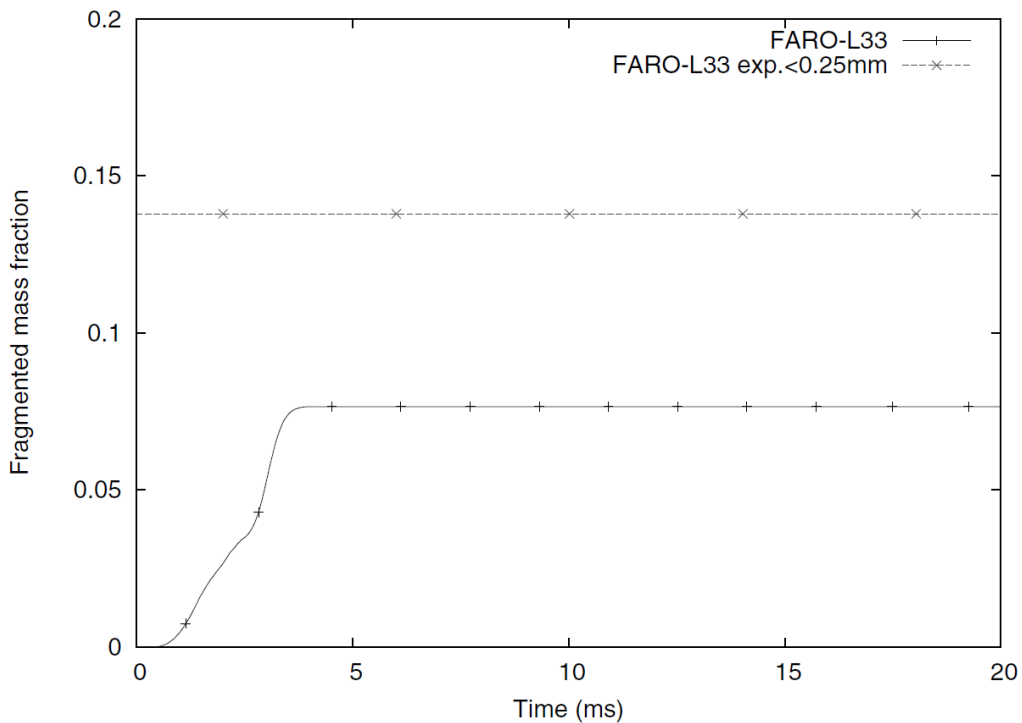
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-12 流体運動エネルギー (FARO-L33)



出典 : Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-13 微粒子の質量分布 (KROTOS)



出典 : Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-14 微粒子の質量分布 (FARO-L33)

5. 参考文献

- (1) K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.
- (2) 改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討, 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 平成 21 年度
- (3) 森山 清史 他, 軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Reserch-2007-072.
- (4) S. J. BOARD, R. W. HALL, R. S. HALL, Detonation of fuel coolant explosions, Nature 254, 319-321, 1975.
- (5) 大貫 晃 他, 多次元二流体モデル構成方程式評価用コード ACE-3D の開発, JAERI-Data/Code 96-033, 1996 年 11 月
- (6) G. I. Taylor. The dispersion of jets of metals of low melting point in water. G. K. Batchelor, editor, The scientific papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor, vol. 3 Aerodynamics and the mechanics of projectiles and explosion, pp.304-305. Cambridge University Press, Cambridge, 1963.
- (7) M. Saito, K. Sato, S. Imahori, Experimental study on penetration behaviors of water jet into freon-11 and liquid nitrogen, ANS Proc. National Heat Transfer Conference, Houston, U. S. , vol. 3, pp.173--183, 1988.
- (8) R. Meignen, et al, The challenge of modeling fuel-coolant interaction: Part I - Premixing, Nucl. Eng. Des. 280 511-527, 2014.
- (9) A. Annunziato, et al, FARO TEST L-14 ON FUEL COOLANT INTERACTION AND QUENCHING Comparison Report, Volume I: Analysis of the Results, OECD/CSNI International Standard Problem 39, 1998.
- (10) D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nuclear Engineering and Design 236, 1998-2009, 2006.

添付1 水蒸気爆発時のウォーターハンマーについて

炉外において水蒸気爆発が発生した場合、発生した気体によって水塊が急加速を受けながらピストン状に押し上げられ、この水塊衝突による衝撃力が構造物の健全性に影響を及ぼす可能性が考えられる。ウォーターハンマーは、この水塊衝撃と圧力波の2つの効果に分けられるが、ペDESTALにおいては水面の上に気相部があり圧力波は問題とならないため、水塊衝突について以下に考察を示す。

この水塊の上昇について、軽水炉のSA時を想定した気泡急成長に伴う水撃力に関する研究（稲坂ら、2004）では容器下部から注入した気泡によって、水位がピストン状に押し上げられ、気泡が水面に達して吹き抜けるまで水塊として上昇する様子が観察されている。水塊による水位上昇は、主に容器の径： D と初期水位： H_0 のアスペクト比（ H_0/D ）によって整理できるとされており、構造物をこの水塊の到達範囲外に配置することにより水撃力の影響を回避できると結論付けている。添付図 1-1 に実験装置、添付図 1-2 に水塊の到達範囲の整理結果、添付図 1-3 に水塊挙動の実験結果を示す。

女川2号炉、浜岡4号炉、島根2号炉及び柏崎刈羽6号及び7号炉では、ペDESTAL径と初期水位のアスペクト比による無次元水位はそれぞれ0.6、0.5、0.65及び0.2程度である。この知見を適用した場合、添付図 1-2 より上記のアスペクト比において水塊群到達範囲が最も大きくなるのは島根2号炉のアスペクト比0.65であり、そのときの水塊の上昇を含む最大水位は約7.5m（ペDESTALの径の1.25倍程度）となる。これより、島根2号炉の場合、水塊はペDESTAL床から約7.5mまで上昇する可能性があるが、これはペDESTAL床面からのRPV底部高さ約9.0mよりも低いことから、RPV支持機能の健全性に与える影響はないといえる。

本実験では、水蒸気爆発時の水塊運動の主要パラメータとして、容器径、初期水位、気泡圧力を変更したケースについて実験を実施している。これらの実験パラメータ範囲の実機条件への適用性は以下のとおりである。

容器径については、大型容器（内径1.0m）と小型容器（内径0.428m）の実験を行い、容器径のスケール効果を考慮している。実験結果より、容器径で規格化した無次元水面上昇距離は、小型容器と大型容器で同一のアスペクト比条件における実験結果の観察結果から、ほぼ一致すると評価されている。添付図 1-2 の水塊到達範囲の実験相関式は、これらの実験装置のデータより整理されたものである。したがって、実機の格納容器下部領域の径は本実験装置の容器径よりも大きくなるが、実験相関式は容器のスケール効果を考慮しており、実機条件にも適用できると考えられる。

また、この実験では、圧縮空気を水張り容器の底部から供給して水蒸気爆発による気泡運動の水位上昇への影響を調査しているが、実機では必ずしも底部から気泡が成長を始め

るわけではない。しかしながら、底部から供給される気泡は一次元軸方向への運動が支配的となる一方で、実機では蒸気泡がより三次元的に運動できるため、軸方向への水位上昇を評価する観点では、この実験方法は実機と比較して保守的であると考えられる。

初期水位は、無次元初期水位を変更したケース（0.6, 0.8, 1.0, 1.2, 1.4）の実験を行っているが、実験の実水位は最大 1.4m（容器径 1.0mの場合）となる。実機条件では、実験条件の実水位より高くなると想定される。しかし、初期水位と水位上昇の関係は、容器径で規格化された無次元初期水位（容器径と初期水位の比）及び無次元水塊到達範囲（容器径と水位上昇の比）で整理される（添付図 1-2）。この無次元水位でみると実機条件は、実験範囲にあり、実機条件に適用できると考えられる。

気泡の圧力条件は、気泡圧力を変更したケース（0.5MPa, 1.0MPa, 2.0MPa）を行っている。実験結果より、圧力が大きくなると気泡が吹き抜けやすくなり、水塊が押し上げられる範囲は圧力に依存しなくなる傾向がある。このため、高圧条件（10MPa 以上）での水塊到達範囲はほぼ同じになるとされている。これより、実機での水蒸気爆発では、実験条件よりも圧力が高くなることが想定されるが、添付図 1-2 の水塊到達範囲は実機条件にも適用できると考えられる。

なお、この実験の圧力条件は実機における落下熔融炉心の重量を想定して設定されており、2.0MPa の圧力条件は実機炉心相当で約 11 t の落下熔融炉心による蒸気発生量に対応している¹。表 2-4 に示す実機を想定した解析条件では、熔融炉心の R P V 外への放出後、熔融炉心重量は数秒で約 11 t に達するが、水蒸気爆発が 1 秒前後で生じることを考慮すれば、この実験条件の設定は実機で生じる事象と同程度のオーダーであると考えられる。

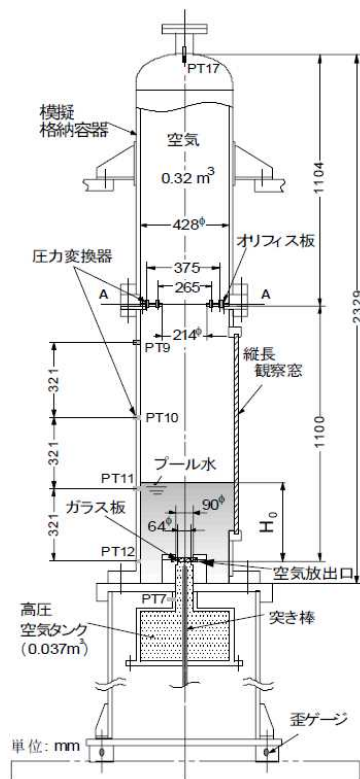
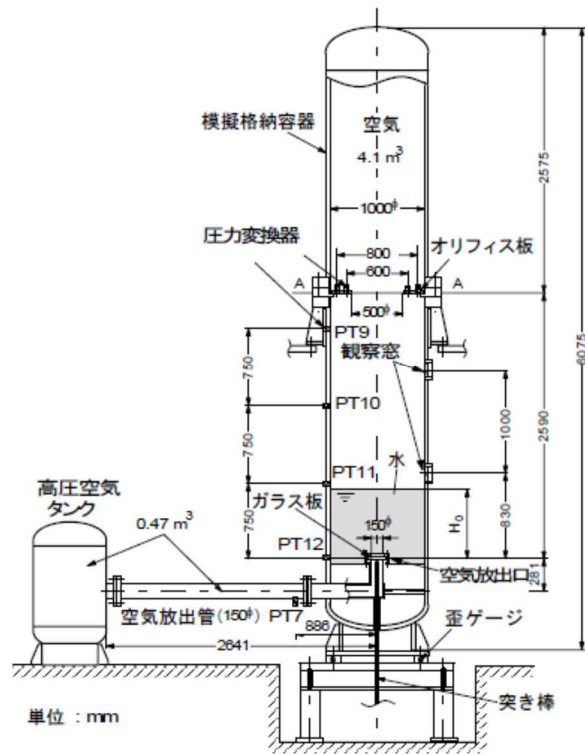
また、この実験研究は空気を対象としたものであるが、水蒸気を対象とした場合には、蒸気泡に対する凝縮効果のため、水塊の上昇と水撃力が抑制されるとする知見がある（稲坂ら, 2007）。

以上より、本実験結果による水塊運動の範囲の結果は、実機条件でも適用できると考えられる。

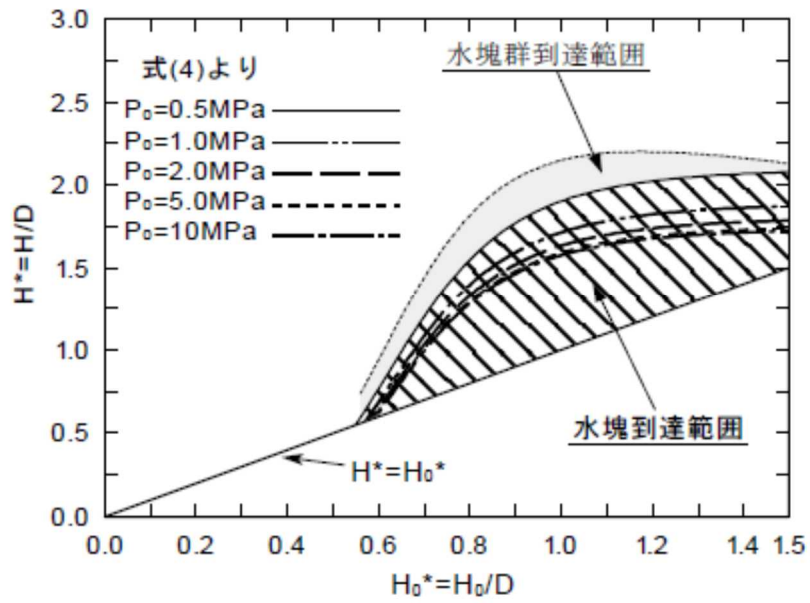
[参考文献]

- (1) 稲坂, 安達, 汐崎, 綾, 成合, 2004. 「軽水炉のシビアアクシデント時における気泡急成長による水撃力の研究」, 海上技術安全研究報告書 第4巻 第3号, p. 323-343.
- (2) 稲坂, 安達, 村田, 綾, 2007. 「軽水炉のシビアアクシデント時における蒸気急発生による水撃力」, 日本原子力学会和文論文誌 6, p. 289-297.

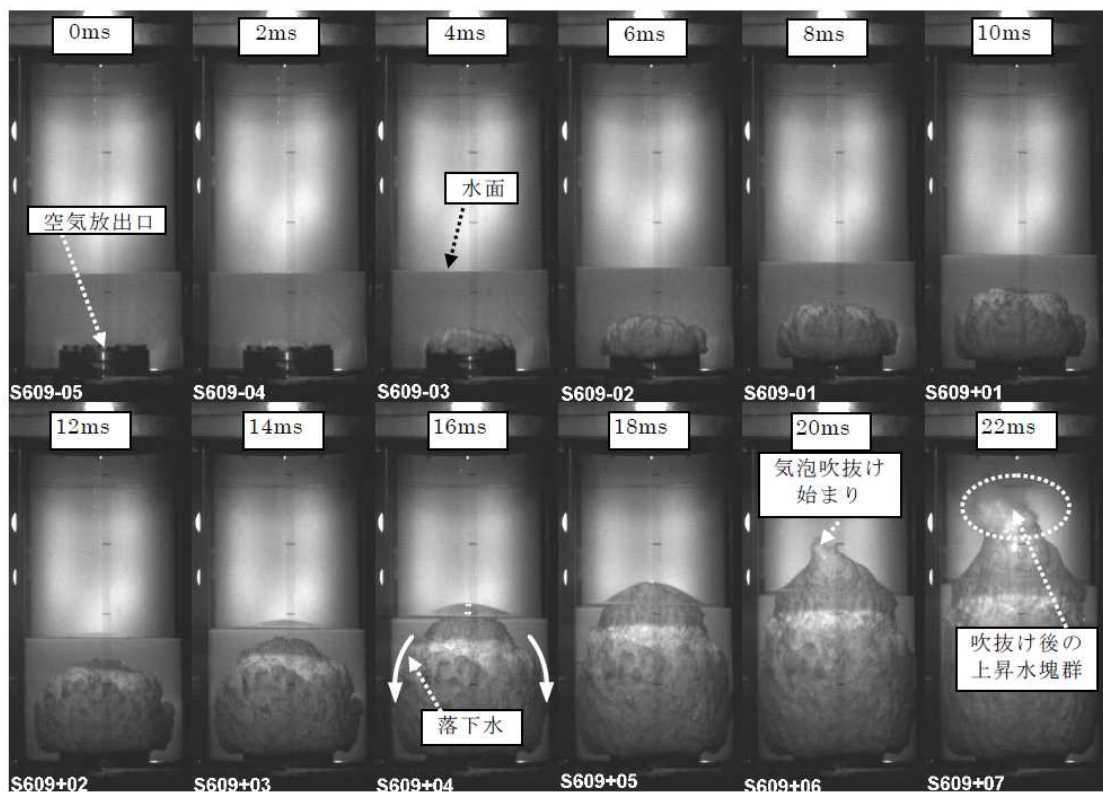
¹ 熔融炉心の潜熱及び比熱をそれぞれ 323kJ/kg, 0.526kJ/(Kg-K) として、実験体系における空気容量と同等の蒸気発生量となる熔融炉心重量を概算し、実験体系と実機の空間スケール（～1/10 スケール）の違いを踏まえて算出（稲坂ら, 2004）



添付図 1-1 水撃実験装置（上：大型容器、下：小型容器）（稲坂ら，2004）



添付図 1-2 水塊がコヒーレント性を保ったまま上昇する範囲 (稲坂ら, 2004)



添付図 1-3 気泡の成長と水塊挙動の実験結果 ($P_0=0.5\text{MPa}$, $H_0^*=0.6$) (稲坂ら, 2004)

添付2 水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について

1. はじめに

水蒸気爆発時の発生エネルギーを議論するうえで、デブリの持つ熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるエネルギー変換効率は重要なパラメータであり、各研究機関で実施された水蒸気爆発実験においても、実験時に確認されたパラメータに基づきエネルギー変換効率が評価されている。また、水蒸気爆発解析において、粗混合過程、爆発過程の解析モデルの妥当性を確認するためのベンチマークの一つとして、実験時に確認されているエネルギー変換効率との比較が実施されている。

本資料では、水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較結果をまとめる。

2. TROI 実験におけるエネルギー変換効率

UO₂デブリを用いた水蒸気爆発実験において、比較的高いエネルギー変換効率が確認されている TROI 実験を対象にエネルギー変換効率を評価した結果を添付表 2-1 に示す。

$$\text{エネルギー変換効率(\%)} = \text{機械的エネルギー} / \text{デブリの持つ熱エネルギー} \times 100$$

機械的エネルギー：試験容器内の温度、圧力挙動からの評価、構造材への荷重評価等より機械的エネルギーを評価

デブリの持つ熱エネルギー：落下させる全デブリ質量、温度、比熱からデブリの持つ保有エネルギーを評価

添付表 2-1 TROI 実験におけるエネルギー変換効率

	TS1	TS2	TS3	TS4	TS6	備考
エネルギー変換効率	0.12%	0.28%	0.22%	0.35%	0.66%	参考文献(1)より

3. 実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率との比較

実プラントのエネルギー変換効率は、水蒸気爆発評価に基づく機械的エネルギーとデブリの持つ熱エネルギーから評価することができる。

ただし、実プラントでの水蒸気爆発時の条件は、TROI 実験と比べ、プール水位等の体系が大きく異なり、特に水蒸気爆発発生までの落下デブリ量が非常に多い。そのため、TROI 実験と比較して、全デブリに対する爆発に寄与するデブリの割合が小さいと考えられる。より TROI 実験でのエネルギー変換効率に近い指標と考えられる粗混合粒子のもつ

熱エネルギーに対する機械的エネルギーの割合についても、水蒸気爆発評価に基づき評価することができる。

上記のエネルギー変換効率について、2.3.1の入力条件を用いたABWR代表プラントの水蒸気爆発評価に基づき評価した結果を添付表 2-2 に示す。ここでは、以下の考察に基づき、TROI 実験と粗混合挙動に近いABWRプラントの7m水位条件を選定した。

- ・参考文献(1)、(2)より TROI 実験 (TS1~TS4, TS6) におけるジェット分裂長を算出すると約1mであり、プール水位は1mであるため、TS1~TS4, TS6 はプール底部到達までにジェットがほぼ完全に分裂すると推測される。
- ・ABWRプラント実機体系におけるジェット分裂長は、約4~5mであり、7m水位ではジェットが完全に分裂すると推測される。

上記を踏まえて、TS1~TS4, TS6 とABWR代表プラント体系7m水位条件について、エネルギー変換効率を比較した結果、ABWR代表プラントのエネルギー変換率が、TS1~TS4, TS6 にて確認された値を上回ることが確認できた。

以上の結果から、2.3.1の入力条件を用いた実プラント体系におけるJASMINE解析は、同等の条件の実験と比較してより大きなエネルギー変換効率を与えると考察できる。

添付表 2-2 ABWRプラント実機体系におけるエネルギー変換効率

	水位 7 m
エネルギー変換効率	0.8%
エネルギー変換効率 (粗混合粒子のもつ熱エネルギーに対する割合)	2.9%

[参考文献]

- (1) NEA/CSNI/R(2014)15, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions
- (2) NKS-344 ISBN 978-87-7893-426-0 Analysing Steam Explosions with MC3D

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

解析コード (AUTODYN) 説明資料 (参考資料)

目 次

AUTODYN

1. はじめに	参考 3-3
2. 適用対象事象及び適用実績	参考 3-5
3. 解析モデルと解析結果の例示	参考 3-9
3.1 計算要素	参考 3-11
3.2 境界条件	参考 3-14
3.3 材料モデル	参考 3-16
3.4 爆発源の設定方法	参考 3-20
3.5 解析フロー	参考 3-23
3.6 入出力	参考 3-24
3.7 解析結果の例示	参考 3-25
4. 解析結果の検証	参考 3-34
5. 参考文献	参考 3-46
添付 1 運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について	参考 3-47
添付 2 反射波の考慮について.....	参考 3-50
添付 3 ペDESTAL構造応答評価における判定基準について	参考 3-56

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止対策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。）に関連して、原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）発生時における原子炉本体基礎（以下「ペDESTAL」という。）の構造応答評価に適用する汎用衝撃解析コードAUTODYNを対象とし、

- ・適用対象事象及び適用実績
- ・解析モデルと解析結果についての説明
- ・解析結果の検証

に関してまとめたものである。

(1) 解析コードの概要

AUTODYNは爆発・衝撃問題といった非線形時刻歴応答解析の専用ツールとして、1980年代に開発された解析コードであり、陰解法ソルバを採用した有限要素法解析ツールとは異なり、収束計算を必要としない陽解法(※)ソルバを採用しているため、爆発・衝撃のような非線形性の強い問題の解析に適している。

(※)時刻歴応答解析には「陰解法」と「陽解法」の2種類の手法があり、陰解法は解を求めるために収束計算を必要とすることから、非線形性の強い問題の場合は解が発散して計算が継続できなくなる場合がある。一方、陽解法は収束計算の必要がないことから、比較的短時間で安定して解が得られる。

(2) 解析コードの特徴

AUTODYNには後述する複数の要素タイプが用意されており、気体

／液体／固体等の解析対象に応じた要素の使い分けや，異なる要素タイプ間での連成解析が可能である。

これにより，変形レベルの大きい流体部分と比較的変形レベルの小さい構造物部分の要素を使い分けてモデル化し，それらを連成させて計算することで，衝撃荷重を伴う流体－構造連成問題を解くことができる。

2. 適用対象事象及び適用実績

(1) 事象の概要

AUTODYNによる構造応答解析は、原子炉圧力容器外でのFCIに伴う荷重に対して、ペDESTALの構造健全性を確認することを目的に実施する。

FCIとは溶融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象を指し、FCIのうち衝撃波を伴うものを「水蒸気爆発」と呼ぶ。

これまでの研究では、水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。

- ① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する溶融炉心(デブリジェット)が冷却材中に落下する。水と接触した溶融炉心は、その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する(エントレイン)。細粒化した溶融炉心(以下「デブリ粒子」という。)は、蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる(粗混合)。
- ② 上記の状態で、自発的若しくは外部からの圧力パルス等の外乱により、膜沸騰が不安定化し(トリガリング)、デブリ粒子と冷却材が直接接触する。
- ③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化によって更にデブリ粒子と冷却材の接触が促進され(伝播)、蒸気発生が促進される。この蒸気発生により圧力波が発生する。
- ④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域(元々は粗混合領域)の膨張により運動エネルギーが発生し、構造材に機械的荷重が作用する。

上述のとおり，水蒸気爆発が発生するためにはトリガリングが働く必要があり，さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。

一方で，国内外の実験的知見に基づく評価において，BWRの実機条件下では水蒸気爆発のトリガとなり得る要因は考えられないことから，水蒸気爆発の発生可能性は十分に低いものと結論付けられている。

本書にて説明するAUTODYNを用いた構造応答解析では，仮に水蒸気爆発が起こった場合を想定し，最も爆発による影響が大きいペDESTALの構造健全性を確認する。

水蒸気爆発に伴う荷重条件については，上記①～④の事象を解析コードJASMINEを用いて解析的に模擬し，算出する。（詳細は3.4参照）

(2) 適用実績

高速衝突問題や爆発問題等を対象とする高速衝撃解析に用いられる計算コードは、ローレンスリバモア国立研究所（LLNL）によって1950年代に開発されたHEMPコードを起源としている。HEMPコードをはじめとする、それまでの多くの衝撃解析コードは有限差分法によって定式化されていたが、その後、DYNAを代表とする有限要素法衝撃解析コードが開発され、さらに計算処理能力の向上を背景として、1980年代に商用衝撃解析コードとしてAUTODYNが開発された。

AUTODYNは、高速衝突問題や爆発問題等をはじめとした、物質の大変形を伴い、かつ非常に過渡的な現象に対して有効なコードである。また、多くの衝撃解析コードと同様、連続体力学によって定式化され、質量、運動量、エネルギーの各保存式と、連続体の特性を表す状態方程式及び構成方程式が陽解法によって連立して解かれる。

AUTODYNは、例えば航空宇宙分野にて、スペースデブリ衝突、複合材の衝撃応答、燃料タンクの安全評価に適用されている。また、前述のとおり爆発・衝撃問題に適したコードであるため、FCIによるペDESTAL構造材への荷重応答評価にも適しており、既往研究において適用した実績もある。この中で、代表的な研究概要を表2-1に示す。

表 2-1 AUTODYNの主な適用実績

1	研究名称	シビアアクシデント時構造バウンダリ健全性評価 ＝動的構造応答解析＝
	解析実施者	財団法人 原子力発電技術機構 原子力安全解析所
	実施時期	平成 12～13 年度 (平成 12 年度は「環境影響評価手法の調査検討等」の一部として実施)
	研究概要	PWR プラントにおける炉心損傷後の格納容器破損防止対策（格納容器内注水）の有効性評価として、FCI 現象を模擬した解析を実施。水中での熔融炉心の粗混合反応の解析はVESVIUSコードを用い、ガスバグモデルを用いたAUTODYN二次元モデルによる応答解析に加え三次元モデルによる解析も実施。熔融物のエネルギー放出挙動に関しては、代表的なFCIの試験であるKROTOS試験の結果を参照している。
2	研究名称	コンクリート構造物の衝撃破壊挙動解析に係るコード整備
	解析実施者	独立行政法人 原子力安全基盤機構
	実施時期	平成 15 年度
	研究概要	コンクリート構造物に対する航空機衝突の影響を評価するためのコンクリート構成則の改良及び検証解析を実施。低速域から高速域にわたる複数のコンクリート実験の再現解析をAUTODYNで行い、解析結果との良い一致を得た。

3. 解析モデルと解析結果の例示

AUTODYNは非線形時刻歴応答解析の専用ツールであり、陰解法ソルバを採用した有限要素法解析ツールとは異なり、収束計算を必要としない陽解法ソルバを採用しているため、特に爆発荷重・衝撃荷重のような非線形性の強い問題を扱うことが可能である。時刻歴応答解析では、時間積分に中央差分による収束計算が不要な陽解法を用いて解析するため、落下・衝突のような非線形性の強い問題でも解が発散せず、安定して解が得られる。またAUTODYNの使用実績としては、航空宇宙・防衛等の産業で製品の安全性対応や高品質化等に幅広く活用されている。

陽解法の特徴は、着目している要素の隣接する過去の要素情報しか現在の状態に影響を与えないということである。したがって衝撃解析では、波動の伝搬速度である音速 c が重要な意味を持っており、いま着目する要素（要素サイズ Δ_e ）で、音速 c の影響による現象を陽解法で安定に実行するためには、時間積分の刻み幅（ Δ_t ）に Courant 条件と言われる制約がある。

$$\Delta_t = \frac{\Delta_e}{c}$$

ここで連続体が構造体の場合、縦弾性係数 E 、密度 ρ とすると、構造体内での音速 c は、

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

連続体が流体の場合、体積弾性率 K 、密度 ρ とすると、流体内の音速 c は、

$$c = \sqrt{\frac{K}{\rho}}$$

である。F C I 時の構造応答解析で取扱う連続体のおよその音速 c は、鋼材で 5000 m/s, コンクリートで 3200 m/s, 水中で 1560 m/s, 空気中で 340 m/s である。

AUTODYNでは、時間積分の刻み幅 Δ_t としてすべての要素で決定される時間積分の中で最小のものを自動的に用いている。

3.1 計算要素

AUTODYNで使用可能な要素タイプの種類とその概要を表 3.1-1 に示す。

表 3.1-1 AUTODYNで使用可能な要素タイプの種類とその概要

要素タイプ	概要
Lagrange (Solid)	物質とともに要素が移動・変形する計算方法。主として固体に対して適用性がある。
Shell	薄板 Shell 要素。厚さ方向に要素分割できないような薄肉構造物に対して適用性がある。二次元軸対称系の場合は計算領域を線分（二次元）の集合に分割する。
Euler	要素は空間に固定され、この要素間を物質が移動する計算方法。主として流体（気体・液体）に対して適用性がある。本解析では複数の物質を取り扱うことができる Multi-Material Euler 法を適用している。
ALE (Arbitrary Lagrange Euler)	物質とともに要素が移動・変形する Lagrange において、内部セルに対しては物質とは別に要素を任意に移動させて、要素のひずみによる計算精度の低下を防ぐことができる。

今回の F C I 時の構造応答解析では、AUTODYNで使用可能な上記の要素タイプのうち、Lagrange、Shell 及び Euler を用いている。

ここで、Lagrange 要素及び Shell 要素の幅は、ペDESTALの構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるよう、高さ方向及び壁厚方向に十分な分割数（曲げ変形を適切に模擬する観点から壁厚方向に最低3分割）が確保できる寸法として設定する。一方、Euler 要素は、Lagrange 要素との力のやり取りの関係から Lagrange 要素よりも小さく設定することが推奨されていることに配慮し、設定する。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

F C I 時の構造応答解析に用いる解析モデルの例を図 3.1-1 に、当該モデルの要素分割の例を図 3.1-2 にそれぞれ示す。



図 3.1-1 解析モデル図

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

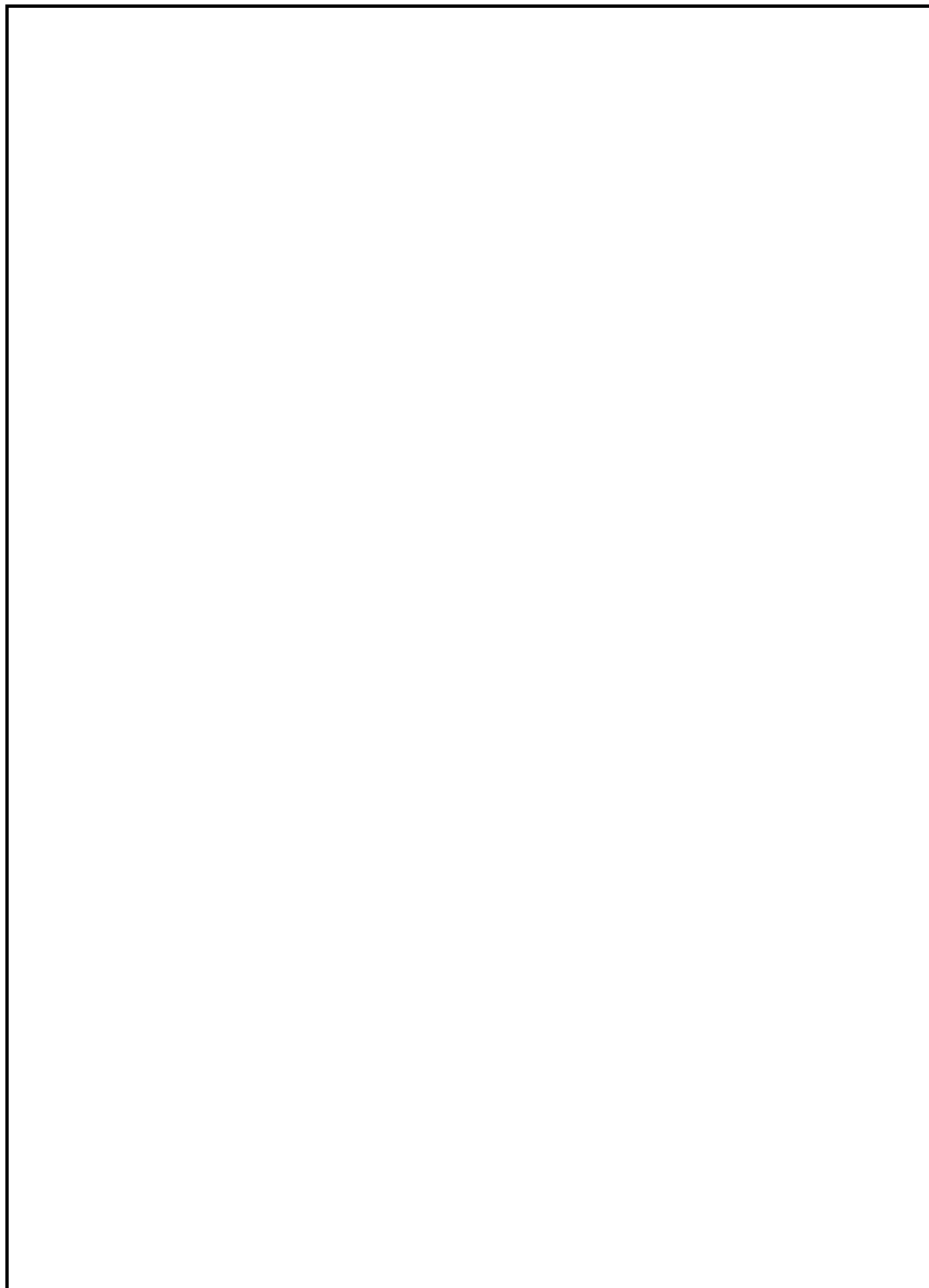


図 3.1-2 要素分割図

3.2 境界条件

ペDESTALは原子炉圧力容器を支持する構築物であり、鋼板製の内筒、外筒からなる二重円筒構造である。実機には内筒と外筒の間に等間隔に縦リブが配置されており、これら内筒、外筒及び縦リブの鋼材部分を強度部材として設計している。また、内筒、外筒及び縦リブで区切られた領域にはコンクリートが充填されている。

解析は二次元軸対称モデルを用い、気相部、液相部、爆発源、鋼板部及びコンクリートをモデル化している。なお、当該モデルは二次元軸対称体系であるため、縦リブ鋼板及び人員アクセス用の開口等は模擬していない。

ペDESTALは基部の原子炉格納容器との取り合い部を介して、原子炉圧力容器等から作用する荷重を基礎マットに伝達する構造であることから、原子炉格納容器との取り合い部を完全固定境界とする。ペDESTAL内及びペDESTAL外の領域にはコンクリート床等の周辺構造物が存在するが、保守的に変形を大きく評価する観点から、これらの周辺構造物による拘束効果は考慮しない。また、ペDESTAL上部に作用する原子炉圧力容器の自重等による荷重の効果についても上記と同様の理由により、考慮しない。

境界条件を示した解析モデル図を図 3.2-1 に示す。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



図 3.2-1 解析モデル図

3.3 材料モデル

AUTODYNでは、物質の材料特性を「状態方程式」「構成則」「破壊則」のモデルで定義している。それぞれの概要は以下のとおりである。

状態方程式：熱力学的平衡状態における静水圧と内部エネルギーと密度の関係を示す。

構成則：せん断応力とひずみの関係及び／又は降伏基準を示す。

破壊則：物質の破断基準を示す。

以下に本解析における構造部材の材料特性を示す。

(1) 鋼板

表 3.3-1 に鋼板の材料特性を示す。表 3.3-1 の設定に基づき、解析に当たっては個別プラントの鋼板の密度，体積弾性率，横弾性率，降伏応力及び限界相当塑性ひずみを入力する。

表 3.3-1 鋼板の材料特性

項目	設定
状態方程式	線形
構成則	等方硬化則
破壊則	限界相当塑性ひずみ則
密度	個別プラントの値
体積弾性率	
横弾性率	
降伏応力	
限界相当塑性ひずみ	

(2) コンクリート

表 3.3-2 にコンクリートの材料特性を示す。表 3.3-2 の設定に基づき、解析に当たっては個別プラントの鋼板の密度、体積弾性率、横弾性率等を入力する。

表 3.3-2 コンクリートの材料特性

項目	設定
状態方程式	線形
構成則	Drucker-Prager
破壊則	スポール破壊
密度	個別プラントの値
体積弾性率	
横弾性率	

ここで、本解析ではコンクリートの衝撃解析で一般的な構成則として Drucker-Prager 構成則を用いる。

この構成則における降伏応力は、圧力の関数として一般的に式(1)のよう
に表される。

$$Y = ap + b \quad (\text{ただし } a, b \text{ は定数}) \quad (1)$$

ただし、 Y が無限に大きくなることを避けるために上限値 Y_{\max} を定める。

(式(2)及び図 3.3-1 参照)

$$Y = \min(Y_{\max}, ap + b) \quad (2)$$

ここで、定数 a, b は下式で与えられる。

$$a = \frac{3(n-1)}{n+2} \quad (3)$$

$$b = \frac{3}{n+2} f_c \quad (4)$$

$$n = f_c / f_t \quad (5)$$

ここで、 f_c 及び f_t は以下のとおり。

f_c : コンクリートの圧縮強度

f_t : コンクリートの引張強度であり、下式で計算する。

$$f_t = 0.23 \times f_c^{2/3} \quad (6)$$

また、 Y_{\max} は次式で与えられる。

$$Y_{\max} = c + f_c \tan \phi \quad (7)$$

ここで、

$$c = \frac{\sqrt{n} \cdot f_t}{2} \quad (8)$$

$$\cos \phi = \frac{2\sqrt{n}}{n+1} \quad (9)$$

$$\sin \phi = \frac{n-1}{n+1} \quad (10)$$

上述の計算式と、個別プラントのコンクリートの圧縮強度 f_c に基づき、式(2)の降伏応力と圧力の関係を求め、AUTODYNのインプットとする。

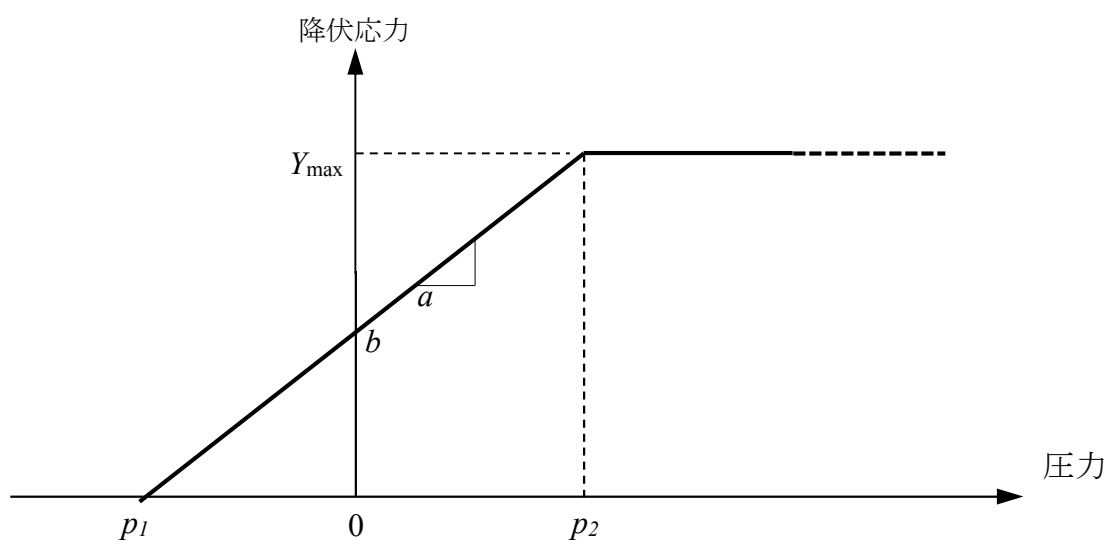


図 3.3-1 Drucker-Prager 構成則の降伏応力-圧力関係の概念図

3.4 爆発源の設定方法

水蒸気爆発に対する構造応答を解析的に求めるため、爆発源をAUTODYNのガスバグモデルを用いて模擬する。

ガスバグモデルは、任意の液体・気体物質に対して適用性のあるモデルであり、対象の物質が周囲の系に対してする仕事量（＝開放エネルギー量）を圧力 P と体積変化量 ΔV の関係で定義するものである。

図 3.4-1 にガスバグモデルの概念図を示す。

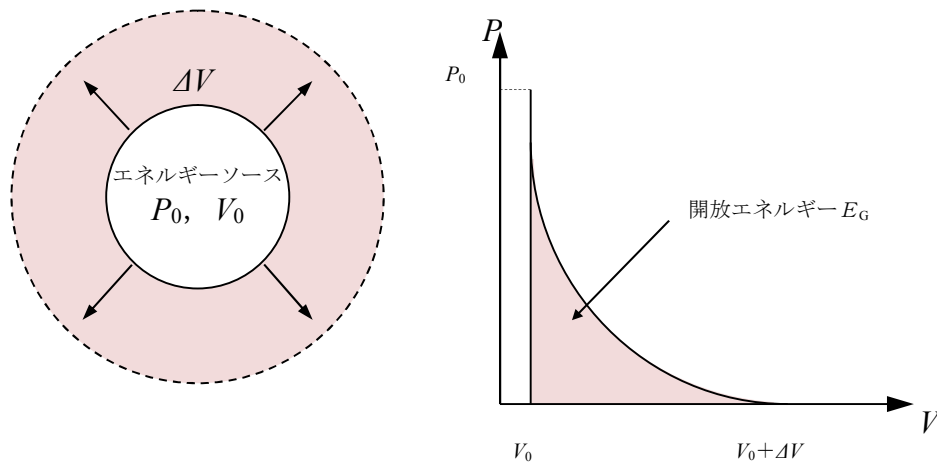


図 3.4-1 ガスバグモデルの概念図

図 3.4-1 に示すように、ガスバグモデルではエネルギーソースに対して圧力 P と体積変化量 ΔV の関係で水蒸気爆発によって開放されるエネルギー総量を定義する。ガスバグモデルにおける開放エネルギーは、下式で与えられる。

$$E_G = \int_{V_0}^{V_0+\Delta V} P dV \quad (11)$$

ここで、爆発源の開放エネルギーは水蒸気爆発解析コード JASMINNE の結果（流体の運動エネルギー）に基づき設定している。

水蒸気爆発発生時には、トリガセルから周囲へ圧力波が伝播し、その

発生エネルギーの大部分が流体の運動エネルギーに変換されると想定し、J A S M I N E の解析結果から得られた全領域の流体の運動エネルギーの最大値を引き継いでガスバグモデルのインプット条件として設定している。図 3.4-2 に流体運動エネルギーの設定方法を示す。

なお、爆発源の設定位置は、J A S M I N E 解析におけるトリガリングの発生位置と同様の位置とする。

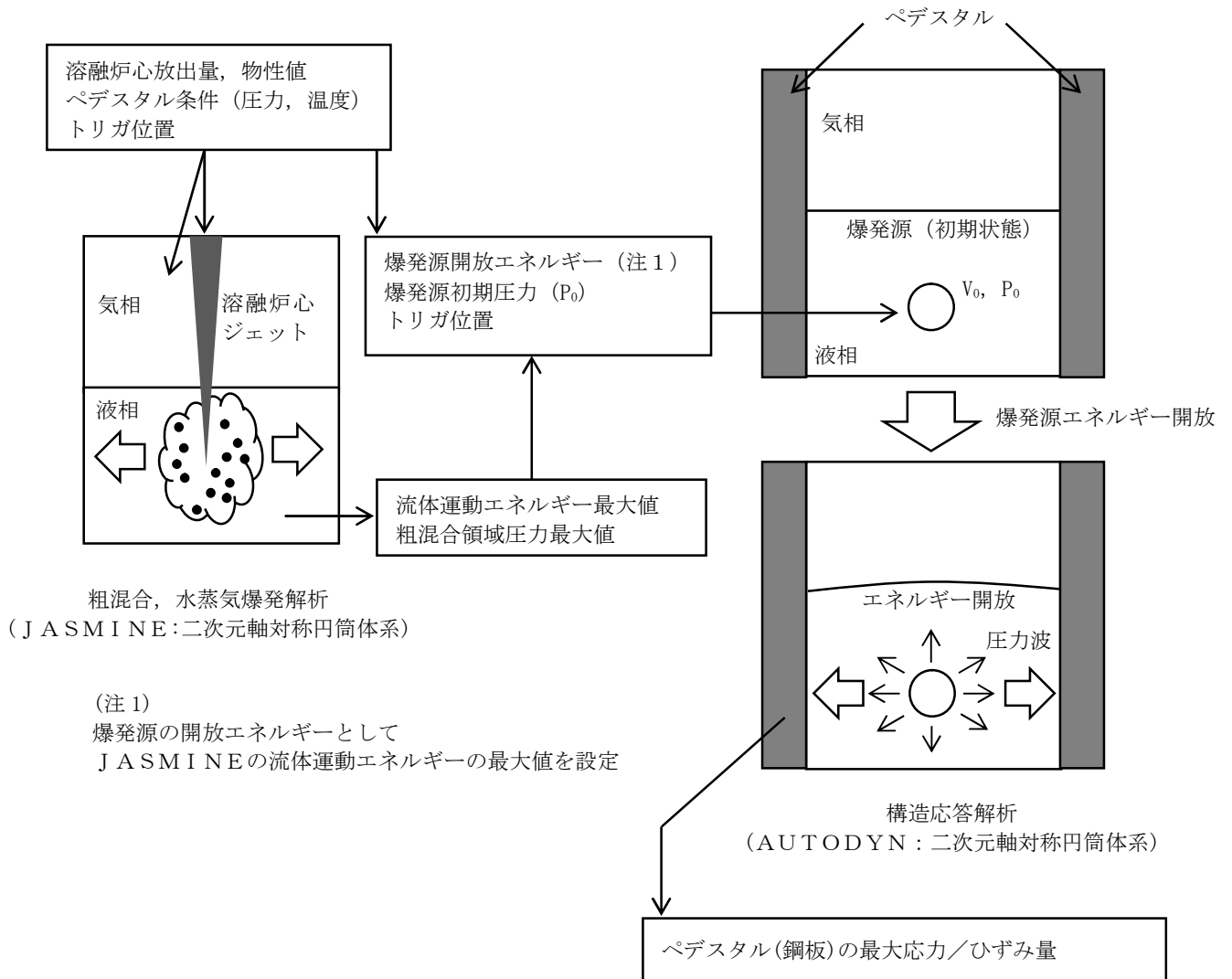


図 3.4-2 AUTODYNにおけるエネルギーの設定方法

3.5 解析フロー

AUTODYNの解析フローを図 3.5-1 に示す。

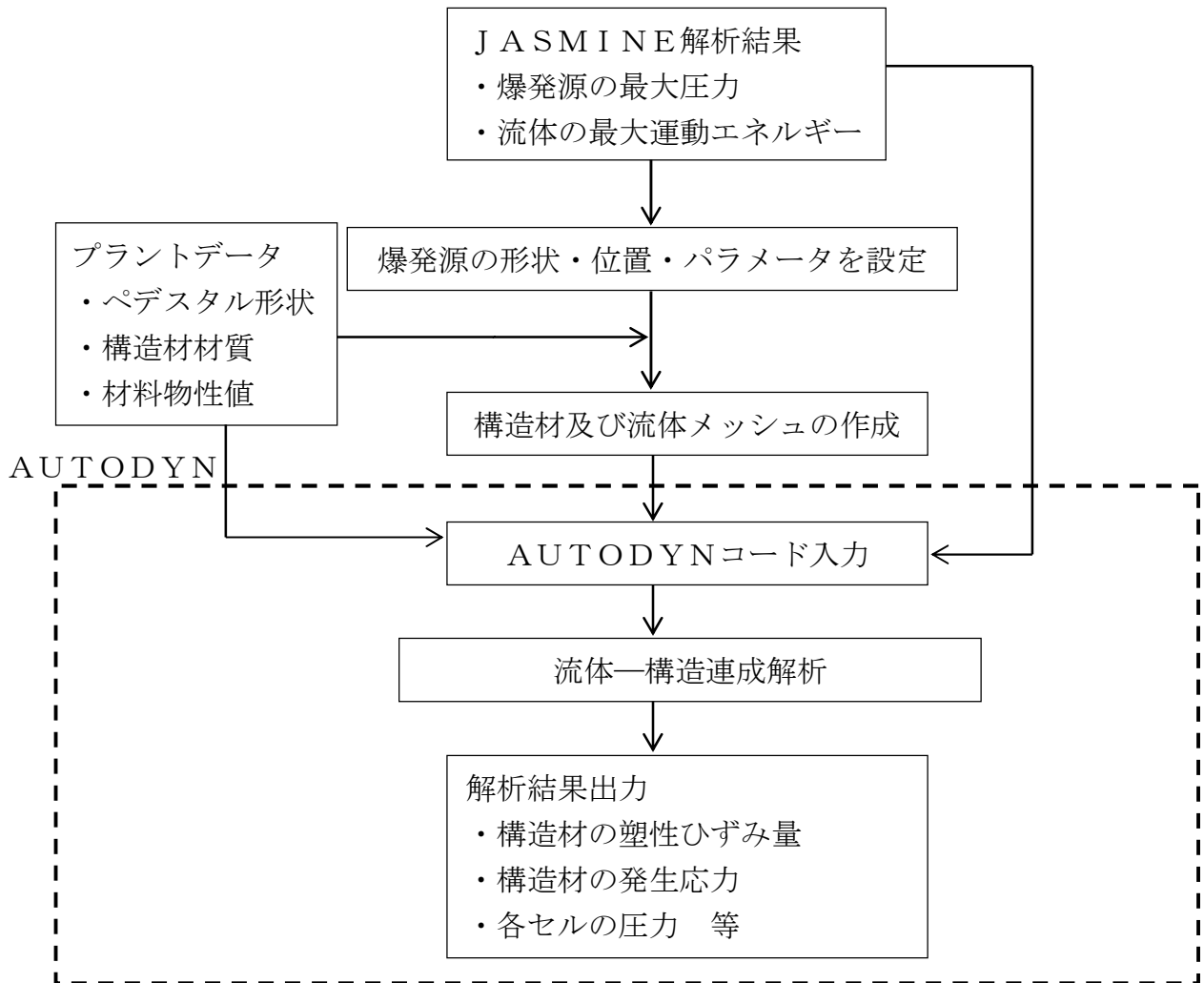


図 3.5-1 AUTODYNの解析フロー

3.6 入出力

AUTODYNコードの主要な入出力は図 3.5-1 に示した解析フロー図にも示されるとおりである。AUTODYNコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

<入力>

- ① ペDESTAL構造物の幾何形状
- ② 各構造物に対する拘束条件
- ③ 材料の物性値
- ④ 流体及び構造材のメッシュデータ
- ⑤ 流体及び構造材の要素タイプ (Lagrange / Euler 等)
- ⑥ 爆発源の形状・位置 (JASMIN Eコードの評価条件・結果に基づく)
- ⑦ 爆発源の初期圧力及びエネルギー

(JASMIN Eコードによる評価結果に基づく)

上記をインプットとして、水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し、以下の主要なアウトプットデータを得る。

<出力>

- ① 材料分布図
- ② 塑性ひずみ
- ③ 構造材の発生応力

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

3.7 解析結果の例示

本項では、代表プラントの解析入力条件と解析結果について例示する。

(1) 解析モデル及び境界条件

図 3.2-1 に示す解析モデルとする。要素分割の詳細を表 3.7-1 に示す。

表 3.7-1 要素分割の詳細

部位	要素タイプ	要素幅	要素数
コンクリート	Lagrange (Solid)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
内外鋼板	Shell	<input type="text"/>	<input type="text"/>
空気, 水, エネルギーソース	Euler	<input type="text"/>	<input type="text"/>

(2) 材料物性

代表プラントのペDESTALの構成材料を以下に示す。

コンクリート：普通コンクリート（設計基準強度：29.4N/mm²）

鋼板：SPV490

材料物性の詳細を表 3.7-2 及び図 3.7-1 に示す。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

表 3.7-2 材料特性一覧

材料	密度※1	体積 弾性率※2	横弾性率 ※2	降伏応力 ※1	最大引張 強さ※1	限界ひず み※1
コンクリート				(図 3.7-1 の関係式による)		
SPV490						

1 ノミナル物性値である。

※2 ノミナル物性値であり、下式に基づき算出したもの

$$\text{体積弾性率 } K = E / (3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu))$$

$$\text{横弾性率 } G = E / (2 \cdot (1 + \nu))$$

ここで、

E は縦弾性係数で

ν はポアソン比で

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



図 3.7-1 Drucker-Prager 構成則に基づくコンクリートの圧力-降伏応力関係

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

(3) 爆発源の荷重仕様

ガスバグモデルの入力条件を表 3.7-3 に示す。

また、体積変化と圧力の関係を図 3.7-2 に示す。

表 3.7-3 ガスバグモデルの入力条件

項目	値	備考
運動エネルギー		
初期半径		
初期圧力		
体積変化		



図 3.7-2 体積変化と圧力の関係

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

(4) 解析結果

(1)から(3)の入力条件に基づき解析を実施した結果を以下に示す。

ガスバグモデルの圧力の時刻歴を図 3.7-3 に、開放エネルギーの時刻歴を図 3.7-4 にそれぞれ示す。

下図に示すとおり、圧力と体積変化による仕事量が所定の開放エネルギーに達する時刻は、であった。



図 3.7-3 ガスバグモデルの圧力の時刻歴



図 3.7-4 ガスバグモデルの開放エネルギーの時刻歴

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

次に、主要な時刻における材料分布図を図 3.7-5～図 3.7-8 に示す。

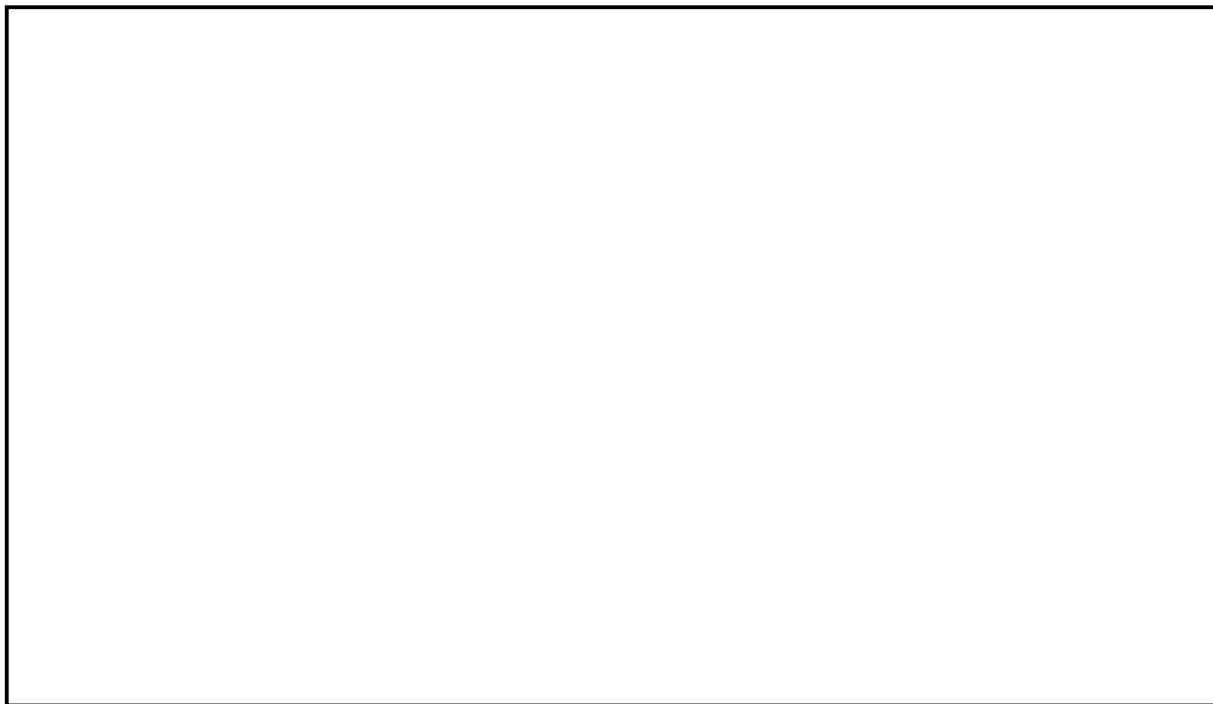


図 3.7-5 材料分布図 (5 ms)



図 3.7-6 材料分布図 (10ms)

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

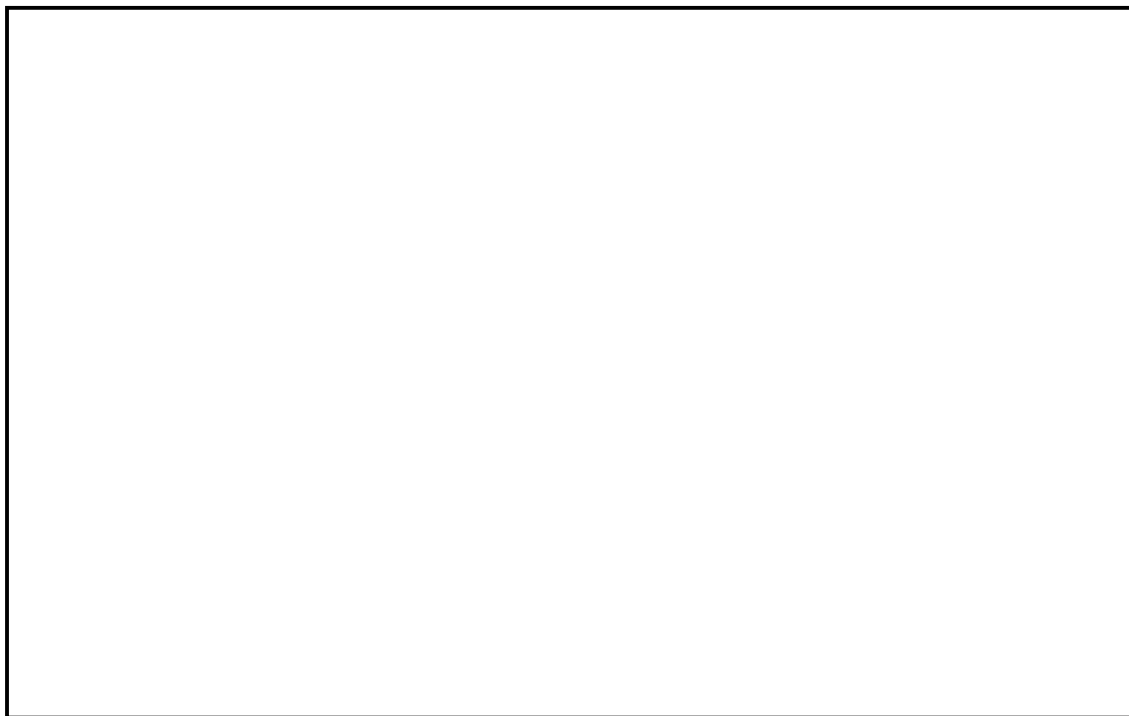


図 3.7-7 材料分布図 (15ms)

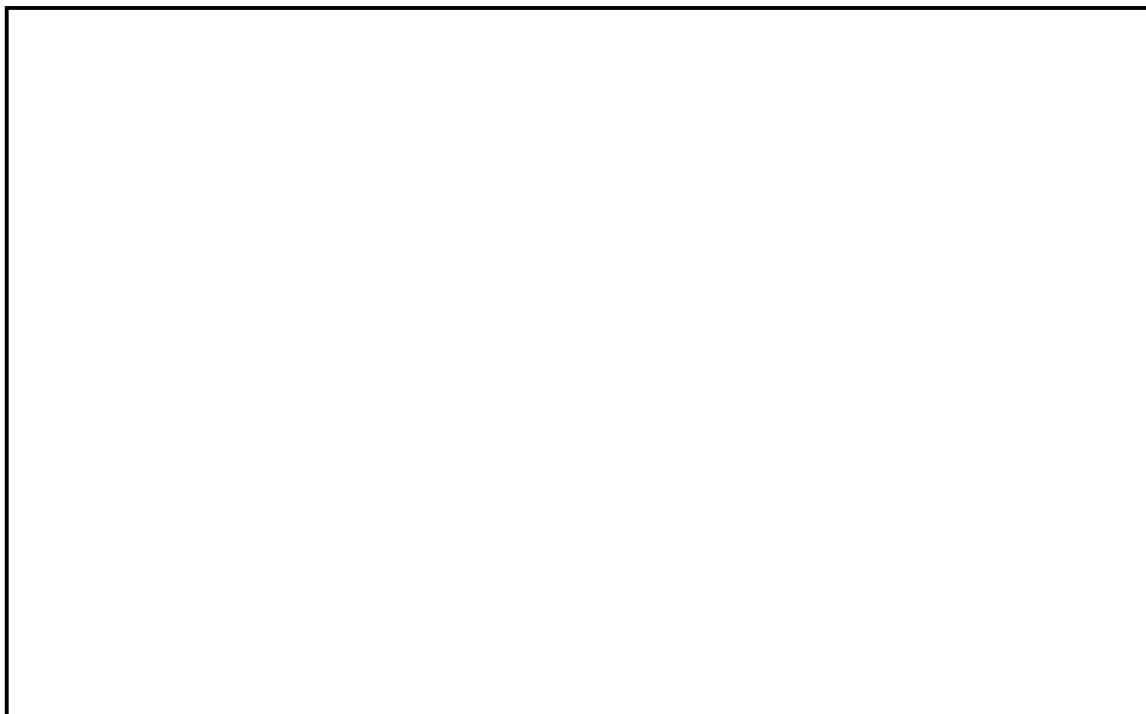


図 3.7-8 材料分布図 (20ms)

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

次に、爆発発生から 5 ms 後の内外鋼板の塑性ひずみの分布を図 3.7-9 に示す。



図 3.7-9 爆発発生から 5 ms 後の内外鋼板の塑性ひずみの分布
(最大塑性ひずみ : 0.0%)

次に、強度部材である鋼板（内側及び外側）に発生する最大ミーゼス応力の時刻歴を図 3.7-10 及び図 3.7-11 に示す。

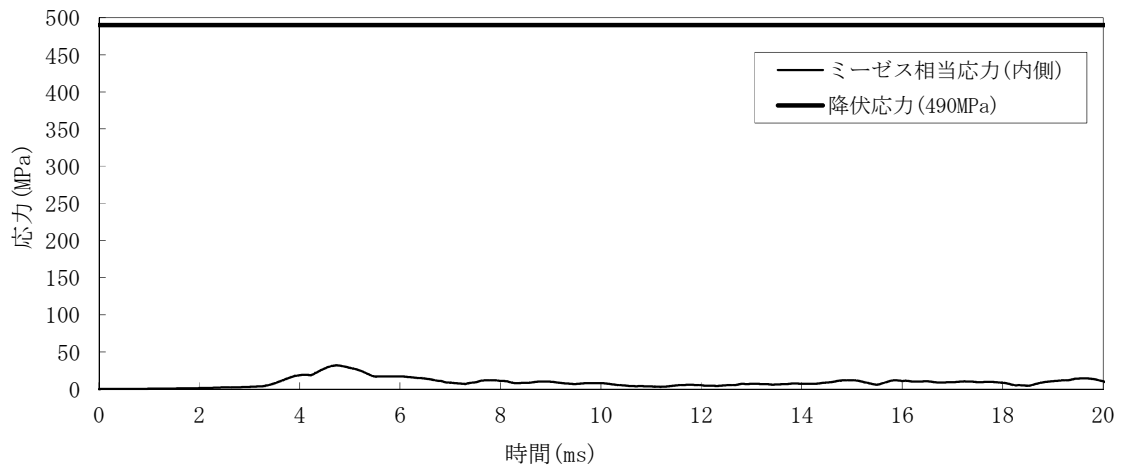


図 3.7-10 内側鋼板の最大ミーゼス応力の時刻歴

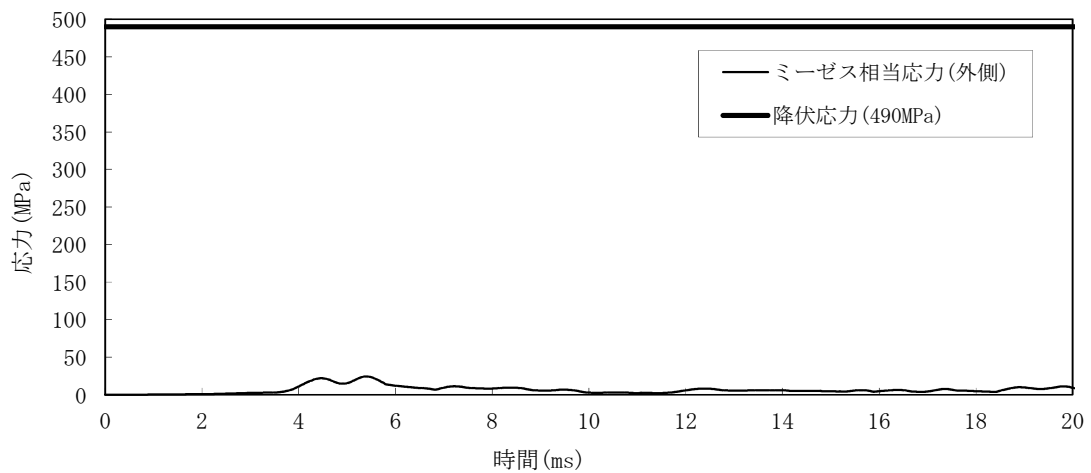


図 3.7-11 外側鋼板の最大ミーゼス応力の時刻歴

4. 解析結果の検証

本章では、AUTODYNを用いた解析解と理論解の比較検証結果を示す。

AUTODYNを用いたペDESTALの構造応答解析は、鋼板部を二次元軸対称 Shell 要素で、コンクリート部を二次元軸対称 Lagrange 要素でそれぞれモデル化して実施していることから、検証は Shell 要素及び Lagrange 要素の両方で実施する。

(1) 二次元軸対称 Shell 要素を用いた解析

図 4-1 に示すように単純な円筒形状の構造物を二次元軸対称 Shell 要素でモデル化し、内面に圧力衝撃荷重（台形波：図 4-2 参照）が作用した際の変位動的倍率（静的な解に対する倍率）を解析的に求め、理論解との比較評価を実施する。

なお、図 4-2 に示す圧力荷重履歴は、最大圧力荷重を 1 としたときの荷重比の履歴として表している。

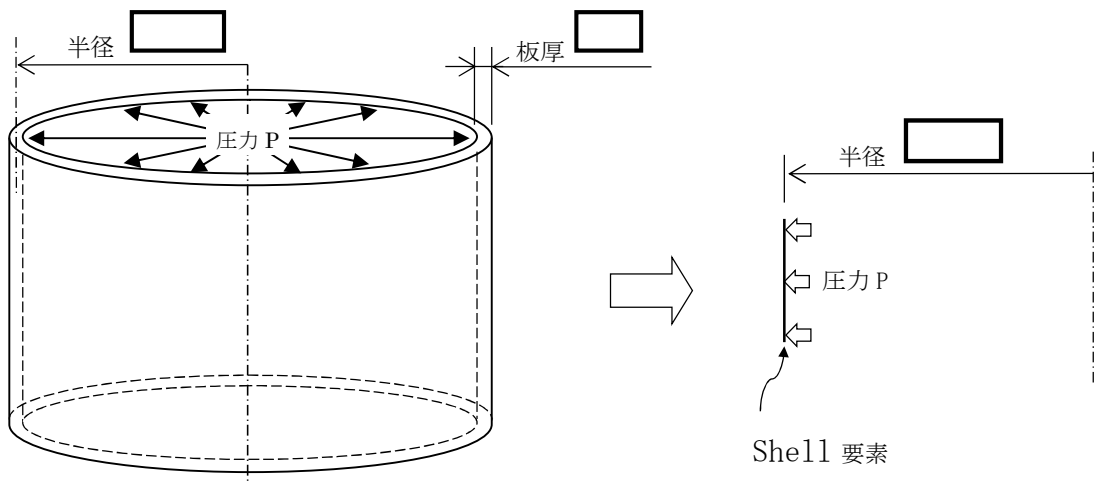


図 4-1 対象形状

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

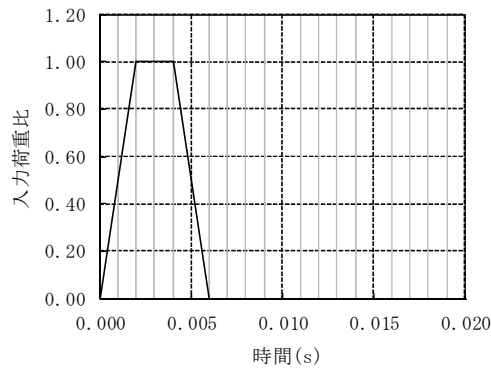


図 4-2 圧力衝撃荷重の荷重履歴

計算に用いる物性値を表 4-1 に示す。

表 4-1 計算に用いる物性値

項目	単位	値
縦弾性係数	MPa	
ポアソン比	—	
密度	kg/m ³	
圧力	MPa	

上述の条件より、円筒構造物の台形荷重に対する応答を解析的に求め、理論解との比較を試みる。理論解は参考文献(1)及び参考文献(2)により求めた。以下に理論解の概要を示す。

(a) 円形リングの面内振動の固有振動数

参考文献(1)：機械工学便覧 α2 機械力学より

$$f = \frac{1}{2\pi R} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

ここで、

R : リング中央線の半径

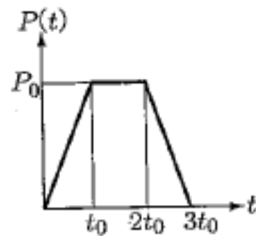
E : 縦弾性係数

ρ : 単位体積あたりの質量

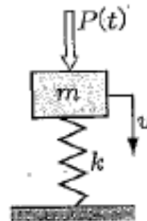
(b) 台形荷重に対する応答

参考文献(2) : 基礎からの衝撃工学 森北出版 4.1.6 より

時間区分	動的倍率 (動的変位/静的変位)
i) $0 \leq t \leq t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = \frac{t}{t_0} - \frac{\sin \omega t}{\omega t_0}$
ii) $t_0 \leq t \leq 2t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = 1 + \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t)$
iii) $2t_0 \leq t \leq 3t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = 3 - \frac{t}{t_0} + \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - 2t_0) + \sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t)$
iv) $3t_0 \leq t$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega (t - 3t_0) + \sin \omega (t - 2t_0) - \sin \omega t)$



台形荷重



一質点モデル

ここで,

$$\omega = 2\pi f$$

f : (a) で求めた円形リングの固有振動数

(b) による理論解と解析結果の変位動的倍率を比較した結果を図 4-3 に示す。

理論解による最大変位動的倍率 1.833 に対し, 解析による変位動的倍率は 1.836 であり, 理論解と解析結果は良い一致を示している。

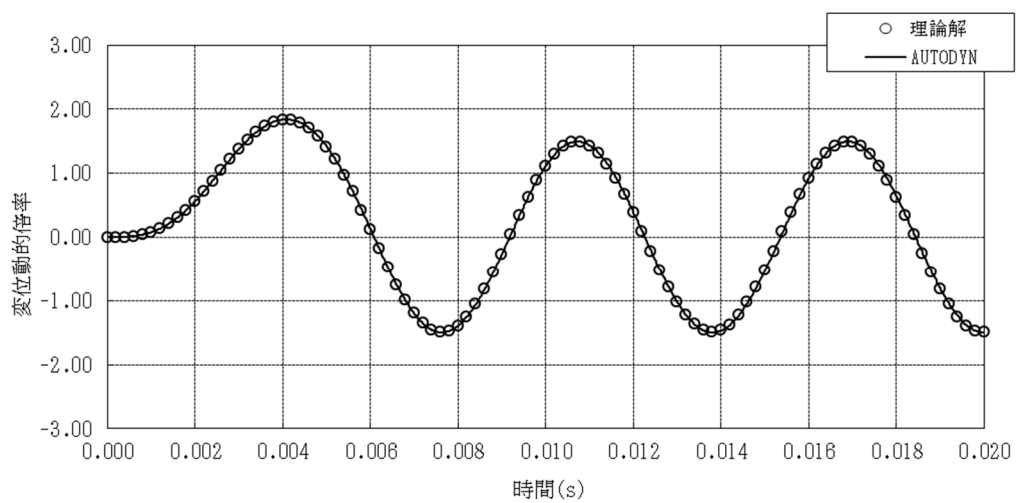


図 4-3 理論解とAUTODYNによる解析結果の比較

(二次元軸対称 Shell を用いた解析)

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 二次元軸対称 Lagrange 要素を用いた解析

図 4-4 に示すように単純な円筒形状の構造物を二次元軸対称 Lagrange 要素でモデル化し、内面に圧力衝撃荷重（台形波：図 4-5 参照）が作用した際の変位動的倍率（静的な解に対する倍率）を解析的に求め、理論解との比較評価を実施する。

なお、図 4-5 に示す圧力荷重履歴は、最大圧力荷重を 1 としたときの荷重比の履歴として表している。

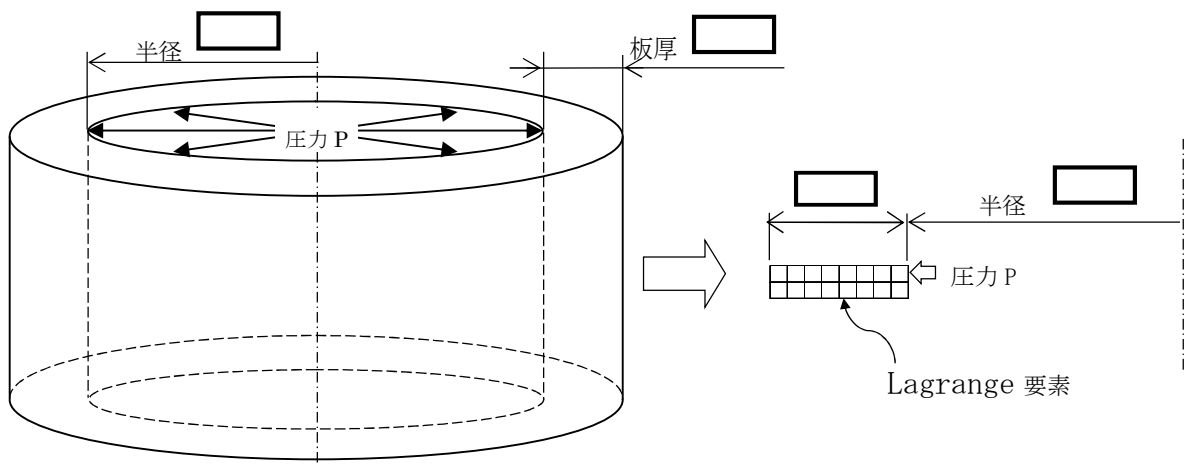


図 4-4 対象形状

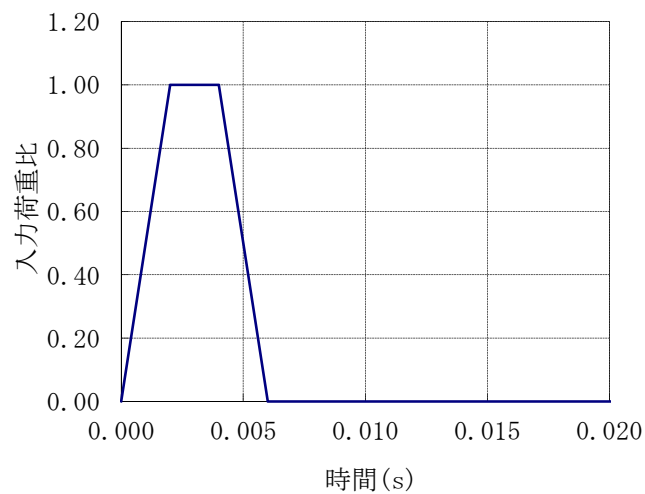


図 4-5 圧力衝撃荷重の荷重履歴

計算に用いる物性値を表 4-2 に示す。

表 4-2 計算に用いる物性値

項目	単位	値
縦弾性係数	MPa	
ポアソン比	—	
密度	kg/m ³	
圧力	MPa	

上述の条件より、円筒構造物の台形荷重に対する応答を解析的に求め、理論解との比較を試みる。理論解は参考文献(1)及び参考文献(2)により求めた。以下に理論解の概要を示す。

(a) 円形リングの面内振動の固有振動数

参考文献(1)：機械工学便覧 α2 機械力学より

$$f = \frac{1}{2\pi R} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

ここで、

R ：リング中央線の半径

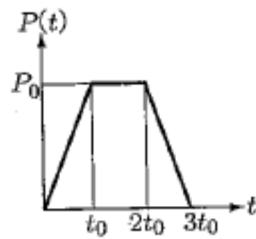
E ：縦弾性係数

ρ ：単位体積あたりの質量

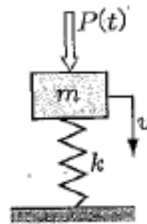
(b) 台形荷重に対する応答

参考文献(2)：基礎からの衝撃工学 森北出版 4.1.6 より

時間区分	動的倍率 (動的変位/静的変位)
i) $0 \leq t \leq t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = \frac{t}{t_0} - \frac{\sin \omega t}{\omega t_0}$
ii) $t_0 \leq t \leq 2t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = 1 + \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t)$
iii) $2t_0 \leq t \leq 3t_0$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = 3 - \frac{t}{t_0} + \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - 2t_0) + \sin \omega (t - t_0) - \sin \omega t)$
iv) $3t_0 \leq t$	$L = \frac{u}{\delta_{st}} = \frac{1}{\omega t_0} (\sin \omega (t - t_0) - \sin \omega (t - 3t_0) + \sin \omega (t - 2t_0) - \sin \omega t)$



台形荷重



一質点モデル

ここで,

$$\omega = 2\pi f$$

f : (a) で求めた円形リングの固有振動数

(b)による理論解と解析結果の変位動的倍率を比較した結果を図 4-6 に示す。

理論解による最大変位動的倍率 1.863 に対し、解析による変位動的倍率は板厚内面位置で 1.840、中央位置で 1.875 及び外面位置で 1.884 であり、理論解と解析結果は良い一致を示している。

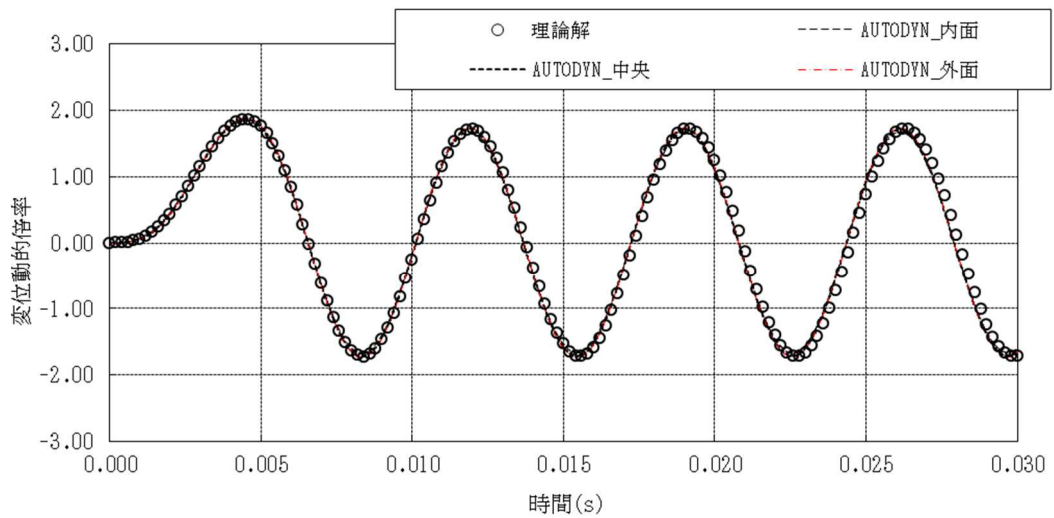


図 4-6 理論解とAUTODYNによる解析結果の比較

(二次元軸対称 Lagrange を用いた解析)

(3) 要素サイズの妥当性検証解析

設定した要素サイズの妥当性を確認するために、(2)で用いた二次元軸対称 Lagrange 要素のモデルを対象とし、要素サイズの異なる二つのモデルに対して動的解析を行い、解析結果を比較した。図 4-7 に検討した円筒モデルの概要、図 4-8 及び図 4-9 に解析結果の比較を示す。

図 4-8 及び図 4-9 に示すように、F C I 解析に適用している要素サイズ（モデル 1）と、各要素辺長さを 1/2 とした詳細モデル（モデル 2）の内外壁面における径方向変位の数値誤差^{*)} は内外面で-1%程度、周方向応力の解析結果の数値誤差は内面で-1%程度、外面で-1%程度であり、解析結果に対して影響を与えるような大きな差は無く、F C I 解析に使用する解析モデルの要素分割は妥当である。

*) 数値誤差の定義は、 $(\text{モデル 1} - \text{モデル 2}) / \text{モデル 2}$

+ (プラス) は、モデル 1 の方が解析結果の数値が大きいことを示す。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

検討した円筒の概略寸法

内半径：

壁厚：

高さ：

検討した円筒の物性

縦弾性係数：

密度：

ポアソン比：

(モデル1)：F C I解析と同等の要素サイズ



(モデル2)：F C I解析の約 1/2 の要素サイズ



荷重条件

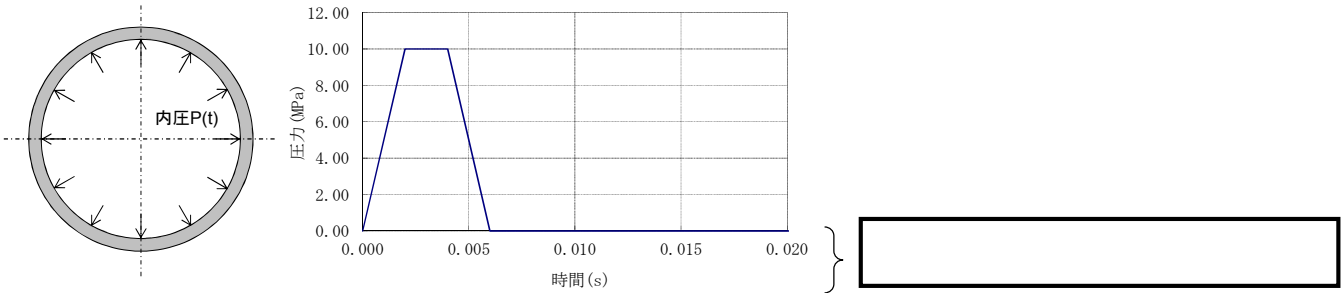
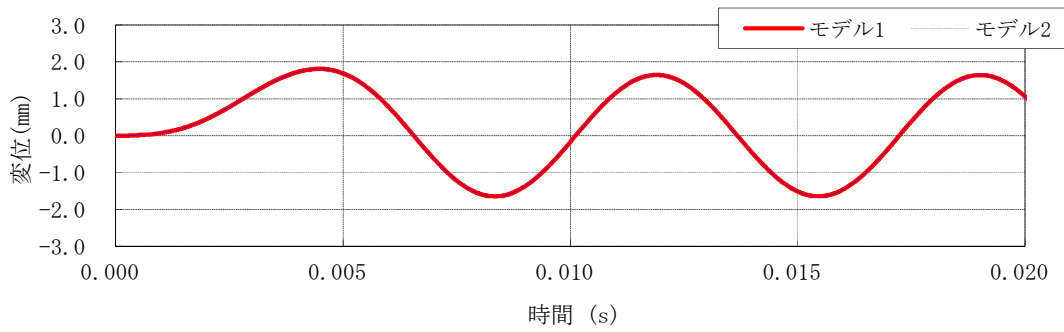
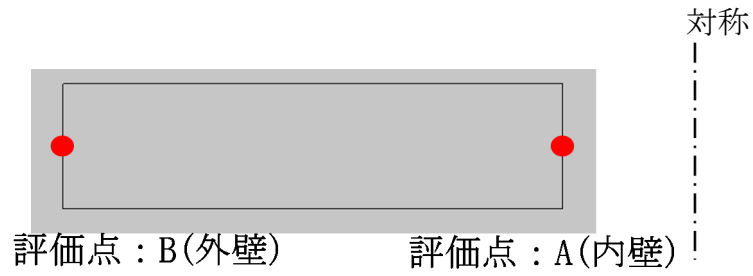
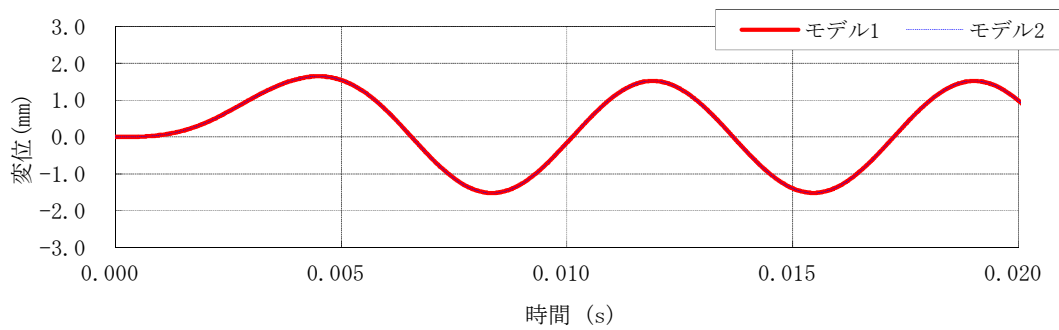


図 4-7 要素サイズの比較検討に用いた二次元軸対称円筒体系モデルの概要

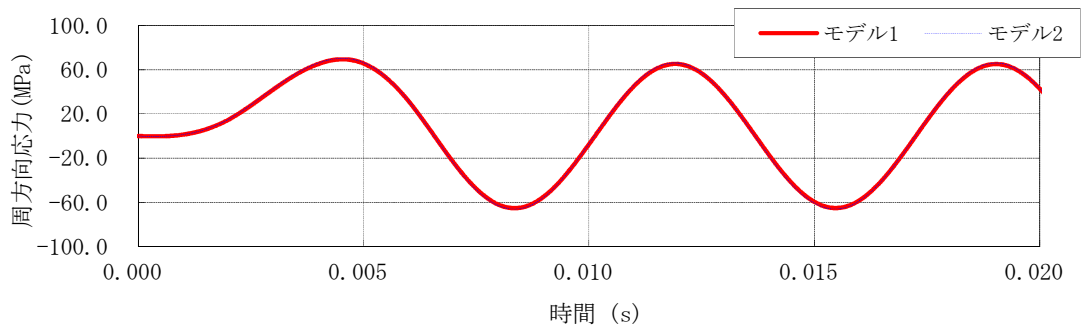
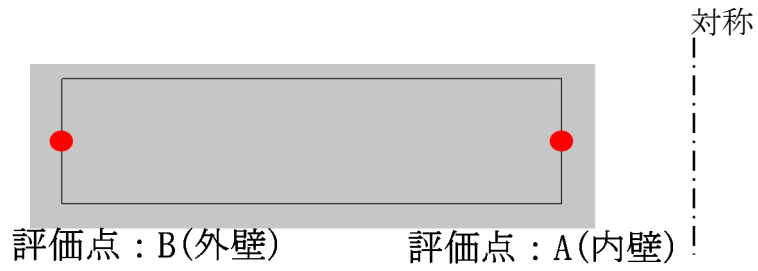


評価点 : A (内壁)

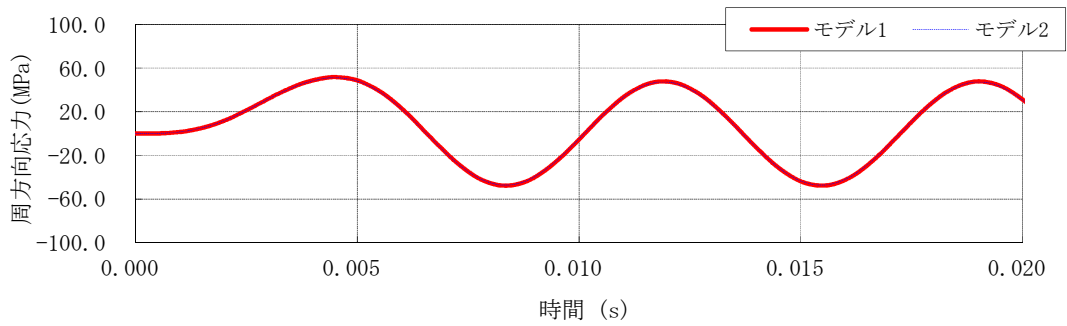


評価点 : B (外壁)

図 4-8 要素サイズの異なるモデルの動的解析結果の比較 (径方向変位)



評価点 : A (内壁)



評価点 : B (外壁)

図 4-9 要素サイズの異なるモデルの動的解析結果の比較 (周方向応力)

5. 参考文献

- (1) 機械工学便覧 基礎編 $\alpha 2$ 機械力学 (日本機械学会編)
- (2) 基礎からの衝撃工学－構造物の衝撃設計の基礎－ (森北出版株式会社)

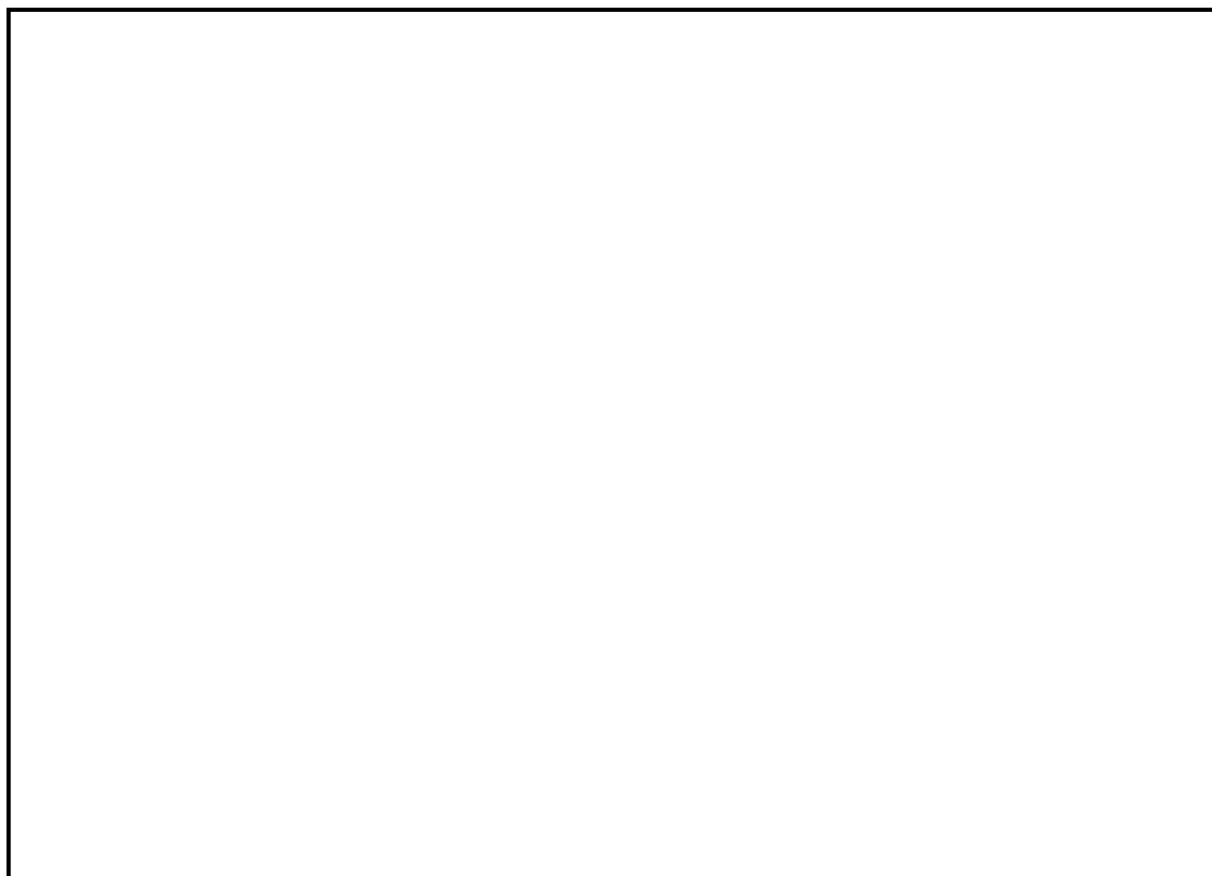
添付1 運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

3.4 節に示したように、AUTODYNの構造応答評価は、JASMINNE解析結果により求まる水蒸気爆発時の流体の最大運動エネルギーに基づき実施している。すなわち、AUTODYN評価での爆発源の開放エネルギーをJASMINNE評価における全領域の流体運動エネルギーと同等となるように設定している。

これは、水蒸気爆発発生時には溶融デブリからの熱エネルギーが爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギーとして伝わり、これが構造材のペDESTAL壁に作用するためであり、この運動エネルギーの最大値を解析条件としてAUTODYN評価に引き渡すことにより、ペDESTALの構造健全性を適切に評価できると考えられるためである。

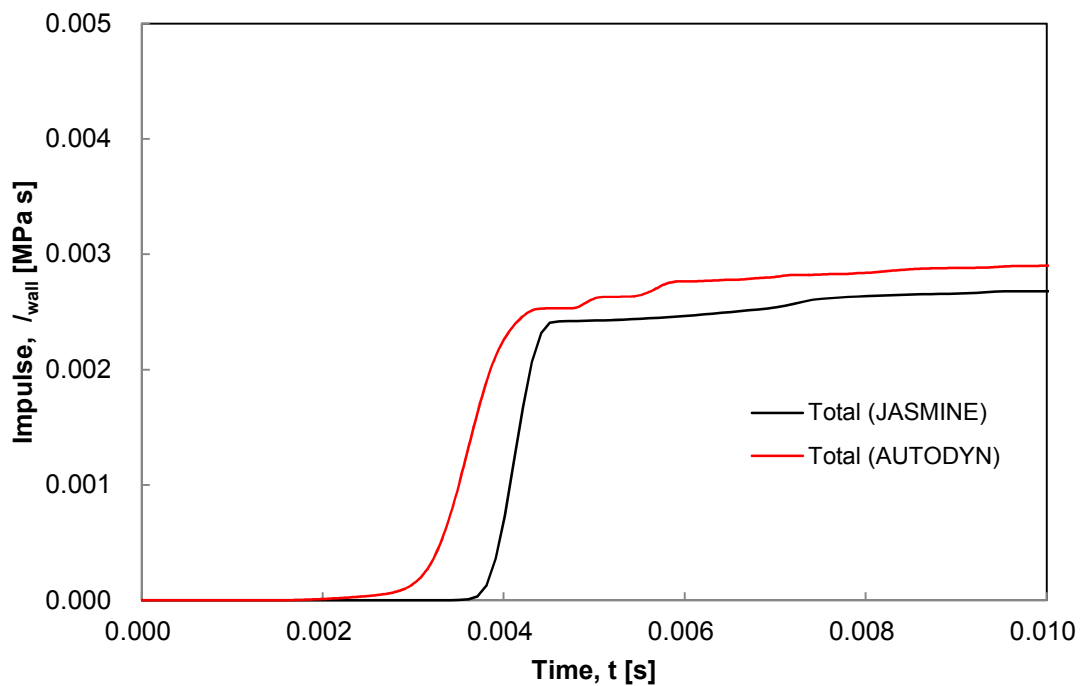
上記の考え方の妥当性を確認するために、JASMINNE解析とAUTODYN解析における代表点の圧力履歴を比較した。添付図1-1に示すとおり、AUTODYN解析における代表点の圧力履歴はJASMINNE解析とほぼ同等であることから、AUTODYN解析条件の設定手法が妥当であることが確認できる。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 1-1 AUTODYN解析とJASMINE解析の壁面圧力の比較

また、J A S M I N Eコードの解析による水蒸気爆発時の壁面力積履歴とAUTODYNコードの解析による壁面力積履歴を比較した。添付図 1-2 に示す通り、J A S M I N EコードとAUTODYNコードの解析結果から得られる壁面の力積はほぼ同等である。このことから、AUTODYN解析条件の設定手法が妥当であると考えられる。



添付図 1-2 AUTODYN解析とJ A S M I N E解析の壁面の力積比較

添付2 反射波の考慮について

AUTODYNは非線形時刻歴応答解析の専用ツールであり、陰解法ソルバを採用した有限要素法解析ツールとは異なり、収束計算を必要としない陽解法ソルバを採用しているため、特に爆発荷重・衝撃荷重のような非線形性の強い問題を扱うことが可能である。

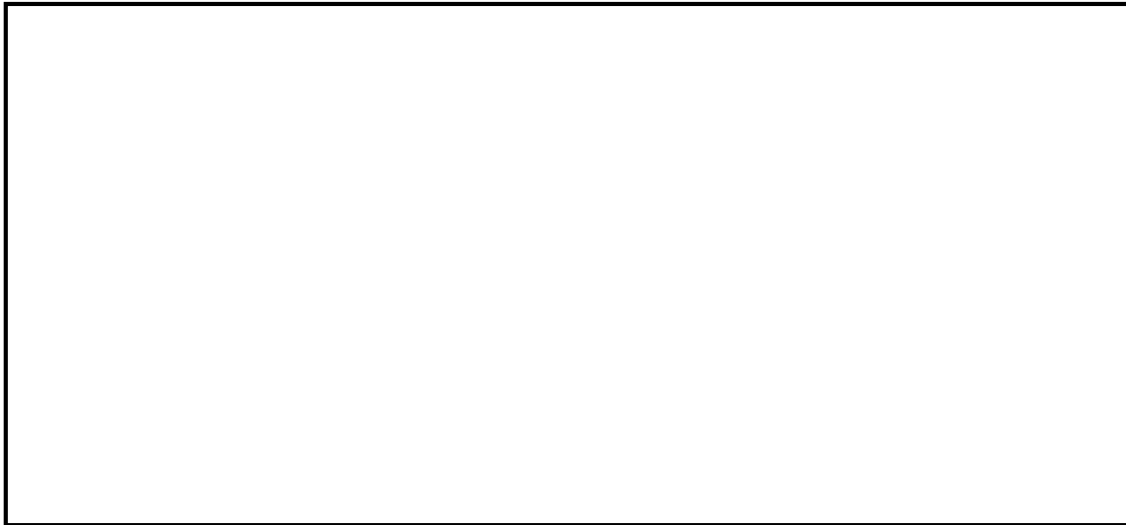
今回のFCI時のペDESTALの構造応答は、構造体を模擬するLagrange要素 [] のSolid要素と幅 [] のShell要素)と流体を模擬するEuler要素 [] を設定し、両者の相互作用による流体-構造連成解析によって計算している。Lagrange要素(Solid要素及びShell要素)の幅は、ペDESTALの構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるように、高さ方向及び壁厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として設定したものである。一方、Euler要素は、Lagrange要素との力のやり取りの関係からLagrange要素よりも小さく設定することが推奨されており、要素幅を [] と設定している。

なお、一般的に陽解法ソルバでは、荷重等の伝播速度と要素サイズから自動的に時間刻みを計算することで、解析の精度を確保している。

したがって、今回の解析体系においても、要素サイズ、時間刻みは適切に設定されており、流体-構造間及び構造体内部での圧力伝播や反射の影響については適切に模擬できているものと考えている。

ここで、反射波の影響確認を目的として、単純なLagrange要素のモデルにパルス状の荷重を付加した場合の構造物内部の圧力履歴を調査した。解析体系と荷重条件を添付図2-1に示す。

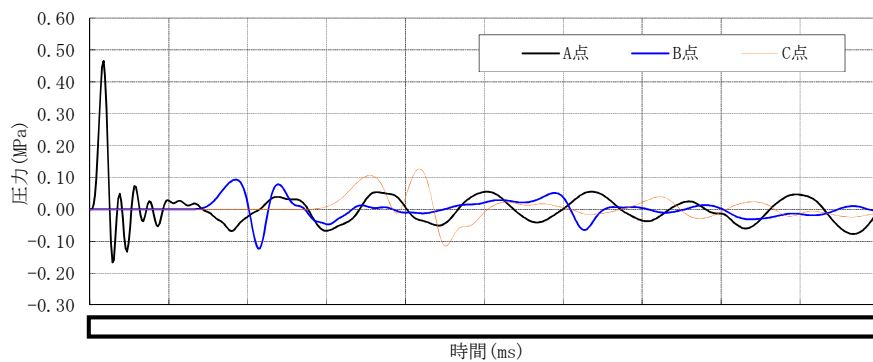
本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 2-1 解析モデルと荷重条件

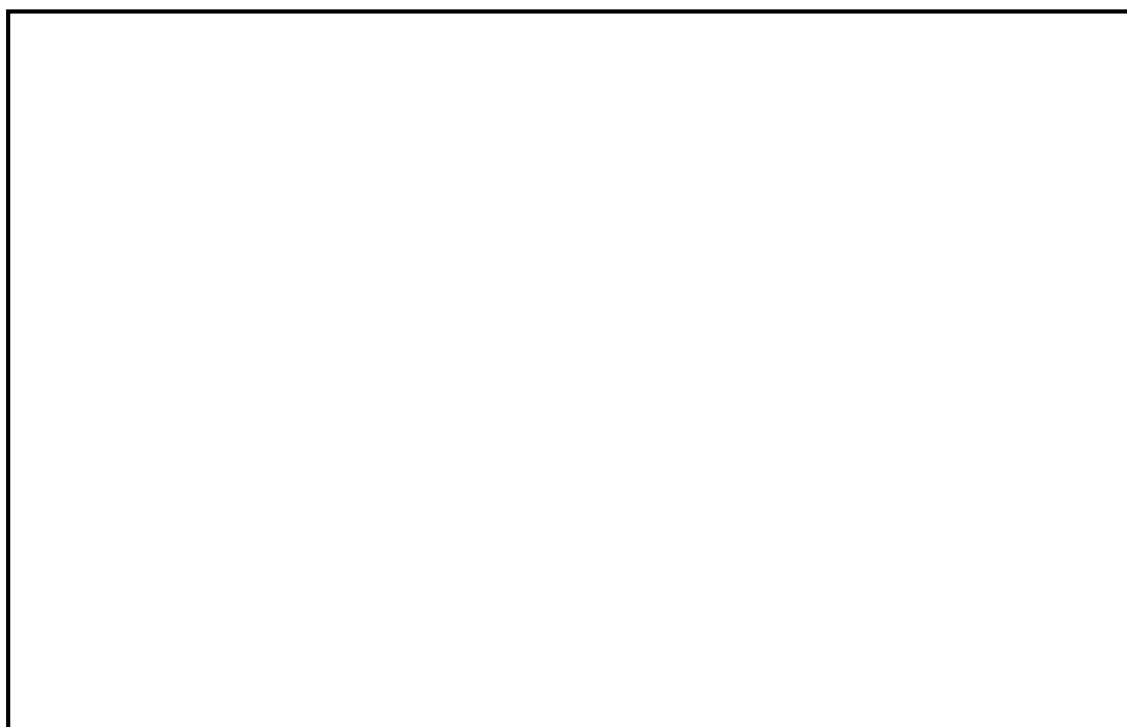
添付図 2-1 に示す条件で圧力伝播挙動を解析した結果として、代表点の Lagrange 要素の圧力時刻歴を抽出した結果を添付図 2-2 に、時刻ごとの圧力分布を添付図 2-3 に示す。

添付図 2-2 に示すとおり、圧力履歴は周期的に変動しており、圧力伝播と反射が繰り返される挙動が模擬されていることを確認した。



添付図 2-2 Lagrange 要素の代表点における圧力履歴

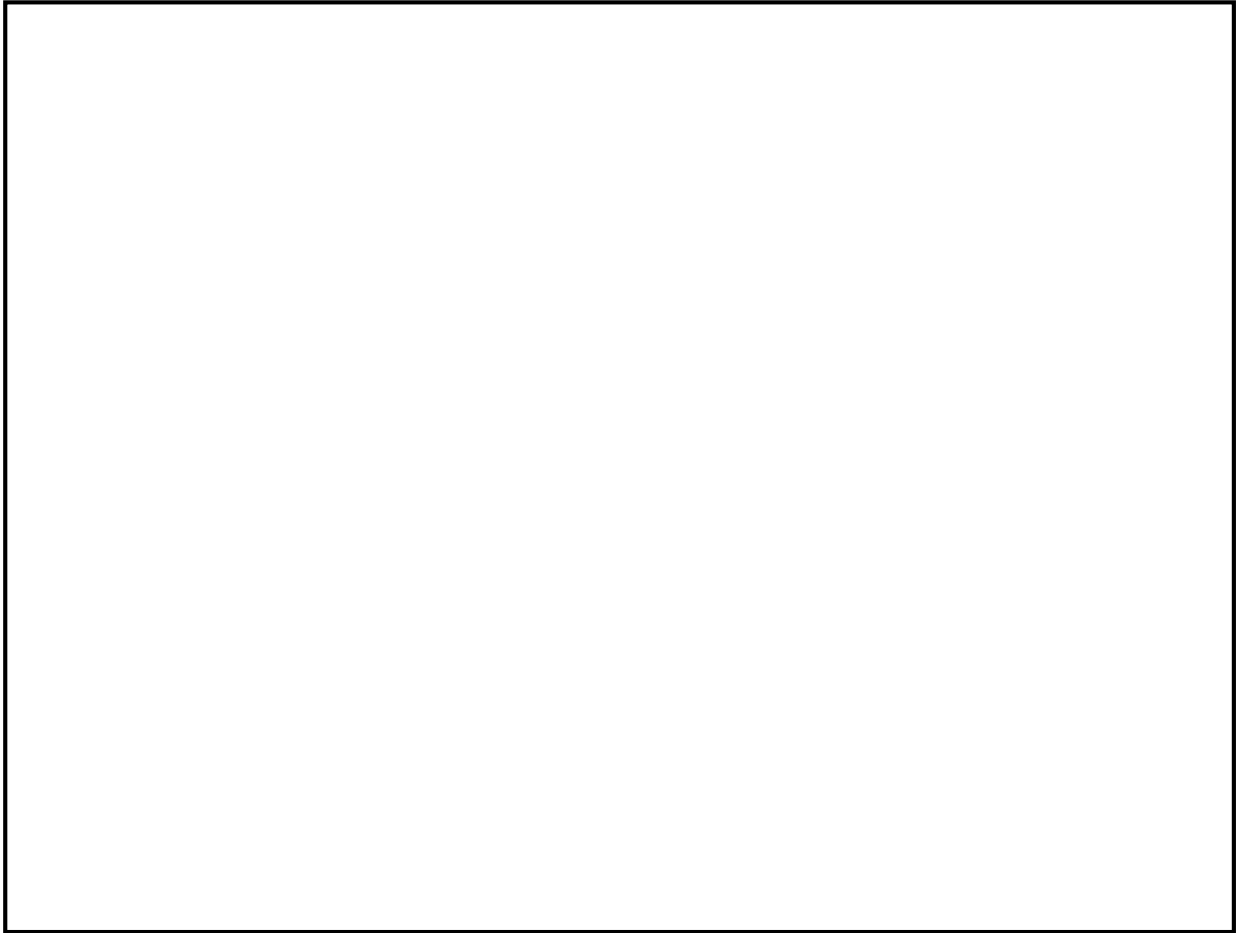
本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 2-3 圧力分布の推移

また、同様のモデルを用いて、反射波の重畳の効果についても確認した。

解析モデルと荷重条件を添付図 2-4 に示す。



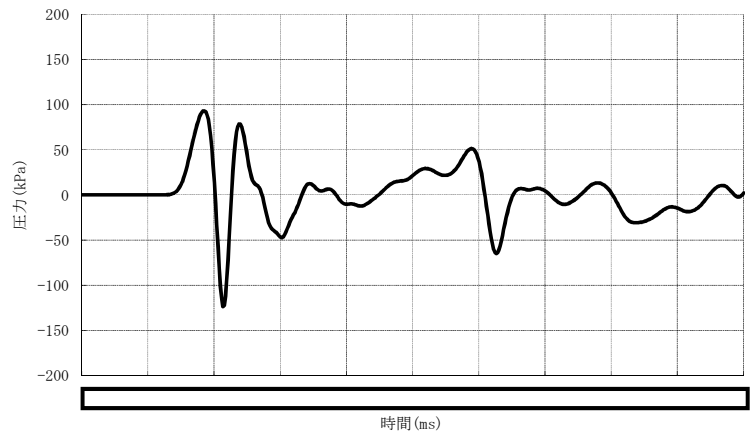
添付図 2-4 解析モデルと荷重条件

添付図 2-4 に示す条件で圧力伝播挙動を解析した結果として、圧力測定点の Lagrange 要素の圧力時刻歴を抽出した結果の比較を添付図 2-5 に示す。

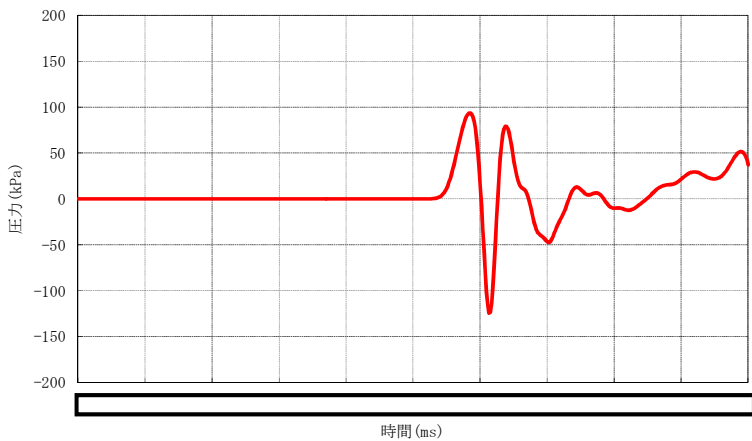
添付図 2-5 に示すとおり、ケース 1 とケース 2 の入力を重ね合わせたケース 3 の解析結果は、ケース 1 とケース 2 の解析で得られた個々の圧力波形の重ね合わせとして表現されていることが確認された。これにより、AUTO DYN コードでは圧力伝播と反射及び反射波の重畳が適切に模擬されていることを確認した。

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

<ケース 1>



<ケース 2>



<ケース 3>



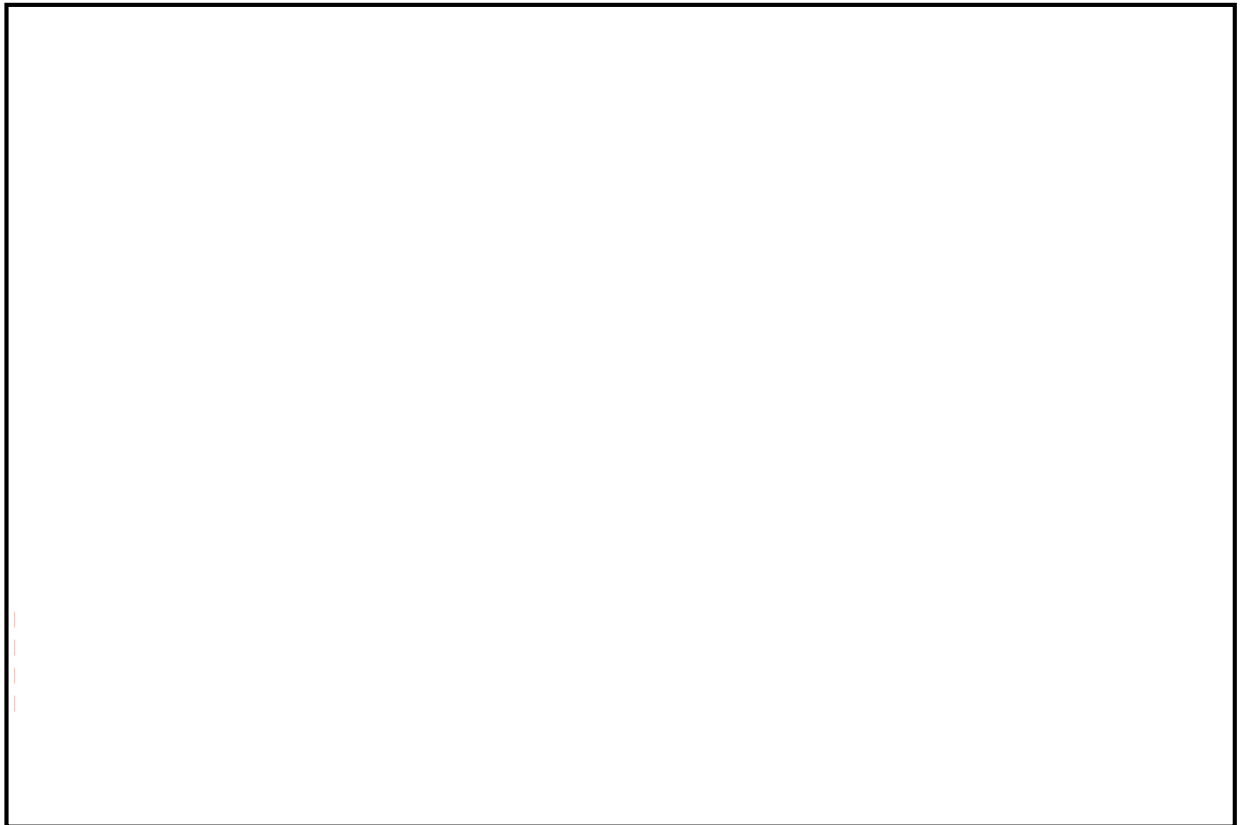
添付図 2-5 各ケースの圧力履歴

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。

また、3章に示すペDESTALの構造解析において、水蒸気爆発によって没水部のペDESTAL外側壁面に負荷される圧力荷重の総和を添付図 2-6 に示す。

今回の解析対象である水蒸気爆発は、高い圧力の荷重がごくわずかな時間（ミリ秒単位）で作用する事象であり、この圧力による荷重の総和が没水部のペDESTALへ負荷される際に、伝播荷重による反射波が有意な影響を及ぼすかを確認した。

添付図 2-6 より、爆発エネルギーの解放直後の発生荷重が支配的であり、その後は伝播荷重が減衰し、仮に反射波が重畳した場合でも解放直後の荷重を上回ることはないものと考えられる。



添付図 2-6 圧力によってペDESTAL外側壁面に作用する荷重

添付3 ペDESTAL構造応答評価における判定基準について

本章では、ペDESTAL構造応答評価における判定基準の考え方について述べる。

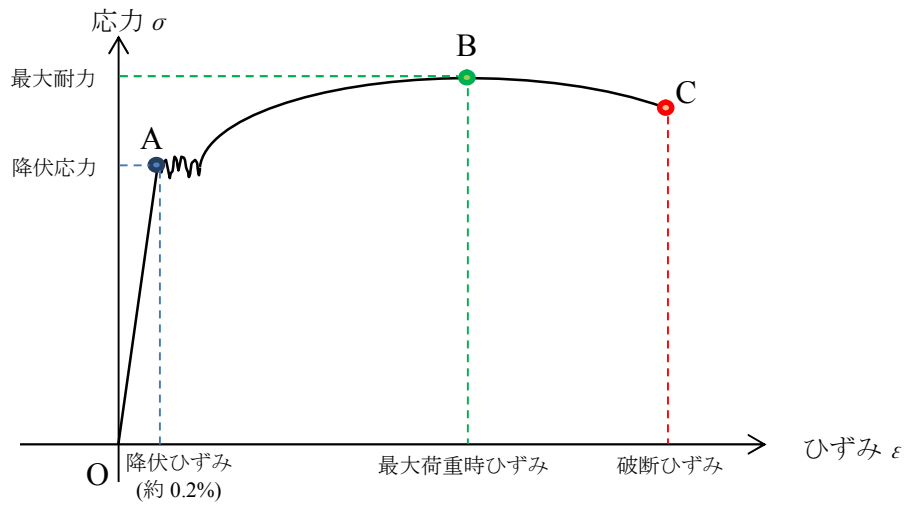
F C I 時の荷重に対するペDESTALの機能喪失モードとして、強度部材の破損による原子炉圧力容器支持機能の喪失が考えられる。本解析では、構築物としてのペDESTAL全体での原子炉圧力容器支持機能の確認を目的とし、主たる強度部材としての鋼板の発生応力を保守的に見積もる観点から、内外鋼板の間に設置されている縦リブをモデル化せず、二次元軸対称体系での構造応答を評価する。したがって、主たる強度部材である鋼板がF C I 時の荷重に対して破断せず、ペDESTAL全体として荷重負担能力を維持していることが機能維持評価の判定基準となる。

一般に鉄鋼材料の負荷荷重とひずみの関係は、添付図 3-1 のとおりに表される。

原点Oから点Aまでの領域は、外力によってなされた仕事に変形によって弾性エネルギーとして材料内に蓄えられ、外力を除くと変形の回復とともにエネルギーが放出される領域である。すなわち、永久変形が生じない弾性範囲であり、点Aは「降伏点」、点Aの応力は「降伏応力」と呼ばれている。

外力により材料に生じる応力が降伏応力を超える場合、材料には塑性変形が生じるものの、ひずみ硬化によって外力の増加に応じて応力はなだらかに上昇する。その後、更に外力を増加させると、応力の最大点（点B）を経て、徐々にひずみが進展し、最終的にはあるひずみ量となった時点（点C）で破断する。

ここで、点Bを「最大荷重点」、点Bの応力を「最大耐力」、点Bのひずみを「最大荷重時ひずみ」と称する。また、点Cを「破断点」、点Cのひずみを「破断ひずみ」と称する。



添付図 3-1 鉄鋼材料の応力-ひずみ線図の例

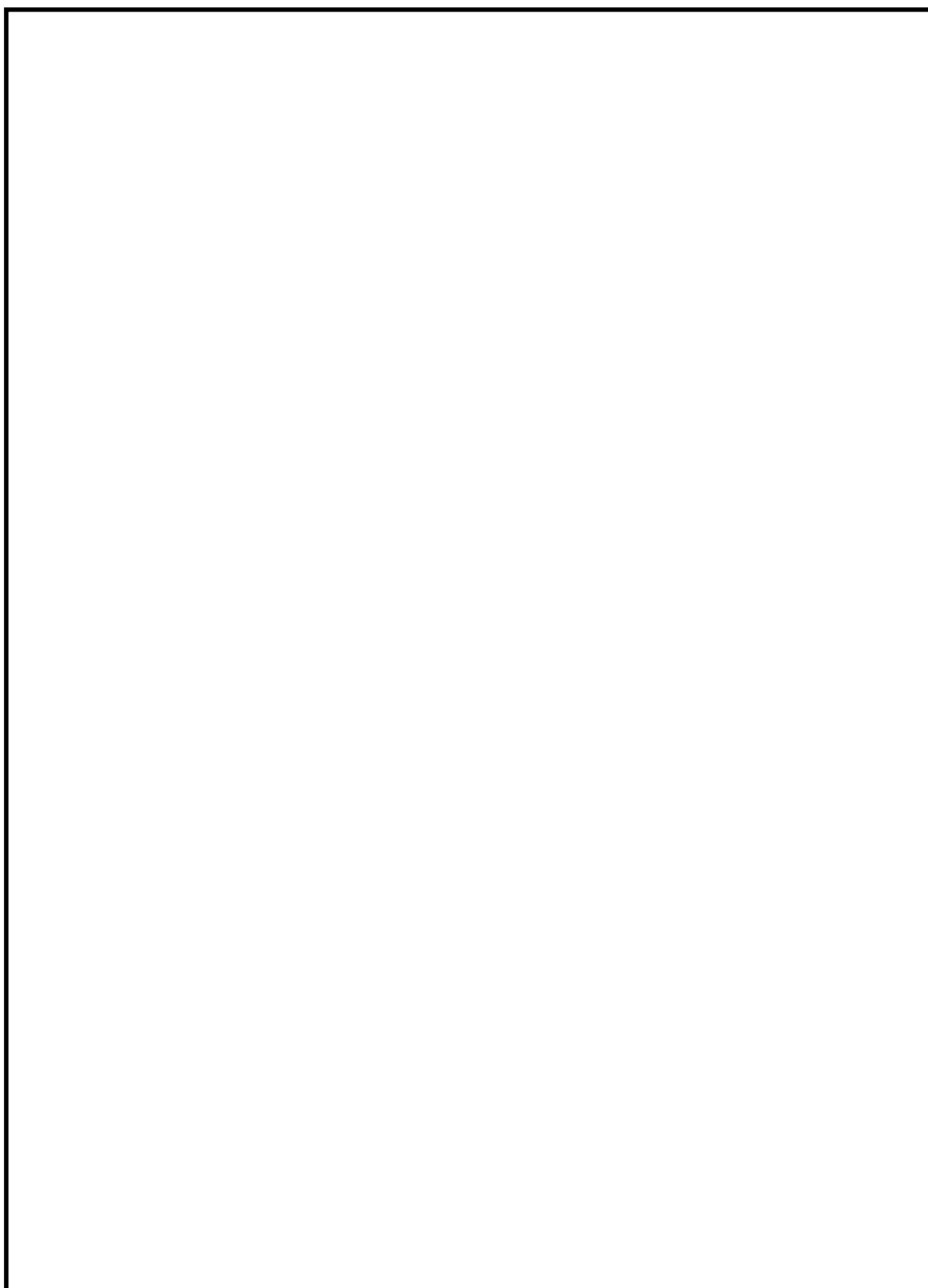
ペDESTALの機能維持の観点からは、耐力が低下せず、外力の増加に対応できる範囲であれば荷重負担能力が維持できることから、F C I時の荷重に対して発生するひずみが最大荷重時ひずみ未満であることが機能維持の一つの判断基準であると考えることが出来る。

ここで、代表プラントにおけるペDESTAL鋼板の材質である SPV490 の材料試験データの例を既往知見⁽¹⁾から引用し、添付図 3-2 に示す。

添付図 3-2 によれば、SPV490 の最大荷重時ひずみは 10%程度であり、代表プラントの解析結果(降伏応力未満)は、ひずみ量の判断基準と比較しても十分に余裕のある結果であることが分かる。

参考文献(1)：平成 7 年度 溶接部等熱影響部信頼性実証試験（原子炉格納容器）に関する報告書， 原子力安全基盤機構，平成 8 年 3 月

本資料のうち、枠囲み部分は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 3-2 参考文献(1)抜粋