

JAERI-Research

2005-021



JP0550528



THALES-2コードによるBWR Mark-IIを対象とした  
レベル3PSAのための系統的なソースターム解析

2005年 9月

石川 淳・村松 健・坂本 亨\*

日本原子力研究所  
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

This report is issued irregularly.  
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

THALES-2 コードによる BWR Mark-II を対象とした  
レベル 3PSA のための系統的なソースターム解析

日本原子力研究所東海研究所安全性試験センター原子炉安全工学部  
石川 淳・村松 健・坂本 亨\*

(2005 年 8 月 3 日受理)

THALES-2 コードは、原子力発電所の確率論的安全評価(PSA)のためにシビアアクシデント時の事故進展と放射性物質(以下では FP と略す)の移行挙動を解析できるよう日本原子力研究所(原研)で開発された総合的シビアアクシデント解析コードである。現在、原研では、Mark-II 型格納容器をもつ 110 万 kW 級 BWR-5 プラントを対象とするレベル 3PSA を実施しており、その一環として THALES-2 を用いた広範な事故シナリオに対するソースターム評価を実施した。本報告書では、炉心損傷事故シーケンス及び格納容器の機能が喪失するシナリオ(格納容器機能喪失シナリオ)の違いがソースタームへ及ぼす影響について、主要な知見を報告する。

解析の対象とした炉心損傷事故シーケンスとしては、これまでの原研における PSA の成果に基づき、代表的な 5 つのシーケンス((1)高圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス、(2)低圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス、(3)炉心冷却失敗シーケンス、(4)全交流電源喪失シーケンス、(5)原子炉スクラム失敗シーケンス)を選定した。また各炉心損傷事故シーケンスにおける格納容器機能喪失シナリオとしては、ドライウェル(D/W)での過圧破損、ウェットウェルでの過圧破損、アクシデントマネージメント(AM)策の 1 つである格納容器ベントによる管理された放出(管理放出)、D/W スプレイ復旧による事故終息の 4 つのシナリオを想定した。そして上記、炉心損傷事故シーケンスと格納容器機能喪失シナリオの組み合わせから発生が想定しうる 15 のシナリオに対して、THALES-2 による解析を行いソースタームを決定した。

Mark-II 型格納容器をもつ 110 万 kW 級 BWR-5 プラントを対象とした本解析により、1) 格納容器が過圧破損に至る全ての解析ケースで環境への CsI 及び CsOH の放出割合は、0.01 から 0.1 の範囲にあり、格納容器ベントによる管理放出ケースは、過圧破損ケースより 1 オーダー小さく、D/W スプレイ復旧ケースは、さらに 2 オーダー小さい結果であった。さらに、2)格納容器が炉心溶融より前に破損するか否かによってソースタームに影響を及ぼす支配因子が異なること、3)AM 策の 1 つである格納容器ベント策は、圧力抑制プールを経由させることができれば、環境へ放出されるヨウ素及びセシウムの低減策として有効であること等の結果及び知見が得られた。

---

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

\* 日本システム (株)

Systematic Source Term Analysis for Level 3 PSA of a BWR  
with Mark-II Type Containment with THALES-2 Code

Jun ISHIKAWA, Ken MURAMATSU and Toru SAKAMOTO\*

Department of Reactor Safety Research  
Nuclear Safety Research Center  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received August 3, 2005)

The THALES-2 code is an integrated severe accident analysis code developed at the Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI) in order to simulate the accident progression and transport of radioactive material for probabilistic safety assessment (PSA) of a nuclear power plant. As part of a level 3 PSA being performed for a 1,100MWe BWR-5 with a Mark-II containment, a series of calculations were performed by THALES-2 to evaluate the source terms for extensive accident scenarios. This paper presents the methods and insights on the dependency of source terms on the core damage sequences and the containment function failure scenarios from this analysis.

As for core damage sequences to be analyzed, 5 following representative core damage sequences were selected from the core damage sequences systematically identified by PSA works at JAERI; (1) Loss of containment heat removal with high pressure injection available, (2) Loss of containment heat removal with low pressure injection available, (3) Loss of coolant injection to the core, (4) Station blackout and (5) Anticipated Transient Without Scram (ATWS) with high pressure injection available. As for containment function failure scenarios, this analyses covered the following 4 containment function failure scenarios: overpressure in drywell, overpressure in wetwell, controlled release by unfiltered containment venting and accident termination by drywell spray recovery. All physically possible combinations (15 scenarios) above core damage sequences and containment function failure scenarios were analyzed by THALES-2 to determine the source terms.

Results and insights from the analyses were that 1) the calculated release fractions of CsI and CsOH to the environment were in the range of 0.01 to 0.1 for late containment overpressure failure cases, and the release fractions for the containment venting cases were one order of magnitude smaller than that of over-pressure case and those for drywell spray recovery cases where no containment failure occurred were two orders of magnitude smaller than the containment venting cases, 2) the governing factors for source terms of Iodine and Cesium are different depending on whether the containment fails before core melt or not, 3) the containment venting, which is one of the accident management measures, can be expected to reduce source terms of I and Cs if suppression pool bypass is avoided.

Keywords: Source Terms, Severe Accident, THALES-2, Level 2 PSA, BWR, Mark-II Containment

\* Japan Systems Corporation

## 目 次

1. はじめに .....	1
1.1 背景と目的 .....	1
1.2 解析の概要 .....	1
1.3 報告書の構成 .....	2
2. 解析の対象とするプラントと事故シナリオ .....	3
2.1 解析対象プラントの概要 .....	3
2.2 事故シナリオ .....	3
2.2.1 炉心損傷事故シーケンス .....	3
2.2.2 格納容器機能喪失シナリオ .....	6
2.3 解析条件及び解析ケース .....	8
3. 解析モデルと前提条件 .....	9
3.1 解析対象プラントと熱水力現象についてのモデル化 .....	9
3.1.1 ボリューム区分と流路についてのモデル化 .....	9
3.1.2 炉心冷却及び格納容器冷却に係わる設備についてのモデル化 .....	10
3.1.3 シビアアクシデント時の現象についてのモデル化 .....	11
3.2 核分裂生成物の放出経路と移行挙動 .....	13
3.2.1 FP の移行に関するモデルの概要 .....	13
3.2.2 ガス状 FP の沈着モデル .....	16
3.2.3 エアロゾル沈着モデル .....	17
3.2.4 エアロゾル成長モデル .....	19
3.2.5 プールスクラビングモデル .....	20
3.2.6 スプレイによる FP 除去のモデル .....	21
4. 事故進展及び熱水力挙動に関する解析結果 .....	22
4.1 炉心冷却失敗(TQUV)シーケンス .....	22
4.2 全交流電源喪失(TB)シーケンス .....	24
4.3 低圧系作動崩壊熱除去失敗(TQUV1W)シーケンス .....	25
4.4 高圧系作動崩壊熱除去失敗(TW)シーケンス .....	26
4.5 原子炉スクラム失敗(TC)シーケンス .....	27
4.6 イベント時刻に関する支配因子 .....	27
5. ソースタームに関する解析結果 .....	29
5.1 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースタームへの影響 .....	29
5.1.1 TQUV シーケンスのプラント内 FP挙動 .....	29
5.1.2 スプレイ液滴の粒径の相違による FP の除去効果への影響 .....	35
5.1.3 ソースタームへの影響 .....	36
5.2 炉心損傷事故シーケンスの相違によるソースタームへの影響 .....	40
5.2.1 Xe の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース) .....	40
5.2.2 CsI の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース) .....	40

5.2.3 Sr の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース) .....	42
5.2.4 その他の FP の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース) .....	43
6. おわりに .....	44
謝辞 .....	47
参考文献 .....	48
略語一覧 .....	51
付録1 Summary in English .....	126

## Contents

1. Introduction .....	1
1.1 Background and Objective .....	1
1.2 Outline of the Analysis .....	1
1.3 Composition of the Report .....	2
2. Plant and Accident Scenarios Analyzed .....	3
2.1 Plant Description .....	3
2.2 Accident Scenarios .....	3
2.2.1 Core Damage Sequences .....	3
2.2.2 Containment Function Failure Scenarios .....	6
2.3 Calculation Conditions and Cases .....	8
3. Calculation Models and Conditions for Analysis .....	9
3.1 Modeling of Plant and Thermal Hydraulic Phenomena .....	9
3.1.1 Volume and Connection Models .....	9
3.1.2 Modeling of Core Cooling and Containment Cooling Systems .....	10
3.1.3 Modeling of Phenomena under Severe Accident Conditions .....	11
3.2 FP Release Path and FP Transport Behavior .....	13
3.2.1 Models of FP Transport .....	13
3.2.2 Models of Gaseous FP Deposition .....	16
3.2.3 Models of Aerosol Deposition .....	17
3.2.4 Models of Aerosol Growth .....	19
3.2.5 Models of Pool Scrubbing .....	20
3.2.6 Models of FP Removal by Spray .....	21
4. Calculation Results for Accident Progression and Thermal Hydraulic Behavior .....	22
4.1 Loss of Core Cooling Function (TQUV) Sequence .....	22
4.2 Station Blackout (TB) Sequence .....	24
4.3 Loss of Containment Heat Removal with a Low Pressure Injection (TQUV1W) Sequence .....	25
4.4 Loss of Containment Heat Removal with a High Pressure Injection (TW) Sequence .....	26
4.5 ATWS with High Pressure Injection Available (TC) Sequence .....	27
4.6 Governing Factors for Event Time .....	27
5. Calculation Results for Source Terms .....	29
5.1 Dependency of Source Terms on Containment Function Failure Scenarios .....	29
5.1.1 Source Terms of TQUV Sequence .....	29
5.1.2 Dependency of FP Removal on Size of Spray Droplet .....	35
5.1.3 Dependency of Source Terms .....	36
5.2 Dependency of Source Terms on Core Damage Sequences .....	40
5.2.1 Comparison of Source Terms of Xe(Overpressure Failure Case) .....	40

5.2.2 Comparison of Source Terms of CsI(Overpressure Failure Case) .....	40
5.2.3 Comparison of Source Terms of Sr(Overpressure Failure Case) .....	42
5.2.4 Comparison of Source Terms of Other FPs(Overpressure Failure Case) .....	43
6. Conclusions .....	44
Acknowledgement .....	47
References .....	48
Abbreviation List .....	51
Appendix 1 Summary in English .....	126

## 図表一覧

- Table 2.2.1 炉心損傷事故シーケンスの分類  
 Table 2.2.2 炉心損傷事故シーケンスの分類で用いられる記号一覧  
 Table 2.2.3 各シナリオと主要な安全設備の作動の関係(過圧破損ケース)  
 Table 2.3.1 解析ケース  
 Table 2.3.2 解析条件  
 Fig. 2.1 解析対象プラントにおける主要な安全設備の構成の概要  
 Fig. 2.2 格納容器破損モードとして定義される格納容器の破損メカニズム  
 Fig. 2.3 THALES-2 コードにおける FP 移行挙動の模式図  
 Table 3.1.1 原子炉圧力容器のボリューム分割  
 Table 3.1.2 工学的安全設備の設定値  
 Table 3.2.1 エアロゾル発生時の幾何平均径及び幾何標準偏差  
 Table 3.2.2 エアロゾル質量クラス  
 Table 3.2.3 解析の対象とした FP 化合物の初期炉内内蔵量  
 Table 3.2.4 THALES-2 コードにおいて考慮する FP 元素等の組み合わせ  
 Table 3.2.5 FP 元素等のプラント内における存在形態  
 Fig. 3.1.1 解析対象プラント構成及び THALES-2 コードによる領域分割  
 Fig. 3.1.2 THALES-2 コードにおける原子炉圧力容器のボリューム分割  
 Fig. 3.2.1 FP の質量移行モデル  
 Fig. 3.2.2 ガス状 FP の凝縮・蒸発モデル  
 Fig. 3.2.3 ガス状 FP の化学吸着モデル  
 Fig. 3.2.4 ガス状 FP の気液平衡モデル  
 Fig. 3.2.5 エアロゾルの拡散モデル (平板形状)  
 Fig. 3.2.6 エアロゾルの拡散モデル (配管形状)  
 Fig. 3.2.7 エアロゾルの重力沈降モデル  
 Fig. 3.2.8 エアロゾルの拡散泳動モデル  
 Fig. 3.2.9 エアロゾルの熱泳動モデル  
 Fig. 3.2.10 エアロゾルの再浮遊モデル  
 Fig. 3.2.11 エアロゾルの成長モデル (凝縮)  
 Fig. 3.2.12 エアロゾルの成長モデル (凝集)  
 Fig. 3.2.13 プールスクラビングモデル  
 Fig. 3.2.14 液相表面での質量移行係数  
 Fig. 3.2.15 スプレー液滴による FP 除去 (ガス状 FP)  
 Fig. 3.2.16 スプレー液滴による FP 除去 (エアロゾル)  
 Table 4.1 イベント発生時刻 (TQUV シーケンス)  
 Table 4.2 イベント発生時刻 (TB シーケンス)  
 Table 4.3 イベント発生時刻 (TQUV1W シーケンス)

- Table 4.4 イベント発生時刻 (TW シーケンス)
- Table 4.5 金属・水反応による被覆管酸化及び水素発生量 (全シーケンス)
- Table 4.6 炉心での熱の蓄積量と事故の進展の関係(炉心溶融開始時点)
- Fig. 4.1 イベント発生時刻
- Fig. 4.1.1 格納容器系圧力 (TQUV 全ケース)
- Fig. 4.1.2 原子炉冷却系圧力 (TQUV 全ケース)
- Fig. 4.1.3 原子炉冷却系水位 (TQUV 全ケース共通)
- Fig. 4.1.4 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 4.1.5 格納容器内温度 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 4.1.6 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 4.1.7 格納容器内温度 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 4.1.8 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.1.9 格納容器内温度 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.2.1 格納容器系圧力 (TB 全ケース)
- Fig. 4.2.2 原子炉冷却系圧力 (TB 全ケース)
- Fig. 4.2.3 原子炉冷却系水位 (TB 全ケース共通)
- Fig. 4.2.4 原子炉冷却系内気相温度 (TB 過圧破損ケース)
- Fig. 4.2.5 格納容器内温度 (TB 過圧破損ケース)
- Fig. 4.2.6 原子炉冷却系内気相温度 (TB 管理放出ケース)
- Fig. 4.2.7 格納容器内温度 (TB 管理放出ケース)
- Fig. 4.2.8 原子炉冷却系内気相温度 (TB-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.2.9 格納容器内温度 (TB-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.3.1 格納容器系圧力 (TQUV1W 全ケース)
- Fig. 4.3.2 原子炉冷却系圧力 (TQUV1W 全ケース)
- Fig. 4.3.3 原子炉冷却系水位 (TQUV1W 全ケース共通)
- Fig. 4.3.4 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV1W 過圧破損ケース)
- Fig. 4.3.5 格納容器内温度 (TQUV1W 過圧破損ケース)
- Fig. 4.3.6 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV1W 管理放出ケース)
- Fig. 4.3.7 格納容器内温度 (TQUV1W 管理放出ケース)
- Fig. 4.3.8 原子炉冷却系内気相温度 (TQUV1W-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.3.9 格納容器内温度 (TQUV1W-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 4.4.1 格納容器系圧力 (TW 過圧破損ケース)
- Fig. 4.4.2 原子炉冷却系圧力 (TW 過圧破損ケース)
- Fig. 4.4.3 原子炉冷却系水位 (TW 過圧破損ケース)
- Fig. 4.4.4 原子炉冷却系内気相温度 (TW 過圧破損ケース)
- Fig. 4.4.5 格納容器内温度 (TW 過圧破損ケース)
- Table 5.1 格納容器ベントの作動による環境への放出割合(TQUV シーケンス)
- Table 5.2.1 解析ケースごとの環境への放出割合

Table 5.2.2 燃料からの CsI の放出割合と圧力抑制プールへの放出割合

- Fig. 5.1.1 燃料から発生する Xe の水位による影響 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.2 原子炉冷却系内の Xe の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.3 ウエットウェル内の Xe の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.4 ドライウェル内の Xe の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.5 全ての FP の環境への放出割合 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.6 原子炉冷却系内の CsI の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.7 蒸気ドーム内の CsI の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.8 ウエットウェル内の CsI の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.9 ドライウェル内の CsI の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.10 燃料から発生する Sr の水位による影響 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.11 原子炉冷却系内の Sr の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.12 ウエットウェル内の Sr の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.13 ドライウェル内の Sr の挙動 (TQUV 過圧破損ケース)
- Fig. 5.1.14 格納容器ベント作動時の環境への FP の移行経路
- Fig. 5.1.15 原子炉冷却系内の Xe の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.16 ウエットウェル内の Xe の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.17 ドライウェル内の Xe の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.18 全ての FP の環境への放出割合 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.19 原子炉冷却系内の CsI の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.20 ウエットウェル内の CsI の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.21 ドライウェル内の CsI の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.22 原子炉冷却系内の Sr の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.23 ウエットウェル内の Sr の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.24 ドライウェル内の Sr の挙動 (TQUV 管理放出ケース)
- Fig. 5.1.25 原子炉冷却系内の Xe の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.26 ウエットウェル内の Xe の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.27 ドライウェル内の Xe の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.28 環境への放出割合 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.29 原子炉冷却系内の CsI の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.30 ウエットウェル内の CsI の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.31 ドライウェル内の CsI の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.32 質量中央径と D/W スプレイによる除去効果の関係  
(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.33 原子炉冷却系内の Sr の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.34 ウエットウェル内の Sr の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.35 ドライウェル内の Sr の挙動 (TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)
- Fig. 5.1.36 スプレイによる除染効果 (Brown 拡散)

- Fig. 5.1.37 スプレイによる除染効果（さえぎり）  
Fig. 5.1.38 スプレイによる除染効果（慣性衝突）  
Fig. 5.1.39 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースターム比較(その 1)  
Fig. 5.1.40 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースターム比較(その 2)  
Fig. 5.2.1 過圧破損ケースにおけるイベント発生時刻  
Fig. 5.2.2 過圧破損ケースにおけるソースターム  
Fig. 5.2.3 TQUV 過圧破損ケースの Xe の挙動  
Fig. 5.2.4 TB 過圧破損ケースの Xe の挙動  
Fig. 5.2.5 TQUV1W 過圧破損ケースの Xe の挙動  
Fig. 5.2.6 TW 過圧破損ケースの Xe の挙動  
Fig. 5.2.7 TQUV 過圧破損ケースの CsI の挙動  
Fig. 5.2.8 TB 過圧破損ケースの CsI の挙動  
Fig. 5.2.9 TQUV1W 過圧破損ケースの CsI の挙動  
Fig. 5.2.10 TW 過圧破損ケースの CsI の挙動  
Fig. 5.2.11 TQUV 過圧破損ケースの Sr の挙動  
Fig. 5.2.12 TB 過圧破損ケースの Sr の挙動  
Fig. 5.2.13 TQUV1W 過圧破損ケースの Sr の挙動  
Fig. 5.2.14 TW 過圧破損ケースの Sr の挙動

## List of Figures and Tables

Table 2.2.1	Classification of Core Damage Sequences
Table 2.2.2	Symbols used for Classification of Core Damage Sequences
Table 2.2.3	Relationship between Accident Scenarios and Actuation of Safety Systems
Table 2.3.1	Calculation Cases
Table 2.3.2	Calculation Condition
Fig. 2.1	Composition of Safety Systems on BWR-5 Mark-II Plant Type
Fig. 2.2	Description of Containment Failure Modes
Fig. 2.3	Radionuclides Transport and Deposition in THALES-2 Code
Table 3.1.1	Nodalization of Reactor Pressure Vessel
Table 3.1.2	Calculation Conditions of Engineered Safety Features
Table 3.2.1	Geometric Mean Radius and Geometric Standard Deviation at Aerosol Formation
Table 3.2.2	Aerosol Size Distribution
Table 3.2.3	Initial Inventories of Radionuclides considered
Table 3.2.4	Combination for Radionuclides Groups on the THALES-2
Table 3.2.5	Physical Forms of FPs in the Plant
Fig. 3.1.1	Nodalization and Configuration of Plant System in THALES-2
Fig. 3.1.2	Nodalization of Reactor Pressure Vessel by THALES-2
Fig. 3.2.1	Representation of the Radionuclides Transport and Deposition
Fig. 3.2.2	Models of Gaseous Radionuclides Deposition by Condensation and Evaporation
Fig. 3.2.3	Models of Gaseous Radionuclides Deposition by Chemical Adsorption
Fig. 3.2.4	Models of Equilibrium between Gas and Liquid
Fig. 3.2.5	Models of Aerosol Diffusion (Flat Plate)
Fig. 3.2.6	Models of Aerosol Diffusion (Pipe)
Fig. 3.2.7	Models of Settling Velocity of Aerosol
Fig. 3.2.8	Models of Aerosol Deposition by Diffusiophoresis
Fig. 3.2.9	Models of Aerosol Deposition by Thermophoresis
Fig. 3.2.10	Models of Aerosol Resuspension
Fig. 3.2.11	Models of Aerosol Growth (Condensation)
Fig. 3.2.12	Models of Aerosol Growth (Agglomeration)
Fig. 3.2.13	Models of Pool Scrubbing
Fig. 3.2.14	Models of Mass Transfer Coefficient at Liquid Surface
Fig. 3.2.15	Models of FP Removal by Spray (Gaseous Radionuclides)
Fig. 3.2.16	Models of FP Removal by Spray (Aerosol)
Table 4.1	Event Time (TQUV Sequence)
Table 4.2	Event Time (TB Sequence)
Table 4.3	Event Time (TQUV1W Sequence)

Table 4.4	Event Time (TW Sequence)
Table 4.5	Cladding Oxidation and Hydrogen Generation by Metal Water Reaction (All Sequences)
Table 4.6	Relationship between Stored Decay Heat in the Core and Accident Progression
Fig. 4.1	Event Time
Fig. 4.1.1	Pressure in the Containment (All Cases of TQUV Sequence)
Fig. 4.1.2	Pressure in the Reactor Cooling System (RCS) (All Cases of TQUV Sequence)
Fig. 4.1.3	Mixture Levels in the RCS (TQUV Sequence)
Fig. 4.1.4	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 4.1.5	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 4.1.6	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 4.1.7	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 4.1.8	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.1.9	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.2.1	Pressure in the Containment (All Cases of TB Sequence)
Fig. 4.2.2	Pressure in the RCS (All Cases of TB Sequence)
Fig. 4.2.3	Mixture Levels in the RCS (TB Sequence)
Fig. 4.2.4	Atmosphere Temperature in the RCS (TB Overpressure Failure Case)
Fig. 4.2.5	Atmosphere Temperature in the Containment (TB Overpressure Failure Case)
Fig. 4.2.6	Atmosphere Temperature in the RCS (TB Controlled Release Case)
Fig. 4.2.7	Atmosphere Temperature in the Containment (TB Controlled Release Case)
Fig. 4.2.8	Atmosphere Temperature in the RCS (TB D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.2.9	Atmosphere Temperature in the Containment (TB-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.3.1	Pressure in the Containment (All Cases of TQUV1W Sequence)
Fig. 4.3.2	Pressure in the RCS (All Cases of TQUV1W Sequence)
Fig. 4.3.3	Mixture Levels in the RCS (All Cases of TQUV1W Sequence)
Fig. 4.3.4	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV1W Overpressure Failure Case)
Fig. 4.3.5	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV1W Overpressure Failure Case)
Fig. 4.3.6	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV1W Controlled Release Case)
Fig. 4.3.7	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV1W Controlled Release Case)
Fig. 4.3.8	Atmosphere Temperature in the RCS (TQUV1W D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.3.9	Atmosphere Temperature in the Containment (TQUV1W D/W Spray Recovery Case)
Fig. 4.4.1	Pressure in the Containment (TW Overpressure Failure Case)
Fig. 4.4.2	Pressure in the RCS (TW Overpressure Failure Case)
Fig. 4.4.3	Mixture Levels in the RCS (TW Sequence)
Fig. 4.4.4	Atmosphere Temperature in the RCS (TW Overpressure Failure Case)
Fig. 4.4.5	Atmosphere Temperature in the Containment (TW Overpressure Failure Case)
Table 5.1	Release Fraction of FPs to the Environment by Containment Vent Actuation

Table 5.2.1	Source Terms of Calculation Cases
Table 5.2.2	Released CsI from the Core and Transferred Mass to the Suppression Pool
Fig. 5.1.1	Relationship between Mixture Level and Xe Release from the Core
Fig. 5.1.2	Behavior of Xe in the RCS (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.3	Behavior of Xe in the Wetwell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.4	Behavior of Xe in the Drywell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.5	Source Terms of All FPs (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.6	Behavior of CsI in the RCS (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.7	Behavior of CsI in the Steam Dome (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.8	Behavior of CsI in the Wetwell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.9	Behavior of CsI in the Drywell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.10	Relationship between Mixture Level and Sr Release from Core
Fig. 5.1.11	Behavior of Sr in the RCS (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.12	Behavior of Sr in the Wetwell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.13	Behavior of Sr in the Drywell (TQUV Overpressure Failure Case)
Fig. 5.1.14	FPs Release Path to the Environment on the Containment Vent Actuation
Fig. 5.1.15	Behavior of Xe in the RCS (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.16	Behavior of Xe in the Wetwell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.17	Behavior of Xe in the Drywell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.18	Source Terms of All FPs (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.19	Behavior of CsI in the RCS (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.20	Behavior of CsI in the Wetwell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.21	Behavior of CsI in the Drywell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.22	Behavior of Sr in the RCS (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.23	Behavior of Sr in the Wetwell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.24	Behavior of Sr in the Drywell (TQUV Controlled Release Case)
Fig. 5.1.25	Behavior of Xe in the RCS (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.26	Behavior of Xe in the Wetwell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.27	Behavior of Xe in the Drywell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.28	Source Terms of All FPs (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.29	Behavior of CsI in the RCS (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.30	Behavior of CsI in the Wetwell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.31	Behavior of CsI in the Drywell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.32	Relationship between the Mass Median Diameter and Aerosol Removal by Spray (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.33	Behavior of Sr in the RCS (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.34	Behavior of Sr in the Wetwell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)
Fig. 5.1.35	Behavior of Sr in the Drywell (TQUV-D/W Spray Recovery Case)

- Fig. 5.1.36 Effect of CsI Removal by Spray (Brown Diffusion)
- Fig. 5.1.37 Effect of CsI Removal by Spray (Interception)
- Fig. 5.1.38 Effect of CsI Removal by Spray (Impaction)
- Fig 5.1.39 Comparision of Source Terms on Containment Failure Modes(No. 1)
- Fig 5.1.40 Comparision of Source Terms on Containment Failure Modes(No. 2)
- Fig. 5.2.1 Event Time of the Overpressure Failure Cases
- Fig. 5.2.2 Source Terms of the Overpressure Failure Cases
- Fig. 5.2.3 Behavior of Xe (TQUV Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.4 Behavior of Xe (TB Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.5 Behavior of Xe (TQUV1W Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.6 Behavior of Xe (TW Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.7 Behavior of CsI (TQUV Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.8 Behavior of CsI (TB Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.9 Behavior of CsI (TQUV1W Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.10 Behavior of CsI (TW Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.11 Behavior of Sr (TQUV Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.12 Behavior of Sr (TB Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.13 Behavior of Sr (TQUV1W Overpressure Failure Case)
- Fig. 5.2.14 Behavior of Sr (TW Overpressure Failure Case)

## 1. はじめに

### 1.1 背景と目的

確率論的安全評価(Probabilistic Safety Assessment、以下 PSA と略す)は、施設で発生し得る事故のシナリオを同定し、それらの発生頻度と被害を評価し、発生頻度と被害の大きさの積または何らかの関数として定義される「リスク」を指標として施設の安全性を定量的かつ総合的に評価する手法である。近年では、PSA の技術の進歩を踏まえて、安全確保のための努力をその重要性に応じて計画し実行するための有力な手段として広く認識され、各国においてリスクを考慮する安全規制・安全管理の導入が進められている。

日本原子力研究所(原研)では、PSA 手法の整備と活用に関する研究を進めてきており、現在は、我が国で進められている原子力安全目標の検討や原子力施設の防災対策の検討等、様々な議論に参考となる情報を得ることを目的として、軽水炉モデルプラントを対象に、公衆の健康へのリスクを評価するレベル 3 の PSA を実施している。

レベル 3 の PSA では、公衆のリスクを評価するために、炉心損傷に至るシナリオ(炉心損傷事故シーケンスと呼ぶ)の同定と発生頻度の評価を行うレベル 1 の PSA、炉心損傷から格納容器破損に進展する事故のシナリオの同定と発生頻度の評価並びに環境への FP の放出割合(ソースターム)の評価を行うレベル 2 の PSA を経て、そこで計算されるソースタームを用いた環境影響評価を行い、全ての事故シナリオに関する発生頻度と環境に与える被害の大きさを定量化している。本報告書は、このレベル 3PSA の一環として、ソースタームを評価するとともに、ソースタームを支配する因子の理解を深めることを目的として、シビアアクシデント解析用コード THALES-2 を用いて行った解析の内容と得られた知見を記述したものである。

BWR プラントに対してソースタームを定量化した既存研究としては、国外プラントに対しては NUREG-1150<sup>[1-1]</sup>、国内プラントに対しては MELCOR コードによる評価<sup>[1-2]~[1-4]</sup>がある。しかし、これらの評価においては、ソースタームの結果についての情報はあるが、それを求める上での計算モデルの説明、解析上の仮定及びソースタームの支配因子などについて詳細に記載されたものは殆どない。本報告書は、これらの情報を記載すると共に、個々の事故シナリオ並びシナリオ間における事故進展や FP の環境への放出割合の相違が何に影響されるかを記載したものである。

### 1.2 解析の概要

THALES-2 コード<sup>[1-5], [1-6]</sup>は、原子力発電所におけるシビアアクシデント時の事故進展と FP の移行挙動及びソースタームを評価できるよう原研で開発された総合的シビアアクシデント解析コードである。評価の対象としては、Mark-II 型格納容器を持つ 110 万 kW 級の BWR-5 型のモデルプラントを想定している。モデルプラントの設計諸元は、我が国の同型 BWR プラントに関する情報を参考に原研において設定したものであり、いわば仮想上のプラントである。また、本評価では、これまで原研で実施した軽水炉モデルプラントの内的

事象に関するレベル1及びレベル2PSAの結果に基づいて、類似のシナリオをグループ化して、その中から代表的なシナリオを選んで解析を行った。具体的には、炉心損傷事故シーケンスについては、高圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス（代表シーケンス TW）、低圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス（代表シーケンス TQUV1W）、炉心冷却失敗シーケンス（代表シーケンス TQUV）、全交流電源喪失シーケンス（代表シーケンス TB）、原子炉スクラム失敗シーケンス（代表シーケンス TC）の5シーケンスを選んだ。また、炉心損傷から格納容器の破損に至までのシナリオ（ここでは、FP放出シナリオと呼ぶこととする）については、格納容器の過圧破損に至るシナリオとして、破損場所に応じてドライウェル(D/W)破損及びウェットウェル(W/W)破損の2種を考え、さらにAM策の一つである格納容器ベントの成功とD/Wスプレイ復旧が行われ事故影響が緩和されるシナリオという4つの格納容器機能喪失シナリオを想定し、これら4シナリオと5種の炉心損傷事故シーケンスの組み合わせとして得られる総計20のシナリオから特定の炉心損傷事故シーケンスでは存在しないシナリオを排除し、環境へのFPの放出割合及び放出時刻の異なる計15のシナリオに対するソースタームのデータセットを作成した。

### 1.3 報告書の構成

以下では、第2章に解析の対象とするプラントと事故シナリオの概要、第3章に解析モデルについて説明する。そして解析結果として第4章で事故の進展と热水力挙動、第5章で格納容器機能喪失シナリオ及び炉心損傷事故シーケンスの違いによるソースタームへの影響について述べる。最後にまとめを第6章に述べる。

## 2. 解析の対象とするプラントと事故シナリオ

本章では、解析の対象とするプラント、事故シナリオ及び解析条件について述べる。

### 2.1 解析対象プラントの概要

本研究では、Fig.2.1に示すようなMark-II型格納容器をもつ110万kWe級BWRプラントを対象とした。以下、対象プラントの事故時に作動する工学的安全設備について述べる(各安全設備の特徴は3.1.2項を参照のこと)。このプラントに備わる非常用炉心冷却設備は、高圧炉心スプレイ系(High Pressure Core Spray System:HPCS)、低圧炉心スプレイ系(Low Pressure Core Spray System:LPCS)、低圧注水系(Low Pressure Coolant Injection System:LPCI)、自動減圧系(Automatic Depressurization System:ADS)で構成されている。また炉心冷却に利用できるその他の設備としては、原子炉隔離時冷却系(Reactor Core Isolation Cooling System:RCIC)及び給復水系がある。また、原子炉停止時の崩壊熱を除去するための残留熱除去系は、3ループで構成され、このうち2ループは熱交換器を有している。残留熱除去系の主要な運転モードとして原子炉内の崩壊熱を除去する原子炉停止時冷却モード、格納容器内の崩壊熱を除去する圧力抑制プール冷却モード及び格納容器スプレイモードなどがある。また非常用ディーゼル発電設備は、非常用ディーゼル発電機2基とHPCS専用のディーゼル発電機1基で構成される。原子炉内の過度の圧力上昇を防止するため、主蒸気管には逃がし弁と逃し安全弁がそれぞれ18個あり、一定の設定圧を超えると炉内の蒸気を格納容器内の圧力抑制プールへ放出する。格納容器は、上部のドライウェル(D/W)と下部のウェットウェル(W/W)に区分され、W/Wには圧力抑制プールがある。D/WとW/Wは鉛直のベント管で連結され、配管破断等によりD/Wに蒸気が放出されるような事故時には、蒸気はベント管を通じて圧力抑制プールで凝縮される仕組みとなっている。格納容器は、全体が原子炉建屋で囲まれており、事故時には格納容器が健全であれば微小な漏洩があっても、原子炉建屋内の空気は非常用ガス処理系のフィルタを経てスタックから環境へ放出される。ただし、格納容器が過圧破損する場合には、原子炉建屋内の圧力が急上昇するので原子炉建屋のプローアウトパネルが開き、そこからFPが環境へ放出されることになる。

### 2.2 事故シナリオ

まず、初めに、本報告書で用いる事故シナリオについて定義する。炉心損傷事故シーケンスとは、炉心損傷を防止するためのシステムや運転操作の成功/失敗の組み合わせを表すものである。格納容器機能喪失シナリオとは、格納容器がどのようなメカニズムで破損するかという格納容器破損モードと影響緩和のためにとられるAM方策、破損位置など環境へのFPの放出の仕方を表す。FP放出シナリオは、炉心損傷事故シーケンスと格納容器機能喪失シナリオの組み合わせによって定義される事故全体のシナリオを表す。

#### 2.2.1 炉心損傷事故シーケンス

原研では、多数の炉心損傷事故シーケンスについてレベル1及びレベル2PSAを実施

[2-1],[2-2],[2-3]しており、その成果の1つとして、炉心冷却や崩壊熱除去に係わるシステムの成功/失敗の組み合わせから51種類の炉心損傷事故シーケンスを同定し、さらに、その解析から、これら51個の炉心損傷事故シーケンスは、炉心溶融開始時刻及び格納容器破損時刻といった事故進展の観点からTable 2.2.1に示すように次の5つの事故シーケンスグループに分類できることを見出している。ここで炉心損傷事故シーケンスの分類で用いられる記号の一覧をTable 2.2.2に示す。

- グループ1：高圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス（代表シーケンス TW）
- グループ2：低圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス（代表シーケンス TQUV1W）
- グループ3：炉心冷却失敗シーケンス（代表シーケンス TQUV）
- グループ4：全交流電源喪失シーケンス（代表シーケンス TB）
- グループ5：原子炉スクラム失敗シーケンス（代表シーケンス TC）

次に、それぞれのグループを代表する炉心損傷事故シーケンスについて述べる。ただし、解析では環境へFPが放出されるまでを想定することから、本説明は、炉心損傷事故シーケンスと格納容器の破損の仕方を決定する格納容器機能喪失シナリオの1つである過圧破損を組み合わせたシナリオとして述べる。各シナリオと主要な安全設備の作動の関係と各シナリオの全格納容器破損頻度に対する発生割合(過圧破損)をTable 2.2.3に示す。

グループ1における代表シーケンスTWシーケンスは、タービントリップ等のトランジエント時に原子炉がスクラムし、その後、RCICにより炉心に冷却水が注入され、原子炉水位が維持される事故シーケンスである。炉心で発生する蒸気は逃がし安全弁を経由し、圧力抑制プールに放出されるが格納容器内の崩壊熱除去に失敗し、プール水は飽和に達し、発生した蒸気により格納容器が過圧破損する。格納容器が破損することで何らかの原因でRCICが故障し、炉心への注水が停止することによって炉心溶融が始まる。溶融した燃料は、炉心下部にリロケーションし、原子炉圧力容器下部ヘッドが溶融破損するとD/Wのペデスタル床に放出される。ペデスタル床に放出された溶融燃料によりペデスタルのコンクリートの侵食が進み、その際、非凝縮性ガスが発生する。コンクリート侵食がさらに進みペデスタル床が貫通すると、下部に位置する圧力抑制プールに溶融燃料が落下し、伝熱によりプール水が激しく蒸発する。この事故シーケンスは、格納容器が先に破損しているので、コンクリート侵食時の非凝縮性ガスの発生及びペデスタル破損後のプール水の蒸発が、格納容器内の雰囲気を環境へ放出させる原動力となる。このシーケンスの様に原子炉冷却系(RCS)内が高圧の状態で炉心損傷に至るシーケンスを高圧シーケンスと呼ぶこととする。また、格納容器破損が炉心溶融の前に発生するシナリオを格納容器先行破損シナリオと呼ぶこととする。

グループ 2 における代表シーケンス TQUV1W シーケンスは、トランジエント時に、原子炉がスクラムし、その後、高圧注入系(HPCS 及び RCIC)が不作動のため、低圧注水系によって原子炉水位が維持される事故シーケンスである。高圧注入系が作動不可であるので ADS による RCS の減圧後、圧力抑制プール水を水源とした LPCI により原子炉水位が維持される。しかし、格納容器内の崩壊熱除去に失敗し、圧力抑制プールが飽和になるとポンプがキャビテーションを起こし、LPCI が機能喪失して炉心溶融に至る。溶融した燃料は、炉心下部にリロケーションし、原子炉圧力容器下部ヘッドが溶融破損すると D/W のペデスタル床に放出される。ペデスタル床に放出された溶融燃料によりペデスタルのコンクリートの侵食が進み、その際、非凝縮性ガスが発生する。格納容器の圧力は、この非凝縮性ガスにより加圧され、その上昇速度は水蒸気のみによる加圧の場合より大きい。コンクリート侵食がさらに進みペデスタル床が貫通すると、下部に位置する圧力抑制プールに溶融燃料が落下する。その後、プール水が飽和に達すると、蒸気が発生し、それによる加圧によって最終的に格納容器破損に至る。このシーケンスの様に RCS 内が低圧の状態で炉心損傷に至るシーケンスを低圧シーケンスと呼ぶこととする。また、格納容器破損が炉心溶融の後に発生する過圧破損のシナリオを格納容器後期破損シナリオと呼ぶこととする。

グループ 3 における代表シーケンス TQUV シーケンスは、トランジエント時に、原子炉がスクラムし、その後、高圧注入系(HPCS 及び RCIC)及び低圧注水系(LPCI 及び LPSC)が機能喪失する事故シーケンスである。炉心の崩壊熱により発生した水蒸気が逃がし安全弁から圧力抑制プールへ流出するため、原子炉水位が低下する。そして高圧注入系による原子炉注水に失敗するため原子炉水位は低下し続ける。運転員が手動で ADS を作動させ原子炉の減圧に成功するが、低圧注水系の作動に失敗するため炉心溶融に至る。その後の事故の進展は、グループ 2 の TQUV1W シーケンスと同様、圧力容器及び格納容器の破損に至る。

グループ 4 における代表シーケンス TB シーケンスは、トランジエント時に全ての交流電源(所内及び外部電源)が喪失する事故シーケンスである。そのため交流電源が必要な HPCS 及び低圧系注水系は使用不可であるので、事象発生後、原子炉水位が低下すると所内バッテリー電源とタービン駆動のポンプを利用し、CST を水源とした RCIC による炉心への注入が行われ水位が維持される。その後、RCS 内の水位に依存して RCIC は、作動と停止を繰り返すが、8 時間後にバッテリー電源枯渋に至り、炉心への注入ができず炉心溶融に至る。その後の事故の進展は、グループ 2 の TQUV1W シーケンスと同様、圧力容器及び格納容器の破損に至る。ただしこのシーケンスは、RCS 内が高圧の状態で炉心損傷に至る高圧シーケンスである。

グループ 5 における代表シーケンス TC シーケンスは、トランジエント時に原子炉スクラム失敗を伴う事故シーケンスである。信号系のトラブル等により、制御棒の一部又は全部が挿入不可となるため、残留熱除去系の冷却能力を上まわる炉心出力が継続する。高圧炉

心スプレイ系 (HPCS) の作動により原子炉水位は維持されるが、原子炉スクラムに失敗しているため炉心における冷却水の蒸発が継続し、急速に圧力抑制プールへ熱が放出されることで格納容器の圧力が上昇し、格納容器破損に至る。本解析では、格納容器が破損に至ると、炉心注水系は機能喪失し、炉心溶融に至ると仮定した。このシーケンスは、TW と同様に RCS 内が高圧の状態で炉心損傷に至る高圧シーケンスである。なお、このシーケンスでは、スクラムに失敗しているので、炉心への冷却水の注水によりボイド率が低下することで正のボイドフィードバック効果が働き、一時的に正の反応度が生じ出力が上昇する。そのため炉心への注水には、反応度の制御に配慮して炉心の損傷を防ぐよう注意深い運転が必要になる。また高圧注入系に加え、核反応を止める目的で設置されているホウ酸水注入系を併用できるが、未臨界にするには若干の時間を要する。THALES-2 コードでは、このような反応度変化による出力の応答を計算するための動特性モデルは備えていないため、この事故シーケンスでは、(財)原子力発電技術機構でなされた MELCOR コードによる BWR-5 Mark II 型格納容器に対する TC シーケンスの解析結果<sup>[2-4]</sup>のうち最も厳しい 1.5 時間で格納容器が破損し、炉心溶融が始まるシナリオを想定した。

### 2.2.2 格納容器機能喪失シナリオ

格納容器機能喪失シナリオは、格納容器がどのような現象で破損するかを決定する格納容器破損モード、影響緩和のためにとられる AM 方策、格納容器の破損位置などの組み合わせをあらわす。格納容器破損モードとしては、過圧破損、過温破損、格納容器隔離失敗、インターフェース LOCA、水素燃焼、水蒸気爆発、格納容器直接加熱、格納容器壁溶融貫通等の現象が考えられる。各格納容器破損モード及び AM 策、破損位置について以下に記す。

#### ① 格納容器破損モード

格納容器破損モードとして定義される格納容器の破損メカニズムを Fig.2.2 表す。各格納容器破損モードの概要を以下に示す。

#### 過圧破損

過圧破損とは、炉心及びコア・コンクリート反応から発生した非凝縮性ガスと崩壊熱によって圧力抑制プールから発生した水蒸気により格納容器が静的に過圧され、格納容器が破損する事象を指す。

#### 過温破損

過温破損とは、格納容器内のデブリの冷却に失敗し、格納容器の電線貫通部やシール部等で過温による漏洩が発生する事象を指す。

#### 格納容器隔離失敗

格納容器隔離失敗とは、点検作業における貫通部の閉め忘れ等の何らかの原因で格納容

器が隔離されていない事象を指す。

#### インターフェース LOCA

インターフェース LOCA とは、RCS が高圧である場合に隔離弁の故障等により、原子炉冷却系の圧力が低圧注水系の配管にかかるため、格納容器の外側で破断が生じて冷却水が流出する LOCA を指す。この場合、FP の障壁としての格納容器はバイパスされることになる。

#### 水素燃焼

水素燃焼とは、何らかの原因で格納容器内の不活性化がなされていない状態で炉心損傷に至ると、金属-水反応によって発生した水素が燃焼することにより、格納容器が破損する事象を指す。

#### 水蒸気爆発

水蒸気爆発とは、ある条件下で溶融した炉心及び炉内構造物が下部に存在する冷却水と接触することにより急激な圧力波が発生し、炉内構造物のミサイル化又は圧力容器支持部の破損によって格納容器の外部との接続配管の破損によって、格納容器の健全性が失われる事象を指す。

#### 格納容器直接加熱

格納容器直接加熱(DCH)とは、高圧下で原子炉容器が破損すると炉心溶融物が格納容器へ微粒子化した状態で噴出することで、未酸化 Zr などの金属反応(発熱反応)が活発となり、雰囲気の加熱で格納容器が破損する事象を指す。

#### 格納容器壁溶融貫通

格納容器壁溶融貫通とは、RCS 内が高圧下で圧力容器が破損することにより、溶融燃料が飛散し格納容器壁に付着または格納容器床を流れて壁面に接触し格納容器が破損する事象を指す。

本解析では、対象とする全てのシーケンスに対して格納容器破損モードとして、発生頻度が比較的高い過圧破損を想定した。

#### ② AM 方策

AM 方策は、原子力発電所の炉心損傷及び格納容器破損の発生頻度を低減させるために導入された事故緩和策である。本解析で考慮した AM 策は、格納容器の過圧破損を防止するため格納容器内の雰囲気をベント管-圧力抑制プール-W/W 気相を経由させ、排気筒から環境へ放出させる格納容器ベント策である。

### ③ 格納容器の破損位置

格納容器の破損位置としては、D/W と W/W の 2箇所が考えられる。格納容器の破損場所が異なることで放出時の流体の移行経路が異なる。本解析では、格納容器の破損位置としてこの 2箇所を考慮した。

### 2.3 解析条件及び解析ケース

**Table 2.3.1** に本解析で実施した解析ケース、**Table 2.3.2** に解析条件を示す。解析の対象とした炉心損傷事故シーケンスは、高圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス（代表シーケンス TW）、低圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンス(代表シーケンス TQUV1W)、炉心冷却失敗シーケンス(代表シーケンス TQUV)、全交流電源喪失シーケンス（代表シーケンス TB）、原子炉スクラム失敗シーケンス（代表シーケンス TC）の 5つのシーケンスである。

これらの 5つの炉心損傷事故シーケンスにおいて考慮した格納容器機能喪失シナリオは、D/W 気相における過圧破損(D/W 過圧破損)、W/W 気相における過圧破損(W/W 過圧破損)、格納容器ベントが作動する管理放出、D/W スプレイ復旧の 4つのケースである。

ここで過圧破損ケースは、最も起る確率が高いと考えられる格納容器破損モードであることから、より詳細に検討するため破損位置として D/W 気相と W/W 気相の 2 個所を想定した。また過圧破損ケースにおける格納容器の破損圧力は、NUREG-1150 における Peach Bottom 炉(Mark-I 型、鉄筋コンクリート製格納容器)の評価結果<sup>[1-1]</sup>の中央値(格納容器は設計圧の 2.5 倍)で破損し、NUREG/CR-4624 の評価値<sup>[2-5]</sup>より大きさ 900mm(破断面積 0.65m<sup>2</sup>)の破断口が発生すると仮定した。ただし、解析の対象としたプラントに備わる鋼製格納容器に対して近年実施された 1/10 スケールの実験<sup>[2-6], [2-7], [2-8]</sup>によると、試験体は設計圧の 5.97 倍で亀裂(大きさ 190mm、85mm の 2 箇所)が生じており、本解析における格納容器の破損条件は安全側の値となっている。

管理放出ケースは、AM 方策の 1つである格納容器ベントが作動するケースである。格納容器ベントは、格納容器内の雰囲気をベント管－圧力抑制プール－W/W 気相を経由させ、排気筒から環境へ放出させることにより、格納容器の過圧破損を防ぐものである。格納容器ベントは、格納容器の設計圧の 1.5 倍でベント弁を開き、設計圧で閉じるものとした。

D/W スプレイ復旧のケースは、事故発生後の復旧作業による安全設備の回復を考慮し、事故発生後 20 時間に D/W スプレイが復旧するものとした。

そして **Table 2.3.1** に示すように上記、炉心損傷事故シーケンスと格納容器機能喪失シナリオの組み合わせから物理的に可能な 15 のシナリオに対して、THALES-2 によるソースターム評価を実施した。ここで、炉心溶融の前に格納容器が破損する高圧系作動崩壊熱除去失敗シーケンスにおける管理放出及び D/W スプレイ復旧のケースは、これら事故緩和策が実施されれば炉心への注水又は格納容器からの崩壊熱除去が継続され、格納容器破損及び炉心溶融に至らないことから本解析では実施しなかった。また、スクラム失敗シーケンスでは、THALES-2 コードには動特性モデルは備えてなく詳細な評価はできないので、環境への影響が大きいと考えられる D/W 気相での過圧破損のみを考慮した。

### 3. 解析モデルと前提条件

本章では、解析の対象とするプラントのモデル化とシビアアクシデント時の熱水力現象及び放射性物質挙動の解析モデルの概要を述べる。

#### 3.1 解析対象プラントと熱水力現象についてのモデル化

THALES-2 コードでは、ボリューム区分と流路、炉心冷却及び格納容器冷却に係わる設備、シビアアクシデント時の現象の 3 つをモデル化し、シビアアクシデント時のプラントの応答を模擬しており、その概要とそれに係わる本解析での前提条件を以下に示す。

##### 3.1.1 ボリューム区分と流路についてのモデル化

THALES-2 コードにおける解析対象プラントの領域分割は、システム分割、ボリューム分割、区画分割という 3 段階の分割方式を用いて行う。まず、システム分割ではプラントをシステムと呼ぶ広域な領域に分割する。このシステム分割によって分割された領域内は、等圧と仮定して計算される。そして、ボリューム分割では、各システム内を各部分の構造や機能を考慮してボリュームに分割する。それぞれのボリューム内では、質量とエネルギー保存を考慮して、気相及び液相温度、壁温度、ボイド率等が計算される。さらに、区画分割では、必要に応じてボリューム内の形状による流路断面積の違いを考慮し、さらに細かな区画に分割することが可能である。

THALES-2 による BWR-5 Mark-II プラントの領域分割図を Fig. 3.1.1 に示した。ここでは、システム分割を用いて、対象プラントを原子炉冷却系(RCS)、格納容器系、ウェットウェル、原子炉建屋の 4 つに分割した。

Fig. 3.1.2 に原子炉圧力容器のボリューム分割図を示す。RCS 内は、構造やその機能に応じて、炉心(ボリューム名称: CORE)、上部プレナム(UPPL)、蒸気ドーム(STMD)、ダウンカマ(DC)、下部プレナム(LWPL)、再循環配管 A ループ(LOPA)、再循環配管 B ループ(LOPB) の 7 つのボリュームに分割した。格納容器系は、D/W(DRYW)、ペデスタル(CAVI)、ベント管(VENT)の 3 つのボリュームに分割した。またウェットウェル(WETW)及び原子炉建屋(RB)は、単一ボリュームとした。その他、環境(ENVI)と復水貯蔵タンク(CST)は、タンクと呼ばれる質量の保存だけを考える特別なモデルとして取り扱った。また RCS 内のボリュームは、構造部の流路断面積の違いを考慮し、Fig. 3.1.2 右図及び Table 3.1.1 に示す様に複数の区画(LWPL:2 区画、CORE:2 区画、UPPL:3 区画、STMD:4 区画、DC: 4 区画)に分割した。

THALES-2 コードでは、流路モデルとしては、RCS 内及び格納容器系内のように、等圧であるシステム内のボリューム間を接続するための「ジャンクション」モデルと、異なる圧力を持つシステム間を接続するための「パス」モデルがある。またパスモデルでは、このような場合以外に注入系を模擬するために流量を入力で指定すること、及び、流量を下流側におけるシステムの圧力の関数として与えることができる。

本解析では、ジャンクションとして、RCS 内での冷却水の流れを模擬するために 9 個、格納容器系内の D/W とペデスタル及びベント管の流体の流れを模擬するために 2 個を設定

した。さらにパスとして、圧力容器及び格納容器等の破損口、格納容器及び原子炉建屋の漏洩、非常用ガス処理系、逃し安全弁、自動減圧系、高圧注入系、低圧注水系、D/W(D/W)スプレイ、格納容器ベント等を設定した。

### 3.1.2 炉心冷却及び格納容器冷却に係わる設備についてのモデル化

THALES-2 コードで模擬した工学的安全設備の作動/停止、水源の切り替え等は、コード内に構築されている制御ロジックに基いて実施される。各工学的安全設備における作動/停止の設定圧力、設定水位、作動時間遅れ、水源切替水位等は、入力データで設定する。THALES-2 で模擬した工学的安全設備を以下に示す。また流量等の条件は、対象プラントでの定格値とした。これらの値を Table 3.1.2 に示す。

#### (1) 崩壊熱除去機能

炉心からの崩壊熱除去は、給復水系又は残留熱除去系により行われる。給復水系による除熱は、主蒸気管及びタービンバイパス弁の開放による原子炉と給復水器の経路をモデル化することで模擬した。また、外部電源喪失及び復水器真空度喪失などの起因事象の際は給復水系による除熱はできないので、本解析では不作動とした。また残留熱除去系については、格納容器スプレイモード、圧力抑制プール冷却モード、原子炉停止時冷却モードがあるが、いずれのモードでも崩壊熱除去機能が正常に働けば、原子炉及び格納容器内部からの崩壊熱除去が可能であり、事故は終息することから、本解析では、D/W スプレイ復旧のケースを除き不作動とした。

#### (2) 原子炉隔離時冷却系

原子炉隔離時冷却系(RCIC)は、原子炉停止後何らかの原因により復水及び給水が停止した場合に原子炉の蒸気の一部を利用したタービン駆動ポンプを用いることにより炉心水位を確保するものである。RCIC のポンプは、タービン駆動であるため、交流電源を必要とせず、原子炉水位低(レベル 2)信号を受けて作動する。RCIC の流量は、RCIC ポンプの定格流量とした。また、全交流電源喪失時には、8 時間(バッテリー電源容量)の炉心への注水が可能であると仮定した。

#### (3) 高圧炉心スプレイ系

高圧炉心スプレイ(HPCS)は、原子炉水位低(レベル 2)信号又は D/W 圧力高信号を受けて作動する。HPCS は、大破断 LOCA にも対応できるよう 350 から 1580 t/hr と RCS 内の圧力に応じた流量の冷却水を供給することができる。本解析では、RCIC の作動を優先しており HPCS は使用していない。

#### (4) 自動減圧系

自動減圧系(ADS)は、原子炉水位低(レベル 1)及び D/W 圧力高の 2 信号を受け 120 秒の時間遅れを持って作動し、RCS 内の圧力を速やかに減圧することができる。なお、近年では

AM 策の一環として ADS の作動条件の変更が行われたが、この解析では AM 導入前の条件で解析を行っている。また ADS は、運転員が原子炉水位低(レベル 1)信号を認識した後、手動で作動させることも可能である。ADS は、主蒸気逃がし安全弁 18 個の内の 7 個が使用される。それぞれの主蒸気逃がし安全弁の作動圧は、吐出圧データより与えた。さらに流路断面積は、流量と吐出圧に関するデータに基づき、吐出圧における臨界流を仮定することにより算出した。

#### (5) 低圧注水系

低圧注水系(LPCI)は、原子炉水位低(レベル 1)又は D/W 圧力高信号のいづれか 1 信号を受け、原子炉の圧力が低い場合に作動を開始し、圧力抑制プール水を水源にスパージャーを通して炉心頂部外周に注水する。また LPCI は、残留熱除去系の一つの運転モードであり、3 系統の独立したラインによって構成され、その 2 系統に熱交換器が設置されているが、本解析では、LPCI が作動する事故シーケンスは崩壊熱除去に失敗しているため、LPCI 作動の際は熱交換器を使用しないものとした。また LPCI の流量は、残留熱除去ポンプ容量とした。

#### (6) 低圧炉心スプレイ系

低圧炉心スプレイ系(LPCS)は、原子炉水位低(レベル 1)又は D/W 圧力高信号により 40 秒の時間遅れをもって作動を開始し、圧力抑制プールを水源として、炉心上部のスパージャ・ヘッダのノズルから燃料集合体上にスプレイする。本解析では、低圧注水系の作動時には LPCI を優先するものとし、LPCS は使用していない。

#### (7) 格納容器スプレイ系

格納容器スプレイは、残留熱除去系の 1 つの運転モードであり、低圧注水系として自動起動したものを運転員による操作により格納容器スプレイ系に切り替えて使用する。またその水源は、圧力抑制プールである。格納容器スプレイ系には、D/W スプレイと W/W スプレイがあり、作動の際は流量を途中で分配させ併用する。格納容器スプレイ流量は、残留熱除去ポンプの定格容量より与えるが、設計通り 95% を D/W に、残りの 5% をウェットウェルにスプレイせるものとした。また熱交換器の除熱率は、熱交換器の一次側及び二次側の流体温度の差に比例するものとして計算される。本解析では、格納容器スプレイは、D/W スプレイ復旧のケースを除き不作動とした。

#### 3.1.3 シビアアクシデント時の現象についてのモデル化

THALES-2 で考慮しているシビアアクシデント時の物理現象を以下に示す。ただし、THALES-2 コードにおいては、水蒸気爆発のようなエナジエティック現象または局所的に詳細な物質や温度の分布の計算が必要な現象は模擬できない。なお FP の挙動については、3.2 節で述べる。

### (1) 燃料の溶融・移動

THALES-2 では、7 つの溶融落下のモデルを選択できるが、本解析においては、炉心最下端まで流れ落ちた後、炉心支持板上に落下するモデルを使用した。炉心部は、径方向に 3、軸方向に 24 の領域に分割し、燃料ペレットと被覆管に分けて温度計算を実施している。燃料の破損判定では、溶融温度に達すると健全性を喪失したとみなし、温度と材質に依存した落下速度の式により下部に移動するものとする。また高温状況下における再冠水時のクエンチ破損も考慮している。

### (2) ジルコニウム水反応による熱と水素の発生

燃料棒被覆管の材料であるジルコニウムと水蒸気との反応を考慮し、水素の発生量及び酸化反応熱量を計算する。ジルコニウムの酸化反応速度は、Baker-Just の式<sup>[3-1]</sup>を用いて計算する。

### (3) 炉心崩壊

炉心部は、径方向に 3、軸方向に 24 の領域に分割しているが、炉心の最下端の領域が破損すると、各領域の支持部が破損したとみなし、その領域の上部に位置する燃料は崩壊し支持板上に落下する。

### (4) 原子炉圧力容器破損

原子炉圧力容器の破損形態としては、温度破損、クエンチ破損、応力破損の 3 つを考慮しており、いずれかの破損条件が満たされれば圧力容器が破損するものとする。温度破損では、底部鏡板の温度が入力で与える損壊温度 (1100°C) を超えた場合に破損するとみなす。クエンチ破損では、底部鏡板の温度が入力で与える温度 (1000°C) より高い状況下で再冠水された場合に破損するとみなす。応力破損では、底部鏡板部にかかる応力(デブリの蓄積による応力)が、入力で与える降伏応力 (温度の関数としてテーブルで入力) を超えた場合に破損するものとする。

### (5) コア・コンクリート反応

溶融した燃料からコンクリート、気相 (あるいは液相)、構造物への接触及び輻射伝熱を考慮し、コンクリートへの伝熱量よりコンクリートの分解量及び浸食深さを計算する。また溶融燃料は、完全混合であるとし、コンクリート分解によって発生する分解ガス(水蒸気及び CO<sub>2</sub>)が溶融燃料中を通過する際の金属反応とそれによる組成の変化を考慮している。

### (6) 圧力抑制プールへの溶融燃料の移動

BWR Mark-II タイプの格納容器を持つプラントにおいて、圧力容器の破損によりペデスタル床に放出された溶融燃料は、コア・コンクリート反応により床面を侵食し、貫通すると圧力抑制プールへ落下する。

### (7) 過圧または過温による格納容器破損

格納容器の過圧破損及び過温破損の模擬が可能である。破損圧力及び破損温度は、入力データで設定する。

## 3.2 核分裂生成物の放出経路と移行挙動

THALES-2 コードで取り扱う FP の挙動モデルには、ART コード<sup>[3-1] [3-2] [3-3]</sup>のモデルを用いている。本解析では、FP の挙動に関する評価が特に重要であるのでそのモデルについて文献[3-2~3]に基いて詳細に説明する。

炉心水位が低下すると崩壊熱により燃料棒が過熱され、燃料から FP が放出される。燃料が溶融した場合には、FP の放出は加速される。THALES-2 コードで用いている炉内(圧力容器破損前段階)及び炉外(圧力容器破損後段階)における炉心構造物及び FP の放出モデルの概要を 3.2.1(1) 項に示す。またコア・コンクリート反応時におけるエアロゾルの放出モデルとエアロゾル粒径についての概要を 3.2.1(2) 及び 3.2.1(3) 項に示す。燃料から放出可能な FP 量(初期炉内内蔵量)についての概要を 3.2.1(4) 項に示す。THALES-2 コードで考慮可能な FP 元素は、3.2.1(1) 項で示す CORSOR-M モデルで想定された元素である。ただし、計算時間の短縮のため物理的及び化学的性質が類似の元素は同一グループとして取り扱う手法と解析の対象とする FP の選定の概要を 3.2.1(5) 及び 3.2.1(6) 項に示す。そして発生後の FP の形態とプラント内での移行についての概要を 3.2.1(7) 及び 3.2.1(8) 項に示す。

### 3.2.1 FP の移行に関するモデルの概要

#### (1) 炉内及び炉外における FP 放出モデル

THALES-2 コードにおける溶融燃料からの FP の放出及び炉内構造物からの構成物質の放出は、Oak Ridge 国立研究所(ORNL)と Karlsruhe 原子力研究所(KFK)の実験に基づき Battelle Columbus 研究所(BCL)で開発された CORSOR-M<sup>[3-5]</sup>モデルを用いて計算される。この CORSOR-M モデルでは、各 FP の放出率(単位時間あたりの放出割合)は、燃料温度のみの関数となっている。しかし、燃料からの FP の放出率を決定する主要なパラメータとしては、燃料温度に加えて燃焼度等が考えられる。燃料温度は計算コードにより算出される一方、燃焼度についてはプラントの設計と事故発生までの運転時間で決定される。THALES-2 コードでは、CORSOR-M モデルの基になった実験より  $3 \times 10^4 \text{ MWd/t}$  程度の燃焼度を想定しているが、この値は、本報告書で解析の対象としたプラントの燃料取替時の集合体の平均燃焼度と同程度であるので、本解析で CORSOR-M モデルを使用しても特に問題はない。

放出された元素が気体で放出されるかそれともエアロゾルで放出されるかといった放出形態は、FP 元素の化学的性質によって決定され、比較的揮発性が高い Xe, I, Cs, Te 等の元素は、気体として燃料から放出し、Sr, Ru, Ce 等の難揮発性元素は、エアロゾルとして燃料から放出される。

炉外における溶融燃料からの FP 放出については、溶融燃料の表面からの FP の放出だけでなく、コア・コンクリート反応により発生したコンクリート分解ガスが溶融燃料内を通過し、外に放出される際のエントレインメント放出を考慮している。また、コンクリート

分解ガスが溶融燃料内を通過する際の金属反応による不活性ガスの発生を考慮している。

しかしながら、ガスが通過することによる溶融燃料の攪拌効果により金属反応がどの程度、促進されるかなどは、コンクリートの成分や溶融燃料中の未酸化金属の量によって異なるなど、メカニズムが複雑で不確実さが大きく、解析モデルも十分に検証されたものではない。そのため THALES-2 コードでは炉外における FP 放出モデルについても簡略的に炉内と同様のモデルを用いている。ただし、Xe、Cs、I などの FP 元素に対しては、揮発性が高く放出されやすいので放出モデルによる差は殆どないが、難揮発性の FP 元素に対しては結果に影響を及ぼす恐れがあることに注意されたい。

#### (2) 炉外における FP 以外のエアロゾルの放出モデル

圧力容器破損後のコア・コンクリート反応時には、FP 及びコンクリート分解や金属反応から発生する不活性ガスだけでなくエアロゾル形態のコンクリート成分も放出される。このコア・コンクリート反応におけるエアロゾル発生量の計算モデルは、W.B.Murfin<sup>[3-6]</sup>らの実験式(Murfin のモデル)を使用している。

#### (3) エアロゾルの粒径分布

発生したエアロゾルは様々な粒径を持つと考えられ、その粒径に応じてプラント内での移行挙動が異なることから、THALES-2 コードでは、エアロゾルに対して対数正規分布を仮定した粒径分布を持たせ、この分布を 10 の質量による粒径クラスに分割し、その粒径クラス毎に沈着挙動の計算を実施している。

THALES-2 コードでは、FP の燃料からの放出時と放出後の挙動計算で用いられる 2 つのエアロゾルの粒径分布が存在する。これは燃料から発生する段階のエアロゾルは、プラント内を移行する段階より、粒径が大きいためである。このエアロゾル発生時の粒径分布には、実験<sup>[3-6][3-7]</sup>を参考に定められた一定の分布が仮定されている。この分布を表す幾何平均径及び幾何標準偏差の値を Table 3.2.1 に示す。ここで炉外におけるエアロゾル発生時の幾何平均径が炉内のものより大きくなるのは、コア・コンクリート反応時にコンクリート成分の蒸発/固化により、より大量のエアロゾルが発生するためである。

発生後のエアロゾルは、プラント内を移行することで、凝縮や凝集等のメカニズムにより粒径や組成が変化する。この変化を考慮するため、THALES-2 では連続的な粒径分布を Table 3.2.2 に示す 10 個の質量クラス<sup>[3-7]</sup>に分割して各クラス毎に組成と粒子数が変化していく多成分多粒子径モデルを適用している。ここで Table 3.2.1 及び Table 3.2.2 に示したパラメータは、コード内に組み込まれたものである。

#### (4) FP の初期炉内内蔵量

燃料から放出可能な FP 量を決定する初期炉内内蔵量については、THALES-2 コードでは次に示すように簡略的なモデルを用いている。THALES-2 コードでは、BWR の標準値として参照プラント(Peach Bottom 2 号炉、熱出力 3293 MWt)に対し燃焼計算コード ORIGEN<sup>[3-8]</sup>で計算した初期炉内内蔵量<sup>[3-7]</sup>がコード内に備えられており、初期炉内内蔵量は、定格出力に比

例すると仮定して、この参考プラントと解析対象プラントとの定格出力の比から計算される。本解析における FP の初期炉内内蔵量を **Table 3.2.3** に示す。なお、Peach Bottom 2 号炉と解析対象プラントの熱出力は同じであるので、初期炉内内蔵量にも大差ないと考えられる。

#### (5) 解析の対象とした FP

公衆の健康影響を評価する解析では、通常約 60 種類程度の核種を考慮しているが、THALES-2 コードでは、同位元素の間では物理的及び化学的挙動の差はなく、また崩壊による元素の変化もないものと仮定して取り扱う。一方、元素毎の移行挙動の相違については、WASH-1400<sup>[3-9]</sup>や NUREG-0772<sup>[3-10]</sup>等で行われたように類似のものを 10 種程度のグループにまとめて扱うことが一般的であり、THALES-2 コードにおいても **Table 3.2.4** に示すように Xe、Cs、I、Te、Sr、Ru、Ce の 7 種の FP 元素を代表元素としている。それ以外の元素については、それぞれの初期炉内内蔵量に対して、グループ内の代表元素と同じ割合の量が環境に放出されるものと仮定している。

#### (6) 構造物等の成分のエアロゾル化

燃料 UO<sub>2</sub>、炉心構造物構成物質(Zr, Fe, Sn, Ni, Mn 等)、コンクリート成分(非凝縮成分は除く)など代表元素以外の元素は、解析の効率化のため「その他のエアロゾル」に集約させて取り扱う。この「その他のエアロゾル」は、代表元素の移行媒体としての役割を果たす。

#### (7) FP の形態

「Sr」、「Ru」、「Ce」、「その他のエアロゾル」は常にエアロゾルとして扱うので化学形を特定していない。「Te」については、単体として取り扱っている。「Cs」及び「I」は、これまでのシビアアクシデント研究に基づき、プラント内において化合物 CsI 及び CsOH として存在すると考えられており、一般に炉心内には I の 10 倍程度の Cs が蓄積することから、モデル上、燃料から放出された全ての I は Cs と結合して CsI になり、残りの Cs は CsOH になると仮定している。また、THALES2 コードでは、通常、「Xe」、「Te」、「CsI」、「CsOH」、「Sr」、「Ru」、「Ce」、「その他のエアロゾル」を解析の対象の FP としている。

また、各ボリューム内に存在する FP の形態としては、**Fig. 3.2.1** に示すように①「ガス状 FP」、②「霧囲気内に浮遊するエアロゾル」、③「液相内に溶解又は床面に沈降」、④「壁に付着したエアロゾル」、⑤「壁への凝縮」、⑥「壁面への化学吸着」の 6 つの状態を考慮する。ここで①～③が流体の移行と共にボリューム間を移行するものである。ただしこれらの FP の取りうる形態は、それぞれの化学的性質によって異なり、**Table 3.2.5** に代表元素に対するプラント内での存在形態を示す。

#### (8) ボリューム内及びボリューム間の FP 移行

ボリューム間の流体の移行は、「気相から気相への移動」、「気相から液相への移動」、「液相から液相への移動」、「液相から気相への移動」の 4 タイプに分けて取り扱っている(**Fig.**

3.2.1 参照)。これはボリューム内に存在する FP の形態が、前述したように 6 種に分類されているため、流体移行のタイプに応じて移行の挙動が異なるためである。つまり気相-気相及び液相-液相においては流体の状態は変化しないが、気相から液相への移行及び液相から気相への移行においては、それぞれガスやエアロゾルが液体に捕獲されるプールスクラビング現象(3.2.5 項を参照)及び液体が雰囲気に振りまかれるフラッシングによるエアロゾル化を考慮しなければならない場合があるためである。本解析では、圧力抑制プールでのプールスクラビングを考慮しており、フラッシングは考慮していない。

### 3.2.2 ガス状 FP の沈着モデル

THALES-2 コードでは、ボリューム内に存在するガス状 FP に対しては、物理的及び化学的性質(飽和蒸気圧、活性化エネルギー、分子間引力、気液分配係数等)に基づき以下に示す(1)～(4)の現象による壁、エアロゾル上、液相への沈着を考慮している。

#### (1) 凝縮・蒸発

**Fig. 3.2.2** にガス状 FP の凝縮及び蒸発モデル<sup>[3-13],[3-14]</sup>の概念図を示す。ガス状 FP の分圧が壁面やエアロゾルの表面温度での FP の飽和蒸気圧より高くなると、FP が壁面やエアロゾル表面に凝縮する。**Fig. 3.2.2** においてボリューム内の雰囲気から壁やエアロゾル表面へのガス状 FP の凝縮速度  $v_{COND}^k$  は、ボリューム内の平均濃度と壁の表面積に対して定義される実効的な物質の移動速度を表している。この移動速度は、ボリュームの中心部から壁面近傍の境界層への移動を表した(2)で述べる対流拡散による移動と境界層から壁へのブラウン拡散による移動の 2 つの律速段階で支配されると考えて、それぞれの移動速度(物質移動係数)  $v_{CNV}^k$  及び  $v_c^k$  を連結して求める。また、FP の蒸発速度  $v_{EVP}^k$  は、壁温度の上昇は凝縮の速度に比べ比較的緩やかであると考え、対流拡散の項は無視し蒸発のみを考慮している。

#### (2) 対流拡散

**Fig. 3.2.2** 中のガス状 FP の対流による拡散速度  $v_{CNV}^k$  は、拡散係数、代表長さ、無次元数 Sherwood 数から計算される。Sherwood 数<sup>[3-11],[3-12]</sup>は、ボリュームの形状と層流及び乱流といった流動様式に応じたモデルから計算される。ここでボリューム形状とは、格納容器のように大きな体積を持つボリュームの場合に使用される平板ボリュームと配管を対象とした場合の配管ボリュームの 2 つがある。このガス状 FP の対流による拡散速度  $v_{CNV}^k$  は、ボリューム中心から沈着面付近の境界層へのガス状 FP の移行速度を表す。

#### (3) 化学吸着

**Fig. 3.2.3** にガス状 FP の化学吸着モデルの概念図を示す。RCS や格納容器の壁温度が高温になると、ガス状 FP が壁面へ化学的に吸着し、一度、化学吸着したものは再蒸発しない。

ボリューム内の雰囲気から壁へのガス状 FP の化学吸着による移行速度  $v_{ADS}^k$  は、凝縮と同様にボリュームの中心から壁面近傍の境界層への移動を表した(1)で述べた対流による拡散速度  $v_{CNV}^k$  と実験式で与えられる境界層から壁への化学吸着による移行速度  $v_{AD}^k$  を連結して

求める。ここで移行速度  $v_{AD}^k$  のモデルは、CsI に対しては Battelle Columbus 研究所(BCL)の実験式<sup>[3-15]</sup>、CsOH 及び Te に対しては Sandia 研究所(SNL)の実験式<sup>[3-16]</sup>を用いており、沈着面の温度の関数となっている。

#### (4) 気液相間移行

**Fig. 3.2.4** にガス状 FP の気液平衡モデルの概念図を示す。気相 - 液相間の FP の移行速度は、雰囲気中の FP が拡散により気相境界層内へ移行する拡散速度  $k_g$  と、液相境界層内からプール水中に溶解する速度  $k_l$  を 2 境界層モデルで連結して計算される。液相側と気相側の境界層外における FP の濃度( $C_l$  及び  $C_g$ )は、移行速度( $k_l$  及び  $k_g$ )より与えらる。また、液相と気相の 2 つの境界層間での FP の移行は、気液分配係数  $H^{[3-17]}$  で決まる境界層内での平衡濃度  $C_{li}C_{gi}$  に近づくように FP が気相と液相の間を移動すると考えて計算される。2 境界層モデルを用いることで、気相と液相間の FP 移行における時間遅れが考慮できる。

### 3.2.3 エアロゾル沈着モデル

THALES-2 コードでは、ボリューム内に存在するエアロゾルに対して、以下に示す(1)~(5)の現象による壁及び床への沈着を考慮している。

#### (1) 拡散

拡散モデルは、**Fig.3.2.5** 及び **Fig.3.2.6** に示すように、ボリューム内の壁が平板状であるか配管状であるかといったボリューム形状と流体の流れの状態に基づく計算モデルが用いられている。

##### (a) 平板形状

このモデルは、D/W 及び W/W のような体積の大きいボリュームの場合に使用される。気体の流れについては、ボリューム内の温度差及び気体成分の濃度差によって生じるものとしている。ここで、THALES-2 コードのボリュームモデルは内部の温度や圧力を均一として扱うが、エアロゾルの沈着の計算においては、熱伝達モデルや流体の移動モデルから、壁近傍の温度勾配、凝縮率、流速などを推定し、濃度及び温度の差が、壁近傍のみで生じると仮定している。

###### (i) ブラウン拡散

ボリューム内に流れが殆どない場合は、エアロゾルは、高濃度領域から低濃度領域に向かってブラウン拡散により移動する。沈着速度は、Fick の法則に基き、拡散境界層厚さとエアロゾル粒子の拡散係数  $D_p$  を用いて計算する。拡散境界層厚さには実験から得られた評価値を用い、エアロゾル粒子の拡散係数  $D_p$  は、エアロゾル粒子の拡散力が粒子運動に抵抗するように働く気体の抗力(Stokes の効力)に等しいと仮定した Stokes-Einstein の式より求める。

###### (ii) 対流拡散

ボリューム内に流れがある場合は、層流では、H.Schlichting のモデル<sup>[3-18]</sup>を用いる。乱流では、 $1 \mu m$  以下のエアロゾルに対して支配的となる渦拡散とブラウン拡散を考慮した Davies のモデル<sup>[3-15]</sup>と  $1 \mu m$  以上のエアロゾルに対して支配的となる

慣性衝突を考慮した Friedlander のモデル<sup>[3-21]</sup>の 2 つのモデルを結合させた TRAP-MELT2 コードと同様のモデルを使用する。

#### (b) 配管形状

流れがある場合、層流では、配管内での沈着により流れ方向にエアロゾル濃度が減少していくことを考慮し、P.G.Gromely、M.Kennedy の配管におけるエアロゾル粒子の移行量を通過率として表したモデル<sup>[3-20]</sup>を用いる。乱流では、平板形状と同様、TRAP-MELT2 のモデルを使用する。また、流れがない場合は、平板形状と同様に Stokes-Einstein の式を用いる。

#### (2) 重力沈降

**Fig. 3.2.7** に重力沈降モデルの概念図を示す。重力沈降は、エアロゾルの粒径に応じて挙動のメカニズムが異なるため、粒子 Reynolds 数( $Re$ )を用いた場合分けが必要となる。 $Re < 1$  の領域、つまりエアロゾル粒径が気体分子の平均自由行程程度と小さい場合に気体を連続流体としてではなく、気体分子として考慮する必要がある Knudsen 領域及び気体の粘性力と比較し慣性力が無視できる Stokes 領域においては、沈着速度  $v_d$  は、Cunningham のすべり補正を行った Stokes の重力沈降式を用いて計算する。また、 $Re \geq 1$  の領域、つまり慣性力と比較し気体の粘性力が無視できる Newton 領域( $Re \geq 1000$ )及び Stokes 領域と Newton 領域の中間の遷移領域( $1 \leq Re < 1000$ )においては、沈着速度  $v_d$  は Newton の抵抗式から計算される。Newton の抵抗式には、 $Re$  により値が異なる抵抗係数  $f_D$  の項があり、THALES-2 コードには、 $Re$  と  $f_D$  の関係<sup>[3-22]</sup>を示したテーブルが組み込まれている。また THALES-2 コードでは、ボリュームが配管形状の場合、流体の上昇流の存在を考慮できるよう、重力沈着速度はこの上昇流の速度で補正している。

#### (3) 拡散泳動

**Fig. 3.2.8** にエアロゾルの拡散泳動モデルの概念図を示す。混合気体中にある粒子には、気体成分の濃度勾配により拡散泳動が生じる。拡散泳動による壁への沈着速度  $v_{difp}$  は、濃度勾配による非凝縮性気体分子の反跳と壁面で水蒸気の凝縮が生じる際に凝縮面に向かって流れが生じる空気力学的気流 Stefan 流による粒子への作用を考慮したモデルを用いて計算する。ここで Stefan 流の速度  $U_c$  は、構造物表面での凝縮による移行速度  $v_s$  と対流による拡散速度  $v_{CNV,s}$  とを連結させて求める。

#### (4) 熱泳動

**Fig. 3.2.9** にエアロゾルの熱泳動モデルの概念図を示す。壁面と雰囲気に温度勾配がある場合、エアロゾルは熱泳動によって運ばれ壁面に沈着する。壁への熱泳動は、無次元数 Knudsen 数( $Kn$ )の大きさに応じてそのメカニズムが異なる。 $Kn$  は、雰囲気での気体の平均自由行程  $l$  とエアロゾル半径  $r$  の比( $l/r$ )であり、エアロゾルの挙動が、雰囲気の気体分子の運動に影響されるかどうかを特徴づけるパラメータである。熱泳動によるエアロゾルの移行速度  $v_{thmop}^k$  は、ボリュームの中心から壁面近傍の境界層への対流による拡散速度  $v_{CNV}^k$

と実験式で与えられる境界層から壁への熱泳動による移行速度  $v^k_{\text{thm}}$  を連結して求める。ここで  $v^k_{\text{thm}}$  は、 $\text{Kn} \geq 0.2$  では、エアロゾルの温度と雰囲気の温度がほぼ等しいとみなした Waldman のモデル<sup>[3-23]</sup>、 $\text{Kn} < 0.2$  ではエアロゾル表面近傍の温度勾配を考慮した Brock のモデル<sup>[3-24]</sup>を用いる。

### (5) 再浮遊

**Fig. 3.2.10** にエアロゾルの再浮遊モデルの概念図を示す。沈着面での流体の摩擦係数から求まるせん断力が、エアロゾルの付着力を上回るとエアロゾルが再浮遊すると考える。ただし浮遊する際の離脱速度は考慮していない。

### 3.2.4 エアロゾル成長モデル

粒径分布を持つエアロゾルは、凝縮や凝集により成長し粒径が変化する。

#### (1) エアロゾル成長モデル(凝縮)

**Fig. 3.2.11** に凝縮によるエアロゾル成長モデルの概念図を示す。ガス状 FP がエアロゾル表面上に凝縮する現象は、 $\text{Kn}$  の大きさに応じてそのメカニズムが異なる。ガス状 FP がエアロゾル表面に衝突する場合、FP 分子はエアロゾル表面上でそのまま付着するか、もしくは、反跳し離脱する。 $\text{Kn} > 1$  の場合には、反跳して離脱した FP 分子が再びエアロゾル表面に衝突する確率は小さいが、 $\text{Kn} < 1$  の場合には、エアロゾル表面近くの気体分子と FP 分子との多重散乱で再び FP 分子がエアロゾル表面に付着する確率は大きい<sup>[3-3]</sup>。エアロゾル表面への FP の凝縮速度  $v^k_{\text{ag,c}}$  は、エアロゾル粒径が小さい場合に起きる凝縮気体分子の反跳を考慮した Fuchs 及び Sutugin が提案した幅広い  $\text{Kn}$  数に適用可能な付着確率<sup>[3-25],[3-26]</sup>を用いた式で計算される。またエアロゾル表面への水蒸気の凝縮速度  $v^s_{\text{ag,c}}$  は、凝縮水の表面張力により表面の蒸気圧が上昇する Kelvin 効果及び凝縮潜熱を考慮した式<sup>[3-27]</sup>を用いて計算される。THALES-2 コードでは、エアロゾルに凝縮可能な物質として、CsI、CsOH、Te、水蒸気を考慮しており、エアロゾルの粒径に応じて凝縮速度と成長速度は計算される。

#### (2) エアロゾル成長モデル(凝集)

**Fig. 3.2.12** に凝集によるエアロゾル成長モデルの概念図を示す。多成分のエアロゾル(FP や燃料、炉心構造物、コンクリート構造物を含むエアロゾル)が凝集する現象は、以下の 3 つのメカニズムが独立に起こるとしている<sup>[3-28],[3-29],[3-30]</sup>。

##### (i) ブラウン運動による凝集

ブラウン運動による凝集速度  $v_{\text{ag,B}}$  は、エアロゾル同士の衝突頻度はブラウン運動に従うとしたモデルを用いて計算される。ここでは、全ての  $\text{Kn}$  数の領域において同じモデルを使用している。

##### (ii) 乱流場による凝集

乱流場による凝集速度  $v_{\text{ag,LT}}$  は、乱流拡散による衝突と慣性衝突の 2 つのメカニズムを考慮したモデルを用いて計算される。いずれの場合も乱流場の流体速度を正規分

布と仮定し、凝集速度をエアロゾルの衝突頻度で表した Saffman 及び Turner<sup>[3-31]</sup>らのモデルを用いて計算する。

### (iii) 重力沈降の速度差による凝集

重力沈降の速度差による凝集速度  $v_{ag,G}$  は、エアロゾル同士の重力沈降に関する速度差と衝突断面積から与えられる衝突頻度を用いて計算される。ここで重力沈降の速度差は、エアロゾルを球形と仮定した上で Stokes の近似を用いて計算した沈降速度から与えられる。また、衝突断面積は、幾何学的な衝突断面積をエアロゾル周囲の流れを考慮した Fuchs のモデルで補正している。

#### 3.2.5 プールスクラビングモデル

THALES-2 では、ボリューム内に液相領域が存在し、その中へエアロゾルまたはガス状 FP が流入する場合は、プール内でスクラビングによる液相への移行が考慮される。プールスクラビングによる移行計算は、ガス状 FP とエアロゾルでモデルが異なるので、2 つに分けて説明する。ただし、プール水中で形成される気泡については、球形を仮定しボリューム毎に直径を入力で与えている。

##### (1) エアロゾルのプールスクラビングモデル

**Fig. 3.2.13** にプールスクラビングモデルの概念図を示す。THALES-2 のプールスクラビングモデルは、2 つのオプションがある。1 つ目は、SPARC コード<sup>[3-32]</sup>に用いられている重力沈降、慣性沈着、拡散沈着、水蒸気の凝縮または蒸発を考慮した理論式である。

2 つ目は、電力共通研究において開発された金子らのモデル<sup>[3-33]</sup>であり、プールスクラビングの除染係数 DF をエアロゾル粒子径、プール表面の圧力、スクラビング深さ及びキャリアガスに含まれる蒸気の比率をパラメータとし定数部を実験データに基づいて決定した実験式である。(以下、電共研モデルと呼ぶ)。電共研モデルは、シビアアクシデントの条件下での BWR の圧力抑制プールへの適用を意図した実験に基づき作成されているので、SPARC コードの理論式よりも精度の良い評価が可能である。

##### (2) ガス状 FP のプールスクラビング

**Fig. 3.2.13** 及び **Fig. 3.2.14** にガス状 FP のプールスクラビングモデルの概念図を示す。気泡中のガス状 FP に対しては、**Fig. 3.2.14** に示すように気泡中の FP が拡散により気泡表面の気相境界層に移行する速度( $k_1$ )と、液相境界層内の FP がプール水中に溶解する速度( $k_2$ )とを 2 境界層モデルで連結し、移行速度を計算する。そして 2 つの境界層での FP の移行速度は、気液分配係数によって決まる平衡濃度に近づくように移行するものとして計算する。気泡内の FP が拡散により気相境界層へ移行する速度( $k_1$ )は、Fick の法則により気泡表面での FP の沈着フラックスを求めて計算される。そして液相境界層内の FP が液相へ移行する速度( $k_2$ )は、気泡の上昇を考慮したモデルを用いて計算される。また、気泡中で水蒸気の蒸発または凝縮がある場合は、それによる移行の減速または加速も考慮される。

### 3.2.6 スプレイによるFP除去のモデル

#### (1) スプレイによるガス状FPの除去

**Fig. 3.2.15** にスプレイによるガス状FPの除去の概念図を示す。ガス状FPがスプレイ液滴に吸収されて減少する場合、雰囲気から除去されるガス状FPの量は、除去率 $\lambda_{sp,g}$ を用いて $dM_{sp,g}^k/dt$ で計算される。この除去率 $\lambda_{sp,g}$ は、スプレイ液滴の飽和度に基づいて構築したPostma らのモデル<sup>[3-34], [3-35], [3-36], [3-37]</sup>を用いて計算される。Postma らの移行モデルは、気液分配係数 H で決まるスプレイ液滴の気液平衡濃度に対し、液滴が落下する間に吸収した気体分子の量が平衡濃度の何割に達するかというスプレイ液滴の飽和度 E に基づいて構築したものである。またガス状FPとスプレイ液滴との質量移行係数 $k_{sp}$ は、Ranz-Marshall らのモデル<sup>[3-38], [3-39]</sup>で計算される。

#### (2) スプレイによるエアロゾル除去

**Fig. 3.2.16** にスプレイによるエアロゾル除去の概念図を示す。エアロゾルが除去されるメカニズム<sup>[3-40], [3-41]</sup>としては、ブラウン拡散、慣性衝突<sup>[3-42]</sup>、さえぎりの 3 つを考慮しており、それぞれのメカニズムが独立に働くものとしている。これらのメカニズムは次の通り。

ブラウン拡散によるエアロゾル除去は、ブラウン運動による拡散でエアロゾルがスプレイ液滴へ沈着する現象である。慣性衝突によるエアロゾル除去は、液滴のまわりの雰囲気の流れに従って運動するエアロゾルが慣性により液滴に沈着する現象である。さえぎりによるエアロゾル除去は、スプレイ液滴の落下経路に存在するエアロゾルがスプレイ液滴に衝突する現象である。

エアロゾルの粒径クラス asc に属する FP 種 k の単位時間あたりの変化量は、除去率 $\lambda_{sp,asc}$ を用いて $dM_{asc}^k/dt$ で計算される。スプレイ液滴が通過する領域に浮遊する粒径クラス asc のエアロゾルが除去効率 $E_{p,asc}$ の割合で除去される場合、雰囲気中に浮遊する粒径クラス asc のエアロゾルの除去率 $\lambda_{sp,asc}$ は、 $E_{p,asc}$ 、スプレイ流量、落下高さなどの条件から与えられる。除去効率 $E_{p,asc}$ は、拡散による除去効率 $\epsilon_{pB,asc}$ 、慣性衝突による除去効率 $\epsilon_{pc,asc}$ 、さえぎりによる除去効率 $\epsilon_{pl,asc}$ の 3 つのメカニズムの和で与えている。

## 4. 事故進展及び熱水力挙動に関する解析結果

本章では、本解析で実施した各炉心損傷事故シーケンスの熱水力事故進展結果を示す。ただし、解析結果の説明は、挙動が比較的単純で理解しやすい事故シーケンスから順に行う。

**Table 4.1～4.4** に各事故シーケンスの 3 つの格納容器機能喪失シナリオ(過圧破損ケース、管理放出ケース、D/W スプレイ復旧ケース)に対する主要イベントの発生時刻を示す。ここで過圧破損ケースの破損位置 (D/W 又は W/W) の違いによるイベント時刻の違いはない。また **Fig. 4.1** に全解析ケースのイベント発生時刻の比較を図示する。炉心溶融開始時刻は、TQUV シーケンスで事故開始後約 40 分(0.67 時間)、TB シーケンスで約 650 分(10.8 時間)、TQUV1W シーケンスで約 480 分(8.0 時間)、TW シーケンスで約 2540 分(42.3 時間)となった。圧力容器破損時刻は、TQUV シーケンスで事故開始後約 240 分(4.0 時間)、TB シーケンスで約 855 分(12.3 時間)、TQUV1W シーケンスで約 890 分(14.8 時間)、TW シーケンスで 2835 分(47.3 時間)となった。格納容器破損時刻は、TQUV シーケンスで事故開始後約 1660 分(27.7 時間)、TB シーケンスで 1860 分(31.0 時間)、TQUV1W シーケンスで 1515 分(25.3 時間)、TW シーケンスで 2335 分(38.9 時間)となった。また、格納容器ベントの第 1 回目の作動時刻は、格納容器の設計圧の 1.5 倍での作動を想定した場合、TQUV シーケンスで事故開始後約 780 分(13.0 時間)、TB シーケンスで約 860 分(14.3 時間)、TQUV1W シーケンスで約 1040 分(17.3 時間)であった。以下に解析ケースの事故進展について詳細に示す。

### 4.1 炉心冷却失敗(TQUV)シーケンス

**Fig. 4.1.1～Fig. 4.1.3** に TQUV シーケンスの過圧破損ケース、管理放出ケース、D/W スプレイ復旧ケースの 3 ケースに対する格納容器の圧力、RCS の圧力及び水位の変化を示す。これら図中のボリュームの記号は **Fig.3.1.2** に示すとおりであり、CORE：炉心、DC：ダウンカマ、STMD：蒸気ドーム、LWPL：下部プレナム等である。

#### (1) TQUV 過圧破損ケース

主蒸気隔離弁閉などトランジエント開始時に主蒸気隔離弁が閉鎖される事象を想定する。事象開始とほぼ同時に原子炉はスクラムされるが、RCS 圧力は急激に上昇し、逃し安全弁(SRV)が作動する。炉心の崩壊熱によって発生した水蒸気が圧力抑制プールへ流出するので、炉心水位は徐々に低下する(**Fig. 4.1.3** 参照)。原子炉水位が、原子炉隔離時冷却系(RCIC)及び高圧炉心スプレイ系(HPCS)作動水位に達するが、これらの作動に失敗するので原子炉水位はさらに低下し続ける。事故開始後 13 分に運転員は手動で自動減圧系(ADS)を作動させ RCS の減圧に成功するが、低圧注水系による注水に失敗するので事故開始後 41 分に炉心溶融が始まる。溶融したデブリは、徐々に下部に流れ落ち炉心の下部に位置する支持板上に蓄積される。事故開始後 56 分に炉心支持板が損壊し、支持板上に蓄積されたデブリは、下部プレナム内の冷却材中に落下するので、RCS に圧力ピークが生じる(**Fig. 4.1.2** 参照)。また炉心で発生した水蒸気は、SRV 経由で RCS から圧力抑制プールへ放出されるが、事故初期段階においてはプールでの凝縮が可能であり格納容器の圧力上昇はほとんどない(**Fig. 4.1.1**

参照)。事故開始後 178 分に全炉心損壊に至り、さらに 238 分に圧力容器下部ヘッドが溶融貫通すると、溶融燃料は貫通口からペデスタル床に放出される。

**Table 4.5** に各シーケンスの被覆管の酸化割合及び水素発生量を示す。TQUV シーケンスにおいては、被覆管の 6% が酸化し 158kg の水素が発生する。このシーケンスでは他のケースより発生する水素量が少ない。この理由は、炉心注入が全く働かないこと、そして ADS の作動によるブローダウン量が大きく、蒸気枯渇に近い状態で炉心損傷が進むためである。

**Fig. 4.1.4** に RCS 内の気相温度の変化を示す。下部ヘッド破損後における RCS の温度は、RCS 内に残った FP から発生する崩壊熱によって時間の経過と共に上昇する。また格納容器は、溶融燃料とペデスタル床のコンクリートとのコア・コンクリート反応時に発生する水素などの非凝縮性ガスによって圧力が上昇する(**Fig. 4.1.1** 参照)。そして事故開始後 745 分にペデスタルが溶融貫通し溶融燃料が圧力抑制プールに落下すると、溶融燃料が冷却されるので一時的に格納容器の圧力上昇は緩やかになるが、1350 分に圧力抑制プール水が飽和状態(**Fig. 4.1.5** の格納容器内温度を参照)になり、プール水の蒸発が活発になると格納容器の圧力上昇が加速する。この事故シーケンスでは、低圧注水系の作動に失敗しているので、そのラインの一部を利用して実施される格納容器からの崩壊熱除去機能も利用できないと仮定しているため、事故開始後 1662 分に格納容器が過圧破損する。原子炉建屋では、格納容器破損によるガスの流入により圧力が急激に上昇する。原子炉建屋の圧力の上昇によりブローアウトパネルが開き、格納容器から放出されたガスは、そこを経由し環境へと放出される。

### (2) TQUV 管理放出ケース

**Fig. 4.1.6** 及び **Fig. 4.1.7** に管理放出ケースの RCS 内の気相温度と格納容器内の温度の変化を示す。格納容器ベント(CV ベント)が作動するまでの RCS 及び格納容器内の熱水力挙動は、過圧破損のケースと同じである。溶融燃料は、CV ベントが作動するまでに、ペデスタル床を溶融貫通させ圧力抑制プールに落下している。格納容器ベントは、事故開始後 779 分に作動し、W/W のガスを環境へ放出させる。CV ベントによる環境へのガスの放出継続時間は、CV 圧力に依存するが、作動設定圧(格納容器設計圧の 1.5 倍)からベント停止設定圧(設計圧)までの 3 分程度である。圧力抑制プール水が飽和近くになると、プール水の蒸発が活発となるので格納容器圧力は、再び上昇し始める(**Fig. 4.1.1** 及び **Fig. 4.1.7** 参照)。その後、格納容器の圧力に従い格納容器ベントの作動/停止が繰り返される。

### (3) TQUV-D/W スプレイ復旧ケース

D/W スプレイは、事故開始後、1200 分(20 時間)で復旧すると仮定している。D/W スプレイは、圧力抑制プールを水源とし残留熱除去系のポンプ及び配管を用いて D/W に設けられたスプレイヘッダーから格納容器雰囲気に散水するものである。

**Fig. 4.1.8** 及び **Fig. 4.1.9** に D/W スプレイ復旧ケースの RCS 内の気相温度と格納容器内の温度変化の変化を示す。D/W スプレイが復旧するまでの RCS 及び格納容器内の熱水力挙動は、過圧破損のケースと同じである。D/W スプレイが作動するタイミングは、ペデスタル破損後

である。D/W スプレイの作動によって格納容器雰囲気中の蒸気が凝縮されるので格納容器内の圧力は徐々に低下する(**Fig. 4.1.1** 参照)。D/W スプレイが作動する初期の段階において、水源である圧力抑制プール水の温度が高いため、スプレイの作動によって D/W の雰囲気温度は一時的に上昇する。しかし D/W スプレイの作動と同時に実施される残留熱除去系を用いた圧力抑制プールの除熱により、プール水温は徐々に低下し、それに伴い D/W 及び W/W の雰囲気温度も徐々に低下する。このケースでは、D/W スプレイの作動によって格納容器からの崩壊熱除去が成功するので、格納容器破損に至らない。

#### 4.2 全交流電源喪失(TB) シーケンス

**Fig. 4.2.1**～**Fig. 4.2.3** に TB シーケンスの過圧破損ケース、管理放出ケース、D/W スプレイ復旧ケースの 3 ケースに対する格納容器の圧力、RCS の圧力及び水位の変化を示す。

##### (1) TB 過圧破損ケース

**Fig. 4.2.4** 及び **Fig. 4.2.5** に TB シーケンスの過圧破損ケースに対する RCS 内の気相温度、格納容器内の温度の変化を示す。全交流電源喪失事故であるので原子炉水位は、原子炉隔離時冷却系(RCIC)により維持される(**Fig. 4.2.3** 参照)。RCIC の運転には、制御用電力としてバッテリーからの直流電源が必要であるが、このバッテリー容量は 8 時間と仮定している。炉心で発生した蒸気により、逃し安全弁(SRV)の作動が繰り返されるので圧力抑制プールは、炉心溶融開始前に飽和に達する(**Fig. 4.2.5** 参照)。

事故開始後 480 分(8 時間)にバッテリー電源が枯渋し RCIC は停止する。その後、RCS 内は高圧のまま炉心溶融に至る(**Fig. 4.2.2** 参照)。そして事故開始後 856 分に圧力容器が破損するが、RCS 内は高圧のまま事故が進展しているため、下部ヘッドの破損により溶融燃料を含んだ高圧のガスが噴出し、格納容器の圧力を上昇させる(**Fig. 4.2.1** 参照)。低圧シーケンスである TQUV シーケンスでは見られなかったこの現象によって格納容器の圧力は、0.1 MPa 程度上昇する。

圧力容器破損時における被覆管の酸化割合は約 22%、水素発生量は 566 kg となり TQUV シーケンスと比較し 4 倍近くになる(**Table 4.5** 参照)。発生する水素量が TQUV シーケンスより多いのは、炉心溶融開始時刻が TQUV シーケンスに比べて遅く崩壊熱レベルが低いこと、及び ADS が作動しないため、炉心の温度が高温となる時期に炉心に大量の冷却材が存在しているため金属-水反応が促進されたことによる。

そして事故開始後 1468 分にペデスタル部の床が溶融貫通、事故開始後 1860 分に格納容器が破損するが、ペデスタル破損時点において圧力抑制プール水の温度が既に高温であるのでペデスタル破損から格納容器破損までの時間は、TQUV シーケンスと比べ短い。

##### (2) TB 管理放出ケース

**Fig. 4.2.6** 及び **Fig. 4.2.7** に管理放出ケースの RCS 内の気相温度、格納容器内の温度の変化を示す。CV ベントは、非常用ガス処理系のラインの一部を電動弁で切り替えて使用するため、バッテリー電源が枯渋すると使用できない。その場合は、過圧破損のケースと同じ結果となる。本解析では、手動でライン切り替えを実施するものとして、CV ベントの作動の

ケースを実施した。

CV ベントが作動するまでの RCS 及び格納容器内の熱水力挙動は、過圧破損のケースと同じである。RCS 内は、高圧であるので圧力容器下部ヘッド破損で格納容器の圧力が急上昇し、このタイミングで第 1 回目の CV ベントが作動する (Fig. 4.2.1 参照)。TQUV シーケンスの CV ベント作動のケースと比べて異なるのは、作動のタイミングと第 1 回目の CV ベント作動でプールが減圧沸騰する点である。これは、このシーケンスでは RCIC の作動により圧力抑制プールの温度が飽和に近い状態にあることによる。これより CV ベントの停止後すぐに格納容器内の圧力上昇がみられる。第 2 回目以降の挙動は、TQUV と同様である。

### (3) TB-D/W スプレイ復旧ケース

**Fig. 4.2.8** 及び **Fig. 4.2.9** に D/W スプレイ復旧ケースにおける RCS 内の気相温度と格納容器内の温度の変化を示す。TQUV シーケンスと異なるのは、ペデスタル破損前に D/W スプレイが復旧する点である。これは、炉心注入系の作動によって炉心溶融開始などのイベント発生時刻が遅れることによる。なお本解析では、D/W スプレイ水による溶融燃料の冷却は考慮していないので、デブリは圧力抑制プールに落下し、そこで冷却される。このケースは、TQUV シーケンスと同様に、格納容器からの崩壊熱の除去に成功することにより格納容器破損には至らず事故は終息する (Fig. 4.2.1 及び Fig. 4.2.9 参照)。

## 4.3 低圧系作動崩壊熱除去失敗 (TQUV1W) シーケンス

**Fig. 4.3.1**～**Fig. 4.3.3** に TQUV1W シーケンスの過圧破損ケース、管理放出ケース、D/W スプレイ復旧ケースの 3 ケースに対する格納容器系の圧力と RCS の圧力及び水位の変化を示す。

### (1) TQUV1W 過圧破損ケース

**Fig. 4.3.4** 及び **Fig. 4.3.5** に過圧破損ケースにおける RCS の気相温度の変化及び格納容器内の温度の変化を示す。このケースでは、高圧系は不作動であるが、低圧注水系 (LPCI) は作動するので、事故開始後 14 分に ADS による RCS の減圧後 (Fig. 4.3.2 参照)、圧力抑制プールを水源とした LPCI により炉心への注水が開始される (Fig. 4.3.3 参照)。その後、LPCI は作動 / 停止を繰り返し、炉心の水位は維持されるが、同時に炉心から蒸気が逃し弁を経て圧力抑制プールに放出される。圧力抑制プールは、格納容器からの崩壊熱除去に失敗しているので 6 時間程度で飽和になる (Fig. 4.3.5 参照)。水源が飽和になると LPCI のポンプが、キャビテーションを起こすので炉心への注水が不可能となり、事故開始後 483 分で炉心の溶融が始まる。

TQUV1W シーケンスは、LPCI が作動するため炉心溶融の開始時刻が遅く崩壊熱のレベルが TQUV に比べ低いので、LPCI 停止から炉心溶融に至るまでの時間も比較的長い。そして炉心溶融開始から圧力容器破損までの間隔も崩壊熱レベルの影響により長くなり、TQUV シーケンスでは約 200 分であったのが、このシーケンスでは約 400 分と倍程度であった。

圧力容器は、事故開始後 890 分程度で破損する。圧力容器破損時における被覆管の酸化割合は約 44%、水素発生量も 1160 kg で TQUV シーケンスの 7 倍程度、TB シーケンスの 2 倍程度であった (Table 4.5 参照)。発生する水素量が TQUV シーケンスより多いのは、炉心溶融開始時刻

がTQUVシーケンスに比べて遅く崩壊熱レベルが低いこと、炉心の温度が高温となる時期に炉心に大量の冷却材が存在しているため金属-水反応が促進されたことによる。また、TBシーケンスより水素発生量が多いのは、TBシーケンスに比べて炉心注入系の作動による炉心部の冷却が効率的に行われ、炉心溶融開始から圧力容器破損までの時間が長くなり金属-水反応が促進されたと考えられる。

その後、事故開始後 1515 分でペデスタル破損が破損するが、ペデスタル破損の直前で格納容器は破損圧近くまで上昇しており、ペデスタル破損と同時に格納容器も破損する (Fig. 4.3.1 参照)。

#### (2) TQUV1W 管理放出ケース

**Fig. 4.3.6～Fig. 4.3.7** に管理放出ケースにおける RCS 気相の温度と格納容器の温度の変化を示す。CV ベントが作動するまでの RCS 及び格納容器内の熱水力挙動は、過圧破損のケースと同じである。第 1 回目の CV ベントは、圧力容器破損とペデスタル破損の間で作動する (Fig. 4.3.1 参照)。また TB シーケンスと同様に CV ベント作動により圧力抑制プールは減圧沸騰するので、CV ベントの停止後すぐに格納容器内の圧力上昇がみられる (Fig. 4.3.7 参照)。

#### (3) TQUV1W-D/W スプレイ復旧ケース

**Fig. 4.3.8** から **Fig. 4.3.9** に D/W スプレイ復旧ケースにおける RCS 内の気相温度と格納容器内の温度の変化を示す。D/W スプレイは、圧力容器破損とペデスタル破損の間で復旧する。TQUV 及び TB シーケンスと同様、格納容器からの崩壊熱除去に成功するので格納容器破損には至らず事故は終息する (Fig. 4.3.1 及び Fig. 4.3.9 参照)。TB シーケンスと同様、この解析においては D/W スプレイ水による溶融燃料の冷却は考慮していない。

### 4.4 高圧系作動崩壊熱除去失敗(TW)シーケンス

**Fig. 4.4.1** から **Fig. 4.4.5** に TW シーケンスの過圧破損ケースの格納容器内の圧力及び温度、RCS 内の圧力、水位、気相温度の変化を示す。

#### (1) TW 過圧破損ケース

このケースでは、炉心水位の低下に伴い CST を水源とする原子炉隔離時冷却系 (RCIC) の作動/停止が繰り返され、原子炉水位は維持される (Fig. 4.4.3 参照)。しかし、崩壊熱除去に失敗しているため、炉心で発生した崩壊熱は、SRV 経由で圧力抑制プールに放出され、事故開始後 2335 分に格納容器が過圧破損する (Fig. 4.4.1 参照)。格納容器が破損することで RCIC が機能喪失し、事故開始後 2537 分に炉心溶融が始まる。ここで、RCIC の水源は、圧力抑制プールが使用限界水位に達すると水源を CST から圧力抑制プールに切り替えるが、この事故シーケンスでは使用限界水位に達しないため CST のまま継続された。また、この事故シーケンスは、RCS 内が高圧の状態で炉心損傷に至る高圧シーケンスであり (Fig. 4.4.2 参照)、圧力容器は、事故開始後 2840 分程度で破損する。圧力容器破損時における被覆管の酸化割合は約 49%、水素発生量は 1290 kg であり、他の事故シーケンスの中で最も多くなった (Table 4.5 参照)。これは、他の事故シーケンスに比べて崩壊熱レベルが最も低いため、炉心溶融開始から圧

力容器破損までの時間が長くなり金属-水反応が促進されたと考えられる。

圧力容器破損後、溶融燃料は D/W のペデスタル床に放出され、コア・コンクリート反応による非凝縮性ガスの発生が始まる。その後、ペデスタル床が貫通すると、下部に位置する圧力抑制プールに溶融燃料が落下し、伝熱によるプール水の蒸発が活発となる。この事故シーケンスは、格納容器が先に破損しているので、コンクリート侵食時の非凝縮性ガスの発生及びペデスタル破損後のプール水の蒸発が、格納容器内の雰囲気を環境へ放出させる原動力となる。

#### (2) TW 管理放出ケース

CV ベントの作動により格納容器は破損しない。これにより RCIC による長期の炉心注水が可能であり、崩壊熱除去系の復旧が期待できるので炉心溶融に至らない。

#### (3) TW-D/W スプレイ復旧ケース

D/W スプレイの復旧によって格納容器からの崩壊熱除去に成功するので、格納容器は破損しないので炉心溶融に至らない。

### 4.5 原子炉スクラム失敗(TC) シーケンス

制御棒の一部の挿入不可を考慮するために出力の一部を残した状態での計算は、反応度解析モデルが組み込まれていないことから THALES-2 コードでは解析できない。そのため、TC シーケンスの炉心での急激な冷却材の蒸発を模擬するため、W/W 及び D/W の圧力と温度を初期条件で高く設定し、約 1.5 時間程度で格納容器が破損するものとしてソースターム解析を実施した。従って、本事故シーケンスについては 5 章においてソースターム評価結果のみを示す。

### 4.6 イベント時刻に関する支配因子

炉心溶融の開始時刻は、炉心への注水がどの程度の期間、働くかによって決定され、炉心損傷事故シーケンスによって異なる。また、その後の炉心支持板破損、圧力容器破損といったイベントの発生時刻は、炉心溶融開始時点での燃料中の崩壊熱の蓄積量に依存する。

Table 4.6 に TC を除く 4 つの炉心損傷事故シーケンスに対する計算開始から炉心溶融開始までの炉心で発生した崩壊熱、炉心からの除熱量、炉心への蓄積熱量、各イベントの時間間隔の比較を示す。炉心からの除熱量は、炉心冷却系の作動の状況によって決定される量である。炉心での蓄積熱量と事故の進展をみると、炉心溶融開始時点での蓄積熱量が多い事故シーケンス程、事故の進展が早いことがわかる。

TQUV シーケンスは、炉心注入系が全く働かない事故シーケンスであるので、炉心での蓄積熱量が最も多く、炉心溶融開始から支持板破損までの時間間隔は 15 分と最も短い。それに対し、TQUV1W シーケンスでは、LPCI が効率的に働くために、発生した崩壊熱以上に除熱されており、炉心溶融開始から支持板破損までの時間間隔は 121 分と事故の進展は最も遅くなった。炉心支持板破損以降の事故の進展は、炉心下部における冷却水の存在量及び

金属-水反応から発生する熱量にも影響するので単純ではないが、この蓄積熱量が多い事故シーケンスほど炉心溶融開始から圧力容器破損までの時間間隔が短いと考えられる。

## 5. ソースタームに関する解析結果

本解析で実施したソースターム解析結果を示す。本章では、格納容器機能喪失シナリオ及び炉心損傷事故シーケンスの違いがソースタームへ及ぼす影響を述べる。

### 5.1 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースタームへの影響

本節では、過圧破損(破損位置:D/W)、管理放出、D/Wスプレイ復旧といった3つの格納容器機能喪失シナリオの違いが環境へのFPの放出割合へ及ぼす影響について述べる。まず、最初に**5.1.1**項に代表的な炉心損傷事故シーケンスTQUVを例に3つの格納容器機能喪失シナリオにおけるプラント内のFP挙動を詳細に説明する。**5.1.2**項にスプレイ液滴の粒径の相違によるFPの除去効果への影響を、**5.1.3**項に環境へのFP放出割合への影響について述べる。ここで本解析において取り扱ったFPは、Xe, Te, CsI, CsOH, Sr, Ru, Ceの7つであるが、**5.1.1**項では代表的なFPであるXe, CsI, Srの3つについて詳細に説明する。その他のFPについては**5.1.3**項で述べる。

THALES-2コードにおいては、各ボリューム内で挙動するFPの存在形態は、①ガス状FP、②霧囲気内に浮遊するエアロゾル、③液相内に溶解したもの又は床面に沈降したもの、④壁に付着したエアロゾル、⑤壁への凝縮、⑥壁面への化学吸着の6つに分類して取り扱っている。本報告書に記載の図は、次の様に3つに整理し作成している。

- |      |                                    |
|------|------------------------------------|
| 浮遊   | : 浮遊しているもの(上記において①+②に相当)           |
| 沈着   | : 沈着しておりFPの性質で再蒸発が可能なものの(③+④+⑤に相当) |
| 化学吸着 | : 再蒸発が不可能なものの(⑥に相当)                |

#### 5.1.1 TQUVシーケンスのプラント内FP挙動

##### (1) TQUV過圧破損ケース

###### (i) Xeのプラント内挙動

###### ① 原子炉冷却系内のXeの挙動

**Fig. 5.1.1**に燃料からのXeの発生量と下部プレナムの水位の変化を示す。燃料からのXeの発生は、燃料の溶融が始まると活発となり、原子炉圧力容器の下部ヘッドが破損するまでに初期炉内内蔵量の87%が放出される。Xeの発生は、炉心支持板上に蓄積した溶融燃料が支持板の破損によって下部プレナムに残った冷却材中へ落下し、そこで冷却されるので発生が抑えられる。**Fig. 5.1.2**にRCSのXeの変化を示す。RCS内のXeは、下部プレナムがドライアウトするまでにSRVを経由し、水蒸気と共に圧力抑制プールへ移行する。また下部ヘッドが破損するとXeは、溶融燃料と共に破損口からD/Wへ放出される。その後、溶融燃料とペデスタル床の材料であるコンクリートとの反応から発生する非凝縮性ガスによって、D/Wの圧力は上昇する。そして、D/Wの圧力がRCSの圧力よ

り高くなると、Xe は RCS へ逆流するので RCS 内の Xe の増加がみられる。

### ② ウェットウェル内の Xe の挙動

**Fig. 5.1.3** に W/W の Xe の変化を示す。W/W 内の Xe は、炉心溶融開始後に、RCS から SRV 経由で流入することにより増加する。事故開始から約 800 分程度までの間、W/W に沈着がみられるのは、Xe が、僅かであるが気液平衡により水に溶解するためである。その後、圧力抑制プールが飽和となると、プール水から蒸気の発生が顕著となり、真空破壊弁経由で D/W への流れが生じるため、プール水中に溶解した Xe は、気液平衡と移行の過程での時間遅れを考慮しているので徐々に放出される。そして格納容器が破損に至ると、浮遊している Xe の大部分は、格納容器の破損口経由で環境へ放出される。またプール水に溶解している Xe は、雰囲気中の Xe が環境へ放出されることにより、Xe の気液平衡に基づき徐々にプール水中から放出される。

### ③ D/W 内の Xe の挙動

**Fig. 5.1.4** に D/W の Xe の変化を示す。ペデスタルが破損するまでは、真空破壊弁を経由して W/W から D/W へ移行する。その後、ペデスタルの破損が起こると、D/W と W/W を直接結ぶ経路が生じ、両者の圧力差により Xe が移行する。また圧力抑制プールに落下した溶融燃料によってプール水の蒸発が始まると、この蒸気の流れによる W/W 雰囲気中の Xe の減少によって、プール水に溶解していた Xe は気液平衡に基づき放出され D/W に移行する。その後、溶融燃料からの伝熱によって圧力抑制プール水が飽和になると、W/W から D/W への Xe の移行がさらに加速される。そして格納容器が破損すると D/W 中の Xe は、原子炉建屋を経由して環境へ放出される。

### ④ 環境への Xe の放出

TQUV 過圧破損ケース(破損位置:D/W)の環境への Xe の放出について説明する。**Fig. 5.1.5** に過圧破損ケースにおける環境への FP の放出割合を示す。環境への Xe の放出は、格納容器が破損するまでは格納容器から原子炉建屋への設計で想定した漏洩によるものである。原子炉建屋へ漏洩した Xe は、非常用ガス処理系のフィルタを経由しスタックから環境へ放出される。ただし、Xe はフィルタで除去されず、全量が環境へ放出される。そして格納容器が破損するとプラント内の Xe は、建屋経由で環境へ放出される。Xe は、最終的に、初期炉内内蔵量の約 95%が環境へ放出される。

## (ii) CsI のプラント内挙動

### ① 原子炉冷却系内の CsI の挙動

**Fig. 5.1.6** に RCS 内の CsI の変化を示す。CsI は、Xe と同様に揮発性の高い物質であるため燃料からの放出は、下部ヘッド破損段階までに初期炉内内蔵量の 87%が炉心から放出される。しかし Xe とは異なり CsI は、燃料部から離れると温度低下による飽和蒸気圧

の低下により壁や浮遊するエアロゾル表面に凝縮する。

炉心で発生した CsI は、SRV 及び ADS によって圧力抑制プールへの流体の流れが生じるので、RCS 内においては蒸気ドームに最も多く存在している。Fig. 5.1.7 に蒸気ドーム内の CsI の形態ごとの量の変化を示す。下部ヘッド破損後、RCS 内で発生した FP の崩壊熱により、壁及び雰囲気温度は上昇する。この FP の崩壊熱による影響で時刻 450 分以降、蒸気ドームの壁温度が高温になり、温度の関数(3.2.2(3)化学吸着モデル参照)である化学吸着量が増加するとともに、壁や床に凝縮及び付着していた CsI は、時刻 1050 分頃までに化学吸着した分を除いて再蒸発する(Fig. 5.1.6 参照)。その後、RCS 内の CsI は、格納容器破損によってもたらされる減圧により、その大部分が下部ヘッドの破損口から D/W を経由して環境へ放出される。

#### ② ウエットウェル内の CsI の挙動

Fig. 5.1.8 に W/W 内の CsI の変化を示す。W/W 内の CsI は、RCS から SRV 経由で流入するので、その大部分が圧力抑制プールにおけるスクラビング効果により、プール水に捕われたものである。ペデスタルが破損すると、CsI は、直接、D/W から流入するので浮遊量が若干増加するが、格納容器が破損に至ると浮遊している CsI の大部分が D/W 及び原子炉建屋を経由して環境へ放出される。

#### ③ D/W 内の CsI の挙動

Fig. 5.1.9 に D/W の CsI の変化を示す。D/W 内の CsI は、圧力容器下部ヘッドが破損するまでは、W/W の真空破壊弁を経由し移行してきたものである。しかし、この移行した量は、圧力抑制プール水でスクラビングされた後のものであるためその量はかなり少ない。その後、下部ヘッドが破損すると、RCS に浮遊する CsI の大部分が D/W に放出されるため D/W の CsI は急激に増加する。またペデスタルに落下した溶融燃料からもコア・コンクリート反応が進行する間も CsI が発生するので、D/W 内の浮遊量はさらに増加するが、溶融燃料の温度が低下し放出率が低下すると、主として重力沈降により CsI は床に沈着するので時間と共に減少する。そして格納容器破損に至ると D/W に浮遊する CsI は、破損口より環境へ放出される。

#### ④ 環境への CsI の放出

環境への CsI の放出は、Xe と同様に格納容器破損までは格納容器からの漏洩によるものであり、格納容器破損後は、破損口から原子炉建屋を経由して放出される(Fig. 5.1.5 参照)。最終的に CsI は、初期炉内内蔵量の約 3.2% が環境へ放出される。格納容器が破損するまでに原子炉建屋へ漏洩した CsI は、非常用ガス処理系のフィルタで 99% が除去されスタックから放出されるので、その環境への放出割合は極めて小さい。CsI の環境への大量放出は格納容器破損により起こるが、放出された CsI は原子炉冷却系内に浮遊していたものが大部分を占める。

## (iii) Sr のプラント内挙動

**Fig. 5.1.10** に燃料からの Sr の放出割合と下部プレナムの水位の変化を示す。また **Fig. 5.1.11**～**Fig. 5.1.13** に RCS、W/W、D/W の Sr の変化を示す。Sr は、難揮発性であるので燃料からエアロゾルとして放出される。FP 放出モデルとして CORSOR-M モデルを用いているので、燃料からの FP の放出率は、放出時点の燃料温度と燃料中に含まれている FP 量によって定まる。炉心溶融の初期段階では、揮発性の高い Xe 及び CsI の放出に比べ難揮発性である Sr の放出は少ない。**Fig.5.1.10** で時刻約 50 分から 140 分の間、燃料からの総放出量が増加しない期間があるが、これは炉心支持板破損時に全炉心が下部プレナムに移動し、溶融燃料が一旦冷却されることによる。下部ヘッド破損までに燃料から放出された Sr は、初期炉心内蔵量の 0.6%程度である。

燃料から放出された Sr は、水蒸気と共に SRV を経由し圧力抑制プールへ移行するが、Sr はエアロゾル形態であるので大部分はプール水に捕獲されたままとなる。そのため Sr は希ガスである Xe とは対照的に W/W の真空破壊弁を経由しての D/W への移行量は少なく、D/W への移行は主として下部ヘッドが破損した際の炉内からの流出によるものである。その後、コア・コンクリート反応時に溶融燃料からの Sr の発生により D/W の浮遊量が増加するが、Sr はエアロゾルとしてプラント内を挙動するため重力沈降により時間と共に床に沈降していく。ペデスタル破損後は、溶融燃料が冷却されて新たな放出はなくなるので D/W 内の Sr の濃度はさらに低下する。そのため最終的に格納容器破損による環境への放出割合は極めて少なく、初期炉心内蔵量の  $1.6 \times 10^{-6}$ %程度である。

## (2) TQUV 管理放出ケース

格納容器が破損すると、FP が短期間で大量に環境へ放出されるので被害を拡大させる恐れがある。この対策の一つとして、格納容器ベント(CV ベント)による環境への管理された放出(管理放出)が考えられている。管理放出策は、格納容器が破損する前に **Fig. 5.1.14** の左図に示すように格納容器内の雰囲気をベント管 - 圧力抑制プール - W/W 気相 - スタック経由で環境に放出させることで圧力制御を行う。スタックから放出されることにより、FP の拡散効果を高めるとともに、圧力抑制プールを経由することでプールスクラビング効果による FP の除去が期待できる。

この管理放出ケースでは格納容器の設計圧の 1.5 倍でベント弁を開放させ、その後、圧力が低下した場合は、設計圧で閉じるものとの仮定した。

CV ベントが作動するまでの FP挙動は、過圧破損のケースと同一の挙動である。なお、この TQUV シーケンスでは、最初の CV ベントの作動時には、圧力容器下部ヘッド及びペデスタルは既に破損している。

## (i) Xe の挙動

**Fig. 5.1.15**～**Fig. 5.1.17** に RCS、W/W、D/W 内の Xe の変化を示す。このケースでは、CV ベントを用いて格納容器内の圧力制御を実施しているので、過圧破損ケースの様な格納容器破

損時の急激な減圧はない。過圧破損ケースでは、この急激な減圧によって RCS に浮遊した FP が環境に放出されたが、この管理放出ケースでは、RCS 内に浮遊している FP への影響は少ない。これは RCS 内で浮遊している FP の大部分は、蒸気ドームに存在しているためであり、この FP を下部ヘッドの破損口から環境まで放出させるには、過圧破損ケースのようなより大きな減圧が必要である。CV ベントが作動している期間、D/W 及び W/W 気相中の Xe は環境に放出される。また圧力抑制プール内に溶解している Xe は、気液平衡と移行時の過程で時間遅れを考慮しているので徐々に減少する。

**Fig. 5.1.18** に管理放出ケースの解析対象 FP 全てに対する環境への放出割合を示す。環境への Xe の放出割合は、初期炉内内蔵量の 87% 程度である。CV ベントの作動により環境へ放出される FP の量は、作動直前におけるプラント内に浮遊する FP の量に影響する。プラント内に浮遊する FP の量は、D/W の浮遊量が増加する圧力容器破損以降であれば、事故の進展時刻が早いほど多くなるので、環境へ放出される量も多くなると考えられる。この管理放出ケースにおいて、CV ベントは 4 回実施されている。TQUV シーケンスにおける  $n$  ( $n=1 \sim 4$ ) 回目の CV ベントの作動による環境への放出割合を **Table 5.1** に示す。上段の値は、 $n$  回目のベント作動における環境への放出割合、下段の値は最終的な放出割合(計算終了時)に対する  $n$  回目の放出割合の比を表す。CV ベント作動による環境への放出割合は、**Table 5.1** に示すように第 1 回目が最も多く、計算終了時の Xe の放出割合約 0.87[-] の 78% がこのタイミングで放出される。また CV ベントの回数を重ねる毎にプラント内に浮遊する FP 量は減少するので、その際に環境へ放出される量も減少していく。

### (ii) CsI の挙動

**Fig. 5.1.19～Fig. 5.1.21** に RCS、W/W、D/W の CsI の変化を示す。RCS 内の CsI は、主として蒸気ドームに存在する。CV ベントによる減圧により、蒸気ドームに浮遊するガス状の CsI は、圧力容器破損口の位置する下部プレナム側に移行することにより、蒸気ドームに沈着する CsI に僅かな再蒸発がみられる。CV ベントの作動により W/W 内に浮遊する CsI は増加する。これは浮遊している CsI は、W/W より D/W の方が多く、CV ベントの作動により D/W から W/W へ流入するためである。D/W 内に浮遊する CsI は、CV ベントの作動によって徐々に減少するが、その減少の理由としては、CV ベントの作動による W/W への移行よりも重力沈降によるものが支配的である。また CV ベント作動による環境への CsI の放出は、**Table 5.1** に示すように第 1 回目が最も多く、最終的な環境への放出割合約  $9.04 \times 10^{-4} [-]$  の 70% がこのタイミングで放出される。管理放出ケースでの環境への CsI の放出割合は、過圧破損の場合 ( $3.25 \times 10^{-2} [-]$ ) に比べ大幅に減少する。これは **5.1.1(1)** 項で説明したとおり、過圧破損ケースで環境への放出割合の大部分を占めた RCS 内に浮遊している CsI は、CV ベントの作動圧(格納容器設計圧の 1.5 倍と仮定)での減圧の程度では大部分が RCS 内に留まり、環境への放出割合には殆ど寄与しない。

## (iii) Sr の挙動

**Fig. 5.1.22～Fig. 5.1.24** に RCS、W/W、D/W の Sr の変化を示す。TQUV シーケンスは、全ての炉心冷却機能が喪失するシーケンスであるので、他の 4 つの代表シーケンスよりも圧力抑制プールへの崩壊熱の移行量が少ないので D/W の圧力は低い。このため TQUV シーケンスでは、下部ヘッド破損から CV ベントの作動までの時間間隔が比較的長くなる。そのため D/W に浮遊する Sr の量は、重力沈降によって沈着される量が多くなり他の事故シーケンスより少ない。Sr の浮遊量が少ないので RCS、W/W、D/W 内に浮遊する Sr への CV ベント作動による影響は殆ど見られない。**Table 5.1** において管理放出ケースの Sr の環境への放出は、Xe 及び CsI と同様に第 1 回目が最も多く、計算終了時の環境への放出割合約  $2.3 \times 10^{-8}[-]$  の 61% がこのタイミングで放出される。

管理放出ケースにおける Sr の環境への放出割合（約  $2.3 \times 10^{-8}[-]$ ）は、過圧破損のケース（約  $1.6 \times 10^{-8}[-]$ ）より多い。これは、CV ベント作動の時点で既にペデスタルが破損してたためであり、**Fig. 5.1.14** の右図のような移行経路により、D/W 内に浮遊していた Sr はペデスタルの破損口から CV ベントの配管に直接移行する。また CV ベントの作動は、過圧破損ケースの格納容器破損のタイミングより早い段階で実施されるために、CV ベント作動時点での D/W 内に浮遊する Sr は、過圧破損のケースに比べ多く存在する。そのため Sr の環境への放出割合は、過圧破損ケースよりも大きくなる。仮にペデスタル破損に至っていなければ、**Fig. 5.1.14** の左図のような移行経路で D/W 内のガスが移動する。この経路であれば、圧力抑制プールでのプールスクラビング効果が働き、環境へ放出される Sr は過圧破損のケースより小さくなる。

## (3) TQUV-D/W スプレイ復旧ケース

TQUV シーケンスでは、D/W スプレイが復旧するまでに、圧力容器下部ヘッド及びペデスタルは破損に至っている。また D/W スプレイが復旧するまでの各 FP の挙動は、過圧破損のケースと同じ挙動となる。

## (i) Xe の挙動

**Fig. 5.1.25～Fig. 5.1.27** に RCS、W/W、D/W の Xe の変化を示す。Xe は、スプレイによる D/W 霧団気からの除去は期待できないが、水蒸気が凝縮することにより D/W の圧力は次第に低下する。D/W の圧力が減少すると、W/W から D/W への気流の流れが生じるので、D/W における Xe の増加がみられる。また気液平衡に応じて、圧力抑制プールに溶解している Xe も徐々に放出される。RCS 内の Xe は、RCS と D/W の圧力差に伴い移行するが、スプレイによる D/W の減圧が大きくないため、RCS 内に存在する Xe への影響は殆どない。

D/W スプレイは、残留熱除去系の運転モードの 1 つであり、圧力抑制プールからの除熱が成功するので格納容器の破損には至らない。**Fig. 5.1.28** に D/W スプレイ復旧ケースの解析対象 FP 全ての環境への放出割合を示す。このケースでは、格納容器は破損に至らないので環境への放出は設計で想定された漏洩率に沿ったものとなる。原子炉建屋へ漏洩した Xe は、非常用ガス処理系のフィルタを経由しスタックから環境へ放出される。ただし、希ガスで

ある Xe はフィルタで除去されず、全量が環境へ放出されるが、最終的な環境への Xe の放出割合は  $1.22 \times 10^{-3}[-]$  と小さい。

#### (ii) CsI の挙動

**Fig. 5.1.29～Fig. 5.1.31** に RCS、W/W、D/W の CsI の変化を示す。D/W スプレイの作動は、Xe と同様、RCS の挙動に殆ど影響を及ぼさない。D/W 雰囲気内に存在するガス状 FP 及びエアロゾルは、D/W スプレイの作動により急速に減少する。さらに、D/W 床に沈着していた CsI は、スプレイ水によって洗い流され、スプレイ水と共に W/W の液相へ移行する。

**Fig. 5.1.32** に D/W スプレイ作動開始時刻付近の D/W 内のエアロゾル質量中央径と CsI の浮遊量の変化を示す。質量中央径の計算は、THALES-2 の計算時間を短縮するために粗い間隔でしか更新されないので、スプレイ開始から質量中央径に変化ができるまでにタイムラグ見られるが、スプレイ作動後の約 10 分間で雰囲気中の CsI が効果的に除去されるのが示されている。つまりスプレイ液滴によるエアロゾルの除去が効果的に作用するのは、散布されるスプレイ液滴の粒径にもよるが、スプレイにより除去が不可能な粒径に達するまでの期間であるとも言える。それ以降は、エアロゾル粒径が微小であることと、スプレイ水の水源は圧力抑制プールであり、水源にも溶解した CsI が含まれているので、D/W 雰囲気中の CsI は、ある一定レベルより低くならない。

環境への CsI の放出は、格納容器破損に至らないため漏洩率に沿ったものとなる。原子炉建屋へ漏洩した CsI は、非常用ガス処理系のフィルタを経由しスタックから環境へ放出されるが、CsI は、フィルタで 99% が除去されるので環境への放出割合は  $1.18 \times 10^{-5}[-]$  と小さい。

#### (iii) Sr の挙動

**Fig. 5.1.33～Fig. 5.1.35** に RCS、W/W、D/W の Sr の量の変化を示す。RCS 内の Sr は、Xe 及び CsI と同様に D/W スプレイの作動による影響はみられない。D/W 内に浮遊している Sr は、スプレイの作動により除去されると考えられるが存在量が少ないと **Fig. 5.1.35** には表れていない。D/W スプレイの水源は W/W であり、水溶液中には Sr も含まれる。またスプレイ水は、D/W 壁及び床に沈着した Sr の一部をスプレイ水とともに W/W に流し込むので、**Fig. 5.1.35** の沈着量に振動がみられる。この D/W から W/W への移行により、圧力抑制プール内の Sr の量は僅かに増加する (**Fig. 5.1.34** 参照)。

環境への Sr の放出は、格納容器破損に至らないため漏洩率に沿ったものとなる。原子炉建屋へ漏洩した Sr は、非常用ガス処理系のフィルタを経由しスタックから環境へ放出されるが、Sr は、フィルタで 99% が除去されるので環境への放出割合は  $1.39 \times 10^{-8} [-]$  と小さい。

### 5.1.2 スプレイ液滴の粒径の相違による FP の除去効果への影響

スプレイによる FP の除染効果は、流量で決定されるスページャから散布するスプレイ液

滴の粒径と D/W 中に浮遊するエアロゾルの粒径分布に強く依存する。代表的な BWR における定格流量でのスプレイ液滴の粒径は、 $5.3 \times 10^{-4}[\text{m}]^{[5-1]}$  という実験結果があるが、本解析では、スプレイ液滴のサイズとして  $4.0 \times 10^{-3}[\text{m}]$  を使用した。以下では、スプレイの液滴粒径の違いが FP の除去効果へ及ぼす影響について述べる。

D/W スプレイの作動で D/W に浮遊するエアロゾルは、3 つのメカニズム(ブラウン拡散、慣性衝突、さえぎり)により除去される(3.2.6 項参照)。解析結果について、より詳細に把握するためスプレイ液滴の粒径とエアロゾル粒径をパラメータとし算出した 3 つのメカニズムの除去効率を Fig. 5.1.36～Fig. 5.1.38 に示す。その他、 $\text{Re}$ ,  $\text{Pe}$ ,  $S_{\text{tk}}$  等の無次元数は、パラメータとしたスプレイ液滴の粒径とエアロゾル粒径を除き共通であることから、TQUV シーケンスにおける D/W スプレイ作動直前での雰囲気条件を用いた。これら 3 つの図より D/W スプレイによる除去効果は、全てのメカニズムでスプレイ液滴が小さいほど、そして浮遊するエアロゾル粒径が大きいほど効果的であることがわかる。また、3 つのメカニズムのうち慣性衝突が、エアロゾルの除去効果に支配因子となる(Fig.5.1.38 参照)。さらに、散布されるスプレイ液滴の粒径は、スプレイ流量が大きいほど小さくなる傾向がある。

前述したように、本解析においては、スプレイ液滴の粒径として代表的な BWR プラントでの定格流量時のスプレイ液滴の粒径より大きい値を使用した。これにより、 $\text{Xe}$  を除く FP の除去率は、代表的な BWR のスプレイ液滴の粒径を使用した場合に比べ、より小さくなるので保守的な計算となる(Fig.5.1.38 参照)が、D/W スプレイの散布が継続されるので、D/W に浮遊するエアロゾルの除去量としては殆ど差がない。また、D/W スプレイ復旧のケースは格納容器が破損しない事故終息のケースであり、環境への放出割合は小さいことから、スプレイ液滴の違いによる環境への放出割合への影響は無視できる程度である。

### 5.1.3 ソースタームへの影響

本節では、全ての炉心損傷事故シーケンスに対する格納容器機能喪失シナリオの違いがソースターム(環境への FP の放出割合)へ及ぼす影響について示す。Fig. 5.1.39 に格納容器機能喪失シナリオの違いによる  $\text{Xe}$ ,  $\text{CsI}$ ,  $\text{Sr}$  の環境への放出割合を炉心損傷事故シーケンス毎に整理した。

#### (1) 格納容器の破損位置の違いによる影響

格納容器の破損位置(D/W 又は W/W)の違いが環境への放出割合に及ぼす影響について説明する。環境へ放出される FP は、格納容器破損の直前にプラント内に浮遊していたものに大きく支配される。格納容器破損直前でプラント内に浮遊する FP は、W/W より D/W の方が多く存在する。これは、D/W では、SRV-圧力抑制プール経由での移行、圧力容器下部ヘッド破損により炉内から放出、MCCI 時の FP の発生というの 3 つの移行経路及び発生があることによる。ただし、SRV-圧力抑制プール経由で移行した希ガスを除く FP の大部分は、プールスクラビングによりプールに捕獲されるので、その量は少ない。従って、全ての炉心損傷事故シーケンスにおいて、FP の浮遊量が少ない W/W で格納容器が破損する場合、D/W 破損に比べ環境への放出割合は減少する。しかし、その減少の度合いは、以下のようない理由で事

故シーケンスに依存する。

破損位置が W/W の場合、格納容器が破損する時点でペデスタル床が破損しているか否かによって環境へ移行する FP の放出経路が異なる。格納容器が破損する時点でペデスタル床が未破損であれば、D/W に浮遊する FP は、ベント管-圧力抑制プールを経由し、W/W の破損口から環境へ放出される。これを経路 1 と呼ぶことにする。経路 1 で D/W から環境へ放出される FP は、圧力抑制プールを経由することでプールスクラビング効果により低減が可能である。これとは別に、格納容器が破損する時点でペデスタル床が破損していれば、D/W に浮遊する FP は、ペデスタル床の破損口から W/W に流入し、環境へ放出される。これを経路 2 と呼ぶことにする。経路 2 で D/W から環境へ放出される FP は、圧力抑制プールを経由しないのでプールスクラビング効果は期待できない。

**Fig. 5.1.39** の解析結果によると、炉心溶融後に格納容器破損に至る格納容器後期破損シナリオである TQUV、TB、TQUV1W シーケンスに対して破損位置が W/W の場合と D/W の場合で環境への放出割合を比較すると、W/W 破損の方が、僅かに低いが同じオーダーの範囲であった。これは、これら 3 つのシーケンスは、格納容器破損時点でペデスタルは既に破損しており、D/W に浮遊する FP は、圧力抑制プールを経由しないのでプールスクラビング効果が働くかない前述した経路 2 で環境へ放出されたことによる。

TW シーケンスでは、Xe を除き、D/W と W/W では約 2 オーダー程度の差異がみられた。この TW シーケンスの W/W 破損ケースでは、D/W に浮遊する FP は、ペデスタルが破損前までは経路 1 で、ペデスタル破損後は経路 2 で環境へ放出される。W/W 破損ケースは、D/W 破損ケースとは異なり、プールスクラビング効果が働く経路 1 で FP が環境へ放出されるため放出割合が減少する。

## (2) ソースタームへの影響

**Fig. 5.1.39**において、Xe は、揮発性が高い元素であるので格納容器が破損しない D/W スプレイ復旧ケースを除き格納容器機能喪失シナリオには殆ど影響せず、環境への放出割合は高い。CsI 及び Sr は、一般的に TQUV シーケンスの管理放出ケースの Sr を除くと格納容器機能喪失シナリオが D/W 過圧破損、W/W 過圧破損、管理放出、事故終息の D/W スプレイ復旧という順番に環境への放出割合は小さくなる傾向がある。

TQUV シーケンスの管理放出ケースでは、Sr が過圧破損ケースよりも環境への放出割合が増加している。これは、管理放出ケースの放出メカニズムは他の格納容器機能喪失シナリオに比べ複雑であり、環境へ放出割合は、次の 3 つのメカニズムによって決定されるためである。CsI と Sr について、これら 3 つのメカニズムに基づき説明する。

- ① CV ベントの作動による格納容器の減圧幅が、格納容器が過圧破損する際の幅に比べ小さく、RCS 内に浮遊していた FP は、管理放出ケースでは殆ど環境に放出されない。
- ② CV ベント作動によって環境へ放出される FP は、D/W にエアロゾルとして浮遊する FP が支配的であるが、これらは重力沈降により時間とともに徐々に減少する。CV ベントの作動は、格納容器が過圧破損するより早いタイミングで実施されるので、環境への

放出割合が増加する。

- ③ ペデスタルが破損すると、D/W に浮遊する FP は、圧力抑制プールを経由せずプールスクラビング効果が期待できない Fig. 5.1.14 の右図の経路で環境へ放出され、圧力抑制プールを経由する左図の経路での放出よりも環境への放出割合が増加する。

#### (i) CsI

CsI については、全ての解析シーケンスで管理放出ケースの環境への放出割合は過圧破損ケースよりも 1~2 衍程度減少しており、AM 策の 1 つである CV ベント策は、ソースタームの低減策として有効であることが示されている。管理放出ケースで環境への放出割合が減少した理由は、過圧破損ケースでは RCS 内に浮遊する CsI が環境への放出に支配的であったのに対し、管理放出ケースで上記の放出メカニズム①が主たる原因であった。そして②、③は CV ベントのタイミングと放出経路に係わるものであり、環境へ放出される量の減少の度合いの決定に影響するものである。CV ベント作動のタイミングは、TB では第 1 回目、TQUV1W では第 2 回目まではペデスタルが未破損の状態であり、圧力抑制プールを経由しプールスクラビング効果が期待できる Fig. 5.1.14 の左図の経路で D/W に浮遊する FP が環境へ放出される。そしてペデスタル破損後の CV ベントの作動は、TB では第 2 回目以降、TQUV1W では第 3 回目以降、TQUV では第 1 回目からであり、圧力抑制プールを経由せずプールスクラビング効果が期待できない Fig. 5.1.14 の右図の経路で D/W に浮遊する FP は環境へ放出される。ただし、CsI の場合、CV ベント作動時点で D/W に浮遊する量は少ない (Fig.5.1.21 参照) ので環境への放出割合も少ない。

#### (ii) Sr

Sr については、前述したとおり TQUV シーケンスの管理放出ケースにおける環境への放出割合は、 $10^{-8}$  とかなり小さいが、他のシーケンスと異なり過圧破損ケースより大きい値となった。放出メカニズム①より RCS 内に浮遊する Sr は環境への放出割合に影響しないことから、管理放出ケースで環境への放出割合に影響するのは D/W に浮遊する Sr である。Sr は、プラント内をエアロゾルとして挙動するので、放出メカニズム②及び③が環境へ放出される量の決定に寄与する。TQUV シーケンス以外の管理放出ケースにおいて、環境への Sr の放出割合が過圧破損ケースと比べて減少したのは、TB では第 1 回目、TQUV1W では第 2 回目まではプールスクラビング効果が効く経路で CV ベントが作動したことによる。それに対し、TQUV シーケンスは、放出メカニズム②及び第 1 回目からプールスクラビング効果が効かぬ経路(放出メカニズム③)で Sr が環境へ放出されたので、管理放出ケースにおける環境への放出割合が過圧破損ケースよりも増加する。なお、D/W スプレイ復旧のケースは、格納容器が破損しない事故終息のシナリオであることから環境への放出割合は最も小さくなる。

#### (iii) その他の FP のソースターム

Fig. 5.1.40 に格納容器機能喪失シナリオの違いによる CsOH、Te、Ru、Ce の環境への放出割合を炉心損傷事故シーケンス別に整理した。CsOH は、CsI と同じ化学的性質をもつため、

シビアアクシデント時におけるプラント内の挙動は CsI と同様である。ただし CsOH は、CsI より壁に化学吸着し易い性質であるため、RCS 内で再蒸発する量は CsI より少なくなる。そのため CsOH の環境への放出割合は、CsI より若干少なくなる。

前述したように CsOH、Te、Ru、Ce の環境への放出割合は、TQUV シーケンスの管理放出ケースを除き、格納容器機能喪失シナリオが過圧破損(破損位置:D/W)、過圧破損(破損位置:W/W)、管理放出、D/W スプレイ復旧という順に小さくなる傾向がある。TQUV シーケンスの管理放出ケースで Ru 及び Ce の環境への放出割合が過圧破損ケースより大きくなるのは、Ru 及び Ce がプラント内をエアロゾルとして挙動するので、Sr の場合と同様に格納容器ベントが作動する時点で浮遊している量が過圧破損の場合に比べ多いことによる。また Te についても Sr、Ru、Ce と同様に TQUV シーケンスの管理放出ケースで環境への放出割合が過圧破損より大きくなつた。これは Te が Cs や I に比べると揮発性が低く、さらに RCS 内で化学吸着しやすいので、ガス状 FP よりエアロゾルの形態でプラント内を移行する。そのため、Te のプラント内における移行挙動は、Sr に近い。

## 5.2 炉心損傷事故シーケンスの相違によるソースタームへの影響

5.1節では、格納容器機能喪失シナリオの違いがソースタームに及ぼす影響について説明した。本節では、炉心損傷事故シーケンスの違いによる影響について述べる。環境への放出割合を炉心損傷事故シーケンス間で比較するために、その影響因子について分析した。**Table 5.2.1** に全解析ケースの環境への放出割合を示す。また **Fig. 5.2.1** 及び **Fig. 5.2.2** に各炉心損傷事故シーケンスの過圧破損ケース(破損位置:D/W)のイベント時刻及び環境への放出割合をまとめた。

### 5.2.1 Xe の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース)

**Fig. 5.2.3**～**Fig. 5.2.6** に TQUV、TB、TQUV1W、TW シーケンスの過圧破損ケース(破損位置 D/W)における Xe の存在割合をボリューム毎に示す。また、FP の質量の保存が確認できるよう、燃料中に残存している FP 量も示した。さらに、これらの間の理解を促すために、同一のボリューム内に存在するものは、同一のシンボルで示し、浮遊しているものは、白、沈着しているものは黒のシンボルで示した。

炉心の溶融が始まることにより Xe が RCS に放出されるので、燃料中の Xe のインベントリが減少する。放出された Xe は、SRV 経由で圧力抑制プールに放出され、気液分配係数に応じて溶解し沈着量が増加する。Xe の W/W への供給量より真空破壊弁経由での D/W への移行量の方が大きくなると、プール水に溶解していた Xe は気液分配により W/W 気相へ放出される。このため D/W における Xe の量は、W/W からの真空破壊弁経由での流入と、下部ヘッド破損後のペデスタルでの溶融燃料からの Xe の発生により増加する。その後、ペデスタル破損で圧力抑制プールに落下した溶融燃料によってプール水の蒸発が活発化すると W/W から D/W へのガスの流れが生じるので、溶解した Xe の放出はさらに促進される。そして格納容器が破損すると、D/W 及び W/W の Xe が環境に放出される。

**Fig. 5.2.3**～**Fig. 5.2.5**において、Xe は、揮発性の高い元素であるため、圧力抑制プールに溶解したものも含めプラント内に存在する Xe の大部分が、格納容器破損によって環境に放出される。そのため炉心損傷事故シーケンスの違いによる環境への放出割合の差は殆どない。ただし TQUV1W シーケンスは、燃料からの Xe の放出割合が他のシーケンスに比べると少なく、環境への放出割合はわずかに小さくなる。その理由は、4.6 節で述べたように、炉心溶融開始時点での炉心での崩壊熱の蓄積量が TQUV1W シーケンスは最も小さいため、燃料温度が低くなり、結果として Xe の発生量が他のシーケンスと比べ少なくなったためである。これは、他の FP 元素に対しても同様であり、燃料からの放出量は他のシーケンスに比べ少なくなる。また TW シーケンス (**Fig. 5.2.6** 参照)においては、格納容器破損が先行しているのでプラント内の Xe は、D/W から原子炉建屋を経由し、環境へ放出されやすいので他のシーケンスに比べて放出割合が多い。

### 5.2.2 CsI の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース)

#### (1) 炉心損傷事故シーケンスの相違による燃料からの CsI の放出量への影響

CsI のように揮発性が高くかつ化学的に活性な物質は、プラント内で、固体、気体、エア

ロゾルと形態が複雑に変化する。このため、環境へ放出される量を決定するメカニズムも複雑となる。FP の環境への放出割合は、主に格納容器破損直前の各ボリュームにおける存在形態及び存在量に依存し、これらは主として炉心溶融開始後の事故進展により決定される。そのため、まず溶融燃料からの FP の放出と RCS から格納容器に移行する FP の量に関して、事故シーケンス毎に比較をする。

始めにプラント内に存在する CsI について事故シーケンス毎に比較をする。**Table 5.2.2** に初期炉内内蔵量に対する燃料からの CsI 発生割合と炉内及び炉外で発生した合計を 4 つの炉心損傷事故シーケンス毎に示す。また下部ヘッド破損時点で RCS に存在する量を評価するために圧力抑制プールへの移行量も示した。

TQUV シーケンスは、炉心の注水が全く行われず、炉心で発生する崩壊熱が大きいうちに事故が進展する。RCS 内での CsI の発生量は、初期炉内内蔵量の 88%程度であり ADS の作動によって、その大部分を占める約 80%が圧力抑制プールに移行する。それに対し、高圧シーケンス(TB 及び TW)では、RCIC や高圧炉心スプレイ系が働くので炉心溶融開始時期が遅く、さらに崩壊熱が TQUV シーケンスに比べると小さいので事故の進展は遅くなる。事故の進展が遅くなると燃料からの放出が長時間継続するので、RCS 内での CsI の発生量は、約 93%と TQUV シーケンスに比べて多くなる。また、これらの事故シーケンスは、ADS が作動しないため、圧力抑制プールへの移行が抑えられ、RCS 内に残る CsI が TQUV シーケンスと比べ多くなる。また、低圧炉心注水系が作動する TQUV1W シーケンスでは、TB 及び TW シーケンスと同様に崩壊熱が小さく事故の進展は遅い。また、TQUV1W シーケンスは、効率的な炉心注水系の作動により、炉心溶融開始時点における炉心の保有熱が低いため、燃料温度も他の事故シーケンスと比べると低く、CsI の炉外での発生を加えた総発生量は 95%程度と最も少なくなる。しかし、RCS 内での CsI の発生量は、事故の進展が遅いので、結果的には約 87%と TQUV シーケンスと同程度となる。また、ADS も作動するので TQUV と同様に大部分の CsI は、圧力抑制プールへ移行し RCS に残る量は少ない。

このように炉心損傷事故シーケンスの違いにより、CsI の炉内での放出量に差が現れたが、CsI は揮発性の高い物質であるため、燃料中に残った CsI は炉外で放出されるので最終的な発生量の差は殆どない。事故シーケンスの違いによって差が顕著に表れたのは、SRV 経由で圧力抑制プールに移行する量であり、これは ADS が作動するかどうかに左右される。ADS が作動しない事故シーケンスは、RCS 内に残る FP 量が多くなる傾向がある。

## (2) 炉心損傷事故シーケンスの相違によるソースタームへの影響（過圧破損ケース）

以下では、格納容器が D/W で過圧破損するケースに限って、炉心損傷事故シーケンスの違いが環境への CsI の放出割合に及ぼす影響について説明する。

**Fig. 5.2.7～Fig. 5.2.10** に TQUV、TB、TQUV1W、TW シーケンスにおける CsI の各ボリューム内の存在量を初期炉内内蔵量に対する割合で示した。環境への CsI の放出割合への支配因子は、格納容器の破損の時期が炉心溶融の前におこるか後に起こるかにより異なる。

TQUV、TQUV1W、TB シーケンスのように格納容器破損が炉心溶融開始の後に起こる事故シ

一ケンスにおいては、格納容器破損の直前でプラント内で最も浮遊量が多い RCS 内の CsI が環境への放出割合に対して支配的となる。この CsI は、炉心崩壊段階において RCS の壁に沈着したものであり、その後、格納容器破損に至るまでに崩壊熱によるボリューム内の温度上昇により再蒸発し、ガス状 FP の形態で RCS 内に存在している。それとは対照的に D/W は、ボリューム体積が大きく、さらに雰囲気の温度も低いので、D/W へ移行した CsI は、壁及び床へ沈着されやすく、D/W に浮遊する CsI は時間と共に減少する。そして、格納容器破損によってもたらされる減圧によって、プラント内で浮遊量が最も多い RCS 内の CsI の大部分が環境に放出される (Fig. 5.2.7～Fig. 5.2.9 参照)。

この結果より、格納容器が破損する直前において RCS 内に浮遊する量が多い事故シーケンス程、環境へ放出される量は大きくなる。また、RCS に浮遊していた CsI は、下部ヘッド破損後に再蒸発したものであるので、炉心溶融段階において RCS 内に沈着する量が多い事故シーケンス程、環境への放出割合は多くなる。ここで、RCS 内に沈着する量を比較すると、TQUV1W シーケンスでは、TQUV 及び TB シーケンスと比べ 1 オーダー小さい結果となった。これが TQUV1W シーケンスが他の事故シーケンスに比べ環境への放出割合が少なくなる要因である。

また、TW や TC シーケンスのように格納容器が先に破損する事故シーケンスにおいては、格納容器破損時のような D/W の急激な減圧は炉心からの FP 放出が始まった後では起きないので、RCS 内で再蒸発した CsI は、RCS 内にとどまり、環境への放出割合には殆ど影響しない。それゆえ炉心溶融段階及び圧力容器破損時に D/W に移行した CsI が環境への放出割合への支配因子となる。ただし、これらの事故シーケンスでは、D/W に移行した CsI は、D/W の壁及び床に沈着する前に環境へ放出される割合が大きいため、結果的には格納容器が炉心溶融後に破損する事故シーケンスより放出割合は大きくなる。

### 5.2.3 Sr の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース)

Fig. 5.2.11～Fig. 5.2.14 に TQUV、TB、TQUV1W、TW 過圧破損ケース(破損位置:D/W)での Sr における各ボリューム内存在量を初期炉内内蔵量に対する割合で示す。Sr は、プラント内でエアロゾルとして存在し、炉内では炉心溶融により燃料からの放出が始まるが、圧力容器が破損すると放出源である溶融燃料が炉外へ放出されるので、炉内での浮遊量は時間とともに重力沈降で減少していく。D/W 内の Sr は、圧力容器破損による炉内からの移行とコア・コンクリート反応時の炉外での発生により増加する。そして溶融燃料の温度の低下及びペデスタル床の破損により Sr の発生量が重力沈降による沈着量より小さくなると D/W に浮遊する Sr は、時間とともに徐々に減少する。ただし、TW シーケンスは、格納容器先行破損であるので、D/W 内の Sr は重力沈降だけでなく環境への放出によって徐々に減少する (Fig.5.2.14 参照)。環境への放出割合は、TQUV、TB、TQUV1W シーケンスのような後期格納容器破損シナリオに対しては、格納容器の破損時点において D/W に浮遊している量によって決定される (Fig.5.2.11～Fig.5.2.13 参照)。そのため Sr の環境への放出割合は、Fig. 5.2.11 で示した D/W での浮遊量が増加する圧力容器破損から格納容器破損までの沈着期間が短いほ

ど大きくなる傾向がある。また、TW シーケンスのような格納容器先行破損シナリオに対しでは、炉外での Sr の発生量が多い事故シーケンスほど環境への放出割合が多くなる。格納容器先行破損シナリオは、格納容器が先に破損しているので格納容器後期破損シナリオに比べて Sr の環境への放出割合が多くなる傾向がある (Fig.5.2.14 及び Fig.5.2.2 参照)。よって、Sr の環境への放出割合は、Fig. 5.2.2 及び Table 5.2.1 に示すように格納容器が先に破損している TW シーケンスが最も大きく、続いて TQUV1W、TB、TQUV シーケンスの順に小さくなる。

#### 5.2.4 その他の FP の炉心損傷事故シーケンス間の比較(過圧破損ケース)

その他の FP、つまり CsOH、Te、Ru、Ce についての事故シーケンスの違いによる環境への放出割合への影響を示す。CsOH は、CsI と同じ化学的性質をもつため、プラント内における CsOH の挙動は、CsI と同様である (5.2.2 項参照)。ただし CsOH は、CsI より壁に化学吸着し易い性質であるため、RCS 内で再蒸発する量は CsI より少なくなる。そのため CsOH の環境への放出割合は、CsI より若干少なくなる。また、Ru 及び Ce はプラント内をエアロゾルとして挙動すること、Te は Cs や I に比べると揮発性が低く、さらに RCS 内で化学吸着しやすいので、ガス状 FP よりエアロゾルの形態でプラント内を移行することから、プラント内における移行挙動は Sr に近い。そのため、Te、Ru、Ce の環境への放出割合は、Sr と同様に D/W での浮遊量が増加する圧力容器破損から格納容器破損までの沈着期間が短いほど大きくなる傾向がある。よって、Te、Ru、Ce の環境への放出割合は、Fig. 5.2.2 及び Table 5.2.1 に示すように格納容器が先に破損している TW シーケンスが最も大きく、続いて TQUV1W、TB、TQUV シーケンスの順に小さくなる。

## 6. おわりに

原研では、Mark-II型格納容器をもつ110万kW級BWR-5プラントを対象とするレベル3PSAを実施しており、その一環として原研で開発された総合的シビアアクシデント解析コードTHALES-2を用いて広範な事故シナリオに対するソースターム評価を実施した。解析の対象とした炉心損傷事故シーケンスは、これまで原研で実施された多数の炉心損傷事故シーケンスに対するレベル1及びレベル2PSAの成果に基づき、5つの代表的な事故シーケンスとした。また格納容器の破損シナリオとしてD/W破損及びW/W破損、さらにAM策の一つである格納容器ベントの作動とD/Wスプレイ復旧という4つの格納容器機能喪失シナリオを想定した。そして5つの炉心損傷事故シーケンスと4つの格納容器機能喪失シナリオの20の組み合わせから実際には起こりえないものを除いた15のシナリオに対して、THALES-2コードを用いたソースタームの評価を行った。そして、本評価により、レベル3PSAのためのソースタームのデータセットを作成するとともに、ソースタームの支配因子を明らかにした。本解析で得られた知見は次のとおり。

### (1) 事故の進展に及ぼす影響(炉心損傷事故シーケンスによる相違)

炉心損傷事故シーケンスの違いが事故の進展に及ぼす影響に関して得られた知見は次の通りである(Fig.4.1参照)。

- 格納容器先行破損シナリオであるTWシーケンスでは、格納容器からの崩壊熱の除去が失敗しているため、圧力抑制プールに蓄積された崩壊熱によってプール水が蒸発され、事故開始後40時間程度で格納容器が過圧破損する。このシーケンスは崩壊熱レベルが低いので事故進展が遅く、炉心溶融開始時刻は、事故開始後42時間程度、圧力容器の破損時刻は事故開始後47時間程度であった。
- 格納容器後期破損シナリオであるTQUV、TB、TQUV1Wシーケンスでは、炉心溶融は、それぞれ事故開始後0.7時間、11時間、8時間程度に始まる。炉心溶融の開始時刻は、炉心への注水がどの程度のあいだ継続するかによって決定されるので、炉心損傷事故シーケンスによって異なる。圧力容器は、TQUVシーケンスで事故開始後4時間、TBシーケンスで12時間、TQUV1Wシーケンスで15時間程度に破損する。そして格納容器は、25から40時間の間で破損し、同時に環境へのFPの大規模な放出が起きる。
- CVベントの作動時刻は、格納容器の圧力上昇の速さに左右されるため、炉心注入系の作動によって格納容器内へ蓄積される崩壊熱量や炉内及び炉外における金属-水反応から発生する非凝縮性ガスの量などに影響し、炉心損傷事故シーケンスに依存する。炉心注入系が作動しないTQUVシーケンスにおいては、格納容器への崩壊熱の蓄積量が少ないため、格納容器ベントは、圧力抑制プール水の蒸発が活発となるペデスタル破損直後(事

故開始後 13 時間程度)で作動する。その他の事故シーケンスは、炉心冷却系が作動するため格納容器への崩壊熱の蓄積量が大きく、TQUV シーケンスに比べ炉心溶融が開始する時点での格納容器の圧力は高い。TB シーケンスは、炉心溶融が高圧の状態で進展する高圧シーケンスであり、圧力容器が破損すると格納容器に圧力スパイクが発生し、このタイミング(事故開始後 14 時間程度)で格納容器ベントが作動する。TQUV1W シーケンスは、TQUV と同様に低圧シーケンスであるので TB シーケンスのような圧力容器破損時の圧力スパイクは発生しない。しかしこのシーケンスは、LPCI の作動により格納容器の圧力が高く、格納容器ベントは圧力容器破損とペデスタル破損の中間(事故開始後 17 時間程度)で作動する。以上より、格納容器の設計圧の 1.5 倍での作動を想定した格納容器ベントの作動のタイミングは、圧力容器破損とペデスタル破損の間(事故開始後 13 時間から 17 時間程度)で作動する可能性が高い。

## (2) ソースタームに及ぼす影響(格納容器機能喪失シナリオによる相違)

格納容器機能喪失シナリオの違いによるソースタームへの影響について得られた知見は次の通りである(Fig.5.1.39 参照)。

- Xe は、揮発性が高いため格納容器が破損しない D/W スプレイ復旧ケースを除き、環境への高い放出割合を示している。
- 環境への CsI 及び CsOH の放出割合は、全ての解析シーケンスで格納容器機能喪失シナリオが D/W 過圧破損、W/W 過圧破損、管理放出、D/W スプレイ復旧という順で小さくなる傾向がある。本解析によると全ての解析シーケンスで過圧破損ケースの環境への CsI 及び CsOH の放出割合は、 $10^{-2}$  のオーダーであり、管理放出ケースは、過圧破損ケースより 1 オーダー小さく、D/W スプレイ復旧ケースは、さらに 2 オーダー小さい結果となった。
- AM 策の一つである格納容器ベントの実施は、環境へ放出されるヨウ素及びセシウムの低減策として有効である。ただし Mark-II 型格納容器を持つ BWR プラントでは、ペデスタル床が溶融燃料によって溶融貫通すると、D/W から W/W 気相への経路が形成されてしまうため、プールスクラビング効果が働かずソースタームの低減効果が小さくなる。しかし、それでも過圧破損に比べて環境へ放出される CsI 及び CsOH の放出割合は 1 衍程度低減される結果となった。その主な原因是、格納容器ベントの作動時の減圧幅は、格納容器破損時の減圧幅より小さく、過圧破損ケースで環境への放出割合に支配的であった RCS 内に浮遊していた CsI 及び CsOH は管理放出ケースにおいて殆ど環境に放出されないことによる。
- 環境への Sr の放出割合は、全ての解析シーケンスで格納容器機能喪失シナリオが D/W 過圧破損、W/W 過圧破損、D/W スプレイ復旧という順で小さくなる傾向がある。ただし、

管理放出ケースについては、CV ベントの作動は、格納容器が過圧破損するより早いタイミングで実施されるので、難揮発性の FP に対しては、放出割合は少ないが過圧破損よりも環境への放出割合が増加する可能性がある。特に、ペデスタルが溶融燃料によって破損に至ると、圧力抑制プールでのプールスクラビング効果が期待できない D/W 気相と W/W 気相を直接結ぶ経路が形成されることから、Mark-II 型格納容器をもつプラントで格納容器ベント策を利用する場合には注意を要する。本解析によると環境への Sr の放出割合は、格納容器後期破損シナリオにおいては、 $10^{-9}$  から  $10^{-5}$  のオーダー、格納容器先行破損シナリオにおいては、 $10^{-5}$  から  $10^{-4}$  のオーダーとなった。

### (3) ソースタームに及ぼす影響(炉心損傷事故シーケンスによる相違)

炉心損傷事故シーケンスの違いによるソースタームへの影響について得られた知見は次の通りである。

- 希ガスである Xe は、プラント内で殆どガスとして振る舞い除去され難いため、全ての炉心損傷事故シーケンスにおいて初期炉内内蔵量のほぼ全量が環境へ放出される。
- CsI 及び CsOH のように揮発性が高くかつ化学的に活性な物質は、プラント内で、固体、気体、エアロゾルと形態が複雑に変化する。このようにプラント内で様々な形態で存在が可能な物質においては、以下にまとめるように格納容器の破損の時期が炉心溶融の前におこるか後に起こるかによりソースタームの支配因子が異なることが明らかになった。
  - (i) TQUV、TB、TQUV1W シーケンスのように炉心溶融後に格納容器が破損する格納容器後期破損シナリオでは、格納容器破損の直前で浮遊している CsI 及び CsOH が多く存在するボリュームは RCS であり、この量が環境へ放出される量の支配因子となる。RCS 内に浮遊する CsI 及び CsOH は、格納容器破損時の D/W の急激な減圧によって環境へ放出される。この格納容器後期破損シナリオでは、RCS に存在する CsI 及び CsOH の量が多い炉心損傷事故シーケンス程、環境への放出割合は多くなる傾向がある。
  - (ii) TW や TC シーケンスのように格納容器が先に破損する格納容器先行破損シナリオにおいては、格納容器破損時のような D/W の急激な減圧は炉心からの FP 放出が始まった後では起きないので、RCS 内で再蒸発した CsI、CsOH は、RCS 内にとどまり、環境への放出割合へは殆ど影響しない。それゆえこの格納容器破損のタイプでは、炉心溶融段階及び圧力容器破損時に D/W に移行した量が環境への放出割合に影響する。この D/W に移行した CsI、CsOH は、D/W の壁及び床に沈着する前に環境へ放出される可能性が高くなり、結果的には格納容器後期破損シナリオより放出割合は多くなる。
- TB 及び TW シーケンスのように炉心溶融段階に高圧のまま事故が進展する高圧シーケンス

スでは、圧力容器破損後に RCS 内にとどまる CsI 及び CsOH の量が多くなる傾向がある。これは ADS が作動しないために、SRV 経由で圧力抑制プールに放出される量が制限されたことが主要な原因である。この 2 つの事故シーケンスのうち TB シーケンスは、格納容器後期破損シナリオであるので RCS 内に存在する CsI 及び CsOH が環境へ放出される量の支配因子となるため、ADS が作動しないことによる環境への放出割合への影響は大きい。

- 常にエアロゾルとして挙動する Sr 等の FP の環境への放出割合は、圧力容器破損から格納容器破損までの重力沈降が継続する期間が短いほど放出割合が大きくなる傾向がある。この重力沈降が継続する期間は、炉心損傷事故シーケンスによって異なるので、Sr を例にすると、環境への放出割合は  $10^{-8}$  から  $10^{-4}$  のオーダーの範囲と広範囲なものとなる。ここで、TW シーケンスの様な格納容器先行破損シナリオについては、格納容器が先に破損しているので TQUV、TB、TQUV1W シーケンスの様な格納容器後期破損シナリオに比べて Sr の環境への放出割合が多くなる傾向がある。

レベル 3PSA における環境影響評価<sup>[6-1]</sup>は、THALES-2 コードと同様、原研で開発された環境影響評価コード OSCAAR<sup>[6-2]</sup>コードを用いて実施しており、THALES-2 コードから与えられたソースタームを OSCAAR コードの入力の一部として与えられるよう整備されている。今後は、本評価で解析の対象としなかった水蒸気爆発のようなエナジエティック事象に対するソースターム評価及び不確実さ評価を実施する予定である。

### 謝 辞

原研、安全工学部安全評価研究室の真弓 正美氏、新谷 清憲氏には、本報告書の作成段階において、有用なコメントを頂いた。また 3 章の図表は、原子力安全基盤機構 梶本 光廣氏が原研に出向中に作成した図を土台に作成している。ここに深く感謝の意を表します。

## 参 考 文 献

- [1-1] U.S. Nuclear Regulatory Commission,"Severe Accident Risks: An Assessment for Five U.S. Nuclear Power Plants", NUREG-1150,Vol.2, Appendix C,1990.
- [1-2] (財)原子力発電技術機構,"レベル 2PSA 手法の整備に関する報告書=BWR プラント =",INS/M99-17, 2000.
- [1-3] (財)原子力発電技術機構,"レベル 2PSA 手法の整備に関する報告書=BWR プラントの ソースターム =",INS/M01-14, 2002.
- [1-4] (財)原子力発電技術機構,"レベル 2PSA 手法の整備に関する報告書=BWR プラント =",INS/M02-11, 2003.
- [1-5] M. Kajimoto et al., "Development of THALES-2, A Computer Code for Coupled Thermal Hydraulics and Fission Product Transport Analysis for Severe Accident at LWRs and Its Application to Analysis of Fission Product Revaporization Phenomena", Proc. of Int. Mtg. on Safety of Thermal Reactors, Portland. 584,1991.
- [1-6] K. Abe, et al. , "Overview of Development and Application of THALES Code system for Analyzing Progression of Core Meltdown Accident of LWRs, Proc. of 2<sup>nd</sup> Int. Symp. on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations", Tokyo. 6.49K,1986.
- [2-1] 村松健 他,"国内軽水炉モデルプラント PSA の実施状況(III)",第 4 回 PSA に関する国 内シンポジウム論文集,IAE-R8903,1989.
- [2-2] 村松健 他,"炉心損傷事故の特徴に関する検討", 第 5 回 PSA に関する国内シンポジウ ム論文集,IAE-R9006,1990.
- [2-3] N. Watanabe, et al., "Categorization of Core-Damage Sequences by Containment Event Tree Analysis for Boiling Water Reactor with Mark-II Containment", 3<sup>rd</sup> International Conference on Containment Design and Operation,Toronto,1994.
- [2-4] (財)原子力発電技術機構 原子力安全解析所,"レベル2PSA手法の整備に関する報告書 =BWR プラント =",INS/M97-14,1997.
- [2-5] R. S. Denning et al., "Radionuclide Release Calculations for Selected Severe Accident Scenarios", report for the U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4624, BMI-2139, Volumes I-V, July, 1986.
- [2-6] M.Matsumoto,et al., "Preliminary Results of Steel Containment Vessel Model Test", Transaction of SMiRT-14,H03/2,1997.
- [2-7] Luk,et al., "Steel Containment Vessel Model Test: Results and Evaluation", Transaction of SMiRT-15,H06/5,1999.
- [2-8] U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Design, Instrumentation, and Testing of a Steel Containment Vessel Model",NUREG/CR-5679,SAND98-2701,1999.
- [3-1] L. Baker and C. Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548 Argonne National Laboratory, May 1962.
- [3-2] M. Kajimoto, et al., "The validation of the ART Code Through Comparison with NSPP Experiments in the STEAM-AIR Atmosphere", Workshop on Thermal Hydraulics and Aerosol Behavior in Containment, Phontna-aux-Roses, France, CSNI Report No. 176, 1990.
- [3-3] 石神 努 他, "炉心損傷事故時 FP 移行挙動解析コード ART の使用手引き", JAERI-M 88-093,1988.
- [3-4] A. Hidaka, et al., "Comparative Study of FP Deposition in Wind Project by ART and VICTORIA", International Conference on Probabilistic Safety Assessment Methodology and Applications, PSA'95, Korea, 1995.
- [3-5] M.R.Kuhlman, D.J.Lehmicke, R.O.Meyer, "CORSOR User's Manual", NUREG/CR -4173 , BMI-2122, May 1985.
- [3-6] U.S. Nuclear Regulatory Commission,"Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents", NUREG-0772, 1981.
- [3-7] J. A Gieseke, P. Cybulskis, R. S. Denning, M. R. Kuhlman and K. W. Lee, "Radionuclide Release Under Specific LWR Accident Conditions", Report for the U.S. Nuclear Regulatory

- Commission, BMI-2104, Volumes I-V, July, 1983 through July, 1984.
- [3-8] "ORIGEN 2.1 Isotope Generation and Depletion Code, Matrix Exponential Method", Radiation Shielding Information Center CCC-371, 1991
- [3-9] U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400, 1975.
- [3-10] U.S. Nuclear Regulatory Commission, "Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents", NUREG-0772, 1981.
- [3-11] T.K. Sherwood, R.L. Pigford, C.R. Wilke, "Mass Transfer", McGrawHill, Inc., 1975.
- [3-12] R.H. Perry, C.H. Chilton, , "Chemical Engineers' Handbook", McGrawHill, Inc., 5<sup>th</sup>, ed., 1973.
- [3-13] L.Pong,G.A.Moses, "Vapor Condensation in the Presence of a Non-Condensable Gas", UWFD-565, Jul. 1984.
- [3-14] T.K.Sherwood, R.L.Pigford, C.R.Wilke, "Mass Transfer", McGRAW-HILL Chemical Engineering Series, 1975.
- [3-15] S.L. Nicolisi, P. Baybutt, "Vapor Deposition Velocity Measurements and Correlations for I<sub>2</sub> and CsI", NUREG/CR-2713, BMI-2091, 1982.
- [3-16] R.M. Elrick, and R.A. Sallach, "Fission Product Chemistry in the Primary System", Proc. Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts, 4.6-1, 1983.
- [3-17] T.K. Sherwood,et al., "Mass transfer", McGraw-Hill,Inc.,1975.
- [3-18] H. Schlichting, "Boundary Layer Theory", McGraw-Hill, Inc., 6<sup>th</sup> ed., 1968.
- [3-19] T.J.Heames, D.A.Williams, N.E.Bixler, A.J.Grimley, C.J.Wheatley, N.A.Johns, N.M.Chown, "VICTORIA:A Mechanistic Model of Radionuclide Behavior in the Reactor Coolant System Under Severe Accident Conditions", NUREG/CR-5545 SAND90-0756,1990.
- [3-20] P.G. Gromley, M. Kennedy, Proc. Royal Irish Acad., A52, 163, 1949.
- [3-21] S.K. Friedlander, "Smoke, Dust and Haze: Fundamentals of Aerosol Behavior", John Wiley & Sons, Inc., 1977.
- [3-22] R.B.Bird, W.E.Stewart, E.N.Lightfoot :"Transport Phenomena", Wiley, New York,1960.
- [3-23] L. Waldman, and K.H. Schmidt, "Aerosol Science", ed. Davies, Academic Press,1966
- [3-24] J.R. Brock, "On the Theory of Thermal Forces Acting on Aerosol Particles", J.Colloid Sci.,17, 768,1962.
- [3-25] N.A. Fuchs, A.G. Sutugin,, "Topics in Current Aerosol Research", ed., Hiddy, G.M., Brock, J., Pergamon Press Inc.,1972.
- [3-26] N.A. Fuchs, A.G. Sutugin, "The mechanics of Aerosols", Pergamon Press Inc.,1964.
- [3-27] H. Bunz, et al., "NAUA Mod 4: A code for Calculating Aerosol Behavior in LWR Core Melt Accidents; Code Description and User's Manual", KfK-3553,1983.
- [3-28] D.L. Swift, Friedlander, S.K., "The Coagulation of Hydrosols by Brownian Motion and Laminar Shear Flow", J.Colloid Sci.,19,621, 1964.
- [3-29] J.A.Gieseke, K.W.Lee, H.Jordon, H.A.Arbib,"HAARM-3 Code Verification Procedure", NUREG/CR-3077, BMI-2030, Nov,1982.
- [3-30] F.Gelbard, "MAEROS User Manual", NUREG/CR-1391, SAND80-0822 R7, Dec.1982.
- [3-31] P.G. Saffman, J.S. Turner, "On the Collision of Drops in Turbulent Clouds", J.Fluid Mechanics, 1, 16, 1956.
- [3-32] R.T. Allemann, "Status of Validation of the SPARC Computer Code", BMI-2104, ORNL/TM-8842, 1984.
- [3-33] I.Kaneko et al. "Experimental Study on Aerosol Removal Effect by Pool Scrubbing", 22nd DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference, 1992.
- [3-34] A.K.Postma, B.M.Johnson,"Containment Systems Experiment Final Program Summary", BNWL-1592 ,Jul. 1971.
- [3-35] U.S. Nuclear Regulatory Commission,"Release of Radioactivity in Reactor Accidents", WASH-1400 NUREG 75/ 014) Appendix VII to Reactor Safety Study, Oct. 1975.
- [3-36] A.K.Postma, R.R.Sherry, P.S.Tam,"Technology Bases for Models of Spray Washout of Airbone Contamination in Containment Vessels", NUREG/CR-0009, Oct. 1978.
- [3-37] R.K.Hilliard, A.K.Postma, "Effect of Spray Flow Rate on Washout Gases and Particles in the Containment Systems Experiment", BNWL-1591, Jul. 1971.

- [3-38] W.E.Ranz,W.R.Marshall, "Evaporation from Drops Part I", Prog.Nucl.Eng. 48,3, PP.141-146, Mar.1952.
- [3-39] W.E.Ranz,W.R.Marshall,"Evaporation from Drops Part II", Prog. NUcl.Eng. 48,4, pp.173-180, Apr.1952.
- [3-40] D.R.Grist, "Spray Removal of Fission Products in PWR Containments", Report SRDR267, Safety and Reliability Directorate, UKAEA, England, 1982.
- [3-41] A.K.Postma, et al., "Models for Predicting the Removal of Airborne Contaminants by Reactor Containment Systems", BNWL-B-417, 1975.
- [3-42] I.Langmuir, J.Meteor., "The Production of Rain by a Chain Reaction in Cumulus Clouds at Temperatures above Freezing.", J. Meteor., 5, 175-192,1948.
- [5-1] M. Tanaka, et al., Performance of Containment Sprays for Light Water Reactors and Evaluation of the Heat Transfer, Nuclear Technology, Vol.54, 1981
- [6-1] 本間 俊充 他,"軽水炉モデルプラントの広域な事故シナリオに対する環境影響評価",JAERI-Research 2000-060,2000.
- [6-2] T. Homma, Y. Inoue and K. Tomita, "OSCAAR Caluculations for the Hanford Dose Reconstruction Scenario of BIOMASS Theme 2", JAERI-Research 2000-049,2000.

## 略語一覧

ADS	Automatic Depressurization System	自動減圧系
AM	Accident Management	アクシデントマネージメント
BWR	Boiling Water Reactor	沸騰水型原子炉
CST	Condensate Water Storage Tank	復水貯蔵タンク
CV	Containment Vessel	格納容器
DCH	Direct Containment Heating	格納容器直接加熱
DG	Diesel Generator	ディーゼル発電機
ECCS	Emergency Core Cooling System	非常用炉心冷却系
FP	Fission Products	核分裂生成物
HPCS	High Pressure Core Spray System	高圧炉心スプレイ系
LOCA	Loss of Coolant Accident	冷却材喪失事故
LPCI	Low Pressure Coolant Injection System	低圧注水系
LPCS	Low Pressure Core Spray System	低圧炉心スプレイ系
MCCI	Molten Core Concrete Interaction	コア・コンクリート反応
PSA	Probabilistic Safety Assessment	確率論的安全評価
RB	Reactor Building	原子炉建屋
RCIC	Reactor Core Isolation Cooling System	原子炉隔離時冷却系
RCS	Reactor Cooling System	原子炉冷却系
RHR	Residual Heat Removal System	残留熱除去系
RPV	Reactor Pressure Vessel	原子炉圧力容器
S/P	Suppression Pool	圧力抑制プール
SGTS	Stand-by Gas Treatment System	非常用ガス処理系
SRV	Safety Relief Valve	逃し安全弁

## 本報告書での THALES-2 のボリューム名称

CAVI	Cavity	キャビティ
CORE	Core	炉心
DC	Down Comer	ダウンカマ
D/W	Drywell	ドライウェル
ENVI	Environment	環境
LOPA	Recirculation Loop A	再循環ループ A
LWPL	Low Plenum	下部プレナム
STMD	Steam Dome	蒸気ドーム
UPPL	Upper Plenum	上部プレナム
VENT	Vent Pipe	ベント管
W/W	Wetwell	ウェットウェル

Table 2.2.1 炉心損傷事故シーケンスの分類

炉心損傷事故シーケンス グループ	炉心損傷事故シーケンス
高圧系作動崩壊熱除去失敗 シーケンス(グループ 1)	TW*, TQW, TQU1W, TPW, TPQW, TPQU1W, TiW, TiQW, TiQUIW, S1W, S2W, S2QW, S2QU1W, AW
低圧系作動崩壊熱除去失敗 シーケンス(グループ 2)	TQUV1W*, TPQUW, TPQUV1W, TiQUW, TiQUV1W, TQUW, S2QUW, S2QUV1W, S1UW, S1UV1W, AUW, AUV1W
炉心冷却失敗シーケンス (グループ 3)	TQUV*, TPQUV, TiQUV, TiB, TiBU, S2QUV, S1UV, AUV, S2BU, S1B, AB, S2QUX, S1UX, TQUX, TPQUX, TiQUX
全交流電源喪失シーケンス (グループ 4)	TB*, TBP, TBU, TBPU, S2B
原子炉スクラム失敗シーケンス (グループ 5)	TC*, S2C, S1C, AC

注) 代表シーケンスを\*で示す。

Table 2.2.2 炉心損傷事故シーケンスの分類で用いられる記号一覧

記号	略称	名 称
T <sub>r</sub>	T	タービントリップを起因事象としたトランジエント
T <sub>M</sub>		主蒸気隔離弁閉を起因事象としたトランジエント
T <sub>P</sub>		外部電源喪失を起因事象としたトランジエント
T <sub>F</sub>		給水喪失を起因事象としたトランジエント
T <sub>U</sub>		復水器真空度喪失を起因事象としたトランジエント
T <sub>I</sub>		逃がし安全弁誤解放を起因事象としたトランジエント
T <sub>o</sub>		その他のトランジエント
A		大破断 LOCA (起因事象)
S <sub>1</sub>		中破断 LOCA (起因事象)
S <sub>2</sub>		小破断 LOCA (起因事象)
B	EPS	所内交流電源(非常用ディーゼル発電機を含む)
C	RS	反応度停止機能(原子炉スクラム系及びホウ酸水注入系)
N	MSI	主蒸気隔離機能
M	SRV-O	逃し安全弁(開)
P	SRV-R	逃し安全弁(再閉)
Q	FW	給水系
U <sub>1</sub>	RCIC	原子炉隔離時冷却系
U <sub>2</sub>	HPCS	高圧炉心スプレイ系
X	ADS/DEP	原子炉減圧(自動減圧系あるいは手動減圧)
V <sub>1</sub>	LPCS	低圧炉心スプレイ系
V <sub>2</sub>	LPCI	低圧注入系
W <sub>1</sub>	PCS	主復水器による熱除去
W <sub>2</sub>	RHR	残留熱除去系

LOCA : 冷却材喪失事故

Table 2.3 各シナリオと主要な安全設備の作動の関係(過圧破損ケース)

		系統数	高圧系作動崩壊熱除 去失敗シーケンス (代表 : TW)	低圧系作動崩壊熱除 去失敗シーケンス (代表 : TQUVIW)	炉心冷却失敗 シーケンス (代表 : TQUV)	全交流電源喪失 シーケンス (代表 : TB)	原子炉スクラム失敗 シーケンス (代表 : TC)
反応度停止	原子炉スクラム	1	○	○	○	○	一部失敗
	ホウ酸水注入	2	-	-	-	-	全系統×
電源	外部電源	2	○	○	○	全系統×	○
	非常用 DG	2	○	○	○	全系統×	○
	HPCS 用 DG	1	○	○	○	×	○
高圧注入系	バッテリー電源	3	○	○	○	○	○
	給復水系	1	-	×	×	×	×
	HPCS	1	-	×	×	×	×
自動減圧系	RCIC	1	○(注 1)	×	×	○(8 時間)のみ	○(注 1)
	SRV7 個	-	-	○	○(運転員による手 動減圧)	-	×
低圧注水系	LPCI	3	-	1 系統○	全系統×	-	-
	LPCS	1	-	-	×	-	-
崩壊熱除去	給復水系	1	×	×	×	×	×
	RHR 原子炉停止冷却 モード	2	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×
	RHR 圧力抑制プール 冷却モード	2	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×
安全設備の復旧操作	RHR 格納容器スプレ イモード	2	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×	全系統×
	AM 策	-	-	×	×	×	×
過圧破損シナリオの発生割合[1](注 4)	-	0.48	0.16	0.07	1.2E-04	0.04	

DG : ディーゼルジェネレータ

注 1 : 格納容器破損により炉心への注水停止を仮定

注 2 : 交流電源(外部電源又は非常用 DG の起動)が必要

注 3 : 低圧注水系 ECCS の作動が必要

注 4 : Table 2.2.1 に示すシーケンスグループの頻度を合計したもの(全格納容器破損頻度 1.6E-07/炉・年にに対する割合)

Table 2.3.1 解析ケース

炉心損傷事故 シーケンス	格納容器機能喪失シナリオ	解析ケース	備考
高圧系作動崩壊熱除去機能 喪失シーケンス (代表 : TW)	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	○	
	管理放出	×	炉心注水が継続し炉心溶融には至らない
	D/W スプレイ復旧	×	炉心注水が継続し炉心溶融には至らない
	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	○	
低圧系作動崩壊熱除去機能 喪失シーケンス (代表 : TQUV1W)	管理放出	○	事故終息により格納容器は未破損
	D/W スプレイ復旧	○	
	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	○	
	管理放出	○	事故終息により格納容器は未破損
	D/W スプレイ復旧	○	
炉心冷却失敗シーケンス (代表 : TQUV)	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	○	
	管理放出	○	事故終息により格納容器は未破損
	D/W スプレイ復旧	○	
	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	○	
全交流電源喪失シーケンス (代表 : TB)	管理放出	○	手動でのライン切り替えを考慮
	D/W スプレイ復旧	○	事故終息により格納容器は未破損
	D/W 過圧破損	○	THALES 2 コードには動特性モデルは備えていないので詳細な計算は不可であるので、D/W 気相での過圧破損のみを考慮。
	W/W 過圧破損	×	
	管理放出	×	
	D/W スプレイ復旧	×	
原子炉スクラム失敗シーケンス(代表 : TC)	D/W 過圧破損	○	
	W/W 過圧破損	×	

Table 2.3.2 解析条件

区分	項目	THALES-2 解析上の仮定
プラント 条件	プラント形式	BWR(Type-5、Mark-II)
	炉出力	熱出力 3300MWt(110 万 kW <sub>e</sub> 級)
	格納容器空間	ドライウェル(D/W)は、ペデスタル空間部体積を含む体積 5400 m <sup>3</sup> とした。ウェットウェル(W/W)は、気相部体積 4100 m <sup>3</sup> と液相部体積 3400 m <sup>3</sup> とした。またベント管、真空破壊弁を模擬した。
	DC バッテリー容量	全交流電源喪失シーケンスにおける所内バッテリー電源容量は、8 時間とした。
	格納容器機能喪失シナリオ	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ D/W 及び W/W における過圧破損</li> <li>・ 格納容器ベントを用いた管理放出</li> <li>・ D/W スプレイ復旧による事故終息</li> </ul>
	格納容器漏洩経路	<p>格納容器から建屋への漏洩率 0.5%/day            建屋内に漏洩したガスは、非常用ガス処理系を経由し、            スタックより環境へ放出される。            フィルタ効率は、希ガスは、100%放出、その他の FP は、            99%除去とした。</p>
	格納容器の過圧破損	破損圧力：0.885 MPa(設計圧の 2.5 倍) 放出高さ：40 m 破損断面積：NUREG/CR-4624 の評価値 0.65 m <sup>2</sup> (7 ft <sup>2</sup> )を使用
	ECCS	格納容器破損による減圧沸騰で圧力抑制プール(S/P)は飽和となり、ポンプのキャビテーションにより ECCS は機能停止と仮定。
放射性物質 移行挙動 解析	格納容器ベント	フィルタなしで W/W 気相部より直接放出。 作動圧：0.531MPa (格納容器の設計圧の 1.5 倍) 停止圧：0.354MPa (設計圧) 放出高さ：16 m(注 1)、放出口： 0.164 m <sup>2</sup>
	放射性物質の形態	「Xe」、「Te」、「CsI」、「CsOH」、「Sr」、「Ru」、「Ce」及び炉心構造物質及びコンクリートの分解成分から構成される「その他のエアロゾル」の合計 8 分類
	放射性物質挙動	THALES-2 で考慮可能な挙動は、3.2 章及び Fig.2.3 を参考のこと。ただし化学反応及び核崩壊による化学種の変化は考慮していない。

注 1：格納容器ベントラインを経由したガスは、スタックから放出される。環境影響評価では、FP はスタック(高さ 100m)から放出するものとして計算を実施している。

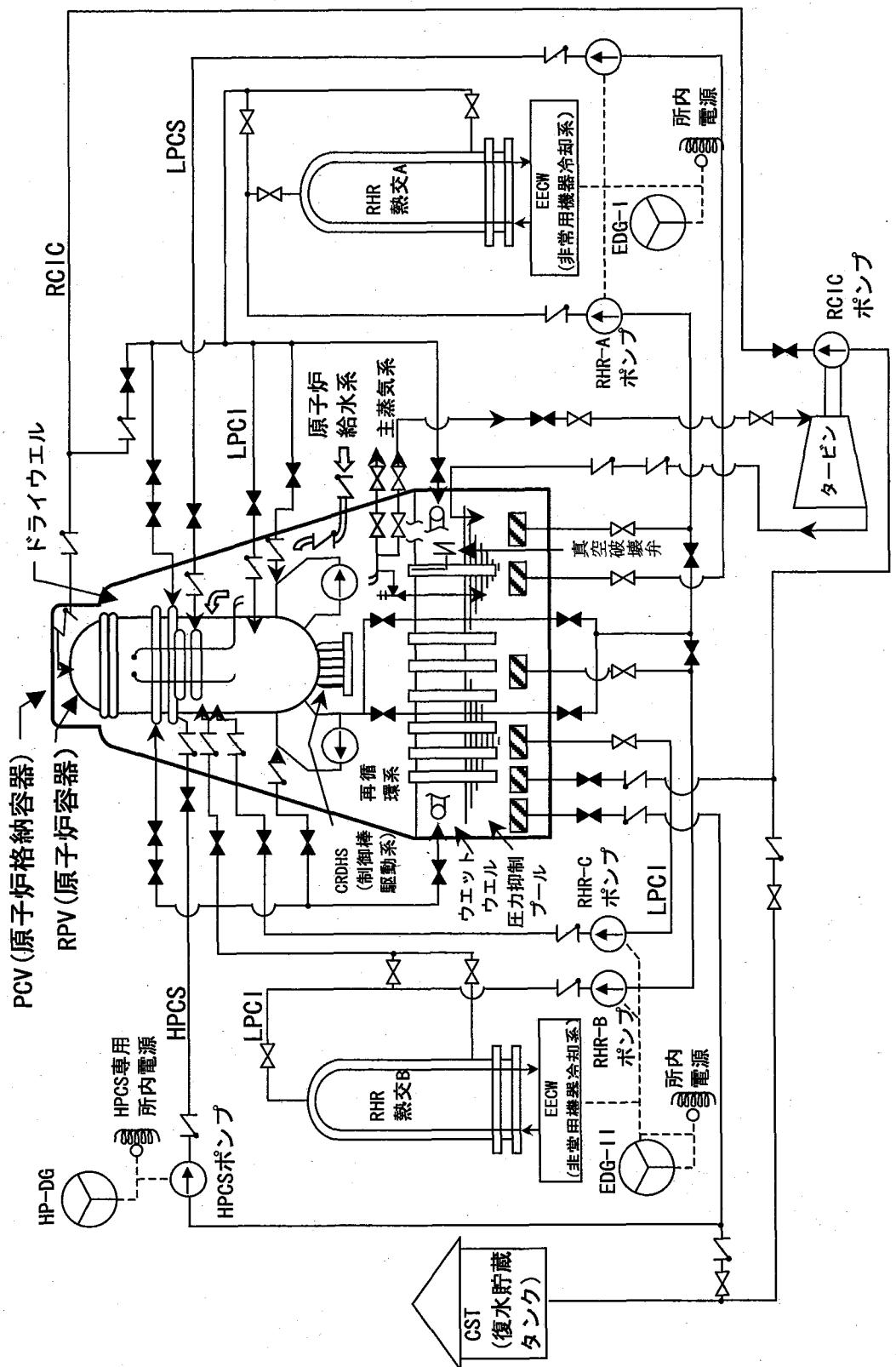


Fig. 2.1 解析対象プラントにおける主要な安全設備の構成の概要

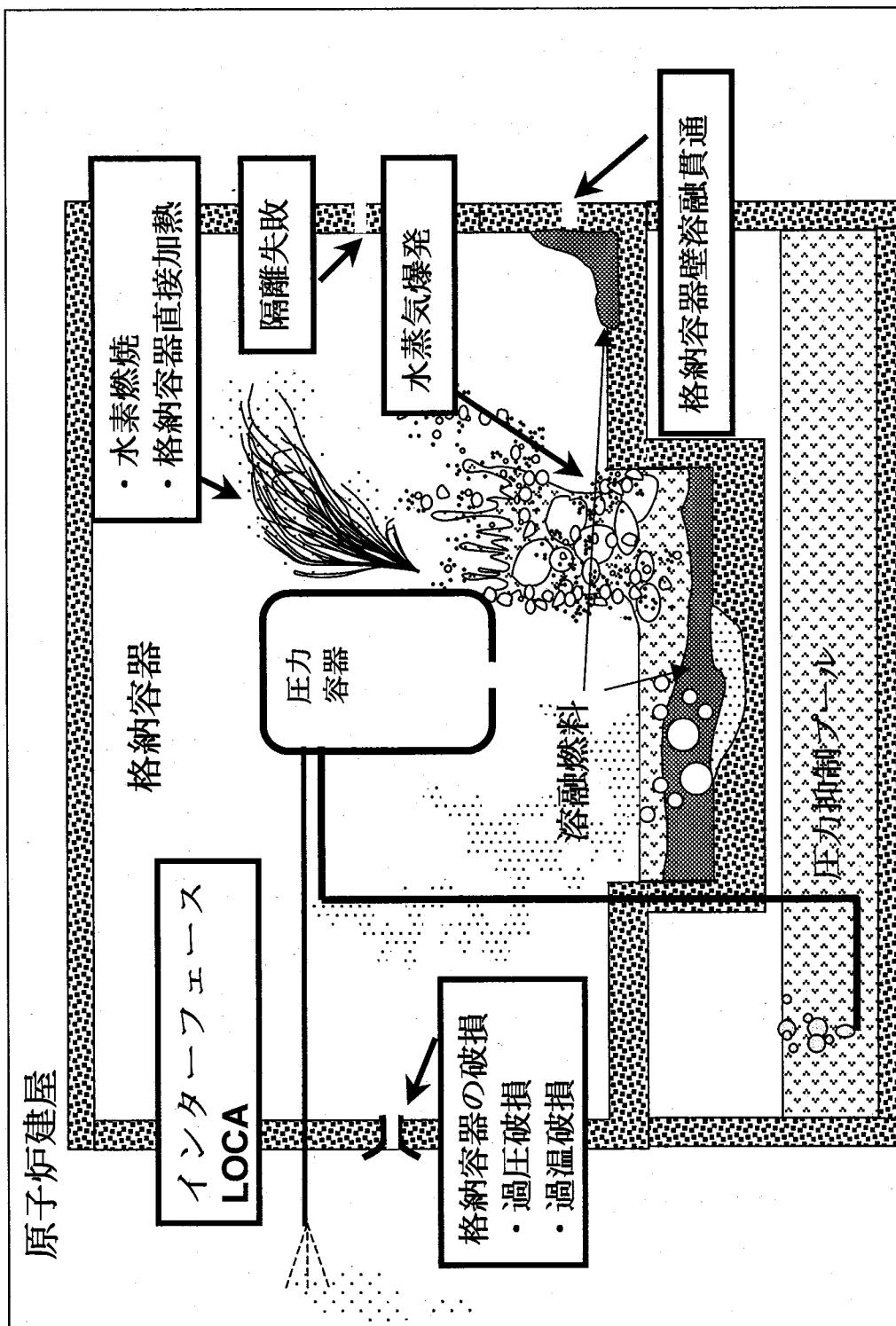


Fig. 2.2 格納容器破損モードとして定義される格納容器の破損メカニズム

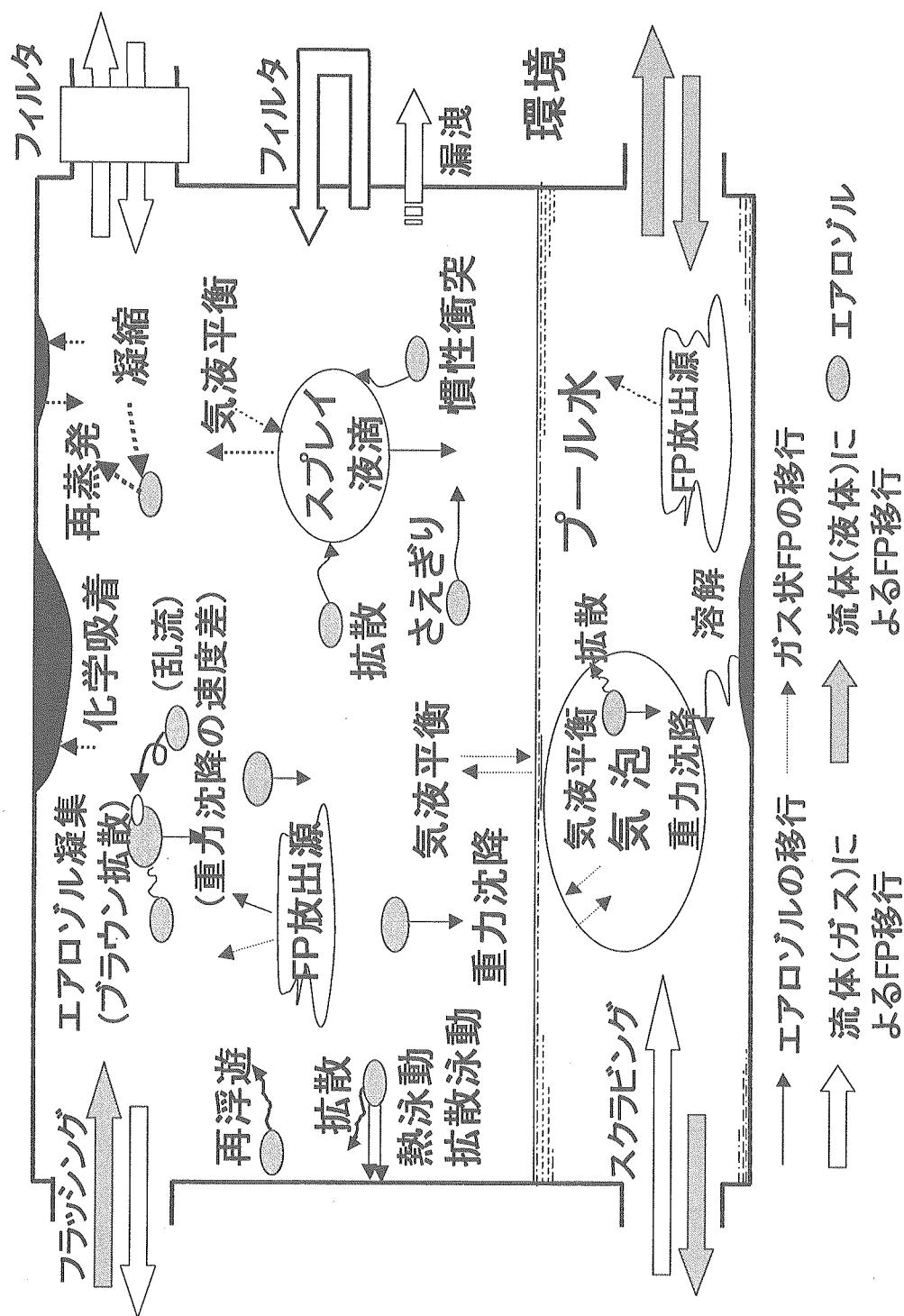


Fig. 2, 3 THALES-2 コードにおける FP 移行挙動の模式図

Table 3.1.1 原子炉圧力容器のボリューム分割

ボリューム名	領域区分	境界位置
LOPA, B 再循環ループ A, B	再循環ループ	再循環配管下端高さ
		スロート上端高さ
LWPL 下部プレナム	LWPL1 (下部ヘッド領域)	下部ヘッド下端高さ ディフーザ下端高さ
	LWPL2 (ジェットポンプ領域)	ディフーザ下端高さ スロート上端高さ
CORE 炉心	CORE1 (炉心下部領域)	ディフーザ下端高さ 炉心支持板上端高さ
	CORE2 (炉心領域)	炉心支持板上端高さ 炉心上部高さ
	UPPL1 (シュラウドヘッド領域)	炉心上部高さ ECCS 入口ノズル高さ
	UPPL2 (スタンドパイプ領域)	ECCS 入口ノズル高さ スタンドパイプ上端高さ
	UPPL3 (気水分離器領域)	スタンドパイプ上端高さ 気水分離器頂部高さ
STMD 蒸気ドーム	STMD1	給水入口ノズル高さ スタンドパイプ頂端高さ
	STMD2	気水分離器底部高さ 気水分離器頂端高さ
	STMD3	気水分離器頂端高さ 半球の継ぎ目高さ
	STMD4(半球部)	半球の継ぎ目高さ 蒸気ドーム上端高さ
	DC1(ジェットポンプ部)	ディフーザ下端高さ スロート頂部高さ
DC ダウンカマ	DC2(炉心部)	スロート頂部高さ 炉心頂部高さ
	DC3	炉心頂部高さ ECCS 入口ノズル高さ
	DC4	ECCS 入口ノズル高さ 給水入口ノズル高さ

Table 3.1.2 工学的安全設備の設定値

工学的安全設備	設定流量	備考
原子炉隔離時冷却系 (RCIC)	140 t/hr (38.89 kg/s)	RCIC ポンプの定格容量
高圧炉心スプレイ (HPCS)	1580 t/h (438.89 kg/s)	高圧スプレイポンプ容量の最大容量 <sup>(注1)</sup>
低圧炉心注水系 (LPCI)	1690 t/hr/台 (469.44 kg/s/台)	残留熱除去ポンプ容量
低圧炉心スプレイ系 (LPCS)	1440 t/hr/台 (400 kg/s/台)	残留熱除去ポンプ容量 <sup>(注1)</sup>
格納容器スプレイ系	-D/W スプレイ流量 95%値(444kg/s) -W/W スプレイ流量 5%値(25kg/s)	-残留熱除去ポンプの定格容量 1690 t/hr -D/W スプレイは、定格容量の 95% -W/W スプレイは、定格容量の 5%
残留熱除去熱交換器	4610 kcal/s	定格熱交換量

D/W:ドライウェル、W/W:ウェットウェル

注 1: 本解析では使用していない

Table 3.2.1 エアロゾル発生時の幾何平均径及び幾何標準偏差

	幾何平均径[cm]	幾何標準偏差[-]	備考
In-Vessel での発生	$1.2 \times 10^{-5}$	1.7	BMI-2104 による
Ex-Vessel での発生	$1.0 \times 10^{-4}$	2.0	NUREG-0772 による

Table 3.2.2 エアロゾル質量クラス

質量クラス の番号	エアロゾル質量クラス			
	質量の下限[g]	質量の上限[g]	下限半径[ $\mu m$ ] (注 1)	上限半径[ $\mu m$ ] (注 1)
1	$1.2566 \times 10^{-14}$	$1.0053 \times 10^{-13}$	0.1	0.2
2	$1.0053 \times 10^{-13}$	$8.0425 \times 10^{-13}$	0.2	0.4
3	$8.0425 \times 10^{-13}$	$6.4340 \times 10^{-12}$	0.4	0.8
4	$6.4340 \times 10^{-12}$	$5.1472 \times 10^{-11}$	0.8	1.6
5	$5.1472 \times 10^{-11}$	$4.1177 \times 10^{-10}$	1.6	3.2
6	$4.1177 \times 10^{-10}$	$3.2942 \times 10^{-9}$	3.2	6.4
7	$3.2942 \times 10^{-9}$	$2.6354 \times 10^{-8}$	6.4	12.8
8	$2.6354 \times 10^{-8}$	$2.1083 \times 10^{-7}$	12.8	25.6
9	$2.1083 \times 10^{-7}$	$1.6866 \times 10^{-6}$	25.6	51.2
10	$1.6866 \times 10^{-6}$	$1.3493 \times 10^{-5}$	51.2	102.4

注 1: エアロゾル密度を  $3.0 [g/cm^3]$  した場合の値(密度は、組成に応じてコード内で計算される)

Table 3.2.3 解析の対象とした FP 化合物の初期炉内内蔵量

化学種	初期炉内内蔵量[kg]	化学種	初期炉内内蔵量 [kg]
Xe	387.0	Te	34.9
CsI	34.0	Ru	172
Sr	62.7	Ce	236
CsOH	213.9		

Table 3.2.4 THALES-2 コードにおいて考慮する FP 元素等の組み合わせ

THALES-2で考慮する代表元素	代表元素と類似の挙動をすると仮定した元素
希ガス Xe*	He, Ne, Ar, Kr*, Xe*, Rn
アルカリ金属 Cs*	Li, Na, K, Rb, Cs*, Fr
アルカリ土類 Sr*	Be, Mg*, Ca, Sr*, Ba*, Ra
ハロゲン I*	F, Cl, Br, I*, At
カルコゲン Te*	S, Se, Te*, Po
貴金属 Ru*	Cr*, Mo*, Mn*, Fe*, Ru*, Ni*, V, Nb, Ta, W, Tc, Re, Os, Co, Rh, Ir, Pd, Pt, Cu, Ag, Au
希土類など Ce*	Sc, Y, La*, Ce*, Pr, Nd, Pm, Sm, U*, Th, Pa, U*, Np, Pu, Am, Cm, Bk, Cf Ti*, Zr(FP)*, Zr(被覆管)*, Hf
その他のエアロゾル**	燃料 : UO <sub>2</sub> (燃料)* 炉内構造物 : Zr(被覆管)*, Fe*, Sn*, Ni*, Mn* 代表元素以外のエアロゾル : Mg*, Ba*, Zr(FP)*, Ag*, Sb*, Cr*, Mo*, Ti* コンクリート成分

\* THALES2 コードで燃料から放出される元素(CORSOR-M モデル)

\*\* 代表元素(Cs, Sr, I, Te, Ru, Ce)以外のエアロゾルの総和

Table 3.2.5 FP 元素等のプラント内における存在形態

THALES-2 で考慮する 代表 FP	存在形態					
	気体状	エアロ ゾル	水に溶解 又は 床に沈降	壁に 凝縮	壁に 付着	化学 吸着
希ガス Xe	○	×	僅かに 溶解	×	×	×
アルカリ金属/ハロゲン CsI, CsOH	○	○	○	○	○	○
カルコゲン Te	○	○	○	○	○	○
アルカリ土類 Sr	×	○	床に沈降 のみ	×	○	×
貴金属 Ru	×	○	床に沈降 のみ	×	○	×
希土類など Ce	×	○	床に沈降 のみ	×	○	×
その他のエアロゾル	×	○	床に沈降 のみ	×	○	×

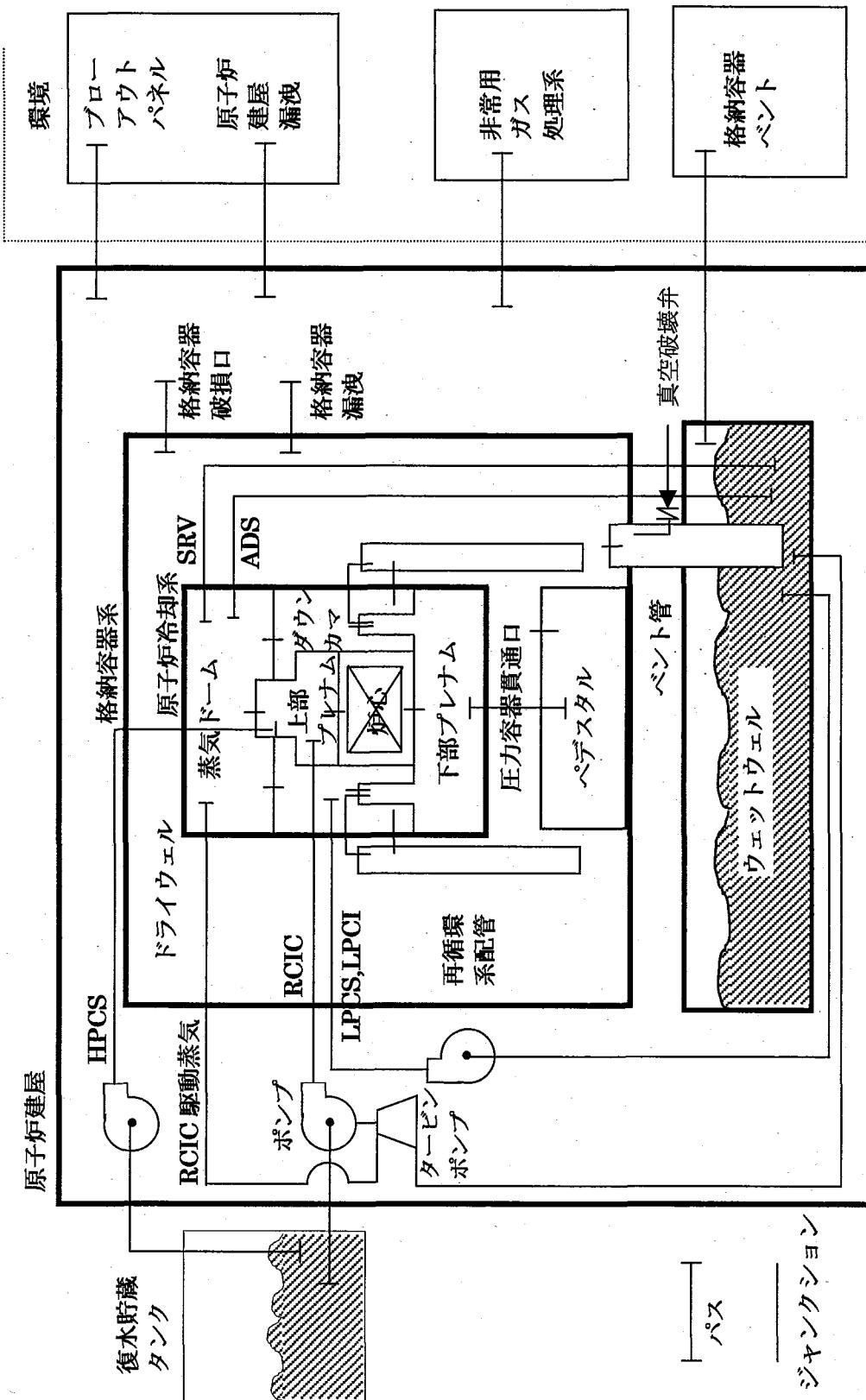


Fig. 3.1.1 解析対象プラント構成及びTHALES-2 コードによる領域分割

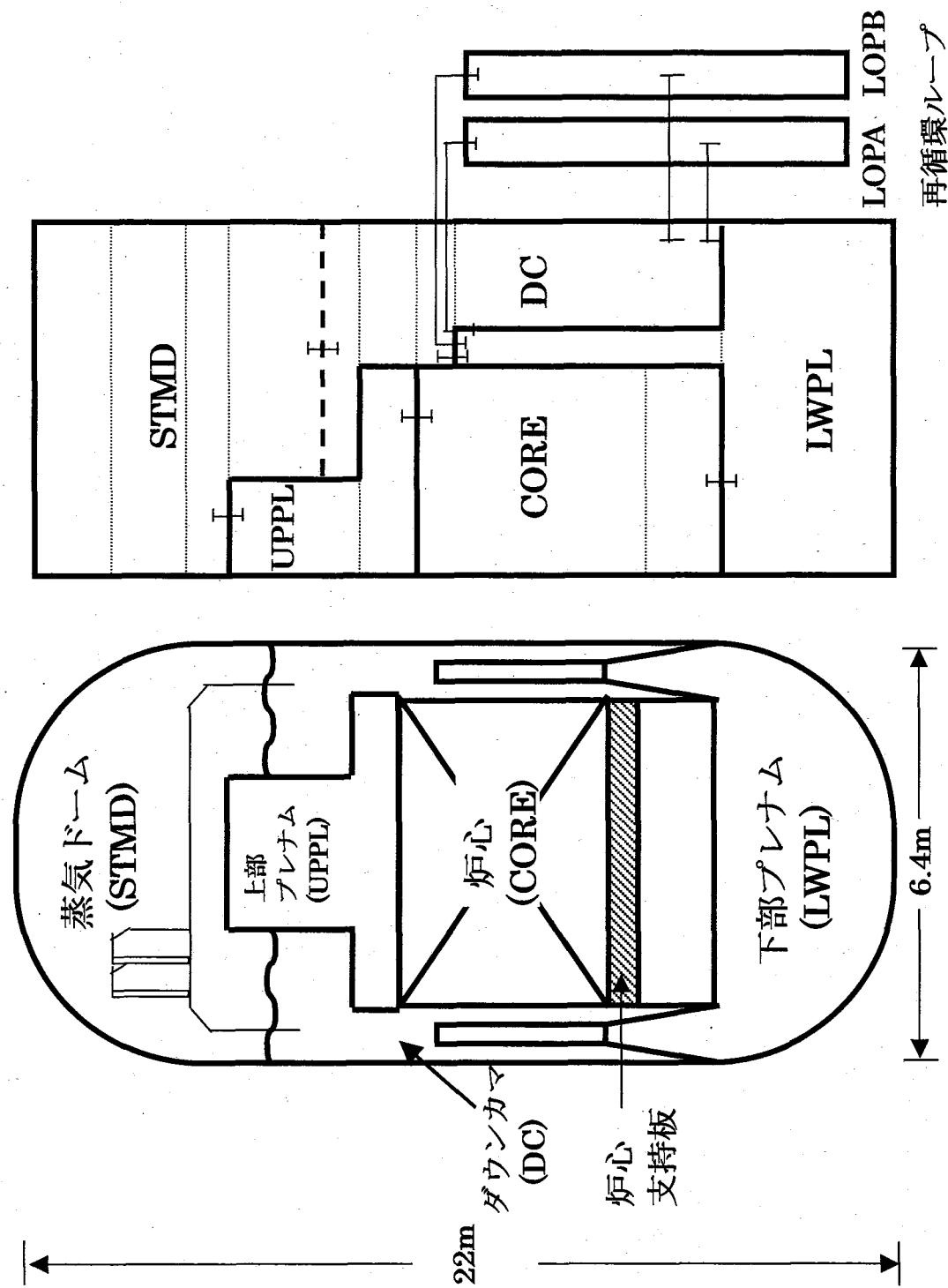


Fig. 3.1.2 THALES-2 コードにおける原子炉圧力容器のボリューム分割

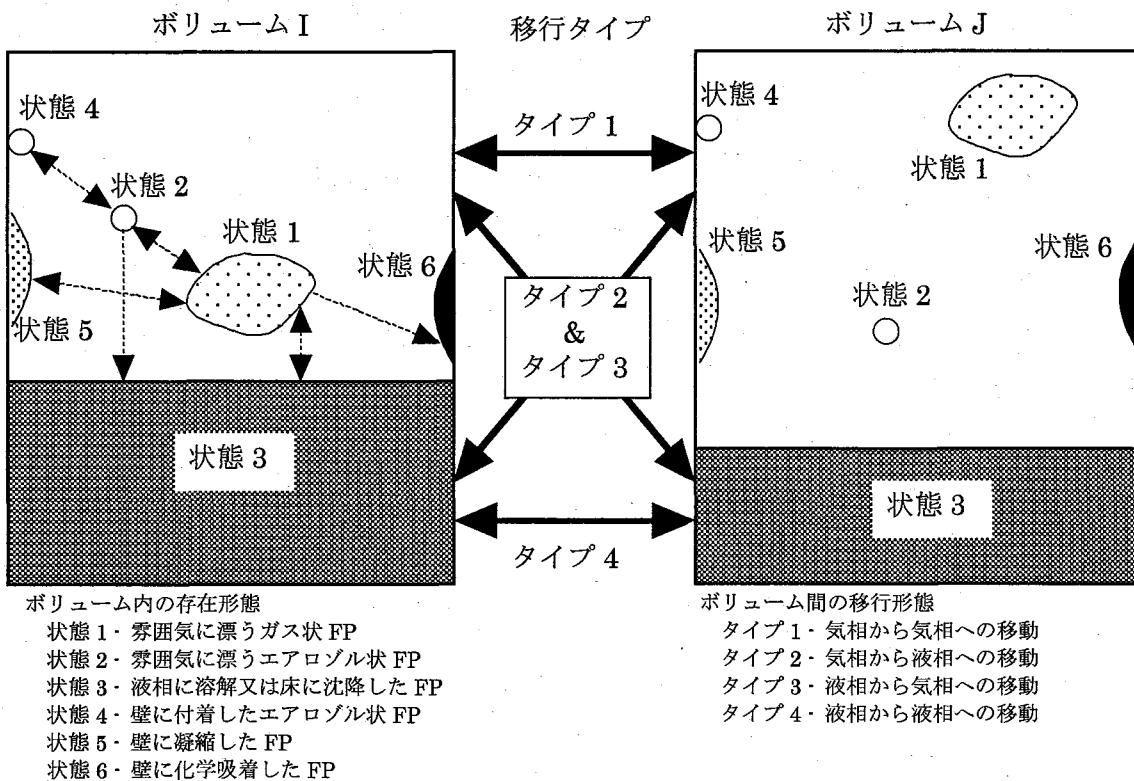


Fig. 3.2.1 FP の質量移行モデル

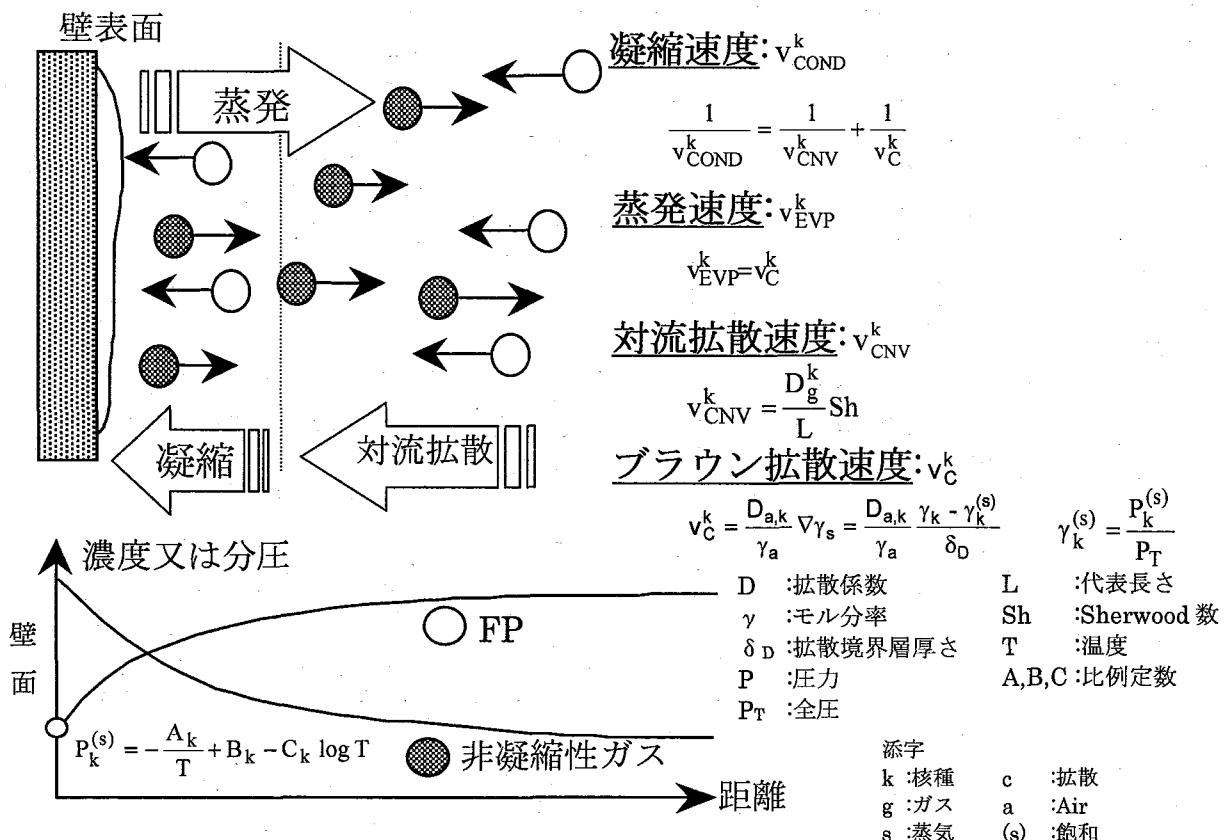


Fig. 3.2.2 ガス状 FP の凝縮・蒸発モデル

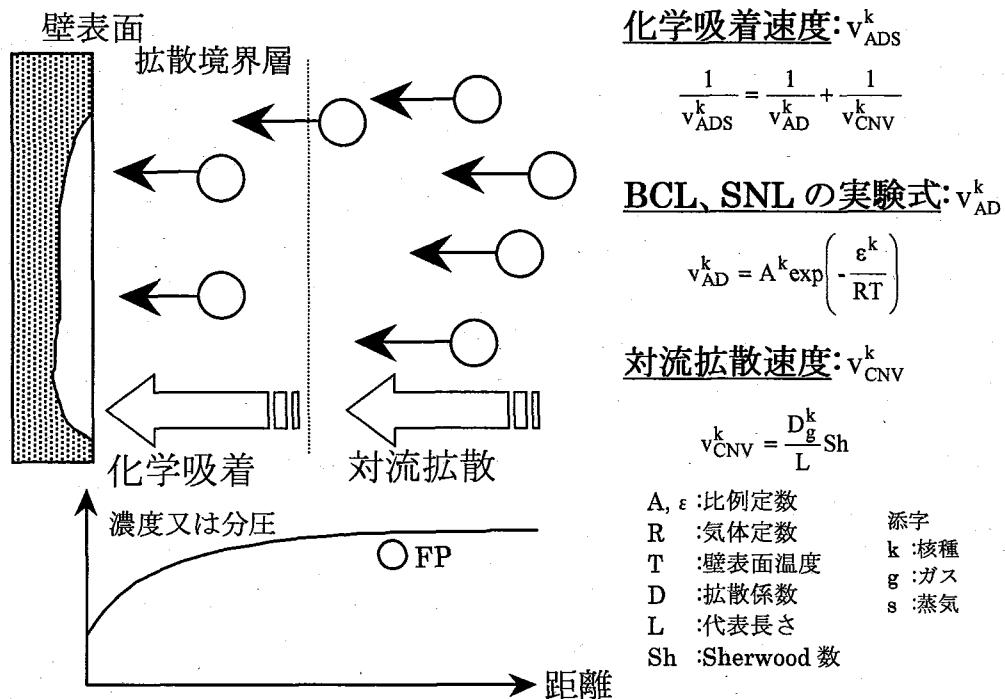


Fig. 3.2.3 ガス状 FP の化学吸着モデル

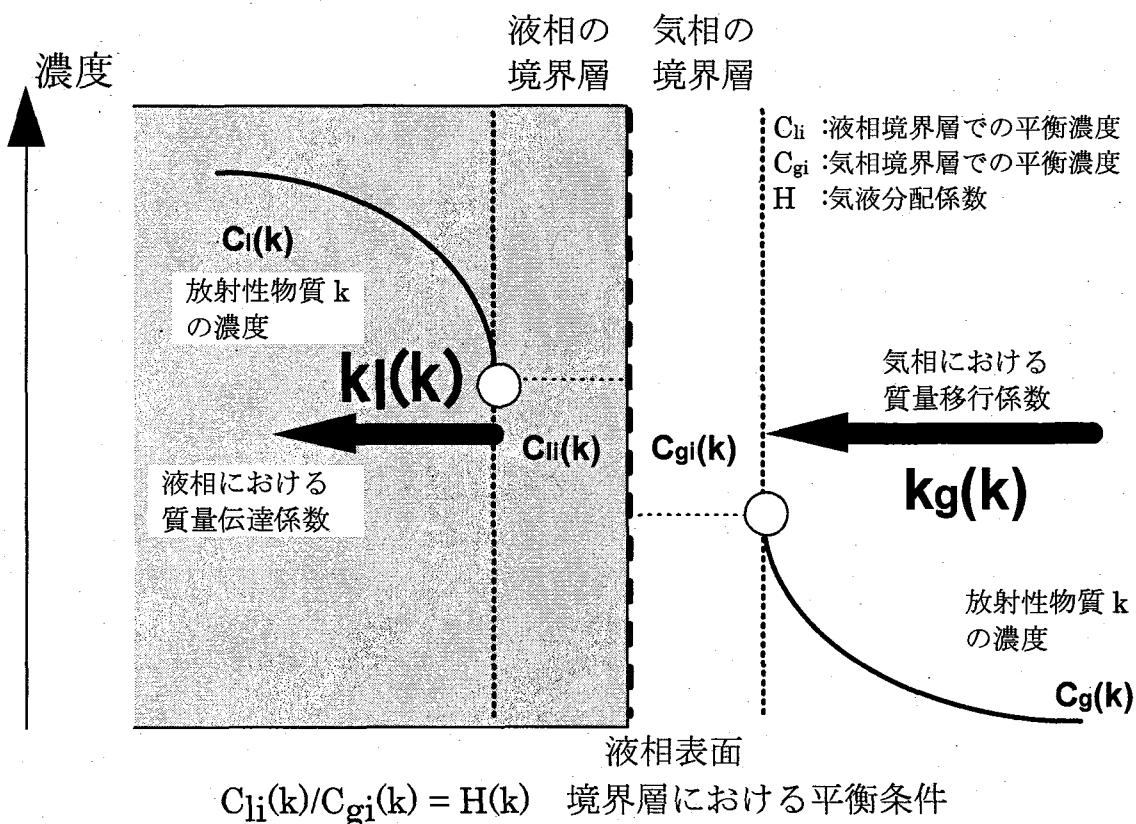


Fig. 3.2.4 ガス状 FP の気液平衡モデル

壁表面

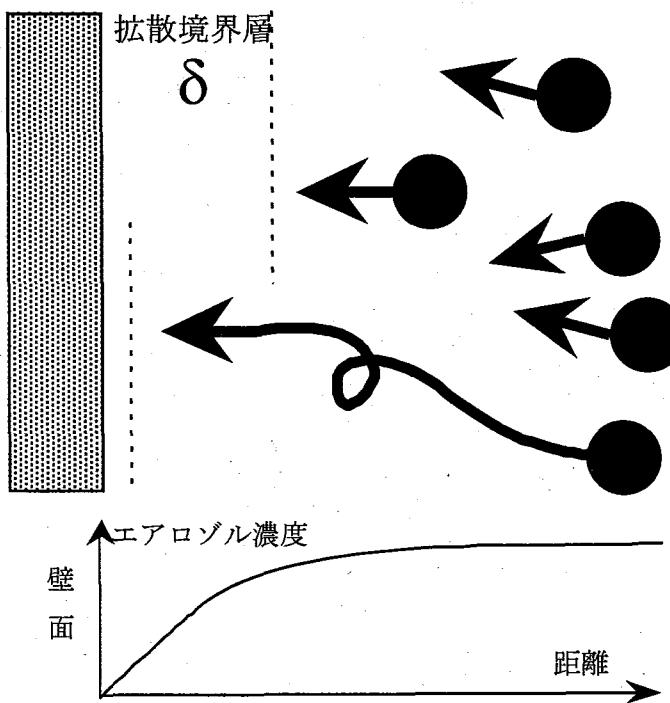


Fig. 3.2.5 エアロゾルの拡散モデル(平板形状)

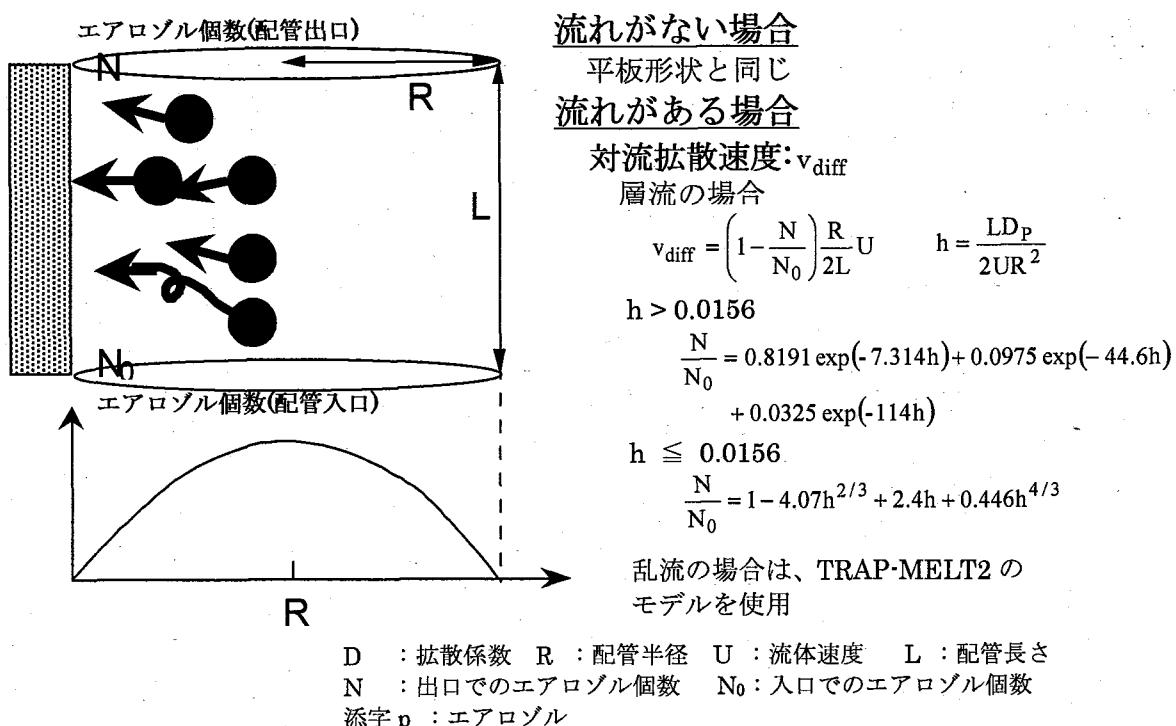


Fig. 3.2.6 エアロゾルの拡散モデル(配管形状)

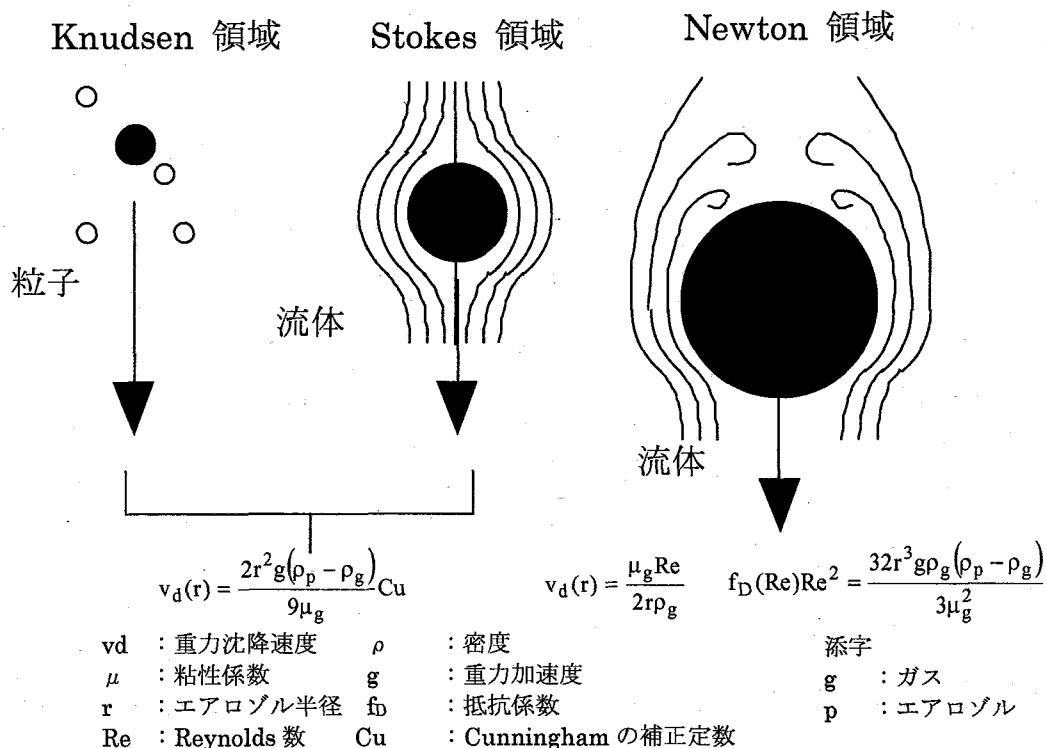


Fig. 3.2.7 エアロゾルの重力沈降モデル

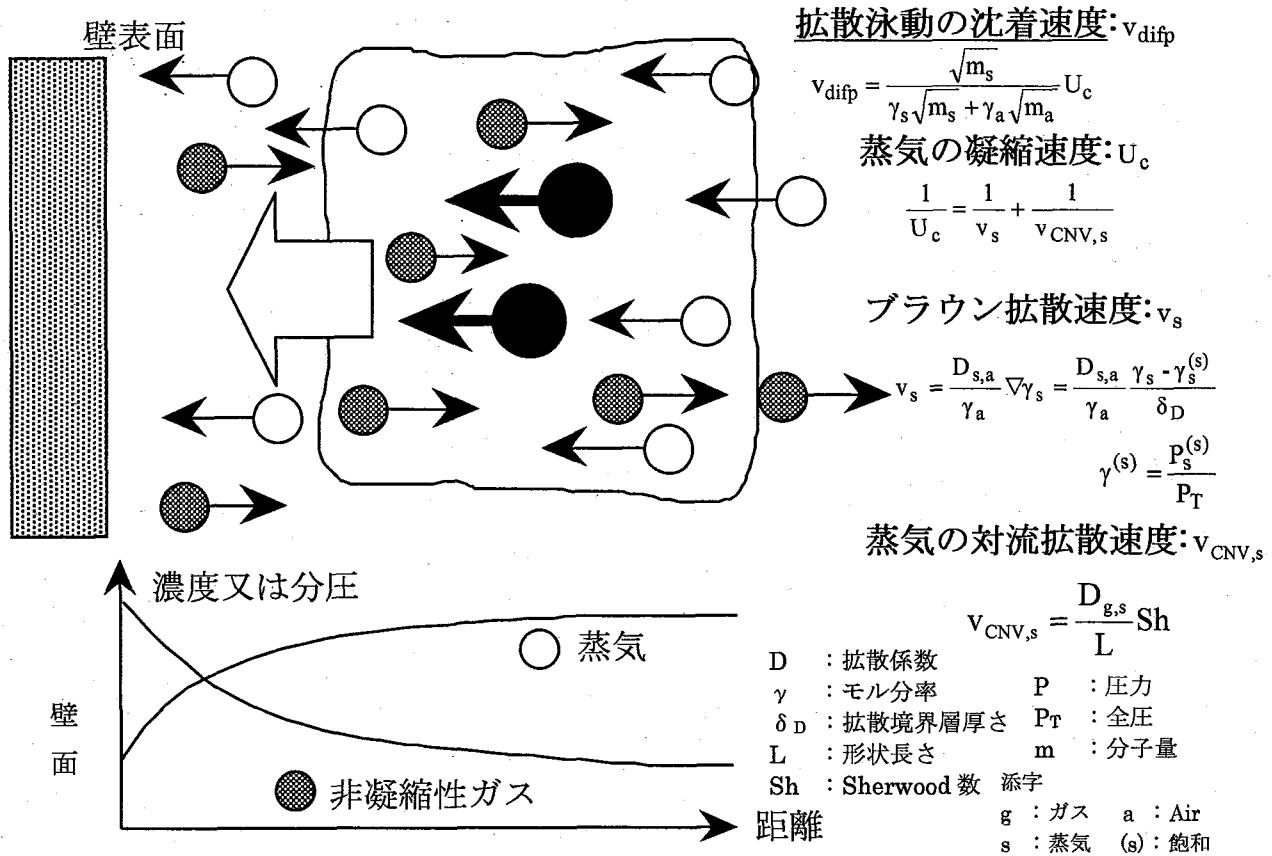


Fig. 3.2.8 エアロゾルの拡散泳動モデル

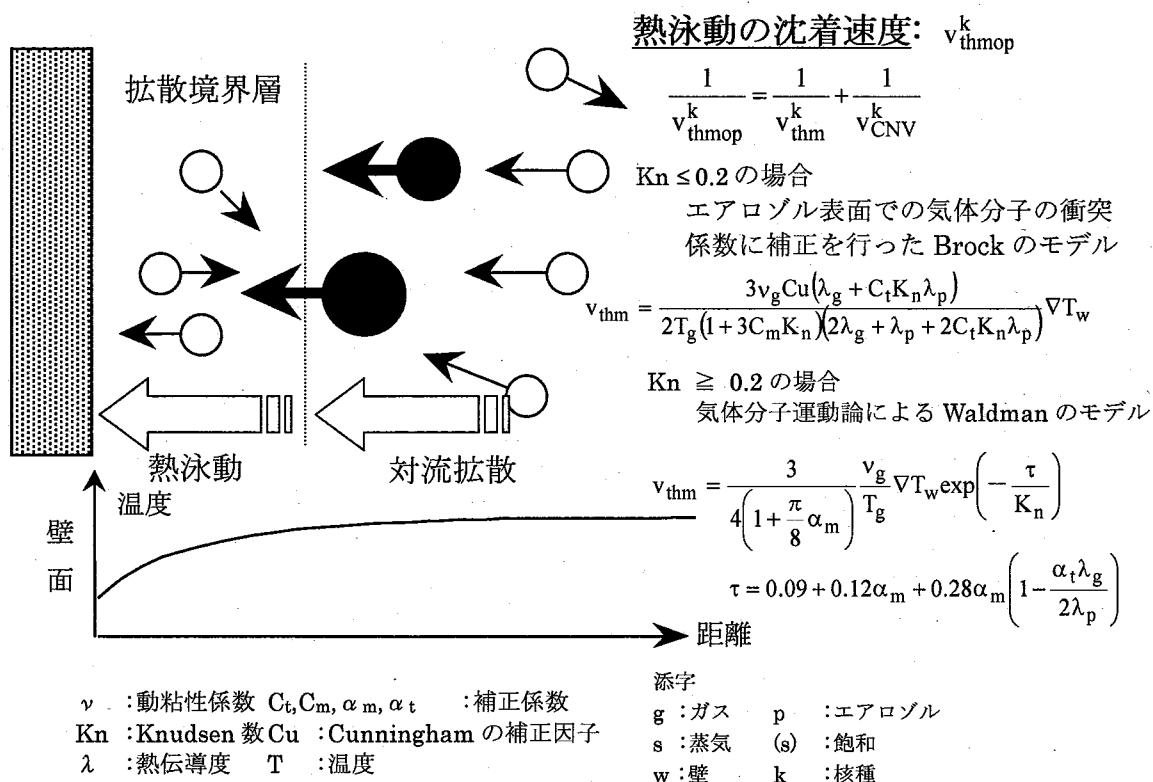
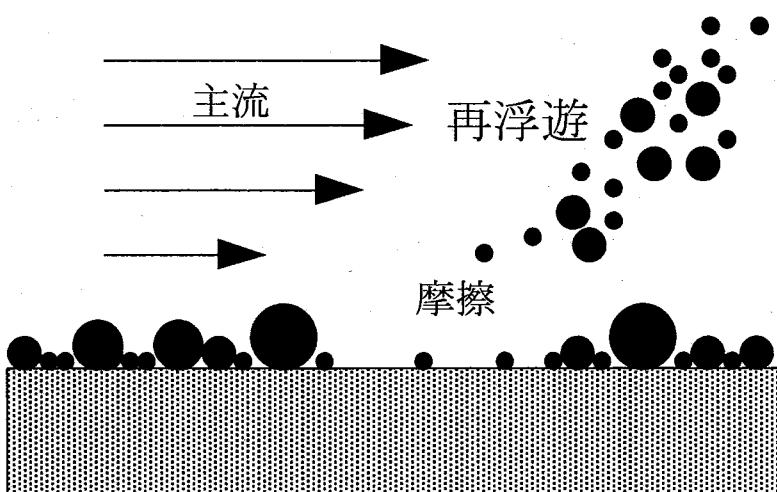


Fig. 3.2.9 エアロゾルの熱泳動モデル

再浮遊の判定条件流体から受ける効力  $\geq$  表面張力 + 摩擦力

$$\tau \pi r^2 \geq 2\pi r \sigma + 4\pi r^3 f \rho_p g / 3$$



$$\tau = \rho_g U^2 C_f / 2$$

$$C_f = 0.0791 Re^{-1/4}$$

- $\tau$  : 破断力  
 $r$  : エアロゾル半径  
 $\sigma$  : 表面張力  
 $f$  : 摩擦係数  
 $\rho_p$  : エアロゾル密度  
 $\rho_g$  : 気体密度  
 $U$  : 気体の流速  
 $C_f$  : 抵抗係数  
 $Re$  : Reynolds 数

Fig. 3.2.10 エアロゾルの再浮遊モデル

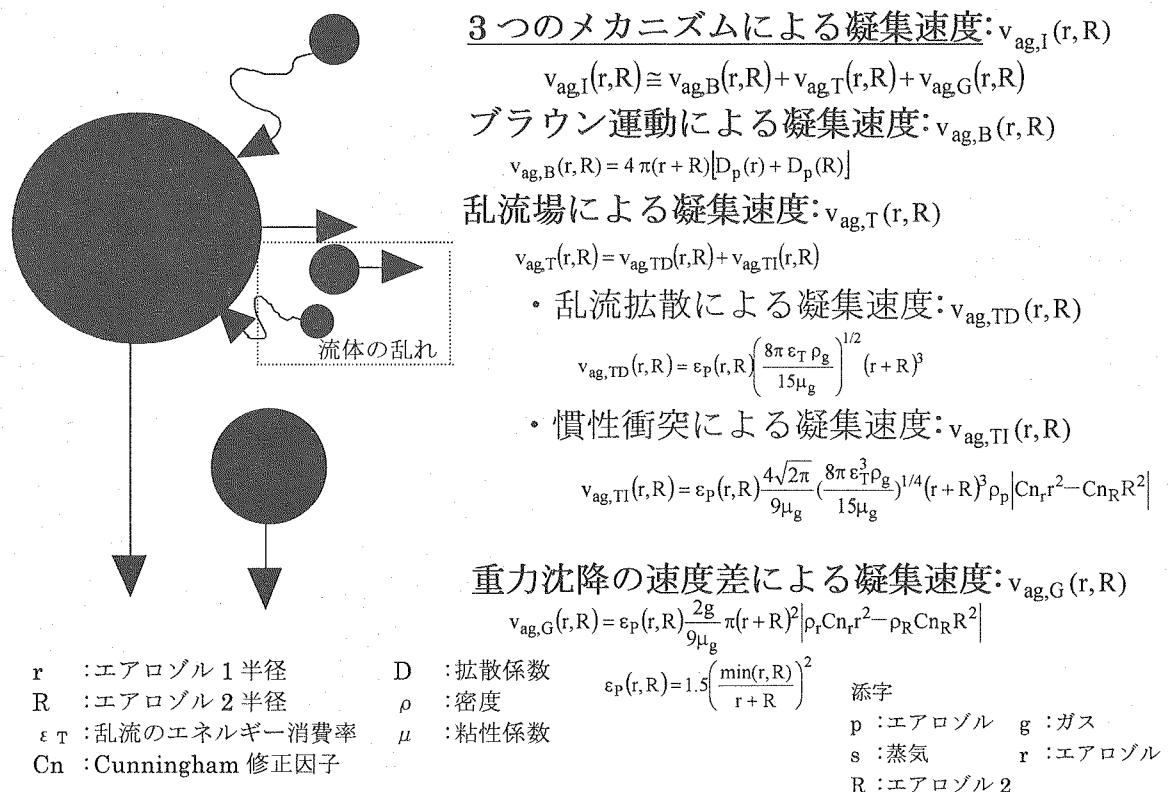
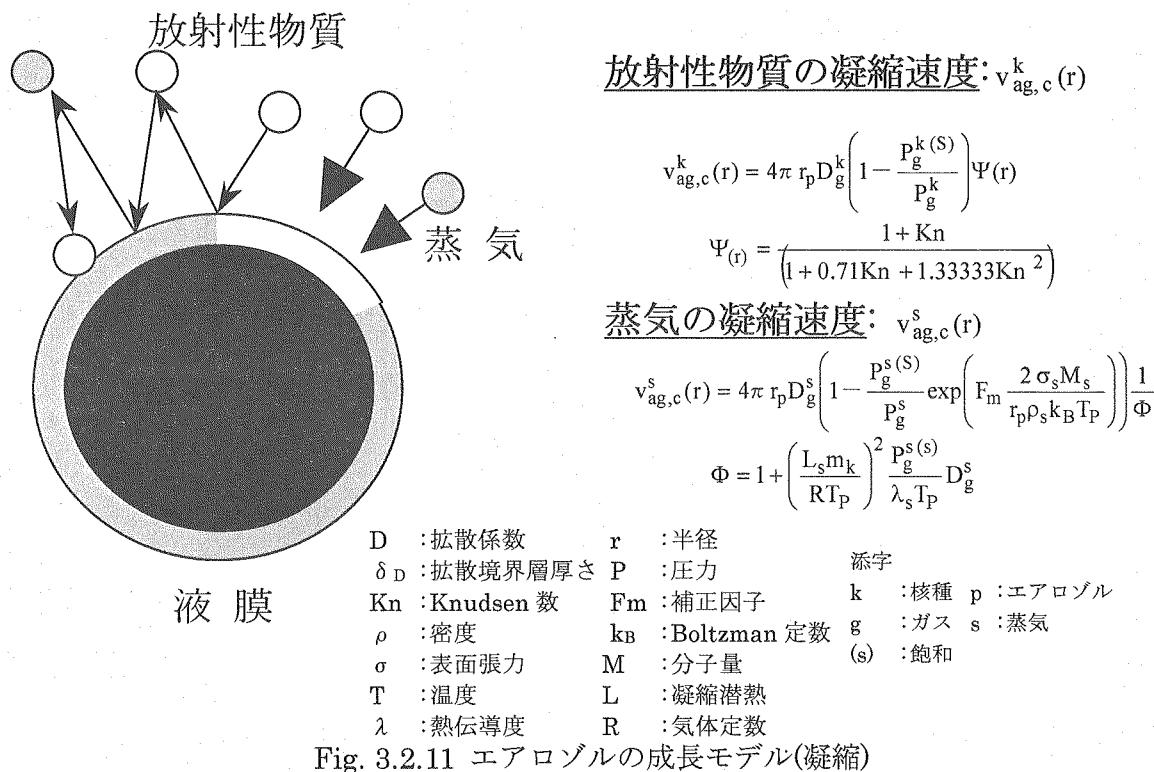
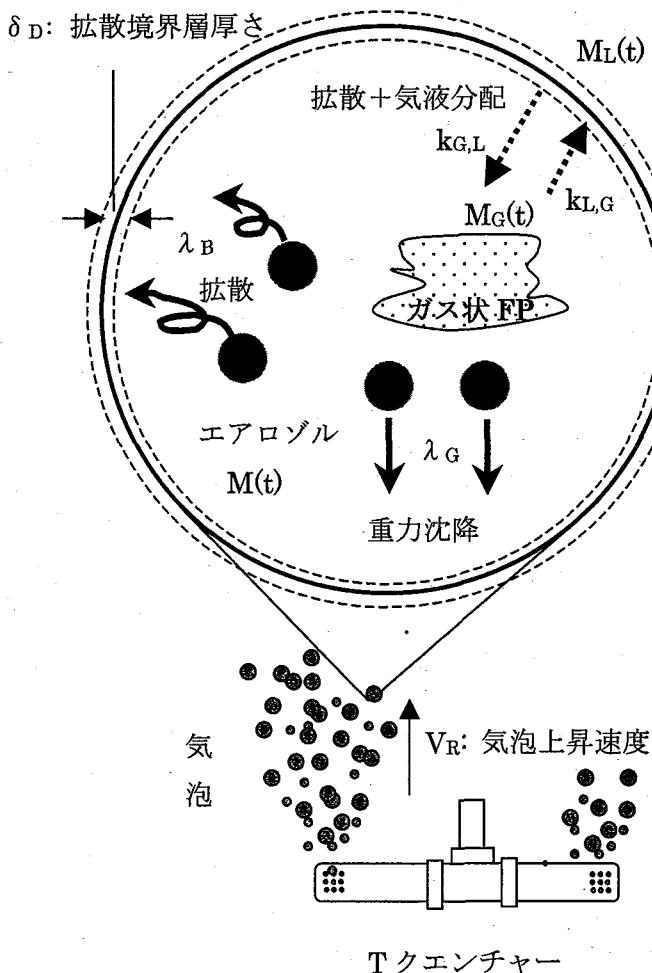


Fig. 3.2.12 エアロゾルの成長モデル(凝集)



M(t) : 気泡内の全エアロゾル存在量  
M<sub>G</sub>(t) : 気泡内の気体状 FP 存在量  
M<sub>L</sub>(t) : 液相中の FP 存在量

#### ・ ガス状 FP ・

k<sub>L,G</sub> : 気相から液相への  
質量移行係数  
k<sub>G,L</sub> : 液相から気泡内への  
質量移行係数

#### エアロゾル ・

##### SPARC モデル(理論式)

λ<sub>G</sub> : 重力沈降による  
液相への移行率  
λ<sub>B</sub> : 拡散による液相への  
移行率

##### 電共研モデル(実験式)

$$DF = DF_S(S, P, T_p, H_s) \exp\left(0.19 D_p^2\right) \\ \times \exp\left[0.88 + 0.52 D_p^2 H_s\right]$$

$$DF_S(S, P, T_p, H_s) = \begin{cases} R_s : R_s \geq 1 \\ 1 : R_s < 1 \end{cases}$$

DF : 除染係数  
R<sub>s</sub> : キャリアガスの流入流量  
/ キャリアガスの流出流量  
P : 圧力  
D<sub>p</sub> : エアロゾル粒径  
S : プール表面での圧力(ゲージ圧)  
T<sub>p</sub> : プール水温度  
H<sub>s</sub> : プールスクラビング深さ

#### ガス状 FP

$$\frac{dM_G}{dt} = -k_{L,G} \frac{a}{v_G} M_G + \epsilon k_{G,L} \frac{a}{V_L} M_L$$

$$\frac{dM_L}{dt} = +k_{L,G} \frac{a}{v_G} M_G - \epsilon k_{G,L} \frac{a}{V_L} M_L$$

v<sub>G</sub> : 気泡 1 個の体積 V<sub>L</sub> : 液相体積  
a : 気泡 1 個の表面積 ε : 液相中の気泡の個数

#### エアロゾル

$$\frac{dM_G(t)}{dt} = -(\lambda_B + \lambda_G) M_G(t) \quad (\text{SPARC モデル})$$

$$\frac{dM_G(t)}{dt} = -\lambda(DF) M_G(t) \quad (\text{電共研モデル})$$

但し、λ(DF)は、DF の実験式より換算して求める移行率

Fig 3.2.13 プールスクラビングモデル

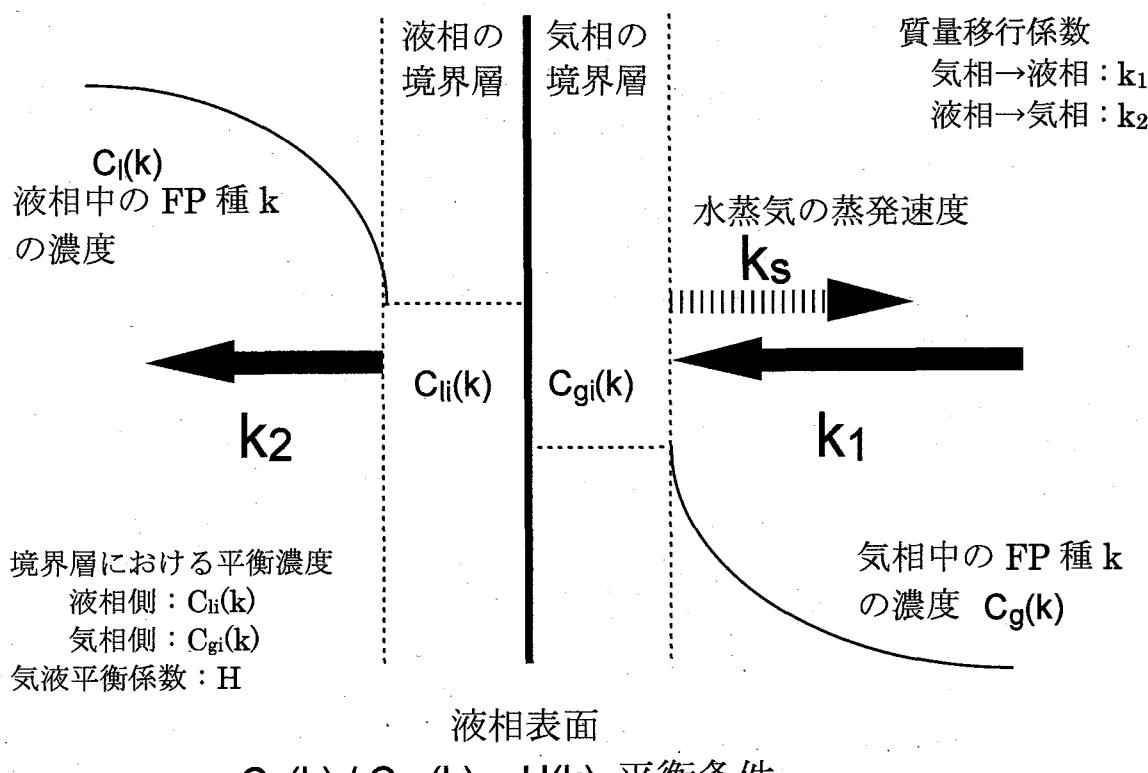


Fig. 3.2.14 液相表面での質量移行係数

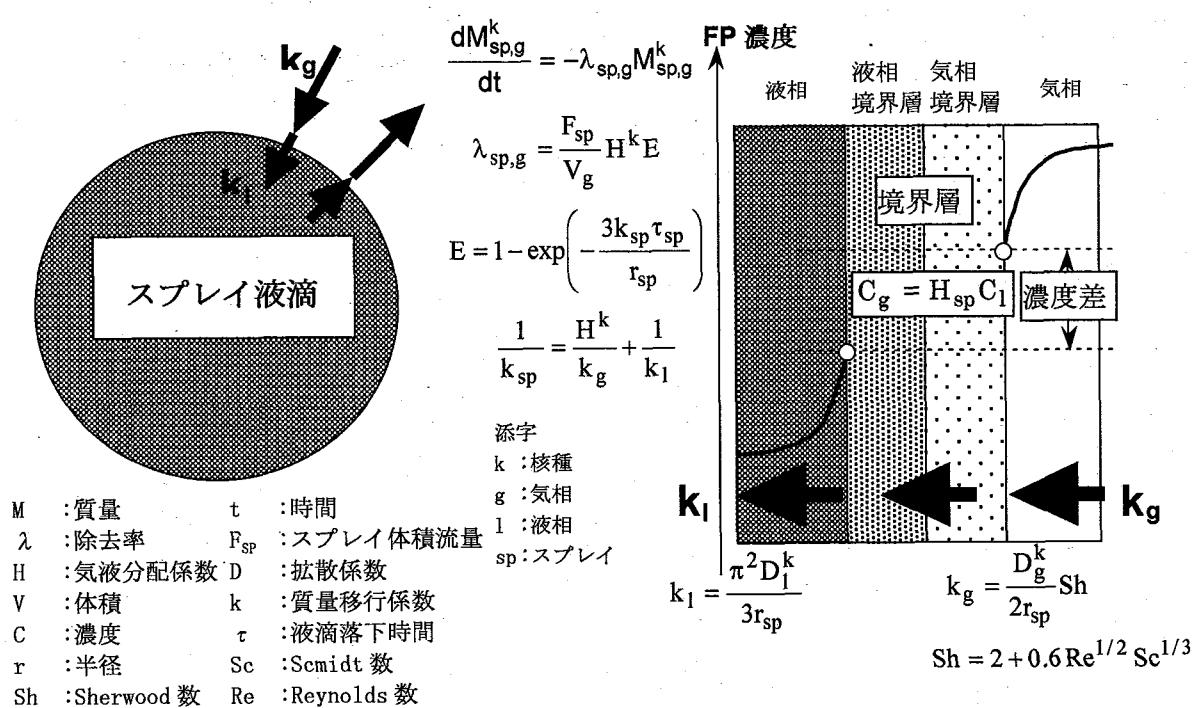


Fig. 3.2.15 スプレイ液滴による FP 除去 (ガス状 FP)

$$\frac{dM_{asc}^k}{dt} = -\lambda_{sp,asc} M_{asc}^k$$

$$\lambda_{sp,asc} = E_{p,asc} \frac{3h_{sp} F_{sp}}{4r_{sp,asc} V_g}$$

3つのメカニズムによる除去効率:  $E_{p,asc}$

$$E_{p,asc} = \varepsilon_{pb,asc} + \varepsilon_{pc,asc} + \varepsilon_{pl,asc}$$

拡散による除去効率:  $\varepsilon_{pb,asc}$

$$\varepsilon_{pb,asc} = 3.02 Re^{1/6} Pe^{2/3}$$

$$Pe = \frac{2r_{sp} U_{sp}}{D_p}$$

慣性衝突による除去効率:  $\varepsilon_{pc,asc}$

$$\varepsilon_{pc,asc} = \frac{S_{tk}^2}{(S_{tk} + 0.5)^2}$$

$$S_{tk} = \frac{2\rho_p r_p^2 U_{sp}}{9\mu_g r_{sp}}$$

Fig. 3. 2.16 スプレー液滴による FP 除去(エアロゾル)

M	:質量	t	:時間
$\lambda$	:除去率	$F_{sp}$	:スプレー流量
$E, \varepsilon$	:除去効率	$h_{sp}$	:液滴落下距離
V	:体積	r	:半径
$\rho$	:密度	U	:落下速度
$\mu$	:粘性係数	Re	:Reynolds 数
Pe	:Peclet 数	$S_{tk}$	:Stokes 数

添字

asc	:エアロゾルサイズクラス
sp	:スプレー液滴
g	:気相
pc	:慣性衝突
k	:核種
p	:エアロゾル
pb	:拡散
pl	:さえぎり

さえぎりによる除去効率:  $\varepsilon_{pl,asc}$

$$\varepsilon_{pl,asc} = \frac{3r_p}{r_{sp}}$$

● エアロゾル

Table 4.1 イベント発生時刻(TQUV シーケンス)

	過圧破損ケース 時刻[分]	管理放出ケース 時刻[分]	D/W スプレイ復旧ケース 時刻[分]
炉心溶融開始	41	同左	同左
炉心支持板損壊	56	同左	同左
全炉心崩壊	179	同左	同左
圧力容器溶融貫通	239	同左	同左
ペデスタル破損	745	同左	同左
格納容器ベント	-	1回目 作動 779, 停止 782 2回目 作動 1372, 停止 1393 3回目 作動 1673, 停止 1691 4回目 作動 1971, 停止 1998	-
D/W スプレイ復旧	-	-	1200
格納容器破損	1662	-	-

Table 4.2 イベント発生時刻(TB シーケンス)

	過圧破損ケース 時刻[分]	管理放出ケース 時刻[分]	D/W スプレイ復旧ケース 時刻[分]
バッテリー枯渇	480	同左	同左
炉心溶融開始	649	同左	同左
炉心支持板損壊	689	同左	同左
全炉心崩壊	845	同左	同左
圧力容器溶融貫通	856	同左	同左
ペデスタル破損	1468	1473	1468
格納容器ベント	-	1回目 作動 858, 停止 861 2回目 作動 1329, 停止 1334 3回目 作動 1569, 停止 1589 4回目 作動 1898, 停止 1918	-
D/W スプレイ復旧	-	-	1200
格納容器破損	1860	-	-

Table 4.3 イベント発生時刻(TQUV1W シーケンス)

	過圧破損ケース 時刻[分]	管理放出ケース 時刻[分]	D/W スプレイ復旧ケース 時刻[分]
炉心溶融開始	483	同左	同左
炉心支持板損壊	604	同左	同左
全炉心崩壊	813	同左	同左
圧力容器溶融貫通	889	同左	同左
ペデスタル破損	1515	同左	同左
格納容器ベント	-	1回目 作動 1039, 停止 1053 2回目 作動 1297, 停止 1303 3回目 作動 1539, 停止 1563 4回目 作動 1803, 停止 1821	
D/W スプレイ復旧	-	-	1200
格納容器破損	1515	-	-

Table 4.4 イベント発生時刻(TW シーケンス)

	過圧破損ケース 時刻[分]	管理放出ケース 時刻[分]	D/W スプレイ復旧ケース 時刻[分]
格納容器破損	2335	-	-
炉心溶融開始	2537	-	-
炉心支持板損壊	2587	-	-
全炉心崩壊	2815	-	-
圧力容器溶融貫通	2835	-	-
ペデスタル破損	3546	-	-
格納容器ベント	-	-	-
D/W スプレイ復旧	-	-	-

Table 4.5 金属・水反応による被覆管酸化及び水素発生量(全シーケンス)

シーケンス名	被覆管 酸化割合[-]	水素発生量 [kg]
TQUV	0.06	158
TB	0.216	566
TQUV1W	0.442	1160
TW	0.493	1290

Table 4.6 炉心での熱の蓄積量と事故の進展の関係(炉心溶融開始時点)

	TQUV	TB	TQUV1W	TW
炉心での発生熱量 Q1[kcal]	$4.49 \times 10^7$	$3.27 \times 10^8$	$9.45 \times 10^8$	$9.17 \times 10^8$
炉心からの除熱量 Q2[kcal]	$3.29 \times 10^7$	$3.20 \times 10^8$	$9.48 \times 10^8$	$9.13 \times 10^8$
炉心での蓄積熱量(Q1-Q2)	$1.20 \times 10^7$	$6.83 \times 10^6$	$-2.41 \times 10^6$	$3.61 \times 10^6$
Tmelt から Tgrid までの 時間間隔[分] <sup>(注)</sup>	15	40	121	50
Tmelt から Thead までの 時間間隔[分] <sup>(注)</sup>	198	207	406	298

(注)Tmelt:炉心溶融開始時刻、Tgrid:炉心支持板破損時刻、Thead:下部ヘッド破損時刻

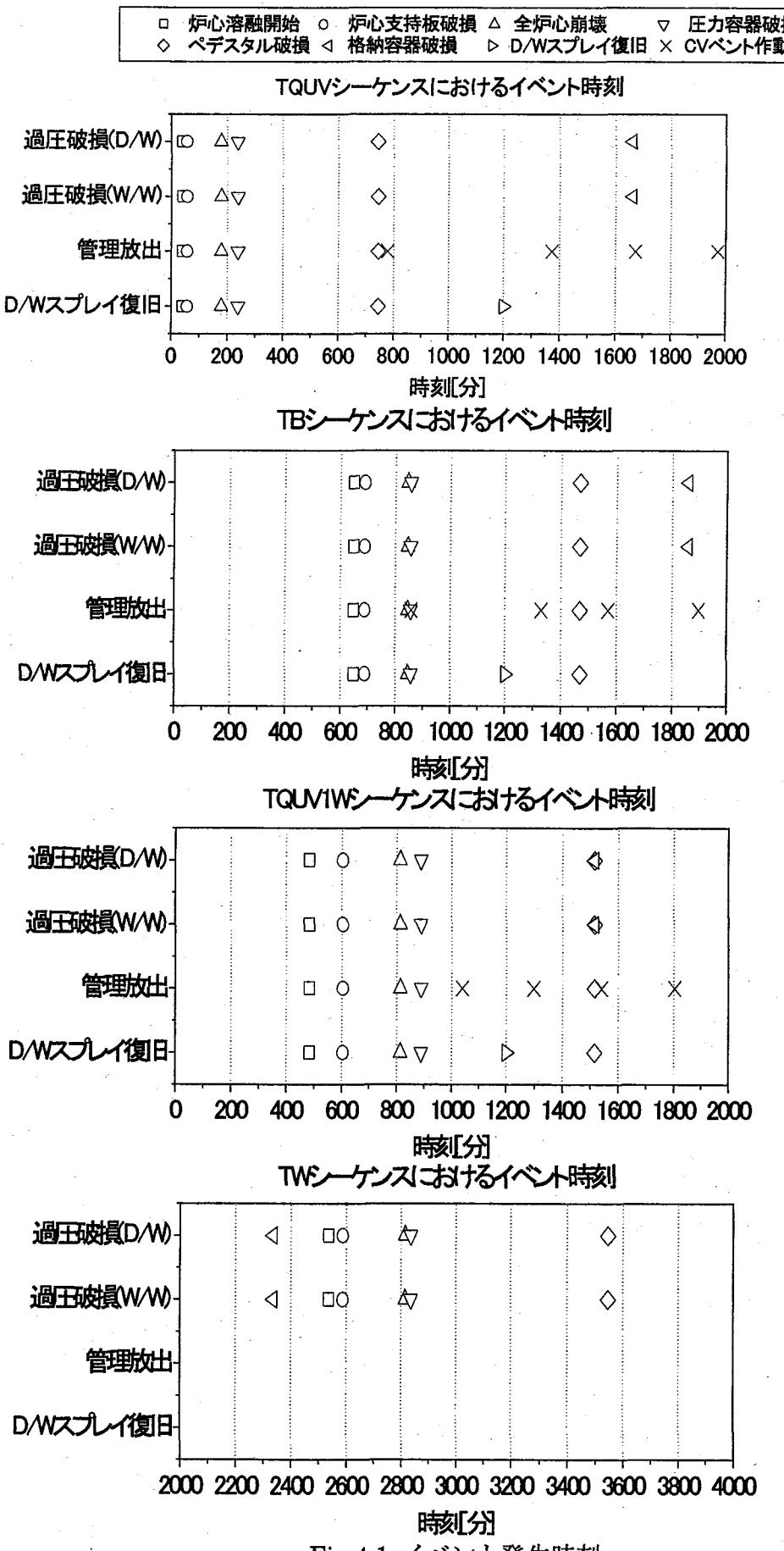


Fig.4.1 イベント発生時刻

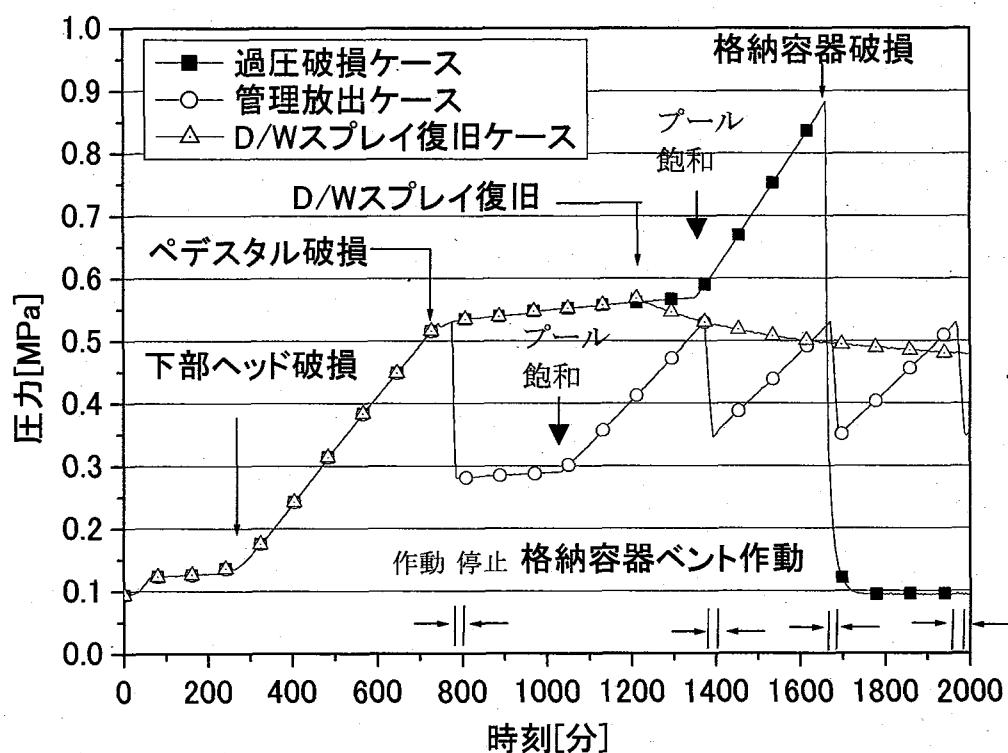


Fig. 4.1.1 格納容器系圧力(TQUV 全ケース)

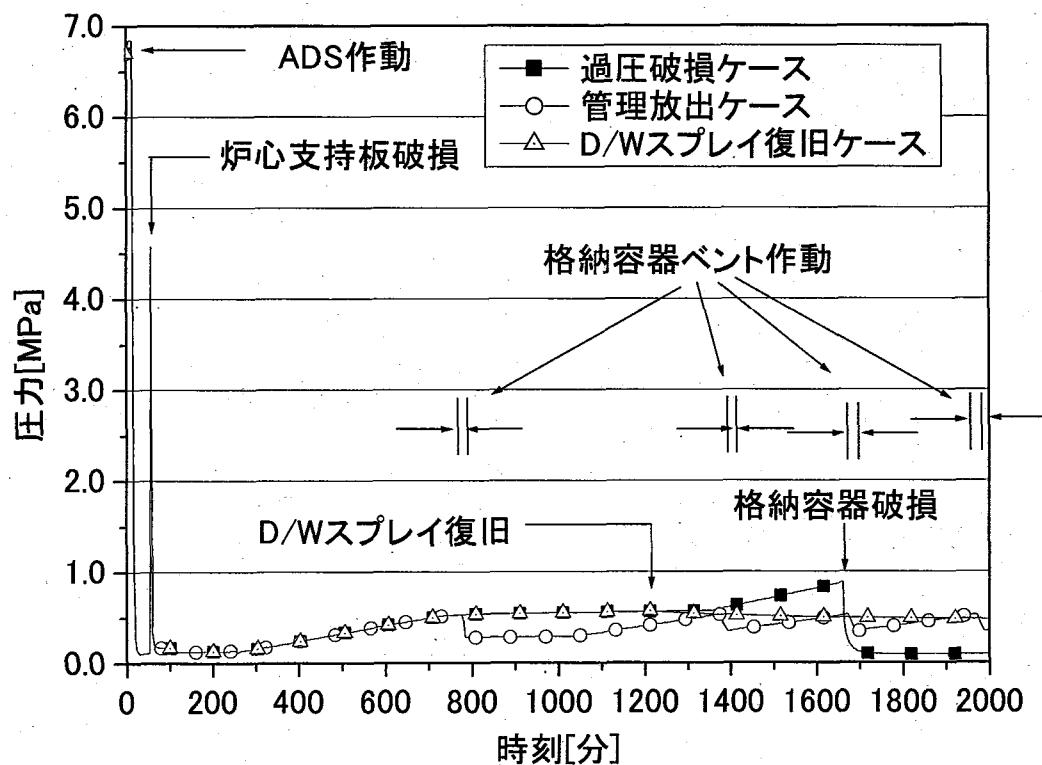


Fig. 4.1.2 原子炉冷却系圧力(TQUV 全ケース)

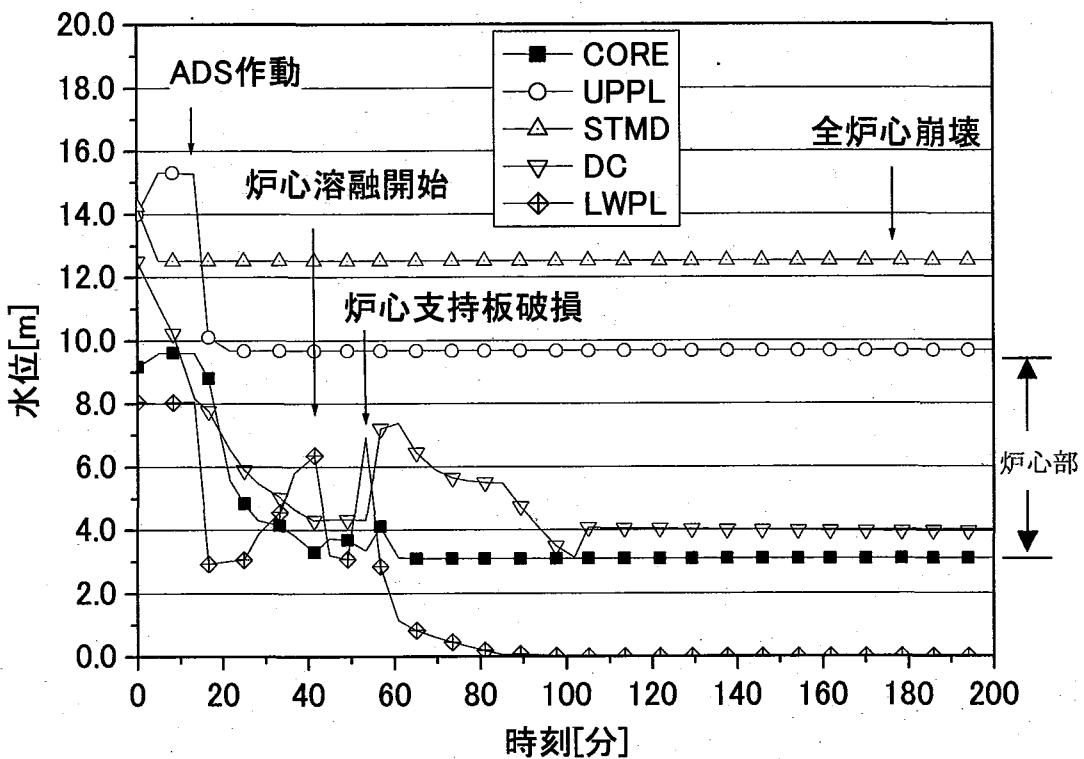


Fig. 4.1.3 原子炉冷却系水位(TQUV 全ケース共通)

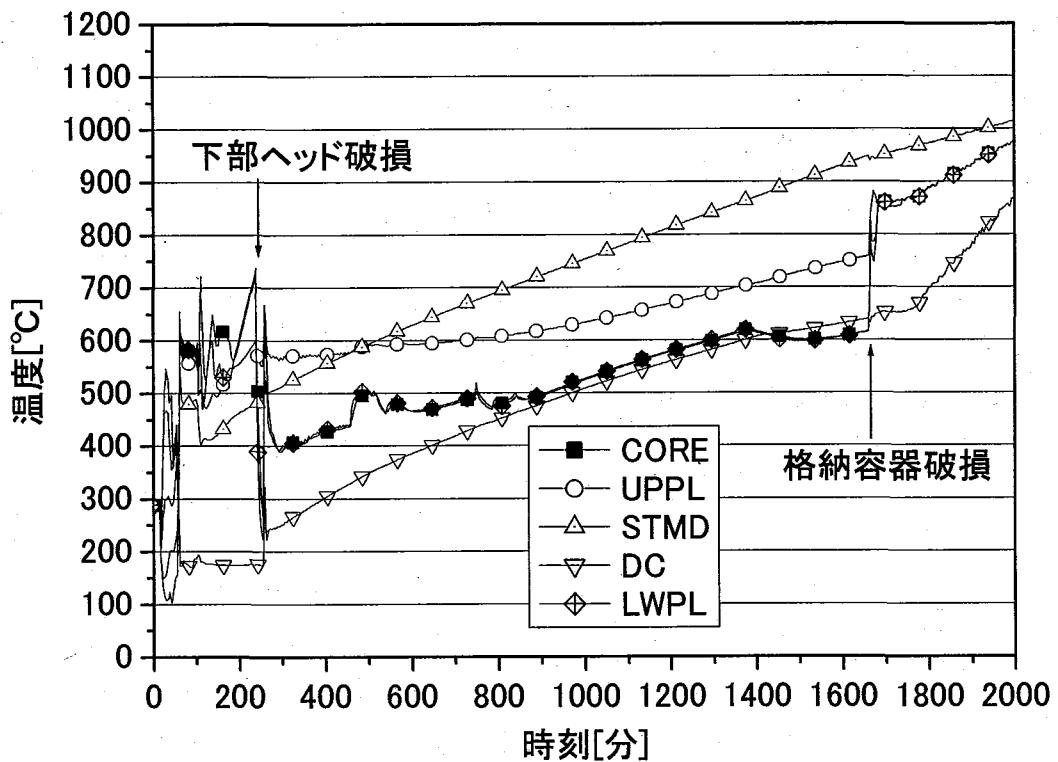


Fig. 4.1.4 原子炉冷却系内気相温度(TQUV 過圧破損ケース)

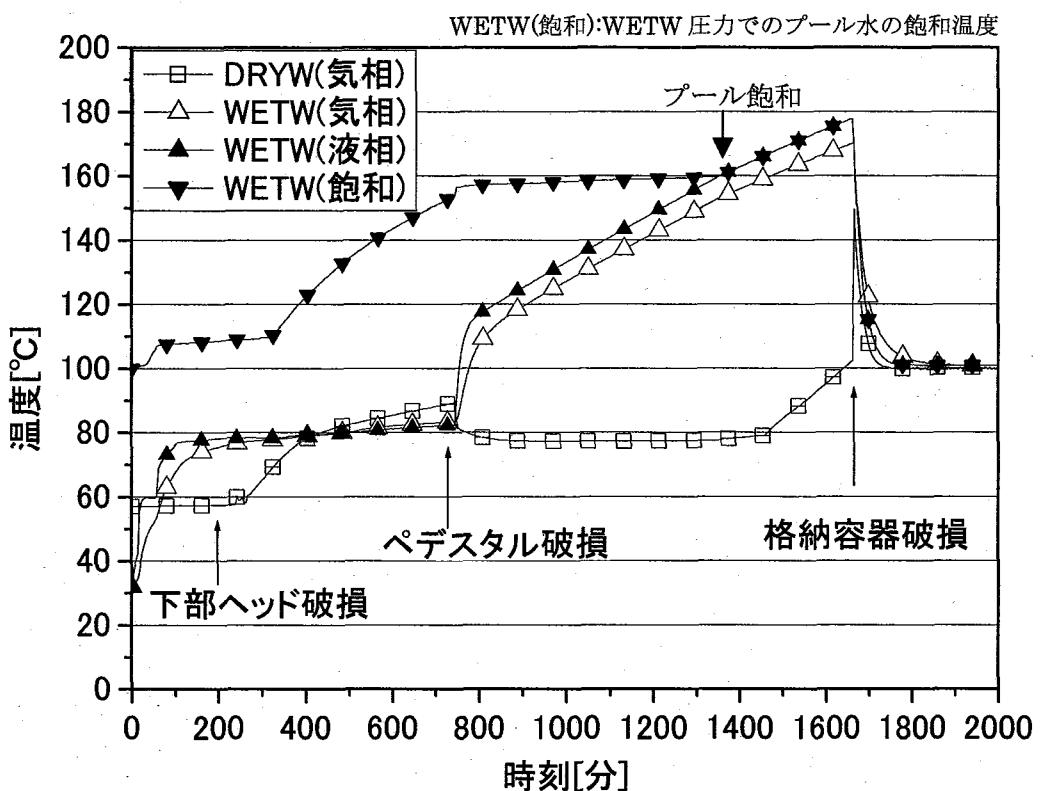


Fig. 4.1.5 格納容器内温度(TQUV 過圧破損ケース)

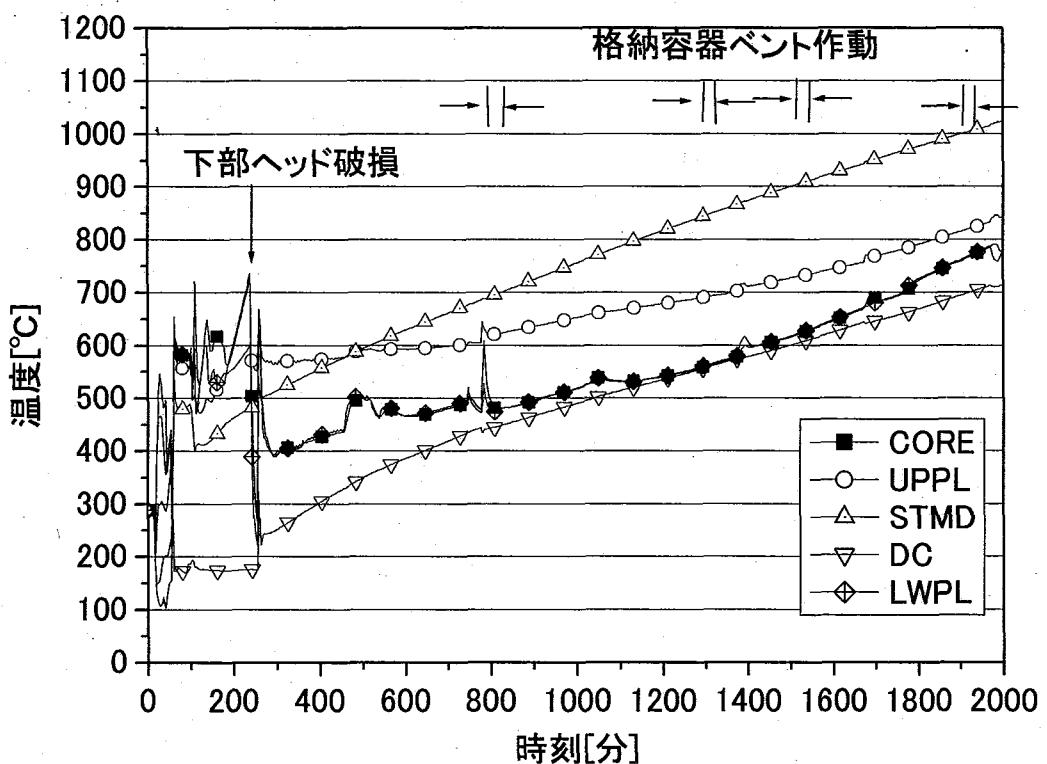


Fig. 4.1.6 原子炉冷却系内気相温度(TQUV 管理放出ケース)

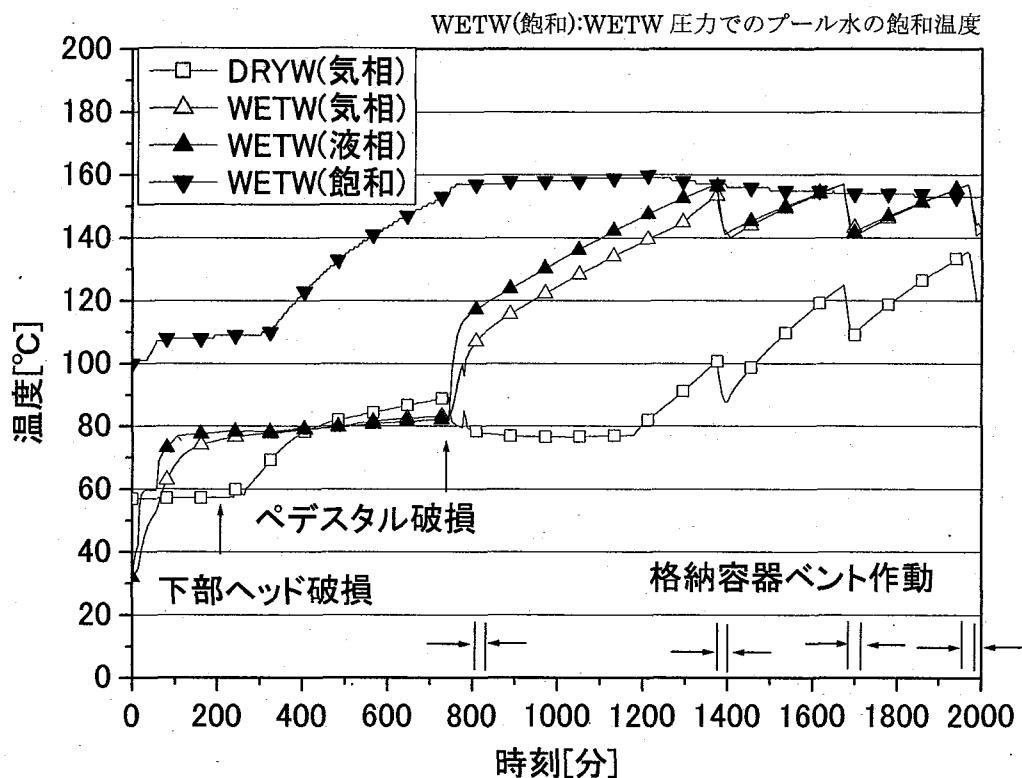


Fig. 4.1.7 格納容器内温度(TQUV 管理放出ケース)

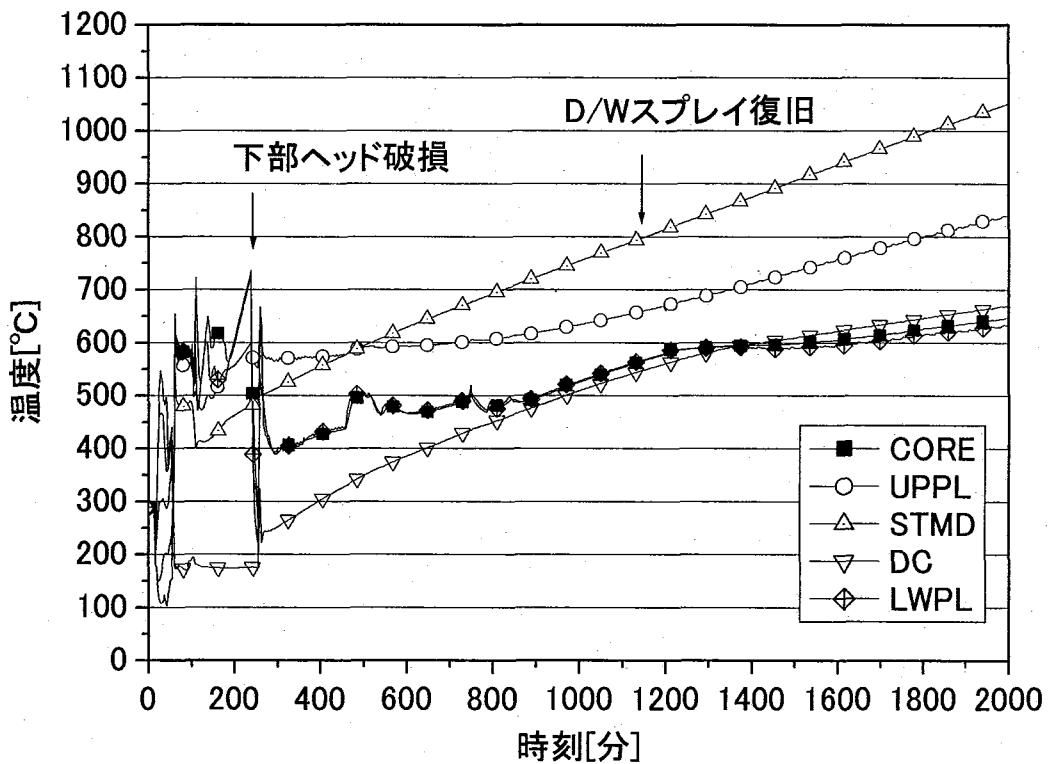


Fig. 4.1.8 原子炉冷却系内気相温度(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

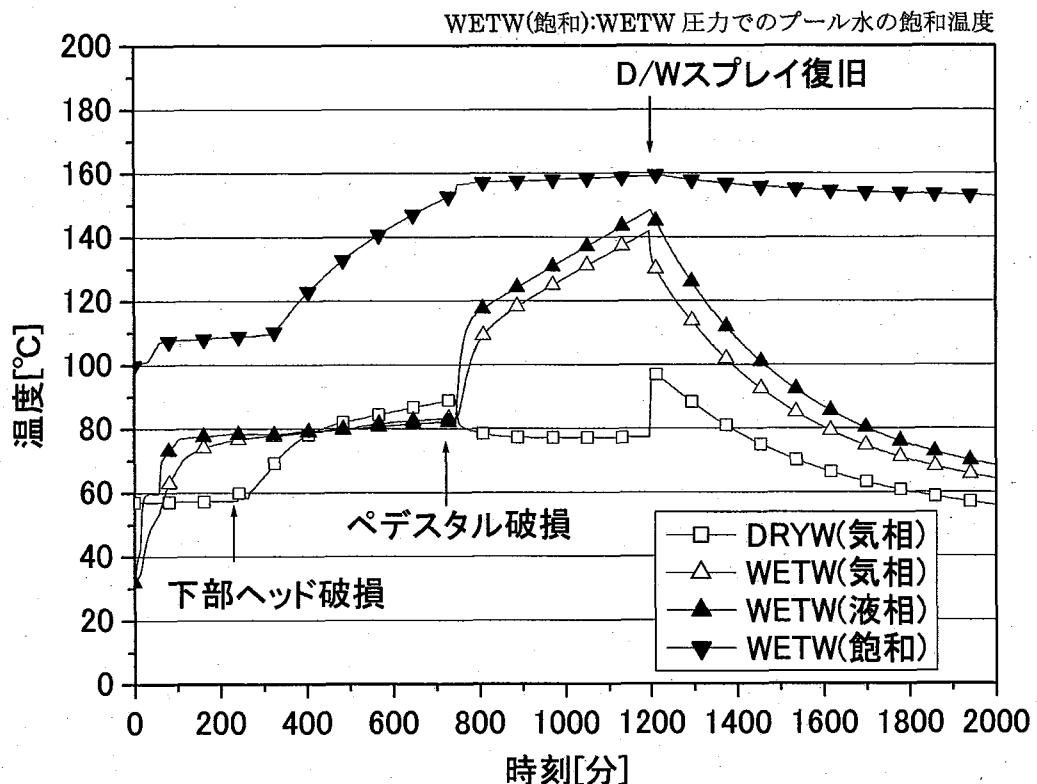


Fig. 4.1.9 格納容器内温度(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

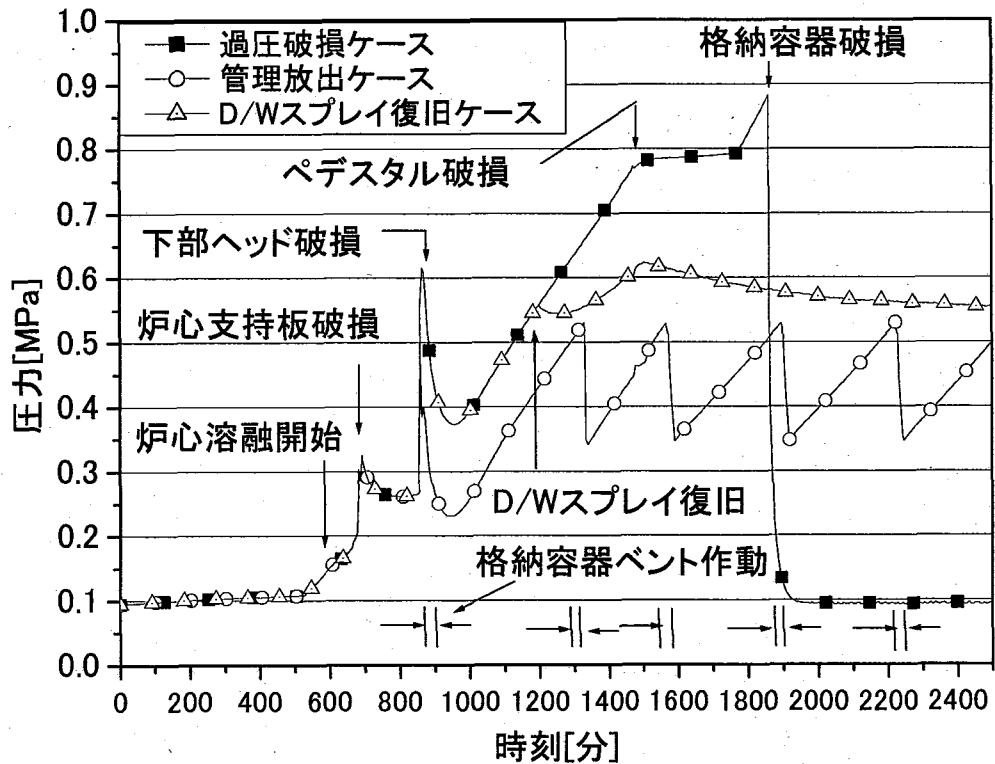


Fig. 4.2.1 格納容器系圧力(TB 全ケース)

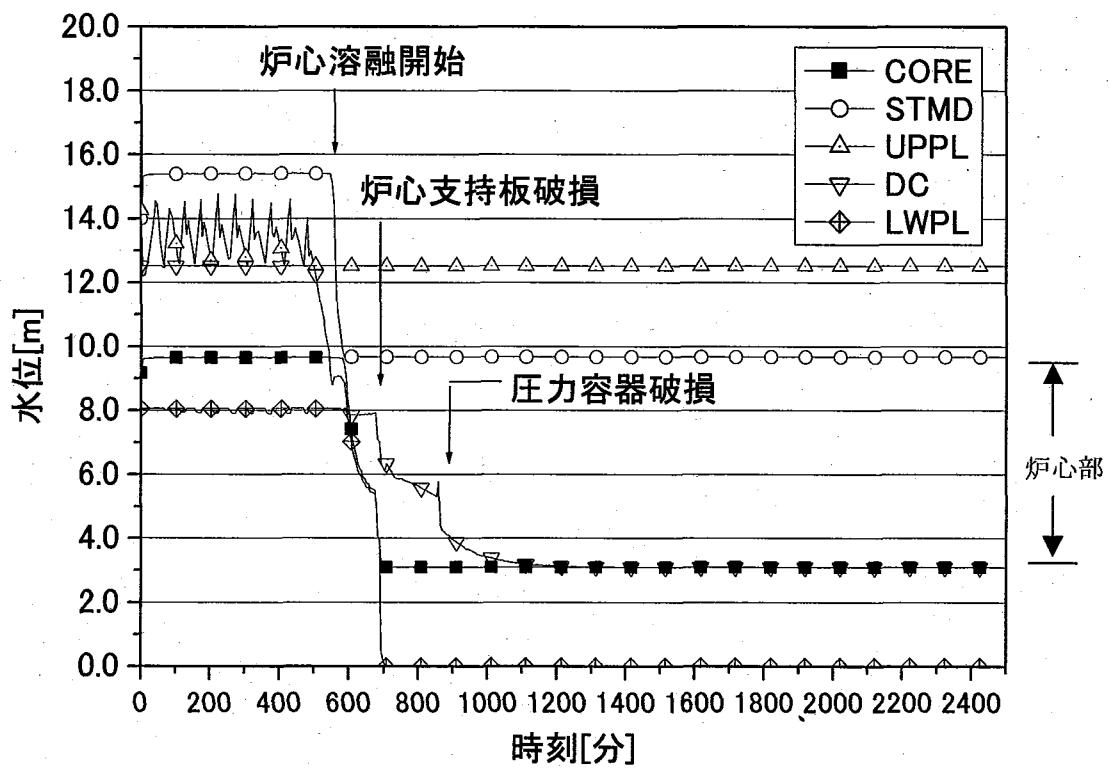
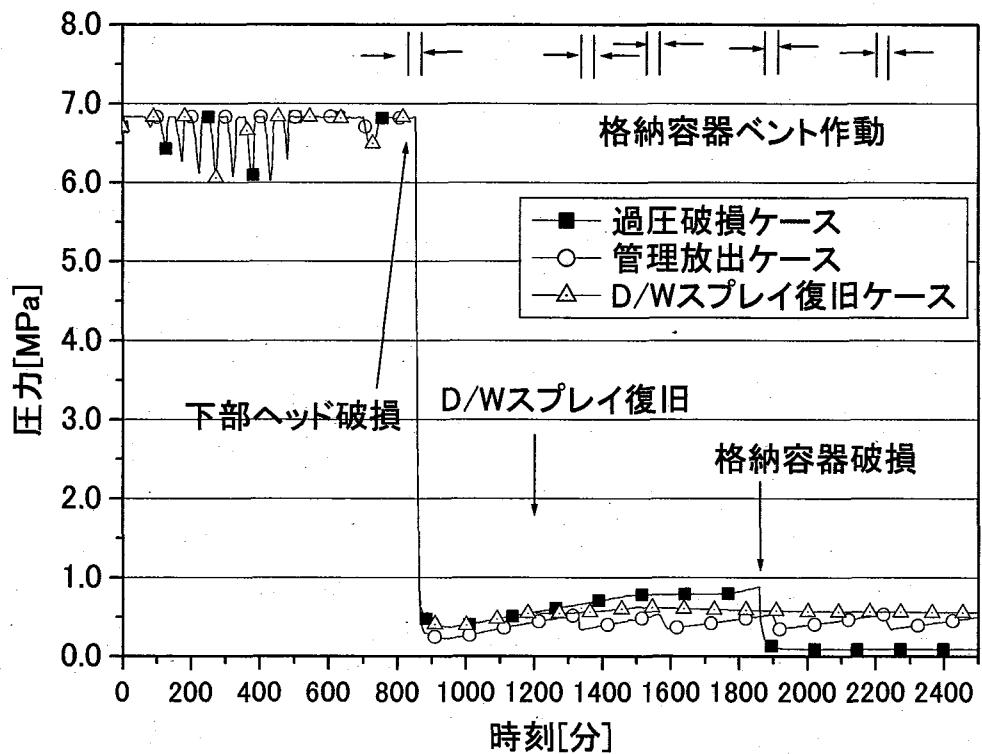


Fig. 4.2.3 原子炉冷却系水位(TB 全ケース共通)

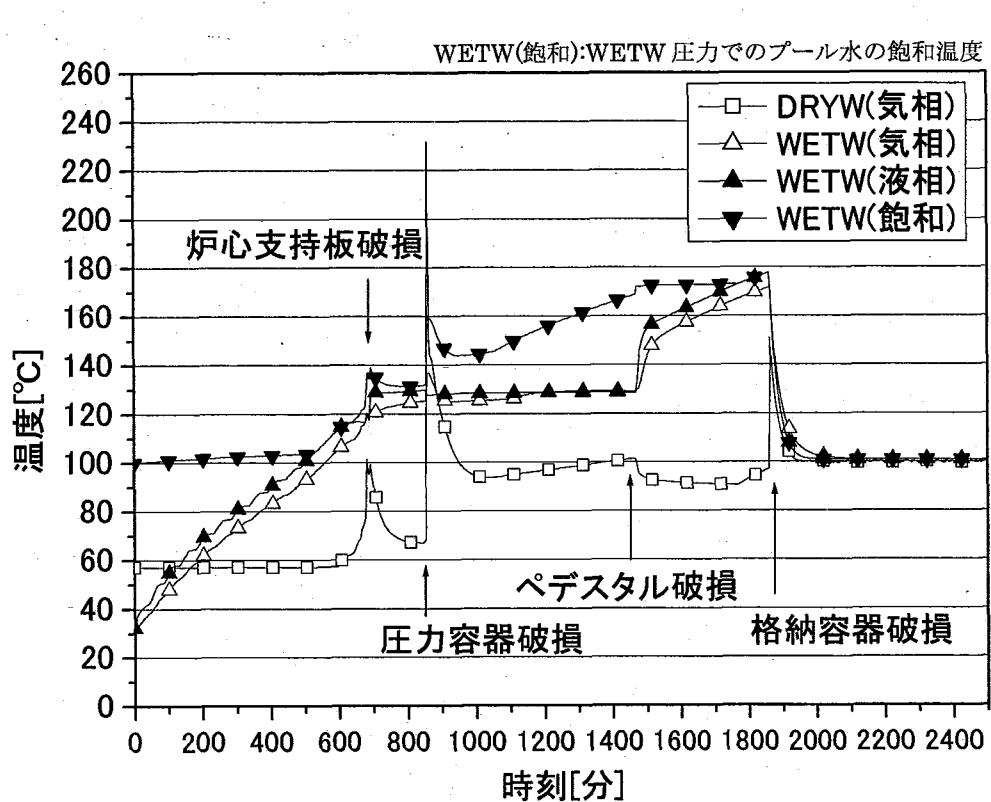
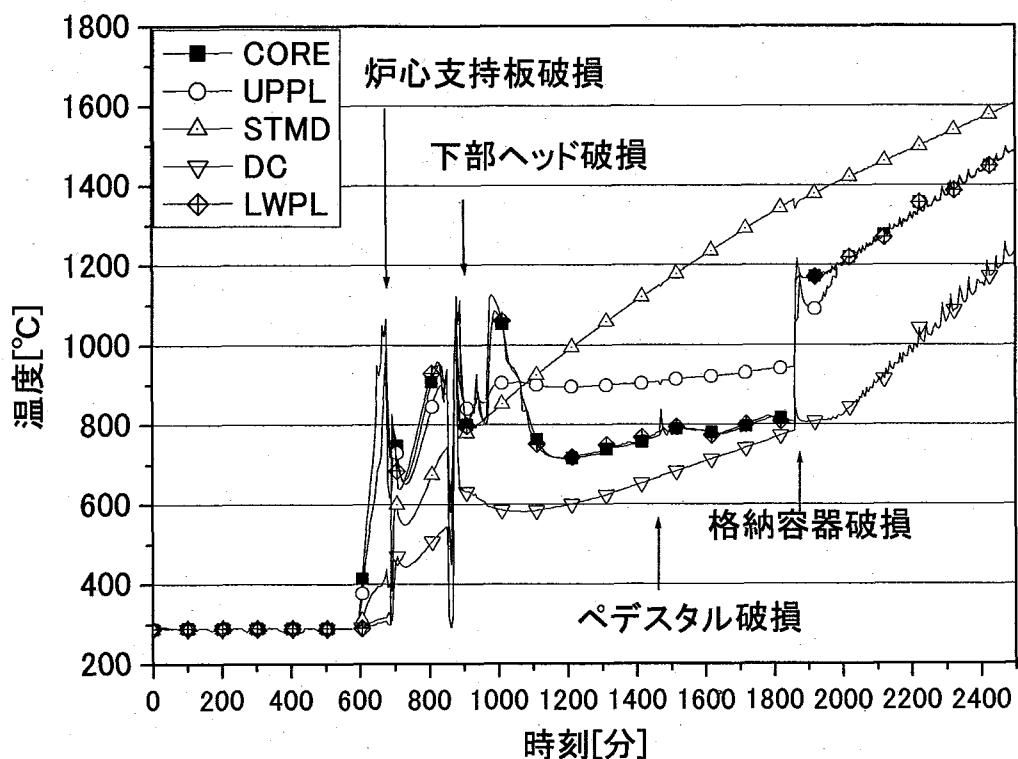


Fig. 4.2.5 格納容器内温度(TB 過圧破損ケース)

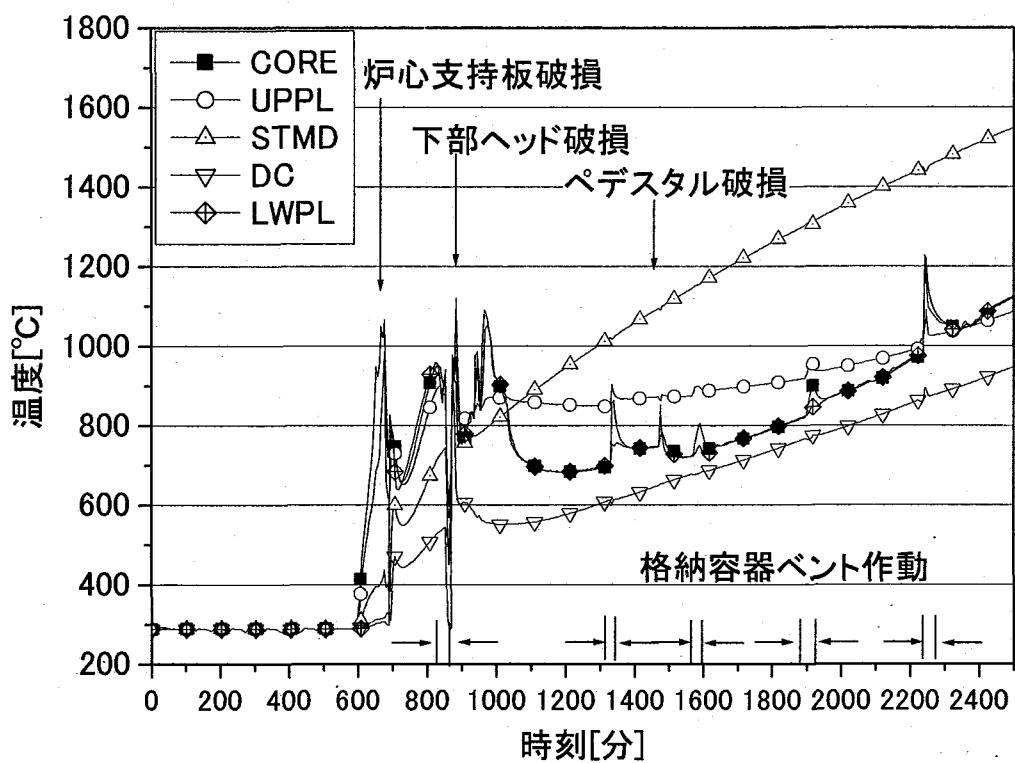


Fig. 4.2.6 原子炉冷却系内気相温度(TB 管理放出ケース)

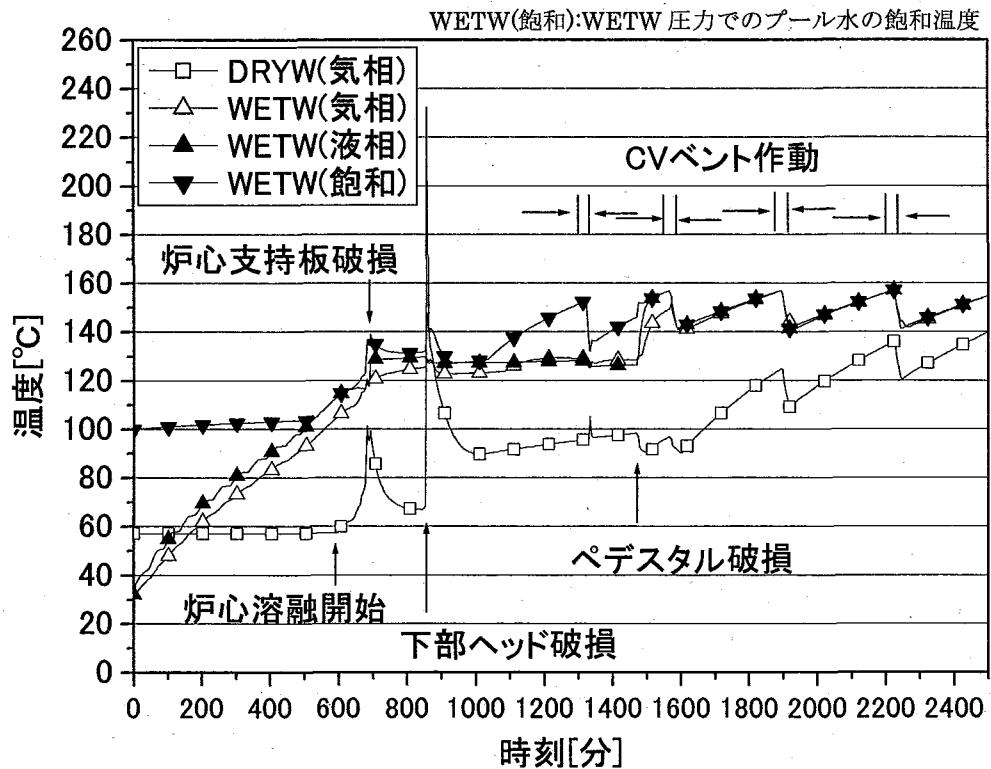


Fig. 4.2.7 格納容器内温度(TB 管理放出ケース)

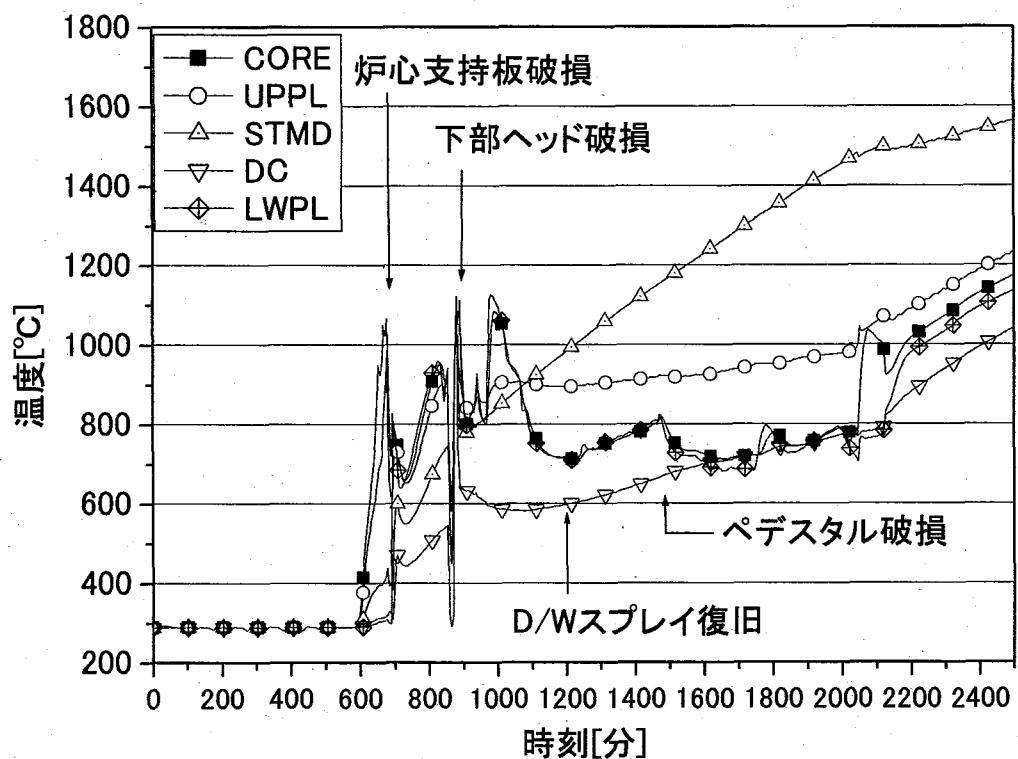


Fig. 4.2.8 原子炉冷却系内気相温度(TB-D/W スプレイ復旧ケース)

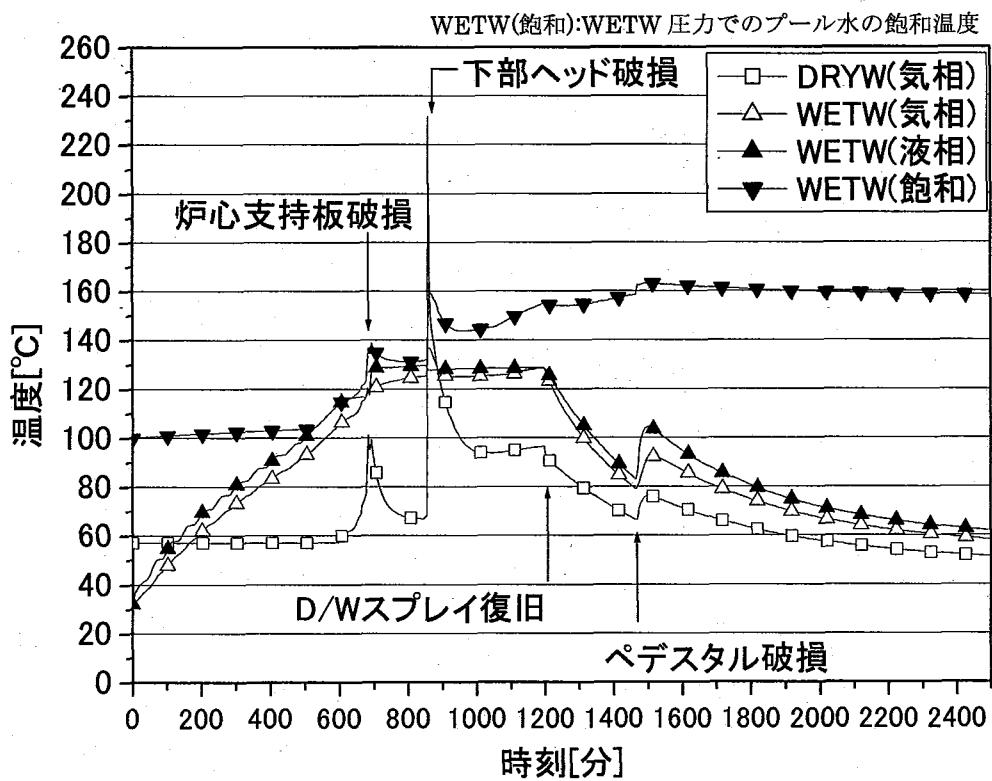


Fig. 4.2.9 格納容器内温度(TB-D/W スプレイ復旧ケース)

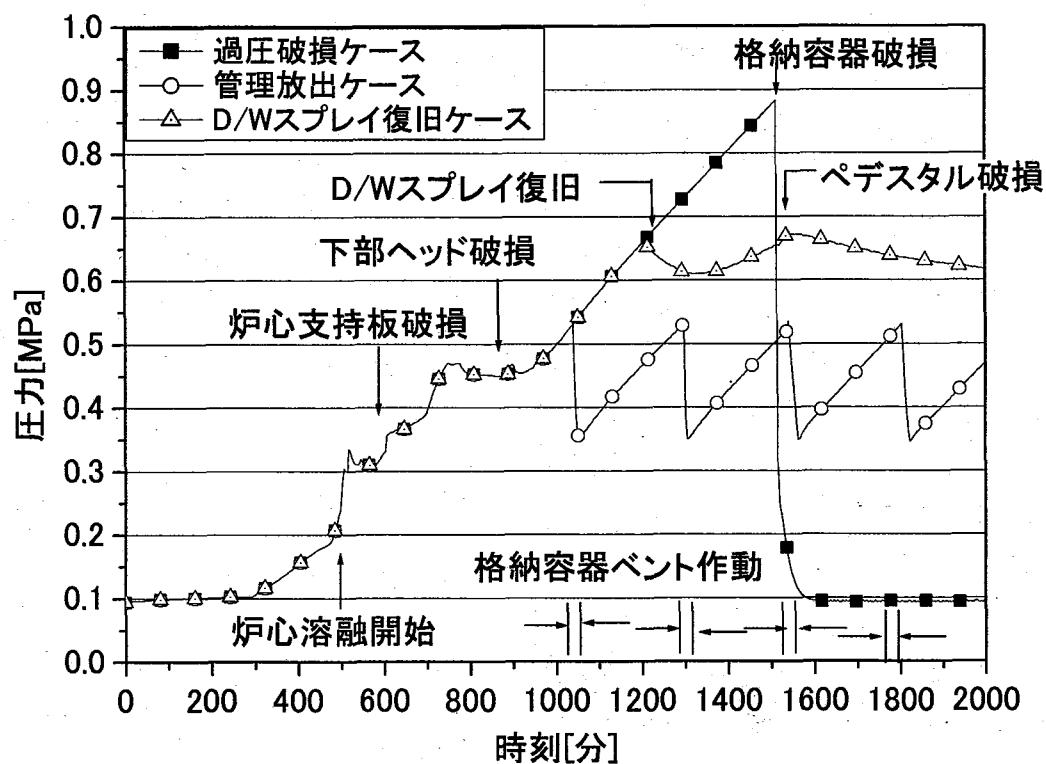


Fig. 4.3.1 格納容器系圧力(TQUV1W 全ケース)

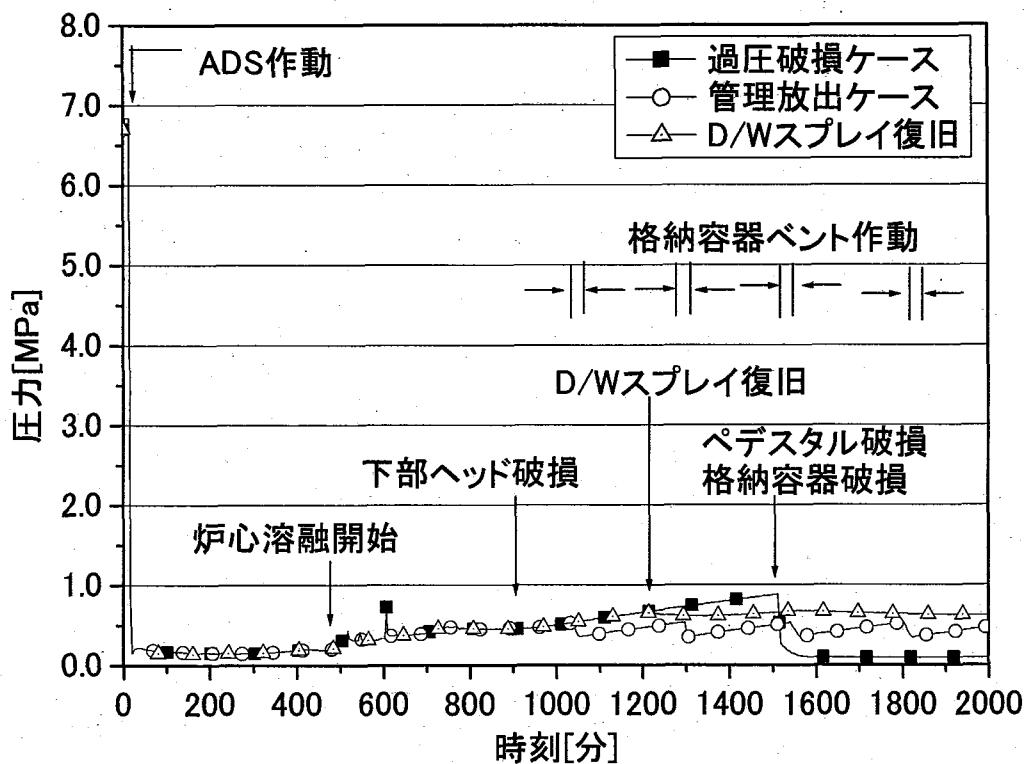


Fig. 4.3.2 原子炉冷却系圧力(TQUV1W 全ケース)

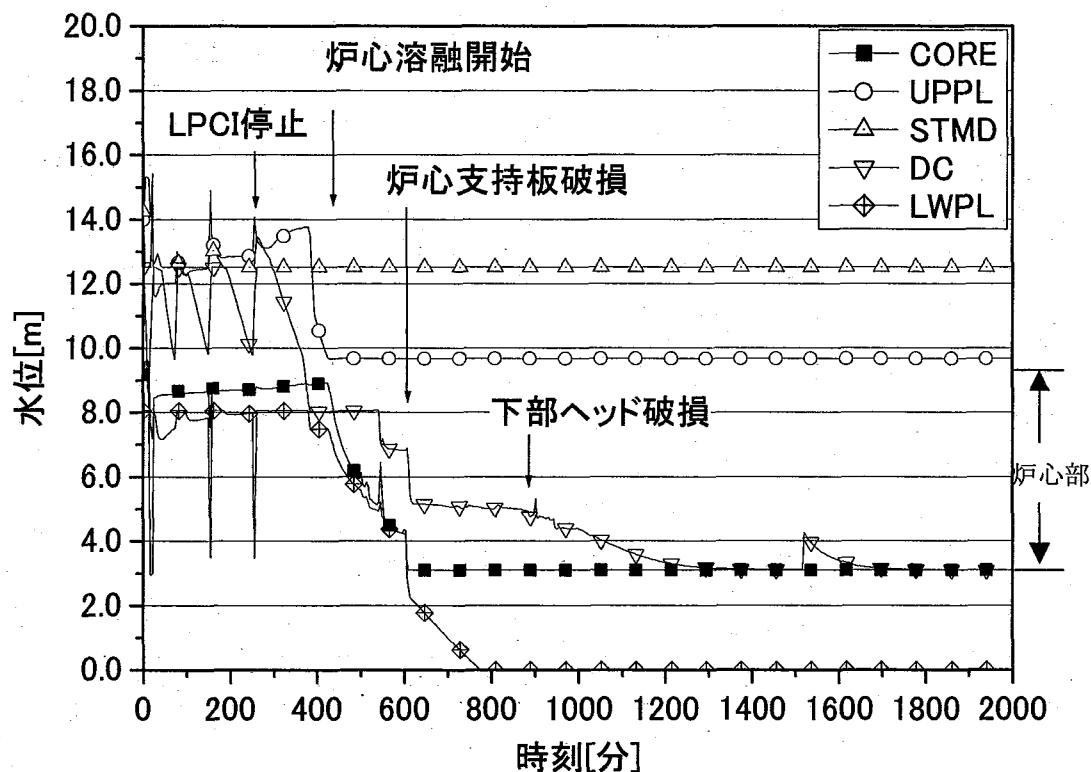


Fig. 4.3.3 原子炉冷却系水位(TQUV1W 全ケース共通)

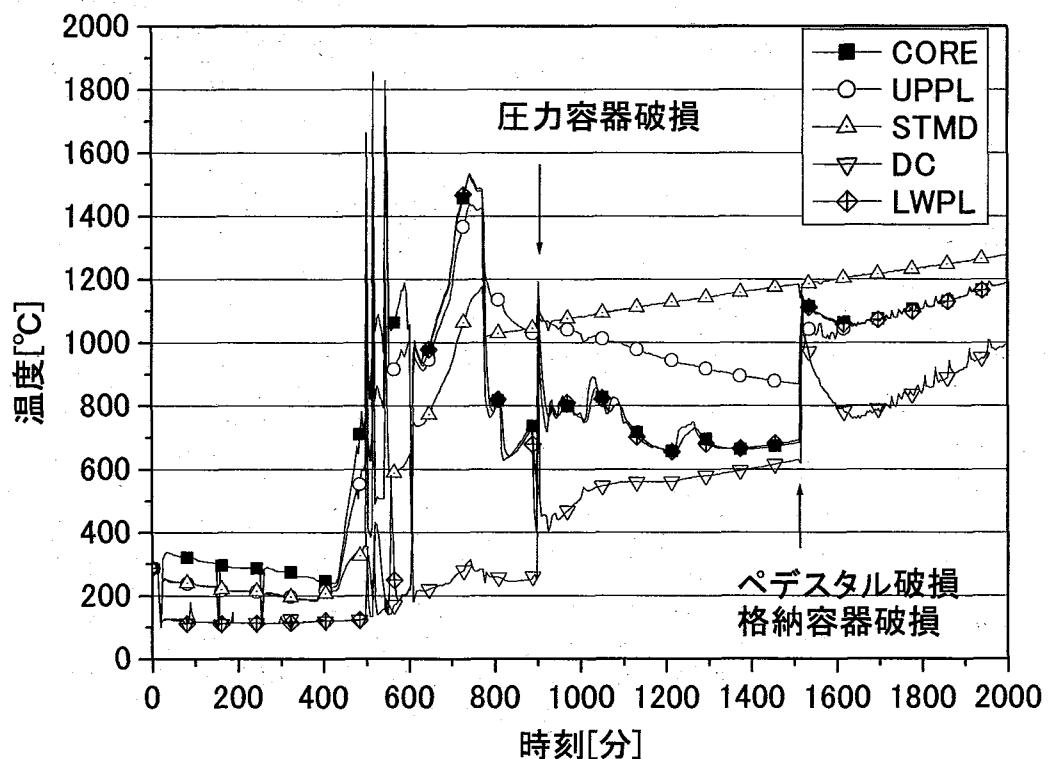


Fig. 4.3.4 原子炉冷却系内気相温度(TQUV1W 過圧破損ケース)

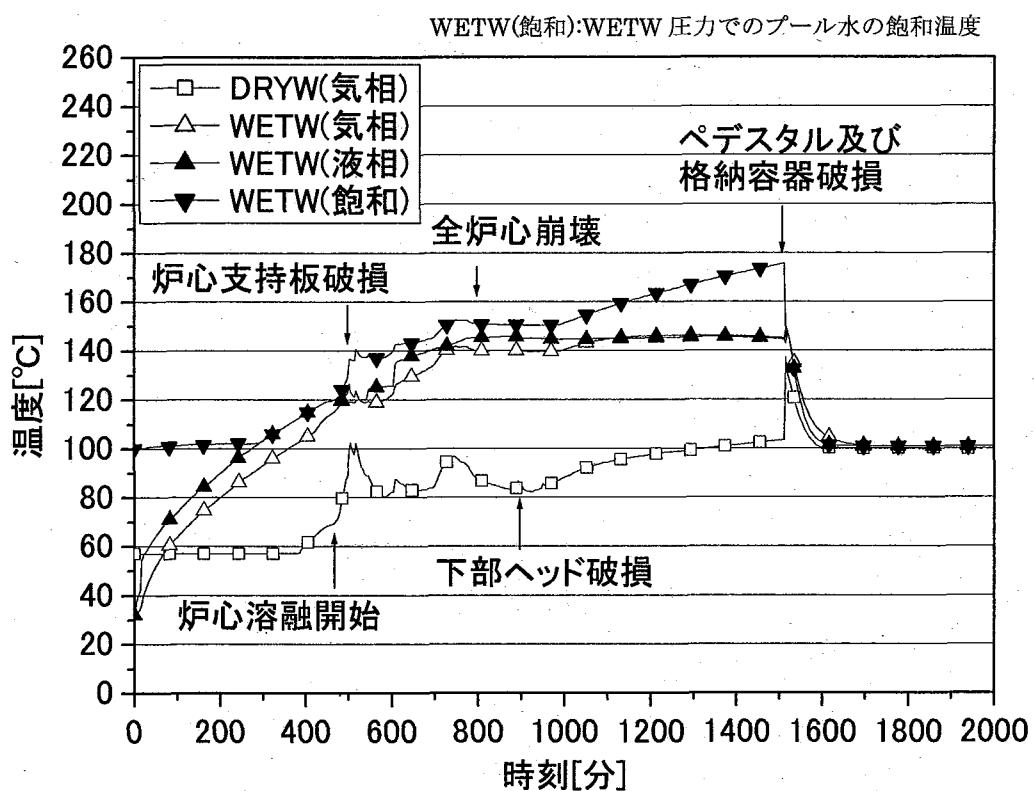


Fig. 4.3.5 格納容器内温度(TQUV1W 過圧破損ケース)

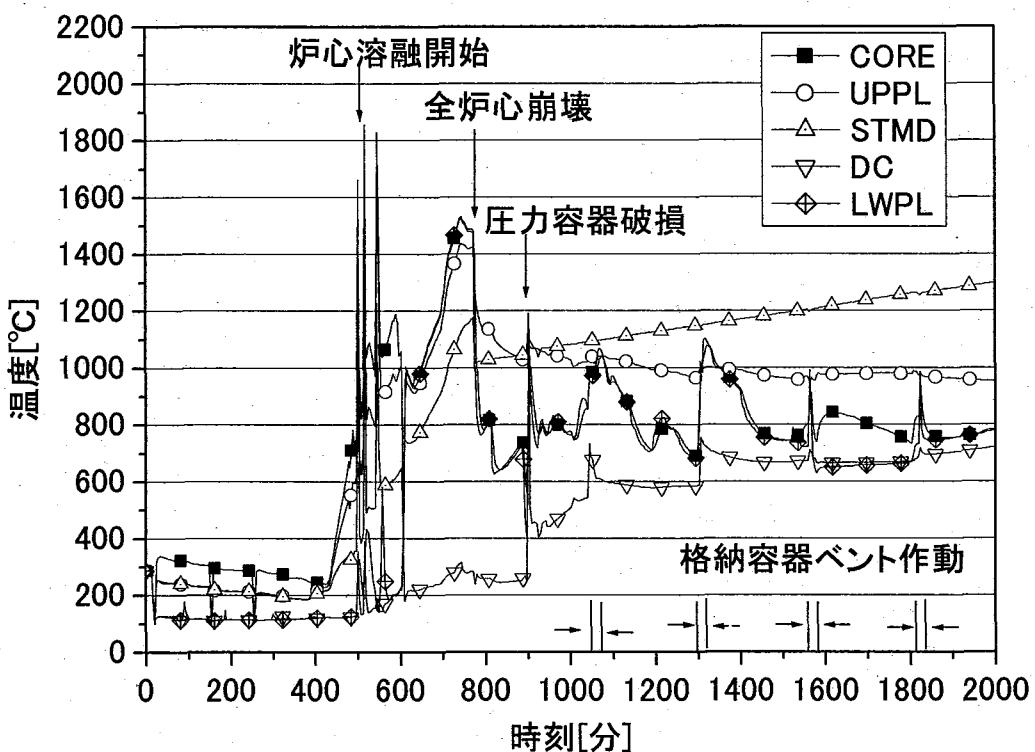


Fig. 4.3.6 原子炉冷却系内気相温度(TQUV1W 管理放出ケース)

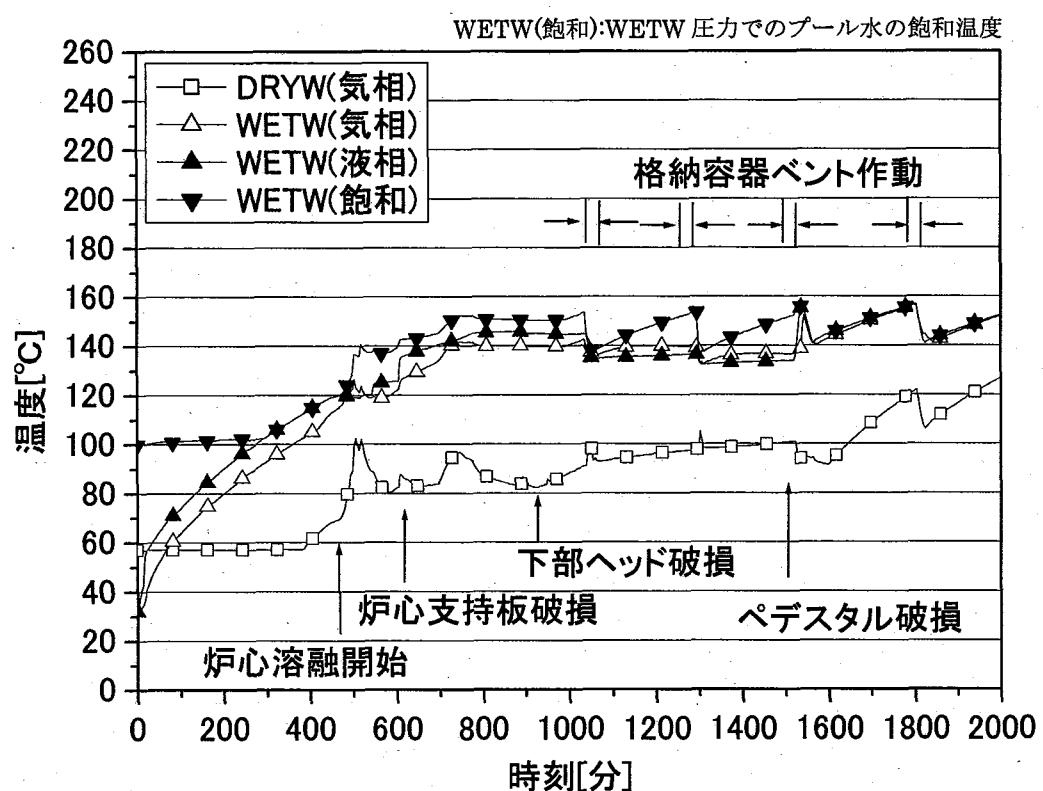


Fig. 4.3.7 格納容器内温度(TQUV1W 管理放出ケース)

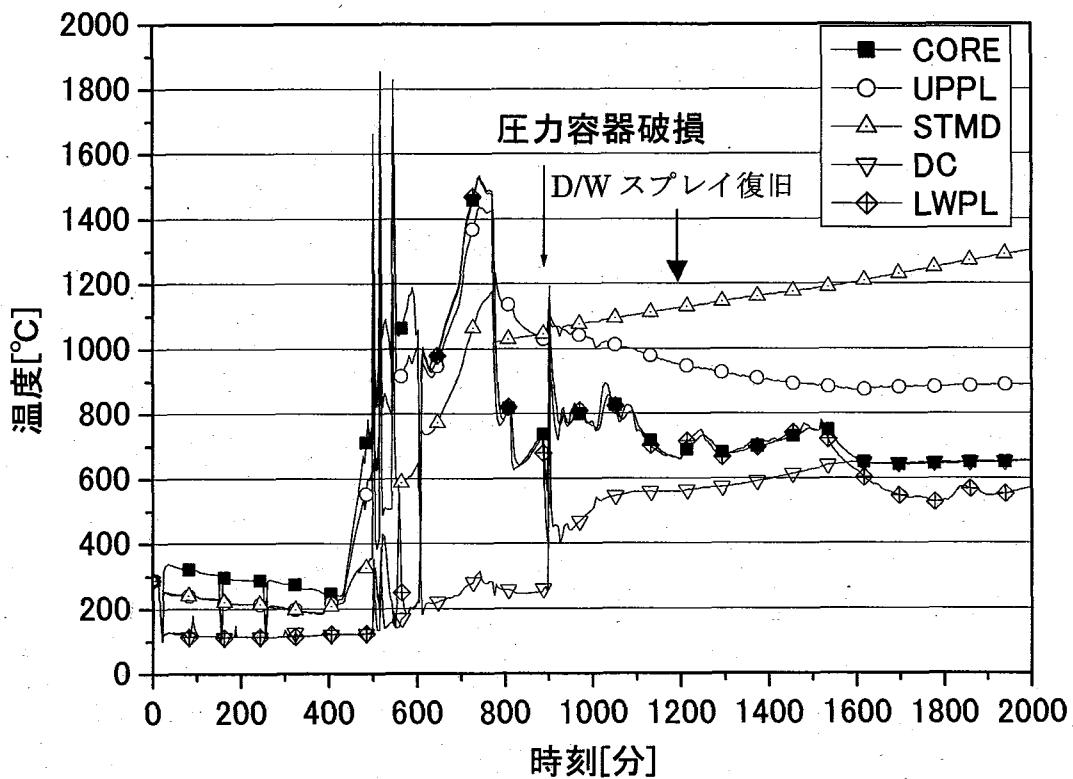


Fig. 4.3.8 原子炉冷却系内気相温度(TQUV1W-D/W スプレー復旧ケース)

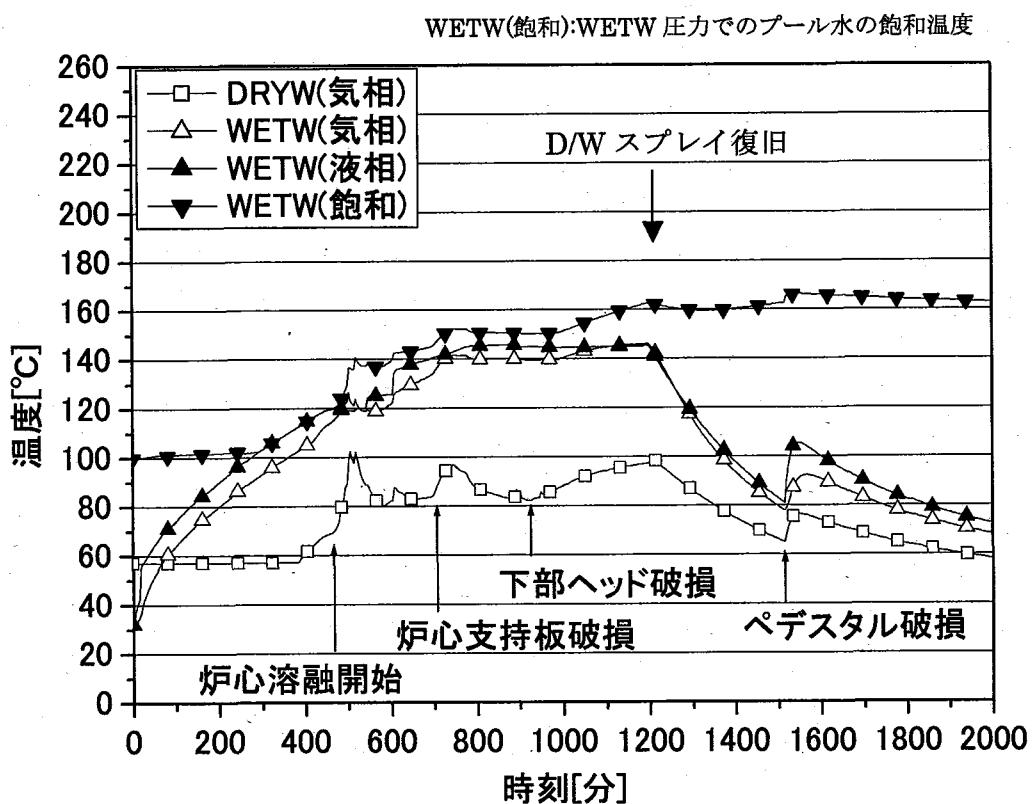


Fig. 4.3.9 格納容器内温度(TQUV1W-D/W スプレイ復旧ケース)

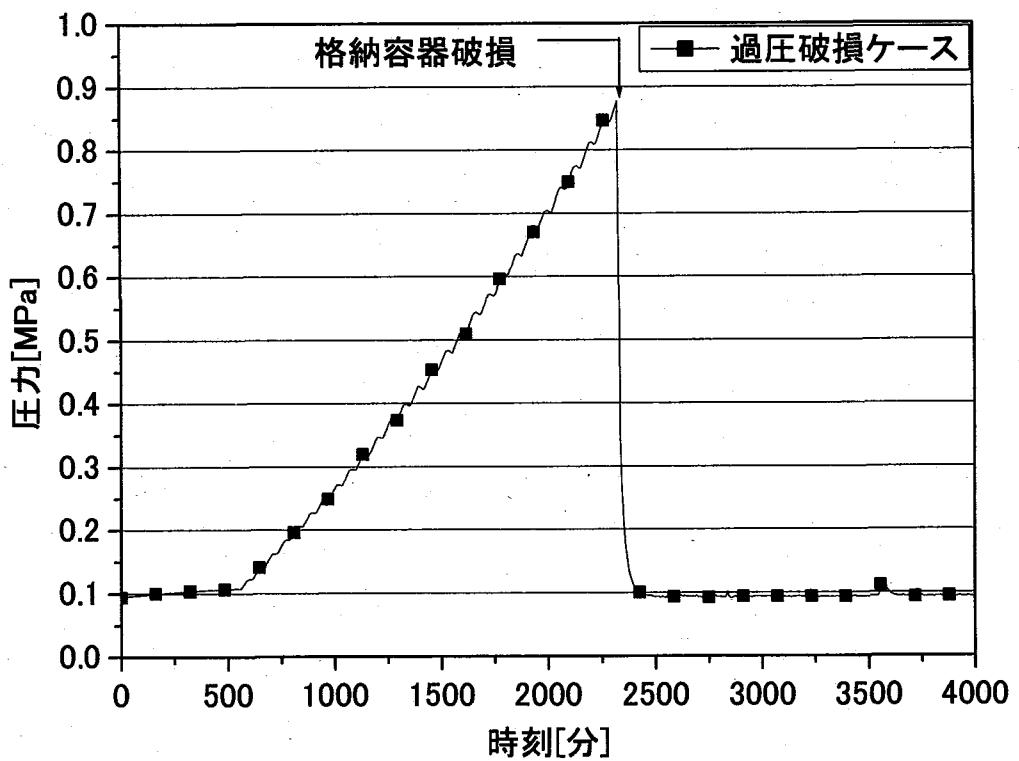
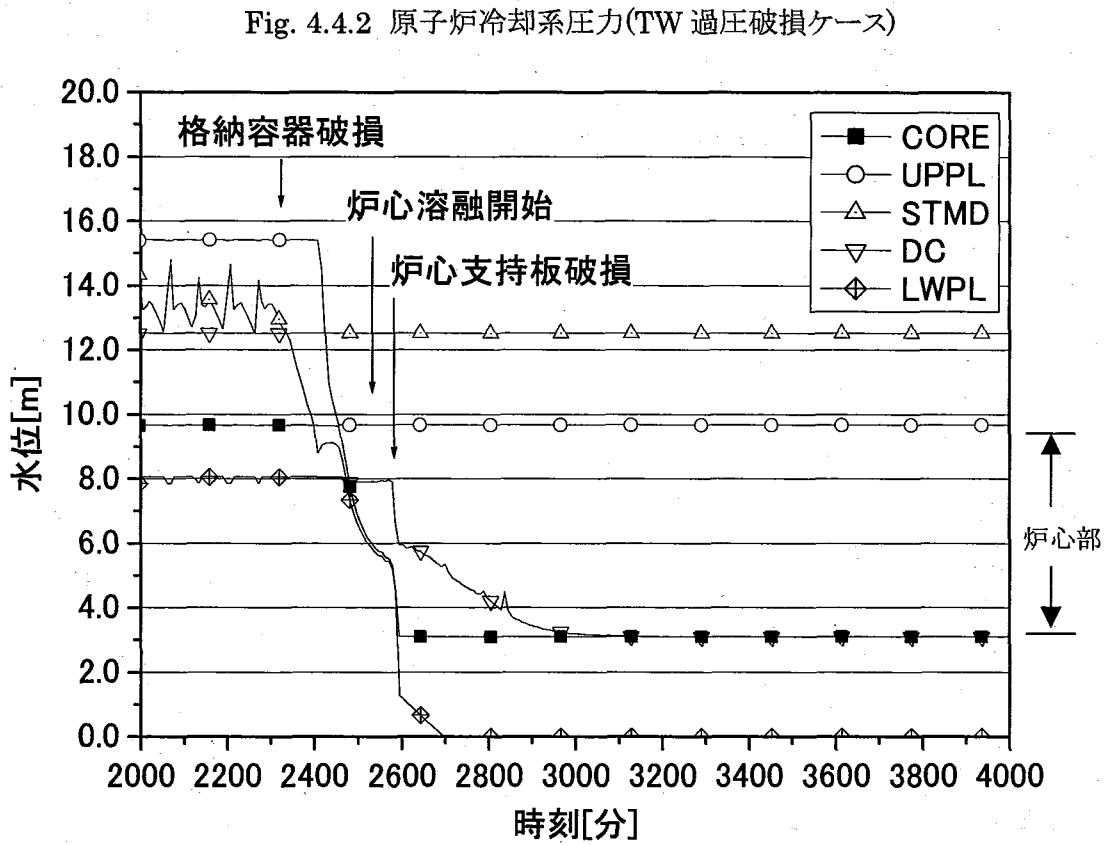
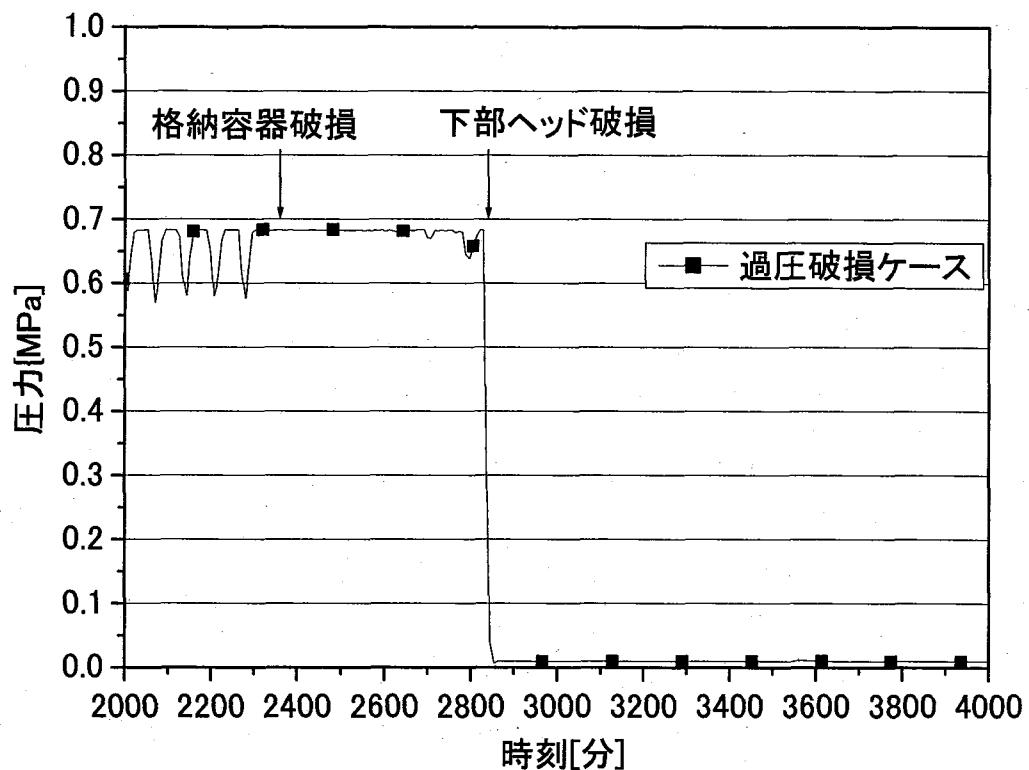


Fig. 4.4.1 格納容器系圧力(TW 過圧破損ケース)



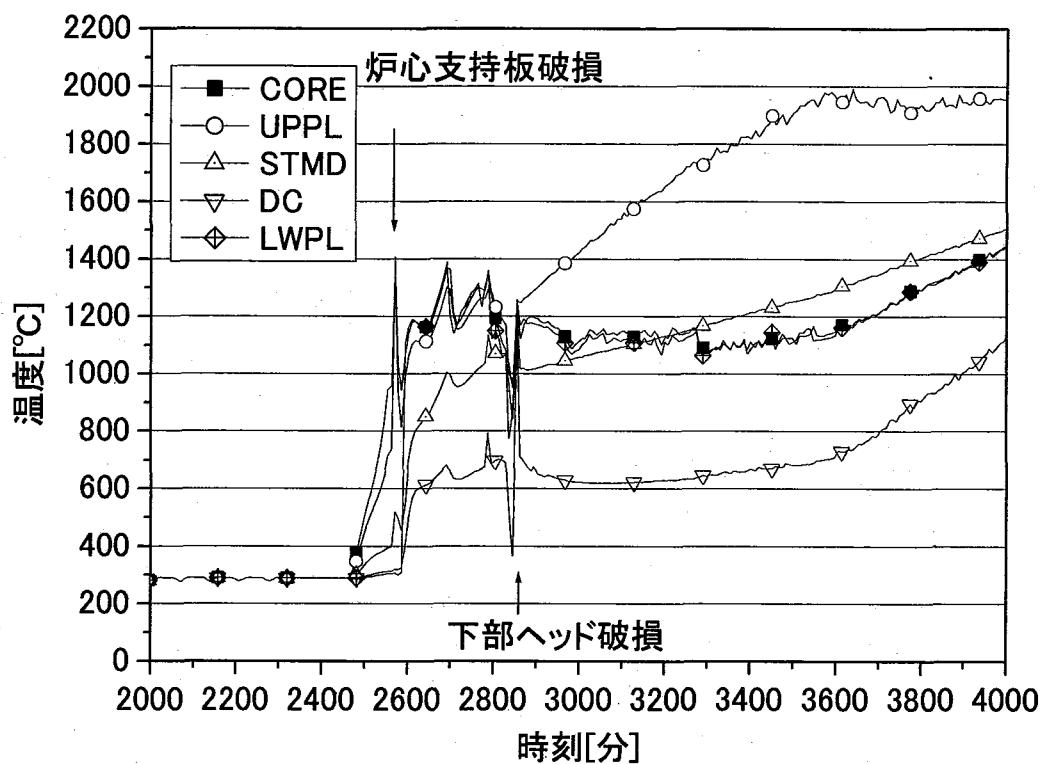


Fig. 4.4.4 原子炉冷却系内気相温度(TW 過圧破損ケース)

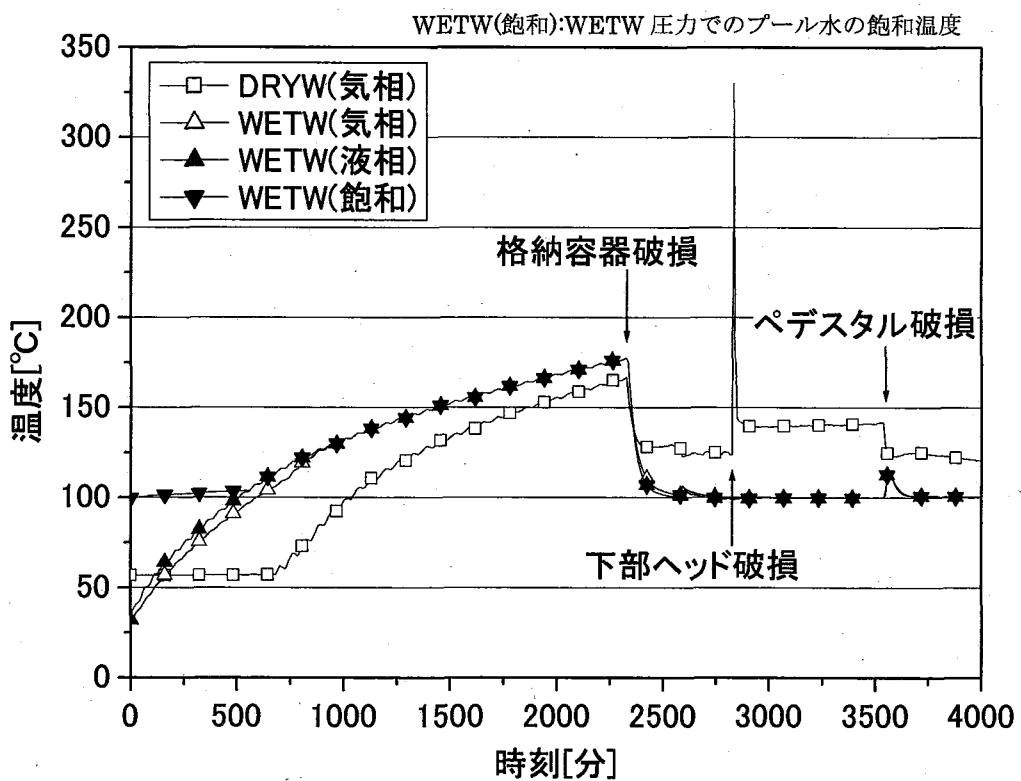


Fig. 4.4.5 格納容器内温度(TW 過圧破損ケース)

Table 5.1 格納容器ベントの作動による環境への放出割合(TQUV シーケンス)

n回目の CVベントの作動	Xe [-]	CsI [-]	Sr [-]
CVベント 1回目	$6.72 \times 10^{-1}$ (78%)	$6.38 \times 10^{-4}$ (70%)	$1.46 \times 10^{-8}$ (61%)
CVベント 2回目	$1.09 \times 10^{-1}$ (13%)	$1.74 \times 10^{-4}$ (19%)	$2.66 \times 10^{-9}$ (12%)
CVベント 3回目	$4.81 \times 10^{-2}$ (6%)	$5.12 \times 10^{-5}$ (6%)	$7.24 \times 10^{-10}$ (3%)
CVベント 4回目	$3.49 \times 10^{-2}$ (6%)	$2.88 \times 10^{-5}$ (3%)	$1.61 \times 10^{-10}$ (1%)
最終的な放出割合 (計算終了時)	$8.67 \times 10^{-1}$	$9.04 \times 10^{-4}$	$2.27 \times 10^{-8}$

上段: n回目のベント作動の際の環境への放出割合

下段: 最終的な放出割合(計算終了時)に対するn回目の放出割合の比

Table 5.2.1 解析ケースごとの環境への放出割合

シーケンス名	格納容器機能喪失シナリオ	環境への放出割合（対初期炉内内蔵量）						
		Xe[-]	CsI[-]	Sr[-]	CsOH[-]	Te[-]	Ru[-]	Oe[-]
TQUV	過圧破損(D/W)	9.52E-01	3.25E-02	1.59E-08	2.75E-02	2.87E-04	3.82E-11	6.40E-12
	過圧破損(W/W)	9.24E-01	1.82E-02	1.39E-08	1.37E-02	1.83E-04	3.35E-11	5.51E-12
	管理放出	8.67E-01	9.04E-04	2.27E-08	7.38E-04	3.22E-04	4.15E-11	7.05E-12
	D/W スブレイ復旧	1.22E-03	1.18E-05	4.62E-09	1.03E-05	3.14E-06	1.53E-11	1.23E-12
TB	過圧破損(D/W)	9.54E-01	3.47E-02	3.10E-07	2.85E-02	6.43E-04	2.69E-09	1.17E-09
	過圧破損(W/W)	9.46E-01	2.14E-02	2.59E-07	1.65E-02	3.52E-04	2.23E-09	9.74E-10
	管理放出	9.26E-01	1.36E-03	7.32E-08	1.13E-03	1.58E-04	5.86E-10	2.54E-10
	D/W スブレイ復旧	2.20E-03	6.96E-06	3.59E-08	7.02E-06	5.84E-06	3.28E-10	1.43E-10
TQUV1W	過圧破損(D/W)	9.38E-01	1.77E-02	4.61E-06	1.20E-02	1.33E-03	4.70E-08	2.12E-08
	過圧破損(W/W)	9.24E-01	1.47E-02	4.43E-06	9.91E-03	1.21E-03	4.52E-08	2.03E-08
	管理放出	8.25E-01	2.59E-03	7.54E-07	1.91E-03	3.06E-04	7.64E-09	3.44E-09
	D/W スブレイ復旧	2.47E-03	7.36E-06	3.12E-08	6.67E-06	7.85E-07	3.22E-10	1.45E-10
TW	過圧破損(D/W)	9.66E-01	4.38E-02	3.55E-04	5.62E-02	2.24E-02	3.66E-06	1.68E-06
	過圧破損(W/W)	9.69E-01	2.30E-04	5.41E-08	2.05E-04	4.35E-05	4.60E-10	1.99E-10
	管理放出	-	-	-	-	-	-	-
	D/W スブレイ復旧	-	-	-	-	-	-	-
TC	過圧破損(D/W)	9.49E-01	3.02E-02	7.04E-05	2.73E-02	6.77E-03	4.76E-07	1.91E-07
	過圧破損(W/W)	-	-	-	-	-	-	-
	管理放出	-	-	-	-	-	-	-
	D/W スブレイ復旧	-	-	-	-	-	-	-

[注] - は解析を行っていないケース

Table 5.2.2 燃料からの CsI の放出割合と圧力抑制プールへの放出割合

	RCS 内での燃料からの CsI 放出割合 [%]	RCS 内及び RCS 外での燃料からの CsI 総放出割合 [%]	S/P 内存在割合 [%] (下部ヘッド破損時)
TQUV	87.50	97.27	79.80
TB	93.01	97.13	66.00
TQUV1W	87.10	94.82	86.00
TW	93.63	97.06	77.80

S/P : 圧力抑制プール

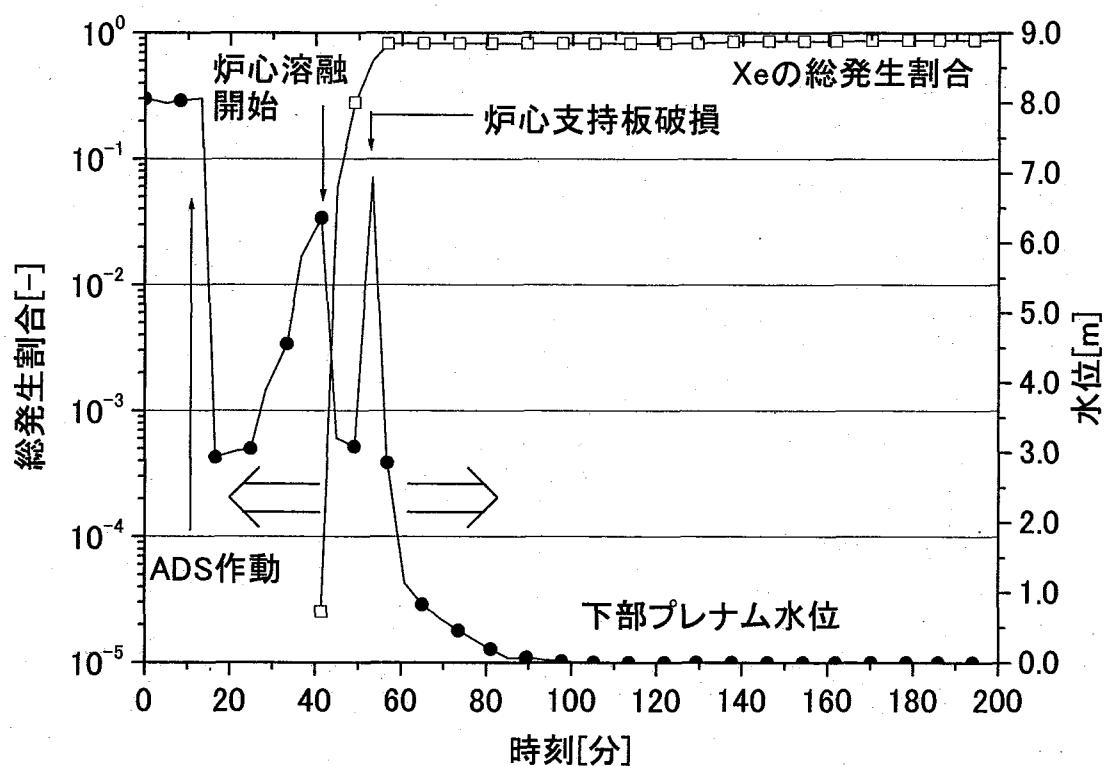


Fig. 5.1.1 燃料から発生する Xe の水位による影響(TQUV 過圧破損ケース)

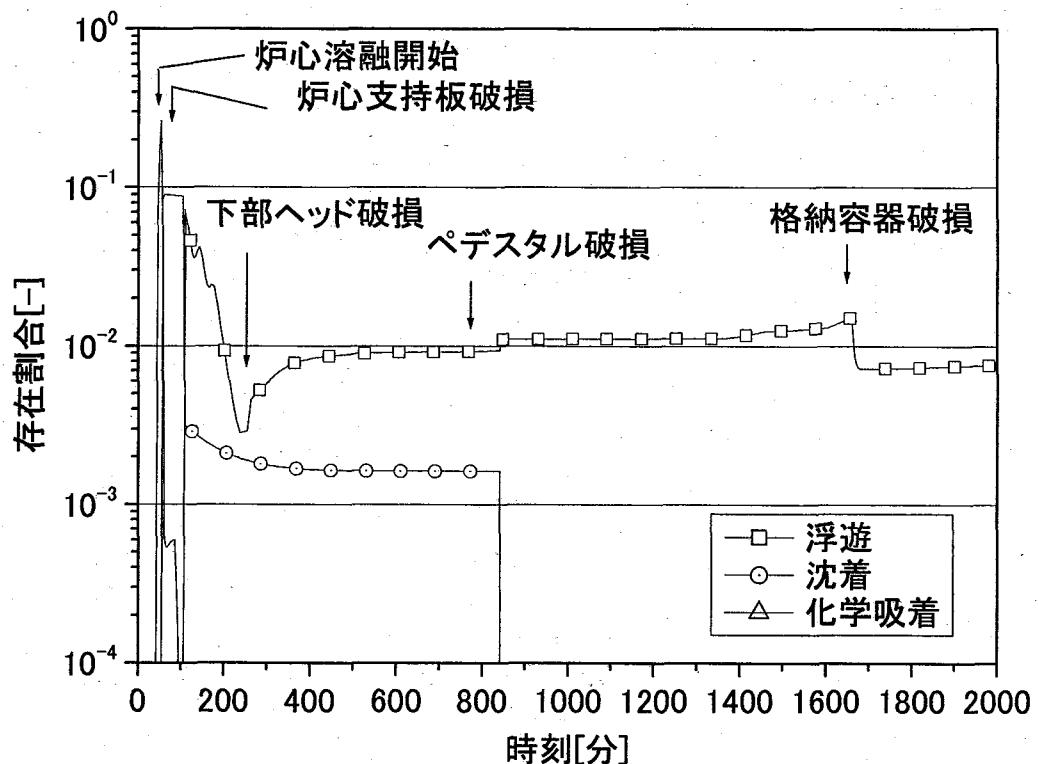


Fig. 5.1.2 原子炉冷却系内の Xe の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

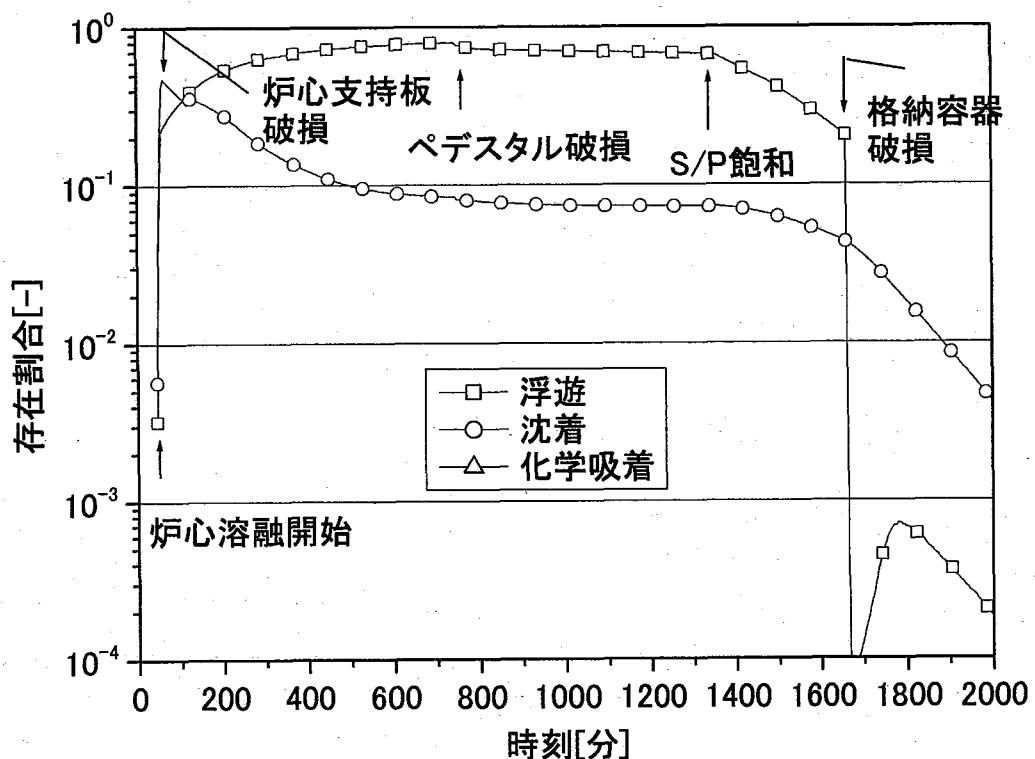


Fig. 5.1.3 ウエットウェル内の Xe の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

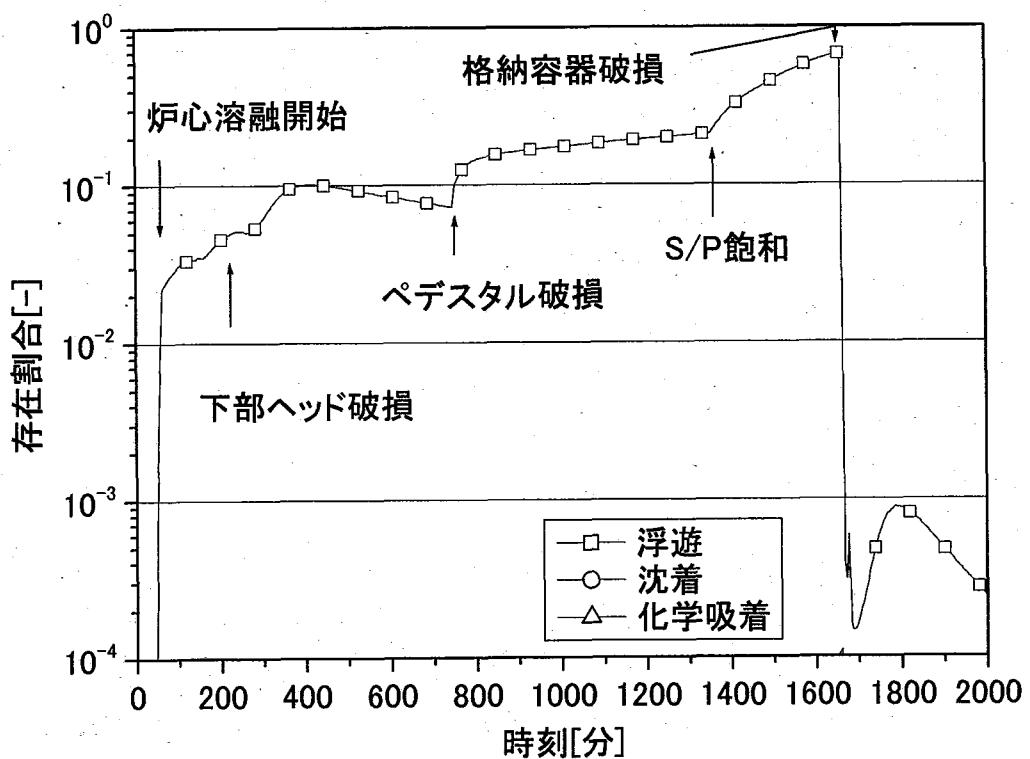
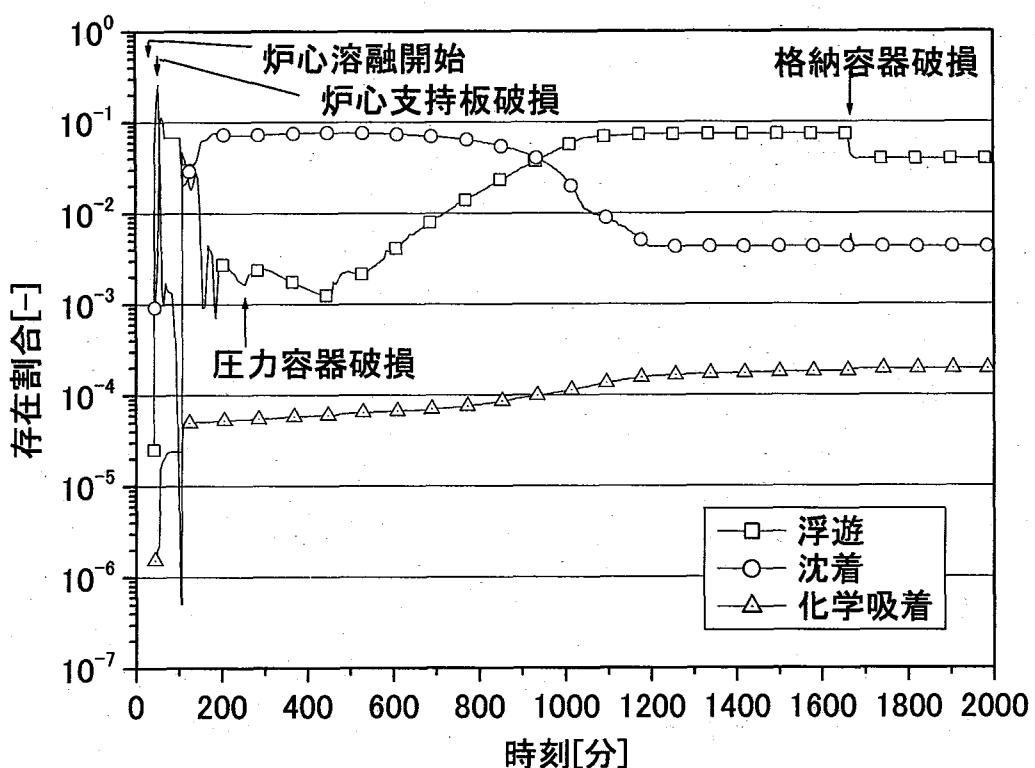
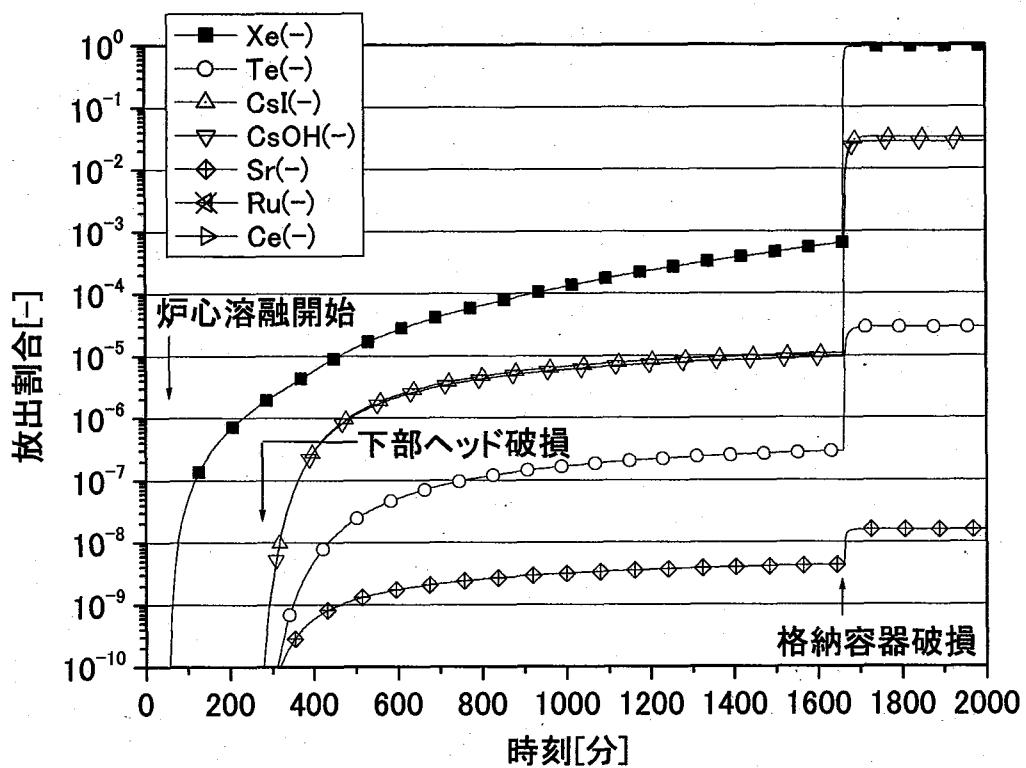


Fig. 5.1.4 ドライウェル内の Xe の挙動(TQUV 過圧破損ケース)



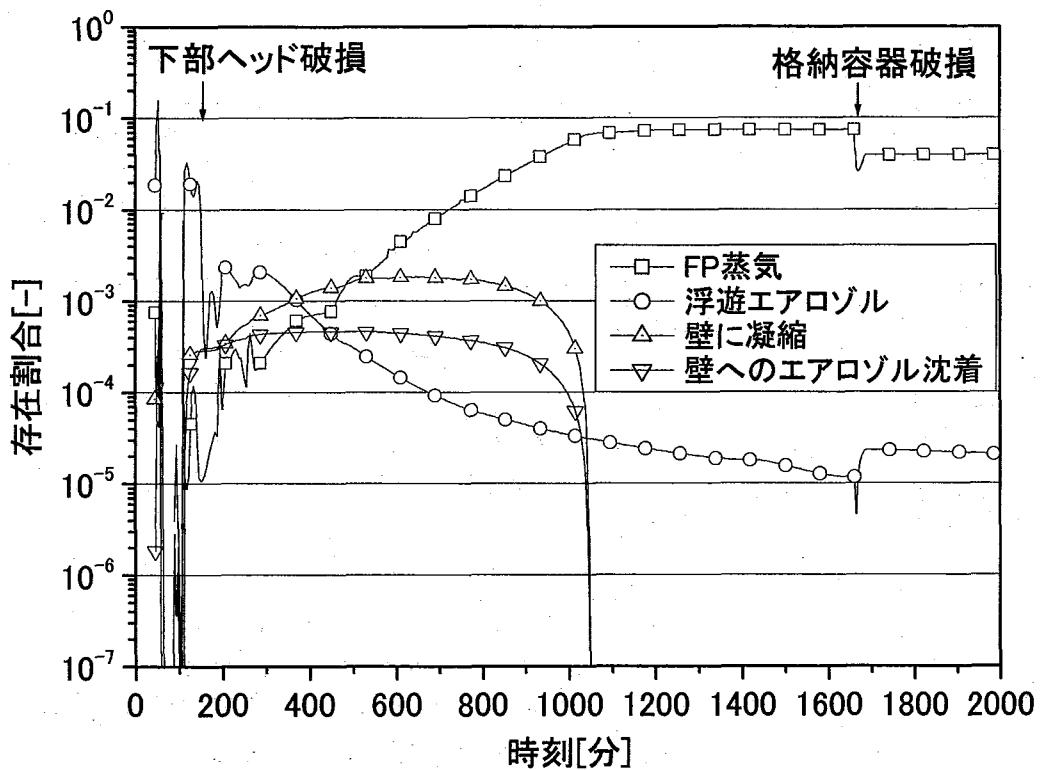


Fig. 5.1.7 蒸気ドーム内の CsI の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

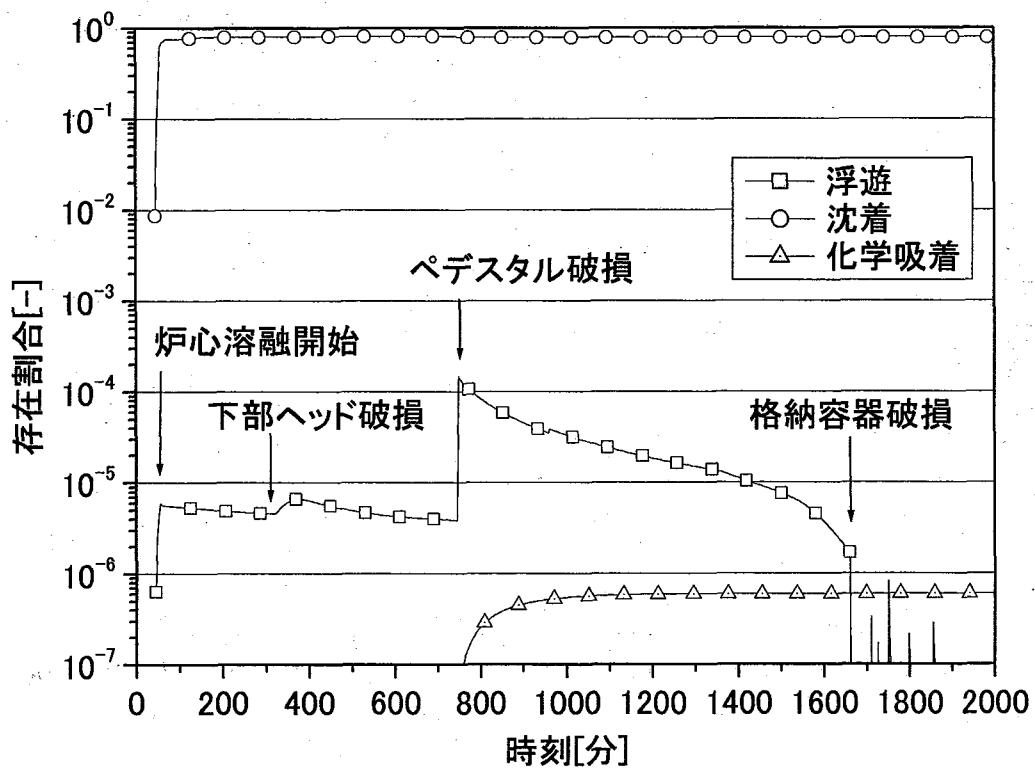


Fig. 5.1.8 ウェットウェル内の CsI の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

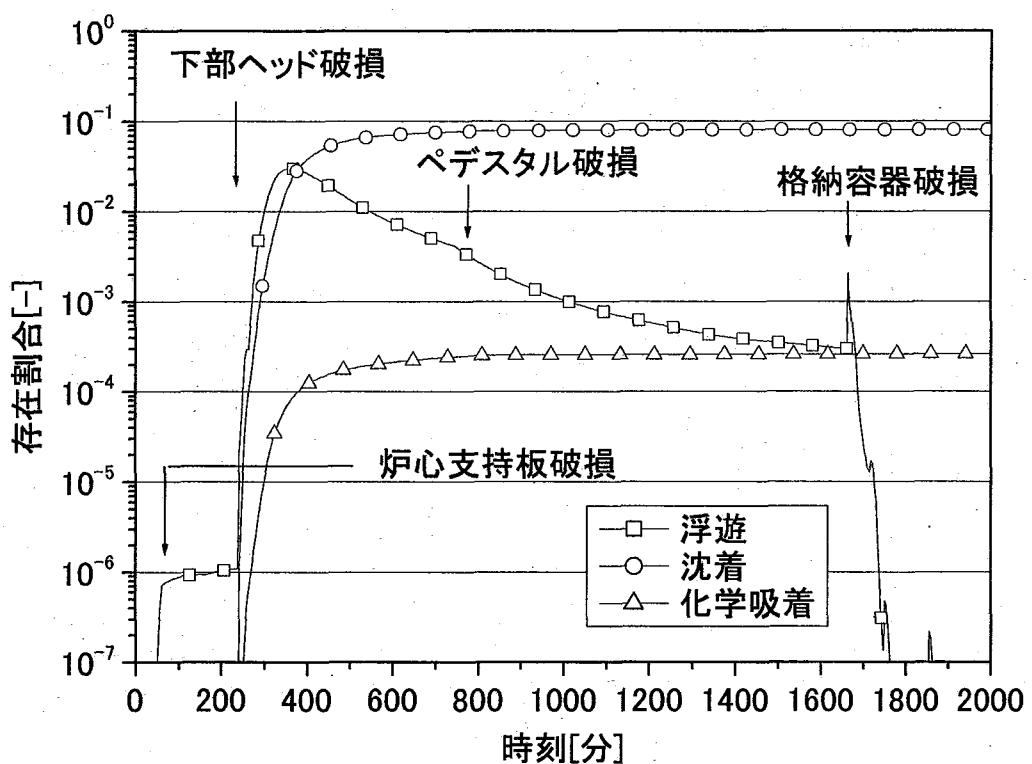


Fig. 5.1.9 ドライウェル内の CsI の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

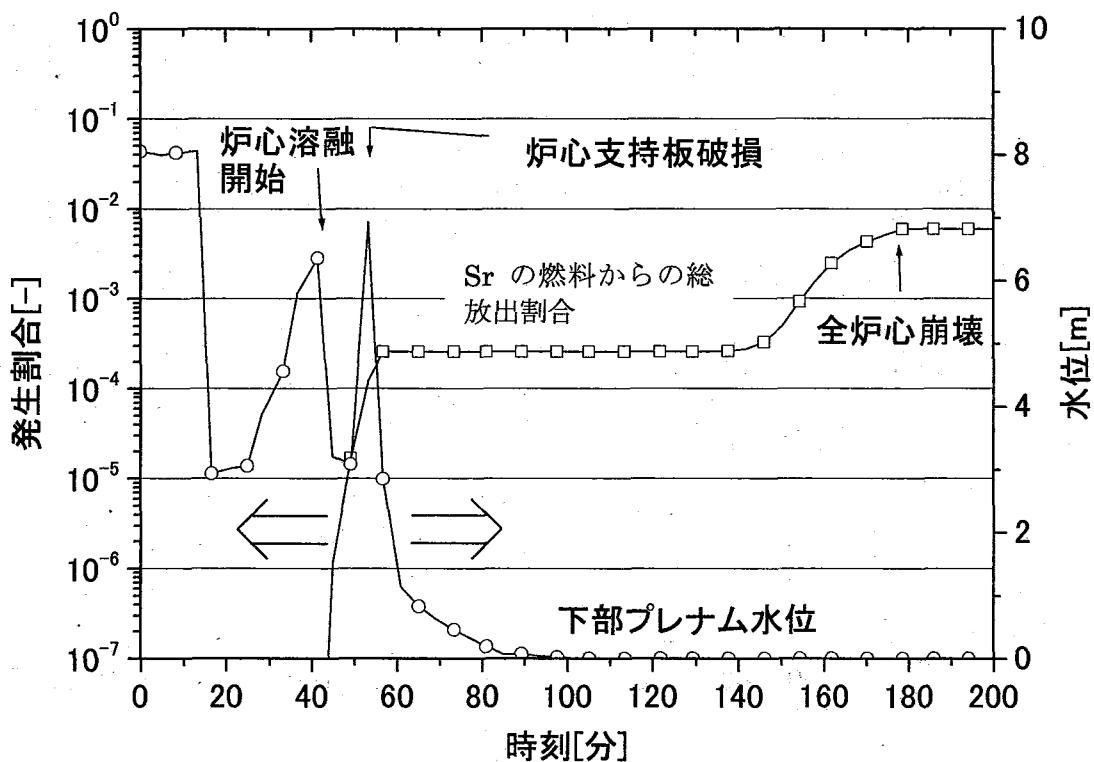


Fig. 5.1.10 燃料から発生する Sr の水位による影響(TQUV 過圧破損ケース)

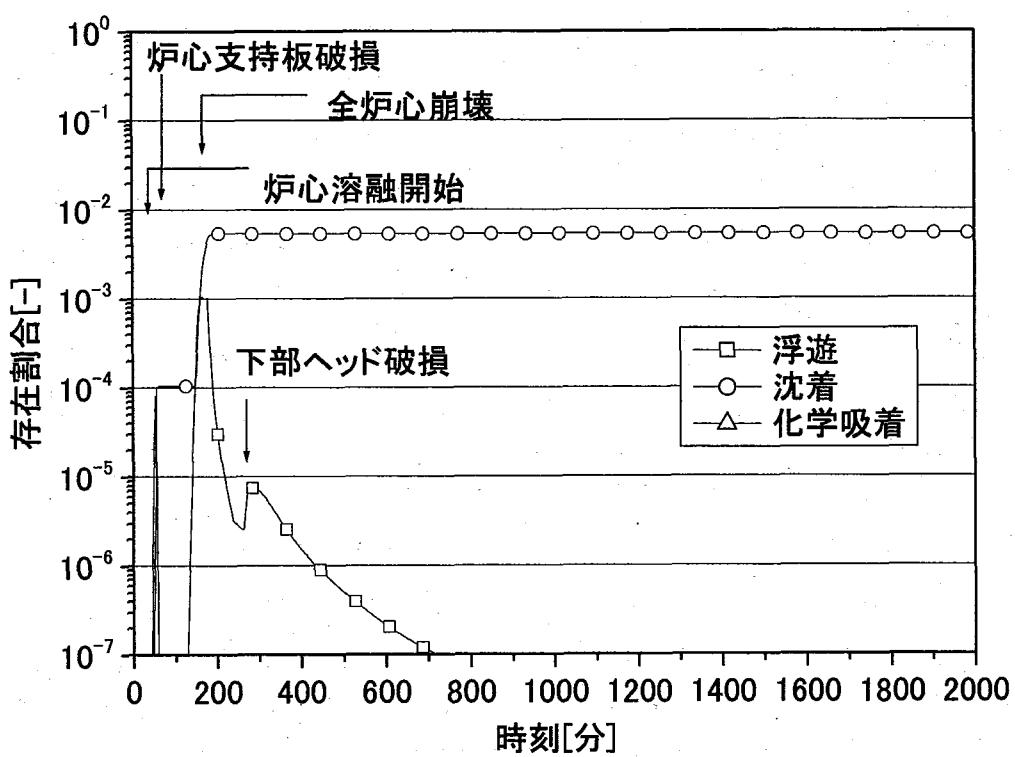


Fig. 5.1.11 原子炉冷却系内の Sr の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

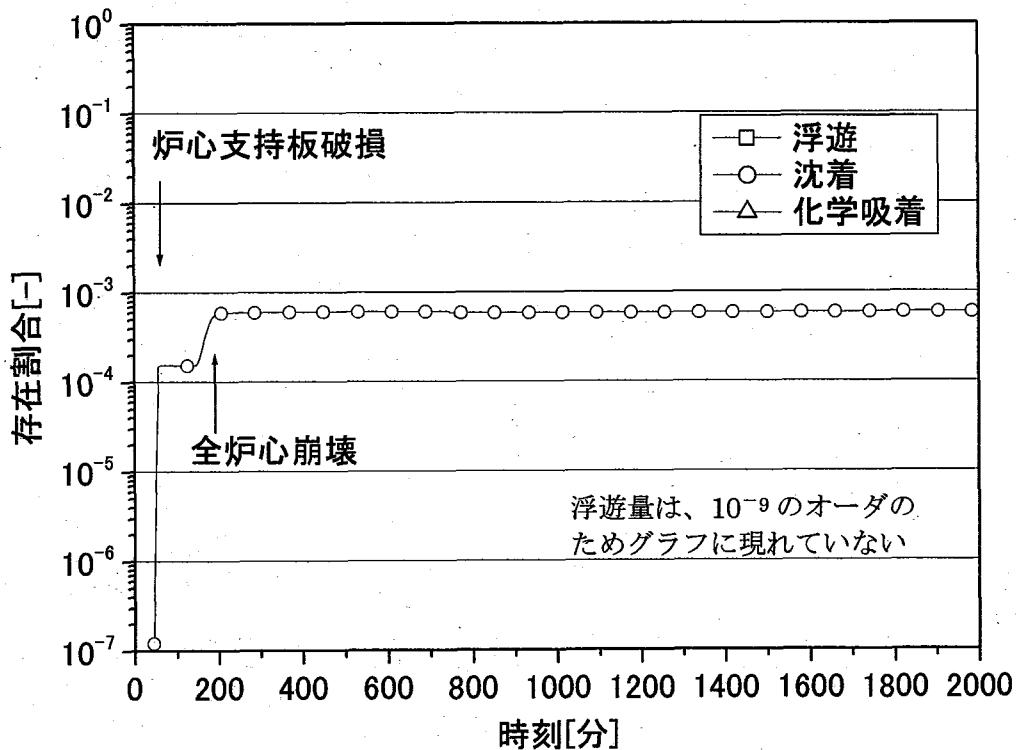


Fig. 5.1.12 ウエットウェル内の Sr の挙動(TQUV 過圧破損ケース)

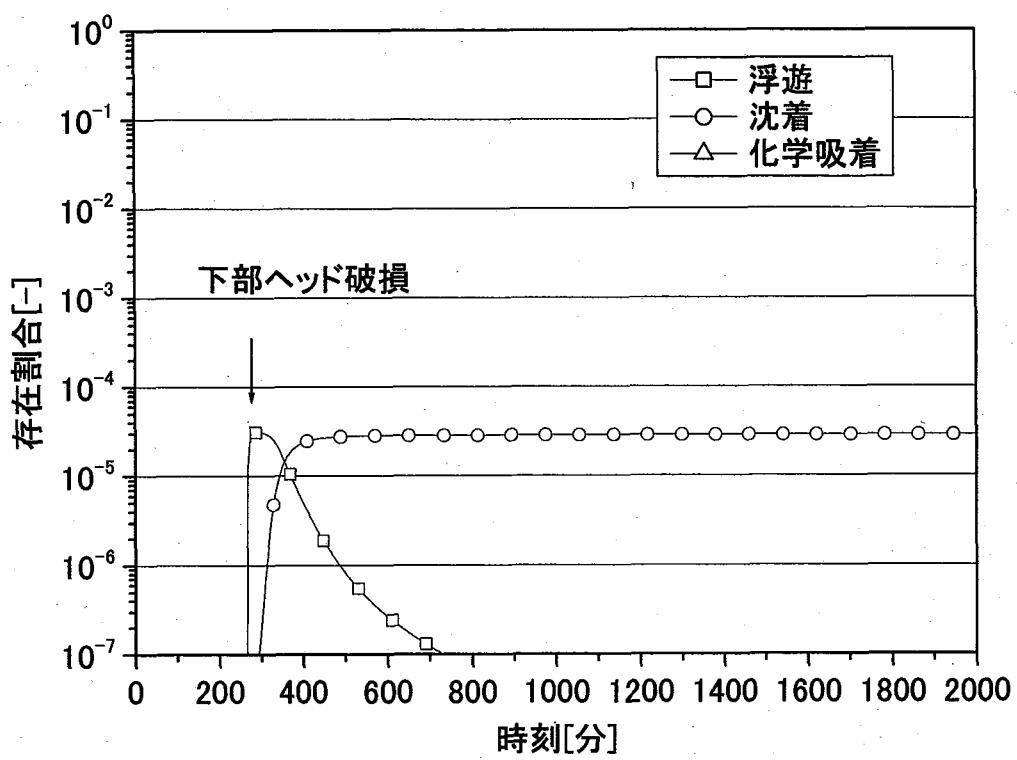
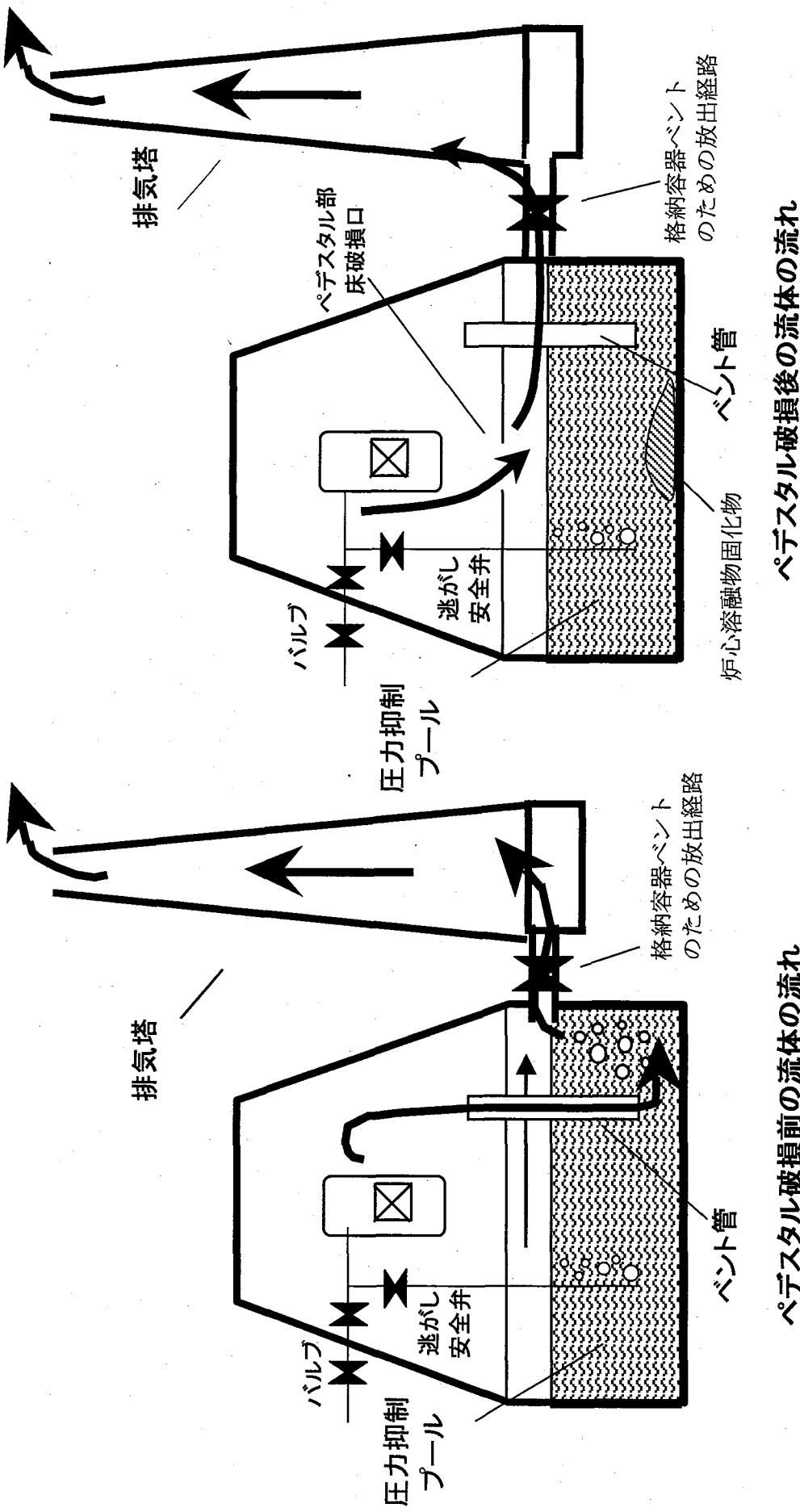


Fig. 5.1.13 ドライウェル内の Sr の挙動(TQUV 過圧破損ケース)



ペデスタル破損前の流体の流れ  
ペデスタル破損後の流体の流れ

Fig 5.1.14 格納容器ベンスト作動時の環境へのFPの移行経路

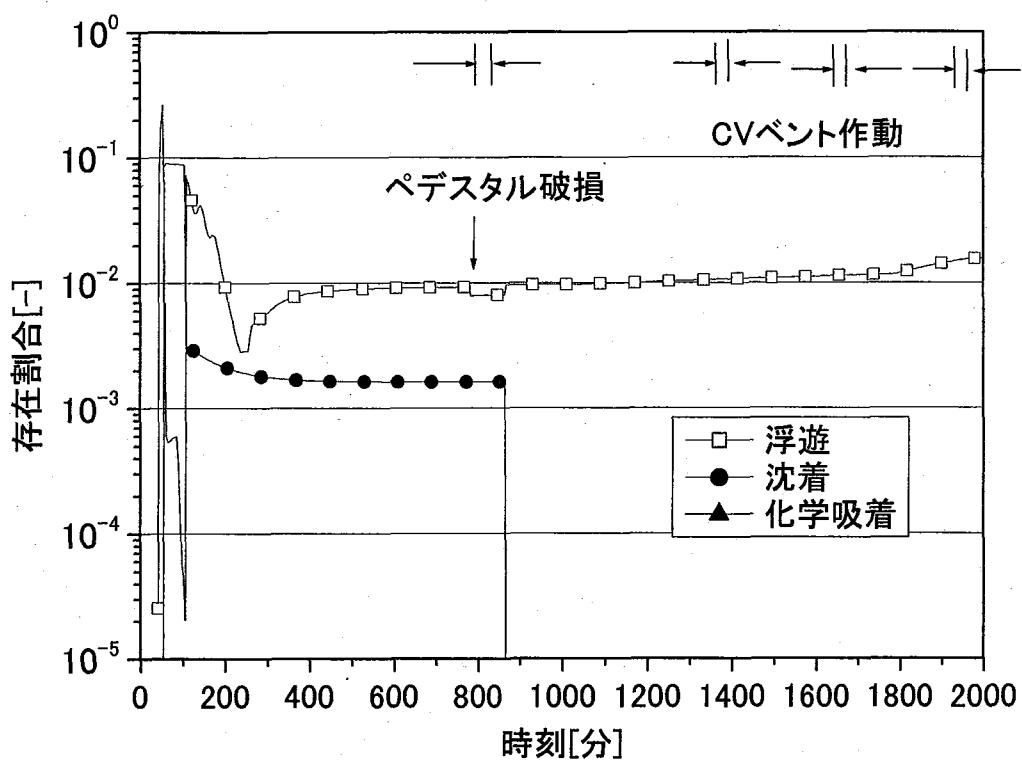


Fig. 5.1.15 原子炉冷却系内の Xe の挙動(TQUV 管理放出ケース)

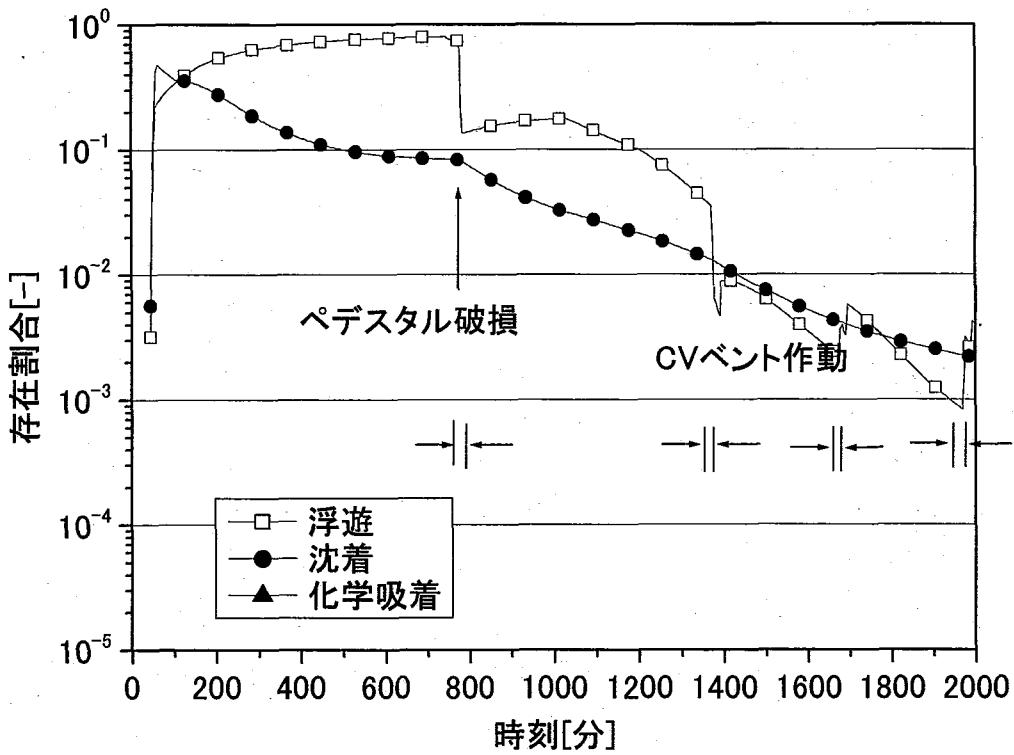


Fig. 5.1.16 ウエットウェル内の Xe の挙動(TQUV 管理放出ケース)

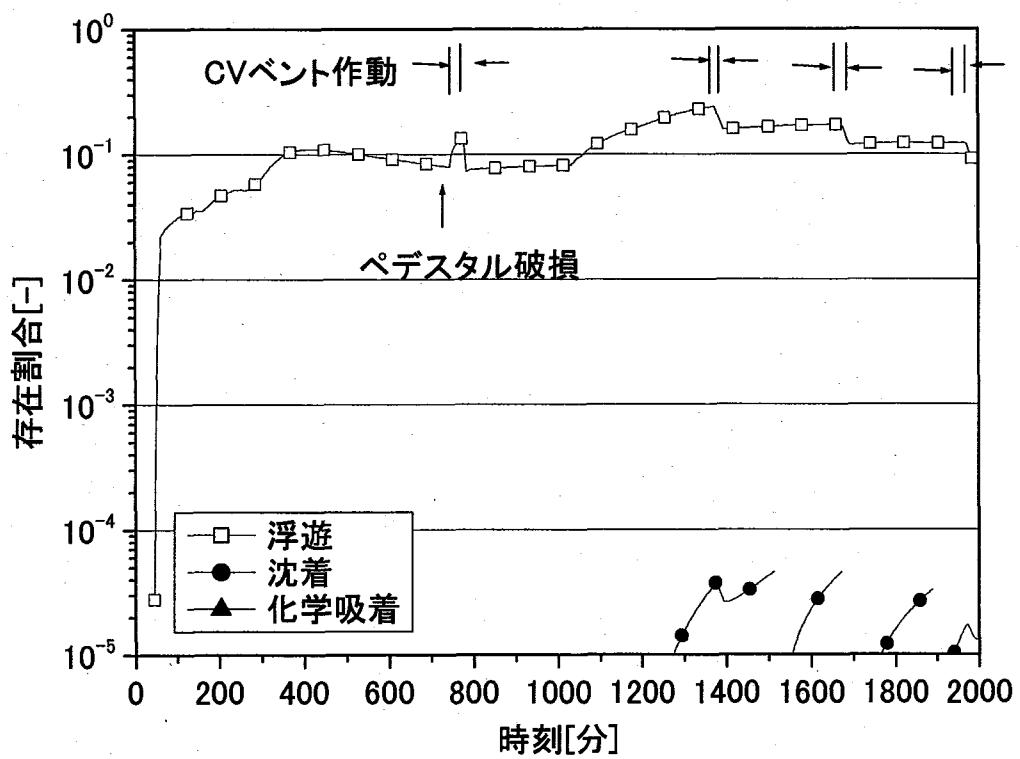


Fig. 5.1.17 ドライウェル内の Xe の挙動(TQUV 管理放出ケース)

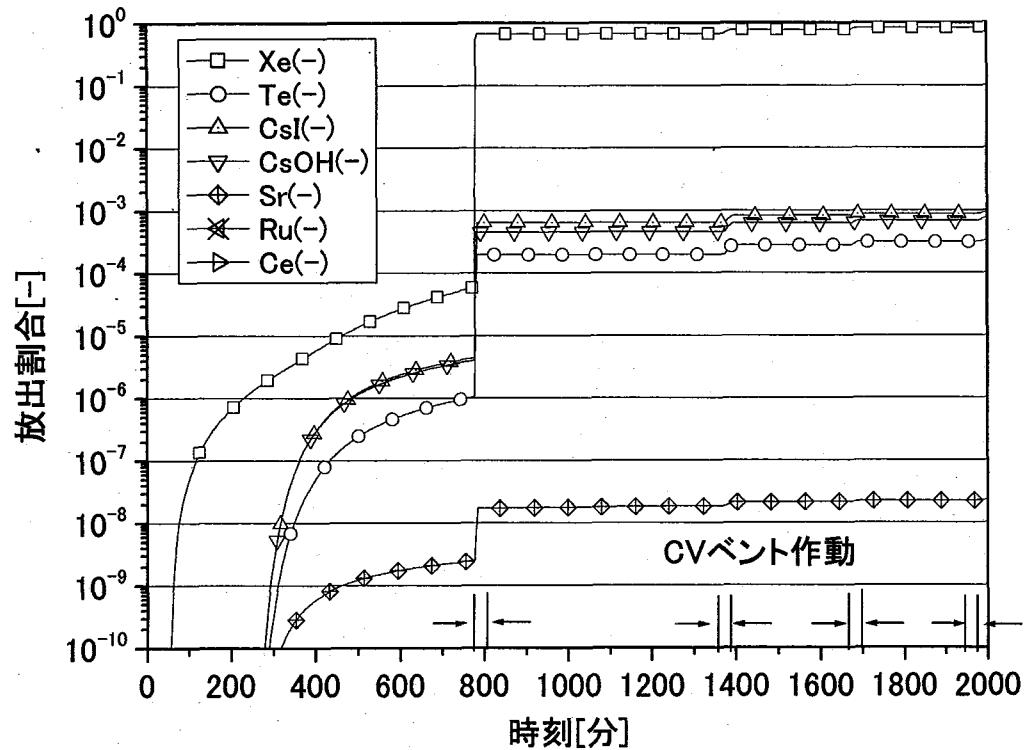


Fig. 5.1.18 全ての FP の環境への放出割合(TQUV 管理放出ケース)

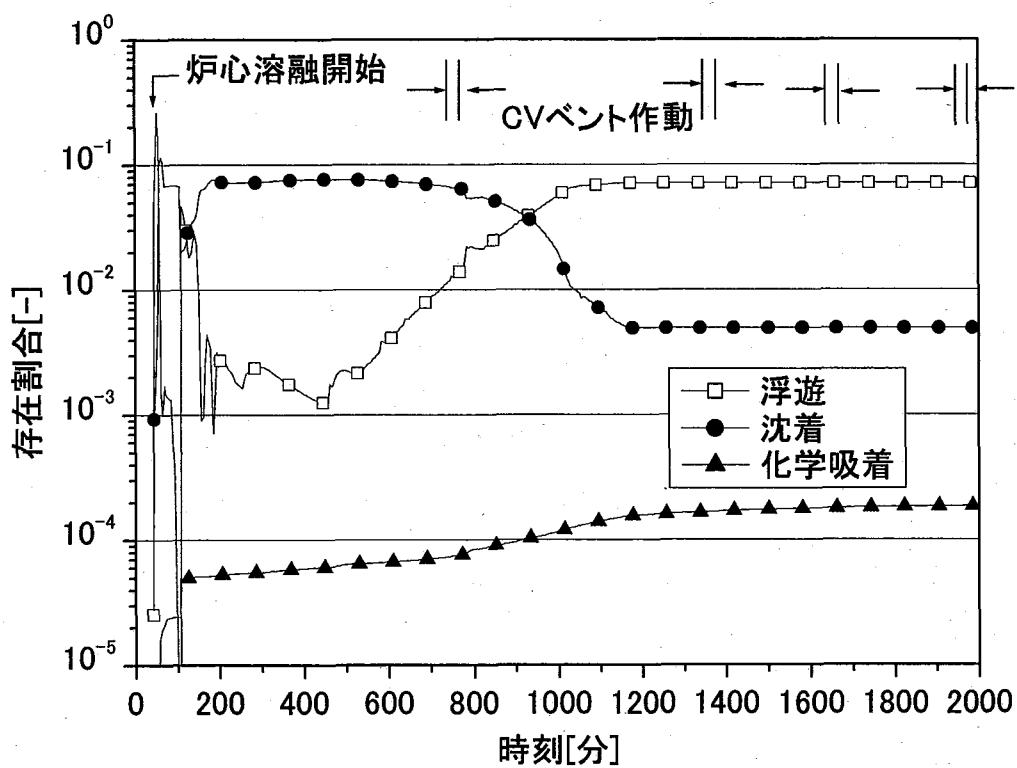


Fig. 5.1.19 原子炉冷却系内の CsI の挙動(TQUV 管理放出ケース)

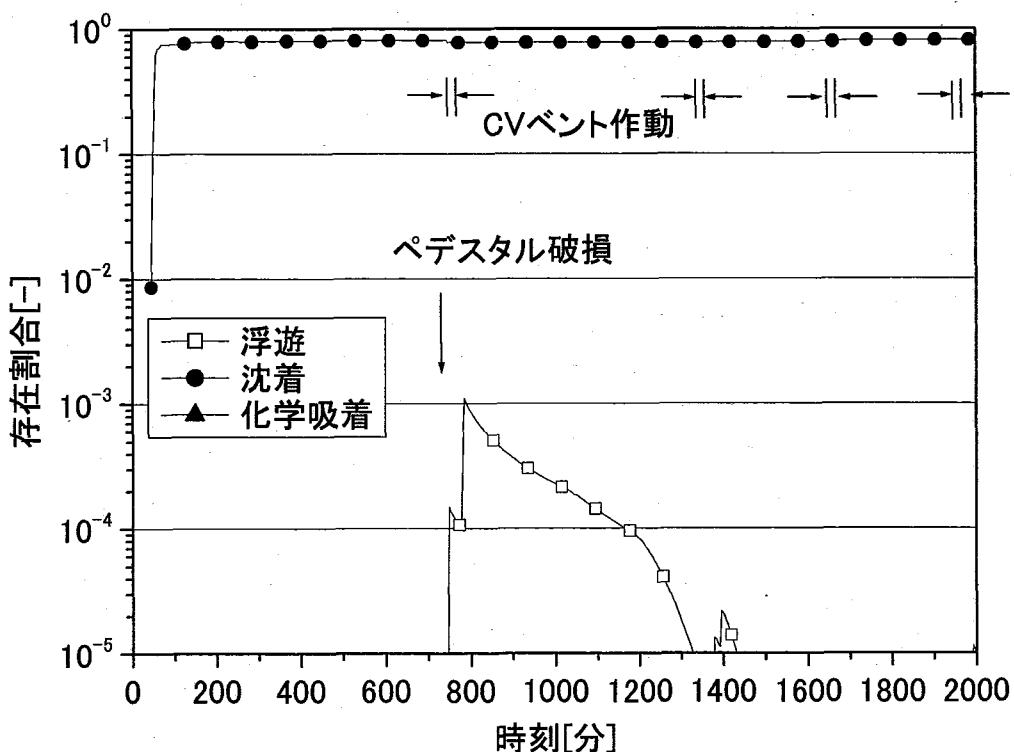


Fig. 5.1.20 ウエットウェル内の CsI の挙動(TQUV 管理放出ケース)

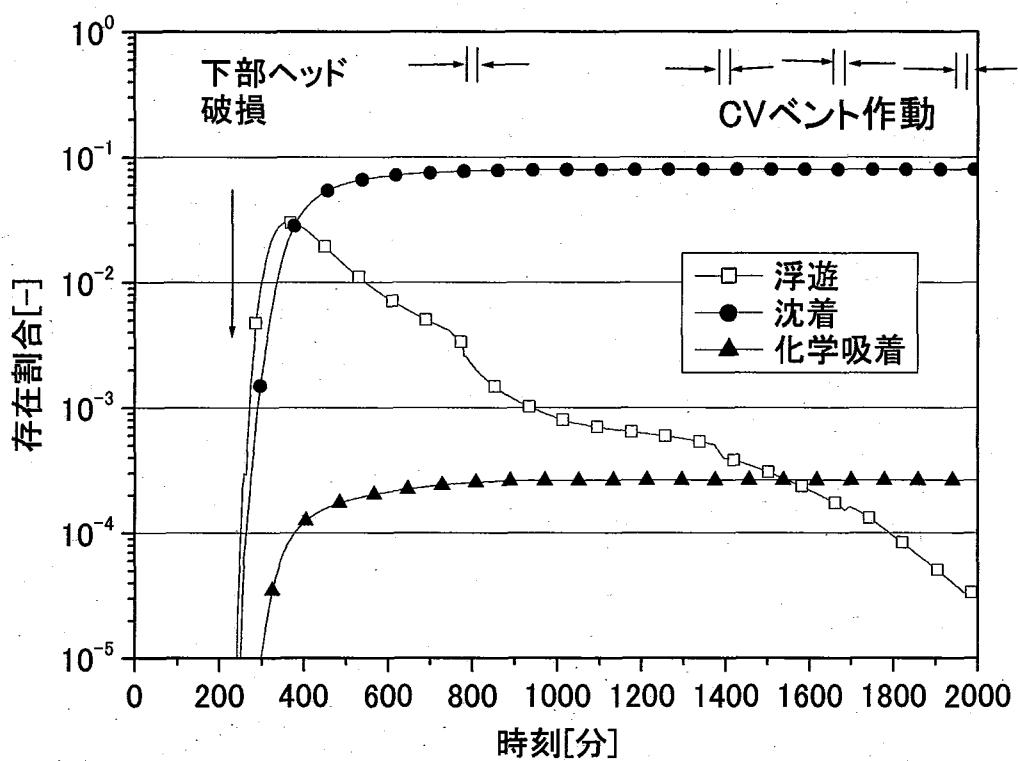


Fig. 5.1.21 ドライウェル内の CsI の挙動(TQUV 管理放出ケース)

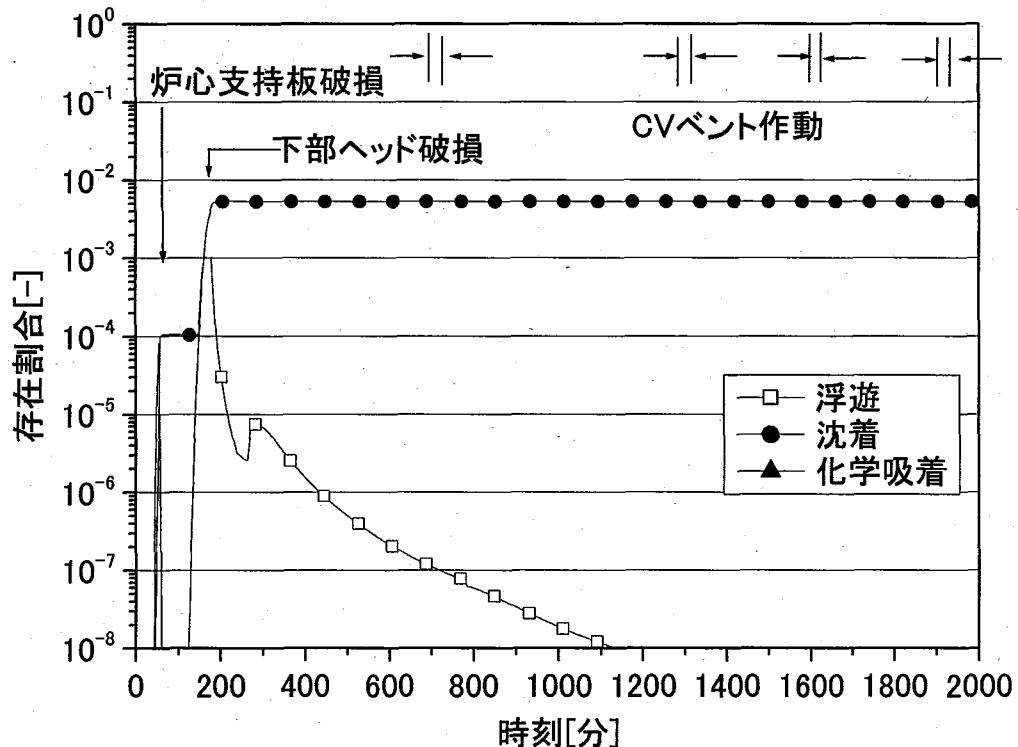


Fig. 5.1.22 原子炉冷却系内の Sr の挙動(TQUV 管理放出ケース)

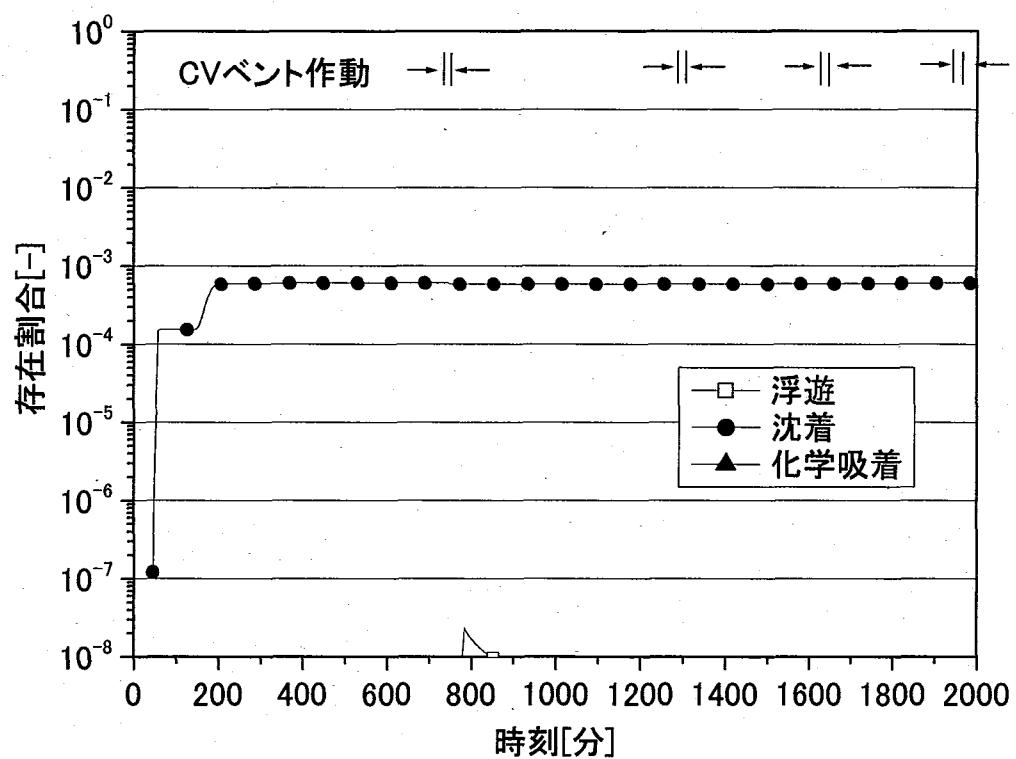


Fig. 5.1.23 ウェットウェル内の Sr の挙動(TQUV 管理放出ケース)

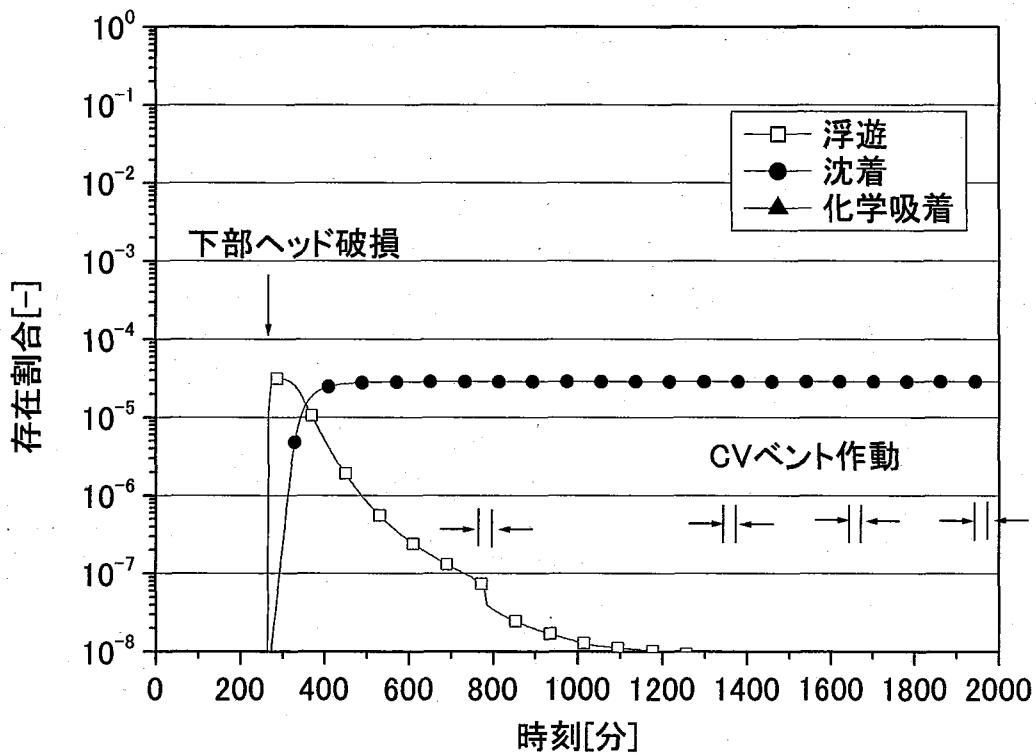


Fig. 5.1.24 ドライウェル内の Sr の挙動(TQUV 管理放出ケース)

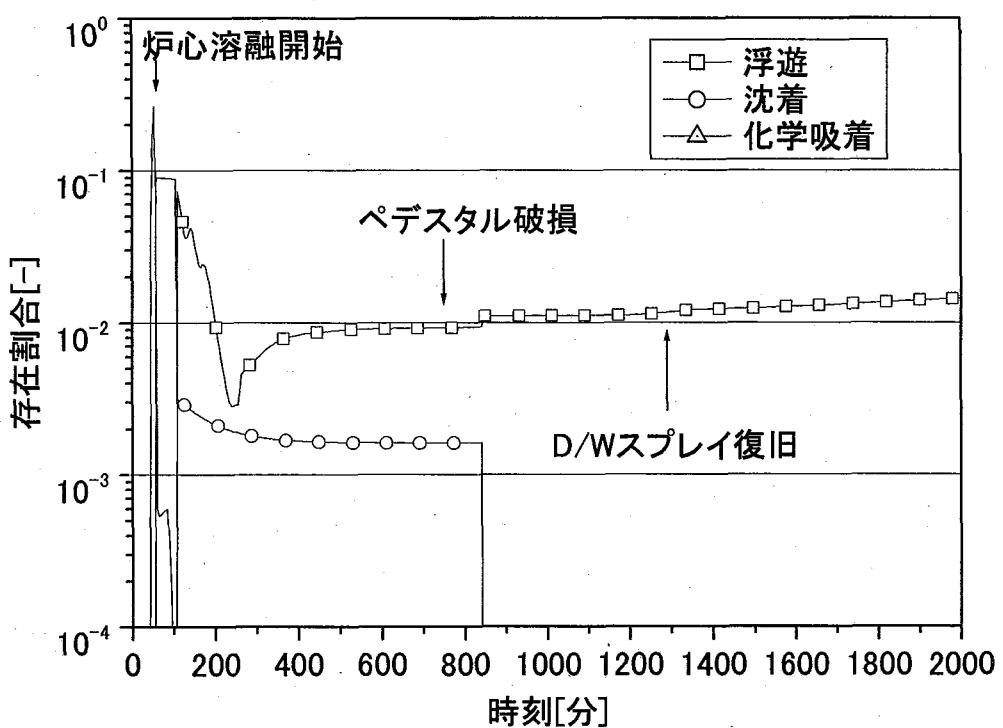


Fig. 5.1.25 原子炉冷却系内の Xe の挙動(TQUV-D/W スプレー復旧ケース)

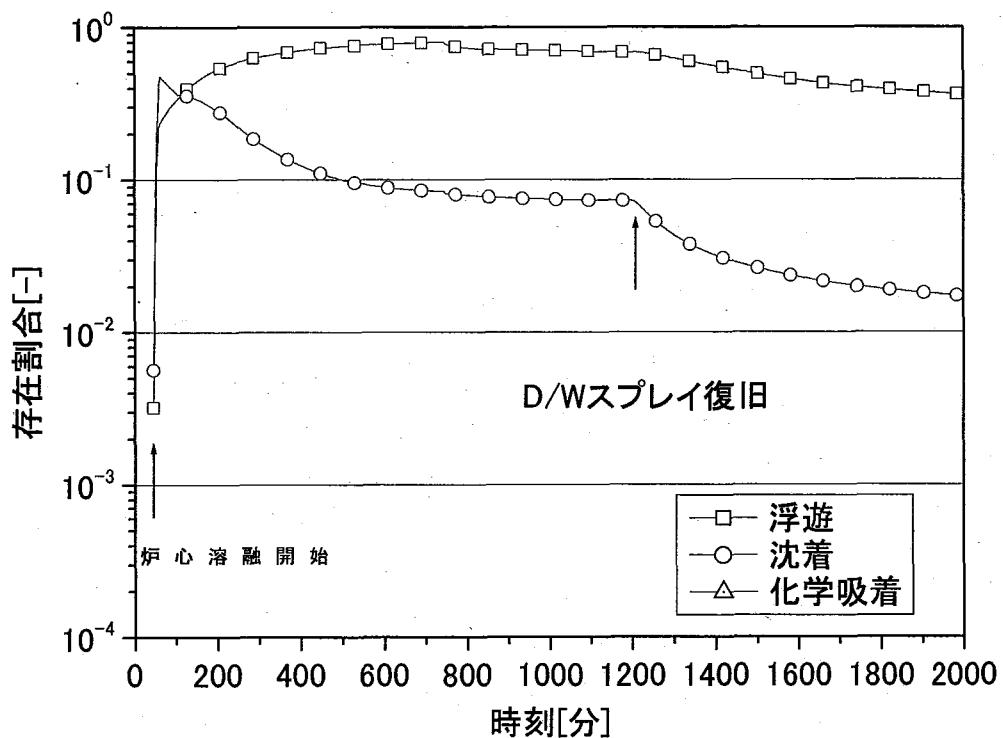


Fig. 5.1.26 ウエットウェル内の Xe の挙動(TQUV-D/W スプレー復旧ケース)

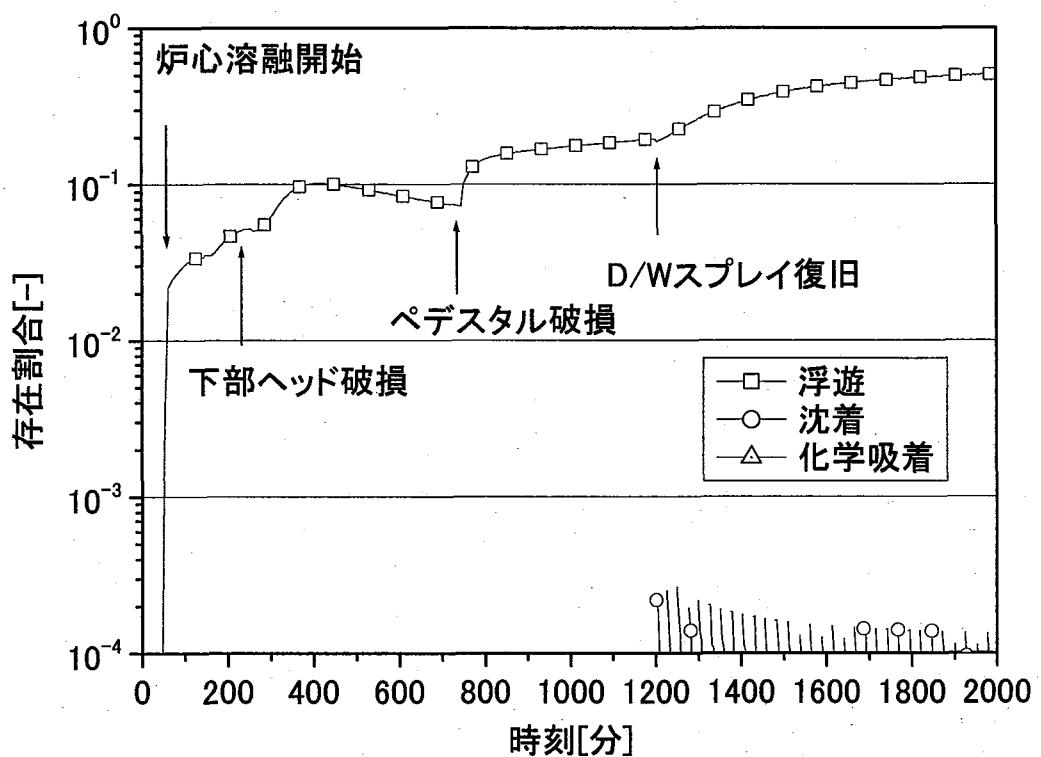


Fig. 5.1.27 ドライウェル内の Xe の挙動(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

(注) 沈着は、Xe がスプレイ水に僅かに溶解したことを示す

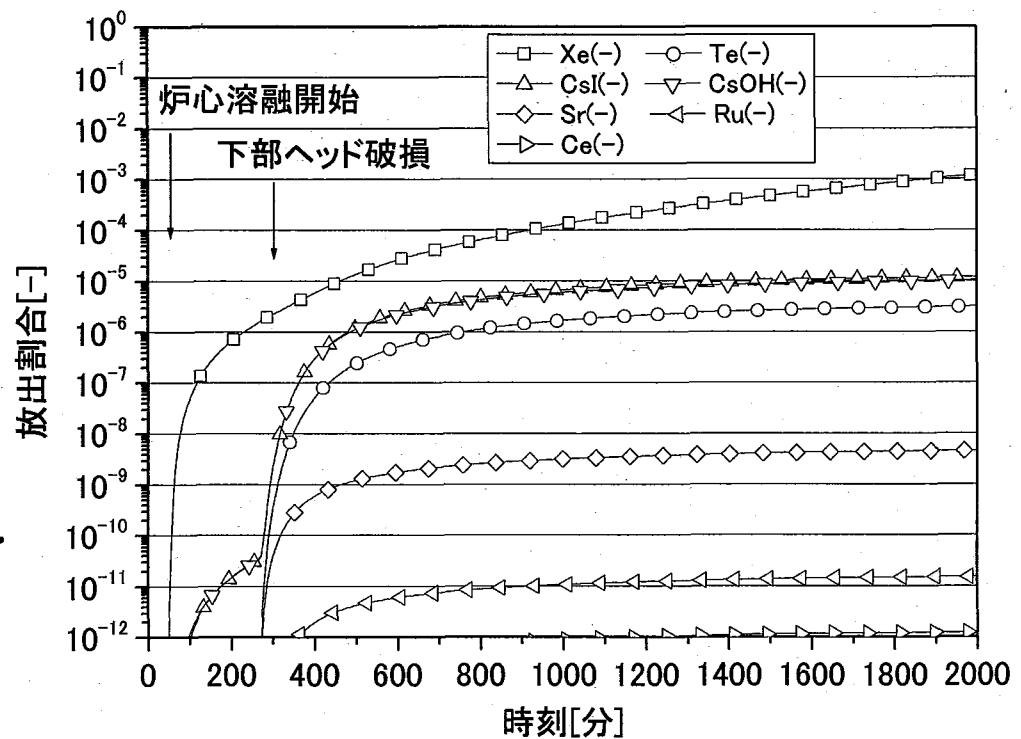


Fig. 5.1.28 環境への放出割合(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

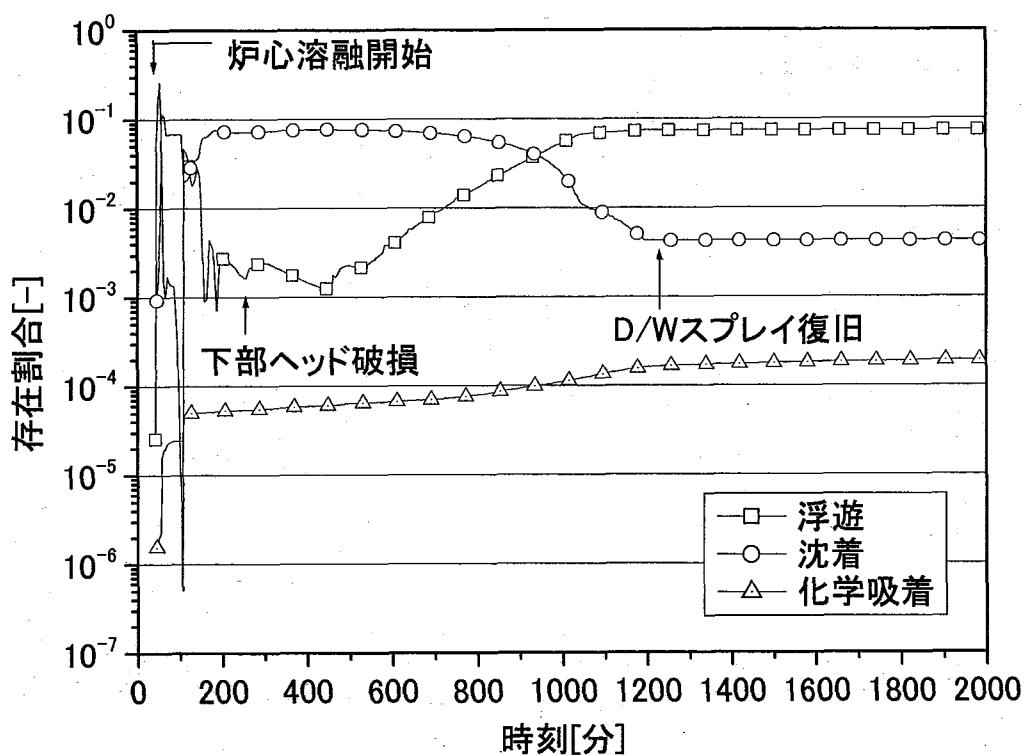


Fig. 5.1.29 原子炉冷却系内の CsI の挙動(TQUV-D/W スプレー復旧ケース)

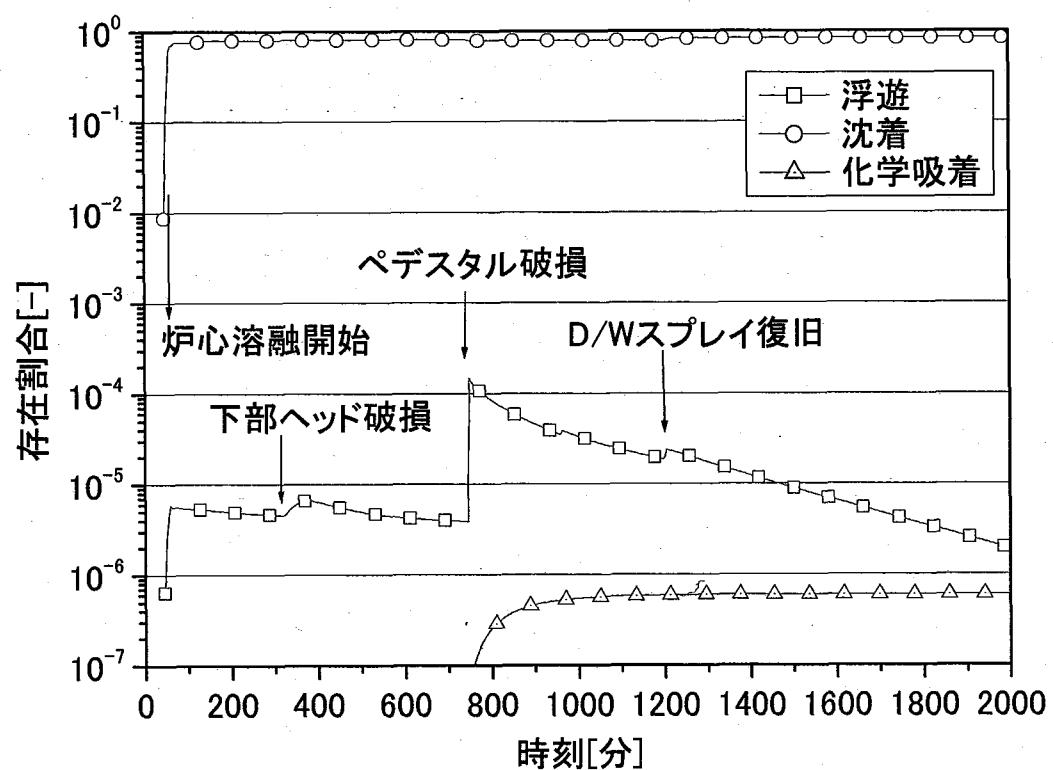


Fig. 5.1.30 ウエットウェル内の CsI の挙動(TQUV-D/W スプレー復旧ケース)

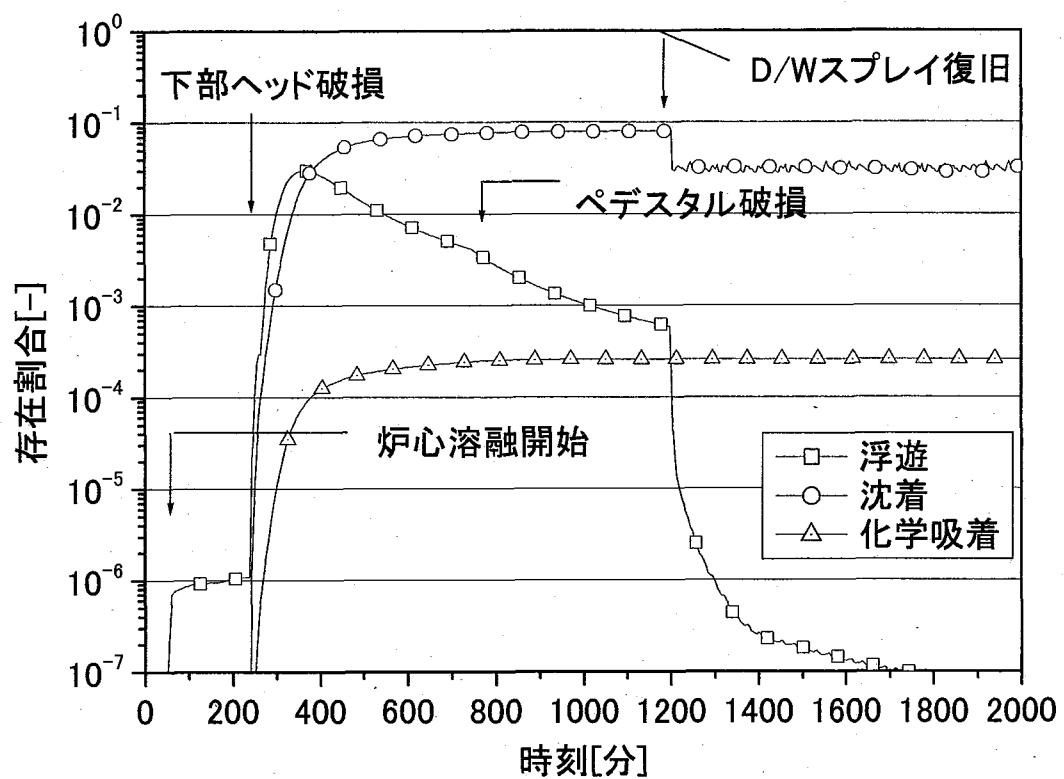


Fig. 5.1.31 ドライウェル内の CsI の挙動(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

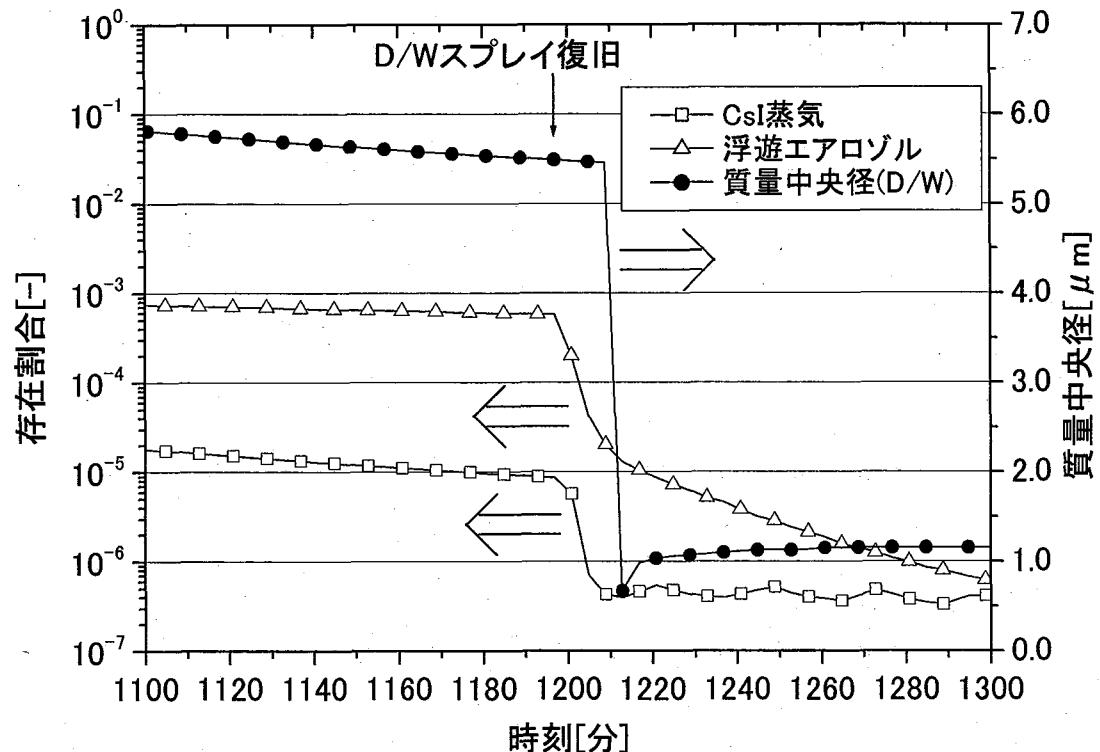


Fig. 5.1.32 質量中央径とD/Wスプレイによる除去効果の関係(TQUV-D/Wスプレイ復旧ケース)

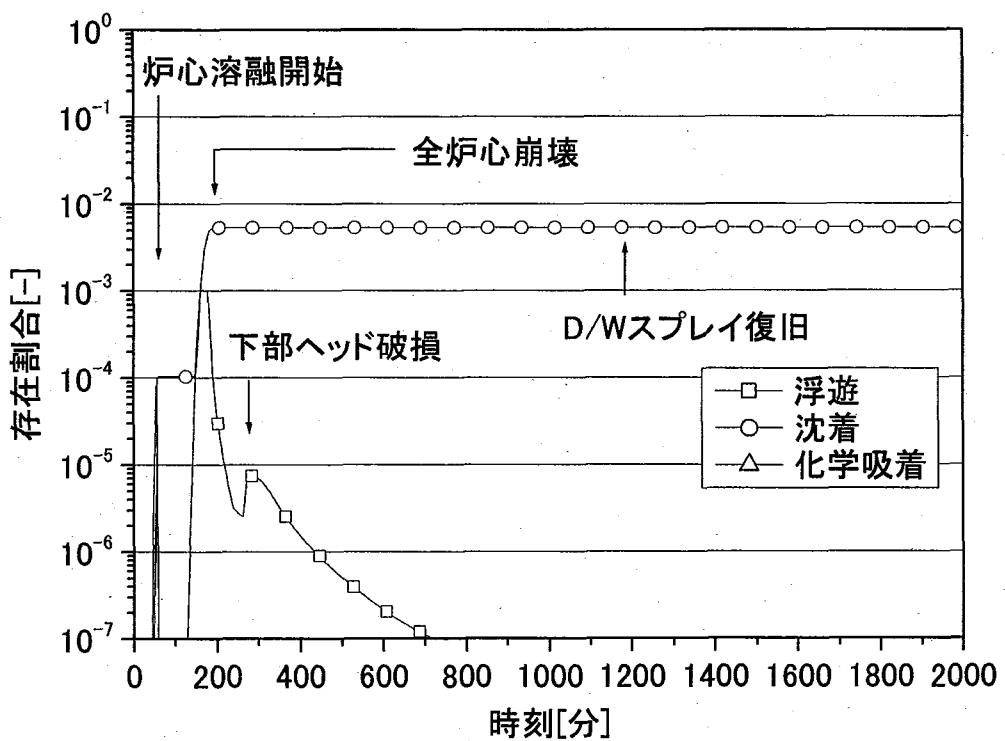


Fig. 5.1.33 原子炉冷却系内の Sr の挙動(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

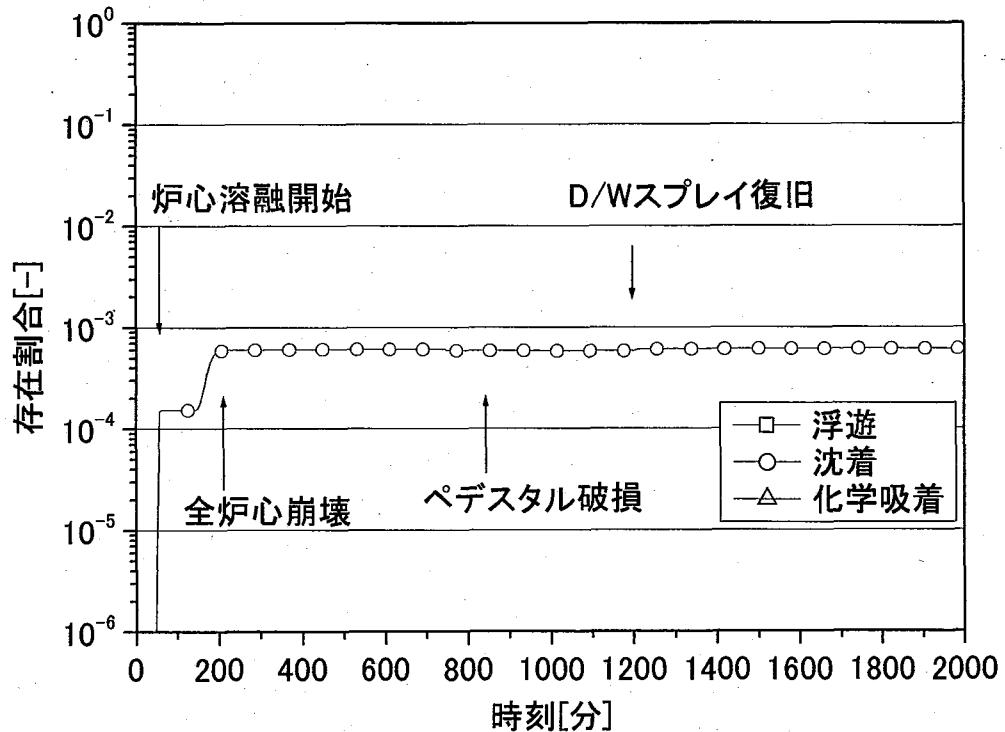


Fig. 5.1.34 ウエットウェル内の Sr の挙動(TQUV-D/W スプレイ復旧ケース)

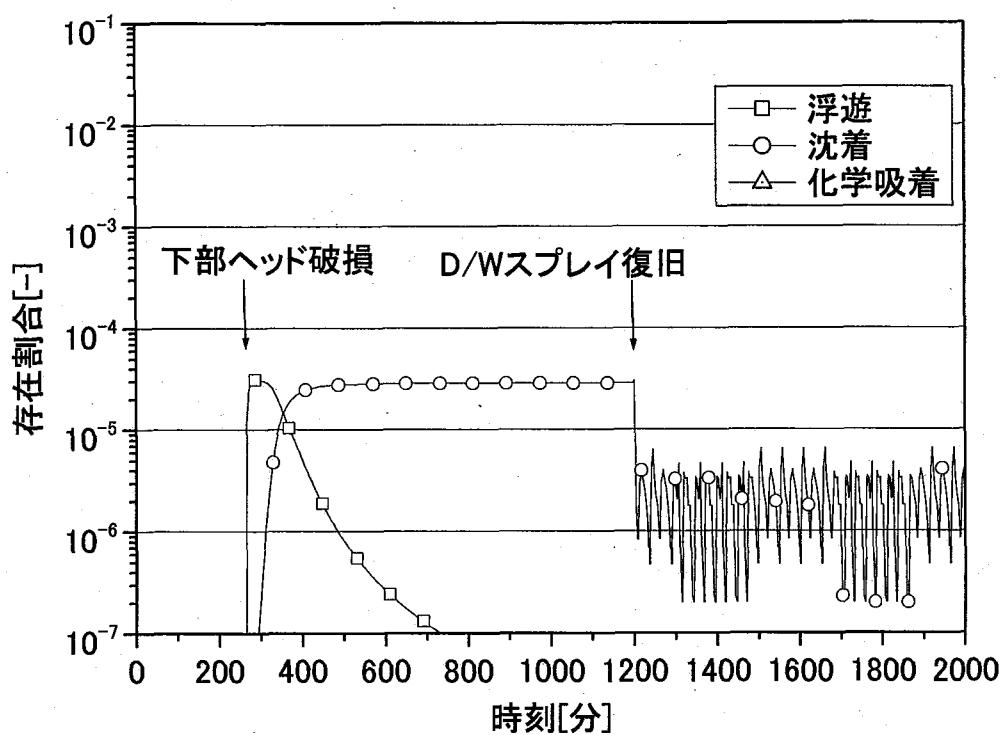


Fig. 5.1.35 ドライウェル内の Sr の挙動(TQUV-D/W スプレー復旧ケース)

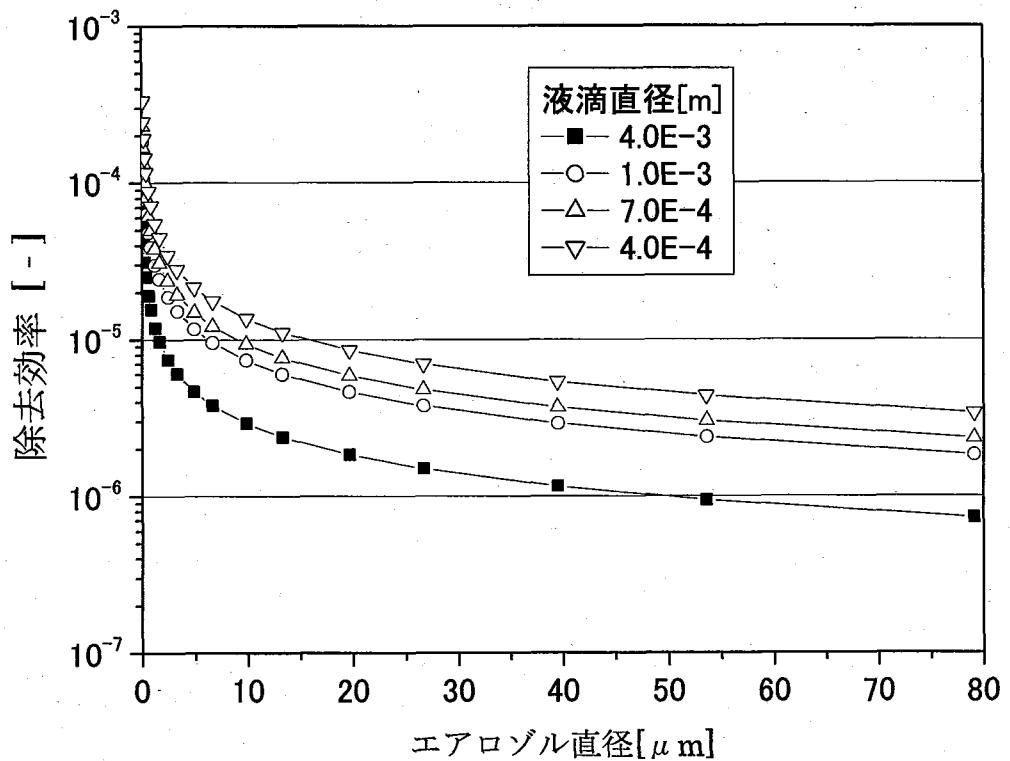


Fig. 5.1.36 スプレーによる除染効果(Brown 拡散)

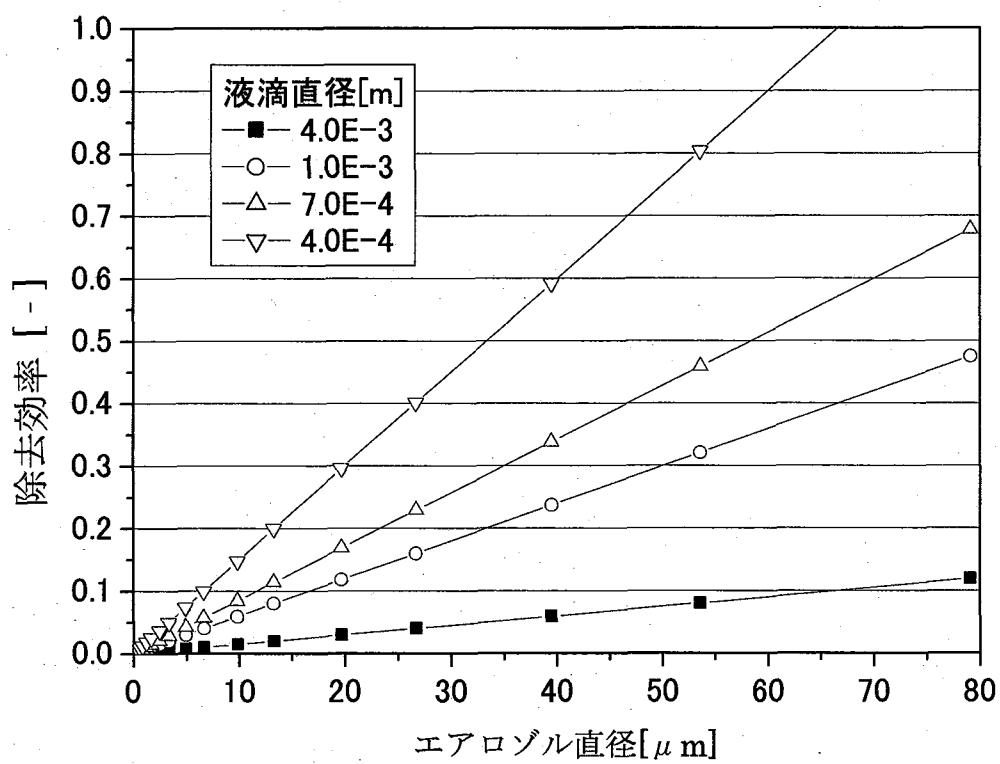


Fig. 5.1.37 スプレーによる除染効果(さえぎり)

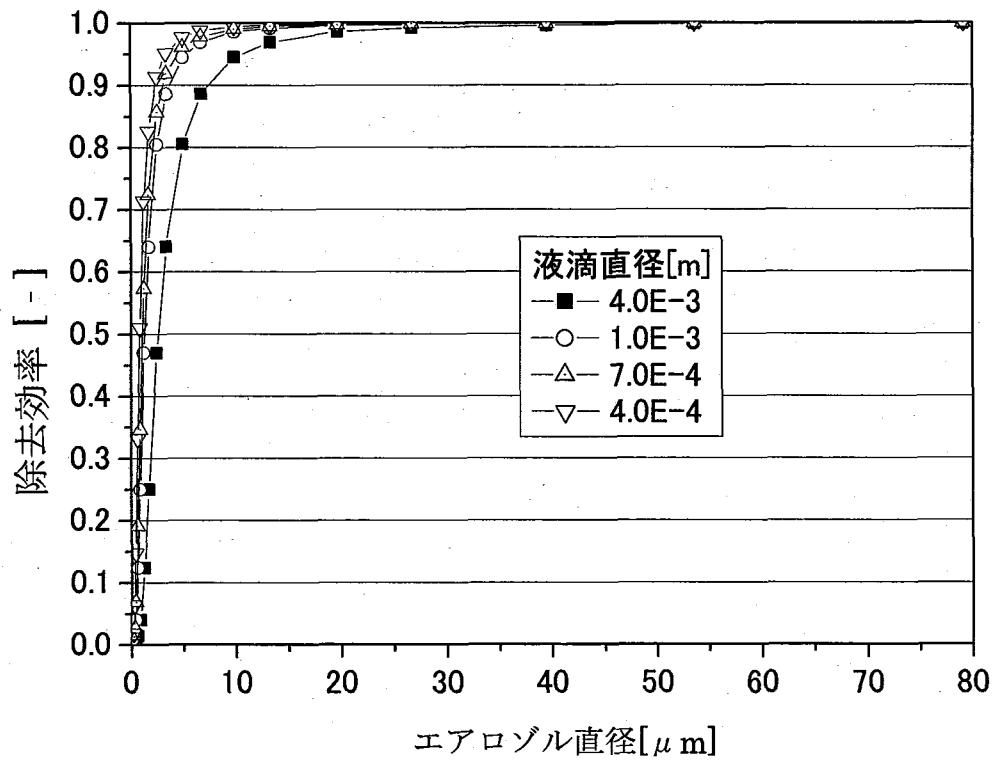


Fig. 5.1.38 スプレーによる除染効果(慣性衝突)

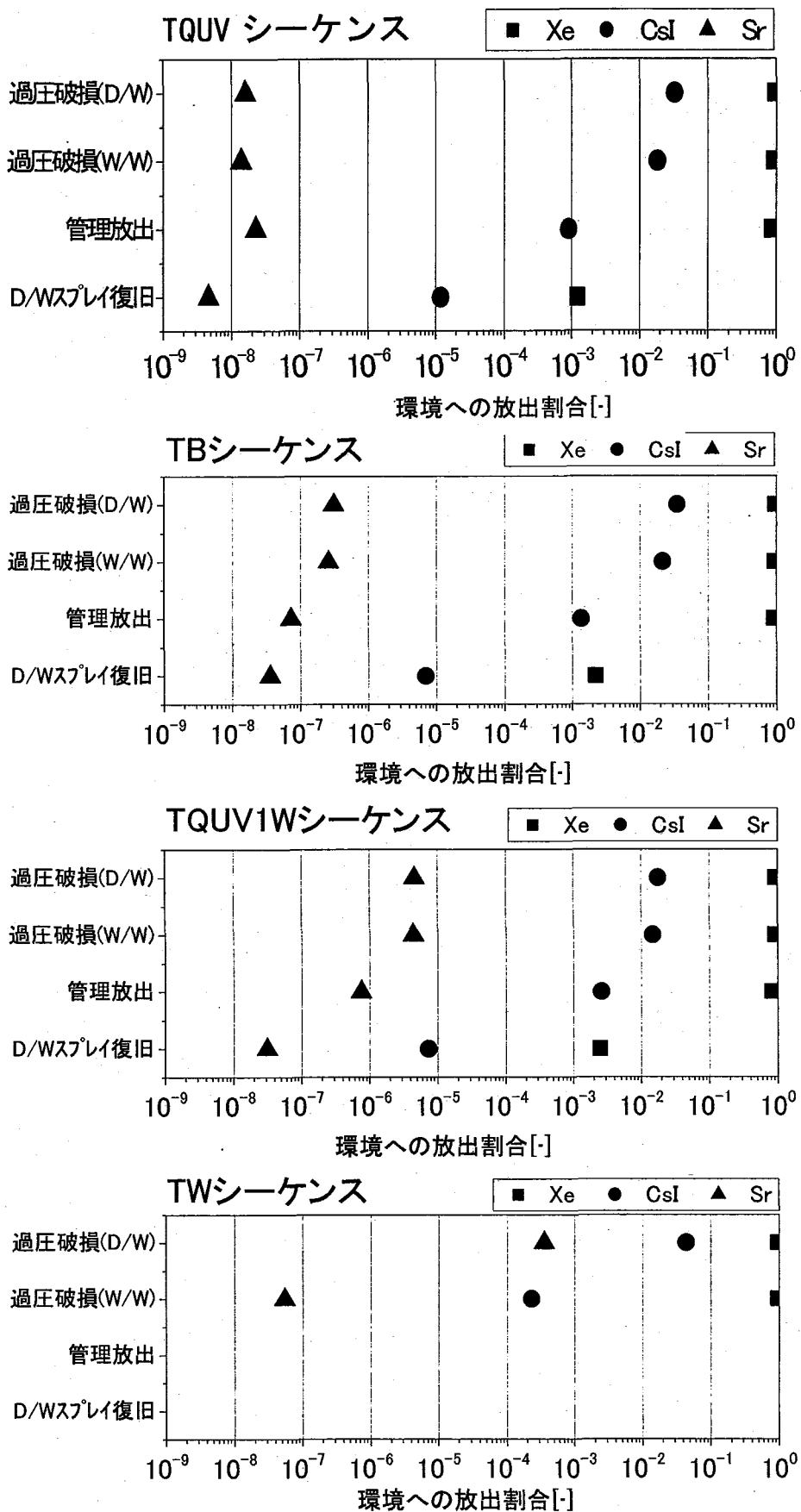


Fig 5.1.39 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースターム比較(その1)

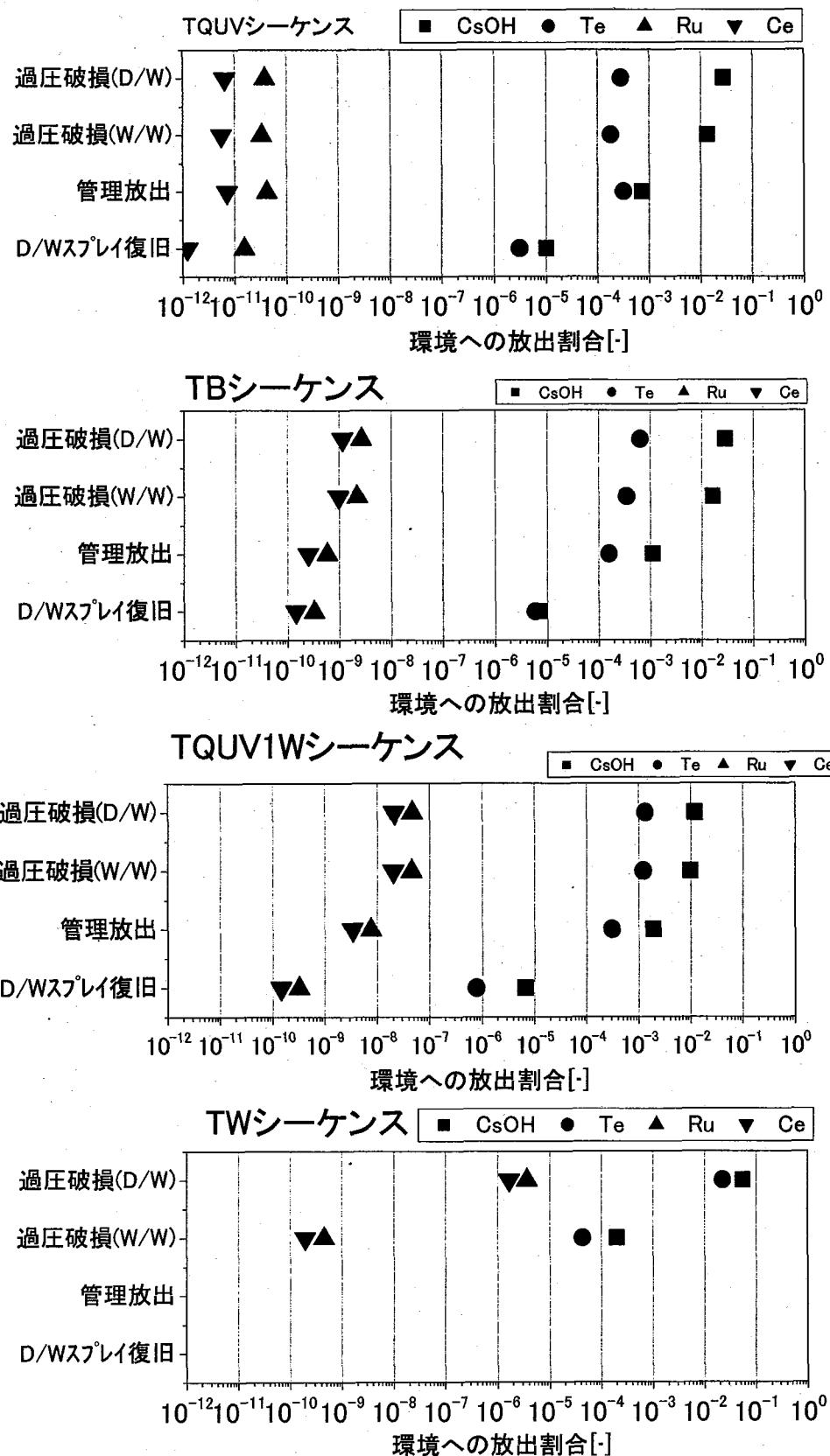


Fig 5.1.40 格納容器機能喪失シナリオの相違によるソースターム比較(その 2)

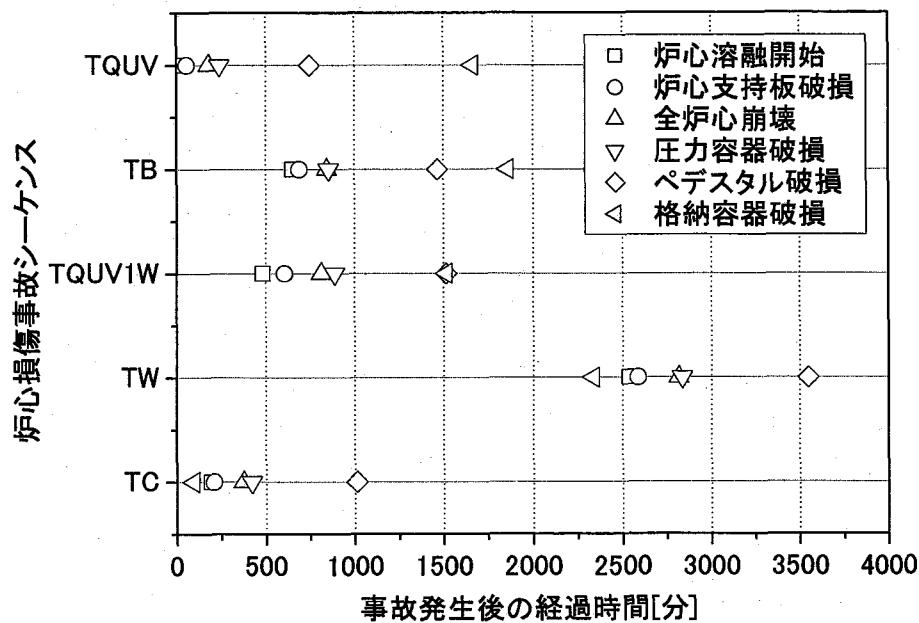


Fig. 5.2.1 過圧破損ケースにおけるイベント発生時刻

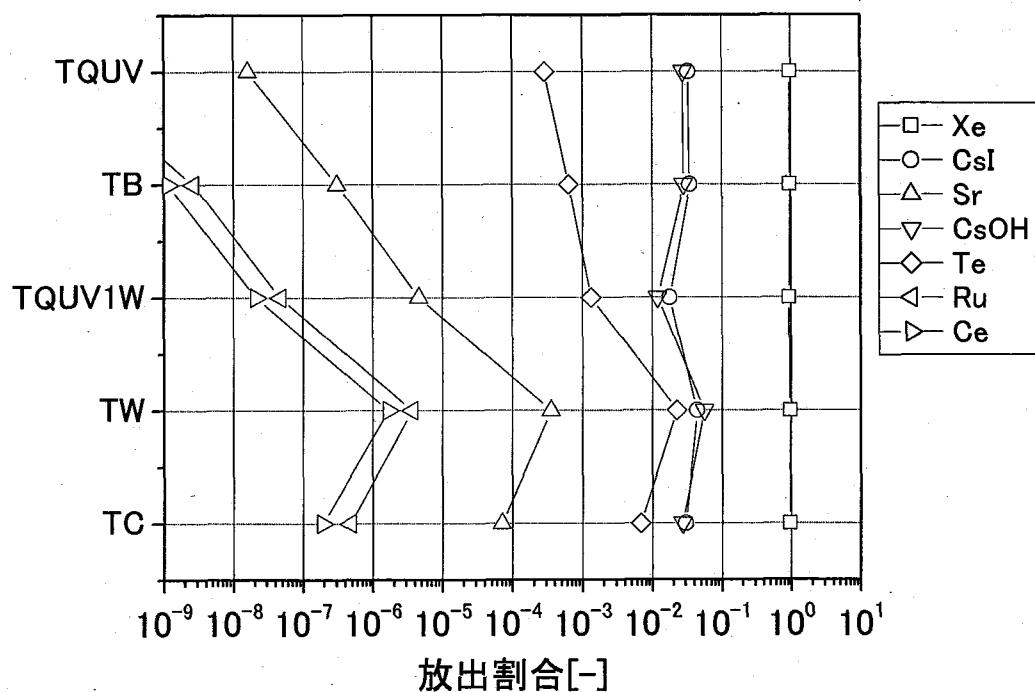


Fig. 5.2.2 過圧破損ケースにおけるソースターム

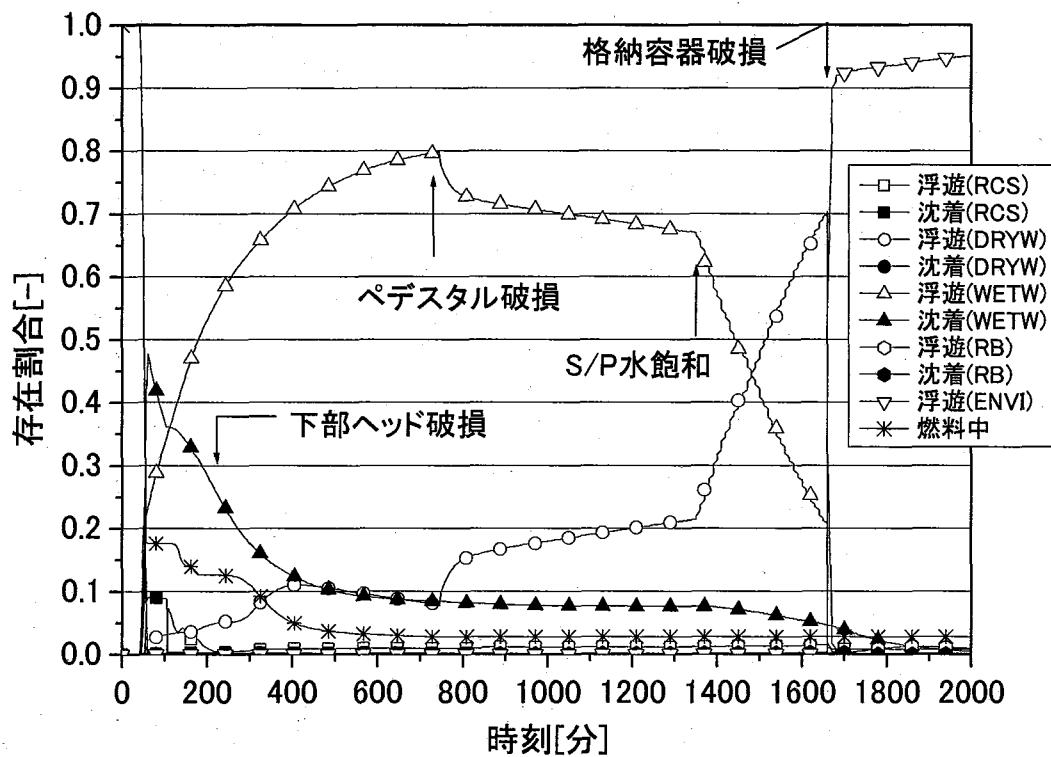


Fig. 5.2.3 TQUV 過圧破損ケースの Xe の挙動

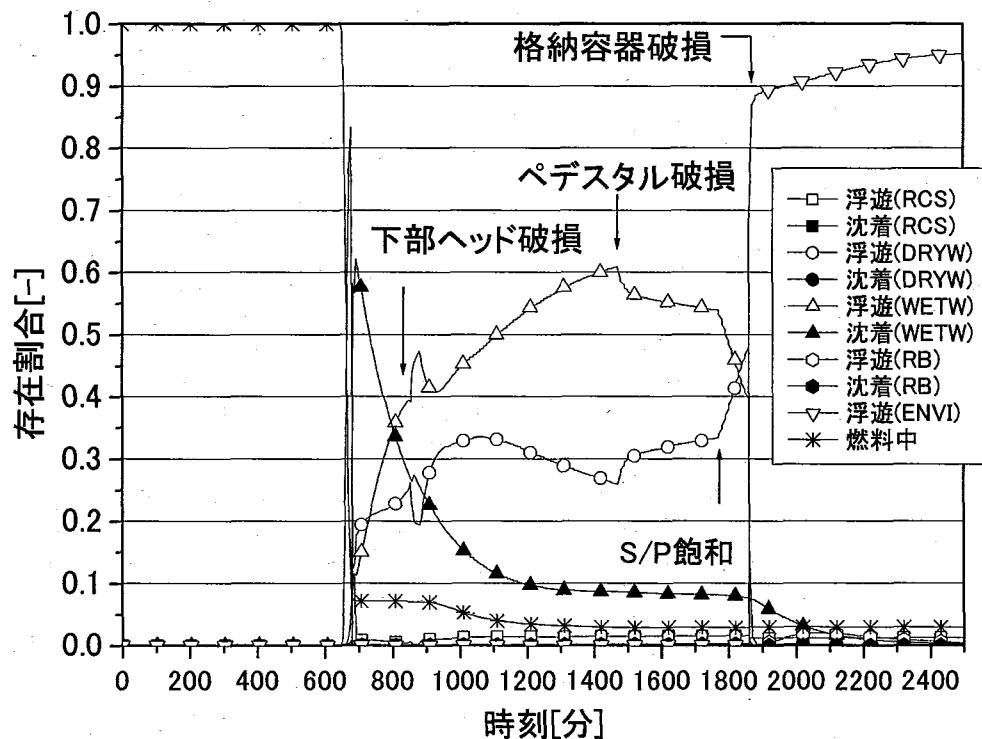


Fig. 5.2.4 TB 過圧破損ケースの Xe の挙動

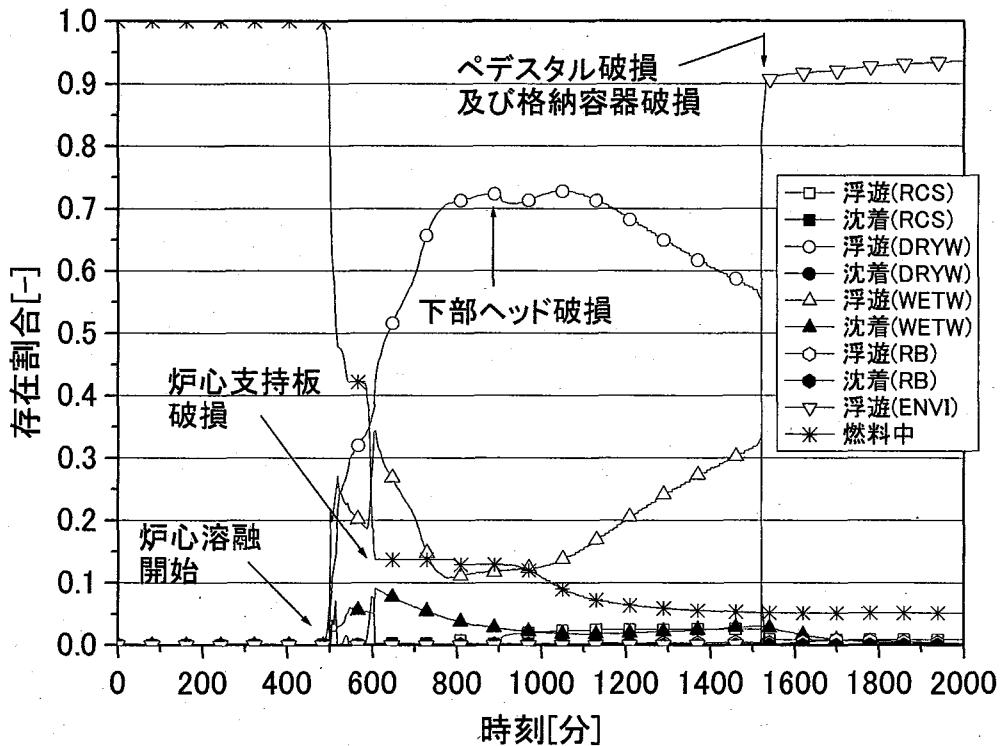


Fig. 5.2.5 TQUV1W 過圧破損ケースの Xe の挙動

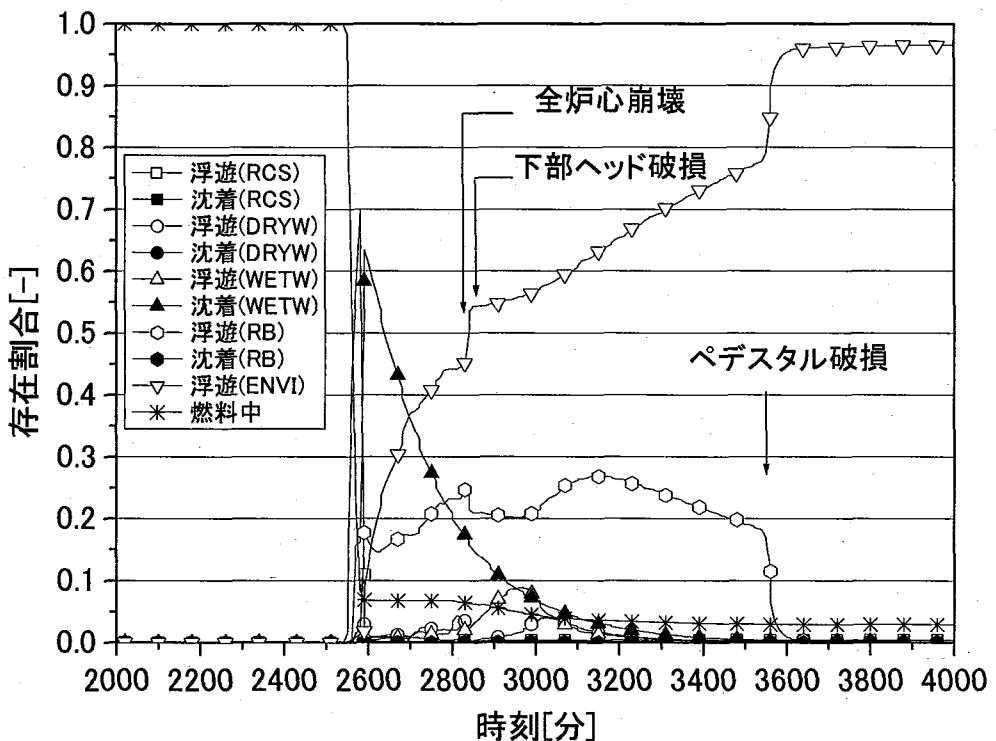


Fig. 5.2.6 TW 過圧破損ケースの Xe の挙動

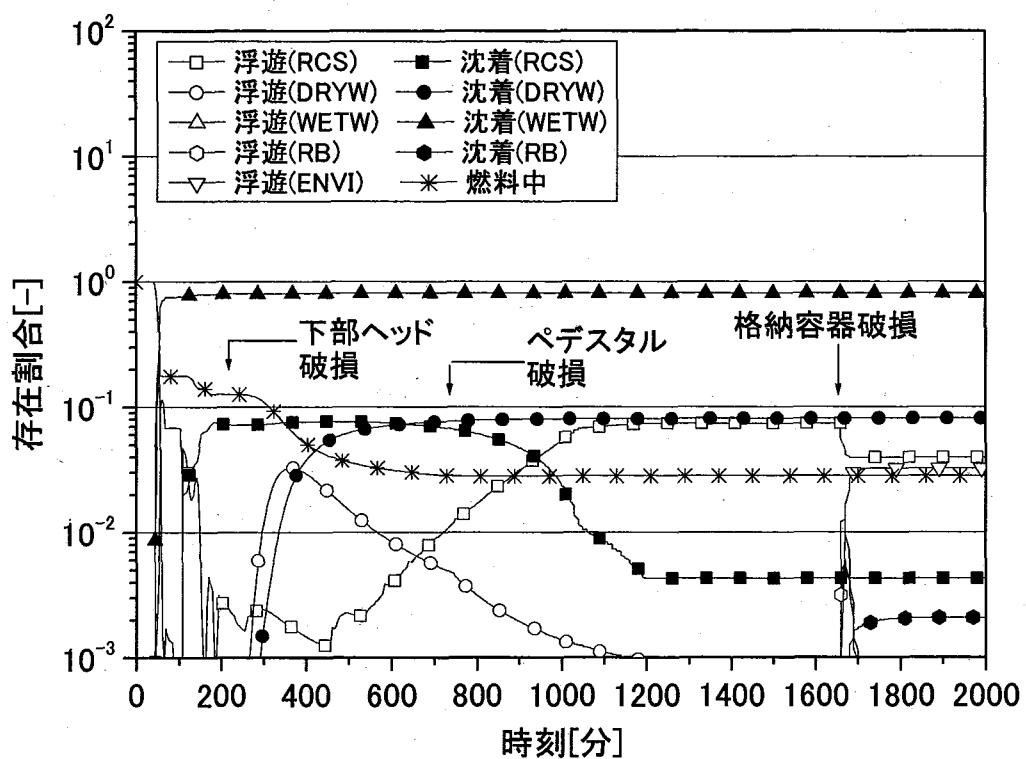


Fig. 5.2.7 TQUV 過圧破損ケースの CsI の挙動

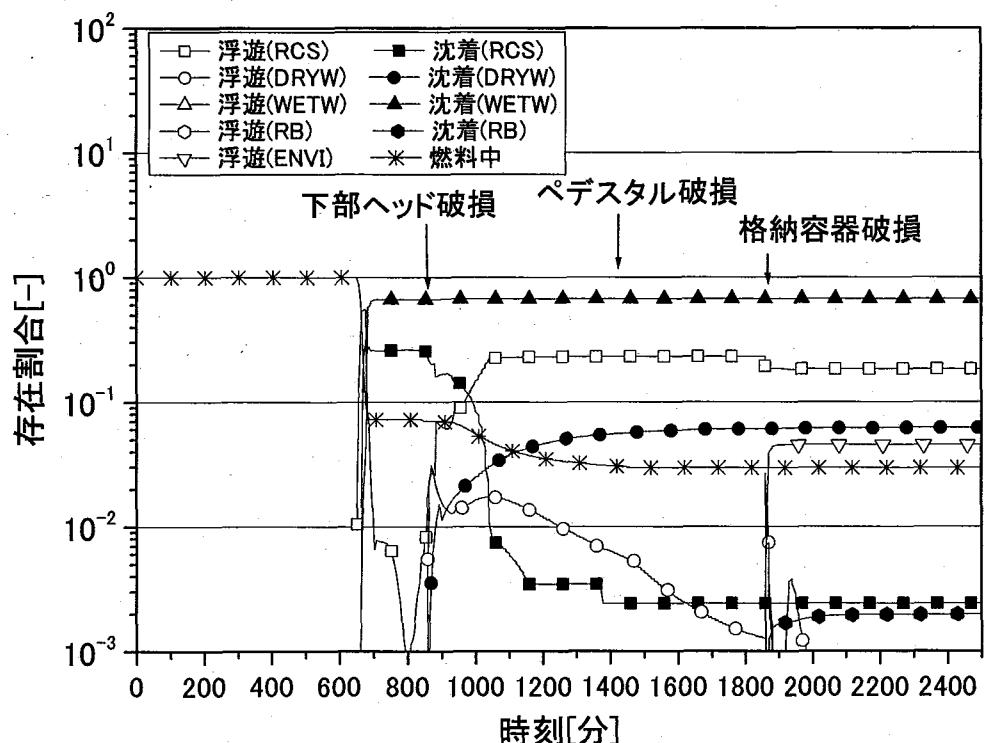


Fig. 5.2.8 TB 過圧破損ケースの CsI の挙動

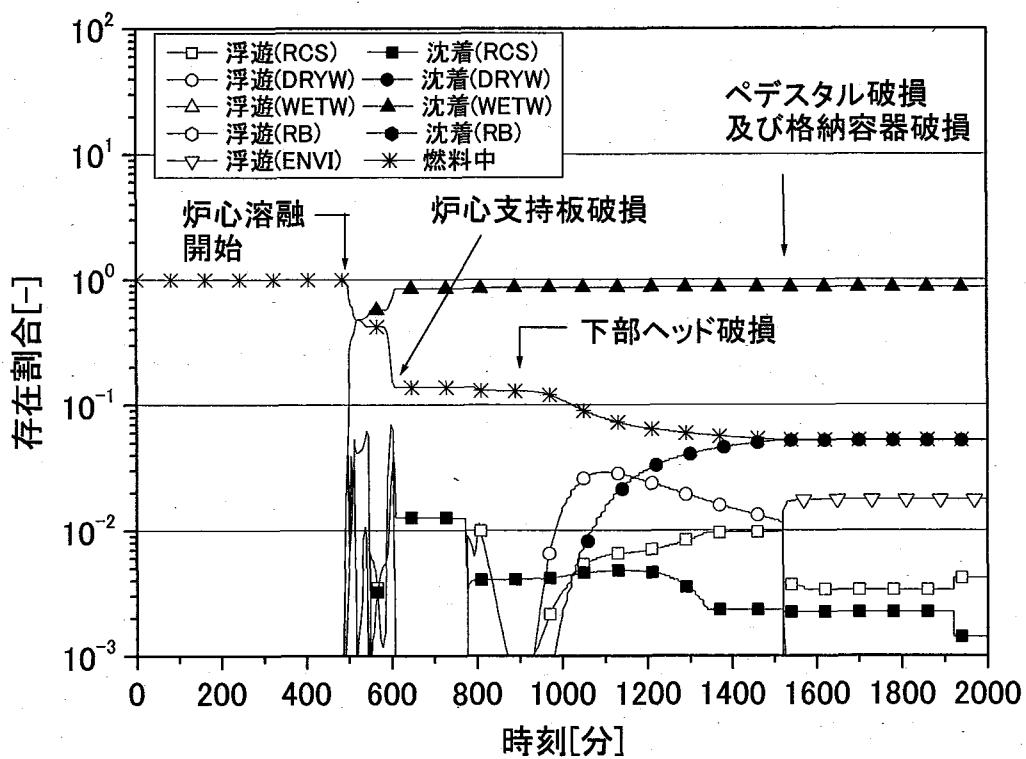


Fig. 5.2.9 TQUV1W 過圧破損ケースの CsI の挙動

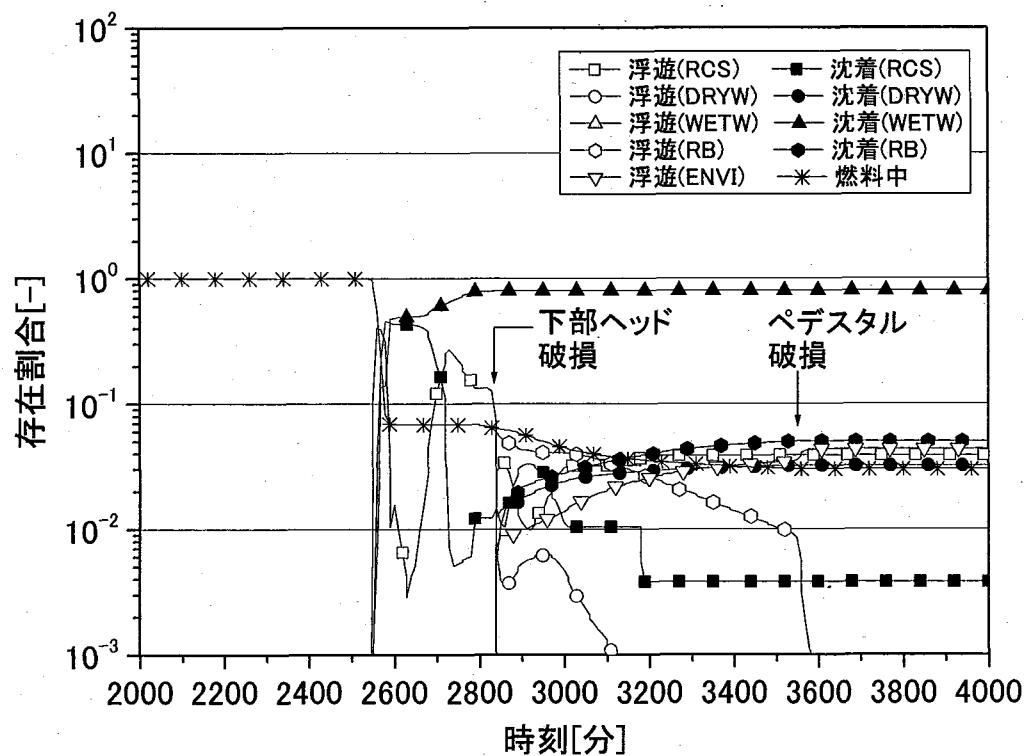


Fig. 5.2.10 TW 過圧破損ケースの CsI の挙動

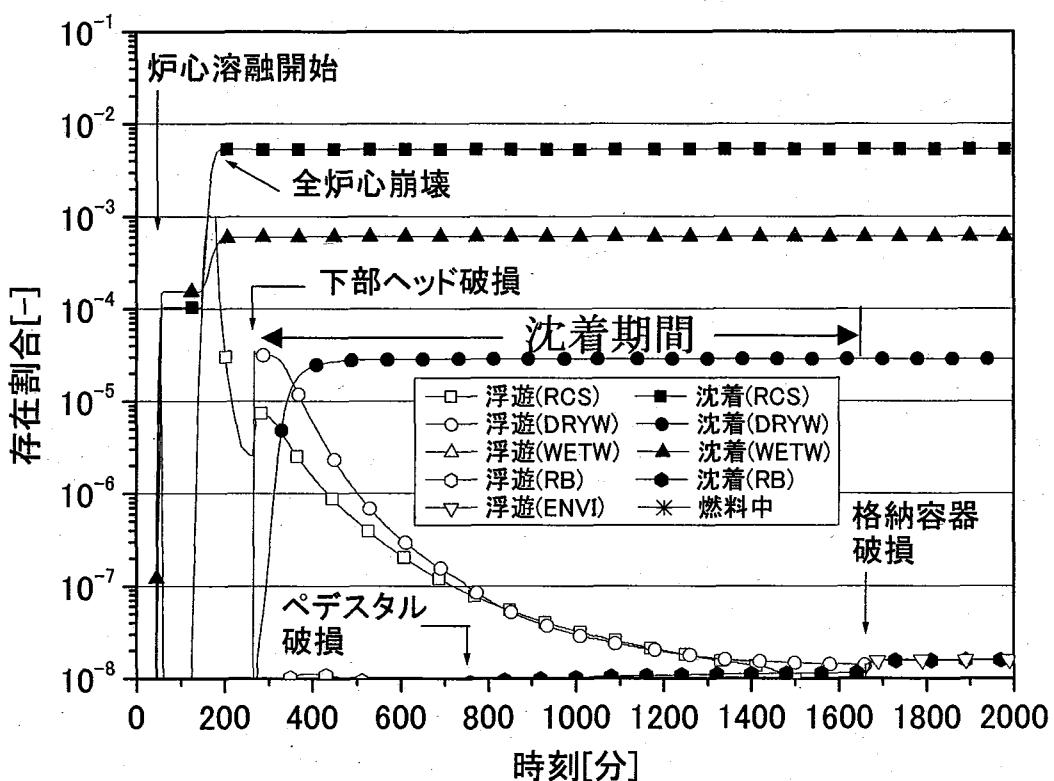


Fig. 5.2.11 TQUV 過圧破損ケースの Sr の挙動

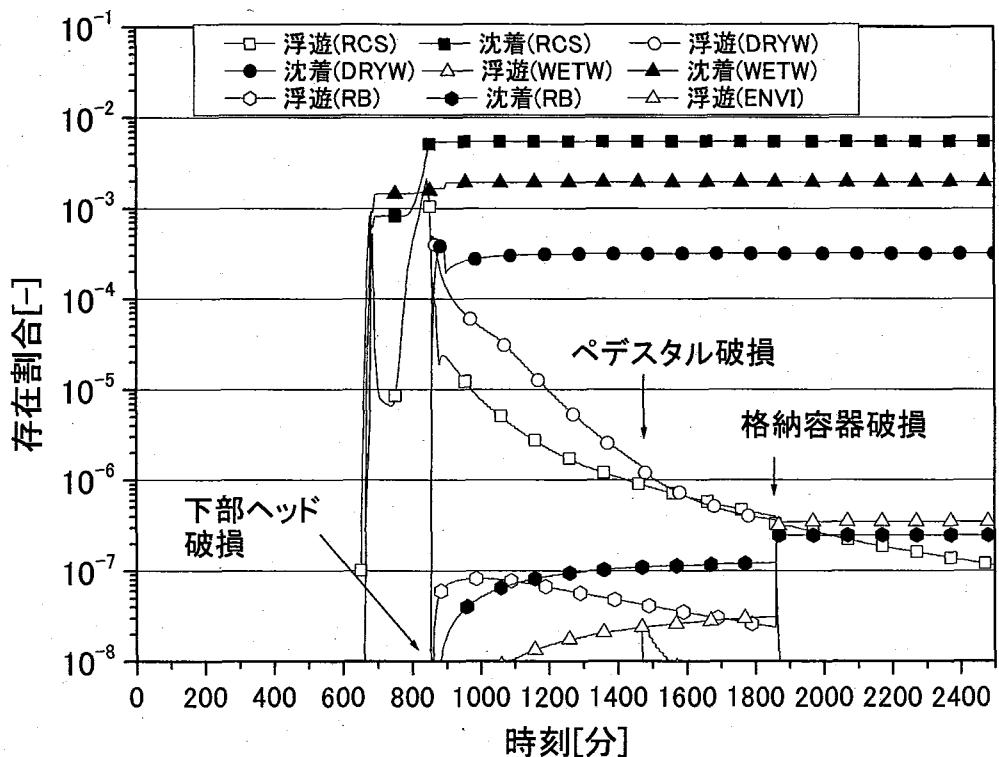


Fig. 5.2.12 TB 過圧破損ケースの Sr の挙動

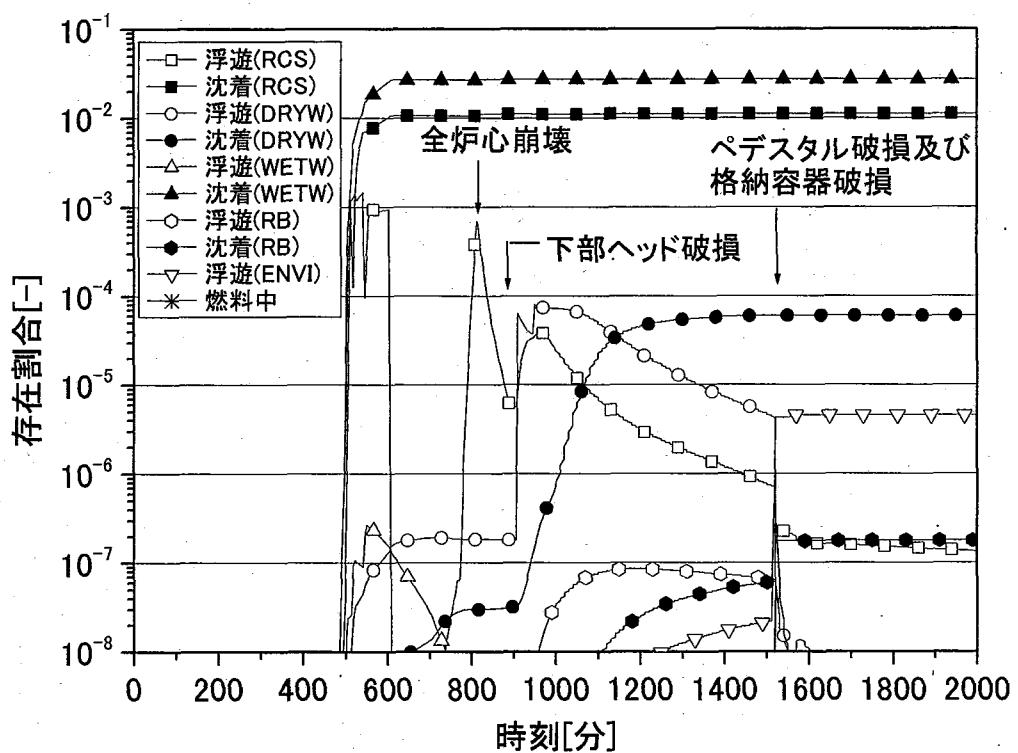


Fig. 5.2.13 TQUV1W 過圧破損ケースの Sr の挙動

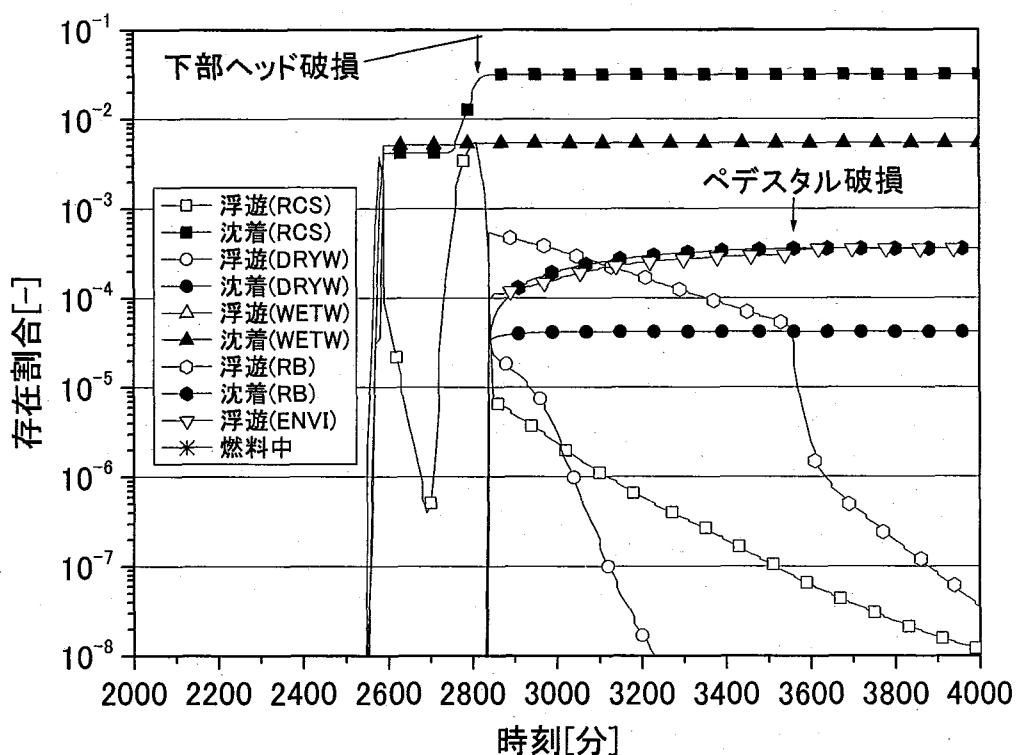


Fig. 5.2.14 TW 過圧破損ケースの Sr の挙動

## Appendix 1 Summary in English

# Systematic Source Term Analyses for Level 3 PSA of a BWR with Mark-II Type Containment with THALES-2 Code

### 1. BACKGROUND AND OBJECTIVES

The THALES-2 code<sup>[1],[2],[3],[4]</sup> is an integrated severe accident analysis code developed at the Japan Atomic Energy Research Institute in order to simulate the accident progression and transport of radioactive material for probabilistic safety assessment (PSA) of a nuclear power plant. As part of a level 3 PSA being performed at JAERI for a 1,100MWe BWR-5 with a Mark-II containment, a series of calculations were performed by THALES-2 to evaluate the source terms for extensive accident scenarios. This paper presents the insights from the analyses.

### 2. FP RELEASE SCENARIOS

In this paper, the FP release scenarios are defined by combinations of a core damages sequence scenario and a containment function failure scenario. The core damage sequence means a combination of success/failure of safety systems and operations for prevention of core damage. The containment function failure scenario means a combination of the containment failure modes which define the reason of containment failure such as overpressure, overtemperature, accident management measures taken for mitigation and the location of containment failure. As for the energetic events such as steam explosion which cannot be simulated by THALES-2, these scenarios are out of the calculation case.

### 3. MODELING BY THALES-2

The THALES-2 BWR version, used in this study, simulates the thermal-hydraulic transient in the reactor cooling system of a BWR and its containment and reactor buildings with consideration of the operation of emergency core cooling systems (ECCS) and other engineered safety systems together with their control logics.

The thermal hydraulics model of the code is based on a volume-and-junction concept. Parameters such as mass of fluid, pressure, mixture level, void fraction, and temperatures of fluid (gas and liquid) and wall are calculated in each volume. The core region is divided by axial and radial nodes. The temperatures of fuel and cladding in each node are calculated with consideration of the relocation of molten-fuel to lower region. Severe accident phenomena considered in the code include the hydrogen generation by the metal-water reaction, reactor vessel lower head failure, hydrogen burning in the containment and generation of non-condensable gases by the molten-core/concrete interaction.

The models for the FP release and transport are based on those of the ART code<sup>[5]</sup> and they cover the release of FPs from fuel and the transport of FPs in the form of gas, aerosol, deposit on structure walls and floors, and solution in water. THALES-2 solves the governing equations for multi-component aerosol, taking into account the particle size distribution by a sectional method. The aerosol model considers the size growth by agglomeration and condensation/evaporation, chemical adsorption of the gas species at structure surfaces, deposition of aerosol to walls and floors, removal by sprays and filters, scrubbing by water pools, and convection by liquid as well as gas flow. The aerosol removal by pool scrubbing in

the suppression pool is calculated by the Kaneko's model<sup>[6]</sup> based on experiments by the Japanese utilities.

In THALES-2, radionuclides including components of fuel and structure materials are classified into 10 groups in terms of chemical properties. Seven representative chemical species or elements, i.e., Xe, CsI, CsOH, Te, Sr, Ru and Ce, were considered in this study.

The control volumes for representing the BWR in the present analysis is shown in Fig. 1. The reactor cooling system was divided into seven volumes, the reactor core, upper plenum, steam dome, down comer, lower plenum and recirculation loops A and B. Moreover, the containment was divided into drywell, wetwell, pedestal, and vent pipe that connects the drywell and wetwell. The environment was modeled by hypothetical volumes connected with the containment or the reactor building by junctions representing the leaks or piping for containment venting. Other models used in this analysis include: the filtration of FPs by the stand-by gas treatment system(SGTS), feedwater system, reactor core isolation cooling system(RCIC), high pressure core spray system(HPCS) and low pressure injection system(LPCI) that takes suction from the condensate storage tank or suppression pool.

A characteristic feature of this plant is that it has the suppression pool under the drywell floor; therefore, if the drywell floor is penetrated by the molten core, the melt will fall into the suppression pool and it makes a flow path from the drywell to the containment venting pipe that bypasses the suppression pool. The suppression pool bypassing is expected to increase the source terms when containment venting is conducted for preventing the overpressure failure of the containment.

#### 4. CALCULATION CASES AND ASSUMPTION

##### 4.1 Calculation Case

The core damage sequences identified by event tree analysis in a level 1 PSA are classified into groups based on the similarity of accident progression and these groups are called the core damage sequence groups or plant damage states(PDS).

The previous analysis<sup>[2]</sup> at JAERI with the THALES/ART code system, which is an older version of THALES-2, had shown that could be classified into the following 5 groups from the similarity in accident progression, where a representative core damage sequence is also shown for each group as follows:

- (1) Loss of cooling function (Representative sequence is a transient(T) followed by loss of feedwater(Q) and high(U) and low(V) pressure injection systems(TQUV sequence)),
- (2) Station blackout (TB sequence),
- (3) Loss of containment heat removal with a low pressure injection (a transient followed by loss of feed water, high pressure injection, low pressure injection(V1) and containment heat removal(W) (TQUV1W sequence)),
- (4) Loss of containment heat removal with a high pressure injection (TW sequence),
- (5) Anticipated transient without scram (ATWS)(C) with high pressure injection available. (TC sequence).

The source term analyses were performed for the representative sequence of each core damage sequence group with THALES-2. Considering the various influencing factors on source terms, the source term analyses were performed for a variety of FP release scenarios. The present analyses covered the following 3 containment function failure scenarios in the FP release scenarios: overpressure, controlled release by unfiltered containment venting and accident termination by drywell spray recovery. Furthermore, as for the over pressure, which was considered to be more important than the other containment function failure scenarios from the frequency and consequence point of view, two different failure locations, drywell and wetwell,

were considered. Thus, the source term analyses were performed with THALES-2 for 15 release scenarios except what can't happen from the combination of 20 scenarios given by 4 containment function failure scenarios for each of the 5 core damage accident sequences.

#### 4.2 Major Assumptions for Scenarios Analyzed

The following assumptions were made in the present analysis.

The containment overpressure failure was assumed to occur at the containment pressure 2.5 times higher than the design pressure and to have a break size of  $0.65 \text{ m}^2$  as had been assumed in NUREG/CR-4624<sup>[7]</sup>. The break was assumed to open a flow path to the reactor building volume which has a break flow path to the environment. In all calculation cases, the containment was assumed to have a leak to the reactor building at a rate of 0.5%/day. If the containment has this small leak only, the SGTS was assumed to release FPs in the reactor building through a stack with filter efficiency of 99% for FPs other than rare gas. As for the station black out (TB) sequence, the battery power, which is used for controlling RCIC and other systems, was assumed to be depleted in 8 hours.

As for the scenarios involving the containment venting, which is an accident management measure to avoid the containment overpressure failure by a controlled release of containment atmosphere to the environment, it was assumed that the venting was made through piping connected to the wetwell gas phase without any filter. The venting was assumed to start at a containment pressure 1.5 times higher than the containment design pressure and to stop at the design pressure.

In the scenarios of the containment cooling recovery, the containment heat removal by drywell spray was assumed to be restored at 20 hours after accident initiation.

### 5. OVERALL RESULTS AND DISCUSSION

Since it is considered that the radionuclides Xe, CsI and CsOH, which are volatile and have high release fractions to the environment, should be important for the consequence analysis, this paper describes the source terms for these radionuclides. The other radionuclides, which have much lower volatility, have smaller release fractions and relatively lower importance for level 3 PSA. In order to understand governing factors for the source terms of non-volatile species, the results for Sr, which has relatively high source term among non-volatile radionuclides, are discussed in this paper as a representative of non-volatile species.

#### 5.1 Accident Progression and Timing of Containment Failure

In order to estimate individual and collective doses under a level 3 PSA, not only the source terms but also the timing of release is important. As for overpressure scenarios, the left side graph of Fig. 2 shows accident progression for the 5 core damage sequences.

In the TW and TC sequences, the containment failure occurs before the core melt starts. As for the TW sequence which is the loss of decay heat removal case, the containment failure occurs at about 40 hours by steam evaporation at suppression pool. The core melt starts about 200 minutes later. In the TC sequence, the containment failure was assumed to occur due to over- pressurization at about 2 hours because of the decay heat generation in the core that exceeds the capacity of the residual heat removal system. Then the core melt starts in several minutes. Since THALES-2 does not have reactor kinetics models, the timing of containment failure was determined from surveys on existing analyses of ATWS events at BWRs.

As for the other sequences such as TQUV, TB and TQUV1W, the core melt starts before the containment failure and the containment fails between 25 hours and 40 hours. Large fractions of FPs are released to the environment at containment failure. The time of core melt initiation depends on the conditions of the core damage sequence, such as the availability of coolant injection systems and existence of pipe breaks in the reactor coolant system. The time of FP

release to the environment for other containment function failure scenarios may be determined as the times of events shown in Fig.2 such as the times of the core support plate failure, reactor pressure vessel head failure, and melt through of pedestal floor.

### 5.2 Dependency of Source Terms on Core Damage Sequences

This section describes characteristics of source terms for each core damage sequence. The source terms for overpressure failure at drywell will be used as representative examples. The plots on the right in Fig.2 shows the source terms of each species for 5 core damage sequences calculated by THALES-2. Since the behavior of radionuclides depend on their physical/chemical forms, such as gas or aerosol, the behaviors of each species will be described separately in the following.

Most of Xe in the plant is released to the environment in all core damage sequences because Xe is transported as gas in the plant.

The volatile and chemically active species such as CsI and CsOH have complex transport behavior because they can take various forms such as gas, aerosol, and deposits on wall or solution in liquid phase. Therefore, the controlling mechanism for the release to the environment is also complicated. Furthermore in this analysis, the release mechanisms of these species are different depending on whether the containment fails before core melt or not.

For core damage sequences such as TQUV, TB and TQUV1W, in which containment failure occurs after core melt, the dominant factor for source terms is the amount of FPs suspended in the RCS at the time of containment failure.

Fig. 3 shows the relative masses of CsI in different locations in the plant for the overpressure failure case of TQUV sequence as an example. The amount of CsI suspended in the drywell is small at the time of containment failure because CsI transferred to the drywell deposit on the walls in relatively short time for the reason that the deposition rates of CsI is high because the temperature of drywell wall is low.

On the other hand, large fraction of CsI deposit in the RCS in the early phase of the accident. Much of these CsI will be revaporized by the decay heat of FPs by the time of containment failure. Thus the RCS contains most of CsI suspended in the plant before the time of containment failure. The failure of containment brings about the depressurization of drywell and the release of CsI suspended in the RCS to the environment. Therefore, the later containment failure, the larger CsI suspended in RCS, the larger source terms. For example, the TB sequence has larger source terms of CsI than other sequences due to the largest amount of suspended CsI at the time of the overpressure failure of the containment.

For core damage sequences TW and TC, in which the containment failure occurs prior to the core melt, the governing mechanism of the source terms is not the revaporation. In these sequences, revaporized CsI remains in the RCS and don't contribute much to the source terms because these sequences don't have significant depressurization of drywell after the start of FP release from core.

The dominant factor in these early-containment failure cases for source terms is the amount of CsI released to the drywell during the core degradation phase and at the time of reactor vessel lower head failure. The CsI released to the drywell is likely to be released to the environment before deposition to the drywell wall and floor because the containment has already failed. As a result, the source term of CsI in these sequences is usually larger than those in the sequences where the containment fails after core melt.

As for the less volatile species Sr, the revaporation is not considered because it behaves as aerosol in the plant. The source terms of Sr have a clear tendency that the shorter the duration between reactor pressure vessel failure and containment failure, the bigger the source terms.

### 5.3 Dependency of Source Terms on Containment Function Failure Mode

The dependency of source terms on containment function failure mode will be discussed here

using the calculation results of a core damage sequence TQUV as a representative example. Figure 4 shows source terms for all containment function failure scenarios, almost 100% of Xe would be released to the environment except for non-containment failure case (drywell spray recovery case). And Sr doesn't depend on the containment function failure scenarios.

Source term of CsI tend to becomes small in the order of overpressure failure case, containment venting case and drywell spray recovery case.

The source term of drywell failure case is slightly larger than that of the wetwell failure case. This small difference can be explained by the fact that, as was described in section 5.2, the CsI suspended in RCS is the dominant factor for source terms. This is based on the difference of the path from RCS to the environment.

The drywell spray recovery case was analyzed with the assumption that the drywell spray and the residual heat removal system of containment were recovered at 20 hours after accident initiation. The containment doesn't fail in this case because of the successful removal of decay heat from the drywell and wetwell. The FP release to environment is only by the small leakage from the containment. This case has the smallest source terms in all core damage sequences.

As for the containment venting case, the vent valve was assumed to open at the pressure 1.5 times higher than the design pressure of the containment and close at the design pressure. At the timing of the failure of the pedestal floor, the molten fuel drops into the suppression pool. At the same time, the drywell pressure increases significantly and the first containment venting occurs.

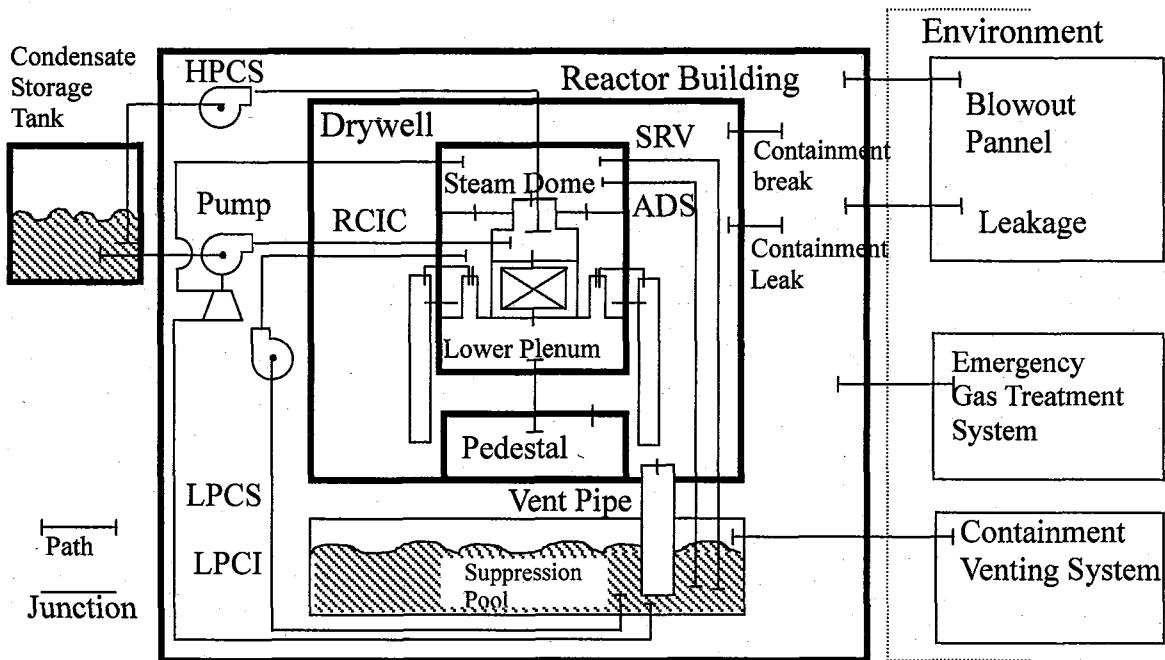
Figure 5 shows the relative mass for total core inventory of CsI in the plant for containment venting case of TQUV sequence as an example. Since the depressurization by the containment venting actuation is smaller than that by the containment overpressure failure, the depressurization of containment by the venting does not cause the release of large fraction of the FP suspended in RCS. Thus the dominant factor of this case is not the CsI suspended in RCS but that suspended in the drywell. Furthermore, it should be noted that the source term of containment venting case is significantly smaller than that of over pressure failure case. The reasons for this difference is that (1) the contribution of CsI suspended in RCS is smaller in the venting case because of lower RCS wall temperature and smaller depressurization of the RCS and (2) the shorter duration(several minutes in the present calculation) of release in the venting case allow the more deposition of aerosol in the containment. The present results suggest that the containment venting, which is one of the accident management measures, can be expected to reduce source terms. But it has a demerit that the release of FP to the environment occurs at earlier phase than in the overpressure failure case.

## 6. CONCLUDING REMARKS

Using the THALES-2 code, a set of source terms were calculated for use in a level 3 PSA of a BWR with Mark-II type containment, and for obtaining better understanding on the profile of source terms of severe accident scenarios. Results and insights from the analyses for a 1,100MWe BWR-5 with a Mark-II type containment were that 1) the calculated release fractions of CsI and CsOH to the environment were in the range of 0.01 to 0.1 for late containment overpressure failure cases, and the release fractions for the containment venting cases were one order of magnitude smaller than that of overpressure failure cases and those for drywell spray recovery cases where no containment failure occurred were two orders of magnitude smaller than the containment venting cases, 2) the governing factors for source terms of Iodine and Cesium are different depending on whether the containment fails before core melt or not, 3) the containment venting, which is one of the accident management measures, can be expected to reduce source terms if suppression pool bypass is avoided.

## REFERENCES

- [1] Kajimoto, M., et al., "Analysis of Source Term Uncertainty Issues for LWRs", PSAM-II, San Diego,(1994)
- [2] Kajimoto, M. et al. "Development of THALES-2, A Computer Code for Coupled Thermal Hydraulics and Fission Product Transport Analysis for Severe Accident at LWRs and Its Application to Analysis of Fission Product Revaporization Phenomena, Proc. of Int. Mtg. on Safety of Thermal Reactors, Portland. 584,1991.
- [3] Muramatsu, K., et al., "Modeling Improvement and Application of the Intergrated Severe Accident Analysis Code THALES-2 for Assessment of Accident Management Strategies", PSA95, Korea, 1995.
- [4] Ishikawa, J. et al., "Systematic Source Term Analyses for Level 3 PSA of a BWR with Mark-II Type Containment with THALES-2 code", 10th International Conference on Nuclear Engineering, Apr., 2002.
- [5] Ishigami, T. et al., "User's Manual of ART Code for Analyzing Fission Product Transport Behavior during Core Meltdown Accident", JAERI-M 88-093,1988.
- [6] Kaneko, I., et al., "Experimental Study on Aerosol Removal Effect by Pool Scrubbing", 22<sup>nd</sup> DOE/NRC Nuclear Air Cleaning and Treatment Conference, Aug., 1992.
- [7] R. S. Denning et al., "Radionuclide Release Calculations for Selected Severe Accident Scenarios", report for the U.S. Nuclear Regulatory Commission, NUREG/CR-4624, BMI-2139, Volumes I-V, July, 1986.



RCIC: Reactor Core Isolation Cooling System, SRV: Safety Relief Valve,  
 ADS: Automatic Depressurization System, HPCS: High Pressure Core Spray System,  
 LPCS: Low Pressure Core Spray System, LPCI: Low Pressure Core Injection System

Fig. 1 THALES-2 modeling for a BWR with mark-II containment

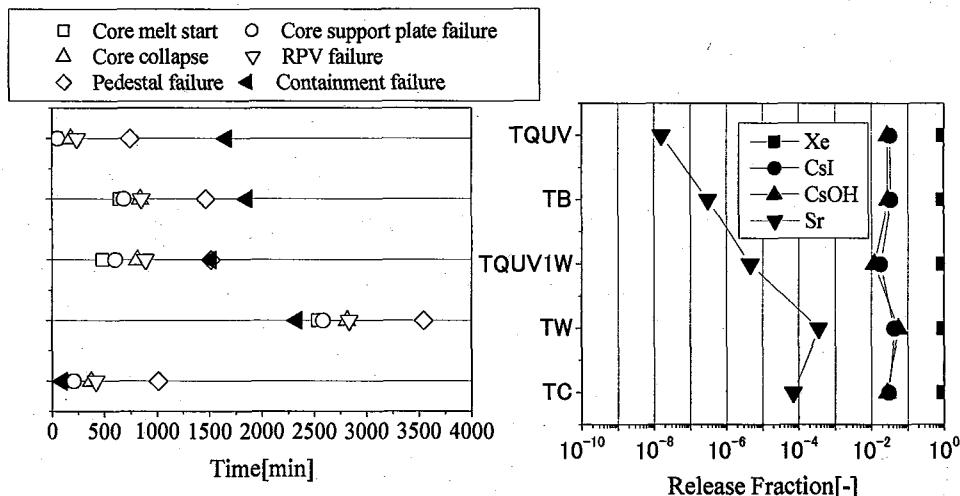
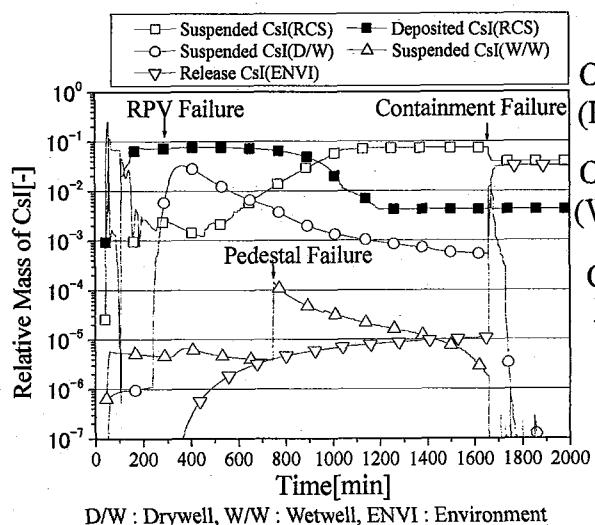


Fig.2 Source terms for core damage sequences calculated by THALES-2

Note: This figure summarizes information in Figs 5.2.1 and 5.2.2  
 in the main text.



D/W : Drywell, W/W : Wetwell, ENVI : Environment

Fig. 3 Relative mass of Iodine in the plant  
(Overpressure failure case : TQUV sequence)

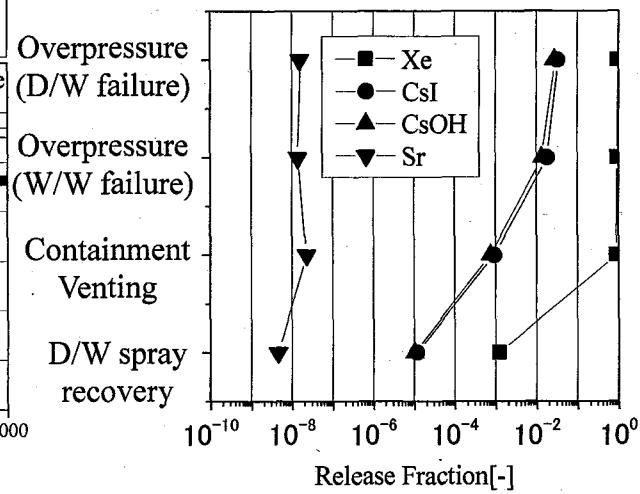


Fig. 4 Source terms for all containment function failure scenarios (TQUV Sequence)

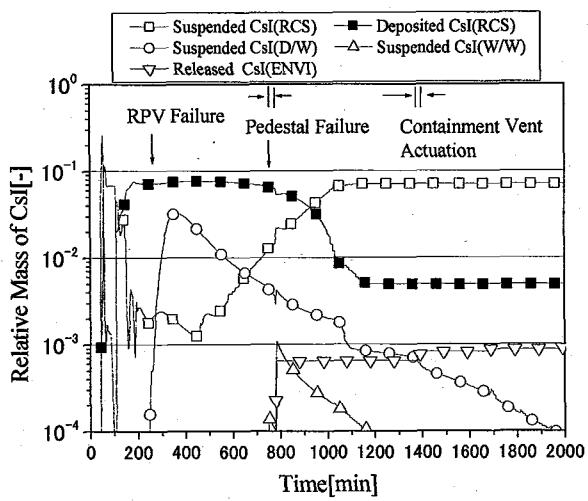


Fig. 5 Relative mass of Iodine in the plant  
(Containment venting case: TQUV sequence)

**This is a blank page.**

# 国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質量	モル	mol
光强度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s <sup>-1</sup>
力	ニュートン	N	m·kg/s <sup>2</sup>
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m <sup>2</sup>
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
工率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラード	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメンス	S	A/V
磁束密度	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m <sup>2</sup>
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光束度	ルーメン	lm	cd·sr
照度	ルクス	lx	lm/m <sup>2</sup>
放射能	ベクレル	Bq	s <sup>-1</sup>
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーソル	b
バール	bar
ガル	Gal
キュリ	Ci
レンントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
$10^{18}$	エクサ	E
$10^{15}$	ペタ	P
$10^{12}$	テラ	T
$10^9$	ギガ	G
$10^6$	メガ	M
$10^3$	キロ	k
$10^2$	ヘクト	h
$10^1$	デカ	da
$10^{-1}$	デシ	d
$10^{-2}$	センチ	c
$10^{-3}$	ミリ	m
$10^{-6}$	マイクロ	μ
$10^{-9}$	ナノ	n
$10^{-12}$	ピコ	p
$10^{-15}$	フェムト	f
$10^{-18}$	アト	a

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

## 換算表

力	N(=10 <sup>5</sup> dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

$$\text{粘度 } 1 \text{ Pa}\cdot\text{s} = 10 \text{ P(ボアズ)} (\text{g}/(\text{cm}\cdot\text{s}))$$

$$\text{動粘度 } 1 \text{ m}^2/\text{s} = 10^4 \text{ St(ストークス)} (\text{cm}^2/\text{s})$$

圧力	MPa(=10 bar)	kgf/cm <sup>2</sup>	atm	mmHg(Torr)	lbf/in <sup>2</sup> (psi)
力	1	10.1972	9.86923	$7.50062 \times 10^3$	145.038
	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	$1.33322 \times 10^{-4}$	$1.35951 \times 10^{-3}$	$1.31579 \times 10^{-3}$	1	$1.93368 \times 10^{-2}$
	$6.89476 \times 10^{-3}$	$7.03070 \times 10^{-2}$	$6.80460 \times 10^{-2}$	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J(=10 <sup>7</sup> erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft · lbf	eV	1 cal = 4.18605 J(計量法)
	1	0.101972	$2.77778 \times 10^{-7}$	0.238889	$9.47813 \times 10^{-4}$	0.737562	$6.24150 \times 10^{18}$	= 4.184 J(熱化学)
	9.80665	1	$2.72407 \times 10^{-6}$	2.34270	$9.29487 \times 10^{-3}$	7.23301	$6.12082 \times 10^{19}$	= 4.1855 J(15 °C)
	$3.6 \times 10^6$	$3.67098 \times 10^5$	1	$8.59999 \times 10^5$	3412.13	$2.65522 \times 10^6$	$2.24694 \times 10^{25}$	= 4.1868 J(国際蒸気表)
	4.18605	0.426858	$1.16279 \times 10^{-6}$	1	$3.96759 \times 10^{-3}$	3.08747	$2.61272 \times 10^{19}$	仕事率 1 PS(仏馬力)
	1055.06	107.586	$2.93072 \times 10^{-4}$	252.042	1	778.172	$6.58515 \times 10^{21}$	= 75 kgf·m/s
	1.35582	0.138255	$3.76616 \times 10^{-7}$	0.323890	$1.28506 \times 10^{-3}$	1	$8.46233 \times 10^{18}$	= 735.499 W
	$1.60218 \times 10^{-19}$	$1.63377 \times 10^{-20}$	$4.45050 \times 10^{-26}$	$3.82743 \times 10^{-20}$	$1.51857 \times 10^{-22}$	$1.18171 \times 10^{-19}$	1	

放射能	Bq	Ci	吸収線量	Gy	rad
	1	$2.70270 \times 10^{-11}$		1	100
	$3.7 \times 10^{10}$	1		0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	$2.58 \times 10^{-4}$	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

(86年12月26日現在)

THALESコンピュータによるBMW Mark IIを対象としたレベル3 PSAのための系統的なソースコード解析



古紙配合率100%  
白色度70%再生紙を使用しています