

**JAERI-M**  
**84-055**

**炉心損傷事故解析及び研究の現状**  
**—炉心損傷事故調査解析タスクフォース**  
**報告書—**

**1984年3月**

**炉心損傷事故調査解析タスクフォース**

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公開している研究報告書です。  
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済金資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 印 刷 いばらき印刷機

炉心損傷事故解析及び研究の現状  
—炉心損傷事故調査解析タスクフォース報告書—

日本原子力研究所東海研究所炉心損傷事故調査解析タスクフォース

(1984年2月2日受理)

近年、軽水炉の炉心損傷事故 (Severe Core Damage ; SCD) に関する研究の必要性が米國、西独、フランス、日本等を中心に論議され、米國、西独等ではいくつかの分野で既に研究に着手し、成果を挙げている。これは、第一には、確率論的安全評価手法の研究の進展の結果、そのような事故が原子炉の安全評価の上で重要な位置にあることが認識されたためであり、第二には TMI-2号炉の事故の経験から、そのような事故に関する理解が現状では不十分であると認識されたためである。

本報告書は、SCDに関連する諸問題に関し、できるだけ定量的な検討を加えることを目標として1982年5月に再編成されたタスクフォースの、約1年半の作業の結果をまとめたものである。この間に調査、検討した項目は次のとおりである。

- (1) 炉心損傷研究の目的、必要性の検討
- (2) わが國において実施すべき現象論的炉心損傷事故研究の検討
- (3) 炉心損傷事故解析と重要事故シーケンスの検討
- (4) SCDに関する重要な物理現象の検討
- (5) 研究の現状調査

**Analysis and Research Status of Severe  
Core Damage Accidents**

**- Report by Severe Core Damage Accident Research  
and Analysis Task Force -**

**Severe Core Damage Accident Research  
and Analysis Task Force**

**Tokai Research Establishment, JAERI  
(Received February 2, 1984)**

The Severe Core Damage Research and Analysis Task Force was established in Nuclear Safety Research Center, Tokai Research Establishment, JAERI, in May, 1982 to make a quantitative analysis on the issues related with the severe core damage accident and also to survey the present status of the research and provide the required research subjects on the severe core damage accident.

This report summarizes the results of the works performed by the Task Force during last one and half years. The main subjects investigated are as follows;

- (1) Discussion on the purposes and necessities of severe core damage accident research,
- (2) proposal of phenomenological research subjects required in Japan,
- (3) analysis of severe core damage accidents and identification of risk dominant accident sequences,
- (4) investigation of significant physical phenomena in severe core damage accidents, and
- (5) survey of the research status.

**Keywords: Severe Core Damage, Severe Accident, Risk, Core Melt,  
Probabilistic Risk Assessment, Accident Sequence,  
FP Release, Hydrogen Burning, Containment Integrity**

## 序 文

原子炉の安全性研究は、1970年代から着々と進められてきており、原研においても原子力施設等安全研究専門部会の定める安全研究年次計画にしたがって安全性試験研究を進め、期待された成果を挙げてきた。これまでの原研における安全性研究は、主として軽水炉の分野において現行の設計基準事故を対象として 万一、想定されるもっとも厳しい事故が起こった場合、原子炉の燃料はどのようにふるまうか、熱水力挙動はどうなるか、機器・配管系の応答はどうなるか等を可能な限り現実に対応して実験的に究明し、かつ、このような事態に対処するように設計された工学的安全施設等が十分にその目的を達成し得るものであるかどうかを検証するものであった。

しかし、1979年3月に発生したTMI-2号炉の事故を契機に、これまでの設計基準事故と異なる事故条件下における原子炉のふるまいについて十分なデータを蓄積しておくことの重要性が世界的に認識されるようになった。このような事故は炉心損傷事故 (Severe Core Damage Accident)あるいは奇跡な事故 (Severe Accident)と呼ばれ、当初は原子炉でも燃料の損傷挙動に関心の重点があった。しかし、一般公衆の安全の面からは事故時に最終的に原子炉施設から放出される放射性物質の量が問題であり、また、TMI-2号炉事故における放射性ヨウ素の環境への放出量が従来の評価モデルによる計算値よりも格段に少なかったこともあり、最近ではこのような事故時の放射性物質の挙動に関する研究も重要なテーマとなってきている。

このような背景から、原研では1980年以来安全性試験研究センター内にタスクフォースを設けて、炉心損傷に関する研究の現状調査と研究課題の検討を行ってきた。しかし、前回の報告書の段階では、主として炉心損傷事故の把握及び研究現状の調査にとどまっており、新たに炉心損傷事故に関連する諸問題に関し、できる限り定量的な検討を加えることが、今後の炉心損傷事故研究を実施する上で必要となった。このため、新たに炉心損傷事故調査解析タスクフォースを設け、できる限り多くの知見を参照しつつ、独自の解析・討論を加え、適切な炉心損傷研究を適正な規模で進めていくための検討を行ってきた。

本報告書はそのまとめであり、炉心損傷事故に関連する理解と各国の研究現状を踏まえた上でわが国における炉心損傷事故研究を如何に進めるべきか、また、規制面で炉心損傷事故にどのように対応していくべきかを考える上で、参考になるものと期待している。

昭和59年1月

安全工学部長  
平田 実 穂

タスクフォース委員

主査	安全工学部	反応度安全研究室	斎藤 伸三
	"	安全工学第1研究室	久木田 豊
	"	安全工学第2研究室	敷土 幸夫
	"	安全工学第3研究室	早田 邦久
	"	反応度安全研究室	塩沢 周策
	"	燃料安全第1研究室	内田 正明
	"	燃料安全第3研究室	川崎 了夫
	"	"	古田 照夫
	安全解析部	原子炉安全解析室	藤木 和男*
	"	原子炉安全解析室	村松 健
	"	リスク評価解析室	石神 勇
	"	環境調査解析室	本間 俊光
	環境安全研究部	環境安全第1研究室	孝野 敏道

\* 現在、原子力工学試験センター安全解析所に出向中

FPサブグループ委員

リーダー	安全工学部	燃料安全第3研究室	川崎 了夫*
	"	燃料安全第1研究室	内田 正明*
	"	安全工学第3研究室	成富 満夫*
	"	"	早田 邦久*
	安全解析部	リスク評価解析室	小林 健介*
	"	リスク評価解析室	石神 勇*
	環境安全研究部	高レベル廃棄物 処理処分研究室	武田 常夫
	原子炉化学部	放射化学研究室	佐伯 正克
	"	燃焼率測定開発室	岡崎 修二
	燃料工学部	燃料照射研究室	福田 幸男

\* タスクフォース委員

リーダー	燃料工学部	トリウム燃料研究室	宇賀神 光 弘
	材料試験炉部	照射第3課	山本 克 宗
	"	ホットラボ課	酒井 陽 之
	保健物理部	放射線管理第1課	野口 宏
	"	放射線管理第2課	松井 智 明
	製造部	製造技術課	四方 英 治

各章の執筆委員は下記のとおりである。

第1部

第1章 斎藤

第2章 斎藤

第II部

第1章 村松, 石神, 藤木

第2章 古田, 塩沢, 数土

第3章 久木田, 早田, 塩沢

第4章 FPサブグループ委員

第5章 本間

第6章

6.1 石神

6.2 村松, 数土

6.3 斎藤

6.4 塩沢

6.5 石神, 久木田

6.6 早田

6.7 本間

## 目 次

序 論	
第 I 部 わが国における炉心損傷事故研究のあり方と各国の研究の現状	1
1. わが国における炉心損傷事故研究について	1
1.1 炉心損傷事故研究の目的, 必要性	1
1.2 わが国において実施すべき現象論的炉心損傷事故研究	4
2. 各国における炉心損傷事故研究の現状と計画	11
2.1 米 国	11
2.2 西ドイツ	19
2.3 フランス	21
2.4 その他	23
参考文献	25
第 II 部 炉心損傷事故解析と研究の現状	64
1. 事故シーケンス	64
1.1 確率論的リスク評価による重要シーケンスの識別	65
1.2 重要シーケンスの詳細な解析と検討	68
1.2.1 重要シーケンスの詳細な解析の現状	68
1.2.2 BWRの電源喪失事故に関するMARCHコードによる感度解析	70
1.2.3 米國SASA計画における炉心損傷事故解析	73
1.2.4 炉心損傷事故の評価解析の観点から見たATWS (Anticipated Transient Without Scram: スクラム不能時の異常過渡変化) 及び解析例	75
1.3 成果の反映と今後の課題	77
1.3.1 事故シーケンスの研究の現状と成果	77
1.3.2 今後の課題	79
参考文献	84
2. 炉心損傷挙動	108
2.1 事故事象	108
2.1.1 燃料の損傷・崩壊	108
2.1.2 崩壊炉心の冷却性	109
2.1.3 圧力容器の健全性	110
2.2 研究の現状	111
2.2.1 ジルカロイ, $UO_2$ , ステンレス鋼と水蒸気との反応による酸化	111
2.2.2 燃料棒溶融	115
2.2.3 燃料棒破損	117

2.2.4	崩壊炉心の冷却性に関する検討	118
2.2.5	PBF/SFDスコーピング実験結果	122
2.3	成果の反映と今後の研究課題	125
参考文献		129
3	格納容器の健全性	153
3.1	事故事象	153
3.1.1	まえがき	153
3.1.2	格納容器の構造ならびにLOCA時の熱水力学的挙動	153
3.1.3	格納容器破損モード	154
3.1.4	格納容器破損がリスクに及ぼす影響	155
3.2	研究の現状	155
3.2.1	まえがき	155
3.2.2	水素の燃焼	156
3.2.3	水蒸気爆発	166
3.2.4	溶融物-コンクリート相互作用	169
3.2.5	準静的圧力上昇	176
3.2.6	格納容器の構造的応答	179
3.2.7	格納容器破損の防止対策	180
3.3	成果の反映と今後の研究課題	181
3.3.1	まえがき	181
3.3.2	水素の燃焼	182
3.3.3	水蒸気爆発	182
3.3.4	溶融物-コンクリート相互作用	182
3.3.5	準静的圧力上昇	183
3.3.6	格納容器の構造的応答	184
3.3.7	格納容器破損の防止対策	184
参考文献		189
4	FPの挙動	225
4.1	緒論	225
4.2	燃料からのFP放出	228
4.2.1	燃料中のFP挙動	228
4.2.2	燃料からのFP放出機構	231
4.2.3	事故条件下における燃料棒からのFP放出データ	232
4.3	1次冷却系におけるFPの化学的挙動	236
4.3.1	気相FPの化学形	236
4.3.2	エアロゾルの生成	240
4.3.3	FPと1次系内配管との反応	241
4.4	格納容器内FP挙動	242

4.4.1	エアロゾルの自然除去機構	243
4.4.2	工学的安全施設によるエアロゾル除去	248
4.4.3	各種計算コードの除去モデルの比較	250
4.4.4	格納容器からの放出経路	251
4.4.5	FPヨウ素と水との相互作用	253
4.4.6	有機ヨウ素の生成	259
4.5	格納容器内FP挙動解析の事例	261
4.6	成果の反映と今後の研究課題	262
参考文献		265
5.	環境への影響	306
5.1	事故時の環境影響評価	306
5.1.1	環境への影響の評価指標	306
5.1.2	評価指標の表示	307
5.1.3	影響評価モデルにおける不確かさ	307
5.2	研究の現状	308
5.2.1	米国と西独におけるリスク評価	309
5.2.2	米国における立地評価解析への適用例	311
5.2.3	英国における炉心損傷事故解析例	313
5.2.4	大気中拡散モデルの感度解析	314
5.3	成果の反映と今後の研究課題	317
参考文献		319
6.	評価解析手法の現状	344
6.1	総合評価システム	344
6.1.1	ASTPO使用コード・システム	344
6.1.2	原研で開発中のコード・システム	344
6.2	原子炉システム挙動	345
6.2.1	MARCHコード	345
6.2.2	KESSコード	355
6.3	炉心崩壊挙動	357
6.3.1	SCDAPコード	357
6.4	溶融物-コンクリート相互作用	359
6.4.1	CORCONコード	359
6.4.2	VANESAコード	360
6.4.3	WECHSLコード	360
6.5	格納容器システム挙動	361
6.5.1	THALES-CV1コード	361
6.5.2	格納容器内の水素挙動	364
6.6	FP挙動	365

6.6.1	ASTPO使用コード	365
6.6.2	その他のコード	368
6.7	環境への影響	370
6.7.1	大気中拡散及び地表面沈着モデル	370
6.7.2	線量算出モデル	371
6.7.3	防護対策モデル	372
6.7.4	健康上の影響評価モデル	372
6.7.5	経済上の損失評価モデル	373
	参考文献	383
	あとがき	426
	付録	427

## Contents

Introduction	
Part I. Appropriate Way of Severe Core Damage (SCD) Accident Research in Japan and its Research Status in Other Countries	1
1. Appropriate Way of SCD Research in Japan	1
1.1 Purposes and Necessities of SCD Accident Research	1
1.2 Proposal of Phenomenological Research Subjects Required in Japan	4
2. Research Status and Its Programs of SCD Accidents in Other Countries	11
2.1 U. S. A.	11
2.2 West Germany	19
2.3 France	21
2.4 Others	23
References	25
Part II. Analysis and Research Status of Severe Core Damage (SCD)	64
1. SCD Accident Sequences	64
1.1 Determination of Risk Dominant Accident Sequences Based on Probabilistic Risk Assessment	65
1.2 Analyses and Discussions on Risk Dominant Accident Sequences	68
1.2.1 Present Status of Analyses on Risk Dominant Accident Sequences	68
1.2.2 MARCH Sensitivity Analysis on Station Blackout Sequences at BWR	70
1.2.3 SCD Accident Sequences Analysis in USNRC SASA Program	73
1.2.4 Analysis of BWR-ATWS Sequences	75
1.3 Present Status of Research and Subjects for Further Research	77
1.3.1 Summary on Accident Sequences	77
1.3.2 Subjects for Further Research	79
References	84
2. Core Damage Behavior	108
2.1 Accident Phenomena	108
2.1.1 Fuel Damage and Its Degradation	108

2.1.2	Coolability of Degraded Core .....	109
2.1.3	Integrity of Pressure Vessel .....	110
2.2	Research Status .....	111
2.2.1	Oxidation due to Zircaloy-, UO <sub>2</sub> - and Stainless Steel- Steam Reactions .....	111
2.2.2	Fuel Rod Melting .....	115
2.2.3	Fuel Rod Failure .....	117
2.2.4	Discussion on Coolability of Degraded Core .....	118
2.2.5	Results of PBF/SFD Scoping Test .....	122
2.3	Summary and Subjects for Further Research .....	125
	References .....	129
3.	Integrity of Containment .....	153
3.1	Accident Phenomena .....	153
3.1.1	Introduction .....	153
3.1.2	Containment Structure and Thermal-hydraulic Response during LOCA (loss-of-coolant accident) .....	153
3.1.3	Containment Failure Modes .....	154
3.1.4	Influence of Containment Failure on Risk .....	155
3.2	Research Status .....	155
3.2.1	Introduction .....	155
3.2.2	Hydrogen Burn .....	156
3.2.3	Steam Explosion .....	166
3.2.4	Molten Material-Concrete Interaction .....	169
3.2.5	Quasi-steady-state Pressure Increase .....	176
3.2.6	Structural Response of Containment .....	179
3.2.7	Prevention of Containment Failure .....	180
3.3	Summary and Subjects for Further Research .....	181
3.3.1	Introduction .....	181
3.3.2	Hydrogen Burn .....	182
3.3.3	Steam Explosion .....	182
3.3.4	Molten Material-Concrete Interaction .....	182
3.3.5	Quasi-steady-state Pressure Increase .....	183
3.3.6	Structure Response of Containment .....	184
3.3.7	Prevention of Containment Failure .....	184
	References .....	189
4.	Fission Product Behavior .....	225
4.1	Introduction .....	225
4.2	Fission Product Release from Fuel .....	228

4.2.1	Fission Product Behavior in Fuel .....	228
4.2.2	Mechanism of Fission Product Release from Fuel .....	231
4.2.3	Release Data under Accident Conditions .....	232
4.3	Chemical Behavior of Fission Products in Primary Circuit ..	236
4.3.1	Chemical Form of Volatile Fission Products .....	236
4.3.2	Nucleation of Aerosols .....	240
4.3.3	Reaction of Fission Products with Primary Circuit Tubes .....	241
4.4	Behavior of Fission Products in Containment .....	242
4.4.1	Natural Removal Mechanism of Aerosols .....	243
4.4.2	Removal of Aerosols with Engineered Safety Features ..	248
4.4.3	Comparison of Removal Models in Computer Codes .....	250
4.4.4	Leak Path from Containment .....	251
4.4.5	Interaction of Iodine with Water .....	253
4.4.6	Production of Organic Iodines .....	259
4.5	Example of Analysis of Fission Product Behavior in Containment .....	261
4.6	Summary and Subjects for Further Research .....	262
	References .....	265
5.	Offsite Consequence Analysis .....	306
5.1	Accident Consequence Analysis .....	306
5.1.1	Description of Consequences .....	306
5.1.2	Presentation of Consequences .....	307
5.1.3	Uncertainties in Consequence Analysis .....	307
5.2	Research Status .....	308
5.2.1	Reactor Safety Study in U.S.A. and German Risk Study	309
5.2.2	Application for Reactor Siting Analysis in U.S.A ...	311
5.2.3	Assessment of the Radiological Consequences of Releases from Degraded Core Accidents in United Kingdom .....	313
5.2.4	Sensitivity Analysis of Atmospheric Dispersion Model	314
5.3	Summary and Subjects for Further Research .....	317
	References .....	319
6.	Status of Analytical Codes .....	344
6.1	Integral Code Systems .....	344
6.1.1	Codes Used in ASTPO .....	344
6.1.2	Codes under Development in JAERI .....	344
6.2	Behavior of Reactor System .....	345
6.2.1	MARCH Code .....	345

6.2.2	KESS Code .....	355
6.3	Behavior of Core Degradation .....	357
6.3.1	SCDAP Code .....	357
6.4	Molten Material-Concrete Interaction .....	359
6.4.1	CORCON Code .....	359
6.4.2	VANESA Code .....	360
6.4.3	WECHSL Code .....	360
6.5	Behavior of Containment .....	361
6.5.1	THALES-CV1 Code .....	361
6.5.2	Hydrogen Behavior within Containment .....	364
6.6	FP Behavior .....	365
6.6.1	Codes Used in ASTPO .....	365
6.6.2	Other Codes .....	368
6.7	Offsite Consequence Modeling .....	370
6.7.1	Atmospheric Dispersion and Deposition .....	370
6.7.2	Dosimetry .....	371
6.7.3	Protective Measures .....	372
6.7.4	Health Effects .....	372
6.7.5	Economic Cost .....	373
References	.....	383
Afterward	.....	426
Appendix	.....	427

表 リ ス ト

第 I 部

- 表 1.1 炉心損傷事故に関する現象論的研究課題  
Phenomenological Research Subjects on SCD Accidents
- 表 2.1 USNRCにおける燃料損傷事故研究計画  
Sivers Accident Research Program in US NRC
- 表 2.2 IDCOR計画技術的課題  
IDCOR Program Technical Tasks
- 表 2.3 ソースターム研究に関するEPRIのプロジェクトとNRCの関連研究  
EPRI Project on Source Term and its Related NRC Research
- 表 2.4 西独におけるSFD研究計画スケジュール  
SFD Research Program Schedule in West Germany
- 表 2.5 フランスにおけるSFD研究計画スケジュール  
SFD Research Program Schedule in France

第 II 部

- 表 1.1 米国における個別プラントのPRA  
Plant-Specific PRA Studies in the United States
- 表 1.2 RSS およびRSSMAPで評価対象とした原子炉の主要な特徴  
Major Characteristics of RSS and RSSMAP Studied Plants
- 表 1.3 PWRの重要シーケンスの比較  
Comparison of PWR Dominant Accident Sequences
- 表 1.4 BWRの重要シーケンスの比較  
Comparison of BWR Dominant Accident Sequences
- 表 1.5 PWRの重要シーケンスの特徴  
Characteristics of PWR Dominant Sequences

- 表 1.6 BWR の重要シーケンスの特徴  
 Characteristics of BWR Dominant Sequences
- 表 1.7 西独のPRAにおけるイベント・ツリー解析の結果  
 Summary of the Results of Event Tree Analysis in German Risk Study
- 表 1.8 格納容器の破損条件  
 Containment Failure Condition Assumed in the Analysis
- 表 1.9 事象時刻に対するMARCHコードの計算結果  
 MARCH Results for Event Time
- 表 1.10 感度解析で使したパラメータ  
 Parameters Used in the Sensitivity Analysis
- 表 1.11(a) 圧力抑制水の無膜ヨウ素に対するスクラビング・ファクター (モデル計算)  
 Scrubbing Factors as Function of Rise Time and Bubble Size  
 (Model Calculation)
- 表 1.11(b) 圧力抑制水の粒子状物質に対するスクラビング・ファクター (モデル計算)  
 Particle Scrubbing Factors as Function of Particle Size  
 (Model Calculation)
- 表 1.12 米SASAプログラムによる解析列  
 List of Analysis Performed by US SASA Program
- 表 2.1(a) PWRの炉心構成物重量 (90万KWe)  
 Core Content of a PWR
- 表 2.1(b) BWRの炉心構成物重量 (106万KWe)  
 Core Content of a BWR
- 表 2.2 RIA-ST-4実験における粒径分布  
 Particle Distribution From the RIA-ST-4 Experiment
- 表 2.3 スクラム後一定時間経過した後に圧力容器内でドライアウトが発生しないための最小粒径  
 Minimum Particle Diameters Required to Prevent in Vessel at  
 Various Times Past Scram

- 表 3.1 BFIによる水素混合実験の実験条件  
Test Matrix of BFI Hydrogen Mixing Test
- 表 3.2 HEDLによる水素混合実験の実験条件で実験結果の要約  
Test Matrix and Summary Results of HEDL Hydrogen Mixing Test
- 表 3.3 溶融物と水の反応による水素の発生割合  
Hydrogen Generation Rate During Fuel-Coolant Mixing
- 表 3.4 コンクリートの主要な物性値  
Principal Thermophysical Properties
- 表 3.5 格納容器限界圧力の計算例  
Summary of Containment Structural Capability of Selected LWR Power Plants
- 表 4.1 環境に放出されるFP推定値の比較  
Comparison of Source Terms
- 表 4.2 原子炉事故例とFP放出量  
Reactor Accidents and Fission Product Release
- 表 4.3 Xe, Cs半減期とその存在量比較  
Half-Life and Inventory of Xe and Cs
- 表 4.4 ORNL実験の試料と試験条件  
Fuel Specimen and Test Operation Data in ORNL Experiment
- 表 4.5 H.B. Robinson燃料からのFP放出率とその分布  
Extent and Distribution of Fission Product Release from H.B. Robinson Fuel
- 表 4.6 生成エンタルピーおよびエントロピー  
Enthalpy and Entropy of Formation
- 表 4.7 BWR全電源喪失事故において放出されるセシウム、ヨウ素、テルルの主な化学種  
(MARCH計算結果準拠、1000 Kで化学形が定まる場合)  
Main Chemical Species of Cs, I, Te Released at BWR Station Blackout

- 表 4.8 FP及びエアロゾル輸送コードの比較  
Comparison of FP and Aerosol Transport Codes
- 表 4.9 公開されたエアロゾルの能力比較  
Capability Matrix of Published Reactor Aerosol Models
- 表 4.10 サイクル3後に観測された1次系からの漏洩量  
As-Found Leakages for Pathways from the Primary System, End Cycle 3
- 表 4.11 サイクル3後に観測されたドライウェルからの漏洩量  
As-Found Leakages for Pathways from the Drywell Atmosphere, End Cycle 3
- 表 4.12 サイクル3後に観測されたウェットウェルからの漏洩量  
As-Found Leakages for Pathways from the Wetwell Airspace, End Cycle 3
- 表 4.13 サイクル3後に観測された圧力抑制プールからの漏洩量  
As-Found Leakages for Pathways from the Pressure Suppression Pool, End Cycle 3
- 表 4.14  $\text{I}_2$ の加水分解反応の平衡定数  
Equilibrium Constants for Reactions
- 表 4.15 25℃における水中 $\text{I}_2$ 素種の平衡濃度  
Equilibrium Concentration and Partition Coefficients of Aqueous Iodine Species at 25°C
- 表 4.16 100℃における水中 $\text{I}_2$ 素種の平衡濃度  
Equilibrium Concentration and Partition Coefficients of Aqueous Iodine Species at 100°C
- 表 4.17 感度解析で使用した定数  
Variables Selected for Sensitivity Analysis
- 表 5.1 GRSにおける放出カテゴリー  
Categories of Radioactive Releases Used for German Risk Study
- 表 5.2 RSSにおける放出カテゴリー  
Summary of Release Categories Used for Reactor Safety Study
- 表 5.3 NRCの立地解析用ソースターム  
NRC Source Terms for Siting Analysis

- 表 5.4 5つのソースタームに対する各影響結果の平均値の比較  
 Comparison of Conditional Mean Consequences Predicted for Five Source Terms
- 表 5.5 緊急時対策のシナリオ  
 Emergency Response Scenarios
- 表 5.6 SSTIにおけるヨウ素、セシウム、テルルウム の放出割合の減少に対する影響結果の感度  
 Sensitivity of Mean Consequences to Reductions in SSTI Release Fractions of Iodine, Cesium, and Tellurium
- 表 5.7 SSTIにおける希ガスを除く全ての元素の放出割合の減少に対する影響結果の感度  
 Sensitivity of Mean Consequences to Reductions in SSTI Release Fractions of All Elements Except Noble Gases
- 表 5.8 放出カテゴリーUKIのパラメータ  
 Characteristic Parameters of Release Category UKI
- 表 5.9 感度解析に用いた各放射性物質の沈着速度  
 The Deposition Velocities Assigned in the Sensitivity Analysis to Various Radioactive Materials
- 表 5.10 計算に用いた放出条件  
 Description of Accident Release Conditions
- 表 6.1 USNRC/ASTPOで使用する計算コード  
 Computer Codes Used in USNRC/ASTPO
- 表 6.2 CORCONコードの機能  
 Function of CORCON Code
- 表 6.3 VANESAコードの機能  
 Function of VANESA Code
- 表 6.4 溶融物-コンクリート相互作用解析コードWECHSLの機能  
 Function of WECHSL Code
- 表 6.5 水素の燃焼に関する計算コードの比較  
 Comparison of Computer Code Features for Hydrogen Burning

- 表 6.6 ORIGEN 2で計算する項目  
Nuclear Material Characteristics Computed by ORIGEN2
- 表 6.7 ORIGEN 2入力データ  
ORIGEN 2 Input Data
- 表 6.8 PWR-2 放出カテゴリーに対する晩発性癌死の被曝経路別寄与割合  
Contribution of Different Exposure Pathways to Latent Cancer Fatalities for the PWR-2 Release Category
- 表 6.9 線量効果係数  
Dose Effectiveness Factors
- 表 6.10  $10^4$ マンレム当りの晩発性癌死の期待数  
Expected Latent-Cancer Deaths per  $10^6$  man-rem of External Exposure
- 表 6.11 CRAC2の経済的データの入力例  
Examples of Important Input to the Economic Subgroup of CRAC2
- 表リスト
- 表A.1 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース1)  
Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 1)
- 表A.2 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース2)  
Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 2)

目 次

第I部

- 図 1.1 わが国における炉心損傷事故に関する主要研究課題  
Major Research Subjects in Japan on SCD Accidents.
- 図 1.2 研究成果の反映  
Reflection of Research Fruits.
- 図 2.1 事故可能性再評価  
Accident Likelihood Reevaluation.

- 図 2.2 苛酷事故シーケンス解析  
Severe Accident Sequence Analysis (SASA).
- 図 2.3 事故管理  
Accident Management.
- 図 2.4 損傷燃料の挙動—主なスケジュール  
Behavior of Damaged Fuel - Major Milestone.
- 図 2.5 水素発生と制御  
Hydrogen Generation and Control.
- 図 2.6 燃料—構造物相互作用  
Fuel - Structure Interaction.
- 図 2.7 格納容器解析  
Containment Analysis.
- 図 2.8 格納容器健全性研究計画相関線図  
Containment Integrity Program Interaction Chart.
- 図 2.9 核分裂生成物放出：移行と制御  
Fission Product Release, Transport and Control.
- 図 2.10 リスクコード  
Risk Codes.
- 図 2.11 事故影響とリスク評価  
Accident Consequence and Risk Evaluation.
- 図 2.12 リスク低減/コスト・利益 解析  
Risk Reduction/Cost Benefit Analysis.
- 図 2.13 苛酷な事故の規制に対する提案スケジュール  
Proposed Schedule for Severe Accident Rulemaking.
- 図 2.14 核分裂生成物及び水素の測定系  
Fission Product and H<sub>2</sub> Monitoring System.

- 図 215 出力、冷却材流量及び水位の比較  
Power, Coolant Flow and Steam Water to Steam Interface Comparison.
- 図 216 核分裂生成物と燃料温度履歴  
Fission Product Release and Fuel Temperature Histories.
- 図 217 デブリ形成、リロケーション実験カプセル (サンディア ACRR 実験)  
DFR In-pile Experiment Capsule (SANDIA).
- 図 218 デブリメットの冷却特性  
Cooling Characteristics of Debris Beds.
- 図 219 デブリ形成モデル (SCDAP)  
SCDAP Representation of Debris.
- 図 220 SCDAP-実験結果インターフェース  
SCDAP Experiment Interface.
- 図 221 ジルカロイ-4-水蒸気中反応の温度に対する反応速度定数  
Parabolic Rate Law Constants for Zircaloy-4—Steam Reaction as a Function to Temperature.
- 図 222 ジルカロイ-4 とステンレス鋼の水蒸気中での酸化の比較  
Comparison of HT-Steam Oxidation of Zircaloy-4 and Austenitic Stainless Steel.
- 図 223 温度を関数とした  $UO_2$ -ジルカロイ反応層の様子  
 $UO_2$  — Zircaloy-4 Reaction layer Appearance as a Function of Temperature.
- 図 224  $UO_2$ -ジルカロイによる反応層の温度を関数とした成長速度  
 $UO_2$  — Zircaloy-4 Reaction layer growth as a Function of Reciprocal Temperature.
- 図 225 溶融ジルカロイ-4による $UO_2$ の濡れ特性  
Wetting Behavior of  $UO_2$  by Molten Zircaloy-4 Between 1800°C and 2000°C as a Function of Time.
- 図 226 溶融ジルカロイ-4と固体 $UO_2$ の接触角度の時間変化  
Contact Angle Between Molten Zircaloy and Solid  $UO_2$  as a Function of Time.
- 図 227 CORA 実験装置概略図  
Schematic of CORA Experiment Facility.

図 2.28 ベット厚さに対するドライアウト熱流束  
Dryout Heat Flux in Deep Top-FED Beds.

図 2.29 BETA 装置図  
Drawing of BETA Facility.

(a) 全体図  
Overall View.

(b) 計測システム  
Measuring System.

図 2.30 PHEBUS SFD 実験におけるテストトレイン (縦断面)  
SFD Test Train for PHASE 3 Experiments (PHEBUS).

図 2.31 PHEBUS SFD 実験テストトレイン横断面  
SFD Test Train Bundle Insulation (PHASES 3 and 4) (PHEBUS).

図 2.32 AEROFLASH 実験装置概略図  
Schematic of AEROFLASH Experiment Facility.

## 第 II 部

図 1.1 米国 NRC の苛酷事故シーケンス解析  
USNRC Severe Accident Sequence Analysis.

図 1.2 標準ケースに対する格納容器圧力計算結果  
Calculated Containment Pressure for Standard Case.

図 1.3 標準ケースに対する格納容器雰囲気温度計算結果  
Calculated Containment Atmosphere Temperature for Standard Case.

図 1.4 炉心溶融温度を変動させた場合の MARCH 計算結果  
MARCH Results for the Variation of Core Melting Temperature.

図 1.5 格納容器破壊時刻に対する感度解析の計算結果  
Calculated Containment Failure Time in the Sensitivity Analysis.

図 1.6 デブリー-コンクリート相互作用開始から格納容器破壊までの時間に対する感度解析の計算結果  
Calculated Time Interval between Debris-Concreta Interaction

Starting Time and Containment Failure Time in the Sensitivity Analysis.

- 図 1.7 圧力抑制水のFPに対する除染係数を変動させた場合の格納容器圧力計算結果  
Calculated Containment Pressure for the Variation of Pool Decontamination Factor.
- 図 1.8 運転員操作を無視した場合のSDV破断シーケンスにおける圧力容器内圧力の変化  
SDV Break Sequence without Operator Action — Reactor Vessel Pressure.
- 図 1.9 運転員操作を無視した場合のSDV破断シーケンスにおける圧力容器内水位変化  
SDV Break Sequence without Operator Action — Reactor Vessel Water Level.
- 図 2.1 燃料棒の温度応答概略図  
Approximate Fuel Rod Response against Temperature.
- 図 2.2 ジルカロイ-4の水蒸気酸化速度  
Arrhenius Plot of the Parabolic Rate of Mass Increase during Zircaloy-4/Steam Oxidation.
- 図 2.3 初期酸化膜 (10 μm) をもつジルカロイ-4の等温酸化中の外側膜厚さの時間変化  
Outside  $\xi$  Thickness for Isothermal Oxidation of 10μm Preoxidised Zircaloy-4 (From 14).
- 図 2.4 304Lステンレス鋼の水蒸気酸化速度定数  
Linear Rate Constants for the Steam Oxidation of 304L Stainless Steel (From 45).
- 図 2.5 オーステナイトステンレス鋼 (No.1.4970) 被覆管の水蒸気酸化による重量増加  
Austenitic Stainless Steel No.1.4970 Cladding Tube Steam Oxidation Weight Gain versus Time of Exposure.
- 図 2.6 U-Zr-O 三元状態図  
U-Zr-O Ternary System.
- 図 2.7  $UO_2/Zry-4$  反応層の達なり  
Sequence of  $UO_2/Zry-4$  Reaction Layers.
- 図 2.8  $UO_2/Zry$ , 水蒸気/ $Zry$  反応における成長速度の比較  
Comparison of the Growth Rate Equations for the  $UO_2/Zry$  and Steam/ $Zry$  Reactions.
- 図 2.9 ESBU 1 実験での再凝固の様子  
Posttest Appearance of the Refrozen Melt from ESBU 1.

- 図 2.10 ESBU 1 実験でのバンドル底面から 106 mm 上方位置の断面  
Cross Sections of ESBU 1 at 106mm Above the Bottom of the Bundle.
- 図 2.11 水蒸気中破裂—酸化—拘束下での熱衝撃によるジルカロイ-4 被覆管の破損限界  
Failure Map for Zircaloy-4 Cladding by Thermal Shock under Constraint Condition Relative to the Duration and Temperature of Isothermal Oxidation after Rupture in Steam.
- 図 2.12 冷却水プール内のデブリベット  
Debris Bed Submerged in Coolant Pool.
- 図 2.13 充てん層における熱伝達の内部レイリー数および無次元液層深さに対する依存性  
Dependence of Particulate Bed Heat Transfer on Internal Rayleigh Number and Dimensionless Liquid Layer Depth.
- 図 2.14 充てん層内での対流開始臨界レイリー数に対する  $\eta$  の影響  
Influence of  $\eta$  on Internal Rayleigh Number at the Onset of Convection in the Bed.
- 図 2.15 デブリの冷却—流れの方向  
Cooling of Debris — Flow Direction.
- 図 2.16 下方から供給される冷却材による冷却  
Cooling by Coolant Fed from below.
- 図 2.17 上方から供給される冷却材による冷却  
Cooling by Coolant Fed from above.
- 図 2.18 大気圧の水中における粒子径とドライアウト熱流束の関係  
Dryout Heat Flux versus Particle Diameter for Atmospheric Water.
- 図 2.19 水中の充てん層のドライアウト熱流束に対する圧力の影響  
Effects of Pressure on Debris Bed Dryout Heat Flux for Water.
- 図 2.20 各種条件におけるドライアウト熱流束の計算値と実験値の比較  
Comparison of the Prediction and Measured Dryout Heat Flux for Various Measurements.
- 図 2.21 LIPINSKI モデルと実験データのドライアウト熱流束の比較 (ベッド高さ 0.1 m)  
Comparison of Experimental Data for Water with the Lipinski

Model at 1 Bar (Deep Beds).

- 図 2.22 LIPINSKIモデルと実験データのドライアウト熱流束の比較 (ベッド高さ0.3m)  
Comparison of Experimental Data for water with the Lipinski Model at 1 Bar (Deep Beds).
- 図 2.23 粒子径, デブリベッド高さがドライアウト出力に及ぼす影響 (3気圧)  
Best Estimate of Likely Dry-out Power Per Unit Volume of Particulate Bed for Various Bed Depths and Particulate Sizes at 3 Bars (Based upon Lipinski Model with Empirical Constant of 0.5).
- 図 2.24 粒子径, デブリベッド高さがドライアウト出力に及ぼす影響 (1気圧)  
Best Estimate of Likely Dry-out Power Per Unit Volume of Particulate Bed for Various Bed Depths and Particle Sizes at 1 Bar (Based upon Lower Bound of Experimental Date at 1 Bar for Uniformly Heated Spherical Particles).
- 図 2.25 PBF/SFD実験トレインの横断面図  
SFD Test Train in Core Region.
- 図 2.26 PBF/SFD スコーピング実験における出力, 冷却材流量水位の過渡変化  
Power, Coolant Flow and Steam Water to Steam Interface Comparison.
- 図 2.27 PBF/SFD スコーピング実験における燃料中心温度の過渡変化  
Fuel Centerline Temperatures at 0.1m Rods.
- 図 2.28 PBF/SFD スコーピング実験における被覆管温度の過渡変化  
Cladding Temperature at 0.35m Rods.
- 図 2.29 PBF/SFD スコーピング実験における各高さ位置における被覆管温度と水素放出量の過渡変化  
Measured Cladding Temperatures on Rod D3 and Measured Hydrogen Release Rate.
- 図 2.30 PBF/SFD スコーピング実験における核分裂生成物放出量と燃料温度の過渡変化  
Fission Product Release and Fuel Temperature Histories.
- 図 2.31 PBF/SFD スコーピング実験における全放射線線量率過渡変化  
Ion Chamber Response.

- 図 3.1 PWR 乾式格納容器  
PWR Dry Containment.
- 図 3.2 PWR アイスコンデンサ格納容器  
PWR Ice Condenser Containment.
- 図 3.3 格納容器の内容及び設計圧力の比較  
Comparison of Containment Volumes and Design Pressures.
- 図 3.4 BWR Mark I, Mark II 格納容器  
BWR Mark I and Mark II Containments.
- 図 3.5 BWR ECCS 系統図 (BWR/4)  
Simplified Diagram of BWR/4 ECCS.
- 図 3.6 格納容器内事故事象 (PWR)  
Sequence of Events in Containment During Severe Accident (PWR).
- 図 3.7 格納容器内事故事象 (BWR)  
Sequence of Events in Containment During Severe Accident (BWR).
- 図 3.8 水素の発生が格納容器の健全性及び影響  
Consequence of Hydrogen Release to Containment.
- 図 3.9 被覆管中のジルコニウムの反応割合に対する格納容器内水素濃度の変化  
Hydrogen Concentration as a Function of Percent Zirconium-Water Reaction.
- 図 3.10 定容・断熱燃焼時の圧力上昇  
Theoretical Adiabatic, Constant-Volume Combustion Pressure for Hydrogen-Air Mixtures.
- 図 3.11 火災直下流のピーク圧力の水素濃度による変化  
Pressure Produced During Hydrogen Burns and Detonations.
- 図 3.12 低水素濃度における定容燃焼時の圧力上昇  
Pressure Rise due to Constant-Volume Hydrogen Burns at Low Concentrations.
- 図 3.13 燃焼時の火炎伝播速度  
Experimental Flame Speed.

- 図 3.14 水素燃焼後の圧力の変化 (TMI事故に関する解析)  
Pressure Decay After Hydrogen Burn.  
(Analysis of the TMI-2 Accident)
- 図 3.15 爆轟発生限界代表長さ  
Characteristic Dimensions as Detonation Limits.
- 図 3.16 爆轟波のセル波長に対する二酸化炭素濃度の影響  
Variation of Detonation Cell Size with Composition for  
Hydrogen-Air Mixture with Increasing Dilution with Carbon  
Dioxide.
- 図 3.17 空間部に爆轟波を形成するための管路最小直径に関する実験装置  
Critical-Tube-Diameter Test Facility.
- 図 3.18 臨界直径の水素濃度による変化  
Critical Tube Diameter vs. Hydrogen Concentration.
- 図 3.19 小規模装置による火炎加速実験結果  
Flame Speed Profiles for H<sub>2</sub>-Air Mixture in a 5-cm Diameter  
Tube Filled with a Spiral Obstacle.
- 図 3.20 火炎加速実験のための大型実験装置  
"FLAME" Facility for Flame Acceleration Tests.
- 図 3.21 BFIによる水素混合実験装置  
BFI Hydrogen Mixing Test Geometry.
- 図 3.22 BFIによる水素混合実験結果とRALOCによる計算結果の比較  
BFI Hydrogen Mixing Test Results Compared with RALOC  
Calculations.
- 図 3.23 HEDLによる水素混合実験装置  
HEDL Hydrogen Mixing Test Geometry.
- 図 3.24 HEDLによる水素混合実験結果と均一混合モデルによる計算結果の比較  
Comparison of Measured and Calculated Helium Concentrations  
for HEDL Hydrogen Mixing Test HN-4.
- 図 3.25 NTSにおける水素の混合、燃焼実験装置  
Test Geometry for Hydrogen Mixing and Combustion Test at NTS.

- 図 3.26 イグナイタの点火性能  
Performance of Hydrogen Igniter.
- 図 3.27 泡沫による水素燃焼時の圧力上昇の抑制  
Measured (with and without Foam) and Theoretical Pressure Rise as a Function of Hydrogen Concentration.
- 図 3.28 溶融物流出時のフローパターン  
Flash X-Ray Photograph of Melt Stream.
- 図 3.29 溶融物の細片化に対するウェーバー数の影響  
Scheme of Fragmentation Phenomena for the Studied Range of Weber Numbers.
- 図 3.30 溶融物と格納容器内蓄積水の混合のモデル化  
Conceptual Picture and Computer Model of Fuel-Coolant Mixing.
- 図 3.31 コンクリート浸食速度と融体からの熱流束の関係  
Overall Erosion Rate vs Wet Heat Flux to Melting Concrete.
- 図 3.32 コンクリートの脱水による水分の放出  
Water Release from Concrete-dehydration rate.
- 図 3.33 エアロゾル濃度の減衰挙動  
Mass Concentration of Aerosol in Containment Vessel.
- 図 3.34 BETA 実験装置の主要部  
Main Part of BETA Experimental Facility.
- 図 3.35 圧力容器溶融後通後の圧力容器キャビティ内熱水力学挙動  
Schematic Representation of Thermal Interaction Geometry within Reactor Cavity.
- 図 3.36 キャビティ内での蒸気発生（水蒸気スパイク）による圧力上昇に対する熱伝達モデルの影響  
Comparison of Containment Pressure Rise Calculated by Various Debris Bed Heat Transfer Models.
- 図 3.37 PWR 格納容器における圧力容器キャビティ内の蓄水量の影響  
Effect of Flooding Reactor Cavity on a TMLB' Case.

- 図 3.38 BWRにおける余熱除去失敗時の格納容器圧力変化  
 Drywell Pressure During Unmitigated Loss of DHR with Stuck-Open Relief Valve.
- 図 3.39 BWR Mark I 格納容器周辺の断熱構造  
 Thermal Insulation Around BWR Mark I Containment.
- 図 3.40 BWR 格納容器における準静的圧力上昇上限  
 BWR Containment Pressure as a Function of Composition and Temperature.
- 図 3.41 FILTRA 計画によるフィルター・ベント系概念図  
 FILTRA Vent Filter Plant Arrangement.
- 図 3.42 FILTRA 計画によるフィルターベント系設計条件  
 FILTRA Fission Product Penetration Factors.
- 図 3.43 フィルターベント系 (米圏における代替案)  
 Alternative Filtered-Vented Containment Concepts.
- 図 4.1 TMI-2 事故での FP 分布  
 Release Fractions at TMI-2.
- 図 4.2 FP 放出のシーケンス  
 Sequence of Radionuclide Release.
- 図 4.3 二酸化ウラン中の酸素ポテンシャル及びFP酸化物生成自由エネルギー  
 Oxygen Potential in  $UO_2$  and Formation Free Energy of FP Oxides.
- 図 4.4 ORNL 実験におけるFP捕集系  
 Fission Product Release and Collection System in ORNL Experiment.
- 図 4.5 ORNL HI-2 実験における Cs と Kr の放出と温度変化  
 Release of Cesium and Krypton as Functions of Time and Temperature in ORNL Test HI-2.
- 図 4.6 NUREG-0772 の K(T) 評価曲線と比較した ORNL FP 放出速度データ  
 Release Rate Data from ORNL Tests Compared to Curves from NUREG-0772.
- 図 4.7 水蒸気中の Te 放出率速度定数に関するモデルと実験との比較  
 Comparison of Model and Test Release Rates for Tellurium in Steam.

- 図 4.8 種々の試験結果におけるTe放出率速度係数  
Tellurium Release Rates in Various Tests.
- 図 4.9 KFKの炉心熔融FP放出実験設備 SASCHA  
SASCHA Facility for Core Melt Release Studies.
- 図 4.10 Te放出率の水蒸気供給依存性  
Dependency of Te Release Rate on Steam Supply.
- 図 4.11 Te, Ag, Sn, Cdの蒸気圧  
Vapor Pressures of Species, Te, Ag, Sn, Cd.
- 図 4.12 PBF試験におけるFP放出に伴う放射能応答(希ガスと揮発性FP)と燃料温度履歴  
Condenser Ion Chamber Response Reading and Fuel Temperature History in PBF SFD-ST (Noble Gas and Volatiles).
- 図 4.13 気相化学種のモル分率 ( $H/O=4$ ,  $Ce/H_2O=10^{-2}$  10 atm)  
Molar Fraction of Gas-Phase Species.
- 図 4.14 気相化学種のモル分率 ( $H/O=2$ ,  $Ce/H_2O=10^{-1}$  10 atm)  
Molar Fraction of Gas-Phase Species.
- 図 4.15 1000 K, 10 atmにおけるヨウ素化学形のH/O比依存性 ( $I/H_2O=10^{-4}$ )  
Dependency of Iodine Chemical Form on H/O Ratio at 1000 K, 10 atm.
- 図 4.16 テルル化学形のH/O比依存性 (1000 K, 10 atm,  $Te/H_2O=2 \times 10^{-4}$ )  
Dependency of Tellurium Chemical Form on H/O Ratio.
- 図 4.17 1000 K, 10 atm,  $H/O=2$ におけるヨウ素化学形の濃度依存性  
Dependency of Iodine Chemical Form on Concentration at 1000 K, 10 atm,  $H/O=2$ .
- 図 4.18 1000 K, 10 atm,  $H/O=4$ におけるテルル化学形の濃度依存性  
Dependency of Iodine Chemical Form on Concentration at 1000 K, 10 atm,  $H/O=4$ .
- 図 4.19 落下液滴の捕集効率  
Particle Collection Efficiency for Falling Drops.
- 図 4.20 粒子慣性パラメータと効率の関係  
Dependency of Collection Efficiency on Inertial Parameter.

- 図 4.21 主蒸気系の漏洩  
Main Steam System Leakage.
- 図 4.22 供給水貫通部からの漏洩  
Leakage from Feedwater Penetrations.
- 図 4.23 炉心隔離時冷却系からの漏洩  
Reactor Core Isolation Cooling (RCIC) System Leakage.
- 図 4.24 高圧注入系の漏洩  
High Pressure Coolant Injection (HPCI) System Leakage.
- 図 4.25 格納容器換気及び空気置換系からの漏洩  
Containment Ventilation and Inerting Systems Leakage.
- 図 4.26  $I_2$  存在割合と全ヨウ素濃度との関係  
The Fraction of Total Iodine that Exists as  $I_2$ .
- 図 4.27  $IO_3^-$  が生成されない時の  $I_2$  存在割合  
The Fraction of Total Iodine that Exists as  $I_2$  in Aqueous System When  $IO_3^-$  is not formed.
- 図 4.28  $I_2$  と  $I^-$  が存在している時のヨウ素種平衡濃度  
Equilibrium Concentration of Iodine Species when  $I_2$  and  $I^-$  exist.
- 図 4.29  $I_2$  と  $IO_3^-$  が存在している時のヨウ素種平衡濃度  
Equilibrium Concentration of Iodine Species when  $I_2$  and  $IO_3^-$  exist.
- 図 4.30 25℃におけるヨウ素気液分配係数  
Partition Coefficients for Total Iodine at 25°C.
- 図 4.31 ヨウ素の気液分配係数  
Partition Coefficients for Aqueous Iodine Systems.
- 図 4.32  $IO_3^-$  が生成される前のヨウ素気液分配係数  
Partition Coefficients for Aqueous Iodine Systems before Iodate Formation Begins.
- 図 4.33 無機ヨウ素の格納容器内挙動 (標準ケース)  
Behavior of Inorganic Iodine in Containment (Standard Case).

- 図 4.34 無機ヨウ素の環境への放出割合について感度解析計算結果  
 Results of Sensitivity Study on the Release of Inorganic Iodine into Environment.
- 図 5.1 事故時環境影響評価における計算手順  
 Schematic Outline of the Accident Consequence Analysis.
- 図 5.2 評価指標の表示例  
 An Example of a Complementary Cumulative Distribution Function.
- 図 5.3 防護活動モデル  
 Schematic of the Protective Actions Model.
- 図 5.4 晩発性癌の線量-効果関係  
 Probability of Mortality from Radiation-induced leukemia and other cancers.
- 図 5.5 RSSとGRSの早期死亡に対するCCDF曲線  
 Complementary Cumulative Frequency Distribution Functions of Early Fatalities with Local Subjective 90% Confidence Intervals, Corresponding to 25 Reactor Units.
- 図 5.6 RSSとGRSの晩発性死亡に対するCCDF曲線  
 Complementary Cumulative Frequency Distribution Functions of Late Fatalities with Local Subjective 90% Confidence Intervals, Corresponding to 25 Reactor Units.
- 図 5.7 29のNWS観測所の気象データによる早期死亡のCCDF曲線  
 Early Fatality Complementary Cumulative Distribution Functions Generated with Meteorological Data from 29 National Weather Service Stations.
- 図 5.8 SSTI放出に対する全米91サイトの条件付きCCDF曲線  
 CCDFs Conditional on an SSTI Release at all 91 Current U.S. Reactor Sites.
- 図 5.9 感度解析で考慮した骨髄被曝に対する線量-死亡関係  
 Dose-Mortality Relationships for Bone Marrow Irradiation Considered in the Sensitivity Analysis.
- 図 5.10 早期死亡の平均個人リスク：骨髄被曝のLD<sub>50</sub>に対する感度  
 Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to the LD<sub>50</sub> for Bone Marrow Irradiation.

- 図 5.11 屋内待機及び避難に対する防護対策モデル  
Basic Features of the Countermeasures Model for Sheltering and Evacuation.
- 図 5.12 早期死亡の平均個人リスク：警告時間に対する感度  
Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to Warning Time.
- 図 5.13 早期死亡の平均個人リスク：放出エネルギーに対する感度  
Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to the Energy Content of the Release.
- 図 5.14 早期死亡の平均個人リスク：沈着速度に対する感度  
Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to the Dry Deposition Velocity for Particulate Material.
- 図 5.15 大気安定度の変化によるプルーム幅の成長過程  
Plan View of the Growth of Plume Width with Changing Stability Conditions.
- 図 5.16 プルームの鉛直方向の成長過程  
Side View of the Vertical Growth of a Plume.
- 図 5.17 プルーム・セグメントモデル  
A Basic Feature of Plume Segment Model.
- 図 5.18 入力風速場の例  
An Input Example of Wind Field.
- 図 5.19 計算点の位置  
Positions of Calculational Points.
- 図 5.20 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions of Air Concentration.
- 図 5.25
- 図 6.1 ASTPOで使用している計算コードによる解析手順  
Calculational Flow Diagram with the Use of Computer Codes Used in ASTPO.

- 図 6.2 THALES コード・システムと関連プログラム・ライブラリ  
\*) 印は第1次版未開発のもの  
Structure of THALES Code System.
- 図 6.3 THALES コード・システムの構成コード  
THALES Member Codes.
- 図 6.4 MARCHコードにおける仮想事故の取り扱い  
MARCH Code Treatment of a Postulated Reactor Accident.
- 図 6.5 MARCHコードの計算流れ図  
Flow Diagram of the MARCH Code.
- 図 6.6 MARCHコードにおけるデータの流れ  
Data Flow in the MARCH Code.
- 図 6.7 BOILサブルーチンの計算流れ図  
Flow Diagram for Calculation in Subroutine BOIL.
- 図 6.8 大破断LOCA時圧力容器内における質量とエネルギーの輸送モデル  
Mass and Heat Transfer Model in the Pressure Vessel under Large LOCA.
- 図 6.9 MACEの概略流れ図  
Overall Flow Chart of MACE.
- 図 6.10 BWRモデルシステム  
BWR Model System.
- 図 6.11 PWRモデルシステム  
PWR Model System.
- 図 6.12 デブリー-コンクリート系における熱伝達の概念図  
Schematic Conceptualization of Heat Exchange in Debris-Concrete System.
- 図 6.13 コンクリート液態過程におけるキャビティの変形  
Changing Shape of Cavity in Concrete Modeling.
- 図 6.14 IKEの安全解析システムSASYST  
The IKE Safety Analysis System SASYST.

- 図 6.15 仮想的炉心溶融事故解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules to Analyze Hypothetical Core Meltdown Accidents.
- 図 6.16 第 1 事故過程 (炉心ヒートアップ) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the First Accident Phase (Core Heat Up).
- 図 6.17 第 2 事故過程 (残留水の蒸発) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the Second Accident Phase (Evaporation of Residual Water).
- 図 6.18 第 3 事故過程 (圧力容器のヒートアップ) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the Third Accident Phase (Heat up of RPV).
- 図 6.19 第 1 過程を解析するモジュールの順序—MELSIM 2  
 Module Sequence for Phase 1 — MELSIM 2.
- 図 6.20 MELSIM におけるノード分割 (炉心, 径方向及び軸方向の外周構造材, 下部プレナム)  
 Nodalization of a Reactor in MELSIM (Core, Radial and Axial Surroundings, Lower Plenum).
- 図 6.21 第 2 過程を解析するモジュールの順序—LUECKE 2  
 Module Sequence for Phase 2 — LUECKE 2.
- 図 6.22 MELSIM と BOIL の計算結果の比較及び BOIL 計算の誤差範囲  
 Comparison of Calculations by MELSIM and BOIL with Error Bounds for the BOIL Calculations.
- 図 6.23 バンドル崩壊過程モデル  
 Simple Scenario for Bundle Disruption.
- 図 6.24 デブリ形成モデル (SCDAP)  
 SCDAP Representation of Debris.
- 図 6.25 SCDAP—実験結果インターフェース  
 SCDAP Experimental Interfaces.
- 図 6.26 CORCON コードにおける溶融物—コンクリート界面熱伝達モデル  
 Melt/Concrete Interface Heat Transfer Model in CORCON Code.
- 図 6.27 WECHSL におけるエネルギーの質量の流れ  
 Flows of Energy and Material in WECHSL.

- 図 6.28 BWRのMARK-II型格納容器のモデル体系例  
 Example of Model System for BWR MARK-II Containment.
- 図 6.29 PWRの格納容器のモデル体系例 (アイス・コンデンサなし)  
 Example of Model System for PWR Containment  
 (without Ice Condenser).
- 図 6.30 計算手順の概略  
 Outline of Computational Procedure.
- 図 6.31 MARCHとTHALESの比較  
 Comparison between MARCH and THALES.
- 図 6.32 TRAP-MELT サンプル計算に使用されたコントロール・ボリューム  
 Control Volumes for TRAP-MELT used in Sample Run.
- 図 6.33 CORRAL-PWRの説明図  
 Schematic of CORRAL-PWR.
- 図 6.34 CORRAL-BWRの説明図  
 Schematic of CORRAL-BWR.
- 図 6.35 CRACコードにおける計算手順  
 Schematic Outline of the CRAC Code.
- 図 6.36 CRACコードにおける大気中拡散計算の概念図  
 Graphic View of the Atmospheric Dispersion Model in the CRAC Code.
- 図 6.37 原子炉から0.5マイルにおける骨髄線量の相対値  
 Relative Doses delivered to the Bone Marrow at 0.5 mile from  
 Reactor.
- 図 6.38 費用算出に用いられる逃避範囲  
 Evacuation Area Used for Cost Calculations.
- 図 6.39 急性死の確率分布  
 Probability Distributions of Acute Fatalities.
- 図 6.40 簡単化した禁止措置モデル  
 Simplified Interdiction Model.

- 図 6.41 医療処置別に表わす線量と死亡率の関係  
Dose-Effect Relationship for Respective Medical Treatment.
- 図 6.42 晩発性発癌による死亡に対する基本モデル  
Basic Model for Latent Cancer Fatalities.
- 図 A.1 RETRANO2 コードによる解析のために使用した BWR のポリウム・ジャンクションモデル  
Volume-Junction Modeling of a BWR Used for Analysis with RETRANO2 Code.
- 図 A.2 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース 1)  
Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 1).
- 図 A.3 炉心入口, 主蒸気管入口および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース 1)  
Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line, and Feed Water (PCSF, Case 1).
- 図 A.4 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース 1)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 1).
- 図 A.5 全反応度およびフィードバック反応度の計算結果 (PCSF, ケース 1)  
Calculated Total Reactivity and Feedback Reactivity (PCSF, Case 1).
- 図 A.6 最高出力部における燃料および被覆管温度の計算値 (PCSF, ケース 1)  
Calculated Fuel and Cladding Temperatures at Peak Power Position in the Core (PCSF, Case 1).
- 図 A.7 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 2).
- 図 A.8 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2).
- 図 A.9 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2).
- 図 A.10 炉心入口, 主蒸気管, および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line Inlet and Feed Water Line (PCSF, Case 2).

- 図A.11 最高出力部における燃料中心および被覆管の温度計算値 (PCSF, Case 2)  
Calculated Fuel and Cladding Temperature at Peak Power  
Elevation (PCSF, Case 2).
- 図A.12 ダウンカマ内の水位の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Downcomer Liquid Level (PCSF, Case 2).
- 図A.13 過し安全弁より放出される蒸気流量の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Flow Rate through Safety/Relief Valves (PCSF, Case 2).
- 図A.14 過し安全弁より放出される蒸気のエネルギー流量の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Energy Flow Rate through Safety/Relief Valves  
(PCSF, Case 2).
- 図A.15 炉内PCM実験および炉外実験の結果に基づく脆化限界の比較  
Comparison of Embrittlement Failure Boundaries Based on In-Pile  
PCM Experimental Results and Out-of-Pile Experimental Results.
- 図A.16 RSSMAPで想定されているBWRのATWSの事故シーケンス  
Accident Sequence of ATWS Assumed in RSSMAP Study.

## 序 論

近年、軽水炉の炉心損傷事故 (Severe Core Damage, SCD 欧米では最近 Severe Accident と言う) に関する研究の必要性が米國、西ドイツ、フランス、日本等を中心に論議され、米國、西ドイツ等ではいくつかの分野において既に研究に着手し、成果を挙げている。また、米國原子力規制委員会 (USNRC) の SFD (Severe Fuel Damage) 計画やスウェーデンの Marviken - V 計画のように国際的なプロジェクトとして進められているものもある。

一方、1979年3月に起きたスリーマイル島 (TMI) 2号炉事故により SCD 研究の重要性が一層認識され、具体化されてきたが、従来、燃料崩壊挙動の研究に重点を置く傾向にあった SCD 研究はやゝ偏り過ぎであり、公衆の安全の観点からは FP 挙動、いわゆるソースタームに関する研究が同程度に重要であると認識されつつある。これは、TMI-2号炉のような事故によって一般公衆の安全が甚度に脅かされる危険性があるからというのではなく、TMI-2号炉事故において環境への放射性汚染の放出量が現行の評価モデルによる計算値と比較して1桁近く少なく、現行の評価モデルの妥当性、即ち、FPの燃料からの放出に始まり1次系を経て格納容器中へ放出され、その中における沈降、沈着があり最終的にスタック等から環境へ放出される過程について未だ妥当なレベルでの説明がなされていないのではないかということにある。これはリスク評価上からは重要な因子に関する不確かさが大き過ぎることになる。

原研においてはこのような状況下においてわが國における SCD 研究課題を検討するために安全性試験研究センター内に「炉心損傷研究に関する調査検討タスクフォース」を設けた。当タスクフォースは1982年5月に炉心崩壊から格納容器挙動に至る広範な分野に渉って研究の現状と課題をまとめた。<sup>\*</sup>しかし、その後、再びタスクフォースを設け、炉心損傷事故についてより定量的に検討するよう要請があり当タスクフォースが充足した。当タスクフォースは充足より約半年間、前タスクフォースで行わなかった炉心損傷事故解析コードの現状調査、事故シーケンスの詳細な検討、スクラム不作為を仮定した異常な過渡 (ATWS; Anticipated Transient Without Scram) に関する解析、電源喪失事故評価、崩壊炉心の冷却性に関する検討等を行い、中間報告書をまとめた (未公開レポート)。その後、諸般の事情により、一部メンバーの交代を余儀なくされたが、上記の課題並びに FP ソースターム及び環境への影響評価に関して更に定量的評価作業を継続するとともに、前タスクフォースで調査した炉心損傷に関する研究の現状を最近の動向を加味してまとめ直すこととした。

本報告書は第1部と第2部から成り、第1部では、まず、わが國が炉心損傷事故研究に関して実施すべき課題とその必要性を米國、西ドイツ等における研究の現状を踏まえた上でまとめた。炉心損傷事故研究の必要性は、大きく分けると3つある。まず、現行の設計基準事故と異なる炉心損傷事故に対する規制上の考え方を決定する際に技術的にその現象及び影響を把握しておくことが必要なことである。第2に、確率的リスク評価 (PRA) においてはその後述しているシーケンスの多くは実験事実に基づいてなく、又、成功パス (ECCSの機能回復等) を考慮に入れた場合

\* 「炉心損傷に関する研究の現状と課題」 JAERI-M 82-030

も含め、そのシーケンス及び確率には未だ不確かさが多く残されている。現象論的炉心損傷事故研究はこのようなPRA手法における不確かな現象をより明確にし、又、種々の事故の発生確率をより正確に予測する上から必要となる。第3に、万一、炉心損傷事故が発生した場合、事故を緩和、終息させるために運転員が措置すべきこと及び一般公衆に対する避難指示も含めた緊急時対応を適切に定めるために、炉心損傷事故の進展と緩和策を研究する必要がある。わが国で実施すべき研究課題としては外国で既に実施され成果の得られているものは除き、実施されていないもの中、実施されているがデータが不充分なものについて行うべきであろう。本報告書では、これらについて広範囲の分野にわたって検討した結果を網羅しているが、最近の激しい国家予算を考慮に入れると更に重点項目を絞る必要があらう。

第1部の第2章では、各国の炉心損傷事故に関する研究の現状並びに計画をまとめた。この分野における研究は米國がもっとも広範囲に体系的に研究を進めている。これはTMI-2号炉事故を起した当事國としてこのような苛酷な事故も規制の対象としようと考えているからであり、そのための判断材料としてデータベースを必要とするからである。また、西独としては現設計のプラントが苛酷な事故が起きてもどの程度持ちこたえるか設計基準からの裕度を明らかにする観点から炉外実験を中心とした研究を進めている。その他、フランス、スウェーデン等は独自の研究計画を有している。炉心損傷事故研究の範囲は多岐にわたり、一部の分野においては大規模な実験あるいは解析が要求される。従って、一國において炉心損傷事故のすべての分野にわたる研究を行うことは効率的とは言えず、有機的に研究を進めるためには国際協力が必要となってくる。このため、わが国においては既に欧米諸國といくつかの研究協力協定を締結し情報の交換を行っている。本章でまとめた各国の研究の現状並びに計画は、わが国の研究計画の立案、実施の上で役立つものと考えられる。

第1部は、炉心損傷事故に関する解析結果及び各研究分野における研究の現状調査結果等をまとめたものである。検討の範囲は、事故発生から事故の進展、環境へのFP放出及び環境への影響までの全ての範囲を網羅している。報告書の構成は以下の通りである。

- 第1章 事故シーケンス
- 第2章 炉心損傷挙動
- 第3章 格納容器の健全性
- 第4章 FPの挙動
- 第5章 環境への放出
- 第6章 評価解析手法の現状

まず第1章では、事故シーケンス解析例を通じて重要シーケンスの識別を行うとともに今後の課題に関する検討を行った。さらに、BWRの電源喪失事故に関してMARCHコードを用い、入力データの中で不確かさの大きいものについての感度解析を実施し、格納容器応答に大きな影響を及ぼす重要パラメータを抽出した。また、異常な過渡変化を生じる諸々の起因事象に対してスクラム不作動(ATWS)を仮定して独自の解析を実施し、炉心損傷事故に至る可能性についての検討を行った。

第2章では、燃料の崩壊から圧力容器破損までの圧力容器内の事故事象についての検討を行った。ここでは、燃料の損傷、炉心の崩壊と冷却性、水素の発生、圧力容器の健全性に関して論じ、

各々について事故事象の説明、研究の現状と成果及び今後の研究課題について論じた。また、冷却性に関しては、事故の進展・収束を決定する最大の因子は炉心又は崩壊デブリの冷却性にあるという観点に立って、冷却性に関する独自の検討を加えた。さらに、炉心内の燃料挙動に関する諸事象を理解するために米國PBF/SFDスコーピング試験の結果に関する紹介も行った。

第3章では、格納容器の健全性を脅すと考えられる諸事象について記述した。即ち、水素の燃焼、水蒸気爆発、溶融物-コンクリート相互作用、格納容器内準静的圧力上昇、格納容器の構造的応答、格納容器破損の防止対策について研究の現状を紹介するとともに、成果の反映と今後の研究課題についてまとめた。また、格納容器の構造ならびにLOCA時の熱水力的挙動に関するまとめを行うとともに、格納容器破損モード及び破損がリスクに及ぼす影響について検討を加えた。

第4章では、燃料からのFP放出にはじまり、環境への放出に至る全過程にわたるFP挙動を取扱った。即ち、燃料からのFP放出、1次冷却系におけるFPの化学的挙動、格納容器内FP挙動に関する研究の現状を紹介し、最後に主な成果と今後の研究課題についてまとめている。また、第1章で実施した電源喪失事故に関する解析結果を入力としてCORRALコードを用いて、格納容器内FP挙動及び環境へのFP放出量の感度解析を行った。なお、当タスクフォースでは、公衆の安全の観点からFP挙動が重要であるとの認識をもって、特にFPサブグループを設け、本章はサブグループの検討結果をまとめたものである。また、サブグループには安全性試験センター以外の専門家にメンバーとして協力を頂いた。

第5章では、格納容器から放出されたFPが環境に及ぼす影響について記述した。まず、事故時の環境影響評価の検討を行った。研究の現状調査としては、米國と西独におけるリスク評価、米國における立地解析への適用例、英國Sizewellにおける炉心損傷事故解析例及び大気中拡散モデルによる解析例について調査するとともに今後の研究課題についてまとめた。さらに、大気中拡散モデルとして原研で開発を進めている事故時の環境影響評価コードに基づく流跡線モデルとCRACコードの比較により、大気拡散モデルにおける気象条件の変化の取り扱いの相違による環境への影響の相違を考察した。

第6章は、評価解析手法の現状として、第5章までの全ての研究分野における解析コードの紹介を行った。その内容は、総合評価システム、原子炉システム挙動、炉心崩壊挙動、溶融物-コンクリート相互作用、格納容器システム挙動、FP挙動、環境への影響に分類して、各分類における代表的解析コードあるいはモデルを紹介したものである。

本報告書は、主として原子力の研究、開発あるいは規制等に携わっている人を対象として 現行の設計基準事故と異なる炉心損傷事故に対する理解を深めるために作成したものである。本報告が、わが國の炉心損傷事故研究を効率的に進め、さらに炉心損傷事故に対する規制の考え方をまとめる上で一助となれば幸いである。

なお、巻末に炉心損傷の分野で特に用いられる用語の解説を載せ、読者の便に供した。

## 第 I 部 わが国における炉心損傷事故研究の あり方と各国の研究の現状

### 1. わが国における炉心損傷事故研究について

#### 1.1 炉心損傷事故研究の目的、必要性

炉心損傷事故 (Severe Core Damage Accident, 米国等では Severe Accident と呼んでいるものと同一と考える。) は現在の設計基準事故 (Design Basis Accident) を超えるような苛酷な燃料損傷、大量の放射性物質の格納容器内外への放出をもたらす事故である。このような炉心損傷事故は WASH-1400<sup>(1)</sup> に代表される確率的リスク評価 (PRA) の結果として、発電用原子炉が一般公衆に与えるリスク (事故確率と事故時の被害の関数) の大半が炉心溶融事故に起因するということが示され、さらに TMI-2 号炉事故の発生によりそのような事故が実際に起りうることが強く認識されたことによって重要視されるようになった。

特に TMI-2 号炉事故が米国において原子炉の社会的受容性に対して深刻な影響を与えたことは否定できない。この事故では確かに炉心は損傷したが、格納容器の健全性が保持されていたために公衆への放射線影響は事実上なかったと言ってよい。しかしながら州当局により住民の避難勧告が出されたこともあり、公衆が原子炉の安全性に強い不安を抱くこととなった。このため、米国原子力規制委員会 (USNRC) は現行の DBA を超える事故に対する規制面からの対応、それを決定するために必要な評価 (たとえば、PRA) や安全研究を進めている。最終的には安全目標 (政策声明案は Federal Register 45: 71023) を設定し、それに沿った形で苛酷な事故に対する基準を策定しようとしている。このような現行の DBA を見直し規制面に如何に反映させるかの検討はわが国においても既に一部なされ、速からず全面的な検討が必要となろう。

当然のことながら、現行規制の変更は安易に行うべきものではなく、既存の原子炉が持つ安全余裕に関し、設計、緊急時の運転手順、緊急時の防災対策等を総合的に見直し、真に必要なかつ有効な方策を選ぶ必要がある。

原子炉の安全余裕の見直しのためには、炉心損傷事故の進展過程に於ける物理現象の詳細な理解が不可欠である。現在までの米国・西独等における研究結果によっても、WASH-1400 等の PRA を含めて過去における安全評価においては、現在、備えられている安全設備の有効性を過小に評価している部分があることや、物理現象の解明が不十分であることのために炉心損傷事故時の環境への影響を過度に保守的に推定していたことが示されつつある。また、安全性を高めるとされている改良案の中には、例えば压力容器の下に置くことが提案されているコアキャッチャーのように、費用は高くとも効果は小さいものも多いことが判ってきている。このような知見は安全余裕の見直しのための基礎データとして不可欠のものである。

以下では、原子炉の安全余裕に関し、規制面からの見直しを行う場合にどのような研究が必要とされるかを検討する。

一般に規制面から公衆の健康と安全を守るための責務は次の 3 つに大別される。

- ① 安全なプラント設計と建設
- ② 安全な運転と保守
- ③ 適切な緊急時対応

これらの責務を果たすために基準が策定され、それが遵守されてきた。しかし、炉心損傷事故を考慮に入れて基準の見直しを行うとすれば現行のDBAを越えた場合、現象がどのように、どこまで進展するのか、また、DBAを越える事故の確率やリスク（安全目標設定の上からも）を知る必要がある。

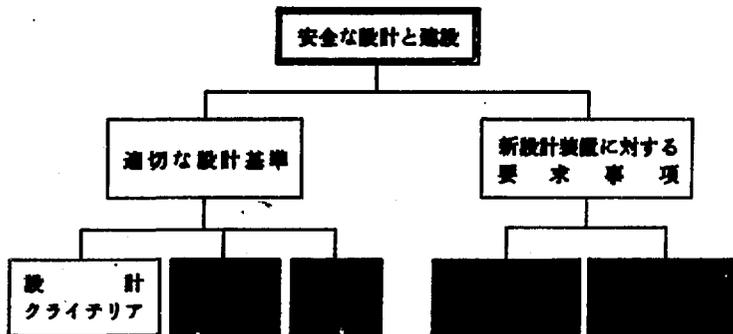
前者は現行のDBAを越える事故に関する現象論的研究であり、苛酷な事故の発生、進展、終息や環境への影響を支配する物理的な過程を理解するのに役立ち、種々のデータベースを提供することになる。一方、後者は確率論的安全研究であり、系統的に苛酷な事故の確率と影響を評価するのに役立つ。

次に現象論的な安全研究が前述の3つの分野にどのように役立つか検討する。

- ① 安全なプラント設計と建設のためには適切な設計基準が確立され、これに適合していなければならない。また、もし、安全上改善を必要とする場合は新しい設計に対する要求が明確にされなければならない。

ここで、現象論的なSCD研究は工学的安全施設や緩和系が苛酷な事故において作動すべき条件に関する情報を提供する。これは逆に設計クライテリアや装置の性能要求を決めることになる。実験では1次系や格納容器の破損条件を明確にする必要がある。これは設計の妥当性を判断すべき温度、圧力、エアロゾル量、可燃性ガスの生成やその他格納容器条件を含む。また、最終的にはソースタームを決めることになるFPの放出と移行を明確にすることもこの要求を補足することになる。言い換えれば設計要求に対する知識がなくては、新しく提案された装置のリスク低減の可能性やその実現性及び経済性（コストベネフィット）を決められない。種々の代替装置の価値判断をしなければならない。また、事故シーケンスを予測するために解析コードを用いることになるが、これらの予測はそのモデルが実験データに基づいて始めて良いものとなる。

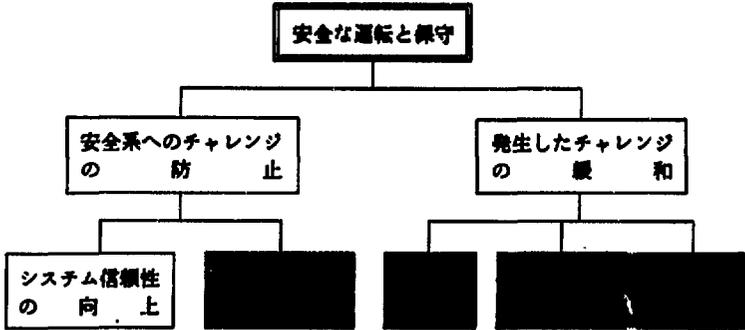
上記の説明を図示したものが下図である。



■ 現象論的なSCD研究により明確となる分野

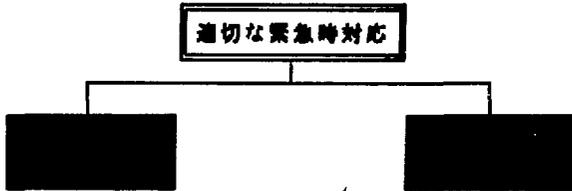
- ② 安全な運転と保守には二つの重要な要素(1)安全系へのチャレンジを防止する (2)発生したチャレンジを緩和する がある。運転員が適切な処置を講じられるためには状態が苛酷な事故へ向っていることを識別することが大切である。適切な処置により大きな事故に進展する確率を減らすことができる。適切な処置は正確な診断を必要とし、また、状態を把握するための情報(計測)が要求される。それらに基づいて運転員が訓練されていなければならない。したがって、損傷した燃料の挙動、損傷の進展、炉心デブリと格納容器の相互作用、格納容器の破損等について現象論的な研究が必要となる。

上記の説明を図示したものが下図である。



■ 現象論的なSCD研究により明確となる分野

- ③ 適切な研究時対応はその方法の開発と公衆への正確な情報の提供にある。事故の進展を正確に把握するための研究のみならず放射性物質の放出とその影響を明確にする研究が必要となる(下図参照)。



■ 現象論的なSCD研究により明確となる分野

確率的リスク評価は原子力プラントの設計、運転上の信頼性をレビューするために使用できる一つの方法であり、潜在的な事故シーケンスの相対的重要度を総合的に評価し、最も重要な事故シーケンス上におけるプラントの設計や運転上の弱点を特定することができる。このような意味においてPRAも上記の3つの分野の種々の問題の解明、解決に大いに役立つものである。

しかし、現在のPRA手法においてはその扱っているシーケンスの多くは実験事実に基づいていない。したがって、扱われているシーケンスがすべてであるとの保証はないし、成功パス（ECCSの機能回復等）を考慮に入れた場合も含めそのシーケンス及び確率には未だ不確かさが多く残されている。

現象論的炉心損傷事故研究はこのようなPRA手法における不確かな現象をより明確にし、また、種々の事象の発生確率をより正確に予測する上でも役立つ。

## 1.2 わが国において実施すべき現象論的炉心損傷事故研究

現象論的炉心損傷事故に関する研究はTMI-2号炉事故を契機として米、西独等を中心に精力的に行われてきている。わが国ではこの分野における研究は原子力施設等安全研究年次計画において昭和58年度から開始することになっているが、その内容は具体的に詰められていない。

しかし、前述したようにわが国においても規制面から炉心損傷事故に関する対応について結論を迫られることになるであろうし、その場合未だ着手していない炉心損傷事故に関する現象論的研究が安全な設計、運転及び適切な緊急時対応の立案等のあらゆる面において役立つ以上に不可欠である。外国におけるSCD研究は上述のように米、西独等で進んでいるが、たとえばLOCA時に遅れてECCS機能が回復した場合の炉心構造物や圧力容器の健全性評価等全く実施されていない分野もあり、これらの国の研究計画でSCD研究がすべて満足されるものとは思われぬし、また、わが国独自のデータを有せず外国のデータがすべて入手でき、かつすべて咀嚼できると思われぬ。一方、わが国において民間ベースで独自に新型のBWR及びPWR（ABWR、及びAPWR）の開発を進めている。これらわが国独自の新型の軽水炉に対する必要な研究はわが国が個別に取組まなければならない課題である。したがって、わが国における炉心損傷事故に関する安全研究は新型の軽水炉も含めて

- ① 炉心構造に関する規制上の対応の決定
- ② 緊急時対応の決定
- ③ PRAの精度向上

に役立てることが目的となる。そして、その実施すべき範囲としては、

- ① 国際協力により可能な限り他国のデータ入手に努めるが、外国で実施していない分野及び実施しているが外国のデータだけでは不十分と思われる分野
- ② ABWR、APWR（あるいはATR）等わが国独自の炉型に対し、独自に研究を実施すべき分野

が考えられる。

一般に公衆の健康と安全を守ることを考えれば、SCD時の格納容器外の放射性物質の挙動を除外すると大きな課題は格納容器系の健全性（有効性）と放射性的ソースタームに関する研究となる。これらの前提として燃料の損傷、炉心の崩壊、水素ガスの生成、放出、圧力容器のメルトスルー、液膜炉心とコンクリートとの相互作用等の研究が考えられる。

わが国のプラントの建設、運転等における品質管理は世界的にみてトップレベルにあり、運転員の技術も高いこと等を考えた場合、燃料損傷事故が起っても運転員の操作等によってECCSが

その機能を回復し、圧力容器のメルトスルーに至らないことも考えられる。このような立場から前述の二つの課題の他に、わが国においては炉心損傷事故が圧力容器内で終息する可能性（FP、水素ガス等の圧力容器からの放出は除く）についてその確率もめ詳細に研究を行うことは極めて意義深い。

以上より、わが国で実施すべき炉心損傷事故に関する現象論的研究をまとめると次のようになる。

(1) 圧力容器内における崩壊炉心の挙動

- ① 燃料損傷・崩壊挙動
- ② 崩壊炉心の冷却性（ECC水の注入特性も含め）
- ③ 炉心構造物、圧力容器の健全性（特に、ECC水注入時の熱衝撃及びメルトスルー）
- ④ 運転員操作等も含め圧力容器破損確率の詳細評価
- ⑤ 追加炉心冷却系の必要性、方策の検討
- ⑥ 炉心崩壊事象計測システムの開発

(2) 格納容器内の挙動

- ① 格納容器内の温度・圧力挙動
- ② 水素ガスの燃焼、爆発（局所的なものも含む）
- ③ 格納容器の破損条件（ペネトレーションの破損も含む）
- ④ 格納容器雰囲気浄化系、隔離系統の有効性
- ⑤ 格納容器の機能維持のための代替案の検討

(3) ソースタームの挙動

- ① FPの損傷炉心からの放出と化学種
- ② FPの1次系内における移行と付着
- ③ FPの格納容器内における移行と付着

成果の反映も含めてより詳細には表 1.1 並びに模式的に図 1.1 および図 1.2 に示す。

これらの現象をモデル化し評価すべき計算コードの開発はすべての課題に含まれ、さらに体系化総合化したコードの開発が必要である。また、種々の実験においては実プラントへ結果が適用できなければ意味がないので、実験規模、実験条件（特に雰囲気）等は常にこれを考えて立案、実施すべきである。

表 1.1 炉心損傷事故に関する現象論的研究課題

## Phenomenological Research Subjects on SCD Accidents

## (1) 圧力容器内における崩壊炉心挙動

項 目	内 容	成果の反映	備 考
①燃料の損傷・崩壊挙動	<ul style="list-style-type: none"> <li>燃料は脆性破損か、溶融破損か、その条件は？</li> <li>燃料のリロケーション挙動（クエンチによる場合、溶融による場合）</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>解析モデルの開発</li> <li>PRAの精度向上</li> <li>緊急時対応—状況の把握</li> </ul>	種々の反応、データの物性等は外国のデータ利用
②崩壊炉心の冷却性	<ul style="list-style-type: none"> <li>冷却可能な条件は？（形状、寸法、何時までに水が入れば良いか）</li> <li>冷却限界に関する熱伝達相関式</li> <li>スケール効果は？</li> </ul>	同 上	外国のデータと相補的なデータを生み出す
③炉心構造物及び圧力容器の健全性	<ul style="list-style-type: none"> <li>ECC水注入による熱衝撃により破損しないか？その限界は？</li> </ul>	同 上	外国で計画なし
④圧力容器の破損確率*	<ul style="list-style-type: none"> <li>運転員操作等成功パスを考え、圧力容器の溶融貫通あるいは熱衝撃による破損確率は？</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>規制の考え方</li> <li>PRAの精度向上</li> </ul>	
⑤冷却系の信頼度向上	<ul style="list-style-type: none"> <li>圧力容器の破損確率が<math>10^{-8}</math>以上なら冷却系の信頼度向上、追加冷却系を考えるか？その方策は？</li> </ul>	規制の考え方	
⑥計測システムの開発	<ul style="list-style-type: none"> <li>SCD時の炉心の状況観測（圧力、温度、水位、……）</li> </ul>	緊急時対応	

\* 現象論的研究ではなく確率論的研究

(2) 格納容器内の挙動

項 目	内 容	成果の反映	備 考
①格納容器内温度・圧力挙動	<ul style="list-style-type: none"> <li>水蒸気、水素等のガスの拡散、混合</li> <li>温度、圧力挙動</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>解析モデルの開発</li> <li>PRAの精度向上</li> </ul>	<p>外国のデータと相補的なデータを生み出す</p>
②水素ガスの燃焼、爆轟	<ul style="list-style-type: none"> <li>H<sub>2</sub>は偏在化しないか？</li> <li>水蒸気雰囲気中での燃焼、爆轟限界は？</li> <li>H<sub>2</sub>の爆轟による衝撃エネルギー、有効負荷エネルギー量は？</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>規制の考え方</li> <li>解析モデルの開発</li> <li>PRAの精度向上</li> </ul>	同 上
③格納容器の破壊限界	<ul style="list-style-type: none"> <li>格納容器の破壊とその形態</li> <li>ペネトレーションの破壊限界、形態、リーク率</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>同 上</li> </ul>	同 上
④雰囲気浄化系、隔離系の有効性	<ul style="list-style-type: none"> <li>高温、高圧、高温度化における浄化系の有効性</li> <li>隔離系の信頼度は？</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>同 上</li> <li>緊急時対応</li> </ul>	
⑤格納容器機能維持のための代替案	<ul style="list-style-type: none"> <li>水素ガス燃焼対策</li> <li>圧力低減対策</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>規制の考え方</li> </ul>	

(8) ソースタームの挙動

項 目	内 容	成果の反映	備 考
① FPの損傷炉心からの放出と化学型	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 損傷炉心温度及び雰囲気でのFP各核種の放出量、放出時の化学型は？ (炉心構造物・バーンアップ等の効果も含む)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>{ 解析モデルの開発</li> <li>{ PRAの精度向上</li> </ul>	<p>外国のデータを補充するもの 水蒸気雰囲気について殆どデータはない</p>
② FPの1次系内における移行と付着	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 1次系内の移行、付着に影響を及ぼす物理的、現象論的因子は？</li> <li>・ 種々の事故時の1次系の物理・化学的狀態は？</li> <li>・ 1次系内におけるFPの移行と付着、化学型の変化</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>{ 同 上</li> </ul>	<p>同 上</p> <p>大規模なものは Marviken-Vよりデータ入手</p>
③ FPの格納容器内における移行と付着	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ 格納容器内に放出されるFPの化学形態</li> <li>・ 格納容器内におけるFPエアロゾルの分布と混合</li> <li>・ エアロゾルの水蒸気、水素酸（塩酸）による粒度成長、凝粒化、沈着等への影響</li> <li>・ 苛酷な条件下でのサブプレッションプール、アイスコンデンサー格納容器雰囲気浄化系等によるFP除去効果</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>{ 解析モデルの開発</li> <li>{ PRAの精度向上</li> <li>{ 規制の考え方</li> <li>{ 緊急時対応</li> </ul> <p>同 上</p>	

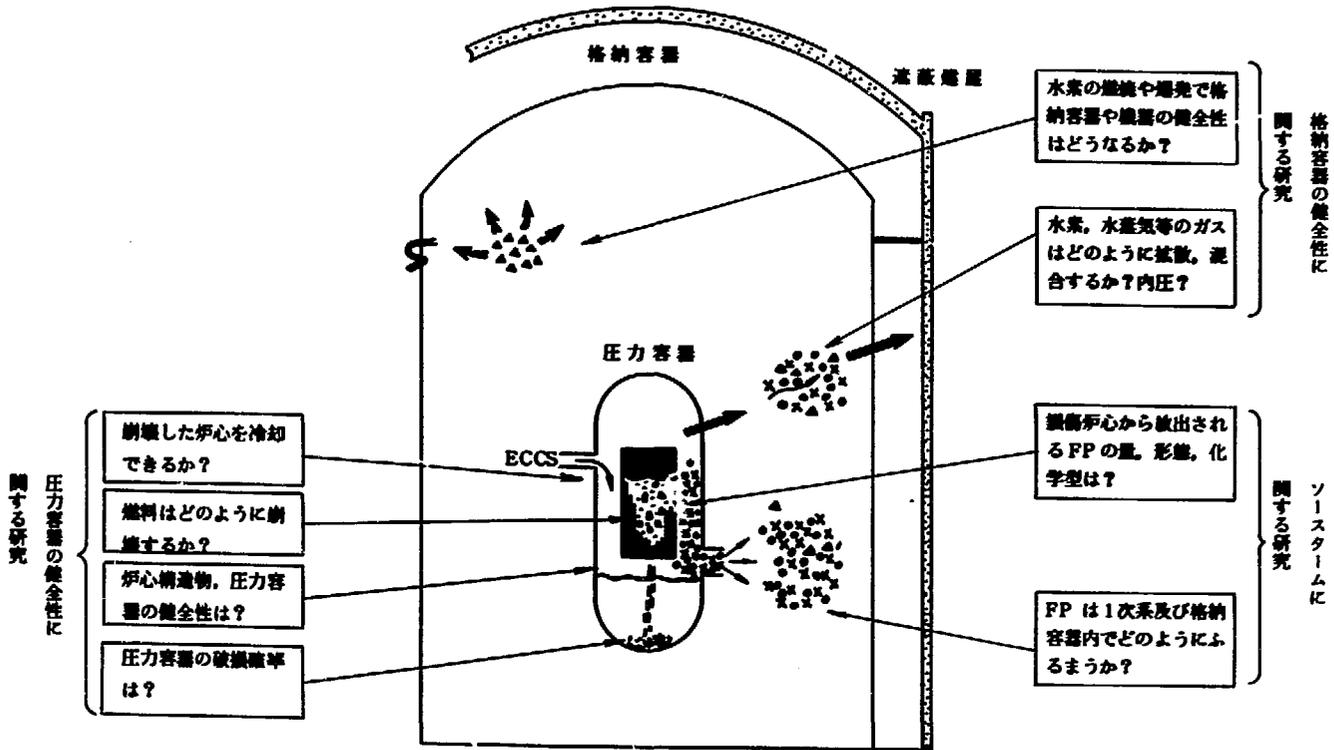


図 1.1 わが国における炉心損傷事故に関する主要研究課題

Major Research Subjects in Japan on SCD Accidents

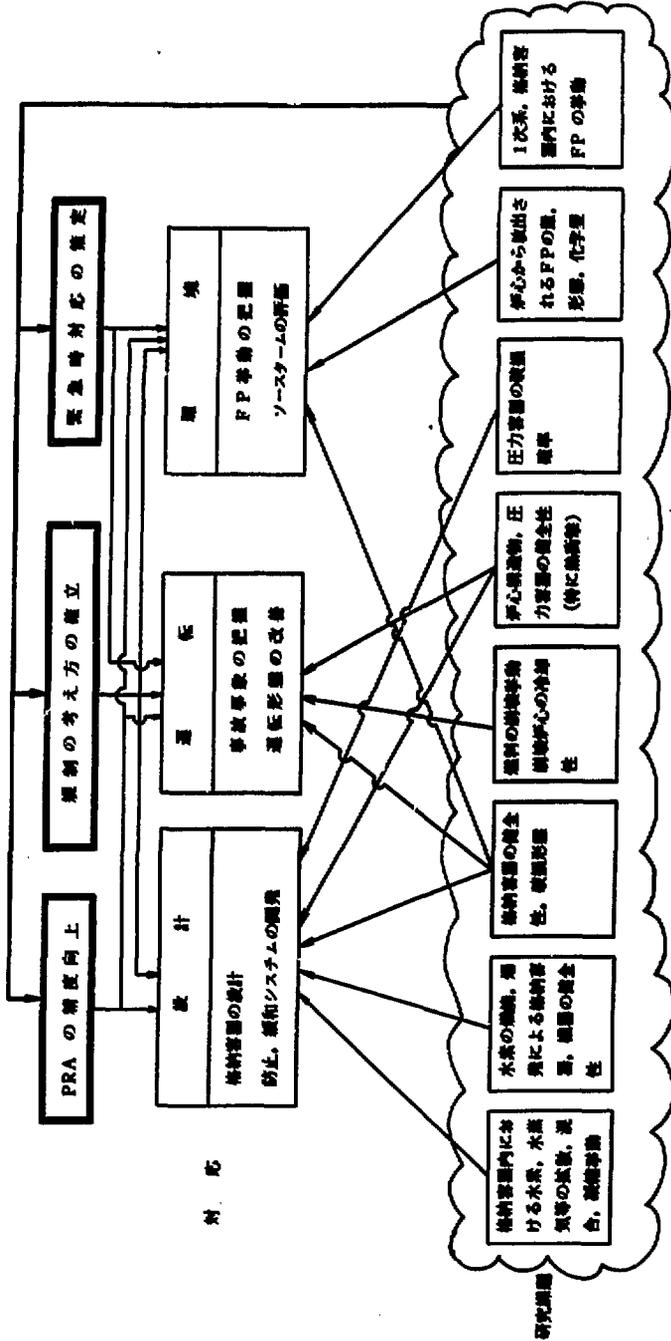


図 1.2 研究成果の反映  
Reflection of Research Results

## 2. 各国における炉心損傷事故研究の現状と計画

### 2.1 米 国

米国における炉心損傷事故 (Severe Accident, 苛酷事故と言う) に関する研究は、原子力規制委員会 (NRC) が主に進めているが、民間でもIDCOR計画 (Industry Degraded Core Rule-making, 1983年終了予定) 及びEPRIのWASH-1400<sup>(1)</sup>の見直し、水素燃焼実験計画等がある。

原子力規制委員会は苛酷事故研究計画をまとめたが、研究の目的は現存あるいは計画中の原子力プラントに対し苛酷事故の範囲の規制を決定する上で必要な技術的情報を得ることにある。本研究によりプラントはどこまで安全であり、安全のレベルはどこを、どのように改善すべきかを定める一般的なベースが得られるとしている。研究計画は1982年1月から1986年1月までをNUREG-0900<sup>(2)</sup>に13項目に分けてまとめられている。それらは以下の項目である。括弧内の金額は1982～1985会計年度の予算総額である。

#### (1) Accident Likelihood Analysis (事故可能性解析, 6.2百万ドル)

確率的リスクの評価 (PRA) における苛酷事故のシーケンス及び可能性の予測を再評価するために行う。この再評価は新しいデータやPRAの利用、潜在的な共通要因故障により重点を置いた従来のイベント・ツリーや事故シーケンスの見直し、起り得る“先行”事象の解明、TMIのような事故の可能性の検討等をベースとして行う。

この計画はPRAに関連した一連の計画 (項目(1), (2), (3), (4)) の一部であり、現在の軽水炉に関連したリスク、可能なプラント修正によるリスク低減化の価値とコスト等を総合的に定期的に評価する。そして、その結果は項目(2)と関連して、安全目標や軽水炉のリスク低減のための対価手段に関連した規程に役立てる。

#### (2) Severe Accident Sequence Analysis (SASA, 苛酷事故シーケンス解析, 12.5百万ドル)

苛酷事故を防止、管理、緩和するためのより良い方法を確立するために設計基準内及びそれを越える事故に関する理解を深めるために行う。その結果は①特定のプラント設計に対する苛酷事故解析、②異常過渡時の運転員ガイドライン、③運転員に対する計測上の情報の必要性、④FPの放出と移行、行路、割合、分布の評価、⑤全電源喪失、ATWS等NRCが未解決の安全上の問題、などに関する許認可、規制上の課題に関係するものである。

#### (3) Accident Management (事故管理, 2.7百万ドル)

潜在的な苛酷事故を防止、あるいは進展を食止め、あるいはその影響を緩和する能力を最適化するために、プラント設計と運転員のガイドラインや操作手順を含めた運転形態とを結びつけた総合的な方法を開発する。このために、設計基準を越えるものも含め広いスペクトルの事故シーケンス中のマン・マシーンインターフェース (MMI) に関する理解を深める必要がある。また、事故管理のために自動的にあるいはマニュアルで作動する新しいプラント施設と人的因子の問題を扱う。

#### (4) Behavior of Degraded Fuel (損傷燃料の挙動, 72.7百万円)

TMI-2事故によりFPの放出、水素の放出、炉心の冷却性等に関して苛酷に振動した軽水炉の炉心の挙動に関する多くの問題が提起された。研究すべき主要な課題は、①2200°F～4000°Fの温度範囲における燃焼燃料の挙動、②水素の発生と輸送機構と緩和装置、③実際の炉心の熱水力条件下におけるFPの放出と輸送機構、④高温炉心の冷却水との相互作用とその原子炉容器及び格納容器健全性に及ぼす影響、⑤上記炉心の冷却限界、⑥新たに得られた知識をリスク解析の改善に役立てる、⑦新しい情報をNRCの苛酷事故に対する規制政策に役立てる。

本項では4つの計画が立てられた。それらは、①PBF及び恐らくNRU炉による総合炉内試験、②ACRR試験炉及び実験室における個別効果実験、③機構論的な苛酷な炉心損傷解析コード(SCDAP)及び炉容器内熔融進展解析コード(MELPROG)の開発、④TMI-2炉心検査への参加である。

(5) Hydrogen Generation and Control (水素発生と制御, 14.1百万ドル)

苛酷事故においては、炉容器内では水蒸気-ジルコニウム及び水蒸気-鋼反応により、また、格納容器においては熔融炉心-コンクリート相互作用により多量の水素が発生する。この水素の燃焼は格納容器の限界強度を超えるような荷重をもたらす、プラントの安全運転に影響するような安全系の破壊を起す可能性がある。本項目ではこれらの恐れを定量化し緩和系の有効性を評価するための情報と解析モデルを提供する。また、水素の輸送、混合、燃焼現象をより詳しく理解するための解析モデルの開発も含む。

(6) Fuel-Structure Interaction (燃料-構造物相互作用, 17.8百万ドル)

本項では燃料や1次系からの他の物質と圧力容器の下の構造物との相互作用を扱う。すなわち、炉心熔融物とベスマットのコンクリート及び水との相互作用である。コンクリートの侵食速度、熱発生と放出、気体やエアロゾルの放出、ミサイル発生を伴うような水蒸気の急激な発生等に関して相互作用を評価する研究及び実験である。

(7) Containment Analysis (格納容器解析, 4.1百万ドル)

苛酷事故時の格納容器系の妥当性を評価する解析的能力を提供する。既に極限の事故条件下において格納容器系に負荷される化学的、機械的荷重を特定づける熱力的、物理的変化を予測するコードとしてCONTAINがあるが、これにファン-冷却器、圧力抑制プール、エアロゾルを含む雰囲気に対するフィルター系の応答等工学的安全施設のモデルを含むようにし、完成コードの検証を行う。

(8) Containment Failure Mode (格納容器破壊モード, 8.2百万ドル)

格納容器構造物の破壊モードや関連する荷重レベルを既存のモデルで信頼度高く予測することはできない。本項では(2)SASAや(1)リスク評価とは別に、不完全な弁操作、高温による電気機器貫通部の材料損傷及び主要な貫通部における過度な局所的変形又は構造上の損傷による格納容器の機械的な破壊の3種の破壊モードについて実験的に究明する。

(9) Fission Product Release and Transport (核分裂生成物放出と移行, 36.6百万ドル)

本項は事故影響評価において放射性ソースタームを予測するための実験データベースとモデルを開発することを目的としている。このため、FPの放出に関しては炉外における照射済燃料の加熱実験、フィシウムを用いた0.5～10kgの燃料バンドルからのFP及びエアロゾルの放出実験、PBF炉内実験におけるFPの測定、メカニスティックなモデルの開発等、FPの移行に関し

てはTRAP-MELTコードの改良を行うとともに、このために必要な情報を得ることを目的として種々の状態におけるFPの化学型、エアロゾル化したFPの凝集、沈着などの実験等、FPの制御に関してはチャーコル等を含む工学的安全施設による事故条件下でのFP保持機構及びエアロゾルソースの存在が工学的安全施設に及ぼす影響等について研究を実施する。

#### ④ Risk Code Development (リスクコード開発, 7.3百万ドル)

断準論的リスク評価において奇跡事故時の現象論的過程を解析するためのコードを開発する。ここでは比較的簡単で計算時間の短いものを志向し、短期的には、MARCH-2/MATADORを現バージョンを改良することによって開発する。長期的にはデータ管理システムを用いモジュール化したリスク解析用計算コードMBLCORを開発する。

#### ⑤ Accident Consequence and Risk Reevaluation (事故影響とリスクの再評価, 1.0百万ドル)

重要な事故シーケンスについて項目④で開発されたコードを用い、その影響とリスクを再評価する。そして、それらの結果を事故シーケンス確率結果と併せて評価し、検討したプラントのリスクを再定義する。

#### ⑥ Risk Reduction and Cost Analysis (リスク低減とコスト解析, 6.7百万ドル)

可能なプラントの改修によるリスク低減とコストの解析を行う。可能な改修としては、たとえば、フィルター付ベント式格納容器、代替残留熱除去系や改良された手順等がある。本解析の目的はリスク低減のために最も対価効果のあるプラント改修を識別することであり、これはプラントの型、設計に大きく左右されるので、解析は主要な設計についてはすべて行う。

#### ⑦ Regulatory Analysis and Standards Development (規制解析と規準開発, 1.5百万ドル)

項目①～④までの成果を分析して規制上変更すべきものを同定、変更することを目的としている。このために研究成果の分析を系統的に行い、重要な規制上の課題を同定し、優先順位をつけ、その実施スケジュールを立てる。

各項目毎のタイムスケジュールを図21～213に示す。

ここで、USNRCがその計画を極めて重要視し、予算的にも多額の資金を費やしている燃料損傷およびFPソースタム(項目④及び⑦)に関する研究の計画と現状に関して以下より詳細に述べる。また、表21にはこれらの研究計画を示す。

### 2.1.1 燃料損傷研究

#### (1) PBF-SPD実験(EG&G)

##### (i) 第1期計画(4回の実験)

90 cm長の燃料棒32本バンドルでTMI-2事故を模擬し、燃料棒を徐々に2400 Kまで上昇させる。スコーピング実験を含めた最初の2回は未照射燃料、後半2回は照射済燃料を用いて実験を行い、いずれの場合も1週間のプリコンディショニングを行う。最高温度に到達した後の冷却は急速にクエンチさせるか徐冷である。実験は燃料損傷挙動のみならずFP、水素の挙動解明にも重点をおいている。

期待される成果としては、

- ① 炉心状態および時間の関数としてのFPおよび水素の放出
- ② 初期炉心熔融進展現象に関する総合的なデータ
- ③ 燃料アプリの特徴づけ

これらの成果はSCDAP, MELPROG, MELCOR-ソースタームモデルのベンチマークに応用される。

SFD-ST (Scoping Test)は1982年10月に実施され、過渡状態の燃料中心温度、被覆管温度、水素およびFPの放出量が測定され(第2.14図)、照射後試験としてはガンマスキャン、中性子ラジオグラフィ、トモグラフ等の非破壊検査が終了、今後テストトレインに樹脂をつめて金相試験を行う段階である。

過渡実験時のデータを図2.15及び図2.16に示す。被覆管温度は約205分後に急激に上昇し、炉はスクラムされ実験燃料はクエンチした。水素の発生量もこの時刻で急激に増加している。中性子ラジオグラフィからの観察によると比較的下部において被覆管が溶融し燃料とともに球状に塊った形跡が見られる。SFD-ST実験からの新発見としては、

- ① バンドル下部における急激な酸化は予測されなかったし、現存のモデルでも計算されない。
- ② 液化によるFP放出の増加率は単なる温度上昇によるよりも50倍大きく、クエンチによる場合はそれよりも更に10倍高い。
- ③ ヲウ素、テルルは液体の経路によって放出された。
- ④ プレートアウトは顕著でフラッシングによっても除去できなかった。

#### (H) 第2期計画(2~4回の実験)

実験には予め33~40 Gwd/MT 燃焼させた1 m長の燃料棒を用い、32本バンドル体系で実験を実施する。実験ではPWRおよびBWRでリスクの高いシーケンスを模擬し、現実的な雰囲気におけるFPソースタームのデータを得ることを主眼としている。したがって、上部プレナム領域へのFP蒸気/エアロゾルの割合、揮発性FPおよびエアロゾルの放出量とタイミング、エアロゾル、FPの化学型等を中心に調べる。本計画は中止される可能性がある。

#### (2) NRU実験(PNL, 2~5回の実験)

実炉燃料と同長の3.7 m長の燃料を用い、カナダのNRU炉で実験を行う。主要な目的はPBF(1 m長燃料)、ACRR(0.5 m長燃料)実験データをベースにしたSCDAPモデルの実炉長の燃料体系への適用可能性の検証にあり、その他余裕があればFP、水素ガス挙動の測定を目的とした実験を予定している。実験シリーズはFLHT(full-length high temperature)実験とFLST(full-length source term)実験に分かれ、それぞれ4000°F(2475 K)、5000°F(3025 K)を最高目標温度としている。燃料棒は12本バンドルとし、典型内な炉心露出シーケンスを模擬する。

#### (3) ACRR-デブリ形成、リロケーション実験(SNL, 10回の実験)

0.5 m長の試験燃料を9~16本のバンドルとし、リスクの高いシーケンスを模擬して炉心露出及び再冠水時の燃料アプリの形成及びリロケーションを調べる。実験時には光学的に燃料損傷挙動(粗し、上方から)を観察し、その他燃料棒表面温度並びに水素発生量を測定する。図2.17に実験用カプセルを示す。実験より得られたデータはPBF, NRU実験データを補充し、損傷燃料の

挙動を把握し、SCDAP、MELPROGコードのモデル開発のためのデータベースとなる。

第1期はスコーピング実験として5回の実験を1983年5月から1984年4月までに計画し、第2期は5回のパラメータ実験を1985年7月までに実施する。

#### (4) ACRR-炉心冷却性実験 (SNL, 3~6回)

崩壊炉心冷却性についてはACRRを用い、高速炉条件で多数の実験がなされ、ドライアウト熱流束が経験式として求められている。軽水炉特有の条件は冷却材が水であること、デブリベッドが深いこと、系の圧力が高いこと(170 atmまで)、径径が大きいことである。図2.18にSNLにおいて行われたこれらの条件を加味した軽水炉の場合のドライアウト熱流束の予測値を示す。SNLでは1984年3月までに高圧力条件下でデブリの深さを500 mmとして3回の実験を行い、これまでの高速炉条件のドライアウトモデルの適用性を調べる。その後、余裕があれば冷却材注入条件等を変えた実験を予定している。

その他、炉外における個別効果試験はジルカロイの高温酸化、 $UO_2-Zr$ 反応、デブリ冷却性等に関し西独のデータに期待している。(協定により全燃焼を入手できることになっている。)ジルカロイの酸化については一部PNLでも実施する予定である。

### 2.1.2 FP ソースターム研究

NRC内におけるFPソースタームの研究・評価についてはASTPO (Accident Source Term Program Office) が統括している。

ASTPOの基本的な任務は

- ① 苛酷な事故時のFP挙動予測のための現存データベースのまとめ
- ② 苛酷な事故時のソースタームに対する最新かつ最善の予測モデルの適用
- ③ 緊急時対応等規制プログラムへの改良されたソースターム情報の応用

等であり、選ばれたプラント、事故シーケンス (Surry, Peach Bottom, Sequoyah, Zion, Grand Gulf) に対するソースタームの評価等も行っている。(最終的にはNUREG-0956として刊行される予定) これらを踏まえてより信頼性の高いデータベースを作成するために炉外および炉内実験が実施されている。

ORNLでは、①商業炉で照射した燃料セグメントを水蒸気雰囲気中で最高2600℃まで加熱しFPの放出量を調べる。②放出されたFPの化学型を調べる。③0.5"および5"の管を用いてエアロゾルのプレートアウト特性を調べる。等の炉外実験を実施もしくは計画中である。

SNLではORNLにおける実験を支援するためにCs, Te等の核種について高温における蒸発機構を調べメカニスティックなモデルの作成を目指している。

炉内実験としてはPBF-SFD実験に依存しており、その第1期および第2期実験においてFPの放出、移行等に関する研究が重点項目となっていることは前述のとおりである。

### 2.1.3 コード開発

燃料損傷、FP放出移行に関し、NRCが現在開発している計算コードは以下のものである。

#### (1) SCDAP (Severe Core Damage Analysis Package, EG&G)

炉心露出からデブリ形成、再冠水による冷却までを扱いその間の酸化、ふくれ、燃料液化、

FP放出・移行も含む。図2.19にアプリ形成モデルを、図2.20に実験との対応づけを示す。

現在、燃料バンドル体系で計算可能なMOD0が完成し、PBF SFD-ST実験後解析、SFD 1-1予備解析に用いている。全炉心体系を計算するMOD1は1984年6月完成予定である。

(2) MELPROG (Melt Progression, SNL)

炉心が溶融した後の炉内構造物や炉容器の破損挙動を扱う。格納容器健全性を評価する上での初期条件を与える。

MOD0 : 1983年12月, MOD1 : 1984年12月完成予定

SCDAP, MELPROGは改良リスク評価コードMELCORおよびMARCH-2のベンチマーク用として使用される。

(3) FASTGRASS-VFP (ANL)

通常運転時及び事故時における燃料ペレットからのFP放出を機能的に扱う。特にVFPでは揮発性FP (I, Cs) の挙動を燃料化学の影響、FPガス気泡との相互作用、燃料中の移動等を含め詳細にモデル化している。等温および過渡加熱実験 (ORNLのHI-1実験) データにより検証する。

(4) PARAGRASS-MOD1 (ANL)

全炉心事故解析コードに対応してFP放出モデルを半機能的に扱い計算時間を短縮し、SCDAPに接続する。

(5) TRAP-MELT (BCL)

苛酷な事故条件下における原子炉1次冷却系内におけるFP挙動を扱う。

一方、民間のIDCOR計画は潜在的な苛酷事故に関する問題に対して分り易く、総合的かつ十分整理された技術的に健全な立場を開発することを目的として、約60の民間企業が一体となって進めているものである。本計画はNRCの苛酷事故に対する規制決定の過程において民間が参加するためのベースを作り出すもので、原子力プラントの事故挙動並びにプラントの安全上の改良に関する潜在的な受益を解析・評価することが中心的課題である。技術的課題は表2.2に示すように24に区分され、各契約先を決めて実施されている。IDCOR計画の進め方は、

- 原子力プラントの苛酷事故挙動に関し現存する情報を広く調査する。
- 含まれる重要な現象を識別する。
- 適切な数学的モデル、関係式、評価技術を導入、開発する。
- 代表的な参考プラント設計一式を選ぶ。
- もし抑制されずに進展すれば苛酷な条件になる主要な事故シーケンスを識別する。
- これらの主要なシーケンスに含まれる (格納容器を含む) 原子炉挙動を現実的に特色づける。
- これらのシーケンスを防止、その進展を終結あるいはそれらを緩和する機会を識別し評価する
- 影響を見積り、その結果を安全目標と関係づける。

である。

IDCOR計画は1983年には終了の予定であるが、既に、WASH-1400<sup>(1)</sup>とは異なり、水蒸気爆発、急激な水蒸気発生、非凝縮性ガス等により初期に格納容器が過圧により破損することはない

等報告している<sup>(8)</sup>。IDCOR計画の成果は順次公開されることになろう。ここで、EPRIが重視している事故時ソースターム研究の概要を以下に詳細に述べる。

#### 2.1.4 EPRIの事故時ソースターム研究の概要

##### (1) ソースターム研究の位置づけ

原子力発電プラントの事故による公衆のリスクを評価するためには、次の3項目を考慮する必要がある。

- ① 特定の事故シーケンスの発生割合
- ② 事故時に放出される放射性物質の量や種類
- ③ 事故拡大防止のための対策の効果

このうち2番目が、いわゆる「事故時ソースターム」である。

事故時ソースタームの研究が国際的に大きな関心を持たれるようになったのは、1979年3月のTMI-2号炉の事故以降である。この事故は、社会的にも大きな関心を呼んだが、技術的には次の2つの問題点を提起した。

- ① 炉心損傷に至る事故が起る確率は、従来考えられていたより大きいかも知れない。
- ② 事故時に環境に放出される放射性物質の量は、従来想定されていたより小さいかも知れない。

TMI事故後のNRCの対応策は、TMIアクションプランに代表されるが、(1)の結果緊急時対応等が強化された。一方で、(2)を考慮して、ソースタームをより現実的に評価することが課題になった。

従来のソースタームの推定は、必ずしも十分な技術的見解に基づくものではなく、むしろ意識的に過大評価されていたものであった。そのような過大評価をしても、これまでは炉心損傷事故の起る確率が極めて小さいと考えられていたため、原子力プラントのリスクは他の技術に比べて十分小さいと評価されていたからである。TMI事故後は、このような事故が現実にも起るものとして考えられるようになったため、立地や緊急時対応の基となるソースタームをより現実的に評価する必要が出てきたのである。しかしながら、ソースタームの研究はこれまで十分にはなされておらず、ある程度の技術的根拠に基づいてソースターム値を下げるには、あまりにも不確かさが大き過ぎた。この不確かさを実験等によって小さくした上で、現実的なソースタームの評価モデルを作ろうとするのが、ソースターム研究の目的である。

事故時ソースタームを従来の想定値より小さくする因子はいろいろ考えられるが、その中で特に重要なものとしては、次のようなものがある。

- ① 化学形の見直し——たとえばヨウ素は、従来I<sub>2</sub>の形で放出されると考えられていたが、現在はCaIの形をとると考えられている。CaIは水に溶け易いので、一次系内に属する割合が多くなる。
- ② 核分裂生成物 (FP) 移送モデルの見直し——エアロゾルの合体・沈着モデルや、プール・ストラッピング・モデルの改良により、FP放出量が小さくなる。
- ③ 放出タイミングの見直し——蒸気爆発の可能性が小さいと考えられるようになったこと等により、格納容器破損までの時間は従来より長いと考えられるようになった。このため、FP

の減衰が大きくなる。

事故時ソースタームの研究に関するEPRIの戦略は極めて明解である。EPRIは、原則として次の3つの基準に合致するプロジェクトを選択している。

- ① 他の機関によって十分にはなされていないもの
- ② ソースタームを小さくする可能性のあるもの
- ③ 短期間に結果が出そうなもの

このうち、①はどの研究機関にも当てはまるものであろうが、②、③はEPRIが電力会社のための研究所であるという性格からきている。特に③の条件は、NRCが1984年にソースタームを改訂するのに合わせ、それ以前に研究の結果をまとめて、ソースターム改訂に電力側の意向を反映させようという意志の現われである。

## (2) EPRIの研究項目

事故時ソースタームの研究は、現在EPRIが最も重点を置いている研究分野のひとつである。研究の中心となっているのは、Nuclear Power Division/Safety & Analysis Department (NP, S&Aと略す)内のSource Term Technology Programであり、ここが、事故時の熱水力やFP移送に関する実験や評価モデル作成を担当する。他には、同じS&AのRisk Assessment Programが確率計算や格納容器破損に関する研究を担当し、Nuclear Safety Analysis Center (NSAC, NP内Departmentのひとつ)が水素の制御を担当している。

表23は、ソースターム研究に直接的に関係する、EPRIのプロジェクトの一覧である。同表にはまた、各プロジェクトと関係の深そうなNRCの研究についても記載してある。同表の1内はそれぞれのプロジェクトのコントラクター名であり、その前に書いてある番号は研究プロジェクト番号である。

表23の各プロジェクトは、次の2つに大別できる。

- (1) ソースターム評価のためのデータベース作成に関するもの
- (2) 結果の総合化とリスクの再評価に関するもの

このうち、(1)は、燃料溶融から融体の挙動、水素問題、格納容器破損モード、一次系及び格納容器内FP移送などの広範な分野での実験である。(2)は計算コード開発とそれを用いてのリスク再評価であるが、この研究はAIFのIDCOR (Industry Degraded Core) プロジェクトと密接に関係しているので、以下IDCORプロジェクトについても説明を加える。

IDCORプロジェクトは、1980年10月に開始されたNRCの重大炉心損傷事故に対するルール作成に対処するために、1981年～1983年6月までの予定(更に1年追加され、現在の終了予定は1984年6月)で始められた。電力産業側のプロジェクトである。プロジェクトの目的は、「現在ある情報」を収集・整理して、その結果をNRCに示すことであり、原則として新規の実験は行わず、計算コードの作成とそれを用いてのソースターム及びリスクの評価が中心である。IDCORプロジェクトの基金は、米国の電力会社、外国(日本及びスウェーデン、日本は電事連)、原子炉ベンダー、AE (Bechtel, Stone & Webster等)が担っている。

IDCORには24の研究項目があるが、そのうちEPRIが直接担当しているのは次の3つである。

- \* 11 FPの挙動
- \* 12 水素の発生及び燃焼

＊ 13 燃料デブリの挙動及び冷却性

ただし、この他にも、手法や情報の提供等により他の機関の作業にも関係している。

これまでIDCORプロジェクトが開発した計算プログラムの中で主要なものは次のとおりである。

BWR, PWR ヒートアップ・コード	.....	炉心内熱水力
MAAPコード	.....	一次系、格納容器内熱水力
FPFATコード	.....	炉心内FP移送
RETAINコード	.....	一次系、格納容器内FP移送

EPRI及びIDCORは、幾つかの代表プラントについて、それぞれのプラントの重要事故シーケンスを対象に、MAAPやRETAIN、その他のコードを用いてソースタームの評価を行い、その結果を用いてリスクを再評価する仕事を進めている。これは、NRCの行っている同種作業に対応するものである。NRC、EPRI、IDCORが選んでいるプラントは次のとおりである。

	NRC	EPRI	IDCOR
BWR Mark I	Peach Bottom		Peach Bottom
BWR Mark III	Grand Gulf		Grand Gulf
PWR ドライ格納容器	Surry	Surry	Zion
PWR アイス格納容器	Sequoyah		Sequoyah
BWR Mark II			Sasquehana (予定)

EPRI及びIDCORのこれまでのリスク評価によれば、いずれの型についても、格納容器からのFP放出量推定値は、WASH 1400のそれに比べてはるかに小さくなっている。このような結果が出た理由は、①化学形に対する考えが変わった（例えば、 $I_2 \rightarrow CaI$ ）、②WASH 1400では一次系内FP沈着が考えられていなかった、③格納容器破損の起きる時間が遅くなった（例えば、水蒸気爆発の可能性は小さい）というようなことが主なものである。

2.2 西ドイツ

西ドイツにおける奇跡事故に関する研究は米国と異なり、その成果を直接規制作成に役立てるのではなく、現設計のプラントが設計基準事故を超えた場合においてもどこまで持ちこたえるかの安全余裕を明らかにすること、設計基準事故を超えた事故が発生した場合の対応を確立すること及び確立論的リスク評価（PRA）のモデルの改良と精度の向上等を目的としている。言い換れば、西ドイツでは奇跡事故に対して特に新しい基準を策定することはしないことに決定している。

奇跡事故に関する研究は、KfKを中心に行われているが、中でもKfKは燃料損傷とFP及びエアロゾル挙動に関する研究を進め、水素問題はBattelle Frankfurt、大型のエアロゾル挙動実験DEMONA計画はBMFTが資金を提供し（スイスとの共同研究計画）、KWU、GRS、KfKの共同で進めている。

次にKfKのPNS（Projekt Nukleare Sicherheit）のSFD研究の計画を示す。

(1) 研究目的

- (i) 苛酷な燃料損傷につながる物理的、化学的現象の説明
- (ii) 被覆管温度が設計限界を超えた場合の燃料損傷を記述するモデルの開発
- (iii) 現在稼働中の原子炉の安全系における安全余裕の定量化と抑制できない炉心熔融に至る前に高温の過渡状態を終焉させる可能性の探究  
特に関心のある現象は

- i) 蒸気欠乏や水素で囲まれた状態も含めて 1200℃以上の高温における水蒸気中の Zry 被覆材および SS 構造材の高温酸化と脆化
- ii) 関連した水素の発生
- iii)  $UO_2$  と Zry 被覆材間の機械的、化学的相互作用、特に両者間における液化した相の形成と挙動
- iv) 著しく損傷した炉心の冷却性
- v) 著しく損傷した炉心からの FP の放出

## (2) 研究内容

研究内容は 5 項目に大別される。表 2.4 にその項目とタイムスケジュールを示す。

### 2.2.1 個別効果試験

#### i) 水蒸気中における Zry, SS の高温酸化

- 水蒸気、水蒸気+水素雰囲気中で 1800℃以下、25 時間以内の条件で等温酸化 (図 2.21)
- Zry 被覆管の水蒸気中での酸化に対する機械的応答酸化被覆管のバースト試験、強度の増加と延性の低下
- 水蒸気+水素雰囲気中の Zry 4 被覆管の高温反応特性
- SS の高温酸化と機械的挙動 (図 2.22)

#### ii) $UO_2$ と Zry の相互作用

- $UO_2$  - Zry 化学反応に関する試験と反応特性 (図 2.23, 2.24)
- 熔融 Zry,  $\alpha$ -Zr(O) による  $UO_2$  の濡れ特性 (図 2.25, 2.26)
- 液体の Zry による  $UO_2$  の固溶機構、固溶速度 ( $UO_2$  のるつぼ)
- 1500 ~ 2000℃の U-Zr-O 3 元系の平衡状態図

#### 間接加熱燃料棒による炉外単一燃料棒およびバンドル実験

- 被覆管の酸化と Zry- $UO_2$  の液相生成の競合効果
- 液相のバンドル内の挙動と水蒸気との相互作用
- スペーサ、覆板材、制御棒案内管の燃料挙動に及ぼす影響
- 脆化損傷した燃料棒のクエンチ時の微粒子化
- PBF, PHEBUS 等による炉内実験に対する比較実験, CORA 実験 (図 2.27)

#### 損傷炉心の長期冷却性に関する炉外実験 (COLD 計画)

- 0.5 m 厚ベッドによるスコーピング試験
- 0.5 m 厚までのベッドに対するドライアウト熱流束 (図 2.28)
- 1 m 厚ベッドによるドライアウト実験
- 冷却材流量による影響

- 圧力分布の影響

#### 高温におけるFPガス放出に関する焼鈍実験

- FR2/LOCA実験使用後  $UO_2$  の焼鈍実験 ( $\sim 2000^\circ\text{C}$ )
- 燃料のスウェーリング評価のための密度測定
- 放出されたFPガスの測定
- 保留されているFPガスの測定
- 金相試験

#### モデル及びコード開発

- EXMEL モジュールのSSYST-4への組込み
- SSYST-4 単一燃料棒モデル開発

##### 高温酸化

$UO_2$  - Zry 液相の形成と挙動

酸化した被覆管と水蒸気間の熱および物質移動

NIELS, CORA の特性のモデル化

- NIELS, CORA の予備及び実験後解析

その他、KfKでは炉心溶融物とコンクリートとの相互作用に関し、屋外で比較的小規模の実験を実施してきたが、次のステップとして屋内で大規模な実験を計画している。これはBETA装置を用いて行うもので最大300kgの金属層(Fe, Ni, Cr)と300kgの酸化物層(主に $Al_2O_3$ )を最初サーマイト反応により溶かしコンクリートのベースマットに注ぎ、その後は高周波加熱により溶融物を加熱して崩壊熱を模擬する。BETA装置の概略図を図2.29に示す。実験は1984年から開始されるが、コンクリートへの熱伝達、溶融フロントの速度、コンクリートの侵食された後の形状、熱負荷下のコンクリートの長期的挙動、溶融物の固化過程、ガスの放出と組成等を調べる。

## 2.3 フランス

フランス電力庁と規制当局との話し合いでは奇勳事故に対して簡単かつ高価でない建設的対策があれば、それをすべての新設プラントに適用し、また稼働中のものにもバックフィットさせることになっている。

次に現在フランスで計画中の燃料損傷及びFP挙動に関する研究の概略を示す。

### (1) 研究目的

安全系不作用の場合の事故経過および炉心露出を回避する運転手順を研究する。

このための2つのキーポイントは

#### ① 放射性物質の放出に関する現実的な評価

— 緊急時計画の妥当性の確認

— 費用対効果を考慮に入れ、より安全性の高い新しい標準プラントは可能か?

#### ② 炉心を圧力容器内で安全な状態に引き戻す運転手順の作成

— 運転員に必要な情報

- 燃料の状態

- 予想される事故の進展
- 安全動作を行うのに有効な時間
- 安全動作が可能とすればその手段の有効性

#### 一 炉心用の計測器の開発

#### (2) 研究内容

SFD研究のために現在、PHEBUS、FLASH、PITEASの3つのプログラム、MARVIKEN計画への参加、出来得ればUSNRC計画への参加を考えている。

#### 2.3.1 PHEBUS 計画

PHEBUS-Phases 1, 2ではLOCA模擬実験を行っているが、SFD時の燃料挙動解析コードのグローバルな検証のためにPhases 3, 4としてSFD実験を計画している。装置開発上の問題からPhases 3では燃料最高温度1900℃までとし、Phases 4では燃料温度は融点(～2800℃)までと考えている。模擬するシナリオとしては一般へのリスクの高いものおよび現象として顕著なシーケンスを選ぶ。それらは、

- a) 大破断LOCA-注水なし
- b) 小破断LOCA-注水なし
- c) SG給水なし
- d) 炉停止数日後の炉心露出

であり、BOILコードで解析し実験条件を決める。

図230および図231にテストトレインの縦断面および横断面を示す。燃料は有効長80cmで21本バンドル体系とする。実験では燃料加熱速度、水蒸気及び水素の供給量と温度等を変え、燃料が最高温度に到達した後は原子炉は停止し、Heによる徐冷か注水による急冷を行う。

Phase 3は1985年末、Phase 4は1986年末実験開始予定である。(第24表)

#### 2.3.2 FLASH 計画

グルノーブルのSILOE炉を用い、燃料からFPの放出、揮発性FPの一次系内の挙動を調べる計画で、FLASH SFDとAEROFLASH実験より成る。

##### 1) FLASH SFD実験

水蒸気雰囲気中で照射済燃料を加熱して破損させ、FPの放出率を測定する。実験は0.3m長の燃料1本体系で行う。FPについては連続的にガンマスペクトロメトリーとガス組成の分析を行う。実験では、燃料の燃焼度、被覆管最高温度(～2100℃)、加熱速度、通過実験時間、冷却方法等を変え、合計9回の実験を1983年～1986年に予定している。

##### 2) AEROFLASH実験

FP、特に揮発性FP(I, Cs, Ru, Te)およびエアロゾルの一次系内での移行と沈着調べ、更に制御棒材(Ag, In, Cd)の燃料並びに被覆材損傷に与える影響を実験的に解明する。装置の概要を図232に示す。

実験は0.5m長の燃料9本バンドル体系で行い、バンドル上部の構造は出来る限り実炉を模擬する。FPはガンマスペクトロメトリーで測定し、エアロゾルはオンラインでサンプリングす

る。また、非凝縮性の $H_2$ ,  $Xe$ ,  $Kr$ 等は研究室まで移送する。

### 2.3.3 PITEAS計画

格納容器内のFPソースターム挙動を調べる実験で、次の3つの課題を有している。

- 1) 苛酷な事故時の格納容器内におけるエアボーン放射能の時間変化を調べるための $\gamma$ ウチ化学と照射の影響
- 2) 苛酷な事故時の影響を緩和し、格納容器の過圧を避けるために設けられる粒状フィルタの試験
- 3) エアロゾルの分布と沈着実験

この中、1)と2)については結果が得られている。

## 2.4 その他

イギリスでは設計基準事故を超える事故に対しては中央電力庁がガイドラインを決めており、それによれば敷地境界で識別される線量をもたらす放射性物質の抑制されない放出の頻度は全体で $10^{-6}$ /年程度、個々の事故シーケンスについては $10^{-7}$ /年を超えないこととなっている。抑制されない放射性物質の放出は大規模な炉心溶融と関連するので、このガイドラインは炉心溶融の発生頻度を可能な限り低く、理想的には $10^{-7}$ /年程度に抑えるべきことを暗に意味していると解釈できる。

イギリスでは苛酷事故に関する体系的な研究計画はなく、当面、米國等のSPD計画に参加しつつ苛酷事故の物理的及び化学的現象の把握に努めることとしている。その主な対象は①FP挙動、②LOCAから炉心崩壊に至る熱水力挙動、③緊急時応答に関するプラント解析である。

また、格納容器の健全性に関連し、水蒸気爆発、デブリベツト冷却性、水素燃焼、並びに事故時計装等に関心を有している。

スウェーデンでは1980年に原子力の利用に関する全国的な議論があり、苛酷事故に関するスウェーデンの政策や計画は、この時の国会、政府、原子力監視機構等の決定に基づいている。これによれば、スウェーデンでは苛酷事故は設計基準のシナリオに含めるべきであるとして、原子炉安全性開発のための計画を作成している。その主要なものは次の通りである。

#### (1) 事故の防止

モニタリング；運転員訓練基準、8～10年毎の再安全解析

#### (2) 事故の管理

事故時の一次系挙動のより詳細な把握、計装、重要な系統機能、運転員支援システムの改良、運転員訓練計画の開発

#### (3) 放射性物質放出の緩和

最重点項目でフィルタベツト法の設置（Barsebackプラントには1986年9月までに、他のプラントは1990年までに）このためにFILTRA計画が1981年に設けられ、1982年秋に第1次終了。Marviken V計画開始

(4) 水素問題

75%のジルコニウムと水との反応による発生水素量にも格納容器は耐えるようにする。

(5) 水蒸気爆発問題

格納容器の健全性を脅かすような水蒸気爆発が起る確率は無視できると結論。水蒸気スパイク現象の問題が残る。

(6) 圧力容器破損

入念なサーベランス計画

(7) 安全目標, PRA

系統信頼性解析, 定量的安全目標策定のためのデータベース作成。

その他, イタリア, オランダ, ベルギー等も奇能事故に関心を持っているが, 独自の研究計画は未だ確立されていない。

参 考 文 献

- (1) US NRC, "Reactor Safety Study - An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH 1400 (NUREG-75/014), 1975.
- (2) J.T. Larkins, M.A. Cunningham, Nuclear Power Plant Severe Accident Research Plan, NUREG-0900, 1983.
- (3) M.H. Fontana, The Industry Degraded Core Rulemaking Program: IDCOR - An Overview, Proceedings at International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation.

表 2.1 USNRC における燃料損傷事故研究計画  
Severe Accident Research Program in US NRC

項 目		会計年度 (米額)						
		1982	1983	1984	1985	1986		
燃 料 損 傷 事 故	1. PBF 実験	Phase 1 (32本バンドル, ~2400K) Oct スコーピング		Jan SFD1-3	Apr SFD1-4	Phase 2 (32本バンドル, ~3100K) Jan SFD2-1 Jun SFD2-2 Oct SFD2-3 Feb SFD2-4		
	2. NRU 実験	SFD実験計画立案 (水蒸気雰囲気)		(3.7m 径, 12本バンドル, ~5000 F) (高圧水)				
	3. ACRR アプリ形成実験	1	2	3 4 5	1 2	3	4 5	
	4. ACRR アプリ冷却性実験	1	2	3				
	5. 個別効果実験	ジルカロイの酸化		燃料酸化等 (西独より)				
	6. SCDAP 開発	MOD 0		MOD 1				
	7. MELPROG 開発	MOD 0		MOD 1		解析		
	8. TMI-2 炉心検査			初報		報		
F P ソ リ ス タ ム	1. FP 放出	燃料高温加熱	~2000 °C		~2800 °C			
		バンドル溶融	Iodine					
		融体-コンクリート反応	エアロゾル放出挙動					
		揮発性 FP 放出	モデル開発 (FASTGRASS-VFP, PARAGRAS)					
		PBF 実験	FP 放出量測定					
	2. FP 移行	TRAP-MELT 開発	エアロゾル挙動実験					
		一次系内挙動実験						
		格納容器内挙動実験						
	3. NUREG-0772 追加研究	FP 化学	BWR, PWR に関する解析		BMI-2104 作成 検討		最終報告書 (NUREG-0956)	
		FP ソースターム評価			検討			
4. 長期研究計画	上記の不確かさの評価							
	事故時の解析							
				FP 放出, 1次系内挙動, TRAP-MELT		1988 まで		

表 2.2 IDCOR 計画技術的課題

## IDCOR Program Technical Tasks

Task	Title	Performer
Task 1	Safety Goal Evaluation	
	1.1 Adopt safety goal developments	Technology for Energy Corporation
	1.2 Define risk/benefit criteria	
Task 2	Ground Rules for Evaluation of Degraded Core Conditions	Technology for Energy Corporation
Task 3	Selection of Dominant Sequences	
	3.1 Define initial likely sequences	Technology for Energy Corporation Energy Inc.
	3.2 Assess dominant sequences	
	3.3 Update (parallel studies)	
Task 4	Selection of Phenomenological Sequences Affecting Containment	
	4.1 Develop containment event trees	Science Applications, Inc. Technology for Energy Corp.
	4.2 Update system/core event trees	
Task 5	Effects of Human Error on Dominant Accident Sequences	Technology for Energy Corporation
Task 6	Risk Significance Profile for ESP and Other Equipment	Energy Inc.
Task 7	Baseline Risk Profile for Current Generation Plants	Energy Inc.
Task 8	Effect of Post-TMI Changes on the Overall Risk Profile	Energy Inc.
Task 9	Preventive Methods to Arrest Sequence of Events Prior to Core Damage	MUS
Task 10	Containment Structural Capability	
	10.1 Workshop on containment structural capability	Technology for Energy Corporation
	10.2 Evaluation of containment structural capability	
Task 11	Fission Product Liberation, Transport, and Inherent Retention	
	11.1 Evaluate fuel release	EPRI EDS Nuclear EDS Nuclear EPRI EPRI
	11.2 Identify pathways	
	11.3 Assess transport behavior	
	11.4 Assess chemical forms	
	11.5 Assess inherent retention	
Task 12	Hydrogen Generation and Burn	
	12.1 Rate and amount of H <sub>2</sub> generation	EPRI/Fauske & Associates, Inc./ANL EPRI EPRI
	12.2 Determine H <sub>2</sub> distribution	
	12.3 Combustion limit H <sub>2</sub> -air-steam-O <sub>2</sub>	

(continued)

Task	Title	Performer
Task 13	Hydrogen Burn Control	
	13.1 Evaluate pre-inerting	S. Levy, Inc.
	13.2 Evaluate fogging/spray suppression	S. Levy, Inc.
	13.3 Evaluate controlled burn	S. Levy, Inc.
Task 14	Steam Overpressure Phenomena	Fauske & Associates, Inc.
Task 15	Core Debris Behavior and Coolability	
	15.1 In-vessel core melt progression	EPRI/Fauske & Associates, Inc.
	15.2 In-vessel/ex-vessel coolability, vessel penetration	EPRI/ANL/Fauske & Associates
	15.3 Core debris/concrete reactions	EPRI/Fauske & Associates
Task 16	Integrated Model Definition	
	16.1 Assess available codes	Jaycor, Inc.
	16.1.1 MAAP model qualification	
	16.1.2 MAAP code verification	
	16.2 Develop IDCOR Modular Accident Analysis Program (MAAP)	Fauske & Associates, Inc.
	16.2.1 Develop methodology for uncertainty and sensitivity analysis	
	16.3 Integrate phenomenology	Fauske & Associates Inc.
Task 17	Equipment Survivability in a Degraded Core Environment	
	17.1 (Deleted)	
	17.2 Identify essential equipment and select representative pieces for evaluation	MUS Corporation
	17.3 Identify environments for evaluations	MUS Corporation
	17.4 Perform analyses to determine survivability	MUS Corporation
Task 18	Atmospheric and Liquid Pathway Dose	MUS Corporation
Task 19	Alternative Containment Systems	Bechtel
Task 20	Core Retention Devices	Offshore Power Systems
Task 21	Risk Reduction Potential	Energy Inc.
Task 22	Safe Stable States Following Core Degradation	Fauske & Associates Inc.
Task 23	Integrated Containment Analyses	
	23.1 Reference plant analyses	Hastingshouse Corp., General Electric Co., Middle South Services, TVA, Philadelphia Electric Co., Fauske &

(continued)

Task	Title	Performer
		Associates, Sechtel Power Corp., Commonwealth Edison, Mississippi Power and Light
23.2	Technical integration of containment analyses	Technology for Energy Corporation
23.3	Non-reference plant analyses	Technology for Energy Corporation, Combustion Engineering, Babcock and Wilcox, Baltimore Power and Light, Pennsylvania Electric General Electric, Forske Assoc.
Task 24	Operational Aspects of Accident Management and Control	
24.1	Model human interactions	NRS Corporation
24.2	Quantify human interactions	Human Reliability Associates
24.3	Role of the operator	NRS Corporation

表 2.3 ソースターム研究に関するEPRIのプロジェクトとNRCの関連研究

## EPRI Project on Source Term Research and its Related NRC Research

研究分野	EPRIのプロジェクト	NRCの関連研究
燃料溶融過程とFP放出(炉内実験)	RP2351 (ANL) TREAT炉内での照射燃料を用いたのFP放出・移送実験。	(INEL) PBFでの燃料損傷及びFP放出・移送実験。SCDAPコードの開発。
炉心融体と水の反応、デブリの冷却性	RP1931 (ANL他) 溶融コリウムと水の反応、デブリの冷却性に関する実験	(SNL) ACRRでのデブリの形成、移動の実験、損傷炉心の冷却性に関する実験。融体と水の反応についてのEXO-FITS-CM実験。圧力容器からの融体放出実験等。
融体-コンクリート反応		(SNL) 融体-コンクリート反応解析コードCORCONの開発。
水素の生成・燃焼及び制御	RP1932 (多数のコントラクト) 水素の混合・拡散、燃焼限界、火災伝播、燃焼制御、燃焼下での機器の損傷等に関する一連の実験。Nevadaでの大規模実験	(SNL) 火災の伝播、燃焼限界、爆燃等に関する実験。計算コード開発。
格納容器の破損モード	RP2172 (Anatech他) 引張試験によるコンクリート壁のクラック測定実験	(SNL) 大規模格納容器の過圧実験。
FPの放出と一次系内挙動	RP2136 (ANL) 照射燃料から放出されるFPの化学的挙動。RP2135 (Studsvik Energiteknik) Marvikenでの大規模一次系内FP移送実験。	(SNL) 高温下でのFP化学反応、(ANL) 燃料、デブリからのFP放出計算コード開発。Marviken実験への参加。 (ORNL) 燃料融体からのFP放出。
格納容器内エアロゾル挙動、プールでのFP除去	RP2117 (BCL他) 未飽和・飽和水のプールでのFP除去。ORNLのNSPP実験への参加	(ORNL) NSPP装置によるエアロゾル放出実験。TRAP-MELTコードの検証等
事故時の機器の健全性	RP2168 (Factor Mutual Research他) TMI事故の調査等から、高放射能下、水素燃焼下での機器の健全性について研究	(PNL) 重大事故状況下での軽水炉ESFの有効性。
事故解析モデル開発	RP2177 (SAI他) 炉心損傷事故時一次系熱水力モデル開発RP1933 (SAI他) 炉心損傷、RPVメルトスルー、格納容器過圧、FP放出等の解析モデル開発	多くの機関で実験と平行してのコード開発。

研究分野	EPRIのプロジェクト	NRCの関連研究
リスクの再評価	RP2288 (SAI) RSSが対象とした Surry炉について、最新の知見に 基づきリスクを再評価。	(BCL)RSSが対象としたPWR, BWRについて、ソースタームの 再評価

コントラクト名の略語の意味は次のとおり。

- ANL : Argonne National Laboratory
- BCL : Battelle-Columbus Laboratories
- INEL : Idaho National Engineering Laboratory
- ORNL : Oak Ridge National Laboratory
- PNL : Pacific Northwest Laboratories
- SAI : Science Applications, Inc.
- SNL : Sandia National Laboratories

表 2.4 西独におけるSFD研究計画スケジュール  
SFD Research Program Schedule in West Germany

研究項目	1982	1983	1984	1985	1986
1. 燃料燃焼試験 (1) 蒸気中におけるZr, SSの高温酸化 (2) $UO_2$ とZrの相互作用	~1800°C, 燃料燃焼				
	1500 ~ 2000°C, 三元系の平衡状態, $UO_2$ の燃焼				
2. 同位体燃焼材料による炉外単一燃料棒およびバンドル実験 (CORA計画)		NIELS燃焼 水蒸気炉管丸 ~ 2000°C		CORA実験	
	0.5 m <sup>2</sup> ベッド		1 m <sup>2</sup> ベッド		
3. 著しく燃焼した炉心形状の気相特性に関する炉外試験 (COLD計画)	~1800°C		~2000°C		
4. 高温におけるRFPガス放出に関する炉外試験					
5. モデル及びコード開発					

表 2.5 フランスにおけるSFD研究計画スケジュール  
SFD Research Program Schedule in France

項 目		1982	1983	1984	1985	1986	1987
燃料 損傷 挙動	炉外燃料損傷実験 炉内燃料損傷実験 PHEBUS	ヒーターピン	炉管加熱 (~ 2000 °C)				
		Phase 1		} LOCA 実験		2 tests / Y	
		Phase 2					
				SFD 実験 (80 cm <sup>3</sup> , 21 本 バンドル)	} Phase 3	~ 1900 °C	4 tests / Y
				Phase 4		~ 2800 °C	
	燃料損傷解析コード開発整備		MARCH/BOIL 整備			SCDAP 整備・検証?	
F P ・ ソ ー ス タ ー ム	F P 放出率測定 (SILOE 炉)	FLASH LOCA CEA/EDF (SILOE 炉)					
		FLASH SFD (30 cm <sup>3</sup> , 1 本ピン, ~ 2100 °C, 9 回の実験)					
			(1)	(2)	(3)	(2)	
	F P エアロゾル 1 次系移行・沈着 (SILOE 炉)						AEROFLASH (50 cm <sup>3</sup> , 9 本バンドル)
	MARVIKEN-V 計画参加	—————					
	F P エアロゾル 格納容器内挙動	炉外装置 PITEAS (気象化学, 粒状フィルタ, エアロゾル分布と沈着)					
F P エアロゾル 挙動解析コード開発	JERICHO (格納容器内挙動)						

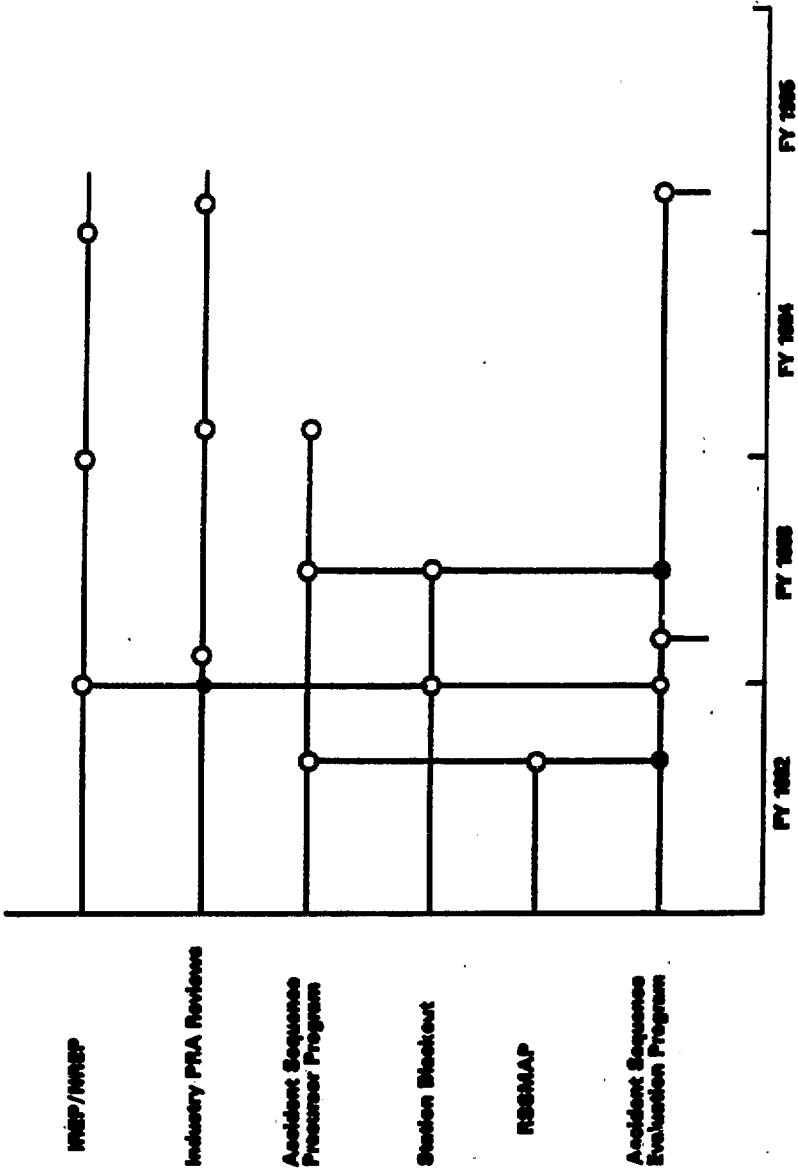
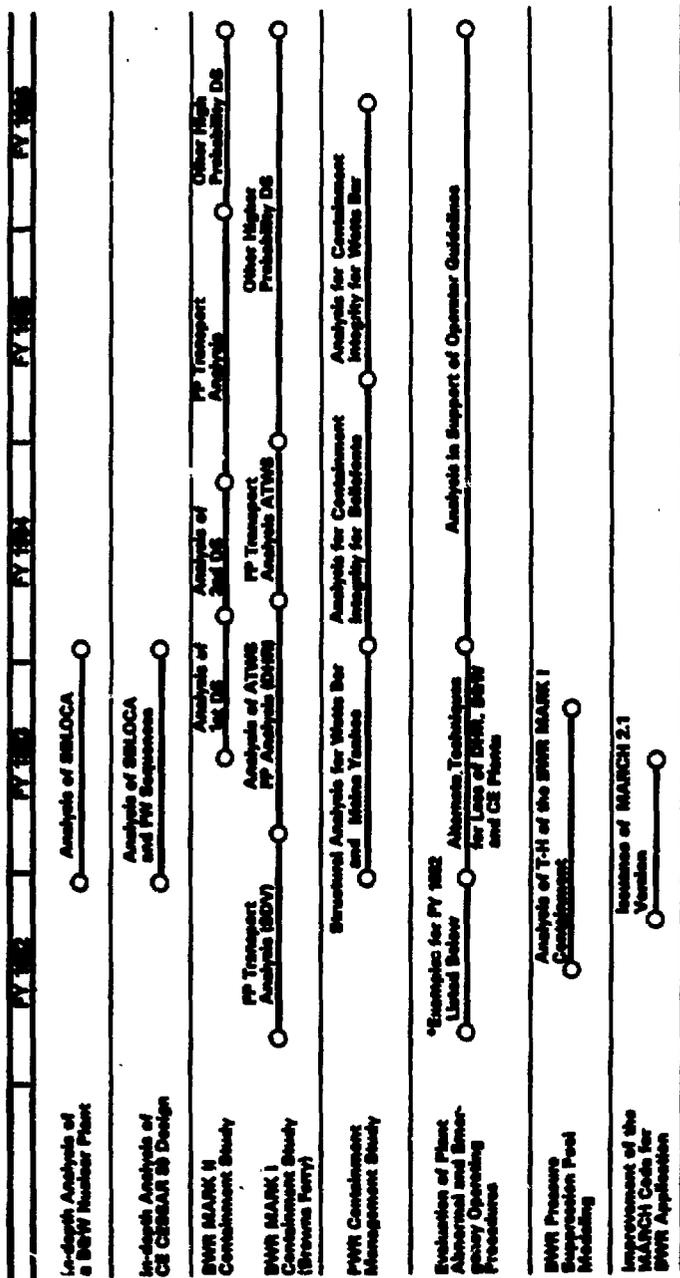


图 2.1 事故可能性再評価  
Accident Likelihood Reevaluation



\*Operational Capability in CE Units Without PORVS  
 \*Tops Response in Multiple Steam Generators  
 \*BWR Plant Behavior with Multiple Failures Degrading HPI  
 \*Unscheduled Seven Division Events  
 \*High Point Vent Operation

図 2.2 有難事故シナリオ解析

Severe Accident Sequence Analysis (SASA)

# ACCIDENT MANAGEMENT

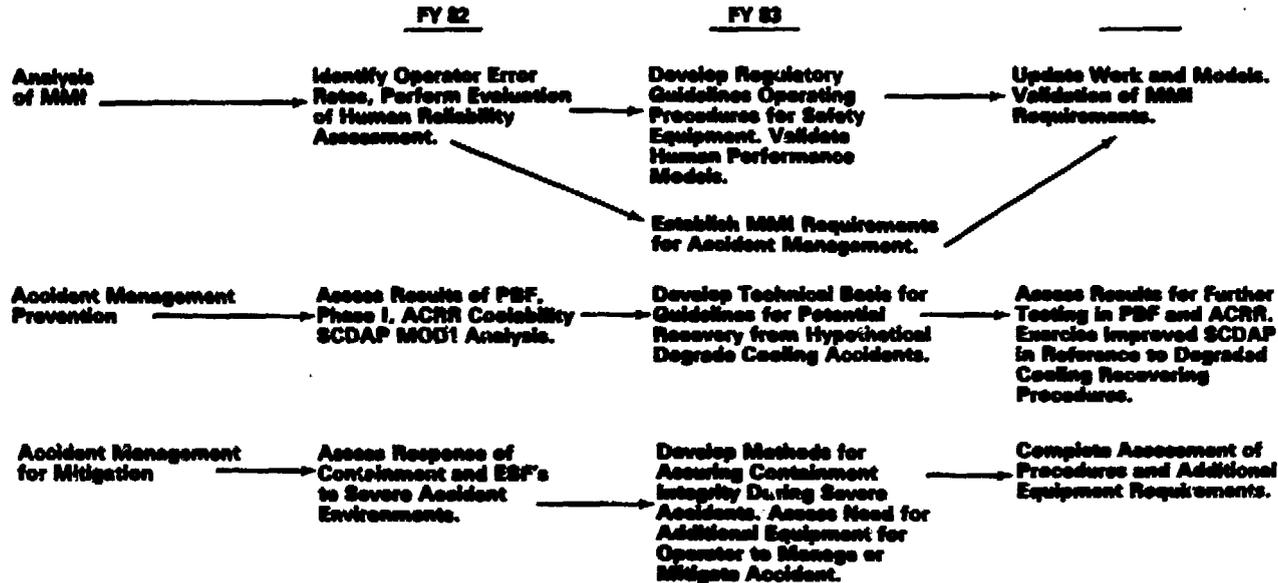


図 2.3 事故管理

Accident Management

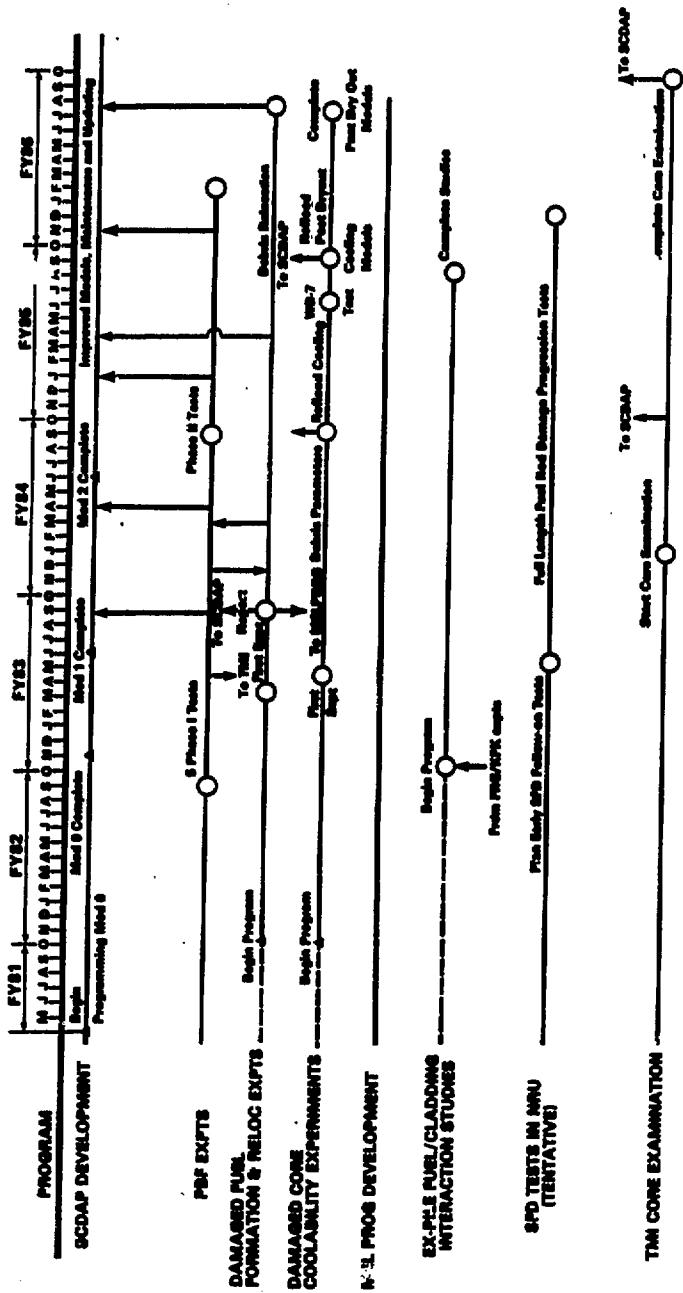


図 2.4 損傷燃料の挙動—主なスケジュール  
Behavior of Damaged Fuel - Major Milestone

# HYDROGEN GENERATION AND CONTROL

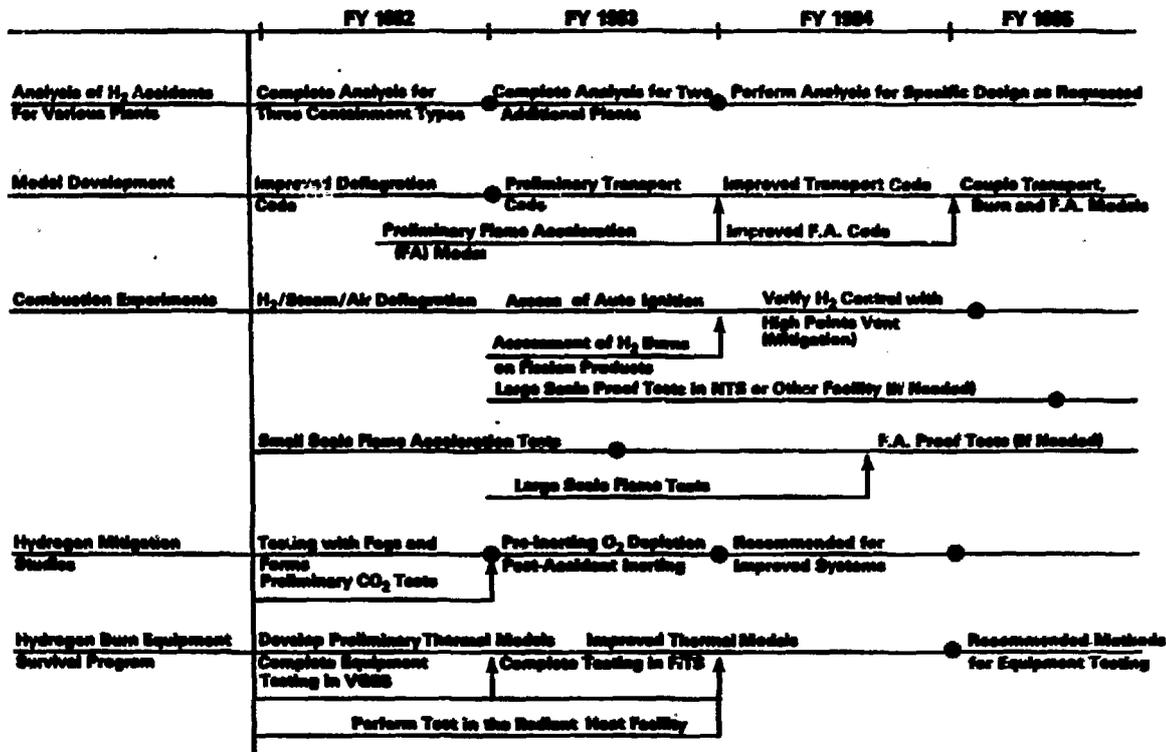


图 25 水素発生と制御

Hydrogen Generation and Control

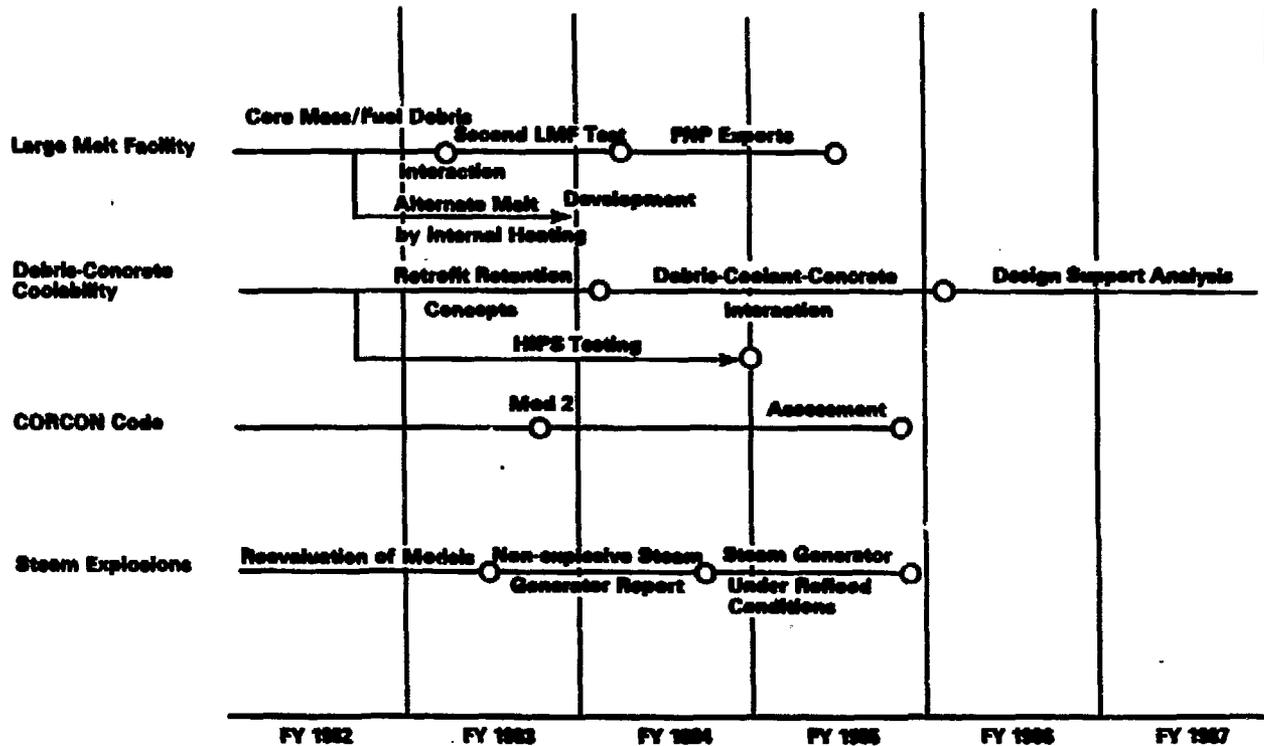


图 2.6 燃料—構造物相互作用

Fuel - Structure Interaction

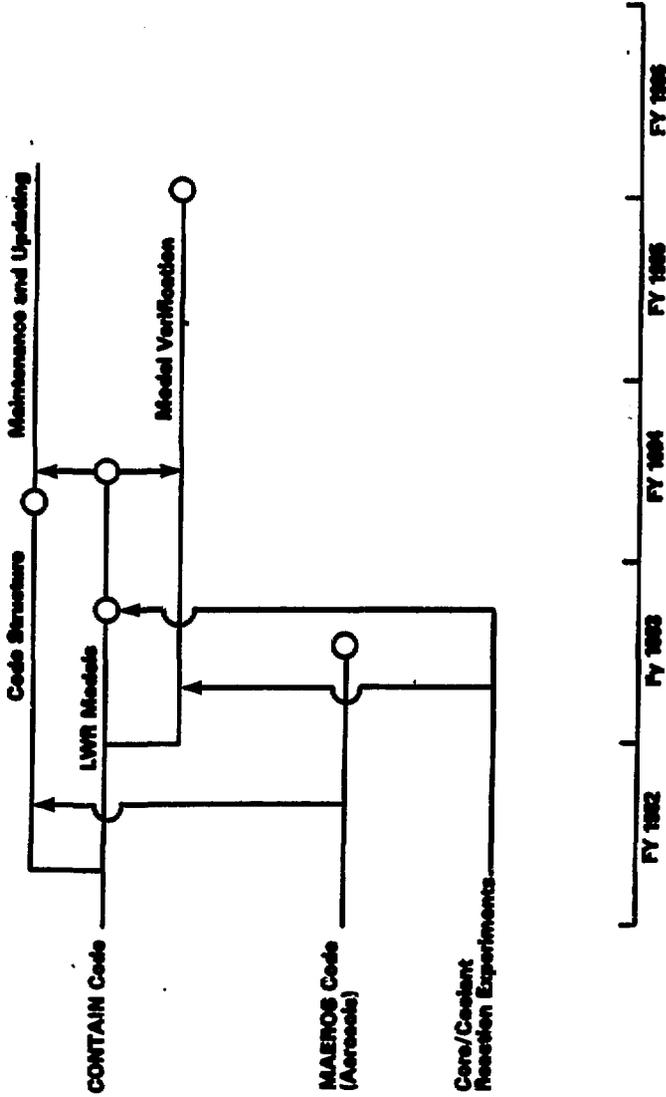
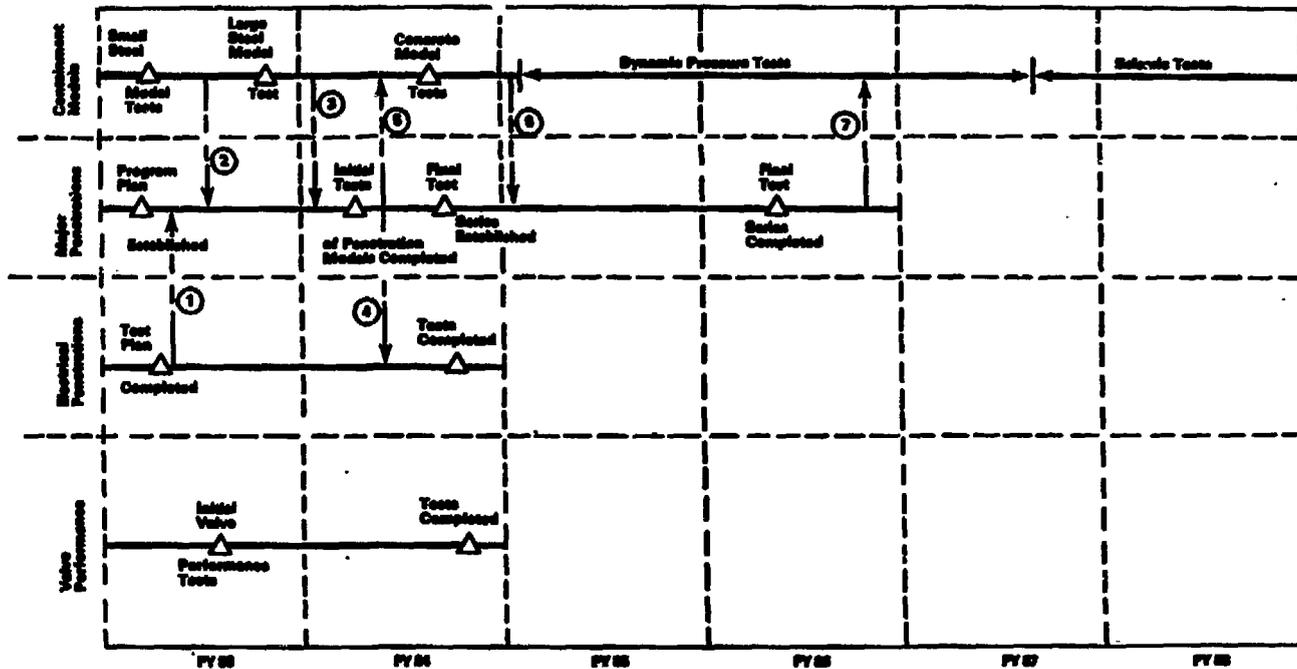


图 2.7 核 containment 解析  
Containment Analysis



**Interactions Key**

- ① Scope will establish a lower bound for penetrations to be considered "major".
- ② Small scale results will give a rough indication of expected deformation near penetrations.
- ③ Large model test will give more detailed information about deformation.
- ④ Initial tests will give first estimates of leak rates as a function of pressure.
- ⑤ Concrete test will indicate key penetrations of shell and base.
- ⑥ Final tests will provide relationships among leak rate, temperature and pressure.

图 2.8 格納容器健全性研究計画相關線圖

Containment Integrity Program Interaction Chart

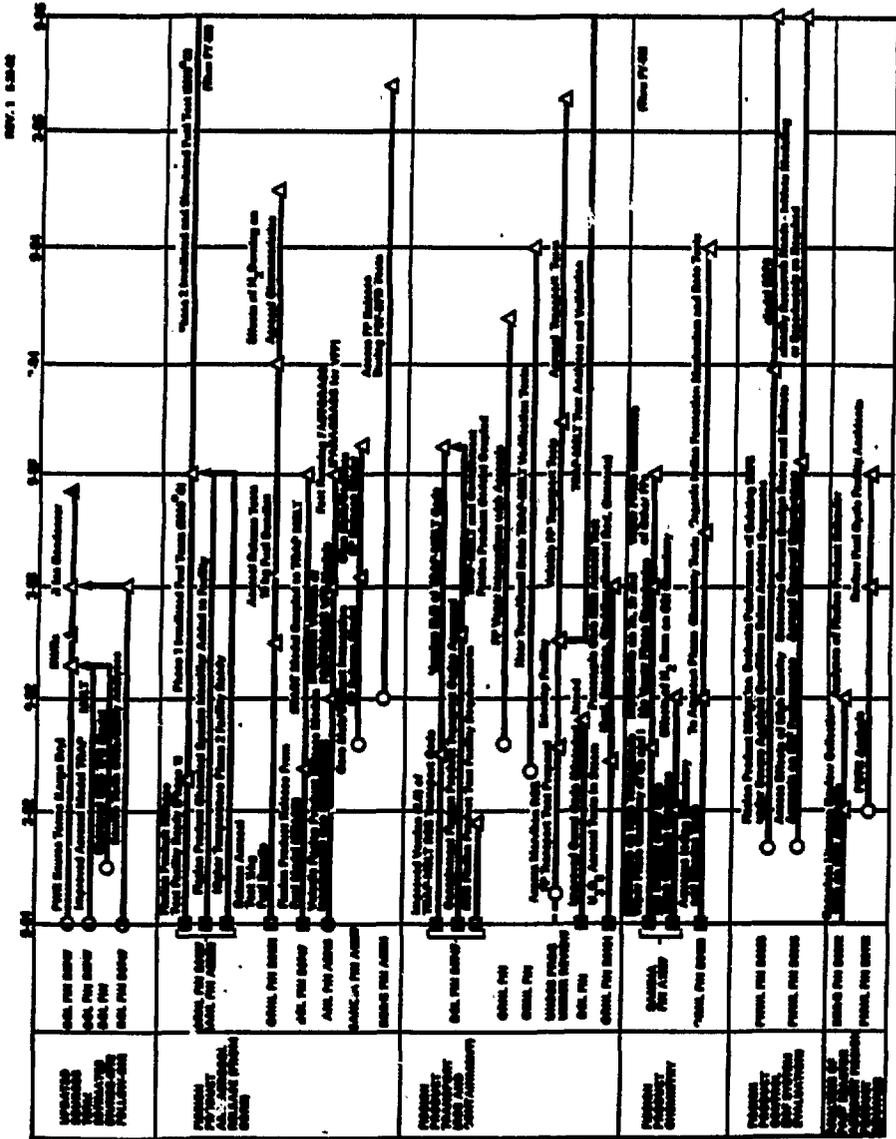


圖 2.9 核分裂生成物放出：移行と制御  
 Fission Product Release, Transport and Control

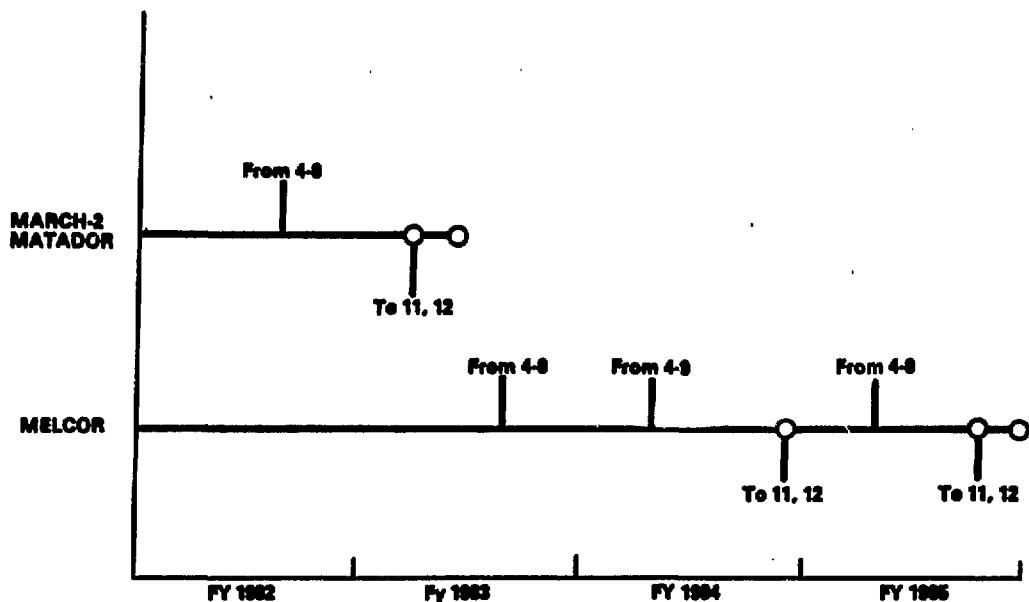


図 2.10 リスクコード  
Risk Codes

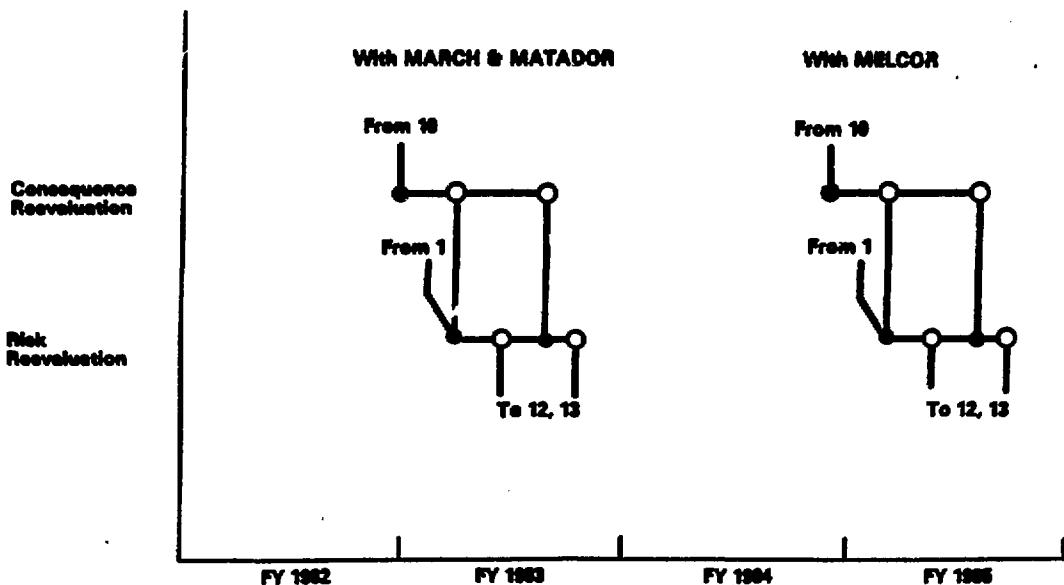


図 2.11 事故影響とリスク評価  
Accident Consequence and Risk Evaluation

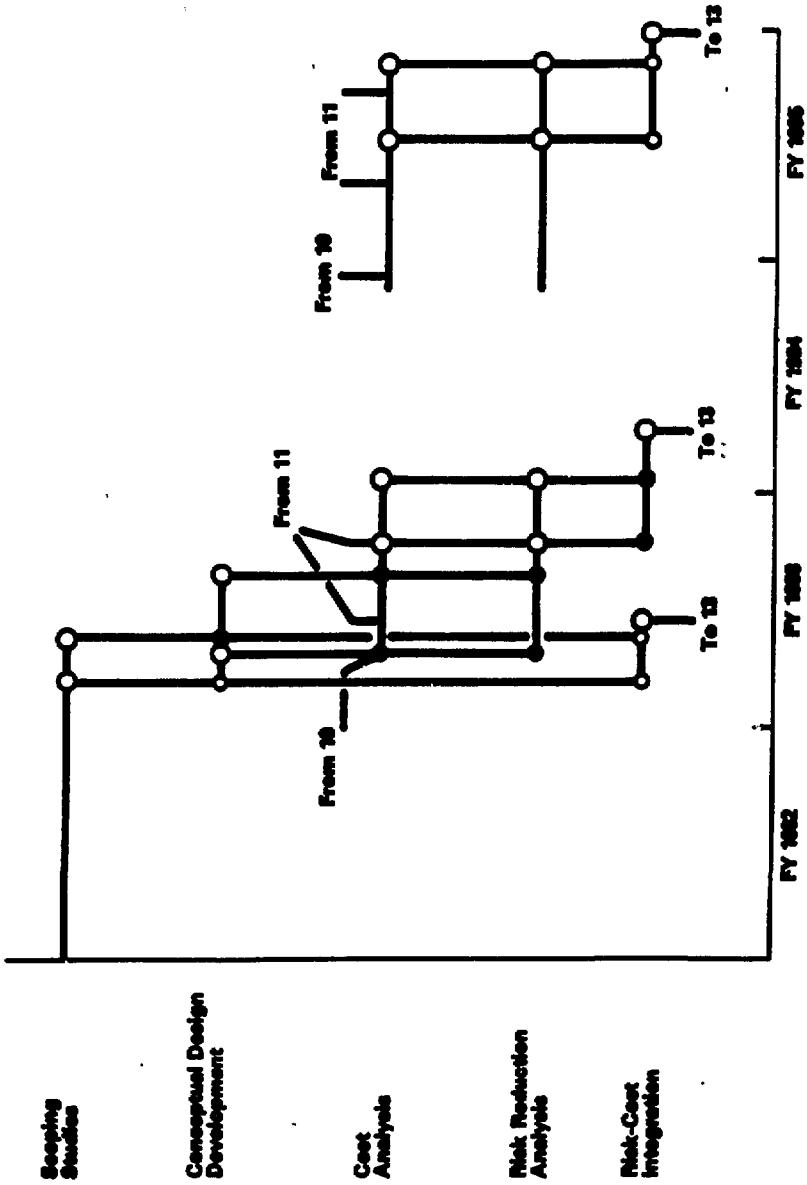


図 2.12 リスク低減/コスト・利益・解析  
Risk Reduction/Cost Benefit Analysis

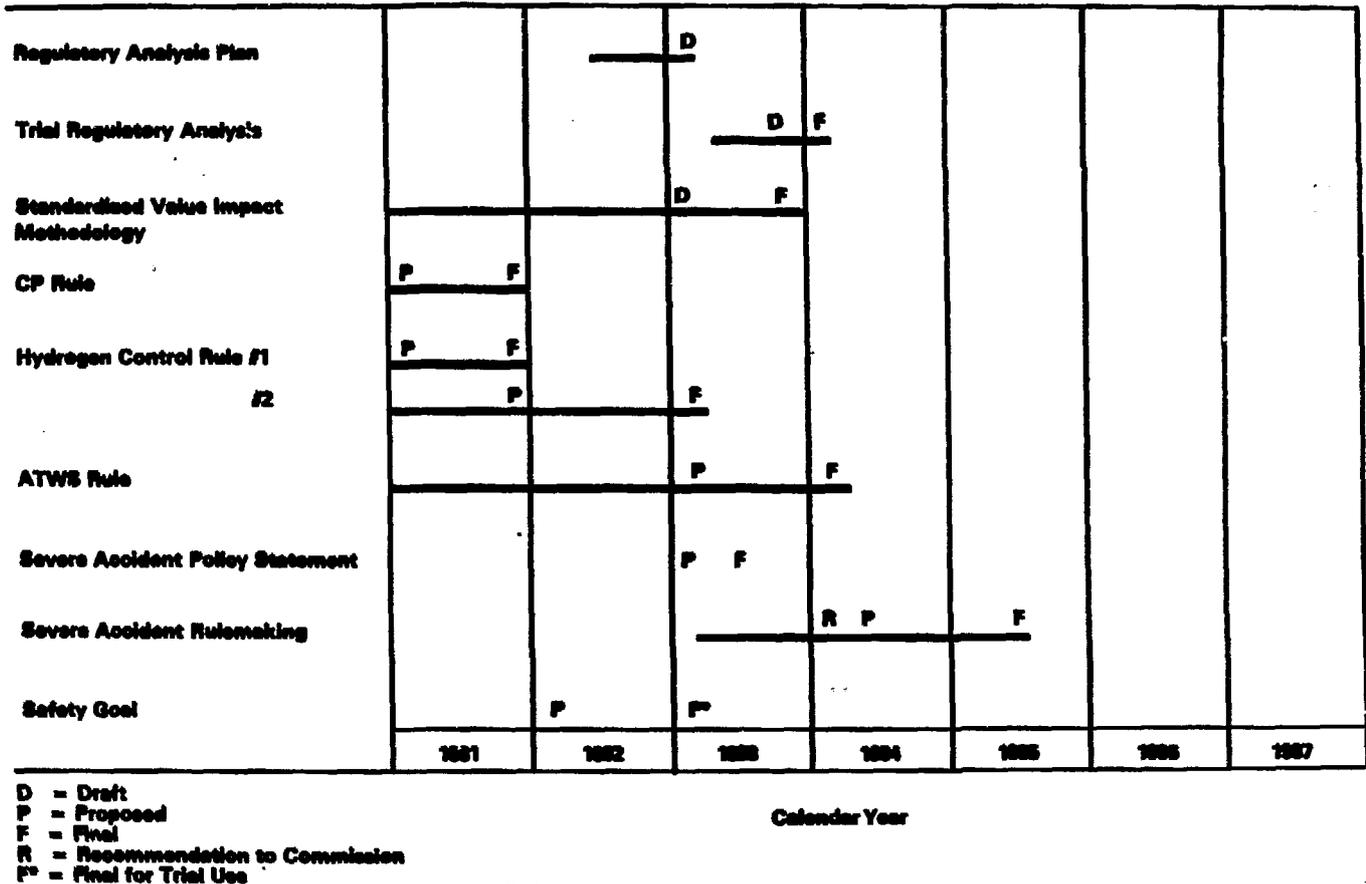
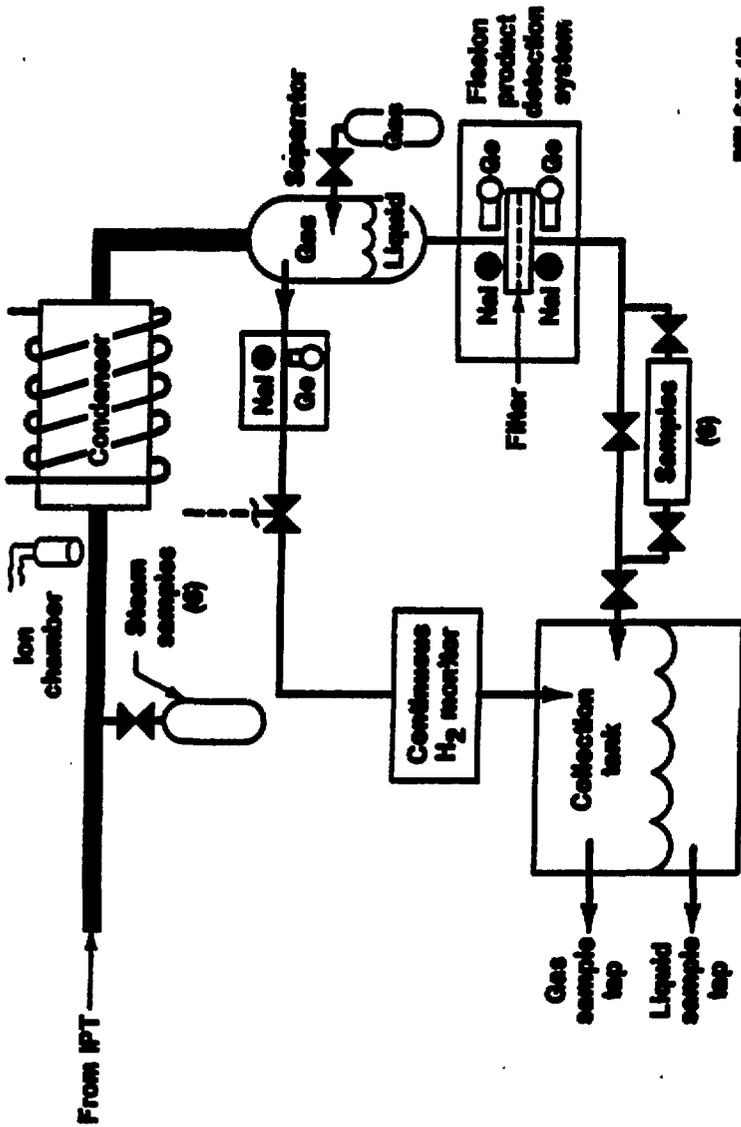


図 2.13 苛酷な事故の規制に対する提案スケジュール

Proposed Schedule for Severe Accident Rulemaking



MEML-8-35 103

図 2.14 核分裂生成物及び水素の測定系 (PBF実験)  
Fission Product and H<sub>2</sub> Monitoring System

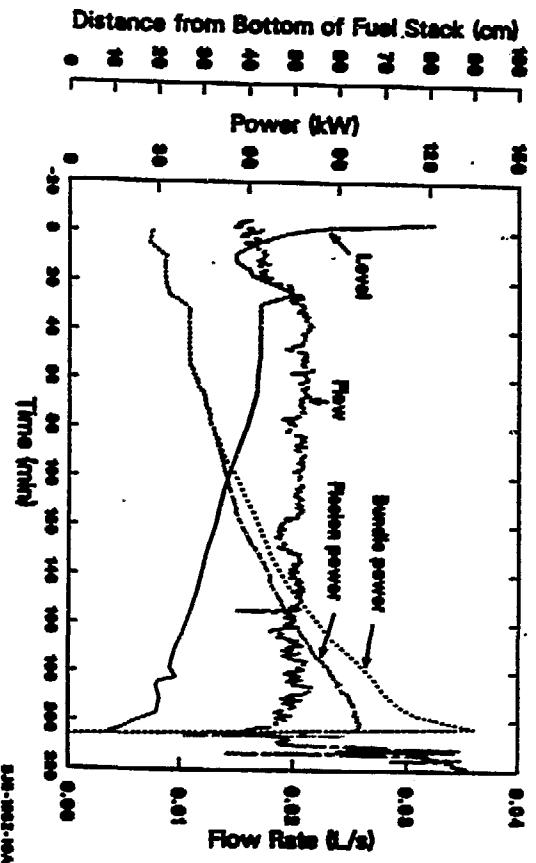


図 215 出力、冷却材流量及び水位の比較  
Power, Coolant Flow and Steam Water to Steam Interface Comparison

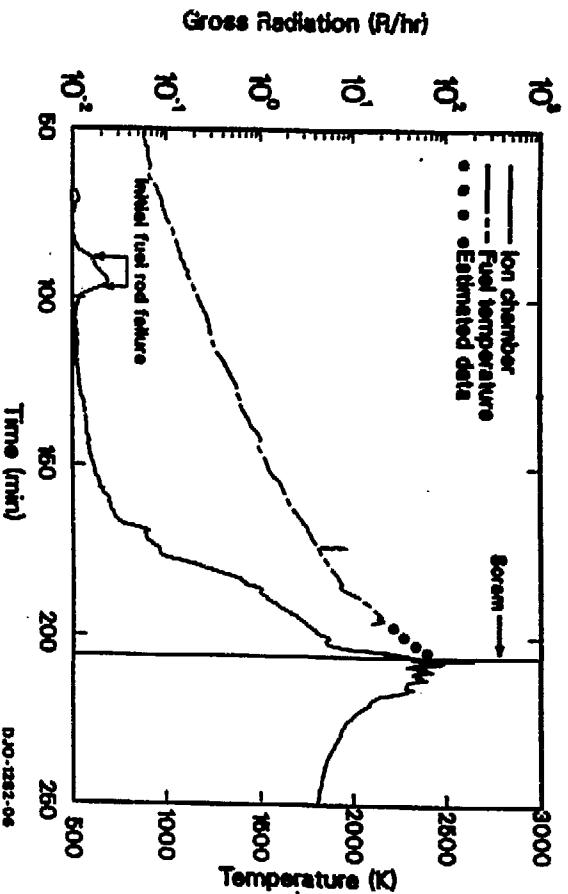


図 216 核分裂生成物と燃料温度履歴  
Fission Product Release and Fuel Temperature Histories

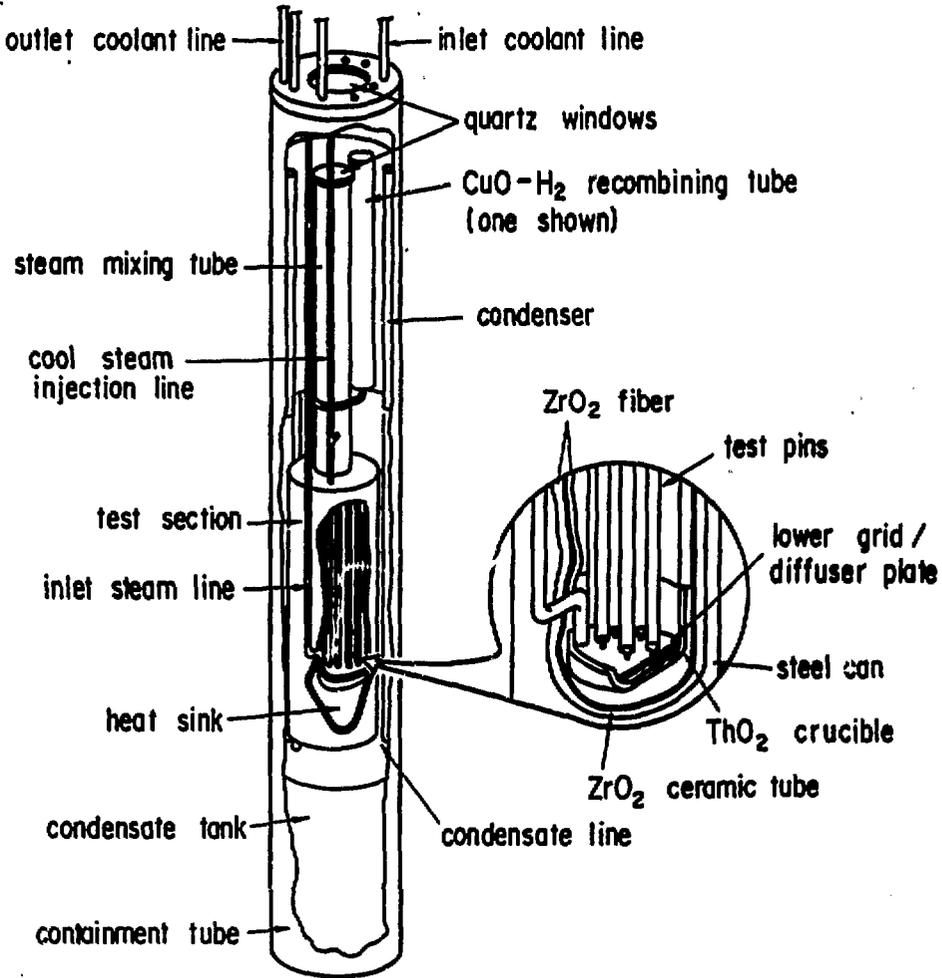


図 217 デブリ形成、リロケーション実験カプセル (サンディア)  
 DFR In-pile Experiment Capsule (SANDIA)

WATER

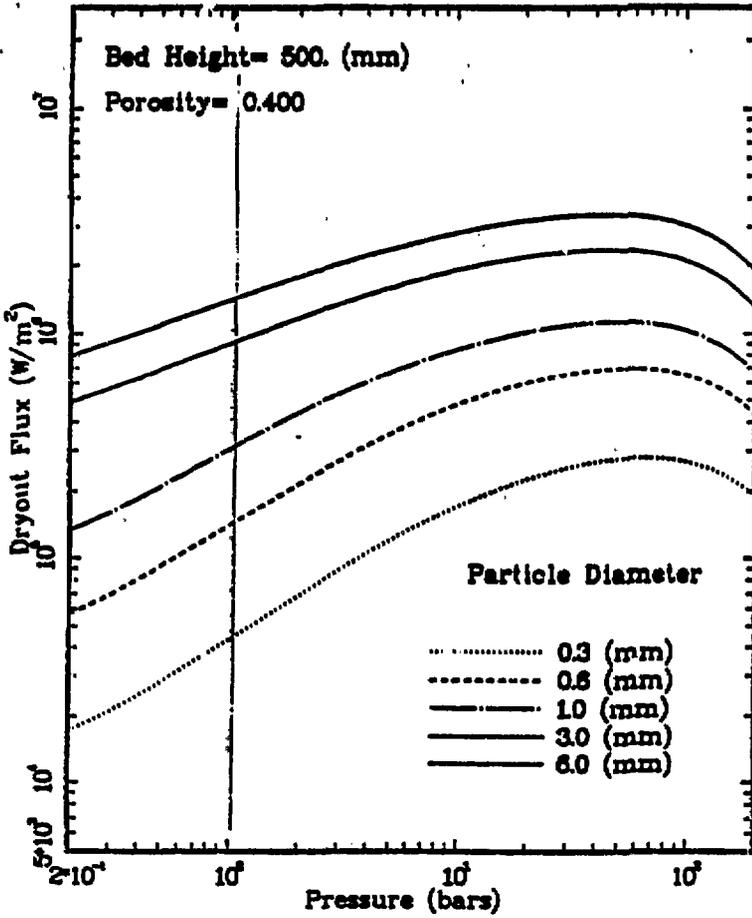


図 2.18 アブリベッドの冷却特性  
Cooling Characteristics of Debris Beds

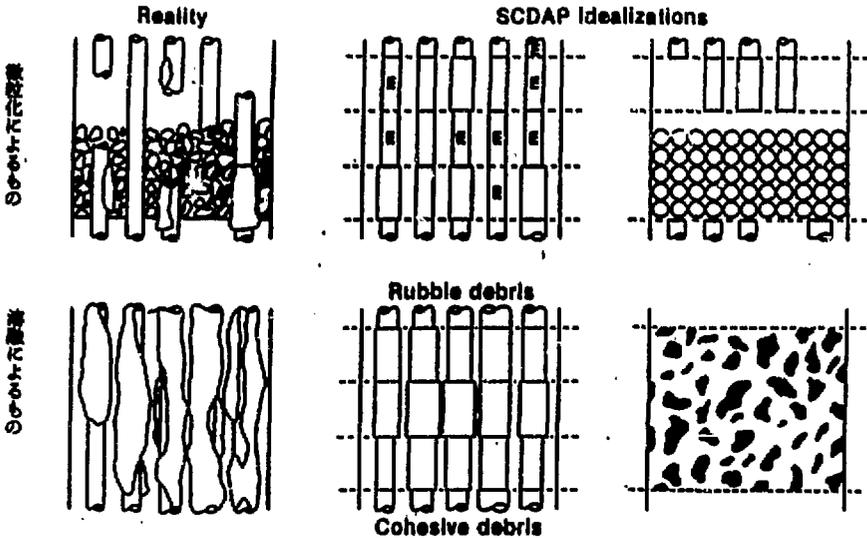


図 2.19 デブリ形成モデル (SCDAP)

SCDAI Representation of Debris

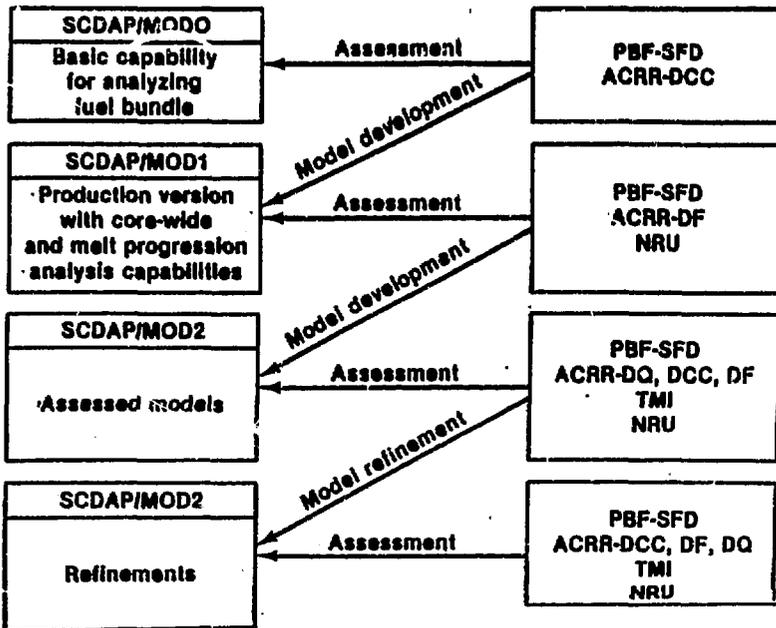


図 2.20 SCDAP-実験結果インターフェース

SCDAP Experiment Interface

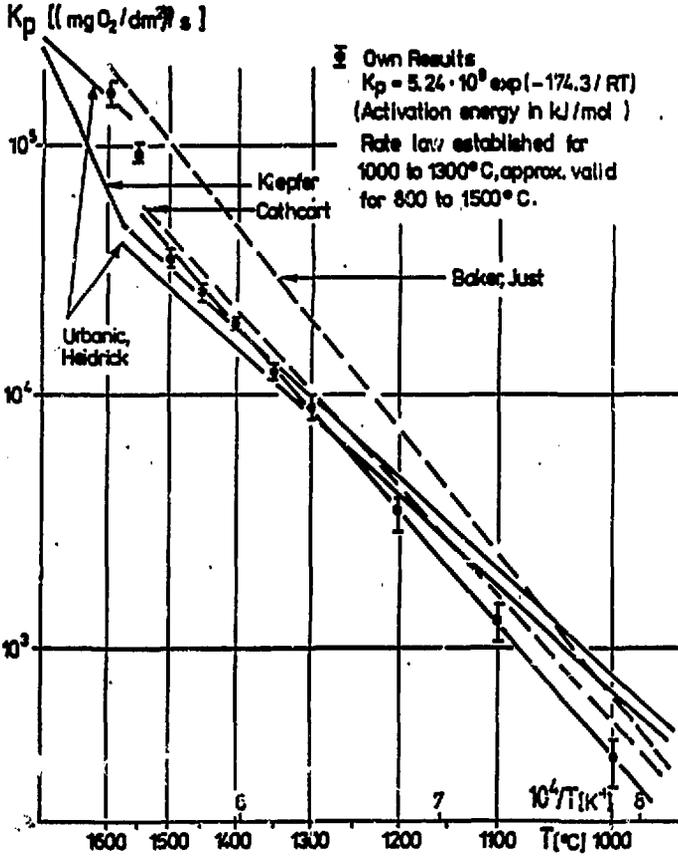


図 2.21 ジルカロイ-4-水蒸気中反応の温度に対する反応速度定数  
 Parabolic Rate Law Constants for Zircaloy-4 - Steam Reactions as  
 a Function to Temperature

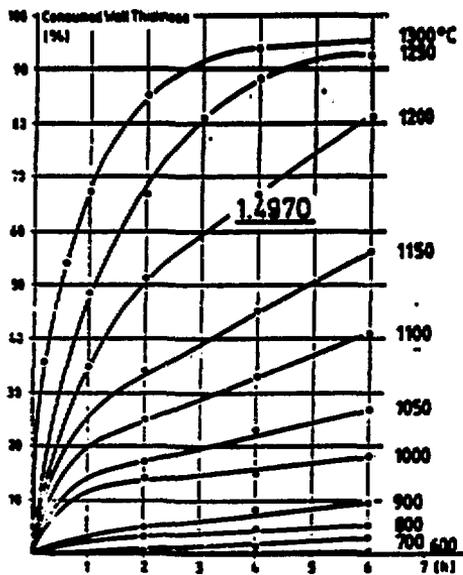
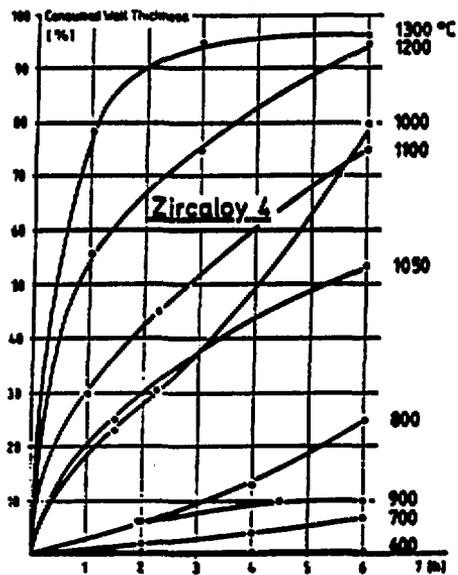


図 2.22 ジルカロー-4 とステンレス鋼の水蒸気中での酸化の比較  
 Comparison of HT-Steam Oxidation of Zircaloy-4 and Austenitic  
 Stainless Steel

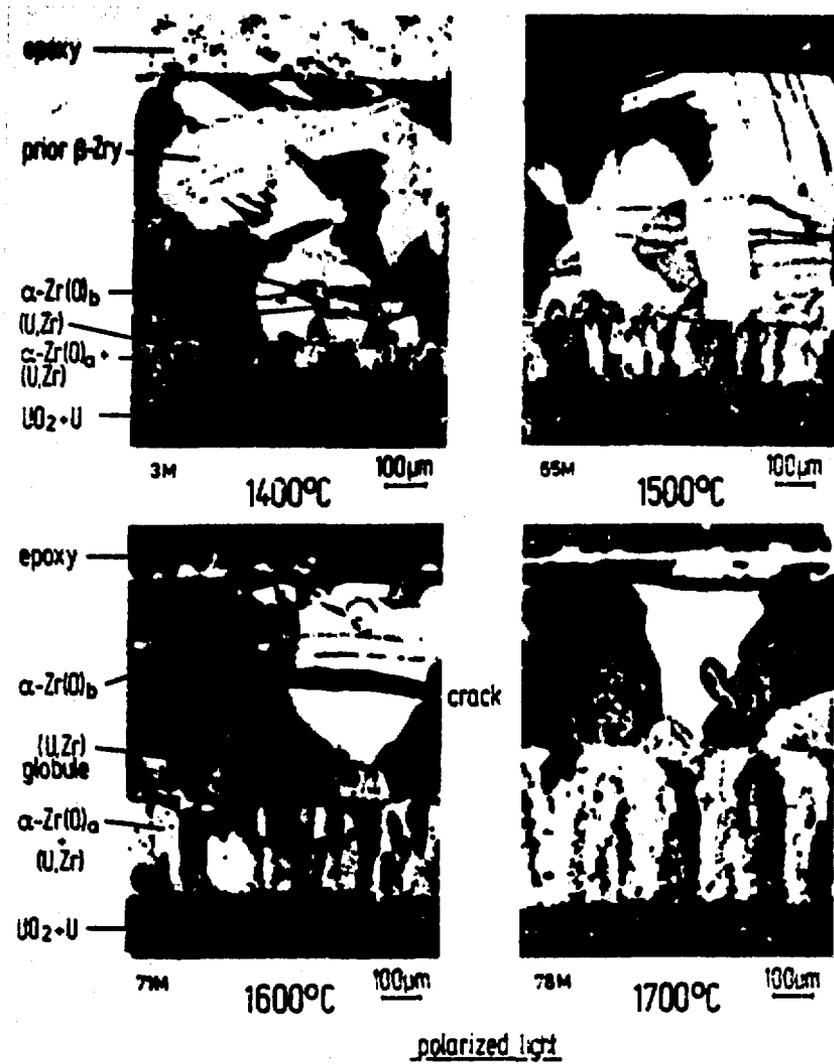


図 223 温度を調敏としたUO<sub>2</sub>-ジルカロイ反応層の様子

UO<sub>2</sub> - Zircaloy-4 Reaction layer Appearance as a Function of Temperature

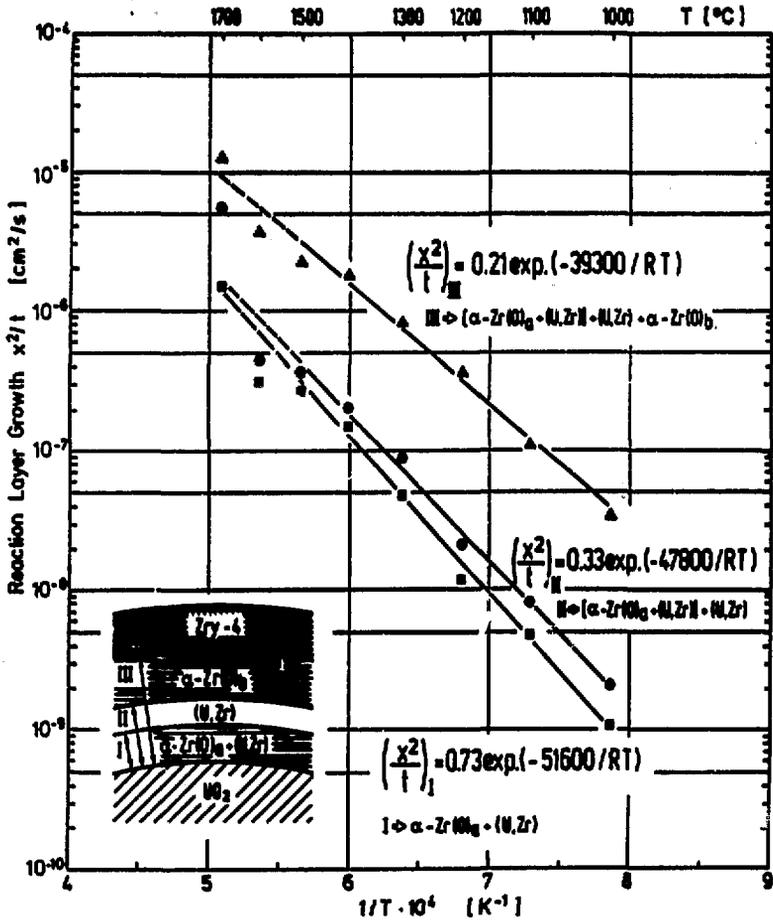


図 224  $\text{UO}_2$ /ジルカロイによる反応層の温度を関数とした成長速度  
 $\text{UO}_2$ /Zircaloy-4 Reaction layer growth as a Function of Reciprocal Temperature

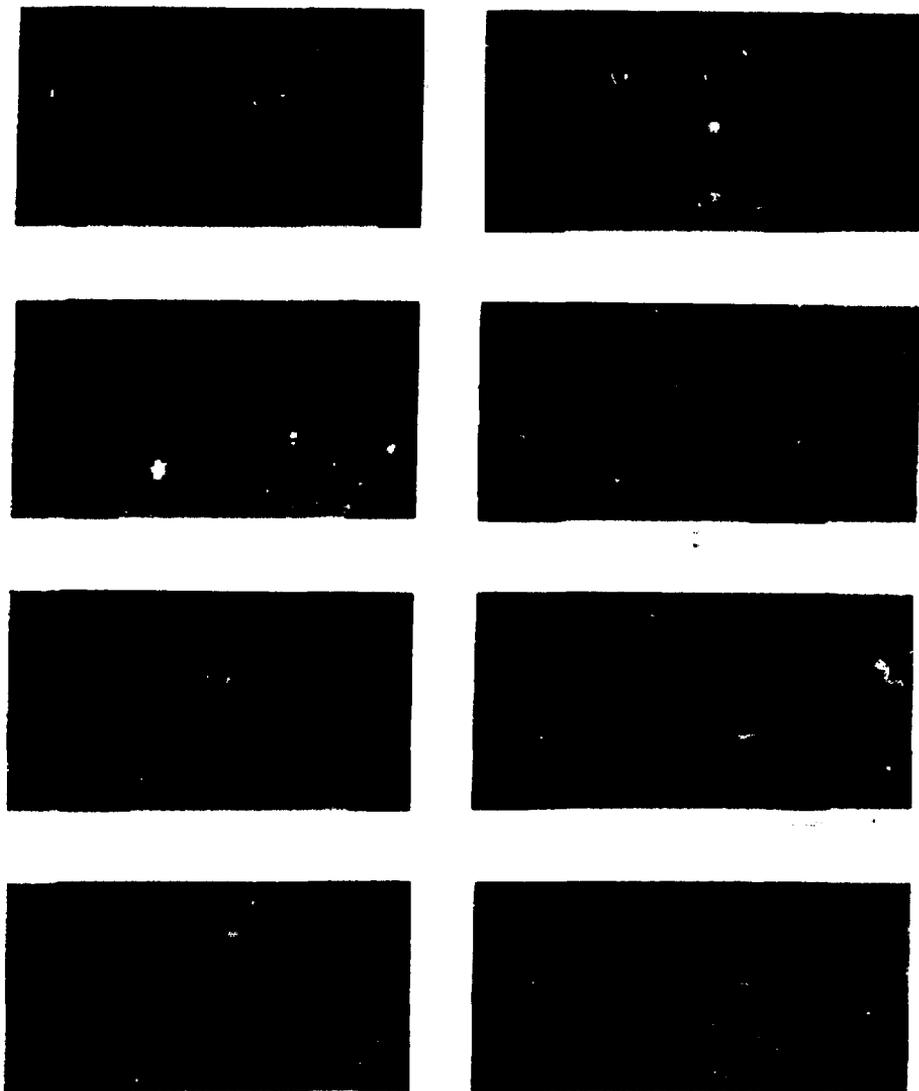
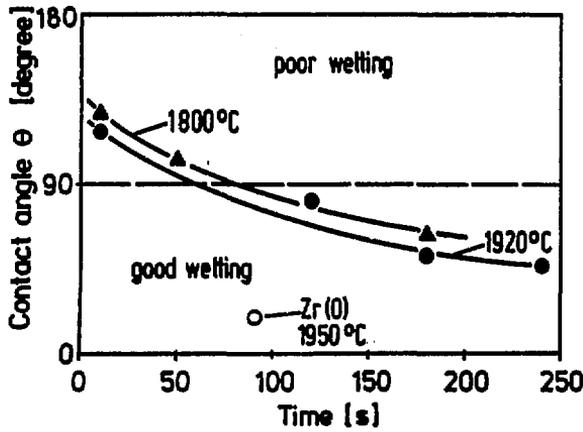


図 225 溶融ジルカローイ-4による $UO_2$ の濡れ特性

Wetting Behavior of  $UO_2$  by Molten Zircaloy-4 Between 1800 and 2000°C as a Function of Time



system :  $UO_2 / Zr$ , atmosphere : Ar



図 226 熔融ジルカロイ-4 と固体  $UO_2$  の接触角度の時間変化

Contact Angle Between Molten Zircaloy-4 and Solid  $UO_2$  as a Function of Time

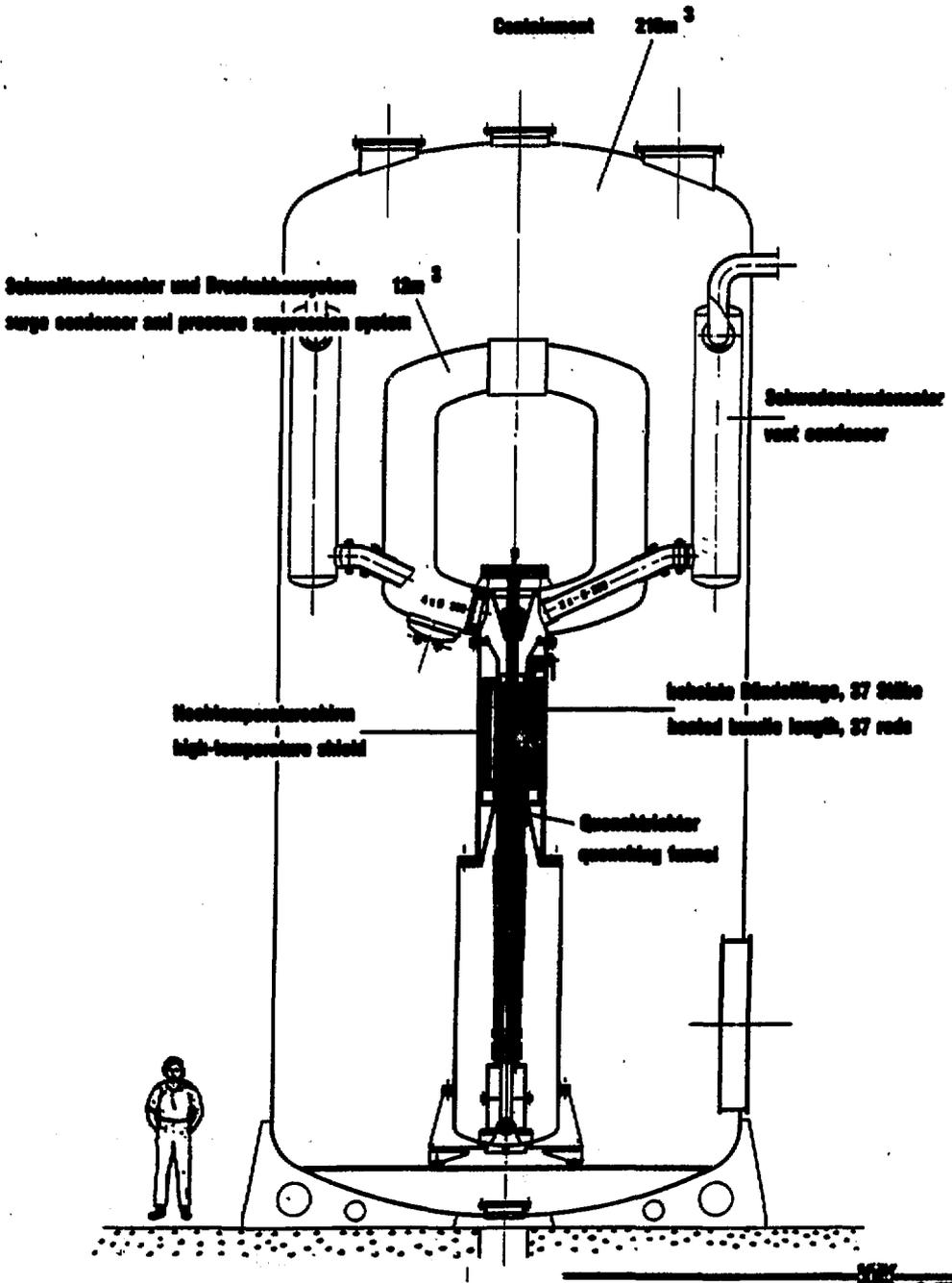


图 227 CORA 实验装置概略图

Schematic of CORA Experiment Facility

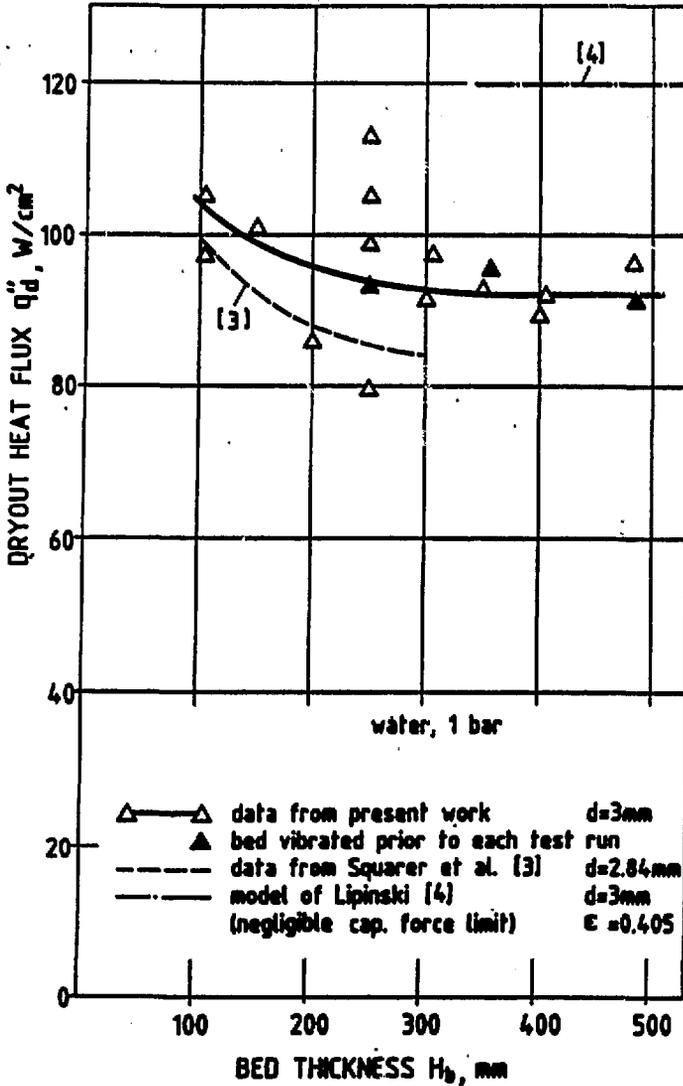


図 228 ベット厚さに対するドライアウト熱流束  
Dryout Heat Flux in Deep Top-fed Beds

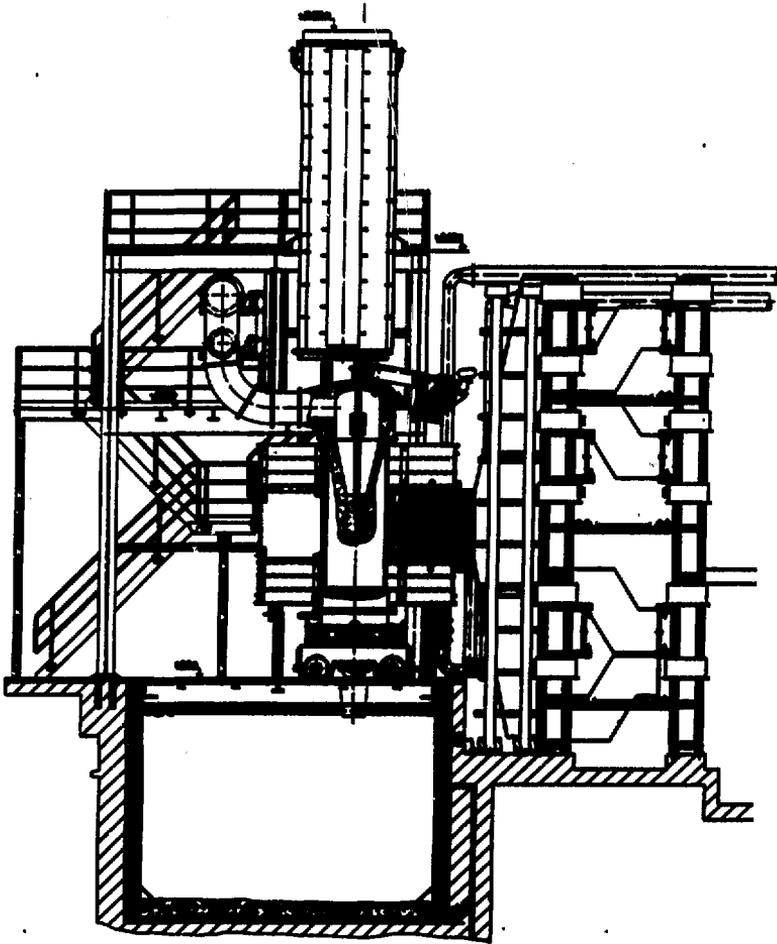


图2.20(a) BETA装置图

Drawing of BETA Facility

a) 全体图

Overall View

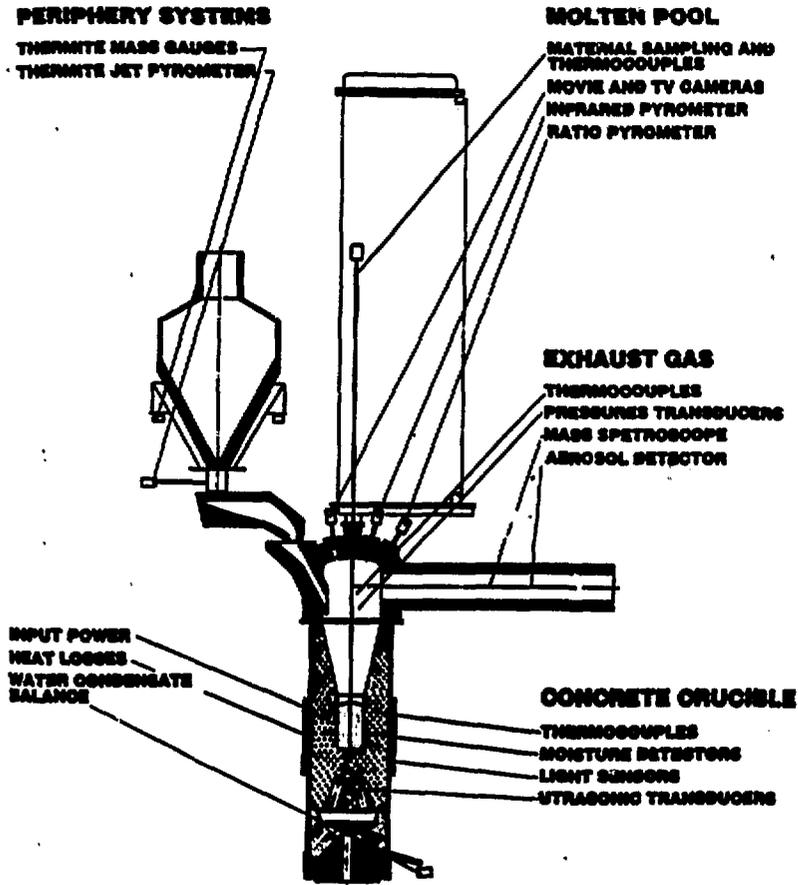


図 2.29 b) 計測システム  
Measuring System

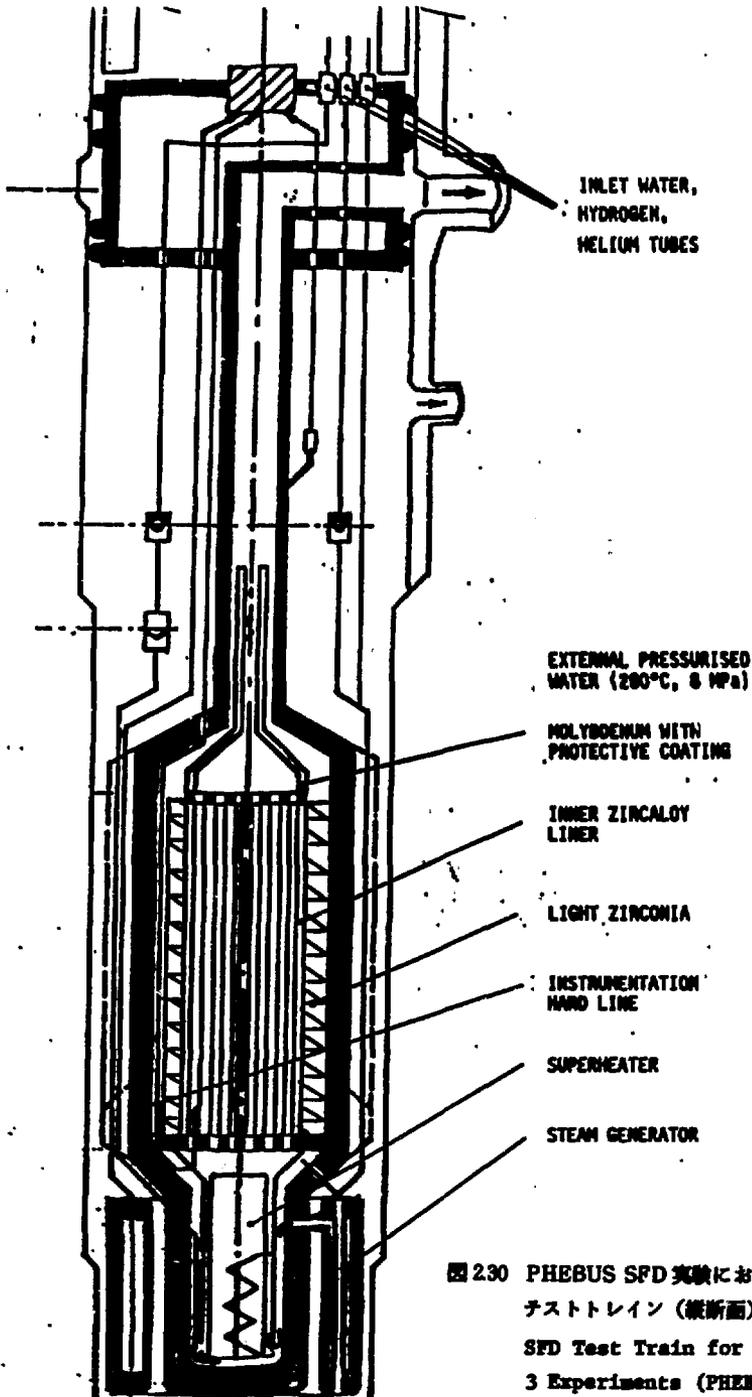


図 230 PHEBUS SFD 実験における  
テストトレイン (縦断面)  
SFD Test Train for Phase  
3 Experiments (PHEBUS)

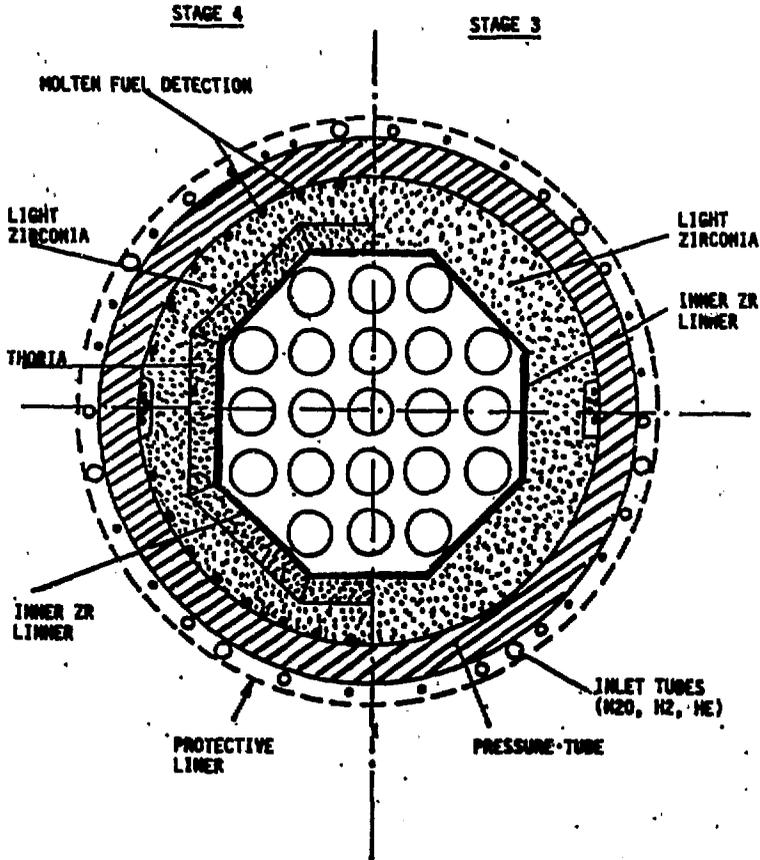
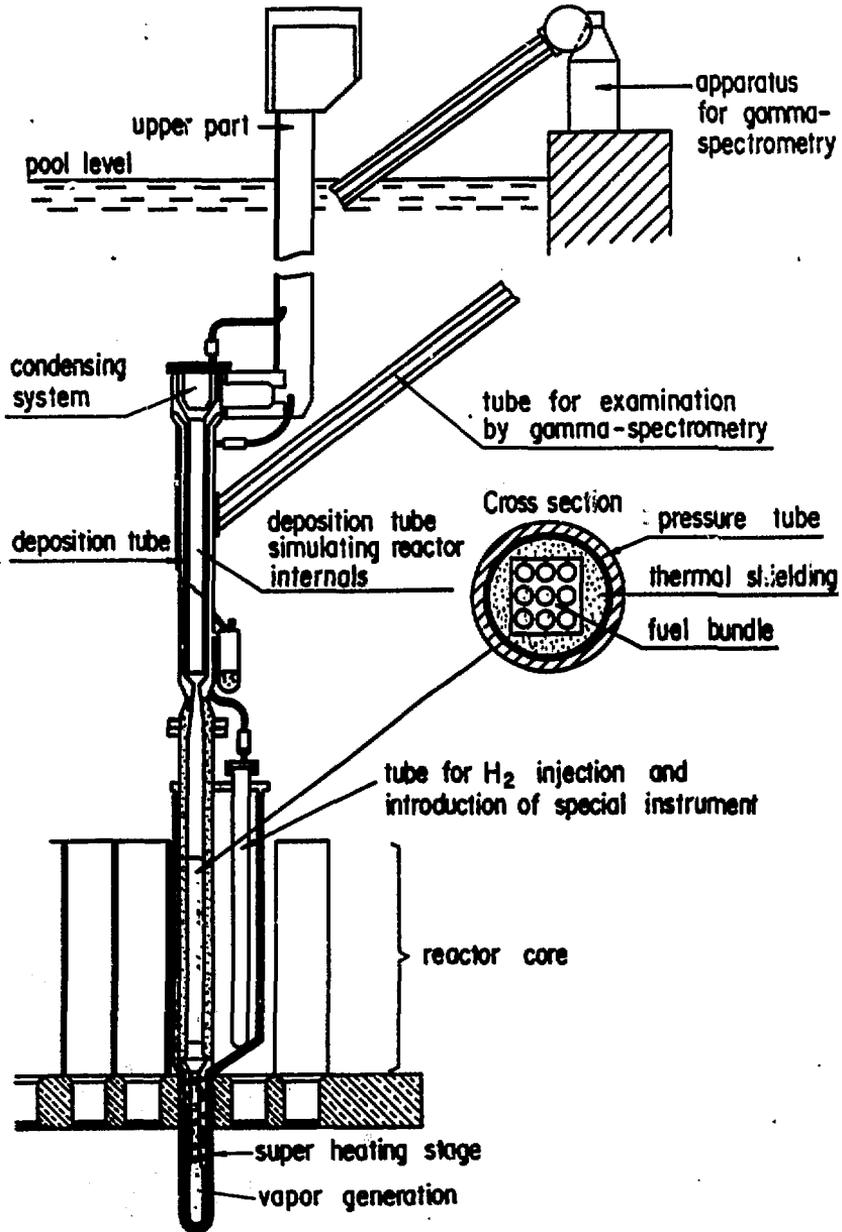


図 231 PHEBUS SFD 実験テストトレイン横断面  
 SFD Test Train Bundle Insulation (Phases 3 and 4) (PHEBUS)



■ 232 AEROFLASH 実験装置概略図  
Schematic of AEROFLASH Experiment Facility

## 第II部 炉心損傷事故解析と研究の現状

### 1. 事故シーケンス

炉心損傷事故<sup>(注1)</sup>に関する研究の一環としての事故シーケンス<sup>(注2)</sup>の研究の目的は、炉心損傷事故に関する研究全体の計画作成、リスク評価手法の改良、事故時の原子炉の運転手順の検討、防災計画の検討等に資するためであり、このためには、

- ① 炉心損傷事故はどのようにして発生するか？
- ② 炉心損傷事故はどのようにして進展するか？
- ③ 事故の進展に大きく影響する物理現象、プラントの機能、運転操作は何か？
- ④ 炉心損傷事故を防止あるいは緩和する安全系の機能、運転操作は何か？
- ⑤ ①から④の問題に答えるために、さらに研究が必要な事項は何か？

等の問題に答えることである。したがって、まず、起こり得る事故シーケンスを明らかにし、その進展過程を予測してみる必要がある。

炉心損傷に至る事故シーケンスをその発生確率を無視して列挙すれば無限がない。考慮する必要のあるシーケンスは、発生確率と公衆に及ぼす影響の両方を考慮して原子炉が公衆に与えるリスクを評価したときに、重要な寄与を与えし事故シーケンスである。このようなシーケンスを以下では重要シーケンスと呼ぶこととする。

重要シーケンスの識別のためには、PRA (Probabilistic Risk Assessment : 確率的リスク評価)の手法を用いることが一般に行われている。PRAを事故シーケンスの研究に用いる手順は、前回のタスクフォース報告書<sup>(1)</sup>に述べたように、次のようなものとなる。

- ① PRA によりリスクへの寄与の大きいシーケンス (重要シーケンス) を識別する。この過程では各プラントに関する信頼度評価による炉心損傷事故発生確率の算出と、決定論的な物理現象モデルによる事故進展過程の解析および環境影響の推定が含まれる。
- ② ①で識別されたシーケンスについて、対策を考える上で共通な取り扱いのできるものをまとめ整理する。
- ③ 整理されたものにつき、より詳細な検討・解析を行い、そのシーケンスの進展過程を支配する要因 (事故の進展の方向を決定づける物理現象、人的行為、システム機能等) を明確にする。
- ④ ③を参考に可能な対策を考え、各対策の費用・効果を評価し、有効なものを選ぶ。この段

(注1) 本報で言う炉心損傷事故またはSCD事故 (Severe Core Damage Accident) とは炉心がかなりの損傷を受けて本来の形状を失ってはいるが完全な溶融には至っていない事故 (degraded core accident) と完全な溶融に至る事故 (full core melt accident) の両方を意味している。この2つの状態の間には事故影響にかなりの差があると考えられている。しかし、WASH-1400では、degraded core 状態で事故が収束する可能性について明確には考慮していない。

(注2) 機器やシステムの作動・不動作、物理現象の発生等の事象の連なり (あるいは組み合わせ) のことをシーケンスと呼ぶ。

階では、特定のシーケンスにとらわれない対策が重要である。

本章では、まず1.1節「確率的リスク評価による重要シーケンスの識別」において、上記の①に対応するものとして、過去に行われたPRAからWASH-1400<sup>(2)</sup>およびRSSMAP (Reactor Safety Study Methodology Application Program)<sup>(3)</sup>を選び、そこで、どのようなシーケンスが重要であるとされているかを調べる。

次に、1.2節「重要シーケンスの詳細な解析」では上記の①に対応するものとして、事故の進展過程を詳細に分析し、重要な役割を果たす物理現象、人的行為、システム機能を明らかにするための研究の現状について述べる。とくにここでは具体的な研究の成果の一部として、原研で実施したBWRの電源喪失事故に関するMARCHコードによる感度解析(1.2.2項)、米国のSASA (Severe Accident Sequence Analysis: 重大事故シーケンス解析)(1.2.3項)、当タスクフォースが実施したBWRのATWS (Anticipated Transient Without Scram: スクラム失敗を伴う異常な過渡変化)の解析(1.2.4項及び付録)についても報告する。

最後に、1.3節「成果の反映と今後の課題」では、1.1、1.2節の内容をまとめるとともに、今後に残された課題を示す。

### 1.1 確率的リスク評価による重要シーケンスの識別

本節では、炉心損傷事故研究の対象とすべき重要シーケンスを識別するために、これまでに行われたPRAにおいて、どのような事故シーケンスがリスク評価上重要であるとされているかを検討する。

WASH-1400の発表以後、TMI事故が発生しその形態がWASH-1400で指摘された重要シーケンスの1つ(TMLB' シーケンス(後述))と類似していたこともあって、米国では原子炉プラントの信頼度およびリスクを評価する手法としてのPRAの有効性が強く認識されている。とくに、NRCはその「重大事故および関連する原子炉規制に関する政策声明書」<sup>(4)</sup>において、炉心損傷事故に関する政策決定の判断材料としてPRAの結果を利用していくと述べている。このような認識から米国では、多数のPRAが実施され、その数は表1.1に示すように20を越えている<sup>(5)</sup>。

米国以外でも各国でPRAを実施しており、とくに西独ではPWRに関する広範な評価を行っている<sup>(6,7,8)</sup>。日本においても原研において、PWRの冷却材喪失事故について重要な事故シーケンスを特定するためにPRA手法の一部であるイベント・ツリー解析を適用している<sup>(9)</sup>。

ここでは、これらの研究の中から代表的なものとしてWASH-1400<sup>(2)</sup>およびRSSMAP<sup>(3)</sup>において指摘された重要シーケンスを紹介する。

RSSMAP (Reactor Safety Study Methodology Application Program) は、米国NRCの依頼によりSandia国立研究所が中心になって行った研究である。この研究の目的は、WASH-1400とは異なる原子炉を対象として、同様のPRA手法を適用して重要シーケンスを識別し、その結果をWASH-1400と比較することにより、どのような設計上の相違がリスクの評価結果に影響を与えるかを調べることであった。両研究で対象とした原子炉とその特徴は表1.2に示すとおりである。以下では、Grand Gulf 1, Peach Bottom (以上GE社製BWR), Sequayah 1, Surry (以上Westinghouse社製PWR)に関する評価結果を比較して示す。

表 1.3 および表 1.4 に PWR と BWR の各々につき、識別された重要シーケンスとその発生確率を示す。表中で、放出カテゴリ (release category) とは、FP (Fission Products: 崩壊生成物) がプラントの外の環境中にどれだけ放出されるかの程度を段階分けした指標であり、ここでは、番号が小さい程放出量が大きく重大な影響を持つものと考えてよい。

ここに示された各シーケンスの特徴を表 1.5, 1.6 に示す。この表には、リスク評価上重要であるとされた事故シーケンスについて、起因事象、事故を進展させる原因となるシステム故障、炉心損傷に至る過程、格納容器破損に至る過程、および FP 輸送過程等が示されている。ただし、この表は、物理現象に関する多くの仮定の上に作成されたこと、および RSSMAP 実施以後に行われた設計変更等の情報を含んでいない点に、注意する必要がある。

ここに示した 4 ケースの結果のみから一般的な結論を導びくことは困難であるが、おおよその傾向として、次の諸点を指摘できる。

#### (1) 小破断 LOCA および過渡事象の重要性

リスクを支配している重要シーケンスは小破断 LOCA (Loss-of-Coolant Accident: 冷却材喪失事故) または過渡事象 (transient) (注 1) に人的過誤や機器故障が多重に重って起きるシーケンスである。これは西独の PWR に関する評価結果 (表 1.7) (6) とも一致している。これは初期事象としての過渡事象や小破断 LOCA の発生確率が配管の大破断や圧力容器破損等に比較して遙かに高いのに対して、初期事象発生後必要となる安全機能の動作成功の確率にはそれほど差がないためである。因に WASH-1400 で用いられている確率は過渡変化が 10 回/炉・年程度、小破断 LOCA ( $S_1$ ) が  $10^{-2}$  回/炉・年、大破断 LOCA  $10^{-4}$  回/炉・年であり、ECCS の機能を上まわるような開口面積を持つ圧力容器破損が起こる確率は  $10^{-7}$  回/炉・年とされている。

さらに、BWR の場合には重要シーケンスとして、ATWS (Anticipated Transient Without Scram: スクラム失敗を伴う過渡事象) が加わる。一般に、スクラム系の作動失敗の確率は極めて低い (WASH-1400 では  $1.2 \times 10^{-6}$  回/要求回數) ものであり、ATWS の発生確率も極めて低い。それにもかかわらず、これが重要シーケンスとなっているのは、WASH-1400 および RSSMAP においては、ATWS が発生するとスクラム以外のプラント機能が正常に働いても炉心溶融に至ると仮定しているために、炉心溶融発生確率としては比較的高くなることによる。

#### (2) 炉心溶融に至る過程

小破断 LOCA および過渡事象から炉心溶融に至るシーケンスでは BWR の ATWS の場合を含めて、すべて、炉心への冷却材供給が減少 (または喪失) するために、炉心が蒸気中に露出し、燃料棒の温度が上昇し、炉心損傷に至るといった過程を通る。表 1.5, 1.6 では、このよう

(注 1) WASH-1400 では、スクラムを必要とするような過渡事象を総称してトランジェント (transient) と呼んでいる。これは、日本では、通常「運転時の異常な過渡変化」と呼ぶ事象群にはほぼ相当する。本報では過渡事象と略称する。

にして冷却材が失われる過程をボイルオフ (boil-off) と呼んでいる。とくに ATWS を除けば、重要シーケンスではすべて崩壊熱による比較的緩やかな温度上昇過程を経て炉心損傷に至る。

なお、BWR の ATWS の場合には、その起因事象となる過渡変化によっては、主蒸気隔離弁閉鎖の場合のように、一時的に出力がかなり高くなる場合もある。このような出力ピーク時に燃料破損が起きることがないかという疑問が当タスクフォースで提起された。もし例に、出力ピークにおいて大規模な燃料破損が起きる可能性があれば、炉心損傷事故の研究を進めるにあたって、燃料の損傷形態として、冷却材ボイルオフによる場合と出力上昇による場合の両方を考慮する必要があることになる。この点を確かめるために RETRAN コードを用いて解析を行ったところ出力ピーク時に大規模な燃料破損が起きる可能性は小さいことが判明した。この解析については、1.2.4 項に (詳細については付録) で述べる。

### (8) 格納容器破損に至る過程

格納容器の破損 (または隔離機能の喪失) の形態の中でリスク評価上重要となるのは、水蒸気爆発による破損と、水素燃焼あるいはその他の理由による内圧上昇による破損である。ただし、炉心溶融物が下部プレナムに落下した時に大きな水蒸気爆発が起きる可能性は WASH-1400 では  $10^{-2}$  とされていたが、RSSMAP ではその後の研究の成果を取り入れて高压条件下では  $10^{-3} \sim 10^{-4}$  とより小さく見做っており、その重要性は以前より低く考えられるようになりつつある。一方、内圧上昇による破損については、主として炉心における水蒸気または水素の発生による場合、主として水素燃焼による場合、主として炉心溶融物が圧力容器を貫通した後のコンクリート-融体相互作用によるガス発生による場合等が考えられている。このうちのモードで破損するかはプラントの設計と事故シーケンスに依存する。格納容器の破損モード、破損条件、破損位置等は、炉心損傷事故時にどれだけの FP が外部環境中に放出されるかを評価する上で極めて重要な因子であるが、WASH-1400 等で用いられている仮定は、極めて大きな不確実度を伴うものである。

また格納容器破損に関して注目すべき点は、炉心溶融よりも格納容器破損の方が先に起きるシーケンスが少なくないことである。この例は、BWR の TW、TPQI、TQW (T は  $T_1$  と  $T_2$  を含む) および PWR の  $S_2C$  (Surry 炉のみ) 等である。これらのシーケンスでは、小破断 LOCA または過渡事象が発生した後 ECCS (Emergency Core Cooling System: 非常用炉心冷却系) または余熱除去系が正常に働き、原子炉一次冷却系から格納容器中のサンプ (水溜め) または圧力抑制プールに流出する冷却水をポンプで一次系に戻すので炉心冷却は一時的に保たれる。しかし、何らかの原因で、格納容器内から熱を除去する機能が失われているために、格納容器内の冷却水温度が上昇し、圧力も上昇するので格納容器の破損に至る。WASH-1400 および RSSMAP では、この格納容器破損時に圧力が急に低下するので、高温になっていた格納容器中の冷却水が減圧沸騰を起こし、そのために ECCS 循環ポンプがキャビテーションを起こして機能を喪失すると仮定している。このために、一次系への冷却材供給が不能となり、炉心溶融に至る。ECCS 循環ポンプの健全性については、格納容器が破損して減圧されても機能を保ち続ける可能性があり、逆に、より早い時点で機能を失う可能性も否定できず、上述の

假定はかなり粗い假定であると言ってよい。

このようなシーケンスにおいては、炉心が溶融して、大量のFPが燃料中から放出された時に、格納容器はすでに破損しているため、FPが格納容器中に滞留している時間は短かく、エアロゾルの沈降・沈着等の自然除去現象の効果はあまり期待できず、環境へのFP放出量は比較的大きくなる。

#### (4) FPの移行経路

放射性物質の移行経路は一般的には、配管破断によるLOCAでは压力容器が健全であれば炉心→一次系→破断口→格納容器→環境という経路をとり、压力容器破損後は炉心→格納容器→格納容器→環境という経路をとる。これと異なる経路としては、BWRおよびPWRの過渡事故の場合のように過し弁から圧力抑制プールまたは凝縮タンクを通過して格納容器内に入るシーケンス、PWRのVシーケンスのように一次系配管から低圧注水系統配管を経て格納容器に出る場合等がある。また重要シーケンスには入っていないが、BWRの主蒸気管破断に主蒸気隔離弁閉鎖失敗を伴う場合およびPWRの蒸気発生器配管破断の場合等は、格納容器が破損しなくとも、FPが格納容器外に出ることになる。

压力容器破損以前のFPの放出経路に関し特に注目すべき点はBWRでは過し安全弁から圧力抑制プールを通過して格納容器に出るシーケンスが比較的多く、PWRでは加圧過し弁から凝縮タンクを経て格納容器内に出る場合が比較的多いということである。この理由は、確率的に見ると配管破断による冷却材喪失事故に比べて過渡事故に起因して過し弁からの蒸気放出に至るシーケンスの方が速かに発生頻度が高いためである。このようなシーケンスでは蒸気中のFPが水中を通過する間にプールのスクラビング (pool scrubbing) 効果 (第4章参照) によりかなりの量のFPが除去される可能性がある。ただしRSSMAPではプールの冷却水が飽和温度に達している場合には、その効果が不確実なので考慮されていない。

#### (5) 環境中へのFP放出に至るまでの時間

事故時の対策を検討するうえで、重大事故の発生を運転員が認識してから、実際にFPが環境中に放出されるまでの時間余裕がどの程度あるかという点は重要な問題である。

表1.5および1.6に示した重要シーケンスに限れば過渡事故の発生から環境中へのFP放出までの時間は、大半のシーケンスで数時間～30時間の程度となる。時間的余裕が比較的小さいのはBWRにおけるTC、TQUVシーケンスおよびPWRにおけるV、S<sub>1</sub>D、S<sub>2</sub>Dシーケンス等であり、0.5～2時間のオーダーである。ここでTC(ATWS)シーケンスの格納容器破損時刻が早いのは炉心出力が比較的高い状態に保たれるためである。

## 1.2 重要シーケンスの物的な解析と検討

### 1.2.1 重要シーケンスの物的な解析の現状

前期では、PRAにより識別されたリスク評価上重要なシーケンスを紹介し、その特徴について検討した。

本節では、重要なシーケンスについて、より詳細に解析・検討を行おうとする研究について述べる。詳細な解析・検討の目的は、本章の始めに述べたように。

- (1) PRA手法の改良
- (2) 事故時の原子炉運転手順の検討
- (3) 防災計画の検討
- (4) プラントの設計の検討

等に役立つ情報を得ることである。

このような研究の中では、米NRCがSARP<sup>(16)</sup> (Severe Accident Research Plan: 重大事故研究計画) の一環として実施しているSASA<sup>(16)</sup> (Severe Accident Sequence Analysis: 奇襲事故シーケンス解析) は最も広範かつ詳細な内容を含んでいると考えられるので、以下にその研究目的と方法について少し詳しく述べる。

SASAが対象としているシーケンスは、各プラントタイプ毎にリスク評価上重要なもの、及びNRCが未解決の安全上の問題(Unresolved Issues)としている事項に含まれるもの(例えば電源喪失事故、ATWS)から選ばれている。

SASAでは特定のプラントタイプについての重大事故の現象を理解するということを通して、次の目的を達成することとしている。

- ① SCDに至る確率を減少させ、たとえSCDが生じてもその影響を緩和し制御できるような方策について知見を得ること(緩和のための設備(Mitigation feature)も含む)。
  - ② SCDによりプラントの安全が脅かされる場合の運転員に対するガイドラインの検討と、事故を制御するための方策を確立すること。
- また定量的解析を実施することにより
- ・運転員が必要とする計画データはどのようなものか。
  - ・FP放出経路、移行過程はどのようなものか。

等についての知見をうることも期待している。

解析方法は、始めリスク評価上重要(Risk-dominant)または安全評価上未解決(Unresolved issuesの場合)と考えられるシーケンスの中から代表的なものを決定する。現状ではこのシーケンスの選択にはPRAの結果が反映されている。また代表的という意味は必ずしも事故発生確率が大きいということではなく、SCD時のプラント挙動や運転員の対応を評価するのに適切なシーケンスという意味である。シーケンスを示すイベントツリーの具体例は次節で示す。

次にこのシーケンスに対して最善予測(Best Estimate)型の解析コード(RELAP, TRAC, MARCH等)を適用して炉心沸騰、格納容器破損に至る過程を解析する。また同様にして運転員が回復処置(あるいは緩和処置)を実行した場合の影響についても解析を行う。ここまでの解析をNRCでは、前段階研究(front end study)と呼んでいる。炉心沸騰に至ったシーケンスについては更にFPの放出について、その経路、輸送過程、放出量評価等の解析をCORRAL, CRAC等のコードにより実施する。この後半部分を後段階研究(back end study)と呼んでいる。この部分についての解析にはリスク評価の方法論が適用されていると同時に、最も保守的な評価がされている。

解析コードの使用方法は、前述のRELAP 4および5, TRACは、プラントの熱水力挙動を定

量的に把握するのに十分なモデルと機構（二相流モデル、制御系の模擬等）があり極めて有力な道具である。しかし両コード共炉心熔融のモデルがないので炉心露出までの期間の解析に使用され、その後の期間はMARCHで解析する場合が多い。ORNL（Oak Ridge National Laboratories）におけるBWRのSASA<sup>(11)</sup>ではMARCHが広範に用いられているが、同時に解析前半に対しては原子炉容器内の水位変動など制御系、安全系の自動運転に関連するパラメーターを連続するために、独自の簡易計算コード（BWR-LACP：Loss of AC Power）を用いている部分もある。同じORNLが実施したMARCHコードの評価作業では、同コードをBWRに適用する上での問題点（炉心熔融モデルの不適切、制御棒駆動機構部のメルトスルーへの影響無視等）が数多く指摘されており、解析結果の評価にはそれなりの注意が必要である。

図1.1にSARP計画書NUREG-900<sup>(10)</sup>に載ったSASAの研究実施スケジュールを示す。この表に示されたものの他に、次の研究がすでに終了している。

- ① Zion 1プラント（Westinghouse製4ループPWR）の小破断LOCA、電源喪失、給水喪失の各シナリオによるプラント挙動。
- ② Browns Ferry（BWR-4、MARK-I型格納容器）の電源喪失時のプラント挙動と希ガス及び沃素の輸送過程の解析。

第11回軽水炉安全情報会議では、図1.1の工程に対応してATWSに関する研究の発表があった。

なお、SASAのような定量的解析を行うことにより炉心が部分的に熔融した段階からの回復に必要な条件も評価できる可能性がある。現在までに発表されたSASA関連の報告からは、事故の緩和のための措置に関する研究成果はあまり見当たらないが、これはSASAで使用している炉心熔融過程を扱える計算コードはMARCHで、MARCHでは部分熔融からの回復は扱えないためであろう。今後SCDAPのような炉心コードが利用可能となり、それが実験的に検証されれば、SCD事故を起因事象から含めて定量的に解析し、重大な炉心損傷に至るか否かの分岐点について現実的な評価が可能になる。

## 1.2.2 BWRの電源喪失事故に関するMARCHコードによる感度解析

炉心熔融事故の1例として米國Browns Ferry 1号炉（110 MWe BWR-4、MARK-I型格納容器）の電源喪失事故を対象とし、MARCH 1.0コード<sup>\*</sup>の感度解析を通じて格納容器応答に大きな影響を及ぼす重要パラメータを抽出することを試みた。前述で述べたようにBWRの電源喪失事故は米國SASA計画で注目され、既にその計画の1つとしてORNLで同事故シーケンスの解析が実施されたが、以下に述べるような詳しい感度解析は発表されていない。MARCH 1.0コードは米國Battelle Columbus研究所で開発され、炉心、一次系及び格納容器の熱水力挙動解析をその目的としたものである。以下に、解析の概要を述べる。

### (1) 解析条件

解析条件はORNLの同シーケンスの解析<sup>(11)</sup>を参考に次のように定めた。

- ① 所内、所外の全AC電源喪失を起因事象とする。但し、DC電源は事故開始から4時間使用可能と仮定した。

\*）6.2.1節参照

- ⑦ 高圧注水系および原子炉隔離時冷却系は事故開始から4時間後まで作動するものと仮定した。
- ⑧ 圧力容器底部破壊時に、キャビティに溜っている水は粒子状デブリと反応するものとし、一次系配管等に漏っていた水はキャビティ水の蒸発後、膜状デブリと反応するものと仮定した。
- ⑨ 不活性ガス系により格納容器内空気は窒素ガスで置換されている。従って水素燃焼は起きないものと仮定した。
- ⑩ 温度および圧力の上昇による格納容器破壊として、電気配線貫通部からの漏洩と破壊を考慮した。解析で仮定した破壊条件の設定値と破壊断面積を表 1.8 に示す。

### (2) 計算結果 (標準ケース)

本シーケンスに対する MARCH コードの計算結果の概要を表 1.9 に、格納容器圧力と雰囲気温度をそれぞれ図 1.2 および図 1.3 に示す。以下に、MARCH コードの主要サブルーチンごとに事故シーケンスの進展に関する計算結果の概要を述べる。

#### ① 炉心ヒートアップ (BOIL/MACE サブルーチン、経過時間: 0.0 時間～8.2 時間)

事故開始後、格納容器圧力は時間と共に徐々に増加する。これは、圧力容器内で発生した蒸気が遮し安全弁を通り圧力抑制プールへ流入するためである。このため、ウェットウェルの雰囲気温度も徐々に上昇する。事故開始後 7.2 時間でジルコニウム-水反応が始まり発生した水素がウェットウェルに放出される結果、格納容器圧力の増加は急激となる。また、ジルコニウム-水反応が生じた部分は発熱反応が加わるためすみやかに溶融温度に達する。これが炉心溶融の開始である。事故開始後 8.2 時間で、格納容器圧力は急上昇する。これは、溶融炉心の圧力容器底部への落下に伴い、蒸気および多量の水素が発生するためである。

#### ② 圧力容器侵食 (HEAD/MACE サブルーチン、経過時間: 8.2 時間～9.0 時間)

圧力容器底部に落下した溶融炉心は、崩壊熱により圧力容器底部を加熱する。そして、事故開始から 9 時間後に圧力容器底部が破壊する。この間、格納容器圧力は緩やかに上昇する。

#### ③ 原子炉キャビティの水と炉心デブリの反応 (HOTDRP/MACE サブルーチン、経過時間: 9.0 時間～9.3 時間)

圧力容器底部が破壊すると、圧力容器底部および溶融炉心はドライウェル内のキャビティへ落下する。このときに発生する水蒸気と、圧力容器内の高温・高圧の気体がドライウェルに放出されることによりドライウェル内の圧力は急上昇し、また雰囲気温度は 300°F に達する。

#### ④ 融体-コンクリート相互作用 (INTER/MACE サブルーチン、経過時間: 9.3 時間以後)

融体-コンクリート相互作用は、事故後 9.3 時間で始まる。この時点でウェットウェル雰囲気温度は 330°F、ドライウェル雰囲気温度は 295°F、また格納容器圧力は 73 psia である。融体-コンクリート相互作用により発生する反応生成物の多くは非凝縮性気体である。このため、格納容器圧力は更に上昇する。一方、ドライウェル雰囲気温度は事故開始後約 11 時間でドライウェル破壊温度 500°F に達し、格納容器は破壊する。破断面積が大いため直ちに圧力は大気圧 (14.7 psia) まで減少する。

## (3) 感度解析

解析結果の不確かさの要因には、解析モデル自体の不確かさと、入力データに付随した不確かさが挙げられる。ここでは、後者の不確かさが解析結果に及ぼす影響を調べる。不確かさの要因となるパラメータとしては次のようなものが考えられる。

- ① 事故条件のわずかな違いにより容易に変化するパラメータ（一次系内の残留水量等）。
- ② 物理現象に関する知識が不十分であるため、あるいは統計的分布をもった量であるため、はっきりした値を定めることができないパラメータ（炉心の溶融温度、デブリ粒子の直径等）。
- ③ 複雑な現象を単純なモデルで表現しているため最適な値を定めるのが困難なパラメータ（構造物の形状データ、物性値データ等）。

これらの要因を考慮して不確かさの大きいと思われるパラメータを選択した。選択したパラメータと、その下限値、標準値、上限値を表 1.10 に示す。

ここでは、初めに感度解析の 1 例として炉心の溶融温度 (TMELT) について下限、標準、上限の各値を用いた場合の計算結果の比較を示す。図 1.4 は、(a) 事故シーケンスにおける事故発生時刻とデブリ温度、および (b) 格納容器圧力を示す。図 1.4(b) において、時刻 7.2 時間から圧力上昇の傾きに変化がみられる。これは、一次系における  $Zr-H_2O$  反応の量が違うためである。MARCH では、 $Zr-H_2O$  反応は炉心温度が  $1800^\circ F$  以上になると起こり、炉心が溶融温度に達するまで続いている。炉心の溶融温度が高ければ、それだけ発生する水系量も多く、格納容器圧力は高くなる。また、炉心溶融落下時のデブリ温度も高くなるため、圧力容器底部破損および格納容器破損時刻は早くなる (図 1.4(a))。

次に、格納容器破損時刻について各ケースに対する計算結果の比較を図 1.5 に示す。また、デブリーコンクリート相互作用開始から格納容器破損までの時間間隔についての計算結果を図 1.6 に示す。ここに、 $\circ$  印および  $\times$  印は、それぞれ各変数に対して下限値、上限値を用いた計算結果である。また標準ケースの計算結果を点線で示す。この時間間隔は、デブリーコンクリート相互作用に伴いデブリから放出される FP が格納容器破損まで格納容器内に保留される時間を変え、環境への FP 放出量の評価にとって重要なパラメータとなる。これらの計算結果をもとに、格納容器応答に大きな影響を及ぼす変数として次の 6 個の変数を抽出した。

- ① 圧力抑制水の FP に対する除染係数 (DCF)
- ② メルトダウンの終了時において一次系配管等に残っている水の量 (WDED)
- ③ 炉心、デブリの溶融温度 (TMELT, TFUS, TMLT)
- ④ 炉心全体が落下するための最小炉心溶融割合 (FCOL, FDROP)
- ⑤ デブリ粒子の中心核、第 1 層に占める  $ZrO_2$  の割合 (FZOCR, FZOS 1)
- ⑥ 圧力容器底部に落下した溶融燃料の熱伝導度 (COND)

① のパラメータ DCF (FP に対する除染係数) の場合は、格納容器破損時刻について大きな差異がみられないが、格納容器破損に到るまでの格納容器内の熱水力挙動に大きな差異がみられる。1 例として格納容器圧力の過渡変化を図 1.7 に示す。下限値計算の場合、格納容器圧力が高くなるのは、圧力抑制プールを通過した FP の多くが除去されず熱源として格納容器雰囲気中にとどまるからである。② のパラメータ WDED は、一次系内の水の内、直接炉心冷却に使われず圧力容器底部破損時にキャピティに加えられる水量であるため、キャピティに落下した後

のデブリの冷却、すなわちデブリ温度に影響を及ぼす。また、①から④までのパラメータは炉心あるいはデブリの物性値に関するパラメータであり、压力容器破砕時のデブリ温度に影響を及ぼす。压力容器破砕後の事故時間を決める支配的な要因はデブリのもつ熱量であるため、これらのパラメータは格納容器破砕時刻あるいはデブリーコンクリート相互作用開始から格納容器破砕までの時間に大きな影響を及ぼしたものである。

なお、本解析は Browns Ferry 炉の全交流電源喪失事故シーケンスに限った感度解析であり、ここで得られた結論が他の炉型、事故シーケンスにも適合するとは限らない。むしろ解析は、各シーケンスに依存したものになろう。また、本感度解析のために選んだ変数も限られており、ここで考慮しなかった変数に重要なものが含まれている可能性もあろう。今後、重要と思われるいくつかの事故シーケンスを系統的に選び、それについての感度解析を進めていく必要がある。例えば、小LOCAを起因事象とする重大事故の場合、電源喪失事故と大きく異なる点として、一次系からの蒸気が直接ドライウェルへ放出されるということが挙げられる。電源喪失事故のときは、一次系からの蒸気は圧力通し弁を通過してウェットウェルの圧力抑制プールへ放出される。今後、一連の感度解析を通じて炉心熔融事故における重要変数を抽出、評価していく予定である。

### 1.2.3 米國SASA計画における炉心損傷事故解析

1983年8月までに発表されているSASAの解析例のうち原研が入手できた文献及び国際会議等の発表により確認できたものを表1.12にまとめた。

SASA計画の目的は既に述べたように、SCDに至るシーケンスについて定量的な解析を行うことにより、プラントの復帰措置、事故の拡大防止、制御方策などについての知見を得ることにある。したがって事故中の原子炉挙動の解析は、できる限りBE (Best Estimate: 最適予測) 的に実施する必要がある。炉心損傷に至るような場合には、時間オーダーの現象とその間の運転員操作を考慮するため、安全評価解析で従来行われているLOCA (小破析) に比べ、結果の不確定性が大きくなりがちであり、それが後半の炉心熔融以後の解析 (FP挙動、環境影響評価) にも影響する。一方、各段階での不確定さについてプラントの安全面等から見て厳しい側 (EM (Evaluation Model: 評価モデル) 的に求めて解析を行うと、全体的な結果と現実とに起る可能性のある事象との対応が不明瞭になってしまう。そこでORNLではこの点を解決するために次のような方針で全体計画を実施した。

- ① 初期事象についての完全なフォールト・ツリー解析は行わない。可能性のある多数のツリーの分岐を少数の代表例にまとめる。
- ② BE的ではあるが、事故シーケンスの各局面での詳細解析よりも全体的にシステム応答を把握できるような手法をとり、特定の重要な近似についてはより詳細に検討する。
- ③ 解析モデルは現象全体の理解が進むにつれ改良してゆく。

この方針はORNLには自前の編碼コードがありMARCHのような計算時間の短い解析コードを主に用いていることにも依存していると考えられる。INELのRELAP 5, LANLのTRACのような詳細コードによる解析では計算時間の問題があるので、解析モデルを試行錯誤的に改良していくことよりも、予め別の簡略計算によって、どの程度詳細なモデルが必要であるかを決定する

方が实际的であろう。

以下、表 1.12 の事件について解析結果の要点を述べる。

(1) BWR のスクラム吐出器 (Scram Discharge Volume : SDV) 破断による LOCA <sup>(14)</sup>

Browns Ferry 3号炉で生じたスクラム一部不動作 (制御棒の約半数が挿入失敗) 事故の解析から問題が提起された、SDVでの破断による LOCAを想定したシーケンスの研究である。BWR のスクラム時には制御棒駆動弁の放出側の水がスクラム吐出弁 (Scram Discharge Valve) の開放により SDV へ放出される。もしもこの弁より下流側に破断があると、一次冷却材が直接原子炉建屋へ流れ出す LOCAとなる。この流出を終息させるにはスクラム吐出弁をすべて再閉止 (スクラム信号のリセットで可能) するのが唯一条件であるが、186 個 (Browns Ferry 炉の場合) の弁のいくつかが再閉止に失敗する可能性はかなり高く、この場合原子炉建屋への LOCAが継続することになる。解析結果によると、

- ① 現実的に仮定しても SDV-LOCA 発生を運転員は十分認識可能である。
- ② 事故認識後、運転員はスクラム信号リセットによる吐出弁閉止による LOCA の停止、ないしは HPCI による原子炉容器内の水位保持及び減圧を行うことができる。

したがって炉心損傷は充分回避できると結論している。最悪の場合、すなわち運転員が何らの操作も取らない場合は、約 8 時間で炉心損傷、8.5 時間で炉心熔融という結果が BWR-LACPコード及び MARCHコードにより得られている。図 1.8 および図 1.9 は、最悪ケースについての原子炉容器 (RPV) 内の圧力と水位の計算結果を示したものである。この場合、HPCI が水位の増減により自動的に起動/停止をくり返した後、圧力が 415 psia (2.86 MPa) に低下した時点で Condenser Booster Pump (CBP) が自動起動して RPV を満水にする。主蒸気管への溢水によりタービン駆動 HPCI は使用不能になり、その後 CBP の水源であるホットウェルが空になって注入水は全くなくなり、炉心の露出に至る。

炉心熔融の過程以後の熱水力学解析は MARCHコードで行われ、10時間40分後に格納容器の EPA (Electric Penetration Assembly : 電線貫通部) シールの高温による劣化破損が生じることが明らかになった。この EPA 破損の可能性を指摘したことは ORNL の研究の重要な成果である。この EPA 破損を考慮すると、それを考慮しない場合に比べて、事故シーケンスによっては格納容器破損時刻は早くなるが、破損部面積が小さいので、FP 放出量はむしろ減少する場合があるとしている。CORRAL コードによる FP 挙動解析では、放出経路として重要なものとして、RPV ヘッド貫通 (10時間52分) までは制御棒駆動機構 (CRD) 系統、その後ドライウェル破損 (EPA リーク) までは CRD に加えてドライウェルからの漏洩、以後は破損した EPA からのガス放出が主要な寄与をすることが示された。

(2) PWR の運転基準に関する研究

重大事故ないしはその可能性を持つ状況下での運転基準 (Operator Guideline) についての研究は、SASA 計画中で数多く実施されているようであるが、必ずしも詳細な報告書の形で発表されていない。その理由としては恐らく、個々の研究が特定のプラントのある限られた事故シナリオを想定した解析であるため、包含する問題範囲が狭いためであろう。軽水炉安全性情報会議等ではいくつかの発表が行われているが、その中から INEL が RELAP 4 / Mod 7 を用いて行った解析結果 <sup>(15)</sup> を紹介する。対象は、CE (CESSAR 80 型) 及び B & W プラントの

LOFW (Loss of Feed Water: 給水喪失), 及び Westinghouse 社の 2 ループ PWR の SGTR (Steam Generator Tube Rupture: 蒸気発生器伝熱管破損事故) で、それぞれ運転基準の妥当性について検討している。このうち、CE のプラントは、加圧器 PORV (Pilot Operated Relief Valve: パイロット逃し弁) を持たず、その代わり原子炉容器頂部にベント弁を有するというものであり現在 NRC がその設計の妥当性について検討中のプラントである。解析によると、LOFW で外部電源喪失を仮定した場合の減圧方法については、原子炉容器頂部ベントは容量不足 (崩壊熱による炉心発熱相当のエネルギーを除去できない) のため有効でなく、加圧器補助スプレーが有量なこと、但し高压注入系により加圧器が満水になるとスプレーは効力を失なうので注意を要すること、また補助スプレーの ON/OFF に頼り、高压注入系を使用しないと 2 次側ヒートシンクが復活しても炉心露出の可能性があると指摘された。

B & W 型原子炉の全給水喪失事故では、運転員操作として、2 個の大気放出弁の開放と、高压注入系の手動起動を想定してその有効性を解析した。その結果、次のことがわかった。

- ① 大気放出弁は、給水系が作動していない限り冷却能力への寄与は小さい。
- ② 高压注入系は 1 系統のみで充分に PORV からの冷却材流出を補い、1 次系内の気泡を減少させ炉心の冷却に役立つ。

Westinghouse 社の 2 ループ PWR の SGTR の場合、現行の運転指針、すなわち ① 破損 SG の同定、② その隔離、③ 健全 SG による除熱、を基本とする一連の指示は妥当であるとの結論を得ている。

#### 1.2.4 炉心損傷事故の評価解析の観点から見た ATWS (Anticipated Transient Without Scram: スクラム不能時の異常過渡変化) 及び解析例

炉心損傷に至る虞れのある事故シーケンスの中で、発生確率と影響という観点から見た時に、比較的重要なものは小破断 LOCA と各種の過渡事象を起因事象とするシーケンスであり、過渡事象の中には原子炉スクラムを伴う場合と、スクラム失敗の場合 (ATWS) がある。小破断 LOCA 及びスクラム有りの過渡事象では、事故の起因事象は多様多様であっても、炉心の損傷は冷却材の緩やかな喪失による冷却能力の低下によって起こるといふ共通点があった。このため炉心の損傷過程は類似の様相を示すと考えられる。また事故発生から重大な炉心損傷に至るまでの時間は比較的長く 1 時間から数時間またはそれ以上のオーダーであると考えてよい。従って、その間に運転員等が事故の進展を抑制する処置をとれる可能性が高いと考えられる。それに対して、ATWS の場合には、スクラムを伴わないために、炉心出力が十分抑制できないか、または通常運転出力より高くなる場合があり得る。このために炉心に冷却水があっても、燃料を十分冷却できずに燃料棒温度が上昇しさらに炉心の損傷に至るといった可能性を一概には否定できない。その場合、一種の出力冷却不整合 (Power Cooling Mismatch) を生じる訳であり、炉心の損傷形態は LOCA の場合と当然異なったものとなる。また時間的にも比較的短い (例えば 10~数百秒) 間に炉心損傷が発生するであろうから、運転員の処置に期待することは殆ど不可能だろう。

一方、このような短時間の現象以外にも、ATWS から炉心損傷に至るシーケンスとしては、一次冷却系の圧力が過度に上昇するため圧力バウンダリの一部の破損を生じて LOCA に結びつく場合、逃し弁の閉鎖失敗により LOCA を生じる場合等、冷却材不足を経て炉心損傷に至るケース

が考えられるが、これらは出力レベルの違いにより時間経過に若干の差はあっても、炉心の損傷形態としては小破断 LOCA と同一の立場で論じることが出来よう。また出力制御系以外に特別な故障を仮定しない場合でも、余熱除去系の冷却能力を上回る出力状態が長時間続いて最終的に炉心冷却不能の状態に至るというシーケンスも（一種の LOCA ではあるが）考えられる。この最後の例は、現在までの RSSMAP 等リスク評価で ATWS に対して考えられてきた代表的なシーケンスである。

従って、ATWS に特徴的な炉心損傷過程があるとすればそれは、ATWS に起因する出力上昇のために比較的短時間で炉心損傷に至るケース、及至は高出力状態が続いて長期的な冷却モードの確立が不可能な場合のいずれかである。前者の観点からの解析は米國 NRC の要請により、米國の原子炉メーカーの解析した例が報告<sup>(10)</sup>されているが、内容に不明の点が多く、また後者に相当する RSSMAP<sup>(2)</sup>の例では、熱水力的挙動の解析については充分示されていない。この観点から、本タスクフォースでは、事故発生後の比較的短い時間の過渡変化挙動に注目した解析と、さらに高出力状態下での過し弁による蒸気放出による冷却材減少の過程の定量的解析、の 2 つの解析を実施した。また PWR と BWR を比べた場合には、炉の特性から BWR の方が一次系の圧力増加が大きき正のフィードバックをもたらすため短時間の出力上昇の観点からは厳しい結果が出ると考えられるので、BWR のみを解析対象とした。解析結果の詳細は付録に譲るとして、ここでは結果の概要のみを述べる。

解析に用いたプラント特性データは米國 Peach Bottom 2 号炉相当の 110 万 kW<sub>e</sub> 級の GE 社製 BWR に対応するものである。但し一次系の圧力挙動に大きく影響する過し安全弁（Safety Relief Valves；以下 SRV）の容量は、國內 BWR 並の値に変更した（定格蒸気流量の 112%）。付録に述べた解析では ATWS の起因事象、すなわちスクラム信号を発生させる原因として 4 種の過渡事象をとり上げているが、ここではそのうち代表的な「圧力制御装置の故障」についての結果の一部と、その他の事象も含めた結論のみを述べる。

現象面から見た BWR の ATWS の特徴は以下の通りである。

- (1) 過渡変化により、主蒸気隔離弁またはタービン蒸気加減弁の開鎖が生じると、一次系圧力の上昇が生じ、それが炉心ボイド率の減少を通じて正の反応度フィードバックを与え、圧力は更に上昇する。
- (2) この出力上昇は燃料の温度上昇をもたらす。その結果、負のドップラー反応度の働きで炉心の出力上昇は収まる。
- (3) 一次系の圧力は過し安全弁（SRV）からの蒸気放出によって抑制される。長期的には、安全注入系等による注水を行わない限り、一次系圧力は SRV 設定圧のまま推移する。
- (4) 再循環ポンプトリップにより炉心流量が減少すると、炉心のボイド増加による負の反応度フィードバックが作用して炉出力は低下する。

我々の解析結果から得られた結論は以下の通りである。

- (1) 初期の出力上昇時において燃料温度が上昇しても、炉心損傷に至る可能性は少ない。
- (2) 圧力バウンダリの健全性に關係する。一次系の最高圧力は SRV の容量に極めて敏感である。

- (4) 各種の注入系の作動を考慮せず、冷却水がSRVから放出され続けた場合でも、過渡変化開始から少なくとも10分程度は炉心露出の虞はない。

### 1.3 成果の反映と今後の課題

#### 1.3.1 事故シーケンスの研究の現状と成果

事故シーケンスに関する研究の現状とその成果について、本項では

- (1) PRAによる重要シーケンスの識別
- (2) 重要シーケンスの詳細な検討

の2項目に分けて現状を述べる。なお、事故シーケンスに関しては近年、数多くの研究が発表されている。それらは現在の所、国際会議での発表に過ぎず、詳細については今後の報告書の公開を待たねばならないものも多い。しかし炉心損傷事故の今後の研究方向を考える上では示唆に富むものもあるので、本節の末尾に表として示しておく。

- (1) PRAによる重要シーケンスの識別

PRAの実施例は米圏を中心に急速に増加しており、電力会社等民間機関が行った例を含めると20例を越えている。これらを通して、公衆が原子炉から受けるリスクの主たる原因となるシーケンスが明らかになりつつある。

そして、多くのプラントに共通の特性として、小破断LOCAや異常な過渡変化(BWRではATWSを含む)などの起因事象に人的過誤や機器故障が重畳して発生するシーケンスが重要であることが判ってきた。また炉心損傷に至る過程、格納容器破損に至る過程、放射性物質の移行過程において重要となる物理現象には共通なものが少くないことが解ってきた。重要な物理現象に関する認識は、以下の各章で述べる物理現象に関する研究において、研究計画の作成に反映されている。

しかし、関連する物理現象には共通点が多いとは言え、個々のシーケンスの発生確率や放射性物質の放出量に関しては、プラントの設計や運転条件等に依存する度合も決して小さくはない。一部のプラントに関しては、地震や洪水等の外部起因事象も無視できないとの報告もある。従って、今後は我國の原子炉についても、個別のプラントの条件を考慮したPRAを試みる事が有意義であろう。

- (2) 重要シーケンスの詳細な検討

PRAにより識別された重要シーケンスに関して詳細に検討するためのアプローチとして2つの方法を紹介した。その第1は、PRAの評価結果に含まれる不確実度を定量化することを主たる目的とするものであり、解析上の種々の仮定(コードの入力データとなるパラメータ等)を変化させて感度解析を行うものである。これにより、現存の手法によるPRAの結果の信頼度に関する裏付けが得られ、また同時にどのような点に関しより深く研究する必要があるかがわかる。

このような感度解析においては、事故の発生からFPの周辺環境への放出に至るまでの進展過程の全体を一貫した手法で解析する必要がある。従って、そこで用いられる解析コードにおいては、関連する物理現象の各々について詳細に扱う機能よりも、(個別の物理現象のモデル

は単純であっても)関連する重要な因子を抜け落ちなく考慮する総合的な機能が要求されている。現在、PRAで用いられているMARCHコードは機能として不十分な点もあるとされているがそのような総合的なコードの一つと言えるものである。

1.2.2節ではこのMARCHコードを用いて行ったBWRの電源喪失事故に関する感度解析の例を挙げて紹介した。

この解析では格納容器の破損時刻の計算値に大きく影響する6個のパラメータが抽出されている。ただしこのような研究においては、使用する計算コードの物理モデルが比較的単純なものであるという制約のために、考慮に入れることができなかったパラメータもあることに注意する必要がある。この分野での今後の課題は、解析対象とする事故シーケンスの範囲を拡大しリスク評価上重要なシーケンスに関して系統的な解析を行うことにより、リスク評価に含まれる不確実度を総合的に評価することである。また感度解析の結果を評価する時には、前述のようなコードのモデル上の制約を補うために、物理現象に関する各種の研究成果を考慮に入れた評価を行っていく必要がある。

事故シーケンスの詳細解析のための第2の手法は、特定の事故シーケンスを選んで、事故の進展過程をできる限り現実的に推定しようとするものである。そのような解析により、事故時におけるプラント挙動に関する我々の理解が深まるとともに、苛酷な事故時における運転手順について検討するための有益な情報が得られる。また、このような解析の結果は、現在のPRA手法をより精密なものにするためにも役立つものである。

このような解析の現状を示す例として、1.2.3節では米国のSASA計画の概要を示した。ここでは、事故の起因事象としては全交流電源喪失、全給水喪失等の非常に過酷な事故条件を仮定しながらも、それ以外の運転条件、運転手順等についてはできる限り現実的な条件を仮定して解析を行っている。またプラントの挙動を現実的に推定する手段としては、RELAP 5、TRAC等の比較的詳細な熱水力解析コードを用いている例が多い。

SASA計画の成果としては、例えばBWRのMark I型格納容器では、格納容器の破損形態として電源ケーブル貫通部の熱的損傷を考慮する必要があることを示したことのように、事故の進展過程に大きな影響を及ぼす因子を抽出したこと、およびいくつかの事故シーケンスについて、事故の進展を緩和するための運転手順を示したことがある。

本章では詳しい説明は省いたが、本タスクフォースではBWRのATWSの解析を独自に行い、この結果を付録に示した。この解析では、圧力制御系故障や主蒸気隔離弁閉鎖等の異常な過渡変化に際してスクラムが作動しないと一時的に高い出力上昇が起きるけれども、その程度は炉心の大規模な損傷に至る程のものとはならないであろうことを示した。また一次系の圧力挙動等について検討した。

SASAに代表される個別シーケンスの詳細解析の例は、本章に報告した例の他にも多く発表されるようになってきている。しかしながら、現在までに得られた知見は、以然として断片的なものであって事故時の運転手順の検討や防災計画の検討等の目的のためには、十分とは言えない。今後はこれまでに得られた知見を収集し整理するとともに、さらに系統的な解析を行っていく必要がある。

また、解析手法に関しても、多くの課題が残されている。大きな課題としては次の2点が指

術できる。

- ① 運転員の操作およびプラントの多様な機能（制御系、補助冷却系、安全系等）の作動・不  
作動の結果を考慮に入れて、実用的な計算時間で解析のできる計算コードを開発すること。
- ② 損傷炉心の冷却可能性を考慮しながら、炉心損傷発生後の事故収束の可能性を評価するこ  
とができる計算コードを開発すること。

前者は、広範な事故シーケンスについて系統的に運転手順を検討するためには不可欠のもの  
となろう。後者は、事故時の環境への影響を現実的に評価するために必要である。

### 1.3.2 今後の課題

以上の議論をまとめると今後、炉心損傷事故の事故シーケンスに関連して我国で重点的に取り  
組みべきであると考えられるテーマは以下のとおりである。

#### (1) PRA手法による重要シーケンスの解明

我国の原子炉の設計条件・運転条件・自然条件を考慮にいれたPRAを実施するとともに、  
国外で実施されたPRAの結果を集約・整理することによって、重要シーケンスを識別し、炉  
心損傷事故の対策を見直すときに考慮すべき範囲を明確にする。

#### (2) PRAの不確実度解析とPRAの精度向上

炉心損傷事故に対する対策の検討、およびそれに関連する研究テーマの選定のために、PRA  
を役立てるためには、現有の手法でなされたPRAの結果にどの程度の不確実度（Uncertainty）  
が含まれているかを明らかにしておく必要がある。

炉心損傷事故の進展過程の解析については、特に放射性物質の移行過程の予測等に関し、現  
有のPRA用コードでは考慮されていない重要な現象があるとの指摘がある。そのような現象の  
寄与については、不確実度解析の中で、適切に考慮することが必要である。またPRA用コード  
の解析モデルの改良も行っていくべきである。

#### (3) 重要シーケンスの詳細解析のためのコード開発と解析の実施

炉心損傷事故に関する知見を整理し、研究計画の策定や事故対策の検討等に役立てるための一  
つの手段として、重要シーケンスを系統的に選定して詳細な解析を行うことが有効であろう。  
すなわち、PWRおよびBWRにつき代表的な炉型を数種選定し、各々につきPRA結果および  
事象の類似性等を考慮して重要なシーケンスを定めて、詳細な解析・検討を行うべきである。

このような解析のためには、関連する物理現象、プラントを構成する各種システム（特に制  
御系、安全防護系、補助冷却系等）の機能、運転員による操作の影響等を、現実的な形で考慮  
に入れる必要があり、そのための解析コードの整備が重要である。

#### (4) 研究成果の炉心損傷事故対策等へのフィードバック

前述の(1)、(2)、(3)の研究の成果をPRAの改良、事故時運転手順の検討、防災対策の検討等に  
役立てる。

研究の現状と主な成果についての概要を表にして示す。

事故シーケンスに関する研究の現状 (1/4)

項 目	内 容	研 究 機 関	主 な 成 果	参 考 文 献
PRA (確立論的 安全評価)	<u>WASH-1400</u> Surry 炉 (PWR) 大型格納容器	USNRC	PRA手法に基づく重要シーケンス <ul style="list-style-type: none"> <li>・インターフェイス LOCA (低圧注水系の遮止弁 2 個の同時故障)</li> <li>・外部電源喪失を含むトランジェント</li> <li>・直径 1/2 ~ 2 インチの小破断 LOCA</li> </ul>	(2)
	Peach Bottom 炉 (BWR 4) MARK I 型格納容器	USNRC	<ul style="list-style-type: none"> <li>・格納容器からの余熱除去失敗を伴うトランジェント</li> <li>・原子炉停止失敗を伴うトランジェント</li> </ul>	(2)
	<u>RSSMAP</u> Sequoyah 炉 (PWR) アイスコンデンサ型格納容器	SNL	<ul style="list-style-type: none"> <li>・直径 1/2 ~ 2 インチあるいは 2 ~ 6 インチの小破断 LOCA (ECCS 再循環失敗や、格納容器スプレイ再循環失敗を伴う)。</li> <li>・インターフェイス LOCA (低圧注水系の遮止弁 2 個の同時故障)</li> <li>・外部電源喪失を含むトランジェント</li> </ul>	(3)
	Grand Gulf 炉 (BWR 6) MARK III 型格納容器	SNL	<ul style="list-style-type: none"> <li>・外部電源喪失または、その他のトランジェント (過し安全弁開閉着、復水器系四重失敗、圧力抑制水冷却失敗、非常用炉心冷却失敗、余熱除去失敗の組合せ)</li> <li>・原子炉停止失敗を伴うトランジェント</li> </ul>	(3)

項 目	内 容	研 究 機 関	主 な 成 果	参考文献
	<u>Zion Probability Safety Study</u> Zion 炉 大型格納容器  <u>IREP (Interim Reliability Evaluation Program)</u> Browns Ferry 1号炉 (BWR4) MARK I型格納容器  <u>German Risk Study</u> Biblis B 炉 (PWR) KWU (Kraftwerk Union) 制	Commonwealth Edison Company   EG and G Idaho, Inc.   GRS	・圧力抑制水の熱除去失敗を伴う小破断 LOCA  ・地震 (全 AC 電源喪失) ・外部電源喪失によるタービントリップ (全 AC 電源喪失, 補助給水喪失) ・インターフェイス LOCA  ・崩壊熱除去失敗を伴うトランジェント (RHR系における圧力抑制水冷却モードとシャットダウン冷却モードの失敗) ・外部電源喪失と崩壊熱除去失敗 ・原子炉停止失敗を伴うトランジェント  ・小破断 LOCA ・主タービン発電機からの電源喪失と外部電源喪失を起す事象とするトランジェント	(17)           (8)
FRACに関する不 確実性解析および感度解析	MARCH/CORRALによるBWR電源喪失事故の感度解析 ZionおよびIndian Point 炉のリスク評価に関する不確実性解析	JAERI  BNL	格納容器の破損時刻およびFP放出量に關し、各種の因子がどのような影響を及ぼすかを検討した。 格納容器の破損モードに關して、水素燃焼、緩やかな圧力上昇、格納容器内におけるアブリの冷却可能性、格納容器内のファンクターラの有効性の4種のバ	(9)   (不文参照)



項 目	内 容	研 究 機 関	主 な 成 果	参考文献
重要シーケンス の詳細解析	BWRの炉心損傷事故のシーケンス解析	ORNL INEL	<p>・過速を考慮しないと、早期死亡と早期の被害が増大した。</p> <p>電源喪失、スクラム放出容器のLOCA、余熱除去失敗(TW)、冷却水注水失敗(TQUV)等の事故シーケンスを詳細に解析した。格納容器の破損モードに関して、貫通部の高温による破損の重要性を指摘するとともに、事故時の運転手順につき検討している。</p>	(21)
	PWRの事故時運転手順検討のためのシーケンス解析	SNL INEL LANL	<p>電源喪失、給水喪失等のシーケンスを解析し、事故の影響緩和または回復のための運転手順等につき検討している。解析は、主として、炉心損傷に至るまでの過程に注目して行っている。</p>	(22) (20)
	ECCSの多重故障に対する燃料温度の応答に関する解析	GES KWU BBR	<p>大破断および小破断のLOCAに対し、ECCSの故障条件と作動時間の遅れの影響を調べた。この結果、ECCSの設計基準を超える多重故障が発生しても、炉心の冷却可能性が保たれる場合が少なくないことを示した。</p>	(24)
	TMI-2事故の解析	LANL	<p>TRAC-PF1およびMIMASコードにより解析を行い、炉心の溶融部分の大きさ、損傷部分の大きさ等を推定している。</p>	(25)

## 参 考 文 献

- (1) 原研, 炉心損傷事故に関する調査検討タスクフォース, "炉心損傷に関する研究の現状と課題", JAERI-M 82-000 (1982).
- (2) U.S. NRC, "Reactor Safety Study", WASH-1400, NUREG75/014 (1975).
- (3) SNL; "Reactor Safety Study Methodology Applications Program", NUREG/CR-1659, SAND80-1897 (1981).
- (4) U.S. NRC; "Proposed Commission Policy Statement on Severe Accidents and Related Views on Nuclear Reactor Regulation", NUREG/BR-0032, Vol.3, No.15, (1983).
- (5) Levine, S. and Stetson, F., "How PRA is being used in the U.S.A.", Nuclear Engineering International, (June, 1982).
- (6) Der Bundesminister für Forschung und Technologie (Ed.), "Deutsche Risikoestudie Kernkraftwerke, Eine Untersuchung zu dem durch Störfälle in Kernkraftwerken verursachten Risiko", Verlag TÜV-Rheinland, Köln (1979).
- (7) Barsell, A.W. and Wall, I.B., "German Risk Study - Main Report, A Study of the Risk Due to Accidents in Nuclear Power Plants", Report EPRI-NP-1804-SR, (1981).
- (8) Beyer, A. and Neuser, F.W., "Basic Aspects and Results of the German Risk Study", Nuclear Safety, Vol.22, No.6 (1981).
- (9) Tobioka, T. and Bertucio, R.C., "Use of Event Tree Analysis in Development of a LOCA Test Program", ANS Transaction, Vol.39, pp.590-591, (1981).
- (10) U.S. NRC; "Severe Accident Research Plan", NUREG-900, (1983).
- (11) Cook, D.H., et al., "Station Blockout at Browns Ferry Unit One - Accident Sequence Analysis", NUREG/CR-2182, Vol.1, ORNL/NUREG/TN-455/V1, (1981).
- (12) U.S. NRC, "Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents", NUREG-0772, (1981).
- (13) Kurth, R., et al., "Determination of Environmental Radionuclide Release Uncertainties for LWR Meltdown Accidents", ANS Annual Meeting, Las Vegas, Nevada, June 8-12, (1980).
- (14) Condon, W.A., et al., "SLOCA Outside Containment at Browns Ferry Unit One - Accident Sequence Analysis", NUREG/CR-2672, Vol.1, ORNL/TN-8119/V1, (1982).

- (15) Hunter, J.A., "Analysis in Support of Operator Guidelines for Severe Accidents", Paper presented at U.S. NRC 10th Water Reactor Safety Research Information Meeting (1982).
- (16) U.S. NRC, "Anticipated Transients Without Scram for Light Water Reactors", NUREG-0460, Volume 4, (1980).
- (17) Commonwealth Edison Company, "Zion Probability Safety Study", September (1981).
- (18) Mays, S.E., et al., "Interim Reliability Evaluation Program: Analysis of the Browns Ferry, Unit 1, Nuclear Plant", NUREG/CR-2802, EGG-2199, (1982).
- (19) Pratt, W.T., et al., "An Assessment of Uncertainties in Core Melt Phenomenology and Their Impact on Risk at the Z/IP Facilities", Proc. Int. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS14.4, Cambridge, Massachusetts, (1983).
- (20) Rountree, S.L.K. and Hatch, S.W., "Evaluation of the Sensitivity of Reactor Risk to Uncertainties", Proc. Int. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS17.6, Cambridge, Massachusetts, (1983).
- (21) Hodge, S.A., "An Overview of BWR Severe Accident Sequence Analyses at Oak Ridge National Laboratory", Proc. Int. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS10.5, Cambridge, Massachusetts, (1983).
- (22) DeMuth, M.S., et al., "Analysis in Support of Operator Guidelines for Severe Accidents Using TRAC-PWR", NUREG/CP-0041, (1983).
- (23) Hunter, J.A., et al., "Analysis in Support of Operator Guidelines for Severe Accidents", NUREG/CP-0041, (1983).
- (24) Mayinger, F., "Severe Accident Issues, Regulatory Implications and Status of Research and Development in the FRG", Proc. Int. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts, (1983).
- (25) Maudlin, P.J., et al., "An Integrated Analysis of the TMI-2 Accident Transient", Proc. Int. Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS7.6, Cambridge, Massachusetts, (1983).

表 1.1 米軍における原子炉プラントのPRA  
Plant-Specific PRA studies in the United States

Plant	Operating License	Units	Year	AE	SW	Equipment Dry-Sphere	Success <sup>1</sup> Program	Initiator/Shutdown
Yucca	1000	175 W	SW				Utility	1001/1001
Big Rock	1002	71 GE	Boothel	SW			Utility	1000-1001
Peak	1000	600 GE	BAR	Mark I			Utility	1077/
Cherry	1000	600 GE	BAR	Mark I			Utility	1000/1002
Cherry	1000	600 GE	BAR	Mark I			Utility	1000/1002
Millstone 1	1070	600 GE	EM-1000	Mark I			NRG (1974-1-1-001)	1072/1070
							NRG (1974-1-1-002)	1072/1070
							NRG (1974-1-1-003)	1072/1070
Savoy 1	1072	700 W	SW	Dep.			Utility	1000/1001
							Utility	1000/1002
Peak	1070	1000 GE	Boothel	Mark I			Utility	1000/1002
Zeon 1 & 2	1070	1000 W	SLL	Dep.			Utility	1000/1002
Jackson Pl.	1070	575 W	USBC	Dep.			Utility	1000/1002
2 & 3							Utility	1000/1002
Boiling	1070	1000 GE	TVA	Mark I			NRG (1974-1-1-001)	1000/1002
Perry 1	1070	1000 GE	TVA	Mark I			Utility	1000/1002
Shore	1070	1000 GE	TVA	Mark I			Utility	1000/1002
Perry 1	1070	1000 GE	TVA	Mark I			Utility	1000/1002
Onondaga 2	1070	600 BSW	Duke	Dep.			NRG (1974-1-1-001)	1072/1001
							Utility	1000/1002
Onondaga 3	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
							Utility	1000/1002
Onondaga 1	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 2	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 3	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 4	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 5	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 6	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 7	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 8	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 9	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 10	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 11	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 12	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 13	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 14	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 15	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 16	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 17	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 18	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 19	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 20	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 21	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 22	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 23	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 24	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 25	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 26	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 27	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 28	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 29	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 30	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 31	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 32	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 33	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 34	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 35	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 36	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 37	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 38	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 39	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 40	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 41	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 42	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 43	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 44	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 45	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 46	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 47	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 48	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 49	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 50	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 51	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 52	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 53	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 54	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 55	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 56	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 57	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 58	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 59	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 60	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 61	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 62	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 63	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 64	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 65	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 66	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 67	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 68	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 69	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 70	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 71	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 72	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 73	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 74	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 75	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 76	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 77	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 78	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 79	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 80	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 81	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 82	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 83	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 84	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 85	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 86	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 87	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 88	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 89	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 90	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 91	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 92	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 93	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 94	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 95	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 96	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 97	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 98	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 99	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002
Onondaga 100	1070	600 BSW	Duke	Dep.			Utility	1000/1002

SW - Standby Power Reserve Mode  
 DEP - Dependent Reliability Evaluation Program  
 1000 - Initial Safety Analysis Study  
 1070 - Nuclear Safety Study Technology Applications Program

表 1.2 RSS および RSSMAP で評価対象とした原子炉の主要な特徴

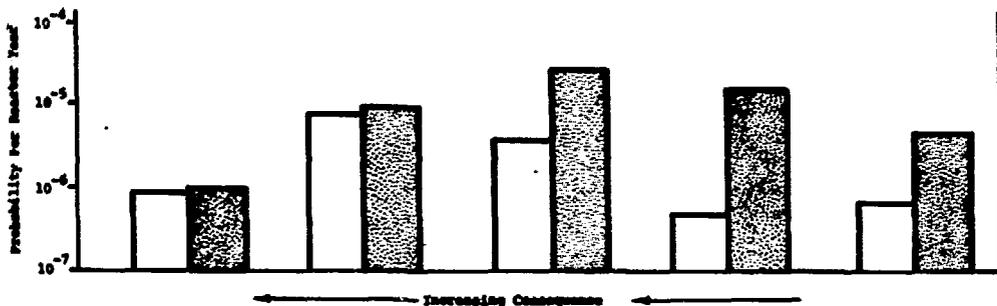
## Major Characteristics of RSS and RSSMAP Studied Plants

RSSMAP PLANT	RSS PLANT USED FOR COMPARISON (WASH-1400)
<p><u>Seawanhawak 11 FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - Westinghouse</li> <li>• Architectural Engineer - Tennessee Valley Authority</li> <li>• Four Reactor Coolant Loops</li> <li>• 1148 MWt</li> <li>• Ice Condenser Containment</li> <li>• Now in low power testing</li> </ul>	<p><u>EMERY FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - Westinghouse</li> <li>• Architectural Engineer - Stone and Webster Engineering Corp.</li> <li>• Three Reactor Coolant Loops</li> <li>• 775 MWt</li> <li>• Dry Subatmospheric Containment</li> <li>• Commercial Operation on 12/72</li> </ul>
<p><u>Onondaga 12 FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - Babcock and Wilcox</li> <li>• Architectural Engineer - Duke Power Co. with Assistance from Bechtel Power Corp.</li> <li>• Two Hot Leg Reactor Coolant Loops</li> <li>• Four Cold Leg Reactor Coolant Loops</li> <li>• 806 MWt</li> <li>• Dry Containment</li> <li>• Commercial Operation 12/74</li> </ul>	<p><u>SURRY FWR</u></p>
<p><u>Calvert Cliffs 12 FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - Combustion Engineering</li> <li>• Architectural Engineer - Bechtel Power Corp.</li> <li>• Two Hot Leg Reactor Coolant Loops</li> <li>• Four Cold Leg Reactor Coolant Loops</li> <li>• 830 MWt</li> <li>• Dry Containment</li> <li>• Commercial Operation 4/74</li> </ul>	<p><u>SURRY FWR</u></p>
<p><u>Grand Gulf 01 FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - General Electric Co.</li> <li>• Architectural Engineer - Bechtel Power Corp.</li> <li>• BWR/4 Design</li> <li>• 1250 MWt</li> <li>• Mark III Containment</li> <li>• Commercial Operation scheduled for 1981</li> </ul>	<p><u>Peach Bottom FWR</u></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Reactor Vendor - General Electric Co.</li> <li>• Architectural Engineer - Bechtel Power Corp.</li> <li>• BWR/4 Design</li> <li>• 1065 MWt</li> <li>• Mark I Containment</li> <li>• Commercial Operation 7/74</li> </ul>

表 1.3 PWR の重要シーケンスの比較

Comparison of PWR Dominant Accident Sequences

Category 1		Category 2		Category 3		Category 4		Category 5	
RBS	IC	RBS	IC	RBS	IC	RBS	IC	RBS	IC
Mean	$S_1B-U$	V	$S_2WF-Y$	$S_2C-S$	$S_2M-Y$	Mean	$S_1B-Y$	Mean	$S_1B-Y$
Dominant	$1 \times 10^{-7}$	$4 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^{-5}$	Dominant	$1 \times 10^{-5}$	Dominant	$4 \times 10^{-6}$
		$WLS-S$	V		$S_1WF-Y, S$		$S_2D-Y$		
		$2 \times 10^{-6}$	$5 \times 10^{-6}$		$3 \times 10^{-6}$		$6 \times 10^{-6}$		
		$WLS-Y$			$WLS-Y$				
		$7 \times 10^{-7}$			$3 \times 10^{-6}$				



Comparison of Dominant Accident Sequences: RBS PWR and Ice Condenser PWR

RBS: WASH-1400 (Savvy)

IC: RBMAP (Sequoyah 1)

Symbols Used in Figure

Initiating Events

- $S_1$  -- Small LOCA (2 in.  $\leq$  D  $\leq$  6 in.)
- $S_2$  -- Small LOCA ( $\leq$  2 in.)
- V -- Inoperating systems LOCA
- T -- Transient

System Events

- B -- Electric power system
- C -- Containment spray injection system
- D -- Emergency core cooling recirculation system
- F -- Containment spray recirculation system
- H -- Emergency core cooling recirculation system
- L -- Auxiliary feedwater system
- N -- Power conversion system

Containment Failure Modes

- $\alpha$  -- Vessel steam explosion
- $\gamma$  -- Hydrogen burning
- $\delta$  -- Overpressure

(KER3)

表 1.4 BWR の重要シーケンスの比較

Comparison of BWR Dominant Accident Sequences

Peach Bottom (WASH-1400)

Dominant Accident Sequence	Core	Molt	Release	Category
	1	2	3	4
SW	$\approx 2.0 \times 10^{-7}$	$\approx 3.0 \times 10^{-6}$	$\approx 1.0 \times 10^{-5}$	
TC	$\approx 1.0 \times 10^{-7}$		$\approx 1.0 \times 10^{-5}$	
Category Total	$1.0 \times 10^{-6}$	$6.0 \times 10^{-6}$	$2.0 \times 10^{-5}$	$2.0 \times 10^{-5}$

Grand Gulf (RESMAP)

Dominant Accident Sequence	Category			
	1	2	3	4
$T_1$ PE	$\approx 1.6 \times 10^{-6}$	$\approx 1.6 \times 10^{-6}$		
$T_{23}$ PE	$\approx 3.7 \times 10^{-6}$	$\approx 3.7 \times 10^{-6}$		
$T_1$ NE			$71.2 \times 10^{-7}$	$81.2 \times 10^{-7}$
$T_{23}$ NE			$72.7 \times 10^{-7}$	$82.7 \times 10^{-7}$
St	$\approx 4.6 \times 10^{-6}$	$64.6 \times 10^{-6}$		
$T_1$ SW		$66.2 \times 10^{-6}$		
$T_{23}$ SW		$61.2 \times 10^{-6}$		
$T_{23}$ C		$65.4 \times 10^{-6}$		
$T_1$ SWV			$77.5 \times 10^{-7}$	$87.5 \times 10^{-7}$
CATEGORY (1) TOTAL	$1.1 \times 10^{-7}$	$3.4 \times 10^{-5}$	$1.2 \times 10^{-6}$	$1.6 \times 10^{-6}$

(1) This is an unweighted total which includes the contribution from all the dominant sequences not shown.

Symbols

Initiating Events

- $T_1$  - A loss of offsite power transient.
- $T_{23}$  - Any other transient which requires an emergency reactor shutdown.
- S - A small LOCA (the break area is less than one square foot).

System, Component, or Functional Failure

- C - Failure to render the reactor subcritical.
- E - Failure of the Emergency Core Cooling System.
- I - Failure of residual heat removal systems after a LOCA (including transient induced LOCAs).
- P - Failure of a safety/relief valve to recede.
- Q - Failure of the Steam Conversion System.
- U - Failure of the High Pressure Core Spray and Reactor Core Isolation Cooling System.
- V - Failure of the low pressure ECCS systems to provide core flow.
- W - Failure of the residual heat removal systems after a transient.

Containment Failure Mode (RESMAP)

- a - Steam explosion
- γ - Overpressurization due to hydrogen burning
- δ - Overpressurization due to gas generation

表1.5 PWRの重要シーケンスの特徴  
Characteristics of PWR Dominant Sequences

シーケンス	局面事象	プラント状態等	炉心異常過程 (経過時間)	格納容器減圧過程 (経過時間)	FP発生経路	備考
WASH-100 (Savoy, PWR, 大規模炉型)						
V	低圧注水系の停止弁閉鎖の即時検知		低圧注水系の即時検知が外で検知し炉心が失われる。低圧注水系の機能も喪失している。このため、炉心がポイルオフから炉心過熱に至る。	格納容器外での減圧であるので、事故初期から格納容器の健全性は失われていない。	FPは低圧注水系配管を破って、格納容器内に漏る。	
TMLB'-8 TMLB'-7	外炉冷却水を奪むトランジェント(T)	主給水喪失(M)、格納容器水質(L)、外炉および内炉のAC電圧が1~3時間以上回復しない(B')	格納容器のため、一次系圧力が上がり過熱し炉心からの冷却水放出に至る。しかしAC電圧喪失のためBOCSは動かず、ポイルオフから炉心過熱に至る。(170分)	水質維持または、過熱による減圧による減圧	AC電圧喪失のため格納容器上層FP発生はない。圧力制御は格納容器ではFPは発生し、炉心過熱時には炉心タンクを破って格納容器内に漏る。	
SaC-8	循環弁閉鎖(インサート)の瞬間小断流(Sc)	格納容器スプレイ注水系統破断(C)	格納容器減圧時の減圧によりBOCSポンプがキャピタリションを呈して格納容器を動かす。このため炉心はポイルオフし、炉心過熱に至る。(200分)	断流口が小さいため格納容器スプレイを制御モードとした時に、原子炉キャピタリションが少なく、スプレイポンプの作動が速くなる。このため格納容器は減圧状態の維持。(200分)	圧力制御は格納容器では、FPは断流口を破って格納容器内に出る。炉心過熱時には炉心タンクを破って格納容器内に漏る。	
FORMAP (Savoyish, PWR, フォームマップ)						
SaEP-7	小断流 LOCA (直管) によるスプレイ破断事故(EP)	BOCS破断事故(ED)、格納容器スプレイ破断事故(EP)	BOCS破断事故によりポイルオフし、炉心過熱に至る。(180分)	水質維持による減圧状態の維持。炉心過熱は、炉心が格納容器内に落下した時に発生する可能性がある。	圧力制御は格納容器では、FPは断流口を破って格納容器内に漏る。スプレイ系による格納容器内にはFPは発生しない。	SaEPは、HとPの共通炉型であるため格納容器内に漏る。SaEPは、HとPの共通炉型であるため格納容器内に漏る。

PWR の重要シーケンスの特徴 (続き)

シーケンス	起 因 事 象	プラント機能喪失等	炉心損傷過程 (溶融開始時間)	燃料容器損傷過程 (破損時間)	FP 除去経路	備 考
S <sub>1</sub> HF-7 S <sub>1</sub> HF-8	小破断 LOCA (直径 2~ 6", S <sub>1</sub> )	同 上	同 上 (177分)	同上)または、コンクリート - 融体相互作用によるガス発生による過圧破損) (219分(8))	同 上	同 上
V	低圧注水系の遮断弁 2 個 の同時故障		WASH-1400 に同じ (38分)	WASH-1400 に同じ (0分)	WASH-1400 に同じ	
S <sub>0</sub> H-7 S <sub>1</sub> H-7 S <sub>1</sub> H-8	小破断 LOCA (直径 1/2~ 2", S <sub>1</sub> )	ECCS 電源失敗(H)	ECCS 電源失敗によりボイル オフし、炉心溶融に至る。 (80分)	水素燃焼による過圧破損)ま たは、炉心融体が下部プレナ ムに落ちた時の水蒸気燃焼)。 (110分(r))	压力容器破損以前では FP は 破断口を経て燃料容器に出る。 ESF による FP 除去はある。	
TML-7	トランジェント(T)	主給水喪失 (M) 補助給水喪失(L)	完全給水喪失のため一次系圧 力が上昇し、加圧蒸発し弁よ りの冷卻材放出に至る。この ため炉心はボイルオフし、溶 融に至る。圧力が高いため ECCS は働かない。 (200分)	水素燃焼による過圧破損)。 (238分)	压力容器破損以前では、FP は 加圧蒸発し弁から隔離タンク を経て燃料容器に出る。 ESF による FP 除去はある。	
S <sub>1</sub> D-7 S <sub>0</sub> D-7	小破断 LOCA (S <sub>1</sub> , S <sub>0</sub> )	ECCS 注水失敗(D)	ECCS 注水失敗のため炉心は ボイルオフし溶融に至る。 (82分)	水素燃焼による過圧破損)。 (238分)	FP は压力容器破損は、破 断口を経て燃料容器に出る。 ESF による FP 除去はある。	



BWR の重要シーケンスの特徴 (続き)

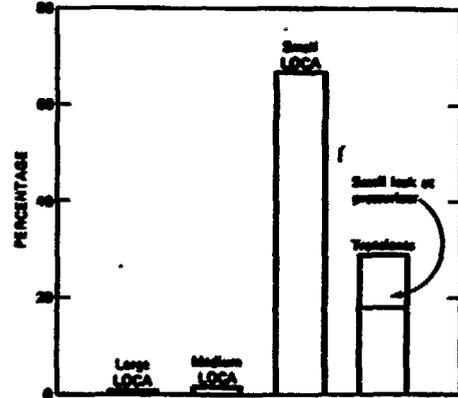
シーケンス	起 因 事 象	プラント機能喪失等	炉心温度過昇 (炉心温度過熱時間)	他の重要過渡現象 (時間)	FP 特 性 産 生	備 考
T1PQB-7 T1PQB-8 T1PQB-7 T1PQB-8	同上	過し安全弁閉鎖(閉), 炉水層 系過熱(過熱), 非常炉心冷 却装置(過熱)	過し弁からの LOCA に對し, 冷卻水供給がないので過熱時 間が長くなり, 炉心温度に 達する。	本系過熱(または過圧)後(後) (540 分)	同 上。 炉心温度が過熱(過熱)状態に 達する。ただし, 炉心温度 の過熱(過熱)は高くなる ので, プール水層は過熱(過熱) している。	高圧下で炉心温度に達する。 本系過熱(過熱)の可能性は小さい。
SI-e SI-f	小断層 LOCA (S)	圧力制御プールよりの過熱(過熱) 失調(1)	TPQI と比較(同)	TPQI と比較(同)	FP は断層口からドライウェ ルを経て, 圧力制御プールを 通過する。ただし, 炉心温度 の過熱(過熱)は高くなる ので, プール水層は過熱(過熱) している。	
T1QW-8 T1QW-8	外断層過熱(過熱) または はその他のトランジエン ト (T <sub>1m</sub> )	炉水層系過熱(過熱) または 断層からの過熱(過熱) (W)	TPQI と比較(同) (過熱(過熱)上)	TPQI と比較(同) (過熱(過熱))	TPQI と比較(同)	高圧下で炉心温度に達する。 本系過熱(過熱)の可能性は小さい。
T1QC-8	断層(過熱)以外のトランジ エント (T <sub>1m</sub> )	炉心温度過熱(過熱)に 過熱(過熱)が 過熱(過熱)する。	炉心温度過熱(過熱)に 過熱(過熱)が 過熱(過熱)する。 (71 分以後)	炉心温度過熱(過熱)に 過熱(過熱)が 過熱(過熱)する。 (71 分)	TPQI と比較(同)	同 上。 WASER-1000 との違いは, 冷 却材減少による炉心温度下 降を考慮したため。
T1QIV-7 T1QIV-8	外断層過熱(過熱)	炉水層系過熱(過熱), 高圧の 過熱(過熱), 高圧の過熱(過熱) (W)	炉心温度過熱(過熱)に 過熱(過熱)が 過熱(過熱)する。 (100 分)	本系過熱(過熱)または過圧(過熱) (7 : 104 分, 8 : 100 分)	TPQI と比較(同)	TPQI と比較(同)。

表 1.7 西独のPRAにおけるイベント・ツリー解析の結果

Summary of the Results of Event Tree Analysis in German Risk Study

Accident- initiating event	$f_{in}$ , frequency of occurrence of the initiating event per reactor-year	$P_{fs}$ , failure probability of required safety functions per reactor-year	$f_{cm} = f_{in} \times P_{fs}$ frequency of core melt per reactor-year
Large LOCA	$2.7 \times 10^{-4}$	$1.7 \times 10^{-3}$	$5 \times 10^{-7}$
Medium LOCA	$8 \times 10^{-4}$	$2.3 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-6}$
Small LOCA	$2.7 \times 10^{-3}$	$2.1 \times 10^{-2}$	$5.7 \times 10^{-5}$
Loss of preferred power (emergency power case)	$1 \times 10^{-1}$	$1.3 \times 10^{-4}$	$1.3 \times 10^{-5}$
Loss of main feedwater supply	$8 \times 10^{-1}$	$4 \times 10^{-6}$	$3 \times 10^{-6}$
Emergency power case with small leak at pressurizer	$2.7 \times 10^{-4}$	$2.6 \times 10^{-2}$	$7 \times 10^{-6}$
Other transients with small leak at pressurizer	$1 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-6}$
ATWS events*	$3 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^{-2}$	$1 \times 10^{-6}$

\*ATWS = anticipated transients without scram.



Relative contribution of various accident-initiating events to the core melt frequency.

(文庫5)

表 1.8 格納容器の破壊条件

Containment Failure Condition Assumed in the Analysis

パラメータ	設定値	破壊断面積 (ft <sup>2</sup> )	
		ドライウェル	ウェットウェル
温度	400 F	0.00694	—
温度	500 F	20.97	—
圧力	139.7 psia	0.00694	0.00694
圧力	159.7 psia	—	0.00694
圧力	189.7 psia	20.97	0.0833

表 1.9 事象時刻に対する MARCH コードの計算結果

MARCH Results for Event Time

事 象	経過時間 (時間)
炉心の溶融開始	7.22
圧力容器底部への炉心の落下	8.13
炉心デブリと圧力容器底部との反応開始	8.18
圧力容器底部破壊	8.98
炉心デブリとコンクリートとの相互作用開始	9.32
格納容器破壊	10.9

表 1.10 感度解析で使用したパラメータ

Parameters Used in the Sensitivity Analysis

変数名	変数の意味	下限値	標準値	上限値	単位	備 考
(1) TC	格納容器スラブの熱伝導率					ドライウェルの構造物: スチール・スラブ
	スチール	125	250	500	Btu/hr/ft/F	ブとコンクリート・スラブ
	コンクリート	0.4	0.8	1.6	Btu/hr/ft/F	ウェットウェルの構造物: スチール・スラブ
(2) DCF	圧力抑制水のFPに対する除染係数	1.2	100	$10^6$	—	誤差ファクター 2 スクラビング・ファクター SF は SF = 1 - 1/DCF と表わされる。 表 1.11(a), (b) 参照
(3) WDED	メルトダウンの終了時において、 一次系配管等に蓄積している水の量	$1.75 \times 10^4$	$3.5 \times 10^4$	$7.0 \times 10^4$	lb	誤差ファクター 2
(4) TMELT	炉心の溶融温度	3362.0	4130.0	5072.0	F	炉心の溶融温度の下限値として、 $UO_2$ -e-Zr 合金体の溶融温度を、上限 値として $UO_2$ の融点を使用。
	TFUS	燃料の溶融温度 + 融解熱と等価な 温度	4362.0	5130.0	6072.0	
TMLT	デブリの溶融温度	3362.0	4130.0	5072.0	F	
(5) FDROP	圧力容器底部への落下が開始する 炉心の溶融割合	0.4	0.75	0.9	—	B. C. L. の不確実さ解析 <sup>(a)</sup>
FCOL	炉心全体が落下するための最小炉 心溶融割合	0.4	0.75	0.9	—	
(6) DPART	圧力容器底部内の粒子の直径	0.0021	0.0206333	0.21	ft	不確実さが大きい。 誤差ファクター 10

表 1.10 (続き)

変数名	変数の意味	下限値	標準値	上限値	単位	備 考
(7) F12	炉心頂部と炉心上方の熱絡め回りの燃料交換係数	0.1	0.445	0.8	—	
(8) FZMCR	デブリ粒子の中心核に占める Zr 金属の割合	0.0	0.05	1.0	—	デブリ粒子は、中心核、第1殻、第2殻の3層構造になっているとする。 下限値は、Zrが第1殻に、上限値は Zrが中心核にすべて存在する場合に相当する。
(9) FZOCR	デブリ粒子の中心核に占める ZrO <sub>2</sub> の割合	0.0	0.08	0.5	—	下限値は、ZrO <sub>2</sub> が全て第2殻に存在する場合に相当する。
FZOS 1	デブリ粒子の第1殻に占める ZrO <sub>2</sub> の割合	0.0	0.1	0.5	—	上限値は、ZrO <sub>2</sub> が中心核と第1殻のみ存在する場合に相当する。
(10) WGRID	圧力容器底部に落下するグリッド板および構造物の質量	22250.0	66750.0	70450.6	lb	上限値は炉心下方構造物の全質量、下限値は標準値の1/2
(11) COND	圧力容器底部に落下した熔融燃料の熱伝導度	4.31	8.0	25.1	Btu/hr/ft/F	下限値は、UO <sub>2</sub> の熱伝導度、上限値は、スチールの熱伝導度
(12) DP	原子炉キャビティへ落下したときのデブリ粒子の直径	0.0025	0.25	25	inches	
(13) CON	原子炉キャビティへ落下したときのデブリ粒子の熱伝導度	0.4	2.0	10.0	Btu/hr/ft/F	誤差ファクター-5
(14) FLRMC	圧力容器下方構造物の熱容量	1680.0	3360.0	6720.0	Btu/hr	誤差ファクター-2

表 1.10 (続き)

変数名	変数の意味	下限値	標準値	上限値	単 位	備 考
⑩ HIM	金属-コンクリート間の界面熱伝 達係数	0.04	0.2	1.0	W/cm <sup>2</sup> /K	誤差ファクター5
⑪ HIO	酸化物-コンクリート間の界面熱 伝達係数	0.018	0.09	0.45	W/cm <sup>2</sup> /K	誤差ファクター5
⑫ EPSI	デブリー-コンクリート相互作用時 のデブリーの輻射率	0.2	0.5	0.8	—	

表 1.11(a) 圧力抑制水の無機ヨウ素に対するスクラビング・ファクター (モデル計算)  
 Scrubbing Factors as Function of Rise Time and Bubble Size\*  
 (Model Calculation)

Bubble Diameter cm	Rise Time, seconds			
	1	5	10	20
1.0	0.664	0.996	1.0	1.0
2.0	0.421	0.935	0.996	1.0
3.0	0.305	0.838	0.974	0.999
4.0	0.239	0.745	0.935	0.996
6.0	0.166	0.597	0.838	0.974

\* Note that a constant mass transfer coefficient was assumed in the calculations regardless of the bubble size.

(文献 (12) )

表 1.11(b) 圧力抑制水の粒子状物質に対するスクラビング・ファクター (モデル計算)  
 Particle Scrubbing Factors as Function of Particle Size  
 (Model Calculation)

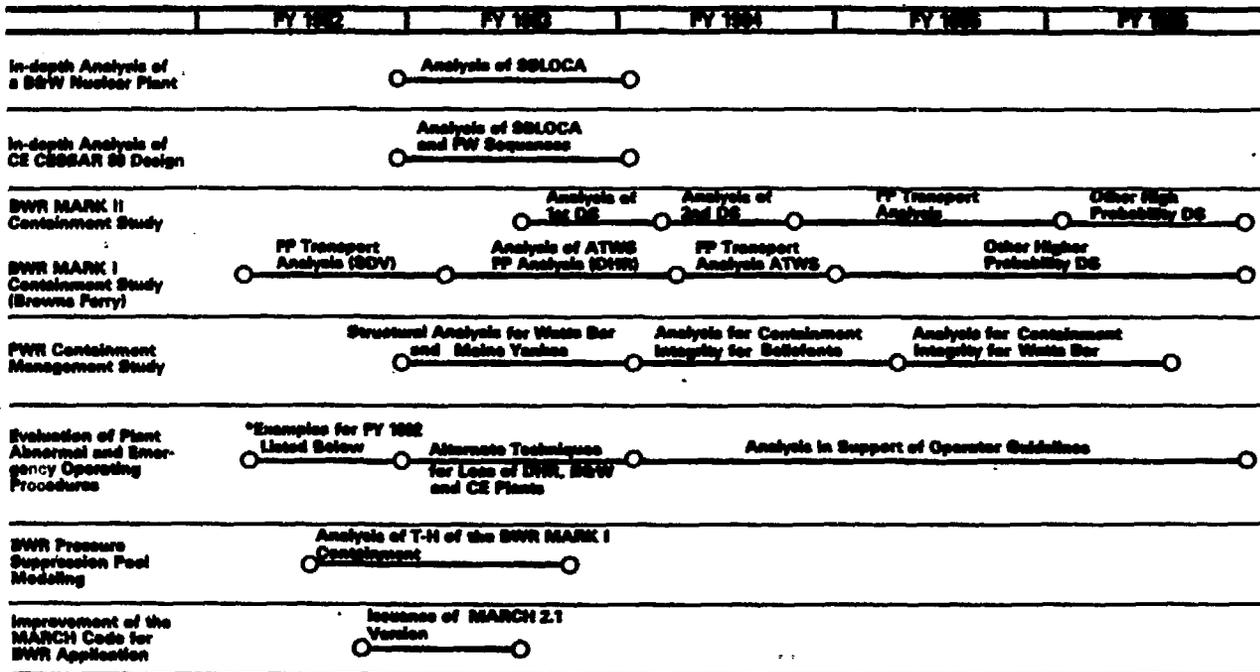
Particle Diameter, $\mu\text{m}$	SF
0.2	$1.8 \times 10^{-3}$
2	0.168
4	0.622
10	0.99
40	1.0

(文献 (12) )

表 1.12 米國SASAプログラムによる解析例

List of Analysis Performed by US SASA Program

プラント名	過渡事象	実施機関	解析コード	備考	
Zion I (W)	電源喪失	SNL	MARCH, CORRAL, CRAC	FP解析を含む 炉心露出まで 同上 同上	
		INEL	RELAP4/Mod 7		
		LANL	TRAC-PD2		
Oconee (B&W)	給水喪失	LANL	TRAC-PD2	同上	
		SBLOCA	LANL		TRAC-PF1
		INEL	RELAP5/Mod 1		
CE (CESSAR 80)	SBLOCA	INEL	RELAP5/Mod 1		
	給水喪失	ANL			
Browns Ferry I (GE)	電源喪失	INEL	RELAP5/Mod 1	FP解析を含む	
		ORNL	BWR-LACP, MARCH,		
	SDV-LOCA	ORNL	CORRAL, CRAC		



DS - Dominant Sequence  
 SB - Station Blackout  
 FP - Fission Product  
 SDV - Steam Discharge Volume  
 DHR - Decay Heat Removal  
 SBLOCA - Small Break Loss of Coolant Accident  
 FW - Feedwater  
 TH - Thermal Hydraulic

\*Depressurization Capability in CE Units Without PORVS  
 Tube Ruptures in Multiple Steam Generators  
 B&W Plant Behavior with Multiple Failures Degrading HPI  
 Unmitigated Boreon Dilution Events  
 High Point Vent Operation

図 1.1 米NRCの苛酷事故シーケンス解析  
 USNRC Severe Accident Sequence Analysis

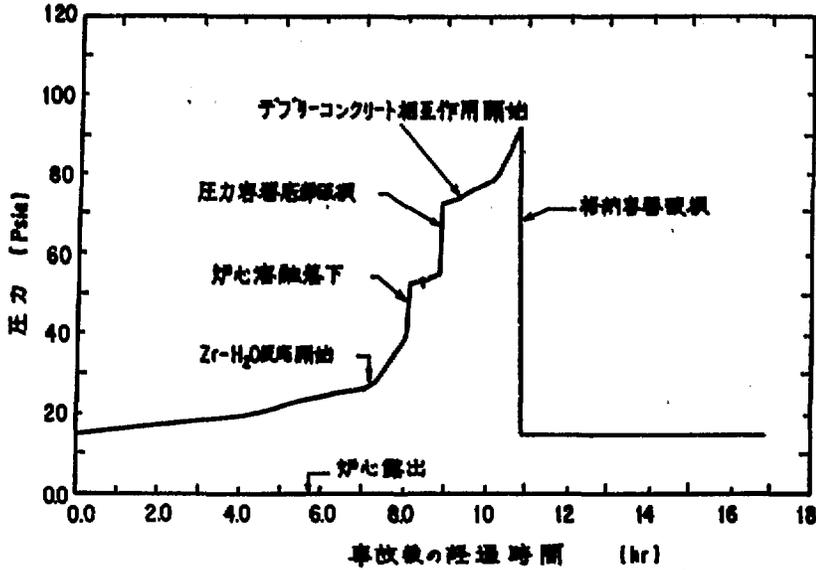


図 1.2 標準ケースに対する格納容器圧力計算結果  
Calculated Containment Pressure for Standard Case

—— ドライウェル  
----- ウェットウェル

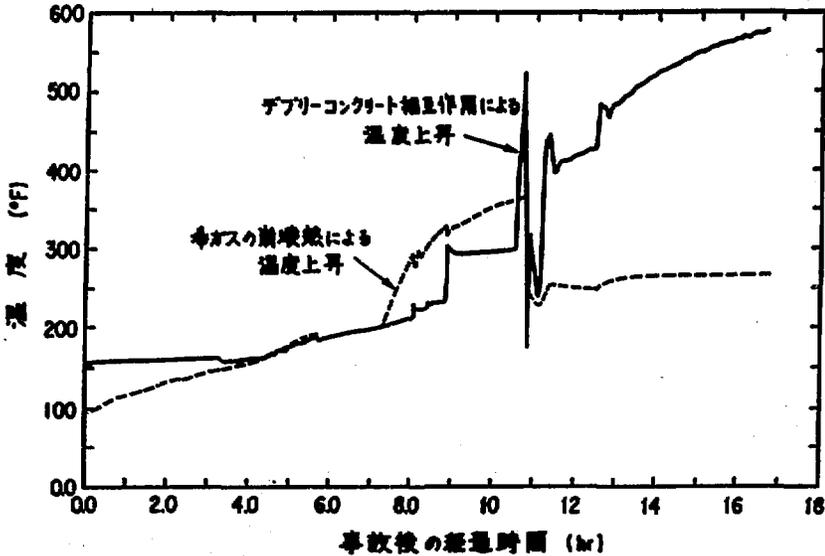


図 1.3 標準ケースに対する格納容器雰囲気温度計算結果  
Calculated Containment Atmosphere Temperature for Standard Case

(a) Event description and debris temperature

(i) 経過時間 (時間)

事 象	下限値計算	標準値計算	上限値計算
炉心の溶融開始	7.18	7.22	7.22
炉心の圧力増強部への落下	8.40	8.13	8.23
炉心デブリと圧力増強部との反応開始	8.45	8.18	8.28
圧力増強部破壊	9.82	8.98	9.02
デブリとコンクリートとの相互作用開始	10.1	9.33	9.18
格納容器破壊	12.0	10.9	10.2

(ii) デブリ温度 (°F)

事 象	下限値計算	標準値計算	上限値計算
デブリと圧力増強部との反応開始	2016	2507	3161
圧力増強部破壊	2342	2497	2958
デブリとコンクリートとの相互作用開始	2531	2587	2943

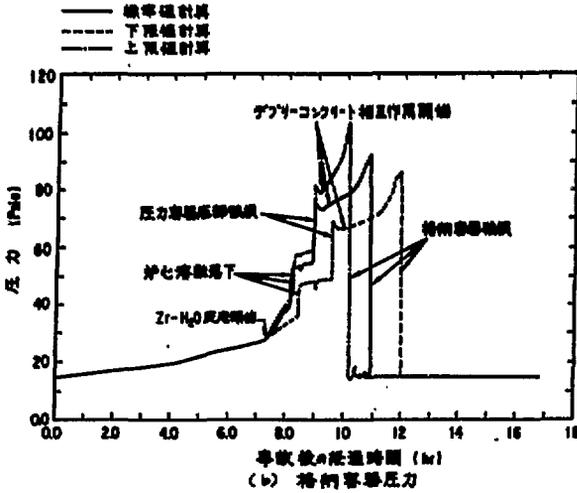


図 1.4 炉心溶融温度を変動させた場合のMARCH計算結果

MARCH Results for the Variation of Core Melting Temperature

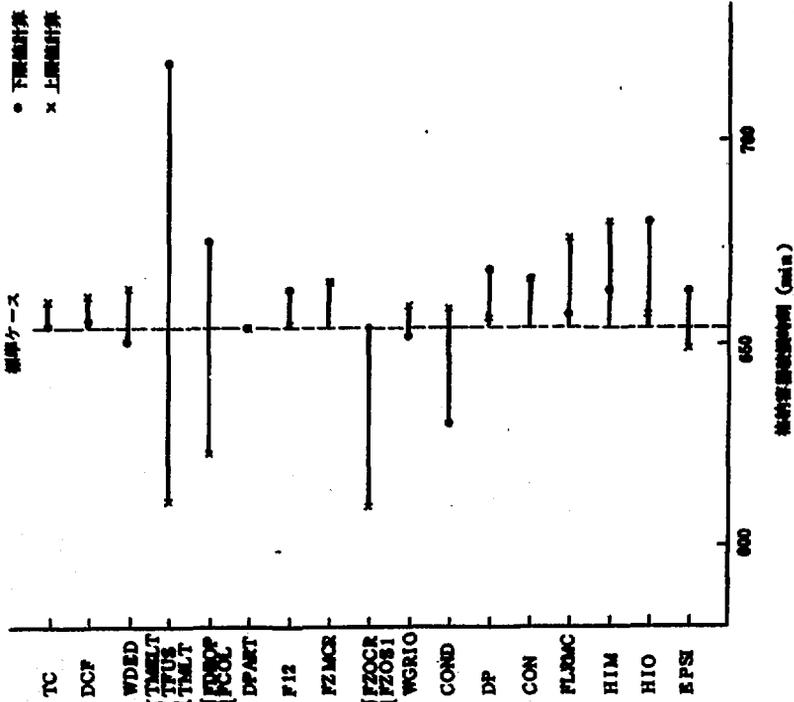
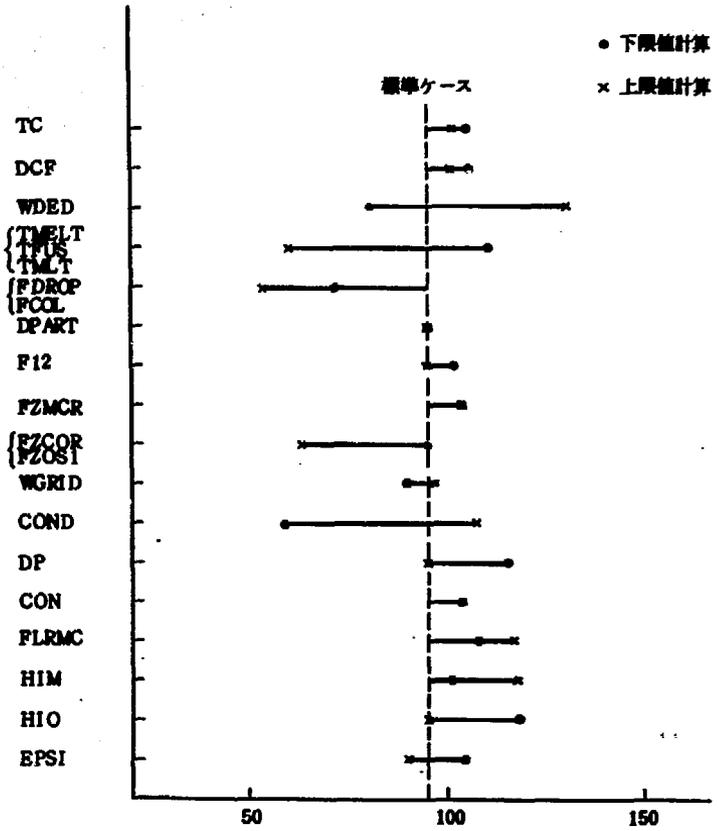


図 1.5 燃料棒置換事故時に対する盛気解析の計算結果

Calculated Containment Failure Time in the Sensitivity Analysis

事故名	事故の意味
TC	燃料棒置換スラブの融込現象
DCF	圧力抑制水のFPに対する融込現象
WDED	マルチングン終了時において一次冷却管等に残っている水の量
TMELT	炉心の融融温度
IFUS	燃料の融融温度 + 融融熱と等しい温度
TMELT	デブリの融融温度
FDR0P	圧力抑制系への落下が開始する炉心の融融割合
FCOL	炉心全体が落下するための最小炉心融融割合
DP/ART	圧力抑制系内のデブリの量
F12	炉水層と炉心上方の融融炉心の間の燃料交換係数
FZMCR	デブリ粒子の中心部に占めるZr金属の割合
FZOCR	デブリ粒子の中心部に占めるZrO <sub>2</sub> の割合
FZOS1	デブリ粒子の第1層に占めるZrO <sub>2</sub> の割合
WGRI0	圧力抑制系に落下するデブリ量および融融物の質量
COND	圧力抑制系に落下した燃料棒の融融割合
DP	原子炉キャビティへ落下したときのデブリ粒子の量
CON	原子炉キャビティへ落下したときのデブリ粒子の融融割合
FLRMC	圧力抑制系下方融融物の融融量
HIM	金属-コンクリート間の界面融融係数
HIO	酸化剤-コンクリート間の界面融融係数
EPSI	デブリ-コンクリート間相互作用時のデブリの融融割合



デブリーコンクリート相互作用開始から格納容器破損までの時間 (min)

図1.6 デブリーコンクリート相互作用開始から格納容器破損までの時間に対する感度解析の計算結果  
 Calculated Time Interval between Debris-Concrete Interaction Starting Time and Containment Failure Time in the Sensitivity Analysis

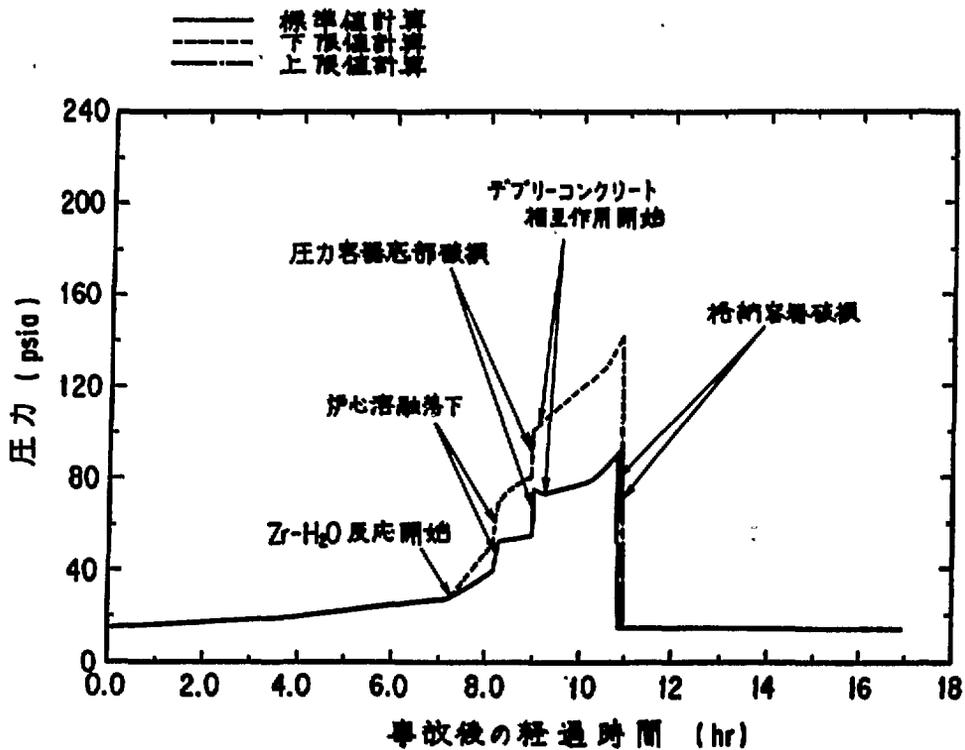


図 1.7 圧力抑制水のFPに対する除染係数を変動させた場合の格納容器圧力計算結果  
 Calculated Containment Pressure for the Variation of Pool  
 Decontamination Factor

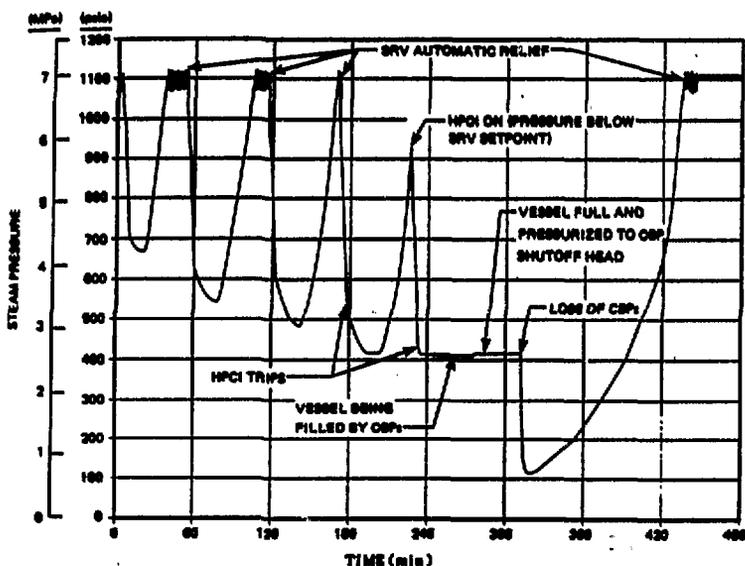


図 1.8 運転員操作を無視した場合のSDV破断シーケンスにおける圧力容器内圧力の変化  
SDV Break Sequence without Operator Action — Reactor Vessel Pressure

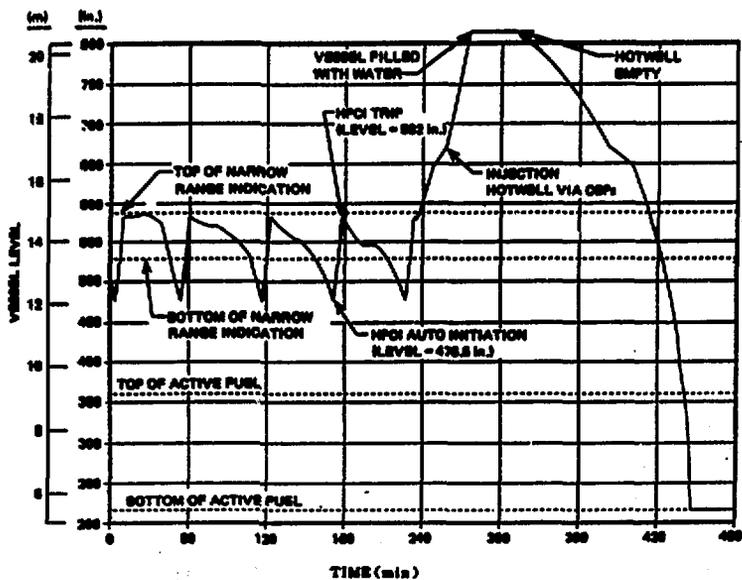


図 1.9 運転員操作を無視した場合のSDV破断シーケンスにおける圧力容器内水位変化  
SDV Break Sequence without Operator Action — Reactor Vessel Water Level

## 2. 炉心損傷挙動

### 2.1 事故事象

炉心損傷(SCD: Severe Core Damage)を誘起する起回事象は極めて広範囲に渉り、また予想もしないような原因により事故が発生する可能性も全く否定はできない。しかし、前章に述べたように、起回事象は多岐に渉っても、その後の事故シーケンスは幾つかの代表的なケースでまとめられよう。

本章では、炉心内の事故事象を

- (1) 燃料の損傷、崩壊
- (2) 崩壊炉心の冷却性
- (3) 圧力容器の健全性

の3つに大別して論じる。なお、炉心内の事象としても考えられるが水蒸気爆発及び水素爆発に関する検討は3章で、FP挙動に関しては4章で取扱う。

#### 2.1.1 燃料の損傷・崩壊

炉心の損傷の程度は、一般に燃料の損傷の程度によって決まり、事故が軽度の範囲で収まるか或は設計基準事故(Design Basis Accident, DBA)を越え、SCDに至るか更に被害はどの程度であるかは、燃料の損傷の程度によって大きく左右される。これは、燃料がFPの発生源であること以外に、燃料の損傷或は崩壊が直接・間接的に圧力容器や格納容器の健全性に影響を及ぼすという理由による。

ここでは、第1章で述べた事故シーケンスを燃料側からみて、事故の進展に影響を与える事象についてまとめる。

燃料の損傷形態は、大略燃料が到達した最高温度で決定され、その他の決定因子は加熱速度、冷却速度及び燃料棒内外圧差が挙げられる。現在までに分っている情報から燃料の損傷挙動を温度の関数としてまとめると図2-1のようになる。本図に、先に第1章で示した事故シナリオを当てはめれば、燃料損傷がどの程度の速さで、どの程度進行していくかを概ね知ることができる。

ここでSCDに至るまで或はその後における重要な燃料棒の物理的・化学的現象は、温度の低い順或は現象の発生順に

- i) 被覆管の潰れ(buckling, collapse, waisting)
- ii) 被覆管の膨れ・破裂
- iii)  $UO_2$ -ジルカロイ反応によるZr-U共晶溶液物(Zr-U liquid)の形成
- iv) 被覆管の酸化・脆化及び燃料棒の急冷時の熱応力その他による破裂
- v) 被覆管金属部(unoxidized cladding)の溶解
- vi) 溶解被覆管と $UO_2$ との反応による「液化燃料」(liquified fuel)の形成と成長及び溶液物

の移動（キャンドリング、熔融落下など）

VD 残った  $ZrO_2$  と  $UO_2$  との共晶反応による熔融と各々の物質の熔融

VD FP（核分裂生成物）の急激な放出に伴うフォーミング（foaming）

などである。勿論、これらの現象の中には事故条件によっては生じないものもあるし、或は順序が変わってくることもある。例えば、反応度事故時では、燃料ペレットの加熱速度が極端に大きい場合には、途中の現象が全て省略され、いきなり  $UO_2$  の熔融が生じる。このため燃料内圧が上昇し、燃料棒は内圧破裂し（被覆管温度も数  $100^\circ\text{C}$  程度は上昇する）、破裂口から熔融燃料が噴出する。その後、最終的に熔融燃料-冷却水反応によって水蒸気爆発が生じ、燃料は微粒子化することが原研の NSRR 実験から分っている<sup>1)</sup>。本例は極端な例であって、LOCA 時のような比較的昇温速度が緩やかな場合には、概ね図 2.1 に示した燃料挙動となる。

このうち、SCD 事故評価に関して特に重要であり、検討を要する問題としては、

- ① ジルカロイ被覆管、 $UO_2$  燃料、ステンレス鋼などの炉心構成物質の水蒸気との反応による酸化
- ②  $UO_2$ -ジルカロイ反応による液化燃料の形成
- ③ 燃料の破損又は熔融による炉心崩壊

がある。これら分野における研究の現状は 2.2 節にまとめた。

### 2.1.2 崩壊炉心の冷却性

ひとたび燃料熔融のような SCD が発生した場合、事故を压力容器内で留めるためには、崩壊炉心を冷却させる必要がある。その意味で崩壊炉心の冷却可能性の問題は極めて重要な研究テーマの一つとなっている。ここでは、この冷却性に関する事象と問題点について概略を示す。

第 1 章に示した事故シーケンスの検討より明らかなように、炉心内の冷却水が失われて炉心露出の状態が続けば、燃料或は炉心温度は上昇し続け、事故を压力容器内で収束させることは不可能である。従って、冷却水を確保することは事故の収束に不可欠であるが、炉心の冷却性を考慮する上では、冷却水を確保しても以下の問題点について検討を行う必要がある。

- ① 炉心内の水（炉心露出事象の場合は供給された水）で炉心が十分冷却され得るか？ 即ち、炉心崩壊によって燃料棒としての形状が失われても十分冷却可能か？
- ② 炉心露出事象時に BCCS など補助的冷却系の作動によって十分炉心内に注水できるか？ 即ち、デブリによる流路閉塞や熱衝撃による配管（主として配管と容器の継ぎ目）破損は生じないか？
- ③ ドライな状態の炉心に急激に注水して 2 次被害をもたらさないか？ 即ち、高温状態からの急冷による熱衝撃あるいは融体との相互作用による水蒸気爆発等により、かえって压力容器の健全性が損われないか？

ここで①については、一般に崩壊炉心又はデブリの長期冷却性として、多くの関心を集めている。冷却性は崩壊炉心の形状（デブリの形状）及び冷却様式に強く依存すると考えられるので、デブリの形状、冷却様式をパラメータとして実験的研究が行われている。そして、そのような実験で得られたドライアウト熱流束と崩壊熱レベルとを比較することにより、冷却性の評価を行っている。しかし、本研究の前提となるデブリの形状に関する知見が不足しているのが現状である。

研究の現状と評価の結果は2.2.4に記した。

⑧は、炉心内に十分注水されない場合で、1つはデブリによる流路閉塞であり、1つは注水系の配管等が熱衝撃等により破損し、容器内に注水できない場合である。前者は、燃料デブリによって流路が高がれる事故であり、特に溶融デブリの場合には、溶融物の流動の仕方によっては流路がかなり妨げられるので検討を要する。この問題に対する研究は、崩壊デブリをいろいろ想定して熱水力的評価を試みているのが現状であるが、形成されるデブリに関する情報が限られているので決定的な答はまだ得られていない。燃料の崩壊或はリロケーションなどによる冷却性への影響については2.2.3で考察を加えている。後者の給水経路の確保については、一般には余り取り上げられていないが、例えばECCSノズル部やダウンカマー部が非常に高温になっている場合、本当に水が炉心内に入っていくのか、或は急激に注水しようとした場合、熱衝撃によって压力容器本体は当然のこと配管やノズル部などが破損して、給水不能とならないかという点については十分な検討がなされていない。熱衝撃に対する压力容器の健全性に関しては、2.1.3で再び論じる。

⑨についての最大の関心事は、水蒸気爆発と压力容器または配管の破損である。水蒸気爆発については、一般に融体が落下して、下部プレナムの残留水との接触を想定しているが、逆に融体に注水する場合についての検討はほとんどなされていない。仮に、水蒸気爆発による衝撃圧は小さくても、急激に多量の蒸気が発生するので、過圧による压力容器破損は完全には否定できない。従って、水蒸気爆発あるいは急激な蒸気の発生挙動に関する研究は今後の重要課題の1つとなる。压力容器または配管の破損については2.1.3で述べる。

以上のように崩壊炉心の冷却性については検討課題が多々あり、事故を压力容器内に留めるための必要条件を明らかにするには、燃料又は炉心の崩壊挙動も含めて今後の研究に負うところが大きい。

### 2.1.3 压力容器の健全性

SCDが生じて、その範囲が压力容器内であれば、公衆への被害は極めて限定されたものになる。本項ではSCD事故時の压力容器の健全性に係る事故及び検討課題について取扱う。

事故時に压力容器には熱的、機械的負荷が作用するが压力容器の健全性が損われる即ち压力容器が破損する原因としては、以下のものが考えられる。

#### ① 溶融貫通

融体又は高温の燃料片が压力容器に触れ、压力容器が溶融する現象で、事故シナリオにもよるが最も起こり得る压力容器破損形態の1つとされている。压力容器下部の熱容量はそれほど大きくないので第1章に示したように下部プレナム内の水が完全に蒸発した後約30分で压力容器は溶融貫通してしまう。

本現象は、融体落下、下部プレナム内残留水の蒸発、溶融貫通と一連の現象として解析コード上取扱われている程度で、詳細な研究例はほとんどない。

#### ② 過圧破損

大破断LOCAや過し安全弁の容量が十分な場合には本破損は生じないが、水素の発生や水

蒸気の発生が多量で急激な場合には、压力容器が内圧破壊する可能性がある。本破壊には、勿論温度上昇、照射脆化等による材料の劣化も考慮する必要がある。また、通常の過圧破壊とは異なるが、水蒸気爆発（水素爆発は、压力容器内では水蒸気の量が多いため生じないであろうといわれている）などの衝撃（ミサイルによる衝撃も含む）による破壊も本破壊形態の1つである。

一般に、压力容器本体の過圧破壊の可能性は水蒸気爆発による衝撃を除いて実際にはほとんどないと考えられている。例えば ATWS (Anticipated Transient Without Scram — スクラム不動作を伴う異常な過圧変化) などにおいて第1章の解析例に見られるように圧力が極めて高くなることがあるが、その場合には压力容器本体以外の配管あるいは貫通孔部が破壊する可能性の方が高いであろう。配管あるいは貫通孔部の破壊に関しては、個々の原子炉の設計に依存するところが多く、データの入手も困難であるため、当タスクフォースでは問題の指摘だけに留め特に検討を行わなかった。

水蒸気爆発に関する研究の現状については第3章で論じる。

### ③ 熱衝撃破壊

前項で述べた注水時の急冷による熱衝撃破壊であり、本体の破壊と配管の破壊がある。配管破壊の場合にはそれが压力容器の破壊とは呼べないものであっても、注水系の破壊においては炉心内の給水不能の可能性があり、結果として①の熔融貫通を促進することになる。

本破壊については、照射脆化及び内圧過多の条件下で一部研究例はあるものの<sup>(2)(3)</sup>、SCDの観点から補えた研究例は見当たらない。

以上は個々のあり得る压力容器の破壊形態について述べたが実際には①～③の要素が複合して作用し压力容器が破壊することも考えられる。さらに、容器本体のみでなく貫通孔部の破壊もFP放出の観点から留意すべき点の1つである。压力容器の健全性については、SCDの観点からの研究例はほとんどなく、通常時あるいは設計基準事故 (DBA) 時の評価を応用しているのが実情である。従って、次節の研究の現状では特に取上げなかった。

## 2.2 研究の現状

### 2.2.1 ジルカロイ、 $UO_2$ 、ステンレス鋼と水蒸気との反応による酸化

炉心損傷 (SCD) 事故の進展とその規模に重大な影響を与える熱と水素の発生源となるのが、炉心を構成する燃料や材料の水蒸気反応である。主要な炉心材料の構成物質とそれらの存在比を表2.1に示す。これらの材料中、水蒸気との反応を特に問題にしなければならないのは、 $UO_2$ 、ジルカロイ、ステンレス鋼である。反応は温度が高くなるにつれて活発となるから、炉心における事故開始時の温度と存在位置を考えればジルカロイ、 $UO_2$ そしてステンレス鋼の順に水蒸気との反応に対する重要度は低くなる。

#### (1) ジルカロイ

ジルカロイは水蒸気と次式のような反応を起こす。



この反応は発熱反応であり、反応熱は1モル当り140 kcal ( $5.86 \times 10^4$  J/mole)、また水素の発生はジルカロイ-4で1g 当り0.045g<sup>(4)</sup>と求められており、ほぼZrからの水素発生量に等しい。

熱発生源としてこの反応熱がどの程度大きいかを理解するために、崩壊熱との比較を試みしておく。もちろん、崩壊熱は炉出力や事故後の経過時間に左右されるものであり、反応熱は温度に依存するものであるから、両者を単純に比較することはできない。まず、崩壊熱であるが、かりに電気出力100万kWのBWRで全出力運転時に事故が発生したとすると、燃料棒出力は約200 W/cmとなり、事故後60秒で約 $3 \times 10^{-4}$  kcal/cm<sup>2</sup>・s、1000秒で約 $2 \times 10^{-4}$  kcal/cm<sup>2</sup>・sと評価できる。一方、反応熱は図2.2の反応速度常数をを用いて、1300 Kで $4 \times 10^{-8}$  kcal/cm<sup>2</sup>・s、1800 Kで約2 kcal/cm<sup>2</sup>・sとなる。この結果から、ジルコニウム-水蒸気反応が激しくなる温度にまで燃料棒温度が上昇した時の熱源は反応熱が支配的になるものと考えられる。

また、反応熱について別の表現をするなら、ジルカロイ被覆管(外径10.75mm、内径9.30mm)単位長さ当りの重量1.5g/cmが完全に酸化されたとすると、2.3kcal/cm(9600J/cm)の熱が発生し、断熱状態ならば燃料と被覆を3700°Cまで加熱するに十分な値となる。

この反応に対する反応速度については原子炉運転温度からジルカロイの融点に至るまで既に一応明らかにされている。しかし、最近Leistikowら<sup>(4)</sup>は、600~1800°Cの温度範囲で、長25時間までという広範囲にわたって、ジルカロイ-水蒸気反応を調べた。この結果によれば、反応速度は、反応時間30分以内において1000°C以下では時間の3乗則に、そして1000~1800°Cでは2乗則に従う。しかし、600~800°Cおよび1000°Cではbreakawayのため長時間になると反応速度が時間に対して直線則となることや、いわゆるジルカロイの変態温度領域(860~950°C)では、breakawayの効果が少なく反応速度は2乗則に近いことが明らかにされた。彼らの求めた1000°C以上の反応速度と他のデータを比較すると図2.2のようになる。反応速度は1000~1500°Cの範囲ではこれまでに報告されている結果と良い一致が認められる。一方、1550°Cおよび1800°Cの値はそれ以下の反応速度式から与えられる外挿値とは一致せず、UrbanicとHendrick<sup>(5)</sup>が彼らの結果から仮定した1377°Cで不連続が起こるという結果と似ている。そして、その値は融点直下で反応速度を求めたBaker-Justの値<sup>(6)</sup>に近くなる。したがって、ジルカロイ-水蒸気反応を考慮する際には、温度と時間に注意して反応速度の式を適用すべきであろう。

この反応速度に対して、炉心損傷事故時に考慮すべき因子として

- (i) 発生水素に伴う雰囲気の変化
- (ii) 炉心内の圧力変化
- (iii) 事故発生前までに生成した酸化膜(初期酸化膜)

などが挙げられる。

以下に各々の影響について簡単に述べる。

- (i) 雰囲気の変化

事故発生後、炉心内に供給される水蒸気の量や流速によって、反応で発生する水素が雰囲気に占める割合が変化することが予想される。例えば、大破断LOCAを仮定したMARCHコード

による計算では炉心に存在するジルカロイの全量が酸化されるだけの供給水蒸気量がないことが指摘されている。また、炉心下部での反応が激しく、かつ流路閉鎖が生じているならば、炉心上部への水蒸気供給が不足することが予想される。したがって、炉内には反応によって発生した水素の量が増え、水蒸気と水素の混合雰囲気形成される。このような混合雰囲気の存在の影響は、LOCA時を対象として行われた被覆管の内面酸化で認められている。この場合、950～1150℃の温度範囲で水素/水蒸気比（体積比）が0.4を越えると反応速度が著しく遅くなる結果が示されている<sup>(4)(7)</sup>。Chungらは<sup>(8)</sup>、TMI-2事故で炉心上部でこのような状態が生じたとし、低い水蒸気圧力のもとで混合雰囲気中の酸化を調べた。その結果、水素は反応速度を通らせる結果をもち、特に水素圧力/全圧（モル比）が～0.5を越えると反応速度が急激に遅くなることを示した。したがって、反応が遅くなることによって反応熱の発生が減少し、そのため燃料棒の温度上昇が遅くなり、後述する燃料棒溶融挙動に影響が現われる。更に、反応が進行しないため酸素吸収による被覆管の脆化が緩和されることにもなる。つまり、この問題は炉心損傷事故の進展に対して重要な影響を与えると考えられ、今後詳しい研究がなされる必要がある。

## (II) 炉心内の圧力変化

炉心損傷事故では、事故の様相によって炉心内の圧力低下がそれほど大きくない場合も予想される。酸化速度に対する水蒸気圧力の影響を調べた Pawelら<sup>(9)</sup>の結果では、3.45～10.34 MPa（500～1500 psi）の範囲で1178 K以下では酸化速度の加速が認められるが、1374 Kでは加速が認められなかった。この温度以上での実験データは見当たらないが、反応速度が時間の2乗則に従うことから、律速過程は酸化膜中を移動する酸素の拡散速度であり、このため高温領域では圧力の影響は小さいと考えられる。

## (III) 初期酸化膜

原子炉の通常運転によってジルカロイ被覆管表面には、酸化膜が生成され、その厚さは燃料寿命末期で5～20 μm位に達する。この酸化膜による高温での酸化反応に対する保護効果についての知見は、LOCAを対象とした場合について得られている。Leistikow<sup>(10)</sup>は623、873 Kで50 μmまで初期酸化膜をつけた後1273～1473 Kでの酸化試験を行った。この結果、1473 K以下では保護効果が認められるが、この温度以上では正方形ジルコニアが形成されるため保護効果が失われる。Biedermanら<sup>(11)</sup>によって行われた初期酸化膜10 μm（1144 K-50秒）をつけた後の1255～1590 K酸化試験結果を図2.3に示す。この結果では、Leistikowら<sup>(10)</sup>の結果と相異して、保護効果は1590 Kの長時間酸化でも認められる。以上の結果から、事故開始直後の燃料棒の昇温は、運転履歴によって少し異なるものと思われる。

## (a) $UO_2$

$UO_2$ と水蒸気との反応は、水素発生量と燃料溶融がどの程度起こるかを考えるうえで問題である。

$UO_2$ -水蒸気反応に対する熱力学的考察から



の反応が1800 K以上で可能であるとされる。

水蒸気と $UO_2$ の酸化反応に対する酸化速度は900～1835℃の温度範囲で、単位面積当りの

重量増  $W$  ( $\text{mg}/\text{cm}^2$ ) は温度  $T$  (K) と時間  $t$  (秒) によって、気体定数を  $R$  ( $\text{cal}/\text{mol} \cdot \text{K}$ ) とすると、

$$W^2/t = 8.4 \times 10^4 \exp \left[ \frac{-40000 \pm 1900}{RT} \right]$$

のように表わされることが実験的に求められている<sup>(12)</sup>。

しかしながら、この結果はかなり古いものであり、実験の精度を考えると、過試も必要とされるかもしれない。更に、この結果は、水蒸気供給が十分な条件下で求められたものであるから、先のジルカロイでも取り上げた雰囲気の影響、即ち、水素の占める割合が大きくなった場合の反応速度についての知見も必要とされるであろう。

### (3) ステンレス鋼

ステンレス鋼と水蒸気との反応は、色々な酸化物を形成するとともに水素の発生が起こる。したがって、発生水素量の評価にとって重要な項目の一つである。

ステンレス鋼の水蒸気反応は



のように考えられ、この反応の反応熱は  $\Delta H = -64000 \text{ J}/\text{Mol}$  とされている。

なお、炉心材料として燃料支持格子に使用されている Inconel についての酸化反応に対する知見は明らかでない。

Bittel ら<sup>(13)</sup> は 304 L ステンレス鋼を用いて 1273-1648 K の温度範囲で反応を調べた。その結果、反応初期の 6-20 分間には反応速度が時間の 1 乗則によって支配され、そのときの反応定数  $K$  は  $1.15 \times 10^{-8} \exp(-185650/RT)$  で表わされるとした。更に反応が進むと、図 2.4 に示すような結果となり、反応速度は時間の 2 乗則に従う。このときの反応速度定数  $K$  は  $2.4 \times 10^{13} \exp(-363900/RT)$  である。

Lebakow ら<sup>(4)</sup> は、15-15-Mo-Ti 鋼の内厚 0.5 mm の管を用いて、600-1300°C の温度範囲で反応時間 6 時間までの試験を行った。その結果を図 2.5 に示す。図から、反応速度 600 ~ 1300°C までほぼ時間の 2 乗則に従うが、1280°C で 300 分、1300°C で 100 分を越えたと用いた試料との関係で反応がほぼ終了するため、反応速度はほぼ零に近づくのが認められる。彼らはこの結果にもとづいて反応速度定数  $K$  の値として  $2.80 \times 10^{11} \exp(-227000/RT)$  ( $\text{kJ}/\text{mol}$ ) を与えている。また、発生水素量は  $0.046 \text{ gH}_2/\text{cm}$  であり、同時に行ったジルカロイからの水素発生量<sup>(4)</sup> と比べ、同一温度であればおよそ 1/2 程度であるとの報告も行った。

ステンレス鋼と水蒸気との反応に関してもジルカロイで考慮すべきであるとした雰囲気の変化や圧力の影響を同様に考える必要がある。Wilson ら<sup>(14)</sup> は、304 L ステンレス鋼を用いて 1648 K 以上の温度範囲で圧力の影響を調べた結果、圧力の反応速度に対する効果は認められないとしている。なお、水素発生量としては  $0.51 \text{ l (STP)}/\text{g}$  であり、反応によって生ずる酸化物が全てスピネル  $\text{M}_2\text{O}_4$  型になるとして理論的に計算した値  $0.54 \text{ l (STP)}/\text{g}$  とほぼ一致したと述べている。

炉心損傷事故時にステンレス鋼から発生する水素量の評価について、Sherman ら<sup>(15)</sup> は、Bittel ら<sup>(13)</sup> の反応定数を用いて、電気出力 1000 MW の PWR を対象として行った。彼らは、下部炉心板より上部に存在するステンレス鋼約  $600 \text{ m}^2$  程度からの水素発生量 100 kg に供する温度と時間を評価した。その結果、温度 1600 K の場合、反応が直線則に従うなら 23 分、放物線則

であれば40分、また温度1800 Kでは直線則で5分、放物線則では2.3分となる。

以上のような知見が得られているが、反応が複雑であることや、炉心内の雰囲気の変化が予想されること、そしてステンレス鋼の融点を越える温度上昇が予想されるなどに対する知見は不足しているのが現状である。

## 2.2.2 燃料棒溶融

燃料棒の溶融は主に温度によって決まる。このため、燃料集合体の構成物質からみて、燃料支持格子のインコネルの融点が低く、これと燃料被覆のジルカロイの間に液融物が形成され、 $UO_2$ との反応が起こる場合も予想される。しかし、主たる燃料棒溶融は $UO_2$ とジルカロイの反応で起こる。そこで、 $UO_2$ -ジルカロイ反応を中心に燃料棒溶融について検討されているのが現状である。なお、燃料棒ではないが、制御棒の溶融もあり得るため、これについてもここで取扱うことにする。

### (i) $UO_2$ -ジルカロイ (Zry) 反応

$UO_2$ -Zry 反応が生ずるかどうかを判定するには、まず両者が接触しているかどうかが問題となる。もし、両者が接触していない場合は $UO_2$ から酸素が解離し、酸素ガスとジルカロイとの間で酸化反応が起こるが、解離がそれほど大きくないためあまり問題とならない。

両者が接触している場合、1000~1800°Cの温度範囲で反応が起こり金属ウランが生成することが実験的に認められている。金属ウランの融点は1132°Cであるから、この温度以上ではこの反応が起こって液相が生成することになる。

HofmannとPolkin<sup>(16)</sup>は、この反応を調べ図2.6に示す状態図を明らかにした。 $UO_2$ -Zry反応は基本的にはウランの還元反応であるが、実験的に明らかにされた金属組織は $UO_2$ 側からみて図2.7に示すように、(I)  $UO_2$ 単相、(II)  $\alpha$ -Zr + (U, Zr)<sub>14</sub>の2相域、(III) (U, Zr)<sub>14</sub>相、(IV)  $\alpha$ -Zr相、そして(V)  $\beta$ -Zr相の4つの界面をもつ5相が形成される。HofmannとKerwin<sup>(17)</sup>は、各相の成長速度を求め、図2.8のような結果を得ている。なお、図には比較のためこれまでに報告された値も併せて示してある。この図から、 $UO_2$ -Zry反応が1100°C以上の温度では被覆外面で起こるジルカロイ-水蒸気反応の反応速度に匹敵する速さで起こることが判る。

Hofmannら<sup>(18)</sup>は溶融ジルカロイが $UO_2$ の融点より低い温度で $UO_2$ を溶融する過程を基礎的に調べ、急激な $UO_2$ の崩壊は溶融ジルカロイによる $UO_2$ の濡潤性(Wettability)に依存する化学反応によって主に引き起こされることを明らかにした。更に、この濡潤性は液融物中の酸素量に依存し、酸素量が増えると濡潤性が良くなり、 $UO_2$ の崩壊が進行することも明らかにした。この結果から、彼らは炉心損傷時の燃料棒崩壊は、溶融ジルカロイ中の酸素温度によって区別され、酸素濃度が1w/o以下の時では弱い反応しか起こらないが、この値を越えると強い反応が起こり、 $UO_2$ の巨視的な瞬時の崩壊が2000°Cで特定時間後に生ずる可能性があることを示唆した。

炉心損傷事故の重要性が認識されるにつれて、 $UO_2$ -ジルカロイ反応への関心が高まり、この反応を解析的に取扱った研究も進められている。Olander<sup>(19)</sup>は、反応過程が4つの界面をもつ棒内の酸素とウランの拡散によって支配されるとし、両元素から成る相はScaling理論

によって取扱い、他2相中で酸素、Zr、Uの移動が起こるとしたモデルを提案した。そして、彼は1500°CにおけるHofmannの結果<sup>(17)</sup>と各々の相の成長を求めた結果とが一致する結果を示した。一方、DennisとGarcia<sup>(20)</sup>は各相の酸素の拡散のみを考慮したモデルを提案し、各相が放物線則に従う初期の間には適用可能であることを示し、温度変動下での解析が可能であろうと述べている。

UO<sub>2</sub>-ジルカロイ反応に対する酸素の重要性が明らかにされていることから、炉心損傷時の燃料挙動を理解するうえで燃料の照射歴に注目しておく必要がある。即ち、燃焼度が進むとO/Uが変化し、2.02程度までになる。したがって、この影響を明らかにする試みも現在進められている。

ジルカロイ被覆とInconel支持格子の間では1000°C程度で共晶反応が生ずるといわれている。この反応が起こった場合のUO<sub>2</sub>-ジルカロイ反応への影響については現在のところ知見がない。この影響については後述する燃料棒溶融を総合的に明らかにしようとして計画されている西独のCORA計画のなかに取入れられている。

## (2) 総合的な燃料棒溶融

炉心損傷事故時の燃料棒溶融は事故の進展にとって非常に重要な事項であり、いつ、どこで、どのように溶融が開始し、その溶融物がどのようになるかを十分に把握しなければならない。そのため、前項の個別効果を調べる研究とは別に燃料棒溶融に関する総合的な知見を得ることを目的にした研究がある。即ち、炉内を対象としたPBFでのSFD試験や、炉外でのKFKにおけるNIELSやCORA試験である。

炉内試験のSFD試験<sup>(21)</sup>では、32本のジルカロイ被覆のUO<sub>2</sub>燃料棒を含むバンドルを用いて燃料棒溶融挙動が調べられる。この実験からの知見に対して大きな期待が寄せられているが、現在始められたばかりであり実験の進展につれて色々な現象が明らかにされることであろう。

炉外実験のCORA実験<sup>(22)</sup>はPWR用燃料棒を最大37本まで組込んだバンドルを用いて、ジルカロイ被覆の酸化とUO<sub>2</sub>-ジルカロイ反応の競合性、溶融物の形成とその反応や、制御棒、支持格子などの影響について調べられる。この実験以前に、Hagenは小規模な燃料棒溶融実験をNIELS実験として行っている<sup>(23,24)</sup>この試験結果の一部を図2.9に示す。また、溶融物が落下してバンドル内で固まった状態を図2.10に示す。この時、ジルカロイ-水蒸気反応の反応熱による昇温速度の増加が認められた。彼らは初期昇温速度を変えた試験を実施し、ジルカロイ被覆の酸化とUO<sub>2</sub>-ジルカロイ反応との競合性について調べた。その結果、遅い昇温速度ではジルカロイの酸化が十分進んだのに比べてUO<sub>2</sub>/Zry反応はほとんど起こらず燃料棒は試験終了後も自立していることを認めた。一方、速い昇温速度では、ジルカロイの酸化は少ないが、UO<sub>2</sub>/Zry反応が生じ溶融した部分が下方に落下する事実を認めた。彼らは事故中の昇温速度が燃料溶融に重要な影響を与えると結論している。

燃料棒溶融には色々な因子が影響を与えるものと思われ、昇温速度、雰囲気、インコネルの溶融など今後検討されるべき項目が残されているのが現状である。

## (3) 制御棒の溶融

制御材として、BWRはステンレス鋼製の管にB<sub>4</sub>Cが充填されたもの、PWRには吸収材Ag-In-Cd合金をステンレス鋼管で被覆したものが使用されている。B<sub>4</sub>Cは融点が2360°Cと高

いの比べて、Ag-In-Cd 合金の融解温度範囲は約 775~825°C とされる。このため、PWR の Ag-In-Cd 合金の溶解は事故のときかなり初期に生じる可能性がある。現在の PWR では吸収材として 80 Ag-15 In-5 Cd (w/o) の合金が用いられており、この存在量は 2.1 表から判るようにジルカロイ量の 20% 弱に相当する。

この合金は 1960 年頃から開発されたものであるが、事故を念願においた問題を検討できる知見は全くといってよほど見当らない。まず、溶解した Ag-In-Cd 合金とステンレス鋼の反応によって制御棒の溶解が起こるかどうかであるが、合金の主成分である銀と鉄の間では反応が起こりにくい。したがって、ステンレス鋼の融点近くまでは溶解合金が被覆中に存在することになるが、高い蒸気圧をもつ Cd が 1400°C 付近で約 4 気圧となりステンレス鋼管が激しく破壊したという報告がある<sup>(25)</sup>。したがって、この温度以上では制御棒の破壊と溶解物とジルカロイなどの物質間の反応を考慮する必要がある。現在のところ、これらに関する報告は少なく詳細な検討を行うことがむづかしい。

溶解状態となったとき、主に問題になるのが Cd であろう。Cd と Fe では 421°C で 1.2 ppm、647°C で 22 ppm 程度とわずかな Cd 中への Fe の溶解が認められており、Cr では  $\log(\text{atomic fraction Cr}) = -1.606 - 2.605 \times 10^3 / T \pm 6\%$  ( $T: ^\circ\text{K}$ ) の溶解度があるとされる。液体金属となった Cd と In は液体金属脆化 (Liquid Metal Embrittlement) をある種の合金と起こすことが指摘されている。即ち、Cd で A 286 鋼 (Fe-15Cr-26Ni) で 590°C 前後で脆化が起こる<sup>(26)</sup>ともいわれ、もし破壊が生ずるなら、この時の亀裂伝播速度は m/s のオーダーになるため注意する必要がある。この Cd 脆化に関しては照射の影響も見逃がせない。Ag-In-Cd 合金では Ag→Cd、In→Sn への核反応が起こり、假りに中性子束  $10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$  で 3000 時間の照射後で Cd は初期に比べて 2 倍程度の重量に銅は 2 w/o ほど生成すると評価される<sup>(27)</sup>。このように Cd の存在量が増えるという点からも Cd の影響を検討しておくことが望ましい。

### 2.2.3 燃料棒破壊

燃料棒の破壊は燃料棒が溶解して破壊する場合と、燃料棒が溶解破壊まで至らないが脆化して破壊する場合がある。この問題は炉心の冷却が可能であるかどうかという点で重要であり、以下に脆化破壊、溶解破壊に分けて現状について述べる。

#### (1) 脆化破壊

ジルカロイ被覆が水蒸気と反応し、酸化されると酸化膜及び金属中での酸素濃度が高くなり、被覆管は脆化する。この現象は DBA を対象にした場合にも起こり得るため、従来かなり多くの研究が行われてきた。その結果、現在の設計基準即ち温度と酸化に対する制限条件は十分余裕をもっていることが明らかにされたばかりでなく、被覆管の脆化の評価法についても提案がなされた。即ち、脆化が金属中の酸素濃度に起因するため、ジルカロイの  $\beta$  相中での酸素濃度を用いて評価するものである<sup>(28,29)</sup>。しかし、LOCA 時の被覆管挙動を対象とした研究から、被覆管の脆化は酸素のみでなく、水蒸気との反応で発生する水素が条件によってジルカロイに吸収され、酸素と水素による各々の脆化が重畳する場合が最も厳しい破壊条件となることが判った<sup>(31)</sup>。Kamner と Chung は<sup>(31)</sup> 被覆管を水蒸気中で膨れ破裂させた後急冷して熱衝撃による破壊限界を求めた。しかし、この実験では、燃料棒に局部的な熱応力を受けた場合を想定したの

みである。事故時には、燃料棒に局部的な熱応力がかかると同時に、燃料棒には何らかの拘束、(例えば燃料支持格子による拘束)を受けて引張り荷重がかかる状態が予想される。この状態を考慮して求められた被覆管破壊限界を図2.11に示す<sup>(28, 33)</sup>。この結果は、非拘束時に比べ拘束時の破壊限界は低下していることを表わしている。このような破壊状態は、酸化量が少ないため単純な円周方向の分断であり、細片化した複雑な破壊は起こらないことも明らかにされている<sup>(33)</sup>。

炉心損傷時には、高温になるため被覆管の脆化は避けられない。しかし、事故時の最高温度によって生ずる破壊形態が変わることが予想される。即ち、燃料支持格子と被覆管の間で溶融が起こる程度の温度までならば、燃料棒は拘束された状態で急冷され、破壊は主に分断で起こるだろう。一方、それ以上の高温で激しい酸化反応が起こるなら、破壊は細片化したものとなると考えられる。細片化した時の大きさや堆積の仕方などに関する知見はない。

## (2) 溶融破壊

燃料溶融が生じ、溶融物が落下しキャンドリングが起こった場合の炉心冷却を考えると、溶融物自身が冷却できるかということだけでなく、融体が燃料集合体中で凝固して冷却水の流路閉鎖を引き起こす問題もある。この流路閉鎖は、LOCA時に問題にされた被覆管の膨れに基づくものと異なり、溶融物によるものであるためより一層深刻な流路閉鎖を起こす可能性がある。したがって、燃料棒の溶融が、いつ、どこで起こり、溶融物がどのように落下し再び凝固するかを明らかにすることが必要であり、このような事項を明らかにするには燃料バンドル試験が必要となる。

前述した、総合的な燃料棒溶融を明らかにする試験では、もちろんこの破壊まで明らかにすることが計画されている。

HagenとPeck<sup>(34)</sup>によるNIELS実験で溶融物が落下してバンドル内で凝固した状態の一例を図2.10に示す。溶融物による流路閉鎖は厳しく100%の閉鎖が起こり得ることを示している。溶融燃料棒が破壊してデブリが形成されるが、デブリの大きさとその堆積状態が炉内の冷却性にとって最も重要な問題となる。このような溶融燃料棒からどのようなデブリができるかについての知見は現在のところ見当らない。

反応度事故を対象として、E1-Genkらは<sup>(34)</sup> PBFを用いた炉内実験RIA-ST-4の試験結果として、デブリの大きさおよびその分布について表2.2のようにまとめた。これによれば、デブリの平均粒径は41~3900 $\mu\text{m}$ の広い範囲であり、その形は一般的に球形または丸くなっているとしている。

以上のように、炉心損傷事故として重要な項目でありながら、現在のところ知見がほとんどないため、今後、この分野での知見の蓄積が大いに望まれる。

## 2.2.4 崩壊炉心の冷却性に関する検討

### 2.2.4.1 序

崩壊した炉心は一般にデブリベッドを形成するものと考えられる。デブリベッドは、寸法・形状・組成の異なる細片から成るもので、破壊燃料片や燃料被覆材・グリッドスペーサー、制御棒の細片から構成される。圧力容器内に堆積しているこのデブリベッドは、崩壊熱によって発熱し

ているので、デブリベッドの冷却は事故の拡大を防ぐために重要である。デブリベッドの冷却は、形状を保持している燃料集合体の場合とは形状、組成、冷却様式が異なるので、充分な留意が必要である。以下に、デブリベッドの冷却性に関する熱水力の特徴、熱伝達評価式の適用性の検討及び冷却性の評価上の問題点等について述べる。

#### 2.2.4.2 デブリベッド冷却性に関する熱水力問題の特徴

デブリベッドの冷却性に関する特徴は以下のようにまとめられる。

- (1) 内部発熱 : デブリベッドを構成する金属細片には、破損燃料片が含まれており、崩壊熱によって長期にわたり、発熱する。
- (2) 多孔質 : デブリベッドは、破損燃料片や燃料被覆材・グリッドスペーサー・制御棒の細片から構成されている多孔質層を形成している。従って多孔質での熱伝達の問題となりまだ十分に説明されていない領域の熱伝達の問題である。
- (3) 冷却様式 : 冷却水の供給のされ方によって①上面冷却下面断熱、②上下両面冷却、③側面断熱又は側面冷却効果等、種々の冷却様式をとりうる。又、デブリベッドの温度と冷却水量に応じて、単相の対流、沸騰、二相流、輻射が相互に絡んだ複雑な熱伝達形態をとる。
- (4) 熱的特性 : デブリベッドの熱的物性は、デブリベッドの組成に依存する。従って冷却性を調べるためには、熱的物性を十分把握してその影響を評価しておく必要がある。
- (5) スケール効果 : デブリベッドの冷却性の問題では、二相流動と熱伝達の問題が重要であるが、二相流では、規模の問題が不可避である。特にデブリベッドの高さと外径、多孔質構成片の径、形状が冷却性に与える効果について調べておく必要がある。これらはまとめてスケール効果と呼ぶことができる。

一方、デブリベッドに関する熱伝達の問題はデブリベッドの温度と冷却水の供給のされ方に応じて以下に示す熱伝達の問題に区分できる。

- (1) 内部発熱するデブリベッド内の自然対流-強制対流(単相)熱伝達
- (2) 同上での二相流沸騰熱伝達
- (3) 同上でのドライアウト
- (4) 高温でのデブリベッドのクエンチ(急冷)
- (5) 同上での膜沸騰熱伝達

以下に、これらの主要問題についての研究の現状と問題点について述べる。

#### 2.2.4.3 熱伝達関係式と適用性の検討

##### A. デブリベッド内の自然対流、自由-強制対流

図2.12に示すようなデブリベッドが圧力容器内で形成されており、またデブリベッドが水中に没しているときで、デブリベッド自体の温度が系圧力に対応する飽和温度より低く沸騰が発生していない時、このデブリベッドの冷却は一般に、自然対流又は自由-強制対流によって冷却されると考えることができる。そこでまず、自然対流による冷却時の問題点を検討した結果について述べる。

従来の多孔質についての自然対流及び自由-強制対流研究についてと同様、デブリベッドの

自然対流及び自由-強制対流についても、その問題点は次の2つに大別できる。

(1) 自然対流発生限界

(2) 自然対流、自由-強制対流熱伝達

水で充填されているデブリベッドにおいて、充填されている水が静止している時は、水-デブリベッド混合物の単純な熱伝導で伝熱が行われる。しかしデブリ内の水が自然対流で循環すると熱伝達は大きく改善される。従って、この自然対流発生限界条件および自然対流熱伝達の評価は非常に重要である。またデブリ内の水が自由に又は強制的に対流条件下にある時はデブリ内のみで自然対流が発生している時に比べて、熱伝達率が促進されることが期待できる。

従来の多孔質での、これらに関する研究は主として、内部発熱がない場合であったのに対し、近年内部発熱がある場合、すなわちデブリベッドを想定した実験的研究が行われてきている。デブリベッドでの熱伝達問題の特徴は、この内部発熱の問題も含めて以下のとおりである。

- (1) 内部発熱がある。従来の研究の対象は内部発熱がなく、多孔質層の下部からの加熱、上部からの加熱等単純な形態を想定している。
- (2) 流体状況に関しては、デブリ周辺に水がある場合、特にデブリの上に水の層がある時、下にも水がある場合、周囲に水が自由-強制対流で流れている場合等種々の形態が考えられること。
- (3) デブリの性状は均質の多孔質で簡単に置き換えて考えることができないこと。すなわち、代表粒子径が均一でない場合も検討の要があることである。

特に、上記(1)、(2)の項目については、UCLAのS. J. Rhee, V. K. DhirとI. Caffon等が非常に示唆的な実験を行っている<sup>(25)</sup>。

彼等は、10 kw、500 KHZの誘導加熱装置を用いて直径6.35 mmのステンレス球を加熱し、このステンレス球から成る深さLのデブリベッド模擬体での自然対流発生限界と自然対流熱伝達を調べた。彼等はデブリベッド上の水の層の深さ $L_1$ の効果について、 $\eta = L_1/L$ をパラメータにして実験して、次の重要な結果を報告している。

- ①  $\eta = 0$  (すなわちデブリ上に水層が全くない) のときと比べて $\eta$ が大きくなると、デブリ内で自然対流が発生しはじめる臨界レイリー数は減少し、対流が発生しやすくなる。 $\eta \geq 1$ ではこの効果は、ほぼ飽和値に達しそれ以上、水の層の厚さを増しても効果はない。ちなみに $\eta = 0$ のときの臨界レイリー数は約44程度であるのに対し、 $\eta \geq 1$ では12である。
- ② 自然対流熱伝達率は、 $\eta = 0$ の時と比べて $\eta \geq 1$ では3~5倍大きい。
- ③  $\eta$ が大きくなると、デブリ上の水相での熱伝達率も増大する。

参考のため、デブリ内での熱伝達測定結果の例を図2.13に、自然対流発生時のデブリでのレイリー数(限界レイリー数)の $\eta$ に関する影響を見たものを図2.14に示す。

以上の結果は、重要な結論を示唆している。すなわちデブリの周囲に水が存在すれば、デブリの冷却は大きく促進されること、また自由-強制対流条件下にあれば、さらに促進されるであろうこと、である。

従って、デブリの自然対流および自由-強制対流を調べる時、デブリの境界条件を的確におさえる必要があることがわかる。

## B. デブリ内の二相流動と熱伝達<sup>(2)</sup>

今、炉心内に崩壊した炉心の一部が、デブリベッドを形成している場合を考えると、図2.15に示すように水は上部から供給される場合、側面から供給される場合、下面から供給される場合の3タイプに分けて考えることができる。今デブリの中心部の温度が系圧力に対応する飽和温度より充分高い時を考えると、例えば下面から冷却水が供給される場合を取上げると図2.16に示すようにデブリ内に気液二相流部分が形成される。又、上から冷却水が供給される場合には図2.17に示すようになる。

このようなデブリベッド内での二相流の問題として次の項目が重要である。

- ① 均質多孔質又は非均質多孔質層内での圧力損失および気泡の移行挙動
- ② 相変化の影響
- ③ 均質多孔質又は非均質多孔質層内でのドライアウト
- ④ 同上でのクエンチ挙動
- ⑤ 二相流の熱伝達については、充分な脚光を浴びていない状況で、これからの研究が必要である。

の、②の項目に関しては、気液二相と液単相との境界の把握が重要であるにも拘らず、有用なデータはほとんどないといって過言ではない。

## C. デブリベッドのドライアウト熱流束

デブリベッド内で気液二相流がある場合を考えると、蒸気流に対向して供給される冷却水が供給されなくなると一般にドライアウトが生ずると考えられる。冷却水が供給されなくなる原因として考えられるのは、1つにはデブリの層が深いため、または粒子径が小さく稠密なために、充分冷却水が浸透出来なくなる時と、もう1つには気流ジェットがいわゆるヘルムホルツ型の不安定現象を呈し、液体の浸入を阻害する時とに分けて考えられよう。

従来ドライアウト時の熱流束に関する実験結果および各研究者の提案している関係を図2.18および図2.19に示す。

図2.18は大気圧で液体が水の場合を、ベッド深さが50 cm、空隙率が0.4の場合について示しており、図2.19は粒子径が1 mm、ベッド深さが50 cm、空隙率が0.4の場合の、系圧力の影響について調べたものである。両図とも関係間の差は無視できない程大きいことがわかる。

このデータ又は関係式の食い違いの原因は明らかではないが、今後検討すべき項目に次の事項があげられる。

- ① 粒子形状の影響
- ② 有効な物性値の定義の妥当性
- ③ 粒子径の違いによる粒子の層状化効果
- ④ 境界条件の違いの影響
- ⑤ クエンチ等によるキャピティの拡大の効果
- ⑥ 圧力の効果

図2.20にLipinskiの予測式とこれまでの実験データとの比較が示してある。予測式は実験結果の大体の傾向を示しているものの、データのバラツキは非常に大きいことがわかる。

#### D. 長期冷却に関する検討及び計算結果の一例

長期にわたってデブリベッドは崩壊熱によって発熱しているので、長期にわたって冷却が十分確保されるかどうか重要な問題である。冷却可能かどうかの1つ目安は、デブリベッドがドライアウトするかどうかである。

デブリベッドのドライアウト熱流束は、ベッド高さ、代表粒子径、充填率等に支配される。また、崩壊熱は時間的と共に減衰していくので、ドライアウトが生ずるかどうかの条件は時々刻々変化して行くことになる。図2.21から図2.24に、事故後の時間に対する崩壊熱レベルと、Lipinakiモデルでのドライアウト熱流束との比較が示してある。粒子径、ベッド高さ、圧力の影響が明らかである。

炉心溶融によるPWRの原子炉容器破損に至るまでの事故シーケンスの解析が、これまでいくつか既に報告されている。R.J. LipinakiはTMLB'、S2D、およびABGシーケンスにおけるPWR原子炉容器についての炉心貫通および粒子デブリの冷却性の解析を行っている<sup>(37)</sup>。その解析の中で、ドライアウト関連式の、結果に与える影響を調べている。

比較した式は、DhirとCattonの測定結果に基づいた式(1)とLipinakiの提案した式(2)である。

表2.3にABG、S2DおよびTMLB'各事故シーケンスでの炉内デブリのドライアウトを防止するための粒子の最小粒径を(1)、(2)式で求めたものが比較してある。ABGについては事故後23分、S2Dでは88分後、TMLB'では273分後について各系圧力に対して比較してある。この表からわかることは、系圧力が低いほどドライアウトを防止する粒子径に、大きな違いが見受けられることである。たとえば、ABG事故で23分後で比較すると、1 barでは(1)式で得られた最小粒子径は1.8 mmであり、(2)式で得られた最小粒子径は22.6 mmである。このことは、(2)式では粒子径が22.6 mm以上のデブリではドライアウトせず十分冷却が期待できるが22.6 mm以下ではドライアウトしてしまい十分冷却が期待できないことを示す。また(1)式でのこの境界値は1.8 mmの粒子径であり、(2)式の予測値に対して十分小さい粒子径まで冷却が期待できることを示している。

いずれにしろ、上に示したようにドライアウトの予測式にも大きな不確定要素があり、今後明らかにする必要がある。

### 2.2.5 PBF/SFDスコーピング実験結果<sup>(46)</sup>

#### 2.2.5.1 はじめに

米国原子力規制委員会(NRC)では、日本を含む多国籍との国際協力の下でPBF(Power Burst Facility)における燃料損傷(SFD-Severe Fuel Damage)実験を開始した。PBF/SFD実験の目的は、

- ① 重大な炉心損傷事故時の燃料挙動及び崩壊燃料の冷却性
- ② FPの放出、輸送、沈着(deposition)及び
- ③ 水素発生

に関するSCD評価に必要な情報を実験によって得ることである。ここでは、その第1回目の実験であるScoping Testの結果について主に①の燃料挙動及び冷却性に注目して紹介する。なお、PBF/SFD実験計画については第1部に紹介してある。

本実験は、現在のところ炉内での唯一の総合実験であり、その結果の利用価値は大きいものと考えられる。

### 2.2.5.2 実験条件

#### (1) 使用試験燃料

- ・未照射ジルカロイ被覆  $UO_2$  燃料 (17×17PWR 型)
- ・有効発熱長 0.914m, 濃縮度 8.2%

(使用している燃料は未照射であるが、過渡実験前にFP蓄積を目的としてPBFにて3日間の予備照射を行い、さらにCa, I 生成割合を照射燃料のそれと同じにするために約2週間冷却している)

#### (2) 実験体系

- ・6本×6本のバンドル体系から4つの角を取除いた32本バンドル
- ・周囲に低密度のジルコニア断熱体シュラウド (壁の内面はジルカロイ) を設け、半径方向への除熱量を制限している。

実験装置の断面図を図2.25に示す。

#### (3) 照射条件

- ・燃料の加熱速度が  $0.2K/s$  となるよう28~36 KWで被加熱
- ・燃料最高温度が2400Kになった時、原子炉を停止させ、燃料は急冷される。

#### (4) 冷却材条件

入口流量を実験開始時に  $20g/s$  に減少させ、その後ほぼこの値を保つ。被加熱による熱出力上昇に伴い、水位は低下する。炉心露出部の燃料は過飽和蒸気で冷却される。

燃料の発熱、シュラウド入口流量、水位を時間の関数として図2.26に示す。実験開始時刻 (流量減少及び被加熱による出力上昇開始時刻) は時刻0であり、約208min後に原子炉停止、急冷により実験を終了した。图中、fission power とあるのは、被加熱による発熱量であり、bundle power とあるのは、ジルカロイ-水反応による発熱も含めた合計の発熱量である。

### 2.2.5.3 実験結果

#### (1) 過渡温度挙動

実測された燃料中心温度及び被覆管表面温度挙動から以下のことが報告されている。

- ① バンドル半径方向での温度勾配はほとんどない。(図2.27, 図2.28参照)
- ② 昇温速度は、急激なジルカロイ-水反応が生じるまでは予定通りの  $0.2K/s$  であった。
- ③ しかし、軸方向高さ位置により、0.7m高さ\*位置では197min、0.5m高さでは200min、0.35mでは203minの時刻で急激なジルカロイ-水反応により、温度が急昇した(図2.29参照)。この間の昇温速度は約  $(2200-1600)K/2\sim3min \approx 4K/s$  であった。

本実験で得られた結果は新しく開発されたSCDAPコードなどの検証に利用され、一般にSCDAPコードは、従来のMARCH-BOILコードより、より良く実験結果を表現できると報告されている。但し、実測された各測定点における温度挙動を水位あるいはジルカロイ-水反

\*燃料スタック最下端からの高さ (以下同じ)

応開始時刻などと照合してみると予測された温度急昇時刻は④に述べた時刻と定量的に一致していない点もある。例えば図2.29の0.35m高さにおける温度急昇時の温度は1500K以下であり、この温度ではジルコイ-水反応による発熱は未だ少ないものと見られる。解釈として軸方向の伝熱や、融体あるいは高温の燃料片の落下などの可能性が指摘されているが、詳細は不明である。

いずれにしても、本実験結果より明らかになった重要な点は、昇温速度は、初期においては核加熱によって決定されるが、ジルコイ-水反応が急激となる約1700~1800K以上では反応熱が支配的となり制御不能の状態でも温度が急昇するという点である。一般に燃料の損傷が顕著になる温度が同様1700~1800K以上であることを考えると、それ以前の昇温速度はそれ程問題でなく、実際には数K/sが問題となる昇温速度であるといえる。さらに、実験は最高2400Kで停止したが、実際の事故を考えた場合には、温度上昇はさらに急激に進むものと容易に想像できる。その意味では水蒸気供給不足の場合も含め、高温時(例えば2000K以上)の酸化挙動は温度評価の上で重要であると考えられる。

## (2) FP放出挙動<sup>(46)(47)</sup>

FP放出の過渡挙動を図2.30及び図2.31に示す。ここでは、測定系の詳細にはふれないが、FP放出過程は以下のように整理できる。

- ① 84~104minの間に、Xe, Krの小さな放出が認められた。これは、この時刻に燃料が内圧破壊破壊したので、この破壊に伴う放出と理解されている。
- ② その後、上部の燃料温度が1700~1800Kまでは比較的少ない放出割合が続くが、1800Kで急激に放出率は高くなり、さらに下部で燃料が液化(liquefaction)するに伴い放出率は急激に上昇する。
- ③ 原子炉停止、燃料急冷後高い放出(時にはスパイク状の放出)が続いた(図2.31参照)。これは、上部の液化した燃料の急冷時の微細化(fragmentation)により放出面積が急激に増大したこと及び測定系の配管上に沈着していたFPのあるものが洗い流されて(wash-out)測定系に放出されたことと理由によると推測されている。

燃料の液化に伴うFP放出率は、同じ温度(2300K)の液化しなかった時と比べて約50倍も高くなっている。また燃料の微細化及びwash-outによる効果は、約10倍もの高い放出率となっている。これらの結果は勿論PBF実験体系でのFP測定位置における結果であり、燃料の液化や微細化が生じると、50倍あるいは10倍ものFPが環境あるいは1次系外に放出されることを必ずしも意味しない。しかし、定性的には理解されていたことではあるが、FP挙動を解析する上で、燃料の液化や微細化が冷却性のみならず、FP挙動の観点からも重要であることをPBF実験は改めて示したといえる。

その他、FP挙動に関する情報としては、ヨウ素やセシウムの大部分は、液相あるいは壁面に沈着し、その後洗い流されて最終的に収納タンクに入った。従って、系外へ気相となって出ることはいないと想像できる。また、一般に低揮発性の物質は大量に放出されることはないとしている。

## (3) 照射後試験<sup>(48)</sup>

現在のところ非破壊試験結果のみが報告されており、試験項目は、ガンマスキャン、中性子

ラジオグラフィ及び中性子ラジオグラフィによる断面の断面写真 (tomographic reconstruction) である。

ガンマスキャンは軸方向における局所的な燃料リロケーションを知るために実施したもので、中性子ラジオグラフィと組合わせて解析されている。重要な結論は、下部へのリロケーションが認められること (崩壊燃料の下部落下、あるいはメルトダウン) 及び局所的にデブリが集中している場所があることなどである。

一方、中性子トモグラフィからは燃料崩壊あるいはデブリの形成状況に関して有用な情報がかなり得られている。それによると、一旦融融したと思われる融体 (大部分は被覆材であり、 $UO_2$ の溶解は少ない) が下部に流れ落ち、一箇所に塊りとなって集まっている。詳細については、破壊検査の結果明らかになるであろうが、燃料デブリの大きさ、形状、融体のリロケーション挙動が明らかになると期待できる。

### 2.3 成果の反映と今後の研究課題

燃料の損傷過程に対する基礎的な研究、即ち、ジルカロイの水蒸気反応や  $UO_2$ -ジルカロイの反応については基本的な知見が得られている。しかし、SCD事故時に起こる現象を詳細に把握するには十分でなく、更にこの分野での研究が進められなければならない。とくに、事故時に炉内で形成される雰囲気との関連について行われることが必要であろう。また、燃料の融融生成物やステンレス鋼についても同様であるうえ、融融状態での水蒸気反応に対する知見も必要である。

燃料の崩壊過程に対する研究では、冷却性を明らかにする点からデブリについての情報が非常に重要であり、現状では最も情報が不足している。酸化被覆についても LOCA を対象にした温度範囲を超えた状態での知見がなく、今後の研究が待たれる。

以上のような基礎的な研究から得られた成果が解析コード作成に役立てられることが期待される。

一方、個別効果実験では得ることのできないスケール効果や燃料棒溶融の集合体内での伝播も事故時の挙動を考慮する際には極めて重要であり、炉内総合実験が必要となる。

PBF/SFD 実験がもたらす成果としては、その範囲は広く、一般には炉心内の燃料挙動 (FP 挙動も含む) 全般にわたっての情報が得られるものと期待される。第 1 回目の Scoping Test が開始されたばかりであるが (詳細な情報は未だであるが 2 回目の SFD 1-1 Test も既に実施されている)、今後照射後試験の情報が得られるにつれて、その結果は解析コードの検証のみならず個別効果実験の方向付けにも役立つものと思われる。反面、総合実験であることと実験回数に制限がある (Phase I は合計 4 回) ことから、多岐にわたる SCD 事故評価への応用に際し要求される現象論的な細かな物理現象の究明に対しては限界がある。このため、PBF 実験で明らかになった問題点あるいは重要な現象に対しては、現象論的個別効果実験が必要となってくるであろう。

崩壊炉心の冷却性に関する研究では、デブリベッドの冷却限界として特に重要な問題であるドライアウトについて、どのような条件の時どれ位の熱流束で生ずるのか、またドライアウトの発生機構はどうなっているのか、まだ明らかになっていない。

ドライアウトのみでなく、デブリベッドの冷却全体について冷却材の流動様式、デブリベッドの性状（デブリベッドの高さ、半径、細片の組成、細片の等価半径、空隙率等）、圧力等主要パラメータが冷却性能に及ぼす影響を系統的に調べる必要がある。特に比較的精力的に行われているデブリベッドのドライアウト熱伝達の研究に於いても、実験条件が限られておりまだ不十分である。

圧力容器の健全性に関する研究は、事故を圧力容器内で収束させることが可能であるかどうかの観点から重要と考えられるが、SCD事故を対象とした研究例はほとんどなく、今後に研究の方向づけがなされる必要があると恐われる。

研究の現状と主な成果についての概要を表にして示す。

項 目	内 容	研究機関	主 な 成 果	参考文献
ジルカロー-水蒸気反応による酸化	反応速度	KfK, ABCL ORNL, 原研 MAPI, NRIM など	約1600°Cまでの反応速度定数が明らかになってきている。なお、それ以上についてもデータは少ないが分かっている。	(4) (5)
	水素濃度の影響	原研, ANL	水素濃度によって反応速度が低下することが、1500°C程度まで認められる。	(7) (8)
	水蒸気圧力の影響	ORNL	1178 K以下では圧力が高いと反応速度が増加されるが、1374 Kでは増加が認められない。	(9)
	初期酸化膜の影響	KfK, EPRI など	反応速度に対する影響で見解が異なる。	(10) (11)
UO <sub>2</sub> -水蒸気反応	反応速度	GE	1835°Cまで反応速度は与えられているが、データは古い。	(12)
ステンレス鋼-水蒸気反応	反応速度	GE, KfK	反応速度は約1600 Kまで時間の2乗則に従うが、反応時間が90分以内では時間の1乗則に従う。	(4) (13)
	圧力の影響	ANL	1648 K以上で反応速度に影響を与えない。	(14)
燃料油膜 UO <sub>2</sub> -ZrO <sub>2</sub> 反応	反応速度	KfK	U-Zr-O三元状態膜の作成、反応相の成長速度が1700°Cまで求まっている。油膜ジルカロイにUO <sub>2</sub> が溶解する現象は酸素濃度が1w/oを越えると2000°Cで激しくなる。反応相の成長速度に対する解析的試み	(15) (17) (16)
	インコネルの影響	KfK, 原研	CORA計画や個別結果試験として考慮又は実施中	(18) (19)

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
制御棒の溶融	Ag-Cd-In 吸収材の溶融とステンレス鋼被覆の損傷	ほとんどなし		25 26 27
燃料棒の破損	酸化破損 溶融破損	ORNL, ANL AECL, 原研 MAPI, など KfK, INEL	被覆管の酸化を酸素濃度で評価。 水素により酸化が促進される。 熱衝撃による破損限界。 溶融物による流路閉塞や、破損燃料の特性など一部についての知見がある。	28 29 30 313233 34 35
燃料棒溶融総合実験	炉内総合実験 炉内 分離効果実験 現象論的基礎実験 同上 炉外	INEL 原研 Sandia KfK 原研	32本ロッド、90cm のバンドル実験 (PBF/SPD 実験) NSRR 実験において気体雰囲気中での燃料棒破損、溶融挙動が明らかになりつつある。 冷却性も含めて、本格的な実験を計画中。多くのパラメータ・サーベィにより、個別効果実験が可能。 ACRR 実験において燃料溶融及びデブリ形成実験を計画中。 燃料挙動に関する現象論的究明ができると期待されている。(実施中) CORAN計画 (PWR 37本) NIELS 計画中 (燃料崩壊に関する現象論的研究) ドライアウト熱流束評価式の開発	21 22 23 24 25 26 27 28
圧力容器内での堆積物の冷却	・鉄や鉛を用いたデブリベッドのドライアウト熱流束の研究 ・デブリベッドにおける対流伝達の研究 ・対向二相流のデブリベッド内のボイド率評価 ・模擬デブリを用いたドライアウト熱流束及び熱伝達に関する研究	UCLA, W UCLA UCLA 原研	熱伝達相関式の開発 ボイド率評価式の開発 計画中	29 30 31 32

項 目	内 容	研究機関	主 な 成 果	参考文献
	<ul style="list-style-type: none"> <li>・伊内実験 (ACRR実験)</li> </ul>	Sandia	冷却性に関する理論的説明が可能と期待される。(実施中)	

## 参 考 文 献

- 1) 星 真雄他 ; "反応事故条件下における燃料照射燃料の破損挙動", 原子力誌, 20, 651 (1978)。
- (2) Serpan, C.Z. Jr., Nucl. Eng. & Design 72, 53 (1980).
- (3) Kryter, R.C. et al., NUREG/CR-2083 (ORNL/TM-8072), (1981).
- (4) Laistikow, S., "Comparison of High Temperature Steam Oxidation Kinetics under LWR Accidental Conditions: Zircaloy 4 versus Austenitic Stainless Steel", 6th Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, June 28 - July 1, 1982, Vancouver, ASTM.
- (5) Urbanic, V.T. and Heidrick, T.R., J. Nucl. Mater., 75 (1978) 251.
- (6) Baker, L. and Just, L.C., ANL-6546, (1962).
- (7) Furuta, T. and Kawasaki, S., J. Nucl. Mater., 105 (1982) 119.
- (8) Chung, H.M. and Thomas, G.R., NSAC-29, (1981).
- (9) Pawel, R.E., Cathcart, J.V. and Campbell, J.J., J. Nucl. Mater., 82 (1979) 129.
- (10) Laistikow, S., Schanz, G. and Berg, H.V., KFK-2587, (1978).
- (11) Biederman, R.R. et al., EPRI-734, (1978).
- (12) Brassfield, H.C. et al., GENP-482, (1968).
- (13) Bittel, J.T., Sjedaht, L.N. and White, J.F., Corrosion, 25 (1969) 7.
- (14) Wilson, R.E. et al., ANL-7125, (1966).
- (15) Sherman, M.P. et al., NUREG/CR-1561, (1980).
- (16) Hofmann, P. and Politis, C., J. Nucl. Mater., 87 (1979) 875.
- (17) Hofmann, P. and Karwin, D., KFK-3552, (1983).
- (18) Hofmann, P. and Nikolopoulos, P., "Physical and Chemical Phenomena associated with the Dissolution of Solid UO<sub>2</sub> by molten Zircaloy", 6th Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, June 28 - July 1, 1982, Vancouver, ASTM.
- (19) Olander, D.R., J. Nucl. Mater., 115 (1980) 271.
- (20) Denis, A. and Garcia, E.A., *ibid.*, 116 (1983) 44.
- (21) MacDonald, P.E. et al., "PEF Severe Fuel Damage Program, Results and Comparison to Analysis", Int. Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, Massachusetts.
- (22) Flaga, A., "Severe Fuel Damage Research in Germany, A Review of the KFK/FNS Program", Int. Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, Massachusetts.

- (23) Hagen, S., "Experiments on the HT Behavior of Zry-4 Clad Fuel Rods", 6th Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, June 28 - July 1, 1982, Vancouver, ASTM.
- (24) Hagen, S. and Peck, S.O., "Temperature Escalation of Zry-Clad Fuel Rods and Bundles under SFD Conditions", Int. Meetings on LWR Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, Massachusetts.
- (25) Hagen, S., et al., KFK-2730, (1979) p.90.
- (26) Gittus, T.H., MD-R-610(S) (1982) p.204.
- (27) Cohen, I., Loaco, E.F. and Eichenberg, J.D., WAPD-BT-6, (1958).
- (28) Pawal, R.E., J. Nucl. Mater., 50 (1974) 247.
- (29) Sawatzky, A., ASTM-STP-681, (1979) p.479.
- (30) Uetsuka, H., Furuta, T. and Kawasaki, S., J. Nucl. Sci. Technol., 18 (1981) 705.
- (31) Kassner, T.F. and Chung, H.M., ANL-79-48, (1979).
- (32) Furuta, T., Uetsuka, H. and Kawasaki, S., "Estimation of Conservatism of Present Embrittlement Criteria for Zircaloy Fuel Cladding under LOCA", 6th Int. Conf. on Zirconium in the Nuclear Industry, June 28 - July 1, 1982, Vancouver, ASTM.
- (33) Uetsuka, H., Furuta, T. and Kawasaki, S., J. Nucl. Sci. Technol., (to be published)
- (34) El-Genk, M.S., Hobbins, R.R. and MacDonald, P.E.; J. Nucl. Mater., 113 (1983) 101.
- (35) Rhee, S.J., Dhir, V.K. and Catton, I., "Natural Convection Heat Transfer in Beds of Inductively Heated Particles", ASME, Journal of Heat Transfer, Vol.100, February 1978.
- (36) Catton, I. and Dhir, V.K., "Degraded Core Heat Transfer Accident Progression Phenomena and State-of-the-art: Specific Topics and Results", May 1982.
- (37) Lipinski, R.J., "Assessment of Core Penetration of a FWR Reactor Vessel and Particulate Debris Coolability in TMEB', S2D, and ABC Accidents", NUREG/CR-1518, SAND80-0701, R-7, July 1980.
- (38) Sowa, E.S., Gabor, J.D., et al., Proc. Int. Mtg. Fast Reactor Safety and Related Physics, Chicago, IL., CONF 761011, pp.2036-2044, (Oct. 1976).
- (39) Dhir, V.K. and Catton, I., "Study of Dryout Heat Flux in Beds of Inductively Heated Particles", NUREG-0262, June 1977.

- (40) Hardee, H.C. and Wilson, R.H., "Natural Convection in Porous Media with Heat Generation", Nuclear Science and Engineering : 63, pp.119-132 (1977).
- (41) Shires, G.L. and Stevens, G.F., "Dryout during Boiling in Heated Particulate Beds", AEEW-M 1779, UKAEA (1980).
- (42) Lipinski, R.J., "A Particulate-Bed Dryout Model with Upward and Downward Boiling", Trans. ANS, 35, 358 (1980).
- (43) Jones, S.W., et al., "Investigation of Limiting Boiling Heat Fluxes from Debris Beds", Trans. ANS, 35, 361 (1980).
- (44) Lipinski, R.J., "A One-dimensional Particle Bed Dryout Model", p.386, Trans. ANS, (1981).
- (45) MacDonald, P.E., et al., "PSF Severe Fuel Damage Program : Results and Comparison to Analysis", International Meeting on Light-Water Reactor Severe Accident Evaluation, Cambridge, MA, August 28 - September 1, 1983.
- (46) Ostek, D.J., et al., "Iodine and Cesium Behavior during the First PSF Severe Fuel Damage Test", *ibid.*
- (47) Cronenberg, A.W., et al., "An Assessment of Liquifaction-Induced I, Cs, and Te Release from Low and High Burnup Fuel, *ibid.*
- (48) Cook, B.A., et al., "Severe Fuel Damage Scoping Test Postirradiation Examination Results", *ibid.*

表 2.1a: PWRの炉心構成物重量 (60万KWe)  
Core Content of a PWR

Material	Weight (lb)	% of Total
Zircaloy 4	36,361	16.05
Zn (1.26-1.70%)	536.4±99.7 lb	
Fe (0.18-0.34%)	76.3±11.0	
Cr (0.07-0.13%)	36.3±10.0	
Ni (0.007% max)	3.8 max.	
Zr (99.88-97.86%)	36000±113	
Uranium Dioxide	178,000	77.89
Stainless Steel*	4,410	1.95
From moderator rods	3673	
From control rods	743 lb	
Cr (18-20%)	839±44 lb	
Ni (8-12%)	442±66	
Mn (2%)	88	
Si (1%)	44	
C (0.00%)	3	
P (0.045%)	3	
Fe (70.88-84.88%)	2908±154	
Borosilicate Glass	484	0.21
Boron	181 lb	
Silicates	303	
Control Material	6,331	2.75
Silver	4986 lb	
Indium	884	
Cadmium	313	
Subtotal	223,032	
Miscellaneous	3,168	1.40
Total	226,200	

\* Includes the in-core steel structure only.

表 21(b) BWR の炉心構成物重量 (106 万 KWe)  
Core Content of a BWR

Material		Weight (lb)	% of Total
Zircaloy-4		133,000	23.1
Sn (1.2-1.7 w/o)	1920 ± 400 lb		
Fe (0.18-0.24%)	270 ± 40		
Cr (0.07-0.13%)	133 ± 40		
Zr (98.56-97.93%)	130,050 ± 412		
Uranium Dioxide		370,000	64.38
Stainless Steel*		25,000	4.34
Cr (13-30 w/o)	4730 ± 200 lb		
Ni (8-12%)	2500 ± 500		
Mn (2%)	500		
Si (1%)	200		
C (0.00%)	30		
P (0.045%)	11		
Fe (70.88-84.86%)	18,970 ± 750		
Inconel X		46,350	8.08
Ni (72.6 w/o)	33,850 lb		
Cr (15%)	6950		
Fe (7%)	3244		
Ti (2.5%)	1180		
Nb (1.0%)	484		
Al (0.9%)	417		
Mn (0.7%)	324		
Si (0.3%)	130		
C (0.04%)	18		
Control Material (B <sub>4</sub> C)		1,492	0.26
B	1100 lb		
C	394		
Total		875,842	100.01

\* In-core steel structure only.

\*\* Meltdown of entire core internals adds 462,000 pounds of steel.

表 2.2 RIA-ST-4 実験における粒径分布

Particle Distribution From the RIA-ST-4 Experiment

Range of particle sizes (µm)	Average particle diameter <sup>1)</sup> (µm)	Weight <sup>2)</sup> (g)	wt %	Cumulative %
< 35	-	0.2096	0.19	0.19
36-45	41	0.2096	0.25	0.44
46-55	54	1.4176	0.91	1.35
53-75	69	1.610	1.04	2.39
75-105	90	2.9041	1.87	4.26
105-120	120	7.1904	4.64	8.90
120-212	161	2.3433	1.49	10.39
212-300	303	6.6970	3.91	14.30
300-300	427	3.9943	3.86	18.16
300-300	675	14.4608	9.32	27.48
300-1000	1043	16.1700	11.71	39.19
1000-1700	1440	15.9812	10.30	49.49
1700-2000	2000	13.0026	8.40	57.89
2000-3000	3000	14.0412	9.83	67.72
> 3000	-	11.2792	7.27	75.00

<sup>1)</sup> The arithmetic mean value of the particle size range.

<sup>2)</sup> Total weight of particles = 128.1711 g.

表 2.3 スクラム後一定時間経過した後に圧力容器内でドライアウトが発生しないための最小粒径

Minimum Particle Diameters Required to Prevent in Vessel at Various Times Past Scram

Time Past SCRAM (min)	Model Equation	Particle Diameter (mm)				
		Pressure: 1 bar	5 bars	25 bars	100 bars	175 bars
23 (ABQ)	(2)	22.6	8.5	4.8	3.6	3.0
	(1)	1.0	1.0	1.4	1.0	2.0
88 (S20)	(2)	11.0	4.8	2.3	2.1	4.2
	(1)	1.5	1.5	1.2	1.5	2.3
273 (TMLB')	(2)	6.0	2.9	1.5	1.3	2.4
	(1)	1.2	1.3	1.0	1.3	1.9

$$q_d = 0.0177 \frac{\rho_l g k h_{fg}}{\nu_l} \left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_l}\right),$$

$$K = \frac{d^3}{180} \frac{\epsilon^2}{(1-\epsilon)^2}$$

(1)

$$q_d = \rho_g h_{fg} \left( \sqrt{V_L^2 + V_T^2} - V_T \right),$$

$$V_L = \frac{\gamma}{2K\rho_l} \left\{ \frac{\nu_g}{(1-1.11r)} + \frac{\nu_l}{r^2} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_g(1-r)^2} + \frac{1}{\rho_l r^2} \right\}$$

$$V_T = \left\{ \frac{\gamma(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2} (1 + \lambda_c / L) / \left( \frac{1}{(1-r)^2 \rho_g} + \frac{1}{r^2 \rho_l} \right) \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\gamma = \frac{d}{1.75} \frac{\epsilon^2}{1-\epsilon}$$

(2)

ここで  $r$  はパラメータであり  $q_d$  を最大にするよう 0 と 1 の間で変化させる。

ここで、 $q_d$  はドライアウト熱流束、 $\rho_g$  と  $\rho_l$  は気液の密度、 $g$  は重力加速度、 $K$  は浸透率、 $h_{fg}$  は蒸発潜熱、 $\nu_l$  は水の動粘性係数、 $d$  は粒子の代表径、 $\epsilon$  は粒子の体積占有率である。

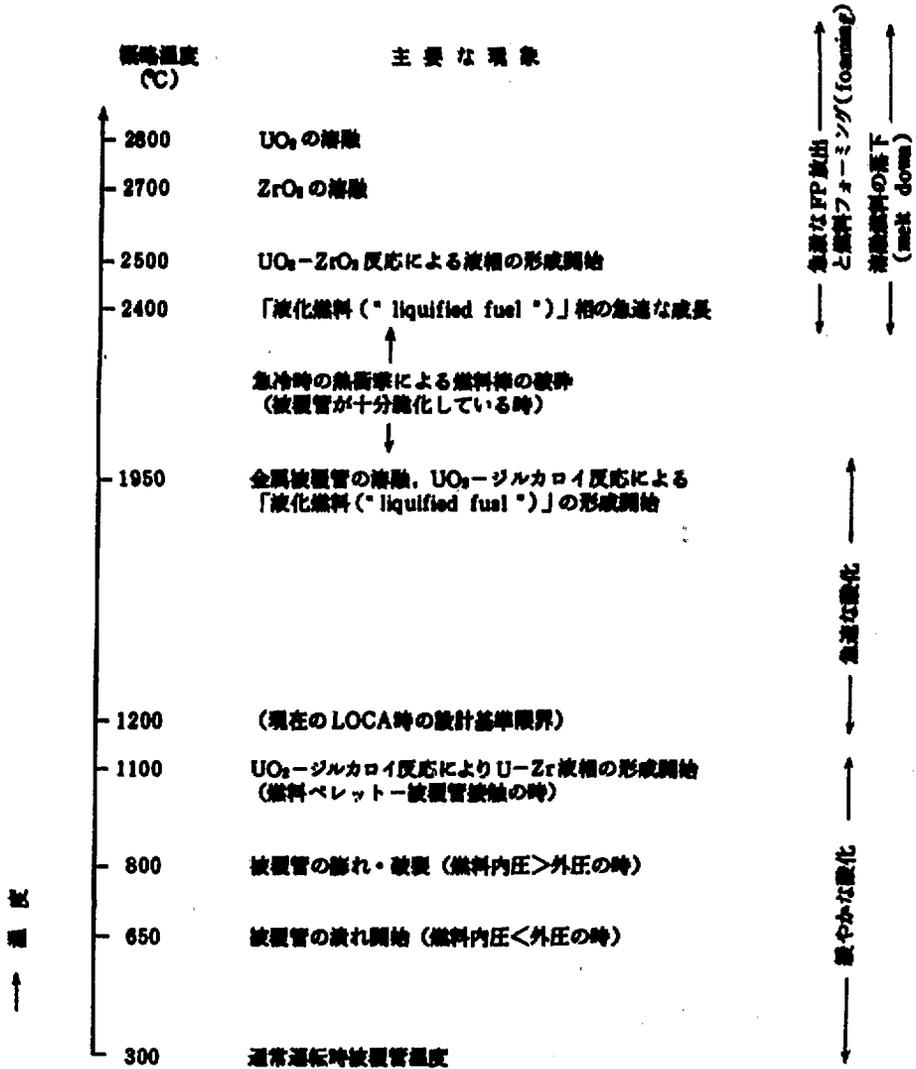


図 2.1 燃料棒の温度応答概略図  
Approximate Fuel Rod Response against Temperature

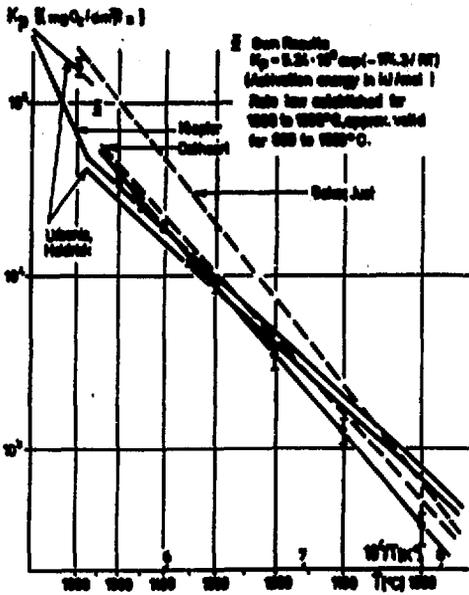


図 2.2 ジルカロー-4の水蒸気酸化速度  
Arrhenius Plot of the Parabolic Rate of Mass Increase during Zircaloy-4/Steam Oxidation.

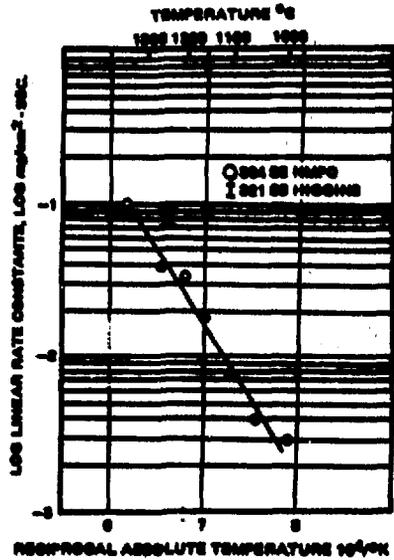


図 2.4 304Lステンレス鋼の水蒸気酸化速度定数  
Linear Rate Constants for the Steam Oxidation of 304L Stainless Steel.

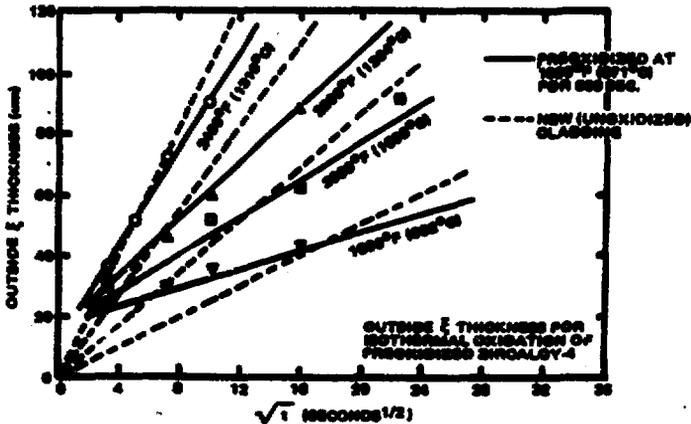


図 2.3 初期酸化膜 (10 μm) をもつジルカロー-4の等温酸化中の外側 ξ 厚さの時間変化  
Outside ξ Thickness for Isothermal Oxidation of 10 μm Preoxidised Zircaloy-4 (From 14).

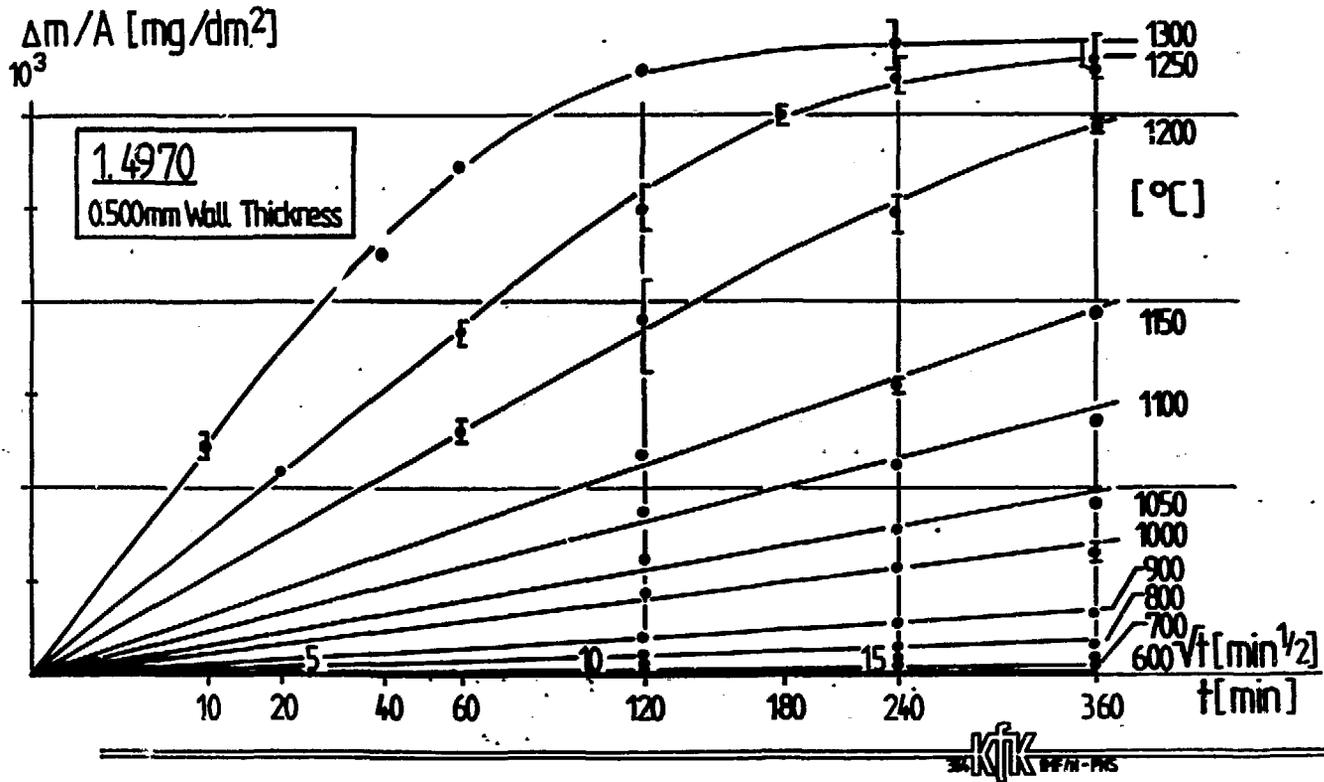
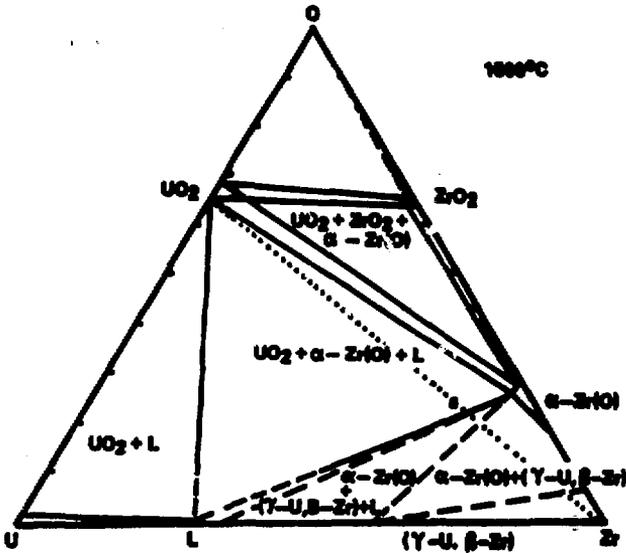
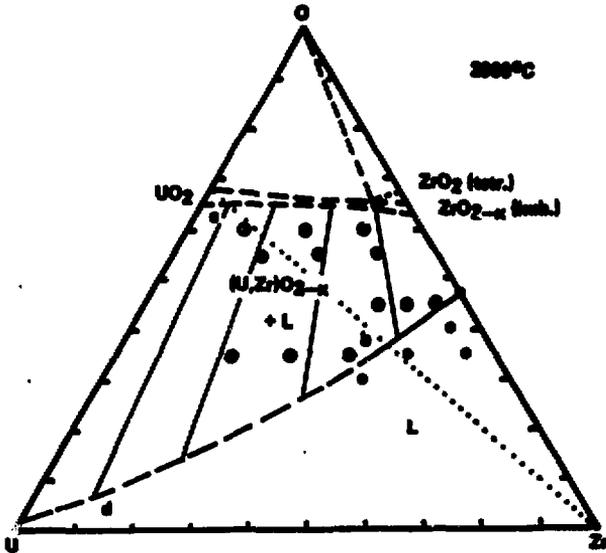


図 2.5 オーステナイトステンレス鋼 (No.1.4970) 被覆管の水蒸気酸化による重量増加  
 Austenitic Stainless Steel No.1.4970 Cladding Tube Steam  
 Oxidation Weight Gain versus Time of Exposure.



U-Zr-O TERNARY SECTION AT 1800°C



U-Zr-O TERNARY SECTION AT 2000°C

图 2.6 U-Zr-O 三元状态图  
U-Zr-O Ternary System.

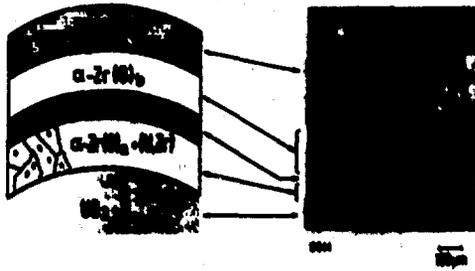


図 2.7 UO<sub>2</sub>/Zry-4 反応層の進なり  
Sequence of UO<sub>2</sub>/Zry-4 Reaction Layers.

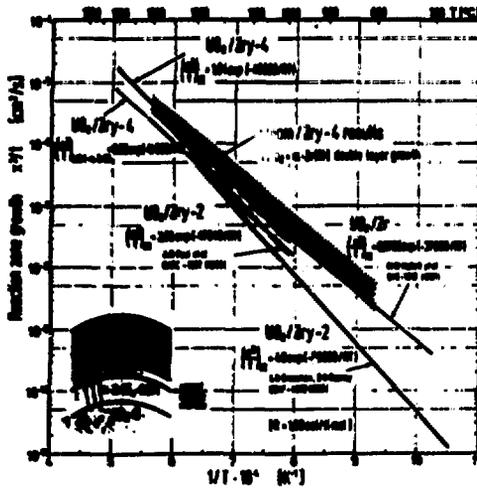


図 2.8 UO<sub>2</sub>/Zry, 水蒸気/Zry 反応における成長速度の比較  
Comparison of the Growth Rate Equations for the UO<sub>2</sub>/Zry and Steam/Zry Reactions.

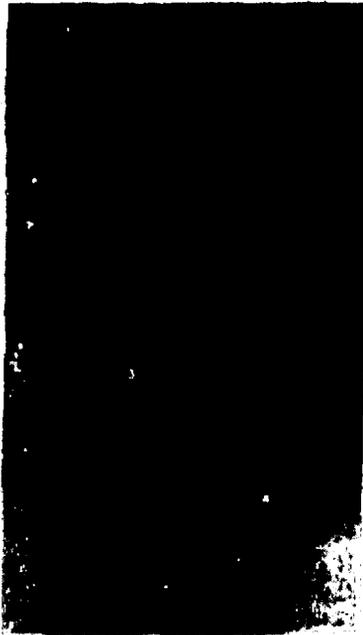


図 29 ESBU 1 実験での再結晶の様子  
Posttest Appearance of the Refrozen Malt from ESBU 1.

106 mm



図 210 ESBU 1 実験でのバンドル底面から 106 mm 上方位置の断面  
Cross Sections of ESBU 1 at 106-mm Above the Bottom of the  
Bundle.

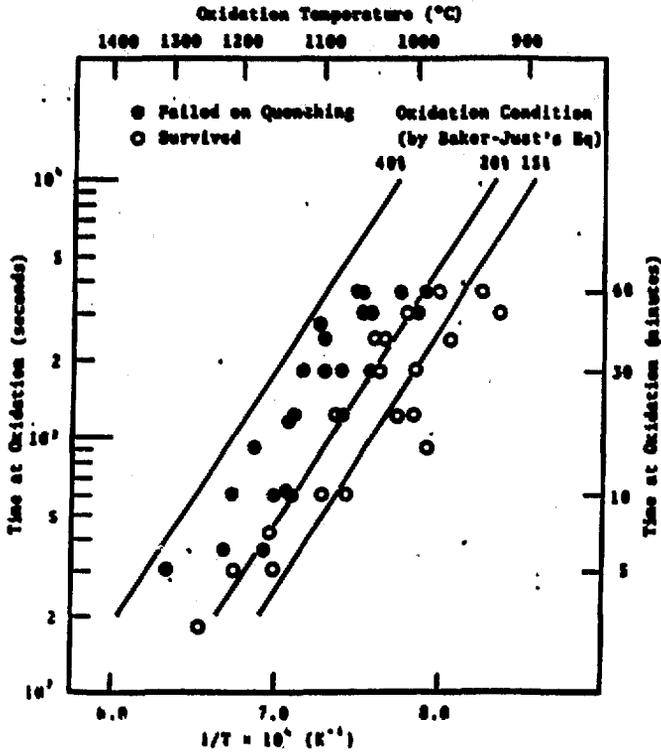


図 211 水蒸気中破裂—酸化—拘束下での熱衝撃によるジルカロイ-4 被覆管の破壊限界  
 Failure Map for Zircaloy-4 Cladding by Thermal Shock under  
 Constraint Condition Relative to the Duration and Temperature  
 of Isothermal Oxidation after Rupture in Steam.

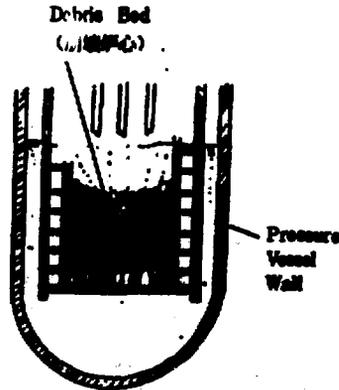


図 212 冷却水ループ内のデブリベット  
 Debris Bed Submerged in Coolant Pool.

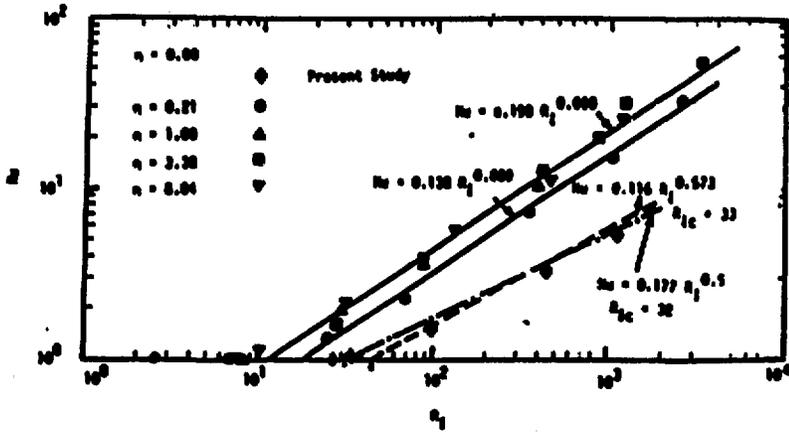


図 2.13 充てん層における熱伝達の内部レイリー数および無次元液層深さに対する依存性<sup>(28)</sup>  
 Dependence of Particulate Bed Heat Transfer on Internal Rayleigh Number and Dimensionless Liquid Layer Depth.

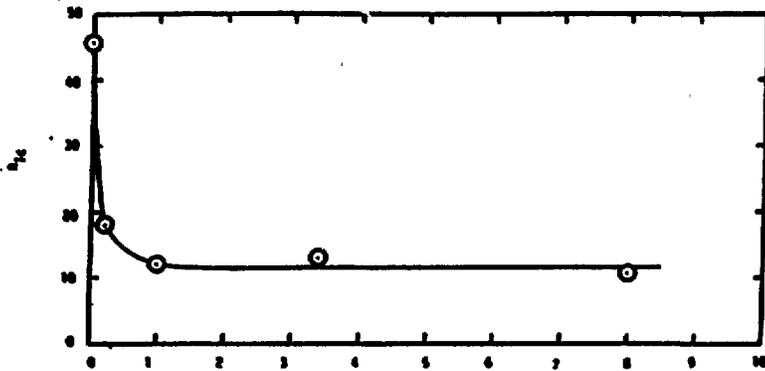
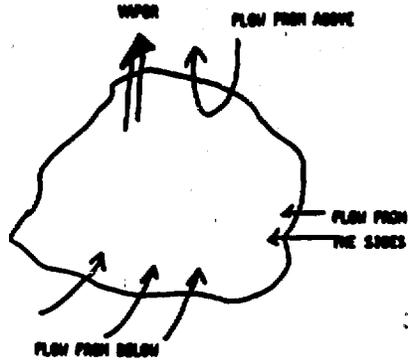


図 2.14 充てん層内での対流開始臨界レイリー数に対する  $\eta$  の影響<sup>(28)</sup>  
 Influence of  $\eta$  on Internal Rayleigh Number at the Onset of Convection in the Bed.

GENERAL DEBRIS BED CONFIGURATION FOR DRYOUT

ASSESSMENT



ONLY FLOW FROM ABOVE HAS BEEN ASSUMEDLY  
STUDIED

図2.15 デブリの冷却—流れの方向  
Cooling of Debris -- Flow Direction.

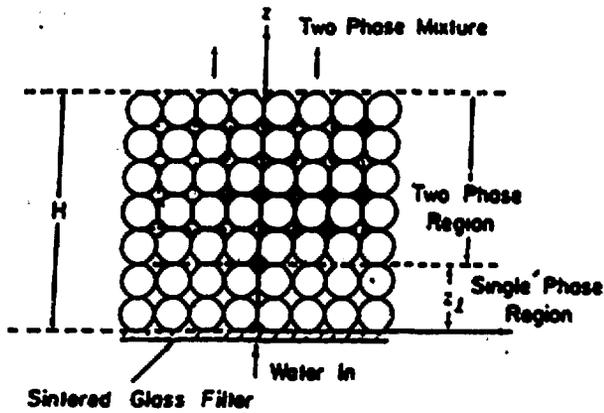


図 216 下方から供給される冷却材による冷却  
Cooling by Coolant Fed from below.

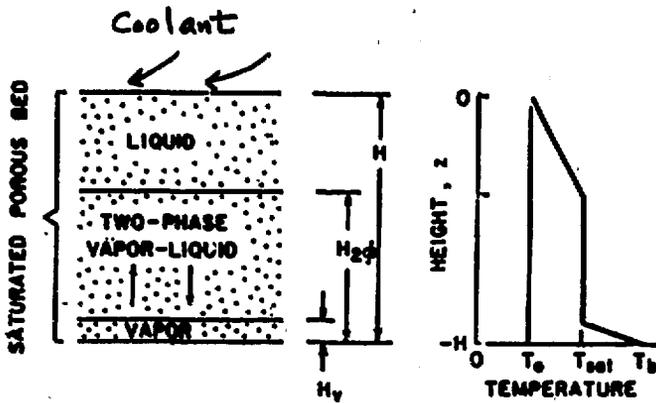
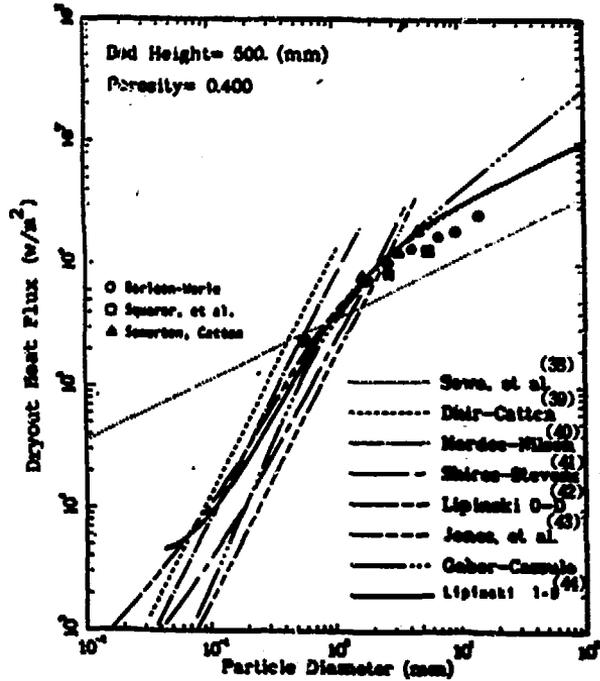
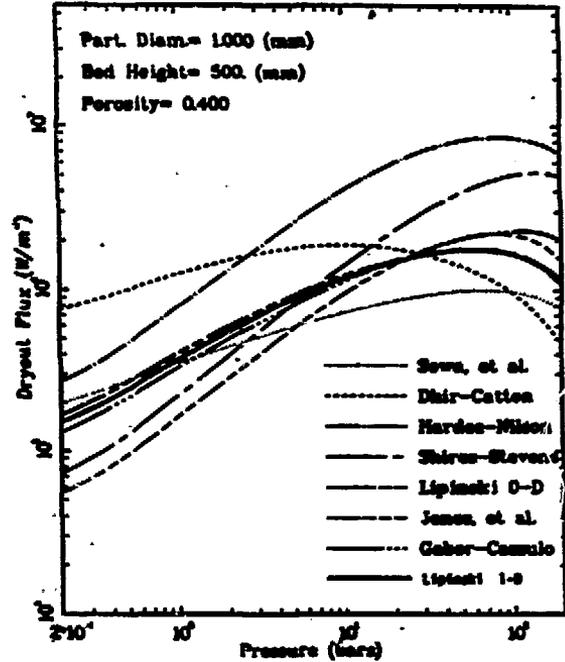


図 217 上方から供給される冷却材による冷却  
Cooling by Coolant Fed from above.

## WATER



(28)  
 図 218 大気圧の水中における粒子径とドライアウト熱流束の関係  
 Dryout Heat Flux versus Particle Diameter for  
 Atmospheric Water.



(28)  
 図 219 水中の充てん層のドライアウト熱流束に対する圧力の影響  
 Effects of Pressure on Debris Bed Dryout Heat  
 Flux for Water.

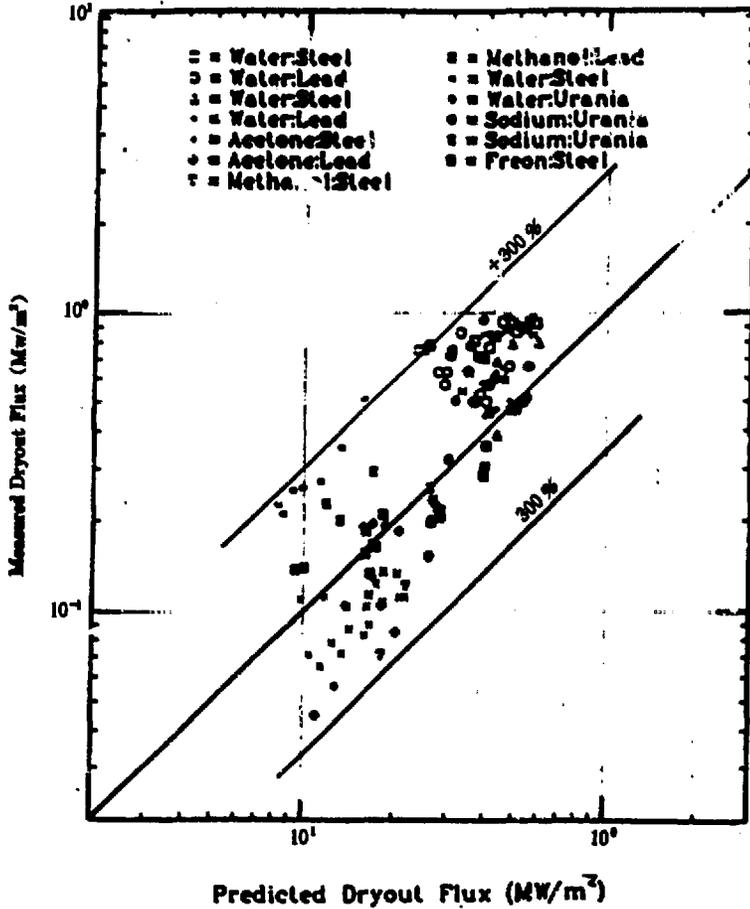


図220 各種条件におけるドライアウト熱流束の計算値と実験値の比較<sup>(42)</sup>  
 Comparison of the Predicted and Measured Dryout Heat Flux for  
 Various Measurements.

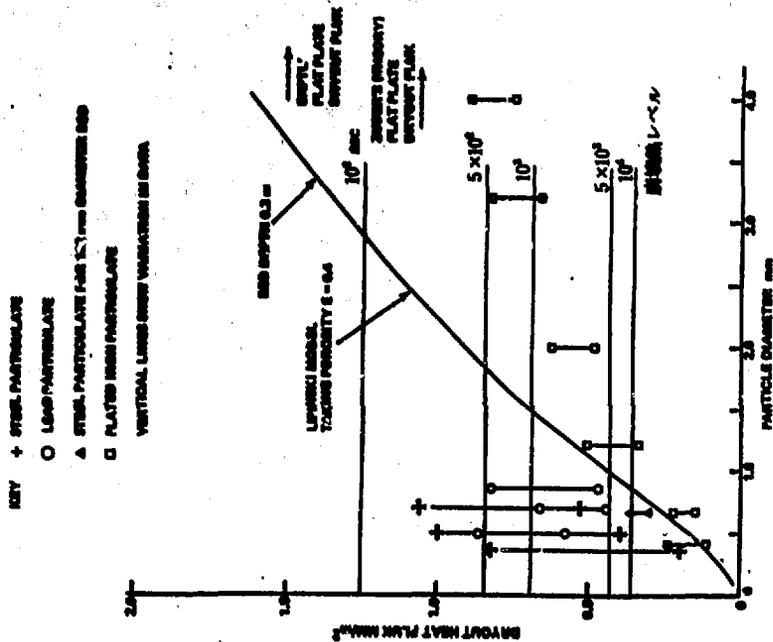


図 221 LIPINSKI モデルによる計算実験データの  
ドライアウト熱流束の比較(ベッド高さ0.1m)  
Comparison of Experimental Data for Water with  
the Lipinski Model at 1 Bar (Deep Beds).

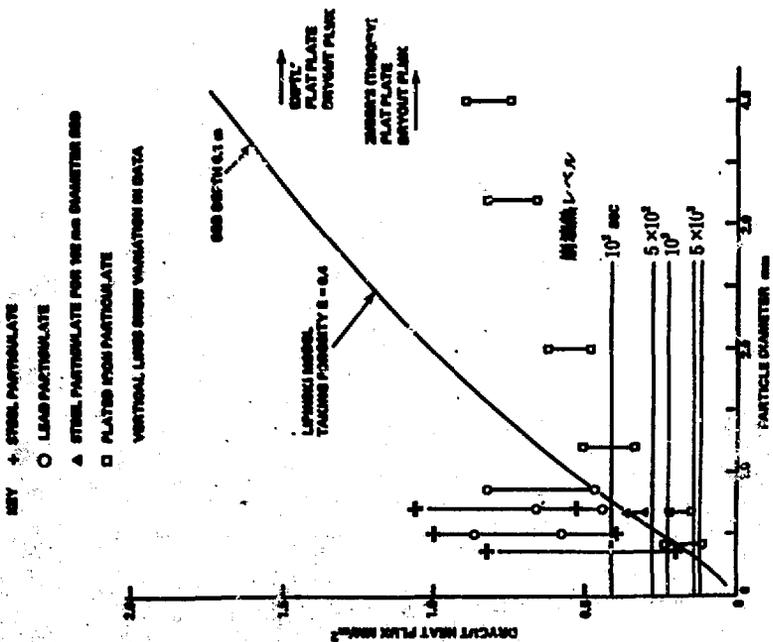


図 222 LIPINSKI モデルによる計算と実験データの  
ドライアウト熱流束の比較 (ベッド高さ0.3m)  
Comparison of Experimental Data for water with  
the Lipinski Model at 1 Bar (Deep Beds).

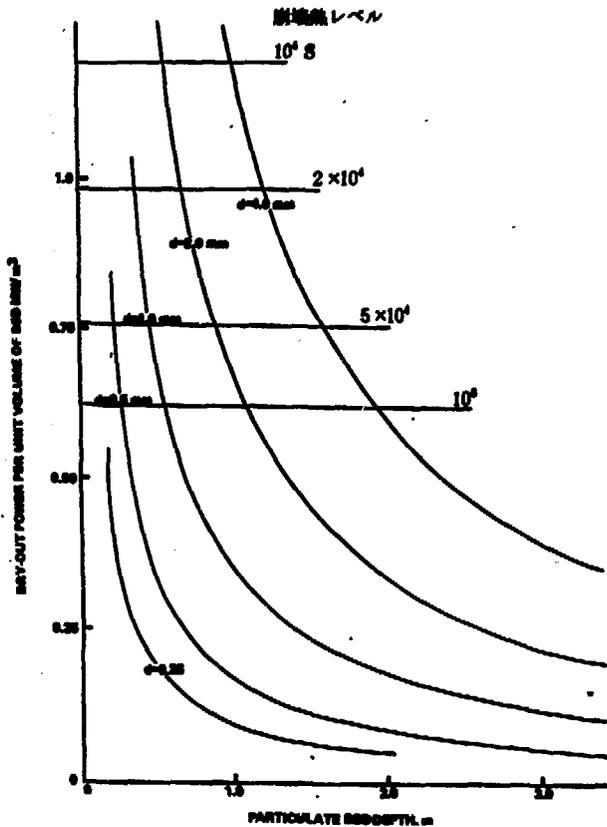


図 223 粒子径、デブリベッド高さがドライアウト出力に及ぼす影響 (3 気圧)  
 Best Estimate of Likely Dry-out Power Per Unit Volume of Particulate Bed for Various Bed Depths and Particulate Sizes at 3 Bars (Based upon Lipinski Model with Empirical Constant of 0.5).

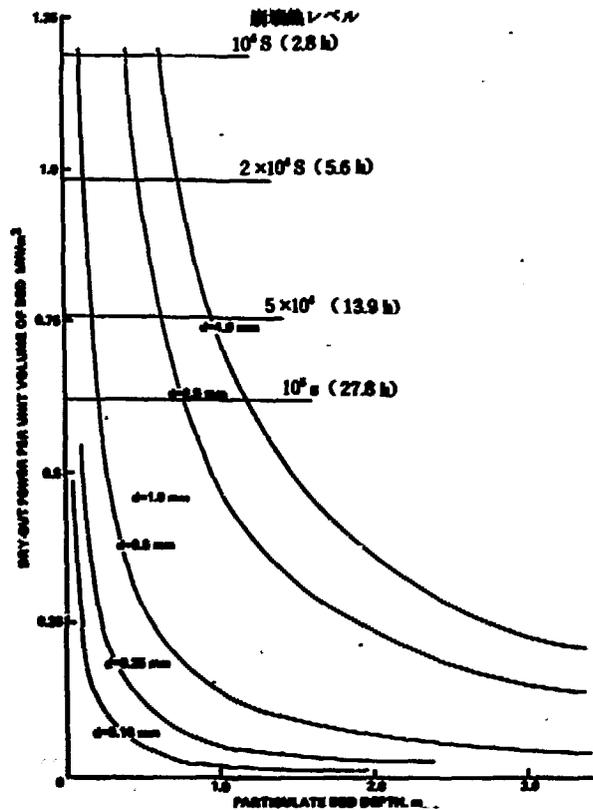


図 224 粒子径、デブリベッド高さがドライアウト出力に及ぼす影響 (1 気圧)  
 Best Estimate of Likely Dry-out Power Per Unit Volume of Particulate Bed for Various Bed Depths and Particle Sizes at 1 Bar (Based upon Lower Bound of Experimental Data at 1 Bar for Uniformly Heated Spherical Particles).

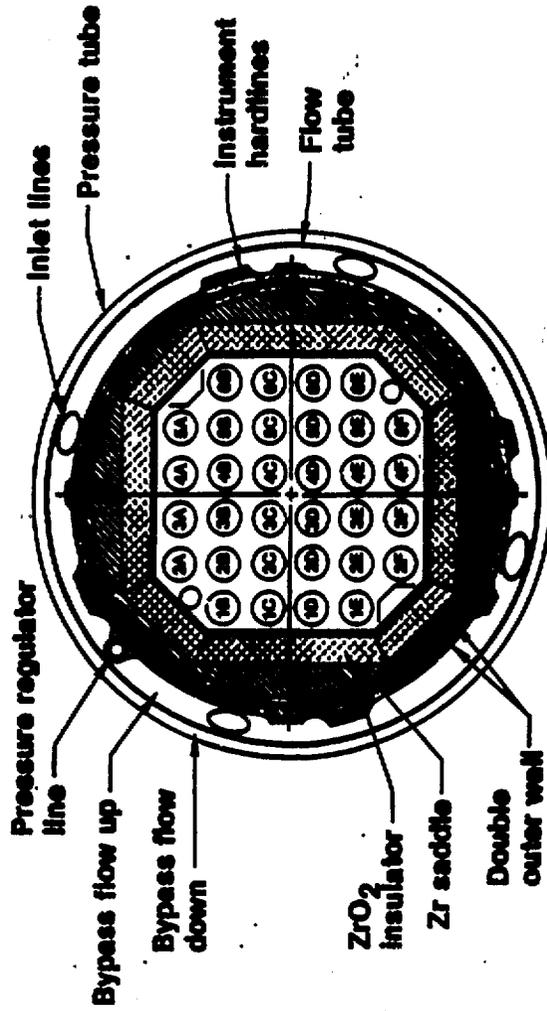


図 225 PBF/SFD 実験トレインの横断面  
SFD Test Train in Core Region.

( 図中、2A, 3A.....4F, 5F は燃料棒番号を示す。以下の図における記号は  
この燃料棒番号に対応している。)

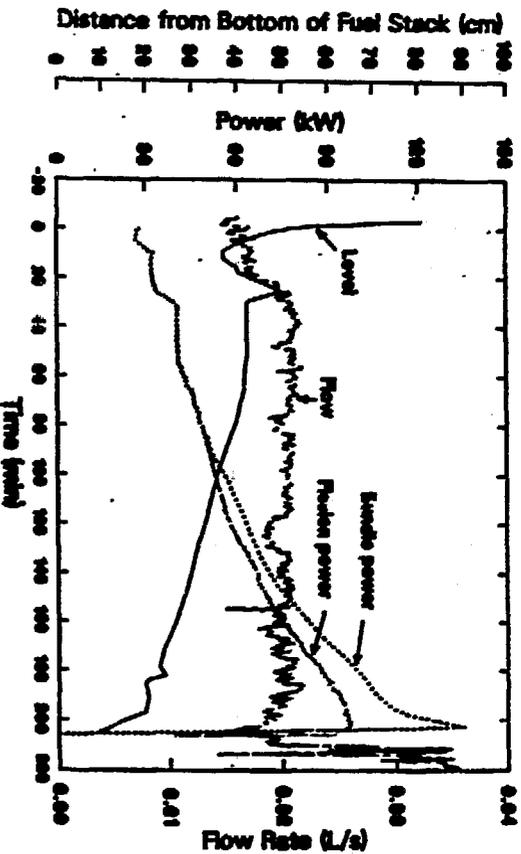


図226 PBF/SFD実験における出力、冷却材流量水位の過渡変化  
Power, Coolant Flow and Steam Water to Steam Interface  
Comparison.

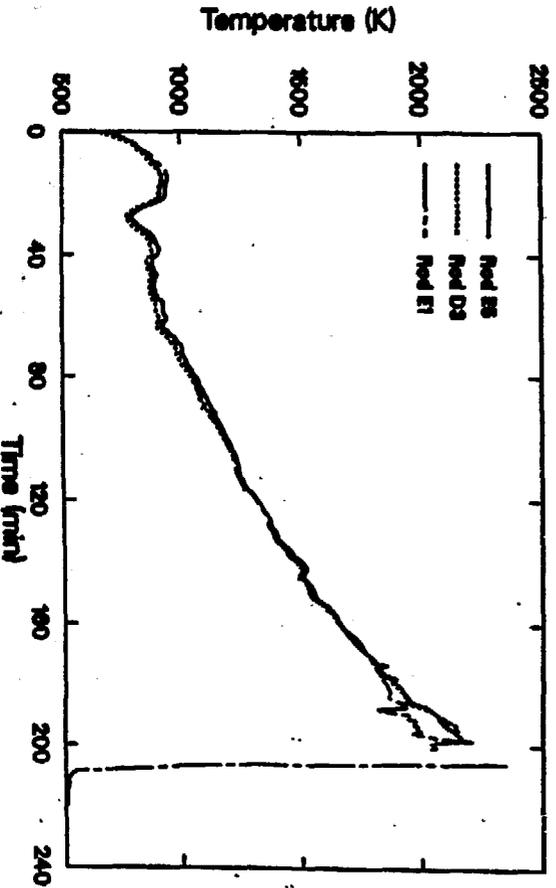


図227 PBF/SFD実験における燃料中心温度の過渡変化  
Fuel Centerline Temperatures at 0.7m.

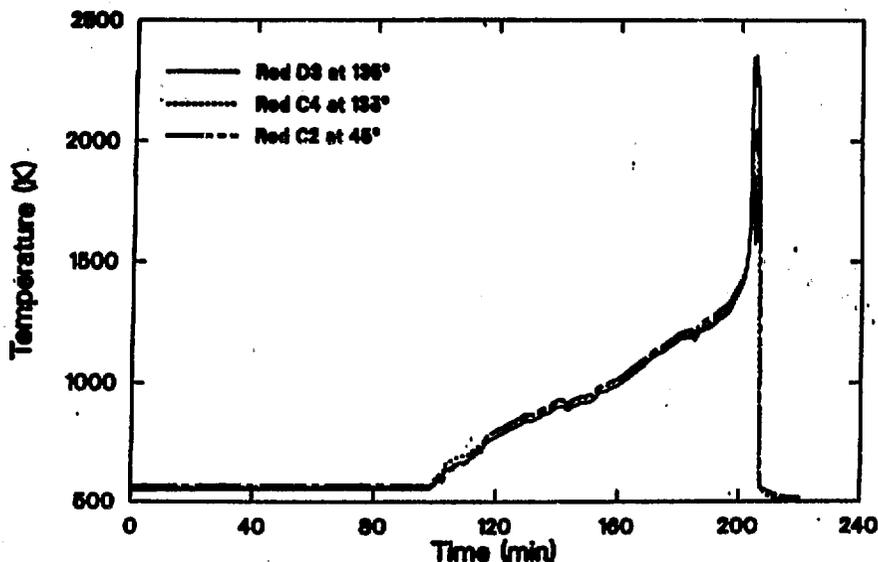


図 228 PBF/SFD スコーピング実験における被覆管温度の過渡変化  
Cladding Temperature at 0.35m.

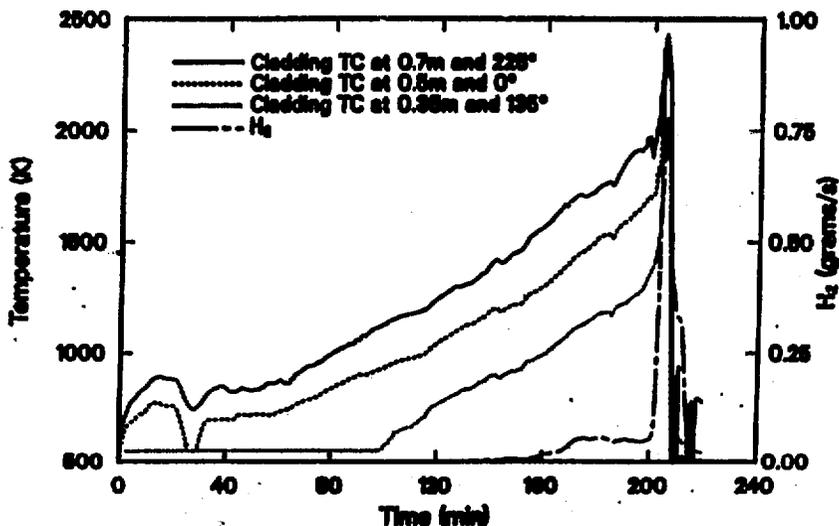


図 229 PBF/SFD スコーピング実験における各高さ位置における被覆管温度 (Rod D3) と水素放出量の過渡変化  
Measured Cladding Temperatures on Rod D3 and Measured Hydrogen Release Rate.

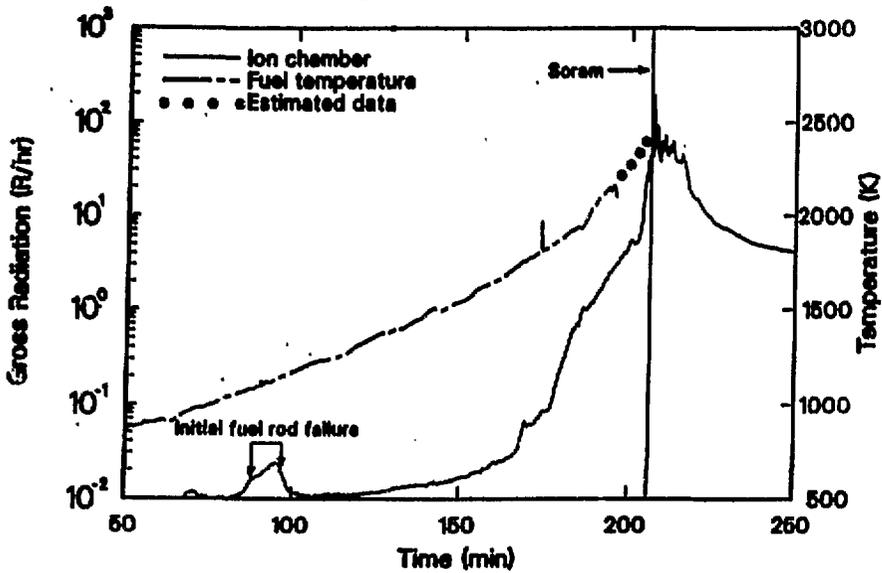


図 230 PBF/SPD スコーピング実験における核分裂生成物放出量と燃料温度の通過変化  
Fission Product Release and Fuel Temperature Histories.

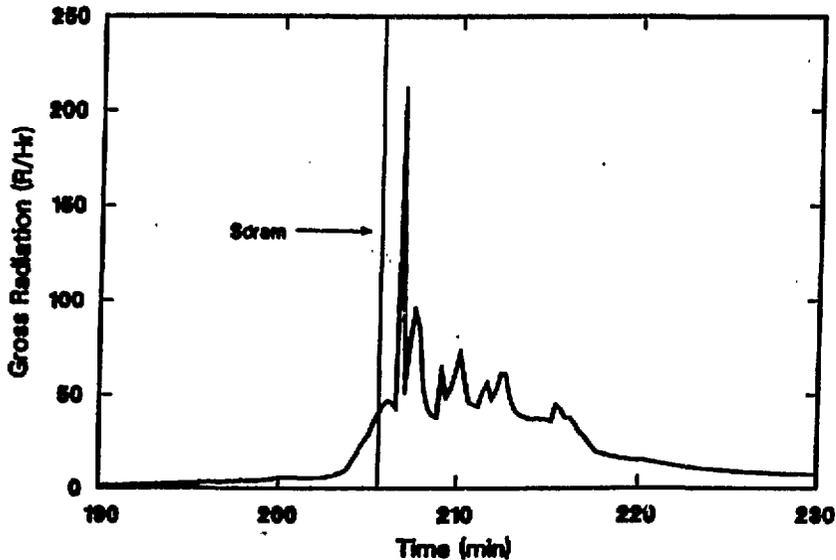


図 231 PBF/SPD スコーピング実験における全放射線線量率通過変化  
Ion Chamber Response.

### 3. 格納容器の健全性

#### 3.1 事故事象

##### 3.1.1 まえがき

SCD 事故時には、多量の放射性核分裂生成物 (FP) が一次系から格納容器内に放出される。従って、環境への FP の放散を最小限にとどめるためには、格納容器の健全性を確保することがきわめて重要である。一方、SCD 事故時には、格納容器は、設計値を上回る圧力・温度上昇、さらには水素の燃焼、熔融物による浸食など、格納容器の設計基準事故 (炉心損傷を伴わない LOCA) にくらべてより苛酷な負荷を受ける。従って、SCD 事故時における格納容器の健全性を予測するためには、格納容器に対する種々の負荷の原因に関する研究と、負荷に対する格納容器の構造力学的挙動に関する研究が必要である。また格納容器の破壊確率を低減するためには、負荷の低減に関する研究が必要である。

本節では、SCD 事故時の格納容器内事象の概要を述べる。

##### 3.1.2 格納容器の構造ならびに LOCA 時の熱水力学挙動

現在、PWR と BWR とでは異った構造の格納容器が用いられており、この結果事故時の格納容器内熱水力学挙動に関しても PWR と BWR とでは基本的な相違がある。本項では現在わが国で用いられている PWR、BWR 格納容器の構造と、各々における LOCA 時の熱水力学挙動の概要を示す。

##### (1) PWR 格納容器

わが国の PWR の大半はいわゆる乾式格納容器を用いている。図 3.1 に示すように、この型の格納容器は単一の大きなコンパートメントから構成される。LOCA 時には、短期的には容積の大きさと構造物の熱容量によって格納容器内の圧力上昇を制限し、長期的には格納容器スプレイ系の熱交換器及びファンクーラを介して格納容器雰囲気から除熱を行うことにより格納容器内圧を低下させる。わが国のこの型の格納容器はほとんどが鋼鉄製自立型容器である。

一方、少数の PWR には図 3.2 に示すアイスコンデンサ型格納容器が用いられている。この型の格納容器では、LOCA 時に一次系から放出された蒸気は、多量の水が蓄えられたアイスベッド内を流れ、この際凝縮する。このため、図 3.3 に示すように、設計基準事故 (炉心損傷を伴わない LOCA) を想定する限り設計圧力は低くて良く、また自由容積は小さくて良い。わが国のこの型の格納容器 (現在 2 基) は、内部に鋼板ライニングを施したプレストレストコンクリート容器である。

##### (2) BWR 格納容器

わが国の BWR はいずれも圧力抑制型格納容器を用いている。現在使用されているのは、図 3.4 に示す Mark I 及び Mark II 型の 2 種類である。

圧力抑制型格納容器は、一次系を格納するドライウェルと、圧力抑制プールを格納するウェットウェルから構成され、両者は多数のベント管により接続されている。LOCA時には、一次系から放出される蒸気をベント管によって圧力抑制プール内に導き、ここで凝縮させることにより、格納容器内の圧力上昇を抑制する。

図3.3に示すように、圧力抑制型格納容器の設計圧力はPWR乾式格納容器の設計圧力と同程度であり、また内容積は乾式格納容器の約1/10程度であって、PWRアイスコンデンサ型格納容器よりさらに小さい。わが国のBWR格納容器はいずれも鋼鉄製自立型容器であるが、Mark II格納容器の圧力抑制プールの底面のみはコンクリート床面上に鋼板ライニングを施した構造となっている。BWR格納容器の圧力抑制プールは、3000～4000 m<sup>3</sup>の常温水を蓄えており、LOCA時に破断口から放出される蒸気を凝縮させる機能を有するだけでなく、図3.5に示すようにECCS及び格納容器スプレィの水原でもあり、一次系過し安全弁(SRV)から放出される蒸気を凝縮させ、また高圧注入系(HP CI)、原子炉隔離時冷却系(RCIC)を駆動するタービンの排蒸気を凝縮させるなど、BWRの重要なヒートシンクとして機能する。事故が発生して格納容器が隔離されると、種々の源から放出される熱エネルギーは圧力抑制プールに集中し、余熱除去系の熱交換器を介して格納容器外に除去される。

### 3.1.3 格納容器破損モード

SCD事故時には、設計上の想定を上回る圧力、温度が格納容器に加わる可能性があり、また格納容器内の激しい熱水力学現象(水蒸気爆発ないし水素爆発)によって生じたミサイルが格納容器圧力バウンダリに衝突する可能性がある。これらの原因によって格納容器が破損し、または格納容器からの漏洩量が増大し、または格納容器内の安全上重要な機器の健全性が損われ、この結果、環境への影響が増大する可能性が考えられる。

ラスマッセン報告<sup>(1)</sup>では、PWR及びBWRの格納容器についてそれぞれ以下の破損モードを想定している。

#### PWR 格納容器

- α: 圧力容器内での水蒸気爆発による破損
- β: 隔離失敗に基づく格納容器の機能不全
- γ: 水素爆発による破損
- δ: 過圧による破損
- ε: 格納容器ベースマットの腐蝕貫通

#### BWR 格納容器

- α: 圧力容器内での水蒸気爆発による破損
- β: 格納容器内での水蒸気爆発による破損
- γ: 過圧破損による原子炉建屋内への放出
- γ': 過圧破損による大気中への直接放出

上記の分類はラスマッセン報告当時における事故推移の理解に基づくものであり、現在では、想定破損モードの内容や各々への関心は、当時とは違っている。図3.6、3.7は、それぞれPWR及びBWRの格納容器の健全性に影響をおよぼす主要な事故のフローシートである。PWRとBWR

に関するフローシートの主要な相違点は以下の通りである。

- ① BWR の場合、炉心損傷発生前に格納容器が過圧破壊する場合は考えられる。
- ② PWR の場合、格納容器内で水素が燃焼する可能性がある。一方 BWR では水素等の非凝縮性ガスは格納容器内の準静圧力、温度上昇にのみ貢献する。
- ③ 圧力容器溶融貫通後、PWR 格納容器では圧力容器キャビティ内の熱水力挙動及び溶融物-コンクリート相互作用が重要なものに対し、BWR 格納容器では格納容器の構造に応じ、格納容器圧力バウンダリの溶融貫通、ダイヤフラムフロアの溶融貫通、溶融物の圧力抑制プールへの落下といった種々の事象が発生する可能性がある。

水素気爆発については、3.2.3 で述べるように、近年では格納容器の破壊の直接の原因とはなりにくいと考えられているため、これらの図中には特に示さなかった。また、これらの図中には、事故の進展を抑制し、格納容器の破壊確率を低減するために考えられている諸対策が示されている。このような対策としては、溶融物-コンクリート相互作用を防止するためのコア・キャッチャーや、水素ガス濃度の制御に関するものがある。

### 3.1.4 格納容器破壊がリスクに及ぼす影響

上記の格納容器破壊モードのうちのいずれが（最も早く）発生するかは事故シーケンスに依存する。

格納容器の破壊がリスクに及ぼす影響は、破壊の発生時期に強く依存する<sup>(8)</sup>。すなわち、格納容器内圧が高かつ格納容器内の FP 濃度が高い時点において破壊が瞬時に発生した場合に、環境への FP の放出量は最大となる。

また、破壊の発生部位も重要である。たとえば、格納容器底部の溶融貫通のみが生ずる場合、環境への影響は主として地下水を通じて生じ、格納容器内の雰囲気は直接大気に放出される場合にくらべて影響は著しく小さい。BWR 格納容器では、ウェットウェル気相部で破壊が生じた場合、圧力抑制プールによる FP の捕集の効果を期待できるため、ドライウェルが破壊する場合に比べて影響は小さい。

格納容器の破壊がリスクに及ぼす影響として重視すべき点は、前項 3.1.3 で述べたように、格納容器の破壊が必ずしも炉心損傷の増大として生ずるのではなく、事故の発生原因ないし経過によっては、格納容器の破壊が炉心損傷の原因となるということである。具体例としては、BWR の格納容器除熱失敗 (TW シーケンス)<sup>(1)</sup> が知られている。この場合、圧力抑制プールの温度上昇により格納容器が過圧破壊し、この結果一次系への ECC 水の注入が中断し炉心損傷に至ると考えられる。

## 3.2 研究の現状

### 3.2.1 まえがき

前節 3.1 で述べたように、SCD 事故時に格納容器に加わる負荷の主要な形態としては、以下のものが考えられる。

- ① 水素の燃焼による圧力・温度上昇、及び水素の燃焼に起因するミサイル

- ② 水蒸気爆発に起因するミサイル、水撃
- ③ 圧力容器溶融貫通後の溶融物による格納容器圧力バウンダリの浸食（溶融物-コンクリート相互作用）
- ④ 上記の①～③、及びその他の原因による比較的ゆっくりとした（準静的）長期的な圧力・温度上昇

現在、これらの格納容器負荷にかかわる研究が進められており、また負荷に対する格納容器の構造力学的応答に関する研究、負荷の軽減により格納容器の破損確率を低減する方法に関する研究も進められている。本節では、これらの研究の現状のとりまとめを行う。

### 3.2.2 水素の燃焼

#### (1) まえがき

SCD事故時には、炉心でのジルコニウム-水蒸気反応をはじめとする種々の原因によって大量の水素が格納容器に放出されることが予想される。水素と酸素及びその他の気体の混合比が一定の条件をみたし、かつ着火源があれば水素が燃焼する。この結果、TMI事故で見られたように格納容器の圧力、温度が上昇し、はなはだしい場合には、格納容器本体ないし内部の構造物、機器の健全性が損なわれる可能性がある。

一方、3.2.2(6)で述べるように、わが国のBWRの格納容器は、運転に先立ち格納容器内の雰囲気中の酸素濃度を低減し不活性化しているため、事故時に格納容器内のガス組成が水素の可燃域に達する可能性はきわめて少い。従って、わが国のプラントにおいて、SCD事故時に水素の燃焼が格納容器の健全性に影響を及ぼす可能性があるのは、PWRの場合のみであると考えられる。

本節題に関して現在までに行われている研究は、以下の分野にわたっている。

- ① 水素の発生源、発生量、発生速度
- ② 水素の燃焼挙動
- ③ 水素の格納容器内の拡散
- ④ 水素の燃焼が機器の健全性に及ぼす影響
- ⑤ 水素の燃焼の防止ないし燃焼の影響の緩和

水素の発生がPWR格納容器に及ぼす影響を簡略にフローシート化したものを図3.8に示す。不活性化されたBWR格納容器の場合水素は燃焼せず、水素ないしその他の非凝縮性気体は格納容器内の準静的圧力・温度上昇にのみ貢献する。

本節では上記の①～⑤の各分野における研究の現状について述べる。

#### (2) 水素の発生源

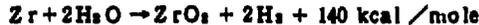
SCD事故時の主要な水素の発生源としては、以下のものが考えられる。

- ① 金属-水蒸気反応
- ② 溶融物-コンクリート相互作用
- ③ 水の放射線分解
- (1) 金属-水蒸気反応

これらのうち、金属-水蒸気反応は、比較的短時間のうちに大量の水素を発生する可能性が

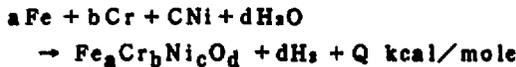
ある。すなわち、まず、事故時に燃料棒の温度が上昇し水蒸気の供給が充分であった場合、被覆管中のジルコニウムが水蒸気を還元する、いわゆるジルコニウム-水蒸気反応によって水素が発生する。

ジルコニウム-水蒸気反応は次式により与えられる。



本反応は発熱反応であり、燃料被覆材には残留熱と崩壊熱に加えて反応熱が負荷されることになる。

さらに、炉心損傷が大規模に生じると、压力容器内部構造物及び压力容器本体を構成するステンレス鋼と水蒸気の反応による水素の発生がこれに加わる。ステンレス鋼と水蒸気との反応は次式により与えられる。



酸化物の大部分は $\text{Fe}_3\text{O}_4$ であるが、他は尖晶石<sup>\*</sup>型の化合物になるとみなされている。発熱量は $\text{Fe}_3\text{O}_4$ 生成物の場合267 kcal/moleであり、尖晶石型化合物の場合155 kcal/moleである。したがって、この反応もジルコニウムの反応と同様にある温度以上になると反応は急速に進み、それに伴って水素生成速度も急激に増大すると考えられる。

本反応の反応速度は、融点（～1400℃）以下ではジルコニウム-水蒸気反応に関するものより遅いが、融点以上では逆転し<sup>(3)</sup>、大規模な压力容器の溶融貫通を伴うような事故では、全ジルコニウムによるものと同程度の量の水素の発生原因となる可能性がある<sup>(4)</sup>。

压力容器が溶融貫通すると、溶融物は压力容器外でさらに水蒸気と反応する<sup>(5)(6)</sup>。このような場合には、压力容器内部構造物および压力容器底部を構成する鉄が燃料と共に溶融物を形成し、鉄-水蒸気反応が進むと考えられるが、反応割合の予測に関しては大きな不確定性がある。不確定さの主要な原因は、融点以上での反応速度に関するデータがないこと、またステンレス鋼は溶融に先立って発泡するため、反応にあずかる表面積の評価が困難であることである。

また、燃料中の二酸化ウランは、水蒸気により酸化されて種々の高次の酸化物に変化し、水素を発生する。しかし、本反応の反応速度は、ジルコニウム、ステンレス鋼などに関するものにくらべて著しく小さく、本反応の重要度は高くない。

#### (II) 溶融物-コンクリート相互作用

压力容器の溶融貫通が発生すると、溶融物-コンクリート相互作用によりコンクリートが熱分解して水蒸気や二酸化炭素を生じ、溶融物中の金属がこれらを還元することにより水素、一酸化水素などの可燃ガスを生ずる。本反応については3.2.4で詳細に述べる。

#### (III) 水の放射線分解

さらに、金属-水蒸気反応によるものにくらべて緩慢ではあるが、長時間にわたる水素発生源として、水の放射線分解によるものがある。放射線分解は、水素と同時に酸素を発生する点

\*  $\text{FeCr}_2\text{O}_4$ ,  $\text{NiFeO}_4$ ,  $\text{NiCr}_2\text{O}_4$  など

で重要である。すなわち、BWR Mark I, Mark II格納容器のように不活性化されている格納容器でも、長時間放射線分解が続き、かつ（格納容器スプレイの不作動等により）再結合器が使用できなかった場合、酸素の蓄積により不活性化が不完全となることが懸念されるからである<sup>(7)</sup>。放射線分解による酸素の生成量の見積りにおいては、再結合反応の評価が必要である。再結合反応の反応速度は、沸騰の有無、溶存水素濃度、不純物濃度等による影響を受ける<sup>(8)</sup>。

#### iv) 水素の発生量

SCD事故時の水素の発生源としては、水素の発生量、発生速度のいずれをとっても、ジルコニウム-水蒸気反応が最も重要である。図3.9は、種々の型式の格納容器について、被覆管中のジルコニウムの反応割合に対する格納容器内の水素濃度の変化を示している。同一の電気出力のプラントを比較すると、PWRにくらべてBWRの方が被覆管中のジルコニウムの量が多い。またBWRではチャンネルボックスにもジルカロイが用いられているため、炉心に含まれる全ジルコニウムの量は被覆管に含まれる量の約1.6倍ほどとなる。

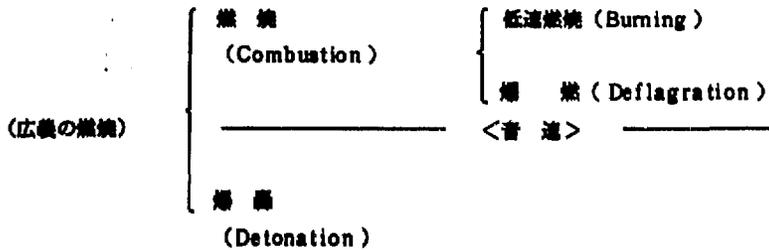
SCD事故時の炉心損傷過程の予測についてはなお多くの不確定性があるため、事故時の水素の発生量、発生速度を予測することは容易ではない。米NRCは、既存のPWR乾式格納容器、アイスコンデンサ型格納容器、BWR Mark II格納容器を対象とする暫定指針案において、有効発熱部被覆管の75%が反応することを仮定して格納容器の健全性を評価することを求めている。またNRCは、75%という反応割合の仮定の根拠の一つとして、75%以上の炉心損傷が生じた場合、水素の燃焼以外の原因によって格納容器の破損が生ずる可能性が高いという見解を示している<sup>9</sup>。これらの仮定、見解についてはなお議論のある所であると考えられるが、75%という反応割合を仮定した場合の種々の事故シーケンスにおける水素発生速度に関する解析例<sup>(9)</sup>は、SCD事故時の格納容器の健全性を評価する上で一つの参考となる。

#### (3) 水素の燃焼形態

圧力容器内での金属-水蒸気反応によって水素が発生する場合、圧力容器内では酸素不足のため燃焼せず、格納容器内に放出された後にはじめて燃焼する。この際、①破断口ないし通し弁・高所ベント等の排気口において水素が水蒸気と共に流出し、そこで拡散燃焼する場合と、②いったん格納容器内の雰囲気と混合しその後燃焼する場合、とが考えられる。①は、ほぼ定常燃焼が生ずる場合であって、燃焼の影響としては燃焼部周囲の構造物、機器に熱的な負荷が加わり、かつ格納容器雰囲気温度上昇により格納容器内圧が準静的に上昇することが予想される。一方、②の場合、水素が格納容器雰囲気中に蓄積し、混合比が可燃域に達した後に一帯に燃焼するため、過渡的には大きな圧力・温度上昇を生ずる可能性がある。

一般に燃焼が継続するためには、燃焼による発熱量が熱拡散を上まわり、燃焼部に隣接する可燃ガスを発火温度（常温、常圧における水素では586℃）まで加熱し得る条件が必要である。この条件を満たす可燃ガスと空気あるいは酸素の混合比が可燃混合比である。水素は非常に広い可燃混合比の幅を持ち、水素と空気の組合せでは水素の体積割合が4.1%～74%（いずれも常温、大気圧条件）である。燃焼の形態は、次のように分類される。

• なお、これから建設されるプラント（CP、ML申請中プラント）に関しては、全被覆管の反応を仮定することを求めている。



火炎面が下流側の気体に対して亜音速で進行する場合を低速燃焼と称し、超音速で進行する場合を爆轟と称する<sup>(8)</sup>。(ただし、爆轟を除く予混合気体の燃焼をすべて爆轟と称する場合もある。)いずれの場合も上流側の未燃気体に対する進行速度は亜音速である。低速燃焼ないし爆轟の場合、格納容器内の圧力はほぼ均一に上昇するとみなすことができる。図 3.10 は、定容・断熱燃焼時の圧力上昇を水素濃度に対してプロットしたものである。

一方、可燃域内のさらに狭い範囲内では爆轟と呼ばれる現象が発生する。爆轟発生時には火炎面は上流側の未燃気体に対し超音速で進行し、火炎而上流に形成される衝撃波における断熱圧縮によって混合気が発火点まで加熱される。この場合、衝撃波による圧力上昇のため、低速燃焼ないし燃焼時のような定容燃焼にくらべて高い圧力が発生する。爆轟時の圧力上昇は、火炎面(すなわち衝撃波面)の下流側気体に対する進行速度が音速に等しいという実験事実(Chapman-Jouget の条件<sup>(9)</sup>)に基づいて、衝撃波関係式により計算することができる。図 3.11 に示すように、爆轟時の圧力上昇は定容燃焼(爆燃)時にくらべて著しく高い。また、爆轟時に火炎面が構造物と衝突しないし干渉すると、衝撃波の反射のため、単一の進行衝撃波によるものよりもさらに高い圧力が発生する可能性がある。一方、爆轟による衝撃圧力の継続時間はきわめて短かく、容器壁面上の圧力は、衝撃波の通過後、速やかに低下する。従って爆轟による荷重は局所的かつ瞬時的であり、構造物に対する影響を現実的に評価するためには、このような継続時間の短い荷重に対する構造物の動的応答特性を考慮しなければならない。

#### (1) 水素の燃焼限界

常圧下の水素-空気系の燃焼限界は、化学工業や鉱業における必要から良く研究されており、水素濃度の上限は 74% (体積)、下限は 4.1% (上方火炎伝播)、6.0% (水平伝播)、9.0% (下方伝播) であることが知られている<sup>(10)</sup>。

燃焼限界は、圧力、温度の影響を受けるが、格納容器内に想定される圧力、温度の範囲内ではこれらの影響は小さい。

窒素、二酸化炭素等の不活性ガスの添加、あるいは水蒸気の添加により可燃域は狭くなり、窒素 75% 以上、二酸化炭素 80% 以上、水蒸気 55% 以上 (いずれも大気圧下) では燃焼は生じない。これは、不活性ガスの熱容量のため火炎面が冷却され、燃焼を維持できなくなるためである。

水素の燃焼が格納容器の健全性におよぼす影響を評価する上で重要なのは、厳密な燃焼限界を知ることよりもむしろ、燃焼による圧力・温度上昇が有意となる限界を知ることである。一般に、低水素濃度(下方伝播限界以下)、あるいは水蒸気存在下では、一部の水素しか燃焼

せず、完全燃焼の場合にくらべて圧力・温度の上昇は少い。燃焼度に対しては、着火源の位置（すなわち容器の下部にあるか上部にあるか）、容器内の対流の強さ、障害物による火炎面での乱流渦の発生などが影響する。自然対流及び強制対流（格納容器の場合、ファンないし破断流による）によって一般に燃焼度は増大する。図 3.12 は、様々な着火源位置、対流速度、容器内容積に関する実験結果を比較したものである。これらの実験結果を包括する保守的な燃焼度の見積りとして、水素濃度 4% で燃焼度を 0%、水素濃度 7% で 100% として、この間を直線により補間する式が提案されている<sup>19)</sup>。

容器内の燃焼によって生じた圧力上昇は、容器壁面への熱損失により低下する。特に燃焼限界付近では火炎速度が遅いため、容器内の最大圧力は火炎速度によって決定される発熱量と熱損失のバランスによって決定される。火炎速度は種々の因子の影響を受けるが、サンディア国立研究所は、VGES と称する装置による容器内燃焼実験から以下の実験式を得ている<sup>20)</sup>。

$$V = 59.2 X + 1.792 \quad (\text{cm/s})$$

ここで X は水素のモル分率であり、上式は  $X < 10\%$  であつて容器内のファンを作動させた場合に関する実験式であるが図 3.13 に示すようにばらつきは大きい。図 3.14 は、TMI 事故で計測された格納容器内での水素燃焼直後の圧力変化を解析したものであり、TMI 事故では燃焼ガスからの熱損失のうち、格納容器スプレイによるものが大きかったことを示している。

#### 自己点火限界

水素を破断口ないし放出口付近で拡散燃焼させることは、爆燃又は爆轟による急激な圧力・温度上昇を防ぐ一つの手段である。ここで、高温かつ高濃度の水素が放出された場合、着火源なしに自己点火（autoignition）する可能性があり、これは、着火を確実にするという意味で有効である。

事故時に一次系から放出される水素の自己点火限界に関しては、水素に含まれる水蒸気の影響を考慮しなければならない。サンディア国立研究所は、水素ジェットの自己点火限界と、拡散燃焼炎による周囲への影響に関する実験を行っている<sup>21)</sup>。

#### (ii) 爆轟発生条件

爆轟が発生するためには、水素濃度が可燃域内のさらに狭い範囲内にあり、かつ充分なエネルギーを有するスパーク等により着火されるか、爆燃から爆轟への遷移のための条件がみたされることが必要である。

水素・空気系の爆轟限界としては、Breton の成果が広く用いられており、これによれば水素濃度にして 18.2 ~ 58.9% とされている。また、水蒸気濃度 35% 以上では爆轟は発生しない<sup>22)</sup>。水素-空気系に関しては、爆轟限界に対する初期圧力・温度の影響は小さい。

爆轟が直接発生するためには、十分に強力な着火源が存在することが必要であり、後に述べるように格納容器内でこの条件がみたされる可能性は低い。従って、格納容器内で爆轟が発生する可能性を検討する場合、爆轟発生のもう一つの形態、すなわち爆燃から爆轟への遷移の可能性を検討することが重要である。

爆燃から爆轟への遷移に関して火炎面付近の乱れと衝撃波の干渉が重要であると言われている<sup>23)</sup>。すなわち、火炎面付近の乱れは火炎面を折り曲げ、これにより火炎面積が増大して発熱

量が増大する結果、火炎速度が増大する。爆燃に際して火炎面前方に放射される弱い衝撃波の反射及び相互干渉により火炎面温度が上昇し、火炎速度が増大する。これらは、爆燃から爆轟への遷移に対して、固体壁面ないし障害物の存在が重要であることを示している。

#### 寸法の効果

爆轟波の巨視的挙動は、Chapman-Jouget モデルないし Zeldovich-Donng-von Neuman モデル<sup>66</sup>といった古典的な一次元波面モデルにより記述することができるが、現実の爆轟現象は、3次元的なセル状構造を有する衝撃波の伝播を伴うことがわかっている。また、衝撃波セルの波長は混合比に依存し化学量論比のガス組成において最小となる。一方、管路内での燃焼において、燃焼波面上のじょう乱の最大波長は、管のぬれぶち長さ

$$\lambda = \pi d$$

によって与えられる。すなわち、上式によって、セル波長  $\lambda$  に対応するガス組成において爆轟が発生しうる管路の最小直径が与えられる。同様に、一様な厚みを有する二次元的な領域、ないし球対称の領域に関しても、爆轟が発生するために必要な代表長さ（領域の厚さないし直径）の最小値が存在する。これを図 3.15 に示す。また、二酸化炭素等の不活性ガスを添加すると、図 3.16 に示すようにセルの波長は増大し、より大きな空間部においてしか爆轟は発生しなくなる。

また、ある広い空間部とこれに接続された管路が同一組成の混合気体により満たされているとき、管路内で発生した一次元的爆轟波が空間部に伝播し、球対称の爆轟波として持続するためには、管路の直径は

$$d_c = 13 \lambda$$

以上でなければならない<sup>67</sup>。管路の径が上式以下の場合、爆轟波は管路出口からの距離と共に減衰する。図 3.17 は、サンディア国立研究所が上式を验证するために用いた実験装置であり、管路に接続されたプラスチック製のバッグにより自由空間部を模擬している。図 3.18 はその実験結果である<sup>68</sup>。

以上のように、格納容器内のガス組成が（低水素濃度側の）爆轟限界をみわたしても、格納容器空間部内で大規模な爆轟が発生するためには、まず条件  $d_c = 13 \lambda$  をみたす大口径の配管等において爆轟が発生し、これが格納容器空間部に伝播することが必要である。

#### 爆轟を直接発生させるために必要な点火エネルギー

スパーク等により直接爆轟が発生するためには、点火に際して十分なエネルギーが与えられることが必要である。Lee らは、爆発波理論に基づいて、臨界エネルギーを次式により与えている<sup>69</sup>。

$$E_c = \frac{2197}{16} \pi \gamma_0 p_0 M_{CJ}^2 I \lambda^3$$

ここで、 $M_{CJ}$  は Chapman-Jouget 条件により与えられる爆轟波のマッハ数、 $\lambda$  は衝撃波セルの波長、 $I$  は定数である。本式によれば、化学量論比（ $\sim 28$  多  $H_2$ ）のガス組成において  $E_c$  は約 4.3 kJ、また通常考えられている爆轟限界である 18 多  $H_2$  においては約 450 kJ であり、直接爆轟を発生させるためには強力なスパークが必要であることがわかる。これは、

格納容器内の電気系統に適切な配慮を払えば、爆轟がスパークにより直接発生する可能性を除去できることを意味している。

#### (iii) 障害物による火災の加速

流路内に生じた爆轟から爆轟波が形成されるためには助走区間が必要である。助走区間の長さは爆轟発生限界に近い程長く、また温度が高い程長い。大気圧下、直径数 cm 程度の管路に関する試験結果によれば、通常、爆轟波の形成には管径の数十倍の助走距離が必要である<sup>64</sup>。

助走距離は、火災面上の乱れの成長に関係しており、流路内に障害物があると助走距離は一般に短縮される。これは、火災面によって上流側の未燃気体が押されて移動する際に、障害物との干渉により後流および乱流を生じて、火災面積が増大し、火災が加速されるためである。

また、爆轟限界以下の水素濃度における爆轟でも、流路内に障害物があると通常の爆轟時よりも高い火災速度及び圧力が発生する。図 3.19 は、Lee らによる実験結果<sup>65</sup>であり、障害物はブロックージ比 0.44 のらせんである。本実験結果によれば、水素濃度 15% 以下の場合、障害物のある部分での火災速度は障害物なしの部分にくらべて高く、通常の爆轟（定常爆轟）時よりも高い圧力が得られている。一方、通常の爆轟限界付近ないし限界内の水素濃度（17% 以上）では、障害物の無い部分では Chapman-Jouget 条件によって与えられる火災速度、圧力に達しているのに対して、障害物のある部分では、障害物による流動損失のため低目の速度、圧力が得られている。

以上を要約すると、一般に流路内の障害物により爆轟から爆轟への遷移は促進されるが、爆轟の強さは抑制される。また爆轟限界以下の濃度での爆轟は、流路内の障害物の存在により爆轟に近い様相を呈することがある。

一方、火災の加速に対して、流路の形状、特に流路壁による閉じ込め（confinement）の程度が重大な影響を及ぼす。サンディア国立研究所では典型的な規模・形状における火災加速の研究のため、図 3.20 に示すような大規模な装置により実験を開始している。

#### (4) 水素の格納容器内での混合・拡散

事故時の格納容器内のガス組成を予測することは重要である。すでに述べたように、PWR 乾式格納容器の平均ガス組成が爆轟域に入る可能性は低い。またアイスコンデンサ型格納容器においても、イグナイタ等が有効に働けば爆轟域内の平均ガス組成が生ずる可能性は低い。一方、事故時の格納容器内の水素濃度分布を予測し、高濃度の領域（ポケット）が生ずる可能性を検討することは、事故時に格納容器に加わる負荷を予測し、イグナイタの有効な配置及び必要個数を決定するためにも重要である。

格納容器内の水素の混合・拡散を決定する因子としては以下のものが考えられる。

- ① 強制対流、その原因としては、破断流、ファン、スプレイの動作
- ② 自然対流、その形態としては、各コンパートメント内、コンパートメント間
- ③ 分子拡散

格納容器内の水素の拡散・混合に関する主要な実験は以下の通りである。

- ① パツェル・フランクフルト研究所（BFI、西独）による実験<sup>66,67</sup>

KWU社のPWR乾式格納容器（Biblis-A）をリニアスケール1/4で複製した多コンパートメントコンクリート製容器（図3.21）を用いた試験を行った。試験条件の要約を表3.1に

示す。これらの試験では、ヘリウムないし水素を比較的遅い速度で注入し、ファン等による強制循環は行わなかった。図 3.22 は試験結果と計算コード RALOC による計算結果の比較例である。これらの試験では、注入速度が遅く、また温度差が小さかったため水素の拡散は主として自然対流のみによって生じ、上部コンパートメントの初期温度を下部コンパートメントよりも高くとった試験 (Test 13) では自然循環が抑制され、図 3.22 に示すように上下コンパートメント間でかなりの温度差が発生した。

#### ③ ハンフォード技術開発研究所 (HEDL) による実験<sup>20,21)</sup>

内容積 850 m<sup>3</sup> の大型の容器 (図 3.23) を用いて、PWR アイスコンデナ器格納容器内の水素混合を模擬した実験を行った。実験ではヘリウムないし水素と蒸気の混合物をジェットとして下部コンパートメント内に注入し、プロアにより上下コンパートメント間の強制循環を行った。試験条件は表 3.2 に示す通りであり、試験結果の例を図 3.24 に示す。これらの試験では、各コンパートメント内の温度は均一に近く、かつ注入の停止と共に上下コンパートメントの温度が速やかに均一となることが確認された。本試験結果は、NRC による規制<sup>22)</sup>をはじめとして、RALOC<sup>23)</sup>、TEMPEST<sup>24)</sup>、COBRA-TF、HMS 等の解析コードの評価・検証に用いられた。

#### ④ ネバダ試験施設 (NTS) による実験<sup>25,27)</sup>

EPRI と NRC との共同出資によって実施される、大容量 (2600 m<sup>3</sup>) の容器 (図 3.25) による実験であり、水素の燃焼及び燃焼による格納容器内の機器への影響を主要な研究対象としているが、水素の温度分布の計測も行う。

#### ⑤ ピヤ大学による実験<sup>28)</sup>

内径 4 m、高さ 8 m の容器による実験を行った。結論は定性的なものに限られているが、水素温度分布が均一に近いことが確認されている。

なお、格納容器内の水素温度分布に関しては、数多くの計算コードが開発されており、その内容は 6 章において記述する。

### (5) 水素の燃焼が格納容器内の機器の健全性に及ぼす影響

水素の燃焼は格納容器本体の健全性に影響を及ぼす可能性があると共に、格納容器内の機器の損傷を悪化する可能性がある。格納容器内には、事故を収束に導くために必要な機器の一部が設置されており、格納容器本体が水素の燃焼に耐えても、機器の損傷により事故がさらに進展する可能性がある。

TMI 事故において、水素の燃焼によって、格納容器内の機器の一部が損傷を受けた事実は良く知られている。格納容器内の圧力・温度等の計測結果に基づいた解析<sup>29)</sup>によれば、TMI 事故における燃焼直前の格納容器内ガス組成は水素 7.9%、水素蒸気 3.5%、圧力 110 kPa、温度 53 度であった。水素は格納容器内に均一に分布しており、上記の濃度は水平伝播限界 (6.1%) を上回り、下方伝播限界 (9.0%) を下回っている。燃焼により約 320 kg の水素が燃焼し、燃焼後の水素濃度は 1.1% となった。燃焼により格納容器圧力はピークで約 32 psig (320 kPa) に達し、温度は 600 度に達したと推測される。燃焼によりプラスチック製の機器及びケーブルの一部に損傷を生じたが、安全上重要な機器の機能は損なわなかった。

すでに(1)で述べた米国の水素制御に関する規制案は、水素燃焼時の機器の健全性 (survival)

の立証に関する要求を含み、米國では、NRC及びEPRI傘下においてこの方面の研究が行われている<sup>(29)(30)</sup>。研究の目的は、燃焼時に機器等の表面に加わる熱的負荷を評価し、機器の温度上昇の予測を可能ならしめることである。

#### (4) 水素ガス対策

格納容器内の水素ガス対策は、SCD事故を想定した規制上、設計上の諸対策の中で、具体化が最も進んでいるものの一つである。

第1部で示したように、米國では新たな水素ガス対策を求める暫定規則の策定を準備中であり、一部の規則は既に発効している<sup>(31)</sup>。これらの規則の中で定められている対策、あるいはこれらの規則への対応として考慮されている対策としては以下のようなものがある<sup>(32)(33)</sup>。

##### (1) 事故前の不活性化

運転時の格納容器雰囲気を不活性化することを内容とする。(わが國のBWRでは従来から実施されている。)具体的には、運転開始に先立ち格納容器雰囲気を窒素によって置換し、酸素濃度を可燃限界である4%以下とすることによって、事故時に水素が発生しても燃焼が生じないようにするものである。

米國では、1982年12月に発効した暫定規則<sup>(31)</sup>によりBWR Mark I, Mark II格納容器の不活性化を義務づけたが、この際かなりの反対論があったことは注目値する。主要な反対理由は、不活性化により格納容器内へのアクセスが妨げられ、機器、配管等の異常の発見しにくい対応が遅れ、結果的に逆にリスクが増大するというものである。リスクへの影響に関して、不活性化と他の方法とを比較した解析例<sup>(34)</sup>もあり、イタリーではこれらの結果に基づきMark II格納容器を不活性化しない方針をとっている。

PWR格納容器に関しては、現在のところ事故前の不活性化をはかる動きはない。しかし、呼吸が可能な範囲で酸素濃度を低減し、事故時の水素燃焼を制限するという方法が提案されている<sup>(35)</sup>。

##### (2) イグナイタの設置

米國のBWR Mark II格納容器及びPWRアイスコンデンサ型格納容器では、格納容器内に多数のイグナイタ(点火栓)を設置し、事故時に発生した水素を低濃度のうちに燃焼させることによって、大規模な燃焼の発生を防ぐという方針をとっている<sup>(36)(37)</sup>。

実際に用いられることになると考えられるのは、ディーゼルエンジン用のグロープラグないしそれと同様の構造をもつものであり、12V程度の電圧をかけ、加熱面温度を上昇させることによって水素に点火するものである。

このような方法をとる場合に問題となるのは、点火の確実性、及び水素濃度の制御を確実にするためのイグナイタの必要個数及び取り付け位置である。

イグナイタの性能については、ローレンス・リバモア国立研究所(LLNL)<sup>(38)</sup>、AECL<sup>(40)</sup>、IDCOR傘下のAcurex<sup>(41)</sup>などで研究が行われ、燃焼限界付近でも良好な成績が得られることが明らかになっている。イグナイタによる燃焼に対して重大な影響をおよぼす因子としては、容器内の流速及び乱流レベルと、雰囲気中の水蒸気・水滴の濃度がある。3.2.2(4)で述べたように、容器内の流速、乱流レベルは燃焼度及び燃焼速度に影響をおよぼす。また、水蒸気ないし水滴の存在下では着火しにくくなり、かつ燃焼度が低下する。図3.26は、着火

実験の結果であり<sup>60</sup>、水蒸気、水滴の存在下では着火限界にかなりのばらつきがみられる。

このようなイグナイタ自体の性能と共に重要なのは、イグナイタに関するソフトウェア、すなわち、どのような事故シナシスにおいて、どの時点でイグナイタを使用するかについて検討を進めることである。大量の水素が発生し、これを制御することが必要となるような事故においては、一般に水素は水蒸気と共に放出されると考えられるから、水素が格納容器内に放出される過程ではイグナイタによる点火ができないか、あるいは不完全であり、格納容器内に大量の水素が蓄積した後、水蒸気が凝縮し、可燃域に入る可能性がある。このような場合の不用意な点火は、大規模な水素の燃焼をもたらす可能性がある。従って、イグナイタの使用にあたっては、格納容器内のガス組成を知り、燃焼による影響を予測することが必要である<sup>62</sup>。

なお、SCD事故の発生原因の主要なものとして電源喪失が考えられることから、電源を必要としない触媒方式のイグナイタも提案されている<sup>63</sup>。この場合にはイグナイタの動作に運転員は関与できないことになり、燃焼による影響について一層の検討が必要となる。

#### (Ⅵ) 事故発生後の不活性化

事故発生後、二酸化炭素などの不活性ガスまたは消火剤であるハロンガス ( $\text{CH}_2\text{Br}$ ) を格納容器内雰囲気添加到することにより燃焼を防止ないし抑制することが検討されている<sup>63,64</sup>。添加の方法としては、格納容器外部からの注入と、格納容器内にこれらのガスをみだした空間 (ないしバッグ) を設計、事故時にこれを放出する方式<sup>65</sup>との2種類が考えられる。

また、水を水滴、噴霧 (fog) ないし泡沫 (foam) の形で注入し燃焼を抑制することが考慮されている。

さらに、これらにくらべて実用化の可能性は少いと考えられるが、事故後、格納容器内の酸素を外部の燃焼器等によって除去し、不活性化するという案もある<sup>66</sup>。

二酸化炭素、ハロンなどの非凝縮性ガスを用いる上での問題点は、(ⅰ) (格納容器内のバッグを用いる場合を除き) 気体の添加により格納容器内の圧力が上昇すること、(ⅱ) 事故後の、(再結合器ないしイグナイタ等による) 水素の処理が困難となること、(ⅲ) ハロンガスを使用した場合、加熱により腐食性の物質を生ずる可能性があることである<sup>67</sup>。

一方、種々の形態の水を用いる場合の問題は、動力源を必要とすること、燃焼の抑制ないし燃焼による圧力上昇の抑制に必要な大量の水を格納容器雰囲気中に再遊させておくための手段の開発が必要であることである。噴霧を用いた場合、かなり高い水滴密度が必要であり、結果的に大容量の動力源を必要とする<sup>64</sup>。泡沫を用いる方法は、浮遊時間を長くするための手段として有効であり、図3.27に示すように、水素濃度が低い場合、容器内の圧力上昇をかなり抑制することができる。しかし、高水素濃度においては、火炎面と泡沫との干渉により逆に火炎速度が増大する傾向を示し、この方法は必ずしも有望視されていない<sup>68,69</sup>。

#### (Ⅶ) 水素濃度のモニタリング法

すでに述べたように、イグナイタによる強制着火等を行う場合、格納容器内のガス組成を十分な精度でモニタできることが望ましい。一方、SCD事故時には水素が急速に発生する可能性があるために、水素濃度計測用の計測器は速い応答速度 (たとえば15秒以下<sup>66</sup>) を有し、かつSCD事故時の格納容器内の雰囲気耐えられるものでなければならない。現在

の格納容器の水素濃度モニタリング用に用いられている計測器としては、熱伝導率を計測するものと、電気化学的な方法によるものがあり<sup>(1)</sup>、これらの信頼性の検討と、代替案の検討<sup>(2)</sup>が進められている。

### 3.2.3 水蒸気爆発

#### (1) 事故事象

水蒸気爆発とは、高温の溶融物が水と直接接触したときに生じる急激な蒸気発生のことをいう。金属の精錬や鋳造工業などで発生する事故には、水蒸気爆発によるものが多い。また、最近の三宅島の火山噴火により流れ出て溶岩が海水と接触し、水蒸気爆発をおこしていたことは、ニュースなどで一般にも知られている。

炉心損傷事故時におこるとされている水蒸気爆発も、現象的には、溶融物が水との直接接触によることには変わりはない。この場合、溶融物は燃料と炉心・圧力容器構造体の溶融したものであり、水は一次冷却材あるいは格納容器内の蓄積水である。

すなわち、冷却能力低下に起因する炉心溶融の場合には、溶融炉心が下部支持構造物を通して、又はこれを破断させて圧力容器底部に低下し、ここに溜っていた冷却材と接触して水蒸気爆発を起す可能性がある。さらに、この結果吹上げられた冷却材がまだ落下せずに支持構造物上に残っていた溶融炉心中心に注入されると、ここで又、二次的な水蒸気爆発が生ずるおそれもある。また、圧力容器底部に落下した溶融炉心が十分に冷却されないと、溶融炉心は圧力容器を溶融貫通し、格納容器内に落下する。この場合、格納容器底部に冷却水があるとここで水蒸気爆発が生じる可能性がある。一方、反応度事故の場合のように、冷却材は存在するが、燃料が急激な過熱を起す条件下で燃料が溶融するような場合には、溶融燃料が被覆管の破損口から冷却材中に噴出混合し、炉心部で激しい水蒸気爆発を生じる可能性がある。この場合、衝撃的な圧力波を発生すると共に、BWRのように開水面がある場合には炉心上部の冷却材を吹上げる。

以上のような蒸気爆発が生じた際の破壊力としては、急激な蒸気発生に伴う衝撃的な圧力波、蒸気の影響によって吹上げられた冷却材が容器壁に衝突する際の水撃力、および、これらの原因で炉内構造物が加速されることによるミサイル発生とが考えられる。また、これらに加えて、溶融物と水との接触によって急激かつ大量に生じた水蒸気が格納容器圧力の上昇をもたらす。このような水蒸気の急激な発生を水蒸気スパイク (steam spike) と呼ぶ。

このような水蒸気爆発の影響については、既にラスマッセン報告<sup>(1)</sup>の中でBWR-1とPWR-1のケースについて評価が行なわれており、ミサイルによる格納容器破損の可能性とそれによる放射線の地上放出の可能性が示されている。また、米国のSL-1事故<sup>(2)</sup>は、水蒸気爆発をおこした実例として、よく知られている。

一般に、水蒸気爆発に至るまでの過程は、次の過程をたどると考えられている。

- ① 溶融燃料と冷却材が接触、混合する。
- ② 冷却材と接触・混合した溶融燃料が、熱的あるいは機械的原因で細片化 (fragmentation) する。
- ③ 細片化により伝熱面積が増増するため、急激な熱移動により爆発的な蒸気発生が起る。この際に圧力波が生じる。

- ④ 短時間に発生した高温高压の蒸気が影響する過程で機械力を発生する。これにより冷却材等が吹き上げられ水撃力やミサイル発生となる。

1982年の「炉心損傷に関する研究の現状と課題」報告書では、上に述べた水蒸気爆発の過程に沿って、

- ① 炉心溶融から水蒸気爆発に至るまでの水蒸気爆発の初期事象あるいは条件に関する研究
- ② 溶融燃料の細片化および水蒸気爆発のメカニズムに関する研究
- ③ 破壊力発生の効率に関する研究
- ④ 水蒸気爆発の影響評価研究

に分けて、それまでに行なわれた研究の現状をまとめ、課題を整理した<sup>49)</sup>。そこで、本節では、上述の分類に従い、主として、1982年以後の研究の現状をまとめることにする。

## (2) 最近の研究の現状

### (i) 初期事象、条件に関する研究

炉心溶融物が冷却材中に落下した時に発生する蒸気爆発を模擬する実験が、サンディア国立研究所(SNL)で行なわれている<sup>50)</sup>。この実験は、压力容器を模擬した高压容器から、炉心溶融物を模擬した溶融金属を、格納容器キャビティを模擬した容器中に噴出させるもので、TMLB'シーケンスのように、炉心溶融が高压状態でおきる場合を想定している。

この計画は、SPIT実験とHIPS実験に分かれ、前者は1/20スケール実験で、後者は1/10スケール実験である。SPIT実験では、Zion炉のキャビティを模擬し、溶融金属として、鉄とアルミナを10kg用い、圧力は、1.3~17MPa、加圧気体として、N<sub>2</sub>とCO<sub>2</sub>を使用している。フィルムによる撮影も行なわれており、ジェット流のフローパターンは、含まれている気体の組成により異なることがわかっている<sup>51)</sup>。図3.28は、ジェット流のフローパターンの一例である。また、この実験では、スチームスパイクは、30~40kPaであった。

HIPS実験では、80kgの溶融物を用い、最高1800~2400じまで加熱した実験を行なう予定である。また、キャビティ内の水は、残存する場合とドライな場合について、それぞれ実験を行なう予定である。

SNLでは、炉心溶融挙動解析のためのMELPROGコード開発計画があり、FCIも、その1部を構成している。

### (ii) 水蒸気爆発のメカニズムに関する研究

溶融金属と冷却材間の相互作用に関する大規模実験を、SNLが行なっている。これは、BIT's、PIT's、FIT's実験と呼ばれており、それぞれ、0.05~15g、1~20kg、1~20kgの溶融金属を用いた実験である<sup>52)</sup>。このうち、FIT's実験では、極密な混合、酸化金属、剛性容器、代替接触モードをパラメータとした実験シリーズを行なった。極密な混合では、激しい蒸気発生がおき、放出した溶融金属のうち20kgは飛散し、4kgが底部に残ったにすぎない。また、幾何形状の影響も大きい。酸化金属を用いた実験シリーズでは、高温の水でも水蒸気爆発が発生した。剛性容器を用いた実験では、水蒸気爆発はおきなかったが、水はすべて吹き飛ばされてしまった。第2回目の実験では、装置が破壊してしまった。この実験から、現状の層状化モデルは妥当ではない可能性があることがわかった。代替接触

モードとして、水を溶融金属に注ぐ実験を行なったが、この場合にも水蒸気爆発が発生した。これらの知見は、従来得られていなかったもので、今後の解析が必要である。

基礎実験として行なわれているものに、D.S. Kim 等の実験<sup>53</sup>、L.S. Nelson の実験<sup>54</sup>がある。Kim の実験は、Ga の液滴を用いて、液滴構造を開けたものである。実験では、液滴径 3.1~4.9 mm の Ga 液滴を、流速 3.2~31.2 m/s の水の中に注入し、水力学的細片化機構を説明した。実験結果から、細片化は、We 数により 3 つのパターンに分かれることがわかった。図 3.29 に We 数の範囲とパターンとの関係を示す。Nelson の実験は、コリウムを蒸発した溶融金属を用いた水蒸気爆発の実験である。この実験では、ステンレス鋼、炭素鋼、純粋の鉄の溶融物、Zr と U の酸化物を用いた。溶融金属を、直径約 5 mm の液滴にして、水中に落下させた。液滴はすぐに気泡で囲まれ、水素発生がある場合の方が、水蒸気爆発がおきにくくなった。水素発生率を表 3.3 に示す。この実験結果から、液滴中の酸素含有量が多いほど、またコリウムの場合には U の含有量の多いほど、蒸気爆発がおこりやすくなることがわかった。

これらの基礎実験に対応して、いくつかの解析も行なわれている。Corradini のダイナミックモデル<sup>55</sup>は、図 3.30 の上に示したような現象を同図下に示したモデルに置き換えて解析するもので、冷却材と溶融金属との混合モデルには、実験式を用い、水素発生も考慮した。このモデルを用いて SNL の FITS 実験を解析したが、この実験では蒸気爆発はおきていないが、解析結果と実験値との一致は、不自然ではない。Bankoff 等によるモデルは<sup>56</sup>、多数の気泡を考慮したモデルで、単一液滴実験を解析するためのものである。モデルでは、蒸気膜の崩壊、遷移沸騰、気泡の崩壊、ジェットなど、蒸気爆発に至る過程を含めている。とくに、燃料粒子、水、蒸気の 3 相混合物から蒸気が補給される点が新しいところである。

#### (iii) 水蒸気爆発の破壊効率に関する研究

従来さかに行われていたような、水蒸気爆発における熱エネルギーの機械的な破壊力への変換効率に関する実験・解析は最近はあまり見当たらない。これは、次項で述べるように近年の研究の進展によって圧力容器ないし格納容器が破壊するような水撃力ないしミサイル力が発生する確率がきわめて低いと考えられるようになったためである。

一方、既に述べた SNL での溶融物の放出実験<sup>57</sup>が、いくつかの新しい問題を提起している。SNL の実験では、溶融物をキャビティに放出したとき、多量のエアロゾルが発生し、キャビティから格納容器中に放出されることがわかった。このときに、キャビティ内に水があると、その水が、格納容器中に押し戻されたり、エアロゾルや、固体物質が、格納容器中に放出されることを予想される。このような放出物は、格納容器内の機器などを破壊するおそれもある。この方面での研究は、実施されていない。

#### (iv) 水蒸気爆発の影響に関する研究

EPRI では、水蒸気爆発による格納容器破壊の確率を、さまざまな観点から試算した<sup>57</sup>。それによると、奇襲事故に対し、 $10^{-8}$  の確率であった。これは、奇襲事故の確率を  $10^{-4}$  / 年とした場合、 $10^{-8}$  / 年となる。この値は、 $10^{-8}$  / 奇襲事故とした WASH-400、 $10^{-8}$  ~  $10^{-4}$  / 奇襲事故とした SNL の結果に比べて、1~2 オーダ少ない値になっている。EPRI の結論は、したがって、水蒸気爆発による影響は、他の因子に比べて無視できるとし

ている。

なお、水蒸気スパイクに関して McUmber の実験<sup>58</sup>があるが、解析モデルを検証するための実験が必要である。

### 3.2.4 溶融物-コンクリート相互作用

#### (1) はじめに

3.1節で述べたように、SCD 事故では炉心の崩壊、圧力容器の破損、溶融物-コンクリート相互作用などの事故状況によって格納容器の健全性が脅かされる。格納容器の健全性を損う原因としては、格納容器内の準静的な圧力上昇、可燃性ガスの爆発等による衝撃的な圧力発生さらには格納容器の溶融貫通などが考えられる。溶融物-コンクリート相互作用は、上記全ての格納容器の健全性喪失の原因に影響を及ぼすので、本相互作用を把握することは、SCD のリスク評価上重要となってくる。

溶融物-コンクリート相互作用時の諸事象は以下のとおりと考えられている。圧力容器を貫通した炉心溶融物（以下単に溶融物とする）は原子炉キャビティに落下しコンクリートと接触し、相互作用を開始する。まず、コンクリートが加熱され、コンクリートが熱分解する。熱分解により、 $H_2O$  や  $CO_2$  などのガスが発生し、これらのガスは溶融物と化学反応を起こすとともに、急激なガスの発生により溶融物中にボイドが生じ、溶融物は攪拌される。最終的に化学反応によって生じたガスは格納容器中に放出される。コンクリートの加熱が続き温度が上昇するとコンクリートは溶融し、炉心溶融物とともに溶融プールを形成する（コンクリートの侵食）。コンクリートが溶融するとコンクリートエアロゾルも発生し、格納容器内へ放出される。

現在までに行われている相互作用の研究としては、圧力容器破損（溶融貫通）後の溶融物の挙動は水蒸気爆発が生じた場合を除けばコンクリートとの相互作用によって決定されるという観点に立て、

- ① 溶融物-コンクリート相互作用の機構、相互作用に基づく反応の速度
  - ② 相互作用が他に及ぼす影響
  - ③ 相互作用を軽減あるいは事故の進展を緩和する方法
- の3つの研究分野に大別できる。

相互作用が他に及ぼす影響としては、

- ① ガス発生による格納容器内の準静的な圧力上昇
- ② エアロゾルの発生による FFP 挙動の変化
- ③ 発生した可燃性ガスの爆発による衝撃的圧力の発生
- ④ コンクリートの溶融貫通

が考えられるが、最近の研究の結果、このうち安全上重要なものは、①、②及び③であり④

・ 下部に冷却水がある時は水と接触し急激な沸騰あるいは水蒸気爆発が生じる。水蒸気爆発が発生すると事故シーケンスは全く異なる可能性もあるが、キャビティ水の蒸発が完了すると溶融物はコンクリートと相互作用を開始する。

は、それ以前に別な理由で格納容器が破損してしまう可能性が高いこと、仮に生じても非揮発性のFPの環境への放出は限られたものであり、公衆への被害は少ないであろうということの理由で最近では余り重要視されていない。③は、最近FPの自然除去の観点から特に注目されつつある。

本節では、以下に熔融物-コンクリート相互作用に関する研究の現状をまとめるとともに、本相互作用に基づく反応の自然終息性の可能性についての簡単な検討結果について示す。また、西独における大規模実験であるBETA計画について最後に記述する。

#### (2) コンクリートの侵食挙動

高温の熔融物がコンクリートに接触すると、接触面の熔融物の温度は一時的に下がるが、コンクリートの熱伝導は小さく、熔融物中のFPの崩壊熱は大きいので熔融物の冷却は遅く、コンクリートは加熱され分解し、熔融する。溶解したコンクリートスラッグは熔融物の密度より小さいので上昇し、熔融物は下部に向かって進む。コンクリートが加熱されると、コンクリート中の水分や水酸化物は水蒸気となり放出され、さらに高温では炭酸塩の分解により $\text{CO}_2$ が発生し、さらにエアロゾルとなって格納容器中へ放出される。また、コンクリートの融点は約1300～1400℃であるので、この温度付近ではコンクリートの蒸発も盛んになる。液相の主成分は $\text{SiO}_2$ 、 $\text{CaO}$ 、 $\text{Al}_2\text{O}_3$ などである。さらに、 $\text{UO}_2$ - $\text{SiO}_2$ 系は約1700℃に共融点を持つので、この温度以上では熔融物-コンクリート相互作用は急激に活発となる。

熔融物のコンクリートに対する侵食速度は以下の因子で支配される。

- i) FPの崩壊熱による発熱
- ii) 落下熔融物の容積と熱容量（熔融物の組成で変る）
- iii) 熔融物-コンクリート相互作用にもとづく融解熱および反応熱（吸熱反応）
- iv) コンクリートへの輻射、伝熱
- v) 分解ガスによる放熱
- vi) コンクリート中の水分の蒸発

即ち、熔融物からコンクリートに与えられる熱流束に比例し、関与する物質の融点、密度、比熱、熱伝導率などの熱物理的特性が関係してくる。表3.4に各種コンクリートの基本的な熱物理特性を示す。また、図3.31は米国サンディア（Sandia）研究所の実験によって得られている熱流束と侵食速度の関係である<sup>60</sup>。本図によれば侵食速度がほとんど無視できる熱流束は約40 W/cm<sup>2</sup>、少くとも60 W/cm<sup>2</sup>以下である。また、200 W/cm<sup>2</sup>では侵食速度は約70 cm/hrである。

なお、コンクリートの侵食の過程は本質的にはコンクリートの熱分解であり、熔融物とコンクリートとの化学反応は重要でないことが、米国や西独の研究から明らかになっている。従って、侵食速度の評価には熱伝達機構が重要であり、6.4で述べる解析コードには種々の伝熱モデルが実験結果に基づいて組み込まれている。

#### (3) 相互作用によるガス、エアロゾルの発生とその影響

##### (i) コンクリートの熱分解

元来コンクリートは異質の成分からなる非均質（heterogeneous）な物質であるため、熱分解の定義は必ずしも統一されていないが、一般には以下の3つの過程による。

- ① 水分の放出 (脱水-dehydration) 800℃ 以下
- ② 炭酸塩の分解 約 1000℃ 以下
- ③ 溶融あるいは高温蒸発 1300~1400℃

ここで、①の脱水には単純に物理的にトラップされているH<sub>2</sub>Oの蒸発(100~150℃)と化学的な成分として水酸化物の形で含まれているH<sub>2</sub>Oの放出(400~500℃)の2つの過程がある。また②の炭酸塩の分解は、カルシウム炭酸塩の分解であり



の反応によってCO<sub>2</sub>が発生するものである。CaCO<sub>3</sub>は石灰系のコンクリート(limestone concrete)に多く含まれているものでSiO<sub>2</sub>を多く含んだ珪酸系のコンクリート(basalt concrete)にはほとんど含まれていない。この反応は、700~900℃で生じ、1000℃で完了するといわれている。①、②の反応を示す一例として、西独のコリウム-コンクリート相互作用実験結果を図3.32に示す<sup>60)</sup>。また、分解速度(ガス放出速度)を变わす実験式もサンディア研究所で調べられており<sup>60)61)</sup>、各種ガスの放出率は、一般に

$$\frac{d\alpha}{dt} = K(1-\alpha)^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$$

で表わされ、定数K, n, Qが求められている。ここでαは分解するガス成分の損失率であり、Rはガス定数、Tは絶対温度である。

溶融物-コンクリート相互作用によるガス放出は、化学反応を伴わない単純なコンクリートの熱分解であることが分っており実験的に良く確かめられている。問題はコンクリートの温度、即ち溶融物からコンクリートへの熱伝達の評価にあるといえる。

石灰系コンクリートではCO<sub>2</sub>の発生量が多く格納容器内の圧力上昇の原因となること、後述するがCO<sub>2</sub>は溶融物中の金属により還元され可燃性ガスCOになり、爆発の原因となることから、最近では各国とも炭酸塩の少ない珪酸系コンクリートを使用する傾向にある。

③は、コンクリート成分の蒸発であり、ガス発生というよりはエアロゾルの発生として理解されている。エアロゾルの生成速度は、溶融物の温度変化に対し敏感であり、特に溶融物とコンクリートの共晶温度である1700℃以上でエアロゾル発生速度は急増する。温度とエアロゾルの発生速度の関係は、サンディア研究所の実験結果によれば下表のとおりである<sup>62)</sup>。

Melt Temperature (K)	Aerosol Release Rate (kg/m <sup>2</sup> ·s)
1750	1.98 × 10 <sup>-4</sup>
2000	2.77 × 10 <sup>-4</sup>
2250	1.76 × 10 <sup>-3</sup>
2500	7.84 × 10 <sup>-3</sup>
2750	2.7 × 10 <sup>-2</sup>

なお、燃料溶融物からのFPもその温度に応じてコンクリート・エアロゾルと共に気相に放出される。溶融物がコンクリートを侵食している条件下ではFPはコンクリート・エアロゾルを担体として挙動するものと考えられる。ガス状又はエアロゾル状のFPがコンクリー

ト・エアロゾルに凝集附着して挙動するか否かは、エアロゾルの自然除去現象と関連して重要であるが未だその情報はない。特にヨウ素がコンクリート・エアロゾルを担体として挙動するか否かは、環境評価を行う上で重要な課題となっている。もし、大部分のヨウ素ガスがコンクリート・エアロゾルに吸着・凝集し共に沈降するとすれば、環境への放射線の漏洩はかなり軽減されるであろう。

コンクリート・エアロゾルは、沈降による減衰の他に、水蒸気雰囲気中で水分を吸収して密度を増し、きわめて沈降しやすい状態になるものと考えられる。図 3.33 に格納容器内に浮遊しているエアロゾル濃度の減衰過程をエアロゾルの平均粒子径と水蒸気の有無について試算した結果を示す<sup>63</sup>。图中、NC の記号は水蒸気が無い場合であり、C の記号は水蒸気が存在する場合である。当然であるがエアロゾルの平均粒子径が大きいほど、また水蒸気の雰囲気ほどエアロゾル濃度の減衰は速い。

#### (ii) 発生ガスの溶融物との反応

先に述べた発生ガスは格納容器中へ放出される以前に炉心溶融物中を通過するので、この時間的、化学的反応が生じる。

まず機械的反応としては、ガスによる溶融物の激しい攪拌があり、結果として溶融物の酸化相と金属相の混合、溶融物内での気泡や大きなポイド空間の発生、さらにはエアロゾルの大量発生などの原因となる。この攪拌により、溶融物内の熱特性、温度挙動が変わり、コンクリートへの伝達状態が変わってくるので溶融物-コンクリートの反応速度あるいはコンクリートの侵食速度を評価する上でこの攪拌の結果をどう取り入れるかが問題となってくる。また、エアロゾルの大量発生は FP 挙動に影響を及ぼす。機械的反応の激しさを示すものとして、米國アルゴンヌ国立研究所の実験例として、溶融物の自由表面は丁度火山が爆発した時のような盛り上がりとなり、その頂上部に「噴火口」のような穴があき、「火山」の内側には大きな空間が生じ、さらに溶融物中には各種の大きさの気泡が生じているとの報告がある<sup>64</sup>。しかし、本現象が SCD 全体として見た場合、FP の放出量やコンクリートの侵食速度などに及ぼす定量的な評価は全くなされていないのが実情である。

次に、化学的反応であるが、これは発生ガスの金属溶融物による以下の還元反応である。



対象となる金属(M)は、Zr, Fe, Cr, Ni であるが、米、西独による熱力的考察及び実験結果に基づくと<sup>(2)(3)(6)(6)</sup>、Zr, Cr, Fe (FeO まで)、FeO (Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> まで)、Ni, Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> (Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の順序に酸化が進むとされている。そして、反応の模擬実験では、Fe → FeO までの酸化であり、Ni や Fe の高次の酸化はないものと思われる。但し、評価上最大の H<sub>2</sub> や CO の発生量を見積る上では Ni → NiO まで考慮しているのが通常である。また、実験では一部反応しない H<sub>2</sub>O や CO<sub>2</sub> の放出が認められているが、実験は必ずしも実炉の事故条件を模擬しているわけではなく、計算上は少なくとも反応の初期においては、実質的に全ての H<sub>2</sub>O, CO<sub>2</sub> が溶融物を通過中に還元されるとしている<sup>(6)</sup>。この問題は、反応の温度、金属の量以外に通過の時間も関係し、上述した「噴火」現象によっても影響を受けると考えられるので、正確な評価を行うことは不可能に近いが、いずれにしても酸化/還元反応は金属の

供給が続く限り完全に生じるとした方がリスク評価上は無難なようである。

発生ガスの還元反応は、可燃性ガス  $H_2$  及び  $CO$  を発生させる点で重要である。そして、 $H_2$  や  $CO$  は温度や雰囲気、濃度条件により



など複雑な反応をする。可燃性ガスの燃焼の有無、その影響については、3.2.2, 3.2.5に記述した。

(4) 相互作用の軽減、緩和に関する研究

相互作用を軽減或は緩和する方法としては、コアキャッチャーを設け直接溶融物がコンクリートに接触するのを防ぐ方法、格納容器キャピティを冠水させておき反応の開始時間を遅らせる方法が考えられている。

コアキャッチャーに関する研究は、米國サンディア研究所で精力的に実施されている。その材料としては、鉄工業で実績のある  $MgO$  が有力視されているが、その他の候補として高純度  $Al_2O_3$ 、硼砂 (Barax,  $Na_2B_4O_7$ ) 及びコンクリートの上に耐火レンガを張ったものなどがあげられており試験されている。サンディア研究所の実験結果をまとめると下表のように整理できる<sup>64</sup>。

材 料	侵食速度 (m/s)	ガス発生	エアロゾル発生	その他の特徴
$MgO$	$6.3 \times 10^{-3}$	なし	極く僅か	{ 高温では、溶融鉄酸化物によって $MgO$ が侵食される。
$Al_2O_3$	侵食せず	$H_2$	中 ( $0.45 \text{ g/m}^3$ ) *	{ 水分が無ければ $H_2$ は発生しないので、コアキャッチャーとしてかなり有力
硼砂	$2.5 \times 10^{-3}$ 2.1 $\times 10^{-3}$	なし	大量	{ 硼砂が沸騰することによって、大量のエアロゾルが発生するが、溶融物は急冷される。
耐火レンガ	$8.2 \times 10^{-3}$	$H_2, CO$ $CO_2, CH_4$	小	{ 薄いレンガ層では薄い溶融物—コンクリート反応は防げない。

\* 同一条件でのコンクリートから発生したエアロゾルのガス中の濃度は  $9 \text{ g/m}^3$  である。

本表中、侵食速度については実験条件は事故条件と同一でなく、熱流束の実測も行っていないので、先に述べたコンクリートの侵食速度との比較はできない。それゆえ、数値は各材料の相対的目安とみるべきである。本表に見られるように、総合的に判断して  $MgO$  と  $Al_2O_3$  は

反応の優れた抑制材であると考えられる。特に  $Al_2O_3$  の場合、侵食はなく（但し、2000 K、 $\sim 20$  min の範囲）、十分に脱水した高純度のものであれば、 $H_2$  やエアロゾル<sup>\*</sup>の発生量は限られたものになるのでコアキャッチャー材としてかなり有力のように思われる。

その他、コアキャッチャーの研究としてはコアキャッチャーを設けた場合のリスク評価に及ぼす影響を調べるための研究などもサンディア研究所で行っている<sup>89</sup>。

また、直接相互作用を軽減させるものではないが、その影響を緩和させるために、(2)、(8)で述べたようにコンクリートの種類による侵食挙動や発生ガス量を評価するための研究がなされている。

#### (5) 溶融物-コンクリート相互作用の自然終息の可能性の検討

一般に、溶融物-コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食は、冷却水等により積極的に溶融物の崩壊熱を除去しない限り、連続的に進み最終的には格納容器の溶融貫通は避けられないと考えられている。従って、溶融貫通に対する関心事は、コンクリートの侵食速度であり、溶融貫通までの時間が問題とされてきた。そして、先にも述べたように、一般にコンクリートの厚さは、侵食速度に対して十分厚いので、溶融貫通以前に何らかの方法により溶融物を強制冷却できるかあるいは別な理由で格納容器の健全性が損われてしまうという理由で、溶融貫通に対するこれ以上の検討は十分なされていないのが実情である。また、コンクリートの侵食の評価コードでは通常の場合、格納容器自体は断熱として外部への放熱は考慮していない。

そこで、本タスクフォースでは、大筋において上記の考え方は正しいものの、実際には格納容器からの放熱はある程度は期待できるので全くプラントの冷却系が機能しなくても状況によっては溶融物-コンクリート相互作用は自然冷却によって停止するのではないかという観点に立って簡単な計算によって相互作用の自然終息の可能性の検討を行った。以下はその検討結果である。

#### 〔仮定〕

計算を単純化するために以下の仮定を設けた。

- ① 無限平板コンクリート上に溶融あるいは高温の  $UO_2$  が均一に堆積する。
- ② コンクリートの下は地下水を含んだ土砂又は岩とし 25℃一定とする。冷却は地下水を介しての熱伝達とする。
- ③ コンクリート上方は断熱とし、除熱は下方1次元とする。
- ④ 反応は長時間にわたり、ゆるやかに進行してきたとし、熱平衡に達している。

#### 〔計算〕

熱出力 3300 MW（電気出力 1,100 MW）の原子炉の全  $UO_2$  が格納容器全床面（ $40 \times 40$  m）に均一に堆積したとすると発熱量  $Q$  は、事故発生 1 日後で

$$Q = 3,300 \text{ MW} \times 3 \times 10^{-3} + 40^2 \text{ m}^2 = 6.19 \times 10^{-3} \text{ MW/m}^2 = 5.32 \times 10^3 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{hr}$$

となる。ここで 1 日後の崩壊熱は運転時の 0.3% とした。

一方、除熱量  $q$  は、コンクリート底部の熱伝達率を  $h$ 、コンクリート底部温度を  $T_1$ (℃) とすると

\* エアロゾルの成分の大部分は  $Al_2O_3$  中の不純物である。

$$q = h (T_1 - 25)$$

で表わせ、反応が停止するためには  $q \geq Q$  でなければならない。ここで  $q > Q$  のためには、 $h$  の値は下表より大きい必要がある。

$T_1$ (°C)	$h$ (kcal/m <sup>2</sup> h°C)	
500	11.2	コンクリート中の自由な H <sub>2</sub> O の蒸発
800	6.87	結晶水、水酸化物も分解、蒸発
1300	4.18	熔融

コンクリート底部の熱伝達率は不明であるが、土砂中の隙間に多少の湿り気がある状態では、 $h \approx 10$  kcal/m<sup>2</sup> hr °C と見られる。従って、均一に UO<sub>2</sub> が堆積すれば自然終息する可能性はある。しかし、現実には、UO<sub>2</sub> が全床面に均一に堆積することは考え難く、局所的に浸食されると予想される。それゆえ、全 UO<sub>2</sub> が床面に落下したとすると、溶融物-コンクリート相互作用を自然終息させることは不可能に近いと考えられる。

次に、より現実的な仮定として落下した UO<sub>2</sub> の全 UO<sub>2</sub> に対する比を  $x$ 、堆積した面積を 3m × 3m (圧力容器内径 6.4 m の約 1/2) とすると、上記同様  $h$  は、 $T_1 = 500$  °C として下表より大きい必要がある。

$x$ (-)	$h$ (kcal/m <sup>2</sup> hr °C)
0.5	997
0.05	100
$5 \times 10^{-3}$	10

従って、落下 UO<sub>2</sub> は少なくとも 0.5% 以下である必要がある。どの程度の量の UO<sub>2</sub> がどの程度広がって堆積するかの情報は全く無いが、本結果から推察すると現実には自然冷却による反応の終息は困難なように思える。

自然終息の可能性を別な角度から検討すると以下ようになる。(a) で述べたように、サンディア研究所の結果によれば熱流束が約 50 W/cm<sup>2</sup> 以下の時、コンクリートの侵食速度はほぼゼロになる。従って、コンクリート下部方向一次元平衡熱伝達を考えれば、発熱量が 50 W/cm<sup>2</sup> 以下であれば、反応はほぼ停止したと見なせる。これを UO<sub>2</sub> 量に換算すると、事故後 1 日経過したとして、約 400 g/cm<sup>2</sup> = 40 cm<sup>3</sup>/cm<sup>2</sup> = 40 cm の高さ以上の UO<sub>2</sub> がコンクリートに堆積すると水侵食は停止しないといえる。約 1/3 以上の燃料が落下すると 40 cm 以上になる。実際の燃料の堆積状況が不確かである現状では、自然終息の可能性について結論は出せないが、重要な因子は落下 UO<sub>2</sub> の量と溶融物の広がりである。

#### (6) BETA 計画<sup>68)</sup>

西独カールスルーエ研究所 (KfK) において PNS (Project of Nuclear Safety) 計画の一つとして溶融物-コンクリート相互作用に関する BETA 計画がある。本研究は SCD 事故のリスク評価は、より現実的に最善評価 (Best Estimate) を行うべきであるという観点から、溶融物-コンクリート相互作用に関する実験・研究を進めていこうとするものである。研究の目的は、

\* 実際の燃料長は約 3.5 m であるが、空間部もあるので燃料が密につまるとすると約 1/3 になる。

- ① 相互作用の過程の究明
- ② ガス及びエアロゾル発生量の決定
- ③ WECHSL (及び CORCON, KAVERN) などの解析コードの検証

である。

実験装置は、図 3.34 に示すように融融系コンクリートのるつぼで原子炉のベースメントを模擬し、溶融物をつぼに注ぎ、その後の相互作用を調べるものである。るつぼ（コンクリート）の大きさは直径 1.1 m、高さ 3 m であり、そこにテルミット反応（Thermite reaction）によって加熱した<sup>9</sup>溶融物を注ぎ込み、その後は誘導加熱又は必要に応じて 1.7 MW の電気加熱を行う。溶融物は、金属相については実際の炉心溶融物を模擬したもので、酸化相については  $Al_2O_3$  で模擬する。るつぼに注ぎ込む初期の溶融物の量は直径で 300 mm であるが、この程度の量があれば、ガス発生、熱伝達などを調べる上で軸方向の壁の影響はないとしている。

実験においては、相互作用を 2 つの温度領域に分けて考え、高温領域では最大 3 cm/min の浸透速度を達成させ、急激なガス発生あるいは相互作用の状況調べ、低温領域では 2 cm/hr の浸透速度でほぼ熱バランスした状態における相互作用の状況調べることになっている。

実験上の制限としては、半径方向の浸食量があり、コンクリートのるつぼの直径が 1.1 m であるため、溶融物の径は 0.8 m 以内に制限される。このため、実験時間（相互作用継続時間）としては、最高温度（2000℃以上）では 7 分、融点近傍（～1200℃）では 30 分、固化相（solidified melt）では数時間までである。

実験計画としては、既に述べて通り、装置の主要部は完成しており、1984 年初めに特性試験を開始し、その後 1984 年前期から 1986 年末にかけて低温領域での実験を 4 回、さらにその後高温領域の実験を 5 回計画している。低温領域の実験では、溶融物の成分、温度をパラメータとして、溶融物の固化過程及びその後の熱伝達、物質の挙動に関する究明を行っていく予定である。一方、高温領域の実験では、1500～2000℃以上の範囲で温度レベルを変えて、熱伝達、浸食速度（軸及び半径方向）及びガスやエアロゾルの放出挙動を調べる予定である。

### 3.2.5 準静的圧力上昇

#### (1) まえがき

SCD 事故時に格納容器に加わる荷重としては、水素爆発、水蒸気爆発による過渡的な圧力上昇によるものと、長期にわたる準静的な圧力上昇によるものがある。近年の研究と、これらの結果に基づいてとられつつある対策とによって、現在では、大規模な水素爆発ないし水蒸気爆発が発生する確率は、ラスマッセン報告<sup>(1)</sup>などで考えられていたものにくらべて、かなり低いと考えられている。

一方、準静的な圧力上昇は、水素爆発や水蒸気爆発にくらべて単純なメカニズムにより支配され、ラスマッセン報告当時と現在とで現象に関する理解は基本的に同一である。すなわち、準静的圧力上昇は、①水蒸気分圧の上昇、②非凝縮性気体の増加、③これらに伴う温度上昇、

• 金属酸化物の粉末とアルミニウム粉末との混合物に着火し、その反応熱によって高温を得るもので、3000℃にも達するといわれている。

を原因として生ずる。水蒸気圧は格納容器内の水の質量-エネルギー収支により決定される。一方、非凝縮気体の質量増加は、金属-水蒸気反応による水素の発生と溶融物-コンクリート相互作用による水素、二酸化炭素、一酸化炭素等の発生によっておこる。

本節では、準静的圧力上昇により格納容器が過圧破壊に至る過程における問題点をレビューする。

### (2) PWR 格納容器

PWR 乾式格納容器において、一次系の冷却及び格納容器の除熱に失敗すると、格納容器内の圧力上昇が生ずる。この際、特に重視されるのは、圧力容器溶融貫通後の圧力容器キャピティ内での熱水力学的挙動である。キャピティ内には、圧力容器の破壊の前後を通じて一次系から放出された水が蓄積しており、これと溶融物との相互作用によって大量の蒸気が発生することが予想される(図 3.36)。3.2.3 で述べたように、近年の研究により、この際到大規模な水蒸気暴発が発生する可能性は少いと考えられているものの、かなり急速な蒸気の発生が起こる可能性があり、これを水蒸気スパイク (steam spike) と呼んでいる。図 3.36 は水蒸気スパイクに関する解析例<sup>59)</sup>であり、溶融物の径径及び熱伝達相関式が、圧力上昇の計算結果に大きな影響をおよぼすことを示している。

一方、キャピティ内の蓄積水量が少ない場合には、溶融物コンクリート相互作用が起こる。この場合にも非凝縮気体及び水蒸気の発生によって、格納容器内の圧力は上昇するが、蓄積水量が多い場合に比べて圧力の上昇速度は低い(図 3.37)。

### (3) BWR 格納容器

BWR 格納容器は、内部に圧力抑制プールという大容量のヒートシンクを有する。従って格納容器内の水蒸気分圧上昇によって格納容器内圧が限界圧力を上回るためには、大量の熱が圧力抑制プールに蓄積することが必要である。

圧力抑制プールへ流入する熱量は事故シーケンスに依存する。

炉心損傷が生じないまま格納容器が過圧破壊に至る可能性のあるシーケンスとしては、余熱除去系の不動作に基くものがある。不動作の原因としては、所内外交流電源の喪失 (station blackout) が考えられる。この場合、格納容器内の熱源は、一次系の初期インベントリ及び崩壊熱である。オークリッジ国立研究所 (ORNL) が Mark I 格納容器 (Browns Ferry 1 号炉, BWR/4) における本シーケンスについて行った解析<sup>60)</sup>によれば、過圧破壊は約 35 時間後に発生する(図 3.38)。ただし、破壊時刻の予測に対して、圧力抑制プール内の温度分布及び格納容器からの自然除熱に関する仮定が影響を及ぼす。すなわち、本シーケンスでは一次系の熱は、HPCI, RCIC 及び過し安全弁 (SRV) を通じて圧力抑制プールに流入するが(図 3.5 参照)、SRV 排気口付近の圧力抑制プール水温が局所的に上昇して凝縮能力が劣化し、水蒸気が気相部に流入して格納容器内圧を上昇させる可能性がある。また、Mark I 格納容器は幅 20 mm 程度のギャップを介してコンクリート製の原子炉建屋によって囲まれた構造となっており(図 3.39)、炉によってはこのギャップ内に断熱材を充てんしてあるため、格納容器からの自然放熱は一般に小さいが、過圧破壊が発生するような、スクラム後の経過時間が長く崩壊熱のレベルが低下した時点においては、格納容器内圧の上昇速度への影響は重大である。本シーケンスにおいては、格納容器の破壊の直前まで炉心の冷却は一応維持

されると考えられるが、格納容器の破損による減圧のための ECC ポンプのキャピテーションあるいは ECCS 配管等の損傷によって炉心の冷却が劣化し、炉心損傷にいたると考えられる。

一方、格納容器の破損に先立って炉心損傷が発生した場合、格納容器内の熱源としては、一次系の初期インベントリ及び崩壊熱に加えて金属-水蒸気反応、溶融物-コンクリート相互作用時の発熱が考えられる。また、金属-水蒸気反応、溶融物-コンクリート相互作用によって、水系をはじめとする非凝縮性気体が生じ格納容器内の圧力上昇を早める。ラスムッセン報告では、Peach Bottom 炉 (Mark I 格納容器) に関して、炉心内の全ジルコニウム (被覆管+チャンネルボックス) の 50% (被覆管の 83% に相当) が反応し、かつ直径 20 ft、深さ 8 ft のコンクリートが熱分解すると仮定した場合の水蒸気と水系、二酸化炭素による圧力上昇を計算している (図 3.40)。事故シーケンスによって、非凝縮性気体がウェットウェルとに分布している場合 (ドライウェル内に一次系の破断口が無い場合) と、全ての非凝縮性気体がウェットウェル気相部に集中する場合 (一次系からドライウェルへの放出がある場合) とが考えられ、後者の場合の方が格納容器内の圧力は高くなる。ラスムッセン報告では、全 ECCS の故障時の格納容器内圧力の高化を解析し、圧力容器溶融貫通後 1~5 時間で、非凝縮性気体の増加により格納容器が過圧破損するとしている。

ORNL は Browns Ferry 1 号炉の所内外交流電源喪失事故において所内の非常用直流電源 (バッテリー) の容量が事故発生後数時間で尽きた場合の解析を行っている<sup>(7)(8)(9)</sup>。この場合、直流電源の喪失により HPCI, RCIC が使用できなくなり、炉心が損傷し、さらに圧力容器溶融貫通がおこる。ORNL の解析では、この際の格納容器の破損モードとして、格納容器の電気ベネトレーションの熱的破損を重視している。すなわち BWR において圧力容器が溶融貫通し、溶融物が大規模に流出すると、(圧力容器を格納しているドライウェルの容積は約 5000 m<sup>3</sup> と PWR 格納容器にくらべて小さく、かつほぼ気体のみでみたまされているため) ドライウェル雰囲気温度が急速に上昇し、格納容器本体ならびに格納容器圧力バウンダリ上に設けられている電気ベネトレーションの温度が上昇すると考えられる。ORNL の解析では、雰囲気温度が 477 K を上回ると電気ベネトレーションのシールが損傷し漏洩が始まると予想している。このような格納容器圧力バウンダリの熱的損傷を考慮すると、格納容器内圧がいわゆる限界圧力 (3.2.6 参照) に達する以前に、格納容器の破損ないし漏洩量の急増が発生しうる。ここで、電気ベネトレーションの温度あるいは格納容器雰囲気温度に対して、格納容器からの自然放熱が影響を与えることに注意すべきである。

#### 格納容器の形状の影響

現在わが国の BWR では Mark I, Mark II の 2 種類の格納容器が用いられている。図 3.4 に示すように、これら 2 種類の格納容器は異った形状を有し、特に圧力容器の下方の構造が異なるため、圧力容器の溶融貫通が発生した場合、事故が異った経過をたどる可能性がある。

圧力容器が溶融貫通すると、溶融物は圧力容器ベダスタル内に落下する。圧力容器下部のキャピティの容積はプラントごと異なるが一般に小さく、溶融物の量が多い場合、圧力容器ベダスタル下部の開口部からドライウェル内に溶融物が流出すると考えられる。

このような場合、Mark I 格納容器では圧力バウンダリが損傷し、原子炉建屋内への放出が生ずる可能性がある。(ただし、事故シーケンスによっては、このような破損が生ずる以前に通圧

ないし温度上昇による格納容器の破損が発生している可能性もある。)

一方、Mark II格納容器では、ドライウェル床面には多数のベント管が開口しており、側方に流出した溶融物はベント管を通じて圧力抑制プールに落下すると考えられるから、溶融物がドライウェル壁面を直接損傷する可能性は少ない。しかし、Mark II格納容器では溶融物がグイアフラムフロア（ドライウェルとウェットウェルの間の隔壁）やベント管を溶融貫通した場合、ドライウェル内の蒸気をベント管によって圧力抑制プール内に導いて蒸発させる機能が失われ、格納容器内圧の上昇が著しくなる可能性がある。一方、Mark II格納容器を有する Shoreham 炉に関する解析<sup>73</sup>では、溶融物が圧力抑制プールに落下してクエンチされ、格納容器内の圧力上昇がゆるやかになるという解析結果を示している。しかし、圧力容器貫通以前の圧力抑制プールの温度上昇、プール内への溶融物の落下量などが、このような解析結果に対して重大な影響を及ぼすと考えられる。

### 3.2.6 格納容器の構造的応答

SCD事故時には、設計圧力を上回る圧力、温度が格納容器内に発生する可能性がある。しかし、格納容器が実際に破損する圧力、ないし格納容器からの漏洩量が異常に増大しはじめる圧力は、設計圧力をかなり上回ると考えられ、これを限界圧力 (ultimate pressure) と称している。限界圧力及び破損の部位、形態、規模等を予測することは、SCD事故時の格納容器外へのFP放出の確率や放出量を評価する上できわめて重要である。

表3.5は、種々の構造の格納容器に関して、IDCORプログラム傘下で行われた限界圧力の解析結果の要約<sup>74</sup>である。解析で用いられた計算コードや、破損の判定基準はまちまちであるが、後者に関しては、大半の解析では主要構造材が降伏応力に達した圧力をもって限界圧力と定義している。これらの解析は、BWR及びPWRのコンクリート製及び鋼鉄製格納容器を網らしているが、限界圧力は、いずれも設計圧力の2倍から4倍の範囲にあると予測されている。

同様な解析はNRCの出資による研究でも行われている。Zion 1号炉（プレストレストコンクリート製乾式格納容器）に関する解析結果を比較すると、表3.5中の解析（Sargent and Landy社）がライナーの強度を無視及び考慮した場合について、各々136 psia及び149 psiaにおいて円周方向テンドン（緊張材）が降伏するとしているのに対して、ロスアラモス国立研究所の解析結果<sup>75</sup>は109 psia（ただしこれ以下の圧力でもかなりの規模のき裂は発生する）となっている。

ラスマッセン報告<sup>(1)</sup>をはじめとして、BWR Mark I格納容器（鋼鉄製）の限界圧力の解析結果が報告されている。ラスマッセン報告では Peach Bottom 炉に関して、トーラス状のウェットウェル部が175 psiaで最初に破損するとされているが、IDCOR傘下での Browns Ferry 1号炉に関する解析では131.7 psia、またNRC傘下の Ames Lab. による解析<sup>76</sup>では同じく132 psiaで、各々ドライウェルの球かく部と円筒部の接合点で破損するとしている。BWR格納容器の場合、破損がドライウェルで生ずるかウェットウェルで生ずるかによって格納容器外へのFP放出量が著しく変化するため、この点に関する検討は重要である。

これらの結果で注目されるのは、いずれの場合にも貫通部ないし補強部周辺での破損は生じないと計算されている点である。一方、これらの解析では、大変形を扱う上での解析コードの限界

や、設計上の詳細な情報を解析モデルに反映する上での困難は完全には解決されていない。前者に関しては、NRCの出版によりサンディア国立研究所で進められている格納容器の安全余裕に関する研究計画<sup>7970</sup>をはじめとして解析コードの検証・改良が進められている。一方、後者に関しては、プラントごと異なる設計の詳細に則してさらに徹底的な解析を行うことが必要である。たとえば、格納容器が大きく変形した場合の貫通配管による拘束、ないしBWRの格納容器と原子炉建屋との機械的干渉などは、問題点として指摘はされているものの具体的な解析例は見あたらない。

また、SCD事故時には、圧力と共に格納容器内の温度が上昇するため、これが構造物の変形及び強度にもたらす影響を考慮する必要がある。一方、圧力と温度の時間変化は事故シーケンスに依存する。

一方、格納容器の機械的応答に関する種々の不確定性（たとえば材料のばらつき）を考慮し、格納容器の限界圧力を圧力に対する破壊確率の連続的な変化として表わすべきであるという主張がある<sup>7980</sup>。しかし破壊確率の算定方法は未確立であると考えられる。

オークリッジ国立研究所におけるSSAのための解析では、圧力抑制プール内の水力学的不安定性によりウェットウェル壁面が破壊する可能性を指摘している<sup>799</sup>。これは、二次系過し安全弁が長期にわたって開き続けた場合、圧力抑制プールの水温が過し安全弁の排気口（圧力抑制プール内に開口している）の付近で局所的に高くなり、排蒸気の蒸気が不安定となって圧力抑制プール内に大きな圧力変動が発生することを懸念したものである。

また、PWR格納容器（乾式及びアイスコンデンサ型）及びBWR Mark II型格納容器における水素の燃焼ないし爆発が格納容器に及ぼす影響<sup>800</sup>も解析されている。燃焼による圧力上昇は継続時間が短いため、構造物の動的応答特性を考慮する必要がある。

### 3.2.7 格納容器破壊の防止対策

#### (1) まえがき

SCD事故時に格納容器の健全性を確保するため様々な対策が考慮されており、具体化されつつある。水素の燃焼及び油膜物—コンクリート反応に対する対策についてはすでに3.2.2、3.2.4で述べた。ここでは、すでに述べた種々の原因の共通の結果として生ずる格納容器の過圧に対する対策について述べる。

#### (2) フィルター・ベント系

大容量のフィルターを介して格納容器蒸気圧をバンティングすることにより格納容器の過圧を防止しようとするものである。フィルターとしては、圧力抑制プールないしグラベルベッドを用いる。利点はFPの放出量を大幅に低減できることであり、欠点はコストが高くかつ急速な過圧には対応できないことである。

現在フィルター・ベント系付き格納容器（FVC）が実用化されているのは、スウェーデンのFILTRA計画<sup>801</sup>においてのみであり、既設のBarsebeck 1, 2号炉において図3.41に示す構造のものに付加工事が進められている。フィルター・ベント系は1985年完成の予定である。（総経費は約20×10<sup>6</sup>ドル）設計目標は、図3.42に示すように希ガス以外のFPの99.9%（炉心インベントリに対して）を除去することである。

米國でもFVCの設置は考慮の対象となっている。FVCによるリスクの低減の度合は炉型によって異なり、BWR Mark I格納容器においては、FVCの設置によりリスクを1/40ないし1/400に低減できるという解析がある<sup>60)</sup>。PWR乾式格納容器を有するZion/Indian Point 炉に関するSCD事故研究においてもFVCの設置の有効性が検討されたが<sup>60)</sup>、Common Wealth Edison によるZion 炉に関する確率論的安全研究(ZPSS)ではリスクの低減はわずか1/2程度であるとしている。最近の評価<sup>60)</sup>によれば、図3.43に示すような圧力抑制プールを使用するフィルター・ベント系の建設費は約 $16 \times 10^6$ ドルであり、経費に見合うリスクの低減は期待できないとしている。

#### (3) 格納容器の非常時ベントイング

BWR格納容器においては、図3.41に示すように格納容器から直接ベントイングしても、圧力抑制プールによるFPの捕集を期待することができる。図3.43に示す構造のベント系の建設費は約 $1 \times 10^6$ ドルであり、これに見合うリスクの低減が得られる可能性がある<sup>60)</sup>。

本方法を用いるためには、ベントイングによる格納容器の減圧が格納容器中、圧力容器内の熱水力学挙動及びFP挙動におよぼす影響を考慮しなければならない。

#### (4) 格納容器除熱系の増設

BWR格納容器においては、圧力抑制プールの冷却を確保することが、炉心冷却の維持のためにも重要である。従って、他の系統から独立した圧力抑制プール冷却系(熱交換器、ポンプ及び電源から構成される)を増設することがリスクの低減に有効であるという提案<sup>60)</sup>がある。

#### (5) その他の対策

上記の3案の他に、以下に示すような対策が提案されているが、これらが実用に付される可能性はあまり高くないと考えられる。

#### 格納容器外部スプレイ<sup>60)</sup>

格納容器の過圧破壊が生ずる確率が高いのは、格納容器除熱系の故障を伴う事故シーケンスにおいてである。本方法は、格納容器を外側から冷却することによって格納容器雰囲気気を冷却し、過圧破壊を防止しようとするものであり、消火用ポンプ等、独立性の高い機器を使用できる利点があるが、適用できる格納容器の形状は制限される。(たとえばBWR格納容器には適用できない)

#### 受動要素による格納容器除熱<sup>60)</sup>

外部スプレイの場合と同様、通常の格納容器除熱系が不動作となった場合の対策として、受動要素のみによる除熱を可能とするものである。具体的には大容量のヒートパイプを使用し、格納容器外部の大容量のヒートシンクとの温度差が一定値以上となると作動するよう、ヒートパイプ作動流体及び非凝縮性気体の分圧を定める。

### 1.3 成果の反映と今後の研究動向

#### 3.3.1 まえがき

前節3.2でとりまとめた各分野における研究の成果の要約と、今後必要と考えられる研究の内容・方向を以下に示す。

### 3.3.2 水素の燃焼

格納容器への水素の放出、格納容器内での水素の混合・拡散・燃焼に関する従来の研究成果と今後の研究課題は以下の通りである。

- ① 水素の発生量、発生速度の予測精度には依然問題がある。予測精度を支配する重要な因子としては、炉心損傷の進展に関する予測と、ステンレス鋼の反応量、反応速度の予測とがある。
- ② 燃焼限界、燃焼速度については、主として米国における研究によってかなりのデータが蓄積された。これらは、水蒸気及び二酸化炭素の影響に関するデータを含んでいる。
- ③ 燃焼限界に対する容器・配管等の代表長の影響が明らかにされた。ただし、水蒸気が燃焼限界に及ぼす影響は詳細には明らかにされていない。
- ④ 火災加速のメカニズムの解明が進んだ。
- ⑤ 格納容器内の水素の拡散・混合が比較的単純な解析コードにより取り扱えることが示された。
- ⑥ イグナイタ、噴霧・泡沫等による格納容器内の水素の制御に関する研究が進んだ。しかし、これらの方法を事故条件に応じてどのように使用すべきかという点については、なお研究が必要である。
- ⑦ 格納容器内の機器の健全性に与える影響に関しては、機器の健全性の評価に一般的に用いることができるようなデータは得られていない。

### 3.3.3 水蒸気爆発

圧力容器内外での水蒸気爆発に起因する水撃力ないしミサイルによって格納容器が損傷を受けるといった事象の発生確率はきわめて低いということで大方の同意が得られつつある。

一方、PWR 格納容器キャビティ内の蓄積水が溶融物との干渉により溶融物が吹き飛ばされる事象など、従来のモデルでは想定されていなかったような現象も実験的に見出されており、さらに現実的な形状及び事故シナリオに即して溶融物と冷却材との干渉が格納容器ならびに内部機器の健全性に及ぼす影響を研究する必要がある。

### 3.3.4 溶融物-コンクリート相互作用

本研究については、米国及び西独が精力的な実験、解析を進めている。米国では、高速炉を対象としてサンディア研究所で1970年代を中心に実施されており、西独ではKfKを中心に炉心溶融(Kernschmelzen)研究計画の1つとして1971年より系統立った研究がなされてきている。主な成果をまとめると以下のとおりである。

- ① コンクリートの侵食は、1700℃以下では溶融物との化学反応を伴わない、コンクリートの熱分解である。従って、コンクリートの侵食速度を決めるのは熱負荷(thermal load)であって、その他の要因はほとんど重要でない。このため、熱、温度計算が重要となってくる。
- ② 相互作用の影響としては、コンクリートの分解によって発生するガスによる格納容器内過圧、及び可燃性ガス( $H_2$ 、CO)の燃焼による圧力上昇及び温度上昇が格納容器健全性の観点か

ら重要である。格納容器の溶融貫通は非常に考えにくい、仮に生じても公衆への被害は少ないものと思われる。

- ③ コンクリートの侵食速度、発生ガスの観点から、建設系コンクリートの方がカルシウム炭酸塩を多く含んだ石灰系コンクリートより望ましい。
- ④ コンクリートの侵食に伴い大量のコンクリート・エアロゾルが発生する。エアロゾルの発生速度は、溶融物とコンクリートの共晶温度 1,700 °C 以上で急激に大きくなる。燃料溶融物から放出される F P は、コンクリート・エアロゾルを固体として挙動するものと考えられている。
- ⑤ 相互作用を軽減・抑制するために、格納容器キャピティを浸水させておく方法やコア・キャッチャーを設ける方法が検討されている。

これらの知見をふまえて、最近の研究の主体は正確な熱計算を可能にするための実験・解析に移行しつつあり、また西独では大規模な相互作用実験 BETA 計画が 1983 年末か 1984 年初めに実施されようとしている。

一方、今後の検討課題としては、小規模な分離効果的な実験から得られた結論がどの程度、実炉規模、現実の事故条件に適用できるかの評価とともに、F P 挙動の関連で、F P を含んだコンクリート・エアロゾルの発生速度、その後の挙動に関する研究が必要であろうと考えられる。また、コア・キャッチャーの有効性についても、SCD 全体の観点から再検討されるべきと思われる。また、直接溶融物-コンクリート相互作用に関する研究分野の問題ではないが、本相互作用は初期条件、例えば落下する溶融物の成分、温度、量、接触の仕方さらには熱計算上必要となってくる雰囲気条件によって大きく左右されるので、事故シーケンスも含めた圧力容器溶融貫通直後の正確な情報が不可欠である。本テーマに関する個々の情報はかなり詳細に究明されつつあるが、これらの初期条件等に関しては未だ十分とはいえない段階にあり、その解析上の誤差が大きいのが現状といえる。

### 3.3.5 準静的圧力上昇

本問題に関する従来の研究成果と今後の研究課題は以下の通りである。

- ① PWR 格納容器に関しては、圧力容器溶融貫通時の圧力容器キャピティ内の蓄水量が格納容器内の圧力上昇速度に大きな影響を有することが明らかになった。しかし、なお、溶融物と水との混合ならびに熱伝達に関しては確定的なモデルは得られていない。
- ② BWR 格納容器では、圧力抑制プールによる熱エネルギーの吸収が格納容器内の圧力挙動を支配する。通圧破損の発生時刻に重大な影響を有するものとしては、格納容器からの自然除熱、圧力抑制プール内の混合などが考えられる。
- ③ BWR 格納容器の場合、圧力容器溶融貫通後の溶融物の挙動を格納容器の構造に即して考慮する必要がある。特に Mark II 格納容器の場合、ダイヤフラムフロアが溶融貫通し、圧力抑制機能が失われる可能性がある。

### 3.3.6 格納容器の構造的応答

本問題に関する従来の研究成果と今後の研究課題は以下の通りである。

- ① 静的圧力上昇時の格納容器限界圧力に関しては、各種の格納容器に関して一応の計算結果が得られている。しかし、これらは設計上の情報を詳細に考慮したものではない。また事故時の温度上昇が限界圧力に与える影響は考慮されていない。
- ② 破損の規模・形態に関する予測は現時点では困難であり、コードの改良及び実験的検証が必要である。

### 3.3.7 格納容器破損の防止対策

本問題に関する従来の研究成果ならびに今後の研究課題は以下の通りである。

- ① フィルター・ベント系（スウェーデン）、水素イグナイタ（米國）など、SCD 事故を想定した格納容器破損対策が実用化されつつある。
- ② 従来提案された破損防止対策の選択のため、経費あたりのリスク低減量の評価が行われている。米國の評価はフィルター・ベント系の採用に関し概して否定的である。

研究の現状と主な成果についての概要を表にして示す。

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
水素の挙動 燃焼限界・ 燃焼速度	低水素濃度、水蒸気存在 下での燃焼限界、燃焼速 度の評価	SNL	実験式の導出及びコードへの組み 込み	(11)
火災加速	障害物による火災加速が 圧力上昇に及ぼす影響の 評価	SNL/McGill 大	現象の定性的理解及び実炉に近い 規模でのデータの集積	
爆発発生条件	種々の形状の容器におけ る爆発発生条件の実験的、 理論的評価	SNL/McGill	爆発発生条件の統一的理解が得ら れつつある。	(16)
水素の混合・ 拡散	格納容器内の水素の混合・ 拡散に関する実験	BFI HEDL EPRI/NRC	計算コードの評価・検証	(19) (20) (26)
水蒸気爆発 初期事象	圧力容器から流出する蒸 気の液滴物のフローパター ン(実験)	SNL		(50) (51)
破壊力発生メ カニズム	液滴物と蓄積水の混合、 液滴物の細片化(実験)	U.Stuttgart Northwestern U SNL 他	混合時の蓄積水の挙動を明らかに した	62 69 64
	同上 (解析)		実験式に基づく解析モデルの開発	65 69
破壊効率の評 価、水蒸気爆 発の影響評価		EPRI	水蒸気爆発による格納容器破壊の 確率が低いことを示した	67
液滴物-コン クリート相互 作用				
液滴物とコン	コンクリートの侵食、侵	SNL	液滴物-コンクリート相互作用の	(1) 92 93

項目	内 容	研究機関	主な成果	参考文献
クリートの相 互作用に関する 総合実験	食塩界面の挙動、分解ガスの放出、可燃性ガスの燃焼、水蒸気の効果、コンクリートの腐蝕など 同上 (BETA実験)	KIK	実験を基にして、溶融物のコンクリート侵食のメカニズムを解析した。  計画中 (1984年初実験開始予定) 大規模実験によりコードの検証、現象の把握ができるものと期待されている。	68
溶融物-コン クリート相互 作用の熱的挙 動	溶融物温度とコンクリート侵食の関係	SNL	溶融物の温度、放射、熱流束等の侵食挙動に与える影響を説明。	94 95 99
溶融物-コン クリート相互 作用の水分の 影響	溶融物-コンクリート相互作用におよぼす水の効果	SNL	水と溶融物-コンクリートの相互作用、分解ガスの発生、水蒸気効果等	97
コンクリート の腐蝕の効果	溶融物-コンクリート相互作用におけるコンクリートの影響	SNL	コンクリートの種類による侵食挙動を解析しコード化した。	99
コリウム-コ ンクリート相 互作用実験	コリウムとコンクリートの反応	KRAFT WERK UNION	コリウムとコンクリートの化学反応、分解ガスについて解析	99
発生ガス挙動	コンクリートから発生するガスの挙動及び溶融物との相互作用	KRAFT WERK UNION	コンクリートの熱分解機構の解明及びガスによる溶融物の酸化現象を解明	99
改良型格納容 器における溶 融物-コンク リート相互作 用の検討	改良型格納容器の炉心損傷事故をとりあつかい、溶融物-コンクリート相互作用について検討	SNL	溶融物-コンクリート相互作用に関する評価	93

項目	内 容	研究機関	主 な 成 果	参考文献
溶融物コンクリート反応の実験	溶融物コンクリート相互作用の実験をまとめ、それらの結果を用いて大規模事故時の浸食挙動を推定している。	SNL	溶融物-コンクリート反応の実験データを整理し、実験式を導出している。	59
コアキャッチャーの研究	軽水炉へのコアキャッチャーの適用を検討するためのサーベイ	SNL	溶融物-コンクリート反応全般についてのサーベイ	60
		SNL	コアキャッチャーを設けた場合のリスク評価に及ぼす影響を解析	63

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
準静的圧力上昇				
PWR格納容器	水蒸気スパイクによる圧力上昇に関する解析	BNL	実験式に基づくモデルの開発	67
BWR格納容器	格納容器除熱失敗時の圧力上昇に関する解析	ORNL	破壊時刻の予測	69 70 71 72
	Mark II格納容器におけるダイアフラムフロア溶融貫通の影響 (解析)	Science Applications	格納容器内圧力挙動の予測	73

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
格納容器の構造的応答				
限界圧力の評価	種々の計算コードによる破壊開始圧力の予測	各AE, LANL, Ames Lab, など	各種の格納容器に関して限界圧力の preliminary な予測値が得られている	74 75 76

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
格納容器破壊の防止対策				
フィルター・ベント系	開発・設置	ASEATOM	最初のプラントの工事が開始された	63 64
	利益・経費解析	SNL 他	PWR 乾式格納容器に関しては否定的な結果を得た	65 67 68
BWR格納容器ベンチン	利益・経費解析	SNL 他	検討に値するという結果を得た	69

## 参 考 文 献

引用ひん度の高い文献は、以下に示す〔 〕付きの番号により引用する。

- [1] Proc. Int. Mtg. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, Massachusetts (1983).
  - [2] Proc. Int. Mtg. on Thermal Nuclear Reactor Safety, Aug. 29 - Sept. 2, 1982, Chicago, IL., NUREG/CP-0027 (1982).
  - [3] Proc. 2nd Int. Workshop on Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Oct. 1983, Albuquerque, New Mexico (1983).
  - [4] Proc. Workshop on Containment Integrity, June 7-9, 1982, Arlington, Virginia, NUREG/CP-0033, SAND 82-1659 (1982).
  - [5] Proc. Joint NRC/EPRI Hydrogen Review.Mtg., Feb. 3-4, 1982, Dallas (1982).
  - [6] Proc. Workshop on Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety, Jan. 26-28, 1981, Albuquerque, New Mexico, NUREG/CR-2017, SAND 81-0661 (1981).
  - [7] Proc. 11th Water Reactor Safety Research Information Mtg., Oct. 24-28, 1983, Gaithersberg, Maryland (1983).
- 
- (1) US NRC, "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400 (1975).
  - (2) Spulak, B., "Effects on Containment Integrity on Risk", [4] (1982).
  - (3) Sherman, M. et al., "The Behavior of Hydrogen During Accidents in Light Water Reactors", NUREG/CR-1561 (1980).
  - (4) Yang, J. and Pratt, W., "Hydrogen Production from Oxidation of a Debris Bed During Severe Accidents in LWRs", [1] Ts 16.6 (1983).
  - (5) Baker, L., et al., "Hydrogen Evaluation During LWR Core Damage Accidents", [2] (1982).
  - (6) Corrandini, M. et al., "Hydrogen Generation During a Core Melt-Coolant Interaction", [1] Ts 16.5 (1983).
  - (7) Butler, R. and Tinkler, G., "Two Contemporary Issues Dealing with LWR Containment Integrity", ANS Tr. 42 pp.700-701 (1982).
  - (8) Bickel, J., "Impacts of Natural Radiolytic Recombination Reaction on BWR Post-Accident Hydrogen Control", ANS Tr. 43 pp.481-482 (1982).

- (9) Cybulskis, P., "A Method for the Analysis of Hydrogen and Steam Releases to Containment During Degraded Core Cooling Accidents", NEDL-2090 NUREG/CR-2540 (1982).
- (10) Shapiro, A., "The Dynamics and Thermodynamics of Compressible Fluid Flow", Ronald Press (1953).
- (11) Berman, M.; "Light Water Reactor Safety Research Program Semi-annual Report, Oct. 1981 - Mar. 1982", SAND 82-1572 NUREG/CR-2841 (1982).
- (12) Slifer, B. and Peterson, T., "Hydrogen Flammability and Burning Characteristics in LWR Containments", NEDO-10812 (1973).
- (13) Shapiro, Z. and Moffette, T., "Hydrogen Flammability Data and Application to LWR Loss of Coolant Accident", WAPD-8C 545 (1957).
- (14) Postma, A. et al., "Hydrogen Generation, Distribution, and Combustion under Severe LWR Accident Conditions -- A State-of-Technology Report", NEDL-TM 82-7 (1983).
- (15) たとえば, 尾田, "燃焼概論", コロナ社
- (16) Lee, J. et al., "Hydrogen-Air Detonations", [3] (1982).
- (17) Mitrofanov, V. and Soloukhin, R., Soviet Physics - Doklady 9, pp.1055 (1964).
- (18) Jahn, H. et al., "Recent Improvements in the RALOC Code", [3] (1982).
- (19) Karvat, H., "Experimental Verification of Full-Pressure Containment Concepts", in "Current Nuclear Power Plant Safety Issues vol. III", IAEA (1981).
- (20) Bloom, G. and Postma, A., "Hydrogen Mixing in Compartments with a High Velocity Source", [1] (1983).
- (21) Bloom, G. et al., "Hydrogen Distribution in a Containment with a High Velocity Hydrogen-Steam Source", NEDL-SA-2682 (1982).
- (22) Bloom, G. and Claybrook, S., "Standard Problems on Hydrogen Mixing and Distribution", Westinghouse Hanford Company (1982).
- (23) Buxton, L. et al., "Transport of Gases in LWR Containment", [5] (1982).
- (24) Trent, D. and Fyler, L., "Hydrogen Distribution Simulation Using the Tempest Computer Code", [5] (1982).
- (25) Thurgood, M., "COSMA-TP: Containment Applications", [5] (1982)
- (26) Thompson, L., "Hydrogen Control in Nuclear Reactor Containment Buildings", ASME Paper 82-NE-39 (1982).
- (27) Thompson, L., "Large Scale H<sub>2</sub> Control Demonstration Project", [5] (1982).

- (28) Neuria, J. et al., "Analysis of the Three Mile Island (TMI-2) Hydrogen Burn, Proc. 2nd Intl. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara (1983).
- (29) McCulloch, W., et al., "Equipment Survivability in Hydrogen Burns", [1] (1983).
- (30) Dandini, V.J., "The Central Receiver Test Facility as a Simulator for the Hydrogen Burn Thermal Environment", [1] TS-9.2 (1983).
- (31) "Interim Requirements Related to Hydrogen Control", 45FR05466 (1980), 46FR62281 (1981).
- (32) Hall, S. and McKenzia, J., "Hydrogen Phenomena in PWR Degraded Core Accidents", SRD R 271 (1983).
- (33) Hillard, R. et al., "Hydrogen-Control Systems for Severe LWR Accident Conditions -- A State-of-Technology Report", NEDL TME 82-8 (1983).
- (34) Heising-Goodman, C. et al., "An Evaluation of Containment Inerting and Air Dilution Systems as Methods for Post-Accident Hydrogen Control in BWRs", Nuclear Eng. Design, 64 pp.329 - 346 (1981).
- (35) Nelson, L., "Mitigation of Damaging Effects of Hydrogen Combustion in Nuclear Power Plants", [7] (1983).
- (36) "Hydrogen Control Program Document", Quadrex Corp. (1982).
- (37) Cummings, J. et al., "Review of the Grand Gulf Hydrogen Igniter System", SAND 82-0218, NUREG/CR-2530 (1982).
- (38) Berman, M., "Analysis of Hydrogen Mitigation for Degraded Core Accidents in the Sequoyah Nuclear Power Plant", SAND 80-2714 NUREG/CR-1762 (1981).
- (39) Altenbach, T. et al., "Data Analysis of the LLNL Hydrogen Igniter Experiments", NUREG/CR-3255 (1983).
- (40) Tamm, H. et al., "Ignition Effectiveness of Thermal Heating Devices in Hydrogen-Air-Steam Mixtures", [2] (1982).
- (41) Torock, R., "Hydrogen Control Studies", [5] (1982).
- (42) Darby, J. and Haskin, F., "Larged Dry PWR Containment Mitigation Strategies During Severe Accidents", [4] (1982).
- (43) Cummings, J., "Nalon Inerting as H<sub>2</sub> Control Measure for Sequoyah", [6] (1981).
- (44) Factory Mutual Research Corp., "Water Fog Inerting Experiments", [5] (1982).
- (45) Beer, M. et al., "Hydrogen Combustion in Aqueous Foams", NUREG/CR-2685 SAND 82-0917 (1982).

- (46) Lai, W., "A Survey of H<sub>2</sub> Monitoring Devices", [6] (1981).
- (47) Weidel, E. and Castle, J., "A Review of H<sub>2</sub> and O<sub>2</sub> Detection in LWRs", [6] (1982).
- (48) U.S. NRC, Nuclear Incident at the SL-1 Reactor, IDO-19032, (1962).
- (49) JAERI-M 82-039 (1982).
  
- (50) Chu, T.Y., "Large Scale Molten Core/Magnesia Interaction Test", [7] (1983).
- (51) Powers, D.A. et al., "The Role of Ex Vessel Interactions in Determining the Severe Reactor Accident Source Term for Fission Products", [1] (1983).
- (52) Berman, M. et al., "Core Melt/Coolant Interactions: Experiments", [7] (1983).
- (53) Kim, D.S. et al., "Experimental Investigation of Hydrodynamic Fragmentation of Gallium Drops in Water Flows", [1] (1983).
- (54) Nelson, L.S., "Steam Explosion Studies with Single Drops of Corium-Related Melts: Ferrous Metals and U- and Zr- Containing Oxides", [1] (1983).
- (55) Corrandini, M.L. and Moss, G.A., "A Dynamic Model for Fuel-Coolant Mixing", [1] (1983).
- (56) Bankoff, S.G. et al., "A Model for Fragmentation of Molten Metal Oxides in Contact with Water", [1] (1983).
- (57) Squarer, D. and Leverett, M., "Steam Explosion in Perspective", [1] (1983).
- (58) McUmber, L. et al., "Stimulant Studies on Debris Quenching in Ex-Vessel Geometry", [1] (1983).
- (59) Dana, A., Powers, D.A., and Dirk, A., "Exploratory Study of Molten Core Material/Concrete Interactions July 1975 - March 1977", SAND 77-2042, (1977).
- (60) Peehs, M. and Hassman, K., "Interaction of Molten Corium with Concrete in a Hypothetical LWR Core-melt-down Accident — Oxidation of core materials and hydrogen production —", IAEA-SM-236/26 (1980) IAEA, Vienna.
- (61) Powers, D.A. and Muir, J.F.; "Melt/Concrete Interactions: The Sandia Experimental Program, Model Development and Code Comparison Test", SAND 79-1818C (1979).
- (62) Powers, D.A., "Influence of Gas Generation on High Temperature Melt/Concrete Interactions", IAEA-SM-236/58 (1979), IAEA, Julich and SAND 78-0939C (1978).

- (63) Murfin, W.B.; "Report of the Zion/Indian Point Study: Volume I", NUREG/CR-1410, Sandia Nat'l Lab., (1980).
- (64) Farhadieh, R. and Gunther, W.H., "One-Dimensional Penetration of Molten UO<sub>2</sub> into Substrate Limestone Concrete", Trans. Am. Nucl. Soc., 33, (1979), 526.
- (65) Holleck, H., Masara, S., Ordracek, G. and Skokan, A.; "LWR Core-melt-down Accident - A Materials Viewpoint", Proc. ANS Mtg. on Thermal Reactor Safety, Sun Valley, ID Vol.3 pp.403-413, (1977).
- (66) Powers, D.A., "A Survey of Melt Interactions with Core Retention Material", SAND 79-1685C (1979), CONF-790816-26, International Mtg. on Fast Reactor Safety Technology, Seattle, WA (1979).
- (67) Rininsland, H., "BETA (Core-concrete interaction) & DEMONA (Demonstration of Naue)--Key Experimental Programs for Validation and Demonstration of Source Terms in Hypothetical Accident Situations", [1] 12.3 Cambridge, USA (1983).
- (68) Ginsburg, T. et al., "LWR Steam Spike Phenomenology: Debris Bed Quenching Experiments", NUREG/CR-2857 ENL-NUREG-51571 (1982).
- (69) Cook, D. et al., "Loss of DWR Sequences at Browns Ferri Unit One-Accident Sequence Analysis", NUREG/CR-2973 ORNL/TM-8532 (1983).
- (70) Yue, D. and Condon, W., "Severe Accident Sequence Assessment of Hypothetical Complete Station Blockout at a BWR4/Mark I Nuclear Plant", ANS/ENS Topical Mtg. on PRA (1981).
- (71) Yue, D. and dodds, H., "Mitigation of a BWR Loss of Heat Sink Accident", Tr. ANS 39 (1981).
- (72) Yue, D. and Cole, E., "BWR4/Mark I Accident Sequence Assessments", NUREG/CR-2825 ORNL-TM-8148 (1982).
- (73) Edman, R. et al., "Mitigating Severe Accident Consequences at the Shoreham BWR", [1] Ts-8.3 (1983).
- (74) Merciniak, T., "Resolution of Containment Structural Response Issues under Degraded Core Accidents", [4] (1982).
- (75) "Report of the Zion/Indian Point Study", NUREG/CR-1141 (1980)
- (76) Greimann, L. et al., "Reliability Analysis of Steel Containment Strength", NUREG/CR-2422 (1982).
- (77) Blejwas, T. et al., "Background Studies and Preliminary Plans for a Program on the Safety Margins of Containments", NUREG/CR-2549 (1982).
- (78) Blejwas, T., "Containment Integrity Program: Recent Results and Plans", [1] (1983).

- (79) Cybulskis, P., "On the Definition of Containment Failure", [4] (1982).
- (80) Bickel, J., "Probabilistic Analysis of Milestone Unit 3 Ultimate Containment Failure Probability Given High Pressure", [1] (1983).
- (81) Berman, M., "Analysis of Hydrogen Mitigation for Core Degraded Accidents in the Sequoyah Nuclear Power Plant", NUREG/CR-1762 SAND 80-2174 (1981).
- (82) Fanous, F.S. and Greimann, L.F., "Simplified Dynamic Analysis for Internal Locally Loaded Shells", [4] (1982).
- (83) Johanson, K. et al., "Design Consideration for Implementing a Vent-Filter System at the Barsebeck Nuclear Power Plant", [2] pp.2001-2010 (1982).
- (84) Mansson, A., "BWR Containments in Sweden: Pool Dynamics and Filtra System", CSNI Specialist Mtg. on Water Reactor Containment Safety (1983.10).
- (85) Benjamin, A. et al., "Risk Assessment of a FVCS for a BWR Mark I Containment", ANS/ENS Mtg. on Probabilistic Risk Assessment (1981).
- (86) Benjamin, A., "Filtered-Vented Containment System Design Study", SAND 90-0617, NUREG/CR-1410 (1980).
- (87) Kastenber, W. and Catton, I., "Mitigation of Severe Accidents in Light Water Reactors", [1] (1983).
- (88) Benjamin, A., "Value-Impact Analysis of Severe Accident Prevention and Mitigation Systems", [2] pp.1969-1980 (1982).
- (89) Gonzalez, M. et al., "Containment Response with Mitigation Features for Core Meltdown", ANS Tr. 43 pp.480-481 (1981).
- (90) Covelli, B. et al., "Comparison of Internal and External Containment Spray Performance in Long-Term Decay Heat Removal", CSNI Specialist Mtg. on Water Reactor Containment Safety (1983.10).
- (91) Berry, D. and Sanders, A., "Study of the Value and Impact of Alternative Decay Heat Removal Concepts for Light Water Reactors", SAND-82-1796, NUREG/CR-2880 (1982).
- (92) Muir, J.F., Powers, D.A., Dahlgren, D.A., "Studies on Molten Fuel-Concrete Interactions", SAND-76-6021, CONF-761001-14, (1976).
- (93) Dahlgren, D.A., Bowers, D.A., Muir, J.F. et al., "Experimental Results of the Interaction of Molten Core Materials with Concrete", SAND-76-5869, CONF-760977-1, (1976).
- (94) Muir, J.F., "Response of Concrete to High Heat Fluxes", Trans. Am. Nucl. Soc. 26, 399, (1977).

- (95) Muir, J.F., "Response of Concrete Exposed to a High Heat Flux on one Surface", SAND-77-1467, (1977).
- (96) Chu, T.Y., "Radiant Heat Evaluation of Concrete: A Study of the Erosion of Concrete due to Surface Heating", SAND-77-0922, (1977).
- (97) Dahlgren, D.A., Buxton, L.D., Muir, J.F., et al., "Molten LWR Core Material Interactions with Water and with Concrete", SAND-77-1216C, CONF-770708-9, (1977).
- (98) Reimann, M., "Erosion Behavior of Different Types of Concrete Interacting with a Core Melt", Thermal Reactor Safety, CONF-800403 1, (1980).
- (99) Feaks, M., "Interaction between Corium (Core Melt) and Concrete with Various Additions", Reactor Congress, Mannheim, 29.3-1.4. 1977, Section 2: Safety of Nuclear Facilities, AED-CONF-77-013-057, (1977).

表 3.1 BFIによる水素混合気体の実験条件 (16)  
Test Matrix of BFI Hydrogen Mixing Test

Test No.	Temperature, deg. F.	Flow, g/hr	Injection rate, g/hr	Injection position	Injection rate, g/hr	Individual objective	General remarks
10	RT	RI	1.5	--	--	Minimum by non-thermal convection.	
11	RT	--	--	RI, below	1.0*	Sum on 10, suitability of helium as test gas.	
12	RT	RI	0.5	--	--	Sum on 10, impact of injection rate.	
13	T > 10 K, constant	RI	1.5	--	--	Sum on 10 but recorded by thermal injection	
14	T > 10 K, constant	RI	1.5	--	--	Sum on 15 but 6 additional sampling sources.	Thermal layering between upper compartments (M, M', M'') and lower compartments (M, M', M'')
15	T > 10 K, constant	RI	0.5	--	--	Sum on 12, impact of injection rate.	
16	T > 10 K, changeable	RI	1.5	--	--	Sum on 14 but possible breakthrough actual.	
17	T > 10 K, constant	M	1.5	--	--	Impact of injection site.	RT = compartment temperature
18	T > 10 K, changeable	M	1.5	--	--	Impact of heat sink location.	
19	T > 10 K, constant	RI	1.5	RI, below	2.0	Sum on 15 but breakthrough forced by its addition.	
20	T > 20 K, variable	RI	0.5	--	--	Observation of temperature equalization.	2-compartment geometry
21	T > 20 K, variable	--	--	--	--	Sum on 20 but without hydrogen injection.	
22	T > 10 K, constant	RI	1.5	RI, below horizontal	3.0	Sum on 10 but higher in injection rate (intermittent).	Thermal layering between upper and lower compartments.
23	T > 10 K, constant	RI	1.5	--	--	Sum on 15 but increased by air circulating about $\phi = 35$ g/hr.	

General: Injection gas 67% H<sub>2</sub> (and 33% H<sub>2</sub>); minimum hydrogen concentration 4%. Arrangement of the openings as shown in the attached measuring point plan (closed openings are crossed out) were changed according to the discussion minutes of October 16, 1979.

表 3.2 HEDL による水素混合実験の実験条件で実験結果の要約<sup>(30)</sup>

## Test Matrix and Summary Results of HEDL Hydrogen Mixing Test

MIXING TEST MATRIX						
Test No	Containment Gas	Recirculation Flow(m <sup>3</sup> /min)	Source Gas	H <sub>2</sub> or H <sub>2</sub> <sup>18</sup> Flow (kg/min)	Steam Flow (kg/min)	Initial Temp (°C)
<b>Preliminary Tests</b>						
HM-F1	Air	0	-	-	-	29
HM-F2	Air	104	-	-	-	29
HM-F3	Air	0	-	-	-	66
HM-F4	Air	104	-	-	-	66
<b>Horizontal Jet Tests</b>						
HM-1	Air	0	H <sub>2</sub> -Steam	0.4	12.3	66
HM-2	Air	0	H <sub>2</sub> <sup>18</sup> -Steam	0.3	24.3	66
HM-3	Air	104	H <sub>2</sub> -Steam	0.4	12.3	66
HM-4	Air	104	H <sub>2</sub> <sup>18</sup> -Steam	0.3	24.3	66
**HM-5	H <sub>2</sub>	104	H <sub>2</sub> <sup>18</sup> -Steam	0.4	24.3	66
<b>Vertical Jet Tests</b>						
**HM-6	Air	104	H <sub>2</sub> <sup>18</sup> -Steam	0.4	12.3	66
HM-7	Air	104	H <sub>2</sub> <sup>18</sup> -Steam	0.3	24.3	66

\*Actual H<sub>2</sub> release rate was 0.3 kg/min

\*\*Actual H<sub>2</sub> release rate was 2 x target during last minute of release.

## SUMMARY RESULTS OF PRELIMINARY TESTS

Test No	Convection	Temperature	Local Average Air Velocities (m/min)*		
			Near Floor	Middle	Near Top
HM-F1	Natural	Ambient (29°C)	5	3	4
HM-F3	Natural	Elevated (66°C)	17	-	20
HM-F2	Natural + Forced	Ambient (29°C)	5	7	13
HM-F4	Natural + Forced	Elevated (66°C)	27	-	26

\*Uncertainty in flow velocity [+50%] due to unknown flow direction, ± 3.6m/min [- 6%]

表 3.3 熔融物と水の反応による水素の発生割合<sup>(84)</sup>

## Hydrogen Generation Rate During Fuel-Coolant Mixing

Hydrogen Generation Rates After Submersion of Molten Drops of Substoichiometric, Cerium-Related Oxides in Liquid Water. Rates were determined from dimensions of hydrogen bubbles produced in the water over a given time interval.

Approximate Composition of Drop at Water Entry	Estimated Rate of H <sub>2</sub> Generation* (by H <sub>2</sub> cm <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> )	Number of Experiments
ZrO <sub>2</sub> .43	9.3 ± 5.3	7
UO <sub>2</sub> .39	9.1 ± 3.9	4
(U <sub>0.56</sub> Zr <sub>0.44</sub> )O <sub>2</sub> .20	16.8 ± 4.4	5

\*Temperatures of the drops upon water entry are estimated to be ~3000 K, based on reference 9.

表 3.4 コンクリートの主要な物性値

## Principal Thermophysical Properties

Property	Basalt Aggregate	Limestone Concrete	Basaltic Concrete	Magnetite Concrete
T <sub>mp</sub> (melting point), °C	1300	1400	1300	1300
ρ <sub>s</sub> (density, solid), g/cm <sup>3</sup>	2.6	1.353	2.175	3.340
ρ <sub>l</sub> (density, liquid), g/cm <sup>3</sup>	2.6	1.353	2.175	3.340
C <sub>p</sub> (s) (heat capacity solid), cal/g·°C	0.25	0.243	0.271	0.226
C <sub>p</sub> (l) (heat capacity liquid), cal/g·°C	0.20	0.235	0.239	0.239
ν (coefficient of expansion, liquid), 1/°C	1.0 × 10 <sup>-5</sup>	0.0 × 10 <sup>-5</sup>	2.0 × 10 <sup>-5</sup>	2.0 × 10 <sup>-5</sup>
η (viscosity at T <sub>mp</sub> , poise)	30.0	2.0	2.0	2.0
k(s) (thermal conductivity, solid), cal/s·cm·°C	0.003	0.00217	0.0017	0.0191
k(l) (thermal conductivity, liquid), cal/s·cm·°C	0.005	0.005	0.005	0.005
ΔH <sub>f</sub> (heat of fusion), cal/g	70.0	216.96	67.91	134.24
Solubility of fuel in barrier at T <sub>mp</sub> , weight fraction	0.10	0.10	0.10	0.10
Average concentration of fuel in the melt film, g/cm <sup>3</sup>	2.60	2.60	2.60	2.60
Fuel diffusivity in molten barrier, cm <sup>2</sup> /s	3.8 × 10 <sup>-6</sup>			

表 3.5 格納容器限界圧力の計算例<sup>(74)</sup>

Summary of Containment Structural Capability of Selected LWR  
Power Plants

Power Plant	Reactor Type	Power (Mr.)	Containment Design	Design Press. (Pola)	Failure Criteria	Min. Max. Press. (Pola)	Fail. to Design Press. Margin	Failure Mode	Failure Position	Est. Leak Area @ Fail. (m <sup>2</sup> )
Zion <sup>a</sup>	PWR	1040	PT,RC,SL,LD	61.6	1X Tendon Strain	149.1	2.9	Hoop Tendon Strain	Cylindrical Shell	> 16
Indian Point	PWR	873	RC,SL,LD	61.3	Rubber Yield	146.7	2.7	Hoop Rubber Yield	Cylindrical Shell Nuc Springline	N/A
Sequoyah <sup>a</sup>	PWR	1148	FSB,RC	26.7	Steel Shell Yield	64.7	4.1	Hoop Yield	Cylindrical Shell Nuc Springline	N/A
Yankee Rowe	PWR	175	Sphere,RS	49.3	Shell Yield	97.7	2.4	Hoop Yield	Steel Shell	N/A
Browns Ferry <sup>a</sup>	PWR	1067	Mark I,RS,SP	70.7	2 x Yield Strain	131.7	2.1	Hoop Yield	Cyl.-Sphere Nucshell	> 20
Limerick	PWR	1053	Mark II,RC,SL,SP	69.7	Rubber Yield	154.7	2.5	Hoop Failure	Vertical Cyl. Wall	N/A
Grand Gulf <sup>a</sup>	BWR	1250	Mark III,RC,SL,SP	30.0	Steel Shell Yield	74.7	4.0	Hoop Yield	Cyl. Shell Nuc Springline	N/A
Standard Design <sup>a</sup>	PWR	1250	Mark III,FSB,SP	30.0	Ultimate Stress in Shell	65.7	3.4	Plastic	Spherocylindrical Dome	N/A

<sup>a</sup>IDCOR reference plant. FT - prestressed; RC - reinforced concrete; SL - steel lined; LD - large dry;  
FSB - free-standing steel shell; RC - ice condenser; RS - steel shell;  
SP - suppression pool.

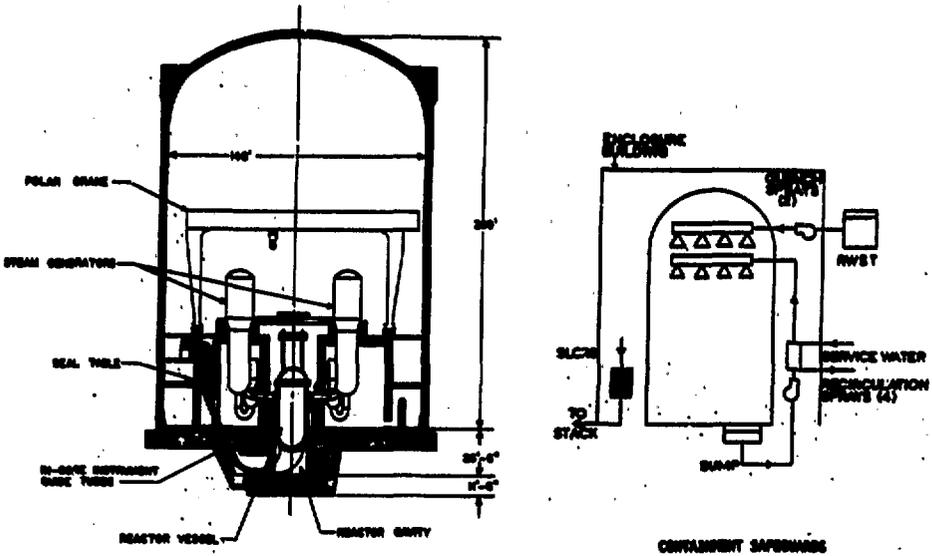


図 3.1 PWR乾式格納容器  
PWR Dry Containment

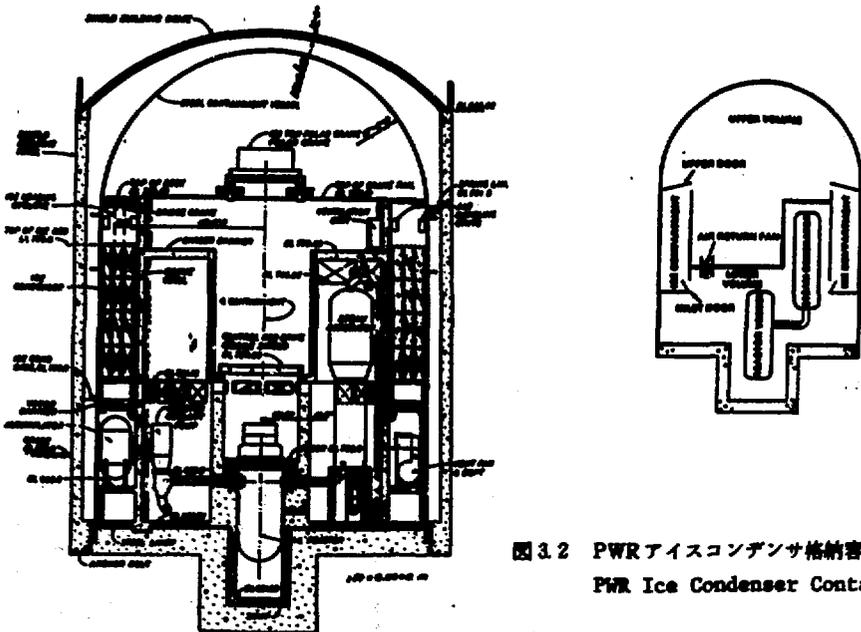


図 3.2 PWRアイスコンデンサ格納容器  
PWR Ice Condenser Containment

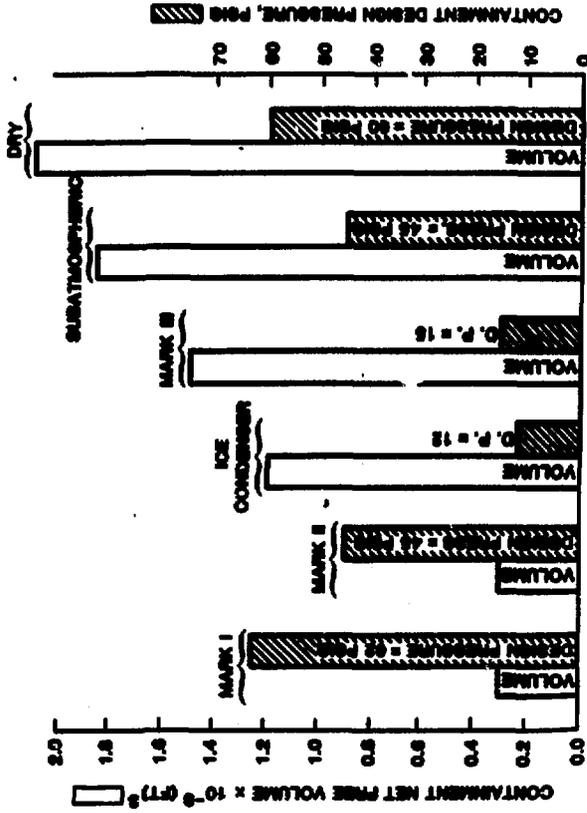


図 3.3 核種容器の内容及び設計圧力の比較 (3)  
Comparison of Containment Volumes and Design Pressures



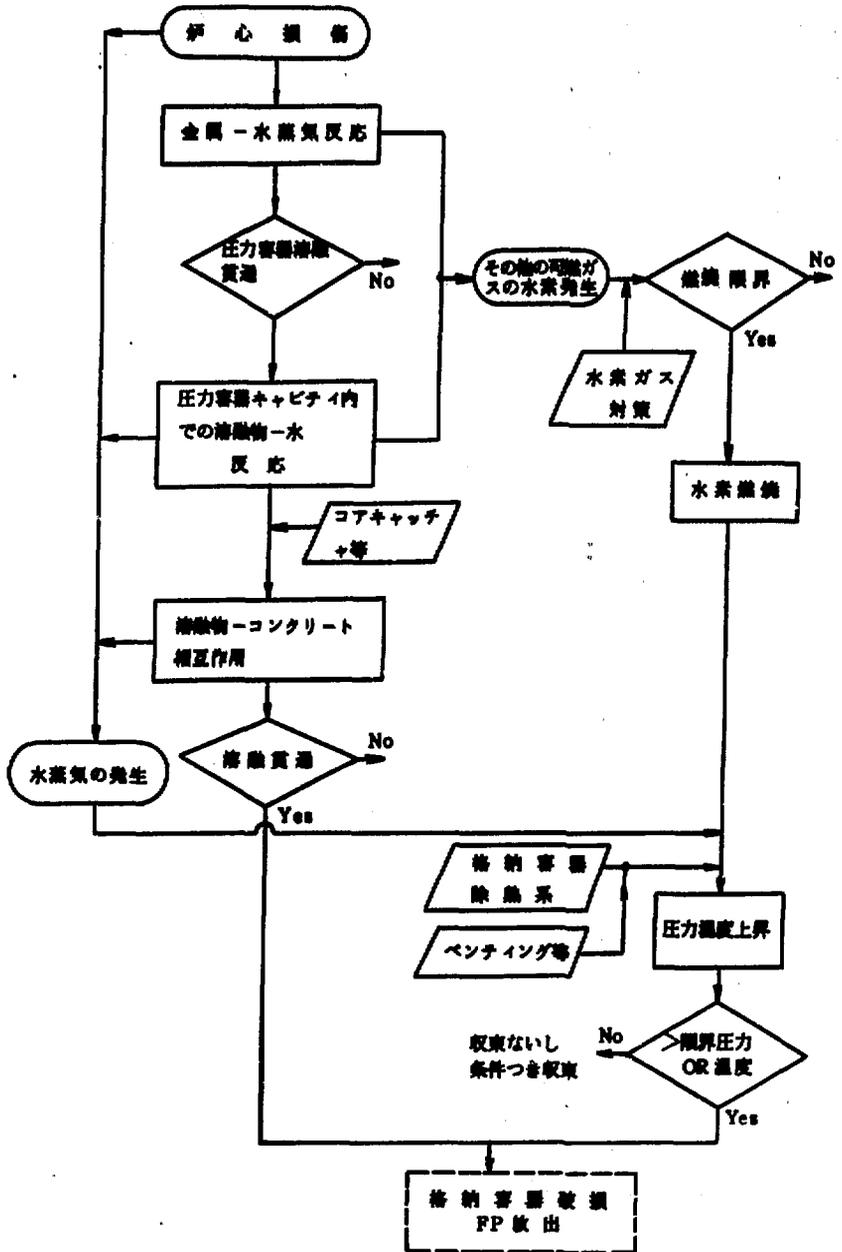


図 3.6 格納容器内事故事象 (PWR)

Sequence of Events in Containment During Severe Accident (PWR)



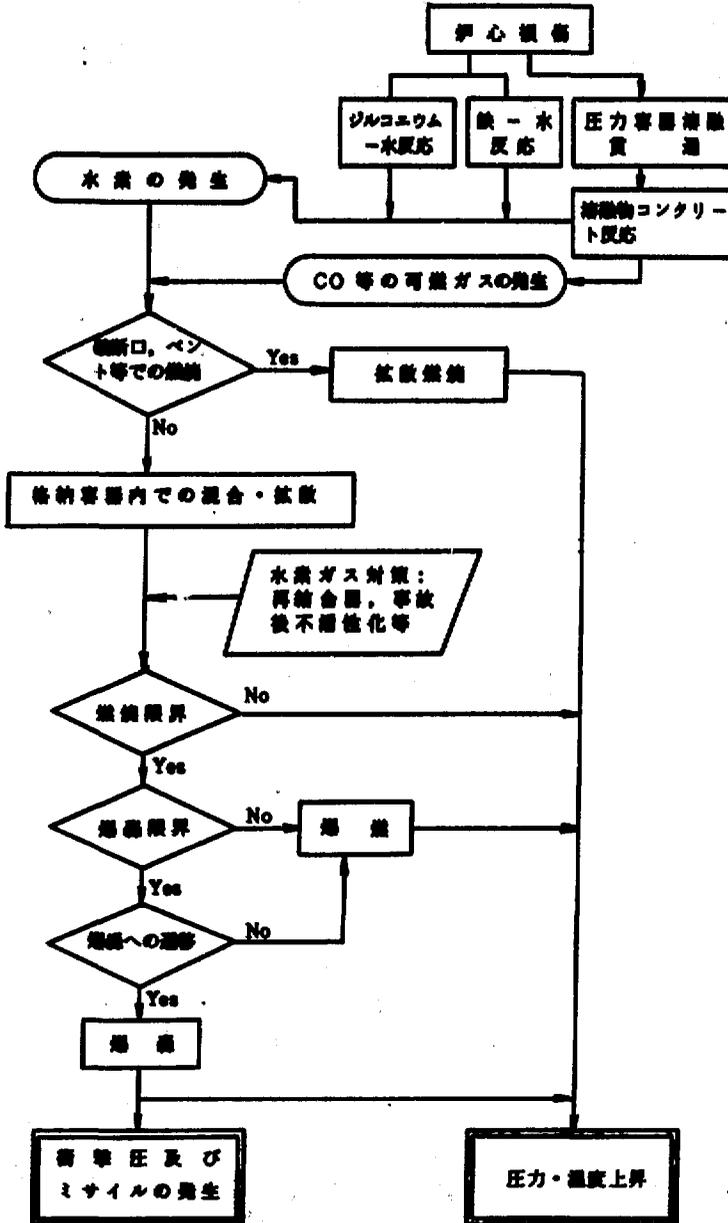


図38 水素の発生が格納容器の健全性に及ぼす影響  
 Consequence of Hydrogen Release to Containment

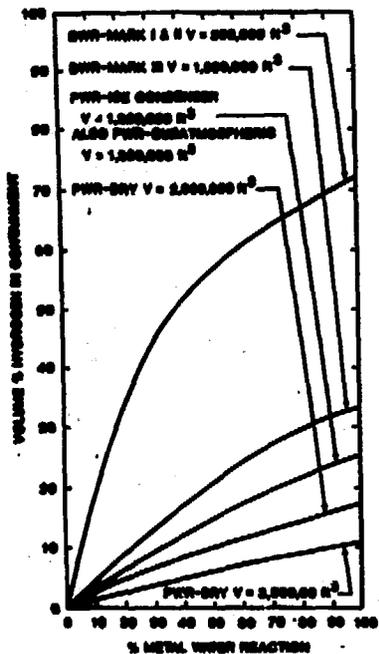


図3.9 被覆管中のジルコニウムの反応割合に対する  
 体納容器内水素濃度の変化<sup>(3)</sup>  
 Hydrogen Concentration as a Function of  
 Percent Zirconium-Water Reaction

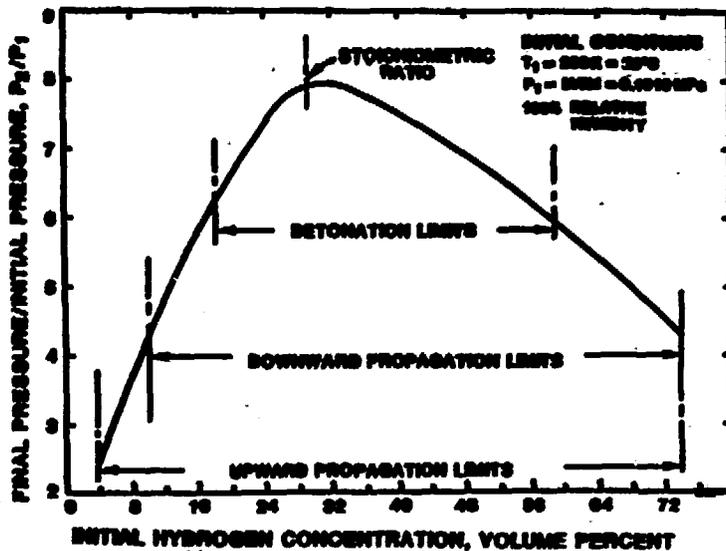


図3.10 定容・断熱燃焼時の圧力上昇<sup>(3)</sup>  
 Theoretical Adiabatic, Constant-Volume Combustion Pressure  
 for Hydrogen-Air Mixtures

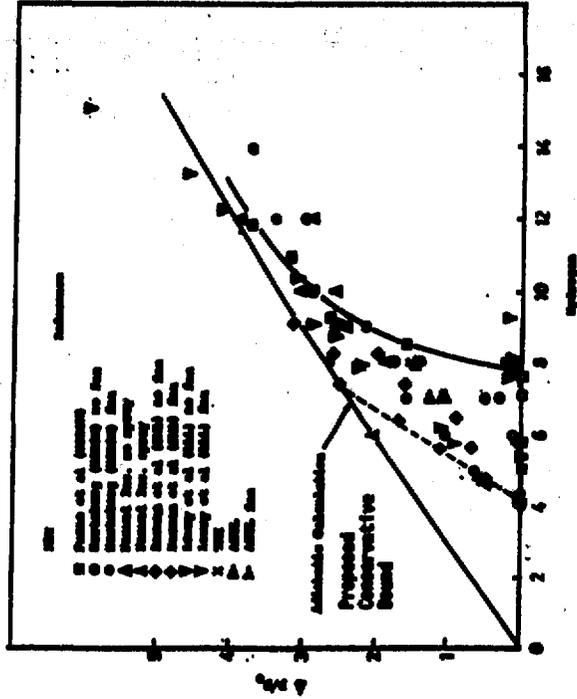


図 3.12 低水素濃度における定容積燃焼時の圧力上昇 (11)

Pressure Rise Due to Constant-Volume Hydrogen Burns at Low Concentrations

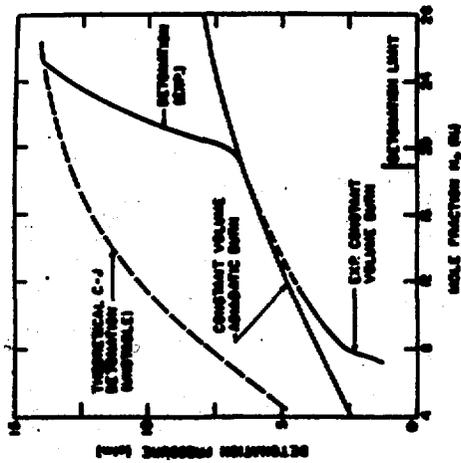


図 3.11 火炎面下流のピーク圧力の水素濃度による変化  
Pressure Produced During Hydrogen Burns and Detonations

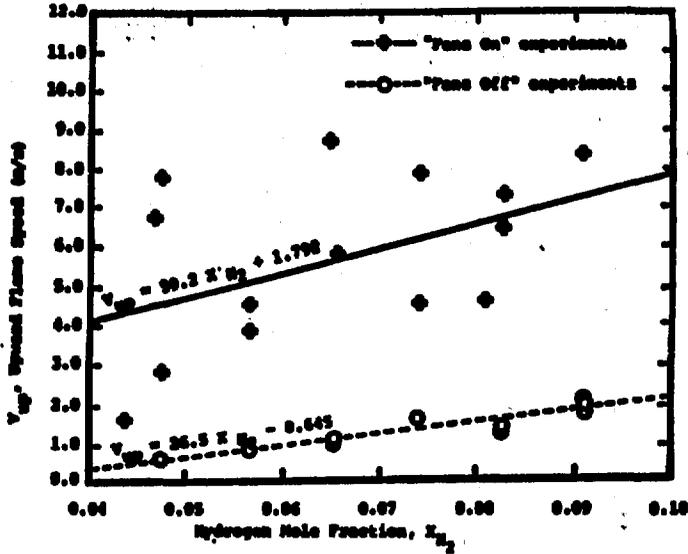


図 3.13 爆燃時の火炎伝播速度<sup>(11)</sup>  
Experimental Flame Speed

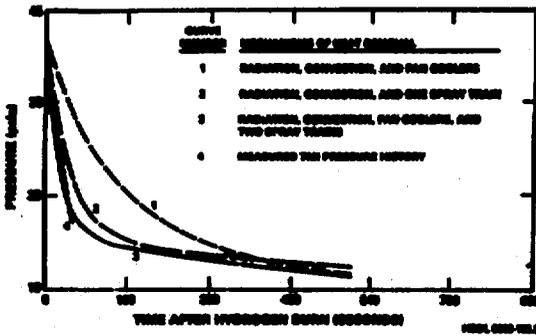


図 3.14 水素燃焼後の圧力の変化 (TMI事故に関する解析)<sup>(14)</sup>  
Pressure Decay After Hydrogen Burn  
(Analysis of the TMI-2 Accident)

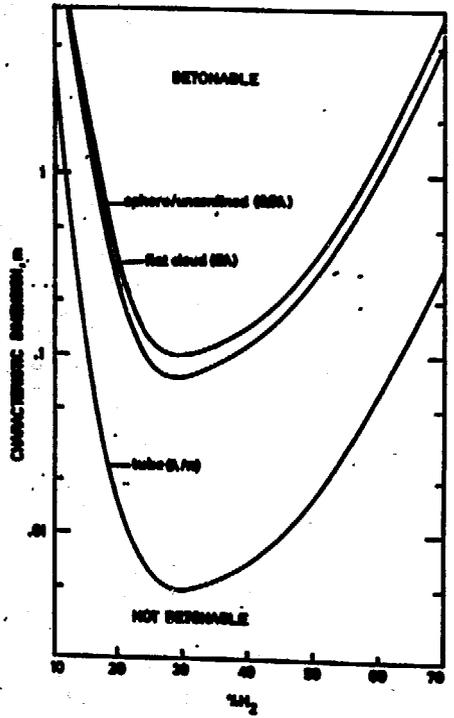


図 315 爆轟発生限界代表長さ<sup>(11)</sup>  
Characteristic Dimensions as Detonation Limits

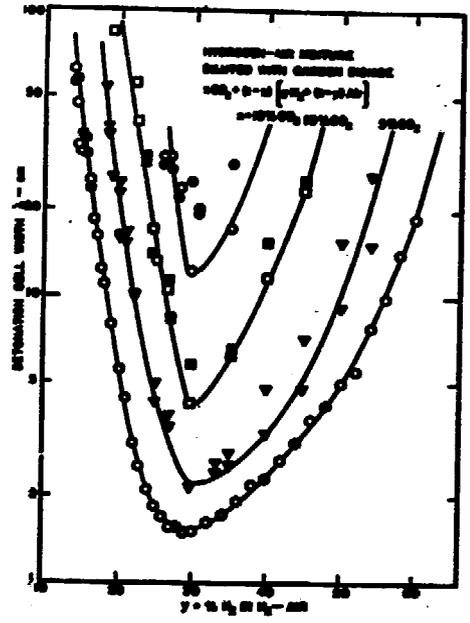


図 316 爆轟波のセル波長に対する二酸化炭素濃度の影響<sup>(11)</sup>  
Variation of Detonation Cell Size with Composition for Hydrogen-Air Mixture with Increasing Dilution with Carbon Dioxide

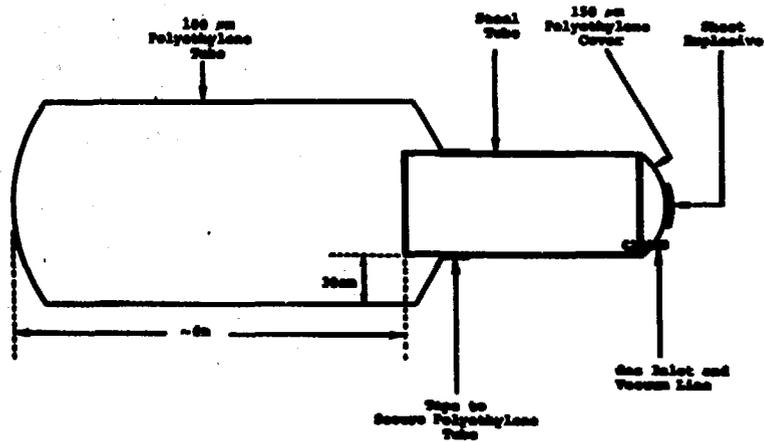


図 3.17 空間部に導爆波を形成するための管路最小直径に関する実験装置<sup>(11)</sup>  
Critical-Tube-Diameter Test Facility

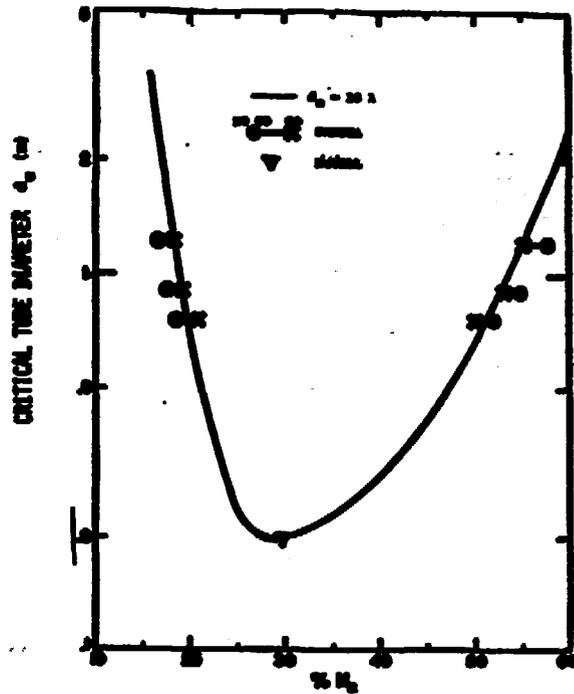


図 3.18 臨界直径の水素濃度による変化<sup>(11)</sup>  
Critical Tube Diameter vs. Hydrogen Concentration

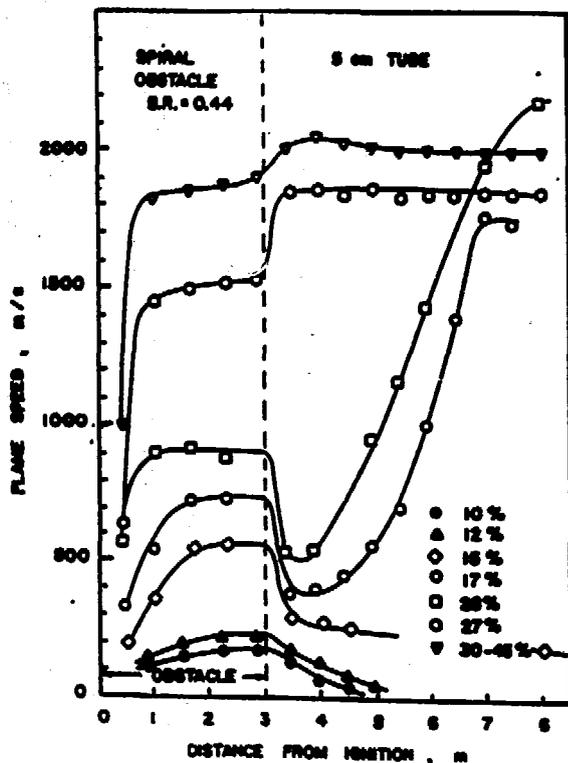


図 319 小規模装置による火炎加速実験結果<sup>(11)</sup>  
 Flame Speed Profiles for  $H_2$ -Air Mixture in a  
 5-cm Diameter Tube Filled with a Spiral Obstacle

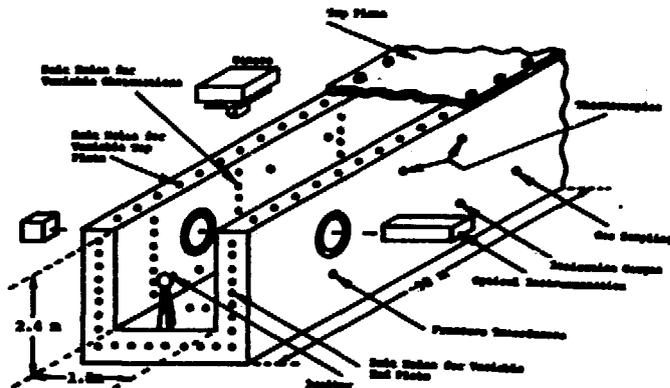


図 320 火炎加速実験のための大型実験装置<sup>(11)</sup>  
 "FLAME" Facility for Flame Acceleration Tests

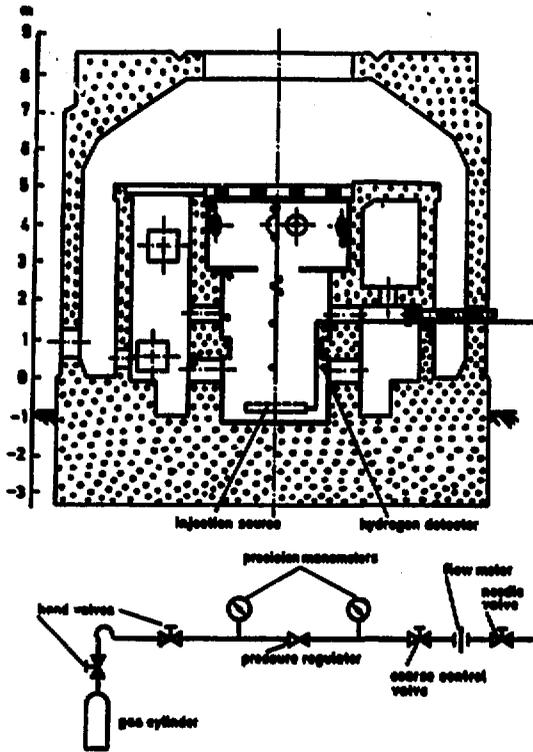


図 3.21 BFIによる水素混合実験装置<sup>(19)</sup>

BFI Hydrogen Mixing Test Geometry

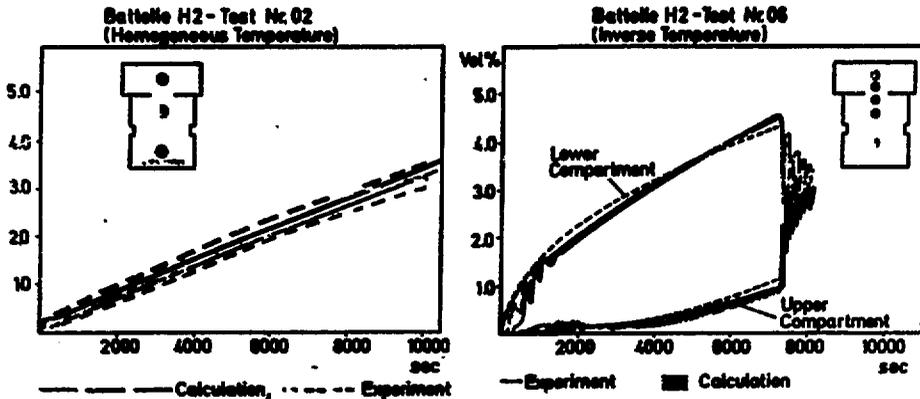


図 3.22 BFIによる水素混合実験結果とRALOCによる計算結果の比較<sup>(19)</sup>

BFI Hydrogen Mixing Test Results Compared with RALOC Calculations

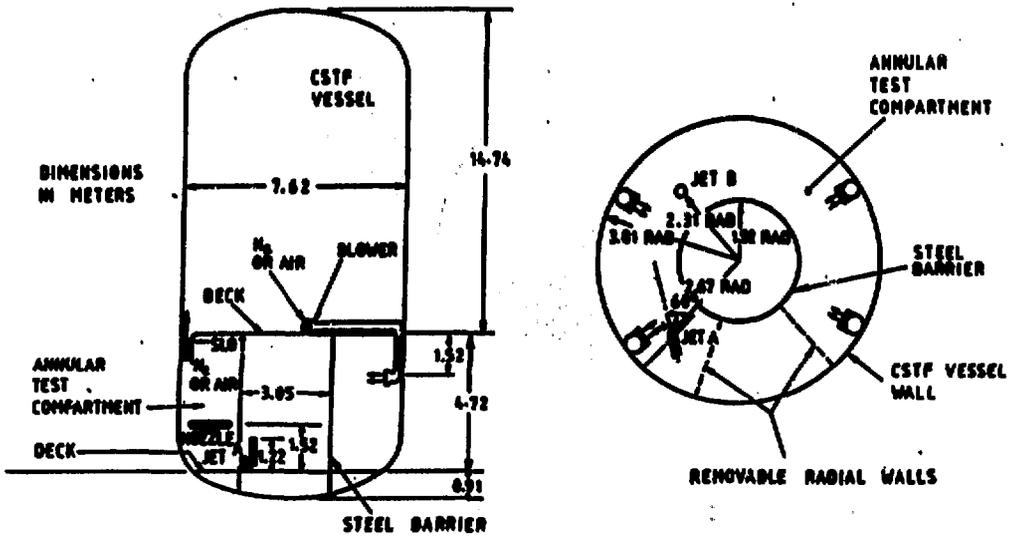


図 3.23 HEDL による水素混合実験装置<sup>(20)</sup>  
 HEDL Hydrogen Mixing Test Geometry

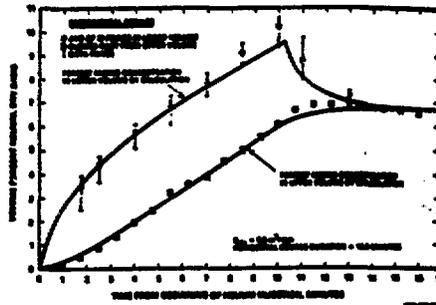
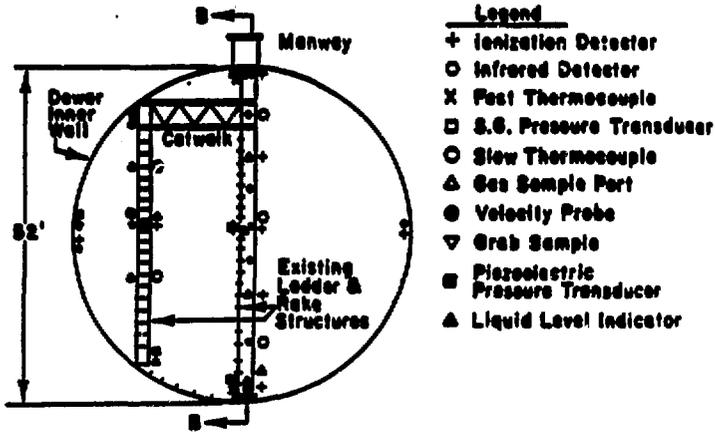
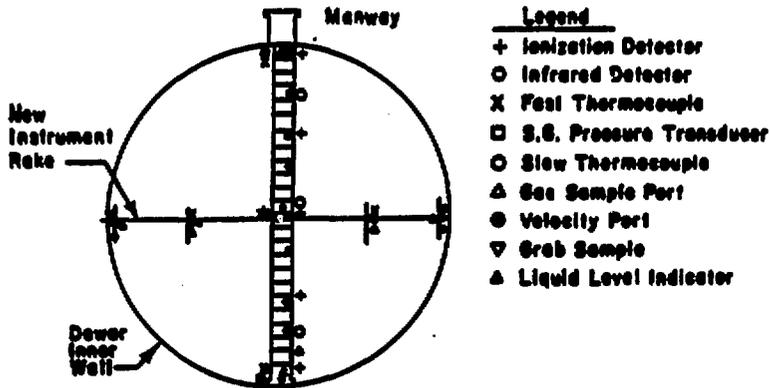


図 3.24 HEDL による水素混合実験結果と均一混合モデルによる  
 計算結果の比較<sup>(20)</sup>  
 Comparison of Measured and Calculated Helium  
 Concentrations for HEDL Hydrogen Mixing Test EM-4



Instrumentation Layout in Section A-A of Dewar



Instrumentation Layout in Section B-B of Dewar

52-FT DIAMETER, 87 PSIG DESIGN PRESSURE

図 3.25 NTS における水素の混合、燃焼実験装置 (27)

Test Geometry for Hydrogen Mixing and Combustion Test at NTS

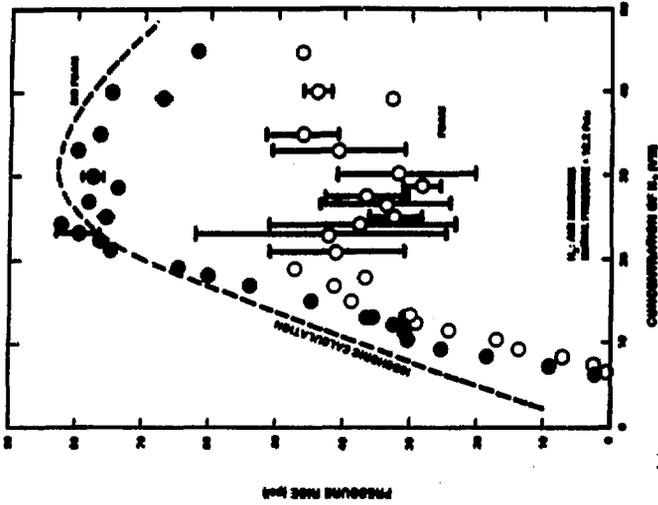


図 327 泡沫による水素燃焼時の圧力上昇の抑制(86)  
Measured (with and without foam) and Theoretical  
Pressure Rise as a Function of Hydrogen Concentration

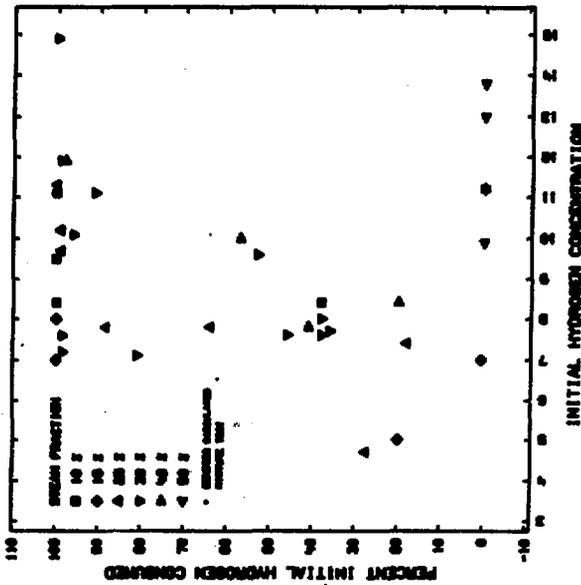
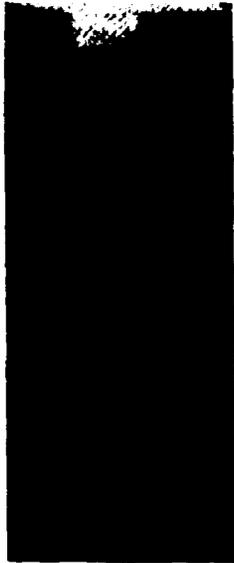


図 326 イグナイタの点火性能(86)  
Performance of Hydrogen Igniter



Flash X-ray Photograph of Melt Stream Driven by Nitrogen Gas at 4.0 MPa Showing Divergent, Two-Phase Flow Pattern. Velocity is Approximately 26 m/sec.

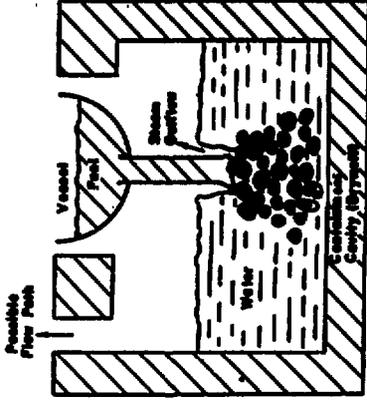


Flash X-ray Photograph of Melt Stream Driven by Carbon Dioxide Gas at 5.4 MPa Showing Compact Structure with Ligament Instabilities. Velocity is Approximately 36 m/sec.

図 3.28 溶融物流出時のフローパターン(54)

Flash X-Ray Photograph of Melt Stream

CONCEPTUAL PICTURE OF FUEL-COOLANT MIXING



CONCEPT MODEL OF FUEL-COOLANT MIXING

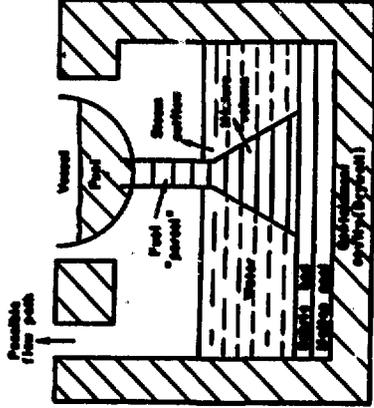


図 3.30 溶解物と燃料容器内冷却水の混合のモデル化 (28)  
 Conceptual Picture and Computer Model  
 of Fuel-Coolant Mixing

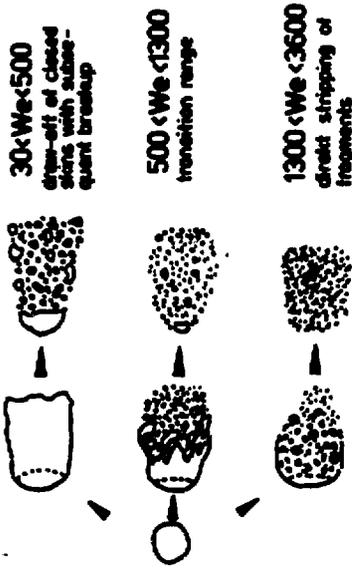


図 3.29 溶解物の細片化に対するウェーバー数の影響 (28)  
 Scheme of Fragmentation Phenomena for the  
 Studied Range of Weber Numbers

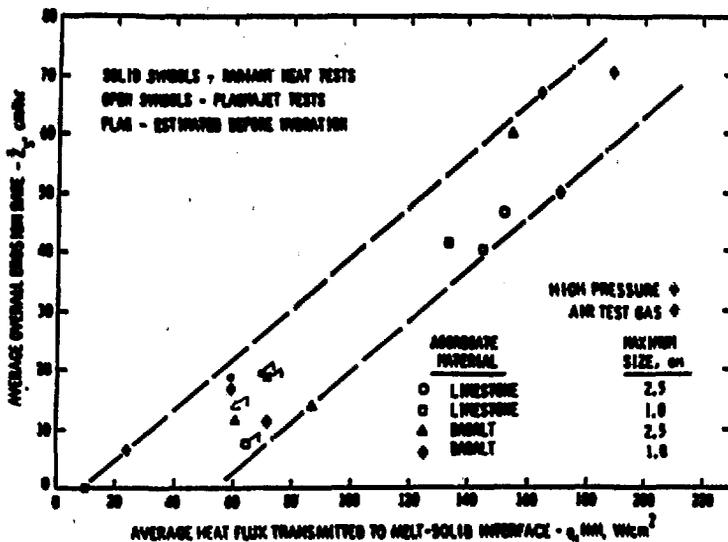


図3.31 コンクリート侵食速度と融体からの熱流束の関係<sup>(80)</sup>  
 Overall Erosion Rate vs Net Heat Flux to Melting Concrete

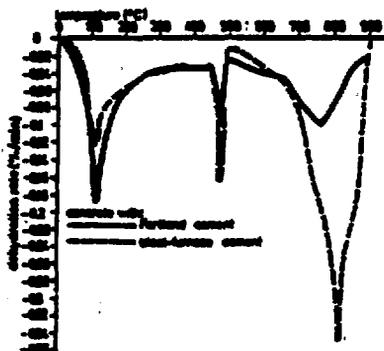


図3.32 コンクリートの脱水による水分の放出<sup>(80)</sup>  
 Water Release from Concrete-dehydration rate

(ここで、100-150℃は主にコンクリート中の水の蒸発、500℃、800℃はカルシウム ケイ酸塩の脱水 (dehydration) による。セメントの種類によって、脱水の温度は変わらないが、量は変わる。)

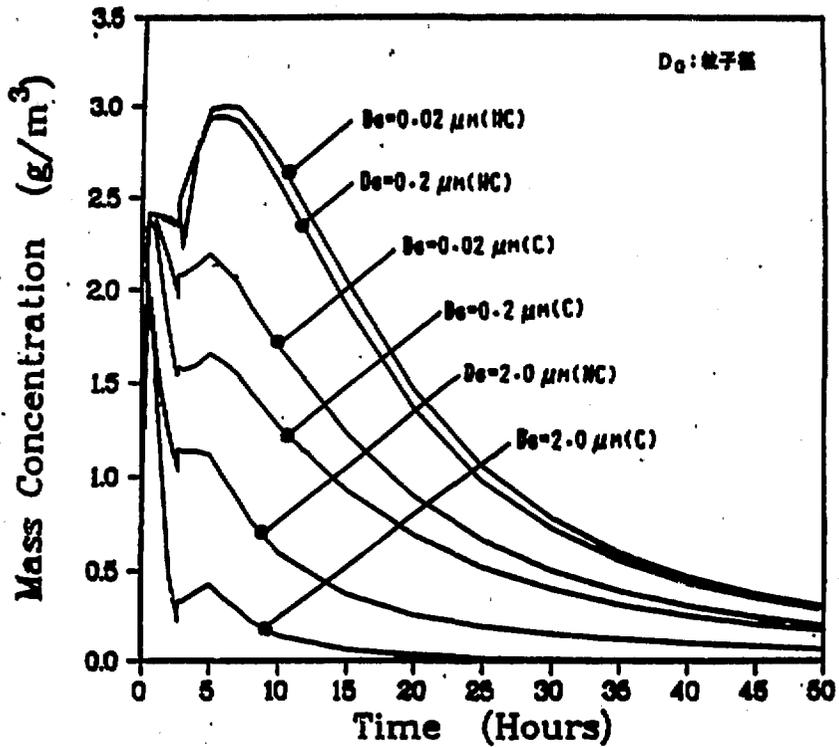


図 3.33 エアロゾル濃度の減衰挙動<sup>(88)</sup>  
 Mass Concentration of Aerosol in Containment Vessel

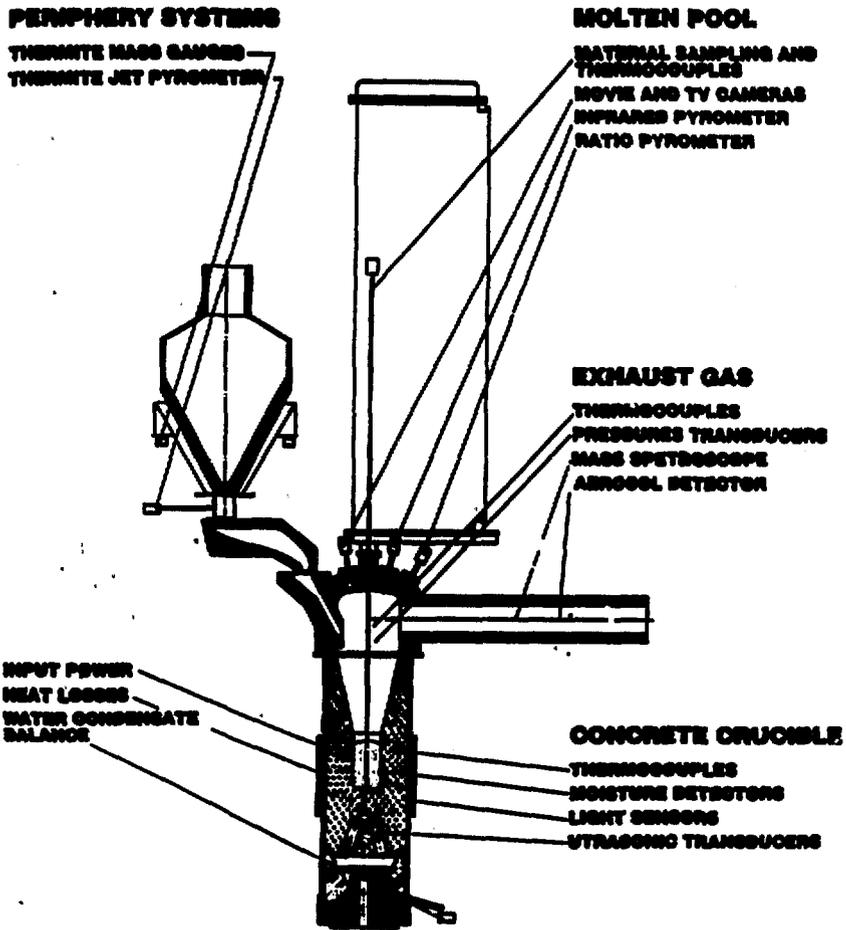


図 3.34 BETA 実験装置の主要部<sup>(68)</sup>  
 Main Part of BETA Experimental Facility

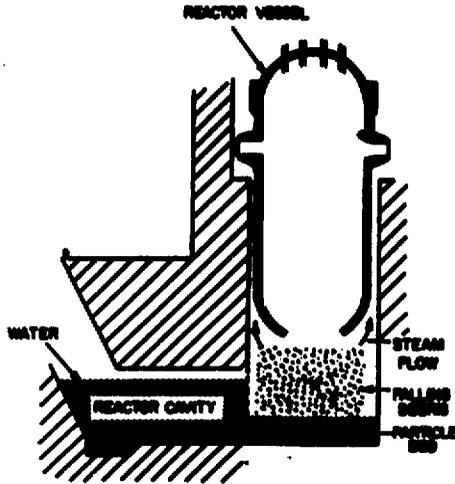


図 3.36 圧力容器溶融貫通後の圧力容器キャビティ内熱水の挙動<sup>(6)</sup>  
 Schematic Representation of Thermal Interaction Geometry  
 within Reactor Cavity

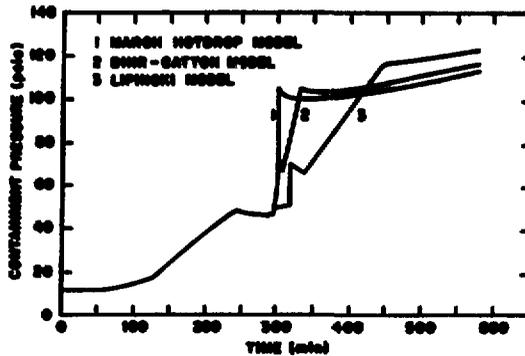


図 3.36 キャビティ内での蒸気発生（水蒸気スパイク）による圧力上昇に対する  
 熱伝達モデルの影響<sup>(6)</sup>  
 Comparison of Containment Pressure Rise Calculated by  
 Various Debris Bed Heat Transfer Models

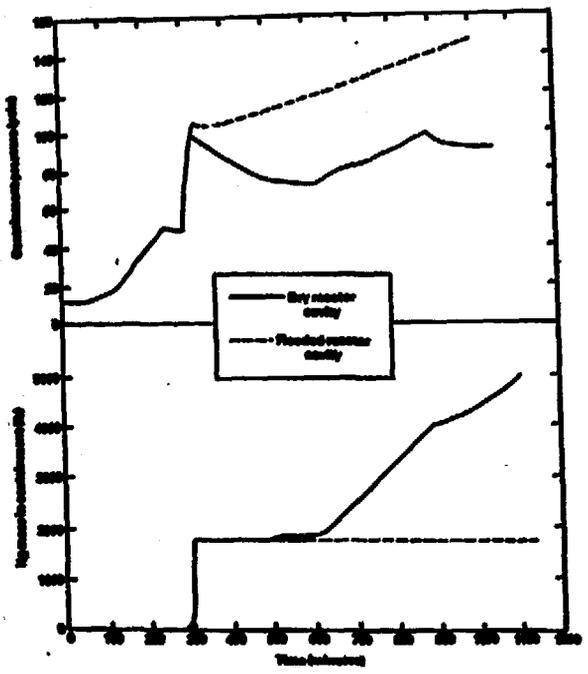


図 3.37 PWR 格納容器における圧力容器キャビティ内の蓄水量の影響<sup>(88)</sup>  
 Effect of Flooding Reactor Cavity on a TMLB Case

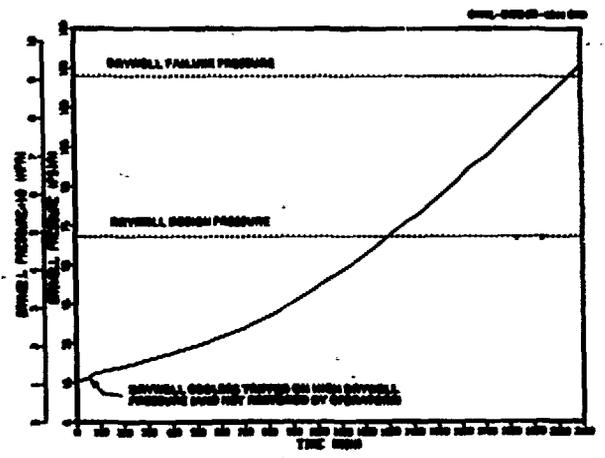


図 3.38 BWRにおける余熱除去失敗時の格納容器圧力変化<sup>(89)</sup>  
 Drywell Pressure During Unmitigated Loss of DWR with Stuck-Open Relief Valve

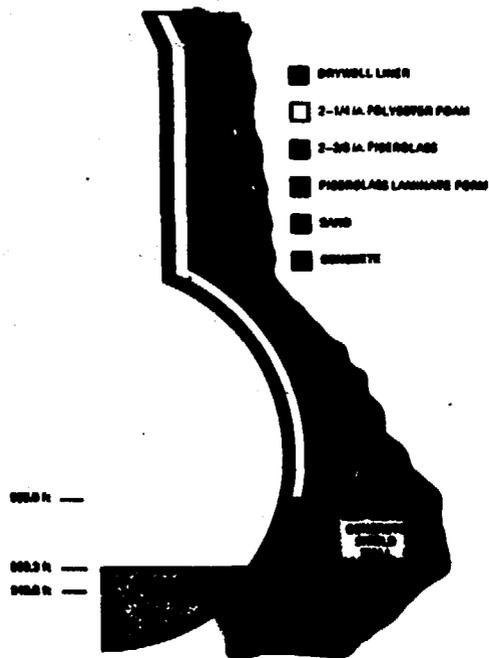


図 3.30 BWR Mark I 格納容器周辺の断熱構造  
Thermal Insulation Around BWR Mark I Containment

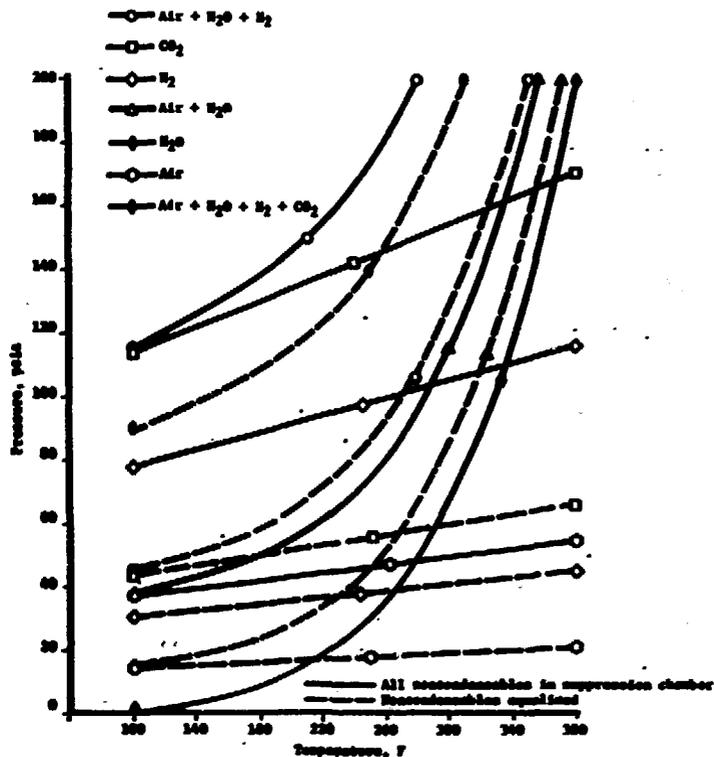


図 3.40 BWR 格納容器における単相的圧力上昇上限<sup>(1)</sup>  
BWR Containment Pressure as a Function of  
Composition and Temperature

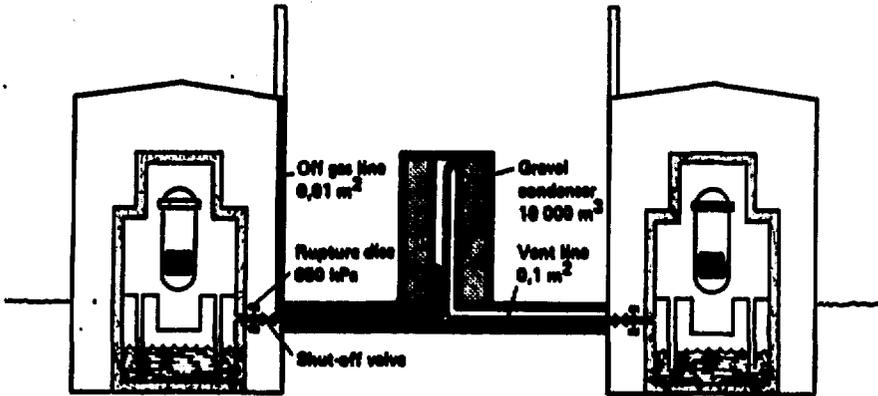


図341 FILTRA計画によるフィルター・ベント系概念図 (80)  
 FILTRA Vent Filter Plant Arrangement

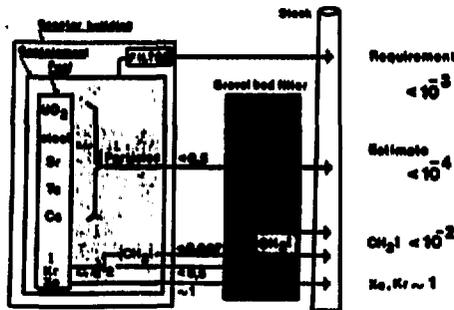


図342 FILTRA計画によるフィルターベント系設計条件 (80)  
 FILTRA Fission Product Penetration Factors

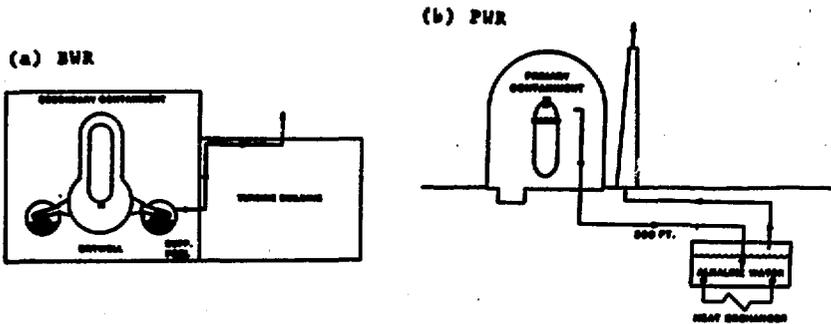


図343 フィルターベント系 (米圏における代替案) (80)  
 Alternative Filtered-Vented Containment Concepts

## 4. FPの挙動

### 4.1 概論

発電用原子炉の安全評価で対象としている事故の中には、具体的な事故形態としての炉心損傷事故は、含まれていない。しかし、原子炉の立地を評価する場合には、現行立地審査指針では重大事故と仮想事故を想定することになっており、FP放出の見地に立てば、上述の両事故は炉心損傷事故に該当する部分が多い。立地審査指針では、重大事故の場合には、周辺の公衆に放射線障害を与えないこと、仮想事故の場合には、周辺の公衆に著しい放射線災害を与えないこと、および、国民遺伝線量が十分に小さいこと、を示すように要求されている。そして立地にあたっては、非居住区域、低人口地帯を設定することが要求されている。

炉心損傷事故は、現在原子炉に設置されている工学的安全施設の多重故障や運転員の操作ミスが重ならなければ起り得ないものであるが、このような過程を経て炉心損傷に至る確率が有意の値であることは、ラスムッセン報告<sup>(1)</sup>等で、既に指摘されている。また1979年3月28日に起ったスリーマイル島2号炉(TMI-2)の事故は炉心損傷の範疇に属するものであり、これらの状況を考えると、炉心損傷事故におけるFP(Fission Product:核分裂生成物)放出の影響を検討する必要がある。しかしこのことは、工学的安全施設やその他の安全対策の追加が必要との結論には、直ちに結びつかない。何故ならば、多量のFP放出が起る確率が低いと考えられること、また現行の仮想事故の評価で用いられている仮定の中で、明らかに保守的であると認められる部分をより現実的な仮定に置換えた場合には、より厳しい炉心損傷事故に対しても、現行の立地評価で充分に対応し得る可能性もあるからである。

炉心損傷事故で、環境へ放出されるFPの評価の代表例を表4.1に示す。この内、左端はラスムッセン報告で用いられた値であり、TID-1484<sup>(2)</sup>は現行の仮想事故評価の基礎となったものである。NUREG-966<sup>(3)</sup>とSWEC<sup>(4)</sup>の値は近年提案されたものであるが、これらの提案値にはかなりの差が見られる。

典型的な炉心損傷事故で、環境へ放出されるFP量は、上述の格納容器への放出量から、沈着や沈降等で気体から除去されるもの、及び気体と共に格納容器に閉じ込められるもの、を除いたものである。そしてその量は格納容器の健全性と、格納容器内除去量によって左右される。仮想事故に於ては、格納容器の健全性を前提に解析を行っているが、炉心損傷事故に於ては、格納容器破損の可能性も指摘されているので、閉じ込めの点では後者の事故の方がより厳しい。しかし最近の知見によれば、格納容器内のFP除去機能が従来の予測よりかなり大きく、現行の評価手法による仮想事故時のFP放出よりも、格納容器破損を伴う炉心損傷事故時のFP放出の方が厳しいとは必ずしも言えない。

FP放出量に及ぼす放出経路途中での除去機構の寄与が大ききことは、これ迄の原子炉事故例の解析からも推測される。表4.2はVignozzani等<sup>(5)</sup>がこれ迄の燃料からのFP放出を伴う事故をまとめたものである。この表では、燃料を囲む環境がdryかwetか、格納容器の有無の区別と、

放出FPをヨウ素、希ガス、その他のFPを分けて記している。FPの放出量は事故の形態及び規模によって異なるが、希ガス以外の環境への放出は、燃料環境がdryかwet（平常時、燃料が水で囲まれている）かによって非常に異なっている。既に希ガスの放出量は乾式/湿式間で明確な差は見られないが、ヨウ素及びその他のFPは、乾式の場合には環境へ多量に放出している。しかし湿式の場合には、殆んどが建屋内に留っており、ヨウ素のごく一部が環境に放出した例があるに過ぎない。これらの中で、SL-1の事故は奇跡な事故であり、又格納容器も金属製で、気密は保たれていないものであったが、それにもかかわらず、希ガス以外のFP放出が少なかった。この事実は炉心損傷事故で格納容器破損を伴った場合でも、wetな条件下では希ガス以外のFPの大部分は原子炉建屋内に残留するとの期待を措かせる。

スリーマイル島2号炉（TM1-2）の事故は炉心損傷事故の典型的なものではないが、FP放出挙動についても詳しく調べられているので、この事故の解析は、炉心損傷事故時のFP挙動研究に有用な情報を提供している。図4.1は事故後の調査からFP分布を求めたものであるが、希ガス以外のFPは殆んどが液相中に残留し、環境への放出は無視できるほど少かったと推定されている<sup>(6)</sup>。この事故では格納容器の破損はなかったが、誤操作による隔離失敗が一時期あったので、気相中のFPの一部が環境へ放出された。したがって格納容器破損に相当する状態が存在したにもかかわらず、希ガス以外のFP放出が殆んどなかったことになり、このことから軽水炉での建屋内FP除去機構の大きなことが推測できる。

上述のように、水（液相又は気相）によるFP除去機構が期待され、またこの除去モデルを取入れたFP挙動解析も試みられているので、軽水炉におけるFP除去機構の解明とその定量化が望まれる。本家は、現在の知見で、どこ迄解明されているかを述べたものである。

炉心損傷時のFP放出推定を行うにあたっては、まずFP放出経路を知らねばならない。図4.2はFP移行と除去の様子を示したものである<sup>(7)</sup>。この図で示されるように、燃料損傷に伴って放出されたFPが環境に到達する経路は下記の3通りに大別される。

- ① 1次系 - 格納容器 - 原子炉建家（補助建家） - 大気中放出
- ② 1次系 - 原子炉建家（補助建家） - 大気中放出
- ③ 1次系 - 格納容器 - 地中放出（液相）

この内、③は炉心の融体が压力容器及び格納容器を溶融貫通した場合に起り得る現象であるが、第3章で述べられているように溶融貫通の可能性は低い。またこの経路でFPが放出されても、公衆の居住環境に到達する迄にいくつかの障壁や希釈があり、公衆への影響は少ない。②は格納容器を穿らない放出であり、この経路によるFP放出が起らないように設計に工夫がこらされているが、PWRの蒸気発生器伝熱管破損事故等のように、特殊な位置での配管破断の場合に起る可能性がある。また、BWRの主蒸気隔離弁等の安全系の故障や、操作ミスによっても、格納容器によるFP除去（閉込め）機構が期待できない放出が生じ得る。もっとも起りやすい放出経路は①の場合である。この場合の放出形態には液相と気相の場合が考えられるが、気相の可能性が高い。この過程で、健全な格納容器でのリークは非常に少いので、隔離系の故障や格納容器破損がなければ、環境への大量のFP放出は起らない。

FPは燃料（またはその崩壊した物）から蒸発し、環境に至る経路途中で一部（または大部分）が除去され、残りが環境へ放出される。蒸発及び除去量は、経路各位置における熱水力学

的状態と、FP 核種の化学的及び物理的状态によって異なることが容易に想像される。この観点からFP 元素を分類すると、以下の3つに大別される。

- (a) 希ガス……燃料からの放出率が高く、放出経路途中での除去もない。格納容器からの漏洩率に比例して外部に放出される。公衆への影響は、放射線の割には少ない。
- (b) 揮発性の高いもの……I, Cs, Te, Sr, Ba 等であり、温度による物理的状态の変化が著しい。既に高温では気体であったものが、温度の低下と共に微粒子のエアロゾルになり、衝突合併して粗大化したり、沈着、沈降等をひき起す。また、これらは化学的に活性な元素であり、雰囲気、温度等によって化学的状态が変わる。化学的变化によって物理的状态も変わり、FP の除去機構に大きな影響を及ぼす。
- (c) 難揮発性のもの……Zr, Nb 等高温でも蒸発しにくい元素であり、炉心から放出されにくい。したがって、FP 放出の観点では、重要な核種でない。ただしMoのように金属状では難揮発性であるが、或る種の酸化物になると蒸発しやすくなるものもあるので、注意が必要である。

上述の分類で、燃料から放出されるFP は主に(a)及び(b)であるが、(a)は格納容器の気密以外には、環境への除去防止の方法がなく、放出経路途中での状態によって除去割合が大きく変わるの(b)に属するものである。したがって(b)の核種の挙動を調べれば、FP 挙動の概略を把握することができる。

前述のように、核種の化学型は温度、雰囲気によって左右されるが、放出経路の温度と雰囲気は事故シナリオによって著しく変わり、また現在知識では不明な点が多い。目安としては以下の通りであるが、誤差も大きく、事故の種類によってはこの範囲からはずれるものもある。

- (a) 炉心……温度は燃料部で2000℃を越え、炉心出口でも1000℃又はそれ以上である。雰囲気ガスは水素と水蒸気であるが、その割合は殆んどが水蒸気の場合から、水素が大半を占める場合迄変化する。
- (b) 1次系配管……1000℃附近から数100℃迄変化する。事故シナリオによっては、出口附近で凝縮水が存在することもあり、その場合には更に温度が低い。雰囲気は炉心と同じである。
- (c) 格納容器……300℃以下であり、格納容器スプレイが働くと更に温度が低下する。雰囲気は空気、水蒸気、水素の混合物である。炉心溶融物とコンクリートが反応するとCO<sub>2</sub>などが発生する。

本章の目的は、炉心損傷時の原子炉施設内でのFP 挙動を明らかにすることであり、具体的には、燃料からのFP 放出と環境へ到達する迄の除去割合を定量化することである。前述のようにFP 挙動は、①燃料からの放出、と②原子炉機器及び建家内移動(除去)挙動に分けられ、後者に於ては核種の化学型が大きな影響をおよぼす。したがって、次節以降の構成は以下になっている。

#### 4.2……FP の燃料からの放出

#### 4.3……放出されたFP の化学型、機器類との化学反応、エアロゾル化

#### 4.4……格納容器内のFP 挙動

#### 4.5……FP 放出解析例

4.2～4.4は炉心損傷時のFP挙動に関する知見を整理し、夫々の知見を組合せることによって、未經験の事故事象に対してFP放出を予測できるように、各因子がどこで説明されたかを述べたものであるが、予測手法には、計算コードに依る方法が現在広く用いられている。計算コードは、事象を定量的に予測する事他に、結果に大きな影響を及ぼす因子を抽出するために使われる。4.5節では、環境へのFP放出挙動に大きな影響を及ぼす因子を見出すために行った解析例を紹介している。

## 4.2 燃料からのFP放出

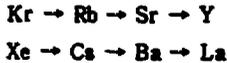
### 4.2.1 燃料中のFP挙動

酸化物燃料中のFP移行及びそこからFP放出は、その親核種の特性及びその化学的形態などに大きな影響を受ける。FPは、希ガス(Kr, Xe)、揮発性(I, Cs, Te)および非揮発性(その他の金属FP)などの固有の特性を有するほか、それらの化学的結合などにより、まったく異なる特性を有する化合物を生ずる。これらの特性を考慮した場合、事故時に注目されるFPの移行プロセスとして、

- ① 希ガスの形で放出された後、非揮発性元素に変換する(Precursor effects),
  - ② 揮発性FPまたは揮発性化合物を生ずる,
  - ③ 非揮発性酸化物あるいは金属介在物を生成して燃料内に固定される,
- などが考えられる。以下、これらの特性を考慮したFPの挙動について検討する。

#### 4.2.1.1 FP挙動に及ぼす親核種の効果(Precursor effects)

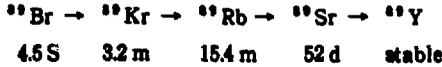
希ガスを親とするFPの崩壊系列には、



の2類型がある。

セシウム放出にかかわる崩壊では、質量数133, 136及び137が特に重要とみなされる。表4.3に、Xe, Csの半減期及び4兆渡射U 1gが～10,000 MWD/Tの燃焼をした時に生ずるXe, Csの存在量(g-atom)の比較を示す。この中で質量数134及び136のCsはそれぞれ133, 136のCsの(n, r)反応により生じるものである。Xe存在量では133, 136が137に比べて著しく多いが、Cs存在量では134, 136に比べて137が2～3桁多い。このことは、希ガスは燃料内でも非常に動きやすいため、希ガスを親とする<sup>133</sup>Cs～<sup>136</sup>Csなどは、核分裂地点から遠くはなれた場所まで移動できるが、<sup>137</sup>Csは、核分裂地点近くにとどまっていることを示している。燃料から外部への放出の問題については、Xeとして放出され、Csへ変換するプロセスの場合、133～137質量数の系列は特に問題にはならない。<sup>133</sup>Xe, <sup>136</sup>Xeとして放出されても(n, r)反応がないため、崩壊後安定な<sup>133</sup>Cs, <sup>136</sup>Csとして存在し、また、質量数137の場合、<sup>137</sup>Xe存在量が著しく少ないためである。Csはその化学的挙動の面から注目される。

非揮発性FPのPrecursor effectsとして問題になりそうな系列は



である。事故時において  ${}^{82}\text{Br}$  は炉停止後、炉心がヒート・アップする前に  ${}^{82}\text{Kr}$  になってしまうので  ${}^{82}\text{Kr}$  を親とする系列と考えるとよい。また、 ${}^{82}\text{Rb}$  は半減期が短く、放射線障害を考えると  ${}^{82}\text{Sr}$  が最も重視される。 ${}^{82}\text{Sr}$  のピーク時の原子数は、放出時  ${}^{82}\text{K}$  の原子数とほぼ等しい。 ${}^{82}\text{Kr}$  として放出される  ${}^{82}\text{Sr}$  の放射能は、

$$A^{82\text{Sr}} = A_0^{82\text{Kr}} (t_0) \cdot \exp \left\{ -\lambda^{82\text{Kr}} (t_r - t_0) \right\} \cdot f_r \cdot \frac{t_{1/2}^{82\text{Sr}}}{t_{1/2}^{82\text{Kr}}} \quad (4.1)$$

ここで、  
 $A$  : 放射能 (Ci) ,  $A_0$  : 放射能インベントリー (Ci)  
 $t_0$  : 炉停止時間 (s)  
 $t_r$  : Kr 放出時間 (s)  
 $\lambda$  : 崩壊定数 ( $\text{s}^{-1}$ )  
 $f_r$  : Kr 放出率  
 $t_{1/2}$  : 半減期 (s)

で示される。 $3 \times 10^4 \text{Wt}$  の原子炉を 100 日運転した場合、 ${}^{82}\text{Kr}$  保有量は DCHAIN-2 コード<sup>(8)</sup>により計算すると

$$A_0^{82\text{Kr}} = 1.33 \times 10^8 \text{Ci}$$

Kr 放出率を 100 % とした場合、放出  ${}^{82}\text{Sr}$  放射能は時間と共に以下のように変化する

$t_r - t_0$ (S)	${}^{82}\text{Sr}$ 放射能 (Ci)
0	5090
100	3060
1000	154
3000	0.11
10000	$1.2 \times 10^{-2}$

すなわち Precursor Effect により、Kr の形で  ${}^{82}\text{Sr}$  が放出される機会は炉停止直後に限られる。

#### 4.2.1.2 酸化物燃料中の FP の化学的挙動

酸化物燃料中の金属 FP の存在状態は燃料中の酸素ポテンシャル ( $P_{\text{O}_2}$ ) と FP 酸化物の生成自由エネルギーとの関係によって決まる。酸素ポテンシャルは

$$\mu_{\text{O}_2} = RT \ln (P_{\text{O}_2} / P_{\text{O}_2}^0) \quad (4.2)$$

$R$  : ガス定数 (J/mol K)

$T$  : 温度

$P_{O_2}$ : 酸素分圧 (MPa)

$P_{O_2}^0$ : 標準状態での酸素分圧 0.101 MPa (1.00 atm)

で与えられるが、異ったO/U比(酸素, ウラン原子数比)に対して測定された $M O_2$ の温度変化を、いくつかのFP 酸化物の生成自由エネルギーと比較した図を図4.3に示す<sup>(9, 10)</sup>この比較では、酸素ポテンシャルより高い生成自由エネルギーを有する酸化物は存在せず、これより低いエネルギーを有する酸化物が存在できることを意味している。図4.3から、Pd, Ruなどの酸化物は存在し得ないのに対し、Ba, Sr, Zr, Ceなどは、安定な酸化物として存在することがわかる。一方、 $Cs_2O$ については $UO_{2.00}$ 内では約500K以下では安定であり、それ以上では分解することがわかる。特にCsは酸化物ばかりではなく、ウラン酸塩やヨウ化物としての挙動が注目されているので、後に詳しく検討する。

このような生成自由エネルギーによる存在状態の予測に対し、X線マイクロアナライザーや金相観察によって照射済酸化物燃料中のFPの存在状態が詳しく調べられ、FPは次のような4つの状態で存在することが知られるようになった<sup>(11)</sup>。

- ① 酸化物燃料中に固溶する……希土類, Y, Zr及びNbの一部, Moの一部
- ② 金属析出物……Ru, Tc, Rh, Pdなどの貴金属及びMoの一部
- ③ 酸化物析出物……アルカリ土類(Ba, Sr), Zrの一部
- ④ 他の相…… $UPd_3$ ,  $URh_3$

熱力学的予測では①のFPは酸化物を形成するが、これらは、酸化物燃料中に固溶し、析出物は作らない。②の金属析出物では、熱力学的予測のとおり、酸化物は生成せず、金属の状態で主に、粒界に存在する。③については、 $Ba^{2+}$ や $Sr^{2+}$ のイオン半径が大きく、アクチナイド酸化物中には固溶出来ず、 $BaO + SrO$ として存在するが、ジルコニウムが存在すると、 $BaZrO_3$ や $SrZrO_3$ の形で析出する。Ceも時々この相の中に見つかるが、これは $^{140}Ba$ を親とする安定な $^{140}Ce$ である。

CsやIなどは、揮発性FPとして、析出物は形成せず、これらの金属FPとはまったく異った挙動を示す。次にCsやIの挙動について検討する。

#### 4.2.1.3 セシウムとヨウ素の挙動

セシウムは揮発性FPの中では最も化学的に活性な元素で、また600℃で1気圧の蒸気圧を有する程度の揮発性である。

燃料と被覆管の境界において、温度が十分低く(～700℃)、また酸素ポテンシャルが十分高いと(Fig. 4.3参照)、Csは酸素と反応して酸化物を形成する、



このCs酸化物はCsに比べて著しく非揮発性であり、Csを固定する。燃料の表面付近では、次のような別の非揮発性化合物が形成される。



$\langle Cs_2UO_4 \rangle$ は酸素ポテンシャルが $-350 \sim -300 \text{ KJ/mol}$  ( $UO_{2.0001} \sim UO_{2.001}$ )の領域

では、1200 Kまでは安定である。50-50 水蒸気/空気環境下では、高次の Cs ウラン酸塩、 $Cs_2U_{10}O_{28}$  が安定に存在する<sup>(12)</sup>。

Cs は、 $UO_2$  との反応と同じように  $MoO_2$  と反応し、



Cs, Mo 酸化物を形成する場合もある。

Cs は  $\langle Cs_2UO_4 \rangle$  安定存在領域で I と次のように反応し、



非常に安定な  $\langle CsI \rangle$  を形成する。Cs は I の 10 倍程度存在するので I の全量が  $CsI$  になると考えられる。しかし、酸素ポテンシャルが非常に高いと ( $\sim 100$  KJ/mol),  $CsI$  は分解し



として、I は揮発する。また、50-50 水蒸気/空気環境下では、高次の Cs ウラン酸塩の形成が予測されるが、この条件下では、 $CsI$  は分解する<sup>(12)</sup>。

#### 4.2.2 燃料からの FP 放出機構

WASH-1400 では事故時の FP 放出形態は、事故シーケンスに従って次の 4 つに分類されている<sup>(1)</sup>。

- ① ギャップ放出……被覆管が破れる際に、燃料ペレットと被覆管のギャップに蓄積されていた FP が放出される。
- ② メルト・ダウン放出……燃料が溶融する際に放出される。
- ③ 蒸気放出……溶融炉心が落下し、コンクリートと反応する際に大量のエアロゾル状 FP が放出される。
- ④ 酸化放出……水蒸気爆発が生じると、燃料物質が酸化環境下に飛散し、急激に酸化するが、その時に FP を放出する。

これらの放出形態について、以下に FP 挙動を示す。

##### 4.2.2.1 ギャップ放出

ギャップ放出とは、被覆管が破れた時に、ガスまたは揮発性物質として FP が放出されることをさす。ギャップ放出での FP 挙動は次のようである。

- ① 希ガス……被覆管が破損すると保持されずに、放出されてしまう。
- ② ハロゲン……ガスとして放出される I は、Zr, Cs, あるいは H と反応して、化合物を形成する。ジルカロイ被覆  $UO_2$  の破壊試験<sup>(13, 14)</sup>によると I の場合、ギャップに存在する量の 10%~100% が放出されることが報告されている。I の最も安定な化学形は前述のように、 $CsI$  であるが、 $CsI$  が燃料棒の中に存在するかどうかは、実験的に確かめられていない。HI も実験的に確認されていない。しかし、HI の揮発性は I とあまり変わらないので、HI そのものはあまり重要でない。

・ ( ), < >, { } はそれぞれ気体, 固体, 液体の状態を示す。

- ③ アルカリ金属……Caの放出に関するバンクチャー試験データは少ないが、炉内放出実験では、放出率は約67%である<sup>(14)</sup>。
- ④ アルカリ土類……Srは被覆管被膜温度ではあまり揮発性ではない。最も信頼できる放出率は $10^{-4}$  ( $\times 10 \pm 2$ ) である<sup>(14)</sup>。
- ⑤ テルル……被覆管被膜温度におけるテルルは恐らくTe<sub>2</sub>であるが、TeはZrと反応するという報告もある<sup>(15)</sup>。Teの放出率は $10^{-3}$  ( $\times 10 \pm 2$ )<sup>(14)</sup>である。

#### 4.2.2.2 メルト・ダウン放出およびその他の放出

炉心熔融に至るヒートアップ過程における放出もメルトダウン放出に含めている。熔融が起るとUO<sub>2</sub>中に気泡として存在する希ガスが急激に放出されるとともに、メルト・ダウンで放出されるFPの大部分もこの時に放出される。炉心熔融によって熔融物の体積が大きくなるにしたがって、放出の割合は減少していく。メルト・ダウン放出におけるFP挙動は以下のようである。

- ① 希ガス……熔融物の表面積/体積比が大きい場合には、希ガスの放出が大きい。メルト・ダウンでは50-100%の希ガスが放出される。
- ② ハロゲン(I)……放出は、熔融物中の拡散に支配される。50-100%のハロゲンの放出が予想される。
- ③ アルカリ金属<sup>(Ca)</sup>……希ガスやハロゲンほど揮発性でないので、その放出率はこれらよりは多少は低い。40-90%のアルカリ金属放出が予想される。
- ④ テルル……テルル(Te)はジルカロイと反応する傾向が見られる。炉心熔融状態ではジルカロイの約50%は酸化されてしまうが、残りのジルカロイとTeとの反応が予想される。
- ⑤ アルカリ土類(Sr, Ba)……放出は系の酸素ポテンシャルに大きく影響される。ジルカロイ被覆UO<sub>2</sub>では、最大20%の放出が示された。被覆管の酸化が一部、起った時には、~10%の放出が予想される。
- ⑥ 貴金属(Ru, Rh, Pd, Mo, Tc)……Ru, Rh, Pdは熔融体の中でも金属の形で存在し、Mo, Tcは酸化物で存在する。放出は1-10%程度である。
- ⑦ 希土類(YおよびNpを含む)……Ceの場合、0.01~1%の量の放出を示している。揮発性FP(Xe, Kr, I, Br, Ca, Rb, Te, Se, Sb)のうち、最初から6核種の大部分はメルト・ダウン放出機構により放出され、蒸発放出機構ではあまり放出されない。しかし、Te, Se, Sbはこれらとは異なる。Teはメルト・ダウンにおいても酸化していないジルカロイと反応生成物を作るため、放出量は少ないが、揮発放出が始まると、残りのジルカロイも酸化され、Teとの反応生成物が分解し、Teの放出が起る。化学的にTeと類似なSe, Sbも同様に放出が起る。低揮発性FPの場合、高温下で揮発しても凝縮して高濃度のエアロゾル雲を形成し、速やかに沈降すると考えられる。

酸化放出機構では、UO<sub>2</sub>が酸化雰囲気中で急激にU<sub>3</sub>O<sub>8</sub>になる。ORNLでの実験では、この時、希ガス、I, Te, Ruなどが放出されることが報告されている<sup>(16)</sup>。

#### 4.2.3 事故条件下における燃料棒からのFP放出データ

##### 4.2.3.1 米國、西独における研究の焦点

米國で進めている事故条件下でのFP放出実験の目的は①照射燃料からのFPおよびエアロゾ

ル放出量の決定、③放出物質の化学形の同定、④放出データと実験及び試料条件との関連性の究明にある。実験条件を設定する場合、特定の事故シーケンスをモデル化せず燃料照射履歴、試験時間と温度、水蒸気等雰囲気ガスの流速について広い領域をカバーするように意図している。こうする事により、得られたデータが沸騰水型と加圧水型双方の様々な軽水炉事故シーケンスに適用できるようにしている。主な実施機関はORNL (Chemical Technology Division)、およびPBF (Power Burst Facility) 炉を実験施設とする Idaho National Eng. Lab. (EG & G Idaho, Inc.) である。

一方、西独はPNS (Projekt Nukleare Sicherheit) 計画のもとに実験を進行しており、燃料損傷及び炉心溶融について若干の事故シナリオを設定しFP放出挙動を調べている。その目的は①放射能的に重要な元素の1500°~2000℃における放出率測定、②原子炉1次系における放出物質の物理・化学的挙動の特性化にある。実施機関はKfKのInstitut für Radiochemieであり、実験設備としてSASCHA (Schmelzanlage für Schwache Aktivitäten = melting apparatus for slightly radioactive samples) を有する。これ迄上記①の目的により実験が進められている。

米國、西独とも上述のように実験目的は同様であって、「FPソースターム計算のためのデータベースの改良」を主目的としてデータの蓄積が精力的に行われている。具体的には、リスク評価上重要なFP及び炉心構成元素の放出速度係数 (Fractional release rate coefficient) の最適化が主要課題となっている。

#### 4.2.3.2 放出速度係数<sup>(12)</sup>

ここでのFP放出は、燃料度 (FP濃度) 燃料の密度と結晶粒度、出力サイクリング等の影響を無視して、最も重要な燃料温度のみに俾せられると仮定している。即ち、燃料温度Tによって変化する放出率速度係数K(T)は、その温度における燃料内残留核種の1分間当りの放出割合を示すものである。

等温加熱実験からは

$$K(T) = \frac{-\ln(1-F)}{t} \quad (4.3)$$

により求められる。Fは等温加熱による全放出割合、tは加熱時間である。

FP放出を連続モニターしているSASCHA実験では

$$K(T) = \frac{\Delta f}{\Delta t} \quad (4.4)$$

により求められる。ここでΔfは温度Tで放出したFPインベントリの割合、ΔtはΔfが測定された時間増加分である。

放出率速度係数は、一定温度で比較的短時間 (10~20分) の加熱時間にものみ適用される事に注意すべきである。

等温加熱実験の一例としてOsborneら<sup>(17)</sup>による最新のデータをあげておく。用いた実験装置を図4.4に、燃料試料と試験条件を表4.4に示す。FP放出率測定結果を表4.5に、CsとKr放出率の時間及び温度変化を図4.5にそれぞれ示す。

#### 4.2.3.3 NRC 報告の放出速度係数の再評価

Contek ら<sup>(18)</sup>は、PBF 炉で流速約 15 m/sec の水蒸気中加熱により燃料被覆実験を行い、予備照射をしていない低照射燃料棒からの Xe, Cs, I の放出挙動を調べた。その結果、2077 °C での放出率速度係数は希ガスについては NUREG-0772 の NRC 評価値と良い一致をみている。しかし、Cs と I については NRC データよりも約 2 桁低い。燃料液化 (Liquifaction) の起こる以前の温度 1727 °C では、希ガスの K(T) 値は NRC データよりも 1 桁程度低く、Cs と I の値は 2077 °C の時と同様約 2 桁低いと報告している。Cs と I についてこのように低い放出率となった原因として、燃料部分から水蒸気サンプリング系に移行する際の配管系 (長さ約 32 m) への沈着が考えられているが、未確認である。

Osborne ら<sup>(17)</sup>は、1400 °C ~ 2000 °C で得た Kr, Cs, I, Sb, Ag に関する放出実験結果を NRC 評価値と比較している (図 4.6)。用いた試料は表 4.4 に示したようにジルカロイ被覆で 25000 ~ 28000 MWD/t の照射済燃料である。

彼らは 2000 °C での HI-3 テストのヨウ素放出値は説明がつきにくい程低いが、Kr, I, Cs の他のデータ点は NRC 評価値に概略近しいとし、傾向としては NRC レビューを裏証する方向にあると指摘している。しかし第三者からみると、1700 °C における HI-2 テストの Kr, Cs, I のデータ点を除くと一般に NRC 曲線より低い放出率を示しており、この傾向は表 2 から明らかなように <sup>110m</sup>Ag と <sup>125</sup>Sb について顕著である。Osborne らは、これに関連して Ag 及び Sb については実験装置のすべての部分の沈着量分析が出来ないのでそれらの放出率は実際より低めに出る事が予想されるとしている。

#### 4.2.3.4 テルルの放出率速度係数

テルルの放出率速度係数の再評価が Lorenz ら<sup>(19)</sup>により行われている。図 4.7 は水蒸気中のデータをまとめたものでモデル-High rate はジルカロイ被覆管が存在しないかあるいは完全に酸化した場合、モデル-Low rate は未酸化のジルカロイが Te のトラップとして働くとした場合の K(T) 曲線であり、Te 放出の上限及び下限をそれぞれ表している。SASCHA 実験の値は 1500 °C ~ 1900 °C ではこれら曲線の中点よりやや上に、2400 °C ではやや下にある。ORNL の HI シリーズ実験結果をこれらの曲線と比較すると、Te の K(T) 値はジルカロイの酸化が不完全であった 1400 °C と 2000 °C ではモデル予測値よりさらに低くなっており、逆に完全酸化した 1700 °C の場合高くなっている。

図 4.8 は種々の条件下での Te の K(T) を示したもので、Ar + H<sub>2</sub> 中での実験による値が低くなっており、これはジルカロイによる Te 保持効果により説明できる。SASCHA の空気中での三つの実験値の平均から得た直線も示してあるがこれは図 4.7 の水蒸気中の放出率速度係数に似ている。裸の UO<sub>2</sub> ペレットを 330 分加熱した Parker らによる拡散放出実験の値は、本来上限曲線の近傍にあるべきである。K(T) 値として低くなったのは長い試験時間のためと、単純な K(T) 導出モデルが短時間及び長時間加熱の双方に適用できない事によると考えられる。

ここで指摘される事は、図 4.7 と 4.8 における Te 放出の K(T) 上限曲線が Kr, Xe, I, Cs に対する NUREG-0772 の K(T) 曲線に近いという事である。即ち、Te は UO<sub>2</sub> ペレットからヨウ素とはほぼ同じ速度で放出し得ると言える。

#### 4.2.3.5 FP放出に及ぼす雰囲気の結果

雰囲気によるFP放出率の変化については、SASCHA<sup>(20, 21)</sup> (図4.9)を用いたTeとBaに関する顕著な例が報告されている。Albrechtら<sup>(22)</sup>は44000 MWD/tを模擬したジルカロイ被覆燃料~200gを20 ℓ/min Ar + 15 ℓ/min 水蒸気, 20 ℓ/min Ar + 30 ℓ/min 水蒸気, 20 ℓ/min Ar + 15 ℓ/min H<sub>2</sub>中でそれぞれ加熱し図4.10に示す結果を得た。図から明らかのように、還元性(H<sub>2</sub>中)ないし低酸化性(H<sub>2</sub>O欠乏)雰囲気ではTeの放出は少ない。これは、ジルカロイとの反応 $2\text{Te} + \text{Zr} = \text{ZrTe}_2$ によりTeの安定化合物を形成し蒸気圧が低下するので蒸発による放出が妨げられるためである(図4.11)。このようにTeの放出挙動はジルカロイの酸化度、即ち金属ジルコニウムの存在量に依存する。ジルカロイが全て酸化されるような強い酸化性雰囲気になると、一旦生じたTe-Zr化合物は酸化崩壊し揮発性のTe化合物に転換されるのでTe放出を加速する事となる。

Baの放出挙動はTeと逆である。水蒸気中のBaの放出率は、還元雰囲気のAr + H<sub>2</sub>中よりも約2桁小さい。これは燃料内Baの存在形即ちBaOが水系中でZrによって揮発性金属Baに還元されるためと考えられている。

Sn, Sb及び制御棒の構成元素でもあるAgの放出挙動も雰囲気の酸化度即ちジルカロイ被覆管の酸化度に影響され、Teと同様による事がわかってきた。

#### 4.2.3.6 FP放出に及ぼすジルカロイ-UO<sub>2</sub>反応の影響

溶融ジルカロイによるUO<sub>2</sub>の液化が希ガスと揮発性FPの移動度に影響を及ぼす事が知られてきた<sup>(23)</sup>。図4.12はPBFにおける燃焼度約0.01 at %のPWR 型燃料棒の水蒸気中加熱実験の一例である。~1150 K (877℃)における燃料棒破断時に少量のXe, I, Csの放出が認められる。温度が1700 K (1427℃)~1800 K (1527℃)に達する迄はギャップ拡散放出によって、僅かな放出が続くが粒界・粒内拡散放出が支配的な1800 K以上の温度になると放出速度は急激に増加する。~2200 K (1927℃)以上ではFP放出、水系放出とも極端に速くなる(Cs, I放出は~2200 K以下のときの~50倍に達する)。

図からわかるように $\alpha\text{-Zr(O)}/\text{UO}_2$ の共晶温度~2123 K (1850℃)に達した時点からFP検出系の放射能から5 R/hから50 R/hに数分で到達しておりI, Cs, Teの急激な放出と対応している。

このような燃料の液化に伴う揮発性FPの放出加速現象は、燃焼度が~0.5 at %以下の低燃焼度燃料でのみ観測されている。燃焼度が~0.5 at %以上の燃料では、UO<sub>2</sub>が融ける以前の温度で、凍結した希ガスFPの気泡が「ぬれ道」となって過渡温度上昇中に揮発性FPの放出が起こってしまう。従ってジルカロイ-UO<sub>2</sub>液化反応によるFPの放出促進効果は低照射燃料に比較して少くなる。

UO<sub>2</sub>の液化は、被覆管温度がジルカロイの融点に達すると開始される。溶融ジルカロイは酸素を吸収し近傍のUO<sub>2</sub>が亜化学量組成(たとえばUO<sub>1.99</sub>)になると相互の「ぬれ」が良くなりUO<sub>2-x</sub>と溶融ジルカロイとの接触面積を増加する。こうしてUO<sub>2</sub>からジルカロイへの酸素移行が促進される。液体金属ウランがUO<sub>2-x</sub>の結晶粒界に優先的に形成され燃料結晶粒の結合力を弱める結果、UO<sub>2-x</sub>の急激な溶解が起こる。液化によって、燃料の結晶粒界が破壊されると、そのFPガス気泡中に大部分トラップされていた揮発性FP(I, Cs, Te)が放出される

事となる。

#### 4.2.3.7 問題点と課題

##### (1) 雰囲気制御

FP 放出実験系の雰囲気ガスは化学形を左右するだけではない。その供給量にも依存して、Te 等の FP のゲッターとなるジルカロイ被覆管の酸化度に影響を与えて FP の放出率を規定する。従って、供給ガス (affluent) のみならず、生成ガス (effluent) について流量と雰囲気ガスの監視が重要である。これ迄のレポートには、これらの実験条件の記述が少ない。

##### (2) FP 放出の燃焼度依存性

FP 放出率速度係数  $K(T)$  の温度依存性が、NUREG-0772 のように元素ごとに単純に一本の曲線で表わされるとは考えられない。事実、 $K(T)$  の燃焼度依存性を示す比較的明確な実験結果が得られており、データの蓄積によるその確認が重要である。燃料マトリックスからの FP 放出率の燃焼度依存性については既にモデル計算による裏付けが進められている。

また、ORNL のデータは PWR の実照射燃料ピンを用いて得られているので問題はないが、 $K(T)$  の実験は 44000 MWD/t の模擬燃料を用いており FP 放出実験以前の燃料化学型の同定が必要と思われる。

##### (3) 放出速度係数について

NUREG-0772 では、その放出速度 ( $K(T)$ ) 曲線は  $\pm 1$  桁の精度をもっている。しかし前述のように、その後の研究で温度以外の種々の因子によって  $K(T)$  値が変ることが明らかとなってきたので実験条件と試料条件とを良く規定した実験データを基に再度  $K(T)$  値を見直す必要がある。

##### (4) 化学型の同定

揮発性 FP のうちセシウムの化学形を同定することは、筆者らの経験でも、実験技術上困難を伴うものである (特に  $\text{CaOH}$ ,  $\text{Ca}_2\text{O}$ ,  $\text{Cs}$  の同定)。これ迄は、熱力学的計算による化学形予測が先行しているが、質量分析計等による FP ガス相の同定が必要となろう。

### 4.3 1次冷却系における FP の化学的挙動

事故時に燃料から放出された FP が格納容器まで移行するまでには相変態や化学反応を経ると考えられる。化学反応速度は一般に温度によって指数関数的に促進される。格納容器中に放出された後も化学反応はゆっくり進行するであろうが、放出された FP の化学形がおおむね決定されるのは、炉心および 1 次冷却系配管中を通過中と考えられる。化学形によっては配管表面に付着することによる除去が期待される。ここでは移行しやすい揮発性 (気体、エアロゾル) FP に着目し、炉心・1 次系の高温度を中心に化学的挙動について述べる。

#### 4.3.1 気相 FP の化学形

露出された燃料棒から放出される時点では、FP はすべて気体の状態である。その後、水蒸気と混合してより低温の領域に移行するにしたがって、蒸気圧の低い化学種は過飽和の気体となり、エアロゾル化するかまたは固体面に付着する。

WASH-1400<sup>(11)</sup>では全FPを、①希ガス（クリプトン、キセノン）、②ヨウ素、③その他のFP元素に分類し、④のグループはすべてエアロゾル化するものとし、1次系配管中の除去は一切無視するという単純化を行った。希ガスは別格としてヨウ素を特別に扱ったのは、 $I_2$ 、HI、 $CH_3I$  等常温における気相化学種の存在を考慮したためである。しかしこれら気相化学種の安定性は、共存する他の元素との組合せ次第であり、逆にルテニウム（Ru）、モリブデン（Mo）のような低揮発性元素でも強い酸化性雰囲気中では蒸気圧の高い酸化物を生ずることがある。ヨウ素の場合、他のFP元素と共に放出された時には大部分が金属ヨウ化物の形をとるであろうということはWASH-1400以前からいわれていた。（WASH-1400ではこのことは承知の上で、あえてより安全側の元素状ヨウ素主体という仮定をしている。）

金属ヨウ化物やその他のFP元素の化合物は一般に蒸気圧が低いのでエアロゾル化する率は高くなる。しかしWASH-1400で仮定しているように全部がエアロゾル化して1次系を通過するのではなく、一部は壁面に直接析出することが考えられ、またエアロゾル化した後も一部は格納容器に放出される前に除去されるであろう。またヨウ素をエアロゾルとして扱うか、 $I_2$ 主体の気体として扱うかで格納容器中の挙動評価も大きく異なる。したがってFPの化学形、特にヨウ素の形を十分な信頼性を持って確定することにより、WASH-1400を中心とする原子炉事故のリスク評価の数値を大きく低減させる可能性がある。

FP元素の化学形を推定する有力な方法は、様々な化学種の熱力学データを用いて、平衡化学組成を求めるものである。十分高温の条件下では化学反応速度は大きいので、放出・移行の各段階で平衡組成に近い組成が保たれていると考えられる。低温では滞留時間の間に実現される組成は、平衡組成と異なる可能性がある。

Wren<sup>(24)</sup>は水蒸気中のヨウ素とセシウムについて、17の化学種と約150の化学反応を考え、反応速度データを利用または仮定して短い時間に実現される組成を計算した。速度計算は主に1000 Kの温度でなされたたとえば10:1の原子比のセシウムとヨウ素が水蒸気/水素混合気体中にそれぞれ単体として放出された場合、約 $10^{-3}$ ~ $10^{-2}$  sの間に支配的な化学種CaOH、CaIが最終濃度に達するとしている。しかし条件によっては1000 Kで0.3 s経過後もなお支配化学種の濃度が変動中の場合もある。このような速度論的計算は直接的ではあるが、各反応式、特に逆反応の速度が十分な精度を持って決められず、平衡論的計算の補助の域を出るものではない。ただしこの結果からは、1000 Kにおいて数秒以上の滞留時間がある場合には平衡論的計算がほぼ正しいであろうという推定が得られる。

化学平衡論による気相FP化学形の検討は、Beermannら<sup>(25)</sup>、Garisto<sup>(26)</sup>およびUSNRC検討グループ<sup>(12)</sup>により行われている。本タスクフォースでも、これらの結果を確認し、かつ諸パラメータの効果をさらに明らかにする目的で平衡組成計算を行った。計算手法は基本的に同一であり、温度Tにある系の全自由エネルギーを次のように与える。

$$G_T = \sum n_i (G_i^\circ + RT \ln a_i) \quad (4.5)$$

ここで、

$n_i$  : 化学種  $i$  のモル数

$G_i^\circ$  : 化学種  $i$  の標準 Gibbs 自由エネルギー

$a_i$  : 化学種  $i$  の活量

$R$  : 気体定数

活量  $a_i$  は各相中での化学種  $i$  のモル分率に比例するので、全自由エネルギー  $G_T$  は  $n_i$  の非線形な関数である。

構成元素毎のグラム原子数を与えれば、平衡組成を求める問題は拘束条件付きで  $G_T$  を最小にする数学的問題に帰着する。 $G_i^0$  としては標準自由エネルギーの絶対値をとる必要はなく、各元素毎に適当な基準状態を元にした標準生成自由エネルギー  $\Delta G_i^0$  で置き換えることができる。 $\Delta G_i^0$  は温度の関数であるが、通常の目的には次のように近似することができる。

$$\Delta G_i^0(T) = \Delta H_i^0(298) - T \Delta S_i^0(298) \quad (4.6)$$

ここで

$\Delta H_i^0(298)$  : 25℃における標準生成エンタルピー

$\Delta S_i^0(298)$  : " エントロピー

実際の数値計算は SOLGASMEX-PV<sup>(27)</sup> によった。

これまでの研究と同様、本検討では FP 元素としてヨウ素、セシウム、テルルのみを考慮した。これらは燃料からの放出率が高い元素である。燃料からの放出率が高いということは、蒸気圧の高い化学種を有すること、したがって、移行過程で低蒸気圧域で気相 FP としてふるまう可能性が大きいということを意味する。なお臭素とルビジウムはそれぞれヨウ素、セシウムと同族の FP 元素で、似たようなふるまいが予想されるが、一般に半減期が短く、ヨウ素、セシウムで代表させることができる。本解析では Cs-I-Te-H-O 5 元素について、気体分子を中心に 31 の化学種を考慮した。それぞれの熱力学定数は表 4.6 のように規定した。なお有機ヨウ素はこの計算からは除外した。後の節で検討する。

平衡組成は構成元素間の原子数比に大きく依存する。本解析では、軽水炉の炉心損傷事故時の炉心または 1 次系において予想される気相元素の原子数比を中心とするパラメータ計算を行った。上記 5 元素では、FP 元素相互間の比率は事故条件による変動が比較的少ないので次のように規定した。

$$[\text{セシウム}] / [\text{ヨウ素}] = 10$$

$$[\text{テルル}] / [\text{ヨウ素}] = 2$$

蒸気相の水素/酸素比および FP 元素/水蒸気比は平衡組成に大きく影響するが、本解析ではパラメータとして扱った。

構成元素比が定まると次に影響の大きいパラメータは温度である。実際の原子炉各部の温度とは無関係に温度をパラメータとした計算結果を図 4.13, 4.14 に示す。図 4.13 の条件はセシウム/水蒸気比 =  $10^{-3}$ 、水素/酸素比 = 4 ( $H_2/H_2O = 1$ , 還元性)、全圧 10 気圧であり、炉心溶融に至る事故時の条件を考慮したものである。

図には気相化学種の組成のみを示した。計算は 500 K から 2000 K までの温度を扱っているが、

800 K 附近の低温で気相化学種の濃度はきわめて低い。元素毎に支配的な化学種をみると、セシウムは全温度範囲にわたって  $\text{CeOH}$ ,  $(\text{CeOH})_2$  が支配的であるが、次いで  $\text{CeI}$  が多い。ヨウ素は  $\text{CeI}$ ,  $(\text{CeI})_2$  がほとんどである。テルルは  $\text{Te}$ ,  $\text{Te}_2$ ,  $\text{H}_2\text{Te}$  が多いが、テルルの化学形は雰囲気酸化/還元性の影響がきわめて大きい。これについては後で述べる。

次に図 4.14 では、条件をセシウム/水蒸気比 =  $10^{-1}$ 、水素/酸素比 = 2 (中性)、10 気圧としたが、これは事故時の条件と著しくかけ離れない範囲で元素ヨウ素の重みを増すような条件を設定したものである。この図では単体ヨウ素 I の濃度が高くなり、1400 K 以上の高温では  $\text{CeI}$  よりも多くなっている。しかし実際の化学形評価上重要な 1000 K 以下の温度では  $\text{CeI}$  濃度より 2 桁以上小さくなっている。WASH-1400 で支配的と仮定された  $\text{I}_2$  の濃度は全温度範囲でゼロであった。これは酸化性の雰囲気でも大体同様であり、セシウムの存在下では  $\text{I}_2$  が安定に存在できないことを示している。

次に 1000 K の温度で、その他のパラメータによる平衡組成の変化を示す。セシウムについてはほとんどあらゆる条件下で  $\text{CeOH}$  が支配的であるので省略し、ヨウ素とテルルについて述べる。酸化/還元性雰囲気の変化によるヨウ素の化学形の変化を図 4.15 に示す。  $\text{CeI}$  が常に支配的であり、I は酸化性および中性雰囲気中では全ヨウ素の  $10^{-1}$  程度を占めるが、還元性雰囲気中ではきわめて少い。

テルルの化学形におよぼす雰囲気の影響は図 4.16 に示すようにきわめて大きい。酸化性および中性雰囲気では、テルルは 1000 K で大部分固体の  $\text{TeO}_2$  となるが、還元性雰囲気では  $\text{H}_2\text{Te}$ ,  $\text{Te}_2$  等の気相化学種が大部分を占める。

FP 濃度による化学形の変化を見るために、前述のように FP 元素相互間の原子比は固定し、FP 元素/水蒸気モル比をパラメータとした計算を行った。ヨウ素の化学形の濃度依存性を図 4.17 に示す。極めて低濃度の条件下では I が支配的な化学種となるが、このような条件は FP の放出率が極めて低い場合に対応し、リスク評価上大きな意味を持たない。実際の濃度条件下では液体も含めて  $\text{CeI}$  が支配的であり、I の比率は  $10^{-2}$  以下である。

テルルの化学形は前述のように酸化性・中性条件と、還元性条件下で全く異なるものである。図 4.18 には還元性条件下での変化を示した。テルル濃度の増加と共に  $\text{Te}_2$  が多くなる。

この他、系の全圧力による化学形の変化を調べたが、1 気圧から 100 気圧までの範囲で圧力の影響はほとんど見られなかった。

被覆管の主成分であるジルコニウムとヨウ素の間には  $\text{ZrI}_2$ ,  $\text{ZrI}_4$  等の化合物の存在が知られている。以上の解析の他に炉心部で被覆管との相互作用を考慮し、Ce-I-Zr-H-O 系についての計算も実施したが、ジルコニウムにとっては  $\text{ZrO}_2$ 、ヨウ素にとっては  $\text{CeI}$  の安定性が非常に大きいため、FP-H-O 系で H/O 比を変えた計算と実質的に変わらなかった。

本解析の結果はこれまでの解析結果と一致するものである。FP 移行の観点から重要な結論をまとめると次のようになる。

- ① ヨウ素はセシウムと共存する限り、 $\text{CeI}$  が支配的な化学種であり、 $\text{I}_2$  は安定に存在できない。I は非還元性雰囲気、低 FP 濃度の場合のみ高温 (約 1400 K 以上) 領域で支配的になるに過ぎない。
- ② セシウムはほとんどあらゆる条件下で  $\text{CeOH}$  が支配的な化学種となる。

③ ナルルは中性・酸化性雰囲気中で  $\text{TeO}_2(\text{sol})$  が、還元性雰囲気中で  $\text{H}_2\text{Te}$ ,  $\text{Te}_2$  の気体が安定となるが、これらの気相化学種も格納容器程度の低圧では安定に存在できない。

以上のパラメータ計算の他に、事故時に予想される FP 組成、雰囲気の下での化学形を検討するため、一例として BWR の全電源喪失事故を取り上げ、MARCH コード計算結果 (4.5 に紹介している) に従って SOLGASMIX による平衡化学計算を行った。MARCH 計算によれば、事故開始後約 8 時間で圧力容器が貫通し、それまでのヨウ素、セシウム の累積放出率は 15 % である。1000 MW<sub>e</sub> 級の BWR が 1000 日稼働した場合のインベントリを考え、1000 K で化学形が固定されるとした場合の主要な化学種の生成量を表 4.7 に示す。主要な化学種の分布は、パラメータ計算による推論と大体一致している。

ここまでの検討は燃料から放出された FP 元素がそのままの原子数比で混合した場合の化学形に関するものであった。しかしもし移行の過程で、ある元素が空間的に分離されることがあれば事情は異ってくる。一例としてヨウ化物が水に溶けて格納容器内に移行した場合、格納容器内の空気と平衡した溶解酸素によってヨウ化物が酸化され、 $\text{I}_2$  を発生する反応が考えられる<sup>(20)</sup>。この場合生成した  $\text{I}_2$  の一部は気相中に分離されるので、セシウムに影響されない  $\text{I}_2$  濃度が気相中に実現される可能性がある。

またナルルはヨウ素の親被覆であり、炉停止時に存在したナルルは大部分が数時間以内にヨウ素に壊変する。壊変のエネルギーによりヨウ素が分離されれば、すでに凝縮相に移行したセシウムには影響されずに、気相中に一定の  $\text{I}_2$  濃度をもたらすことも考えられる。ただしナルルを経由するヨウ素は大部分が半減期 23 時間の  $^{131}\text{I}$  であり、半減期 8 日の  $^{132}\text{I}$  に比べて単位放射能あたりのリスクへの寄与は格段に小さい。

#### 4.3.2 エアロゾルの生成

燃料から気体として放出された FP または構造材構成物質はその後低圧部に移行するにつれて運動エネルギーを失い、蒸気圧の低いものからエアロゾル化または壁面に沈着することになる。エアロゾル化と壁面沈着は競合する関係にあり、どちらが優勢になるかは気体の冷却モードおよびエアロゾルの核となる水滴、ダスト等の密度に依存している。一般に高温の気体が冷却する過程として次の 4 つが考えられる。

- ① 断熱膨張
- ② より低温の気体との混合
- ③ 低温の壁面との衝突
- ④ 輻射冷却

気体が凝縮相として析出する際には蒸発の潜熱が放出される。壁面への沈着の場合はこの熱は壁面への伝熱により直ちに除去される (ただし輻射熱による構造物全体の温度上昇は別途考慮しなければならない)。エアロゾル核への析出の場合、この熱が最終的なヒートシンクへ除去されなければ再び気体として蒸発することになる。

Clement<sup>(20)</sup> は十分な密度のエアロゾルを含む (したがって過飽和度の低い) 気体が壁面で冷却される系について、物質移動と伝熱の同時解析を行った。伝熱モードとして熱伝導のみを考え、壁面上とエアロゾル上に析出する気体の量の比を Lewis 数 (熱伝導と物質移動の比を与え

る無次元数)と凝縮数  $Cu$  (Lewis 数と同様の量であるが熱量の代りに蒸発の潜熱を用いる)の無次元数として与えた。結論を定性的に述べると物質移動(境界層中の気体分子の拡散)が律速になるような条件下では気体は主にエアロゾル上に析出し、伝熱が律速になる条件下では壁面への沈着が支配的となる。このような熱伝導のみによる扱いは格納容器中のような低温条件には妥当であるが、圧力容器上級、1次系配管のような高温下では輻射による冷却が大きくなるので妥当ではない。しかしこの解析はほとんど空白になっているエアロゾル生成過程の解析に対して手がかりを与えるものである。

すでに形成されたエアロゾルの挙動に関する実験は数多いが、生成過程に関する実験は皆無に近い。これは実験技術的にきわめてむずかしいこと、および炉心損傷事故時におけるエアロゾル生成の特殊性による。一般に燃焼時に煙が出るのは高温の気体が周囲の冷たい空気と混合して冷却する際にエアロゾルとして析出することによる。事故時の圧力容器内においても、周辺部を通過して来た比較的低温の水蒸気との混合による冷却は考えられるが、その割合は火災等の条件にくらべてきわめて小さいであろう。したがって壁面による冷却の寄与が大きくなるが、これを模擬するため小さい体系で壁面により気体を冷却した場合にはエアロゾルはほとんど発生せずに壁面に析出することが考えられる。

1次冷却系内における揮発性FPの挙動模擬を目的とする MARVIKEN-V 計画では、圧力容器下部にエアロゾル発生器を設け、超高温で発生させた模擬FP気体を低温(約160℃)の水蒸気と混合することによりエアロゾルを発生させている。したがって炉心損傷事故時におけるエアロゾル発生過程の模擬としては不十分である。

エアロゾル発生を模擬するには、体系全体を熱的に模擬しなければならないので、大型装置による直接的な事故事象の模擬には無理がある。むしろ熱的条件を注意深く設定した小型装置により、低沸点の模擬FP物質を用いて機能的な実験を行う方が実際の事故条件に適用できる知見が得られるであろう。

1次系配管中のFP挙動に関してBCLでTRAP-MELTコード<sup>(26)</sup>が開発されている。このコードはエアロゾルの配管表面への沈着、熱泳動等の除去プロセスの他に気体の配管およびエアロゾル表面への沈着を扱っている。しかし伝熱は扱っていない(適やかな除熱を暗黙に仮定している)ので、前述のClementの解析において物質移動が律速で気体が主としてエアロゾル上に析出する領域を扱っていることになる。USNRC検討グループではこのコードを用いて種々の事故条件における1次系内FP除去率を計算しているが、PWRの蒸気発生器を經由して放出される場合を除いて一般に除去率は大きくない<sup>(12)</sup>。

この結果によればエアロゾル化してからの除去率はあまり期待できないので、エアロゾル発生期における気体の析出挙動が相対的に重要となる。

なおTRAP-MELTコードは総合的な実験データにより検証されていないが、MARVIKEN-V計画は配管内エアロゾル挙動に関して良い検証データを提供するものと考えられる。

#### 4.3.3 FPと1次系内配管との反応

##### (1) セシウム及びヨウ素

セシウム及びヨウ素とステンレス鋼(SUS 304)との反応に関する Aronson ら<sup>(31)</sup>の実

験によれば、約 900 K の He-水蒸気をキャリアーとした CaI は、ステンレス鋼管の表面へ付着する。これに He-10 体 O<sub>2</sub> を流すと、セシウムはステンレス鋼中のクロームと反応し、ヨウ素は低濃度とチャコールのゴールドトラップ上に凝縮する。また、Erick ら<sup>(32)</sup> の水蒸気をキャリアーとした CoOH 及び CaI と SUS-304 との反応に関する実験でも約 970 K から 1270 K で、これら化合物は SUS-304 表面上へ凝縮・沈降する。化学的な反応は無視できるとしている。

これらの実験結果から、中性あるいは還元性雰囲気的一次系内でのセシウム及びヨウ素の保持機構は、CoOH や CaI の凝縮、沈降による配管表面上への付着のみを考慮すればよい。

## (2) テルル

減圧した石英管中にステンレス鋼とテルルを封入して行った、Lobb ら<sup>(33)</sup> の 750 から 850 °C での実験では、テルルはステンレス鋼と速やか (<< 100 秒) に反応する。また、Antill ら<sup>(34, 35)</sup> は Cs-Te-Mo/MoO<sub>3</sub> 系における 350 ~ 678 °C での実験により、テルルは SUS-316 と速やかに反応するという結果を得ている。Sallach<sup>(36)</sup> の 773 K から 1073 K のアルゴン気流中での実験では、テルルはステンレス鋼と反応して、テルル化物 (FeTe<sub>3</sub> ~ Fe<sub>2.25</sub>Te<sub>3</sub>) を生成する。このテルル化物は、再度の加熱 (1073 ~ 1173 K) によって分解し、テルルはアルゴン気流中に放出される。このことから彼等は、ステンレス鋼が、テルル化物が分解を起こす温度にまで再加熱されず、かつ、テルルのステンレス鋼表面上の拡散が妨害されなければ、テルルは一次系内に保持され得ると結論付けている。

これらの実験結果から中性あるいは還元性雰囲気的一次系内では、テルルはステンレス配管と反応し、系内に保持されると考えられ、Sallach らの結論を支持できる。酸化性雰囲気では TeO<sub>2</sub> が主要化学種であり、その化学的安定性から一次系内での保持機構は、エアロゾルとしての付着、凝縮のみが考えられる。

水蒸気中でのテルルと配管との反応に関する研究はほとんど行われていない。

## 4.4 格納容器内 FP 挙動

軽水炉の炉心損傷を伴う事故時には、炉心で発生した FP、および溶融金属は、気体およびエアロゾルとなって格納容器中に放出される。また、圧力容器の溶融貫通がある場合には、デブリとコンクリートとの相互反応により、新たな気体とエアロゾルが生成され、格納容器中に放出される。一方、液相に移行した FP が格納容器内で再び気相中に再浮遊することもある。従って、格納容器内での FP 等の挙動を評価するには、これらの現象を十分に考慮した解析が必要である。

なかでも、格納容器内のエアロゾル挙動の解析は、エアロゾルの自然除去により濃度減少が期待できることから、多くの検討と解析が行なわれており、解析コードの数も多い<sup>(12, 37)</sup>。とくに、高速炉の事故解析用の解析コードから発展した軽水炉解析用のコードが多い。しかしながら、すべての物理モデルを取り入れた解析コードは存在せず、いずれにもいくつか省略されている現象がある。逆に、どの現象を省略できるかについての実験的検討も不足している。

一方、工学的安全施設による積極的なエアロゾルの除去については、従来スプレーの効果につ

いて実験が行なわれてきたが、炉心損傷を伴う事故時に相当する条件下での実験は行なわれていない。現在計画中のものはいくつか存在するだけである<sup>(38, 39)</sup>。また、圧力抑制プールによるスクラビング効果についても、定量的評価が充分に行なわれたとはいえず、過度の保守的仮定が行なわれている可能性も強い。さらに、アイスコンデンサによるスクラビング効果も検討しておく必要があるが、これについての実験も不足している。

液相に移行したFPが再浮遊する可能性については、炉心損傷事故条件下での検討が充分に行なわれているとはいえず、環境への影響を評価するために、定量的評価が必要である。特に、TMI-2事故では、冷却材が大量に格納容器内に流出したものの、予想以上に気相からのヨウ素放出が少なかったことから、ヨウ素の化学形態について再検討が行なわれている。これらの検討結果は、炉心損傷事故のFP化学形態を知る上で貴重なデータとなるはずである。

本節では、以上は述べた背景から、エアロゾルの自然除去、工学的安全施設による除去、FPヨウ素の再浮遊について検討する。あわせて、格納容器から外部建屋または環境への漏洩に関する評価について検討し、補助建屋または原子炉建屋内部でのエアロゾル除去についても検討する。

#### 4.4.1 エアロゾルの自然除去機構

エアロゾルの自然除去は、凝集と沈着によるものがある。凝集は、ブラウン運動による凝集、重力による凝集、乱流による凝集とがあり、沈着には、ブラウン運動による沈着、拡散泳動による沈着、熱泳動による沈着、重力による沈降とがある。いずれも、既に原子力関連の分野で多くの解析と実験が行なわれている<sup>(40, 41)</sup>。従って多くの場合、従来の個々の解析モデルの考え方は、そのまま格納容器内のエアロゾル挙動解析に取り入れることができる。ただし、これまでのエアロゾル挙動解析では、異なった物質のエアロゾル同士の間相互作用（化学反応を含む）、他の現象（例えば、水素燃焼）がおきた時のエアロゾル除去機構への影響などについては考慮されていない。したがって、この方面の研究は今後の課題として残されている。ここでは、従来の考え方について検討することにする。

##### 4.4.1.1 凝集

エアロゾルの凝集は、エアロゾル粒子同士が物理的に結びつき、さらに大きなエアロゾル粒子に成長することを使う。凝集の原因となるのは、エアロゾル粒子のブラウン運動、乱れによる運動、重力による運動が考えられる。いずれも、エアロゾル挙動解析にとって古典的な問題であり、多くの教科書に解析方法が記述されており、解析コードに用いられているモデルも、それらに基づいたものである。ここでは、結果のみを記述し、問題点などを検討する。

##### (1) ブラウン運動

エアロゾル粒子がブラウン運動をすることにより、他のエアロゾル粒子と衝突し、合体して、大きなエアロゾルに成長する。従って、エアロゾルが浮遊している空間で、半径 $r$ のエアロゾル粒子の個数密度 $n(r, t)$ の増加分は、半径 $r$ より小さい粒子同士が凝集して半径 $r$ のエアロゾル粒子が増加する割合から、半径 $r$ のエアロゾルが他の粒子と凝集して、さらに大きな粒子になる割合を差し引いたものである。すなわち、

$$\frac{\partial n}{\partial t}(r, t) = \frac{1}{2} \int_0^r \phi_n(\xi, r-\xi) n(\xi, t) n(r-\xi, t) d\xi$$

$$-n(r, t) \int_0^{\infty} \phi_B(r, \xi) n(\xi, t) d\xi \quad (4.7)$$

ここで、

$n(r, t)$  : 半径  $r$  のエアロゾル粒子の個数濃度

$\phi_B$  : ブラウン運動による衝突確率

従って、ブラウン運動による衝突確率、濃度分布が与えられれば、ブラウン運動による凝集に近づく濃度変化がわかる。半径  $r_1$  と半径  $r_2$  の粒子の衝突確率は、次のように表わすことができる。

$$\begin{aligned} \phi_B(r_1, r_2) = & \left( \frac{2KT}{3\mu} \right) (r_1 + r_2) \left[ \left( \frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) \right. \\ & \left. + A \lambda \left( \frac{1}{r_1^2} + \frac{1}{r_2^2} \right) \right] \frac{r}{z} \end{aligned} \quad (4.8)$$

ここで、

A : カニングム補正係数

$\lambda$  : 平均自由行程

$r$  : 形態係数

$z$  : 運動係数

K : ボルツマン定数

T : 気体温度

$\mu$  : 粘性係数

(4.8) 式を (4.7) 式に代入すれば、ブラウン運動による、半径  $r$  の粒子の増加率を求めることができる。

軽水炉事故解析で問題となるのは、エアロゾル粒子の形状に基づく修正係数である。压力容器から格納容器に放出されるときエアロゾルの形状は、よくわかっていない。従って、形態係数  $r$ 、運動係数  $z$  をどのように選べよいか未知である。(4.7) 式、(4.8) 式ともに、剛球を仮定してあり、実際との差は、修正係数の形で補正することになる。一方、水蒸気がエアロゾル粒子に凝縮すると、エアロゾル粒子が球状になるとの報告もあり、その場合には、補正が不要となる。

## (2) 乱れ凝集

エアロゾル粒子が流れの場に置かれた時、流れの中の乱れによって運動し、他の粒子と衝突し、合体することを言う。ブラウン運動の場合と同様に、乱れ凝集により、半径  $r$  のエアロゾル粒子が増加する割合は、半径  $r$  以下の粒子の凝集により増加する割合から、半径  $r$  の粒子とそれ以外の粒子が凝集して、半径  $r$  の粒子が減少する割合を差引いたものである。式の形は、(4.7) 式と同じで、 $\phi_B$  を  $\phi_T$  と置き換えればよい。ここで  $\phi_T$  は、乱れ凝集による衝突確率で、Saffman と Turner<sup>(42)</sup> によれば、次のように表わせる。

$$\begin{aligned} \phi_T = & \epsilon_1 (r_1, r_2) \left( \frac{8 \pi \epsilon_T \rho_g}{15 \mu} \right)^{1/2} r (r_1 + r_2)^3 \\ & + \epsilon_2 (r_1, r_2) \left( \frac{4 \rho_m \sqrt{2 \pi}}{9 \mu} \right) \left( \frac{169 \epsilon_T \rho_g}{15 \mu} \right)^{1/2} \\ & \times | (r_1^3 + A \lambda r_1) - (r_2^3 + A \lambda r_2) | (r_1 + r_2)^3 \frac{r^2}{\lambda} \end{aligned} \quad (4.9)$$

ここで、

- $\epsilon_1, \epsilon_2$  : 凝集の効率
- $\rho_g$  : 気体密度
- $\rho_m$  : エアロゾル平均密度
- $\mu$  : 粘性係数

乱れによる凝集は、流れの場に乱れが殆んどない場合には、無視してよいと考えられる。軽水炉の炉心損傷事故時のように、ブローダウン終了後、比較的ゆっくりエアロゾルが放出される場合には、格納容器内の気流の乱れも大きくないと予想される。しかし、デブリとコンクリートが反応し、急激にエアロゾル粒子が発生する場合には、この効果は無視できない。現在のエアロゾル解析コードには、乱れによる効果を含めたものはなく、その場合の妥当性の評価が必要である。

### (3) 重力凝集

エアロゾル粒子は、重力場では落下するが、この時粒子の大きさ、形状の違いにより、抵抗に差が生じ落下速度が異なる。従って、落下速度の大きい粒子は落下速度の小さい粒子を捕獲し、成長する。この効果を表わしたものが重力凝集である。このときの半径  $r$  粒子の個数濃度の増加率は、(4.7) 式の  $\phi_g$  を、次に表わす  $\phi_0$  で置き換えればよい。すなわち、

$$\begin{aligned} \phi_0 = & \epsilon (r_1 + r_2) v_s [ (r_1 + r_2)^3 | r_1 - r_2 | \\ & + A \lambda (r_1 + r_2)^2 | r_1 - r_2 | ] \frac{r^2}{\lambda} \end{aligned} \quad (4.10)$$

ここで、 $\epsilon$  : 捕集効率

$$v_s : \text{終端速度} \left( = \frac{2 \pi g \rho_m}{9 \mu} \right)$$

この場合の終端速度 (Terminal Velocity) は、剛球を仮定してあり、エアロゾルの形状に対応した補正が必要である。また、エアロゾル粒子の投影面積内に入る粒子であっても、流れによって、はじかれるものもあり、捕集効率を表わす係数による補正が必要となる。これらの補正係数は、実験的に求められるものであるが、軽水炉事故で予想されるエアロゾル形状についての実験データはまだ存在しないといってよい。

## 4.4.1.2 沈着

エアロゾルが密閉容器内にあると、密閉容器の壁面に付着するが、これを沈着 (deposition) という。沈着を支配するメカニズムは重力、拡散、熱泳動、拡散泳動である。それぞれのメカニズムは、凝集と同様に、古くからよく知られており、エアロゾルの教科書などに詳細に記述されている。ここでは、要点のみを述べる。

## (1) 動力沈降

エアロゾルが重力場において落下するとき、雰囲気ガスから受ける抵抗により、終端速度に到達する。この抵抗は、粒子の大きさに依存するため、終端速度に差が生じる。従って、粒子径の大きいエアロゾルは、落下速度が大きくなり、個数濃度が同じであれば粒子径の大きいエアロゾルは、単位時間あたり、粒子径の小さいエアロゾルに比べて、数多く除去されることになる。

重力沈降により、沈着する割合は、次のように表わすことができる。

$$\begin{aligned} \frac{dn(r, t)}{dt} &= -G(r)n(r, t) \\ &= -\left(\frac{2g\rho_m A_f}{9\mu V\lambda}\right)(r^2 + A_f \lambda r)n(r, t) \end{aligned} \quad (4.11)$$

ここで、

$\rho_m$  : エアロゾル粒子平均密度

$\mu$  : 雰囲気ガス粘性係数

$A_f$  : 床面積

$V$  : エアロゾル体積

$\lambda$  : 形態係数

$r$  : エアロゾル半径

この場合にも、エアロゾルの形状についての情報が、未知であることからくる不確かさが残る。

## (2) 拡散沈着

エアロゾル粒子がブラウン運動をしていることは、前節で記述したが、ブラウン運動により他のエアロゾルと凝集するほか、壁面近傍では、ブラウン運動により壁面に衝突し、沈着する。このブラウン運動にもとづく拡散により沈着することを、拡散沈着という。

拡散沈着により、沈着する割合を次のように表わすことができる。

$$\begin{aligned} \frac{dn(r, t)}{dt} &= -P(r)n(r, t) \\ &= -\left(\frac{KTA_w}{6\pi\eta V\lambda}\right)\left(\frac{1}{r} + A_f \lambda \frac{1}{r^2}\right) \end{aligned} \quad (4.12)$$

ここで、

$A_w$  : 沈着面積

V : 格納容積体積

$\delta$  : 拡散代表長さ

(4.12) 式で、拡散代表長さは、拡散層の境界層厚さと考えてよいが、この場合の値の取り方により結果が大きく左右される。従って実験に基づいた妥当な値を用いる必要があるが、実験が困難でもあり、不確定要素が大きい。

### (3) 熱泳動

エアロゾルが存在している場に温度差があると、その温度差による対流が生じ、その対流に運ばれるエアロゾルの流れが生じる。通常、格納容器壁面は、雰囲気ガスに比べ低温であり、そのため、壁面へ向かう雰囲気ガスの流れが生じる。その流れによって運ばれるエアロゾル粒子は、壁面に沈着するが、その割合を次のように表わすことができる。

$$\frac{dn(r,t)}{dt} = -T(r)n(r,t) - \left\{ \frac{3\mu A_w (\Delta T) K_T}{2\rho_g VT} \right\} n(r,t) \quad (4.13)$$

ここで、

$A_w$  : 壁面積

$\Delta T$  : 温度差

$K_T$  : エアロゾル粒子による定数

(4.13) 式で、定数の  $K_T$  の定め方に不確実性がある。実験により求める必要があるが、軽水炉の場合に応用できるデータはまだない。

### (4) 拡散泳動

エアロゾル粒子をとり囲む雰囲気ガスに、濃度分布があると、濃度差により拡散がおこり、拡散流が生じる。この拡散流に運ばれて、エアロゾルが壁面に沈着するが、この動きを拡散泳動という。格納容器内部は、水蒸気が格納容器壁面に凝縮し、そのため、壁面近傍で、水蒸気濃度に分布ができる。壁面が除去される水蒸気を補うため、後方の水蒸気が拡散により補給されるが、この流れにのって、エアロゾルが、壁面に沈着する。

拡散泳動による沈着割合を、次のように表わすことができる<sup>(43)</sup>。

$$\frac{dn(r,t)}{dt} = -V_d \frac{A}{V} n(r,t) \quad (4.14)$$

ここで、

$V_d$  : 沈着速度

A : 沈着面積

V : 格納容器体積

さらに沈着速度  $V_d$  は、次のように表わせる<sup>(43)</sup>。

$$V_d = \frac{\sqrt{M_1}}{X_1 \sqrt{M_1} + X_2 \sqrt{M_2}} \frac{W_1}{AC_1} \quad (4.15)$$

ここで、

$M_1, M_2$  : 蒸気と気体の分子量

$X_1, X_2$  : モル分布

$W_1$  : 蒸気の減縮量

$C_1$  : 蒸気の実量濃度

#### 4.4.2 工学的安全施設によるエアロゾル除去

エアロゾルは、前節で述べた自然除去機構により、雰囲気ガスから除去される。一般に、自然除去機構は比較的ゆっくりと進行する現象で、自然除去にのみ頼って、濃度減少を計ろうとすれば、長期間にわたる格納容器健全性の維持が必要である。仮に、いくつかの工学的安全施設が、炉心損傷事故にも、使用可能であるとすれば、その施設を用いたエアロゾルの積極的除去が可能である。

工学的安全施設のうち、エアロゾルの除去に寄与する可能性のあるのは、格納容器スプレー、圧力抑制タンク内のスクラビング、アイスコンデンサーである。また火災消火用のスプレーも、補助建屋内では格納容器スプレーと同様な役割をはたすことが期待できる。

本節では、これらの工学的安全施設によるエアロゾル除去について検討する。

##### 4.4.2.1 格納容器スプレーによる除去

格納容器内のスプレーは、LOCA時の格納容器内圧力を下げ、ヨウ素の除去を行なうために設置されている。炉心損傷事故時に、スプレー系が再起動すれば、格納容器内のエアロゾル粒子はスプレー粒子により捕集され床面に落下する。スプレー粒子も、エアロゾル粒子であり、凝集、沈着現象があり、スプレー粒子とFPエアロゾル粒子とが合体する。

一般に、スプレー粒子は、1000～2000  $\mu\text{m}$ のオーダーの粒子径をもつのに対し、エアロゾル粒子は、1～10  $\mu\text{m}$ のオーダーの粒子径と考えられている。従って、スプレー粒子は、エアロゾル粒子に比べはるかに早い速度で落下するので、落下途中で、エアロゾル粒子を捕集することになる。

仮に、半径Rのスプレー粒子が、その粒子の垂直落下軌跡内のすべての半径rのエアロゾル粒子を捕集するとすれば、スプレー粒子による、エアロゾル粒子の減少割合は、次のように表わすことができる。

$$\begin{aligned} \frac{dn(r, t)}{dt} &= -\epsilon \lambda_s n(r, t) \\ &= -\epsilon \left( \frac{3}{4} \frac{FH}{\rho_s RV} \right) \left( \frac{V_s - v_s}{V_s} \right) n(r, t) \end{aligned} \quad (4.16)$$

ここで、

F : スプレー流量

H : スプレー高さ

- $\rho_p$  : スプレー粒子密度  
 $R$  : スプレー粒子半径  
 $V_g$  : スプレー終端速度  
 $v_g$  : エアロゾル終端速度  
 $e$  : 捕集効率  
 $V$  : 格納容器体積

スプレーによる捕集効果は、捕集効率の値により影響を受ける。捕集効率は、エアロゾル粒子のスプレー粒子への慣性衝突の効果と、捕集効果 (Interception) を考慮に入れる。前者については、ストークス数により、次のように与えられる<sup>(12)</sup>。

$$e_1 = \left[ 1 + \frac{0.75 \ln(2St)}{St - 1.214} \right]^{-1} \quad (4.17)$$

ここで、 $St$ はストークス数で、

$$St = \frac{2(V_g - v_g)r^2\rho_p}{9\mu R} \quad (4.18)$$

と表わせる。

後者については、

$$e_2 = \frac{3}{2} \frac{\left(\frac{r}{R}\right)^2}{\left(1 + \frac{r}{R}\right)^{1/2}} \quad (4.19)$$

したがって、全捕集効率は、

$$e = e_1 + e_2$$

として表わすことができる<sup>(44)</sup>。 $e$ について、実験的に求めた値は、Hilliardにより、図4.19のようにも与えられている<sup>(45)</sup>。

#### 4.4.2.2 スクラビングによる除去

BWRのMARKIとMARK II型格納容器では、FPエアロゾル粒子は、ベント管またはサージラインを通過して圧力抑制プール中に放出される。このとき、エアロゾル粒子は、雰囲気ガスがプール水中で作る気泡の中に閉じ込められる。この気泡がプール水中を上昇するとき、エアロゾル粒子はプール水中に溶解し、除去される。

これまでに、GEで、いくつかの基礎実験が行なわれている<sup>(46)</sup>。GEの実験では、クエンチを模擬した配管に、小さい穴を開けて、そこから、エアロゾル粒子と雰囲気ガスを吹き込み、除去効率を測定した。それによると発生する気泡は、ほぼ5mm位の小気泡群となって、上昇する。そして、この時のDF(Decontamination Factor)値は、エアロゾル粒子が、約5 $\mu$ mのとき最小値となる。

気泡中のエアロゾルが、周囲の水に溶解する機構には、前節で述べた気泡中での、沈着、沈降の他、慣性による境界面への衝突がある。このうち、慣性衝突については、気泡内部の気体の流れに依存する。完全な球状の気泡を仮定した場合には、解析による解が存在する<sup>(47)</sup>。図 4.20 は、この場合の捕集効率を示したものである。

スクラビング効果については、これまでの解析では DF 値を与えて評価するにとどまっており、メカニスティックなモデルは、特殊な場合以外には存在しない。また、飽和水中に気泡がある場合の、スクラビング効果についても、データが不足している。

#### 4.4.2.3 アイスコンデンサによる除去

アイスコンデンサ付きの PWR 格納容器では、放出されたエアロゾルは、アイスコンデンサ部分を通り、格納容器内の上部コンパートメントに移動する。このときエアロゾルは、氷塊中を移動するため、氷塊が溶けてできる液滴により捕集されたり、氷塊群の中を移動するときの、慣性衝突により除去される。

除去機構は、前節で挙げた、凝集、沈着のほか、水滴による捕集、構造体または氷塊への慣性衝突が考えられる。長期間にわたる場合には、氷塊が溶けるので、この効果は期待できない。定量的評価のためのデータがないので、モデルとの比較は今のところできない現状である。

#### 4.4.2.4 漏洩およびフィルタによる除去

格納容器から雰囲気ガスがエアロゾルと共に漏洩している場合、エアロゾルは格納容器から部分的に除去される。この場合には、漏洩の大きさにより、除去されるエアロゾルの大きさが異なる。これは、フィルターの場合と同じで、フィルタは、積極的に、ある特定のサイズのエアロゾルを除去する目的として用いられる。

漏洩口の形状を考えた、メカニスティックな除去モデルは、未開発の分野である。

#### 4.4.3 各種計算コードの除去モデルの比較

軽水炉の炉心損傷時に発生するエアロゾルの格納容器内挙動を解析するにあたり、多くの場合、高速炉用のエアロゾル解析コードを一部改良したものが用いられている。これらのコードに用いられている除去モデルを表 4.8 と 4.9 に示す。

これらの表からわかるように、いくつかの物理モデルが省略されている。とくに、工学的安全施設による除去、漏洩およびフィルタなどの複数のコンパートメントが必要となるモデルが欠陥している。参考のため、原研で開発したスプレー解析コードと、高速炉事故時エアロゾル解析用の ABC コードのモデルと比べた<sup>(48)</sup>。

軽水炉の炉心損傷事故時には、水の存在が無視できず、それによる凝縮効果があることはよく知られている。表 4.9 に示したコードには、これらのモデルが含まれていない。従って、今後コードを作成する場合、不足しているモデルの追加が必要であり、省略する場合には、定量的評価が必要となる。

いずれにせよ、古典的なエアロゾルの自然除去のメカニズムそのものには問題はないが、実炉に即した条件下での適用性が問題である。この点に鑑み、適切な実験の実施と、コードの検証が望まれる。

#### 4.4.4 格納容器からの放出経路

炉心損傷事故時に格納容器へ放出されたFPは、格納容器が損なわれると環境へ放出される。健全性が損なわれる原因としては、事故時に起る極端な高温、高圧条件による隔離系の性能劣化と機能喪失、格納容器そのものの破損などが考えられるが、これらについては第1章で既に考察した。健全性が損なわれた場合にFPが放出される経路は数多く存在し、経路の選択は事故シーケンスにより異なる。また、事故シーケンスによって健全性喪失の時刻が異なり、環境への影響も異なってくる。したがって、FPが格納容器から環境へ放出される場合の評価にあたっては、事故シーケンスの選定、格納容器健全性喪失の時期、漏洩経路と大きさを知る必要がある。

立地評価で想定する仮想事故では、格納容器の健全性は維持されることを仮定するが、0.5 % vol/dayの漏洩を想定している。この漏洩は、隔離系の性能劣化を考慮に入れたものとも考えることもできる。隔離系の性能劣化による漏洩量については、定量的に評価できるようなデータの入手が困難である。漏洩検査はプラント建設時に行なわれ、また定検時にも実施されるが、通常の漏洩についても、事故時の漏洩についても定量的データに関する情報が不足している。そこで、ここでは、比較的多くのデータが引用されている米国のBrowns Ferry-1号炉の全電源喪失事故の解析報告<sup>(49)</sup>に記述されている漏洩量を基に主にBWRにおける放出経路の評価を試みることにした。

##### 4.4.4.1 隔離系の性能劣化および機能喪失によって起る放出経路

この放出経路は、主として1次系、安全系、補助系の隔離用バルブ、機器等のシールの性能劣化、機能喪失によって起るもので、この経路による放出が格納系の機能喪失前における放出量を支配する。

###### (1) 格納容器からの漏洩

表4.10は、原子炉容器および付属配管から直接漏洩する経路と、サイクル3の終了後に測定された漏洩量を示したものである。この中で直接補助建家へ漏洩するものはないが、主蒸気隔離弁(MSIV)の漏洩が最も支配的であり、給水系からの漏洩がそれに続くことがわかる。そこで、ここではこの2つの経路について検討する。

###### 主蒸気隔離弁からの漏洩

MSIVから漏洩したFPは、主コンデンサー系を通り低圧タービンのラビリンスシールを経由してタービン建家へ放出されることになる。これは低圧タービンのグランドシールに効果的なシールがないためである。

MSIVの漏洩に対するTech. Spec.の制限値は $0.326 \text{ m}^3/\text{hr}$ であるが、漏洩テストの結果得られた"as found"値、既に修復前の漏洩速度は、運転中に起るバルブシート表面の蒸気腐食によって、各運転サイクルの終了までにTech. Spec.の制限値を大きく越えていることが分る(図4.21)。したがって、タービン建家からのFP放出を評価する場合には、MSIVの漏洩量はTech. Spec.の値では不十分であると推定できる。

###### 給水ラインからの漏洩

図4.22は、給水ラインの貫通部を通して原子炉容器から格納容器外へ直接漏洩する経路を示している。この経路には、2個の逆止弁があるが、ここからの漏洩量はMSIVを経由した場合の約1/10である。

## (2) ドライウェルからの経路

表 4.11 にドライウェルから漏洩する主な経路と測定されたリーク量を示す。このうち最も大きなものは、弾性体シール (Resilient Seal) を経由しての漏洩で、直接原子炉建家へリークする。この弾性体シールの漏洩の 99% はパーソナルエアロックによるものであるので、パーソナルエアロックはその漏洩評価法と併せて重要な漏洩経路と考えられる。また、電線管シールの漏洩を含めてこれらの漏洩は直接原子炉建家へはいるので特に重要である。

## (3) ウェットウェルからの経路

ウェットウェルからトラスの境界を越えて漏れる経路で、測定された量と併せて表 4.12 に示す。このうち、炉心隔離時冷却系 (RCIC) タービン排気系と高圧注入系 (HPIC) タービン排気系を経由する漏洩が最も大きい。また、トラスから原子炉建家への漏洩は真空破壊弁を経由する。

炉心隔離時冷却タービン排気系経路

図 4.23 は、加圧されたトラスから排気系真空破壊弁、固着した開放弁、タービンおよび大気コンデンサーを介した漏洩経路を示している。漏洩の大半はタービンドレンあるいは蒸気トラップのいずれかを通して大気コンデンサーへはいる。そして、一部は凝縮水ポンプを越えて炉心隔離ポンプの吸込側ラインに入るが、大半はその排気系配管中に封じこめられる。

高圧注入系タービン排出ライン経路

図 4.24 には真空破壊弁、固着した開放弁および逆止弁を通してトラスから高圧注入系タービンおよびグランドシールコンデンサーへの漏洩経路を示してある。漏洩の大半はタービンドレインあるいはドレインポットそして液位制御弁のいずれかを通してグランドシールコンデンサーへはいる。この一部は凝縮水ポンプが不動作の場合そこを越えて高圧注入系補助ポンプの吸込側に入るが、大半は不動作のグランドシール凝縮器を越えて非常用ガス処理系のダクトにはいる。

トラス/原子炉建家真空破壊弁経路

トラスから真空破壊弁を通して原子炉建家へ漏洩する経路を図 4.25 に示す。大気へ通ずる 2 系統のラインの各々に直列に 2 個のブレイクが設けられている。一つは空気作動であり、もう一つは自動弁である。この経路は苛酷な事故時において漏洩が汚染を直接原子炉建家内に拡げると考えられるので特に重要である。

## (4) 圧力抑制プール水の漏洩による経路

圧力抑制プールからトラスを越えて漏洩する水の経路と測定された "as found" 値を表 4.13 に示す。このうち最も大きいのは RCIC の真空ポンプを経由するものである。漏洩した冷却水は大気コンデンサー、真空ポンプ出口ラインの固着した開放弁と逆止弁を経由する。一部の漏洩水は圧力制御弁を介して漏洩するが、大半は真空ポンプを経由して大気コンデンサーにはいる。

## 4.4.4.2 格納系の機能喪失による放出

(1) 格納容器<sup>(12)</sup>

格納容器を貫通している電線管シールは、ドライウェルの温度が 204℃ になると軟化し始め、それによる漏洩が始まって、260℃ になると完全に機能喪失してしまうことが報告されて

いる。また、事故時に設計値を上回る応力がかかると、格納容器に部分的な破損が起る可能性もあり、その場合には、さらに漏洩量が増えたと予想される。しかし、比較的小きな口径の漏洩では、エアロゾルによる目詰りが起って、FP 放出が低減する可能性のあることが指摘されている。Morewitzら<sup>(50)</sup>はエアロゾルの目詰りに関するデータを検討し、Vangham<sup>(51)</sup>は簡単なモデルを使って次のような相関式を求めている。

$$m = KD^3 \quad (4.20)$$

ここで、

m : 漏洩経路が目詰りする前に漏れる量 (g)

D : 漏洩孔の径 (cm)、若し、漏洩が断面 (L × W) のスリットで起る場合、D の代わりに LW<sup>2</sup> を使う。

K : 定数 (= 50 g/cm<sup>3</sup>)

この相関式は種々のエアロゾルタイプ、漏洩率、30 cm 程度の大きさまでの漏洩孔に対して使えるとされている。一般には格納容器の破損モードと破損位置の関係は明らかでなく、目詰り程度の確認は困難である。今後の研究で、破損モードと破損位置を明らかにする必要がある。

#### (2) 格納容器外<sup>(1)</sup>

PWR では、事故シーケンス V に代表される低圧注入系等の逆止弁の故障により発生する炉心損傷事故リスクが非常に大きいことが知られている。この事故シーケンスは格納容器がバイパスされてしまう点で重要視される。つまり、インタフェース系と高圧注入系の配管にある逆止弁が故障すると、低圧注入系の設計圧を越えた圧力が低圧注入系にかかり、この系が故障し、さらにインタフェース系も故障する。このような故障は補助給水あるいはアニュラス系内で起るので、1 次冷却材は格納容器外へ直接放出され、FP は工学的安全施設をバイパスして放出されることになる。したがって、この経路での漏洩量の評価を行なう必要がある。

現在までに、PWR の場合の定量的なバルブの漏洩データは公表されておらず、今後の課題として、この値の定量化が上げられる。

#### 4.4.5 FP ヨウ素と水との相互作用

軽水炉事故時に 1 次系に放出されたヨウ素は、主に冷却水や ECCS 水の中に溶解した水溶液の状態および気相に浮遊した蒸気やエアロゾルの状態で、破断口等から格納容器内へ移行する。また、溶融燃料が圧力容器を貫通した場合や、さらに融体-コンクリート相互作用を起した場合には直接格納容器内に放出される。格納容器内の気相中の蒸気やエアロゾルは、凝縮、凝集、拡散、沈降などの種々の過程を経て、またスプレイ系が作動した場合には、大量のスプレイ水とともにかなりの割合が水相へ移行するであろう。このとき、気相中ヨウ素がすべて水相へ移行し、そのまま水中で保持されているならば、環境中へヨウ素が漏洩する確率は非常に小さくなる。しかし、水相へ移行する割合が小さい場合や水相から逆に気相へ移行するような揮発性ヨウ素の割合が大きい場合には、環境中へ漏洩する可能性も高くなる。したがって、ヨウ素の格納容器内での挙動および容器外への漏洩などを評価する上で、ヨウ素と水との反応はかなり重要となる。本

節は、ヨウ素と水との相互作用に関してこれまでに出版された種々の報告書のレビューである。

#### 4.4.5.1 格納容器内水系の化学的条件

ヨウ素の水中での化学反応は、系の化学的・物理的条件に大きく依存する。主なパラメータは、初期のヨウ素化学形、pH、温度、ヨウ素濃度、放射線量などである。

格納容器内へ移行してきたヨウ素の初期の化学形は、前節までの考察から、主に  $\text{CaI}$ 、すなわち水中では  $\text{I}^-$  であろうと推定される。水中でのヨウ素の化学形が  $\text{I}^-$  の場合には本質的に気相中の蒸気圧は 0 に等しくなり、ほとんど気相中へ蒸発する可能性はないと考えられる。しかし、これまでの報告では、ヨウ素の化学形が確認されていなかったため、および安全側に推定するためなどから、初期のヨウ素化学形は  $\text{I}_2$  であるとしてきた。そのため、ヨウ素の水化学はいずれも  $\text{I}_2$  の溶解から出発している。

PWR の冷却水は水酸化リチウムを少量含むホウ酸水であるが、BWR では純水である。しかし、炉心損傷事故時には、 $\text{Cs}$  を始めアルカリ金属が燃料から一次系に放出されるため、いずれの場合もアルカリ性になる。さらに、PWR ではスプレイ水としてホウ酸-水酸化ナトリウム溶液が注入されるため、格納容器内では pH は高くなる。したがって、運転時から事故時までの条件を満たす pH の範囲は 5~11 であろう<sup>(12)</sup>。

格納容器内の水の温度は、大部分が通常の室温程度と考えられるが、場所や事故の種類によって高くなることも予想される。例えば第 1 章で述べたように、BWR においては余熱除去失敗を伴う SCD 事故シーケンスは、リスク評価上の重要シーケンスの 1 つとされており<sup>(1)</sup>、その場合には圧力抑制プールの水温は飽和温度に達する。また、格納容器内で溶融燃料と水が接触した場合や水素燃焼が起きた場合などには、かなり温度が上昇すると考えられる。このときの水の温度は、格納容器の圧力ブレイカーの設定圧に依存するが、100℃以上になることもあり得る。

出力 1000 MWe 級の軽水炉におけるヨウ素の最大炉心内インベントリは  $15 \pm 0.5 \text{ kg}$  (約 118 モル =  $15 \times 10^3 / 127$ ) である。PWR の 1 次系内の水量は約  $4 \times 10^5 \ell$  であり、この水に全ヨウ素が溶解したとすると、水中のヨウ素濃度は約  $40 \text{ mg}/\ell$  (約  $3 \times 10^{-4} \text{ M}$  (モル/ $\ell$ )) となる。BWR では 1 次系内の水量は PWR とほぼ同じであるが、圧力抑制プールに約  $4 \times 10^6 \ell$  の水が存在しており、これらの水に全ヨウ素が溶解したとすると、PWR よりも約 1 桁低い濃度になる。しかし、ヨウ素の全量が水中へ溶解することはないであろうし、また、事故時には ECCS やスプレイ系も作動するので、格納容器内での水中ヨウ素濃度はさらに低くなるであろう。したがって、水中のヨウ素濃度の範囲は  $0.1 \sim 10 \text{ mg}/\ell$  ( $10^{-6} \sim 10^{-4} \text{ M}$ ) であると考えられる<sup>(12)</sup>。なお、TMI 事故時における格納容器内の水中ヨウ素濃度は約  $10^{-6} \text{ M}$  であった。

放射線量率は運行中の炉心内では約  $10^5 \text{ R}/\text{hr}$  になるといわれている<sup>(52)</sup> が、格納容器内ではこれよりも低くなるであろう。Postma ら<sup>(53)</sup> は、設計基準事故時の格納容器中心における照射線量率を計算し、最初の 2 時間は  $1.6 \times 10^5 \text{ R}/\text{hr}$ 、4 日目以降では約  $10^4 \text{ R}/\text{hr}$  になると報告している。また、照射線量は最初の 2 時間で  $3.2 \times 10^6 \text{ R}$ 、30 日間で  $1.8 \times 10^7 \text{ R}$  になるとしている。これらは格納容器中心の気相中での値であるので、水相中では若干異なるであろう。

以上の条件下におけるヨウ素と水との相互作用に関して、次の事項を検討する。①ヨウ素の加水分解と不均化反応\*、②気液分配係数、③水中のヨウ素に対する放射線効果、④有機ヨウ素の生成である。

## 4.4.5.2 ヨウ素の加水分解と不均化反応

元素状ヨウ素 ( $I_2$ ) は、20℃の水 100 ml に 0.018 g 溶け、次の加水分解反応を起こす。



次亜ヨウ素酸 (HOI) はさらに次の不均化反応を起こす。



したがって、 $I_2$  の正味の加水分解反応は次のようになる。



反応式 (4.21), (4.22), (4.23) に対する 25℃と 100℃のときの平衡定数  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  を表 4.14 に示す。(4.23) の平衡定数は、酸化還元ポテンシャルを用いて計算すると、25℃のとき  $5.37 \times 10^{-48}$  となり<sup>(12)</sup>、表の  $8.09 \times 10^{-48}$  とほぼ一致する。

Bell ら<sup>(54)</sup> は、(4.7) と (4.9) 式の反応の平衡定数を最小 2 乗法に基づき、温度 T(K) の関数として求めている。(4.21) と (4.23) 式の平衡定数  $K_1$  と  $K_3$  は、次式で表わされる。

$$T \ln K_1 = -1392.91 - 44.7642 T + 0.07069 T^2 \quad (4.24)$$

$$\ln K_3 = 6 \ln K_w + 5132.85 / T + 67.7321 \quad (4.25)$$

ここで、 $K_w$  は、 $H_2O \rightleftharpoons H^+ + OH^-$  の反応の平衡定数で次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \log K_w = & -4.098 - 3245.2 / T + 2.2362 \times 10^4 / T^2 \\ & - 3.984 \times 10^7 / T^3 + (13.947 - 1262.3 / T \\ & + 8.5641 \times 10^5 / T^2) \log Dw \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Dw = & 1.00017 - 2.36582 \times 10^{-5} t - 4.77122 \times 10^{-6} t^2 \\ & + 8.27411 \times 10^{-9} t^3 \end{aligned} \quad (4.26)$$

ここで、 $t$  : 温度 (℃)。

NUREG-0772 では、水溶液中の各ヨウ素濃度を表 4.14 の値を用いて計算している。表 4.15 に温度 25℃, pH 5~10, ヨウ素濃度  $10^{-9}$ ~ $10^{-5}$  M のときの水溶液中の平衡ヨウ素種濃度を示す。表 4.16 に 100℃のときの結果を示す。また平衡溶液中の全ヨウ素濃度に対する  $I_2$  濃度の比と全ヨウ素濃度との関係を図 4.26 に示す。これらの結果から、25℃のときの水溶液中の  $I_2$  濃度は、全ヨウ素濃度が高い場合でも、pH が 6 以上ではかなり低くなり、pH が 8 以上になるとほとんど無視できること、および pH 6~10, 全ヨウ素濃度  $10^{-9}$ ~ $10^{-5}$  M のとき、平衡状態にあるヨウ素は主に  $I^-$  と  $IO_3^-$  種であることなどがわかる。25℃と 100℃の結果を比較すると、100℃のときの  $I_2$  濃度は 25℃の場合よりも 2 桁以上低下するが、 $HOI$ ,  $I^-$ ,  $IO_3^-$  の濃度に

・ 不均化反応とは、1 種類の物質が 2 分子あるいはそれ以上で相互に酸化還元その他の反応を行なった結果、2 種類以上の物質を生ずる反応である。

はあまり差がない。

Eggleton<sup>(55)</sup>は、pH 5～9の範囲で、(4.23)式の反応に対して速度論的解析を行ない、(4.22)式における $\text{IO}_3^-$ と $\text{I}^-$ の形成は(4.21)式のHOI形成に比べ非常に遅いと述べている。したがって、軽水炉事故時に(4.23)式が平衡に達していない場合もあり得る。この場合には、HOI濃度は表4.15と16に示した平衡時の値よりもかなり大きくなる可能性がある。HOI濃度が最大になるのは、(4.21)式が平衡に達し、(4.22)式が開始しない場合である。NUREG-0772ではこの仮定に基づき、全ヨウ素濃度に対する $\text{I}_2$ 濃度の比と全ヨウ素濃度との関係を計算している。この結果を図4.27に示す。 $\text{I}_2$ 濃度は図4.26の場合に比べ、かなり高くなっており、その影響はpHが高くなる程大きくなっている。

同報告書では、以上の計算は各ヨウ素種の濃度の範囲を決めたものであり、実際の値はこの範囲のなかにあるであろうと結論している。

Bellら<sup>(54)</sup>は、 $\text{I}_2$ 以外に $\text{I}^-$ と $\text{IO}_3^-$ が多量に存在している場合の水化学を計算によって調べた。 $\text{I}^-/\text{I}_2$ および $\text{IO}_3^-/\text{I}_2$ の比が90のときの結果を、それぞれ図4.28と29に示す。各図から、それぞれ $\text{I}^-$ と $\text{IO}_3^-$ の濃度が最も高いこと、 $\text{IO}_3^-$ が多量に存在しているときはHOIの濃度が増大することなどがわかる。

これらの計算は、純粋な系を対象としており、格納容器内の壁や構造材あるいは不純物などとの反応は考慮されておらず、実際の系とはかなり異なると考えられる。また、 $\text{I}^-$ が多量に存在する場合に、 $\text{I}^-$ を揮発性ヨウ素種に転換させるには酸化過程が必要となるが、系内の酸化剤濃度などについて検討された報告はない。

#### 4.4.5.3 気液分配係数

ヨウ素の気液分配係数は、軽水炉事故時の格納容器内のヨウ素挙動を評価する上で最も重要な値である。気液分配係数は気相中の平衡濃度に対する液相中の平衡濃度の比として定義されている。 $\text{I}^-$ や $\text{IO}_3^-$ は本質的に蒸気圧が0であり、無限大の分配係数を持つ。しかし、 $\text{I}_2$ 、 $\text{CH}_3\text{I}$ や多分HOIはいくらかの蒸気圧を持ち、気相にも存在しうる。軽水炉事故時の格納容器のように、水相にこれらの多種のヨウ素種が存在する場合は、全気液分配係数は次のように定義される<sup>(12)</sup>。

$$\frac{\Sigma [\text{I}]_{\text{aqueous}}}{\Sigma [\text{I}]_{\text{vapor}}} = \frac{[\text{I}^-]_{\text{a}} + [\text{IO}_3^-]_{\text{a}} + [\text{HOI}]_{\text{a}} + 2[\text{I}_2]_{\text{a}} + [\text{CH}_3\text{I}]_{\text{a}}}{[\text{HOI}]_{\text{v}} + 2[\text{I}_2]_{\text{v}} + [\text{CH}_3\text{I}]_{\text{v}}} \quad (4.27)$$

この値は、前述のヨウ素の水相における種々の化学反応に依存する。

Eggleton<sup>(55)</sup>は、 $\text{I}_2$ が唯一の揮発性種であると仮定して、ヨウ素の気液分配係数を計算した。その結果、気液分配係数は、25℃のとき、ヨウ素濃度が高くpHが低い場合最低83になるが、ヨウ素濃度が低くpHが高くなるにつれて増加し10,000以上になること、および100℃のときは最低が9.1になることなどを報告している。

西沢ら<sup>(56)</sup>は、 $\text{I}_2$ の気液分配係数を実験的に求め、pH 4～6では、 $\text{I}_2$ 濃度が $7.6 \times 10^{-2}$ から310 mg/ℓに増加するにつれて、分配係数は最大3,000から18まで減少すること、また、温度が25から80℃へ上昇すると分配係数は約1/3に減少することを明らかにした。また、 $\text{I}_2$ 濃度76 mg/ℓ、pH 12、温度30℃の場合、分配係数は最大約8,000になると述べている。

Lin<sup>(57)</sup> は、 $I_2$  濃度  $10^{-6} \sim 10 \text{ mg}/\ell$ 、pH 7 の条件下で、 $I_2$  の気液分配係数を実験 (21℃) と計算 (25℃) によって求めた。その結果、分配係数は、ヨウ素濃度が  $10^{-6} \sim 10^{-3} \text{ mg}/\ell$  の範囲では約  $10^4$  の一定値となり、 $10 \text{ mg}/\ell$  付近では約  $10^2$  に低下すること、および HOI に揮発性があり、かつ  $IO_3^-$  が生成されないと仮定した場合の計算値と実験値がよく一致することなどを明らかにした。

Pelletier ら<sup>(58)</sup> は、ヨウ素濃度  $10^{-6} \sim 1 \text{ mg}/\ell$ 、pH 4~11、温度 25, 50, 80℃ の条件下で、純水および実際の発電所の燃料貯蔵プール水を用いて、気液分配係数を測定した。実験結果の 1 例を図 4.30 に示す。ただし、実線は Lin<sup>(57)</sup> の計算結果である。図より、実験値と計算値はよく一致すること、および  $10^{-6} \sim 10^{-3} \text{ mg}/\ell$  の範囲では分配係数は濃度に依存せずほぼ一定であることがわかる。また、pH の増加や温度の低下は分配係数を増加させること、HOI と思われる<sup>(59)</sup> 揮発性ヨウ素種の分配係数は、25, 50, 80℃ のとき、それぞれ 220, 110, 95 であること、および純水と燃料貯蔵プール水では分配係数にあまり差がなく、微量の不純物の効果は少ないことなどを報告している。

Eggleton<sup>(55)</sup> は、HOI の気液分配係数は 25℃ のとき数 1000 であろうと考えた。しかし、Kabat<sup>(60)</sup> は、HOI の気液分配係数を実験的に求め、温度 25℃、pH 7 のとき 330~450、60℃ のとき 250~340 になること、および温度 25℃、pH 10.3 のとき 850~950 になることを報告している。彼の測定値は Pelletier と Eggleton の値の中間にある。

Martucci<sup>(61)</sup> は、CaI 溶液の気液分配係数を実験的に調べ、285℃ のとき  $7 \times 10^5$  であると報告している。しかし、この値には水の蒸発に伴って放出された小滴による影響が含まれており、実際の値よりもかなり小さく見積られているといわれている<sup>(62)</sup>。

Eggleton<sup>(55)</sup> は、室温での  $I^-$  イオンの気液分配係数は  $1.4 \times 10^{12}$  であると計算しているが、これは格納容器内に存在する量としては 1 分子以下に相当する<sup>(63)</sup>。したがって、 $I^-$  の気液分配係数は軽水炉事故時の格納容器内では飛沫同伴などによる場合を除き、実際上無限大と考えられる。

NUREG-0772<sup>(12)</sup> では、前述のヨウ素の水化学に基づき、ヨウ素濃度  $10^{-9} \sim 10^{-4} \text{ M}$ 、pH 5~10 の範囲で、温度 25 と 100℃ の気液分配係数を計算した。この計算では、 $I_2$  の気液分配係数を温度 25 と 100℃ に対して、それぞれ 83 と 9.1、また HOI の分配係数を  $I_2$  の 2 倍と仮定している。結果を図 4.31 に示す。pH が 7 以上の場合にはほとんど  $10^5$  以上の分配係数の値を示している。ヨウ素濃度が低く pH が高い場合には、25℃ の分配係数は 100℃ のときよりも約 3 倍大きい。ヨウ素濃度が高く pH が低くなると 100℃ の方が大きくなる。次に、反応式 (4.21) のみが平衡に達し、(4.22) 式が開始していないと仮定したときの分配係数とヨウ素濃度の関係を図 4.32 に示す。この分配係数は最も安全側に見積った値であり、上記の条件下でほぼ 100 から 300 までの範囲にある。図 4.31 と 32 に示した分配係数は Eggleton の計算値よりも一般的に低いが、これは HOI が  $I_2$  の 1/2 の揮発性を持つと仮定したためであるとしている。

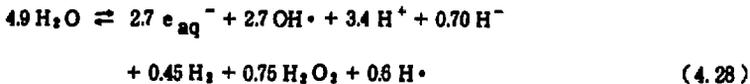
西沢ら<sup>(56)</sup> は、ヨウ化メチルの気液分配係数を測定し、水中の濃度が  $0.5 \sim 400 \mu\text{g}/\ell$  の範囲内では分配係数は濃度に依存せず、25℃ で 4.8、50℃ で 2.4、80℃ で 1.3 になると報告している。TMI 事故のときには、格納容器内の気相中のヨウ化メチル濃度は約  $10^{-11} \text{ M}$  であったといわれているが、この濃度のヨウ化メチルが存在していると仮定すると、例えば、図 4.31 に示

した pH 8, 25°C,  $10^{-6}$  M のときの気液分配係数は  $1.8 \times 10^7$  から約  $10^5$  へ減少することになることになる<sup>(12)</sup>。したがって、ヨウ化メチルのような有機ヨウ素の存在は、ヨウ素の全気液分配係数に対して非常に大きな影響を与えるであろう。

#### 4.4.5.4 水中のヨウ素に対する放射線効果

軽水炉の事故条件下では、水中のヨウ素濃度は非常に低いので、ヨウ素の水化学に及ぼす放射線効果は、水の放射線分解生成物とヨウ素種との反応から生ずるであろう。

Draganics ら<sup>(64)</sup> は、水分子の G 値は 4.9 であり、放射線分解により次の反応が起こると述べている。



したがって、これらの反応生成物と前述のヨウ素種  $\text{I}^-$ 、 $\text{IO}_3^-$  および  $\text{I}_2$  などとの反応が重要となる。

Lin<sup>(65)</sup> は、空気を含まないヨウ素水溶液 ( $\text{I}^-$  濃度  $10^{-4} \sim 10^{-3}$  M, 照射前 pH 2~9) に、 $^{60}\text{Co}$  線源 ( $4.5 \times 10^6$  R/h) からの  $\gamma$  線を室温下で主に 1 時間照射し、放射線効果を調べた。 $\text{I}_2$  生成率は  $\text{I}^-$  濃度の増加や pH の減少とともに増加し、 $10^{-4}$  M, pH 3 のとき 93.8%, また  $10^{-3}$  M, pH 9 のとき 0.3% になることを示している。したがって、放射線は気液分配係数にかなり影響すると考えられる。また、 $\text{Cu}^{2+}$  のようなスカベンジャーが  $5 \times 10^{-3} \sim 5 \times 10^{-4}$  M 存在しているときは、ヨウ素濃度  $10^{-11}$  M 以下、pH 6.7~7.0 の溶液に対して、0.3~38% の  $\text{I}_2$  が生成されることを示している。また、 $\text{I}_2$  生成の G 値は pH 2,  $10^{-3}$  M の  $\text{I}^-$  溶液に対して 0.2 であると推定している。この値は空気を含んだ溶液の G 値 (約 1) よりも小さい<sup>(66)</sup>。初期濃度が  $10^{-4}$  M 以下になると、 $\text{IO}_3^-$  も生成され、 $10^{-6}$  M 以下、pH 3~9 のときには、 $\text{I}^-$  は HOI を中間体としてほとんど全てが  $\text{IO}_3^-$  に転換した。(4.22) 式の不均化反応が極めて遅いのと比べ、放射線分解による酸化反応は速いので、BWR 冷却水中の  $\text{IO}_3^-$  の形成は放射線効果によるものであると結論している。

Lin<sup>(52)</sup> は、また BWR の冷却水中のヨウ素を分析し、運転中は 60~90% が  $\text{I}^-$  と多分 HOI であり、残りが  $\text{IO}_3^-$  であること、および  $\text{I}_2$  や有機ヨウ素は少量しか見出しできなかったことなどを報告している。原子炉停止後は、放射線効果により  $\text{I}^-$  から  $\text{IO}_3^-$  への酸化反応が起こるため、 $\text{I}^-/\text{IO}_3^-$  比は著しく減少したが、 $\text{I}_2$  や有機ヨウ素の著しい増加はなかった。また、 $\text{Cu}^{2+}$  イオンの濃度が高い場合には、 $\text{IO}_3^-$  への酸化が妨げられることなども報告している。

Shubnyakova ら<sup>(67)</sup> は、 $^{60}\text{Co}$  の  $\gamma$  線 (52 rad/s) を NaI 溶液に照射し、 $\text{I}^-$  の酸化は照射線量、酸素含有量および  $\text{I}^-$  濃度とともに増加し、初期 pH とともに減少することを明らかにした。また、水中の酸素を取り除くと、 $\text{I}^-$  の放射線酸化はほとんど抑制されることなども報告している。

#### 4.4.5.5 まとめと今後の検討事項

軽水炉事故時の格納容器内におけるヨウ素と水との相互作用に対し、影響を及ぼす因子は、初期のヨウ素化学形、pH、ヨウ素濃度、温度、放射線量、不純物の種類と濃度などである。

特に影響が大きいのは初期化学形であり、水中でのヨウ素種として $I^-$ の割合が大きい場合、特別な酸化過程がない限り、 $I^-$ は気相中へ蒸発しないので、気液分配係数は大きな値となるであろう。また、 $I^-$ が少なく $I_2$ が多く存在している場合には、pH、濃度および温度などの因子により $I_2$ の加水分解反応は影響され、気液分配係数も大きく変化する。

初期化学形が $I_2$ である場合、軽水炉事故時の格納容器内において気液分配係数が最も小さくなる条件は、pH 7、ヨウ素濃度 $10^{-4}$  M (約 10 mg/ℓ)、温度約 100℃と考えられる。このときの気液分配係数を計算によって求めると、反応速度の考え方に依存して、 $10^3 \sim 10^6$ の範囲をとりうる。また、気液分配係数が最も大きくなる条件は、pH 11、濃度 $10^{-4}$  M (約 0.1 mg/ℓ)、温度約 25℃と考えられる。このときの気液分配係数は $3 \times 10^2 \sim 10^3$ の範囲をとりうる。実際の値はこれらの中間にあるであろう。実験結果は、上記条件下において最低約 100 から最高 $10^4$ 程度であることを示している。

軽水炉事故時における格納容器内の照射線量率は最高 $10^6$  R/h のオーダーになる。したがって、放射線は格納容器内のヨウ素の水化学に対して大きな影響を持つであろう。 $I^-$ を $I_2$ へ酸化させる放射線効果は、pHが低い場合やヨウ素濃度が高い場合に顕著であるが、pHが高い場合でも無視できない量の $I_2$ を生成し、気液分配係数に影響を与えるであろう。さらに、 $Cu^{2+}$ のような不純物が存在するときには、低濃度ヨウ素の場合でもかなりの割合で $I_2$ を生成し、その影響は大きい。

ヨウ化メチルの気液分配係数は 10 以下であるため、ヨウ化メチルを代表とする有機ヨウ素種の生成は、気液分配係数に直接影響を及ぼすであろう。

以上のことから、ヨウ素と水との相互作用を明らかにするには、初期のヨウ素化学形および系の化学的・物理的条件を正確に把握するとともに、ヨウ素の水化学に対する反応速度論的取扱いと放射線効果の考慮などが必要であるといえる。また、これまで行なわれてきたヨウ素の水化学に関する研究は、主に純粋な系を対象としたものであった。しかし、実際の事故時の格納容器内では種々の不純物、特に $I^-$ に対し酸化剤として作用する物質が含まれていることも考えられる。さらに、水中における $I_2$ と格納容器内の壁や構造材との反応なども重要となるであろう。したがって、ヨウ素の格納容器内水相中での挙動をより現実的に評価するためには、今後これらの事を含めた総合的な実験および計算を行なう必要があると考えられる。

ヨウ素の水化学に関する今後の検討事項として、次のことがあげられる。

- ① 次亜ヨウ素酸の存在の確認とその揮発性（気液分配係数）を調べること。
- ② 水中に存在している酸素や酸化剤として作用する不純物などのヨウ素水化学に及ぼす影響。
- ③ 事故時格納容器内の水系に存在する不純物を明らかにし、その物質が存在しているときの放射線効果を調べること。
- ④ 水中における格納容器内の壁や構造材とヨウ素との反応を明らかにすること。

#### 4.4.6 有機ヨウ素の生成

有機ヨウ素、特にその大部分を占める $CH_3I$ は常温で気体であり、かつ除去されにくいので、もし大量に生成されれば事故によるリスクを増すことになる。WASH-1400では事故時における有機ヨウ素の生成割合について、PWRでは放出されたヨウ素の 12% (熱的過程により 0.1%、

放射線により 1.1%) が、また BWR では 0.7% が有機ヨウ素に変わるとしている<sup>(1)</sup>。

これらの数値は Postma らの調査<sup>(53)</sup>に基づいている。彼等はデータ点数にして 69 点におよぶ FP 放出実験および格納容器模擬実験データを整理し、有機ヨウ素割合を全気体ヨウ素濃度の -0.26 乗に比例する函数として表示した。LOCA 時の格納容器内は  $100 \text{ mg/m}^3$  のヨウ素で満たされているものとし、上の結果から 0.06% が 2 時間以内に有機ヨウ素に変換されるとした。

ここで問題となるのは、69 のデータのうち FP 放出実験および実際の事故例のデータは、全ヨウ素濃度が  $\mu\text{g/m}^3$  のオーダーの低濃度であり、上記の  $100 \text{ mg/m}^3$  に近い点はすべて  $\text{I}_2$  を出発物質とした模擬実験から得られていることである。前節で述べたように、燃料から放出されたヨウ素の大部分が  $\text{I}_2$  気体として格納容器中に放出される可能性は小さい。したがって WASH-1400 の有機ヨウ素割合はかなりの過大評価であるというのが最近のリスク評価<sup>(12, 62)</sup>の一致した見方である。

もともと「有機ヨウ素割合」という概念には、有機ヨウ素の量が気相中の無機ヨウ素(主に  $\text{I}_2$ )の量と一種の平衡関係にあるという考え方が含まれているが、事故時における有機ヨウ素生成量を評価する場合にはこの考え方は正しくないであろう。Postma によってまとめられたデータのうち実際の燃料からの FP 放出実験データは一般に有機ヨウ素割合が高く、6% 程度に達するものもあるが、その場合の有機ヨウ素量はむしろ凝縮も含めた全ヨウ素量と平衡関係にあり、気相中の  $\text{I}_2$  が少ない分だけ有機ヨウ素割合が高くなったと見る方が自然である。

有機ヨウ素生成に関する知見を事故時条件に即してまとめて見ると、

- ① 有機ヨウ素生成の主たるメカニズムは放射線化学反応である。
- ② したがって常温で熱平衡により存在し得る量はごくわずかであるが、高温ではさらに不安定である。したがって事故時の炉心・1 次系内で生成する可能性はほとんどない<sup>(26)</sup>。(有機物の供給の点からも制限される。)
- ③ 生成率は一般に系の表面積/体積比が大きくなるほど高くなる。

放射線は有機ヨウ素の合成と分解の両方に働き、全ヨウ素量等の条件に応じた平衡気相濃度をもたらすと考えられる。格納容器中ではベント等が十分なメチル基の供給源となろう。格納容器からの急速な放出まで評価するとすれば、平衡濃度だけでなく生成速度も必要となるが、いずれも条件に応じて定量的に扱うための知見は不十分である。

一方 TMI-2 号炉事故では、事故後約 1 ヶ月間に放出されたヨウ素のうちの平均有機ヨウ素割合として、40% という数値が報告されている<sup>(68)</sup>。(3~4 ヶ月後の測定では有機割合は 10% 程度まで低下しているが<sup>(69)</sup>、これは放射線レベルの低下によるものであろう。)

事故後最初の約 25 日間の  $^{131}\text{I}$  の環境への総放出量は  $4.12 \text{ Ci}$  と報告されている。(文献(68), p 366 Table 11-3) また環境放出量/フィルター保持量の比は  $32/112$  と推定されている(同 Table 11-4) ので、フィルター除去前の総放出量は上記期間に対して  $18.5 \text{ Ci}$  と計算される。このうち約 22% を占める補助建屋経由の分については、補助建屋壁面に付着しているヨウ素量の下限推定値が  $130 \text{ Ci}$ <sup>(70)</sup> と与えられているので、有機ヨウ素発生が壁面付着ヨウ素の放射線反応によるとすれば、次のように壁面付着量に対する有機ヨウ素発生率を推定することができる。

$$\frac{18.5 \times 0.22 \times 0.4}{130 \times 25} \cdot 100 = 0.5 \% / \text{day}$$

壁面付着量が下限推定値であるので、発生率としては上限推定値となる。

上記の発生率が連続的に排気された場合の放出率に対応するのに対して、封じ込めた場合の平衡気相濃度にあたる数値としては、事故後約3日における原子炉建屋内の気相ヨウ素濃度として  $0.025 \mu\text{Ci}/\text{cc}$  という数値が報告されている<sup>(70)</sup>。この時点におけるヨウ素の比較放射能として  $1.56 \times 10^3 \text{g}/1.01 \times 10^8 \text{Ci}$  という数値<sup>(71)</sup>を用いると、全ヨウ素の平衡気相濃度として  $3.8 \times 10^{-13} \text{g}/\text{cc}$  が得られる。補助建屋の場合と同様に有機ヨウ素割合が40%だったとすると、有機ヨウ素気相濃度として  $1.5 \times 10^{-13} \text{g}/\text{cc}$  (重量はヨウ素のみ) が得られる。

これらの発生率や平衡濃度はあくまでめやすに過ぎず一般性には問題はあるが、気相液相を含めた全ヨウ素量に「有機ヨウ素割合」を乗ずる従来の評価法よりも、妥当な推定を与えるものである。

#### 4.5 格納容器内FP挙動解析の事例

炉心溶融事故時の格納容器から環境へのFP放出量の計算例として、米国 Browns Ferry 1号炉 (BWR, MARK I 型格納容器) の電源喪失事故を想定し、格納容器内のFP挙動の解析を行った。本節では概要を述べ、詳細な結果は別途報告書にまとめる。

BWRの電源喪失事故は、炉心溶融に至る苛酷な事故シーケンスの1つとして米国SASA (Severe Accident Sequence Analysis) 計画で注目され、既にORNL (Oak Ridge National Laboratory) で解析が行なわれた。炉心溶融事故時のFP挙動解析では、実際の事故条件を模擬した実験が困難なこともあって、解析モデルの妥当性についての検証が不足しており、格納容器から環境へのFP放出の評価にあたり、種々の不確実さが存在する。このため、格納容器から環境へのFP放出に対し、どのようなパラメータが重要であるかを調べ、それぞれのパラメータの与える影響を把握する必要がある。そこで、本解析では原研で使用可能な計算コードの感度解析を通じて、解析結果に大きな影響を及ぼすパラメータの抽出を試みた。使用した計算コードは格納容器の熱水力挙動解析コードMARCHと、格納容器内FP挙動解析コードCORRAL-IIである。感度解析においては、表4.17に示すように重要と思われる幾つかのパラメータ (あるいはパラメータの組) をそれぞれ独立に下限値、標準値上限値に設定して計算を行ない、標準計算に対する変動幅を調べ、パラメータの結果に及ぼす影響を調べた。標準ケースにおけるヨウ素放出の経時変化を図4.33に示す。またパラメータ計算の結果は図4.34にまとめられているが、これから次のような結論が得られる。

- ① 燃料からのFP放出は、燃料溶融に伴う溶融放出と、圧力容器破損後に、溶融物 (燃料と構造物の混合物) が原子炉キャビティに落下し、コンクリートと相互作用する過程で発生する蒸発放出の寄与が大半を占める。このうち、先行する溶融放出による無機ヨウ素および粒子状物質は自然沈着または圧力抑制プール水によりほとんど除去される。
- ② 環境へのFP放出を左右する重要な因子の一つはFPの蒸発放出開始から、格納容器破損までの時間間隔である。この時間間隔が短くなれば、環境へのFP放出量が増大する傾向

がある。逆に、時間間隔が長くなれば減少する。但し、環境へのFP放出量はFP除去率等の他の因子にも依存するため、上述の相関からずれる場合もある。

③ 無機ヨウ素および粒子状物質の環境への放出量に大きな影響を及ぼすパラメータとして、次のものが抽出された。

- ・ 圧力抑制プール水のFPに対する除染係数
- ・ 自然沈着による除去率
- ・ メルトダウン終了時に一次系に残っている水

本感度解析は、パラメータの変動に限ったものである。今後、解析モデルに関する感度解析とその検討を進めていく必要がある。解析モデルについては、特に、溶融物とコンクリートの相互作用開始後の格納容器内熱水力挙動が格納容器の破損時刻に大きな影響を及ぼし、環境へのFP放出量にも大きな影響を及ぼすことから、溶融物とコンクリートの相互作用のモデルが重要な検討課題の一つである。また、本解析で抽出された上記の重要パラメータに関する実験あるいは検証コードによる解析等を通じて、これらのパラメータについての検討を進めていくことが望まれる。また本感度解析は、BWR電源喪失事故に限ったものである。今後、他の事故シナエンスに対する感度解析も実施する予定である。

#### 4.8 成果の反映と今後の研究課題

環境への通常のFP放出経路は

燃料 - 1次系 - 格納容器(原子炉建家) - 環境

であるが、環境へ放出されるFP量は、燃料から放出される量と、放出途中で、自然に又は工学的安全系によって除去される量によって決まる。夫々の過程でのFP挙動の研究は行われているが、いずれの過程でも十分な説明はなされていない。

FP挙動の主要な研究成果(現状)と重要度の高い研究テーマを表及び箇条書にて記す。

##### 研究課題

##### (1) 燃料からのFP放出

- ・ 実燃料を用いたメルトダウン放出率測定
- ・ 放出率(または速度)に及ぼす温度以外のパラメータの影響

ORNLで雰囲気(水素/水蒸気比)の効果が調べ始められているが、この他にも多くのパラメータによって影響されると考えられる。

##### (2) 1次系内FP挙動

- ・ ヨウ素の化学形の確認

CsIが支配的であることが定説であるが、これが事実としても、元素状ヨウ素の割合が有意なレベルにならないかどうか調べる必要がある。

- ・ エアロゾル生成に関する実験

技術的に困難であるが重要である。総合コード検証よりモデルの開発・検証に役立つ

データが望まれる。

- 有機ヨウ素生成速度に関する実験

ヨウ素化学形、ヨウ素濃度、放射線強度その他の条件をパラメータとし、生成速度と平衡濃度についてまとめる実験が必要である。

(3) 格納容器内 FP 挙動

- エアロゾル生成と自然除去

雰囲気および装置寸法の影響が大きいため、これらの因子を考慮した実験を行う必要がある。

- ヨウ素と水との反応

格納容器内特有の問題ではなく、FP 放出経路内に水がある場合の全てに関係するものである。この問題は FP の化学型と密接な関係を持ち、又平衡論のみならず、速度論的な取扱いも必要である。

研究の現状と主な成果についての概要を表にして示す。

項 目	内 容	研究機関	主 な 成 果	文 献
<u>燃料からの FP 放出</u>				
炉外模擬実験	UO <sub>2</sub> に模擬 FP を添加して加熱する。(SACHA 実験)	KfK	燃料溶融時の FP 放出率に関するデータを提供	00, 01 02
照射後加熱	実炉で照射された燃料棒を冷却後加熱して FP を放出, 捕集。	ORNL	NRC の FP 放出速度評価 (12) における主要データとなっている。	07
炉内実験	短尺燃料棒 1 本を被加熱により, 液化条件まで昇温し, FP 放出と炉内管各所への付着を調べる。	INEL (PBF)	第 1 回試験終了。液化の開始と共に放出率が大きく増大することを示す。	09
<u>1 次系内挙動</u>				
エアロゾルの輸送	1 次系を模擬した装置によりエアロゾルの各部への付着を調べる。	MARVI- KEN	実施中	
FP の化学形	理論解析により, 1 次系における気相化学種を推定	AECL その他	ヨウ素について CaI が支配的であることを示す。	04, 06
FP と配管の反応	ステンレス等金属試料を FP 気体雰囲気中で加熱	Sandia 他	アルゴン雰囲気中ではテルルとステンレス鋼の反応が違いが分った。	03
<u>伝熱管内 FP 挙動</u>				
エアロゾルの自然除去	事故条件を模擬した装置内でエアロゾルを発生させ, 粒子の形状, 沈着, 沈降の様子を調べる。	KfK ORNL	自然除去に関するデータを取得 エアロゾルの形状は水蒸気の有無によって異なる。	
工学的安全系による FP 除去	スプレイ, プール等により FP を模擬した物質を除去を調べる。	GE JAERI	FP の除去率, 除去速度等のデータ取得	
ヨウ素と水の相互作用	平衡論及び速度論的解析と気液分配係数の測定	AECL 他	ヨウ素の大半は水中に移行する。	
有機ヨウ素の挙動	CH <sub>4</sub> , I <sub>2</sub> , H <sub>2</sub> 雰囲気中で放射線照射し, 有機ヨウ素生成量の測定。	BMI 他	放射線の影響が大きい。	

## 参 考 文 献

- (1) US NRC, "Reactor Safety Study", WASH-1400 (1975).
- (2) DiNunno, J.J. et al., "Calculation of Distance Factors for Power and Test Reactor Sitio", TID-14844 (1962).
- (3) US NRC, "Radionuclide Release under Specific LWR Accident Conditions", NUREG-0956 (1983).
- (4) Warman, E.A., "Assessment of the Radiological Consequences of Postulated Reactor Accidents", 2nd Int. Conf. on Nucl. Tech. Transf., Buenos Aires, Argentina, Nov. 1-5 (1982).
- (5) Vinjamuri, K., Kudera, D.E., Croucher, D.W.; "A Review of Fission Product Behavior during Past Accidents and Destructive Tests", EGG-TFBP-6026 (1982).
- (6) Miller, A.D., "Radiation Source Terms and Shielding at TMI-2", Trans. Am. Nucl. Soc., 34, 633 (1980).
- (7) 炉心損傷調査タスクフォース: "炉心損傷研究に関する研究の現状と課題" JAERI-M 82-039 (1982)
- (8) Tasaka, K., "DCHAINZ: A Computer Code for Calculation of Transmutation of Nuclides", JAERI-M 8727 (1980).
- (9) Lidemer, T.B. and de Nordwall, H.J., "Analysis of Chemical Failure of Coated UO<sub>2</sub> and Other Oxide Fuels in the High Temperature Gas-cooled Reactor", ORNL-4926 (1974).
- (10) O'Boyle, D.R. et al., "Solid Fission-Product Behavior in Uranium-Plutonium Oxide Fuel irradiated in a Fast Neutron Flux", J. Nucl. Mater., 29, 27 (1969).
- (11) Olander, D.R., "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements", (Technical Information Center, USA, 1976).
- (12) US NRC, "Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior During LWR Accidents", NUREG-0772 (1981).
- (13) Collins, R.D. et al., "Air Cleaning for Reactors with Vented Containments", Conf-660904, 419-452 (1967).
- (14) Lorenz, R.Z. and Parker, G.W., "Final Report on the Second Fuel Rod Failure Transient Test of a Zircaloy-Clad Fuel Rod Cluster in TREAT", ORNL-4710 (1972).
- (15) Genco, J.M. et al., "Fission-Product Deposition and Its Enhancement Under Reactor Accident Conditions: Deposition on Primary

- System Surface", BMI-1863 (1969).
- (16) Parker, G.W. et al., "Out-of-Pile Studies of Fission-Product Release from Overheated Reactor Fuels at ORNL, 1955 - 1965", ORNL-3981 (1967).
  - (17) Osborne, M.F. et al., "Fission Product Release from Fuel under LWR Accident Conditions", Proceedings of International Meeting on LWR Severe Accident Evaluation, (Aug. 28 - Sept. 1, 1983), Cambridge, Massachusetts.
  - (18) Osetek, D.J. et al., "Iodine and Cesium Behavior during the First PBF Severe Fuel Damage Test", *ibid.*
  - (19) Lorenz, R.A. et al., "Review of Tellurium Release Rates from LWR Fuel Elements under Accident Conditions", *ibid.*
  - (20) Albrecht, H. et al., "Release of Fission and Activation Products during LWR Core Meltdown", Nucl. Technol. 46 (1979) 559.
  - (21) Albrecht, H. et al., "Experimental Investigation of Fission and Activation Product Release from LWR Fuel Rods at Temperatures Ranging from 1500 - 2800°C", Proceedings of the specialists' meeting on the behavior of defected Zr alloy clad ceramic fuel in water cooled reactors, Chalk River, Canada (Sept. 1979) IWGFPT/6 pp.141 - 146.
  - (22) Albrecht, H. et al., "Behavior of I, Cs, Te, Ba, Ag, In and Cd during Release from Overheated PWR Cores", Proceedings of (17).
  - (23) Cronenberg, A.W. et al., "An Assessment of Liquefaction-Induced I, Cs and Te Release from Low and High Bumpup Fuel", Proceedings of (17).
  - (24) Wren, D.J., "Kinetics of Iodine and Cesium Reactions in the CANDU Reactor Primary Heat Transport System under Accident Conditions", AECL-7781 (1983).
  - (25) Besmann, T.M. and Lindemer, T.B., "Chemical Thermodynamics of the System Cs-U-Zr-H-I-O in the Light Water Reactor Fuel-Cladding Gap", Nucl. Technol., 40(1978) 297.
  - (26) Garisto, F., "Thermodynamic of Iodine, Cesium and Tellurium in the Primary Heat Transport System under Accident Conditions", AECL-7782 (1982).
  - (27) Eriksson, G., "Thermodynamic Studies of High Temperature Equilibria", Acta Chemica Scandinavica 25(1971) 2651.
  - (28) Campbell, D.O., Malinauskas, A.P., and Stratton, W.R., "The Chemical Behavior of Fission Product Iodine in Light Water

- Reactor Accidents", Nucl. Technol. 53(1981) 111.
- (29) Clement, C.F., "Aerosol Growth in Vapor-Gas Mixtures Cooled through Surfaces", AERE-TP-897 (1982).
- (30) Jordan, H., Gieseke, J.A., and Baybutt, P., "TRAP-MELT Users Manual", BMI-2017 (1979).
- (31) Aronson, S. et al., "The Interaction of CsI with High-Chromium Alloys in the Presence of Oxygen", J. Inorg. and Nucl. Chem. 41(1979) 1209.
- (32) Elrick, R.M. and Sallch, R.A., "Fission Product Chemistry in the Primary System", Proceedings "International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation", Cambridge, Massachusetts (1983).
- (33) Lobb, R.C. and Robbins, I.H., "A Study of the 20%Cr/25%Ni/Nb Stabilized Stainless Steel-Tellurium Reaction", J. Nucl. Mat. 62(1976) 50.
- (34) Antill, J.E. and Carney, R.F.S., "Attack of Stainless Steel by Tellurium/Oxygen/Caesium Corrodents at 350°C to 678°C", J. Nucl. Mat. 88(1980) 212.
- (35) Antill, J.E. and Werburton, J.B., "Influence of Tellurium on Caesium-Enhanced Corrosion of Stainless Steel", J. Nucl. Mat. 71(1977) 134.
- (36) Sallch, R.A., Greenholt, C.J. and Taig, A.R., "Chemical Interactions of Tellurium Vapors with Reactor Materials", NUREG/CR-2921 (1983).
- (37) NEA/OECD, "Nuclear Aerosols in Reactor Safety", June 1979, OECD.
- (38) US NRC, "Nuclear Power Plant Severe Accident Research Plan", NUREG-0900, January 1983.
- (39) Oehlberg, R.N. et al., "EPAL Source Term Research", NUREG/CP-0047, pp.197, Oct. 1983.
- (40) Fuchs, N.A., "The Mechanics of Aerosols", Pergamon Press, Oxford, London (1964).
- (41) 高橋幹二, "基礎エアロゾル工学", 養賢堂出版, 東京, 1972
- (42) Saffman, P.G. and Turner, J.S., J. Fluid Mech., 1(16) (1956).
- (43) Auci, H.I., "Diffusiophoretic and Thermophoretic Deposition on Aerosols on Surfaces in LWR Containments following Severely Degraded Core Accidents", Proceedings of Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, MA, USA.

- (44) Postma, A.K. and Pasadag, W.F., "A Review of Mathematical Models for Predicting Spray Removal of Fission Products in Reactor Containment Vessels", WASH-1329, U.S. Atomic Energy Commission (1974).
- (45) Hilliard, R.K. et al., "Removal of Iodine and Particles from Containment Atmospheres by Sprays", BNWL-1244.
- (46) Moody, F.J. et al., "Estimated Effects of Interfacial Vaporization of Fission Product Scrubbing", Proceedings of Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, Aug. 28 - Sept. 1, 1983, Cambridge, MA, USA.
- (47) Yuu, S. et al., "Investigation of the Collection Mechanism in Absorption of Aerosols by Bubbling through Water", Powder Tech. 17, 115-122 (1977).
- (48) 西尾軍司, 私信, 1983年10月
- (49) Wichner, R.P., Webber, C.F., Lorenz, R.A. et al., "Station Blockout at Brown Ferry Unit One-Iodine and Noble Gas Distribution and Release", NUREG/CR-2182 Vo.2 (1982).
- (50) Morewitz, H.A. et al., Annual Technical Progress Report, LMRBR Safety Program, Government Fiscal Year 1977, AI-DOE-13210 (1977).
- (51) Vanghen, E.U., Aerosol Leakage Mode, Quarterly Progress Report, LMFBR Safety Program Oct. - Dec. 1977, AI-DOE-13723 (1978).
- (52) Lin, C.C., "Chemical Behavior of Radioiodine in BWR Systems", J. Inorg. Nucl. Chem., 42, 1093 (1980).
- (53) Postma, A.K. and Zavadoski, R.W., "Review of Organic Iodide Formation under Accident Conditions in Water-Cooled Reactors", WASH-1233 (1972).
- (54) Bell, J.T., Campbell, D.O., Lietzke, M.H., Palmer, D.A. and Toth, L.H., "Aqueous Iodine Chemistry in LWR Accidents: Review and Assessment", NUREG/CR-2493, CRNL-5824 (1982).
- (55) Eggleton, A.E.J., "A Theoretical Examination of Iodine-Water Partition Coefficients", AERE-R 4887 (1967).
- (56) 西沢千父, 木越安胤, 大島茂男, 大沢安隆, 前川立夫, "ヨウ素と有機ヨウ素化合物の気水分配係数", 原子力誌, 11, 205 (1969)。
- (57) Lin, C.C., "Behavior of Radioiodine Studies: Iodine Partition between Aqueous Solution and Gas Phases", NEDO-12583 (1975).
- (58) Pelletier, C.A. and Hamphill, R.T., "Nuclear Power Plant Related Iodine Partition Coefficients", EPRI-NP-1271 (1979).

- (59) Postma, A.K., "Workshop on Iodine Releases in Reactor Accidents", EPRI-NSAC-14 (1980).
- (60) Kabat, M.J., "Chemical Behavior of Radioiodine under Loss of Coolant Accident Conditions", Proc. 16th DOE Nuclear Air Cleaning Conf., p.867 (1980).
- (61) Martucci, J.A., "Iodine Decontamination Factors During PWR Steam Generation and Steam Venting", Combustion Engineering Report, CENPD-67, (1974).
- (62) Gittus, J.H. et al., "PWR Degraded Core Analysis", ND-R-610(s) (1982).
- (63) Lemire, R.C., Paquette, J., Torgerson, D.F., Wern, D.J. and Fletcher, J.W., "Assessment of Iodine Behavior in Reactor Containment Buildings from a Chemical Perspective", AECL-6912 (1981).
- (64) Draganic, I.G. and Draganic Z.D., "The Radiation Chemistry of Water", Academic Press, New York-London (1971).
- (65) Lin, C.C., "Chemical Effects of Gamma Radiation on Iodine in Aqueous Solutions", J. Inorg. Nucl. Chem., 42, 1101 (1980).
- (66) Botar, L. and Safarik, I., Acta Chim. Acad. Sci. Hung., 34, 377 (1962).
- (67) Shubnyakova, L.P., Kharlamov, V.T. and Pikaev, A.K., High Energy Chemistry, 10, 41 (1976), translated from Khimiya Vysokikh Energiy, 10, 49 (1976).
- (68) Rogovin, M. director, "Three Mile Island a Report to the Commissioners and to the Public", vol.II, part 2 (1981).
- (69) Cline, J.E. et al., "<sup>131</sup>I Studies at TMI Unit 2", EPRI-NP-1369 (1980).
- (70) Pelletier, C.A. et al., "Iodine-131 Behavior during the TMI-2 Accident", EPRI Report NSAC-30 (1981).
- (71) 石渡名澄, 私情, 1983年10月。

表 4.1 環境に放出されるFP推定値の比較  
Comparison of Source Terms

Fission Products	Percent of Core Inventory Released to Environment			
	WASH-1400 PWR-2	BATTELLE NUREG-0956 (DRAFT) TMLB- $\gamma$ SEQ.	TID-14844 Design Basis Source Term	SWEC Proposed Interim Source Term
Noble Gases (Xe & Kr)	90	100	100	100
Iodine	70	70	25	1.0
Cesium-Rubidium	50	60	1.0	1.0
Tellurium-Antimony	30	50	1.0	1.0
Barium-Strontium	6	1	1.0	1.0
Ruthenium	2	0.08	1.0	1.0
Lanthanum	0.4	0.2	1.0	0.4

表 4.2 原子炉事故例とFP放出量<sup>(5)</sup>

## Reactor Accidents and Fission Product Release

Facility	Year	Dry/ Wet	Contained/ Uncontained (C/U)	Release			Contaminated Area	MW (thermal)	Mgd
				Iodine	Fission Products	Noble Gas			
MMX <sup>b</sup>	1952	Wet	C	-- <sup>a</sup>	10 000 Ci in 3.785 x 10 <sup>6</sup> liters of water (in containment)	-- <sup>a</sup>	Reactor building	30	-- <sup>a</sup>
Hanford Kw	1955	Wet	C	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>
Windscale-1	1957	Dry	U	20,000 Ci (12% of inventory) in atmosphere	1600 Ci Iodine, 600 Ci <sup>137</sup> Cs, 80 Ci <sup>90</sup> Sr, 9 Ci <sup>90</sup> Zr (in atmosphere)	3.4 x 10 <sup>5</sup> Ci in atmosphere	200 square miles	<200 (estimated)	4000 (150 channels)
HTRE-3 <sup>c</sup>	1958	Dry	U	34 Ci (~14%) in atmosphere	<0.1 Ci <sup>91</sup> Sr, <400 Ci gross in atmosphere	-- <sup>a</sup>	-- <sup>a</sup>	6.12	0.001
MMU <sup>d</sup>	1958	Wet	C	-- <sup>a</sup>	Large amount released to coolant and building; small amount to environment	-- <sup>a</sup>	100 acres	200	-- <sup>a</sup>
WTR <sup>e</sup>	1960	Wet	C	0 Ci in atmosphere	10 000 Ci in 6 x 10 <sup>6</sup> liters of water in containment	<800 Ci in atmosphere	Reactor Containment Building (RCB)	65	
SL-1 <sup>f</sup>	1961	Wet	C	80 Ci (<0.5%) in atmosphere	<0.1 Ci <sup>90</sup> Sr, <0.5 Ci <sup>137</sup> Cs (on ground)	10 <sup>4</sup> Ci in atmosphere	75 acres	3	932
ETRD	1961	Wet	C	-- <sup>a</sup>	6.4 Ci in atmo- sphere; 42 Ci to leach pond	-- <sup>a</sup>	RCB	90	-- <sup>a</sup>
HTR <sup>h</sup>	1962	Wet	C	-- <sup>a</sup>	<15 times normal in primary system	-- <sup>a</sup>	RCB	40	491
ONN <sup>i</sup>	1963	Wet	C	0.15 to 0.2 Ci in atmo- sphere	<1000 Ci in primary system (~300 Ci iodine)	-- <sup>a</sup>	RCB	24	1.66

Facility	Year	Dry/ Wet	Contained/ Uncontained (C/U)	Release			Contaminated Area	MW (Thermal)	MW
				Iodine	Fission Products	Mobile Gas			
PRTR <sup>j</sup>	1965	Wet	C	206 Ci (27%) in containment water; 7 Ci (0.9%) in containment air	--a	~500 in containment air	NRU	85	NRU
TMI-2 <sup>k</sup>	1979	Wet	C	17 Ci in atmosphere	Not detected in atmosphere	10 x 10 <sup>6</sup> Ci in atmosphere	NRB and auxil- iary building	2720	2.42 x 10 <sup>5</sup>
CR-3 <sup>l</sup>	1980	Wet	C	70 Ci in 1.5 x 10 <sup>6</sup> liters of containment water; 2 Ci in contain- ment air	--a	1000 Ci in containment air	NRB	2452	--a

a. Not available.

- b. NRU = the NRU natural uranium, heavy-water-moderated research reactor in Chalk River, Ontario, Canada.
- c. NRE = Heat Transfer Reactor Experiment, Idaho National Engineering Laboratory, Idaho.
- d. NRU = the NRU natural uranium, heavy-water-moderated and -cooled test reactor in Chalk River, Ontario, Canada.
- e. MTR = Westinghouse Testing Reactor in Moltz Hills, Pennsylvania.
- f. SL-1 = Stationary Low Power Reactor-1, Idaho National Engineering Laboratory, Idaho.
- g. ETR = Engineering Test Reactor, Idaho National Engineering Laboratory, Idaho.
- h. MTR = Materials Testing Reactor, Idaho National Engineering Laboratory, Idaho.
- i. ORR = Oak Ridge Research Reactor, Oak Ridge National Laboratory, Tennessee.
- j. PRTR = Plutonium Recycle Test Reactor, Hanford, Washington.
- k. TMI-2 = Three Mile Island-Unit 2, Metropolitan Edison Co., Middletown, Pennsylvania.
- l. CR-3 = Crystal River-Unit 3, Florida Power Corporation, Crystal River, Florida.

表 4.3 Xe, Cs半減期とその存在量比較  
Half-Life and Inventory of Xe and Cs

質量数	Xe	Cs	Xe 存在量 (g-atom) <sup>a</sup>	Cs 存在量 (g-atom) <sup>a</sup>
139 ↓ (134)	5.27 d —	Stable 2.1 Y	$1.3 \times 10^{-7}$ —	$2.7 \times 10^{-6}$ $7.7 \times 10^{-6}$
135 ↓ (136)	9.2 hr —	meta-Stable 13d	$1.2 \times 10^{-9}$ —	$3.6 \times 10^{-7}$ $1.6 \times 10^{-9}$
137	3.9 min	30 Y	$6.4 \times 10^{-11}$	$2.8 \times 10^{-9}$

<sup>a</sup> 4% eU 1g を ~10,000 MWD/T の燃焼度まで照射した時に生ずる Xe, Cs 量  
(ORIGENコード計算)

表 4.4 ORNL 実験の試料と試験条件<sup>(17)</sup>

Fuel Specimen and Test Operation Data in ORNL Experiment

	Test		
	NI-1	NI-2	NI-3
<b>Fuel specimen data</b>			
Length (cm)	20.3	20.3	20.3
Mass (g)	168.0 <sup>a</sup>	166.0 <sup>a</sup>	166.9 <sup>a</sup>
Reactor	M. B. Robinson	M. B. Robinson	M. B. Robinson
Burnup (MW/kg)	28.0	28.0	25.2
Krypton release during irradiation (%)	0.35	0.35	0.35
<b>Test operating data</b>			
Heatup rate (°C/min)	72	75	125
Maximum temperature (°C)	1400	1700	2000
Time at test temperature (min)	30.0	20.0	20.0
Average helium flow rate (L/min) <sup>b</sup>	0.436 <sup>a</sup>	0.334	0.302
Average steam flow rate into furnace (L/min)	1.01	0.99	0.366
H <sub>2</sub> generated (L) <sup>b</sup>	12.17	13.54	4.92

<sup>a</sup> Including 30.7-g Zircaloy cladding and end caps.

<sup>b</sup> At STP.

<sup>c</sup> Argon was substituted for helium in tests NI-1 and NI-2.

表 4.5 H.B. Robinson 燃料からのFP放出率とその分布<sup>(17)</sup>

Extent and Distribution of Fission Product Release from H.B. Robinson Fuel

Test component or collector	Temperature or range (°C)	Fraction of fuel inventory found (%)				
		<sup>85</sup> Kr	<sup>137</sup> Cs	<sup>129</sup> I	<sup>125</sup> Sb	<sup>110m</sup> Ag
<u>Test NI-1 (30 min at 1400°C in steam at 1.0 L/min)</u>						
Furnace	1400-900	0	0.79	0.016	0.0011	0
Thermal gradient tube <sup>a</sup>	800-130	0	0.58	0.83	-0.017 <sup>b</sup>	0
Filters	~130	0	0.38	1.18	0 <sup>c</sup>	0
Hot charcoal	~130	0	0	0.010	0	0
Cold charcoal	-78	<u>2.83</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>
Totals		2.83	1.75	2.04	0.018	0
<u>Test NI-2 (20 min at 1700°C in steam at 1.0 L/min)</u>						
Furnace <sup>a</sup>	1700-1000	0	8.82	-0.14	0.68	0
Thermal gradient tube	1000-150	0	15.5	16.8	-0.83 <sup>b</sup>	1.86
Filters	~150	0	26.2	35.9	0.003	0.26
Hot charcoal	~150	0	10 <sup>-6</sup>	0.187	0	0
Cold charcoal	-78	<u>51.5</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>
Totals		51.5	50.5	53.0	1.33	2.12
<u>Test NI-3 (20 min at 2000°C in steam at 0.36 L/min)</u>						
Furnace <sup>d</sup>	2000-1000	0	13.5	0.60	10 <sup>-3</sup>	0.015
Thermal gradient tube	900-140	0	15.7	12.4	0	0
Filters	~140	0	28.5	22.4	0	0
Hot charcoal	~140	0	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-3</sup>	0	0
Cold charcoal	-196	<u>59</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>	<u>0</u>
Totals		59	57.7	35.4	10 <sup>-3</sup>	0.015

<sup>a</sup>In addition, particles of fuel and/or cladding recovered from the furnace contained significant amounts of <sup>137</sup>Cs, <sup>125</sup>Sb, <sup>186</sup>Pu, and <sup>58</sup>Co.

<sup>b</sup>Measured only after >90% of the Cs activity had been removed by leaching.

<sup>c</sup>Not detected because of high Cs activity, possibly as high as 0.08%.

<sup>d</sup>Fuel specimen could not be removed from ZrO<sub>2</sub> furnace tube and end plug. Because some released material remained with fuel and could not be measured, these values represent minima only.

表 4.6 生成エンタルピーおよびエントロピー  
Enthalpy and Entropy of Formation

SPECIES	$\Delta H(298)$ (J/mole)	$-\Delta S(298)$ (J/mole-K)
CS (G)	0.766500+05	-0.904600+02
CS2	0.106000+06	-0.113700+03
CSO	0.628000+06	-0.678000+02
CS2O	-0.920000+05	-0.452000+02
CSH	0.116500+06	-0.646900+02
CSOH	-0.239000+06	-0.171000+01
(CSOH)2	-0.688000+06	0.143000+03
H2O	-0.241800+06	0.443900+02
I	0.106800+06	-0.122700+03
I2	0.624000+05	-0.144500+03
HI	0.260000+05	-0.831800+02
CSi	-0.157000+06	-0.132000+03
CS2I2	-0.461000+06	-0.143000+03
H2	0.0	0.0
O2	0.0	0.0
TE	0.196300+06	-0.132400+03
TE2	0.168500+06	-0.169300+03
H2TE	0.100000+06	-0.488000+02
TEO	0.709000+05	-0.889000+02
(TEO)2	0.292000+05	-0.107300+03
TEO2	0.147200+06	-0.205000+02
TE(L)	0.175000+05	-0.242000+02
CSi(L)	-0.319400+06	-0.990000+01
TEO2(L)	-0.293600+06	0.146200+03
CSOH(L)	-0.406100+06	0.134400+03
CS(S)	0.0	0.0
I(S)	0.0	0.0
TE(S)	0.0	0.0
CSi(S)	-0.336900+06	0.148000+02
TEO2(S)	-0.322700+06	0.173100+03
CSOH(S)	-0.416800+06	0.154300+03

表 4.7 BWR 全電源喪失事故において放出されるセシウム、ヨウ素、テルル  
の主な化学種 (MARCH 計算結果準拠, 1000 K で化学形が定まる場合)  
Main Chemical Species of Cs, I, Te Released at BWR  
Station Blackout

化学種	生成量 (グラム分子)
気相	
Cs	0.31
CsOH	711
(CsOH) <sub>2</sub>	365
I	0.14
HI	0.0016
CsI	65
(CsI) <sub>2</sub>	4.2
Te	0.15
Te <sub>2</sub>	17
H <sub>2</sub> Te	29
TeO	0.087
液相	
CsI (ℓ)	25
CsOH (ℓ)	6.0
Te (ℓ)	3.7
TeO <sub>2</sub> (S)	23

表 4.8 FP及びエアロゾル輸送コードの比較

Comparison of FP and Aerosol Transport Codes

	NAUA	CONRAL	TRAP/MILT	COSMO3	ABC	ABC/M1	X
<b>Compartment</b>							
Single	o	x	x	x	o	o	x
Multiple	x	o	o	o	x	x	o
<b>Radionuclide</b>							
Vapor	x	o	o	o	x	x	o
Particulate	o	o	o	o	o	o	o
<b>Agglomeration</b>							
Brownian	o	(x)	o	x	o	o	o
Gravitational	o	(x)	o	x	o	o	o
Turbulent	x	(x)	o	x	x	x	o
<b>Condensation</b>							
onto particle (o)	(o)	x	o	x	x	x	o
onto spray dry x	x	(x)	x	x	x	x	o
onto wall (o)	(o)	(o)	o	o	x	x	o
<b>Removal</b>							
Diffusion	o	(x)	o	o	o	o	o
Gravitational settling	o	(o)	o	o	o	o	o
Thermophoresis (o)	(o)	(x)	(o)	x	o	o	o
Spray	x	o	x	o	x	o	o
Filter (x)	(x)	o	x	o	o	o	o
Leak	o	o	x	o	o	o	o
Pool scrubbing	x	x	x	o*	x	x	o**
Icecondenser	x	x	x	o*	x	x	o**
Diffusion	x	x	x	x	x	o	o

Note: \* nonechanistic model \*\* mechanistic model

表 4.9 公開されたエアロゾルモデルの能力比較

Capability Matrix of Published Reactor Aerosol Models

FACTORS MODELED	MADCA	ETHERBEMO	TRAPP	THERAP	TRAPBWR/PWR	SMOKLEA	HAA3	HAA4	HAAZ	HAA3	HAA3	HAA3	HAA4	HAA4	AEROSIM	CRAB	QUICK	ZONIC	MSPEC	CORRAL	MATABORS	CONTAIN/MACROS	AEROSOL
COAGULATION																							
- BROWNIAN			X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- GRAVITATIONAL			X			X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- TURBULENT			X	X			X																
WALL/FLOOR PLATE - OUT																							
- DIFFUSION			X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- TURBULENT			X	X			X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- THERMOPHORETIC		X	X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- GRAVITY	X		X	X		X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- SPRAY REMOVAL																							
VENTILATION OR LEAKAGE VAPOR CONDENSATION ON																							
- PARTICLES	X		X			X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- SURFACES					X	X																	
EVAPORATION FROM																							
- PARTICLES																							
- SURFACES					X																		
CHEMICAL SPECIES DISTRIBUTION																							
- BETWEEN PHASES					X																		
- BETWEEN PARTICLE SIZE BRACKETS															X	X							
WELL STIRRED																							
- SINGLE COMPARTMENTS	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X	X
- SERIES OR NETWORK COMPARTMENTS																							
- ZONES W/IN COMPARTMENT																							
AEROSOL SOURCE SIZE DISTRIBUTION																							
- MONODISPERSED	X	X			X																		
- LOG-NORMAL			X	X			X	X	X	X					X	X	X	X	X	X	X	X	X
- ARBITRARY																							
- POWER-LAW						X																	

- 277 -

JAERI-M 94-055

表 4.10 サイクル 3 後に観測された 1 次系からの漏洩量

As-Found Leakages for Pathways from the Primary System,  
End Cycle 3

Pathway	Leakage (SCFH)	Test medium and pressure (psig)	Leakage into
Main steam lines (X-7A, X-7B, X-7C, X-7D, X-8)	876.04	Air (25)	Main condensers
Core spray injection (X-16A, X-16B)	0.50	Water (55) <sup>a</sup>	Clean radwaste
RNR injection (X-15A)	0.07	Water (55) <sup>a</sup>	RNR system
RNR Injection (X-15B)	0.16	Water (55) <sup>a</sup>	RNR system
Shutdown cooling suction (X-12)	0.31	Air (50)	RNR system
NPIC steam supply line (X-11)	4.40	Air (50)	NPIC system
RCIC steam supply line (X-10)	0.29	Air (50)	RCIC system
Feedwater line B (X-9B)	77.65	Air (50)	Feed system NWC system RCIC system CND hydraulic system
Feedwater line A (X-9A)	29.29	Air (50)	Feed system NPIC system
From recirculation lines (X-14, X-37C, X-38C, X-41)	0.43	Water (55) <sup>a</sup>	CND system Water quality system NWC system

<sup>a</sup>The reported leakage is the measured leakage in ft<sup>3</sup> of water/h. No conversion factor has been applied.

表 4.11 サイクル 3 後に観測されたドライウェルからの漏洩量<sup>(40)</sup>

As-Found Leakages for Pathways from the Drywell Atmosphere,  
End Cycle 3

Pathway	Leakage (SCFH)	Test medium and pressure (psig)	Leakage into
RNR containment spray (X-39A)	0.52	Water (55) <sup>a</sup>	RNR system
RNR containment spray (X-39B)	0.74	Water (55) <sup>a</sup>	RNR system
Drywell sumps (X-18, X-19)	0.02	Water (55) <sup>a</sup>	Radwaste system
Bellows	0.02	Air (50)	Reactor building
Resilient seals	39.13	Air (50)	Reactor building
Electrical seals	0.64	Air (50)	Reactor building
Drywell control air suction (X-48)	0.40	Air (50)	Drywell control air system
Drywell control air discharge (X-22)	0.17	Air (50)	Drywell control air system

<sup>a</sup>The reported leakage is the measured leakage in ft<sup>3</sup> of water/h. No conversion factor has been applied.

表 4.12 サイクル3後に観測されたウェットウェルからの漏洩量

As-Found Leakages for Pathways from the Wetwell Airspace,  
End Cycle 3

Pathway	Leakage (SCFH)	Test medium and pressure (psig)	Leakage into
RCIC turbine exhaust (X-218)	14.29	Water (55) <sup>a</sup>	RCIC system
RPCI turbine exhaust (X-220)	22.09	Water (55) <sup>a</sup>	RPCI system
Wetwell containment spray (X-211A)	1.36	Water (55) <sup>a</sup>	RHR system
Wetwell containment spray (X-211B)	6.09	Water (55) <sup>a</sup>	RHR system
Yorus - reactor building vacuum breakers (X-205)	9.96	Air (30)	Reactor building

<sup>a</sup>The reported leakage is the measured leakage in ft<sup>3</sup> of water/h. No conversion factor has been applied.

表 4.13 サイクル3後に観測された圧力抑制プールからの漏洩量<sup>(40)</sup>

As-Found Leakages for Pathways from the Pressure Suppression Pool,  
End Cycle 3

Pathway	Leakage (SCFH)	Test medium and pressure (psig)	Leakage into
RCIC vacuum pump discharge (X-221)	44.18	Water (55) <sup>a</sup>	Barometric condenser
RPCI steam trap discharge (X-222)	0.06	Water (55) <sup>a</sup>	Gland seal condenser
Head tank pump suction	0.64	Water (55) <sup>a</sup>	Keep full system

<sup>a</sup>The reported leakage is the measured leakage in ft<sup>3</sup> of water/h. No conversion factor has been applied.

表 4.14 ヨウ素の加水分解反応の平衡定数 (54,57,58)

## Equilibrium Constants for Reactions

Temp. (°C)	Equilibrium constants		
	$K_1$	$K_2$	$K_3$
25	$4.04 \times 10^{-13}$	$1.06 \times 10^{-10}$	$8.09 \times 10^{-48}$
100	$5 \times 10^{-11}$	-	$2.74 \times 10^{-40}$

表 4.15 25°Cにおける水中ヨウ素種の平衡濃度<sup>(12)</sup>

## Equilibrium Concentration and Partition Coefficients of Aqueous Iodine Species at 25°C

ACID	TOTAL I	HOI	I-	I2	IO3-	PC
1.0000-05	1.0000-04	0.1420-04	0.1210-04	0.8530-04	0.2400-08	0.9840+02
1.0000-05	1.0000-05	0.3770-07	0.3240-08	0.4080-08	0.4400-04	0.1340+03
1.0000-05	1.0000-04	0.7430-08	0.6340-04	0.2330-04	0.1230-04	0.3440+03
1.0000-05	1.0000-07	0.9330-09	0.7940-07	0.3480-08	0.1870-07	0.1970+04
1.0000-08	1.0000-08	0.9430-10	0.8240-08	0.3940-10	0.1430-08	0.9300+04
1.0000-08	1.0000-09	0.9490-11	0.8270-09	0.3940-12	0.1430-09	0.1340+08
1.0000-04	1.0000-04	0.7480-07	0.6340-04	0.2340-04	0.1270-04	0.3480+03
1.0000-04	1.0000-08	0.9430-08	0.8020-08	0.3740-04	0.1400-08	0.2190+04
1.0000-04	1.0000-04	0.9790-09	0.8270-04	0.4000-08	0.1440-04	0.1810+08
1.0000-04	1.0000-07	0.9790-10	0.8320-07	0.4030-10	0.1440-07	0.9130+08
1.0000-04	1.0000-08	0.9790-11	0.8330-08	0.4040-12	0.1440-08	0.1340+04
1.0000-04	1.0000-09	0.9790-12	0.8330-09	0.4040-14	0.1440-09	0.1440+04
1.0000-07	1.0000-04	0.9740-08	0.8300-04	0.4010-04	0.1440-04	0.3010+08
1.0000-07	1.0000-08	0.9800-09	0.8330-08	0.4040-08	0.1470-08	0.1800+04
1.0000-07	1.0000-04	0.9800-10	0.8330-04	0.4040-10	0.1470-04	0.9110+04
1.0000-07	1.0000-07	0.9800-11	0.8330-07	0.4040-12	0.1470-07	0.1340+07
1.0000-07	1.0000-08	0.9800-12	0.8330-08	0.4040-14	0.1470-08	0.1440+07
1.0000-07	1.0000-09	0.9800-13	0.8330-09	0.4040-16	0.1470-09	0.1440+07
1.0000-08	1.0000-04	0.9800-09	0.8330-04	0.4040-08	0.1470-04	0.1800+07
1.0000-08	1.0000-08	0.9800-10	0.8330-08	0.4040-10	0.1470-08	0.9110+07
1.0000-08	1.0000-04	0.9800-11	0.8330-04	0.4040-12	0.1470-04	0.1340+08
1.0000-08	1.0000-07	0.9800-12	0.8330-07	0.4040-14	0.1470-07	0.1440+08
1.0000-08	1.0000-08	0.9800-13	0.8330-08	0.4040-16	0.1470-08	0.1440+08
1.0000-08	1.0000-09	0.9800-14	0.8330-09	0.4040-18	0.1470-09	0.1440+08
1.0000-09	1.0000-04	0.9800-10	0.8330-04	0.4040-10	0.1470-04	0.9110+08
1.0000-09	1.0000-08	0.9800-11	0.8330-08	0.4040-12	0.1470-08	0.1340+09
1.0000-09	1.0000-04	0.9800-12	0.8330-04	0.4040-14	0.1470-04	0.1440+09
1.0000-09	1.0000-07	0.9800-13	0.8330-07	0.4040-16	0.1470-07	0.1440+09
1.0000-09	1.0000-08	0.9800-14	0.8330-08	0.4040-18	0.1470-08	0.1440+09
1.0000-09	1.0000-09	0.9800-15	0.8330-09	0.4040-20	0.1470-09	0.1440+09
1.0000-10	1.0000-04	0.9800-11	0.8330-04	0.4040-12	0.1470-04	0.1340+10
1.0000-10	1.0000-08	0.9800-12	0.8330-08	0.4040-14	0.1470-08	0.1440+10
1.0000-10	1.0000-04	0.9800-13	0.8330-04	0.4040-16	0.1470-04	0.1440+10
1.0000-10	1.0000-07	0.9800-14	0.8330-07	0.4040-18	0.1470-07	0.1440+10
1.0000-10	1.0000-08	0.9800-15	0.8330-08	0.4040-20	0.1470-08	0.1440+10
1.0000-10	1.0000-09	0.9800-16	0.8330-09	0.4040-22	0.1470-09	0.1440+10

表 4.16 100 °C における水中ヨウ素種の平衡濃度<sup>(12)</sup>

Equilibrium Concentration and Partition Coefficients of Aqueous Iodine Species at 100°C

ACID	TOTAL I	NOI	I-	I <sub>2</sub>	IO <sub>3</sub> -	PC
1.0000-08	1.0000-04	0.5370-04	0.7470-04	0.1010-04	0.1490-04	0.9070+02
1.0000-08	1.0000-08	0.3710-07	0.8210-08	0.1220-08	0.1630-08	0.4430+03
1.0000-08	1.0000-04	0.3730-08	0.8300-04	0.1240-08	0.1650-04	0.3490+04
1.0000-08	1.0000-07	0.3730-09	0.8310-07	0.1250-10	0.1650-07	0.4430+04
1.0000-08	1.0000-08	0.3730-10	0.8310-08	0.1250-12	0.1650-08	0.4420+04
1.0000-08	1.0000-09	0.3730-11	0.8310-09	0.1250-14	0.1650-09	0.4930+04
1.0000-04	1.0000-04	0.3740-07	0.8330-04	0.1230-04	0.1640-04	0.4430+04
1.0000-04	1.0000-08	0.3770-09	0.8330-08	0.1240-08	0.1670-08	0.3490+05
1.0000-04	1.0000-10	0.3770-10	0.8330-10	0.1240-10	0.1670-04	0.4430+05
1.0000-04	1.0000-07	0.3770-11	0.8330-07	0.1240-12	0.1670-07	0.4900+08
1.0000-04	1.0000-08	0.3770-11	0.8330-08	0.1240-14	0.1670-08	0.4930+05
1.0000-04	1.0000-09	0.3770-12	0.8330-09	0.1240-16	0.1670-09	0.4930+05
1.0000-07	1.0000-04	0.3770-08	0.8330-04	0.1240-08	0.1670-04	0.2940+06
1.0000-07	1.0000-05	0.3770-09	0.8330-05	0.1240-10	0.1670-08	0.4430+06
1.0000-07	1.0000-06	0.3770-10	0.8330-06	0.1240-12	0.1670-04	0.4900+06
1.0000-07	1.0000-07	0.3770-11	0.8330-07	0.1240-14	0.1670-07	0.4930+04
1.0000-07	1.0000-08	0.3770-12	0.8330-08	0.1240-16	0.1670-08	0.4930+04
1.0000-07	1.0000-09	0.3770-13	0.8330-09	0.1240-18	0.1670-09	0.4930+04
1.0000-08	1.0000-04	0.3770-09	0.8330-04	0.1240-10	0.1670-04	0.4430+07
1.0000-08	1.0000-06	0.3770-10	0.8330-06	0.1240-12	0.1670-08	0.4900+07
1.0000-08	1.0000-07	0.3770-11	0.8330-07	0.1240-14	0.1670-04	0.4930+07
1.0000-08	1.0000-08	0.3770-12	0.8330-08	0.1240-16	0.1670-07	0.4930+07
1.0000-08	1.0000-08	0.3770-13	0.8330-08	0.1240-18	0.1670-08	0.4930+07
1.0000-08	1.0000-09	0.3770-14	0.8330-09	0.1240-20	0.1670-09	0.4930+07
1.0000-09	1.0000-04	0.3770-10	0.8330-04	0.1240-12	0.1670-04	0.4900+08
1.0000-09	1.0000-06	0.3770-11	0.8330-06	0.1240-14	0.1670-08	0.4930+08
1.0000-09	1.0000-06	0.3770-12	0.8330-06	0.1240-16	0.1670-04	0.4930+08
1.0000-09	1.0000-07	0.3770-13	0.8330-07	0.1240-18	0.1670-07	0.4930+08
1.0000-09	1.0000-08	0.3770-14	0.8330-08	0.1240-20	0.1670-08	0.4930+08
1.0000-09	1.0000-09	0.3770-15	0.8330-09	0.1240-22	0.1670-09	0.4930+08
1.0000-10	1.0000-04	0.3770-11	0.8330-04	0.1240-12	0.1670-04	0.4900+08
1.0000-10	1.0000-06	0.3770-12	0.8330-06	0.1240-14	0.1670-08	0.4930+09
1.0000-10	1.0000-08	0.3770-13	0.8330-08	0.1240-18	0.1670-04	0.4930+09
1.0000-10	1.0000-07	0.3770-14	0.8330-07	0.1240-20	0.1670-07	0.4930+09
1.0000-10	1.0000-08	0.3770-15	0.8330-08	0.1240-22	0.1670-08	0.4930+09
1.0000-10	1.0000-09	0.3770-16	0.8330-09	0.1240-24	0.1670-09	0.4930+09

表 4.17 感度解析で使用した定数

## Variables Selected for Sensitivity Analysis

変数名	変数の意味	下限値	標準値	上限値	単位
(1) DCF*	圧力抑制水のFPに対する除染係数	1.2	100.0	$10^4$	
(2) WDED	マルチダウン終了時において一次系配管等に残っている水の量	$1.75 \times 10^4$	$3.5 \times 10^4$	$7.0 \times 10^4$	lb
(8) TMELT	炉心の溶融温度	3362.0	4130.0	5072.0	F
TFUS	燃料の溶融温度+融解熱と等価な温度	4362.0	5130.0	6072.0	F
TMLT	デブリの溶融温度	3362.0	4130.0	5072.0	F
(4) FDROP	圧力容器底部へのスランピングが開始する炉心の溶融割合	0.4	0.75	0.9	
FCOL	炉心全体が落下するための炉心の溶融割合	0.4	0.75	0.9	
(6) FZOCR	デブリ粒子の中心核に占めるZrO <sub>2</sub> の割合	0.0	0.08	0.5	
FZOS 1	デブリ粒子の第1殻に占めるZrO <sub>2</sub> の割合	0.0	0.1	0.5	
(6) COND	圧力容器底部に落下した溶融燃料の熱伝導度	4.31	8.0005	25.1	Btu/hr/ ft/F
(7) FFSM*	FPの溶融放出成分	Low RSS	RSS	High RSS	
(8) FFSV*	FPの蒸発放出成分	Low RSS	RSS	High RSS	
(9) GFLW 1	区画間ガス流量および漏洩率 (入力指定)	$\frac{1}{10}$ a	a (設計値)	10 a	ft <sup>3</sup> /hr (ガス流量) 1/hr (漏洩率)
04 GFLW 2	区画間ガス流量及び漏洩率 (MARCHの出力)	$\frac{1}{3}$ a	a (MARCH の出力)	3 a	ft <sup>3</sup> /hr (ガス流量) 1/hr (漏洩率)
00 DFI 2	無機よう素に対する自然沈着 による除去率	$\frac{1}{2}$ a	a	2 a	1/hr
03 DFP	粒子状物質に対する自然沈着 による除去率	$\frac{1}{5}$ a	a	5 a	1/hr

\*のついた変数は、MARCH、CORRAL IIの両コードに関係する変数である。

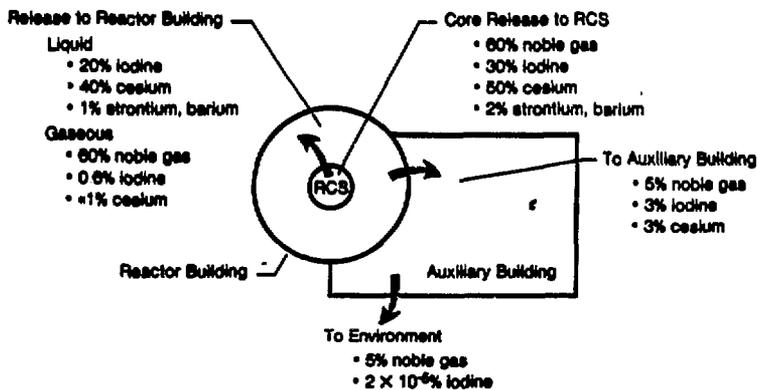


図 4.1 TMI-2事故でのFP分布<sup>(6)</sup>  
Release Fractions at TMI-2

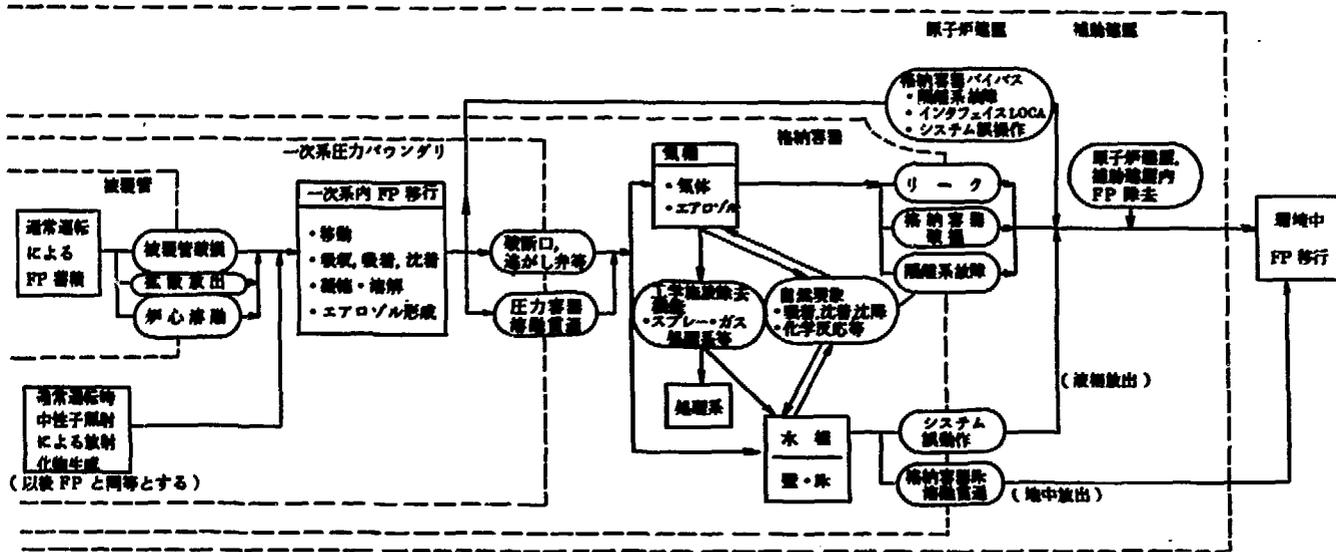


図 4.2 FP放出のシーケンス  
 Sequence of Radionuclide Release

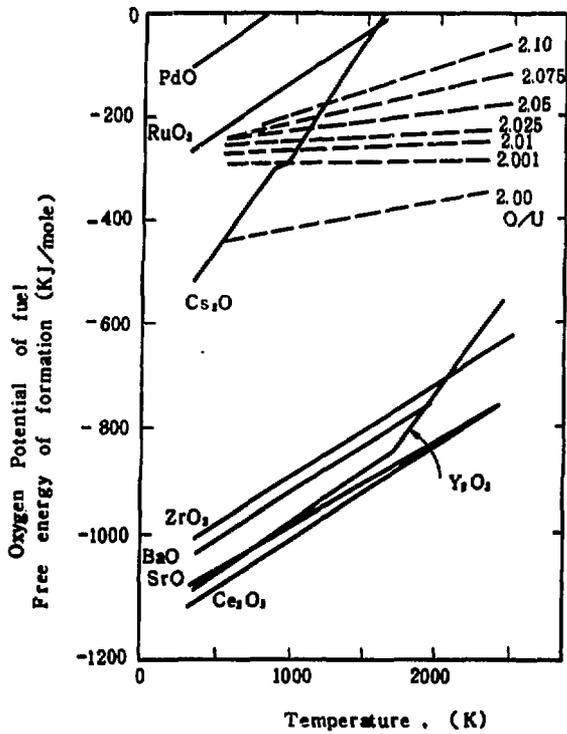


図 4.3 二酸化ウラン中の酸素ポテンシャル及びFP 酸化物生成自由エネルギー  
 Oxygen Potential in UO<sub>2</sub> and Formation Free Energy of FP Oxides

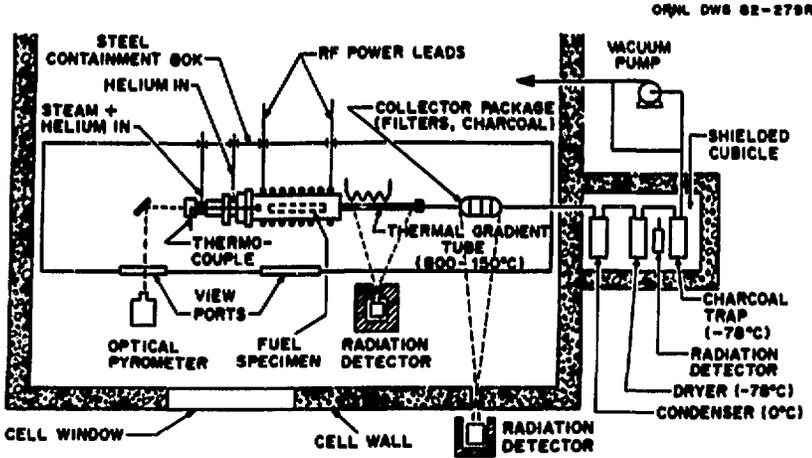


図 4.4 ORNL 実験における FP 捕集系<sup>(17)</sup>

Fission Product Release and Collection System  
in ORNL Experiment

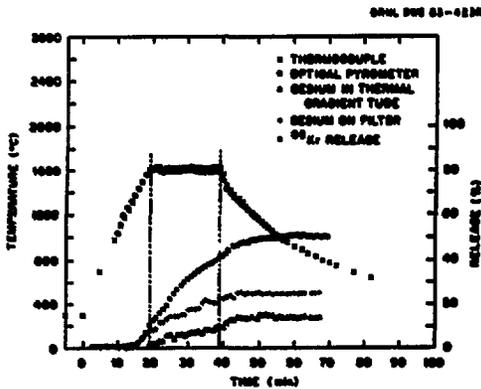


図 4.5 ORNL HI-2 実験における Cs と Kr の放出と温度変化<sup>(17)</sup>  
Release of Cesium and Krypton as Functions of Time and Temperature in ORNL Test HI-2

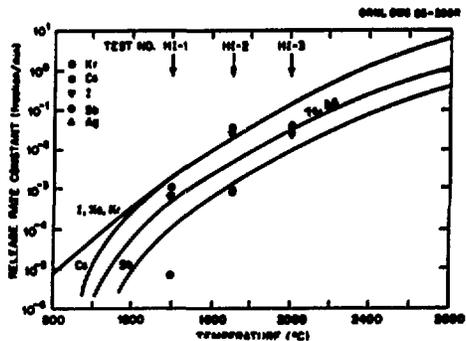


図 4.6 NUREG-0772 の K(T) 評価曲線と比較した ORNL FP 放出速度データ<sup>(17)</sup>  
Release Rate Data from ORNL Tests Compared to Curves from NUREG-0772

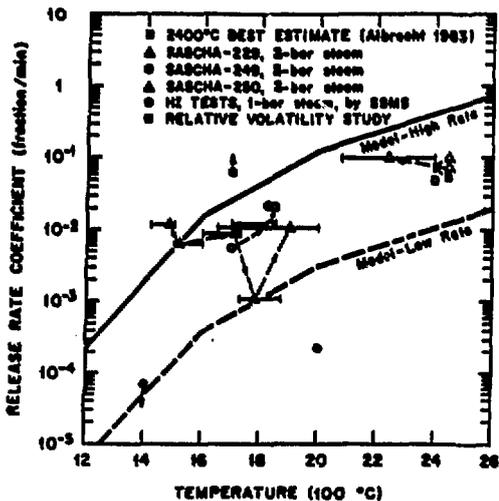


図 4.7 水蒸気中のTe 放出率速度定数に関するモデルと実験との比較<sup>(19)</sup>  
 Comparison of Model and Test Release Rates for  
 Tellurium in Steam Steam

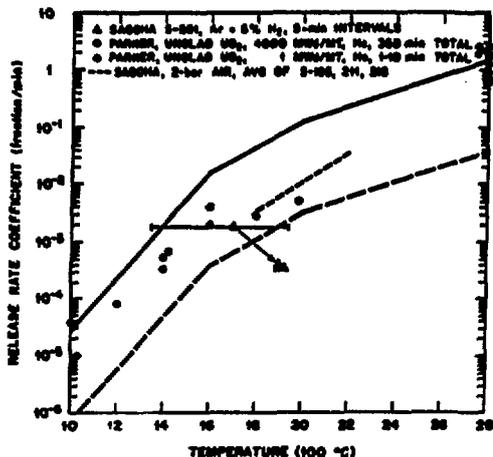


図 4.8 種々の試験結果におけるTe 放出率速度係数<sup>(19)</sup>  
 Tellurium Release Rates in Various Tests

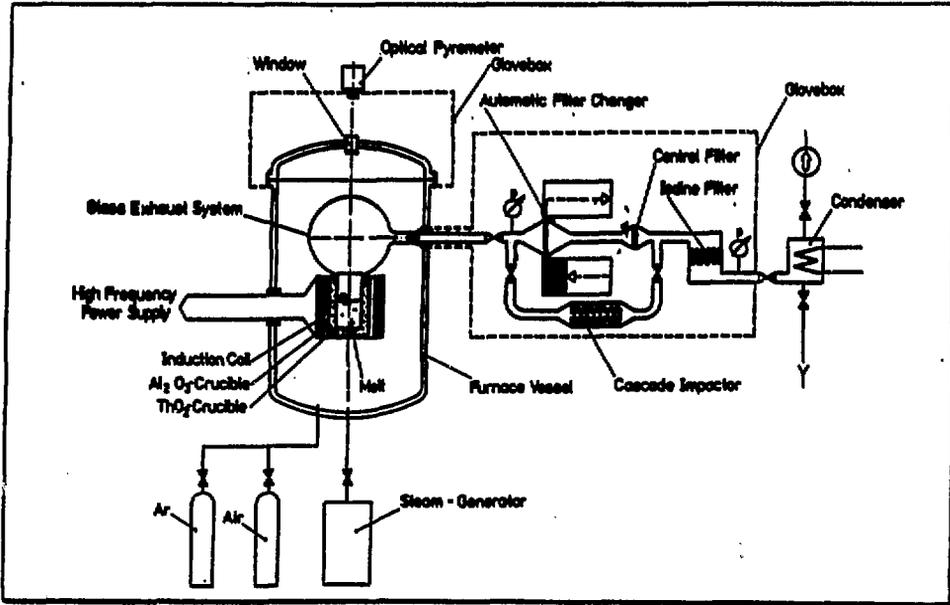


図 4.9 KFK の炉心溶融 FP 放出実験設備 SASCHA<sup>(20,21)</sup>  
 SASCHA Facility for Core Melt Release Studies

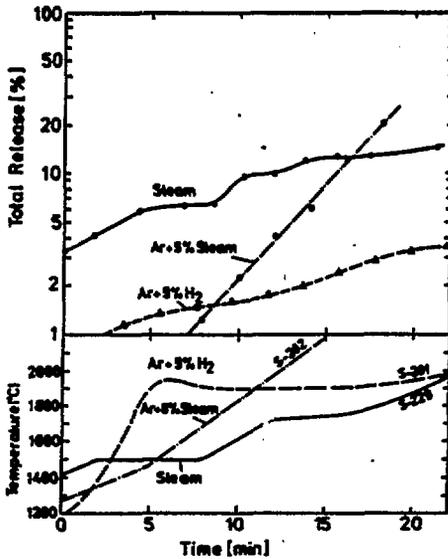


図 4.10 Te 放出率の水蒸気供給依存性<sup>(22)</sup>  
 Dependency of Te Release Rate on Steam Supply

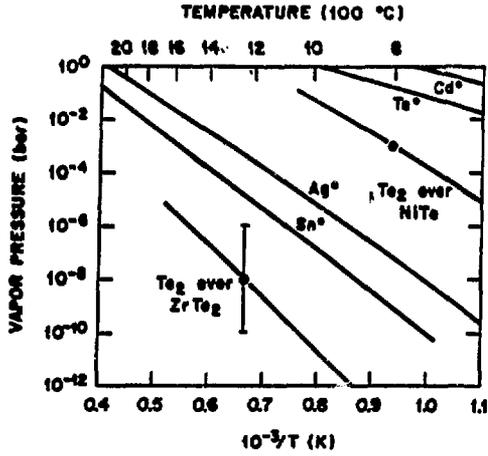


図 4.11 Te, Ag, Sn, Cdの蒸気圧<sup>(19)</sup>  
 Vapor Pressures of Species, Te, Ag, Sn, Cd

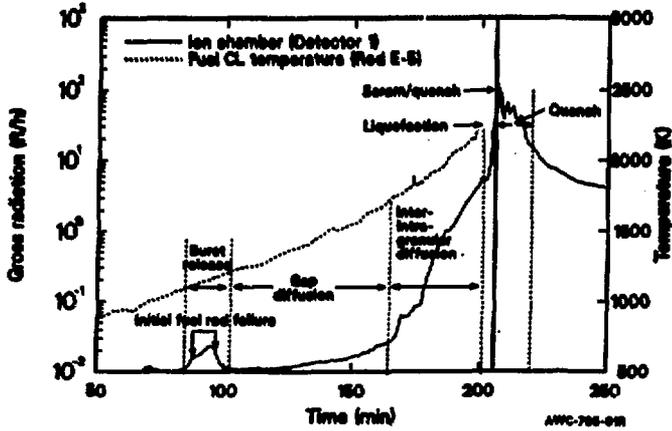


図 4.12 PBF試験におけるFP放出に伴う放射能応答(希ガスと揮発性FP)と燃料温度履歴<sup>(23)</sup>  
 Condenser Ion Chamber Response Reading and Fuel Temperature History in PBF SFD-ST (Noble Gas and Volatiles)

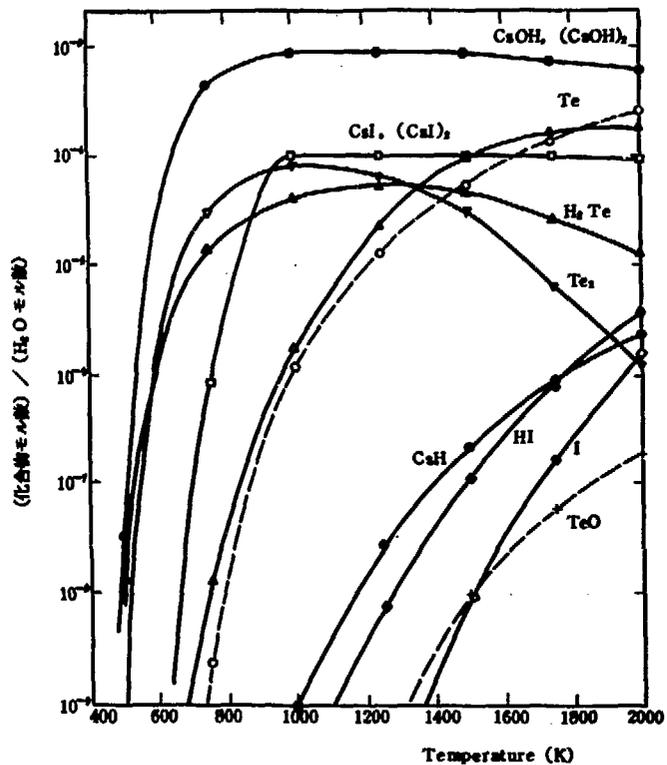


図 4.13 気相化学種のモル分率 ( $H/O=4, Cs/H_2O=10^{-3} \cdot 10 \text{ atm}$ )  
Molar Fraction of Gas-Phase Species

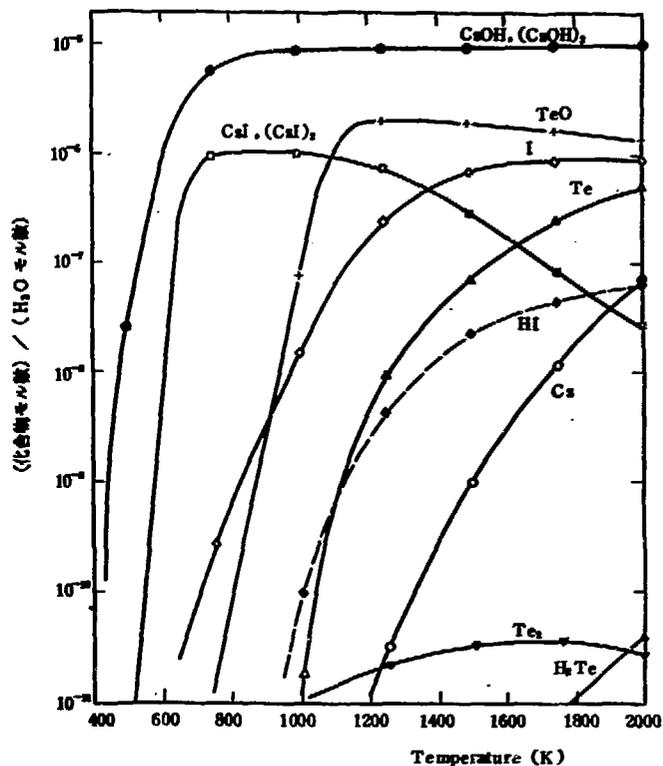


図 4.14 気相化学種のモル分率 ( $H/O=2, Cs/H_2O=10^{-3} \cdot 10 \text{ atm}$ )  
Molar Fraction of Gas-Phase Species

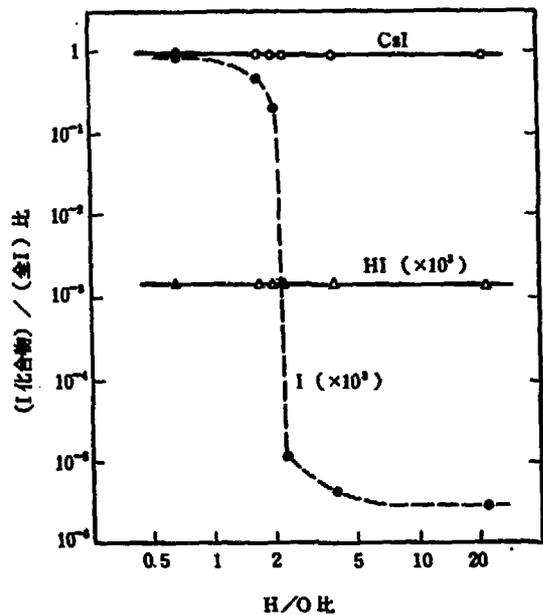


図 4.15 1000 K, 10 atmにおけるヨウ素化学形のH/O比依存性  
( $I/H_2O = 10^{-4}$ )  
Dependency of Iodine Chemical Form on H/O  
Ratio at 1000 K, 10 atm

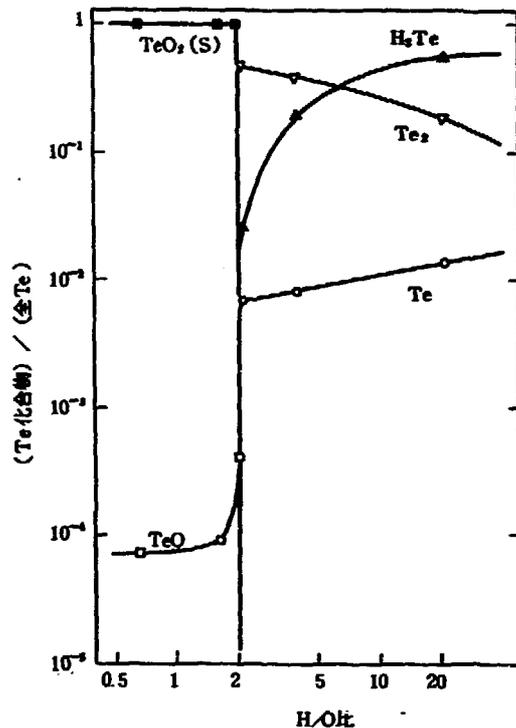


図 4.16 テルル化学形のH/O比依存性  
(1000 K, 10 atm,  $Te/H_2O = 2 \times 10^{-4}$ )  
Dependency of Tellurium Chemical Form  
on H/O Ratio

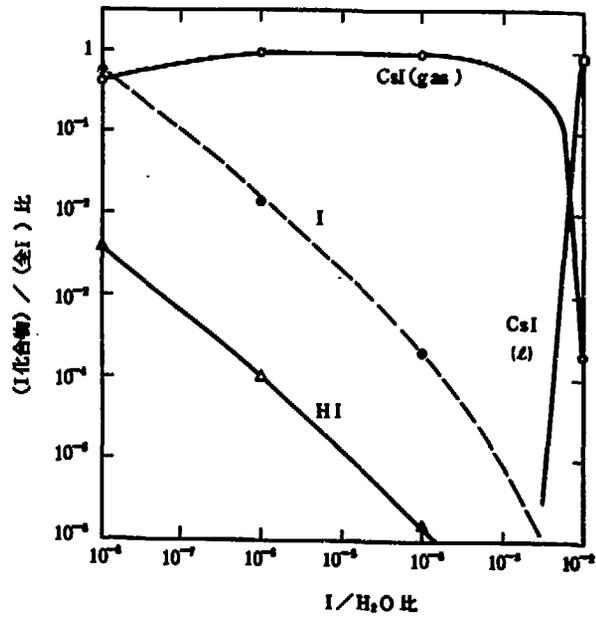


図 4.17 1000 K, 10 atm, H/O = 2 におけるヨウ素化学形の濃度依存性  
 Dependency of Iodine Chemical Form on Concentration  
 at 1000 K, 10 atm, H/O=2

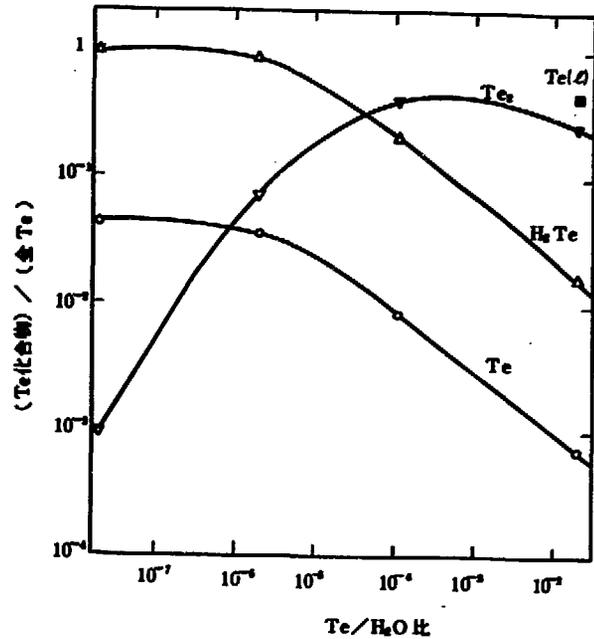


図 4.18 1000 K, 10 atm, H/O = 4 におけるテルル化学形の濃度依存性  
 Dependency of Iodine Chemical Form on Concentration  
 at 1000 K, 10 atm, H/O=4

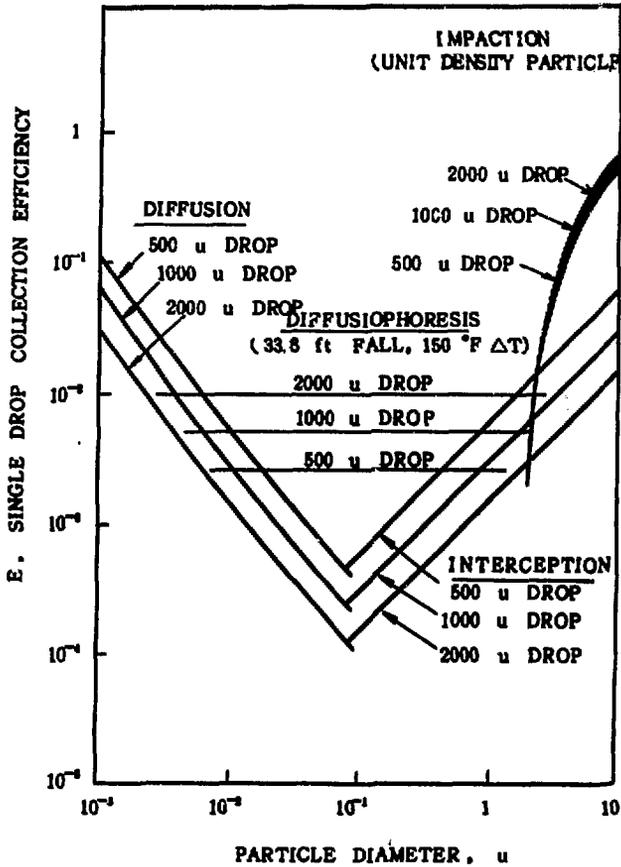


図 4.19 落下液滴の捕集効率<sup>(46)</sup>

Particle Collection Efficiency for Falling Drops

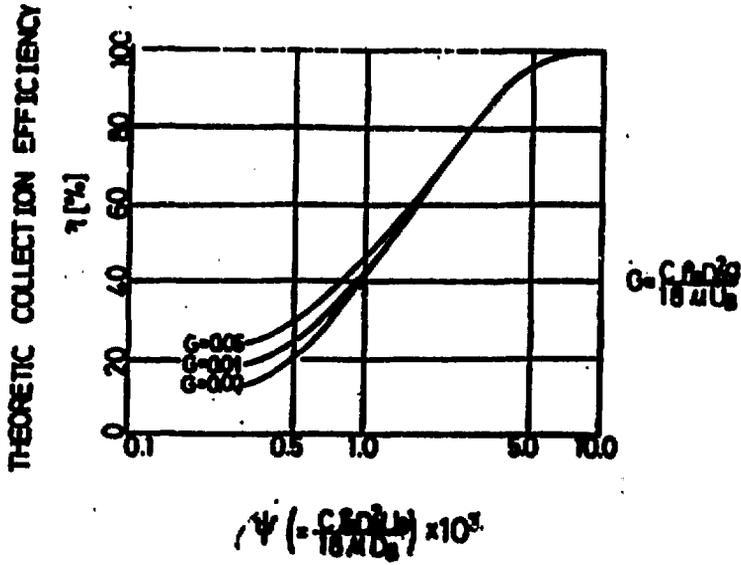


図 4.20 粒子慣性パラメータと効率の関係<sup>(47)</sup>  
 Dependency of Collection Efficiency on Inertial Parameter

OWNL-ONG 82-8708 ETD

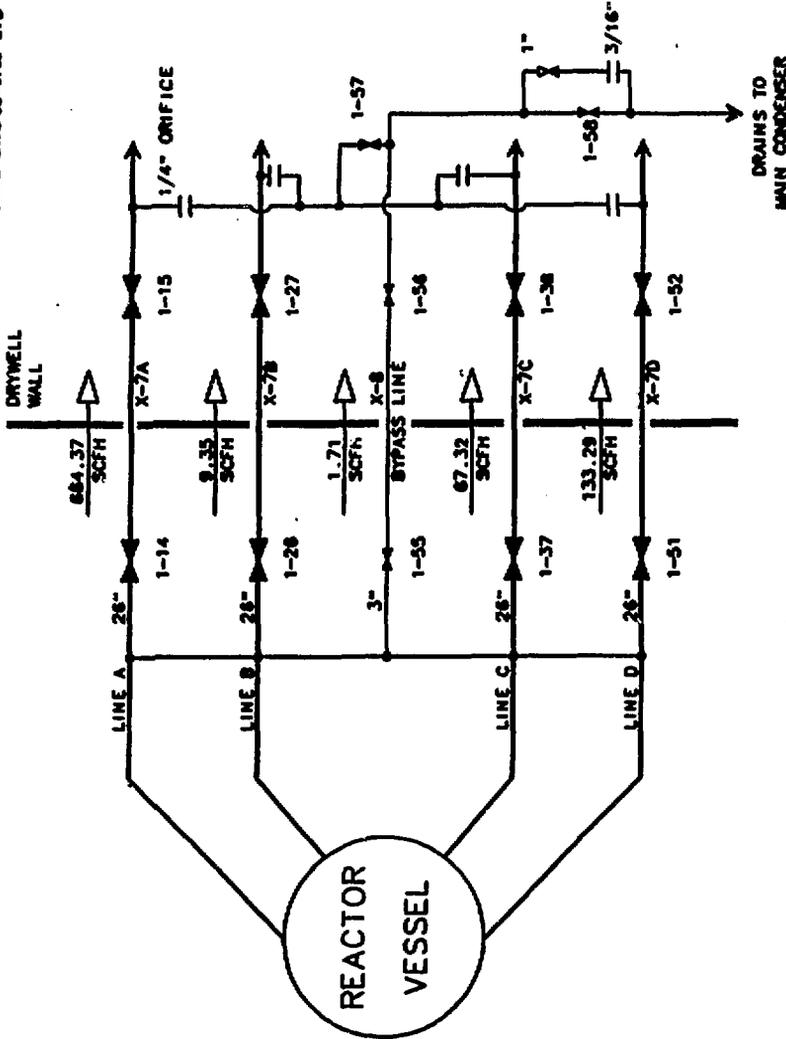


図 4.21 主蒸気系の漏洩 (m)  
Main Steam System Leakage

OMAL-DWG 82-5714 STD

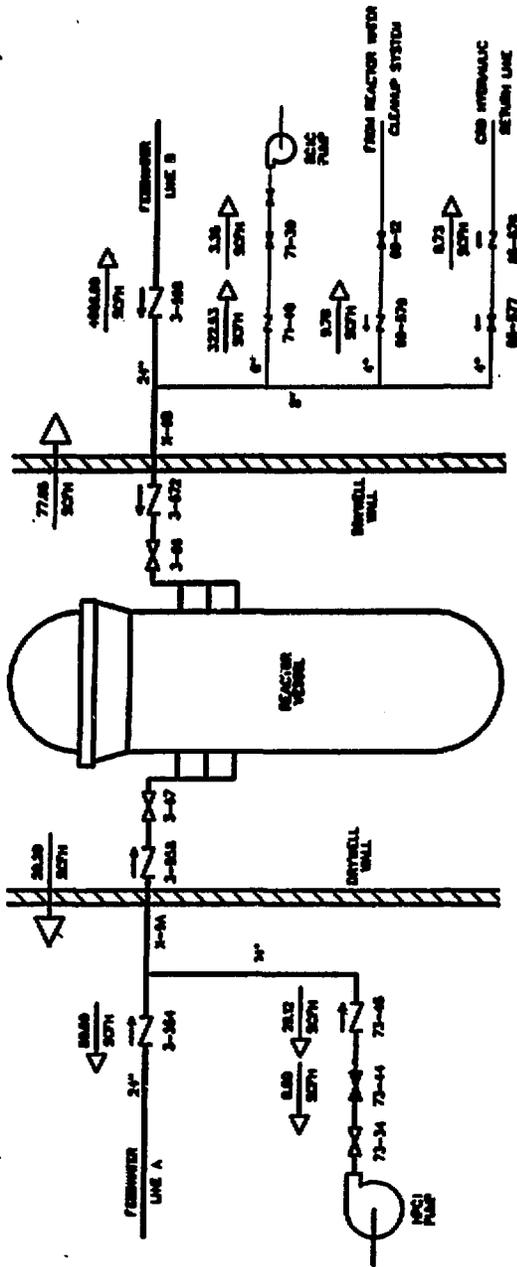


図 4.22 供給水タンクからの漏洩 (a)  
Leakage from Feedwater Penetrations

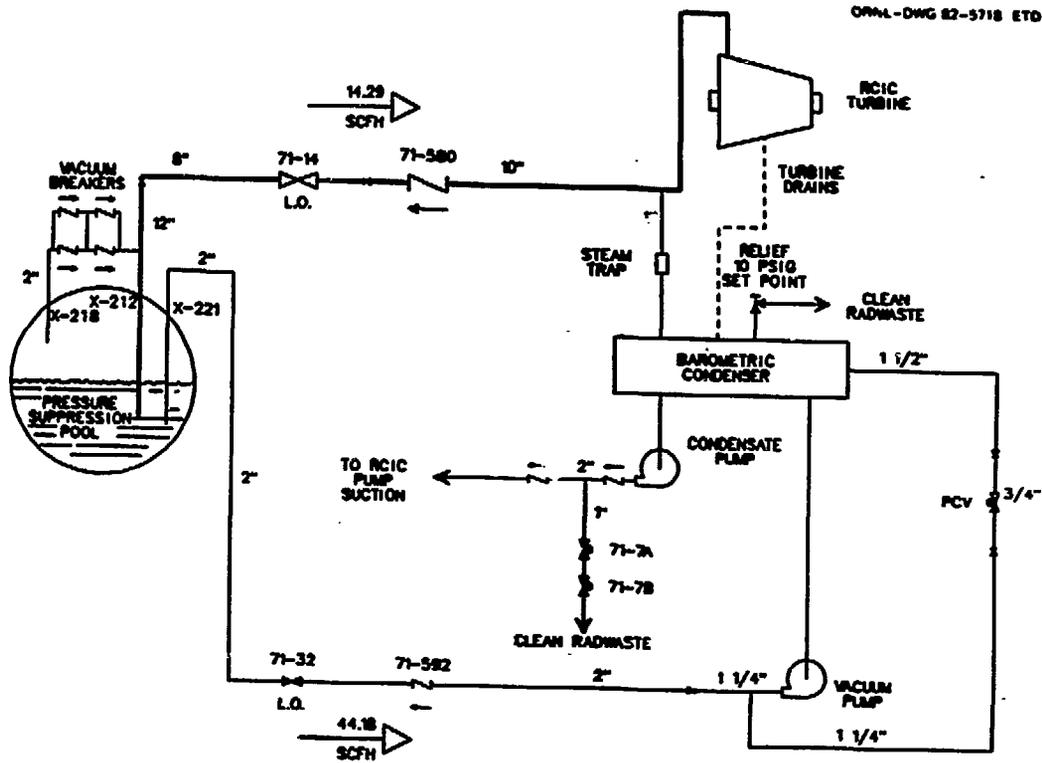


図 423 炉心隔離時冷却系からの漏洩(49)

Reactor Core Isolation Cooling (RCIC) System Leakage

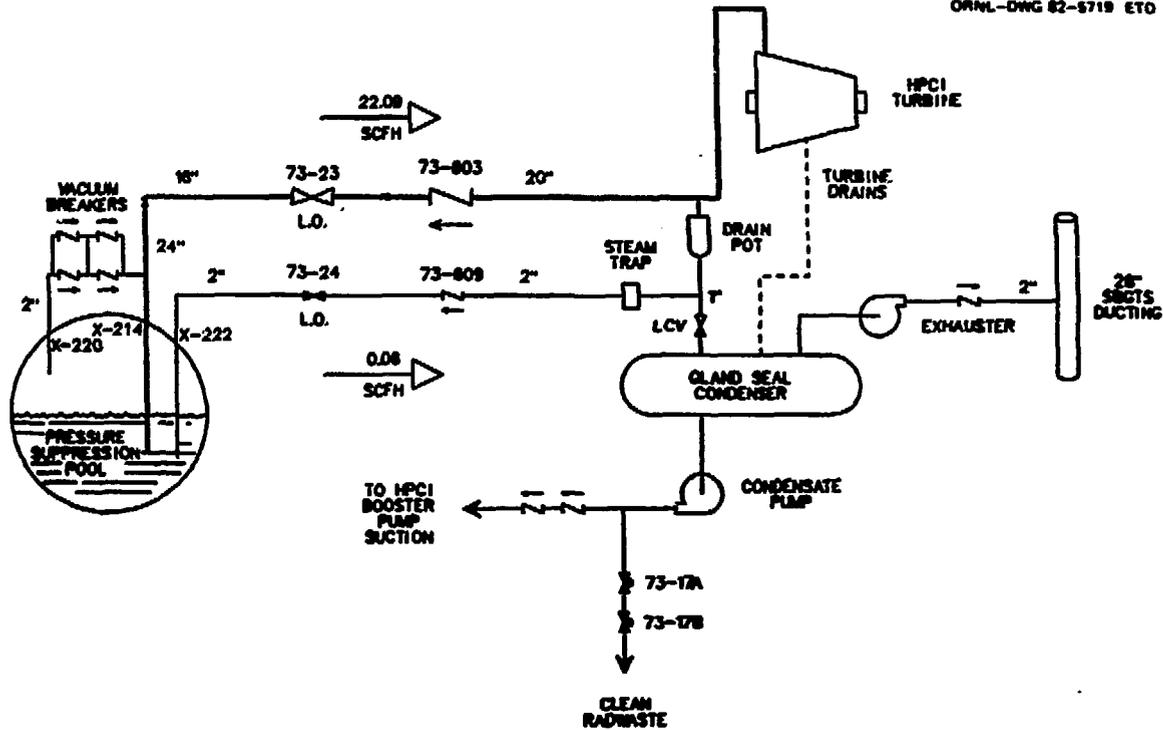


図4.24 高圧注入系の漏洩 (49)

High Pressure Coolant Injection (HPCI) System Leakage

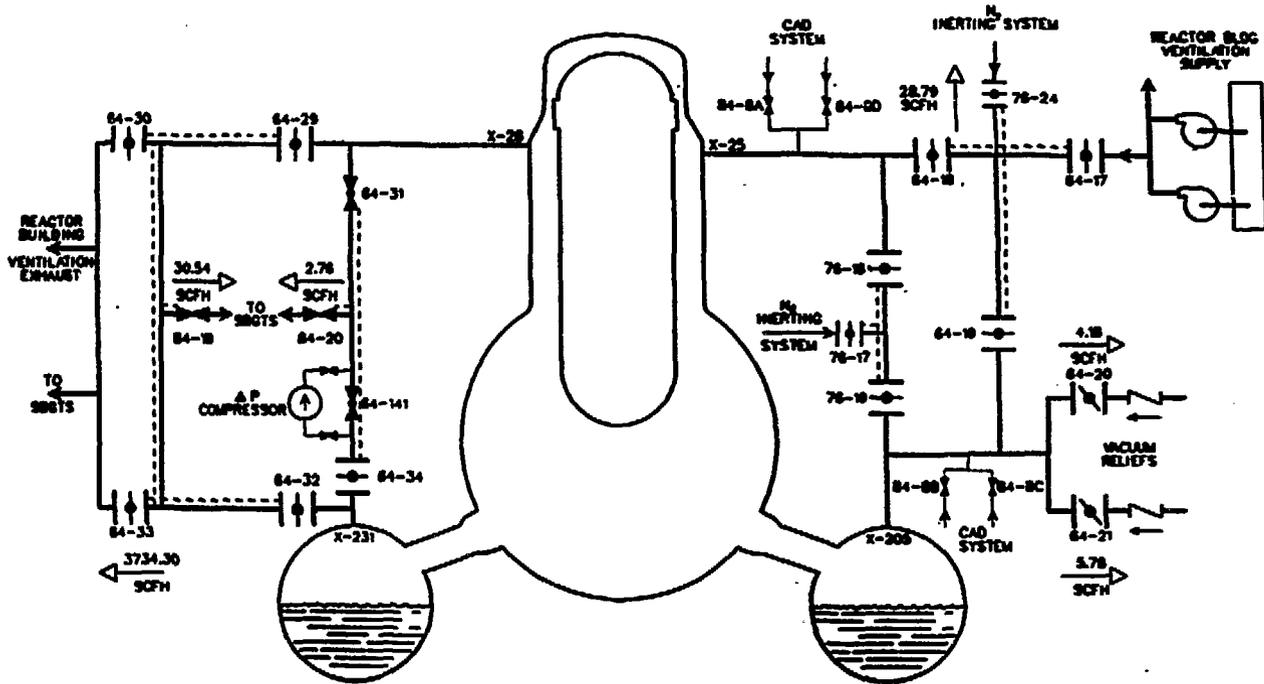


図 4.25 格納容器換気及び空気置換系からの漏洩<sup>(48)</sup>

Containment Ventilation and Inerting Systems Leakage

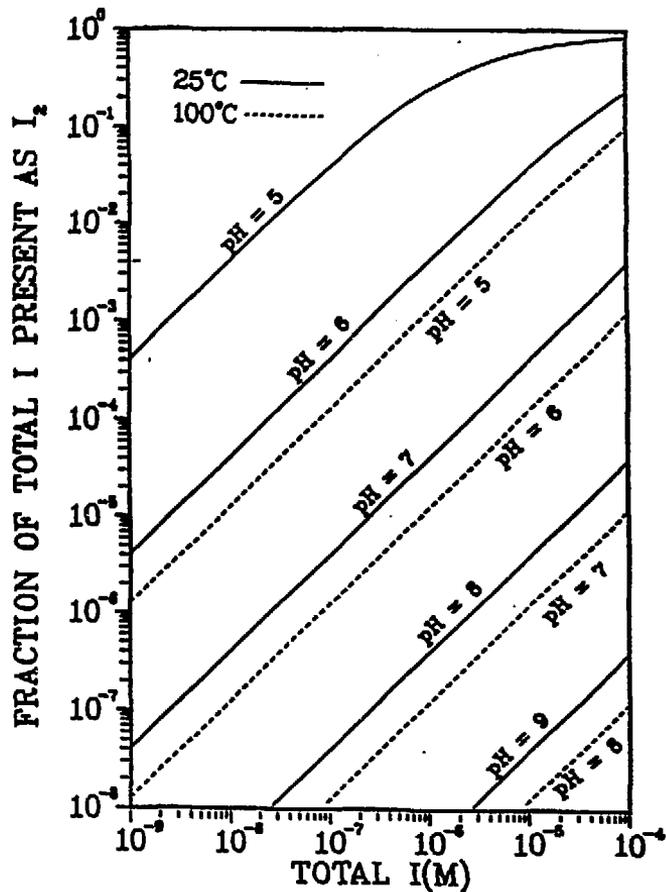


図 426  $I_2$  存在割合と全ヨウ素濃度との関係<sup>(12)</sup>

The Fraction of Total Iodine that Exists as  $I_2$

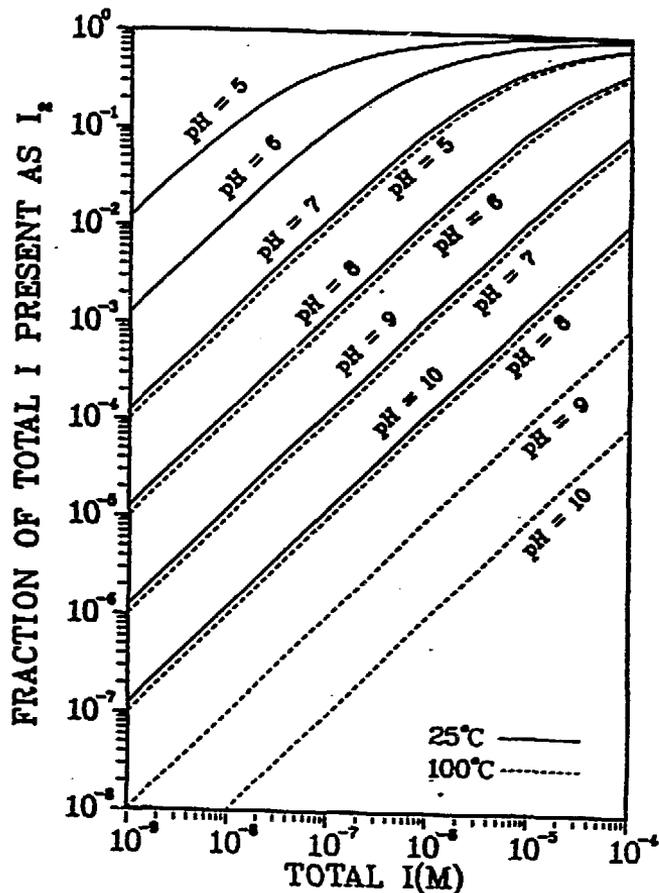


図 427  $IO_3^-$  が生成されない時の  $I_2$  存在割合<sup>(12)</sup>

The Fraction of Total Iodine that Exists as  $I_2$  in Aqueous System When  $IO_3^-$  is not formed.

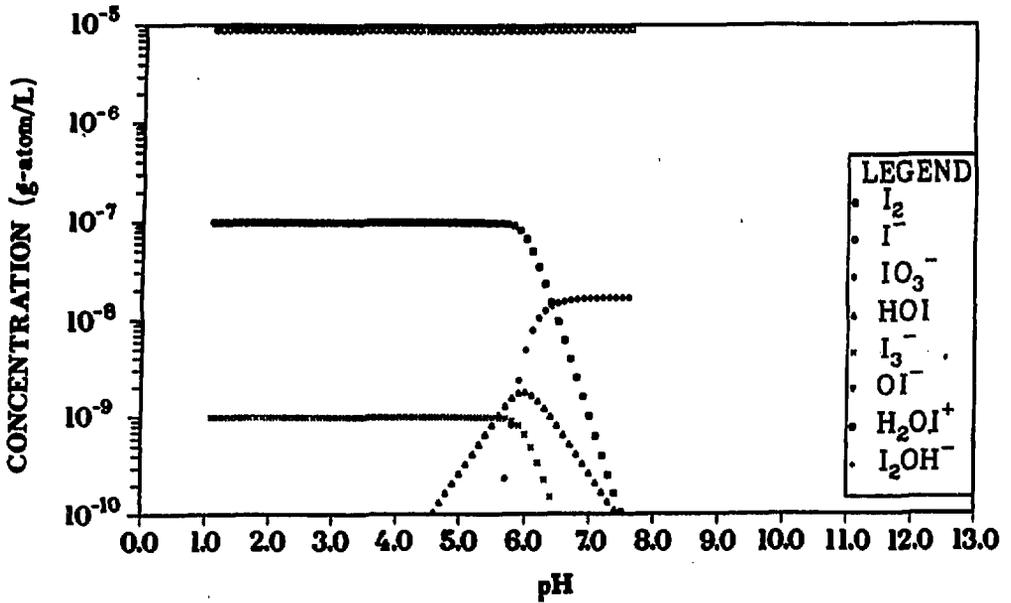


図 4.28  $I_2$  と  $I^-$  が存在している時のヨウ素種平衡濃度<sup>(54)</sup>  
 Equilibrium Concentration of Iodine Species when  $I_2$  and  $I^-$  exist

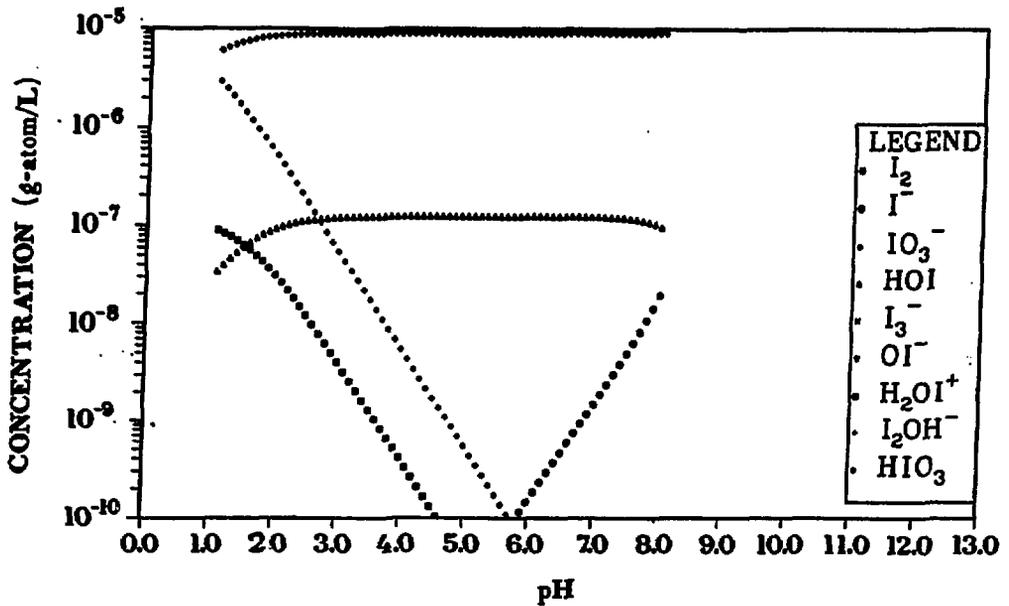


図 4.29  $I_2$  と  $IO_3^-$  が存在している時のヨウ素種平衡濃度<sup>(54)</sup>  
 Equilibrium Concentration of Iodine Species when  $I_2$  and  $IO_3^-$  exist

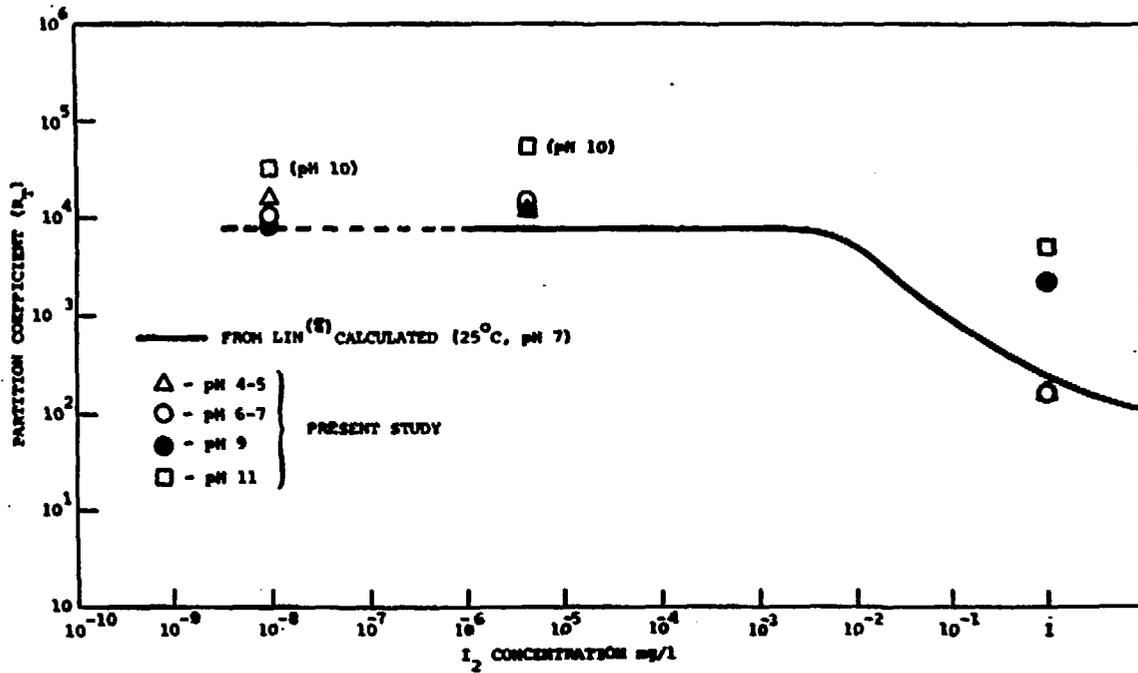


図 430 25°Cにおけるヨウ素気液分配係数<sup>(8)</sup>

Partition Coefficients for Total Iodine at 25°C

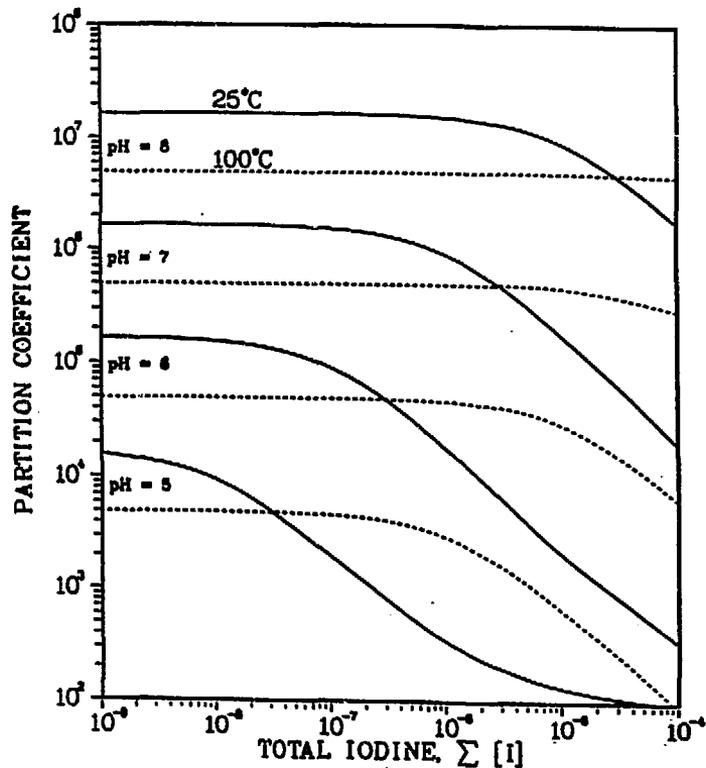


図 4.31 ヨウ素の気液分配係数<sup>(12)</sup>  
Partition Coefficients for Aqueous Iodine Systems

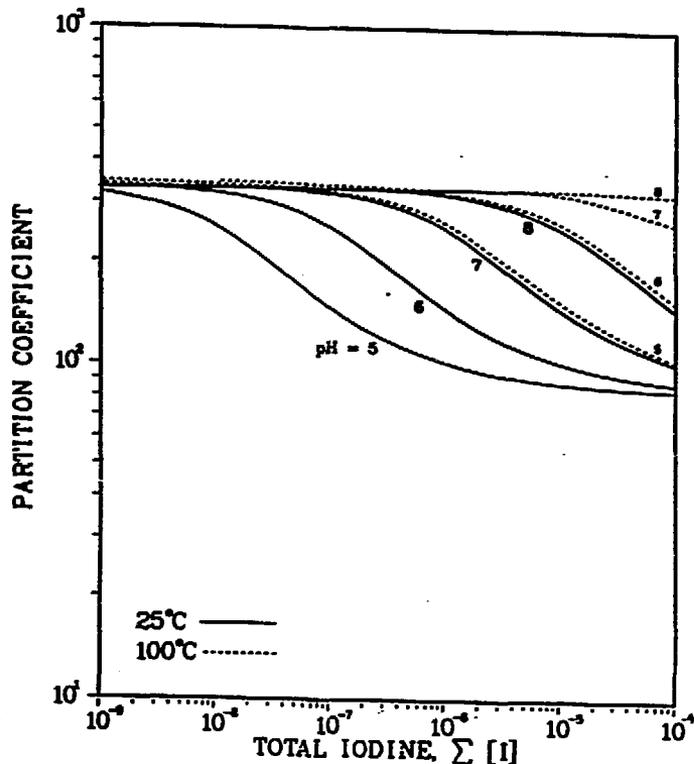


図 4.32  $\text{IO}_3^-$  が生成される前のヨウ素気液分配係数<sup>(12)</sup>  
Partition Coefficients for Aqueous Iodine Systems  
before Iodate Formation Begins

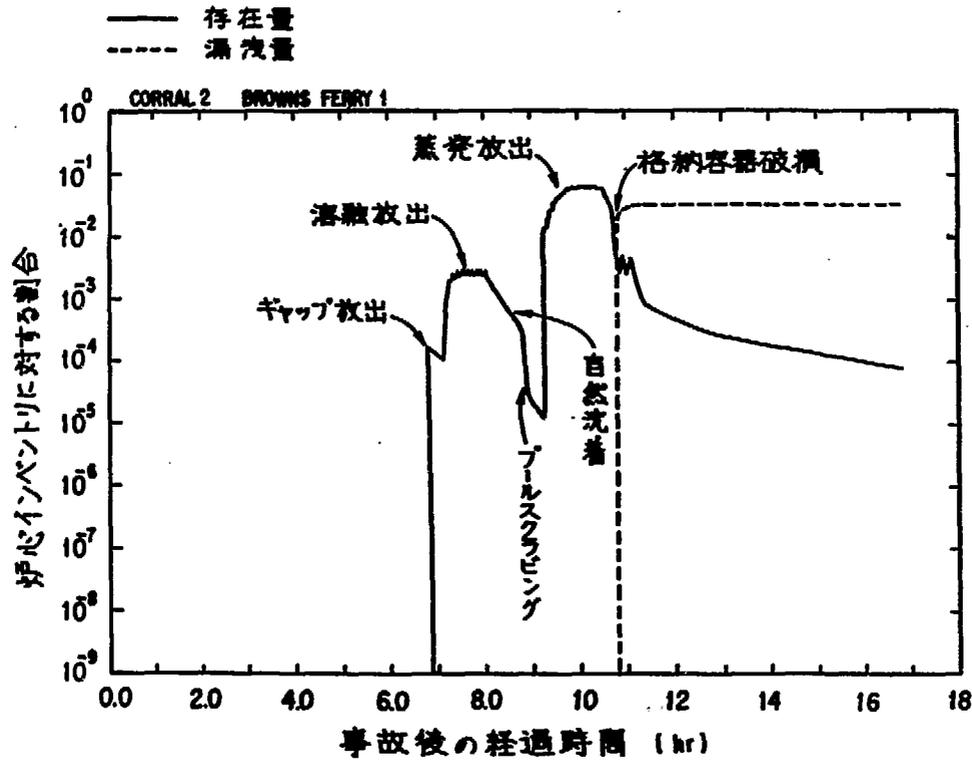


図 433 無機ヨウ素の格納容器内挙動 (標準ケース)  
Behavior of Inorganic Iodine in Containment (Standard Case)

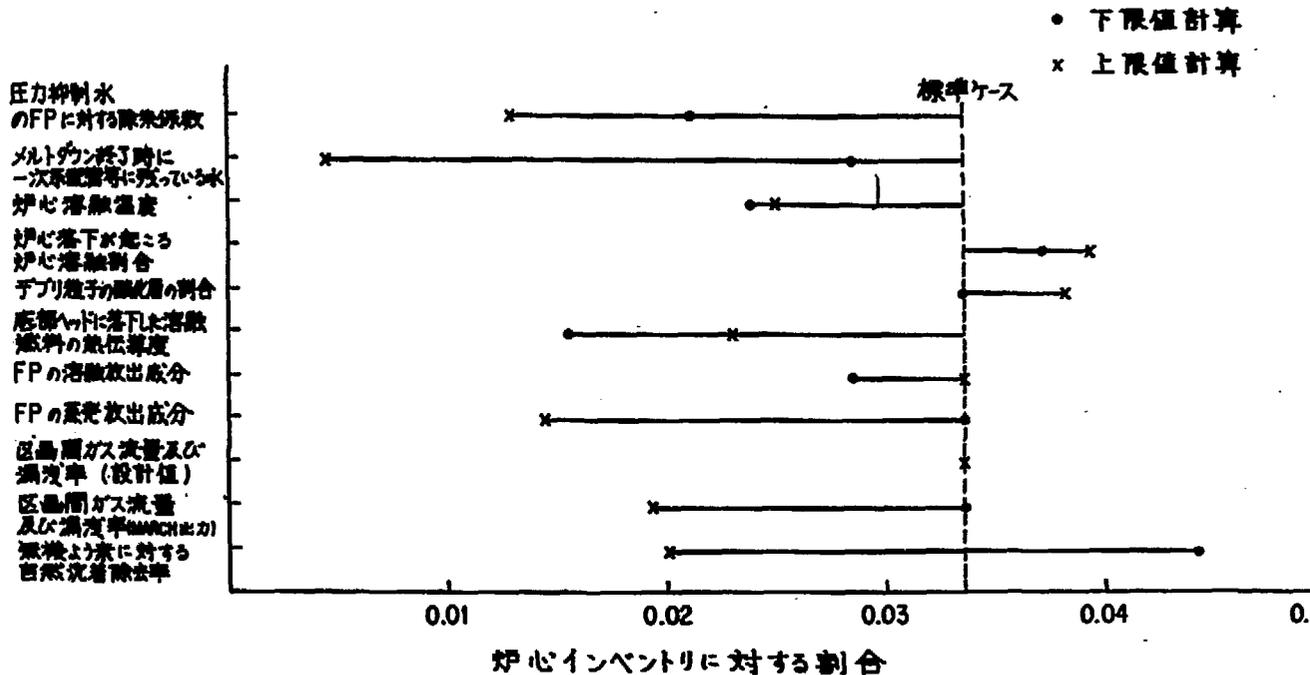


図 4.34 無機ヨウ素の環境への放出割合について感度解析計算結果  
Results of Sensitivity Study on the Release of Inorganic Iodine into Environment

## 5. 環境への影響

### 5.1 事故時の環境影響評価

原子炉の事故時に放出が予想される放射性物質による環境 (off-site) への放射線的影響の評価は、施設のリスク評価の一要素として近年その重要性が認識されてきた。この環境の影響解析から得られる情報は、また敷地選定や設計基準の作成、あるいは緊急時計画に対する事前評価にも有用である。

原子炉の重大な事故による公衆の健康上の危険性に関する評価は、既に1950年代から行われており、それは主に原子炉の敷地選定の基準作成に関連していた。1967年には英国の Farmer<sup>(1)</sup> によって初めて立地基準に対する確率論的な手法の試みがなされている。ここでは、事故発生 の確率と、事故の結果としての公衆の被曝線量との関係から、事故の確率の上限を1-131の放出量の閾値として与えた基準を提案している。その後、確率論的な事故影響評価の試みはいくつか行われたが、公衆及び社会に対する包括的なリスク評価ということでは、1975年の米国の原子炉安全性研究 (Reactor Safety Study)<sup>(2)</sup> ということになる。この安全性研究では、米国内60サイト、100炉がもたらすリスクの評価が行われている。環境への影響の評価は、リスク評価の最終段階に位置づけられ、CRAC (Calculation of Reactor Accident Consequences) という解析コードが作成された。その後、いくつかの国々で同様な解析コードが作成されたが、そこで行われている解析手順は図5.1に示すようなものである。

大気中への放射性物質の放出後、各環境媒体での放射性物質の分布を知るため、大気中での拡散、地表面への沈着をモデル化する必要がある。さらに地表沈着した放射性物質が陸間の食物連鎖を通じて食物に取り込まれる過程のモデル化も必要である。人への被曝経路としては、大気中の放射性雲からの直接の外部被曝、呼吸摂取による内部被曝、地表面に沈着した物質からの外部被曝、地表面から再浮遊した物質の呼吸による内部被曝、食物連鎖を通じて汚染された食物の摂取による内部被曝が考えられる。これら各被曝経路を通してもたらされる人への被曝線量の地域的な分布が定まると、各経路の被曝レベルに従い、被曝低減のための防護措置を考える必要がでてくる。これらに基づいて、公衆への健康上の影響や、防護措置に伴う経済上の影響が最終的に評価される。

#### 5.1.1. 環境への影響の評価指標

原子力施設の立地に伴う環境影響評価を行う場合、まず第一に問題となるのは影響の指標として何を考えるかということである。事故時に大量の放射性物質が環境へ放出された場合、敷地外の影響としては、一般に施設周辺住民及びその子孫に現われる健康上の影響と、住民の被曝を制限するために取られる様々な防護措置による経済上、あるいは社会上の影響が考えられる。リスク評価や立地評価、あるいは緊急時計画などに有用な情報を提供するために、環境影響評価モデルでは健康上の影響と経済上の影響として、いくつかの重要な指標を設定する。

人の放射線被曝による有害な影響には、被曝個人に現われる身体的影響と子孫に現われる遺伝的影響がある。身体的影響は被曝後短期間の間にその影響が現われる急性障害と、被曝後長年月を経てから発現する晩発性障害と区別される。そこで、健康上の影響の指標としては一般に、急性の身体的影響と晩発性の身体的影響、それに遺伝的影響がとられる。

一方、経済上の影響としては、敷地周辺住民の被曝を制限するために取られる防護措置に係わる費用が評価指標となり得、その算出は敷地選定や緊急時に取られる対策の比較などに重要な要素となる。様々な防護措置、例えば屋内待機、退避、安定ヨウ素の配布、一時的な強制移動、除染といった措置を受ける住民の数や、農作物等の消費が制限されるようなレベル以上の汚染を受ける土地の面積などが、費用算出の基礎として見做られるが、それが間接的な経済上の影響の評価指標とされる場合もある。

### 5.1.2 評価指標の表示

事故がもたらす敷地外の影響を上記のような指標で設定した場合、次に問題となるのはその表示方法である。従来、原子炉事故時の環境に対する安全評価解析では、与えられた放出条件に対して影響の上から非常に厳しい気象条件を設定して解析が行われてきた。しかしながら、いつどの程度で起こるか一義的に定めることのできない事故の影響を評価し、それをリスク評価、敷地選定あるいは緊急時計画などに役立てるためには、起り得る影響を確率的に表示する必要がでてくる。影響解析の入力として定める放出原の情報に対して、その結果として表わされる個々の影響の評価指標は、大気中への放射性物質の放出を考える場合、特に放出時以降の気象条件に大きく依存する。風向は放出された放射性物質の拡散の方向を決め、影響を受ける住民の数や汚染される土地の広さを決める。また、風速や大気安定度といった大気の状態により拡散の程度が変わり被曝レベルが決まる。いかなる場所でも任意の時刻の気象条件はある種の確率的な分布をもつであろうから、仮定された放出条件に対する結果としての影響の評価指標も確率分布として表現できる。

入力となる放出条件も、一義的に定めることはできないので、いくつかの放出カテゴリーに分けられる。その出現確率も入力され、気象条件の確率と結合されて、普通 CCDF (Complementary Cumulative Distribution Function) という形式で、評価指標が表示される。これは図 5.2 にあるように、ある影響結果の大きさ以上の結果が出現する確率を示すもので、一般に影響結果の大きさを横軸に、1 年当りの出現頻度(確率)を縦軸に与える。また、CCDF 曲線の積分値は、評価指標の期待値となる。

### 5.1.3 影響評価モデルにおける不確かさ

大気中に放出された放射性物質による健康上の影響あるいは経済上の影響を見積るには、はじめにも述べたように、環境媒体中の放射性物質の移行や環境媒体から食物連鎖を通じて食物に含まれる過程、そしてこれらに含まれる放射能から人への被曝の過程をモデル化し、さらに取られる対策に応じて影響を評価するといった種々の異なる過程の計算が必要となる。個々の解析手法の詳細は 6.7 節に譲り、ここではこれら異なる過程の定量化に伴う不確かさについて触れる。

影響評価モデルの各解析過程のモデル化と、そこに用いられるパラメータの選択は、影響の評

価指標として表示された結果に少なからぬ影響を及ぼす。この問題に関しては米国で作成された PRA (Probabilistic Risk Assessment) の Procedures Guide<sup>(5)</sup> に詳しく、個々の要因をあげて結果へ及ぼす影響の程度を示している。以下にその中で重要とされた要因を列挙する。

- (I) ソースターム
  - (a) 各核種の放出量
  - (b) 各放出カテゴリーの出現頻度
  - (c) 放出継続時間
  - (d) 警告時間
  - (e) 粒子状物質の粒径分布
- (II) 大気中拡散のモデル
  - (a) 気象データのサンプリング法
  - (b) 気象条件の変化のモデル化
  - (c) 拡散パラメータの選択
- (III) 地表面沈着のモデル
  - (a) 乾燥沈着速度
  - (b) 降雨による洗浄効果のモデル化
- (IV) 防護対策のモデル
  - (a) 避難モデルにおける時間パラメータ
- (V) 健康上の影響のモデル
  - (a) 急性障害に対する線量 - 効果関係
  - (b) 晩発性障害に対する線量 - 効果関係
- (VI) 人口統計データ
  - (a) 人口分布の日変化

以上の要因には、モデル化それ自体とモデルに用いられるパラメータの双方が含まれている。個々のパラメータの中には、放出粒子の粒径分布や環境媒体間の核種の移行係数のようにある種の確率分布をもつものもある。しかしながら、5.1.2 で述べたように影響評価モデルの中で現在確率的な取り扱いを行っているものはソースタームの分類とその頻度及び放出時の気象条件の出現頻度のみである。これは、考慮すべきパラメータの数が多くこと、パラメータの中には確率分布を定めることが難しいものがあるからである。現在のところ、環境の影響解析に係わる不確かさの総合的な評価は行われておらず、個々のパラメータに関する簡単な感度解析がわずかに行われているに過ぎない。しかし、感度解析の結果から個々のパラメータの重要性の理解が深められ、影響結果の信頼性を検討する上で役立っている。ここにあげたいいくつかの要因に関する感度解析の結果は5.2で紹介する。

## 5.2 研究の現状

米国において、ラスムッセン報告として有名な RSS (Reaction Safety Study) の中で、初めて原子炉事故時の環境影響評価を包括的に行う計算モデル CRAC が開発されて以来、他の国々

でもリスク評価の試みの中でこの種の解析モデルの開発が行われてきた。

西独では米國と同様のリスク研究が1979年 German Risk Study (Phase A)<sup>(4)</sup>として終了し、その中で環境への影響評価を行うモデル UFOMODが開発された。現在、Phase Bの作業が進行中で、UFOMODの改良が続けられている状況にある。また、英國では仏國のCEAとの共同で、原子力施設の平常運転時に放出される放射性物質による放射線影響を評価する手法の研究<sup>(5)</sup>が既に行われ、近年事故時についても評価手法の研究が進み、MARC<sup>(6)</sup>モデルが開発された。一方、北歐諸國では独自の研究が古くから進められており、特にフィンランドではARANO<sup>(7)</sup>というモデルが1979年に開発され、立地評価などに既に使用されている。

米國ではRSS以後、モデルの改良と共に各種の評価への適用がかなり行われている。CRACの改良版は現在3つあり、Sandiaで開発されたCRAC2<sup>(8)</sup>は立地評価のための解析に用いられた。また、敷地の特性を考慮した評価を可能とするモデルCRACITは、大気拡散モデルと遷避モデルを大幅に修正しており、最近ZionとIndian Pointのリスク評価<sup>(9)</sup>に用いられている。もう1つの改良版NUCRAC<sup>(10)</sup>は、長期的な被曝をもたらす経路の評価に特徴を有している。現在NRCが進めているMELCORプロジェクトは、MARCH, CORRAL/MATADOR, CRACというリスク評価用コードを一貫したモジュラーコードシステムとする計画である。この中では施設外の環境への影響を評価する際、標高、土地利用、遷避経路といった敷地の特性や放出継続時間、放出物質の物理的・化学的性状といった放出条件をできるだけ現実的に扱うため、特に大気拡散モデル、被曝経路のモデル、健康上の影響のモデル、経済上の影響のモデルに改良が加えられている。

この間、OECD-NEAにおいても各国の環境影響評価モデルの比較検討が行われ、評価手法の違いの検討やモデルの不確かさの理解、これからの研究課題の設定などが進んだ<sup>(11)</sup>。

以下には、これらモデルを使用して行われた代表的な評価と感度解析の結果を紹介すると共に大気中拡散モデルにおける気象条件の変化の取り扱いに関する解析例を報告する。

### 5.2.1 米國と西独におけるリスク評価

米國におけるRSS(Reactor Safety Study)の結果を直接西独あるいは中央ヨーロッパの条件に適用できないのではないかとことから、1976年に西独でいわゆるGRS(German Risk Study)が始まった。その条件の違いとは、主に参照プラントの相違と立地条件の相違である。RSSで対象とされたSurry 1(788-MWe, PWR), Peach Bottom 2(1065-MWe, BWR)と西独のプラントとは安全系の設計機能に違いがあり、また西独の人口密度は平均的に米國より10倍も高い。

GRSの目的もRSSと同様、原子力プラントの事故による社会のリスクを評価することにあるが、またリスク評価手法の改善の方向を見出すことにもある。GRSではBiblis-B(3750-MWe, PWR)を参照のプラントとして西独内の19サイト25炉に係わる総合的なリスク評価を行った。

その目的から、研究は2段階に分かれ、

(1) Phase Aでは、RSSとほとんど同様の手法、基本的な仮定を採用しており、評価は1979年に終了している。

(2) Phase Bでは、手法の改善と個々の問題点の詳細な検討が現在進行中である。

GRSで用いられた影響評価モデルUFOMODはGSF (Gesellschaft für Strahlen- und Umweltforschung) の協力を得て、KfKが開発したものでRSSで用いられたCRACと同様大きく以下の4つのサブモデルから構成されている。(CRACの詳細については6.7を参照)

- ① 大気拡散及び沈着のサブモデル
- ② 線量計算のサブモデル
- ③ 防護活動のサブモデル
- ④ 健康上の影響のサブモデル

但し、経済上の影響のサブモデルは含まれていない。基本的な仮定や計算方法はPhase Aの目的に従ってRSSと同様であるが、西独の立地条件に適合するようなモデルを用いる必要がでてくる点もある。特に、防護活動のモデルは、西独の原子力委員会や内務省から出された勧告や指針に基づいて作成されている。

基本的な防護活動としては、原内待機 (sheltering), 退避 (evacuation), 強制移動 (relocation), 除染 (decontamination), 農作物やミルクの貯留 (impoundment), 安定ヨウ素の配布 (administration) などがあるが、実際の措置は対象とする土地の広さや住民の数、汚染レベルなど様々な要因を考慮しなければならない。そこで、西独では以下のような対策実施範囲を定めたモデルを適用している (図 5.3 参照)。

- (a) 範囲 A : 原子炉を中心に半径 2.4 km の円内と風下方向 30° 角、8 km までの扇形の範囲では、いかなる放出条件、気象条件にもかかわらず、事故発生 2 時間後には原内に待機し、8 時間後に退避を始める。
- (b) 範囲 B<sub>1</sub> と B<sub>2</sub> : 事故放出後 7 日間で地表汚染からの骨髄線量が 100 rad を越える地域で、24 km 以内の範囲 B<sub>1</sub> では事故発生 2 時間後の原内待機を行い、24 km 以上の B<sub>2</sub> では B<sub>1</sub> と同じように 14 時間後には移動を開始する。
- (c) 範囲 C : 30 年間に地表汚染からの全身線量が 250 rad を越える地域で、事故発生 30 日後に他地域への移動を始める。
- (d) 範囲 D<sub>1</sub> と D<sub>2</sub> : 除染により 30 年の全身線量が 250 rad 以下 25 rad まで減少させられる地域が D<sub>1</sub> で、30 年全身線量が 25 rad 未満の地域 D<sub>2</sub> は何の対策も不要である。

また、健康上の影響を評価するサブモデル内で用いられている線量と死亡率の関係は GRS と RSS では異なっている。特に晩発性癌のようないわゆる確率的影響に対する線量 - 効果関係を GRS では図 5.4 のように ICRP の採用した線量率に依存しない完全な直線関係を仮定している。一方、RSS では図 5.4 のようにいわゆる直線 - 2 次曲線モデルに近い関係を用いている。影響評価モデル上の大きな相違は以上の 2 点である。

GRS では 19 の敷地の合せて 25 炉を対象に表 5.1 に示す 8 つのソースタームについて計算を行っている。1 つの敷地についての計算は 115 の異なる気象シーケンス (風速, 大気安定度, 降雨率で決まる一定時間の気象条件の変化) に基づいて行われ、各々のシーケンスは 36 方向 (10 度巾) に同確率で出現するという仮定がとられる。従って 25 炉合計すると  $8 \times (115 \times 36) \times 25 = 828,000$  の結果が得られることになり、その 1 つの結果が出現する確率は表 5.1 内の対象とするソースタームの出現確率 ( / 炉・年 ) と、気象条件の出現確率  $(1/115 \times 1/36) = 2.4 \times 10^{-4}$

の積で表わされる。一方 RSS では表 5.2 に示すソースタームが用いられ、約 90 の気象シーケンスについて計算が行われ、16 方位 (22.5 度巾) を用いるという違いがある。

急性死亡と晩発性死亡について GRS と RSS の結果を CCDF で表わしたものが図 5.5 と 5.6 である。RSS の結果は 25 炉について規格化しており、晩発性死亡数については年当りを事故当りに換算してある。急性死亡の影響は敷地周辺の人口分布の取り扱い方や防護活動のモデル化の相違があるので正確な比較はできないが若干 GRS の方が影響が小さい。これに対して晩発性死亡は、計算対象となる総人口の多さや直線状の線量 - 効果関係の仮定などにより、かなり GRS の方が影響が大きくなっていることがわかる。但し、個々の結果には大きな不確かさが含まれているので 90% の信頼性レベルが点線で示されている。

現在西独では Phase B の進行と共に UFOMOD モデルの改良を行っており、それを軽水炉以外の炉型、高温ガス炉や高速炉に適用して各々のリスク評価を行っている。主な改良点は、

- (1) 放射性物質の大気中における拡散過程での風向の変化を考慮できるモデルを含めること、
  - (2) 大気から地表への放射性物質の沈着あるいは、地表沈着物の再浮遊のモデルパラメータの検討、
  - (3) 線量評価モデル内の線量換算係数や線量 - 効果関係の再検討
- などである。

#### 5.2.2 米国における立地評価解析への適用例

Sandia 研究所は NRC の要請で原子炉の立地に関する新規制の作成に役立てるための技術指針を 1982 年に報告している<sup>(4)</sup>。敷地周辺の人口密度と人口分布に関する数量的基準の指針が求められ、この点について、(1)事故の環境影響評価、(2)現存の敷地周辺の人口分布の特徴、(3)立地選定の可能性、(4)社会経済的な影響 の 4 つの側面からの解析がこの中で行われている。(1)の事故の環境影響評価の中では、現存の敷地についてのリスクを計算し、新しい立地基準の設定に役立てるという観点から、ソースターム、人口分布、気象条件、緊急時対策といった様々な要因がリスクに及ぼす影響を評価するための感度解析が行われているので、そのいくつかを取り上げる。

環境影響の解析には RSS の評価モデル CRAC を改良した CRAC 2<sup>(5)</sup> が用いられている。主な改良点は、大気中拡散モデルのパラメータの取り扱い、用いる気象シーケンスの選定法、緊急時の防護対策のモデル化などであるが、基本的な構造は変わっていない。敷地周辺の人口分布と風向頻度、毎時の気象データ (風速、大気安定度、降雨率) 1 年間分、ソースタームが与えられると、急性および晩発性の健康上の影響や経済上の影響が CCDF という形式で得られる。

入力となる事故時のソースタームとしては、NRC が立地や緊急時対策といった規制の作成のために定めた SST 1 - 5 (Siting Source Terms) の 5 つが用いられた。燃料・被覆管間のギャップ内の放射性物質の放出から完全な炉心溶融による大量の放射性物質の大気中放出まで各分類の放出にかかわるパラメータは表 5.3 に示すものである。この 5 つのソースタームに対して、1120 MWe PWR, Indian Point 周辺の人口分布と風向頻度、New York City の気象データ、一定の緊急時対策を仮定して、CRAC 2 で計算を行い、いくつかの影響評価指標の平均値の相対値 (SST 1 を 100 として) を示したのが表 5.4 である。

ここで言う平均値とは、CRAC 2 の計算において約 100 の気象シーケンスの各々に対してその確

率と結果が得られるので、それから得られる値である。また、ここで仮定した緊急時対策 (Summary Evacuation) は、CRAC 2 の避難モデルに用意されている表 5.5 のような 6 つのシナリオのうち 1, 2, 3 のシナリオ、すなわち避難までの時間遅れが 1 時間、3 時間、5 時間とする避難を 30%、40%、30% の割合で実施することである。表中の対策実施距離 10 マイルは NRC の勧告した緊急時計画範囲 (EPZ) に対応し、対策の時間的遅れと避難速度は EPA の調査したデータの統計解析に基づいている。表 5.4 から明らかなように、SST 1 のソースタームが公衆の健康上の影響や経済上の影響に対して支配的な寄与をしていて、SST 2 - SST 5 は SST 1 に比べほとんど寄与をおよぼしていない。特に炉心溶融を伴わない SST 4、SST 5 の影響は小さい。

TMI 事故以後、一次系や格納容器内での FP の除去の効果に注目が向けられている。揮発生の FP の可溶性とエアロゾルの自然除去による環境への放出量の減少がどの程度影響するか SST 1 のソースタームを用いて解析した結果が表 5.6 と 5.7 である。表 5.6 のように I や Te は腎臓線量への寄与が大きく、各々放出量が  $\frac{1}{10}$  となると急性障害は  $\frac{1}{2}$  まで減る。一方、Cs は  $Cs-134$  が約 2 年、 $Cs-137$  が 30 年の比較的長い半減期をもつので、晩発性障害や土地使用禁止領域のような長期的な影響に関係しており、Cs の放出量の減少はそのまま土地使用禁止領域の減少につながっている。晩発性障害の減少にそれ程影響しないのは、土地使用禁止のような長期曝露を避ける措置がとられる結果、集団線量の直接の減少につながらないのが原因と思われる。

表 5.7 には、SST 1 のソースタームのうち、希ガスを除く全ての核種の放出量を減少させた場合の結果を掲げてある。急性障害は線量 - 効果関係にしきい値をもつので、放出量の 1 桁の減少は結果に 2 桁の減少をもたらすが、急性障害以外は 1 桁の減少を示している。

計算される結果に重大な影響を及ぼすと考えられる要因としては、上記のソースタームの他には対象とする敷地周辺の気象条件と放出された放射性物質から被曝を受ける住民の数とその分布がある。環境への影響を評価する場合、事故がどのような気象条件のもとで起こるかかわからないので、CRAC 2 では毎時間の気象データ 1 年間分、8760 時間のデータの中から代表的な気象シーケンスを約 100 通り選定し、さらに年間の風向頻度を考慮して計算を行っている。採用する気象データの感度をみるため、NWS (National Weather Service) の 29 の観測所の気象データを Indian Point と Diablo Canyon の敷地に適用した結果が図 5.7 である。Indian Point のような人口密度地帯では気象データの違いによる影響は少なく、わずかに出現する確率が非常に小さくて厳しい結果を与える気象条件の場合に、気象データの違いが反映している。一方人口密度の低い Diablo Canyon の場合、CCDF の曲線が分散しているが、やはりそれも  $10^{-2}$  以下の出現確率しかもたない気象条件に対する結果の部分で、それはほとんどの場合降雨の含まれる気象シーケンスに対応すると思われる。従って、影響結果及び確率の分布の広がりには 29 の気象データの中の降雨頻度の違いが原因であると考えられる。両図から、採用する気象データにより結果の期待値はそれ程変わらないが、気象シーケンスを決める際に降雨のように厳しい結果を生むと考えられる気象条件をいかに扱うかが重要な問題になると思われる。

人口分布に対する感度を解析するために全米の 91 の敷地周辺の実際の人口分布を用いて敷地毎の計算を行った結果が図 5.8 である。各計算にはその敷地の風向頻度を用い、気象データは 29 の NWS の観測データから代表的なものを選び、同様に 1120 MWe PWR、SST 1 のソースターム

を用いている。晩発性障害に比べ急性障害については、気象条件の出現確率、影響結果共に相当の幅を持っており、敷地に比較的近い周辺の局所的な人口分布の変動が結果に非常に影響を及ぼしていることが理解できる。

### 5.2.3 英国における炉心損傷事故解析例

英国においては、事故時の環境への影響を計算するモデルTIRIONが1976年にUKAEAによって開発され、その改良が現在TIRION 4まで進んでいる。同様のモデルMARCが最近NRPB (National Radiological Protection Board)によって開発され、炉心損傷事故による公衆の放射線影響の評価に用いられ<sup>(49)</sup>、同時に感度解析<sup>(48)</sup>が行われているので以下にそれを紹介する。

イングランド東部Sizewellに予定されているPWRに対して、CEGB (Central Electricity Generating Board)が想定した炉心損傷事故がもたらす公衆のリスクを評価すること、及びそのリスクの主たる寄与となる事故シーケンスを明らかにすることがこの解析の目的である。また、環境への影響の解析モデルに含まれるパラメータが予測された放射線影響の不確かさに及ぼす効果を検討するために、次の4点に関する感度解析が行われている。

- ① 骨髄被曝による急性死亡に対する線量 - 効果関係
- ② 警告時間
- ③ 放出エネルギー
- ④ 沈着速度

感度解析に用いられたソースタームは、総合的なリスク評価<sup>(49)</sup>で対象にした12の分類のうち、炉心損傷事故のもたらす健康上の影響が最も大きなものの一つであるUK1という分類で、表5.8に示すようなパラメータ値をもつ。

急性死亡は主に骨髄と肺及び胃腸管の被曝によって起こるが、特に骨髄線量が重要である。しかし、骨髄被曝による急性死亡の線量 - 効果関係は人間に関するデータが少ないため、かなりの不確かさを持っている。この解析では、いわゆるLD<sub>50</sub> (死亡の確率が50%の線量)を3.4.5 Gy (1 Gy = 100 rad)とし、図5.9のような線量 - 効果関係を用いてその感度を調べている。米国のRSSや西独のGRSではLD<sub>50</sub>を5Gyとした関係を用いている。急性死亡の平均的な個人のリスクを原子炉からの距離に対して示したのが図5.10である。図中の2 kmで不連続になるのは、後で述べるようにこの点が防護対策実施範囲の境界に相当するためと考えられる。個人のリスクは距離と共に急速に減少するので、LD<sub>50</sub>が3 Gyと5 Gyによる違いは10 kmで1桁となるが、Sizewellの場合LD<sub>50</sub>のこの範囲での変動は急性死亡数の平均値に約2倍の差を与える程度である。但し、敷地近傍の人口分布にかなり依存するであろうから、どこの敷地でもこの程度の変動であるとは言えない。

採用する防護対策のモデルが影響結果にかなりの影響を及ぼすことは当然予想される。この解析に用いられたモデルMARCには、図5.11に示す防護対策モデルが含まれていて、A,B,Cの各対策実施範囲において、屋内待機と避難に要する時間が図中のように設定されている。そこで、ここでは事故発生が認められてから放射性物質が環境中へ放出されるまでの警告時間が、この対策モデルとの関連において、どの程度結果に影響を与えるかを解析している。領域Cはある線量レベルに達した場合に対策がとられるので、警告時間の設定は、A,B領域の対策に影響する。図

5.12のように急性死亡の平均的な個人リスクは、警告時間が3時間あればA領域の住民の退避が可能なので2 kmまではリスクが0で、同様に6時間ではB領域も退避が可能で5 kmまでリスクが0となっている。当然のことであるが、ソースタームで指定される警告時間が採用される対策モデルと共に、結果に対する感度が非常に大きい。急性死亡の平均値は0から6時間の警告時間の幅で1桁程度異なり、全体としての晩発性障害の発生数にはほとんど影響しないという結果も得られている。

ソースタームの中でもう1つ重要なパラメータとして放出物質のもつエネルギーが考えられる。これは浮力によるブルームの上昇をもたらすので、原子炉近傍の住民の被曝を低減することになり急性障害の発生に特に影響を与えると思われる。図5.13から明らかなように原子炉から数km以内の範囲で放出エネルギーの増加が個人のリスクの減少をもたらしていることがわかる。この解析で考えた200 MBtu/h (59 MW)までの放出エネルギーの範囲は、特定の放出カテゴリーで考えられる放出エネルギーの不確かさを反映しているものではないが、ソースタームで特徴づけられるパラメータの中で放射線影響に重要な要因であることがわかる。また、ブルームの上昇については、このパラメータのみならず上昇の高さを推定するモデルにも大きな不確かさがあることを考慮する必要がある。

大気中から地表面へ沈着した放射性物質は、直線の $\gamma$ 線による外部被曝、汚染された食物の摂取による内部被曝、風などによって舞い上がった物質の呼吸摂取による内部被曝という3つの重要な被曝経路の源である。沈着の過程には、降雨による洗浄沈着 (wet deposition) と乾燥沈着 (dry deposition) と呼ばれるものがあり、乾燥沈着は地表面物質と大気中の放射性物質の衝突によって起こるが、その過程は重力沈降、大気乱流、分子拡散、ブラウン運動、慣性衝突など様々な現象がからみあって複雑である。そこで、沈着率 (鉛直フラックス) と地表面上の大気中濃度との比で定義される沈着速度という概念を導入してこの過程をモデル化している。従って、この沈着速度というパラメータは大気中の物質の物理的・化学的性状、大気の状態、地表面の状態、粒子物質の場合その粒径などに応じてかなり変動する。今までの実験などの報告<sup>(4)</sup>によると、元素状ヨウ素で $10^{-3}$  m/sから $10^{-1}$  m/s、1  $\mu$ mの空気力学径をもつ粒子で $10^{-4}$ から $10^{-3}$  m/s程度の間にあるとされている。この感度解析では、表5.9で示すように、無機ヨウ素、有機ヨウ素、粒子状物質、各々の値を変化させている。図5.14は、急性死亡の平均的な個人リスクを示すものであり、沈着速度の減少はリスクの減少をもたらしている。つまり沈着物質による線量の寄与が全線量に対して数地近傍で大きいことを意味している。また、沈着速度の変動は放出された放射性物質の大気中濃度と地表面汚染濃度の分布を変えるので、実施される防護対策の種類やその場所に影響を及ぼすであろう。しかし、一般的には各々の影響の評価指標の平均値の変動はそれ程大きくなく、高々2~3倍であると結論されている。

以上のように、この解析で検討されたパラメータの値の変動が環境への影響結果に変動をもたらす程度が理解できたが、あくまでも各々のパラメータの感度にすぎず、個々の数値のもつ特性 (特に人口分布) によって、ここで得られた結果と異なる結果も予想される。

#### 5.2.4 大気中拡散モデルの感度解析

以上、RSS以後に行われた環境への影響評価の代表的な解析例、及びいくつかのパラメータに

対する感度解析について紹介した。評価結果の不確かさに重要な影響を及ぼすと考えられる因子として、5.1.3節に記したもののうち、最も評価の難しい問題の一つに大気拡散モデルにおける気象条件の変化の取り扱いがある。

環境への影響評価コードの中で、気象条件の変化を取り扱う方法は大きく四つに分類できる。それらは、(i) UKAEAのTIRIONのように一定の気象条件を想定するもの。(ii) CRACやCRAC 2のように気象条件(風速、大気安定度、混合層高度)はサイトのデータで変化させるが風向は一定とする。(iii) サイトの観測データを用いて、風向の変動も取り入れる。この方法は西独のユーリッヒ研究所でリスク研究のPhase(B)で検討している。(iv) CRACITのようにサイトだけでなく周辺の気象観測データの情報を取り入れて風向、風速、大気安定度の変化を考慮する。

今までに取り上げた多くの評価コードはこのうち(ii)の方法を採用している。その代表的なコードがCRACである。CRACでは事故が起こる時間を1年のうちからいくつか設定し、放出物質を全て瞬時放出と考え、その時刻以後の毎時間の気象条件(風速、大気安定度、降雨の有無)の変化を取り入れるが、風向の変化は考慮せず一定方向に放出物質が輸送、拡散すると仮定する。図5.15に放出物質の水平方向の拡散幅の変化及び図5.16に鉛直方向の拡散幅の変化の模式図を示す。図5.15にある放出地点での拡がりには建物の影響を考慮したものである。図5.16の $h_1$ ,  $h_2$ は鉛直上方への拡散を制限する混合層高度で、大気の安定度に従い不安定時と安定時の二つの代表的な値が四季別に与えるようになっている。

一方、どんな気象条件の変化を設定するかは、環境影響評価の重要な問題の一つである。評価対象域の可能なあらゆる気象条件を網羅して評価を行うことは不可能である。そこでCRACではサイトの毎時間の気象データ1年間分、8760個の中から約80の事故開始時刻を決める。その決める方法には、任意に選択するランダム・サンプリングあるいは、一定の周期、例えば4日と13時間毎にとる方法がある。この4日という周期は風速変動の周波数スペクトルの低周波領域のピークに対応している。それに13時間を加えることで、事故の開始時刻に風速の日変化の影響を考慮できるよう配慮されている。

現在、原研で開発を進めている事故時の環境影響評価コードでは上記の(iv)の方法を考えており、それに基づく流跡線モデル(Trajectory model)とCRACコードの比較により、大気拡散モデルにおける気象条件の変化の取り扱いの影響を考察してみる。この流跡線モデルは、サイト及び周辺の風のデータから適当な内挿法により作成された風速場を入力として用い、放出物質の流跡を模擬するものである。図5.17に示すように放出継続時間を適当な時間間隔に分け、その間隔毎に仮想的な粒子をサイトから放出させ、入力毎時間の風速場に従ってその流跡(図中の点線)を遡っていく。そして、各々の粒子を結んだ線(図中の実線)を、ブルームの主軸と考えるわけである。例えば、放出継続時間が粒子SからQの間であるとすれば、SRとRQのセグメントがブルームを形成しているとして評価地点の濃度を計算するのでブルーム・セグメントモデルと呼ばれる。

計算には1976年の1年間の東海研究所の気象観測塔(10m)の風向、風速及び大気安定度の毎時間値、及び関東地方のAMeDAS(Automated Meteorological Data Acquisition System)による風向、風速の毎時間値を用いた。流跡線モデルには、以上のデータから作成された図5.18のような風速場を入力した。図5.18は1976年2月13日18時の風速場で太線は東海研究所及び

AMeDAS 観測所の風速ベクトルである。大気安定度については、全領域、東海研究所の安定度で代用している。CRACには、東海研究所の1年間の風速、大気安定度の毎時間値と四季別の風向頻度を入力した。気象データのサンプル法はCRACに従い4日と13時間毎の80の気象シーケンスを選び、その開始時刻の季節によって両モデル共、同じ混合層高度を大気の安定、不安定に応じて与えた。

放出条件は表5.10のように与え、Cs-137の空気中の時間換算濃度を図5.19に示す6地点でCRAC及び流跡線モデルを用いて計算しCCDFで表わした。それを図5.20から図5.25に示す。但し、Cs-137の沈着速度は1 cm/secとし、降雨による洗浄の効果は計算に含めなかった。地表面の汚染濃度に対するCCDFは、空気中濃度の分布と同様になるので示していない。

各図で共通して言えることは、図の左側すなわち低い濃度の部分でCRACによる曲線が下に現われ、右側の高い濃度の部分で流跡線モデルによる曲線より上側に現われていることである。この計算では80の気象シーケンスを考えているので、流跡線モデルでは各気象シーケンスについて各地点の濃度の出現確率は $\frac{1}{80}$ である。一方、CRACでは各気象シーケンスについての放出物質の拡散が全16方位の方向に各方位の風向頻度で現われるとしているので、風向*i*の出現確率を $P_i$ とすると*i*の風下方向の地点での濃度の出現確率は $\frac{1}{80} \times P_i$ となる。したがって、曲線の左端は流跡線モデルでは80の気象シーケンスの中で濃度が $10^{-9} \text{ Ci} \cdot \text{s} / \text{m}^3$ 以上(実際には0でない)であった確率を示し、CRACでは評価地点が風下方向となる風向の出現確率となる。ここでは、評価地点は全て各方位の軸上にあると考えているので、CRACでは、80の気象シーケンス全てで濃度が出現し、それも濃度の高い側に集中している。流跡線モデルでは、80の気象シーケンスのうち放出プルームが評価地点付近に現われず濃度が0の場合がかなりあり、また地域的な風向の変動が影響して、現われる濃度も低い側から高い側に割合連続的に分布している。

曲線の右端は各地点共、最も高濃度の現われた気象シーケンスに対応したものである。両モデルによる濃度の違いは、サイトに近接した地点ではファクター5程度、遠方では方向にもよるが2オーダー以上である。時間的、地域的な風向の変動を取り込むことによって、個々のシーケンスに対応する濃度が最大でこの程度減少することがわかる。しかし、注意すべき点が2点ある。まず第一は、選択した80の気象シーケンスが原理的には無限大にあると考えられる気象条件の組み合わせを代表しているかという点。もう一つは、ここで考慮しなかった降雨の問題である。

5.2.2の米国の解析例で見られるように、出現する確率が小さくとも与える結果が非常に大きな場合というのは、人口の密集地帯で降雨によって大量の放射性物質が沈着して、地表面汚染からの被曝寄与が大きくなる時だからである。

図中に各地点における両モデルによる濃度の期待値が書かれているが、ほとんどの点で数ファクターの違いにすぎない。平均操作を行うことによって、気象条件の変化の取り扱いの違いによる結果の違いも平均化されてしまい、両者の違いが明確でなくなるからである。重要なことは、大きな結果すなわち高濃度が出現する状況をできるだけ忠実に評価に取り込めるよう降雨による洗浄効果のモデル化及び気象シーケンスの選択法の十分な検討であろう。一方、流跡線モデル以上に複雑で詳細な計算モデルが、総合的な環境への影響評価のモデルの中に必要なかどうかは、計算コストの面からいって疑問である。むしろ、簡単なモデルで全体の評価をし、サイト特有の現象をできるだけ正確に取り入れられる詳細なモデルで大きな結果が出現する状況を把握して給

合的な影響評価モデルの補充をしておくことが必要ではないか。

### 5.3 成果の反映と今後の研究課題

原子力施設が周辺公衆にもたらす放射線の影響の予測は、普通事故時、平常運転時にかかわらず評価手法(モデル)を確立し、必要なパラメータを固定して、計算によって行わなければならない。その際、利用可能なデータの不備による予測値の不確かさを考慮して、しばしば、採用するモデルやパラメータにひかえ目な仮定を置いて結果を過大評価するやり方が通常行われてきた。平常運転時において線量限度が満足されるかどうかという場合にはこのような方法で十分であるが、ICRPの勧告した線量制限体系における正当化や最適化(ALARA)のためには、ひかえ目な仮定を用いることによる過大評価が不適切な決定を導く可能性を考慮して、モデルができるだけ現実的であることが重要である。

一方、本章で取り扱ってきた炉心損傷を伴うような大事故の際の環境への影響の評価についても、特にTMI事故以来、起こる確率が小さくてソースタームの定量が不確かではあるが、潜在的に非常に大きな放射線影響を与える可能性のある事故の評価の信頼性が重要な問題となってきた。これまでに述べてきたように、多くの国でモデルの開発、改良と共に様々な目的でモデルの適用研究が最近盛んになってきているが、解析結果を直接規制面に応用する所までには至っていない。それには、5.1.3節にあげた項目の不確かさの幅をできるだけ縮めて、定量的に信頼性のある結果を生み出すため、個々の評価手法の改良、及びパラメータの検討が必要となってくる。

不確かさの原因には、モデル化それ自体とモデルに用いられるパラメータの不備、それにパラメータが持つ変動性が考えられる。モデル化と用いるパラメータは一体の関係にあり、それらの持つ不確かさを厳密に区別することはできない。一般に、環境の評価に用いられるいわゆるモデルパラメータは、他の目的で測定されたデータの文献値から推定された代表値が用いられるのが普通である。したがって、評価の目的に応じて、できるだけサイトの特性を反映したパラメータの選択を行うことが必要な場合もでてくる。また、推定されるパラメータ自体がある変動幅をもつ場合、その範囲あるいは分布を把握しておくことが重要となる。

今、影響指標をCとすると、これは5種類の因子から構成されると考えることができる。

$$C = R \cdot M \cdot D \cdot P \cdot H$$

各因子は

- R : 放出条件に係わる因子
- M : 環境媒体中の分布に係わる因子
- D : 線量算出に係わる因子
- P : 防護対策などに係わる因子
- H : 健康上の影響に係わる因子

である。

この中でPは他の因子と異質である。防護対策のモデル化あるいは周辺住民の分布など、この因子に係わる問題は他の4種と違い、いわば社会環境に強く依存するものである。5.2.3節でみたように、この因子は結果に非常に影響を及ぼすので、個々のサイトのリスク評価を行う場合に

は、サイトの特性や自治体のもつ緊急時計画を考慮すべきで、評価目的に応じた考慮がなされるべきである。この5種の因子の中で結果に最も大きな影響を及ぼすと考えられるのは、5.2.2節で取り上げたRの因子である。環境の評価においては、放出条件は入力として取り扱われるが、放出量の増減はそのまま結果に反映され、放出継続時間や粒子状物質の粒径分布は、大気中の拡散・沈着のモデル化自体にも係わるし、また事故発生から環境への放射性物質の放出までの時間は防護対策に大きく影響を及ぼす。このように、Rの因子は他の因子に含まれるモデルのモデル化の程度にも大きく影響を及ぼすので、結果に対するそれぞれの感度だけでなく、関係する因子が相互に与える影響を定量化することが重要な課題となる。

5.1.3節で取り上げた不確かさの要因のうち、大気中拡散と地表面沈着のモデルの項がMの因子に含まれる。5.2節ではこのうち、モデルパラメータに関しては放出物質のもつエネルギー、沈着速度、モデル化については大気中拡散モデルにおける気象条件の変化の取り扱いについてみてきた。Mの因子は環境媒体中の放射能の分布を決定するもので評価全体の基本となる重要なものであるが、上記の因子各々の、最終的に平均化されたC（評価指標の期待値）に対する感度は平均化の操作によってそれ程大きくならないと予想される。しかしながら、5.2.4節でも述べたように、出現する確率が小さくとも、もたらされる結果が非常に大きな個々の気象シーケンスに対応する評価に際してはパラメータ、モデルの選択は慎重でなければならない。従って、いかなる気象シーケンスを評価に用いるかという気象シーケンスのサンプリングの問題は重要であり、特にサイトだけでなく周辺観測所の気象データを用いるモデルでは難しい重要な問題となる。

個々のモデルパラメータにできるだけサイトの特性を考慮した個々のものを用い、かつ、各々のモデルの妥当性を検証することはもちろん重要なことであるが、環境に係わる問題ではしばしばそれが非常に難しい。そこで、感度解析を行い定量的な信頼度を把握するわけであるが、今後上に示した因子が全体としてもたらす結果の不確かさを定量化するための統計的な手法の検討が必要となろう。不確かさの伝播に関してはモンテカルロ計算や確率的な分布型を仮定しての解析法が既にいろいろな分野で行われており、今後この種の手法の適用が望まれる。それによって研究課題に優先度を与えることが可能となり、適用目的に応じたモデルの選択にも役立つであろう。

研究の現状と主な成果についての概要を表にして示す。

環境への影響に関する研究現状

項目	内容	研究機関	主な成果	参考文献
計算コードの開発 及び応用研究	RSS 解析コードの改良	Sandia	CRAC 2 を立地評価の解析に適用	(8), (13)
	GRS 解析コードの開発 及び改良	KfK, GSF	UFOMOD を GRS に適用	(4)
	事故時影響評価コードの 開発	NRPB	Sizewell のリスク研究に 適用	(15), (16)
	事故時影響評価コードの 開発	原 研	開発中	

## 参 考 文 献

- (1) Farmer, F.R., "Siting Criteria-A New Approach", IAEA-SM-89/34, p.35-48, 1967.
- (2) USNRC, "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400 (NUREG-75/014) Appendix VI, 1975.
- (3) Hickmann, J.W., "FRA Procedures Guide", Chap. 9, NUREG/CR-2300, 1982.
- (4) Barsell, A.W. and I.B. Wall (Translators), "German Risk Study -Main Report", EPRI NP-1804-SR, 1981.
- (5) National Radiological Protection Board and Commissariat à l'Énergie Atomique, "Methodology for Evaluating the Radiological Consequences of Radioactive Effluents", Joint British/French Report V/3011/79, CEC, 1979.
- (6) Clarke, R.H. and G.N. Kelly, "MARC-The NRPB Methodology for Assessing Radiological Consequences of Accidental Releases of Activity", NRPB-R-127, 1981.
- (7) Savolainen, I and S. Vuori, "Assessment of Risk of Accidents and Normal Operation at Nuclear Power Plants", Technical Research Centre of Finland, Electrical and Nuclear Technology, Publication 21, 1977.
- (8) Ritchie, L.T. et al., "Calculations of Reactor Accident Consequences, Version 2: User's Guide", NUREG/CR-2326 (SAND-81-1994), 1981.
- (9) Commonwealth Edison Company, "Zion Nuclear Plant Units 1 and 2 Probabilistic Safety Study", Dockets 50-295 and 50-304, 1981.
- (10) Kaul, D.C. et al., "NUCRAC-SAI Radiological Consequence Code Summary Description", SAI-121-000-1-80, 1980.
- (11) Blond, R.M. et al., "International Standard Problem for Consequence Modeling", presented at ANS/ENS Topical Meeting on Probabilistic Risk Assessment, Port Chester, N.Y., September 20-24, 1981.
- (12) Bayer, A. and F.W. Heuser, "Basic Aspects and Results of the German Risk Study", Nucl. Safety, Vol.22, p.695, 1981.

- (13) Aldrich, D.C. et al., "Technical Guidance for Siting Criteria Development", NUREG/CR-2239 (SAND-81-1549), 1982.
- (14) Fryer, L.S., "A Guide to TIRION4-A Computer Code for Calculating the Consequences of Releasing Radioactive Material to the Atmosphere", SRD-R-120, 1978.
- (15) Kelly, G.N. and R.H. Clarke, "An Assessment of the Radiological Consequences of Releases from Degraded Core Accidents for the Sizewell PWR", NRPB-R137, 1982.
- (16) Kelly, G.N. et al., "Degraded Core Accidents for the Sizewell PWR: A Sensitivity Analysis of the Radiological Consequences", NRPB-R142, 1982.
- (17) Sehmel, G.A., "Particle and Gas Dry Deposition: A Review", Atmos. Environ., vol. 14, p.983, 1980.

表 5.1 GRSにおける放出カテゴリー (12)

Categories of Radioactive Releases used for German Risk Study

Release category No.	Descriptor	Frequency of release per reactor-year	Time of release, h	Duration of release, h	Release height, m	Energy release, 10 <sup>6</sup> kWh	Fraction of core inventory released							
							Xe-Kr	I <sub>131</sub>	I-132	Cs-137	Tc-99	Mo-99	Ru <sup>a</sup>	La <sup>b</sup>
PK1	Core meltdown followed by steam explosion	2 × 10 <sup>-5</sup>	1	1	30	500	1.0	2.0 × 10 <sup>-2</sup>	2.9 × 10 <sup>-2</sup>	3.0 × 10 <sup>-1</sup>	3.5 × 10 <sup>-1</sup>	6.7 × 10 <sup>-2</sup>	3.8 × 10 <sup>-2</sup>	2.6 × 10 <sup>-2</sup>
PK2	Core meltdown, large leak in containment (200 mm in diameter)	6 × 10 <sup>-5</sup>	1	3	10	10	1.0	2.0 × 10 <sup>-2</sup>	4.0 × 10 <sup>-2</sup>	2.9 × 10 <sup>-1</sup>	3.5 × 10 <sup>-1</sup>	3.2 × 10 <sup>-2</sup>	1.7 × 10 <sup>-2</sup>	1.6 × 10 <sup>-2</sup>
PK3	Core meltdown, medium leak in containment (80 mm in diameter)	6 × 10 <sup>-5</sup>	2	3	10	1	1.0	7.0 × 10 <sup>-2</sup>	6.3 × 10 <sup>-2</sup>	4.4 × 10 <sup>-1</sup>	4.0 × 10 <sup>-1</sup>	4.9 × 10 <sup>-2</sup>	3.3 × 10 <sup>-2</sup>	2.3 × 10 <sup>-2</sup>
PK4	Core meltdown, small leak in containment (25 mm in diameter)	3 × 10 <sup>-4</sup>	2	3	10		1.0	7.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.5 × 10 <sup>-2</sup>	3.1 × 10 <sup>-1</sup>	3.0 × 10 <sup>-1</sup>	3.7 × 10 <sup>-2</sup>	4.0 × 10 <sup>-2</sup>	6.5 × 10 <sup>-2</sup>
PK5†	Core meltdown, overpressure failure, failed filter system	2 × 10 <sup>-4</sup>	0	1	30		2.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.0 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	3.6 × 10 <sup>-2</sup>	3.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.8 × 10 <sup>-2</sup>
			1	1	10	200	2.3 × 10 <sup>-2</sup>	1.6 × 10 <sup>-2</sup>	2.6 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	2.0 × 10 <sup>-2</sup>	2.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.3 × 10 <sup>-2</sup>
PK6†	Core meltdown, overpressure failure	7 × 10 <sup>-4</sup>	0	1	100		2.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.0 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	3.6 × 10 <sup>-2</sup>	3.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.8 × 10 <sup>-2</sup>
			1	1	100	200	2.3 × 10 <sup>-2</sup>	1.6 × 10 <sup>-2</sup>	2.6 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	2.0 × 10 <sup>-2</sup>	2.5 × 10 <sup>-2</sup>	2.3 × 10 <sup>-2</sup>
			25	1	10		0.8 × 10 <sup>-2</sup>	0.8 × 10 <sup>-2</sup>	0.6 × 10 <sup>-2</sup>	4.5 × 10 <sup>-2</sup>	7.7 × 10 <sup>-2</sup>	4.7 × 10 <sup>-2</sup>	5.3 × 10 <sup>-2</sup>	0.5 × 10 <sup>-2</sup>
PK7	Single-bank loss-of-coolant accident, large leak in the containment	1 × 10 <sup>-4</sup>	0	1	10	0	1.7 × 10 <sup>-2</sup>	3.7 × 10 <sup>-2</sup>	3.3 × 10 <sup>-2</sup>	1.3 × 10 <sup>-1</sup>	2.5 × 10 <sup>-1</sup>	2.5 × 10 <sup>-2</sup>	0	0
PK8	Single-bank loss-of-coolant accident	1 × 10 <sup>-4</sup>	0	6	100		4.6 × 10 <sup>-2</sup>	1.0 × 10 <sup>-2</sup>	1.2 × 10 <sup>-2</sup>	2.1 × 10 <sup>-1</sup>	4.1 × 10 <sup>-1</sup>	4.1 × 10 <sup>-1</sup>	0	0

<sup>a</sup>Includes Sr, Rh, Co, Ni, Zn.

<sup>b</sup>Includes Y, La, Zr, Mo, Ce, Pr, Nd, Fe, Am, Cm.

<sup>c</sup>The released fractions of activity are specified for these intervals of time, however the release extends over a longer period of time.

表 5.2 RSSにおける放出カテゴリー<sup>(2)</sup>

Summary of Release Categories used for Reactor Safety Study

Release Category	Probability per Reactor-Year	Time of Release (hr.)	Duration of Release (hr.)	Warning Time for Evacuation (hr.)	Elevation of Release (Meters)	Containment Energy Release ( $10^6$ Btu/hr.)	Fraction of Core Inventory Released							
							Xe-Kr	Organic I	I	Ce-Nb	Tc-Sb	Mo-Zr	Pu <sup>b</sup>	La <sup>c</sup>
PWR 1	$9 \times 10^{-7}$	2.5	0.5	1.0	25	520 <sup>a</sup>	0.9	$6 \times 10^{-3}$	0.7	0.4	0.4	0.05	0.4	$3 \times 10^{-3}$
PWR 2	$8 \times 10^{-6}$	2.5	0.5	1.0	0	170	0.9	$7 \times 10^{-3}$	0.7	0.5	0.3	0.06	0.02	$4 \times 10^{-3}$
PWR 3	$4 \times 10^{-6}$	5.0	1.5	2.0	0	6	0.8	$6 \times 10^{-3}$	0.2	0.2	0.3	0.02	0.03	$3 \times 10^{-3}$
PWR 4	$5 \times 10^{-7}$	2.0	3.0	2.0	0	1	0.6	$2 \times 10^{-3}$	0.09	0.04	0.03	$5 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^{-3}$	$4 \times 10^{-4}$
PWR 5	$7 \times 10^{-7}$	2.0	4.0	1.0	0	0.3	0.3	$2 \times 10^{-3}$	0.03	$9 \times 10^{-3}$	$5 \times 10^{-3}$	$1 \times 10^{-3}$	$6 \times 10^{-4}$	$7 \times 10^{-5}$
PWR 6	$6 \times 10^{-6}$	12.0	10.0	1.0	0	N/A	0.3	$2 \times 10^{-3}$	$8 \times 10^{-4}$	$8 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^{-3}$	$9 \times 10^{-5}$	$7 \times 10^{-5}$	$1 \times 10^{-5}$
PWR 7	$4 \times 10^{-5}$	10.0	10.0	1.0	0	N/A	$6 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-5}$	$2 \times 10^{-5}$	$1 \times 10^{-5}$	$2 \times 10^{-5}$	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-6}$	$2 \times 10^{-7}$
PWR 8	$4 \times 10^{-5}$	0.5	0.5	N/A <sup>d</sup>	0	N/A	$2 \times 10^{-3}$	$5 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-4}$	$5 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{-6}$	0	0
PWR 9	$4 \times 10^{-4}$	0.5	0.5	N/A	0	N/A	$3 \times 10^{-6}$	$7 \times 10^{-9}$	$1 \times 10^{-7}$	$6 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-9}$	$1 \times 10^{-11}$	0	0
BWR 1	$1 \times 10^{-6}$	2.0	2.0	1.5	25	130	1.0	$7 \times 10^{-3}$	0.40	0.40	0.70	0.05	0.5	$5 \times 10^{-3}$
BWR 2	$6 \times 10^{-6}$	30.0	3.0	2.0	0	30	1.0	$7 \times 10^{-3}$	0.90	0.50	0.30	0.10	0.03	$4 \times 10^{-3}$
BWR 3	$2 \times 10^{-5}$	30.0	3.0	2.0	25	20	1.0	$7 \times 10^{-3}$	0.10	0.10	0.30	0.01	0.02	$3 \times 10^{-3}$
BWR 4	$2 \times 10^{-6}$	5.0	2.0	2.0	25	N/A	0.6	$7 \times 10^{-4}$	$8 \times 10^{-4}$	$5 \times 10^{-3}$	$4 \times 10^{-3}$	$6 \times 10^{-4}$	$6 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^{-4}$
BWR 5	$1 \times 10^{-4}$	3.5	5.0	N/A	150	N/A	$5 \times 10^{-4}$	$2 \times 10^{-9}$	$6 \times 10^{-11}$	$4 \times 10^{-9}$	$8 \times 10^{-12}$	$8 \times 10^{-14}$	0	0

<sup>a</sup> A lower energy release rate than this value applies to part of the period over which the radioactivity is being released.

<sup>b</sup> Includes Mo, Rh, Tc, Co.

<sup>c</sup> Includes Nd, Y, Ce, Pr, La, Hf, Am, Cm, Pu, Bp, Zr.

<sup>d</sup> Not applicable.

[Reference : WASH-1400]

表 5.3 NRCの立地解析用ソースターム(13)

## NRC Source Terms for Siting Analysis

<u>Release Characteristics<sup>a</sup></u>	<u>Source Term</u>				
	<u>SST1</u>	<u>SST2</u>	<u>SST3</u>	<u>SST4</u>	<u>SST5</u>
Accident Type	Core Melt	Core Melt	Core Melt	Gap Release	Gap Release
Containment Failure Mode	Overpressure	H <sub>2</sub> Explosion of Loss of Isolation	-	-	-
Containment Leakage	Large	Large	1#/day	1#/day	0.1#/day
Time of Release (hr)	1.5	3	1	0.5	0.5
Release Duration (hr)	2	2	4	1	1
Warning Time (hr)	0.5	1	0.5	-	-
Release Height (meters)	10	10	10	10	10
Release Energy	0	0	0	0	0
<u>Inventory Release Fractions</u>					
Xe-Kr Group	1.0	0.9	$6 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^{-6}$	$3 \times 10^{-7}$
I Group	0.45	$3 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^{-7}$	$1 \times 10^{-8}$
Cs-Rb Group	0.67	$9 \times 10^{-3}$	$1 \times 10^{-5}$	$6 \times 10^{-7}$	$6 \times 10^{-8}$
Ta-Sb Group	0.64	$3 \times 10^{-2}$	$2 \times 10^{-5}$	$1 \times 10^{-9}$	$1 \times 10^{-10}$
Ba-Sr Group	0.07	$1 \times 10^{-3}$	$1 \times 10^{-6}$	$1 \times 10^{11}$	$1 \times 10^{-12}$
Ra Group	0.05	$2 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-6}$	0	0
La Group	$9 \times 10^{-3}$	$3 \times 10^{-4}$	$1 \times 10^{-6}$	0	0

a. As defined in the Reactor Safety Study [1].

表 5.4 5つのソースタームに対する各影響結果の平均値の比較<sup>(13)</sup>

Comparison of Conditional Mean Consequences  
Predicted for Five Source Terms

Source Term	Mean Early Fatalities	Mean Early Injuries	Mean Latent Cancer Fatalities	Mean Thyroid Modules	Mean Interdicted Land Area
SST1	100 <sup>b</sup>	100	100	100	100
SST2	$1 \times 10^{-2}$	0.5	7	3	1
SST3	0	0	$2 \times 10^{-2}$	$5 \times 10^{-2}$	0
SST4	0	0	$4 \times 10^{-4}$	$8 \times 10^{-5}$	0
SST5	0	0	$4 \times 10^{-5}$	$8 \times 10^{-6}$	0

a. Assumptions: 1120 MWe PWR, population distribution and wind rose for Indian Point, New York City meteorology, "Summary Evacuation" of persons within 10 miles.

b. All consequences are normalized to 100 for source term SST1.

表 5.5 緊急時対策のシナリオ<sup>(13)</sup>

## Emergency Response Scenarios

Scenario Number	Type of Response	Response Distance	Delay Time Before Response	Response Speed
1	Evacuation	10 miles	1-hour	10 mph
2	Evacuation	10 miles	3-hours	10 mph
3	Evacuation	10 miles	5-hours	10 mph
4	Evacuation	10 miles	5-hours	1 mph
5	Sheltering, Relocation	10 miles	none, 6-hours	---
6	No Emergency Response	--	--	---

表 5.6 SST1におけるヨウ素, セシウム, テルリウム の放出割合の減少に対する影響結果の感度<sup>(13)</sup>

Sensitivity of Mean Consequences to Reductions in SST1 Release Fractions of Iodine, Cesium, and Tellurium

Accident Release	Early Fatalities	Early Injuries	Latent Cancer Fatalities	Acute Dose <sup>c</sup>		Area of Land Interdiction
				Bone Marrow	Thyroid	
SST1 (Standard)	100 <sup>b</sup>	100	100	100	100	100
0% I	75	75	90	85	60	100
10% I	60	55	95	70	30	100
80% I	50	55	95	65	20	100
50% Cs	95	95	90	95	100	55
10% Cs	90	95	75	90	100	15
0% Cs	85	90	60	90	100	1
50% Te	75	65	95	85	90	100
10% Te	50	45	90	70	80	100
0% Te	45	40	90	65	80	100
50% I,Cs	70	70	90	80	60	55
10% I,Cs	45	55	70	60	30	15
80% I,Cs	40	50	55	55	20	1
50% I,Cs,Te	40	45	85	60	90	55

- a. Assumptions: 1120 MWe reactor, Indian Point site, New York City meteorology, Summary Evacuation.
- b. All consequences normalized to 100 for source term SST1.
- c. Relative doses are approximately independent of distance.

表 5.7 SST1における希ガスを除く全ての元素の放出割合の減少に対する影響結果の感度<sup>(13)</sup>

Sensitivity of Mean Consequences to Reductions in SST1 Release Fractions of All Elements Except Noble Gases

Accident Release	Early Fatalities	Early Injuries	Latent Cancer Fatalities	Acute Doses <sup>c</sup>		Interdicted Land Area
				Bone Marrow	Thyroid	
SST1 (Standard)	100 <sup>b</sup>	100	100	100	100	100
50% SST1 <sup>d</sup>	10	35	74	53	50	55
10% SST1 <sup>d</sup>	1	4	32	16	10	10
5% SST1 <sup>d</sup>	0.2	2	19	11	5	5
1% SST1 <sup>d</sup>	0.03	1	5	8	1	1

- a. Assumptions: 1120 MWe reactor, Indian Point Site, New York City meteorology, Summary Evacuation.
- b. All consequences normalized to 100 for source term SST1.
- c. Relative doses are approximately independent of distance.
- d. Release fractions reduced for all isotopes except noble gases.

表 5.8 放出カテゴリーUK1のパラメータ<sup>(16)</sup>

## Characteristic Parameters of Release Category UK1

Frequency of occurrence ( $y^{-1}$ )		$2.4 \cdot 10^{-9}$
Time before release <sup>1</sup> (h)		1
Duration of release (h)		3
Energy of release <sup>2</sup> (MStu $h^{-1}$ )		0.3
Elevation of release (m)		10
Warning time <sup>3</sup> (h)		0
Fraction of the core inventory released to the environment <sup>4</sup>	Xe-Kr	$9 \cdot 10^{-1}$
	Organic I	$7 \cdot 10^{-3}$
	Inorganic I-Br <sup>5</sup>	$7 \cdot 10^{-1}$
	Cs-Rb	$5 \cdot 10^{-1}$
	Tc-Sb	$3 \cdot 10^{-1}$
	Sa-Sr	$6 \cdot 10^{-2}$
	Ru <sup>6</sup>	$2 \cdot 10^{-2}$
	La <sup>7</sup>	$4 \cdot 10^{-3}$

Notes

1. The time between reactor shut-down and the release of activity to the environment.
2. More than 90% of the radioactive material is released within the first hour; to minimise operational expenditure the whole release was assumed in the initial study<sup>(1)</sup> to occur in the first hour and the same assumption is adopted here.
3. The warning time is the time available for the initiation of countermeasures before the release of activity to the environment. It has been evaluated conservatively as the time between vessel melt-through and the release of activity to the environment.
4. The specified fractions of the core are assumed to be released uniformly over the specified release duration and apply to stable isotopes of the specified elements.
5. The iodine and bromine are assumed to be released in an elemental form.
6. Includes Ru, Rh, Co, Mo and Tc.
7. Includes Y, La, Zr, Nb, Ce, Pr, Nd, W, Pu, Am and Cm.
8. The values specified for the energy content and warning time are then adopted in the initial study<sup>(1)</sup>; both these parameters are the subject of sensitivity analyses in this study and in these cases their values are varied accordingly.

表 5.9 感度解析に用いた各放射性物質の沈着速度<sup>(16)</sup>

The Deposition Velocities Assigned in the Sensitivity Analysis  
to Various Radioactive Materials

Species Scenario <sup>1</sup>	Dry deposition velocity ( $\text{m s}^{-1}$ )			
	Inorganic iodine <sup>2</sup>	Organic iodine	Noble gases	Particulate material
Initial study <sup>3</sup>	$10^{-2}$	$10^{-5}$	0	$10^{-3}$
(a)	$10^{-2}$	$10^{-4}$	0	$10^{-2}$
(b)	$10^{-3}$	$10^{-5}$	0	$10^{-3}$
(c)	$10^{-4}$	$10^{-6}$	0	$10^{-4}$

Notes:

1. Apart from the initial study the scenario is identified by the deposition velocity assigned to particulate material.
2. Apart from the initial study the deposition velocity of inorganic iodine is taken to be equal to that of the particulate material.
3. The deposition velocities in the initial study were chosen as 'best estimate' values and were intermediate in the range of possible variation. In that study the inorganic iodine was assumed to be in a elemental form and the particulate material was assumed to be in the form of a  $1 \mu\text{m}$  AMAD aerosol.

表 5.10 計算に用いた放出条件

Description of Accident Release Conditions

Reactor Inventory of Cs-137	$4.7 \times 10^6$ (Ci)
Release Fraction	0.3
Duration of Release	1.0 (hour)
Release Height	20.0 (m)
Energy Release Rate	0.0 (MW)

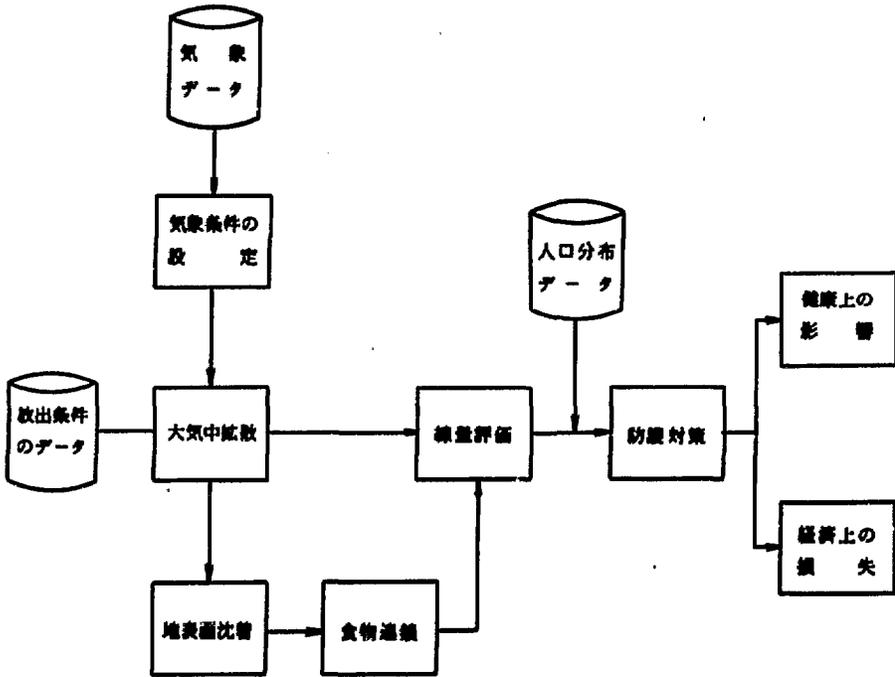
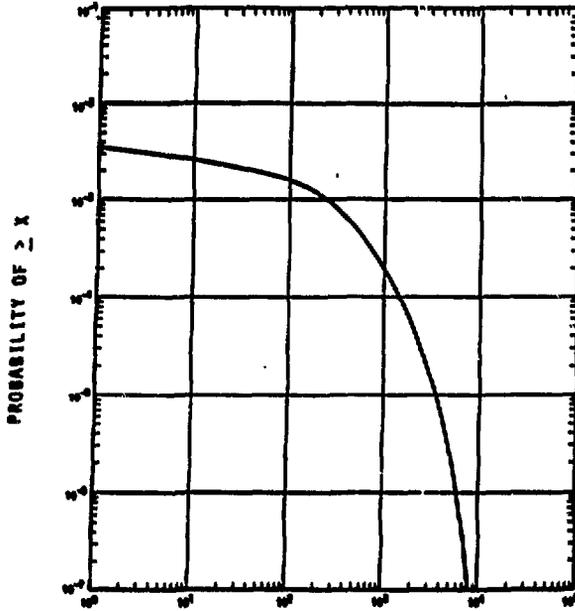


図 5.1 事故時環境影響評価における計算手順

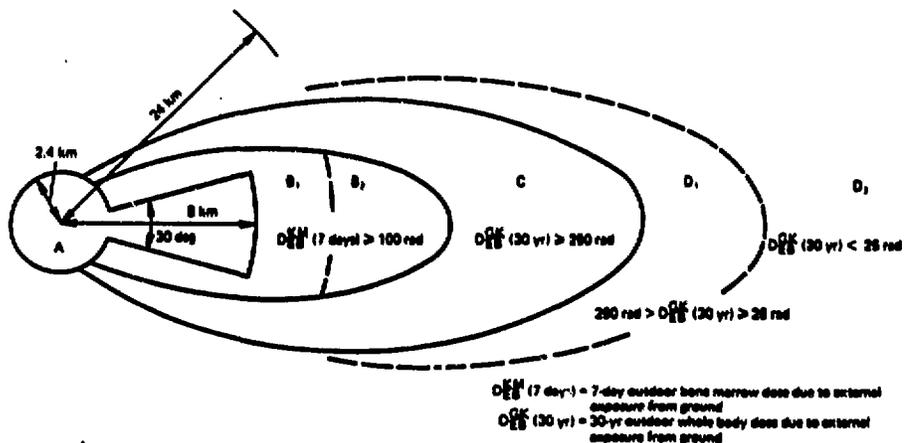
Schematic Outline of the Accident Consequence Analysis



X. MAGNITUDE OF CONSEQUENCE

図 5.2 評価指標の表示例

An Example of a Complementary Cumulative  
Distribution Function



Area	Protective Actions
A	Sheltering 2 h after operator knows release will occur ( $t = 2 \text{ h}$ ). Evacuation at $t = 8 \text{ h}$ . Travel time 1.5 h.
B <sub>1</sub>	Sheltering at $t = 2 \text{ h}$ . Fast relocation takes place either 2 h after cloud passage or $t = 14 \text{ h}$ , whichever is later. Travel time dependent on population.
B <sub>2</sub>	Normal activities. Fast relocation as in area B <sub>1</sub> .
C	Normal activities. Relocation begins $t = 30 \text{ days}$ .
D <sub>1</sub>	Normal activities. Decontamination to reduce $D_{0/EB}^M (30 \text{ yr})$ to 25 rad.
D <sub>2</sub>	Normal activities.

図 5.3 防護活動モデル

Schematic of the Protective Actions Model

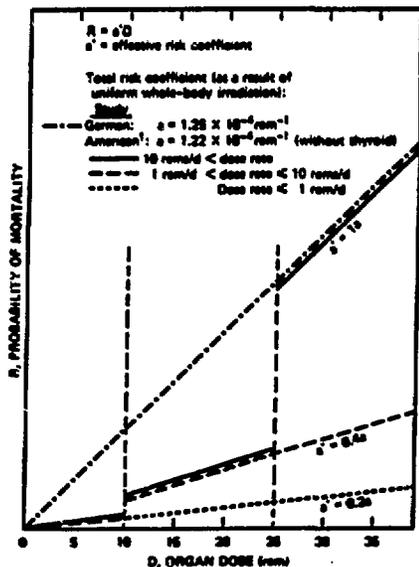


図 5.4 晩発性癌の線量-効果関係<sup>(12)</sup>

Probability of Mortality from Radiation-induced leukemia and other cancers

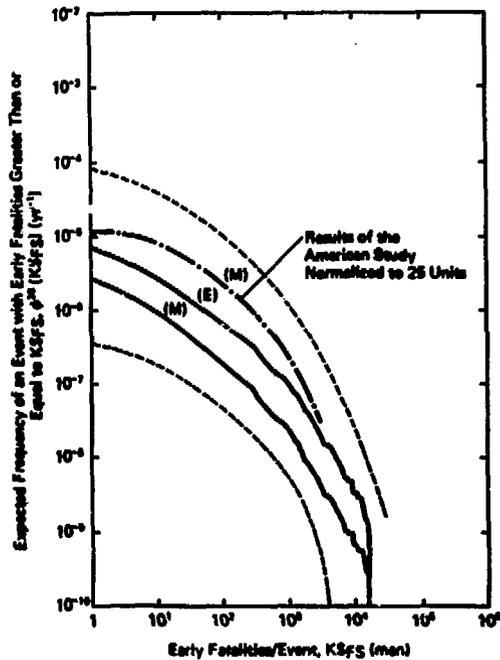


図 5.5 RSS と GRS の早期死亡に対する CCDF 曲線<sup>(12)</sup>  
Complementary Cumulative Frequency Distribution Functions of Early Fatalities with Local Subjective 90% Confidence Intervals, Corresponding to 25 Reactor Units

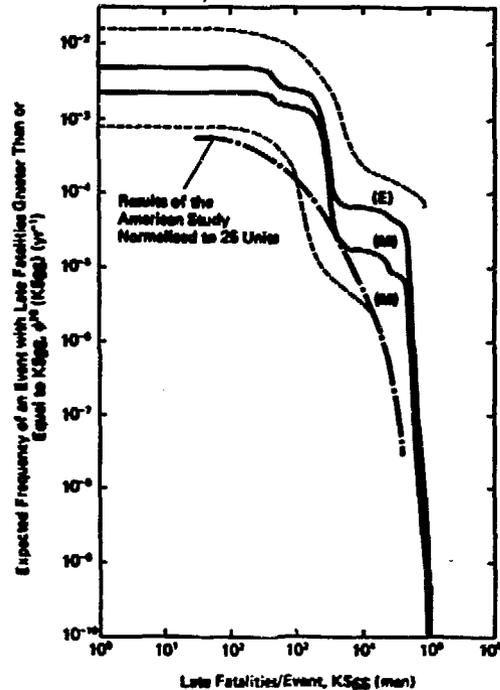
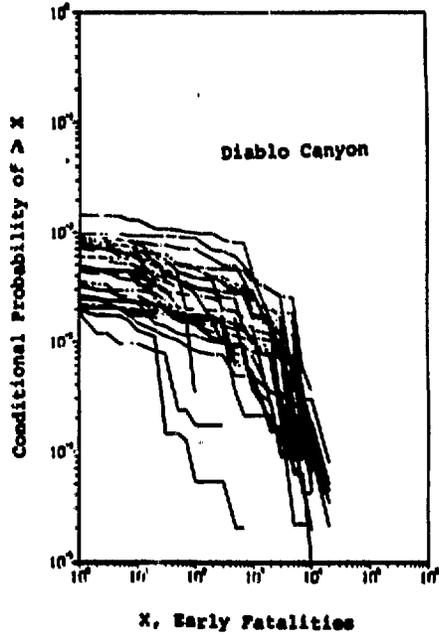
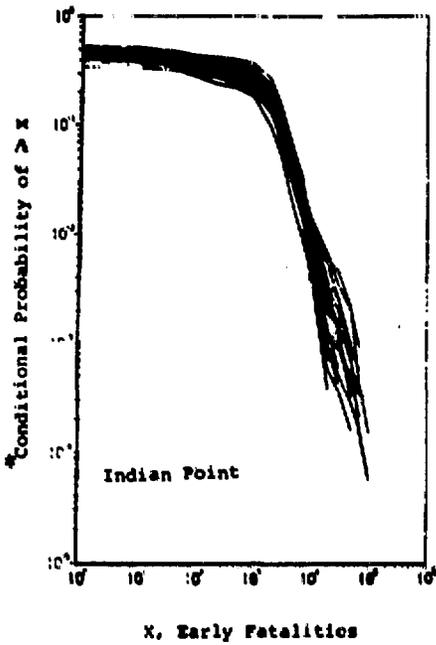


図 5.6 RSS と GRS の晩発性死亡に対する CCDF 曲線<sup>(12)</sup>  
Complementary Cumulative Frequency Distribution Functions of Late Fatalities with Local Subjective 90% Confidence Intervals, Corresponding to 25 Reactor Units



Early Fatality Complementary Cumulative Distribution Functions (CCDFs) Generated With Meteorological Data From 29 National Weather Service Stations. Probabilities are conditional on an SSTi accident occurring. The means of the distributions have the following ranges: Indian Point 710-1300, Diablo Canyon 6.1-18.  
Assumptions: Summary Evacuation, 1120 MWe reactor.

図 5.7 29 の NWS 観測所の気象データによる早期死亡の CCDF 曲線 (13)

Early Fatality Complementary Cumulative Distribution Functions  
 Generated with Meteorological Data from 29 National Weather  
 Service Stations

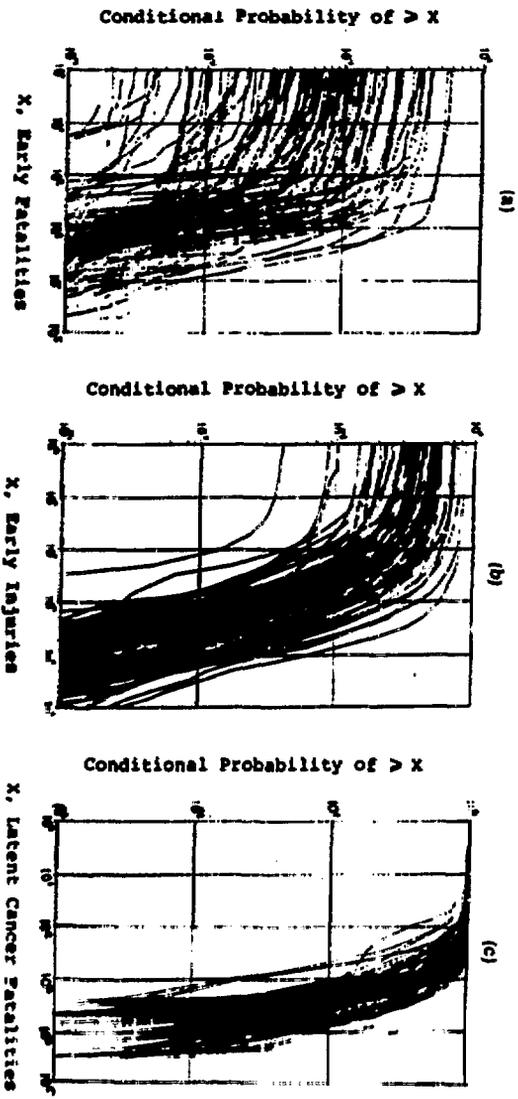


図5.8 SST1放出に対する全米91年1月の条件付きCCDF曲線 (13)

(a) Early Fatality, (b) Early Injury, and (c) Latent Cancer Fatality CCDFs. Conditional on an SST1 Release at all 91 Current U.S. Reactor Sites.

Assumptions: 1120 MWe reactor, Summary Evacuation, representative meteorology. Range of means: early fatalities 0.4 to 970, early injuries 4 to 3600, and latent cancer fatalities 230 to 8100.

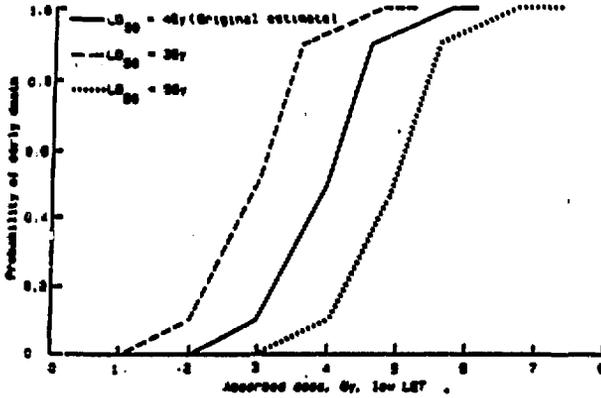


図 5.9 感度解析で考慮した骨髓被曝に対する線量-死亡関係<sup>(16)</sup>  
 Dose-Mortality Relationships for Bone Marrow Irradiation  
 Considered in the Sensitivity Analysis

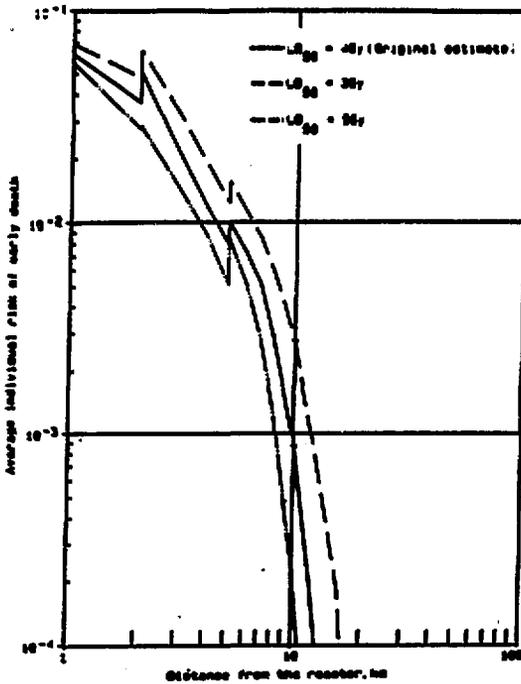
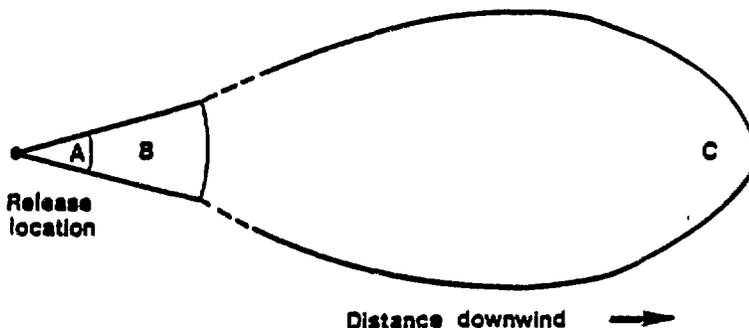


図 5.10 早期死亡の平均個人リスク：骨髓被曝のLD<sub>50</sub>に対する感度<sup>(16)</sup>  
 Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release  
 Category UK1: Sensitivity to the LD<sub>50</sub> for Bone Marrow  
 Irradiation



Parameter Values

Area Designation	Extent of area	Time taken to execute countermeasures <sup>1</sup>	
		Sheltering <sup>2</sup>	Evacuation <sup>3</sup>
A	60° sector extending 2 km downwind	1 hour	2 hours
B	60° sector extending from 2 to 3 km downwind	1 hour	2 hours
C	<u>Distance</u>		
	3 - 25 km	C <sub>1</sub>	6 hours
	25 - 75 km	C <sub>2</sub>	6 hours
	> 75 km	C <sub>3</sub>	6 hours
	Area in which the dose to the bone marrow from all exposure pathways would exceed 0.25 Sv in 7 days <sup>4</sup> . Subdivided into 3 ranges of downwind distance.		12 hours 1 day 2 days

Notes:

- The times specified are the intervals between the initiation of the countermeasures and their completion.  
For areas A and B the time is measured relative to the beginning of the warning time (the beginning of the warning time is taken as the occurrence of vessel walk-through and the duration of the warning time is the period between vessel walk-through and a significant release of activity to the environment (see Table 1)).  
For area C the time is measured relative to the release of activity to the environment (i.e. no credit taken for warning time).
- For areas A, B and C, 90% of the population are assumed indoors and 10% outdoors at the time of the release. Sheltering of the whole population is assumed at the specified times.
- The exposure during evacuation is taken to be approximately that which would have been received outdoors in the following hour had evacuation not occurred.
- The dose to be used in conjunction with this criterion is evaluated assuming people to be outdoors during the passage of the plume and subsequently to spend 90% of their time indoors and 10% outdoors.

図 5.11 屋内待機及び避難に対する防護対策モデル<sup>(16)</sup>

Basic Features of the Countermeasures Model for Sheltering and Evacuation

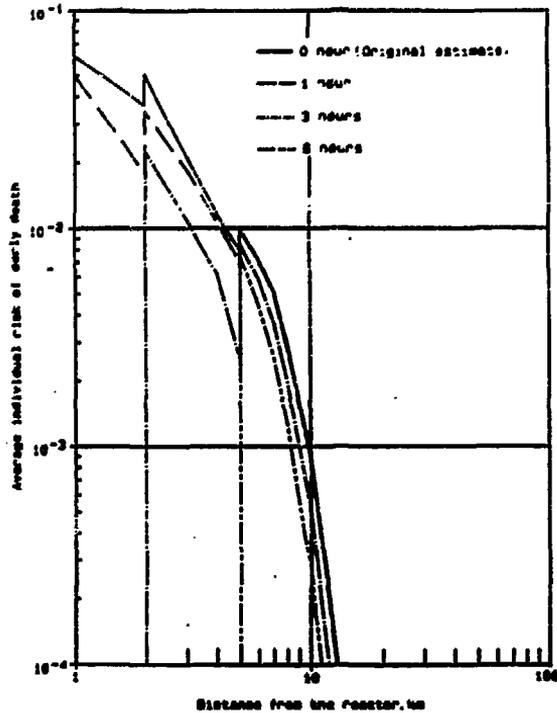


図 5.12 早期死亡の平均個人リスク：警告時間に対する感度<sup>(16)</sup>  
 Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to Warning Time

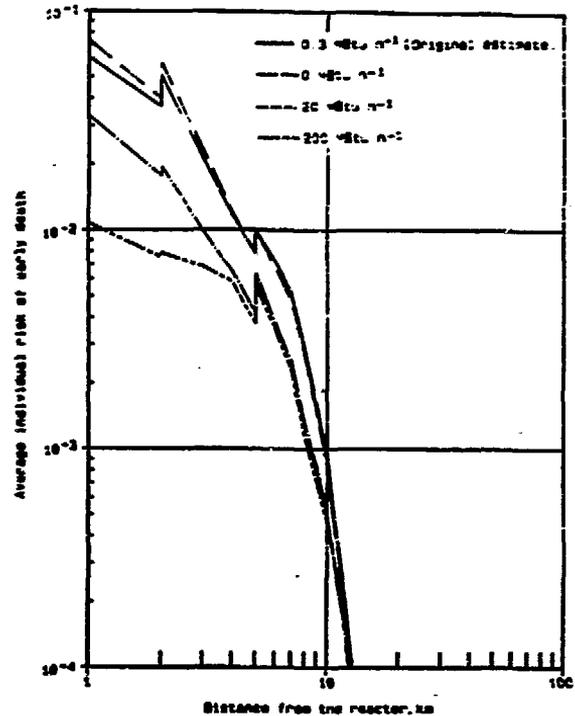


図 5.13 早期死亡の平均個人リスク：放出エネルギーに対する感度<sup>(16)</sup>  
 Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to the Energy Content of the Release

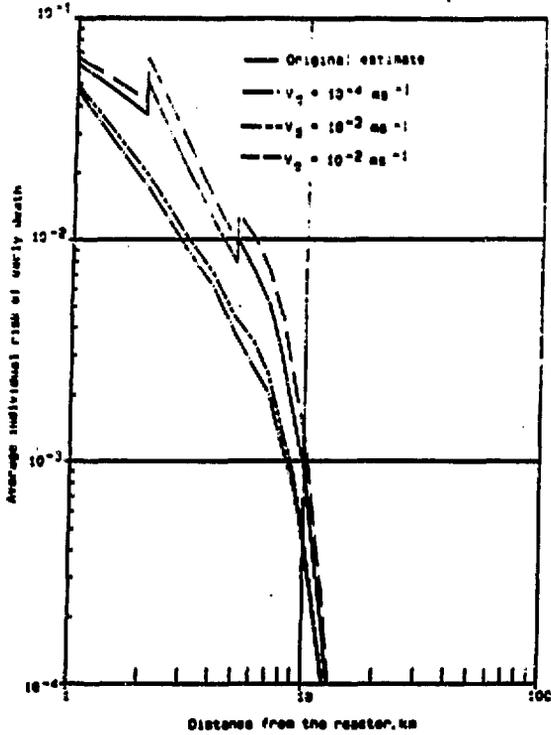


図 5.14 早期死亡の平均個人リスク：沈着速度に対する感度<sup>(16)</sup>

Average Individual Risk of Early Death Conditional upon Release Category UK1: Sensitivity to the Dry Deposition Velocity for Particulate Materials

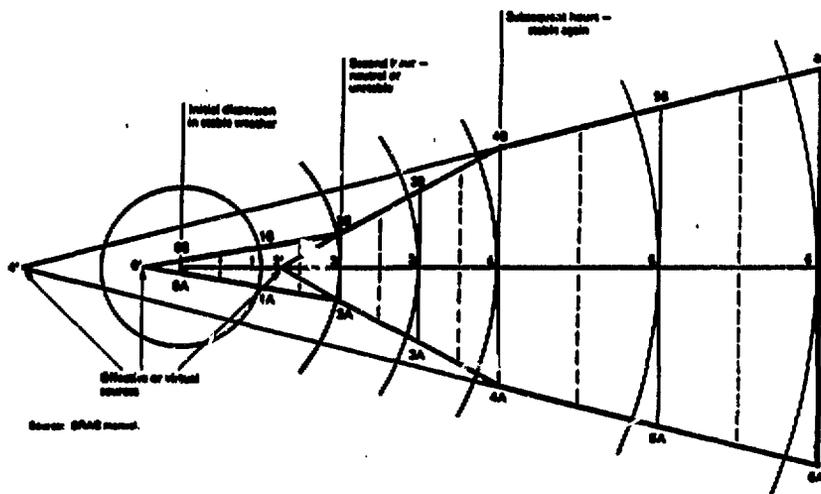


図 5.15 大気安定度の変化によるプルーム幅の成長過程  
Plan View of the Growth of Plume Width with Changing Stability Conditions

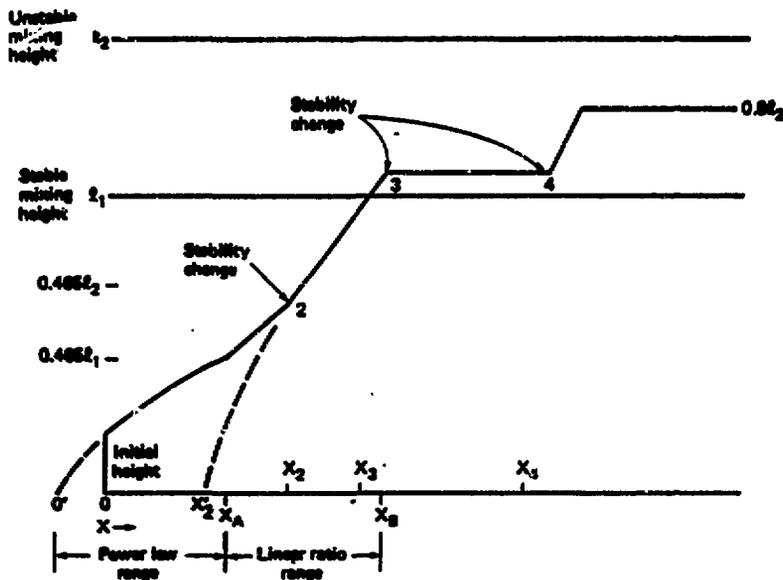


図 5.16 プルームの鉛直方向の成長過程  
Side View of the Vertical Growth of a Plume

DATE 760213 TIME 18 Z

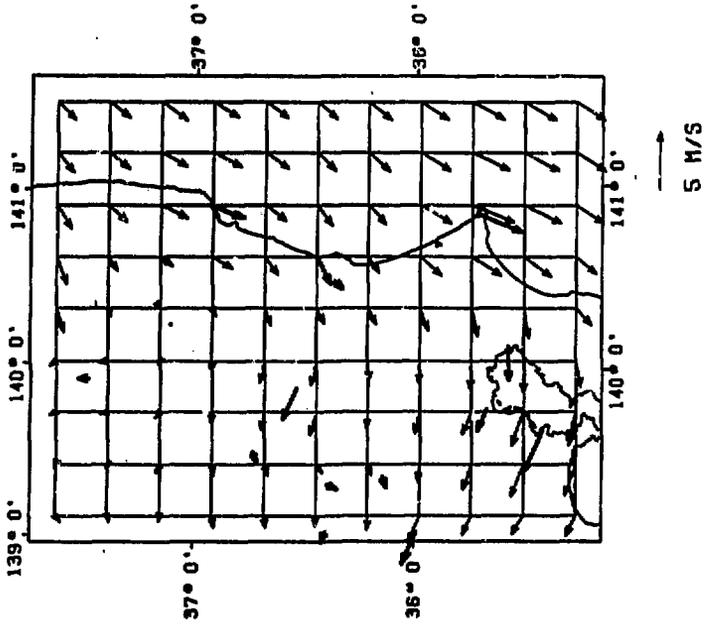


図 5.18 入力風速場の例  
An Input Example of Wind Field

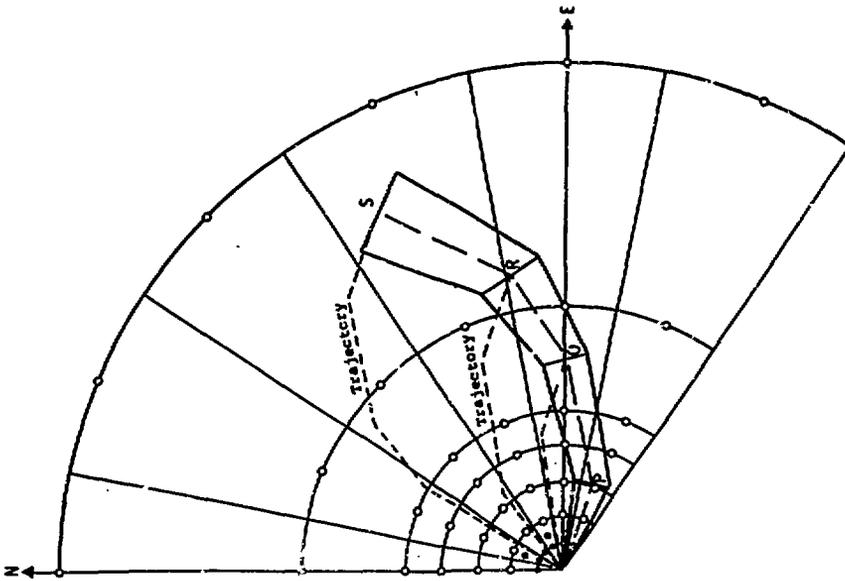
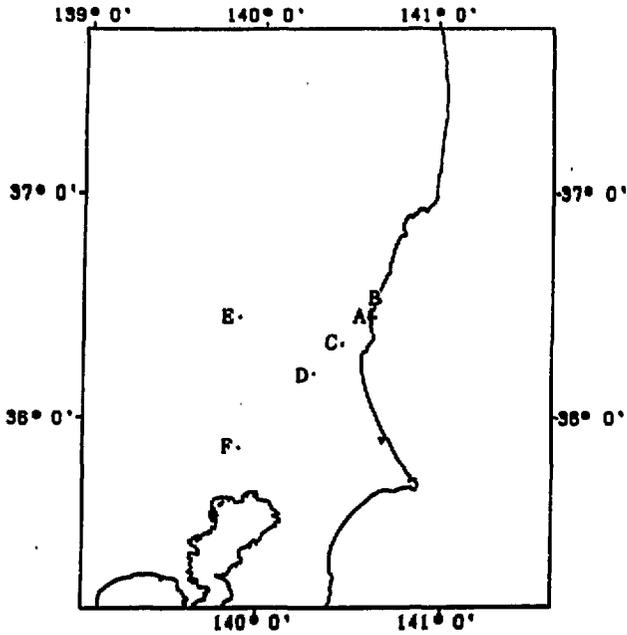


図 5.17 プルム・セグメントモデル  
A Basic Feature of Plume Segment Model



都市	東海サイトに対する各都市の位置	
	方向	距離(km)
A	W	3.6
B	NNE	10.5
C	SW	22.1
D	SW	44.3
E	W	76.4
F	SW	109.0

図 5.19 計算点の位置

Positions of Calculational Points

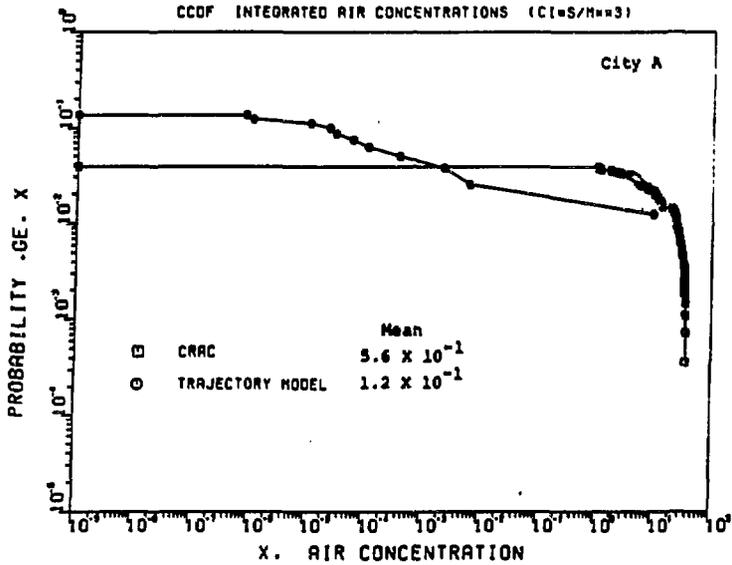


図 5.20 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions of Air Concentration

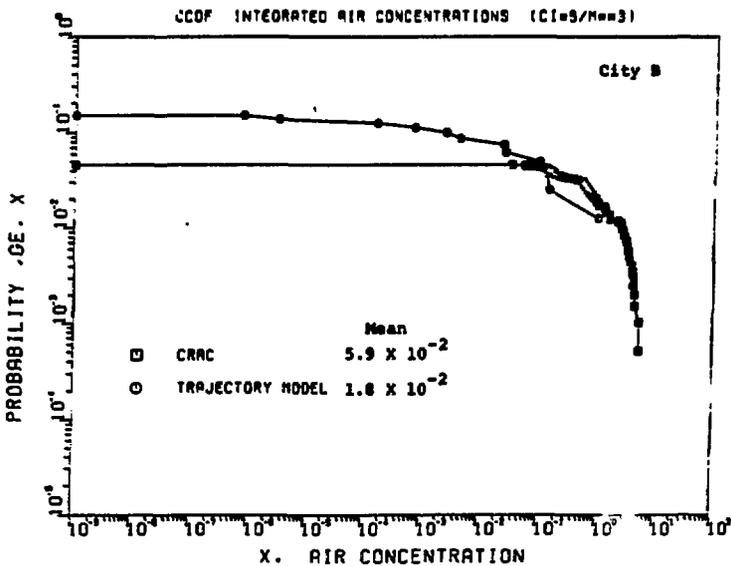


図 5.21 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions of Air Concentration

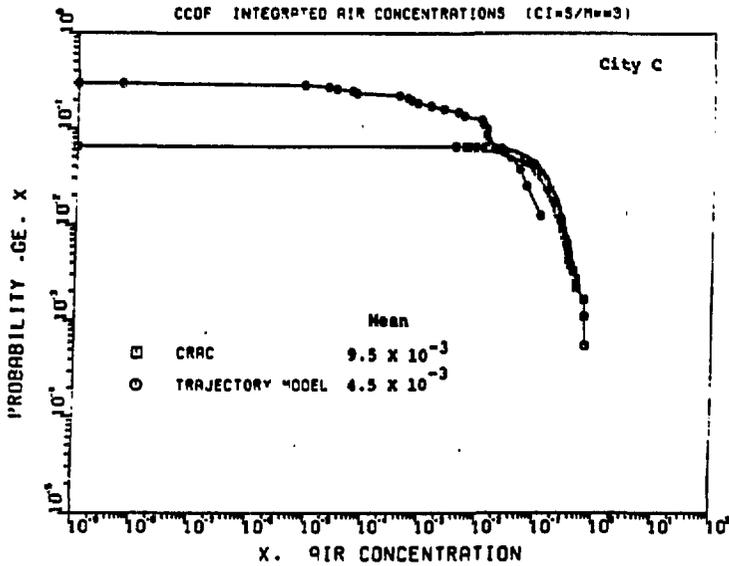


図 5.22 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions  
of Air Concentration

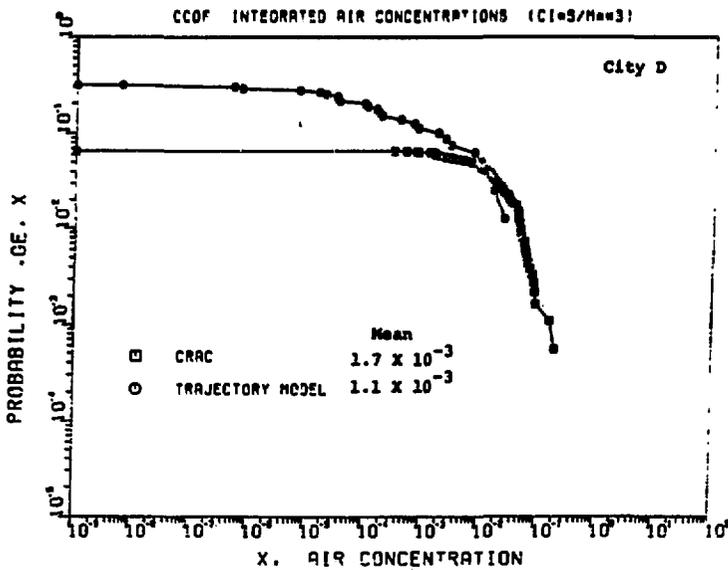


図 5.23 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions  
of Air Concentration

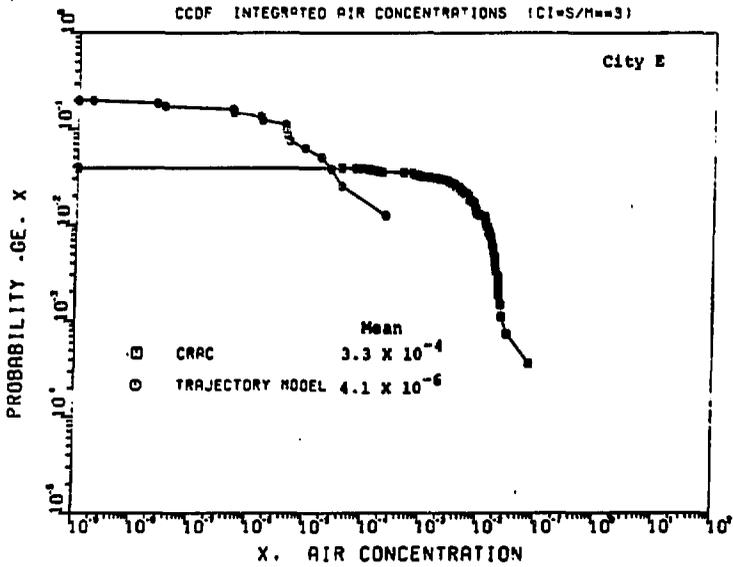


図 5.24 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions  
of Air Concentration

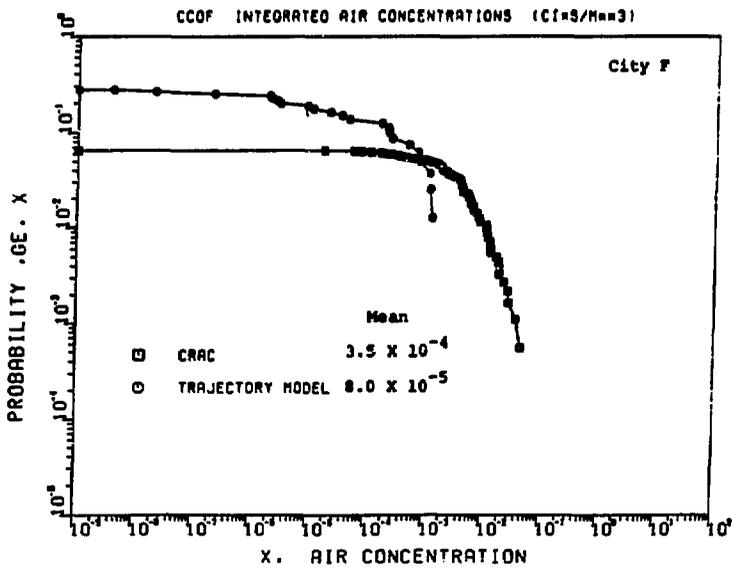


図 5.25 大気中濃度に対するCCDF曲線  
Complementary Cumulative Distribution Functions  
of Air Concentration

## 6. 評価解析手法の現状

### 6.1 総合評価システム

軽水炉における苛酷な事故時に、格納容器から放出されるFP量を評価するために、米国NRCのASTPO (Accident Source Term Program Office) で使用している計算コードシステム<sup>(1)</sup>と、原研で開発中の炉心、一次系、格納容器系の熱水力挙動を解析するコードシステム THALESについて概要を述べる。

#### 6.1.1 ASTPO 使用コード・システム

米国NRCは、1981年に軽水炉の炉心溶融事故時のFP放出を評価する手法に関して、当時の技術的基盤をまとめたNUREG-0772を公刊した。また、1982年に、米国NRCはこのNUREG-0772の継続研究を管理する部局として、ASTPOを設立した。これは、軽水炉の苛酷な事故時における格納容器からのFPソースタームを評価するための機関である。

ASTPOで使用している計算コードによる解析手順の概略を図6.1に示す。まず、解析対象とする原子炉プラントと事故シーケンスを選定する。次に、必要なプラント・データを収集し、MARCHコード (MARCH 2.0 使用) で炉心部、一次系、および格納容器の熱水力条件を決める。

ORIGEN 2コードは、原子炉停止時の各放射性核種の炉心インベントリを計算する。これの出力はCORSORコードへの入力となる。

MARCHコードの出力する炉心温度は、CORSORコードおよびCORCON/VANESAコードへの入力となる。CORSORコードは、燃料からの放射性核種の放出を時間および温度依存で評価する。CORCONコードは、融体-コンクリート相互作用を構造的モデルで解析し、融体温度の変化、コンクリートの侵食速度、気体発生量等を計算する。VANESAコードは、CORCONコードと合わせて使用され、融体-コンクリート相互作用に伴って発生するエアロゾルと気体の成分、発生量、化学形を計算する。また、MERGEコードは、MARCHコードとTRAP-MELTコードとのインターフェイス・プログラムであり、MARCHコードから炉心出口ガス流量を受けとりガス-構造物間の熱伝達解析を行う。構造物の温度がTRAP-MELTコードへ受け渡される。

MARCH/MERGEコードの評価した熱水力条件と、CORSORコードの計算した燃料からの放射性核種放出率は、TRAP-MELTコードへの入力となる。TRAP-MELTコードは、原子炉1次系内のFP気体およびエアロゾルの移行と沈着を解析する。NAUA-4改良コードは、格納容器内の放射性核種の輸送・沈着を解析する。また、SPARCコードは圧力抑制水によるFPエアロゾル除去を、ICEDFコードはアイスコンデンサーによるFPエアロゾル除去を解析する。

以上の計算コードの一覧を表6.1に示す。

#### 6.1.2 原研で開発中のコード・システム

原研では、炉心損傷事故時の熱水力挙動を解析する計算コード・システム：THALES (The-

Thermo-Hydraulic Analysis of Loss-of-Coolant, Emergency Core Cooling, and Severe Core Damage)を開発中である。THALESコード・システム及びその関連プログラムの関係を図6.2に示す。図に示すように、THALESは、幾つかの計算コードと、それを支える多くのプログラム・ライブラリから成る。これらのプログラム・ライブラリは、いずれも、モジュール化されたプログラムの集合体である。各プログラムは任意の単位系で使用可能である。各計算コードは、これらの各ライブラリから必要なモジュール・プログラムを抜き出して使用する形式になっている。

炉心損傷事故時の熱水力挙動解析における各コード間の関連を図6.3に示す。

THALES-Pコードは、LOCA時におけるPWRの一次系熱水力挙動を解析する。THALES-Bコードは、LOCA時におけるBWRの一次系熱水力挙動を解析する。THALES-Mコードは、BWR、PWRにおける炉心の溶融過程を解析する。THALES-CVコードは、炉心損傷事故時の格納容器の温度・圧力を解析する。THALES-PとTHALES-MあるいはTHALES-BとTHALES-Mを結合したプログラムTHALES-PM、THALES-BMは、炉心損傷事故時の一次系熱水力挙動を解析する。

上記の計算コードの中で、THALES-CVコード<sup>\*</sup>とTHALES-Mコードはその第1次版が完成している。他の計算コードについては、その第1次版を開発中である。これらの計算コードの中で使用しているモデルは、比較的単純なものが多い。これらの計算コードの目的は炉心損傷事故時の熱水力挙動に支配的な影響を及ぼすパラメータを抽出することである。各計算コードの第1次版完成後は、感度解析を実行することにより、重要なパラメータが識別されれば、それらについてより詳細な計算モデルを開発していく予定である。

## 6.2 原子炉システム挙動

本節では、炉心溶融事故時の物理過程を解析するコードとして、MARCHおよびKESSの2種のコードを紹介する。

### 6.2.1 MARCHコード

MARCH (Meltdown Accident Response CHARACTERISTICS)コード<sup>(2)</sup>は、炉心溶融事故時の、炉心、一次系、および格納容器の熱水力挙動を解析するため米国 Battelle Columbus 研究所で開発されたコードである。このコードの第1版、MARCH 1.0は、1980年10月に公開され、続いて1981年2月に、改訂版 MARCH 1.1が公開されている。MARCHコードは、確率的な安全評価はもとより、苛酷な事故を緩和するための格納容器設計、緊急時計画や立地評価の研究等のために使用されてきている。このように、幅広い目的でMARCHコードを使用する間に、このコードの限界が数多く抽出された。その結果、解析者に応じて同コードの様々なバージョンが作成されている。このような状況の下で、最近、米国NRCは、元のMARCHコードにみられる数多くの限界を取り除いた改良版 MARCH 2.0を開発した。

ここでは、6.2.1.1節から6.2.1.6節でMARCH 1.1コードの概要を、6.2.1.7節でMARCH 2.0コードの概要を述べる。

\* 6.5.1節参照

### 6.2.1.1 MARCHコードの概要

MARCHコードの目的は、軽水炉の炉心熔融事故時の炉心、一次系及び格納容器の熱水力挙動を解析することである。このコードは、格納容器内圧力を計算するサブルーチンMACEと、その圧力計算のために必要となる格納容器への質量・熱量の流入量を計算するサブルーチン群によって構成されている。特に、炉心及び一次系からの質量・熱量の流入量の計算は、事故シーケンスの進行に合わせて、それぞれ別々のサブルーチンによってなされる。事故の各段階とそれに対応するサブルーチンは、図6.4に示すとおりである。

MARCHの概要流れ図を図6.5に示す。計算は以下の5段階に分かれ、各々に対応したサブルーチンが呼ばれて必要な計算を行った後、格納容器の過渡計算をMACEで行なう。どのサブルーチンをおかを決定する制御変数NPLACEは、図6.5に示すように状態の進行に従って、順次1から6まで変化する。

#### 1) INTIAL

一次系から格納容器へのブローダウンを計算する。このサブルーチンは大LOCAの場合だけ呼ばれ、インプットで与えたブローダウン時の炉心部の裂紋を表にした、ブローダウン・テーブルが終了する時刻まではこのサブルーチンを通り、ブローダウンが終わるとNPLACE=2となりBOILの計算に移る。

#### 2) BOIL

BOILでは、一次系の冷却材ボイルオフ計算及び炉心の熱、熔融の計算を行なう。また同時に圧力容器底部での熔融燃料と水の反応を計算する。圧力容器内に水がなくなり、しかもECCSが機能喪失し、燃料が熔融し、更に下部が心臓、下部炉心格子などが破損温度に達するとBOILの計算を終了し、NPLACE=4となってHEADの計算に移る。(NPLACE=3は使っていない。)

#### 3) HEAD

炉心デブリと圧力容器底部との反応を計算する。HEADでは圧力容器底部の応力を計算し、それが許容応力を超えると貫通したのとして、HEADの計算を終了し、NPLACE=5としてHOTDRPの計算に移る。

#### 4) HOTDRP

原子炉キャピティ内の水と炉心デブリの反応を計算する。キャピティ内の水がなくなって、その時点でデブリの温度がまだ2500°F以上になっていれば、HOTDRPの計算は終了し、NPLACE=6としてINTERの計算に移行する。

#### 5) INTER

炉心デブリとコンクリートの相互作用を計算する。

これらのサブルーチン間の主なデータの流れは図6.6に示すとおりである。

### 6.2.1.2 一次系モデル (BOIL)

MARCHコードのサブルーチンの1つであるBOILとこれに関連するいくつかのサブルーチンは、炉心の温度上昇と熔融過程における一次系の状態及び現象を取扱う。BOILとこれに関連するサブルーチンが対象とする現象は、事故後原子炉が停止してから炉心熔融が進行し、熔融燃料が下部ヘッドに落下し、圧力容器内の冷却水がすべて蒸発するまでである。以後は、サブルーチ

ン HEAD に移り、溶融燃料と圧力容器の相互作用の計算が行なわれる。

サブルーチン BOIL は、ボイルオフ事故における炉心及び一次系の挙動のみを取扱った BOIL 1 コード<sup>(3)</sup>を改良し、MARCH コードに組み込んだものである。BOIL 1 コードは、Battelle Columbus 研究所で開発され、RSS<sup>(4)</sup>に用いられた。BOIL 1 コードは先に日本原子力研究所に導入されており、モデルの説明及び感度解析の結果は「炉心溶融事故解析コード：BOIL 1 の感度解析」<sup>(5)</sup>に報告されている。ここでは、サブルーチン BOIL の概要を説明する。

#### (1) BOIL の計算体系と計算手順

BOIL では、炉心を小体積、すなわちノードに分割し、以下の計算を行なう。

- (i) 各ノードで生成される熱を計算し、燃料ノードと冷却材ノード間の熱平衡計算を行なう。
- (ii) 炉心内の混合相水位を定め、蒸気生成量を計算する。
- (iii) 燃料ノードの温度が入力で指定する融点を越えると、炉心溶融計算を行なう。

炉心の半径方向の分割は、燃料棒と流路を含めたものである。最大分割数は10個であり、各半径方向領域の大きさは任意である。通常は、炉心の出力分布を容易に表現できるように分割する。また、炉心の軸方向は最大50個まで分割可能であり、軸方向の各ノード長はすべて同一とする。

炉心溶融が始まるまでは、半径方向の領域間の熱伝達（対流熱伝達、熱伝導、輻射熱伝達）は考えない。炉心溶融開始後は、燃料の溶融によって閉塞した流路をバイパスする蒸気流、及び溶融燃料がプールを形成することによる半径方向の混合をモデルに取り入れ（これらはユーザーのオプション）、半径方向の熱伝達を考慮する。また、炉心溶融が始まるまでは、燃料棒ノード間の軸方向熱伝達は考慮していない。炉心溶融開始後は、溶融燃料のスランピング及び溶融領域内の対流をモデル化し、軸方向熱伝達を考慮する。この炉心溶融モデルは3種類用意されており、その選定はユーザーが入力で指定できる。

図 6.7 にサブルーチン BOIL の流れ図を示す。

#### (2) 一次系内の質量・熱量の流れ

BOIL では、水位以下にある燃料棒や構造材からの伝熱により、液相の温度上昇や沸騰がおきる。この沸騰蒸気流により、大 LOCA の場合のプロードダウン後の流動を例にとり、一次系の体系と主要な質量・熱量の流れを示すと、図 6.8 の通りである。水位以上の部分が冷却される。水位は冷却材インベントリとボイド率から定められる。

質量の流れには以下のものがある。

- WECC ; ECC 水の注入量
- STMOUT ; 一次系外へと流出する蒸気の流量
- H2 OUT ; 水素
- STMEXC ; 炉心出口での蒸気の流量（炉心頂部以下での  $Zr-H_2O$  反応による消費を考慮した蒸気の流れ）
- H2 EXC ; 炉心出力での水素の流量（底部ヘッド及び気相領域での  $Zr-H_2O$  反応により生成された水素の流れ）

熱量の流れには以下のものがある。

- QDK ; 炉心の崩壊熱
- QCLAD ; 炉心領域での  $Zr-H_2O$  反応による生成熱

- QCORE : 炉心から気相及び水への(対流+輻射)熱伝達
- QMWRDP : 底部ヘッドでのZr-H<sub>2</sub>O反応による生成熱
- QSTR : 気相流から上部構造物への熱伝達
- QSLAB : 下部構造物-水間の熱伝達
- RADT : 炉心頂部から上部構造物1への輻射熱伝達
- QFP : 出口気相流により一次系外に流出するFP崩壊熱
- QNCH : 水位より下方の全ノードのクエンチによる水への熱伝達

## (8) 炉心の溶融と落下

### 炉心溶融モデル

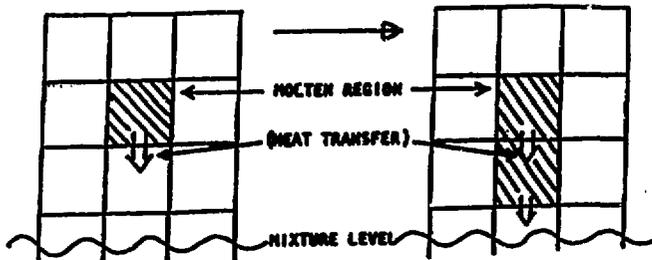
気相に露出している炉心部が崩壊熱やジルコニウム-水反応熱により温度上昇し、炉心の融点に達すると溶融が始まる。しかし現在、所、溶融燃料の挙動に関しては、実験データも少なく十分な知見は得られていない。そこでBOILでは、想定しうる溶融燃料の挙動が炉心の温度上昇にどのような影響をもたらすかを見るために、3種類の炉心溶融モデルA, B, Cを用意してある。どのモデルを採用するかは、ユーザーが入力で選定することができる。

ある燃料棒ノードが融点に達し、融解熱に相当する熱を吸収すると燃料棒ノードは完全に溶融し、燃料のスランピングが始まる。炉心溶融モデルAとBでは、溶融燃料は炉心内に留まり、連続領域を形成する。一方、炉心溶融モデルCでは、燃料は溶融するとただちに落下すると想定している。以下に、炉心溶融モデルA, B, Cの概要を述べる。詳細は、「BOIL 1の感度解析」<sup>(5)</sup>を参照されたい。

#### (i) 炉心溶融モデルA

溶融燃料が未溶融燃料に比べてゆるやかに下方に垂れる現象を模擬したもので、溶融ノードからの通割の熱 $Q_{\text{melt}}$ はすべて下方の燃料に伝達される。溶融ノード自体はもとの位置であると仮定されている。

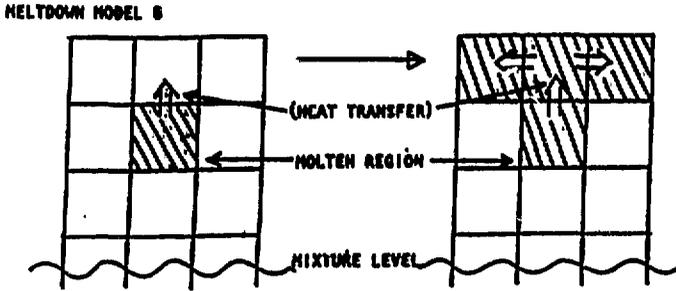
MELTDOWN MODEL A



#### (ii) 炉心溶融モデルB

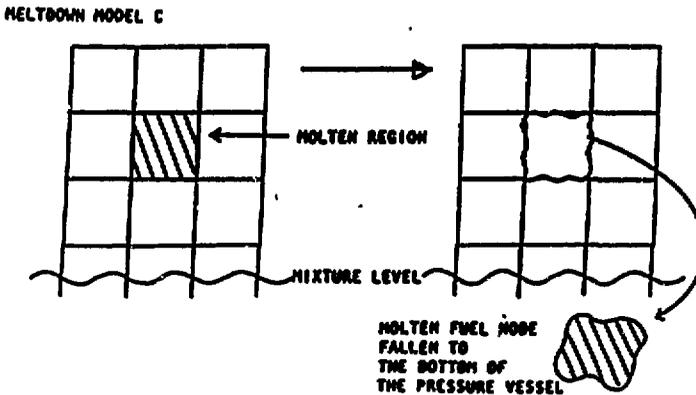
溶融燃料はプールを形成し、その内部熱伝達は自然対流である。この伝達機構による熱流束は、上方向、水平方向は、下方向に比べ3倍近い値をもつという現象を模擬したものである。このモデルでは、溶融ノードの通割の熱 $Q_{\text{melt}}$ は上方にのみ伝達して、下方向には伝達しない。炉心の水平方向の平均温度が

(炉心の融点) +  $\frac{\text{燃料棒の融解熱}}{\text{燃料棒の比熱}}$  を越えると、水平方向にも熱伝達 ( $Q_{\text{melt}}$ ) する。



(前) 炉心溶解モデルC

燃料は溶解すると、周囲のノードに伝達することなく、すぐに炉心下の冷却水中に落下する。溶解ノードのもっている熱は、すべて炉心下の水に伝達される。



6.2.1.3 格納容器モデル (MACE)

(1) サブルーチンMACEの概要

MARCHコードでの格納容器温度・圧力の計算は、サブルーチンMACEで行なわれる。図6.4に示したように、サブルーチンINITIAL, BOIL, HEAD, HOTDRP, INTERは、常にMACEと関係づけられており、一次系と炉心及びその融体に関する格納容器への流出量（ブローダウン水、ボイルオフ蒸気、Zr-水反応による水素、融体-コンクリート反応による非凝縮性気体等）とそのエンタルピを与える。また、その他の格納容器への質量・熱量源として、格納容器スプレーのようなもの考えることができる。サブルーチンMACEは、格納容器を狭つかのコンパートメントに分割し、上記の各質量・熱量の流入・流出に合わせて、各コンパートメントの温度と、全コ

ンパートメントを通じて空間的には一定と仮定される圧力を、時間依存で計算する。サブルーチンMACEの概略流れ図を図6.9に示す。

### (2) 格納容器のモデル化

サブルーチンMACEは、いろいろな型式の格納容器に適用可能であり、PWRとBWRの両方を取り扱うことができる。MACEは、格納容器を直列に並んだ最大8個のコンパートメントに分割することができる。格納容器をどのように分割するかはユーザーの入力による。特殊な機能を有するコンパートメントとしては、

- a) ドライウェル<sup>\*1</sup> (1つ)
- b) ウェットウェル<sup>\*2</sup> (1つ)
- c) アイスベッド<sup>\*3</sup> (1つ)
- d) 1次系から水蒸気、水等が放出されるコンパートメント (1つ)
- e) 格納容器スプレイが作動するコンパートメント (1つ)
- f) 格納容器クーラが (1つ)
- g) 上記e)とは別の格納容器クーラが作動するコンパートメント (1つ)
- h) ファンにより雰囲気気は流出するコンパートメント (1つ)
- i) 流入する (1つ)
- j) ベントにより雰囲気気は流出する (1つ)
- k) 流入する (1つ)
- l) 格納容器が破損した時に大気との流出入のパスが形成されるコンパートメント (1つ)

の12種類のモデルがプログラム中に組み込まれており、ユーザーが設定したコンパートメントのうち、どのコンパートメントがこれらの機能を有するかを入力で指示することができる。入力での指示がない場合、ドライウェルは池1のコンパートメント、ウェットウェルは池2のコンパートメントであるとみなされ、c)からl)については、該当するコンパートメントがないとされる。

なお、原子炉キャビティはドライウェルの中にあるとされている(原子炉キャビティの有無はユーザーのオプション)。

格納容器モデルは、汎用性を持たせており、固定的なモデル体系は決められていない。BWRとPWRのモデル体系の一例をそれぞれ図6.10、図6.11に示す。図中\*印の付されたものは、有無がユーザーのオプションとなっているものである。また、実線は水の流れを、破線は空気と水蒸気の流れを示す。各タイムステップでは、ファンによる移送が計算された後、差圧による移送が計算される。

### (3) コンパートメント間の質量流れの順序

各コンパートメント間の物質及びエンタルピの移行は、1タイムステップ毎に計算する。この物質及びエンタルピの移行には、次の3型式がある。何ら制限なく連絡されているコンパートメ

\*1 PWRでは炉容器のあるコンパートメント

\*2 サンプのあるコンパートメント

\*3 PWRの場合のみ

ント間では、各コンパートメントに流入、流出するエンタルピにより定まるコンパートメント間の圧力差によって物質及びエンタルピの移行がおこなわれる。このような移行は、各タイムステップですべてのコンパートメント間に圧力平衡が成立するように行なわれる。次に開洩のような移行は、格納容器が破損した場合にコンパートメントと外部大気間で起こる。このような移行は特定のオリフィスにおける差圧で起こり、必ずしも圧力平衡が確立される必要はない。第3の移行型式に、コンパートメント内のファンによる移動がある。

以上すべての移行の型式において、1タイムステップ間の質量とエンタルピの移行量は、コンパートメントの質量及びエンタルピの初期値のある一定割合以内におさまるように1タイムステップの長さを制御する。

#### (4) 格納容器内温度・圧力計算

コンパートメントの熱力学的平衡モデル

種々のソースから格納容器コンパートメントに与えられた質量とエンタルピは、コンパートメントの全体積にわたって一様に分布すると仮定する。この仮定のもとで、格納容器の温度、圧力、雰囲気のコロチイ等、平衡となる熱力変数は、サブルーチンMIXCTL, EQUIL, TEMP, SATEST, MACEで計算する。

##### 6.2.1.4 デブリー圧力容器底部ヘッド相互作用モデル (HEAD)

炉心が溶融し、圧力容器底部の水がすべて蒸発した後、サブルーチンBOILからサブルーチンHEADへ移行する。サブルーチンHEADでは、熱侵食距離 (thermal penetration distance) の概念を用いて、圧力容器底部ヘッドの溶融、貫通過程をモデル化している。圧力容器底部ヘッドの破損判定には、圧力容器内外の圧力差による応力、デブリーと底部ヘッドの重さ等を考慮する。

底部ヘッドの破損判定には、引張応力計算が用いられる。底部ヘッドの任意の点の引張応力の合計が引張強さを越えると、底部ヘッドは破損するものとする。サブルーチンHEADでは、圧力容器の円柱と半球のリング状の接合部、及び、溶融プールの頂上面を含む平面によるリング状の切り口の所の引張応力で破損判定をする。なお、引張強さは、温度依存性を考慮する。

##### 6.2.1.5 圧力容器外でのデブリー-水相互作用モデル (HOTDRP)

圧力容器貫通後、炉心デブリーは、格納容器の床あるいはキャビティに落下し、そこに水があれば水と反応する。デブリーは球状粒子になるものと仮定する。サブルーチンHOTDRPでは、デブリー粒子から水への熱伝達、及び、デブリーの金属成分と水との化学反応の計算を行なう。

サブルーチンHOTDRPは、デブリーがクエンチされるか、水が完全に蒸発するまで、MARCHの各タイムステップごとに1回づつ呼ばれる。

##### 6.2.1.6 デブリーとコンクリートの相互作用モデル (INTER)

サブルーチンINTERでは、炉心デブリーとコンクリート格納容器ベースの相互作用の計算を行なう。INTERパッケージは、もともと、Sandia研究所で、独立した計算コードとして開発されたものであり、それに若干の修正を加えて、1モジュールとしてMARCHコードに組み入れられた。

INTERコードでは、溶融炉心デブリーとコンクリート間の熱伝達、物質移動機構をモデル化し

ている。モデルは、主に、溶融金属-コンクリート相互作用に関する実験結果に基づいて作られている。融体は酸化物層と金属層に分離し、密度の高い方が下の層になる。熱交換は、デブリとコンクリート、デブリとデブリ上方の媒体との間、デブリの二相間で起こる。モデルの概念図を図6.12に示す。各々の層は良く混っており、層内部は、その層が溶融している限り等温である。層から層、あるいは層から周囲への熱伝達は、境界層を介して起こる。境界層の厚さは酸化物層と金属層で異なるが、それぞれの層については、周囲のどの部分でも一定である。

キャビティの形状は、実際は複雑であるが、一般に、底部はまるくなっているので、半球で近似する。融体の侵食による形状の変化は、図6.13に示すように進行するものとする。

6.2.1.7 MARCH 20 コードの概要

MARCH 20 コード<sup>(8)</sup>は、現バージョンMARCH 1.1 にみられる多くの限界を取り除くとともに多くの研究所でこれまで開発された新しいモデルを組み込んでいる。MARCH 20 コードは、Battelle Columbus 研究所が、BNL, ORNL, SNL, および TVA の協力のもとに開発を進めてきたものである。

MARCH 20 コードでは、現象論的モデルの改良に加えて、コードの構造に関する変更も施されている。コードの構造が変わったことにより、更に幅広く種々の事故シーケンスを解析することが可能になっている。現象論的モデルにおける主な改良点は、FP 崩壊熱曲線に対し最新の ANS 標準曲線の使用、トランジェントおよび小破断時の一次系ブローダウンの取扱いの改良、炉心内の熱伝達のより詳細な取扱い、金属-水反応に対し拡張されたモデルの使用、炉心デブリと水との相互作用に対するより物理現象に即した取扱い、水素および他の可燃性ガスの燃焼に対する取扱いの改良である。

MARCH 1.1 コードとの相違の概略を下表に示す。

MARCH 1.1 との相違

	MARCH 20	MARCH 1.1
プログラミング言語	FORTRAN 77	CDC FORTRAN N
モデル		
1. FR 崩壊熱	ANS 曲線 (ANSI /ANS -5.1 - 1979) アクチニド元素 ( <sup>235</sup> U, <sup>239</sup> Np) の崩壊熱を含む。 テーブル形式の入力が可能	ANS 曲線 (Subcommittee ANS -5, ANS Standard Committee, 1971) 左を含みぬ。
2. 水, 水蒸気の物性値	物性値表, 相関式の拡張	
3. 1 次系 SG モデル	熱伝達率の改良 通常時のデータから算出 水素の存在 (事故時) を考慮した計算	通常時のデータから算出
破断流	モデルの改良 大 LOCA に対しても BOIL で計算 破断流と過し/安全弁からの流れを同時に扱える。 臨界流量の扱いの改良 (Subcooled Henry-Fausk correlation)	大 LOCA に対してはテーブル入力  $G_c = 1642 \times (\rho \times p)^{0.5} \text{ g/min/ft}^2$ $\rho$ = 気相密度 $p$ = 压力容器圧力

	MARCH 2.0	MARCH 1.1
構造物への熱伝達	炉心部の各ノードからの輻射を考慮できる。	炉心部の最上部ノードから炉心上部構造物への輻射熱伝達
炉心落下モデル	右のモデルの他に、ゆっくりした落下 (gradual slumping) を含む。	モデル A, B, C
一次系の FP 移行	考慮できる。	考慮できない。
4. 炉心部の熱伝達		
燃料棒と水蒸気-水素混合体間の熱伝達	乱流: Dittus-Boelter 相関 } 層流: 層流相関 } revised	
燃料棒の軸方向の熱伝達	考慮	考慮せず
軸、経方向の輻射熱による熱伝導	炉心内、炉心と周辺物質、水	炉心と周辺物質、水
輻射熱による炉心支持パレルのヒートアップ	考慮 一部冠水した炉心ノードの熱伝達解析の修正	
金属-水反応	酸化層増加率の計算式の改良	
5. 圧力容器下部ヘッドでの炉心デブリの挙動	デブリと水との反応に { クエンチモデル { isolation particle model { debris bed model	クエンチモデル
6. 炉心および構造材デブリと原子炉キャビティ内の水との相互作用	球状粒子-水との熱伝達 デブリヘッド、水との熱伝達	球状粒子-水との熱伝達
水素発生	右以外にスチール-水反応を考慮 $3\text{Fe} + 4\text{H}_2\text{O} = \text{Fe}_3\text{O}_4 + 4\text{H}_2$ デブリベッドから発生したガスの加熱、冷却を考慮	ジルコニウム-水反応による。 $\text{Zr} + 2\text{H}_2\text{O} = \text{ZrO}_2 + 2\text{H}_2$
7. 格納容器応答	サブルーチン INITIAL によるブローダウン入力の変換 (事故の初期段階を解析する他の	

	MARCH 2.0	MARCH 1.1
可燃性ガスの燃焼	詳細解析コードとのインターフェイスを考慮) $H_2$ , CO 燃焼条件の改良 (LeChatelier's formula) 水直方向, 水平方向の火炎伝播 1つの区画から他の区画への影響 原子炉キャビティのアプリから熱溜めへ輻射熱伝達を考慮	$H_2$

## 6.2.2 KESSコード

### 6.2.2.1 コードの構成

KESSコード<sup>(7)</sup>は、西独INSTITUT FUR KERNTTECHNIK UND ENERGIEWANDLUNG E. V. (IKE)で開発されている、総合安全解析コード体系(Safety Analysis System: SASYST)の中で、炉心溶融を解析するためのコード体系である。

総合コードSASYS自体は、炉心溶融事故解析を含め単一発熱棒及び燃料集合体実験解析に使用しうるもので、種々のモジュール、たとえばSAP, RELAP, SSSYST, 或いはKESSコードの組合せによって成立っている。この相互の関係を図6.14に示す。図6.14中に示してある、RSYSTは、各サブコード間のデータの受渡しを制御するコードである。

軽水炉の炉心溶融事故解析のオプションの1つとしてKESSコード系があり、KESSでは炉心溶融事故を次の4つの段階に分類している。

- (1) 炉心支持構造物の損傷までの炉心のヒートアップ, ( - Phase 1 )
- (2) 炉心支持構造物の損傷から溶融塊が形成されるまでの挙動, ( - Phase 2 )
- (3) 溶融塊による原子炉容器のヒートアップ, ( - Phase 3 )
- (4) 原子炉容器の破損後の、溶融物とコンクリートの反応 ( - Phase 4 )

図6.15に、KESSコード体系中の各モジュールを、上記の4つの段階に対応させて示してある。

Phase 1 に対しては、MELSIM, BOIL, KAUHZの各モジュールが選択でき、Phase 2 ではLUECKEとWAVERのモジュールが、Phase 3 ではLUECKEとRAUHZのモジュールが、Phase 4 ではBETZとKAVERNのモジュールが選択できるようになっている。

図6.16, 6.17, 6.18に各々Phase 1, 2, 3に対して適用できるモジュールの特徴が比較してある。図6.16は、Phase 1 に対して、図6.17はPhase 2 に対して、図6.18はPhase 3 に対するものである。

以下にPhase 1 に対するモジュールMELSIMと、Phase 2 に対するLUECKEについて、その構成を簡単に紹介しておく。

まずPhase 1 に対するMELSIMコードは、炉心のヒートアップ及びスランピングを計算するHEIZと、炉心下部のヒートアップを計算するUMGEBU, 半径方向の炉心周囲のヒートアップを計算するUMGEBRおよび容器下部の残留水の蒸発を計算するKOCHが中枢を成している。こ

これらの構成を示したものを図 6.19 に示しておく。又、MELSIM で採用されている原子炉容器の代表的な分割の仕方を図 6.20 に示す。半径方向の炉心分割では、燃料棒 1 本を各分割の中に考えている。

すなわち、MELSIM では炉心を次の領域に分けている。

- ① 炉心領域 - HEIZ
- ② 下部境界 - UMGBU
- ③ 半径方向の周囲境界 - UMGE BR
- ④ 残存水を含む圧力容器底部 - KOCH

一方、Phase 2 を対象とした LUECKE モジュールでは、モデルの円筒を次の 3 つの異った領域

- ① 炉心圧力容器、
- ② 脆化した炉心物質、および
- ③ 崩壊した炉心物質、

に分割している。その概要を図 6.21 に示す。

#### 6.2.2.2 モデルの妥当性の検討

計算コード KESS の妥当性の確認の方法としては

- ① 妥当と考えられる考察
- ② 定常解析
- ③ 実験との比較、および
- ④ 他のコードとの比較

が考えられる。他のコードである、EXMEL の計算結果とは良く一致するが、BOIL コードとは入力データを調整しないと、そのままの計算結果とは食違いが大きいことが報告されている。特に LUECKE の計算結果の妥当性を確かめるために利用できる実験はなく、今までは物理的根拠に基づいた理由づけや、常識のみで検討されてきた。

#### 6.2.2.3 SASYST による TMI 事故での炉心ヒットアップ計算例

TMI の炉心ヒットアップ計算が、SASYST コード体系を用いて、1980 年 IKE で行なわれた。熱流体部分の計算は EPRI から提供されたものを使用した。

SASYST の計算は、TMI - BOIL と、EXMEL、MELSIM-2 を使い、それぞれの計算結果を比較検討した。

TMI - BOIL の計算は、炉心溶融開始時間をトリップ後約 154 分と予測し、この 20 分後には炉心は完全に崩壊することを示した。

一方、EXMEL では溶融は、BOIL 計算結果より 15 分遅れて始まった。溶融している間の温度は、ほとんど一定レベルで、温度変化は局所的な気泡の供給によって始まる。Z = 3 m の高さでの被覆材の崩壊が約 10140 秒後に起り、これによって Zr-水反応が阻害され、一方これより高い位置 Z = 3.6 m では、これによって蒸気供給が増加し、この位置での温度が上昇し溶融が始まる。

同じ状況がMELSIMにおいても計算され、結果はEXMELと良く似ている。図6.22にBOILとMELSIMの結果の比較の1例を示す。

ところで、TMI事故での炉心ヒートアップは、原子炉トリップから約174分後に再冠水開始と同時に止まった。EXMELとMELSIMの両方とも、この時間においてはまだ炉心は可冷却であり、その後も可冷却状態であることを予測している。

MELSIMとLUECKEによる炉心挙動予測能力を確かめるために、トリップ後145分で水の供給をとめた場合を計算した。

炉心の溶融はその後15分後に始まり、約195分で支持構造物のある領域まで、溶融が進行し更にその5分後には、支持構造物は崩壊し炉心溶融物は原子炉容器の底部に落下する。そこで次にLUECKEモジュールでの計算になる。LUECKEでは円筒モデルを取扱い、この円筒には溶融物質を含んである。それ故に冷却は弱く、原子炉容器は急速に加熱される。LUECKEでの計算を開始してから5分経過するともう原子炉容器は破損の限界温度に到達することを示した。

### 6.3 炉心崩壊挙動

#### 6.3.1 SCDAPコード

SCDAP<sup>(6)</sup> (Severe Core Damage Analysis Package) は米国アイダホ国立工学研究所 (INEL) のEG & G社で開発中のもので軽水炉における溶融伝播及び最終的には炉容器の破損を含む苛酷な事故時の炉心の物理的並びに化学的狀態を解析することを目的としている。モデルとしては次の現象を扱う。

- (1) 燃料、被覆管の酸化
- (2) 水素の発生
- (3) 被覆管のふくれ、破裂
- (4) バンドル構成物の過熱による物質及びバンドル形状の変化
- (5) 燃料、被覆管の液化
- (6) 液化したバンドル構成物の流れと固化
- (7) 崩壊事象の進展
- (8) 再冠水及びその後のバンドルの微粒化とデブリ挙動
- (9) バンドル内におけるFPの放出と移行

バンドルの崩壊については二つの過程 - 液化 - 固化過程とクエンチによる微粒化の過程 - を考えている。図6.23にSCDAPで扱っているバンドル崩壊のシナリオを図式的に示す。

SCDAPではバンドルの健全な形状と崩壊した形状の両方を扱うためにモデルを3つのカテゴリ - 構成物 (component), バンドル, デブリーに分けている。

##### 6.3.1.1 構造物モデル

3種類の構造物を考える。

- ① 燃料棒 - 熱的, 化学的, 物理的, 核的モデルを含む
- ② 制御棒 - 熱的, 化学的モデルを含む

③ ユーザが決める構成物（シュラウド等）—熱的，化学的モデルを含む。

(1) 熱的モデル

有限要素法が使われている。基礎式は次の通りである。

$$[K]T + [C] \dot{T} + [U] = [Q]$$

また，燃料棒形状が失われる前ではFRAPCONと温度計算手法は同じである。

(2) 化学反応

苛酷な事故時の化学反応は極めて高温であるので反応が急激であり，また，生成物質がオリジナルと異なる点が特異である。SCDAPで考慮している化学反応は以下のものである。

- 被覆管—水蒸気（1850KまではMATPROのデータを用いる）
- 燃料—水蒸気
- ステンレス鋼—水蒸気
- 被覆管—燃料（U rich layerの融点 = 1400℃）
- 液体のジルカロイによる $UO_2$ の固溶（Hofmannの状態図，Turkの式を用いる）

また，FPの化学形の変化についてはCs，Iに関しては酸素ポテンシャルが重要であり，次のように決めている。

低ポテンシャルの場合；Cs，Cs<sub>2</sub>

高ポテンシャルの場合；CsI，Cs<sub>2</sub>I<sub>2</sub>

水蒸気下；CsOH

(3) 燃料棒内のFPの移動と放出

破損した棒からの燃料粒子径；200 μm～8 μm

＃ 量；0.02%

FPの放出はバースト放出と水蒸気中への拡散を考える。

(4) 燃料棒変形

ふくれについてはFRAP-Tに用いられているモデルを使用している。その他の燃料棒の変形・破損については，熱衝撃による破損，液化，流れと固化を考慮しているが，熱衝撃による破損は被覆管中の酸素濃度が0.9 w/o以下の厚さが0.1mm以下になると崩れるとしている。

(5) 溶融液体の移動

溶融物の移動と固化については基本的にはFBRで開発されたモデル（SAS-3D?）を用いている。 $UO_2$ の固溶速度についてはTurkの式を用いる。 $UO_2$ とZryが接触するか否かで異なる。

### 6.3.1.2 バンドルモデル

基本的にはTRAC-BD 1 輻射モデルを用い，4つに分類して考える。

(1) 熱水力

TRAC-BD 1 モデルに非凝縮性ガス（ $H_2$ ，FP）の効果を入れている。これは水蒸気欠乏（steam starvation）状態の解析には特に重要である。また，将来，溶融物質や固体の破片の水力への影響を入れる予定。

(2) 熱伝達

TRAC-BD1モデルによる。

### (3) 放射性物質移動

放射性気体は非揮発性気体の一部として含まれる。バンドル内の同位元素崩壊やプレートアウトは考えない。固体状の放射性破片はデブリ形成物の一部を成すものとする。水溶性の化合物は揮発性気体の沈澱層として扱う。

### (4) 破損伝播

破損伝播については2つの過程を考える。その一つは構成物モデルで互いに接触した時の溶解、固化によるものであり、他は微粒化により破片が沈澱し破損伝播する場合である。

## 6.3.1.3 デブリ形成

### (1) デブリ形成

図6.24に示すように微粒化によるものと溶解によるものを考える。微粒化によるものは破損・微粒化モデル、沈澱モデル、パッキングモデルにより成る。溶解によるものは構成物の溶解と固化で決まる。

### (2) デブリ熱水力

球状の粒子の均質なベッド、冷却材の気相の完全な混合を仮定し、溶解は過熱を考慮せず、軸方向熱伝導は無限として平衡過程を考える。

SCDAPは開発の各段階で図6.25に示すように実験結果により検討する予定であり、MOD 0は1982年9月末、MOD 1は1984会計年度の初め、MOD 2は1985会計年度初めまでに開発する予定である。

## 6.4 溶融物 - コンクリート相互作用

溶融物 - コンクリート相互作用に関する解析コードとして、個々の伝熱や発生ガスなどの細部に関するモデルとしては多々提案されているが、相互作用全体を把握するものとしては、米国サンディア研究所で開発されたCORCONと西独KfKで開発されたWECHSLがある。また、SCD解析総合コードMARCHのサブルーチン群の一つとしてINTERがある。INTERの紹介はMARCHの項で行っているので本期では、CORCON及びCORCONコードと合わせて使用し、溶融物 - コンクリート相互作用時に発生するエアロゾルと気体に関する解析コードVANESA及びWECHSLの紹介を行う。なお、西独KWUで開発されたコードとしてKAVERNもあるが、詳細な情報は未公開である。

### 6.4.1 CORCONコード<sup>(9)</sup>

溶融物 - コンクリート相互作用をメカニスティックなモデルで解析し、溶融物温度の変化、コンクリートの侵食速度、気体発生量等を計算するものである。開発、改良、検証は米国サンディア研究所で行われており、サンディア研究所の実験結果との照合により、温度計算については比較的よく合うようになってきている。

入・出力と考慮している物理現象及びモデルを表6.2に示す。コンクリートの侵食に関しては、

1次元侵食モデルで、侵食速度は、溶融物からの熱流束を単純に侵食に必要なエンタルピーで除したもので求めている。侵食に必要なエンタルピーとしては、コンクリートの分解温度までの温度上昇分に相当するエンタルピーと脱水 (dehydration) 炭酸塩の分解 (decarboxidation) 及びコンクリート成分の融解潜熱に相当するエンタルピーの和としている。熱伝達モデルとしては図 6.26 に示す伝達・流動モードとその内挿モードを考えている。

今後の課題としては、大規模実験との比較による検証であり、モデルの拡張として冷却材プールとの相互作用及び固化したアブリの挙動のモデル化を考えている。コードは未公開である。

#### 6.4.2 VANESAコード<sup>(4)</sup>

CORCONコードと合わせて使い、溶融物-コンクリート相互作用に伴って発生するエアロゾルと気体の成分、発生量、化学形を計算するものである。本コードの開発は、CORCONコード同様サンディア研究所で行われているが、対象研究分野そのものが未解明の事象を多く含んでいるので、開発は初期の段階といえる。基礎データとしては、サンディア研究所の実験の他に、金属工業、製鉄業における溶融物からのエアロゾル発生データのデータが使われている。

入・出力と考慮している物理現象及びモデルを表 6.3 に示す。

今後の課題としては、当面 Te, Ba, Mo 等に注目した実験との比較検証であり、エアロゾル生成モデル、冷却材との接触モデル等の改良、導入が計画されている。本コードは単独コードとしては公開される予定はなく、将来はCORCONの一部とする可能性がある。

#### 6.4.3 WECHSLコード<sup>(4)</sup>

本コードは西独 KfK で開発され溶融物がコンクリートキャピティに落下してから、溶融プールが完全に固化するまでの溶融物-コンクリート相互作用をメカニスティックに解析するためのコードである。本コードは、100~600kg の溶融物を用いた模擬実験及び伊勢規模の仮想事故に対して解析が可能である。元来はINTERコードに基づいて開発されたが、その後改良や修正を重ね現在では全く独自のものになっている。

本コードでモデル化されている諸現象のうち、いくつかは既に実験的及び理論的に検証されているが、十分に検証されていないものについては、定数が容易に変えられるようになっている。さらにBETA実験を通じて、検証、改良を進めていく予定である。

入・出力と考慮している物理現象及びモデルを表 6.4 に示す。溶融物の状態としては種々の実験が示しているように金属相と酸化物相に直ち分離するとし、コンクリートから発生するガスの攪拌により、各相内の成分、温度は均一としている。また、エネルギーと質量の移行を図 6.27 に示す。熱の発生としては、各相毎に崩壊熱、化学反応熱を考慮している。この熱は種々の機構により、コンクリートや上部の格納容器雰囲気へ流出するが、各溶融物相間のエネルギーの交換もコードには組み込まれている。また、コンクリート内で発生した $H_2O$ 及び $CO_2$ は金属相を通過する時還元される。

本コードの課題点としては、モデル上溶融したコンクリートは発生ガスの攪拌効果により直ちに酸化物相に移行するとしているため、金属相と酸化物相のどちらかが固化した場合には応用不可能な点である。実際には、実験的にも理論的にもコンクリートの溶融又は侵食は溶融物の固化

後も進展することが確められている。

## 6.5 格納容器システム挙動

### 6.5.1 THALES-CV 1 コード

#### 6.5.1.1 THALES-CV 1の基本的考え方

THALES-CV 1コード<sup>(4)</sup>は、炉心溶融事故時の格納容器の温度・圧力変化を計算し、格納容器の健全性を評価することを目的とする。

本コードが対象とするのは、格納容器内の自由空間全体である。ただし、原子炉一次冷却系など、他のシステム内部の空間は含まない。この自由空間を、格納容器形状を考慮して、幾つかのコンパートメントに分割する。また、コンパートメント間及びコンパートメントとシステム境界外の間、気液が自由に行き来できるようなジャンクションを考える。そして、各コンパートメントは、可変境界である自由液面によって、気相連続領域と液相連続領域の2つの領域に分割される。

図6.28はBWRのMark-III格納容器を例にとりての体系モデル化例である。コンパートメント1は原子炉キャビティ、コンパートメント2はドライウェル、コンパートメント3はウェットウェル(サブプレッション・プール)を表わしており、また、ジャンクション23はダウンカマ(ベント管)を表わしている。また、図6.29はPWRドライ格納容器の体系モデル化例である。

各コンパートメントの内部には、発熱体、吸熱体、他のシステムとの質量の出入口などを考える。たとえば、ドライウェル内では、ファン・クーラーや格納容器壁が吸熱体として存在しており、一次冷却系の破断口や格納容器スプレー・ノズル等が質量流入口として存在しており、これらがドライウェル内の気相・液相と質量や熱量のやりとりを行う。THALES-CV 1では、これらの質量や熱量の移送量を、各時間ステップの最初に、その時の系の状態の関数として計算する。そして、このような質量や熱量は、発熱・吸熱体の高さとその時点での水位とを考慮して、コンパートメント内の2つの領域に配分される。なお、THALES-CV 1では、ブローダウン流量を入力データで与えているが、これは将来THALES-Pの計算結果を用いる予定である。

このようにして、各領域に対する質量・熱量の付加量(流出は負の付加量があると考え)が与えられると、質量や熱量が増大した領域は拡大しようとし、質量や熱量が減少した領域は縮小しようとする。系全体として体積が増大しようとするれば系の圧力が上昇して体積を一定に保ち、系全体として体積が減少しようとするれば系の圧力が低下して体積を一定に保つ。THALES-CV 1は、格納容器内で圧力一様を仮定し、各領域内で熱平衡を仮定して、各時間ごとに格納容器圧力を計算する。そして、体積が増大しようとする領域から体積の縮小しようとする領域へは、ジャンクションを通じて流体が移動する。

THALES-CV 1では、ジャンクションは体積を持たず、両端の高さだけを有すると仮定している。ジャンクションを流れる流体は、その上流の端が属する領域の流体である。即ち、ジャンクションの上流の端がその時点の水位より上にあればジャンクション流れは気相連続流となり、逆の場合には液相連続流となる。

図6.28を例にとれば、今ドライウェルへの一次系からのブローダウン流だけがある場合を考え

ると、ドライウェル内流体の体積は質量の付加により増大しようとし、ウェットウェル内の体積は圧力上昇によって縮小しようとする。このため、ドライウェルからウェットウェルへ流れが生じる。この流れは、ジャンクション（この場合ベント管）の上端がドライウェル内水位より上であれば、気相連続流が流れ、そうでなければ液相連続流が流れる。

ジャンクションを通過した流体は、原則としてジャンクション下端が属する領域に付加される。これは、コンパートメント間ジャンクションを流れる流れだけでなく、系外からの質量流入についても同様である。（各流入口の高さを入力で与える。）ただし、系外からの流入に関しては、それぞれの流れの特徴を考慮した取扱いがなされる。たとえば、格納容器スプレーがドライウェルに降る場合には、スプレー水滴はまず気相連続領域と熱交換し、落下中の蒸発があれば蒸発量は気相領域に加え、蒸発せずに残った水滴は液相連続領域に加えるといった操作がなされる。

このようなジャンクション流を考慮した結果、液相連続領域中に気相が、また、気相連続領域中に液相が、存在することがある。これらの気相・液相は、気液分離モデルにより、それぞれ気相連続領域、液相連続領域へと移行する。THALES-CV1では、液相連続領域中の気相の離脱は気泡離脱速度一定と仮定して計算され、また、気相連続領域中の液相は直ちに落下して液相領域に加えられる。

以上のような計算を行うと、時間ステップの最後の値として、それぞれの領域の体積が計算される。この体積から水位が計算され、水位は次の時間ステップのジャンクション流を決めるのに用いられる。

#### 6.5.1.2 計算手順の概略

THALES-CV1の計算手順の概略は、図6.30に示すとおりである。また、その構成をMARCHコードと対比すると図6.31のようになる。図に示されるように、THALES-CV1は6個の主要サブルーチンによって構成されている。計算順序に従って各サブルーチンの機能を説明すると次のようになる。

(1) INPUT：入力データを読み込み、初期状態を設定する。これにより、初期状態における系の圧力P、各領域の質量M<sub>n</sub>、熱量Q<sub>n</sub>、体積V<sub>n</sub>等が与えられる。（nは領域の番号で、nの最大数Nはコンパートメントの数×2になる。）

（(2)から(6)までの手順は、各時間ステップで繰り返される。）

(2) CONTQM：格納容器内各領域の時間ステップ内の質量・熱量の出入量ΔM<sub>n</sub>、ΔQ<sub>n</sub>を計算する。CONTQMにより、各領域の質量及び熱量が次のように変えられる。

$$M'n = M_n + \Delta M_n$$

$$Q'n = Q_n + \Delta Q_n$$

(3) JPRESS：格納容器圧力Pを計算する。系統圧Pは、M'n、Q'n、Pから計算される各領域の体積V<sub>n</sub>の合計が、系の体積V<sub>sys</sub>に等しくなるよう、繰り返し計算によって求められる。即ち、

$$V_{\text{sys}} = \sum_{n=1}^N V_n(M'n, Q'n, P)$$

(4) JUNCFL：領域間ジャンクション流れを計算する。この流れは、ひとつのコンパートメン

トに属する気相連続領域と液相連続領域の体積の和がコンパートメントの体積に等しくなるように求められる。この時流れが気相連続流であるか液相連続流であるかは、ジャンクション入口高さ水位とを考慮して定められる。

(5) PHSSEP:各コンパートメントで相分離を考慮する。液相連続領域からの気泡離脱量と、気相連続領域からの液滴落下量が計算される。

(6) WLEVEL:相分離終了後の各領域の体積から、各コンパートメントの水位を計算する。

なお、この計算手順はPWRの一次系流動解析コードTHALES-Pとほとんど同じである。相違点は次のような点である。

- (i) THALES-Pが単成分流体(水)を取り扱うのに対し、THALES-CV1は多成分流体(窒素、酸素、水素、水、……)を扱う。このため、流体の物性値計算部分が異なる。
- (ii) THALES-CV1が考慮しなければならない発熱・吸熱体や質量出入の種類は、THALES-Pと全く異なっており、またその数も多い。
- (iii) THALES-Pは体系内にループを形成する流路を考えることができるが、THALES-CV1ではループは許されない。

### 6.5.1.3 THALES-CV1が扱う質量・熱量の流入及び流出項目

THALES-CV1が考慮する、格納容器自由空間と系外部の間の質量・熱量の出入項目は次のとおりである。( )内はそれぞれを計算するサブルーチン名を示している。これらのサブルーチンは、前節で紹介したサブルーチンCONTQMによって呼ばれる。各計算モデルについては3.2節で説明する。

#### A. ブローダウン(BLWDWN)

一次系破断口からの冷却材(水及び水蒸気、水素ガスも含む)の流入量を与える。

#### B. キャビティ(CAVITY)

融体が原子炉キャビティに落下した時の生成蒸気量、融体-コンクリート反応により生成される蒸気及び非凝縮性ガスの量、融体から格納容器内構造物及び格納容器内気体に与えられる輻射熱量を計算する。

#### C. 格納容器スプレー(GSPRAY)

スプレー水の注水量、気相連続領域通過時の水滴-気相間熱伝達量と水滴の蒸発量、スプレー系再循環モード運転時の熱交換器による除熱量を計算する。

#### D. 非常用炉心冷却系(ECCS)

圧力容器メルトスルー(融体のキャビティへの落下)後のECC水注水量、ECCS再循環モード運転時の熱交換器による除熱量を計算する。

#### E. 格納容器クーラー(COOLER)

クーラーによる格納容器気相部の冷却量を計算する。

#### F. ベント(VENT)

コンパートメント気相領域間の強制換気量を与える。

#### G. スラブ(SLAB)

各液相領域・気相領域から格納容器壁及び格納容器内構造物への熱伝達量を計算する。

## H. 可燃性気体燃焼 (H2BURN)

可燃性気体燃焼時の気相成分変化と燃焼熱を計算する。

### I. アイス・コンデンサ (ICECON)

アイス・コンデンサによる除熱量と水の融解量を計算する。

### J. リーク (BREACH)

格納容器破断口からのリーク流量を計算する。

なお、これら各サブルーチンはそれぞれモジュール化されており、今後必要に応じてより詳細な計算を行うモジュールを開発して差し替えていく予定である。

## 6.5.2 格納容器内の水素挙動

### (1) 水素燃焼挙動

格納容器内の水素の燃焼による圧力・温度上昇を予測する解析コードは、MARCH, THAL-ES-CVをはじめとして数多い。現在用いられているコードの多くでは、水素の燃焼限界、燃焼速度、燃焼ガスから壁面への熱伝達等を実験結果に基づく経験式により予測している<sup>(4)</sup>。このようなコードとしては、表 6.5 に示すように、HECTR<sup>(4)</sup>, CONTAIN, CLASIX, EST-EEM<sup>(5)</sup> などがある。

一方、同じく表 6.5 に示すように火炎面における化学反応、空間内の火炎面の進行などをさらに現象論的にとり扱う解析モデルにも開発されているが<sup>(6)</sup><sup>(7)</sup>、格納容器内の水素燃焼に関する実用的な解析に用いられた例は見当たらない。

前者に属するものの代表としてはサンディア国立研究所 (SNL) で開発されている HECTR<sup>(4)</sup> (Hydrogen Event : Containment Transient Response) がある。本コードはノード・ジャンクションの方式をとり、燃焼限界に対する火炎伝播方向と水蒸気濃度の影響を考慮している。また格納容器内のファン、スプレイの効果に関するモデルを含んでいる。

同じくサンディア国立研究所では、爆轟発生時の格納容器内圧力の時間変化を CSQ コードにより予測している<sup>(8)</sup>。CSQ コードは、3次元空間内の圧縮性流体の挙動を予測できるコードであり、巨視的な火炎面モデルを組み込むことによって、爆燃及び爆轟の伝播を解析することができる。

### (2) 格納容器内の水素の混合・拡散

従来、格納容器内での水素の混合・拡散に関する解析コードとしては、放射線分解による水素の発生ないしごく小規模の金属-水蒸気反応による水素の発生を想定したものはあったが、SCD事故時のような、大量かつ急速な水素の発生を想定したものはなかった。格納容器内の水素の混合・拡散に影響を及ぼす因子としては、破断口等から水素が流出する際の流速や格納容器内のファン等による強制対流、濃度差及び構造材上の熱伝達等による自然対流が重要である。

現在までに開発されている計算コードは、ノード・ジャンクション法によるものと、空間内の2次元ないし3次元流れを数値的に解くものと2種類にわかれる。

前者は、格納容器の各コンパートメントを単一ないし複数のノードに分割し、各ノード内の物理量を均一と仮定する。代表的なものとしては、RALOC<sup>(9)</sup>, HECTR<sup>(4)</sup> などがあり、いずれもノード間を結ぶジャンクションでは運動量を考慮せず、単にノード間の圧力差を解消

するような質量，エネルギー流量の計算を行う。このように単純な仮定に基づく解析コードでも，強制対流の効果を含む実験結果を良好に予測できると言われている。これは，格納容器内の流速は一般に低く，均一な圧力分布を仮定することが妥当であるためである。一方，このような解析コードを用い，かつコンパートメントを複数ノードで表わした場合，コンパートメント内の濃度分布の計算結果はノーディングに強く依存する。すなわち，強制対流及び自然対流によるコンパートメント内の流れを予想し，これに沿った流れが計算できるよう適切にノードとジャンクションを定義する必要がある。

一方，各コンパートメント内の流れをノード・ジャンクション法によらずに解くものとしては，ロスアラモス国立研究所で開発されたHMS (Hydrogen Migration Study)<sup>(2)</sup>。パツテル・パシフィック・ノースウェスト研究所が開発したCOBRA-NC<sup>(2)</sup>などがあるが，本稿執筆の時点ではこれらのコードの詳細は明らかでない。

## 6.6 FP挙動

### 6.6.1 ASTPO使用コード

#### (1) ORIGEN-2コード

ORIGEN 2コードは，炉心内のFP，アクチノイド，活生成物のインベントリーを，原子炉停止前から，停止後に至るまでの任意の時刻で計算するコードである。ORIGEN 2は，本来廃棄物処理や再処理過程の解析評価のために作成されたORIGENコードに，アクチノイド系列の効果も考慮できるようにしたコードである。したがって，炉心損傷事故解析用に開発されたコードではない。しかしながら，ASTPOのソースターム評価では，ORIGEN 2コードは，FP放出実験時の燃料試験片の核種のレベル，事故シーケンス検討の際の事故発生時刻での核種のレベルの予測に用いられている。

ORIGEN 2コードは1点近似コードで，炉心が大きい場合には，分割が必要である。データベースとして全部で1700種の核種を考慮できる。このうち，アクチノイドが130種，FPが850種，活生成物が720種である。ORIGEN 2で計算する項目を表6.6に示す。これまでにORIGEN 2コードの計算対象になった物質には，使用済燃料，高レベル廃棄物，ウラン処理工場，TMI 2号炉のサンプ水などがある。

ORIGEN 2の入力リストを表6.7に示す。

これらの入力に基づいて，それぞれの核種の変化を次の式により求める<sup>(2)</sup>。

$$\frac{dX_i}{dt} = \sum_{j=1}^N f_{ij} \lambda_j X_j + \phi \sum_{k=1}^N f_{ik} \alpha_k X_k - (\lambda_i + \phi \sigma_i + \tau_i) X_i + F_i, \quad i=1, \dots, N,$$

where:

$X_i$  = atom density of nuclide  $i$   
 $N$  = number of nuclides

- $f_{ij}$  = fraction of radioactive disintegration by other nuclides which led to formation of species  $i$   
 $\lambda_i$  = radioactive decay constant  
 $\phi$  = position- and energy-averaged neutron flux  
 $f_{ik}$  = fraction of neutron absorption by other nuclides which lead to formation of species  $i$   
 $\sigma_k$  = spectrum-averaged neutron absorption cross section of nuclide  $k$   
 $r_i$  = continuous removal rate of nuclide  $i$  from the system  
 $F_i$  = continuous feed rate of nuclide  $i$

ORIGEN 2 コードの検証に関する適切なデータは殆んどない。したがって精度について明確でないところがある。なお、ORIGEN 2 コードは、FORTRAN 言語で書かれており、公開コードである。

## (2) CORSOR コード

CORSOR コードは、炉心損傷事故時に炉心から発生する FP 放出、炉心構造物の蒸発により発生する物質、燃料棒構成物質の放出を計算する計算コードである。CORSOR は、NUREG 0772<sup>(24)</sup>の FP および構造材の放出ゲデルに基づいている。このコードは、Browns Ferry 炉の SASA 研究<sup>(25)</sup>、緊急避難と機器健全性の解析<sup>(26)</sup>などに用いられた実績と、比較的簡単なプログラムであることから、ASTPO で使用することになった。

CORSOR で用いているモデルでは、ある温度における毎分あたりの放出係数  $K_i$  を用いて放出量を表わす。したがって、ある時間  $S$  分に放出されている量は、

$$I = 1 - e^{-KS}$$

で表わすことができる。CORSOR では、放出量を時間と温度の関数として計算する。なお、初期の FP イベントリは、ORIGEN 2 コードで求め、各ノードの温度は、MARCH コードから求める。

## (3) TRAP/MELT コード

溶融燃料から放出された放射性核種のうち、一次系の輸送を通じて格納容器に放出される割合を計算する<sup>(27)</sup>。

一次系における放射性核種の輸送を表現するために、一次系は、適当な数の control - volume に分割されるとともに各々の control - volume における放射性核種は次の 4 つの状態に分類される。即ち、

- (a) steam - molecular
- (b) steam - particle
- (c) walls - molecular
- (d) walls - particle

この分類のもとで、FP の炉内輸送は、control - volume 間の移行及び各々の control - volume 内における上記の 4 つの状態間の移行として表現される。図 6.32 に本計算コードのサンプル・計算として示された control - volume の構成例を示す。

control - volume 間の放射性核種の輸送は、過熱蒸気流 (super - heated steam flow) のみを考慮することから、上記 (a), (b) の状態に対してのみ可能である。各々の control - vo-

lume では、放射性核種の濃度を一様と仮定し、volume からの輸送率は担体 (carrier)、即ち蒸気の質量の変化率に比例するものとして扱う。

各 control - volume 内における状態間の移行で、壁面沈着、質量放出率 (mass release rate) を表現する。control - volume  $i$  における核種  $k$ 、状態  $m$  の質量を  $M_{im}^k$  とすると、この時間的変化は、

$$\frac{dM_{im}^k}{dt} = S_{im}^k + \sum_{n \neq m} \beta_{in}^k M_{in}^k + \sum_{j \neq i} {}^jF_{jm} M_{jm}^k + E_{jm}^k M_{im}^k$$

$$E_{im}^k = - \left[ \sum_{n \neq m} \beta_{in}^k + \sum_{j \neq i} {}^jF_{jm} \right]$$

ここで、

$S_{im}^k$  = volume  $i$ 、状態  $m$  における核種  $k$  の発生率

${}^m\beta_{in}^k$  = volume  $i$  における核種  $k$  の状態  $m$  から状態  $n$  への移行率

${}^jF_{im}$  = 状態  $m$  にある FP の volume  $i$  から volume  $j$  への移行率

#### ① volume 間の移行

前項で述べた様に、放射性核種の volume 間の移行は、蒸気の質量の変化率に比例するものとして取り扱われ、 ${}^jF_{im}$  は次式の様に表わされる。

$${}^jF_{im} = \frac{FXS(i, j)}{P_s(i) V(i)}$$

ここで、

$FXS(i, j)$  = volume  $i$  から volume  $j$  への蒸気質量流量率

$P_s(i)$  = volume  $i$  の蒸気の密度

$V(i)$  = volume  $i$  の体積

$FXS(i, j)$  は MARCH などによって行われる熱水力学的計算の結果を入力データとして与える。

#### ② volume 内、状態間移行

volume 内状態間移行、即ち壁面沈着は、次の 5 つの機構を考慮して求める。

- (a) vapor の吸着と脱着
- (b) 十分に成長した乱流からの  $1 \mu\text{m}$  以上の粒状物の沈着；壁面温度と流体温度が等しい。
- (c) 十分に成長した乱流からの  $1 \mu\text{m}$  以下の粒状物の沈着；壁面温度と流体温度が等しい。
- (d) 層流からの粒状物の沈着；壁面温度と流体温度が等しい。
- (e) 伝熱に基づく粒状物の沈着

#### (4) NAUA 4 コード

NAUA (NAch Vnfall Atmosphaere - Post accident atmosphere) Mod 4 コードは、事故後の格納容器内のエアロゾル挙動を解析するコードである。このコードでは、エアロゾルの凝集、沈着、沈降、格納容器からのリーク、エアロゾルへの水蒸気凝縮が考慮されている。

ASTPOでは、水蒸気凝縮が取除えることと、入手が容易であったことから、使用することにした。

NAUA 4コードで考慮している除去過程は、重力沈降、拡散沈着で、工学的安全施設、たとえばスプレーによる除去は考慮されていない。凝集モデルで考慮したのは、ブラウン運動と重力であり、乱流によるものは考慮されていない。水蒸気の凝縮効果は、エアロゾル粒径の成長を

$$r \frac{dr}{dt} = A \left[ S - \exp\left(-\frac{B}{r}\right) \right]$$

ここで、S = 飽和度

A, B = 熱力学関数値

と表わすことで考慮している<sup>(20)</sup>。

NAUA 4では、同一コントロールボリューム内では、均質分布を仮定し、同一粒径グループ内では、粒子の化学形の区別はできない。また、粒子同士の化学的相互作用は考慮されていない。ASTPOではソースタームの再検討作業用に、スプレーによるエアロゾル除去を考慮できるように、モデルを組み込んだ。

NAUA 4の検証は、ORNLのNSPP計画、西独のDEMONA計画により実施される予定である。

## 6.6.2 その他のコード

### (1) CORRAL-Ⅱコード

CORRAL-Ⅱコードは、炉心損傷事故時に炉心で発生するFPのうち格納容器を経て環境へ放出される割合を、一貫して計算するコードである<sup>(20)</sup>。本来、リスク評価を実施するために開発されたもので、最適な結果を得ることは目的としていない。

計算は、系全体をいくつかのコンパートメントに分け、それぞれのコンパートメントでは、FPの分布は一律と仮定する。コンパートメント間の移動は、入力により与える。

計算モデルは、FPの放出過程と除去過程に分けることができ、燃料からのFP放出には、ギャップ放出、溶融放出、蒸発放出、蒸気爆発放出を考慮してある。また、FPとしては、無機ヨウ素、有機ヨウ素、希ガス、粒子状物質のみを考慮しており、その他の物質は考慮しない。WASH 1400で、PWRとBWRの解析に用いてコンパートメントの構成を図6.33、図6.34に示す。図からわかるように、非常に単純化されたモデルとなっており、ここから得られた結果は、事故時のFP放出量を定量的に評価することにはなりにくい。

CORRAL-Ⅱコードで考慮している自然除去過程は、拡散沈着、重力沈降のみで、いずれも実験式に基づくものである。工学的除去過程は、スプレーによるFPの除去と、エアロゾルの除去を考慮する。それぞれ除去係数を、実験に基づいて求めている。すなわち、

I<sub>2</sub>のスプレーによる除去係数は、

$$\lambda = \frac{FH}{V} \cdot \left[ 1 - \exp\left(-6 \frac{\text{kg} \cdot \text{te}}{d(H + \text{kg}/k_1)}\right) \right]$$

で表わされる。ここで、

F : スプレー流量率,                    H : 相平衡係数  
 V : コンパートメント体積,         d : スプレー液滴直径  
 te : 落下時間

kg, kl は、ガス相、液相での mass transfer coefficient で、

$$k_g = \frac{D_{12}}{d} \left\{ 2.0 + 0.6 Re^{1/2} Sc^{1/3} \right\}$$

$$k_l = 2 \pi^2 D_1 / 3d$$

ここで、 $D_{12}$ 、 $D_1$  は水蒸気 - 空気混合状態および液相における  $I_2$  の diffusivity, Re は Reynold 数, Sc は Schmidt 数である。

粒状物のスプレーによる除去率は、

$$\lambda = \frac{3F \cdot E \cdot h}{2Vd}$$

で表わされる。ここで、h ; スプレーの落下高, E ; スプレーの捕集係数である。捕集係数 E は、スプレーの継続時間を  $\lambda t / V$  の関数として表わされ、これは実験から得られた経験式を用いている。

$I_2$  の除去過程において、自然除去とスプレー除去は、 $I_2$  濃度が高い場合、独立の過程として取り扱えるが、濃度が低くなった場合、相平衡が生じこの取扱いには無理が生じる。このため、本計算コードでは、初期濃度の 1% 以下になった場合、相平衡が生じたものとして、特別の取り扱いを行う。

Standby Gas Treatment System (SGTS) は二次系内のガスをスタックを通じて排出する場合の排出管の上流に設置されたフィルタである。このフィルタの除去効率に対する温度上昇による除去効率の劣化を評価するため、フィルタにトラップされた放射線の発熱量から温度上昇を推測し、これを評価する。

#### (2) CONTAIN コード

格納容器内のエアロゾル挙動を総合的に解析するコードである。本来サンディア国立研究所で高速炉用に開発されたものであるが、軽水炉用に改良がすすめられており、熱水力解析を行えるようになっている<sup>(8)</sup>。詳細な内容は不明である。

#### (3) SPARC コード

リスク評価を行う場合、BWR の圧力抑制系でのスクラッピング効果が、どこまで期待できるかが環境への放出量を評価する場合に大きなファクタとなっている。とくに、飽和蒸気に FP, エアロゾルが混在している場合の除去効率は無視されることになっているが、実験では、かなりの除去が期待されることがわかってきた。そこで、PNL では、スクラッピング効果を解析する。SPARC コードを開発した。

このコードでは、エアロゾルの通常の除去メカニズムの他、蒸気の凝縮、圧力抑制プール内でのエアロゾル除去過程を取扱えるようにした。基本的には、気泡内でのエアロゾルの運動を考慮し、気泡内面への付着による除去を考えている。

#### (4) ICEDF コード

SPARC と同様に、リスク評価上、アイスコンデンサ内部での除去効果についての不確実性

が大きいため、アイスコンデンサ内部でのFP・エアロゾル除去を解析するコードが必要となった。ICEDFは、アイスコンデンサ内部でのエアロゾル除去を解析するもので、とくに氷への乱流沈着と凝縮、水滴による捕集モデルが特徴である。

## 6.7 環境への影響

炉心損傷を伴うような重大な事故が周辺環境に及ぼす影響を解析するために、第5章で述べたように、多くの国で解析コードの開発が行われ、様々な評価に用いられている。本節では、その最も代表的な解析コードで米国の原子炉安全性研究<sup>(6)</sup> (Reactor Safety Study) に用いられたCRAC (Calculations of Reactor Consequences) コードを中心に、解析手法の現状について紹介する。

原子炉事故時における放射性物質の環境への漏洩経路として最も重要なのは大気である。炉心の溶融貫通によって地表から水系へ移行する経路も考えられるが、一般に予想される環境への影響の程度が大気経路に比べ小さいので、水系への移行を考慮した解析コード<sup>(7)</sup>は少ない。CRACコードは放射性物質の大気中放出を扱っており、図6.1に示すように、

- 1) 大気中拡散及び地表面沈着のモデル
- 2) 線量算出のモデル
- 3) 防護対策のモデル
- 4) 健康上の影響のモデル
- 5) 経済上の損失のモデル

という順に解析が行われる。

環境への影響の度合は次の3種の入力条件によって変わる。

- 1) 放射性物質の放出条件 (放射能量, 放出継続時間, 放出エネルギーなど)
- 2) 放出後のサイトの気象条件
- 3) サイト周辺の人口分布

1)については、大部分CORRALコードから、一部をMARCHコードからの出力で与えられるようになっている。CRACでは、この3種の条件のいろいろな組み合わせによる影響結果を計算し、5.1.2節で述べたCCDF (Complementary Cumulative Distribution Function) という形式で、健康上の影響、経済上の損失を出力する。

### 6.7.1 大気中拡散及び地表面沈着モデル

大気中に放出された放射性物質の輸送、拡散及び地表面への沈着を予測し、その地域的、時間的な分布を求めることが、環境への影響を評価する上での第一歩となる。一般に、この大気中の拡散の評価にはいわゆるガウスプルームモデルが用いられ、これに放出点における建造物が拡散に及ぼす影響、熱を伴った物質の浮力による上昇の効果などが考慮される。また、放出物質の減衰としては、放射性崩壊の他に地表面への乾燥沈着及び降水による洗浄効果や粒子状物質の重力沈降を考慮する。

CRACでは、計算領域を原子炉施設から最大500マイルまで、16方位すなわち22.5度の幅を

もつセクターに分割し、さらに各セクターを距離別にいくつか分割する。放射性物質は一定の風下方向に輸送されるとするため、放出後の風向の変化は考慮されない。そのため、大気中拡散の入力となる気象データは、放出後の毎時間の風速、大気安定度、降雨量からなる時系列のデータで、これは気象シーケンスと呼ばれる。CRACでは放出物質を全て瞬時放出として取り扱って輸送、拡散を計算するので、各々の気象シーケンスに従って各距離別に分割された地域における平均の輸送速度（風速）、その時の大気安定度、降雨の有無が決まる。図 6.2 に、この大気拡散の計算の概念図を示す。放出物質の水平方向及び垂直方向の拡がり、各地域を通過する時の大気安定度に依存した拡散パラメータ  $\sigma_y$ 、 $\sigma_z$  で特徴づけられるが、拡散の分布形としては水平方向は  $3\sigma_y$  の巾で一様、垂直方向はガウス分布を仮定し、大気の安定、不安定時の代表的な混合層高度で、それより上部への拡散を抑えている。また、瞬時放出としているので放出継続時間が長い場合は、拡散幅に補正を施している。放出物質はある放出条件、ある気象シーケンスに対して、各方位毎に計算を行い、その結果に地域の年間あるいは四季別の風向頻度で定まる確率をもたせる。

大気中の拡散で決まる放出物質の地域的な分布は、用いる気象条件に大きく依存する。それこそ無限に考えられる放出後の気象シーケンスをどのように設定するかは重要な問題である。1年間あるいはそれ以上の期間の気象データからいくつかの気象シーケンスを選択することを気象条件のサンプル法と呼んでいる。RSS (Reactor Safety Study) では中緯度地帯の気象変化の代表的な周期である 4 日に日変化を考慮して 13 時間を加え、この期間毎に 1 年 8760 時間の中から放出時刻を決めている。最近この方法では、結果に重要な影響を与える気象シーケンスが抜ける可能性があることが示され、CRAC 2 では別のサンプル法が用いられている<sup>(4)</sup>。

放射性物質の地表面への沈着には、地表面物との衝突や乱流拡散によって起こる乾燥沈着 (dry deposition) と降雨によって引き起こされる洗浄沈着 (wet deposition) を考慮している。沈着現象は、粒子の粒径や地表面の特徴、降雨の状況、気象条件などに大きく左右されるので、一般に乾燥沈着については沈着速度 (沈着物質の鉛直フラックスと空気濃度の比)、洗浄沈着については洗浄率という概念を用いて簡単化している。

### 6.7.2 線量算出モデル

環境媒体中に分布した放射能がもたらす人間への被曝は、外部被曝と内部被曝合せて 5 種の経路が考慮される。大気中の放射性雲及び地表面上の沈着物中の放射能からの外部被曝の計算は、いわゆる immersion model (すなわち、放射性雲は半無限空間に一様濃度であるとし、地表面上の沈着放射能は無限平面に一様濃度で分布すると仮定する) を基に、EXREM III コード<sup>(4)</sup>によって計算された線量換算係数を用いる。内部被曝については、放射性雲の通過時の呼吸摂取、地表面からの再浮遊物質の呼吸摂取、汚染された食物の経口摂取による被曝を考慮する。呼吸摂取による被曝線量算出のための線量換算係数の導出には、ICRP の肺モデル<sup>(4)</sup>が基本とされている。作物の汚染は、放射性物質が作物に直接沈着する場合と、土壌へ沈着した後、根を通して呼吸される場合を考えており、経口摂取の線量換算係数の導出は基本的には  $E_{ve}$ <sup>(6)</sup> のモデルに依っている。

図 6.3 に原子炉から 0.5 マイルにおける骨髄線量について、放射性雲の通過に伴う外部被曝、

放出後4時間に地表面沈着物から受ける外部被曝、呼吸摂取による累積線量を、核種別の寄与も含めて示す。これはRSSにおける放出カテゴリ-BWR-1についての計算である。また表6.1には、放出カテゴリ-PWR-2に対する晩発性の癌死亡の各被曝経路別の寄与割合を示してある。これらから、早期の影響については放射性雲からの呼吸摂取からの被曝、外部被曝、地表面汚染からの外部被曝、全て同程度の寄与をしているが、晩発性の影響にとっては地表面汚染からの短期及び長期にわたる被曝が重要であることが理解できる。この長期にわたる外部被曝は、土地の使用禁止措置によって低減できる。また、ミルクの経口摂取による被曝は、作物の禁止措置によって低減できる。

### 6.7.3 防護対策モデル

事故時の防護対策による環境への影響の低減を評価するために、CRACでは退避、屋内待機、強制移動、禁止措置、除染の5種類のモデルが考慮されている。図6.4の「鍵穴」形の範囲内の住民は半径方向の外側に向かって一定の速度で退避する。25マイル以遠の地域では、事故から7日後に強制移動するか、あるいは地表面汚染による長期的(7日間)な被曝線量が特定の値(200ラド)を超える場合には1日後に強制移動を行う。退避は放射性雲の通過に伴う早期死亡の抑制に対して取られる措置であり、強制移動は地表面汚染からの被曝による晩発性障害を抑制するものと区別している。図6.5には早期の退避、1日後あるいは7日後の強制移動の別に、急性死亡のCCDFを示しているが、防護対策の違いによる影響の違いは大きいことが理解できる。CRAC2では、この退避モデルが改善され、事故開始から退避までの時間遅れの考慮や退避速度の見直しなどが行われている<sup>(64)</sup>。また、CRACITでは実際の道路網と放射性雲の動きを考慮したモデルが組み込まれている。

屋内待機による被曝線量の減少は、放射性雲及び地表面沈着物からのガンマ線の建造物による減衰効果を遮蔽係数という形で入力として与える。複雑な禁止措置という問題に対する単純化したモデルを図6.6に示す。このモデルでは、原子炉からの距離別に図の様に10年以上の立入禁止、除染、作物の貯蓄、ミルクの貯蓄といった領域を置く。これらの領域の区分に対する基準はこれらの措置が取られなかった場合の被曝線量の算出を基礎としている。

### 6.7.4 健康上の影響評価モデル

健康上の影響としてCRACで考慮されているのは、早期の身体的影響、晩発性の身体的影響、遺伝的影響の3種類である。早期の身体的影響の主な原因は、骨髄、肺及び胃腸管に対する被曝である。各医療処置のレベルに対して、線量と被曝後60日以内の死亡率の関係を図6.7に示すがこのような情報から早期の身体的影響に対する線量-効果関係を定める。

CRACでは晩発性発癌の評価はBEIR-I<sup>(65)</sup>に基づいて表6.2のような線量効果係数を用いて低線量率による低線量域での効果を修正している。また、晩発性の身体的影響は図6.8に示すように、約10年の潜伏期の後、約30年の発現期間(プラトー)の年当りの死亡数で評価している。一方、白血病以外の癌に対してBEIR-Iはプラトーの期間を生産の残存年数とする方法も提案している。両者の比較を表6.3に示すが、CRAC2では後者の方法を採用している。最近出版されたBEIR-III<sup>(66)</sup>でも、白血病については25年、他の癌については生産の残存年数としている。

#### 6.7.5 経済上の損失評価モデル

CRACコードなどに用いられている経済上の損失を評価するモデルは非常に単純で、例えば避難に要する費用は1人当りの費用、除染による損失は1エーカー当りの費用というような単位コストを入力として与えて、それぞれの措置に要する費用を算出する。経済上の損失としては、避難に要する費用、一時的な強制移動による費用、廃棄処分された農作物などの価値、一時的な使用禁止による物の価値の低下、除染に要する費用などがある。表6.4には、これらを算出するための入力データの一列を示す。

現在のところ、各評価コードとも経済上の損失と比較するために、健康上の影響の費用換算は行っていない。また、施設内の費用損失を扱うようになっていない。

炉心損傷事故関連コードの現状をまとめて以下に示す。

炉心損傷事故関連コードの現状

status of Computer Codes for Severe Accident Analysis

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
総合コード	MARCH	BCL (米国)	冷却材喪失による炉心溶融事故における炉心、一次系、及び格納容器の熱水力挙動を解析する。PRA用に開発された総合コードの原型と言えるもので、圧力容器内の水位変化、炉心ヒートアップ、ジルカロイ-水反応による水素発生、炉心の溶融・落下、圧力容器底部の溶融・貫通、格納容器内の融体-コンクリート反応、水素燃焼等を考慮して格納容器内の温度・圧力応答を計算する。モデルはいずれも単純な集中定数モデルである。水素気燃発および水素による爆轟は考慮しない。水素の燃焼限界濃度、格納容器破壊温度または圧力等は入力データとして与える。	公開	可	(2)
	MARCH改良版	Sandia, BCL その他(米国)	MARCHにFP崩壊系列モデル、デブリクエンチモデル、臨界流モデル、デブリよりの熱輻射モデル等の改良を行ったもの。開発段階に応じてMARCH20, 21等の名前を付けている。	非公開	不可	(6)
	THALES	原研	PWRの一次系熱水力挙動モデル THALES-P, BWRの一次系熱水力挙動モデル THALES-B, PWR, BWRにおける炉心溶融過程モデル THALES-M, 炉心損傷事故時の一次系 熱水力挙動モデル THALES-PM, THALES-BM 及び格納容器内熱水力挙動モデル	非公開	可	(12)

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
	MELCOR	BCLおよび Sandia	<p>THALES -CV から成るコードシステムである。物理現象のモデルはMARCHとほぼ同等であるが、一次系を複数個に区分できるので、MARCHよりも複雑なトランジェントを扱うことができる。MARCHと同様計算時間が短いので各種のパラメータサーベイにも適している。</p> <p>NRCがPRAのための影響評価に用いるために開発中であり、MARCHを原型とするプラント熱水力モデル、CORRALを原型とするプラント内FP輸送モデル、CRACを原型とする環境影響モデルを含む。考慮する現象としては次のものを含む。</p> <p>物理現象</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 炉心崩壊</li> <li>・ 一次系熱水力挙動</li> <li>・ 下部プレナムへの炉心落下、融体-水相互作用、圧力容器と融体の相互作用</li> <li>・ キャビティ部における融体 - 水相互作用</li> <li>・ 融体 - コンクリート相互作用</li> <li>・ 格納容器温度圧力応答</li> </ul> <p>FP挙動</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 過熱された燃料からのFP放出</li> <li>・ エアロゾル挙動</li> <li>・ 一次系内の輸送と沈着</li> <li>・ 格納容器内の輸送と沈着</li> <li>・ 環境への放出</li> </ul>	非公開	不可	(4)

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
炉心崩壊過程	SCDAP	INEL (米国)	<p>プラント外での影響</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ プリウム上昇, 沈降, 沈着</li> <li>・ 公衆の被曝</li> <li>・ 公衆の移動</li> <li>・ 放射線被曝による傷害発生</li> <li>・ 経済的被害</li> </ul> <p>炉心のヒートアップ・溶融伝播・融体挙動, バンドル内におけるFPの移動と放出等圧力容器内での物理的・化学的現象をメカニスティックなモデルで解析することを目的とする。モデルの特徴は以下のとおりである。</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>(1) 熱水力: FRAPCON, TRAC-BD1等のモデルを用いる。輻射を考慮する。</li> <li>(2) 水蒸気との反応: 被覆管, 燃料, その他について考慮する。</li> <li>(3) バンドル溶融挙動: 燃料・被覆管の反応による液化を考慮する。</li> <li>(4) デブリ形成: 溶融によるものと, 脆化したバンドルの再冠水時の破砕の両方を考える。</li> <li>(5) FP放出: 酸素ポテンシャルに応じてCs, Iの化学形を定める。</li> </ol>	非公開	可	(8)
	KESS	IKE (INSTITUT FUR KERNTech- NIK UND	<p>炉心溶融事故における炉心支持構造物損傷までの炉心加熱現象を扱うMELSIMと, それ以後の溶融燃料プールが形成され原子炉圧力容器損傷までを扱うLUECKEとから成っている。</p>	非公開	不可	(7)

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
格納容器 熱水力応答	CONEMPT-LT X28-A	ENERGIEWAN- DLUNG E. V.) (西独)  INEL (米国)	<p>モデルの特徴は、</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 2次元円筒座標での非定常熱伝導問題</li> <li>・ 燃料・被覆材間の熱伝達考慮</li> <li>・ FP放出を考慮</li> <li>・ Zr-水反応考慮</li> <li>・ 質量・熱源の移動を考慮</li> <li>・ 物性値は温度依存</li> <li>・ 既習水の蒸発を考慮</li> <li>・ 水面上で輻射伝熱、水面下でプール沸騰を仮定</li> <li>・ 境界条件は、時間、空間および温度に依存</li> </ul> <p>LOCA時の格納容器の熱水力応答を集中定数系ノード分割モデルにより解く。PWR用 dry containment, BWR用圧力抑制型等幾種の型式の格納容器について格納容器スプレー、ECCS、ファンクーラー等安全系機能を考慮した解析が可能である。</p>	公開	可	(42)
	COFLOW/ CONDRU	GSR (米国)	<p>LOCA時の格納容器の熱水力応答を集中定数系ノード分割モデルにより解く。COFLOWは大LOCA開始直後の格納容器内のコンパートメント間の圧力差荷重の評価を目的とするのに対しCONDRUはLOCA後数時間に渉る応答を評価することを目的としている。PWR dry containmentのみ取扱い可能。</p>	公開	不可	(43)
	COMPARE-MOD1	LASL (米国)	<p>LOCA時の格納容器の熱水力応答を集中定数系ノード分割モデルにより解く。PWR dry containmentの大LOCA開始後の格納容器内のコンパートメント間の</p>	公開	不可	(45)

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
溶融物-コン クリート反応	CORCON	Sandia(米国)	<p>圧力差荷重の評価を目的とする。ノード分割は100ノードまで可能で、非凝縮性ガスとして空気以外の二つの任意ガスを取扱うことができる。</p> <p>溶融物-コンクリート相互作用をメカニスティックなモデルで解析し、溶融物温度の変化、コンクリートの侵食速度、気体発生量等を計算する。</p> <p>溶融物は3層から成り、熱は溶融物からコンクリート、各層間へと、また溶融物表面から周辺の気相、構造物へ伝わるとしている。コンクリート侵食は一次元侵食モデルで扱い、溶融物内の化学反応では発生ガスのうち溶融物内を通る部分は金属層と化学平衡に達すると仮定する。</p>	非公開	不可	(9)
	VANESA	Sandia(米国)	<p>CORCONコードと合わせて使用し、溶融物-コンクリート相互作用に伴って発生するエアロゾルと気体の成分、発生量、化学形を計算する。溶融物は、金属と酸化物層に分離していると仮定する。溶融物中にコンクリートの分解生成物が流入して起きる現象のうち、(1)流入物質と溶融物の化学反応、(2)溶融混合物からの蒸発、(3)コンクリート分解生成気体によるかく乱、蒸発成分の輸送、(4)気泡離脱時の破裂による機械的エアロゾル生成、を考慮する。</p>	非公開	不可	(10)
	WECHSL	KfK(西独)	<p>溶融物-コンクリート相互作用をメカニスティックに解析し、コンクリート侵食量、ガス発生量、溶融物温度等を計算する。コンクリートは定められた温度で</p>			

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
格納容器内 水素混合	HECTR	LASL (米国)	熱分解し、溶融したコンクリートはガス攪拌により直ちに溶融酸化物層へ移行するとしている。また、溶融物は金属層(下部)と酸化物層(上部)に直ちに分離するとし各相内は均一成分、温度であると仮定しているコンクリートの熱分解によって発生したガスは、溶融物中にボイドを発生するとともに金属層との化学反応を考慮している。	非公開	不可	(11)
		Sandia (米国)	LOCAにより格納容器内に漏れた1次冷却水の放射線分解により発生する水素が格納容器内に拡散する様子を立方体コンパートメントの簡単な場合について解析したものである。解析は空気雰囲気中へ水素の濃度差および立方体壁の温度分布による空気の流れによる拡散の組合さった場合について行っている。	非公開	不可	(46)
		Sandia (米国)	格納容器内の水素の燃焼による圧力、温度上昇を計算する。水素の燃焼限界、燃焼速度、燃焼ガスから壁面への熱伝達を実験結果に基づく経験式で予測する。	非公開	不可	(14) (20)
		CSQ Sandia	Sandia (米国)	ノード・ジャンクションの方式をとり、燃焼限界に対する火炎伝播方向と水蒸気濃度の影響を考慮する。格納容器内のファン、スプレイの効果に関するモデルを含む。	非公開	不可

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
放射性物質の 炉心インベ ントリ	ORIGEN-2	ORNL (米国)	放射性物質(燃料棒, 廃棄物等)の放射性核種組成と物性を計算する。	公開	可	(23)
燃料からの FP放出	CORSOR	ORNL (米国)	構造材および燃料の蒸発率およびFP生成率を計算する。	非公開	不可	(24)
一次系内FP 移行	TRAP-MELT	BCL (米国)	熔融燃料から放出されたFPのうち一次系の輸送を通じて格納容器に放出されるものの割合を計算する。一次系は, 適当な数のコントロールボリュームに分割され各ボリューム内のFPは4つの状態, 即ち steam-molecular, steam-particle, walls-molecular, walls-particleのいずれかに属するものとされる。一次系内のFPの輸送は上記の状態間移行及びボリューム間移行として表現される。	非公開	不可	(27)
格納容器内 FP移行	CORRAL-Ⅱ	BCL (米国)	燃料中FPのうち, 格納容器外の環境中に放出されるものの割合を計算する。炉心からのFPの放出には, Gap Release, Melt Release, Evaporation Release, Steam Explosion Releaseの4種の放出形態が考慮される。格納容器内のFPの挙動はコンパートメント法を用い, FP除去機構として, 壁面沈着, 重力沈降等の自然除去過程, スプレイ, フィルタ等の工学的除去過程を考慮する。	公開	可	(28)
	MATADOR	BCL (米国)	格納容器のFP挙動を解析する。PRA用コードでありCORRALに対して次の点を改良している。	非公開	不可	(41)

分野	コード名	開発機関	コードの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
	CONTAIN	Sandia (米国)	<p>(1) 格納容器に対するFPソース項の入力方法を一般化し、TRAP-MELT等の一次系内FP輸送コードの計算結果を入力できる。</p> <p>(2) 多群粒径サイズモデルによりエアロゾル凝集の効果を検討する。</p> <p>格納容器内の熱水力挙動およびFP挙動を、できるだけメカニスティックなモデルで表現することを目指して開発中である。次のモデルを含む。</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ 2相流モデル</li> <li>・ 壁面での伝熱、蒸発、凝縮</li> <li>・ エアロゾル粒子への凝集、沈着、凝縮、および粒子からの蒸発等を考慮したエアロゾルの粒径分布変化モデル</li> <li>・ FP崩壊系列のモデル</li> <li>・ 水素燃焼</li> <li>・ 格納容器内のセル分割</li> <li>・ 工学的安全系（スプレイ、ファンクローラ、その他）</li> </ul>	エアロゾル モデル (MAEROS)は一般公開済。	不可	②
	NAUA-4	(西独)	<p>格納容器内のエアロゾル挙動を解析する。格納容器を均質混合とみなし、蒸気中のエアロゾルは球状になっているものとする。エアロゾルの除去機構として、重力沈降、拡散沈着を考慮する。エアロゾルの凝集として、ブラウン運動、重力による凝集および蒸気凝縮を考慮する。</p>	非公開	不可	②

分野	コード名	開発機関	モデルの概要	公開/ 非公開	原研における 利用可能性	文献
FPの環境中 移行と影響評 価	SPARC	PNL(米国)	圧力抑制水によるFPエアロゾル除去を解析する。 蒸気凝縮、沈降、拡散、水蒸気の蒸発等を考慮している。	非公開	不可	(47)
	ICEDF	PNL(米国)	アイスコンデンサによるFPエアロゾル除去を解析する。	非公開	不可	(47)
	CRAC	Sandia(米国)	原子炉事故時に、大気中に放出されるFPによる環境影響を解析する。計算は、大気中の輸送・拡散、線量算出、避難や強制移動など防護措置、保健的影響と財産上の損害について行われる。このうち、大気中の輸送・拡散は、ブルーム・ライズなどの補正を含むガウス・ブルームモデルが用いられた。計算結果の出力は、c.c.d.f.という形式の離率密度関数で与えられる。	公開	可	(40)

## 参 考 文 献

- (1) Silberberg, M., et al., "An Overview of the Status of NRC Reassessment of Technical Bases for Severe Accident Source Terms", Proceedings, International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS-13.1, August 28 to September 1 (1983).
- (2) Wooton, R.O. and Avci, H.I., "MARCH (Meltdown Accident Response Characteristics) Code Description and User's Manual", NUREG/CR-1711, (1980).
- (3) Wooton, R.O., "BOLL 1, A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident",
- (4) NRC, "Reactor Safety Study -- An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400 (NUREG-75/014), (1975).
- (5) 岡崎俊二, "炉心溶融事故解析コード: BOIL1の感度解析", JAERI-M-9658, (1982).
- (6) Cybulskis, P. and Wooton, Roger O., "MARCH2 Simulation of the Power Burst Facility Severe Fuel Damage Scoping Test", Proceedings, International Meeting on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation, TS-2.6, August 28 to September 1 (1983).
- (7) Bisans, R., et al., "Modeling of the First Two Phases of a LWR Core Meltdown Accident by the Code Systems MELSIM and LUECKE", Trans. ANS Winter Meeting, San Francisco, Cal., (1981).
- (8) Allison, C.M., et al., "SCDAP: A Computer Code for Analyzing Light Water Reactor Severe Core Damage", Proc. Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, Cambridge, Massachusetts, U.S.A. (1983).
- (9) Muir, J.F. and Benjamin, "Modelling of Molten Fuel/Concrete Interactions", SAND-80-0833C (1980).
- (10) Powers, D.A., et al., 私信
- (11) Reimann, M. and Murfin, W.B., "The WECHSL Code: A Computer Program for the Interaction of a Core Melt with Concrete", K&K 2890 (1981).
- (12) 阿部清治, 他 "炉心溶融事故時原子炉格納容器温度・圧力計算コード THALES-CV1 説明書", JAERI-M 83-037, (1983).
- (13) Zalosh, R. and Wooton, R.O., "Review of Hydrogen Deflagration Computer Models", Int. Mtg. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation paper 2.7 (1983).

- (14) Wester, M., et al., "Development and Applications of a Computer Program for Modelling the Response to Hydrogen Burns in Containment", Proc. 2nd Intl. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara (1983).
- (15) Okabe, K., et al., "Development of New Containment Pressure Transient Analysis Computer Code and Its Application to Core Degraded/ Meltdown Accident Analysis", Proc. 2nd Intl. Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara (1983).
- (16) Ural, E., et al., "Comparison of Measured and Calculated Hydrogen Combustion Behavior", Proc. Intl. Mtg. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation (1983).
- (17) Marx, K., "Computation of Flame-Water Proplet Interaction", Proc. Intl. Mtg. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation (1983).
- (18) Byers, R., "CSQ Calculations of H<sub>2</sub> Detonations in the Zion and Sequoyah Nuclear Plants", NUREG/CR 2385, SAND 81-2216 (1982).
- (19) Buxton, L., "Assessment of BALOC-Mode with 1980 Update", 2nd Intl. Workshop on the Impact of Hydrogen on Water Reactor Safety (1982).
- (20) Wester, M., et al., "Evaluation of HECTR Predictions of Hydrogen Transport", Proc. Intl. Mtg. on Light Water Reactor Severe Accident Evaluation (1983).
- (21) Travis, J., "HMS: A Model for Hydrogen Migration Studies in LWR Containments", 2nd Int. Workshop on Hydrogen Impact on Water Reactor Safety (1982).
- (22) Thurgood, M., "Application of COBRA-NC to Hydrogen Transport", *ibid.* (1982).
- (23) Croff, A.G., "ORIGEN2 - A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code", ORNL-5621, Oak Ridge National Laboratory (1980).
- (24) Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior During LWR Accidents, NUREG-0772 (June 1981).
- (25) Niemczyk, S.J. and McDowell-Boyer, L.M., "Technical Considerations Related to Source Term Assumptions for Emergency Planning and Equipment Qualification", ORNL/TM-8275 (September 1982).
- (26) Wichner, R.P., et al., "Station Blackout at Browns Ferry Unit One - Iodine and Noble Gas Distribution and Release", NUREG/CR-2182, Vol. 2 (ORNL/NUREG/TM-455/V2) (August 1982).

- (27) Jordan Hans, et al., "TRAP-MELT Users Manual", NUREG/CR-0632, BMI-2017, (1979).
- (28) Burian, R.J., et al., "CORRAL II Users Manual", Battal Columbus Laboratories, (1977). As an Appendix to WASH-1400.
- (29) Bergerson, K.D., et al., "The Status of the CONTAIN Computer Code for LWR Containment Analysis", Sandia Laboratories, Proceedings of the 10th LWR Safety Information Meeting, Gaithersburg, Maryland, (1982).
- (30) USNRC, "Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risk in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400 (NUREG-75/014) Appendix VI, (1975).
- (31) Niemczyk, S.J., et al., "The Consequences from Liquid Pathways After a Reactor Meltdown Accident", SAND80-1669, (1981).
- (32) Ritchie, L.T., et al., "Weather Sequence Sampling for Risk Calculations", Transactions of the American Nuclear Society, Vol.38, p.113, (1981).
- (33) Trubey, D.K. and Kaye, S.V., "The EXREM Computer Code for Estimating External Radiation Doses to Populations from Environmental Release", ORNL-TM-4322, (1973).
- (34) ICRP (International Commission on Radiological Protection, Task Group on Lung Dynamics), "Deposition and Retention Models for Internal Dosimetry of the Human Respiratory Tract", Health Physics, Vol.12, p.173, (1966).
- (35) Eve, I.S., "A Review of the Physiology of the Gastro-Intestinal Tract in Relation to Radiation Doses from Radioactive Materials", Health Physics, Vol.12, p.131, (1966).
- (36) Aldrich, D.C., et al., "A Model of Public Evacuation for Atmospheric Radiological Releases", SAND78-0092, (1978).
- (37) National Research Council, Advisory Committee on the Biological Effects of Ionizing Radiations, "The Effects on Populations of Exposure to Low Levels of Ionizing Radiation", National Academy of Sciences, (1972).
- (38) National Research Council, Committee on the Biological Effects of Ionizing Radiations, "The Effects on Populations of Exposure to Low Levels of Ionizing Radiation: 1980", National Academy of Sciences, (1980).
- (39) Wall, I.B., et al., "Overview of the Reactor Safety Study Consequence Model", NUREG-0340, (1977).

- (40) Ritchie, L.T., et al., "Calculations of Reactor Accident Consequences, Version 2", SAND81-1994, NUREG/CR-2324, (1981).
- (41) Aldrich, D.C., et al., "MELCOR Program", Proc. 10th LWR Safety Inf. Mtg., Gaithersburg, Maryland, USA (1982).
- (42) Flargroves, D.W. and Metcalfe, L.J., "CONTEMPT-LT/028, A Computer Program for Predicting Containment Pressure Temperature Response to LOCA", NUREG/CR-0255, TREE-1279, March, (1979).
- (43) Hellings, G. and Mansfeld, G., "COFLOW Ein Rechenmodelle Zur Ermittlung Des Instationären Druckaufbaus in Volldrucksicherheitsbehältern Wassergekulten Kernreaktoren Programmbeschreibung", GRS-A-254, (Dec. 1978).
- (44) Erdmann, W. and Tiltmann, M., "OECD-CSNI Containment Standard Problem Postcalculation with COFLOW and CONDRO for the RS-50-D-16-CASP2 Experiment", GRS-A-593, (April, 1981).
- (45) Gido, R.G., et al., "COMPARE-MOD1: A Code for the Transient Analysis of Volumes with Heat Sinks, Flowing Vents, and Doors", LA-7199-MS, (March, 1978).
- (46) Willcutt Jr., G.J.E., Gido, R.G. and Koestel, A., "Hydrogen Mixing in a Closed Containment Compartment Based on a One-dimensional Model with Convective Effects", NUREG/CR-1575, LA-8429-MS, (Sep. 1980).
- (47) Silberberg, M., 私信

表 6.1 USNRC/ASTPOで使用の計算コード  
Computer Codes Used in USNRC/ASTPO

コード名	開発機関	コードの目的・内容	備考	参考箇所
ORIGEN-2	ORNL	原子炉停止時の各放射核種の炉心インベントリの計算	入手可能	6.6.1 節 (1)
MARCH 2	BCL	炉心溶融事故時の炉心、一次系、格納容器の熱水力挙動解析	入手予定 原研は MARCH 1.0 を所有	6.2.1 節
MERGE	BCL	MARCH 結果に基づく気相・構造材間の熱伝達解析 (TRAP/MELT への入力作成)	過渡的なコード、将来は、 MARCH へ吸収	
CORSOR	ORNL	構造材および燃料の蒸発率および FP 放出率の計算	NUREG-0772 モデルと ほぼ同じ	6.6.1 節 (2)
TRAP/MELT	BCL	FP 気体、エアロゾルの 1 次系内挙動解析		6.6.1 節 (3)
CORCON	SNL	溶融炉心と格納容器キャビティ内コンクリートとの相互作用解析		6.4.1 節
VANESA	SNL	融体 - コンクリート相互作用時のエアロゾルおよび FP 放出解析	CORCON へ吸収予定	6.4.2 節
NAUA-4	西 独	格納容器内のエアロゾル挙動解析		6.6.1 節 (4)
SPARC	PNL	圧力抑制水による FP エアロゾル除去解析		6.6.2 節 (3)
ICEDEF	PNL	アイスコンデンサーによる FP エアロゾル除去解析		6.6.2 節 (4)

表 6.2 CORCON コードの機能

## Function of CORCON Code

入力情報	考慮する物理現象およびモデル	出力情報
(1) FP 蓄積量 (初期値)	(1) 溶融物の形状 : 軸対象, 3層モデル	(1) ガス発生量
(2) 初期温度	(2) 質量の移動 : ・コンクリート → 溶融物	(2) 溶融物温度
(3) コンクリート組成	・溶融物内	(3) コンクリート侵食
(4) 格納容器内圧力, 温度	・溶融物 → 格納容器	
(5) 周辺構造の温度, 形状	(3) 熱の移動 : 溶融物 → コンクリート, 各層間, 溶融物表面 → 周辺気相, 構造物	
	(4) 熱の発生 : 化学反応, 崩壊熱	
	(5) 物性変化 : 温度の関数	
	(6) 二相流動 : bubbly または churnturbulent と仮定。	
	(7) コンクリート侵食 : 一次元侵食モデル	
	(8) 溶融物内の反応 : 発生した気体 ( $H_2O$ , $CO_2$ ) のうち溶融物内を通る部分は, 金属層と化学平衡に達すると仮定。	

表 6.3 VANESA コードの機能

Function of VANESA Code

入力情報	考慮する物理現象及びモデル	出力情報
<p>(1) 融体の初期組成 (MARCH等より)</p> <p>(2) コンクリートの組成 (原子炉データ)</p> <p>(3) 融体/コンクリート相互作用 継続中の融体温度の変化 (CORCON等より)</p> <p>(4) コンクリート分解生成物の融 体への流入量 (CORCON等より)</p> <p>(5) コンクリートからの H<sub>2</sub>O, CO<sub>2</sub> 発生量 (CORCON等より)</p> <p>(6) 融体上表面の面積の時間変化 (CORCON等より)</p>	<p>融体は、金属相と酸化物相に分離していると仮定する。この融体中にコンクリートの分解生成物が流入して起きる現象のうち、以下のものを考える。</p> <p>(1) 流入物質と融体の化学反応 (金属相と完全化学平衡に至るとする)</p> <p>(2) 熔融混合物からの蒸発 (平衡論により推定する分圧が蒸発の駆動力)</p> <p>(3) コンクリート分解生成気体によるかきまぜ、蒸発成分の輸送 蒸発の律速要因として以下のものを考慮</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・気泡流への蒸発のための表面積</li> <li>・液相内での物質輸送</li> <li>・表面での蒸発速度</li> <li>・気泡内での蒸気の輸送</li> </ul> <p>(4) 気泡離脱時の破裂による機械的エアロゾル生成</p>	<p>(1) エアロゾル生成量</p> <p>(2) エアロゾルの成分 (FP, コンクリート, 構造材等を含む)</p> <p>(3) エアロゾルの初期粒子径</p> <p>(4) エアロゾルの物質密度</p> <p>(5) 気体放出量</p> <p>(6) 気体の化学組成</p>





表 6.6 ORIGEN 2 で計算する項目

## Nuclear Material Characteristics Computed by ORIGEN2

Parameter	Units <sup>a</sup>
Mass	g, g-atom
Fractional isotopic composition (each element)	at. fraction, wt. fraction
Radioactivity	Ci, $\mu$ Ci
Thermal power	W of recoverable energy (no neutrinos)
Toxicity:	
Radioactive and chemical ingestion	$m^3$ of water to dilute to "acceptable levels"
Radioactive inhalation	$m^3$ of air to dilute to "acceptable levels"
Neutronics:	
Neutron absorption rate	neutrons/s
Fission rate	fissions/s
Neutron emission:	
Spontaneous fission	neutrons/s
Alpha, n	
Photon emission:	
Number of photons in 18 energy groups	photons/s, MeV of photons/W of reactor power
Total heat	W, MeV/s

All of these can be calculated on a fractional as well as an absolute basis except fractional isotopic composition, neutron emission, and photon emission.

表 6.7 ORIGEN 2 入力データ  
ORIGEN 2 Input DataBasic Inputs<sup>a</sup>Neutron cross-sections  $\{(\sigma, f), (\sigma, 2n), (\sigma, 3n), (\sigma, \gamma), (\sigma, p), (\sigma, \alpha)\}$ 

Fission yields for principal actinides; same as function of incident neutron energy

Decay data (half-lives, branching ratios, energy release per disintegration)

Photon energy per disintegration in 18 energy groups

Neutron production rates [fissions, spontaneous fissions, and  $(\sigma, n)$  reactions]

Input material nuclide composition

User-Specified Inputs

Reactor type

Fuel type

Irradiation history

Required output tables

<sup>a</sup>Embedded for PWRs and BWRs and some other reactor types.

表 6.8 PWR-2 放出カテゴリーに対する晩発性癌死の被曝経路別寄与割合<sup>(30)</sup>

Contribution of Different Exposure Pathways to Latent Cancer Fatalities for the PWR-2 Release Category

Pathway	Percentage contribution						Total	Whole body <sup>e</sup>
	Leukemia	Lung	Breast	Bone	GI tract <sup>c</sup>	All others <sup>d</sup>		
External irradiation from cloud	0.2	0.1	0.5	0.1	0.1	0.1	1	1
Inhalation from cloud	0.5	4	0.7	0.2	0.4	0.2	6	3
External Ground								
< 7 days	3	2	7	0.7	0.9	3	16	16
> 7 days	12	8	28	3	4	11	66	68
Inhalation of resuspended contamination	0.2	1	0.2	0.4	0.2	0.1	3	2
Ingestion of contaminated foods	2	1	3	1	1	1	9	10
Total	18	16	39	5	6	14	100	100

表 6.9 線量効果係数<sup>(30)</sup>

## Dose Effectiveness Factors

TOTAL DOSE (REM)	DOSE RATE (REM PER DAY)		
	<1	1-10	>10
<10	0.2	0.2	0.2
10-15	0.2	0.4	0.4
15-300	0.2	0.4	1.0

表 6.10 10<sup>6</sup>マンレム当りの晩発性癌死の期待数Expected Latent-Cancer Deaths per 10<sup>6</sup> man-rem of External Exposure

Type of cancer	Expected deaths per 10 <sup>6</sup> man-rem	
	Old health-effects model (CRAC)	Revised health-effects model (CRAC2)
Leukemia	28.4	28.4
Lung	22.2	27.5
Breast	25.6	31.7
Bone	6.9	10.1
GI tract	13.6	16.9
"Other"	25.0	42.4

表 6.11 CRAC2の経済的データの入力例<sup>(40)</sup>Examples of Important Input to the Economic Subgroup of CRAC2<sup>a,b</sup>

Evacuation cost per person	\$142
Relocation cost per person	\$4344
Value of developed property, per person	\$31,527
Decontamination cost for developed property (DF 20), per person	\$3349
Decontamination cost for farmland (DF 20), per acre	\$499
Depreciation rate per year for developed property (fraction of value)	0.2
Value of farm property (state averages), per acre	From \$100 (New Mexico) to \$2222 (New Jersey)
Value of annual farm sales (state averages), per acre	From \$15 (Wyoming) to \$500 (Delaware)
Fraction of sales--dairy products (state averages)	From 0.024 (Wyoming) to 0.791 (Vermont)
Fraction of land devoted to farming (state averages)	From 0.077 (Maine) to 0.795 (Illinois)

<sup>a</sup>From the CRAC2 User's Manual.<sup>b</sup>All figures are in 1980 dollars.

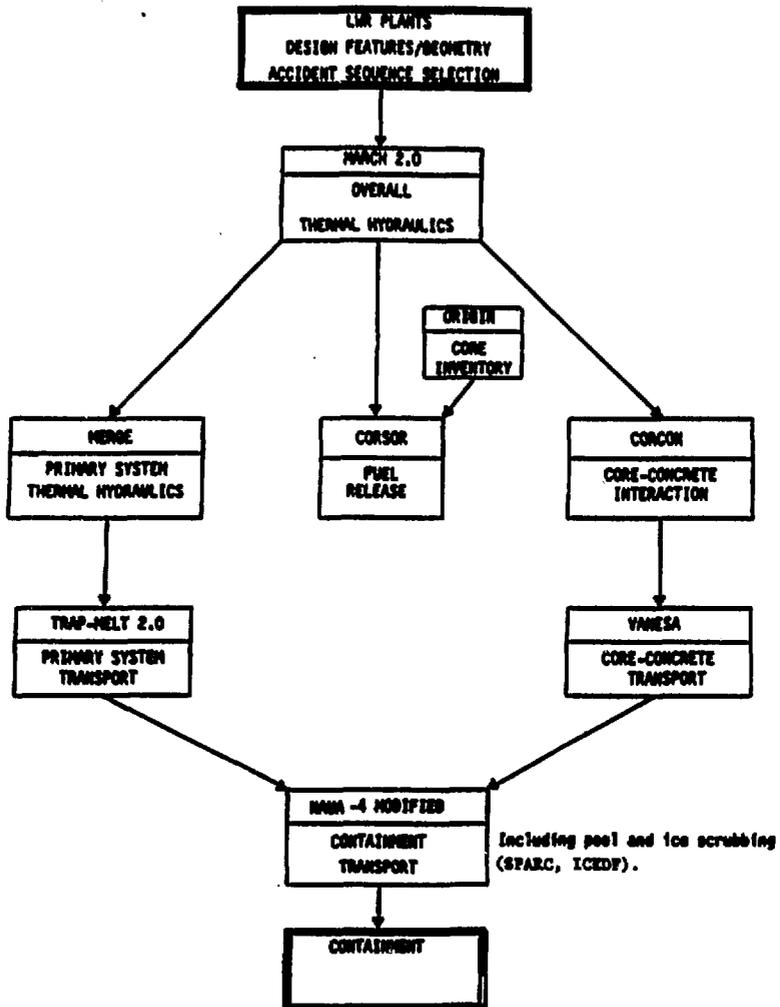


図 6.1 ASTPOで使用している計算コードによる解析手順  
 Calculational Flow Diagram with the Use of Computer Codes Used  
 in ASTPO

計算コード

プログラム・ライブラリ

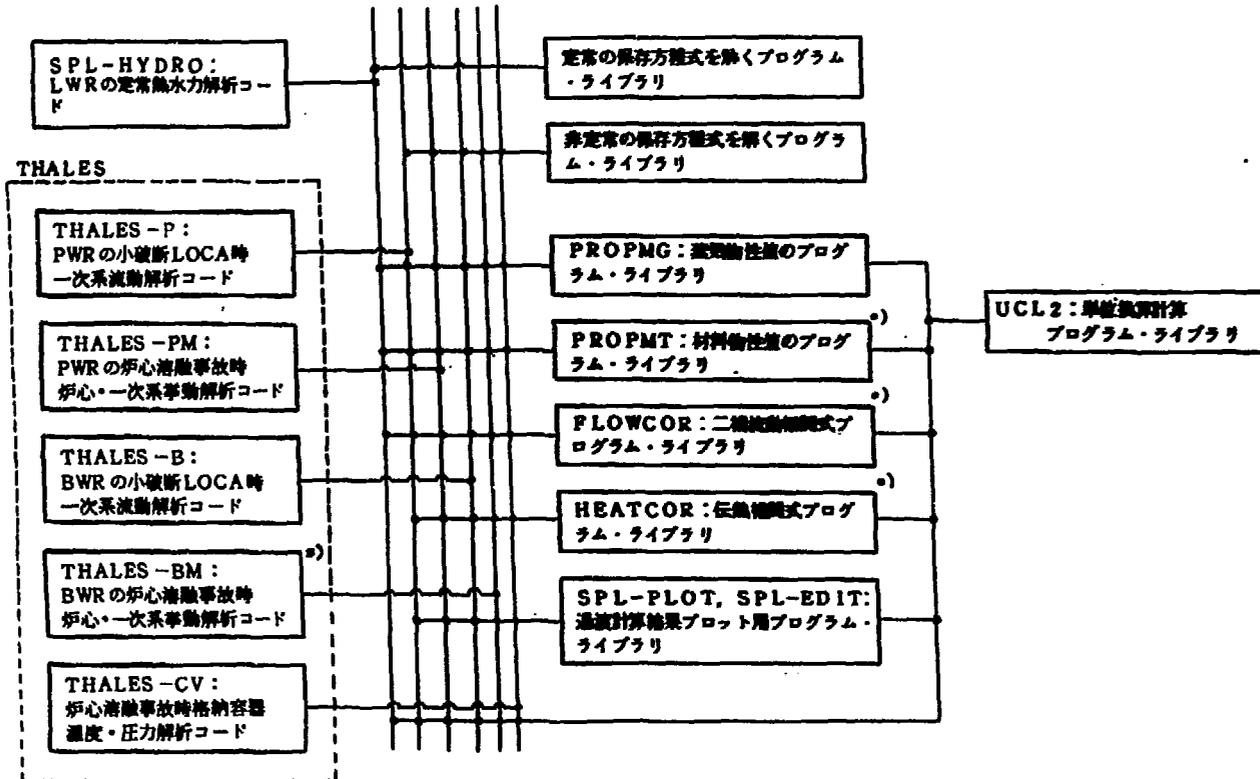


図6.2 THALESコード・システムと関連プログラム・ライブラリ

\*) 印は第1次版未開発のもの

Structure of THALES Code System

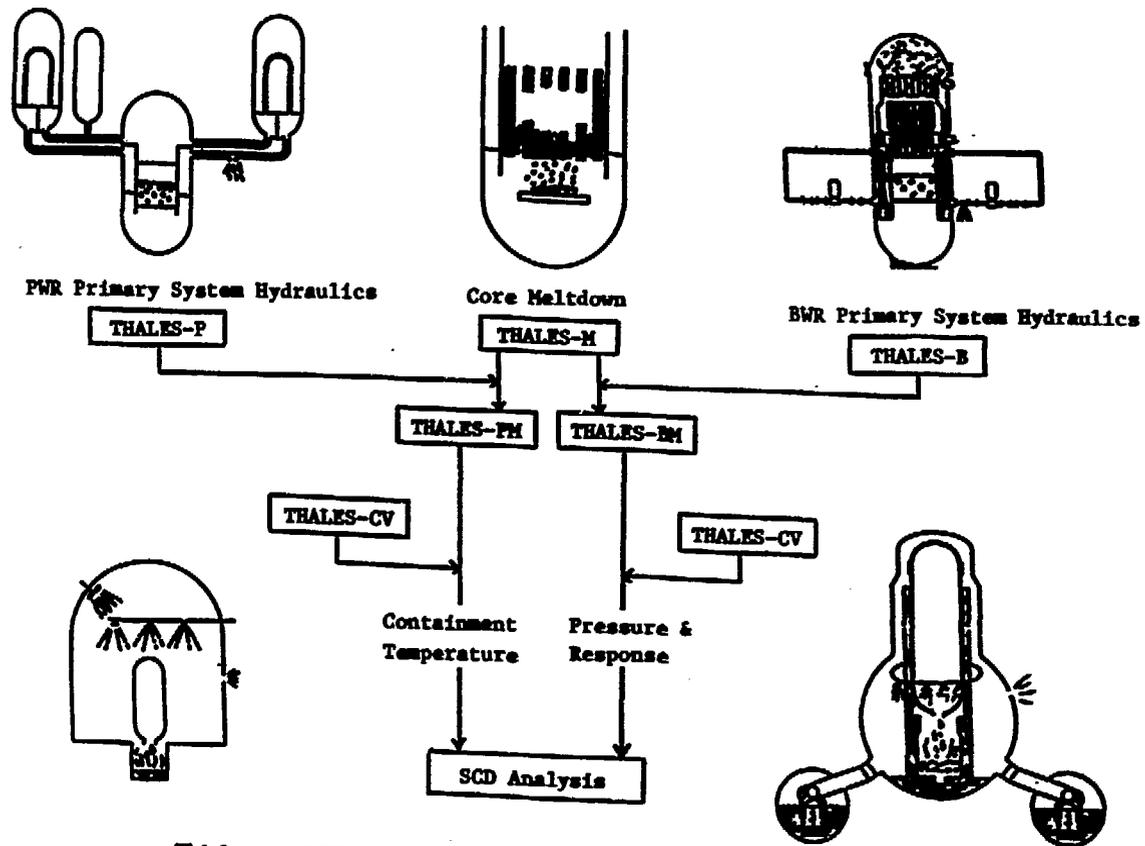


図 6.3 THALESコード・システムの構成コード  
THALES Member Codes

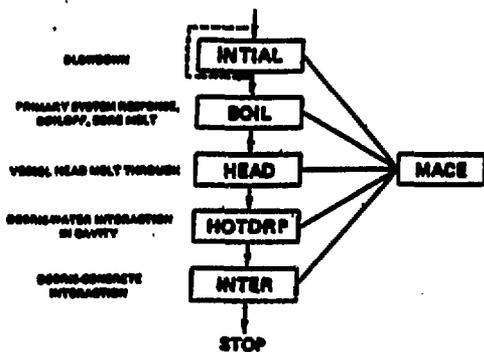


図 6.4 MARCHコードにおける仮想事故の取り扱い  
 MARCH Code Treatment of a Postulated Reactor Accident

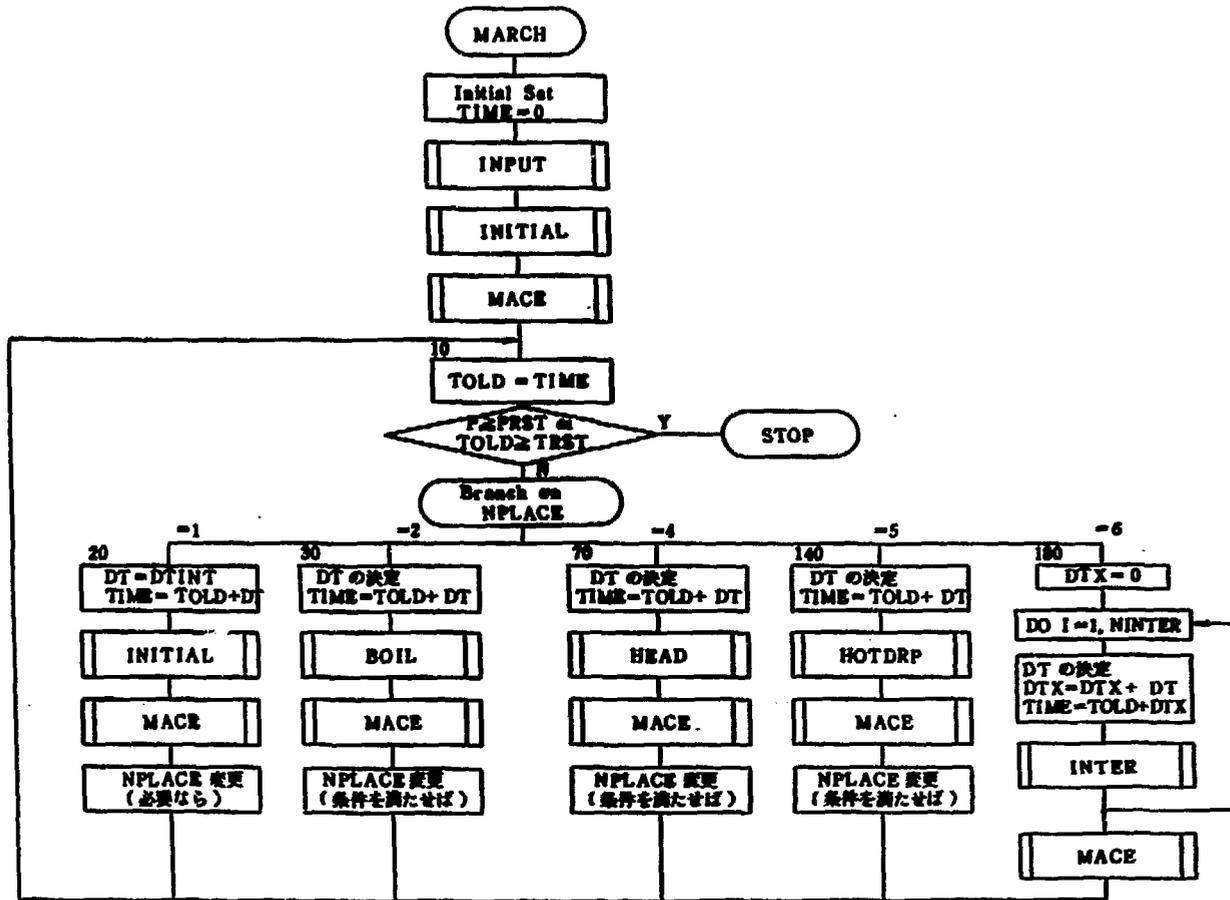


図6.5 MARCHコードの計算流れ図

Flow Diagram of the MARCH Code

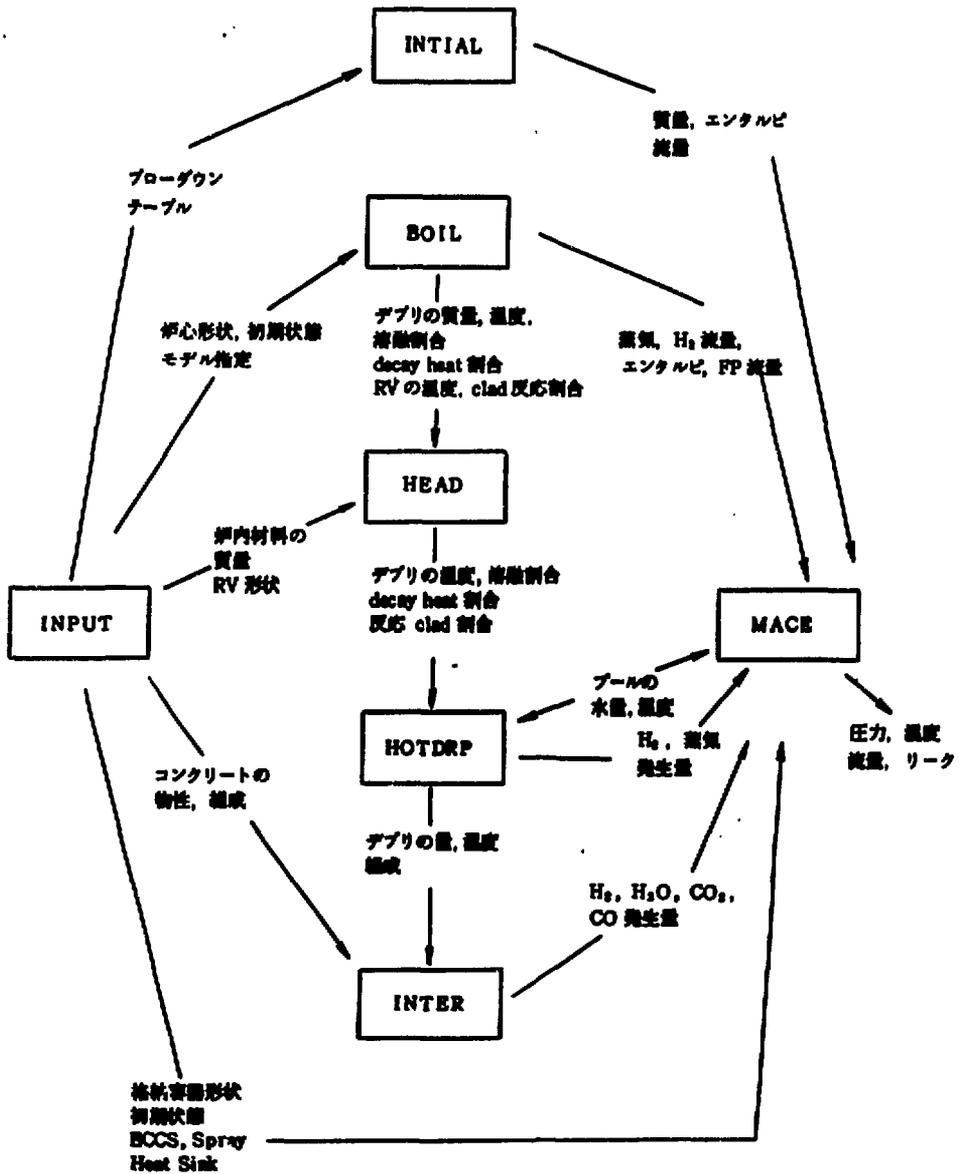


図 6.6 MARCH コードにおけるデータの流れ  
Data Flow in the MARCH Code

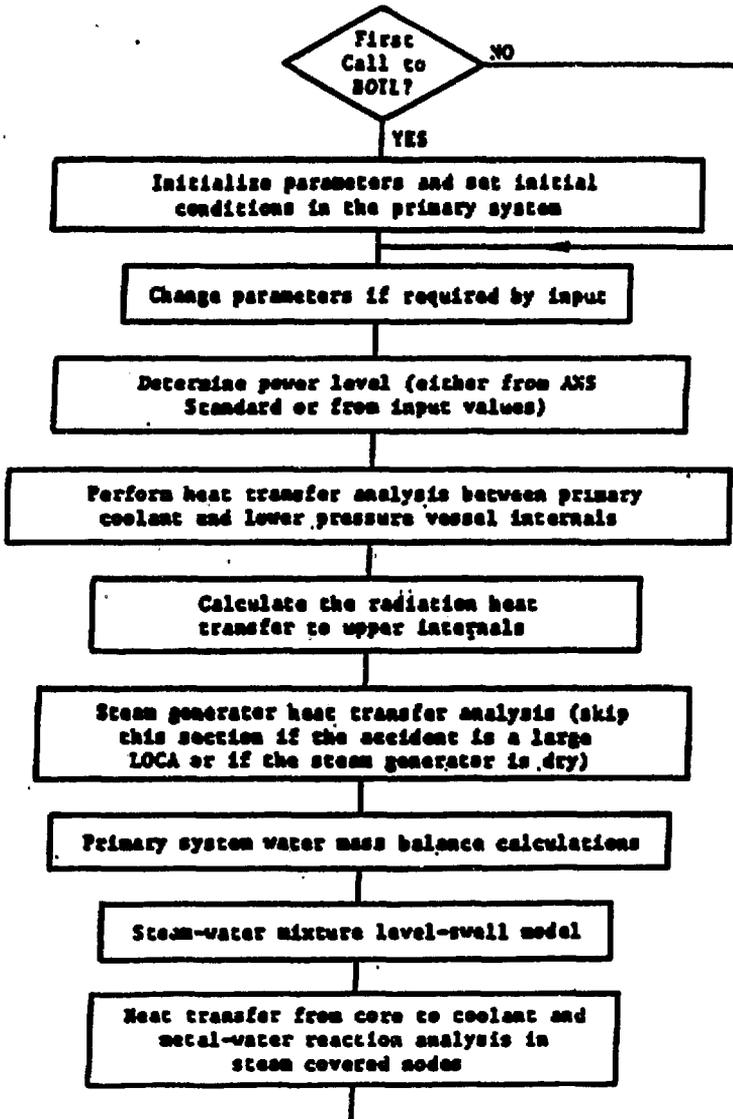


図 6.7 BOIL サブルーチンの計算流れ図

Flow Diagram for Calculation in Subroutine BOIL

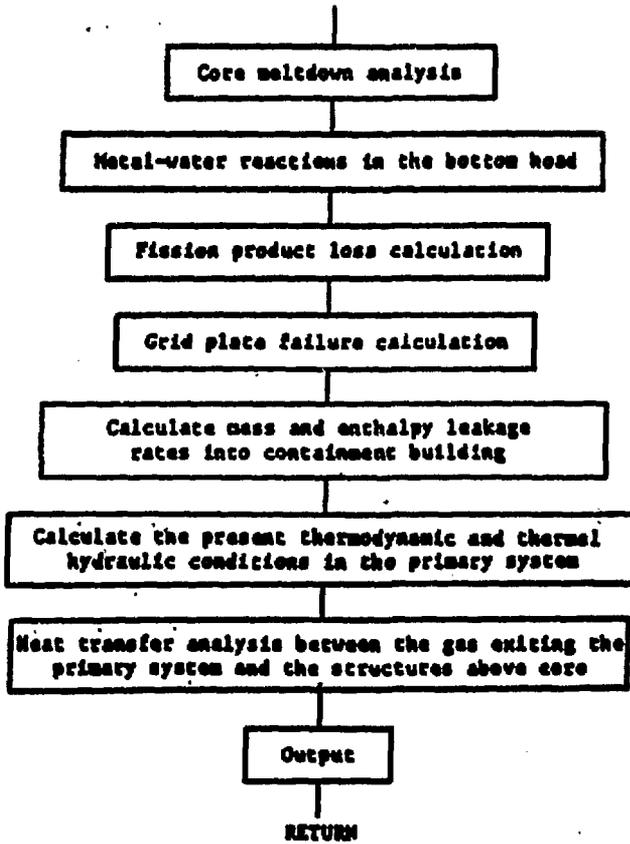


図 6.7 (続き)

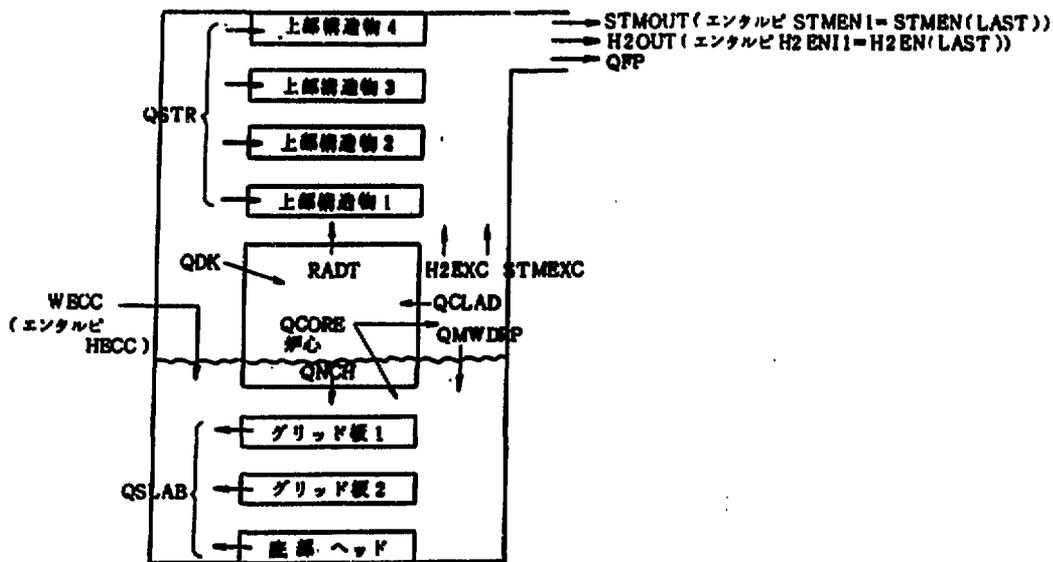


図 6.8 大破断LOCA時圧力容器内における質量とエネルギーの輸送モデル  
 Mass and Heat Transfer Model in the Pressure Vessel under Large LOCA

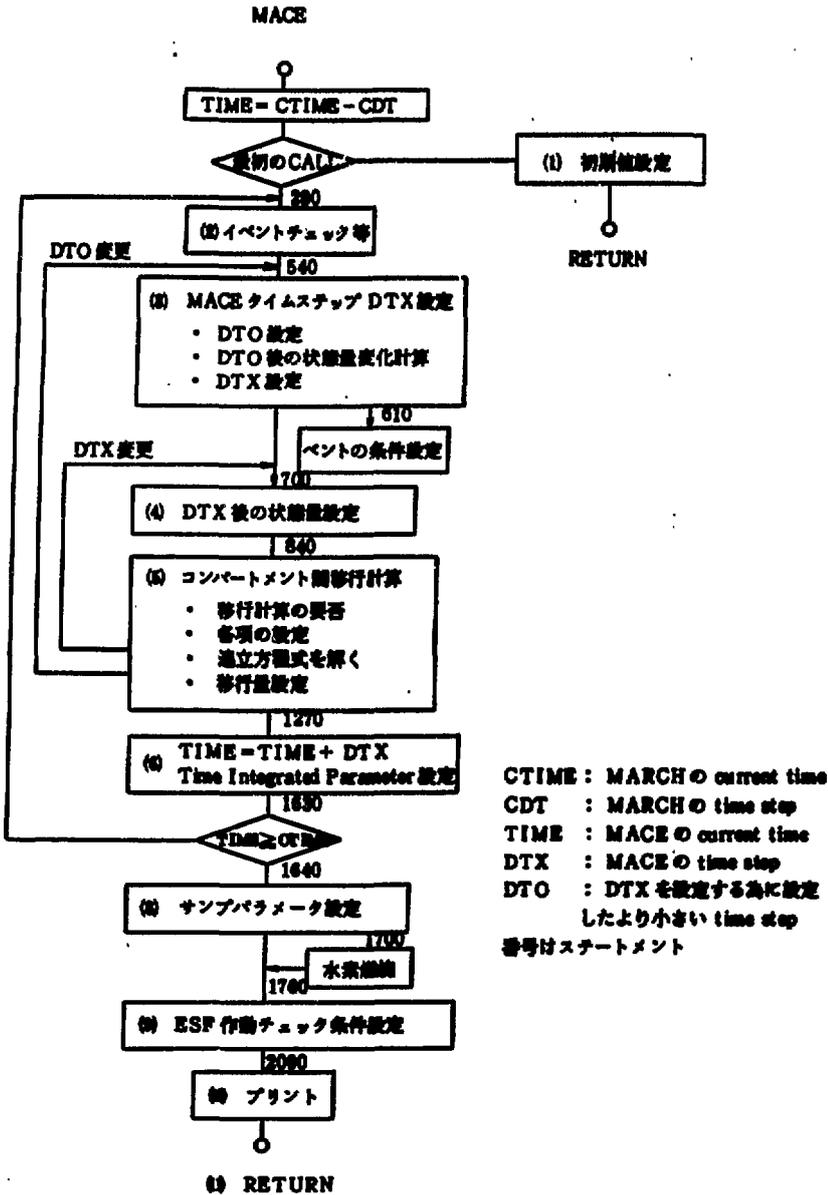


図 6.9 MACE の概略流れ図

Overall Flow Chart of MACE

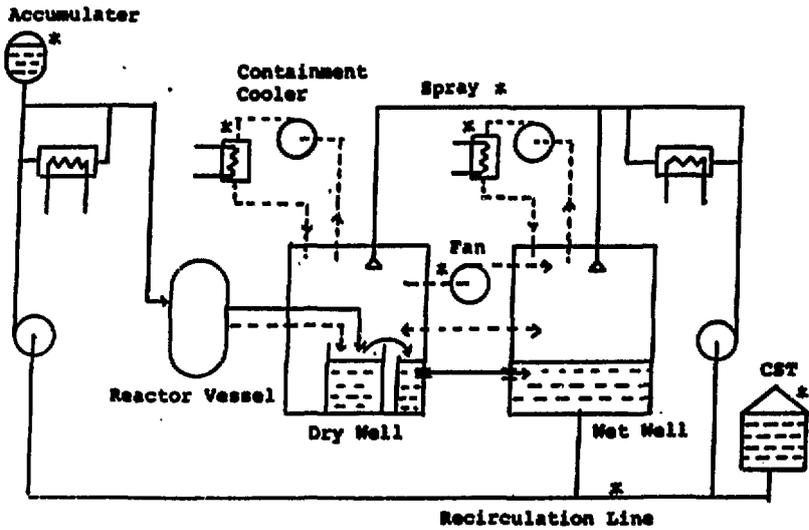


図 6.10 BWRモデルシステム  
BWR Model System

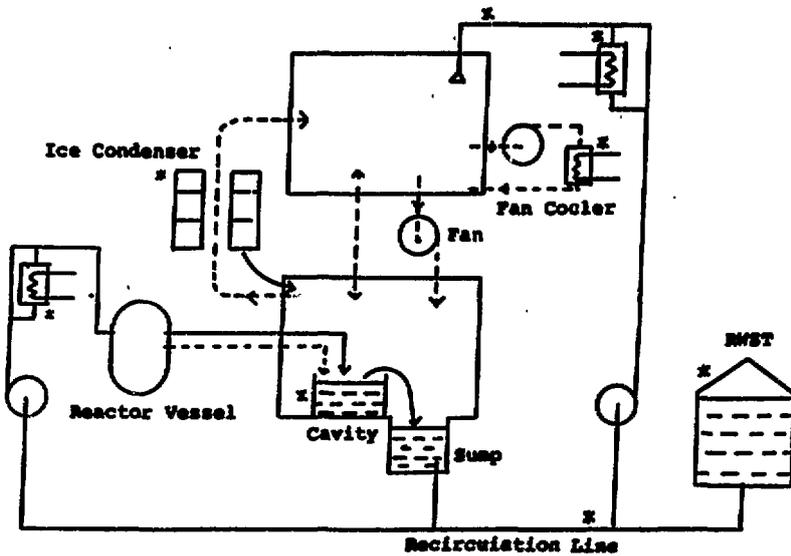


図 6.11 PWRモデルシステム  
PWR Model System

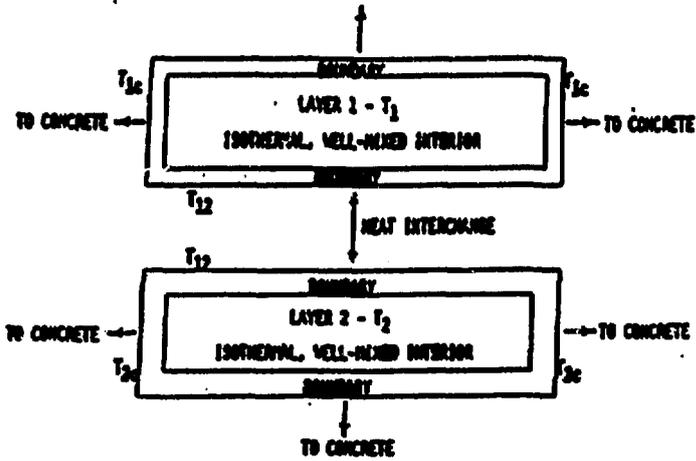
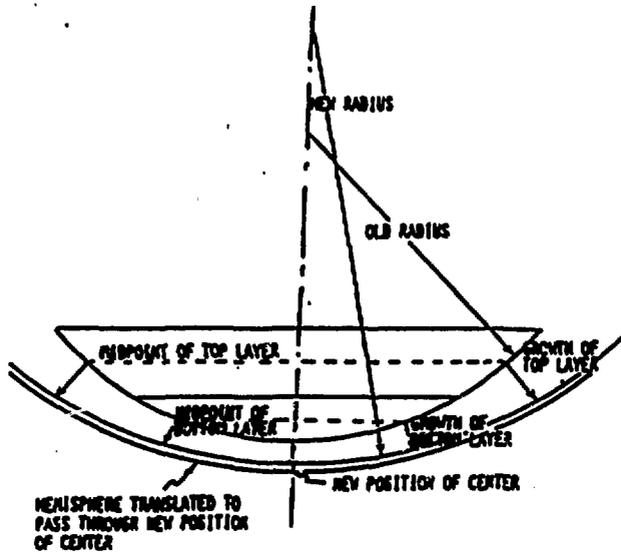
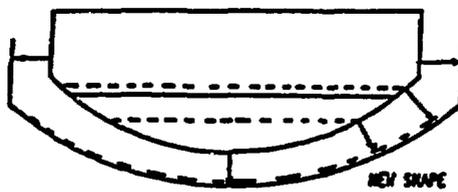


図 6.12 デブリー-コンクリート系における熱伝達概念図  
 Schematic Conceptualization of Heat Exchange in Debris-Concrete System



a. Hemispherical Segment



b. Hemispherical/cylindrical segments

図 6.13 コンクリート溶融過程におけるキャビティの変形  
 Changing Shape of Cavity in Concrete Modeling

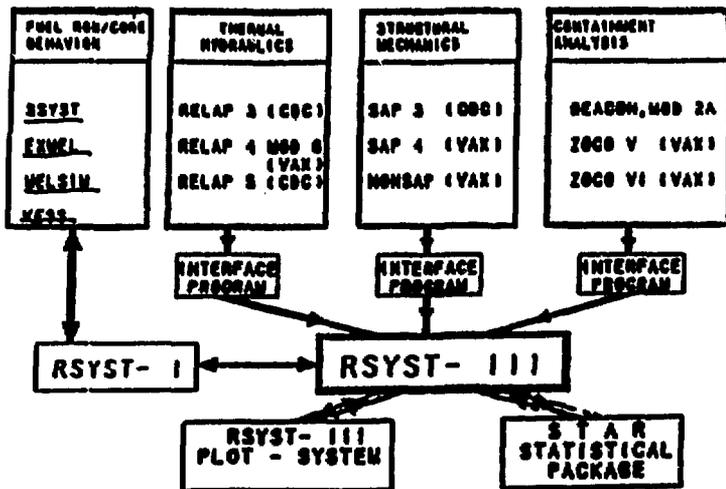


図 6.14 IKEの安全解析システムSASYST

The IKE Safety Analysis System SASYST

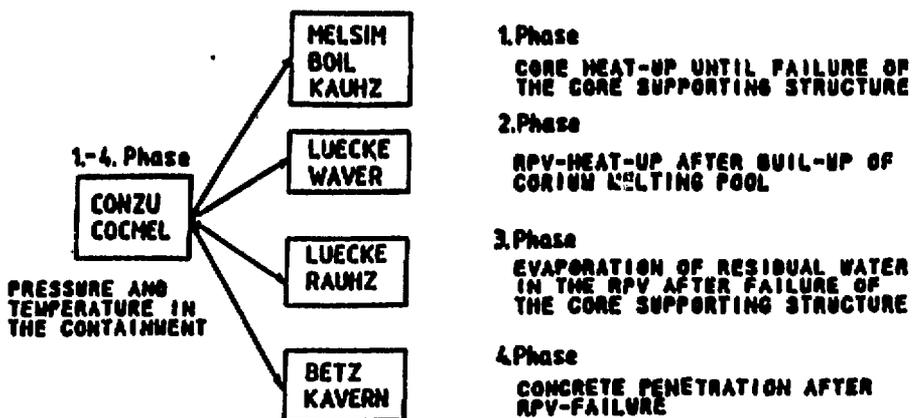


図 6.15 仮想的炉心溶融事故解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules to Analyze Hypothetical Core Meltdown Accidents.

	MELSIM 2	BOIL 1	KAUMZ
Program-Start	water level within RPV after a large LOCA		
Subdivision of the core, radial	yes	yes	no
Subdivision of the core, axial	yes	yes	yes
Power distribution axial/radial	yes/yes	yes/yes	no/no
Heat conductivity within pins, axial/radial	yes/yes	no/no	no/no
Stumping models	slumping parameter	3	1
Core surrounding/above/below	yes yes/yes	no yes/no	no no/no
Release of fission products	f (1 <sub>fuel</sub> )	f (1 <sub>fuel</sub> )	- rough
2 $\sigma$ /N, 0-reaction	yes	yes	yes
Heat transfer fuel/cladding	yes	no	no
Program-Stop	failure of core support structure, failure RPV	input parameter, fraction of core melted	

図 6.16 第 1 事故過程 (炉心ヒートアップ) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the First Accident Phase (Core Heat Up).

	LUECKE 2	NAVER
Program-Start	partial failure of core support structure	integral failure of core support structure
Stumping of melt into lower plenum of RPV	$t$ (time)	at once
Removal of heat stored within the melt	heat conduction in r-z geometry taking into account water covered surfaces	time interval given by input
Heat up of the melt after evaporation of residual water		after evaporation of the residual water adiabatically by decay heat
Feedback RPV-wall	yes	no
Program-Stop	failure RPV or formation of a molten pool	molten pool in RPV

図 6.17 第 2 事故過程 (残留水の蒸発) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the Second Accident Phase  
 (Evaporation of Residual Water).

	LUECKE 2	SAWZ
Program-Start	partial failure of core support structure	molten pool in RPV
Energy-balance	partial melting without thermohydraulics	molten pool incl. thermohydraulics
Radiation of heat	during evaporation of residual water from dry parts of the refrozen material into water and to structures	from the surface of the melt to RPV-structures above
Melting of RPV-structures	yes	yes
Heat conduction in RPV-wall	yes	yes
Program-Stop	failure of RPV or formation of a molten pool	failure RPV

図 6.18 第 3 事故過程 (圧力容器のヒートアップ) 解析のための KESS モジュール群  
 KESS-Modules for the Third Accident Phase  
 (Heat Up of RPV).

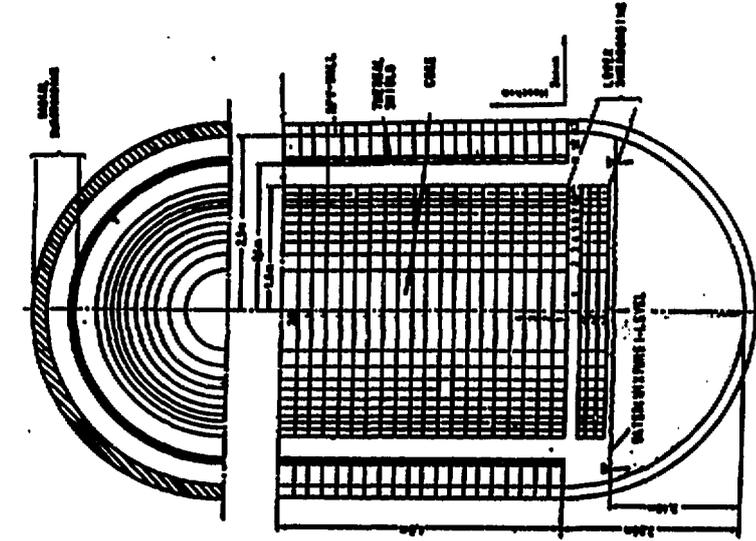


図 6.20 MELSIMにおけるノード分割  
 (炉心、径方向及び軸方向の外周構造材、下部プレナム)  
 Modalization of a Reactor in MELSIM  
 (Core, Radial, and Axial Surroundings, Lower Plenum)

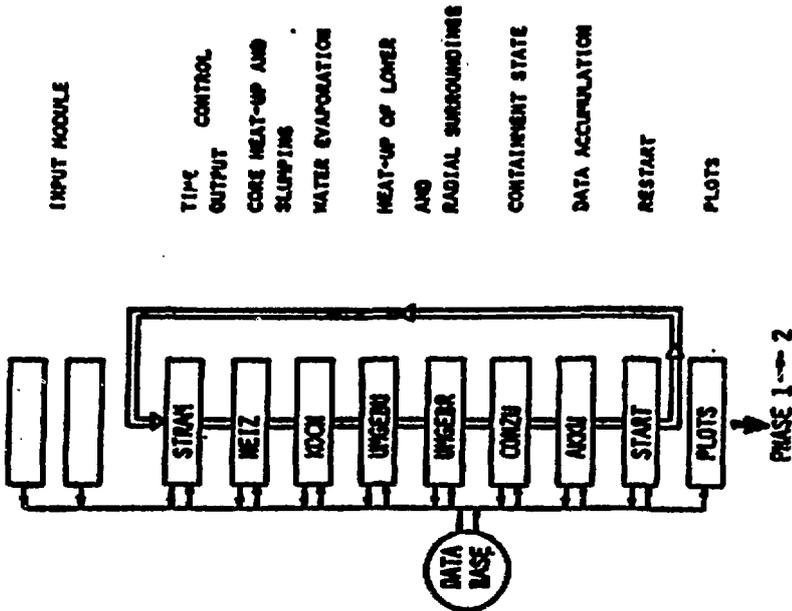


図 6.19 第 1 過程を解析するモジュールの順序—MELSIM 2  
 Module Sequence for Phase 1 -- MELSIM 2

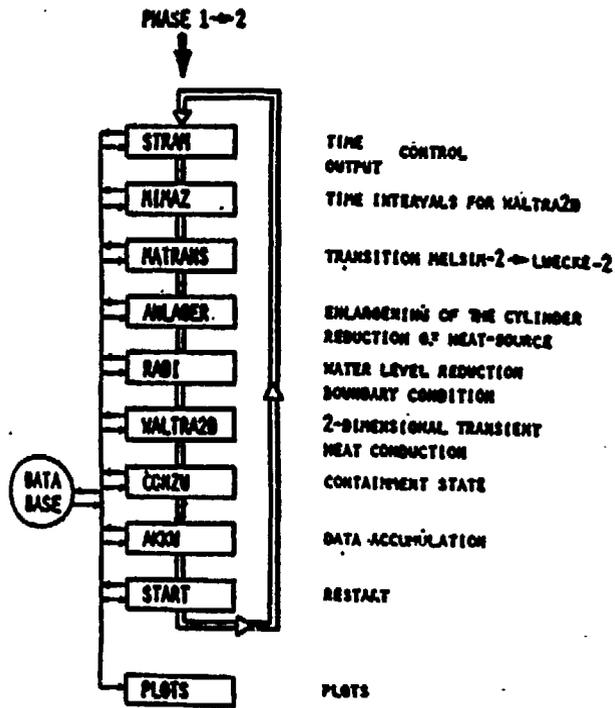


図 6.21 第 2 過程を解析するモジュールの順序—LUECKE 2  
Module Sequence for Phase 2 -- LUECKE 2

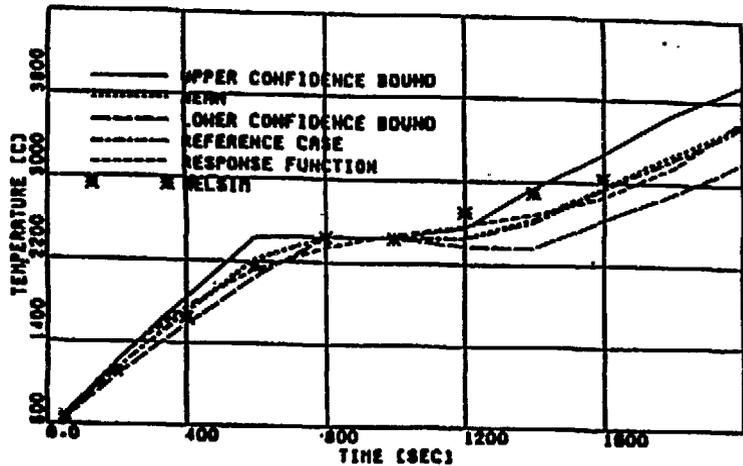


図 6.22 MELSIM と BOIL の計算結果の比較及び BOIL 計算の誤差範囲  
Comparison of Calculations by MELSIM and BOIL with Error Bounds for the BOIL Calculations

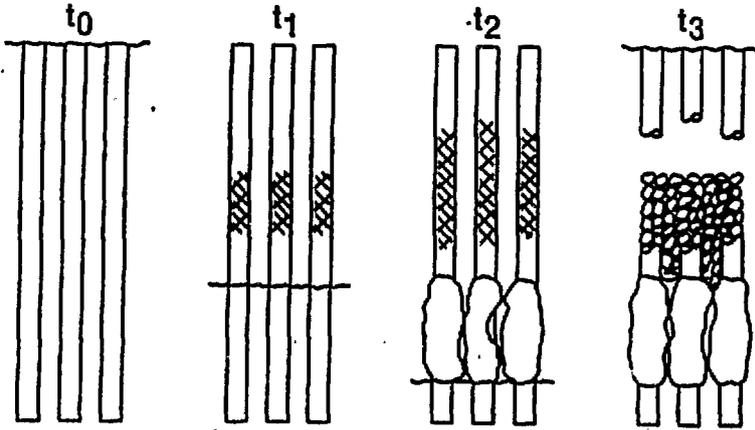


図 6.23 バンドル崩壊過程モデル (SCDAP)  
Simple Scenario for Bundle Disruption

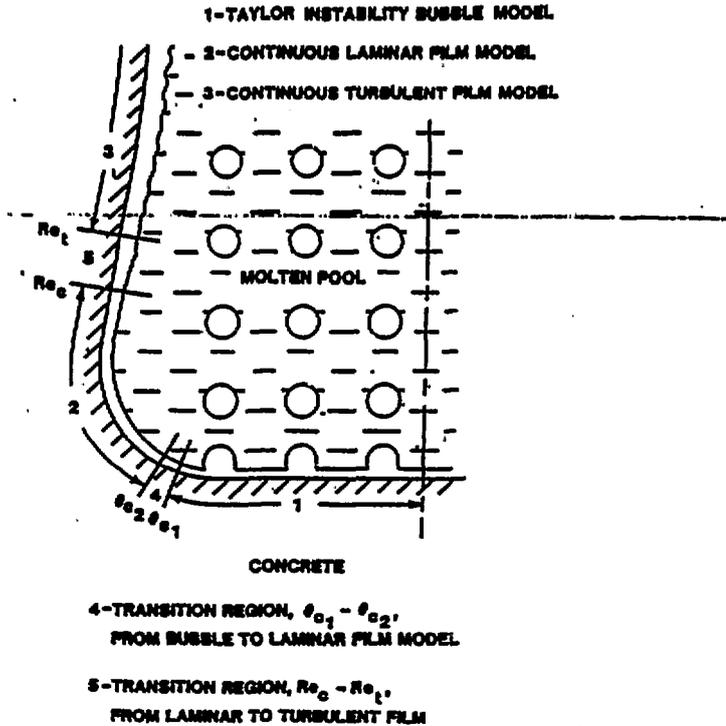


図 6.26 CORCON コードにおける溶融物-コンクリート界面熱伝達モデル  
Melt/Concrete Interface Heat Transfer Model in CORCON Code

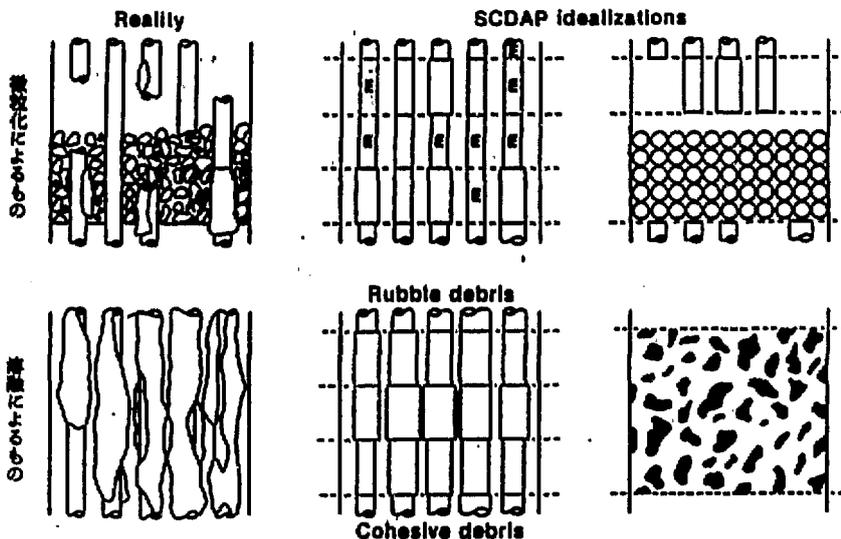


図 6.24 デブリ形成モデル (SCDAP)

SCDAP Representation of Debris

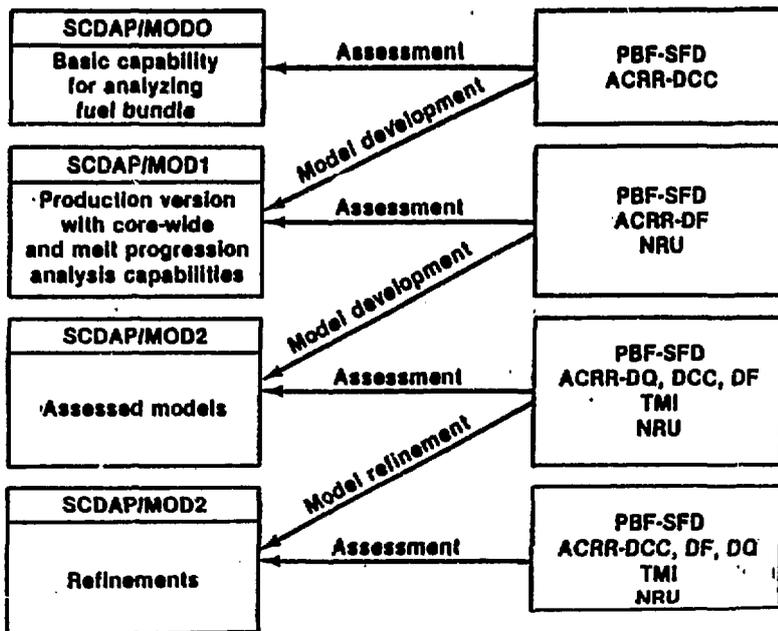


図 6.25 SCDAP-実験結果インターフェース

SCDAP Experimental Interfaces

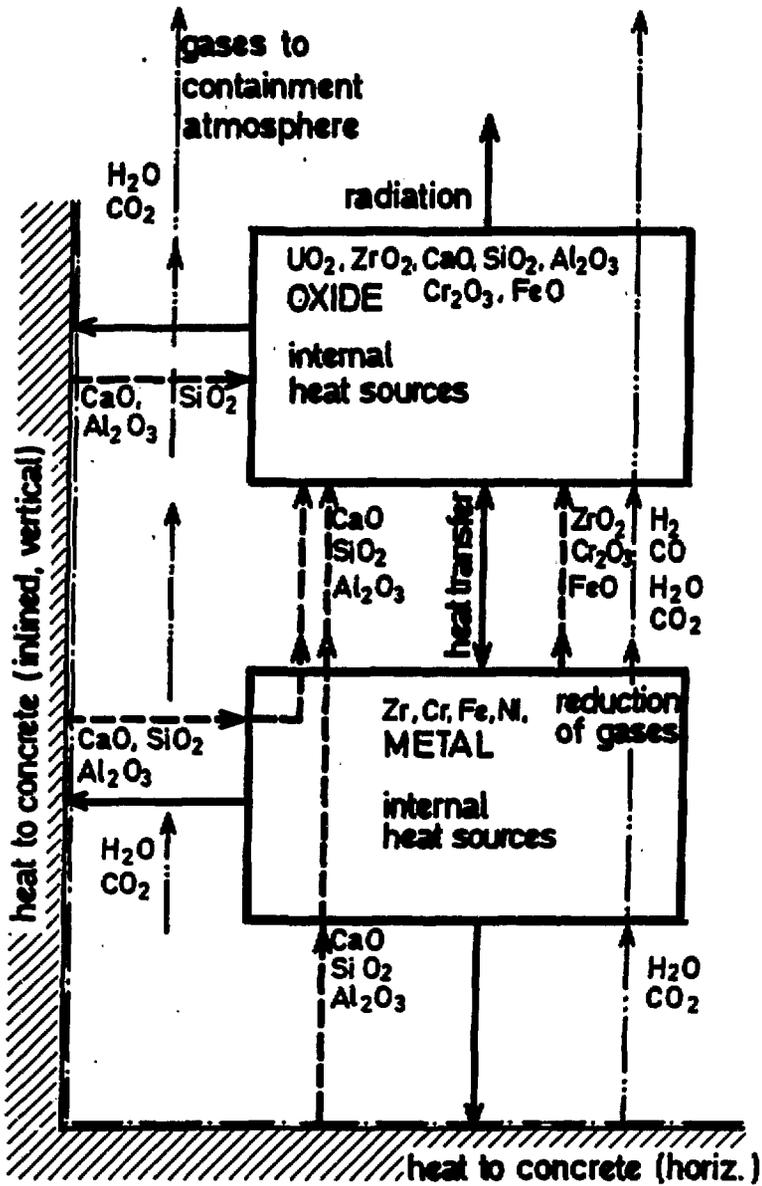


図 6.27 WECHSL におけるエネルギーの質量の流れ  
Flows of Energy and Material in WECHSL

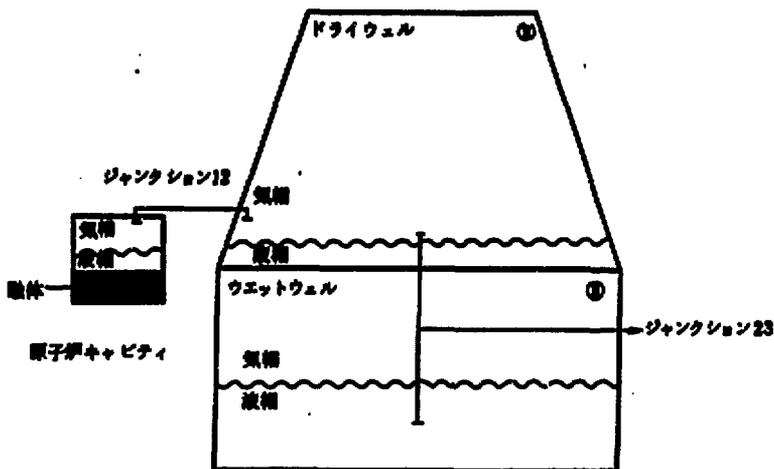


図 628 BWRのMARK-II型格納容器のモデル体系例  
 Example of Model System for BWR MARK-II Containment

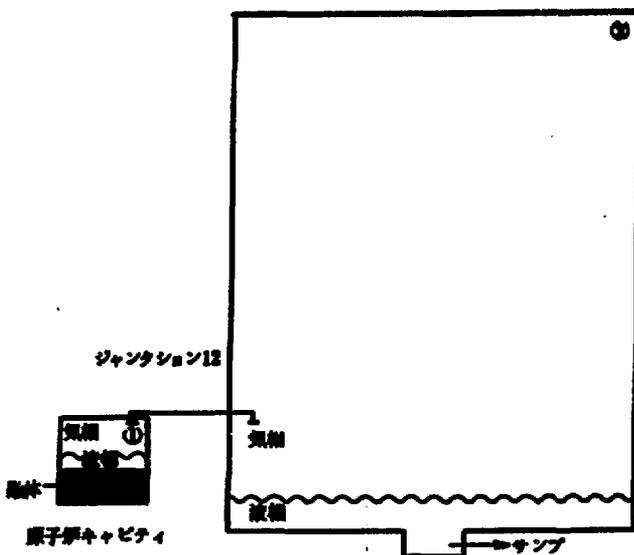


図 629 PWRの格納容器のモデル体系例 (アイス・コンデンサなし)  
 Example of Model System for PWR Containment  
 (without Ice Condenser)

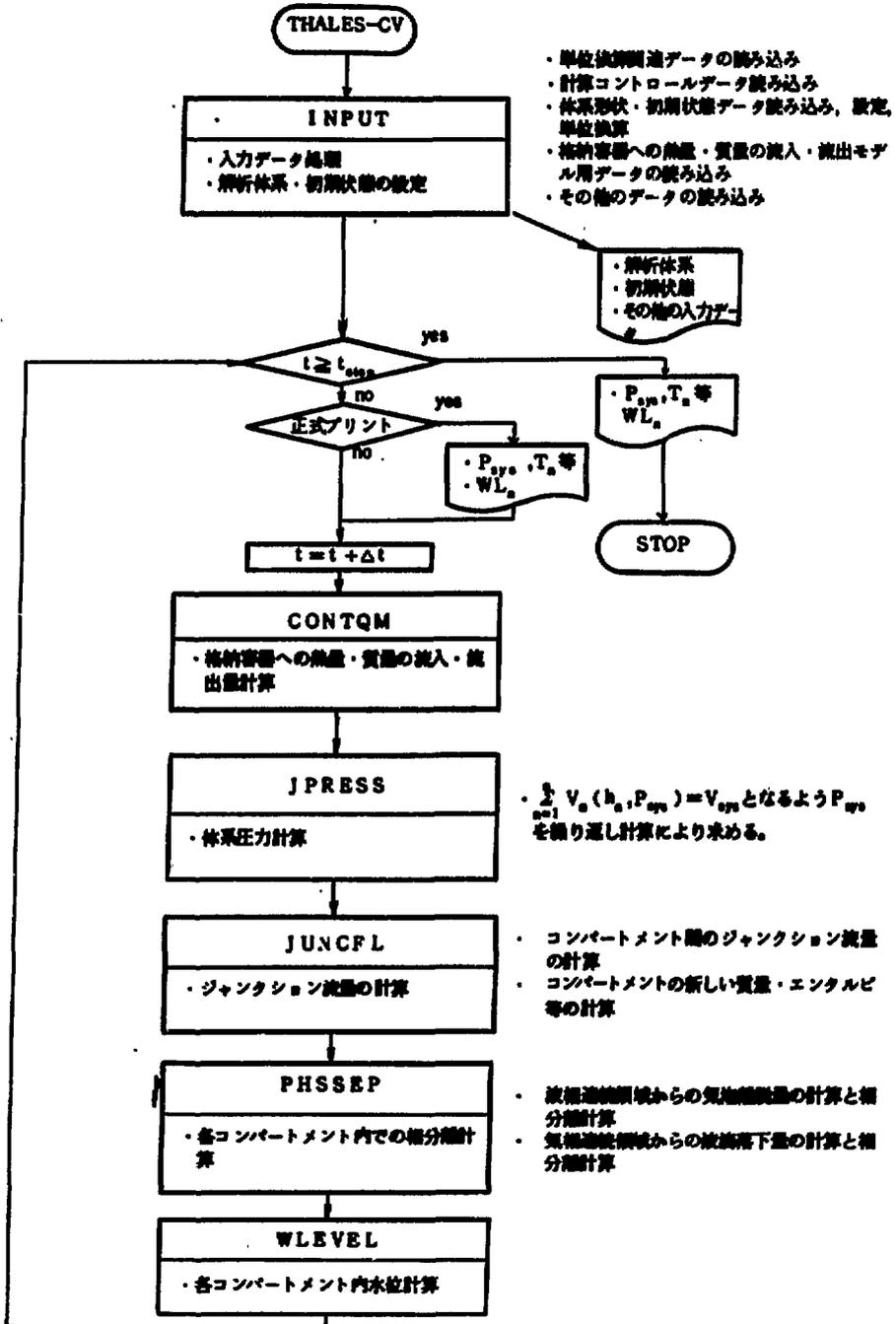


図 6.30 計算手順の概略

Outline of Calculational Procedure

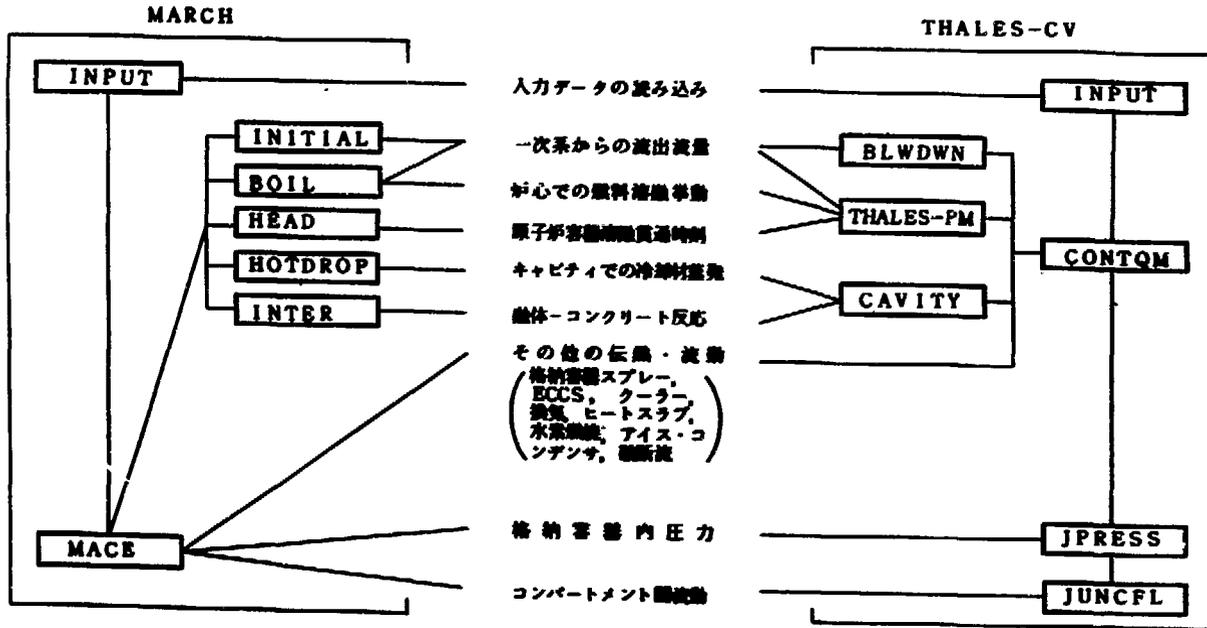


図 631 MARCH と THALES の比較  
Comparison between MARCH and THALES

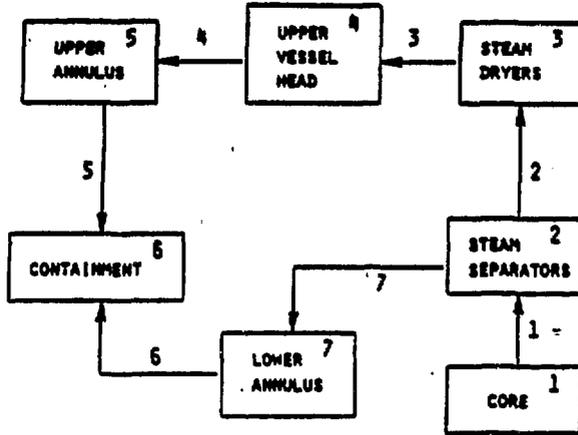
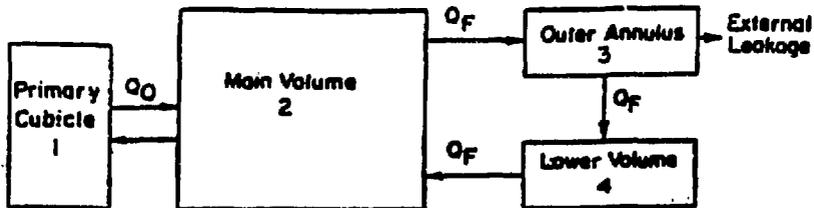
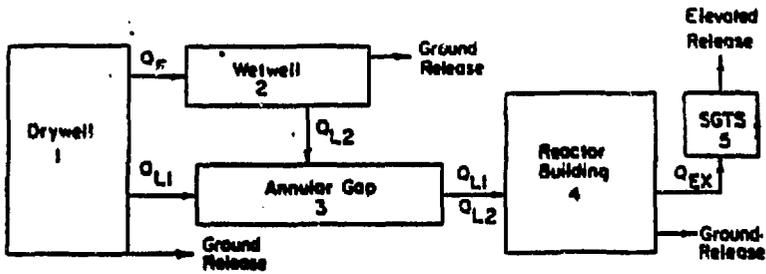


図 632 TRAP-MELT サンプル計算に使用されたコントロール・ボリューム  
Control Volumes for TRAP-MELT used in Sample Run



<u>Compartment</u>	<u>Removal Processes</u>	<u>Fission Product Sources</u>
1	Natural deposition	Gap and melt releases
2	Natural deposition Spray absorption Recirculation filters	Steam explosion releases
3	Natural deposition	
4	Leakage Natural deposition	Vaporization release

図 633 CORRAL-PWRの説明図  
Schematic of CORRAL-PWR



<u>Compartment</u>	<u>Removal Processes</u>	<u>Fission Product Sources</u>
1	Natural deposition External leakage	Gap, melt, steam explosion, and vaporization releases
2	Pool scrubbing Natural deposition External leakage	
3	Natural deposition	
4	Natural deposition External leakage	
5	Once-through filtration	

図 8.34 CORRAL-BWR の説明図  
Schematic of CORRAL-BWR

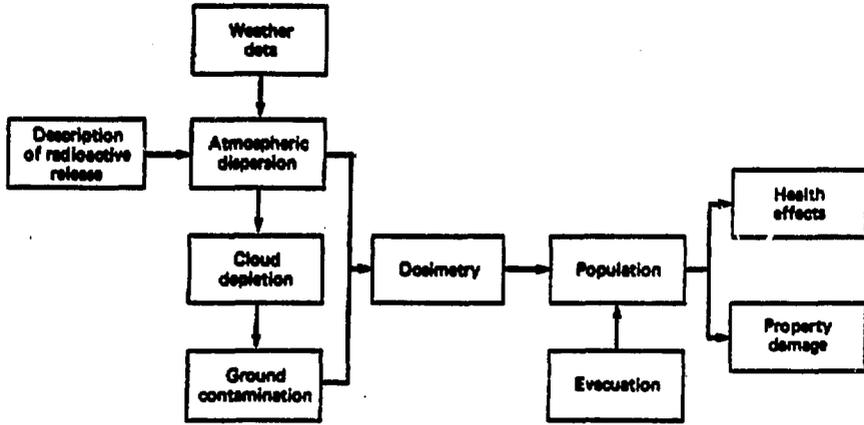


図 6.35 CRACコードにおける計算手順

Schematic Outline of the CRAC Code

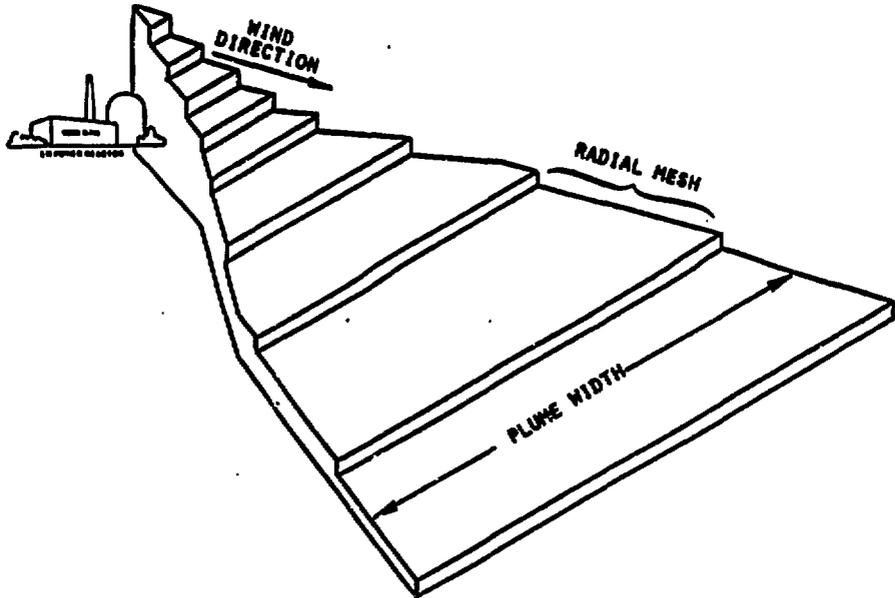


図 6.36 CRACコードにおける大気中拡散計算の概念図

Graphic View of the Atmospheric Dispersion model in the CRAC Code

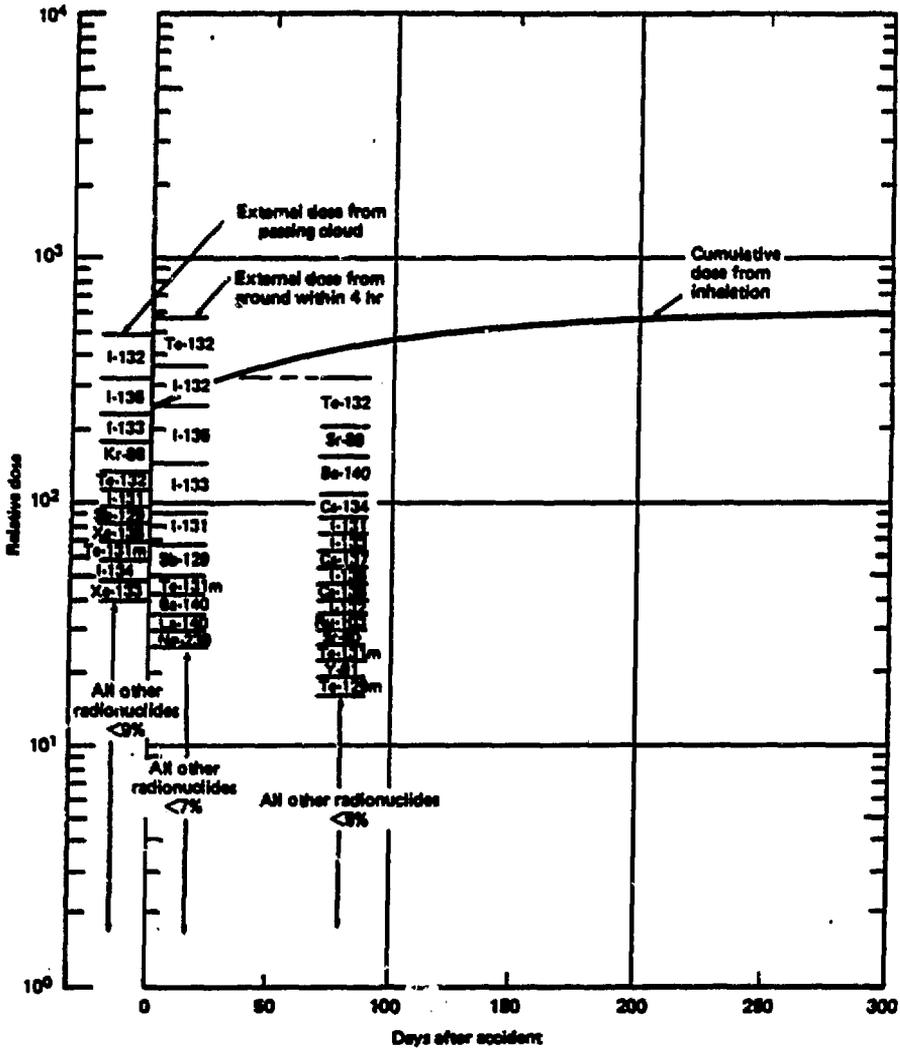


図 6.37 原子炉から 0.5 マイルにおける骨髓線量の相対値<sup>(30)</sup>  
 Relative Doses Delivered to the Bone Marrow at 0.5 mile from  
 Reactor

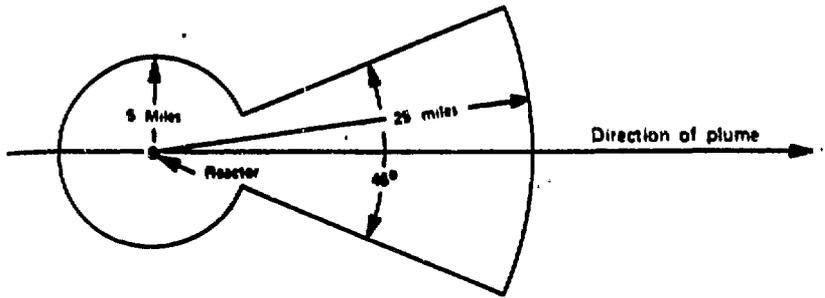


図 6.38 實用算出に用いられる退避範囲  
Evacuation Area Used for Cost Calculations

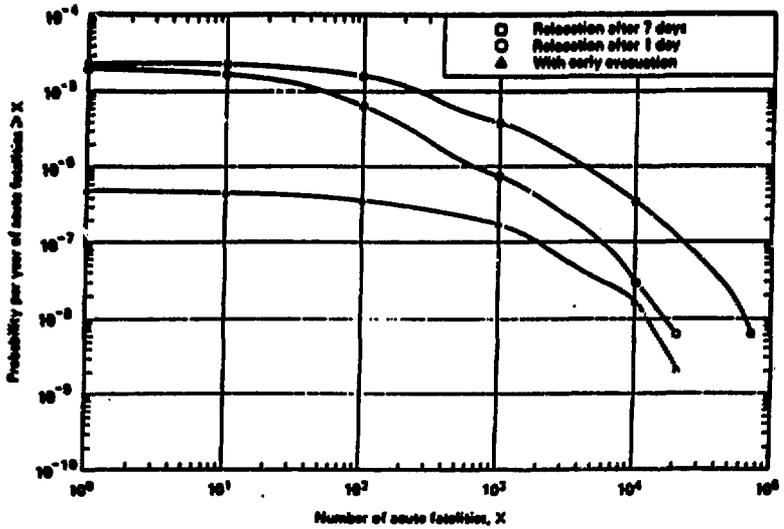


図 6.39 急性死の確率分布  
Probability Distributions of Acute Fatalities

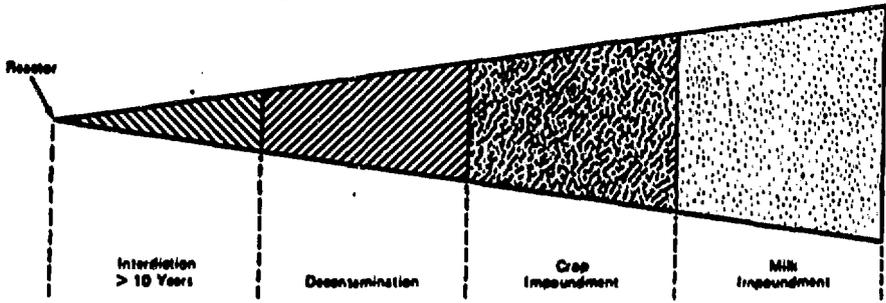


図 6.40 簡単化した禁止措置モデル  
Simplified Interdiction Model

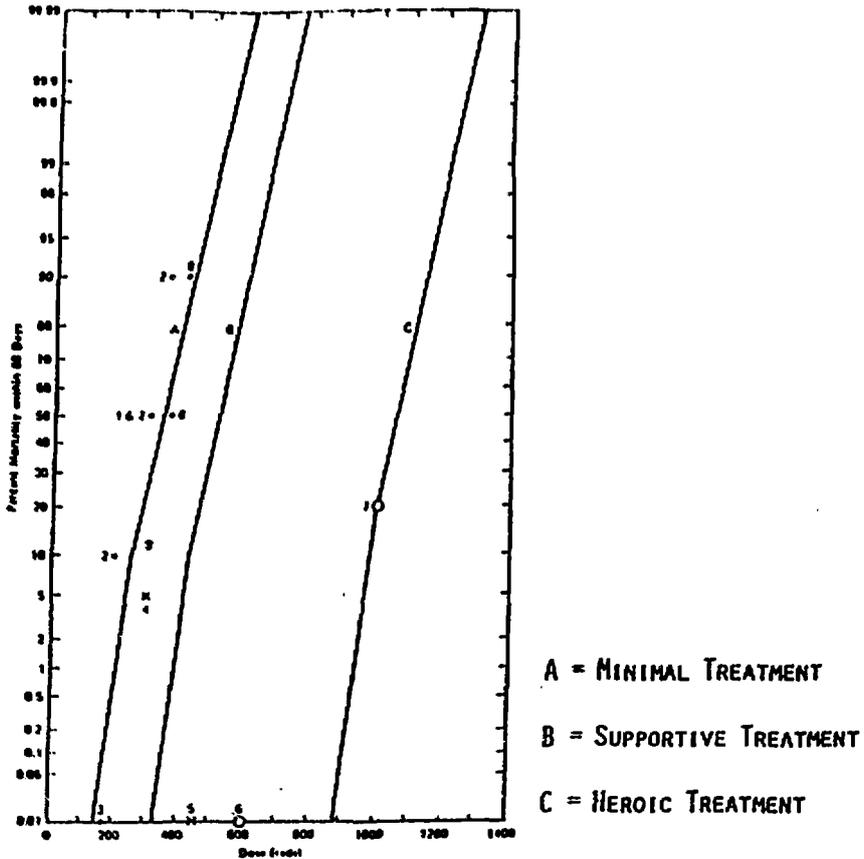


図 6.41 医療処置別を表わす線量と死亡率の関係  
Dose-Effect Relationship for Respective Medical Treatment

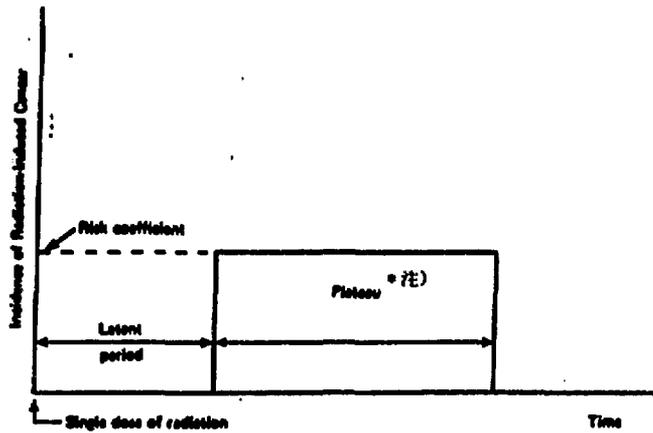


図 6.42 晩発性発癌による死亡に対する基本モデル  
Basic Model for Latent Cancer Fatalities

- 注) Plateauとは、発ガン効果の持続期間をいう。最近出版されたBEIR III報告では、これを expression time と呼んでいる。

## あ と が き

本報告書は、序論でも記したように炉心損傷事故についてより系統的かつより定量的に検討することを目標に新たに発足したタスクフォースの報告書である。タスクフォースは1982年5月に発足したが、諸般の事情により同年9月～10月にかけて数人のメンバーの入れ替えをせざるを得なくなり、この間の作業は中間報告としてJAERI-memoにまとめた。

その後、炉心損傷事故シーケンス上の諸事象について、さらに定量的な解析評価を行うとともに、炉心損傷事故研究に関する国際会議等を通じて得られた最新の情報をもとに諸外国の研究の現状と計画に関して調査し、また、この分野でわが国において実施すべき研究課題とその成果の反映について検討してきた。この間、特にFP等放射性物質の挙動については、安全性試験研究センターのみならず原研内の広い範囲から専門家を集め別途サブグループを設置して検討を重ねた。

しかし、原研においては炉心損傷事故に関する研究が未だ認可されたテーマとなっていなく、タスクフォースのメンバーもそれぞれ別の研究課題に取り組んでいる状況での検討作業であったため、本報告書も多々不十分な点がある。今後は、各人が炉心損傷事故に関する研究を日常の研究業務として実施していく中で、各国の研究成果も踏えて本報告書のような報告書が出されることが望まれる。

終りにあたり、本タスクフォース及びFPサブグループの発足に御尽力賜った宮永一郎理事、熊沢正雄副所長、桂木学安全性試験研究センター長並びに平田実徳安全工学部長はじめ関連部長に謝意を表します。

また、米國EPRIの研究の現状に関してはEPRIに1年間駐在された安全解析部リスク評価解析室阿部清治氏の情報によるものであり記して感謝します。

## 付録 BWRのATWSの解析

### 1. 目的

本文第1章1.2.4節に結論のみ記した、BWRのATWSについて本タスクフォースで実施した解析について述べる。解析の目的は、本文でも触れたように、BWRの炉特性（出力に対する圧力の正フィードバック）により生じる過渡変化初期の出力上昇時に、炉心損傷を生じる可能性の検討と、高出力状態が持続した場合の逃し安全弁（SRV）からの蒸気放出によって生じるLOCA-炉心露出についての時間的余裕の検討である。

### 2. 解析した事故条件

BWRのATWSの起因事象は多種多様である。ここでは先づ、BWRの安全評価において通常考慮されている異常な過渡変化の中から、その事故条件に加えてさらにスクラム失敗が起ったと仮定した場合に急激な出力上昇に至ると考えられる次の4種の事象を選んで解析した。

1. 主蒸気隔離弁閉鎖事故 (Main Steamline Isolation Valve Closure)
2. タービントリップ・バイパス弁不動作事故 (Turbine Trip Without Bypass)
3. 全給水流量喪失事故 (Loss of Feedwater)
4. 圧力制御装置の故障 (Pressure Control System Failure)

いずれの場合にも原子炉は定格100%出力で長時間運転中であつたと仮定し、スクラム信号が発しても制御棒挿入が行われなかったとして解析した。

プラント特性データは、吉田がRETRANコードの性能評価<sup>(1)</sup>のために準備したもので、Peach Bottom 2号炉相当の110万kWe級のGE社製BWRに対応するものである。その主要なデータは次のとおりである。

燃料バンドル数	764本	
燃料棒配列	7×7	
再循環ループ数	2	
主蒸気ライン数	4	$\left\{ \begin{array}{ll} \text{グループ 1} & \\ \# & 2 \\ \# & 3 \\ \# & 4 \end{array} \right.$
逃し安全弁数	13コ	

詳しくは、文献(1)を参照されたい。なお、ここで注意しておくべきことは文献1でも指摘しているように、Peach Bottom 2のFSARの記述に従うと、逃し安全弁（SRV）の総容量が、国内のBWRなどに比べてかなり小さい点である。設定圧力での容量を合計すると、定格蒸気流量の78%程度しか放出できない計算になる。このため以下に述べる解析結果の第1のケース（弁容量そのまま）では圧力が異常に上昇する結果となった。しかし、そのため出力も高くなるので、燃料棒の温度挙動に着目するという観点から改めてこのケースの結果の考察を含めることにした。

但し文献(1)に述べられているように事象のNo.3「給水流量喪失」以外は類似した挙動のため、圧力の点で最も厳しい結果となった「圧力制御装置の故障」(PCSFと略)についてのみ記す。

第2のケースとして、過し安全弁の容量合計を国内の代表的なBWRと同程度、すなわち定格の112%に増加させて、PCSFに関する解析を実施し、SRVからの冷却材放出によるLOCAの進行状態を考察した(なおSRV總容量の112%定格という数値は、国内BWRプラント数基について設置許可申請書に記載された弁容量を合計した結果、ほぼ定格蒸気流量の $9/8 (=1.125)$ であったことより決定した)。

### 3. 使用コードと解析モデル

使用コードはRETRAN 02/Mod 2である。このコードは軽水炉LOCA解析用コードRELAP 4/MOD 3/Update 85をベースにして、軽水炉のプラント動特性および運転時の過渡変化を解析する目的で、米国のElectric Power Research Institute (EPRI)が開発したコードRET-RANの改良版である。プラントの過渡変化を解析する上で重要な制御系、原子炉保護系等のモデルが整備されている点が大きな特徴である。例えば信号発生回路や遅延回路の特性などを表現するブロック・モデルが用意されており、それらを組み合わせて任意の回路を構築できる。この他初期条件自動設定機能、PWRの加圧器のための特別なモデル等比較的緩やかな過渡変化の解析に適した多くの機能を備えている。

今回の解析で用いた基本分割モデルを図A.1に示す。LOCA解析と異なり主蒸気ラインおよびタービンまでをモデル化しているのが特徴である。系全体を44ボリューム、53ジャンクション、26ヒートスラブで表現している。主要な特徴を列挙すると次のようになる。なお、プラント特性データは文献(2)のものと同じであるが本解析ではホットチャンネルを考慮したこと等若干のモデリング上の違いがある。このため計算結果には、文献(1)の計算との間にわずかな差がでているが、事故シーケンスの基本的特徴は変わっていない。

- (1) 主蒸気ライン内の流動を考慮した。(図A.1のノード14~20)
- (2) 制御系として、給水流量制御系および再循環ポンプ速度制御系を考慮した。
- (3) 二相流の挙動に関しては均質流熱平衡モデルを基本とし、ダウンカマ部分には水位モデルを適用している。
- (4) 炉心部は平均チャンネルとホットチャンネルに分けて、各々を12個のノードに区分している。
- (5) 核動特性は一点近似モデルで表現し、ボイドフィードバックおよびドップラーフィードバックは平均チャンネルの状態変数を用いて定める。

### 4. 「圧力制御装置の故障」によるATWSの解析結果

原子炉の運転中に何らかの原因で、主蒸気流量を最大にするような「最大出力信号」の誤信号が圧力制御系に発せられる場合を想定する。タービン蒸気加減弁もしくはタービンバイパス弁1個が故障して制御系の信号に関係なくこれらの弁が全開する場合も、起因事象としてはほとんど

同じであるが、ここではBWRの設置許可申請書の安全評価解析として記載されていて、かつ過渡変化が最も大きいと考えられる初めのケースを考える。

最大出力信号による圧力制御系の偏差信号は、国内のBWRの例では、主蒸気流量が定格値の115%を超えないように、最大流量制限器(リミッタ)により制限されるが、今回解析に用いた入力モデルでは、このリミッタの機能は考慮していない。最大出力信号によってタービンパイパス弁も部分的に開くが、開度に関する情報が不明なため便宜的に50%開になるものと仮定する。

ケース1：SRV總合量72%定格の場合の計算結果

解析の結果得られた事故シーケンスを表A.1に示す。また図A.2には下部プレナム圧力、図A.3には0秒での値で規格化した炉心入口流、圧力容器出口蒸気流、給水流量を示す。また図A.4には、規格化出力、規格化熱流束(最高出力ヒートスラブ)、図A.5には各反応度、図A.6は燃料をモデル化したヒートスラブの中で軸方向最高出力ヒートスラブのペレット中心温度、被覆管表面温度を示す。熱流束は軸方向平均値で規格化のため初期値、約1.22である。主蒸気流量の増加により原子炉圧力は減少する(図A.2)。このため炉心のボイドが増加し、減速材反応度のフィードバック効果により炉出力が減少する(図A.4)。2.6秒に蒸気流量高信号により主蒸気隔離弁が開鎖を開始し、圧力が上昇に転じる。これによりボイドが減少して炉出力が増加するが、主蒸気管部の圧力波振動の影響によりボイド率にも小さな振動が生じ、それが炉心出力の振動を引き起こしている。8.3秒から9.7秒にかけて遮し安全弁(SRV)が全部開くが、前に述べたように容量が小さいため更に圧力が上昇し続け、給水ポンプの吐出圧を超えるため18.2秒に給水流量は0となる(図A.3)。給水の減少による炉心入口サブクーリングの減少は燃料温度の上昇による伝熱量増加と相まって炉心内のボイド率を増加させるので、圧力上昇による正の反応度フィードバックは約20秒で上昇が止まり以後減少する(図A.5)。また燃料温度の上昇は出力上昇に比べ少し遅れて現われるが、これによる負のドップラ-反応度も20秒前後で最大となる。このため原子炉出力は減少に転じる。

SRVからの蒸気放出と給水の停止により原子炉水位が低下し、31.4秒にレベル低信号により再循環ポンプがトリップする。これに伴い炉心流量は急激に減少し(図A.3)、炉心内のボイドの増加による負の反応度フィードバックで炉出力は更に低下する。この間原子炉圧力は、30.3秒に最高値1846 psia (130 kg/cm<sup>2</sup>)となり、以後低下している。約70秒ですべてのSRVが一旦閉じるが、圧力低下により給水が回復しているので炉心のボイドが減少し、炉出力は再び増加する。またSRVの閉止圧と開放圧の違い(オフセットあり)により圧力が上昇する間、ボイドが減少する効果も作用している。図A.3の蒸気流量が示すように87秒で再び一部のSRVが開いている。以後、SRVの開閉がくり返され、圧力は設定値付近(1180 psia前後)にとどまる。

燃料中心温度は時刻23秒に最高値4720 °F (2604 °C)となり融点には達しない(図A.6)。被覆管表面でDNBが発生するのはホットチャンネルの上部の一部分のみであり、被覆管最高温度は1160 °F (624 °C)であった。これは被覆管の健全性を損なう値ではない。

しかしながら先に述べた圧力最高値1846 psiaはBWRの原子炉圧力容器設計圧力(通常1265 psia (87.9 kg/cm<sup>2</sup>G)程度)に比較してかなり高い。事故に関する安全評価においても限界は設計圧力の1.2倍(すなわち1518 psia)とされている。むろん実際の機器の余裕度はこれより大きい、遮し安全弁等の健全性にとって問題が生じる可能性は否定できない。

## ケース 2 : SRV 總容量 112% 定格の場合の計算結果

ケース 1 で得られた計算結果では原子炉圧力が最高で 1846 psia (130 kg/cm<sup>2</sup>) となり、原子炉圧力容器の設計圧力 (国内 BWR の多くは 1265 psia (87.9 kg/cm<sup>2</sup>)) を超えている。この原因が SRV 容量の小さいためであることは前に述べた。このままでは ATWS 時の原子炉挙動について、炉内の BWR に対して論じるには余りにもかけはなれている。そこで SRV による総放出蒸気流量を国内 BWR 並みの値に増加させて再度解析を実施した。但し設定値 (通常 1100 ~ 1220 psia (76.7 ~ 84.7 kg/cm<sup>2</sup>)) の間で 3 ないし 5 段階 毎に弁容量を正確に合わせることはしていない。入力モデルでは弁設定圧が 4 段階 (1106 ~ 1236 psia) であるので第 2, 第 3 の設定圧のバルブ相当の放出量を増加させて總容量を定格蒸気流量の約 112% になるようにした。

その他のモデル、条件等はケース 1 と同じである。なお SRV からの蒸気放出によって水位が低下した場合に作動する高圧炉心スプレイ (HPCI) は考慮していない。これは ATWS によって引き起こされる過渡変化を炉心損傷という観点から、なるべく単純に概要を得るための解析を意図して、安全注入系 (HPCI, LPCI) や隔離時冷却系 (RCIC) が全く作動しない場合の冷却材減少の進み具合を調べる計算を行ったためである。したがって以下に述べる解析結果は、BWR の ATWS 解析の第 1 段階にあたるものと考えることができる。

解析によって得られたシーケンスを表 A. 2 に示す。また原子炉圧力を図 A. 7 に、定格値で規格化した出力と炉心平均熱流束を図 A. 8 (長時間) と図 A. 9 (短時間) に示す。図 A. 10 は同じく定格値で規格化した給水流量、蒸気流量、炉心入口流量である。燃料温度については軸方向で最も出力の高い部分の被覆管表面温度とペレット中心温度を図 A. 11 に示した。図 A. 11 のペレット中心温度は平均出力燃料棒 (average rod)、最高出力燃料集合体内の平均出力燃料棒 (hot rod)、最高出力燃料集合体内の最高出力燃料棒 (hottest rod) の 3 つの値を示している。また図 A. 12 はダウンカマ部の水位 (2 ボリュームに分割されているので下部ボリュームの水位と 2 ボリューム分の合計) を示す。図 A. 13 は SRV からの放出流量の合計を定格蒸気流量で規格化した値を図 A. 14 はそれに比エンタルピーを乗じた放出エネルギー率である。

過渡変化初期の挙動は # 2 の SRV が開く 83 秒まではケース 1 と全く同様である。# 2, # 3 の SRV の容量を大きくしたので、圧力上昇はケース 1 より緩やかになり、18.5 秒に最高 1356 psia (94.3 kg/cm<sup>2</sup>) に達した後減少する。図 A. 7 で 50 秒付近に見られる圧力の第 2 のピークは最も設定圧の高い (1236 psia で開, 1101 psia で閉) 安全弁が 52.5 秒に閉じるために生じたものである。

炉心の出力上昇はケース 1 と大差なく、ピーク出力で定格の約 264% (図 A. 9)、また燃料最高温度もほとんど同じである。これは圧力上昇に伴う正のボイド反応度フィードバックが燃料温度上昇によるドブラー効果を補償する過程が 20 秒以内に効いているためである。ケース 1 よりも圧力が低い影響は 20 秒以後の炉出力の早い減少となって現われている。また同じく圧力が低いため主給水が継続しており (図 A. 10)、そのためダウンカマ水位の低下がケース 1 より速く、再循環トリップは 57.3 秒である (ケース 1 では 31.4 秒)。

主給水は 99 秒にタービンコンデンサー水位 (主蒸気流量と給水流量の差から変化を計算している) 低の信号により停止する。約 80 秒から 100 秒にかけて炉出力、圧力共ゆるやかに上昇しているのは 71 秒に # 4 の安全弁が閉じたためである。この期間では出力のレベルも大部下がって

るので弁が一部閉じても大きな圧力上昇とはならない。この出力、圧力の上昇は99秒の主給水停止後、サブクール度減少によるボイド増加により減少に転じる。180秒に#3グループ、290秒に#2グループのSRVがそれぞれ閉じ、以後は最も設定圧の低い#1グループのSRVの開閉が計算終了の約670秒まで続き圧力はほぼ一定となる。

炉心の出力(図A.8)は再循環ポンプトリップ以後はかなり小さくなり、180秒(3分)で定格の15%、360秒(6分)で5%、600秒(10分)で約2%である。

BWRの場合、原子炉水位(ダウンカマ-部で測定)は数多くの信号設定点として用いられているので、過渡変化を解析する上で水位計算が正しく行われているかどうかは重要である。この解析で用いたダウンカマ-の水位モデルはRETRAN, RELAP 4などの解析で通常用いられているものと何ら変わりない。図A.12は計算結果であるが、2本の曲線は下側のボリューム(図A.1のボリューム㊸)の液位(ボイドの分を除いた場合の水位、有効水頭にはほぼ等しい)と、それに上側のボリューム(㊹)の液位を加えたものである。約120秒で上側のボリュームにまだ水の残っているうちに下のボリューム㊸が飽和するため2つの曲線が共に減少している。200秒以後の水位の一時的上昇は炉心部のボイド増加により実効的水頭が増加したためである(減少に移るさいの折れ曲がり、は、ボリューム分割の境界の存在のためと考えられる)。

この計算では99秒に主給水が停止した後は、安全注入系等を考慮していないため、SRVから冷却材が失われるのみなので600秒でダウンカマ-底から14ft(4.2m)まで水位が下がっている。炉心底はダウンカマ-底部より7.7ft(2.4m)上方なので、この水位は炉心の中程に相当する。前に述べたようにここで水位として表示したのは「液位」であって二相混合体の水位はやや高いのでジェットポンプを通しての自然循環がかりうじて続いているが、このまま冷却材の減少が続けば炉心の冷却状態の悪化、部分的な露出が充分予想される。

なおSRVから多量の蒸気放出が続けば、圧力抑制プール水温上昇が無視できなくなる可能性がある。そこで図A.14に示すエネルギー放出率を600秒まで積分して見ると約 $1.44 \times 10^8$  kcalとなる。これがすべて圧力抑制プール水(約 $3800 \text{ m}^3$ :浜岡3号炉の例)に加わるとすると混合が良いと仮定して、

$$\frac{1.44 \times 10^8 \text{ kcal}}{1.0 \text{ kcal/kg} \cdot \text{C} \times 38 \times 10^3 \text{ m}^3 \times 10^3 \text{ kg/m}^3} \approx 38 \text{ }^\circ\text{C}$$

の温度上昇をもたらすことになる。この程度の温度上昇ならば、圧力抑制プールの蒸気凝縮能力の減少とそれに伴う圧力増加を問題にする必要はないであろう。ただし後で述べるように実際にはより蒸気放出量が多くなる可能性もある。

## 5. 解析結果に関する考察

前節において我々が独自に行ったBWRのATWSの解析結果を概観した。その際、事故シナリオは「圧力抑制系の故障」に基づくもののみをとりあげたが、文献(1)の記述によると主蒸気弁閉鎖やタービントリップなど典型的な圧力上昇型のトランジェントでも、プラント挙動に特徴的な点は共通である。したがってまず次の項目(1)でこれらの共通点についてATWSを支配する因子という立場で考察し(2)(3)で現状の解析から得られた問題点を述べた後、(4)(5)で今後さらに詳細に

検討すべき課題を指摘する。

(1) BWRのATWSにおける支配的因子

前節に述べた2ケース及び文献(1)に述べられている「主蒸気弁閉鎖」「タービントリップ」「主給水喪失」の解析結果を総合すると、共通した因子として以下のものが指摘できる。

(a) 出力上昇はいずれのケースでも主蒸気隔離弁またはタービン蒸気加減弁の閉鎖による圧力上昇によって起こる。これは圧力上昇によって炉心ボイド率が減少し正の反応度フィードバックを生じるためである。

(b) 主蒸気隔離弁またはタービン蒸気加減弁の急速な閉鎖によって主蒸気管内に圧力波が発生し、これが一次系内にも伝わり炉心ボイド率の小さな振動を生じさせ、それが炉心出力の振動の原因となる。しかし燃料温度および冷却材への伝熱量は燃料棒の熱容量の効果で緩やかに上昇するので振動そのものが、解析で予測されるピーク圧力に大きな影響を与える訳ではない。

(c) いずれのケースにおいても、出力の上昇する時間帯すなわち臨界超過になっている時間帯においては、ドップラー-反応度効果の減少(負の方向への増大)は、ボイドフィードバックの増加に対して極めて速やかに追隨しており両者はほぼ均衡している。即ち、ドップラー効果は出力上昇を緩和する方向に有効に寄与している。

(d) ドップラー効果による負の反応度添加と、圧力上昇による給水流量低下が炉心入口サブクーリングを減少させ炉心のボイドを増加させることの2つが相乗して、原子炉圧力及び燃料温度の上昇はある所で止まり減少し始める。炉心入口サブクーリングの効果は例えば文献(1)の「主給水喪失」のケースでは圧力上昇が見られない点に顕著に現われている。

(e) 解析したケースによっては再循環ポンプが停止することにより炉心の流量が減少し、したがって炉心のボイド率増加による負の反応度フィードバックが加わって、炉出力を低い値に押える役割を果たしている。

以上をまとめると、BWRのATWSにおいて原子炉出力、炉内圧力、燃料温度等の挙動を支配する要因としては

- ① 圧力上昇によるボイドの減少とそれによる正の反応度フィードバック。
- ② 燃料温度上昇によるドップラー効果の負の反応度フィードバック。
- ③ 圧力上昇により給水流量が低下することに起因する負の反応度フィードバック(ボイド増加を通じて)。
- ④ 再循環ポンプトリップによる炉心流量低下がもたらす炉心のボイド増加と負の反応度フィードバック。
- ⑤ 逃し安全弁の開放による圧力上昇の抑制。

の5つがあげられる。

(2) ピーク圧力に与える逃し安全弁容量の影響

前節のケース1の解析結果で示したように、もしもSRVの總容量が定格蒸気流量の75% (Peach Bottom炉)だとすれば最高圧力が一次系設計圧をかなり上回ることになる。しかし国内BWRのように112%程度の容量があるならば、ケース2の結果で判るように最高圧力は設計圧力の1.2倍以内(事故評価の安全基準)に収まることが示された。国内の110kW<sub>e</sub>級

のBWRではSRV總数は18というプラントが多いので、そのうち1個が開放失敗を生じたすると、概略 $112 \times 17 / 18 = 106\%$ 、もし2個開かないと99.6%の容量に減少する。したがって国内BWR相当のプラントでは、ATWS初期の圧力上昇はSRV開放によって充分しのげるが、弁の固着などを考えた場合、かなり厳しい状況が予測されるので、今後より定量的な解析が望まれる。

#### (3) SRVからの蒸気放出継続によるLOCA

前節ケース2の後半は、原子炉圧力がSRV設定圧近くにとどまって弁の開閉により断続的に蒸気放出が続いているという、一種のLOCAの様相を呈している。ダウンカマー部の水位は事故発生後10分で炉心の上端と同レベルまで低下しているが、炉心側では気泡発生による水位上昇があることを考慮すれば、炉心がこの時刻で蒸気中に露出することはないと考えられる。したがって何も注水系が作動しなくとも、約10分のオーダの余裕が運転員には与えられると言える。

ただし水位と炉心の總水力条件の関係は、解析に使われる流動モデル、特に気液二相間のスリップモデルに依存するので、今回のRETRAN-02による解析(ダウンカマー部のみ気液分離による水位計算)は目やすと考えて、今後より詳細な解析が望まれる。

#### (4) 炉心損傷の可能性

第1節で述べたように、本解析の一つの目的は冷却材喪失を経なくとも原子炉出力の上昇により炉心損傷に至ることがあるかと言う疑問に答えることであった。文献(1)と合わせても解析ケースが充分とは言えないので一般的結論を導くのは困難であるが、ここでは本解析で用いた特性を持つ原子炉に対する評価という意味に限定して考える。

炉心損傷の形態として、燃料溶融による損傷と被覆管脆化の2つを考える。まず燃料溶融の可能性であるが、図A.6、A.11に示されているようにいずれのケースでも $UO_2$ の融点2800℃(約5100°F)までにはかなり余裕がある。従って燃料溶融は起こり難いと言える。

次に被覆管脆化の可能性であるが、図A.6、A.11に見られるように被覆管温度は1200℃(約2200°F)より十分低く保たれておりまた被覆管表面での熱伝達模式が膜沸騰になっている時間帯がケースによって存在しても比較的短い。図A.15は出力冷却不適合(PCM)における被覆管の脆化に関する実験的研究の成果をまとめたものである。この図と比較すれば本解析で対象としたケースの温度と持続時間ならば十分に延性が保たれることがわかる。

なお、本解析では全燃料棒を、平均出力チャンネルおよび最高出力チャンネルの各々における平均的な熱的條件にある2本の燃料棒と1本の最高出力燃料棒の計3本で代表させている。炉心内における燃料棒の熱的條件のパラッキ、すなわち、ギャップコンダクタンス、サブチャンネル内冷却条件その他のパラッキを考慮するならば一部の燃料棒に関しては本解析のホットチャンネル燃料棒より厳しい条件となるであろう。しかし、仮に燃料棒の破損があっても、それが一部に限られていれば炉心の冷却性が問題となるような炉心損傷には至らないと考えられる。

以上のことから本解析の「圧力制御装置の故障」及び文献(1)による4ケースでは、炉心の急激な出力上昇にともなって直接、大規模な炉心損傷が起きる可能性はほとんどないと結論できる。

## (5) ATWSの長期的挙動に影響する他の要因

ここで長期的とは過渡変化初期の圧力上昇と出力増加のピーク(～30秒)を過ぎて以後の期間を考え、実際のプラントにおける機器の作動のうち、本報の解析で考慮していないものについて検討し、将来の課題とする。

解析のシナリオ及びシーケンス表に対応して初めに考えなければならないのは、MSIV閉鎖号によって国内の多くのBWRでは再循環ポンプもトリップする点である。今回の解析では再循環ポンプ停止が原子炉の出力上昇を抑えるのは前もって知られていたもので、出力上昇巾を大きく見積るためポンプ停止は次の水位低信号(レベル2)まで遅らせてある。

次にダウンカマー水位がレベル2に下ると、BWRでは再循環ポンプトリップのほかに、高圧注水系(HPCI)または高圧炉心スプレイ(HPCS)、及び隔離時冷却系(RCIC)が起動される。この両系統は、ポンプが充分な吐出圧を有するので原子炉圧力がSRV設定点付近にあっても充分注水可能である。特にHPCSは直接炉心の流動状態に影響し、蒸気凝縮の効果によって炉心のボイド率を減少させ炉出力を増加させる方向に働く。

更に水位が低下した場合、レベル1(定常水位より3.45m下方、レベル2より2.82m下方)で自動減圧系(ADS)が作動して圧力を下げ、同時に低圧注入系、低圧炉心スプレイが作動する。ADSは逃し安全弁の一部を開放して原子炉圧力を急速に低下させるので、現象的には大破断LOCAと類似してくる。圧力低下によるボイドの増大と、低圧炉心スプレイ等による冠水の両者は、原子炉がスクラムしていなければ反応度フィードバックの点で相反する方向に作用する。

最後の重要な系統は制御棒挿入失敗に備えて用意されている、ほう酸水注入系(Standby Liquid Control System)である。この起動は中央制御室から遠隔手動で行うので、解析条件に組み入れる時には、運転員がスクラム失敗を認識するのに要する時間遅れを考慮しなければならない。ほう酸水注入系の能力としては負の反応度添加率が毎分0.001 $\Delta k$ 以上で、約30分間で低減停止に必要な負の反応度が印加されることになっている。したがって今回の解析で示したように何ら注水がなくても10分程度は炉心露出の可能性は小さいので、その間に充分な量のほう酸水が注入できれば炉出力の低下、事故の収拾が可能のように思われる。

なお、以上のような注入系の作動も考えたシーケンスの例として、本文第1章に紹介したRSSMAP(Reactor Safety Study Methodology Application Program)の一つ、Grand Gulf炉に対するATWSシーケンスを図A.16に示す。この中で重要な仮定は、スクラムしない原子炉の出力が定格値の約30%レベルで平衡するとしている点と、ほう酸水注入の可能性を考慮していない点である。前者については上に述べたように高圧炉心スプレイや、ADS後の低圧注入系の作用を考えた場合、あり得ないオーダーの出力ではないので今後詳細な解析と検討が必要である。後者のほう酸水注入については恐らく事故を収束させる唯一の手段のように思われる(スクラム失敗の原因の除去を別にして)ので、作動時の定量的解析を行う必要がある。

## 6. ATWS解析に関するまとめ

BWRのATWS解析を独自に試みた目的の1つは本文1.1節で述べたように「ATWSが発生した場合、急激な出力上昇によって炉心損傷に至るか」という問題に答えるためであった。前節に示した解析結果及び文献(1)を総合すると、初期の圧力上昇を伴う出力急増時に大規模な炉心損傷に至る可能性は小さいであろうことが示された。しかし、これはあくまで特定のプラント条件、事故条件に関するものであり、より一般的な結論を得るためには、これらの条件の多様性を考慮した解析が必要である。例えば出力上昇を抑制するのに決定的なドブブラー係数及び減速材反応度係数の不確定さや、定格運転状態以外からの事故シーケンスなどである。

また初期の出力ピークが過ぎた後では原子炉圧力が高いレベルに保たれてSRVからの冷却材喪失が生じる。そのさいに、本解析で考慮しなかった各種の注入系によるインベントリ補給によってLOCAが防止されるか、また出力レベルがどの程度で安定する(減いはしない)かという点が炉心損傷の有無を論じる上で極めて重要な要素となる。

このような立場からは、解析上は炉心の核-熱水力特性についてホウ酸水注入系の作用を含めた注意深い配慮が必要であろう。したがって本解析で用いた炉心一点近似中性子動特性モデルでは不十分な恐れは十分にある。更に出力が崩壊熱レベルよりもはるかに高い値(図A.16のRSSM-APでは定格の30%を仮定)で推移すると、圧力抑制プールへの熱負荷が増大し圧力増加を無視できなくなるなど、一次系以外のプラント各部の機能も考慮する必要が生じるであろう。

## 参 考 文 献

- (1) 吉田一雄：“BWR/ATWS解析におけるRETRANコードの性能評価”；JAERI-M 82-168。(1982年11月)。
- (2) Sandia Laboratories, "Core Meltdown Experimental Review", SAND-74-0382, (1975)。
- (3) Hatch, S.W. et al., "Reactor Safety Study Methodology Application Program - Grand Gulf 1 Power Station", NUREG/CR-1659/4, (1981)。
- (4) "RETRAN-02 - A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems", EPRI NP-1850-CCM (1981)。

表 リ ス ト

- 表A.1 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース1)  
Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 1)
- 表A.2 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース2)  
Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 2)

## 図 リ ス ト

- 図A.1 RETRANO2コードによる解析のために使用したBWRのボリューム・ジャンクションモデル  
Volume-Junction Modeling of a BWR Used for Analysis with RETRANO2 Code
- 図A.2 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース1)  
Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 1)
- 図A.3 炉心入口, 主蒸気管入口および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース1)  
Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line, and Feed Water (PCSF, Case 1)
- 図A.4 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース1)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 1)
- 図A.5 全反応度およびフィードバック反応度の計算結果 (PCSF, ケース1)  
Calculated Total Reactivity and Feedback Reactivity (PCSF, Case 1)
- 図A.6 最高出力部における燃料および被覆管温度の計算値 (PCSF, ケース1)  
Calculated Fuel and Cladding Temperatures at Peak Power Position in the Core (PCSF, Case 1)
- 図A.7 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース2)  
Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 2)
- 図A.8 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース2)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2)
- 図A.9 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース2)  
Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2)
- 図A.10 炉心入口, 主蒸気管, および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース2)  
Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line Inlet and Feed Water Line (PCSF, Case 2)
- 図A.11 最高出力部における燃料中心および被覆管の温度計算値 (PCSF, ケース2)  
Calculated Fuel and Cladding Temperature at Peak Power Elevation (PCSF, Case 2)

- 図A.12 ダウンカマ内の水位の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Downcomer Liquid Level (PCSF, Case 2)
- 図A.13 遮し安全弁より放出される蒸気流量の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Flow Rate through Safety Relief Valves (PCSF, Case 2)
- 図A.14 遮し安全弁より放出される蒸気のエネルギー流量の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
Calculated Energy Flow Rate through Safety/Relief Valves  
(PCSF, Case 2)
- 図A.15 炉内PCM実験および炉外実験の結果に基づく脆化限界の比較  
Comparison of Embrittlement Failure Boundaries Based on In-File  
PCM Experimental Results and Out-of-File Experimental Results
- 図A.16 RSSMAPで想定されているSWRのATWSの事故シーケンス  
Accident Sequence of ATWS Assumed in RSSMAP Study

表A.1 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース1)  
 Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 1)

Time (sec)	Events
0.0	Turbine control valve fully opened
2.6	MSIV started to close by high steam flow signal
5.3	Reactor pressure reached minimum
6.6	MSIV closed completely
8.25	Relief valve 1 opened
8.35	Relief valve 2 opened
8.45	Relief valve 3 opened
9.74	Safety valve opened
13.7	Core Power attained max. power
18.2	Feedwater stopped
23	Temperature at center of fuel pellet attained max. temp.
30.3	System pressure attained max. press. (1846 psia)
31.4	Recirculation pump tripped by low level (level 2) signal
57.8	Safety valve closed
68.7	Relief valve 3 closed
69.0	Relief valve 2 closed
70.2	Relief valve 1 closed

表A.2 圧力制御装置故障によるATWSのシーケンス (ケース2)

## Sequence of Events for ATWS Caused by PCSF (Case 2)

Time (sec)	Events
0.0	Turbine control valve fully opened
2.6	MSIV started to close by high steam flow signal
6.6	MSIV closed completely
8.0	Core power attained maximum (264%)
8.3	
1	Relief valves #1,2,3 opened
8.5	
10.7	Safety valve (#4) opened
18.5	Reactor pressure attained max. value (1356 psia)
19.5	Fuel center temperature reached max. value (4724°F)
44.9	RCP tripped by low liquid level (level 2) signal
52.5	Safety valve closed
99	Feedwater stopped by low condenser level
173	Relief valve #3 closed
292	Relief valve #2 closed
364	Relief valve #1 open/close
1	

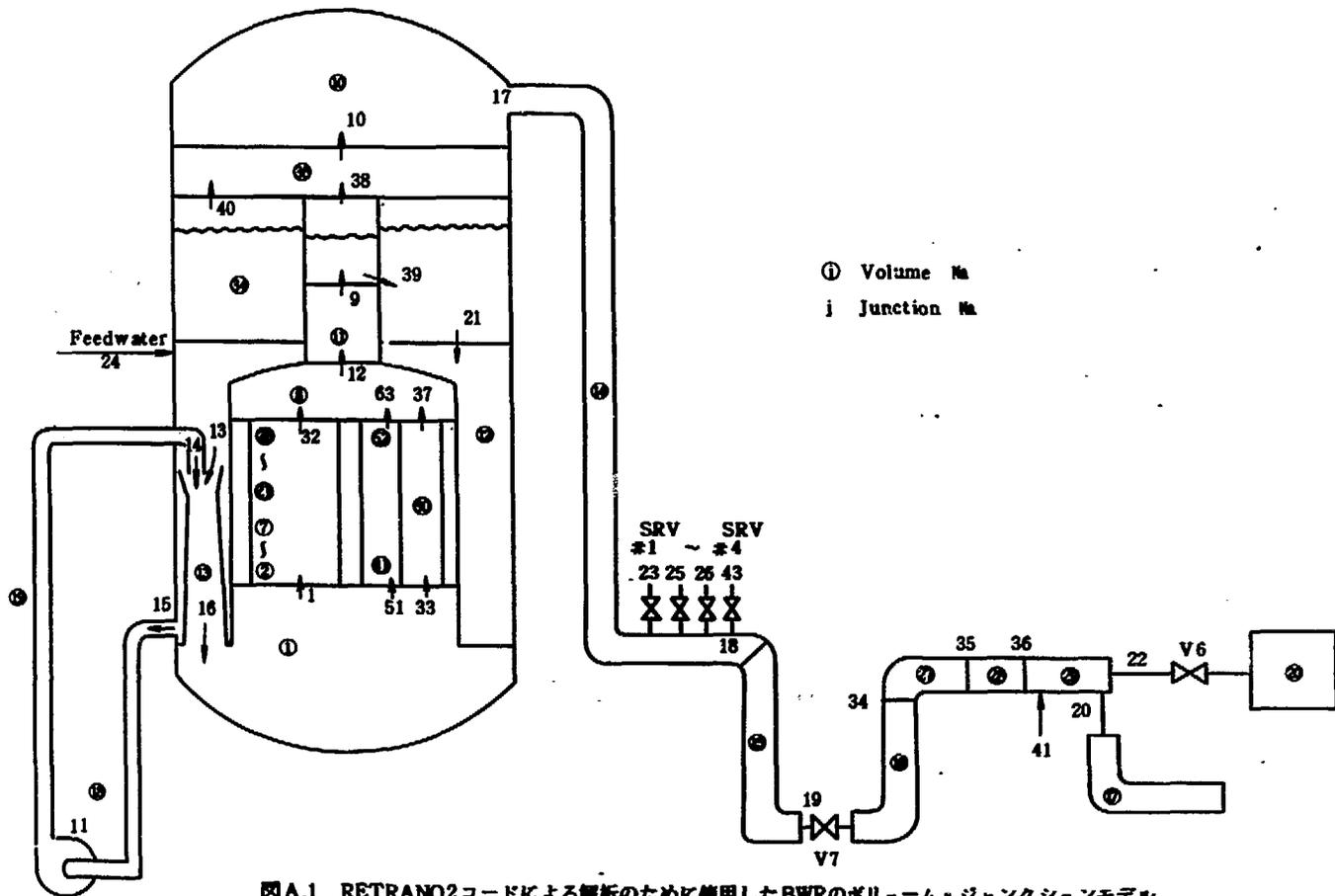
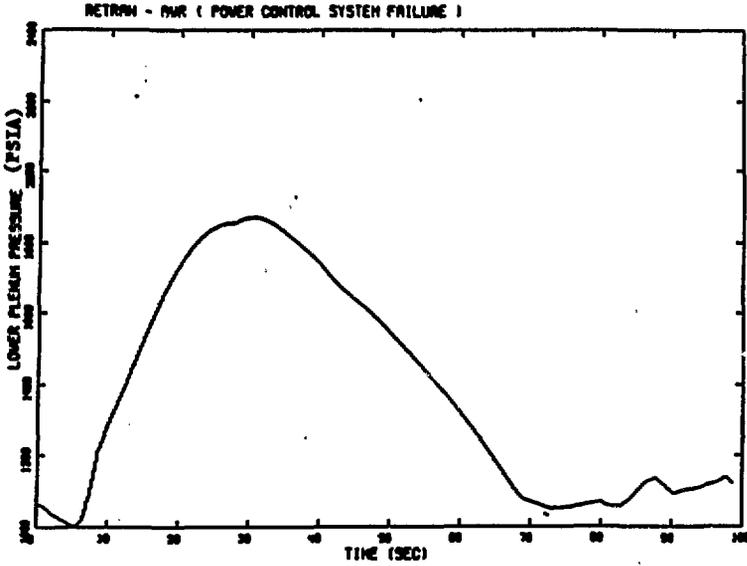
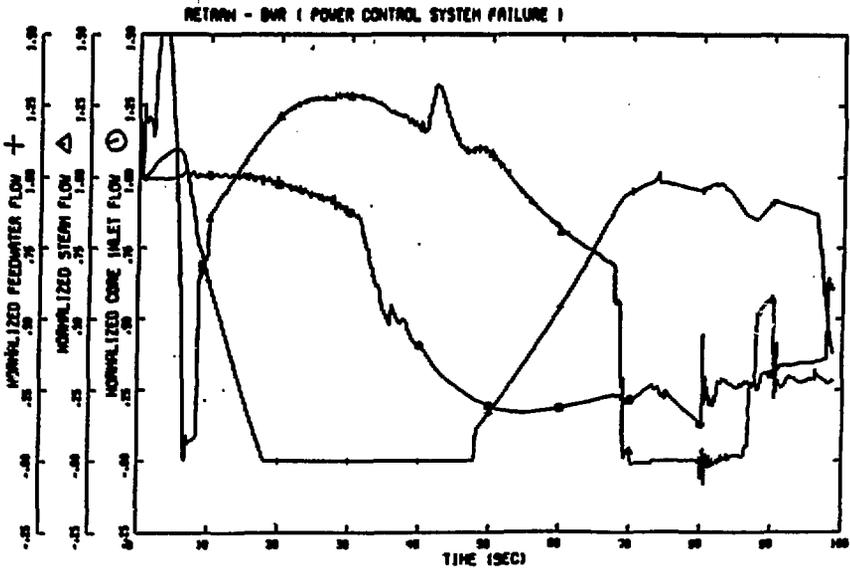


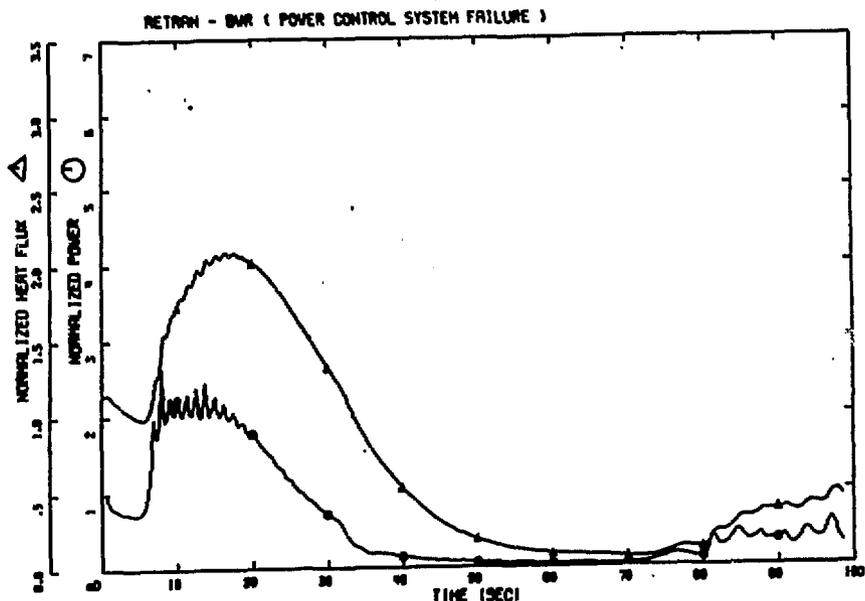
図 A.1 RETRANO2コードによる解析のために使用したBWRのボリューム・ジャンクションモデル  
Volume-Junction Modeling of a BWR Used for Analysis with  
RETRANO2 Code



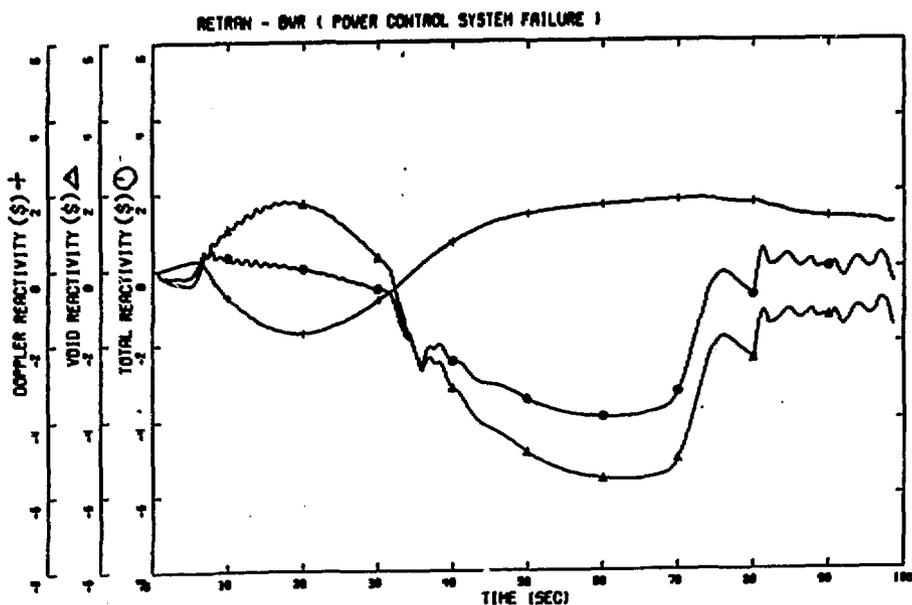
図A.2 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース1)  
 Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 1)



図A.3 炉心入口、主蒸気管入口および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース1)  
 Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line, and Feed Water (PCSF, Case 1)

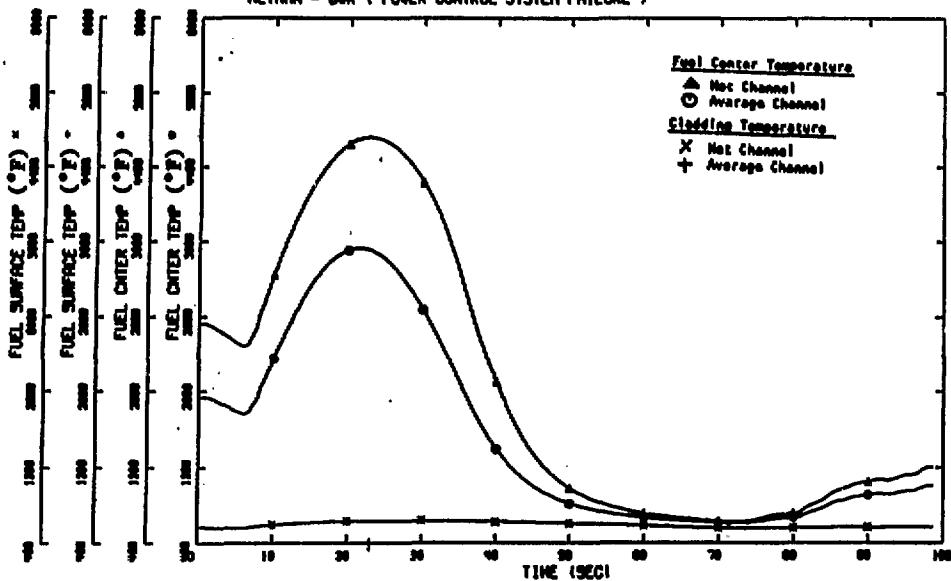


図A.4 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース1)  
 Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 1)

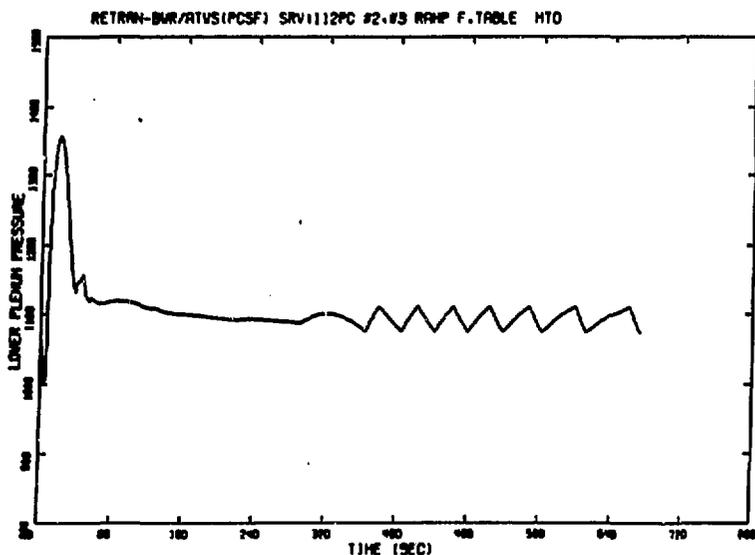


図A.5 全反応度およびフィードバック反応度の計算結果 (PCSF, ケース1)  
 Calculated Total Reactivity and Feedback Reactivity (PCSF, Case 1)

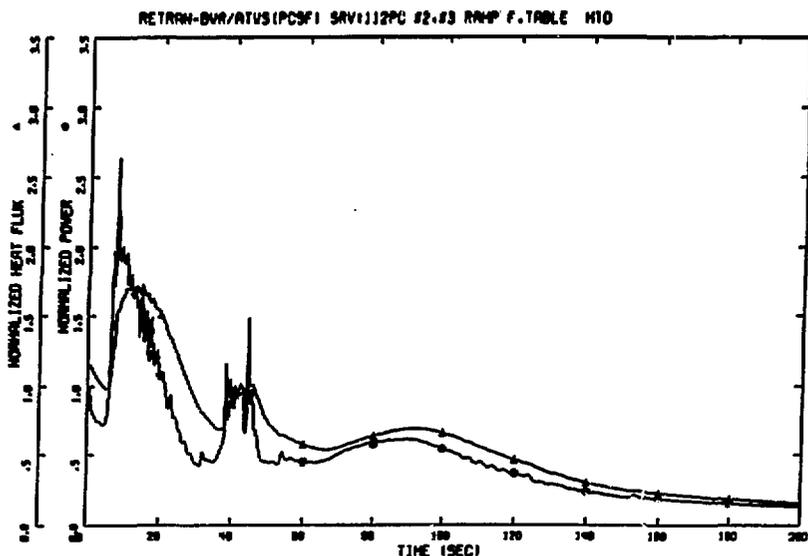
ACTRN - BUR ( POWER CONTROL SYSTEM FAILURE )



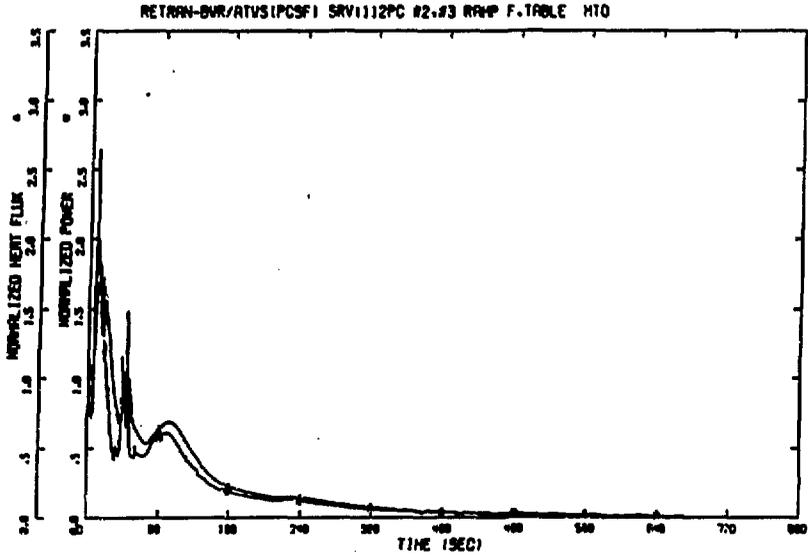
図A.6 最高出力部における燃料および被覆管温度の計算値 (PCSF, ケース1)  
 Calculated Fuel and Cladding Temperatures at Peak Power  
 Position in the Core (PCSF, Case 1)



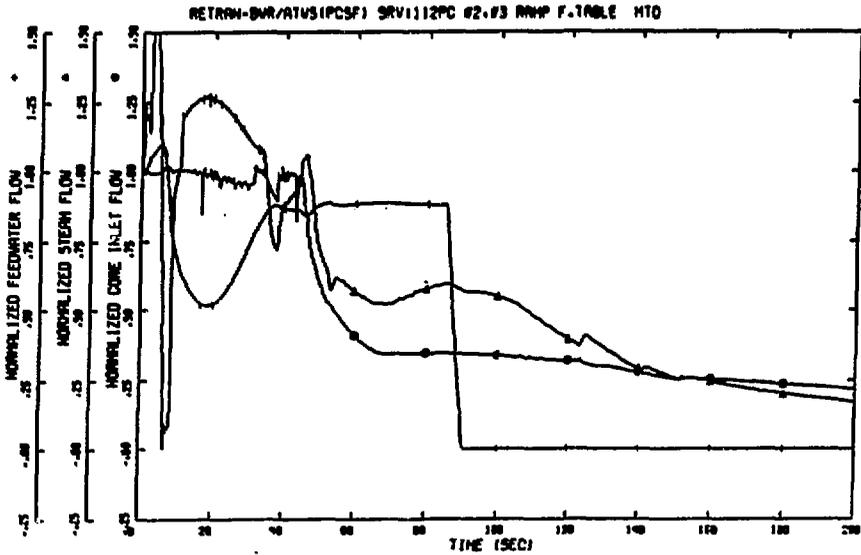
図A.7 下部プレナム圧力計算結果 (PCSF, ケース 2)  
 Calculated Lower Plenum Pressure (PCSF, Case 2)



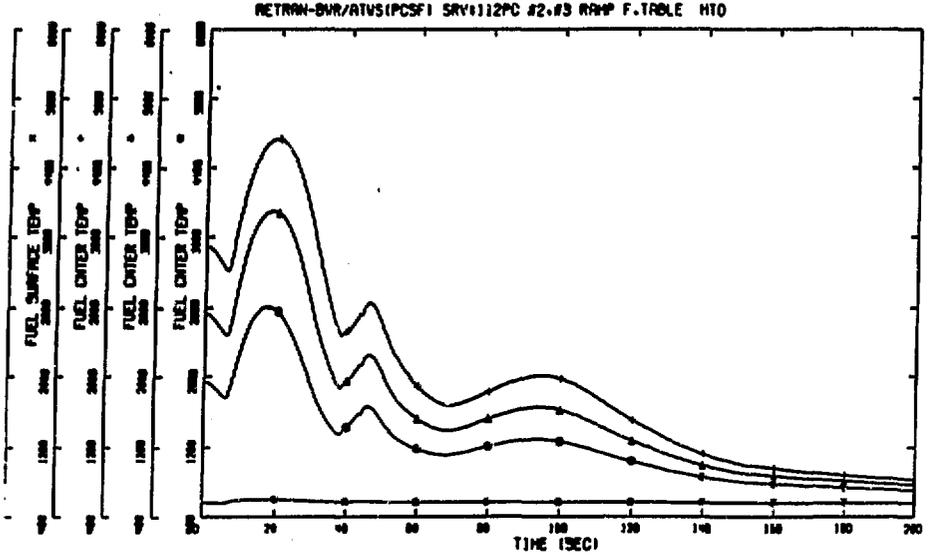
図A.8 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
 Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2)



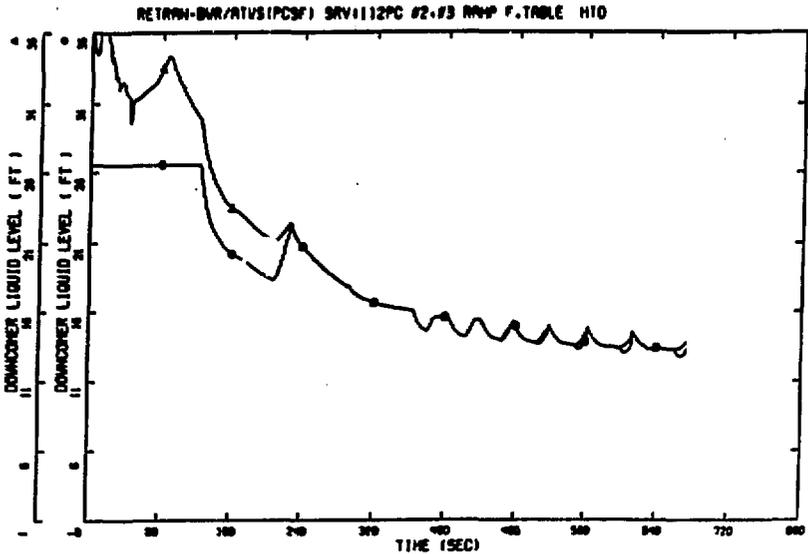
図A.9 原子炉出力およびホットチャンネル燃料棒表面熱流束の計算結果 (PCSF, ケース2)  
 Calculated Reactor Power and Surface Heat Flux of Hot Channel Fuel Rod (PCSF, Case 2)



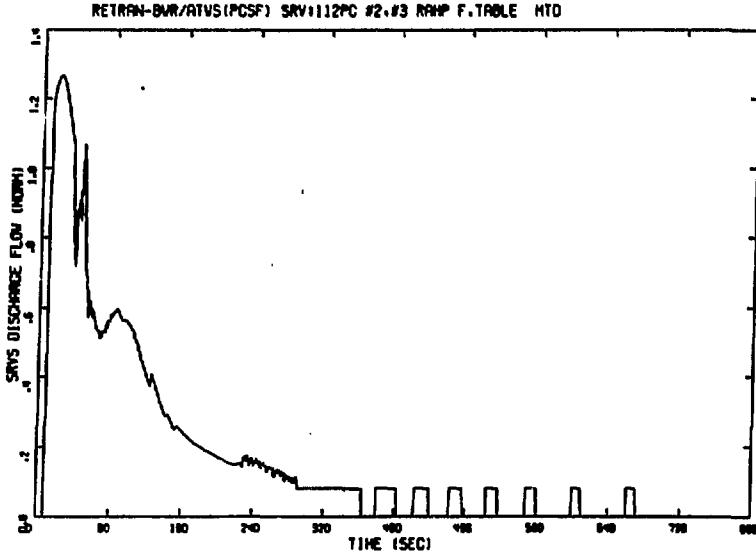
図A.10 炉心入口, 主蒸気管, および給水系の流量計算結果 (PCSF, ケース2)  
 Calculated Flow Rates at Core Inlet, Steam Line Inlet and Feed Water Line (PCSF, Case 2)



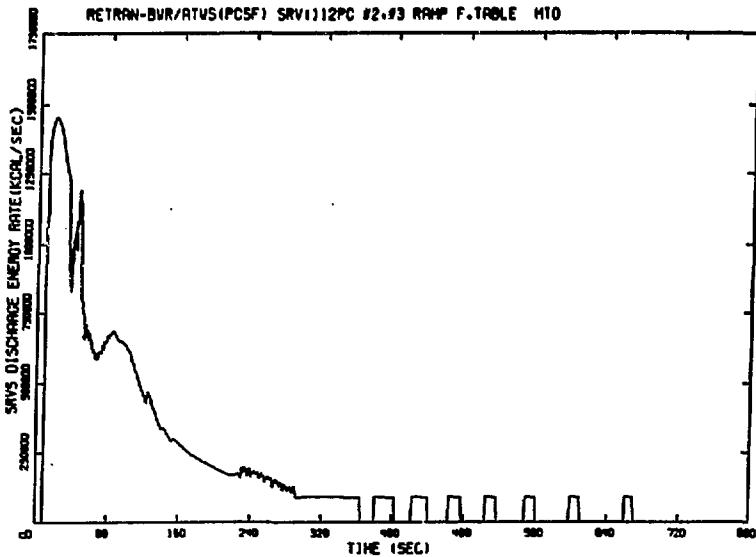
図A.11 最高出力部における燃料中心および被覆管の温度計算値 (PCSF, ケース 2)  
 Calculated Fuel and Cladding Temperature at Peak Power  
 Elevation (PCSF, Case 2)



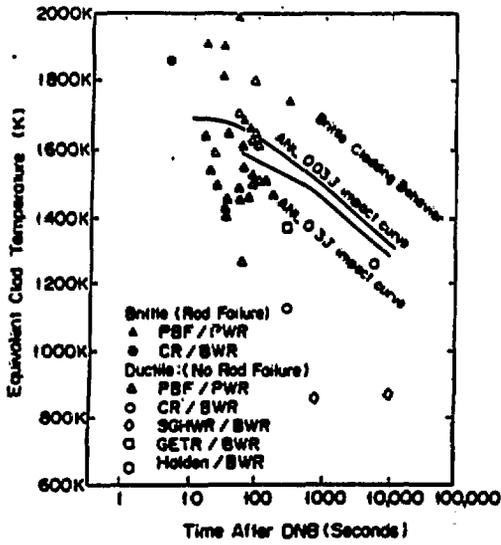
図A.12 ダウンカム内の水位の計算結果 (PCSF, ケース 2)  
 Calculated Downcomer Liquid Level (PCSF, Case 2)



図A.13 逃し安全弁より放出される蒸気流量の計算結果 (PCSF, ケース2)  
 Calculated Flow Rate through Safety Relief Valves (PCSF, Case 2)



図A.14 逃し安全弁より放出される蒸気のエネギ流量の計算結果 (PCSF, ケース2)  
 Calculated Energy Flow Rate through Safety/Relief Valves  
 (PCSF, Case 2)



図A.15 炉内PCM実験および炉外実験の結果に基づく脆化限界の比較  
 Comparison of Embrittlement Failure Boundaries  
 Based on In-Pile PCM Experimental Results and  
 Out-of-Pile Experimental Results



## 用語解説

## イベントツリー (Event Tree)

系統や施設等に生じた異常な事象の経過が、その時の系統、施設等の状況によってどのように変化するかを体系的に同定するために作られる樹枝線図。通常は、関連設備の動作の成功/失敗によって分岐する論理線図であることが多い。確率的リスク評価を行う上で、重要な手法の一つである。

## ウォーターフォギング (Water Fogging)

水素燃焼緩和法の一つとして、格納容器内の水素濃度が燃焼限界になる前に強制的に燃やす強制着火法 (Burning法) が模索されている。この強制着火法では、それにより生ずる熱的影響を軽減するため、あらかじめ  $10 \sim 50 \mu\text{m}$  の水滴を霧状に浮遊させておき、その蒸発熱で除熱する方法が考えられている。

## エアロゾル (Aerosol)

物質の蒸発-凝縮、燃焼、等のいろいろな反応によってできる微粒子の懸濁体であり、その粒径は  $10 \mu\text{m}$  以下がほとんどである。SCDでは、融体とコンクリートとの反応でできるエアロゾルの挙動が事故の挙動に大きな影響を与える。

## 液化燃料 (Liquified Fuel)

SCDに関連して新しく使われだした用語であり、溶融被覆管と固体  $\text{UO}_2$  燃料の共晶反応によって生じる溶融した燃料を意味する。この反応の共晶点は約  $1.850^\circ\text{C}$  であるが、一般に反応が顕著になるのは安定化  $\alpha$ -ジルカロイ (Oxygen-stabilized  $\alpha$ -Zircaloy) が完全に溶融する約  $1.950^\circ\text{C}$  からである。液体ジルカロイ中に溶解できる  $\text{UO}_2$  量比は温度の関数であり、温度が高い程溶融する  $\text{UO}_2$  比は多くなる。

## 応力腐食破壊 (Stress Corrosion Cracking)

腐食環境と応力の両者が作用して起る材料の破壊をいい、原子炉材料ではステンレス鋼とジルカロイにこの現象が見られる。本報告では、ジルカロイ被覆管が  $\text{FP}$  雰囲気 (ヨウ素が主であると考えるのが定説である) 下でペレットの熱膨張による応力により破壊する現象を指している。

## 確率的リスク評価 (Probabilistic Risk Assessment)

事象の結果とその発生確率の関数として「リスク」を定義し、発生する可能性のある様々な事象について各々のリスクへの寄与を推定して、安全性を評価しようとする手法。これと対比される概念として、代表事象を選定してそれに対する結果を推定することにより安全性を評価する決定論的手法があり、プラントの各種安全系の性能評価は、代表事象としての設計基準事故 (DBA: design basis accident) を設定することにより、決定論的手法を用いて行われている。確率的手法の利点は(1)プラントの安全性を総合的に評価できること、(2)全体としての安全性の中

で個々の事故シーケンスの相対的重要度を評価できること、および(3)設計基準、品質保証、規制での検討事項、安全評価方法や判断基準、立地基準ならびに安全性研究などの全般を通しての首尾一貫した安全性の論理を展開できること、等である。しかし、機器の信頼度データが未だ十分ではなく、また、人的過誤をどう組み込むか等問題がある。

### キャンドリング (Candling)

溶融した燃料棒の表面が変形し流れ落ちる現象をいう。外観上、丁度ろうそく (candle) が溶けて流れ落ちる状態に似ているところからこの名前が付けられた。本現象は通常液化燃料 (liquified fuel) の形成によって生じるもので、西独 KfK における Hagen らの実験によって見出されたもので、TMI 事故においても燃料棒のうちある部分において、キャンドリングが発生したと考えられている。

### グラベルベッド (Gravel Bed)

改良型格納容器に設置を考えている、砂利を充填した床で、この部分で水蒸気の凝縮、FP の除去、水系処理を行う。水系処理においては、水蒸気が除去されるので強制着火が容易になり、このとき生ずる熱及び圧力も砂利で吸収又は軽減される。

### コリウム (Cerium)

SCD 時に生ずる融体を模擬した組成の合金 (酸化物) で、 $UO_2$ -ジルコロイ-鋼材等の混合物を言う。圧力容器内の場合および圧力容器貫通後の場合の組成を模擬した数種の組成がある。

### サーマイト (Thermite)

金属酸化物粉とより活性な金属粉との混合物で、金属粉が酸化する際の発熱を利用して溶融金属を作るためのものである。例えば、酸化鉄とアルミニウム粉末の混合物に着火し、下記の反応により溶融鉄を作るものがその代表的な例である。



### スクラビング (Scrubbing)

BWR の炉心損傷事故時には、炉心で発生する FP エアロゾルは、ベント管またはクエンチャを経て圧力抑制プール内に放出される。この時、FP エアロゾルは、水蒸気または非凝縮ガスがプール内で形成する気泡中に含まれるが、プール水中を上昇中に、機械的または凝集、沈着などのエアロゾル力学によりプール水中に吸収され除去される。これをスクラビングという。

### G 値 (G-Value)

放射線によって引き起こされる化学的変化の結果、どれだけの物質が分解したか、あるいはどれだけの物質が生成したかを量的に表わすために用いられる値で、反応系に吸収される放射線のエネルギー 100 eV 当り反応または生成する分子数で定義される。本報告では、水または水蒸気に 100 eV の放射線が吸収されたときに生ずる水素の分子数に対して用いている。

### 自然除去メカニズム

原子炉の安全系作動の有無にかかわらず、物質固有の性質や環境で、有害な物質が自然に除去されたり、状態が安全な方向に向う現象を言う。格納容器の熱容量によって容器内気体の温度が低下したり、放射性物質の付着、沈着、あるいはエアロゾルの凝集、沈降に伴ってFPが除去される等の現象を指す。

### 追加放出

破裂放出(後出)に対比される用語で、燃料被覆管の破裂に伴うFP放出が起った後に、FPが放出される現象を言う。追加放出には、固体の $UO_2$ 中をFPが拡散してくる拡散放出(diffusion release)と、 $UO_2$ の溶融に伴う溶融放出(melted release)などがある。

### デブリ(Debris. 堆積物)

燃料棒が壊れ、落下して生じた堆積物を言う。デブリの範囲は、脆化破損によって生じる大きな破砕片の堆積物から、水蒸気爆発によって生じる小さな微粒子の堆積物、更には液体となって落下したもの(溶融デブリ)などが含まれる。またラブルベッド(rubble bed, ラブルとは割り石の意)と言う言葉を用いることもあるが、意味は同じである。

### 爆轟(Detonation)

一般的に急速に進行する化学反応によって、反応に関与する物質が急激にかつ極めて著しくその体積を増大し、その結果爆音を発生し、そして破壊作用を及ぼす現象を云う。

爆轟現象では、火炎が衝撃波面となって伝わり衝撃波面の断熱圧縮により混合気その発火温度まで加熱され、さらに爆発的な燃焼をする。水素の場合、水素と酸素とを当量混ぜた混合気体の衝撃波の伝播速度は約2800 m/secとなり、これは音速の約8倍に相当する。

水素混合気で爆轟が生ずると、格納容器へは熱的及び静的圧力上昇に加えて衝撃圧力をもたらすので、爆轟は格納容器に損傷をもたらす可能性をはらんでいる。

### 爆燃(Deflagration)

強い光と熱を発生して急速に燃焼することで、一般に燃焼熱の大きなものを酸素の豊富なところで燃す際になる。この燃焼ではそれによって生ずる火炎の伝播速度が熱伝導によって制御され、水素-空気の混合気体(常温、大気圧)の伝播速度は約4 m/secになる。

格納容器内において水素の爆燃が起ると、格納容器に熱的影響とその熱による準静的な圧力上昇をもたらす。

### 破裂放出(Burst Release)

追加放出(前出)に対比される言葉で、燃料被覆管が破裂するとき、それまでに、ペレットと被覆管の間及びプレナム部に蓄積されていたFPが放出される現象を言う。

### フォーミング (Foaming)

燃料ペレット中のFPガスの急激な膨張をいう。本現象は燃料ペレットが溶融した時に生じるもので、急激なFPの放出に関係している。膨張したペレットの断面に多数の空洞が認められ、それが丁度あわ(foam)立ったように見えるところからこの名前がつけられた。ペレットの膨張量はFP量、即ち燃焼度、加熱速度、到達最高温度によるが反応度事故(RIA)のような急速な加熱では、条件によっては100%以上の膨張量となるので場合によっては冷却材の流路閉塞の可能性もある。米國PBFにおけるRIA実験で認められ、最近注目されてきた現象である。

### フォールト・ツリー (Fault Tree)

故障樹系図とも呼ぶ。機器あるいはシステムが正常に機能しないという事象の発生原因を系統的に分析するために用いる樹枝線図。全体としての機能喪失という事象を頂点とし、その原因となる事象(通常は部品の故障、システムを構成するサブシステムの機能喪失等)の枝に分岐させ、さらにその事象の原因という順番で枝を拡大させていく。この手法によりシステムの弱点を定性的に分析することができる。また、部品あるいはサブシステムの故障率が既知であればそれを基礎に全体としての機能喪失の確率(unavailability)を定量的に求めることができる(確率論的リスク評価)。

### ベント型格納容器 (Vented-Filtration Containment)

ベント型格納容器とは、炉心溶融事故などで格納容器内部の圧力が使用圧力以上になる場合でも対処できるよう格納容器に通気孔をつくり、設定圧力を越えた場合格納容器内部の気体を通気孔から積極的に外部にベントし、大量の放射性物質を耐熱、耐放射線のフィルタで処理する方式である。現在、米國およびスウェーデンでDBAを越える事故に対処し得る有望な改良型格納容器として研究を開始している。