

JAERI - M
87-195

チェルノブイリ事故調査アドホック委員会
報 告 書

1987年11月

チェルノブイリ事故調査アドホック委員会

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所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会資料センター（〒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 Division
Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1987

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷㈱

チェルノブイリ事故調査アドホック委員会報告書

日本原子力研究所

チェルノブイリ事故調査アドホック委員会

(1987年10月27日受理)

1986年4月26日、ソ連ウクライナ共和国チェルノブイリ原子力発電所4号機において発生した事故は、原子炉の損傷状況、放射性物質放出量、死傷者数等いずれを取っても未曾有の大事故で、世界に大きな衝撃を与えた。原研では、所内に事故調査のためのアドホック委員会を設置し、その下に主として原子炉の設計、特性等、並びに事故経過を担当するタスクグループAと、放射能挙動並びに環境影響を担当するタスクグループBを設けて、調査を行った。本報告書は、これらの調査及び解析の結果をまとめたものである。

Report of the Ad hoc Committee on the Chernobyl Accident

The Ad hoc Committee on the Chernobyl Accident
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received October 27, 1987)

The accident, which occurred on April 26 of 1986 at the fourth unit of the Chernobyl Nuclear Power Plant in the Ukrainian Soviet Socialist Republic of the Soviet Union, was the unprecedented accident in terms of, among other things, structural damages given to the reactor, an amount of radioactive materials released to the environment, and a number of casualties resulting from the accident.

Investigation and analysis of the accident were conducted at JAERI by forming the Ad hoc Committee on the Chernobyl Accident within the organization under which Task Group A was responsible for the design and characteristics of the reactor and the accident sequence and Task Group B was responsible for behavior of radioactive materials and radiological consequences to the environment.

The present report is the summary of the investigations and analyses which were carried out by the committee.

Keywords: Chernobyl Accident, JAERI Ad hoc Committee, Radioactive Materials, Radiological Consequences, Environment, Accident Sequence

目 次

まえがき	1
I. チェルノブイリ原子力発電所における事故の概要	3
1. チェルノブイリ原子力発電所について	4
1.1 周辺環境及びサイト	4
1.2 チェルノブイリ4号機プラント	5
2. 事故の経過について	22
2.1 事故発生前の状況	22
2.2 事故の状況	23
2.3 事故に対する対応	25
II. タスクグループAによる調査及び解析結果	
-原子炉の設計, 特性, 事故経過-	36
1. プラントの基礎的特性に関する解析	37
1.1 核特性解析 (格子計算)	37
1.2 炉心核特性解析	53
1.3 炉心動特性解析	62
2. 事故経過に関する解析	86
2.1 出力上昇過渡時の解析	86
2.2 燃料挙動の評価	102
2.3 水蒸気爆発及び圧力管破壊に関する評価	111
2.4 黒鉛燃焼に関する解析	117
2.5 Xe 密度の時間的挙動	131
3. ソースターム	134
3.1 炉心内FPインベントリの推定	134
3.2 FPの化学形の推定と揮発性の検討	146
3.3 ソースターム評価上の問題点	157
参考資料A 非常用炉心冷却系の信頼性解析	162
参考資料B チェルノブイリ原子力発電所事故時の水素発生量と爆発限界について	172
参考資料C 熱水力解析	180
III. タスクグループBの調査及び解析結果	
-放射能挙動, 環境影響-	186
1. 放射性物質の拡散及び放出量の推定	187
1.1 流跡線解析 (放出放射能の輸送パターン)	187
1.2 拡散シミュレーション計算解析	198

2. 日本における放射性物質の降下量及び被曝線量	231
2.1 主要核種の全降下量の推定	231
2.2 被曝線量の推定	235
2.3 降下量及び被曝線量評価のための $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$, $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の比率	243
3. 原研における各種測定結果と解析	246
3.1 空気中の放射性ヨウ素の性状及びフィルタによる捕集率	247
3.2 環境試料中の放射性核種の経時変化	256
3.3 呼吸による被曝線量評価	259
3.4 フィルタに捕集された核種の精密測定	270
3.5 推定炉内生成核種分布と大気塵埃中の核種分布の比較	275
4. OECD 加盟国における放射性物質の降下量及び被曝線量	280
4.1 放射性物質の降下量	280
4.2 西ヨーロッパ諸国における被曝線量	280
5. OECD 加盟国等においてとられた対応とその教訓	287
5.1 各国の対応	287
5.2 各国の誘導介入レベル	288
5.3 緊急時防護に関する教訓と課題	289
参考資料 D 環境サーベイデータから得られた放射性物質の移行係数等	297
付録 1 アドホック委員会名簿	302
付録 2 タスクグループ A メンバー名簿	303
付録 3 タスクグループ B メンバー名簿	304
付録 4 会合記録	305

Contents

Introduction	1
I. Overview of the Accident at the Chernobyl Nuclear Power Station	3
1. Chernobyl Nuclear Power Station	4
1.1 The Site and the Environment	4
1.2 Chernobyl Unit 4 Plant	5
2. Scenario of the Accident	22
2.1 State of the Reactor prior to the Accident	22
2.2 Progression of the Accident	23
2.3 Emergency Responses to the Accident	25
II. Results from Investigation and Analysis by Task Group A - Design and Characteristics of the Reactor and Progression of the Accident -	36
1. Analysis of Fundamental Characteristics of the Plant	37
1.1 Analysis of Neutronics Characteristics (Lattice Constant Calculation)	37
1.2 Analysis of Core Neutronics Characteristics	53
1.3 Analysis of Core Kinetics Characteristics	62
2. Analysis of Accident Progression	86
2.1 Analysis of Power Excursion Transient	86
2.2 Discussion of Fuel Behavior	102
2.3 Evaluation on the Possibility of Steam Explosion and Pressure Tube Rupture	111
2.4 Analysis of Graphite Burning	117
2.5 Transient Behavior of Xe Concentration	131
3. Source Term	134
3.1 Estimation of Fission Product Inventory in the Core	134
3.2 Estimation and Discussions on Chemical Forms and Volatility of Fission Products	146
3.3 Problems Associated with Source Term Evaluation	157
Supplement A Reliability Analysis of Emergency Core Cooling System	162

Supplement B	Discussion on Hydrogen Generation during the Chernobyl Reactor Accident and the Possibility of Hydrogen Explosion	172
Supplement C	Analysis of Thermal-Hydraulic Characteristics	180
III. Results from Investigation and Analysis by Task Group B		
- Behavior and Environmental impact -		186
1. Assessments of released radioactivity and its diffusion		187
1.1 Trajectory analysis (Transport of radioactive emissions)		187
1.2 Simulation calculation of atmospheric transport and dispersion		198
2. Deposition of radioactivity and exposure dose in Japan		231
2.1 Estimates of total deposition of main radionuclides		231
2.2 Estimates of dose equivalents in Japan		235
2.3 Observed ratios of $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ and $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$		243
3. Monitoring results at JAERI, TOKAI		246
3.1 Radioactive iodine species in the atmosphere and sampling rates of filter		247
3.2 Fluctuations of radioactivity with time in environmental samples		256
3.3 Evaluation of exposure dose by inhalation		259
3.4 Detailed measurements of radioactivity collected by filter		270
3.5 A comparison of nuclides composition in the air-borne radioactivity and core inventory		275
4. Deposition and exposure dose in OECD member countries		280
4.1 Deposition		280
4.2 Exposure dose		280
5. Lessons learned and emergency countermeasures taken in OECD member countries		287
5.1 Emergency countermeasures		287
5.2 Derived intervention levels		288
5.3 Lessons learned and problems to be solved		289
Supplement D	Environmental transfer factors of radioactive materials obtained from the surveillance carried out in Japan after the Chernobyl reactor accident	297

Appendix 1	Member List of Ad hoc Committee	302
Appendix 2	Member List of Task Group A	303
Appendix 3	Member List of Task Group B	304
Appendix 4	Meeting Record	305

執筆分担（注：所属は昭和 62 年 6 月 19 日現在）

まえがき 青地 哲男（理事）

I. 古田 照夫（燃料安全第 3 研究室）

II.

第 1 章

- 1.1 土橋敬一郎，秋濃藤義（炉物理実験研究室）
- 1.2 新藤隆一，高野 誠，山下清信，沢 和弘，斎藤伸三（高温工学試験研究炉設計室）
- 1.3 同 上

第 2 章

- 2.1 田辺文也，吉田一雄，平野雅司，鴻坂厚夫（原子炉安全解析研究室）
- 2.2 傍島 真，藤城俊夫（反応度安全研究室），塩沢周策（高温工学試験研究炉設計室）
- 2.3 ”
- 2.4 奥 達雄，石山新太郎，小西隆志，西 宏（高温材料強度研究室）
- 2.5 奥村啓介（原子炉システム研究室）

第 3 章

- 3.1 坂本幸夫（プラント安全解析研究室）
- 3.2 内田正明（燃料安全第 1 研究室）
- 3.3 早田邦久（プロセス安全研究室）

参考資料 A 渡辺憲夫（リスク評価解析研究室）

参考資料 B 村松 健，早田邦久（プロセス安全研究室）

参考資料 C 刑部真弘，田坂完二（安全工学第 1 研究室）

III.

第 1 章

- 1.1 本間俊充（環境調査解析研究室）
- 1.2 森内 茂，茅野政道（環境第 1 研究室）

第 2 章

- 2.1 赤石 準，清水 勇（放射線管理第 1 課）
- 2.2 外川織彦，飯島敏哲（環境調査解析研究室）
- 2.3 大畑 勉，赤石 準（放射線管理第 1 課）

第 3 章

- 3.1
 - 3.1.1 野口 宏，村田幹生（放射線管理第 1 課）
 - 3.1.2 大越 実，赤石 準（ ” ）

3.2 大越 実, 大畑 勉, 片桐 浩 (放射線管理第1課)

3.3 笠井 篤, 柳瀬信之, 松永 武 (環境第2研究室)

3.4 鈴木敏夫, 岡下 宏 (分析センター), 梅沢弘一 (アイソトープ部)

3.5 " , " ("), " (")

第4章 大畑 勉, 赤石 準 (放射線管理第1課)

第5章 赤石 準, 大畑 勉 (")

参考資料D 飯島敏哲 (環境調査解析研究室)

ま え が き

1986年4月26日、ソ連ウクライナ共和国チェルノブイリ原子力発電所4号機において発生した事故は、原子炉の損傷状況、放射性物質放出量、死傷者数等いずれを取っても未曾有の大事故で、世界に大きな衝撃を与えた。この事故が伝えられると直ちに、原子力安全委員会は、国内の放射能監視の強化を指示するとともに、事故調査特別委員会を設置して、この事故の調査を行うとともに、我国の原子炉の安全確保に反映すべき事項の摘出を行うこととした。これに加えて通産省、動燃事業団、その他の諸機関においても、それぞれの立場で調査検討を行ってきた。

原研においても、事故の情報が伝えられた直後の4月30日、臨時のタスクフォースを招集して、事故の調査を始め、更に5月6日には、これを発展させて所内の「チェルノブイリ事故調査アドホック委員会」とし、その下に原子炉の設計、特性等、並びに事故経過を担当するタスクグループAと、放出された放射性物質の移行や拡散、性状並びに環境影響を担当するタスクグループBとを設けて、調査及び解析を行った。

調査及び解析の目的は、事故炉の特徴と事故の経過を分析することにより、この事故のより良き理解を助けること、環境における放射能影響の調査検討を行い汚染状況の把握に努めること、原子力安全委員会の事故調査特別委員会の調査審議のための資料を提供することであった。

タスクグループAにおける作業では、調査の対象となりうる問題の範囲は極めて広いものがあったが、この広い範囲をすべてカバーすることを必ずしも意図せず、むしろ原研における研究活動と関連づけて、上記の目的に照らして重要と思われるトピックスを選定し、それらをより深く分析することをもって調査の基本方針とした。従って本調査報告は、事故の全ての項目について検討した結果ではない。

一方、タスクグループBにおける作業では、事故後IAEA及び機関ベース、個人ベースで得た各国の汚染情報は、対象試料がまちまちであったり内容が精粗さまざまであったが、まず第1にこれらの情報の整理を行い、欧米各国の汚染状況の把握に努めるとともに、タスクグループAと同様に原研における研究活動と関連づけて、汚染の解析検討を行った。これらの結果は原子力安全委員会の事故調査特別委員会に提出した他、OECD/NEAが加盟各国に対して行った汚染、被曝状況の調査に対する資料として提供した。またソ連以外の各国で実施された緊急時対策を調査、整理して、対策実施上の問題点の把握にも努めたが、事故炉サイト内における防護・救急活動、事故対応活動従事者の被曝、周辺公衆の被曝、避難等の措置については、調査対象外とした。

調査に当たっては、幾つかの困難があった。先ずタスクグループAの行った解析等に際しては、TMI-2事故などに比べて情報の絶対量が不足しており、このため多数の仮定を設ける必要があったばかりでなく、これらの仮定の妥当性を検討することも必ずしも十分には行えなかった。第2には、事故炉がソ連独自の開発に成るものであるため、これを解析するために最も適した計算コード等が必ずしもそろっておらず、また解析の経験も当初は少なかったことである。

一方、タスクグループBにおいては、汚染状況の把握につとめたが解析を行うにあたって入手

したデータが主に西ヨーロッパ諸国及び米国のものに限られた。I A E A, W H O等から送付されたデータ, あるいは機関ベース, 個人ベースで入手したデータについては測定法等の記載がやはり十分でなく(例えば, ミルクについては, 市販乳か原乳かが不明), データの解釈が困難な場合があった。国内の情報についてもこのようなことが若干みられた。

このようにいくつかの困難が伴ったとはいえ, 原研の特質を活かした調査及び解析の結果は, 事故の経過や影響を把握するうえで貴重な資料を提供したと言えよう。個々の調査結果については, 一部これまでに学会等で発表されたものもあり, 原子力安全委員会の事故調査報告書と内容が重複するところもある。しかしながら, 今後の参考資料として原研が行った調査及び解析結果をその後の検討も加えてまとめておくことは, 有用と考え, ここにこれらの調査及び解析の結果をまとめて報告するものである。

本報告書の構成は, 第Ⅰ部に原子力安全委員会事故調査特別委員会第1次報告書等を参考に, チェルノブイリ原子力発電所及びR B M K炉の基本的特徴と事故の概要を要約記載し, 第Ⅱ部に原子炉の設計, 特性, 事故経過に関するタスクグループAの調査及び解析結果をまとめ, 第Ⅲ部に放射能挙動, 環境影響に関するタスクグループBの調査及び解析結果をまとめた。さらに事故発生直後に行った予備的な検討結果を参考資料として付した。本報告書が今後の原子炉の安全性の一層の向上に少しでも寄与することを期待するものである。

昭和 62 年 10 月

日本原子力研究所チェルノブイリ事故調査アドホック委員会

委員長 青地 哲男

I. チェルノブイリ原子力発電所における事故の概要

1986年8月、ソ連は、IAEA主催の国際会議において事故の全容を報告した。第I部は、この報告をもとに、原子力安全委員会によって公表された「ソ連原子力発電所事故調査報告書-第1次¹⁾」等を参考にして、チェルノブイリ原子力発電所のサイトの位置と周辺環境、RBMK-1000型原子炉の特徴、事故の原因と経過、及び放射能放出の概要を記述したものである。この概要は、事故の全体を概観するとともに、第II部、第III部の理解を助けるために作成されている。

1. チェルノブイリ原子力発電所について

1.1 周辺環境及びサイト

チェルノブイリ原子力発電所は、第 I.1 図に示すようにソ連ウクライナ共和国の中心地キエフ市の北北西約 130 km に位置し、ドニエプル川の辺にある。この発電所のある地域は、通称白ロシアウクライナ低湿地と呼ばれ、比較的平坦であり、プリピャチ川の方角に向け緩やかに傾斜している。この発電所付近におけるプリピャチ川は集水面積 $10,600 \text{ km}^2$ 、川幅 200 ～ 300 m を持ち、流水の平均流速及び平均流量は各々、 $0.4 \sim 0.5 \text{ m/s}$ 、 $400 \text{ m}^3/\text{s}$ である。この付近における飲料水及び農工業用水は、川の水面下 10 ～ 15 m に存在する滞水層から利用され、この層は不透水性泥灰岩によって第四紀層と分離されている。

チェルノブイリ原子力発電所のあるキエフ州は面積 $29,000 \text{ km}^2$ で、1986 年初における人口は州都キエフ市で 250 万人、発電所の半径 30 km 以内の地域で 10 万人であり、そのうち 49,000 人はプリピャチ市に、また、12,500 人はチェルノブイリ市に居住していたが、白ロシアウクライナの地域は全般的に人口密度はそれほど高くない。プリピャチ市は発電所から 3 km の衛生保護ゾーン（非居住区域と思われる。）の西側に、また、この地方の中心地チェルノブイリ市は発電所の東南 15 km に位置している。

この地方における産業は、機械産業として化学、食品、計器製造が発達し、電子計算機、工作機械、農機、船舶製造も行われており、農業は小麦、大麦、エンバク、ビート、麻、ジャガイモ、野菜等の栽培が主要なものであり、かつ畜産業として乳製品や養鶏が盛んに行われている。

チェルノブイリ原子力発電所には、1978 年 5 月に運転を開始した 1 号炉から、1984 年 3 月に運転を開始した事故発生炉の 4 号炉までの 4 機があり、事故発生当時には 4 機とも運転が行われていた。そのほか第 I.1 表に示すようにこの発電所には建設中の 2 機があり、6 機とも RBMK-1000 型炉と呼ばれるソ連が独自に開発した黒鉛減速軽水冷却沸騰水型炉である。発電所敷地周辺を第 I.2 図に示す。事故が発生した 4 号炉は 3 号炉と対称に建設されており、約 500 m 離れて 1、2 号炉がある。同図中に見られる導水冷却人工池は面積 22 m^2 で貯水量 6,000 万 トンを有し、現在運転中の 4 機のタービン復水器等の冷却水を供給している。なお、建設中の 2 機には水量 $10 \text{ m}^3/\text{h}$ を持つ冷却塔が 2 台建設されて、この人工池と併用されることになっている。

1.2 チェルノブイリ 4号機プラント

チェルノブイリ原子力発電所の4号機は黒鉛減速軽水冷却沸騰水型炉であり、通称 RBMK-1000 型炉（RBMK とはロシア語で、大容量チャンネル化型炉の頭文字を略したものである。）といわれる電気出力 1,000 MW を有する原子炉である。

ソ連は 5 MWe の黒鉛減速軽水冷却加圧水型炉で 1954 年 6 月世界最初の送電を行い、ついで同型炉の出力を増加させつつ改良を加え、1960 年代末に RBMK-1000 型炉を開発し、1974 年 11 月に 1,000 MWe の黒鉛減速軽水冷却沸騰水型炉をレニングラード原子力発電所で運転開始をおこなった。その後、黒鉛減速軽水冷却沸騰水型炉は大型化が図られ、1984 年 12 月に 1,500 MWe のイグナリア原子力発電所 1 号機が運転を開始し、更に核過熱を利用する 2,400 MWe の RBMK-2400 も開発途中にあるといわれる。

RBMK 型の特徴として次のことが挙げられる。

- ① 運転中に、燃料の交換が可能で、燃料及び冷却材を収納する縦型チャンネルを有する炉
- ② ジルコニウム合金被覆管に二酸化ウランを収納した燃料棒を円筒状に束ねた燃料
- ③ チャンネルの間の黒鉛減速材
- ④ タービンに蒸気を直接供給する再循環軽水冷却沸騰水型炉

これらは、①圧力容器が不要なため、炉のユニット出力と製造工場に制限がないこと、②複雑で高価な蒸気発生器が不要なこと、③燃料の連続交換が可能で中性子経済が良好なこと、④燃料価格変化に容易に対応できる柔軟な燃料サイクルを採用できること、⑤蒸気の核過熱の可能性があること、⑥流量のチャンネル毎の調整、チャンネル健全性のチェック、個々のチャンネルのパラメータ及び放射能のチェック、及び運転中に漏洩燃料集合体の交換を行うことにより炉の熱的信頼性や耐久性が高いこと、の利点がある。

問題点としては、①大きな正のボイド反応度係数が現れること、②各種の反応度の外乱に対する中性子束変化の感度が高いので、炉心の出力分布を安定させるために複雑な制御システムを必要とすること、③各チャンネルの入口、出口の複雑な分岐化を必要とすること、④金属構造物及び燃料要素、黒鉛構造物に蓄積された大量の熱エネルギーが存在すること、⑤タービン内で低放射能蒸気が存在することである。

RBMK-1000 型炉の鳥瞰図及び主要系統図を第 I.3 図、第 I.4 図に示す。チェルノブイリ原子力発電所 4 号炉は熱出力 3,200 MW で、同一の二つの冷却ループを有し、各ループには燃料を有する縦型 830 本のチャンネルが接続され、合計 1,661 本のチャンネルが接続されている。各冷却ループは 4 台の並列に配置された主循環ポンプ（吐出圧力：約 1.5 MPa、流量：7,000 t/h）を有し、運転中は 3 台のポンプが稼動し 1 台は予備とされる。主循環ポンプを出た冷却水は、分配用コレクタを経て 270 °C で原子炉下部からチャンネルに入り 284 °C まで加熱され、平均蒸気重量率 14 % の気水混合物となりチャンネル上部及び出口管を通り 2 台の気水分離器に至る。ここで分離された圧力 7 MPa の乾燥蒸気（湿り度：0.1 %）は、2 本の蒸気パイプを通り電気出力 500 MW のタービンに供給される。タービンから排出された蒸気の復水は、脱気器を介して下降管の上部にポンプによって戻され主循環ポンプの入口で水を飽和温度以下にする。一方、水は 2 系統にある 4 台の気水分離器から 12 本の下降管を経てマニホールドに集められ、主循環ポンプのサク

ジョンヘッドに戻される。

原子炉本体は、黒鉛ブロック及び上部と下部の保護プレートを貫通する 1680 本の燃料チャンネルで構成され、直径約 12 m、高さ約 7 m の大きさを有している。減速材である黒鉛ブロックは、柱状に積み重ねられ下部プレートによって支えられている。また、最外周の反射体チャンネル部には黒鉛ブロック固定棒が挿入され、チャンネル壁とのギャップを小さくして径方向への黒鉛ブロックの変位を押さええている。黒鉛の総量は約 1,600 トンであり、中性子の減速と γ 線吸収により熱出力の約 5 % は黒鉛中で発生する。黒鉛の酸化と熱抵抗の減少を防ぐため、黒鉛パイルの空隙にはヘリウムと窒素の混合気体をゆっくりと循環させ、ここで蒸気温度及び圧力を測定することによって蒸気漏洩を検出し燃料チャンネルの健全性を保証している。

濃縮度 2 % の二酸化ウランのディッシュ付きペレットを長さ約 3.5 m の Zr-1 % Nb 被覆管に挿入し、これを 2 本繋ぎ合わせて燃料棒を作り、第 I.5 図に示されるように 18 本を配置して 1 体の燃料集合体とする。燃料チャンネルは炉心部を Zr-2.5 % Nb とし、その上下をステンレス鋼で接合する構造となっており詳細を第 I.6 図に示す。燃料チャンネルと黒鉛ブロックとの間の関係を第 I.7 図に示す。燃料チャンネルと黒鉛ブロックとの間の実効伝熱面積を改善するため、厚さ約 20 mm の黒鉛リングが挿入され交互に燃料チャンネルと黒鉛ブロックとに接触するような工夫がなされている。燃料交換を行う際は、燃料交換機をチャンネル頭部に結合し交換機とチャンネルの内圧を平衡させた後チャンネルのシールを取り除き燃焼燃料を取り出し新燃料を装荷する。

制御棒とその駆動機構を第 I.8 図に示す。制御棒には長さの異なる 2 種類があり、各々の棒は B_4C をアルミニウムで被覆し、炉心内では独立系統の 40 ~ 70 °C の冷却水によって冷却されている。制御棒の駆動は図に示すような簡単な構造であり、その速度は 0.4 m/s である。RBMK-1000 型炉の制御棒及び出力検出器の配置を第 I.9 図に示す。このシステムによって、

- ① 炉出力を規定のレベルに自動的に保持すること。
- ② 主要機器からの故障信号により、自動制御及び半径方向制御棒により出力を急速に低下させること。
- ③ プラントのパラメータが危険な方向にそれた、あるいは機器が故障したという信号を受け、緊急保護用制御棒により連鎖反応を緊急停止すること。
- ④ 炉が加熱され定格出力に上昇される際の反応度の変動を補償すること。
- ⑤ 炉心内の出力密度分布を制御し調整をすること。

が行われる。このため制御棒は機能別に図に示されるような 4 種類があり、合計 211 本と多いことが特徴となっている。自動制御棒 12 本は 1 グループ 4 本の 3 グループに分れ、出力の自動制御および緊急時の出力低下を行う。局所自動制御棒 (LAC) の 12 本は炉心を 12 の領域に分けた各領域に配置され、局所出力分布の調整を行い、局所緊急保護制御棒 (LEC) の 12 本の LAC 系の誤動作等による局所における異常な出力上昇を保護することを目的としている。手動制御棒 163 本は、通常運転時に 0 ~ 100 % の挿入状態で余剰反応度の抑制と出力分布の調整を行うものと、通常運転時には全引き抜き状態で緊急時の出力低下又は停止を行う緊急保護棒とがある。また、炉心下方から挿入する短尺制御棒 24 本は通常運転時には 0 ~ 50 % の挿入状態で軸方向の出力分布を調整する。これらの制御棒に対して各々の目的に合わせた中性子検出器が図に示すように配置されている。なお、炉の出力が大きいので炉の完全自動停止は以下の場合に限られている。

即ち、①炉出力、気水分離器の圧力及び水位の指示が許容範囲を外れた場合、②電源が喪失した場合、③同時に2台のタービン発電機もしくは2台の主循環ポンプが停止した場合、④給水流量が2分の1以下に低下した場合、⑤主循環ポンプ圧力ヘッド（直径900 mm）の完全両端破断が生じた場合に、レベル5（AZ-5）の信号が発せられ炉の完全自動停止が起こる。

制御および安全保護系のほかに

- ① 100チャンネル以上の径方向及び12チャンネル以上の軸方向につき燃料に直接センサを装填し出力分布を測定する計測システム
- ② 反応度計及び引き抜き可能な起動時チェンバによる起動監視システム
- ③ ボール式流量計による各チャンネル毎の流量検知システム
- ④ 破損燃料検出システム——各チャンネル出口で配管内の揮発性核分裂生成物中の短寿命核種放射能測定により燃料棒の気密性を調べる。
- ⑤ チャンネルの周囲を流れるガスの湿度及び温度を測定する圧力管健全性の監視システムがある。そして全てのデータはコンピュータに入力され、運転員に対して設定値からのずれや呼出による表示及び記録として提示される。

原子炉の主な仕様は第I.2表に示すとおりである。炉の制御及び安全性の点で重要な特性としては“反応度操作余裕”又は余剰反応度であり、これは制御棒の微分反応度価値の大きいところで炉心に挿入されている制御棒の本数に換算して表される。RBMK型炉では、原子炉を緊急に停止する際全制御棒（短尺制御棒を除く）を0.4m/sの速度で炉心に挿入することで1\$ / s以上の負の反応度が投入される。しかし、この反応度投入率を保証するには各制御棒がある条件を満足している必要がある。この条件を示すパラメータが“反応度操作余裕”である。これは今回の事故で重要な役割を果たしているため、以下に詳細を記す。制御棒の引き抜き位置と反応度の一般的な関係を第I.10図(a)に示す。一定速度で制御棒が挿入されると、ある時間内に投入される負の反応度は制御棒が炉心の上端又は下端にある場合、即ち図のBからB'に制御棒が挿入されると反応度bが投入される。一方、制御棒が炉心の中央付近にある時、即ち図のAからA'に制御棒が挿入されると反応度aが投入される。この両者を比べると、図から明らかに制御棒が炉心の中央付近にある時に投入される反応度のほうが大きい。つまり、同図の(b)及び(c)で模式的に示されているように、“反応度操作余裕”が最大または最小となる制御棒の位置関係が存在する。したがって、緊急停止信号が発生した時に、作動する全制御棒の挿入により得られる反応度投入速度が、最も効果的な位置にある制御棒で何本分の反応度投入速度に相当するかを常時把握しておく必要がある。この“反応度操作余裕”は運転中計算機によりプリントアウトされるが、所要の“反応度操作余裕”の確保は運転員の操作に委ねられており、警報やインターロック等の設備上の対策は取られていない。チェルノブイリ原子力発電所4号機では、この“反応度操作余裕”は常時30本以上と定められており、発電所主任技師の承認をうけた場合に限り15本までの運転が許されているが、15本以下となった時には直ちに運転を停止することに定められている。しかし、事故直前には同図(d)のように殆どの制御棒が上限まで引き抜かれ、“反応度操作余裕”は6～7本程度であったとされ、スクラムボタン（AZ-5）を押しても有効に負の反応度が投入されるまでに約6秒を要する状態であったと報告されている。

工学的安全系の設計では、口径900 mmの配管の瞬時破断を想定して設計基準としている。

RBMK-1000 型炉を停止する場合、

- ① 冷却系内に存在する大量の蒸気のため、冷却材圧力の下降速度が極めて緩慢である。
- ② 原子炉の金属構造物、燃料要素および減速材黒鉛に蓄積された大量の熱エネルギーのため炉停止後も熱出力が大きい。

という特徴があるため、それらを考慮して非常用炉心冷却系の冷却能力の設計がなされている。

この炉の工学的安全装置である非常用炉心冷却系の系統図を第 I.11 図に示す。この装置は、①強制循環回路（一次冷却系）の大口径配管破断、②蒸気配管の破断、③給水配管の破断による事故時に作動するばかりでなく、通常の系統による冷却水の供給が不能となった場合でも、原子炉チャンネルに水を供給するためにも使用される。非常用炉心冷却系は、3つの独立したチャンネル（サブシステム）で構成され、各々は少なくとも50%の容量をもっている。各々のチャンネル（サブシステム）は、事故の初期の段階に、破断ループのチャンネルに対して必要な流量を供給するため急速に作動する“蓄圧系”と長期冷却に作動する“ポンプ冷却系”で構成される。2つの蓄圧系は、各々容量25 m³のタンク6基（水を充たし、窒素で10.0 MPaに加圧）と、これを一次冷却系の分配ヘッドに接続する配管及びヘッド類で構成され、急速閉作動ゲート弁（Du 400 型）によって作動する。ゲート弁の電源は蓄電池より供給される。1つの蓄圧系全体の初期の水量は約80 m³で、残り70 m³は窒素である。それぞれの蓄圧系は、破断ループに対して、少なくとも必要水量の50%以上を100秒以上にわたり供給することができる。

炉冷却回路の配管（気水分離器配管、燃料チャンネルの上部配管、気水分離器室内にある立ち下がり配管及びリアクタースペースから蒸気ガスタンクの配管を除く）の漏洩を伴う事故の際、放射性物質の放出を局所的に閉じ込める設計が図られている。局所化システムの主要構成部分は第 I.12 図に見られるように気密性を保った区画で原子炉建屋内の次の所である。即ち、図中の1と2で示される耐圧0.45 MPaを持つ強化気密区画、図中の3と4で示される分配グループヘッド及び下部給水連絡配管室で0.08 MPa以上の圧力上昇を想定していない区画、図中の5で示される蒸気分配の区画、図中の7で示される2回凝縮型圧力抑制プールの貯水部分及び図中の8で示される空気雰囲気区画がある。これらの気密性は図中の9及び11の逆止弁や10の逃し弁で連絡されており、強化気密区画と蒸気分配の区画は図中の17の蒸気放出チャンネルによりサブプレッションプールの貯水部分に接続されている。

非常用電源系としては、次の電源に要求される信頼性によってグループに分けられている。

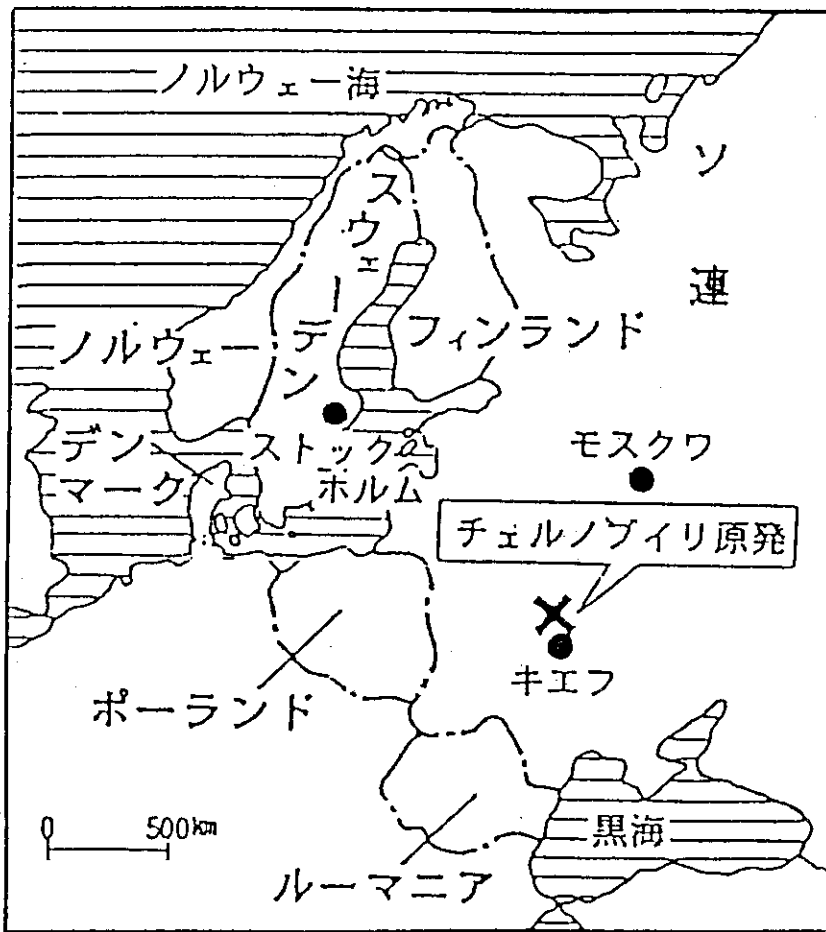
①所内の主変圧器及び予備変圧器からの交流電圧が完全に喪失した場合を含むいかなる条件下でも1秒から数秒までの電源の遮断が許されず、炉の緊急保護系が作動した後に必ず電源を必要とする負荷、②同様の条件で数十秒から数十分までの電源遮断を許し、かつ、炉の緊急保護系が働いた後に電源が必ず必要となる負荷、③所内の主変圧器及び予備変圧器からの電圧が喪失した状態で電源の存在を必要とせず、プラントの通常運転時に所内負荷の主変圧器から予備変圧器への切替の間、電源の遮断を許すような電力負荷となっている。プラントの安全性にとり重要なシステムに供給するため別建屋の予備ディーゼル発電所が設けられ、3、4号機用として出力5.5MWのディーゼル発電機3基が設備されている。これらのディーゼル発電機は設計基準事故の信号及び電流喪失信号により自動的に15秒で起動し、負荷が順次投入される。

第 I. 1 表 チェルノブイリ原子力発電所の状況¹⁾

		着 工	臨 界	運 転	
第 1 期	{ 1号機	1971	1977.8	1978.5	
	{ 2号機	1971	1978.11	1979.5	
第 2 期	{ 3号機	1975	1981.6	1982.5	
	{ 4号機	1975	1983.12	1984.3	事故発生炉
第 3 期	{ 5号機	1981			
	{ 6号機	1982			

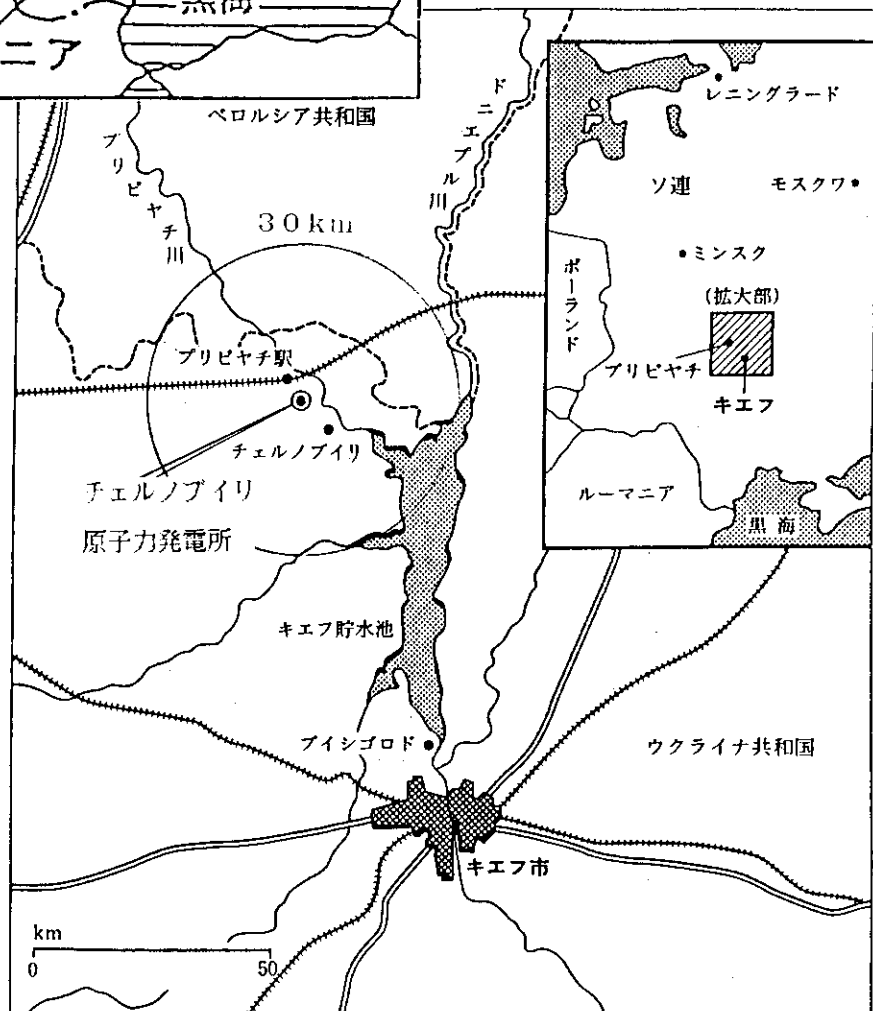
第 I. 2 表 炉の主要な物理的特性¹⁾

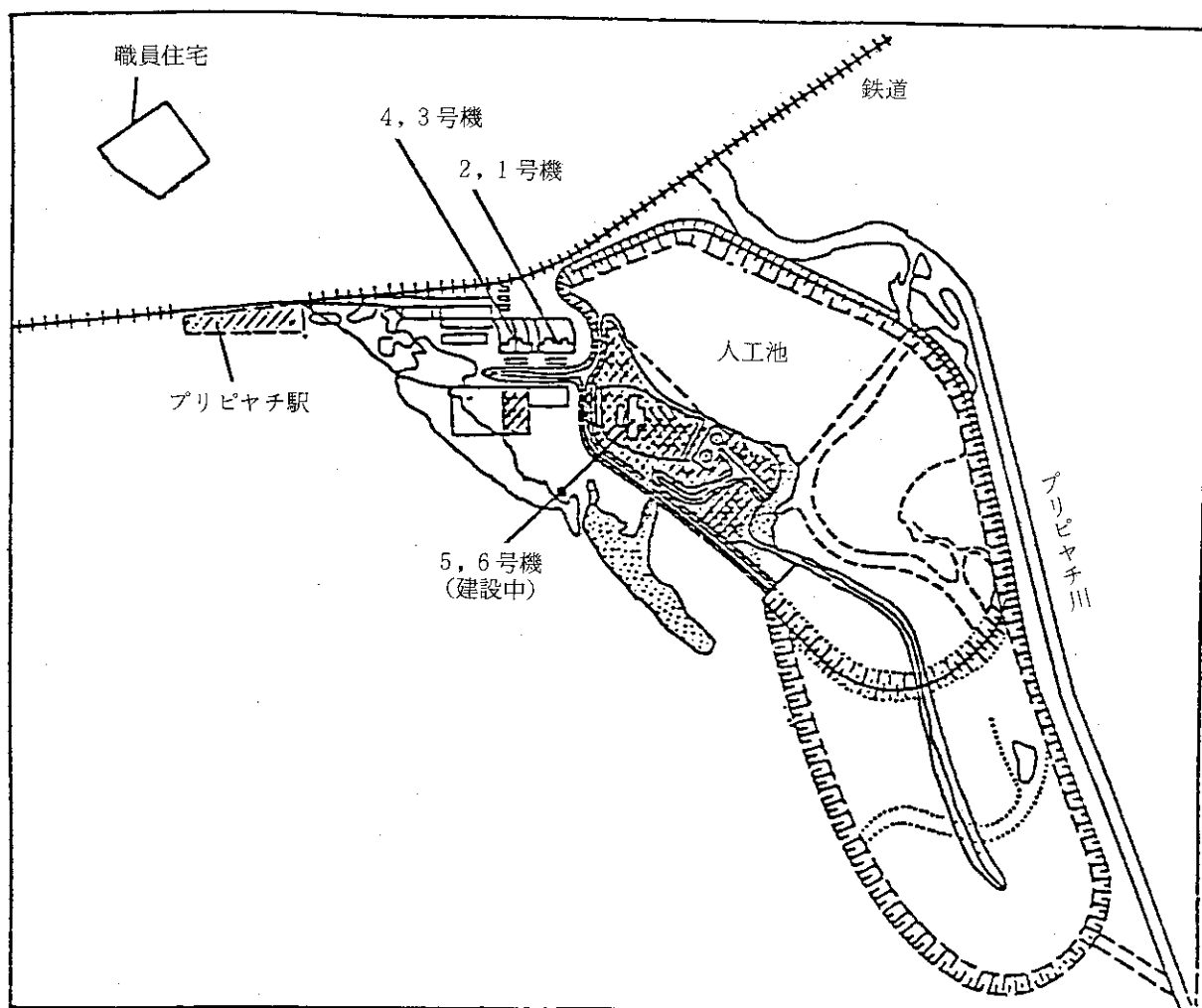
熱出力	3,200 MWt
濃縮度	2.0 %
燃料集合体ウラン重量	114.7 kg
燃料棒直径 / 本数	13.6 mm ϕ / 18 本
燃焼度	20,000 MWd / t (20 MWd / kg)
半径方向ピーキング	1.48
軸方向ピーキング	1.4
チャンネル限界熱出力	3,250 K Wt
取出燃料組成 (^{235}U)	4.5 kg / t
(^{236}U)	2.4 kg / t
(^{239}Pu)	2.6 kg / t
(^{240}Pu)	1.8 kg / t
(^{241}Pu)	0.5 kg / t
ボイド係数	α_{ψ} 2.0×10^{-4} / 蒸気体積%
短時定数出力係数	α_w -0.5×10^{-4} / MW
燃料温度係数	α_{τ} -1.2×10^{-5} / $^{\circ}\text{C}$
グラファイト温度係数	α_c 6×10^{-5} / $^{\circ}\text{C}$
全制御棒価値 (最小)	10% ΔK
(制御及び保護システム棒)	
手動制御棒価値	7.5 % ΔK
燃焼燃料を新燃料に	0.02 %
交換した時の効果	
(平均)	



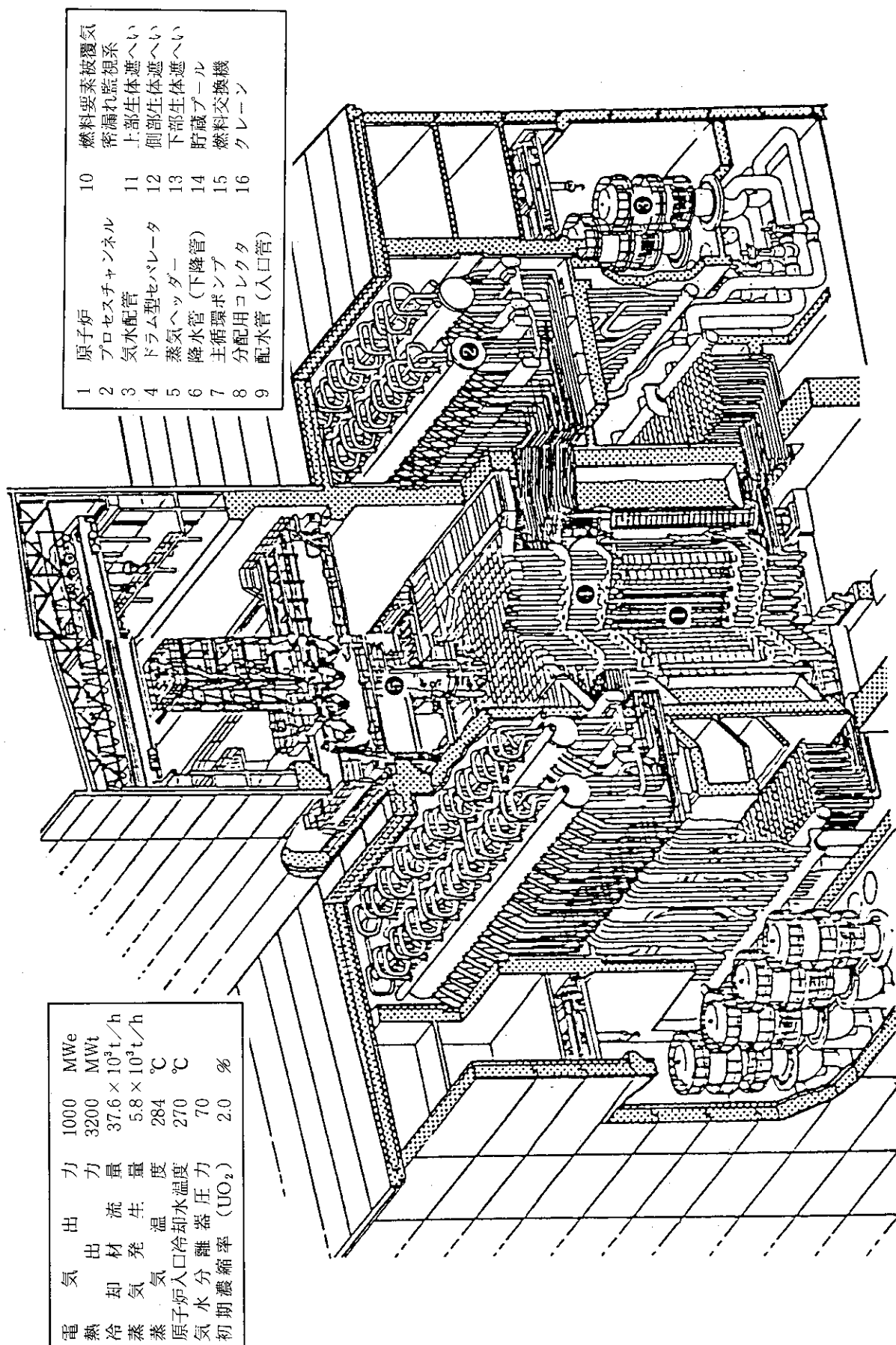
第 I.1 図

チェルノブイリ原子力
発電所位置

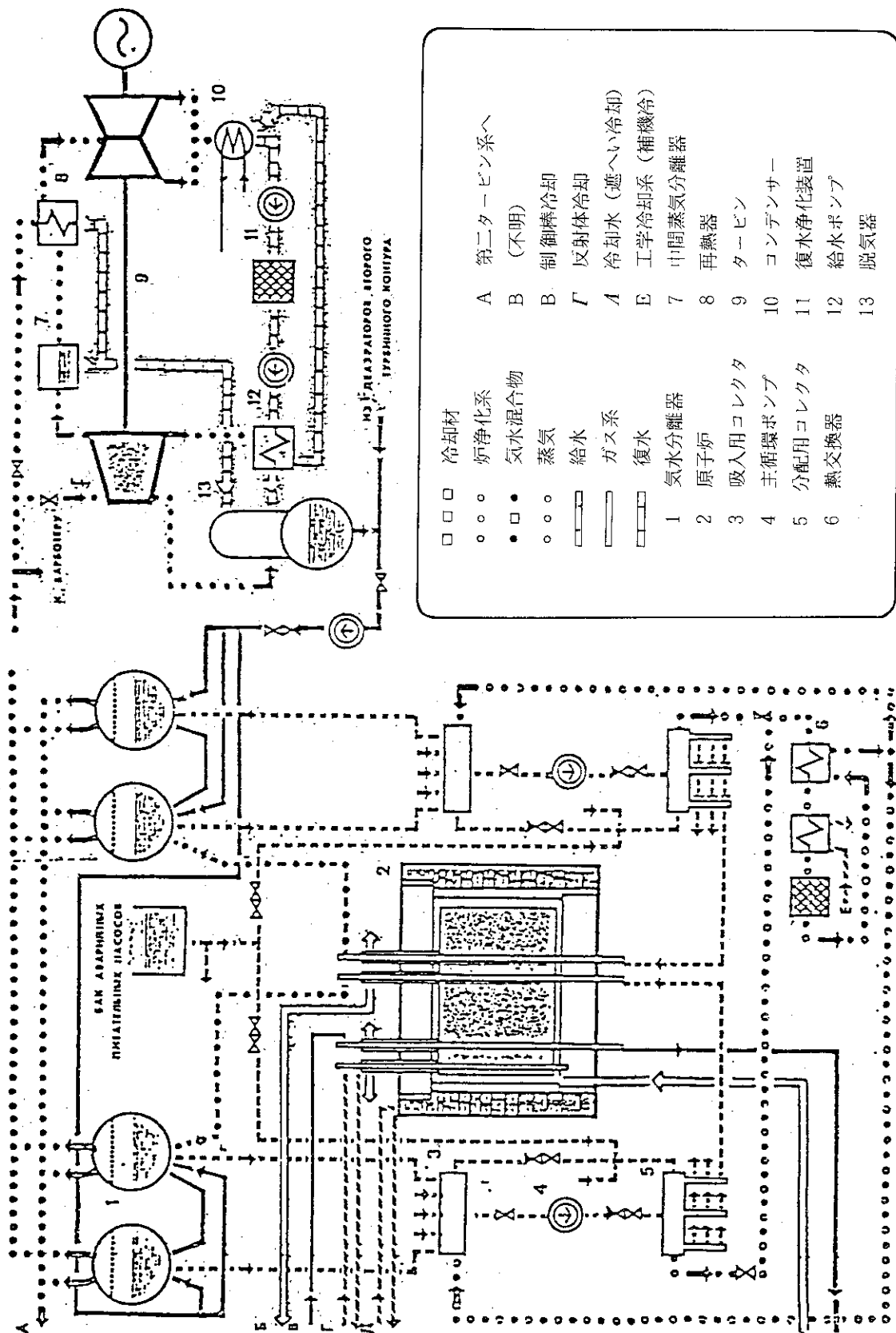




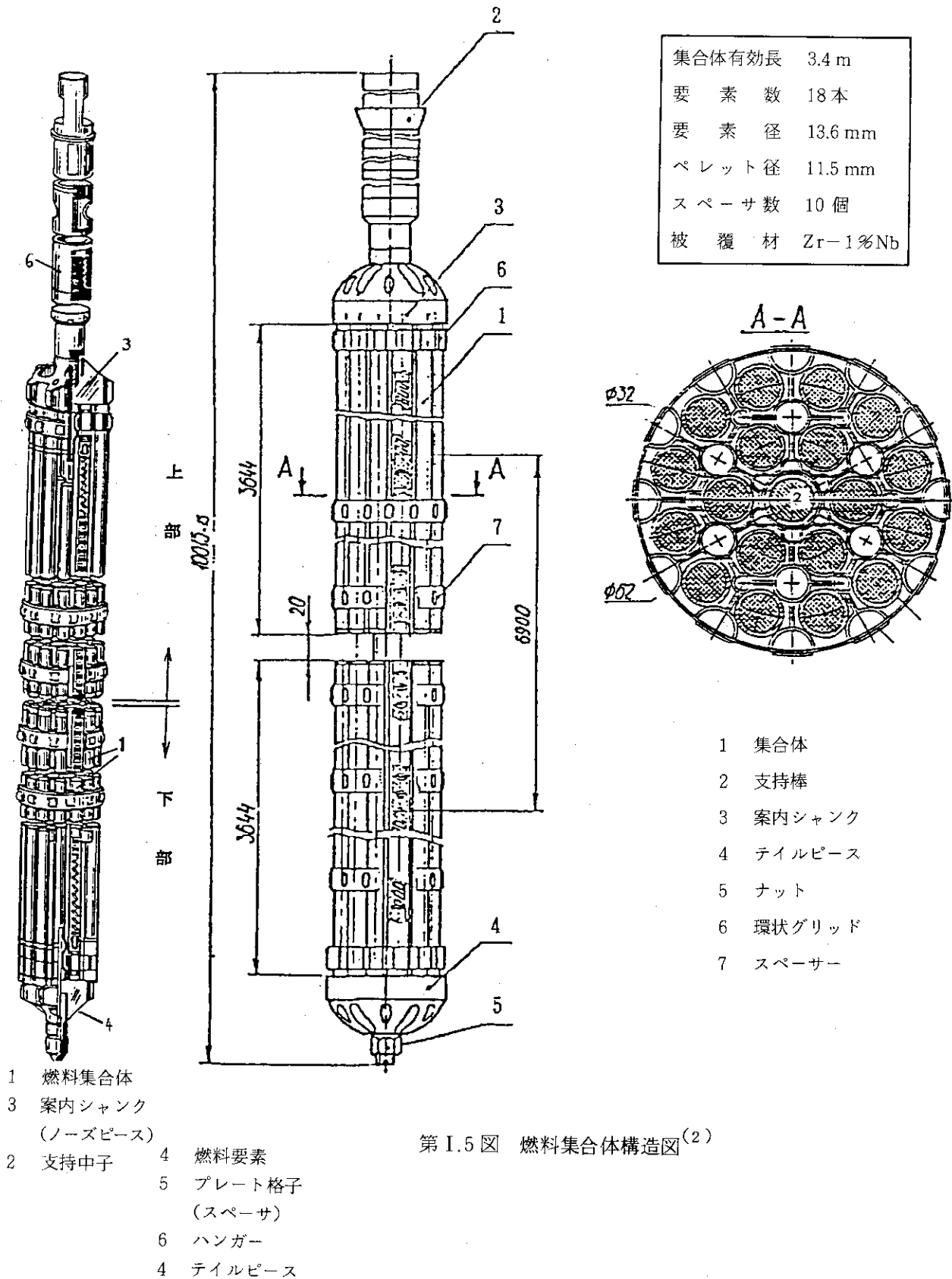
第I.2図 チェルノブイリ原子力発電所周辺図⁽¹⁾

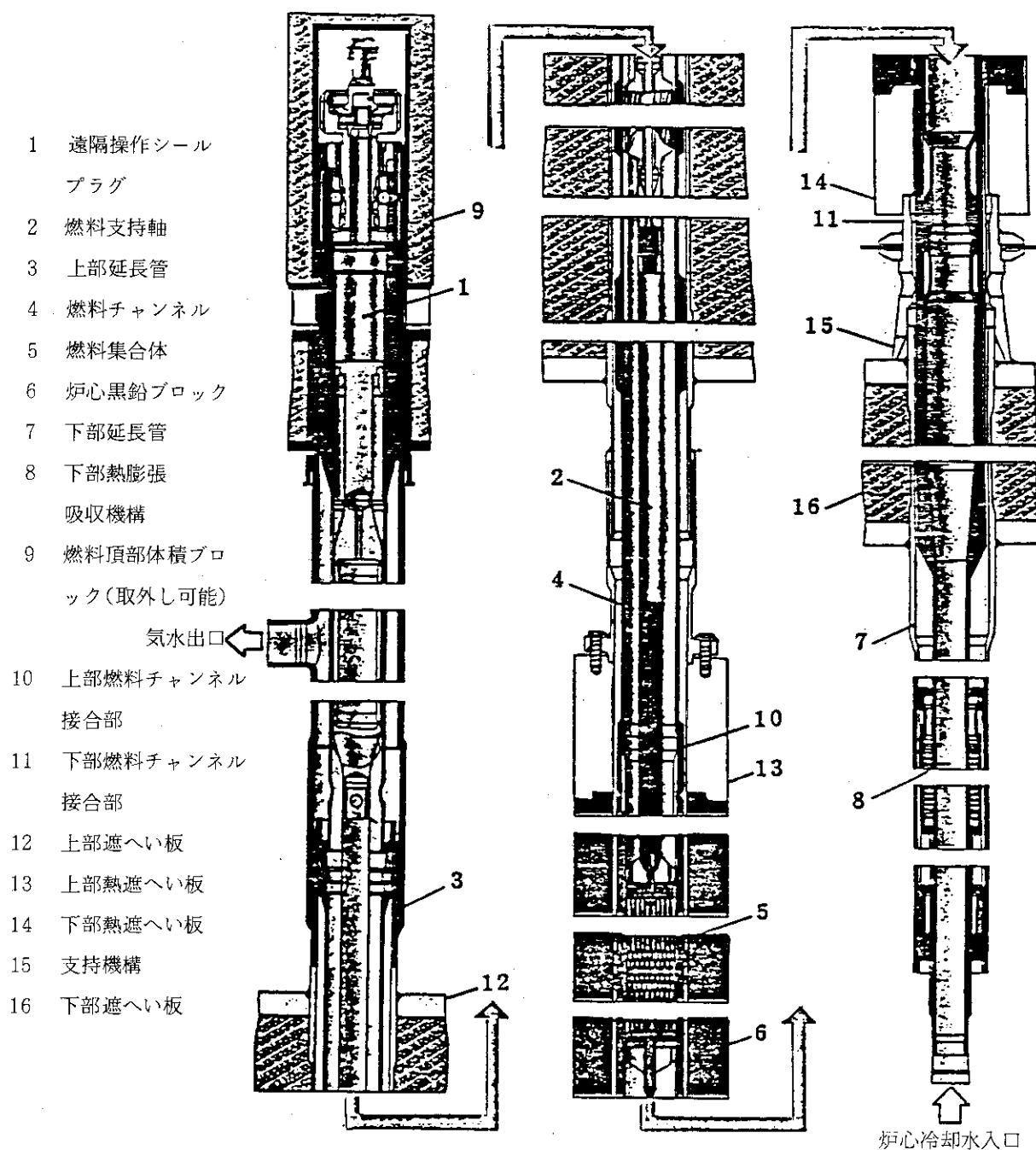


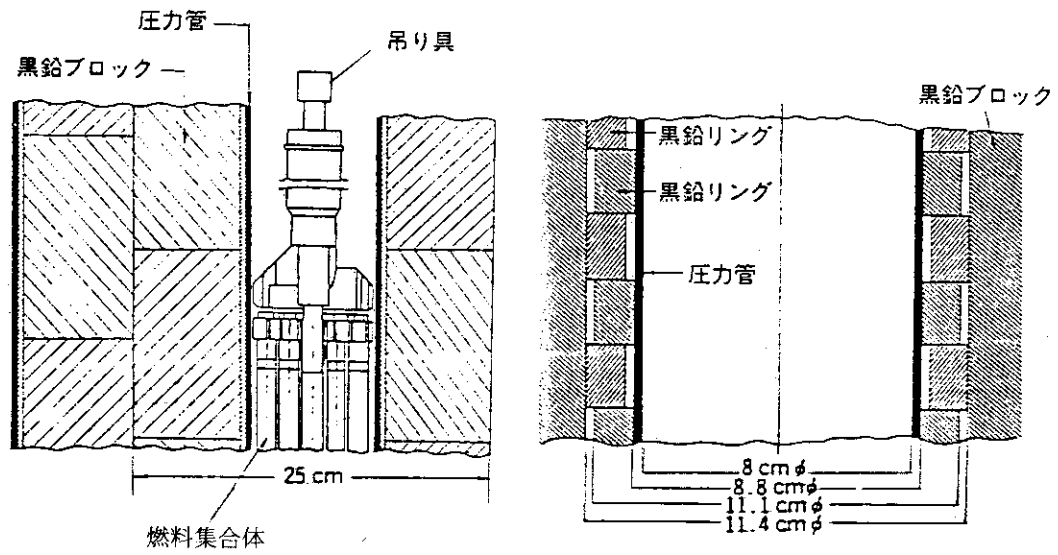
第 I.3 図 RBMK 型炉の鳥瞰図



第 I.4 図 RBMK 1000 型原子炉プラント主要系統図⁽²⁾

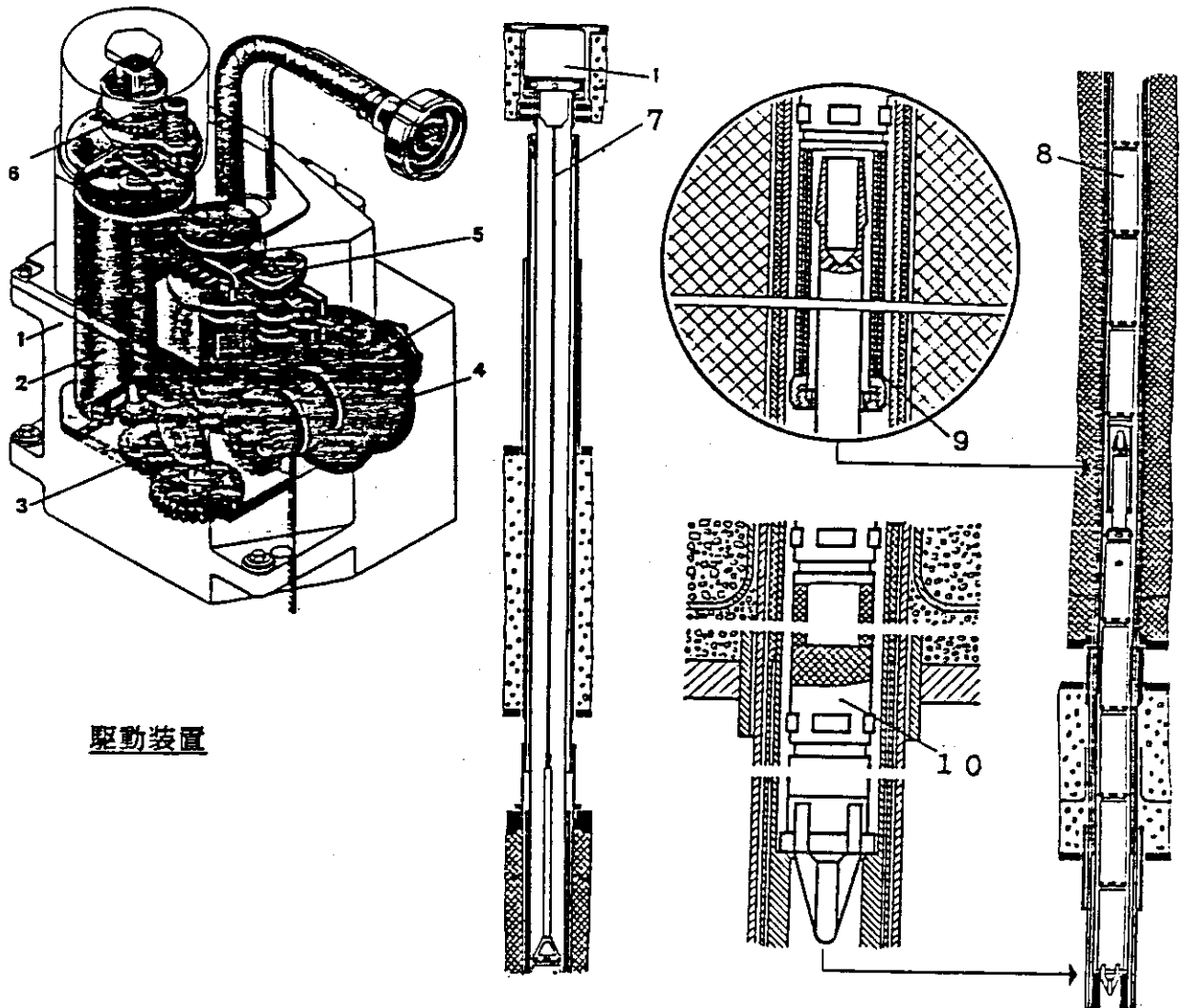


第I.6図 燃料チャンネル⁽²⁾



第 I.7 図 燃料チャンネル-黒鉛ブロック構造図⁽²⁾

制御棒チャンネル

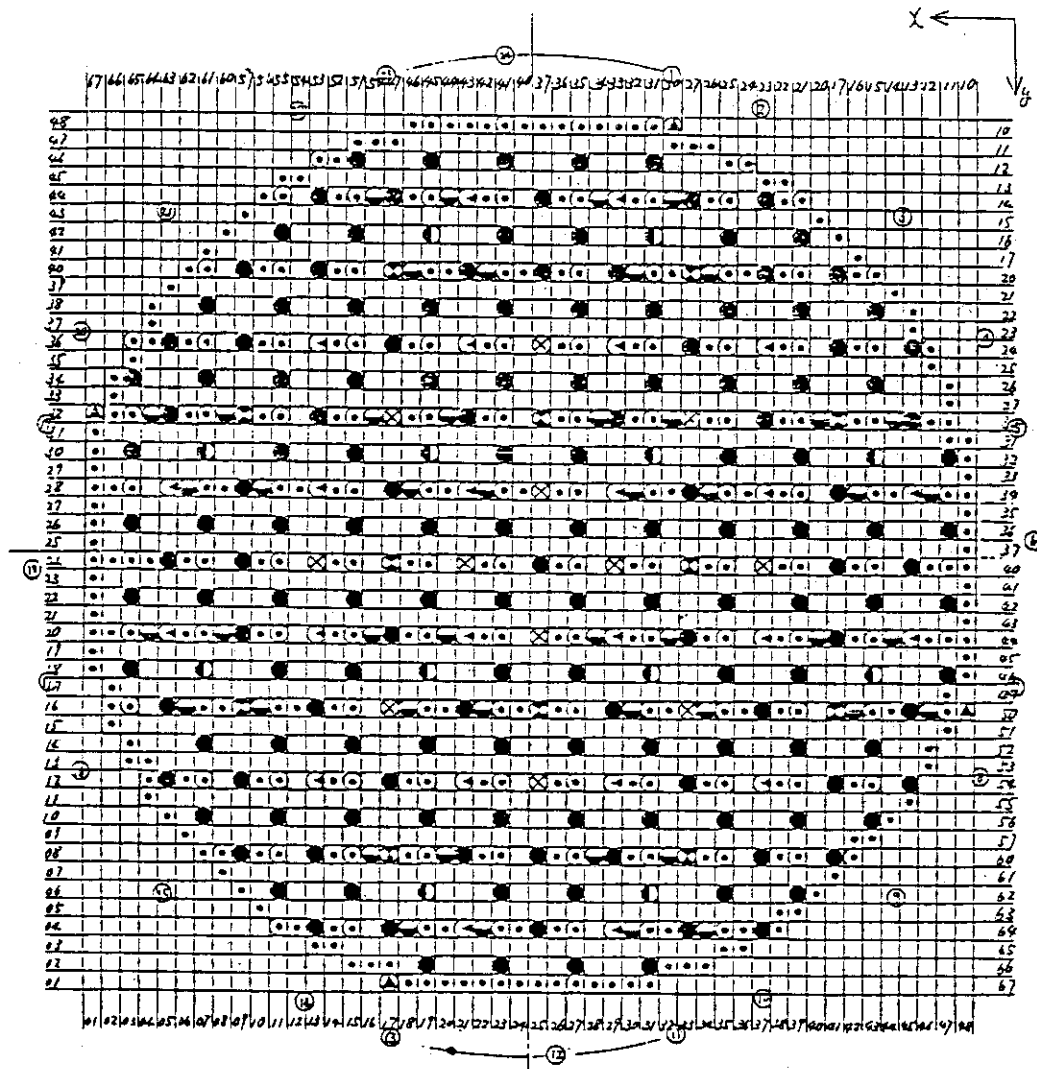


駆動装置

制御棒本数 211 本
 制御棒長さ 6170/3050 mm
 制御棒材質 B₄C
 (アルミニウム被覆)

- | | |
|--------------|------------|
| 1 駆動装置 (ケース) | 6 手動機構 |
| 2 モータ | 7 ワイヤ |
| 3 減速装置 | 8 吸収体 |
| 4 巻取りドラム | 9 リンク |
| 5 自動ストッパ | 10 ディスプレーサ |

第 I.8 図 制御棒チャンネル及び駆動装置⁽²⁾

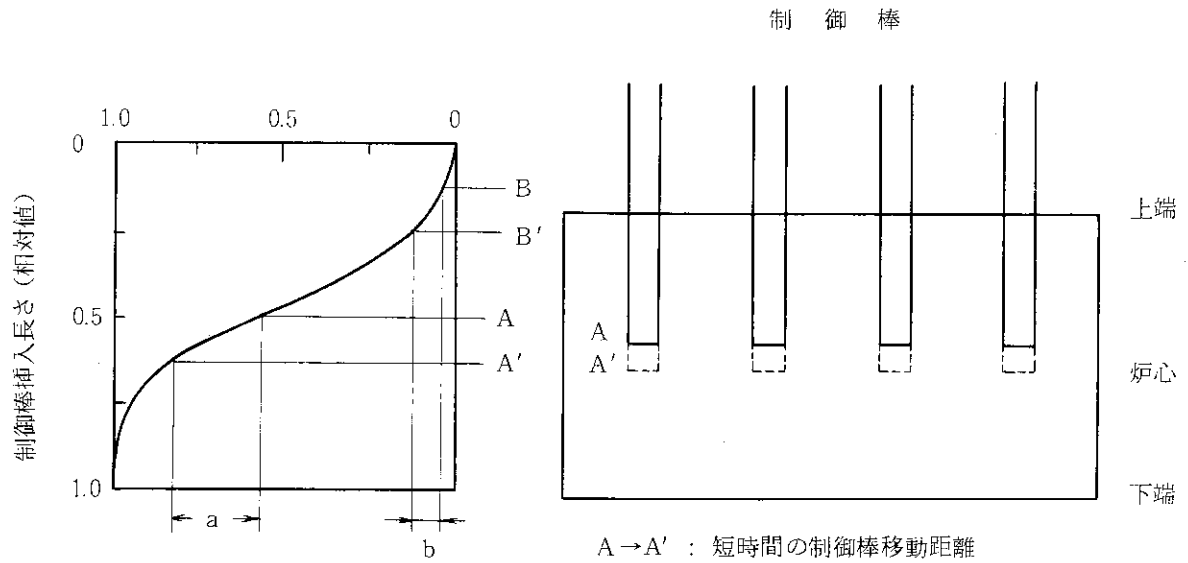


- DMER 径方向出力分布測定器 (130 個)
- γ -チェンバー校正用チャンネル (225 個)
- LAC*, LEP** 用検出器 (48 個)
- LAC, LEP 用制御棒 (12 本)
- ⊗ 自動制御棒, 平均出力制御棒 (12 本)
- 手動制御棒 (163 本)
- △ 短尺制御棒, 軸方向出力制御 (24 本)
- ⊗ DMEH 軸方向出力分布測定器 (12 × 7 軸方向 = 84 個)
- △ 核分裂チェンバー (4 個)
- イオンチェンバー, 全出力制御棒用検出器 (24 個)

* : Local Automatic Control Rod

** : Local Emergency Protection Rod

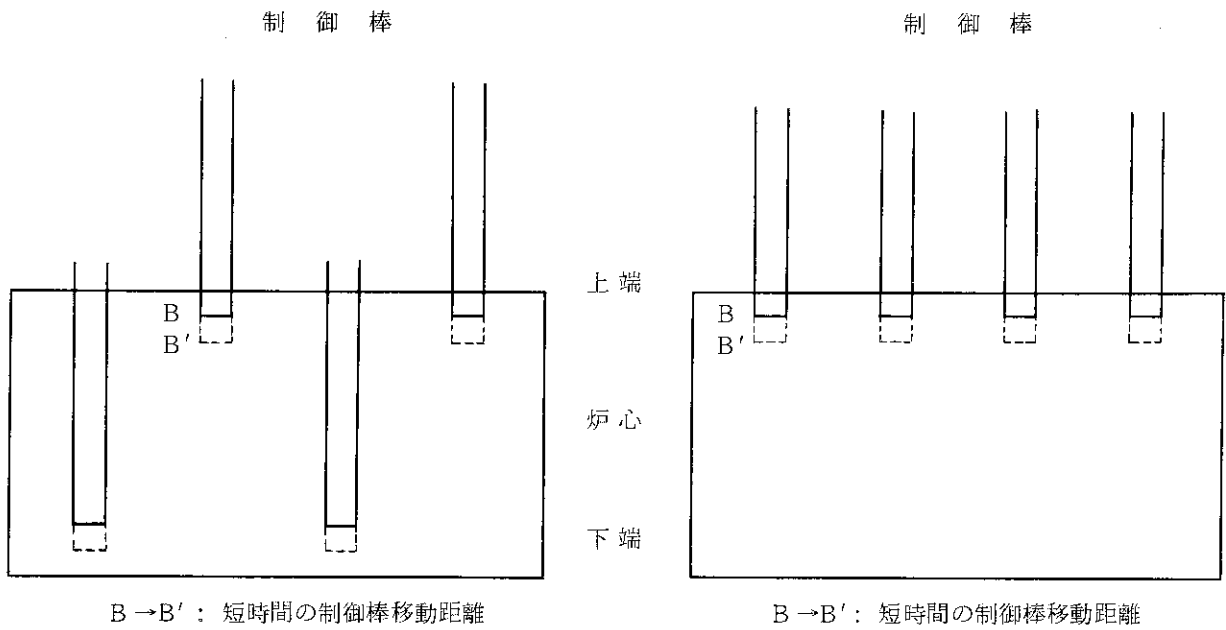
第 I.9 図 RBMK-1000 の制御棒及び出力検出器の配置⁽²⁾



a, b : $A \rightarrow A'$, $B \rightarrow B'$ に対する反応度低下

(a) 制御棒の挿入長さと反応度低下の関係

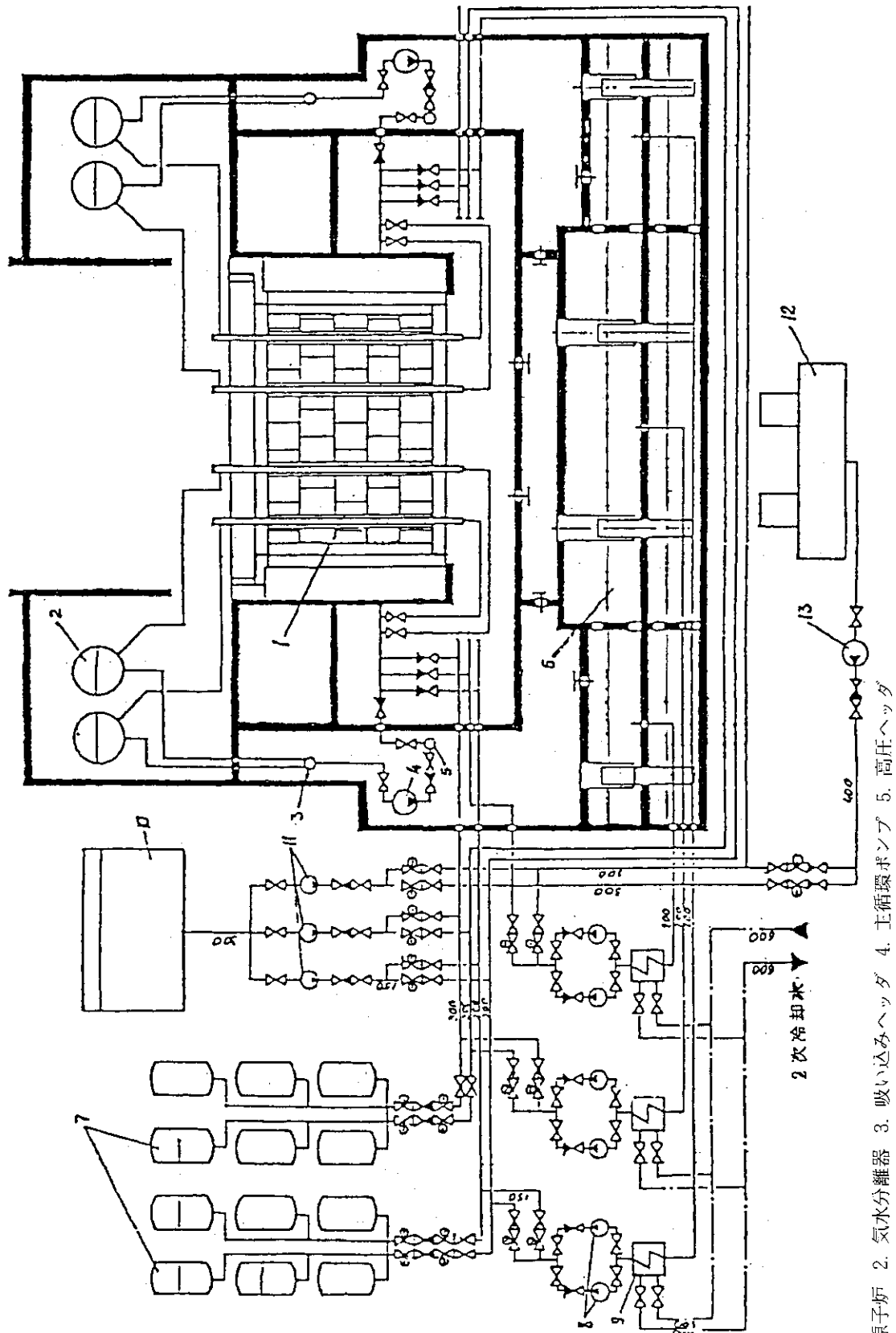
(b) 反応度操作余裕が最大の制御棒位置パターン



(c) 反応度操作余裕が最小の
制御棒位置パターン

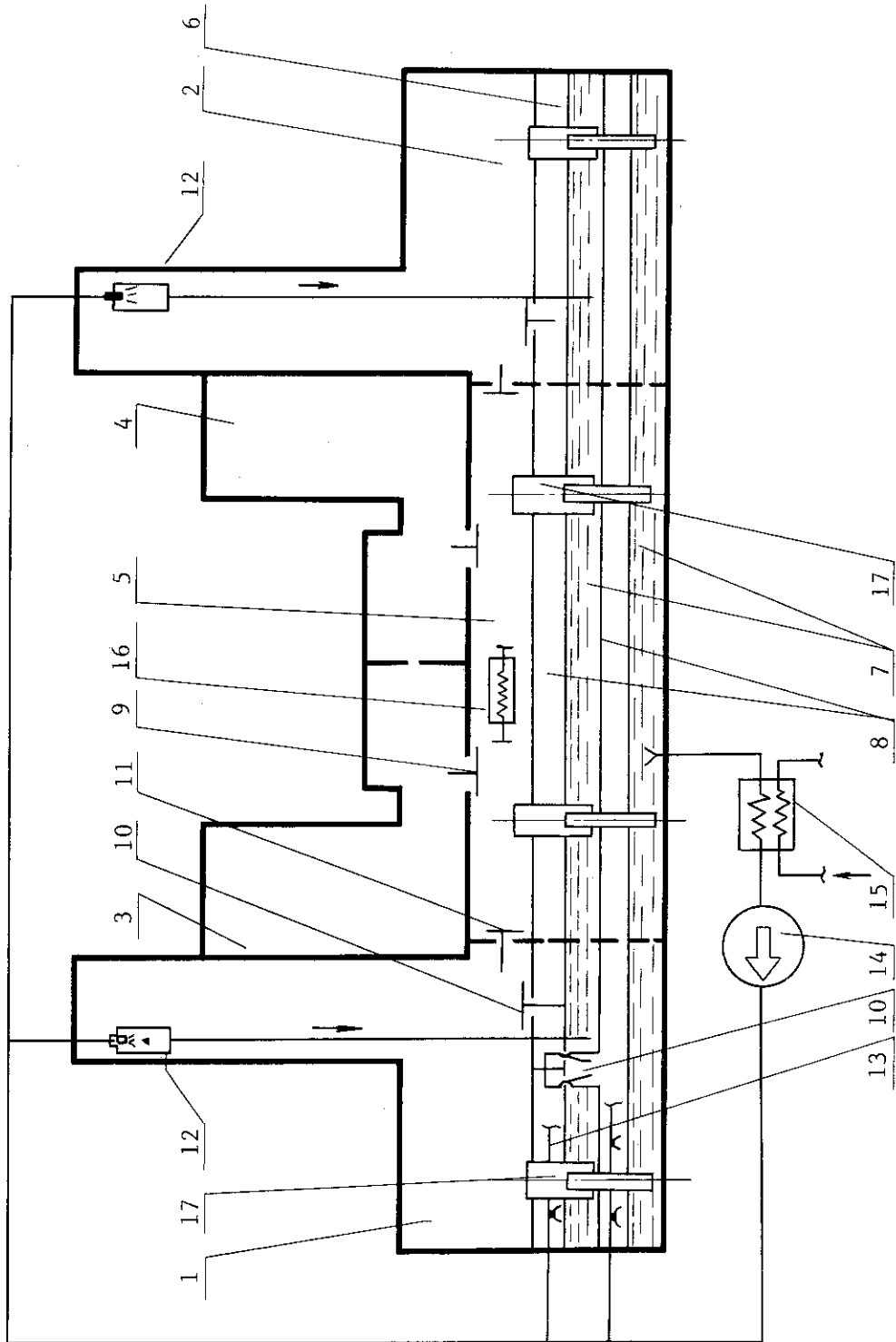
(d) チェルノブイリ 4 号機事故直前の
制御棒位置パターン

第 1. 10 図 制御棒位置と反応度との関係⁽¹⁾



1. 原子炉 2. 気水分離器 3. 吸い込みヘッド 4. 主循環ポンプ 5. 高圧ヘッド
6. サプレッションプール 7. 蓄圧タンク 8. 破断側ループ冷却用ポンプ 9. 熱交換器
10. 清浄凝縮水タンク 11. 非破断側ループ冷却用ポンプ 12. 脱気器 13. 給水ポンプ

第 I.11 図 非常用炉心冷却系系統図 (1)



第1.12図 事故の局所化システム (1)

2. 事故の経過について

2.1 事故発生前の状況

チェルノブイリ原子力発電所4号機は1983年12月に臨界に達し、その後引き続き運転を開始した。そして、1986年4月25日には予定された保守のため原子炉停止を行うことになっていた。この時の炉心構成は平均燃焼度 $10,300 \text{ MWd/t}$ の1,659体の燃料集合体、1体の補助吸収体と1つの無装荷チャンネルとなっていた。燃料集合体の75%は初装荷燃料であり、その燃焼度は $12,000 \sim 15,000 \text{ MWd/t}$ であった。

今回の原子炉停止に際して、非常用炉心冷却系のサブシステムの1つとして利用することになっている事項、即ち、外部電源が喪失しタービンへの蒸気供給が停止した時に、タービン発電機の回転慣性エネルギーが所内の電源需要に対して、どの程度対応できるかを調べる実験を行うことになっていた。この種の実験は、安全対策が十分取られかつしかるべき手順に従えば実施してよく、1984年に前回の実験が行われ、発電機母線の電圧は慣性運転下のタービン回転エネルギーの減少に比べ早く低下してしまった結果を得た。このため、今回の実験では、この点を改善するために改良された界磁制御器を使って行うことになっていた。

4月25日1時、運転員は予定にしたがって定格出力 $3,200 \text{ MWt}$ から出力の低下を開始した。同日13時5分、炉の出力が $1,600 \text{ MWt}$ に達したため、第7タービン発電機を解列し、主循環ポンプ4台、給水ポンプ2台等の電源を第8タービン発電機の母線に切替を行った。14時、実験計画にしたがい非常用炉心冷却系を解除した。その後引き続き出力の低下を行おうとしたが、電力系統からの要請により出力 $1,600 \text{ MWt}$ で約9時間程非常用炉心冷却系を解除したままで運転を継続した。この行為は後で述べる違反行為の1つである。23時10分、運転員は電力系統からの要請の解除により、炉出力 $700 \sim 1,000 \text{ MWt}$ の状態でタービン発電機の慣性運転を行う実験計画にしたがい出力降下を再開した。運転員は低出力時の運転規則にしたがい局所自動制御系から平均出力の自動制御系に切替を行ったが、この時自動制御系の設定値をリセットしなかったため炉の出力分布にアンバランスが生じた。このため、運転員は制御棒を手動操作して出力の調整を行ったが、炉出力は 30 MWt 以下に低下してしまった。

4月26日1時、運転員は炉の出力を 200 MWt に維持することに成功したが、キセノンの毒作用の進行によって余剰反応度が小さくなっていたため出力をそれ以上上昇させることはできなかった。実験計画では、炉出力 $700 \sim 1,000 \text{ MWt}$ の状態でタービン発電機の慣性運転を行うことになっていたが、炉の出力を 200 MWt で実施することにし、1時3分、7分に、作動していた2ループの主循環ポンプ6台に加え、実験計画どおり各ループ1台のポンプを起動させた。計画では、炉出力 $700 \sim 1,000 \text{ MWt}$ 運転において、慣性運転下での負荷をとるため主循環ポンプ4台と給水ポンプ2台を第8タービン発電機に接続して実験を行い、実験終了時には、他の4台の主循環ポンプで炉心を実際に冷却することを意図していた。

以上の操作により、炉の出力レベル及び炉心、主循環系統での流動抵抗は、予定されていたも

のよりはるかに低下し、また8台のポンプが全て作動していたので、炉心を通ずる水の全流量は、定格流量の約 $50,000 \text{ m}^3/\text{h}$ に対して $56,000 \sim 58,000 \text{ m}^3/\text{h}$ まで増大した。また、1台当りの流量が $8,000 \text{ m}^3/\text{h}$ 以上に増大したポンプもあった。

この様な運転モードは、冷却材流量が過大になるためポンプに故障をひき起こしたり、ポンプ入口圧力損失が過大となるためキャビテーションを発生しやすくし、その結果配管に振動が加わる可能性があるため禁止されている。つまり運転規則違反を犯したことになる。追加された主循環ポンプの起動とその結果生じた炉心内流量の増大によって、炉心のボイド率が減少し、気水分離器内の蒸気圧力が低下し、その他のパラメータも変化した。即ち、炉心のボイド率の減少に伴い反応度が減少するとともに、主循環系の流動抵抗が減少し流量が増加した。運転員は、炉の主要パラメータである気水分離器内の蒸気圧と水位を手動で回復しようと試みたが、完全に回復することができず、気水分離器内の蒸気圧は $0.5 \sim 0.6 \text{ MPa}$ に低下し、水位は非常レベル以下に至った。このような状況では炉が自動停止する可能性があるので、運転員は炉停止を避けるために上記パラメータに関する安全保護信号をバイパスさせた。これも運転規則違反と判定されている。

1時19分、運転員は気水分離器の水位低下を防ぐため、気水分離器へ給水を始め、30秒後に給水流量を3倍以上に増大した。1分後には、流量が初期値の4倍となり気水分離器内の水温が低下した。このため、気水分離器から低温の水が炉心に入り蒸気発生量が減少し、負の反応度が印加された。これに対し、炉出力を維持するために自動調整制御棒が上昇し、30秒後には上限停止位置まで上昇した。そこで、運転員は、出力を調整するために手動調整制御棒を引き抜いたが、引き抜きすぎた結果、自動調整制御棒の1つのグループは1.8mの位置まで挿入された。

1時19分58秒、運転員は気水分離器の蒸気圧の低下を防ぐため復水器にいたる蒸気弁を閉じた。これにより、気水分離器内の圧力低下は弱まり、実験開始（1時23分4秒）直前には圧力はわずかに上昇した。1時22分頃、気水分離器の水位が上昇してきたため、運転員は給水流量を急激に低下させた。この結果、原子炉の入口における水の温度は上昇し、ボイド率が上昇した。

1時22分30秒、運転員は“反応度操作余裕”を計算する高速計算プログラムの出力データ中に、“反応度操作余裕”が炉の緊急停止を要する値になっていることを発見したが、炉の停止は行わなかった。このとき、“反応度操作余裕”は、わずか制御棒6～8本分相当になっていた。

2.2 事故の状況

1時23分、原子炉は、出力200 MWtの運転状態にあり、原子炉の諸パラメータ値は一応安定した状態にあった。実験開始に先立ち、実験計画から逸脱しているが、運転員は最初の実験が不成功のとき速やかに再実験できることを意図して、「2台のタービントリップ」信号をバイパスした。そして、1時23分4秒、運転員は第8タービン発電機の蒸気停止加減弁を閉じ、実験を開始した。蒸気停止加減弁閉止により、タービン発電機がコーストダウンし始めた。蒸気流が絶たれたため、気水分離器の蒸気圧が平均速度 6 kPa/s でしだいに上昇し始めた。8台の主循環ポンプのうち4台が、コーストダウンしているタービン発電機によって作動していたため、炉心流量は減少し始めた。同時に、蒸気停止加減弁の閉止によって低温の水の供給が停止したため、気水分離器内の循環水の温度が上昇した。この2つの効果によって炉心内ボイド率が上昇し、出力は

ゆっくりと上昇し始めた。このため1時23分40秒、直長は全調整用制御棒を炉心へ挿入するため、スクラムボタン（AZ-5）を押すよう命令し、ボタンが押された。しかし、制御棒が効き始めるまでには、第2.10図のところで述べたように6秒を要する制御棒配置にあり、数秒後には衝撃が起こり、下端に到達していない制御棒の停止がみられた。このため、運転員は自重で制御棒を落下させるためサーボ・ユニットのクラッチを解除した。

炉心での反応度が増加し出力が増大するとともに、燃料チャンネルでの冷却材流量が減少し続けた。この結果、多量の蒸気発生、加熱による燃料損傷、破損した燃料粒子による急激な冷却材沸騰による燃料チャンネル内の急激な圧力上昇、燃料チャンネルの破損、そして最終的には炉と建屋の一部を破壊し核分裂生成物を環境に放出させた爆発に至った。

なお、ソ連の解析では燃料の出力密度が300 cal/gを越えると燃料損傷（熱伝達面積の急激な増大）が生じると仮定しているが、それによれば燃料損傷に伴い炉心圧力が急上昇し、主循環ポンプからの冷却材流量が急減した（逆止弁開）という結果が得られている。

1時24分頃、爆発が2回発生したと報告されている。初めに水蒸気の急激な発生による加圧破損が起こり炉の一部が破壊され、引き続きジルコニウム-水反応等の化学反応により生じた可燃性ガスと空気との混合による熱爆発が生じたと推定されている。爆発により、炉室上部には火花が舞い上がり、あたかも花火を見るようであったとの証言がある。炉心物質の一部は、タービン室屋根に落ち火災が発生した。原子炉及び原子炉建屋の破損に伴い、放射性物質が環境へ放出された。

以上の経過における事故前の出力履歴及び事故時の炉心出力、反応度、流量、圧力等熱水力諸量についての時間変化（4月26日1時19分以降、測定値とソ連の解析結果）をそれぞれ第I.13、I.14図に示す。なお、以上の事故経過の概要を第I.3表に時系列として示す。

第I.14図によると、4月26日1時19分30秒から1時22分まで給水流量を増加させたところ、炉心内でのボイド発生量が低下するとともに気水分離器水位が回復したため、給水流量を急減させた。この状態から実験を開始したため、主循環流量が減少し、徐々に炉心内のボイド発生量が増加した。この結果生じた出力の増大に対し、1時23分40秒に緊急停止用のボタン（AZ-5）が押されたにもかかわらず、反応度が上昇し続け、出力がさらに上昇し、4秒後の1時23分44秒には、ソ連の解析によれば定格出力の約100倍以上の出力となったとされている。

出力の急激な上昇により、爆発が2回発生し、その間隔は2～3秒であったとされている。これらの爆発により、圧力管及び原子炉上部の構造物が破壊されるとともに、燃料および黒鉛の一部も飛散した。更に、原子炉建屋も大きく破壊され、北側の破壊は南側に比べて激しい。その状況を模式的に第I.15図に示す。1、2号機施設は、事故時に作動していた空調系を通じて放射性物質によって汚染された。特に、タービン建屋は、天井に穴が開き汚染された。しかし、使用済燃料プールは事故の影響を受けず健全であった。

上記の事象に関するソ連の解析は次のとおりである。事故発生時に燃料の一部は3,000～4,000℃の高温に達し爆発が生じ、爆発後の残存燃料は、炉心部に96%残っているとされ、その大半が炉心下部に、また一部は炉心上・下の配管部にあると推定されている。圧力管の破壊は、出力サーージによる輻射熱の加熱に起因するものもあると推定されている。原子炉上部の構造物（主に上部遮蔽体数千トン）は、2kg/cm²の圧力がかかれば移動し、上部構造物と出口配管の接合部は、

約 10 kg/cm^2 の圧力がかかれば破損すると推定されている。また、黒鉛については、一部が外へ飛散したが、大部分は炉内に残っており、燃焼した黒鉛の量は約 250 トンと推定されている。

2.3 事故に対する対応

原子炉における爆発と高温になった炉心破片の噴出の結果、原子炉諸施設内や機械室の屋根に 30 ケ所を越える火災が発生した。オイル管の破損、電気ケーブルの単絡および原子炉からの強烈な熱輻射のため、第 7 タービン発電機上の機械室、原子炉室およびそれに隣接した場所に火災の中心が形成された。

4 月 26 日 1 時 30 分に、プリピャチ市から原子力発電所防衛消防隊が派遣された。機械室の屋根の火災が急速に勢いを増し、隣接する 3 号炉に広がりそうな状況となり、同箇所の火災の鎮火に向けて緊急対策がとられた。2 時 10 分までに機械室の屋根の火災が、また 2 時 30 分までには原子炉室の屋根の火災が抑制され、4 月 26 日 5 時までには火災は鎮火された。3 号機は同日 5 時 26 分に、そして、1、2 号機も 4 月 27 日に運転が停止された。

事故の拡大防止とその影響の局限化を図るために、燃料の状態の評価が行われた。その結果、燃料温度の挙動にはいくつかの段階があったものとソ連は推定している。即ち、

- ① 爆発の生じた時点で燃料の一部は高温状態にあった。
- ② 原子炉建屋内に残った燃料の温度は、ヨウ素の放出率を基に推定すると爆発が生じた後では $1,600 \sim 1,800\text{ K}$ であった。
- ③ その後、数 10 分の間に、燃料温度は黒鉛と原子炉構造物材への熱の移動により低下した。それに応じて、燃料からの揮発性核分裂生成物の放出量が減少した。
- ④ このあと、燃料温度は、崩壊熱により上昇し始めた。その結果、燃料からの揮発性核分裂生成物（不活性ガス、ヨウ素、テルル、セシウム）の放出量が増大した。
- ⑤ 5 月 4 ～ 5 日までに、原子炉建屋に残った燃料の温度は安定化しその後低下し始めた。とされている。

以上の評価によると、爆発で飛散せず炉内に残った燃料の最高温度は、その熔融温度に到達しなかったと推定されている。

事故の影響の局限化を図るため、事故後の初期の段階に、炉心領域への給水用である緊急用給水ポンプと補助給水ポンプを用いて、炉心温度の低下と黒鉛土台の燃焼防止が試みられたが効果的でなかった。そこで、次の ① 炉心領域に、熱除去材及び炉過材を投入することにより事故の中心部分を局在化する。② 炉心領域での燃焼過程が、自然な形で終息するようにする。方法が検討され、広域での放射能汚染を防ぐため①の方法が用いられた。即ち、4 月 27 日から 5 月 10 日にかけてヘリコプタを利用して、原子炉に硼素、燃焼防止のため 800 トンのドロマイト、遮蔽及び放出抑制のため 2,400 トンの鉛及びフィルタ効果のため粘土及び砂であり、全部で約 5,000 トンに達した。その大部分は、4 月 28 日から 5 月 2 日までの間に投下された。また、炉心部の温度と酸素濃度を低下させるために、原子炉室の下空間へコンプレッサから窒素が供給された。この結果、5 月 6 日までに、炉心部の温度上昇が抑えられ、放射能の放出はほぼなくなり、数 100 Ci/日 に低下した。そして、5 月末までには、数 10 Ci/日 まで低下した。その後、放射線量の

低減及び放射性物質の放出防止を確実なものにするため、4号機はコンクリート等により密閉が行われ、1986年10月にこの密閉作業は完了した。

4号機からの事故による放射性物質の放出は、第I.16図に示すような経過を辿って終息に向かったと報告されている。即ち、事故直後の放出、一旦放出が減少した時期、逆に放出が増加した時期、そして、放出が急速に減少した時期に分れている。これらの過程で放出された放射能核種の組成及び放出量を第I.4表に示す。環境への放射性物質の放出量は、ソ連の推定によると、放射性稀ガスはほぼ100%放出され、その総放出量は約50MCi、放射性稀ガス以外の放射性物質の総放出量は同程度の約50MCiであり、事故によって放出された放射能の総量は約100MCiであったとされている。

なお、この事故による環境汚染のため、事故発生37時間後からプリピャチ市の45,000人が避難を開始し、その後原子力発電所の半径30km圏内の住民約90,000人が数日間に避難を行った。

ソ連が行った事故の原因調査によれば、本事故は反応度事故であり、RBMK型炉が有する冷却材のボイド係数が正で大きいという炉特性に起因するが、第I.5表に示す運転員の規則違反が一義的な理由であると結論されている。

第 1.3 表 事故経過の概要¹⁾

時 間	事 故 の 経 過	備 考
4月25日 1 : 00'	①全出力 3,200 MWt から出力降下開始	実験条件の設定開始
13 : 05'	②出力 1,600 MWt まで降下, 第7タービン発電機解列, 所内の需要電源を第8タービン負荷発電機へ切り替え	出力が 1/2 になった時点でタービン発電機 1 台を解列し負荷を 1/2 とした。
14 : 00'	③非常用炉心冷却系 (ECCS) 隔離 (違反 6)	実験中の ECCS 作動防止のため
23 : 10'	④出力 1,600 MWt より出力降下再開	
4月26日 0 : 28'	⑤局所自動制御系を平均出力の自動制御系に切替え出力 30 MWt 以下に低下	予定では 700 ~ 1000 MWt に低下させて実験するはずであった
1 : 00'	⑥出力を 200 MWt に維持 (違反 2) ゼノンの毒作用が進行し, 余剰反応度が低下, 200 MWt 以上に上昇できず	出力が実験プログラムで予定されているものより低い
1 : 03', 07'	⑦各ループ 4 台目の主循環ポンプを起動 (違反 3) 循環流量 56,000 ~ 58,000 m ³ /h 気水分離器水位低下, 圧力 0.5 ~ 0.6 MPa (5.1 ~ 6.1 kg/cm ²) の低下 気水分離器水位および圧力による原子炉緊急停止回路をバイパス (違反 5)	主循環ポンプの稼働台数が 8 となる 炉停止を避けるため
1 : 19'	⑧気水分離器へ給水開始	気水分離器の水位低下防止のため
1 : 19' : 30''	⑨給水流量 3 倍になる 自動調整制御棒が上限停止位置に到達 手動調整制御棒による調整開始 自動調整制御の 1 つのグループが 1.8 m まで下降	
1 : 19' : 58''	⑩復水器にいたる蒸気弁閉*, 圧力低下弱まる 給水流量 4 倍になる 気水分離器の水位上昇のため給水流量低減	水位を維持しようとした
1 : 22' : 10''	⑪蒸気含右率上昇 自動制御棒降下	

第 I. 3 表 (つづき)

時 間	事 故 の 経 過	備 考
1 : 22' : 30''	⑫ " 反応度操作余裕 " が規定値を下回っていることを運転員は気付いたが、対応せず (違反 1) 200 MWt で運転継続 タービン発電機停止に伴う安全保護信号をバイパス (違反 4)	" 反応度操作余裕が規定値よりも小さい 原子炉を運転した状態で実験を繰り返すことを意図
1 : 23' : 04''	⑬ 第 8 タービン発電機蒸気停止加減弁閉 主循環ポンプ 4 台コストダウンにより循環流量減少 圧力上昇 ($6 \text{ kPa} / \text{sec} \rightleftharpoons 0.06 \text{ kg} / \text{cm}^2 \cdot \text{sec}$) ボイド発生, 出力増大	実験開始
1 : 23' : 40''	⑭ 緊急用制御棒挿入 制御棒途中で停止, クラッチを解除	
1 : 23' : 44''	⑮ 出力 定格の約 100 倍	

* 同弁がいつの時点から開状態かは不明

第 I. 4 表 チェルノブイリ 4 号機からの放出物中の
放射性核種の組成と放射能^{*1)}

核 種 ^{**}	放出放射能 MCi		5 月 6 日迄に原子炉から 放出された放射能の比率 (%)
	4 月 26 日	5 月 6 日 ***	
¹³³ Xe	5	45	~ 100 以下
^{85m} Kr	0.15	—	~ 100 以下
⁸⁵ Kr	—	0.9	~ 100 以下
¹³¹ I	4.5	7.3	20
¹³² Te	4	1.3	15
¹³¹ Cs	0.15	0.5	10
¹³⁷ Cs	0.3	1.0	13
⁹⁹ Mo	0.45	3.0	2.3
⁹⁵ Zr	0.45	3.8	3.2
¹⁰³ Ru	0.6	3.2	2.9
¹⁰⁶ Ru	0.2	1.6	2.9
¹¹⁰ Ba	0.5	4.3	5.6
¹¹¹ Ce	0.4	2.8	2.3
¹⁴⁴ Ce	0.45	2.4	2.8
⁸⁹ Sr	0.25	2.2	4.0
⁹⁰ Sr	0.015	0.22	4.0
²²³⁸ Pu	0.1×10^{-3}	0.8×10^{-3}	3.0
²³⁹ Pu	0.1×10^{-3}	0.7×10^{-3}	3.0
²¹⁰ Pu	0.2×10^{-3}	1.0×10^{-3}	3.0
²⁴¹ Pu	0.02	0.14	3.0
²⁴² Pu	0.3×10^{-6}	2.0×10^{-6}	3.0
²⁴² Cm	0.3×10^{-2}	2.1×10^{-2}	3.0
²³⁹ Np	2.7	1.2	3.2

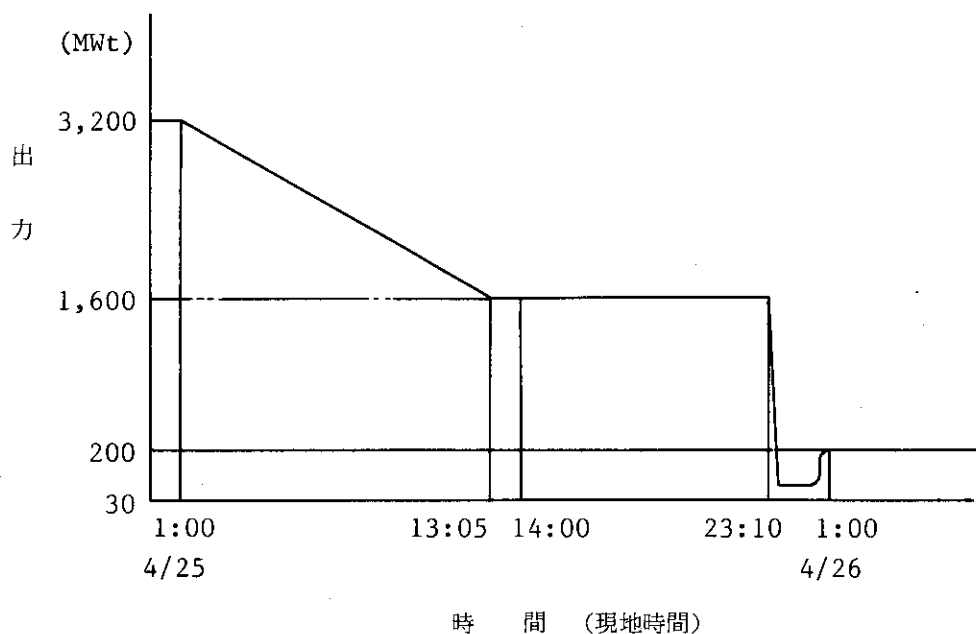
* 推定の誤差は ± 50 %

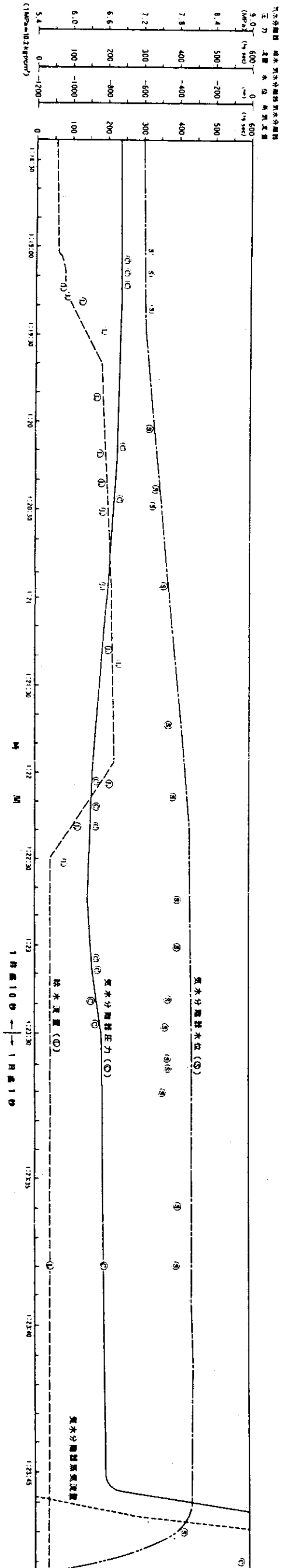
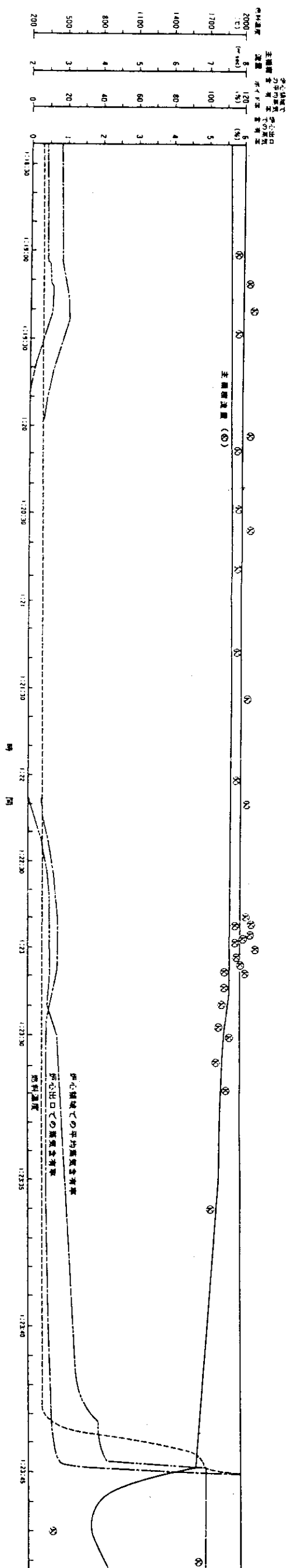
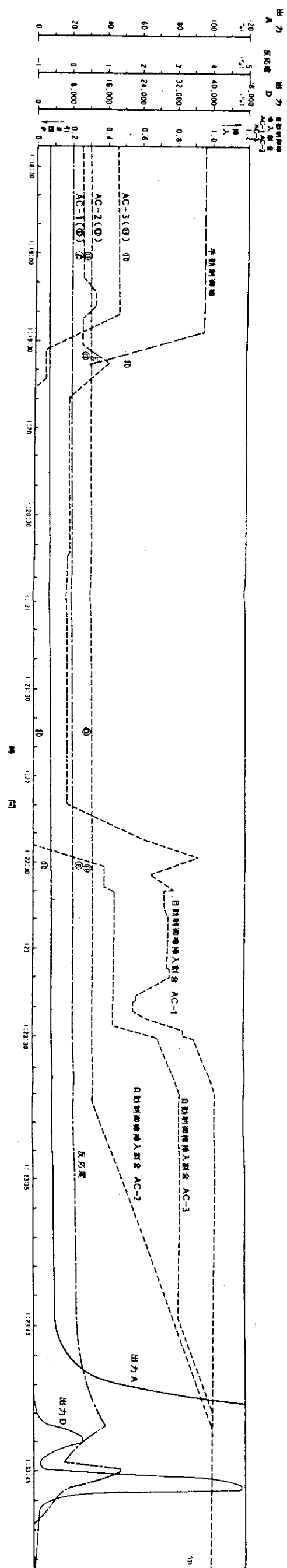
** 放射能分析により測定される主な放射性核種に関するデータを掲げた

*** 1986 年 5 月 6 日までの総放出量

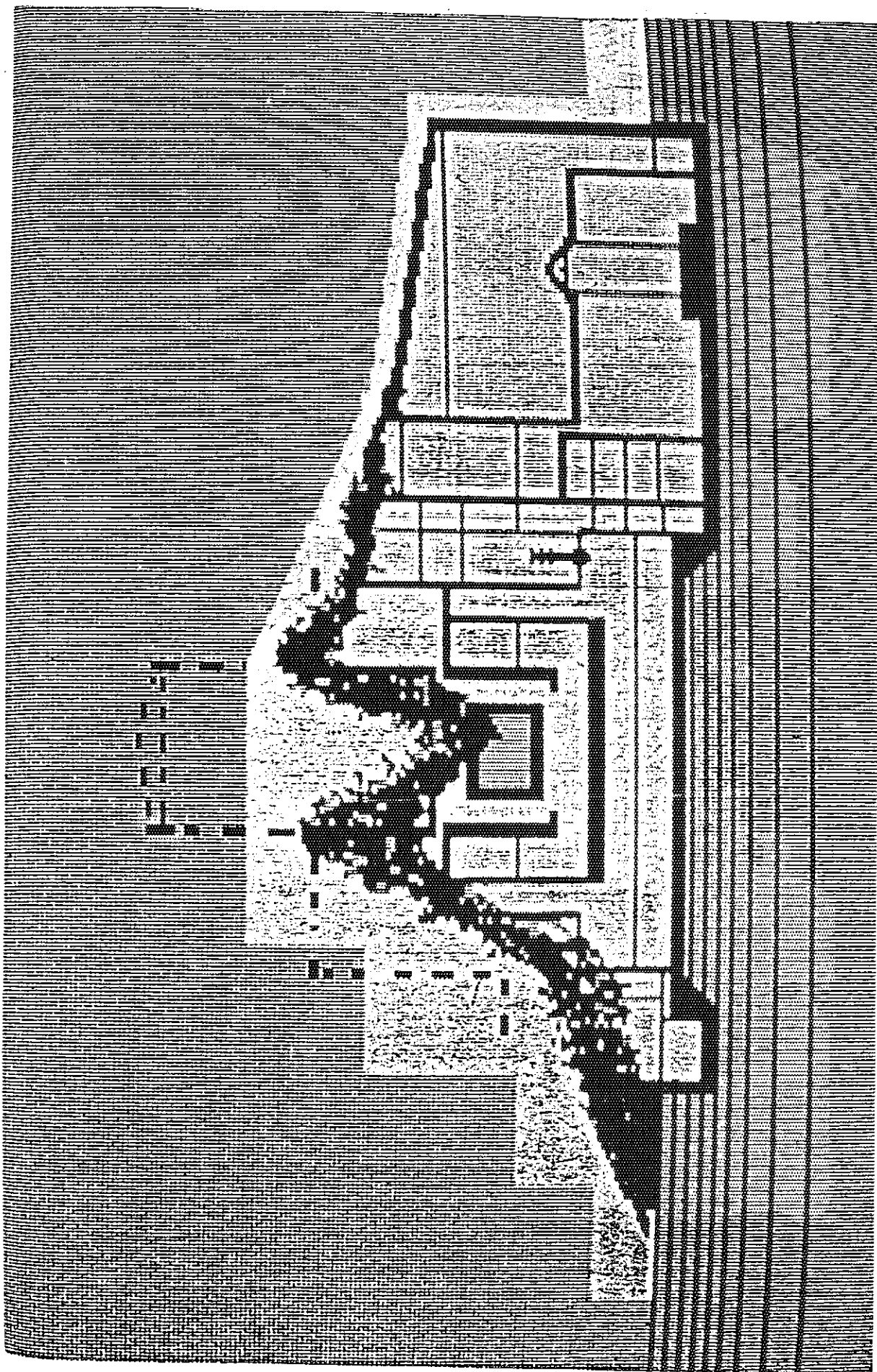
第 I. 5 表 運転員によって行われた規則違反¹⁾

No	違 反	動 機	結 果
1	"反応度操作余裕"が許される値よりも著しけ少なかった。	Xe オーバーライド対策。	炉の緊急保護が無効であった。
2	出力が実験計画で想定されているものより低かった。	局部自動制御を切った際のオペレータのミス	炉は制御困難な状態に至った。
3	規定で定められている流量を超えて待機中の循環ポンプが投入された。	実験プログラムを実施するため。	再循環回路の冷却材の温度が飽和温度に近くなった。
4	2基のタービン発電機の停止信号に基づいた炉の保護信号をバイパスした。	タービン発電機を解列する実験を繰返す必要があるかもしれないと考えたため。	炉の自動停止の可能性を失った。
5	気水分離器内の水位レベルと蒸気圧に関する保護信号をバイパスした。	炉が不安定な状態でも実験を遂行しようとした。	熱パラメータによる保護信号は全てバイパスされた。
6	最大の想定事故を保護するシステム（炉のECCSシステム）が切り離された。	実験を遂行中にECCSの誤動作をさけるため。	事故の規模を小さくする可能性を失った。

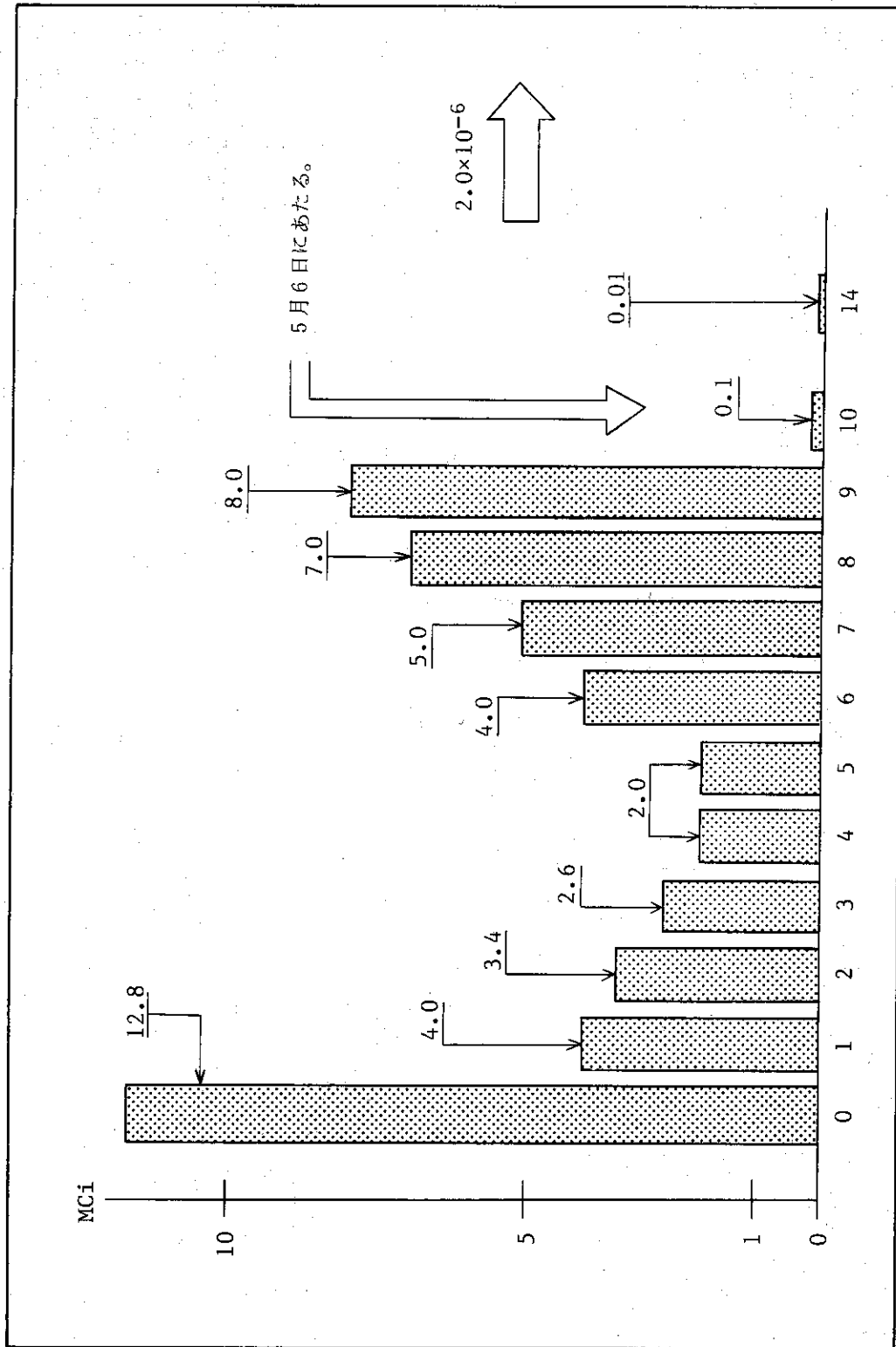
第 I. 13 図 チェルノブイリ 4 号機事故前における出力履歴⁽¹⁾



第I.14図 事故時の熱水力諸量の時間変化
(英文字マークは測定値, 曲線はソ連の解析結果) (1)



第I.15図 原子炉の破壊状況⁽¹⁾



第I.16図 放射性物質の一日毎の放出量 (MCi) (1)

参 考 文 献

- 1) 原子力安全委員会, ソ連原子力発電所事故調査特別委員会: ソ連原子力発電所事故調査報告書-第1次-, (1986.9.9).
- 2) チェルノブイリ原子力発電所, 発電電化省パンフレット(露文), (チェルノブイリ原子力発電所 原子炉 RBMK-1000 (チャンネル型大型炉 100 万kW), 原産 調査 86-5, (1986).

II. タスクグループAによる調査及び解析結果

— 原子炉の設計、特性、事故経過 —

タスクグループAの調査及び解析の目的は、事故炉の特徴と事故の経過を分析することにより、この事故のより良き理解を助けること、さらにこれを通じて、原子力安全委員会の事故調査特別委員会^{1),2)}の調査審議のための資料を提供することであった。調査の対象となりうる範囲は極めて広いものがあったが、Aグループにおける作業は、この広い範囲のすべてをカバーすることを必ずしも意図せず、むしろ原研における研究活動と関連づけて、上記の目的に照らして重要ともわれるトピックスを選定し、それらをより深く分析することをもって調査の基本的方針とした。従って、本調査報告は、事故のすべての項目について検討した結果ではない。

この方針に基づき、チェルノブイリ原子力発電所、特に事故を起こした4号機について得られた情報を基にして、事故炉の基本的特性のうち、特に今回事故と関係が深いと思われるものについて解析的にこれを調査し、これを踏まえて事故経過の解析を行った。調査解析の対象とした項目は以下のとおりである。

第1章では、核特性、特に今回事故に関連の深いボイド係数等について、格子計算を行い、次にこれを多次元の炉心計算によって吟味し、出力分布や燃焼度分布によって反応度係数等にどのような変化が生じうるか、またXe振動や反応度投入事象における多次元効果の可能性について考察した。

第2章では、ソ連が発表した事故のシナリオを踏まえて、出力上昇過程、燃料挙動、水蒸気爆発あるいは圧力スパイク、黒鉛燃焼等についての解析結果を示した。これらの結果の示すところでは、ソ連が発表した事故シナリオは、細部において我々の解析と一致しないところもあるが、全体としては首肯しうると結論づけられる。

第3章では、放射性物質放出のソースタームについて検討した。しかしながら、今回の事故では、原子炉が重大な破壊を受けていることもあって、事故の経過を追ってソースタームを定量的に推定するために必要な情報は、極度に不足していると言わざるをえない。そこでここでは、先ず、事故直前のFPインベントリを推定し、次に黒鉛を含む体系を考慮して放出時のFPの化学形を考察し、最後にソースターム評価上の問題点を考察し、特に従来の軽水炉のソースターム評価と異なる点を指摘した。

1. プラントの基礎的特性に関する解析

1.1 核特性解析（格子計算）

事故解析に必要な基本的な核特性を把握することを目的として、SRACコードシステム³⁾を使用して、格子計算を行った。

本来、原子炉の核特性を精度良く予測するためには、炉心内の燃焼度の異なる燃料集合体、冷却材の流路に沿ったボイド率の変化、制御棒の配置、温度分布等を考慮した炉心計算を行う必要がある。しかしこれを行うにはあまりにも入手可能な情報に乏しいのが現状である。

そこで限られた情報の中でも、燃料集合体や制御チャンネルの構造、事故当時燃料の平均燃焼度が10.3 MWD/kgであると報告されていること（3.1節参照）等を利用して格子計算を行うことによって可能な範囲で炉の基本的特性の導出を試みた。炉心が十分大きいこと、及び事故直前には殆どの制御棒が引き抜かれていたことにより、格子計算のみで、炉の特性をある程度まで推定できると考えられる。

(1) 格子計算モデル

燃料チャンネル格子

格子の形状についてはSRACに内蔵した幾何形状のひとつである円環状配列クラスター格子のオプションを利用して、第Ⅱ.1図に示すような格子の中央に位置する圧力管の内部に燃料ピンが円環状に内側に6本、外側に12本並んでおり、これが25 cm×25 cmの正分配列になっている代りに円柱化近似（等価半径14.10 cm）を行ったものを対象とした。衝突確率法に伴う平坦化による誤差を少なくするため、冷却材及び減速材を夫々5領域に分割した。高速中性子36群熱中性子43群（ $E_{\text{cut}} = 1.64 \text{ eV}$ ）空間17領域の固定中性子源問題を解いて得た中性子束分布を用いて格子の均質化した断面積を求めた。ここで外部境界条件としては、① 先ず、単純にこの燃料チャンネルが無限に並んでいる場合に相当する等方反射条件と② 16チャンネル毎に2チャンネル設けられている制御チャンネルの制御棒が抜かれていて、ほぼ黒鉛のみとみなせる場合^{*}に相当する等価半径を15.08 cmに増加させて等方反射条件を採用する場合とが考えられる。②の場合も、次に述べる16チャンネルを対象とする格子計算に使用するために、均質化する範囲を①の場合と同じ半径14.10 cmに限れば、①と②の結果の差は小さい。

16チャンネル格子

16チャンネル毎に2チャンネル設けられた制御チャンネルの状態の核特性への影響を見るために16チャンネル全体を対象とする格子計算を行う。

先ず制御チャンネルについては、第Ⅱ.2図に示すように25 cm×25 cm正方に相当する等価

* 事故直前には制御棒が殆ど抜けていたと思われるので、第一近似として、これが事故直前の状況を良く模擬していると考えられる。

半径 14.10 cm の外側に前述の燃料チャンネルの格子計算の結果得られた均質化された断面積を同心円状に 7 チャンネル分配置した 1 次元円柱格子を想定して格子計算を行い、得られた中性子束分布を用いて、同様に半径 14.10 cm より内部の平均断面積を計算し、これを制御チャンネルの均質化断面積とする。吸収体が挿入された場合と引き抜かれた場合によって 2 種類の断面積が得られる。ここで、吸収体が引き抜かれた場合にはフォローアとして中空管を想定した。

次のステップとしては第Ⅱ.3図に示す燃料チャンネルと制御チャンネルとを組合せた幾何形状により、X-Y 2 次元の拡散計算により、実効増倍係数を求める。エネルギー群構造は前のステップの 79 (36+43) 群を縮約して 40 (18+22) 群で計算する。境界条件としては X-Y 両端面に完全反射条件を採用し、垂直方向バックリングとして直径約 12 m、高さ 7 m の全炉心の大きさに相当する値を入力した。

第Ⅱ.1 表に計算の前提となる諸元及び計算上必要な条件を列記する。物質の温度が 550 K 又は 900 K に限っているのは SRAC の熱中性子散乱則がこの温度の近傍では 500, 550, 600, 900, 1200 K と定まった温度点についてのみ用意されているためであり、後述するように温度係数を求める際にも、これら温度点での計算値の変化から勾配を求めている。

(2) 燃料チャンネル格子の燃焼計算

燃焼計算に用いる FP チェーンモデルとしては Xe, Sm 以外に 43 核種と 1 pseudo FP を想定する飯島モデル⁴⁾を採用した。燃焼による燃料の組成変化をみるために、燃料チャンネルの無限配列を想定して格子燃焼計算を行った。第Ⅱ.2-1 表にその結果をいくつかの燃焼ステップにおける重核の組成で示す。反応率比から求めた転換比は、約 0.5 であるが、後述するように燃料の熱中性子スペクトルが硬いので Pu の燃焼が激しく、Pu-239 の蓄積が多くないことに注目したい。この燃焼計算の妥当性をみるために取り出し燃焼度 20 GWD/t における組成を他機関の算出値とともに第Ⅱ.2-2 表に示す。SRAC による値は PNC が WIMS-ATR を用いて計算した値⁵⁾及びソ連が IAEA で発表した値⁶⁾と比べて、互いに良い一致を示していることが判る。

(3) 反応率に対する冷却材ボイド効果

今回事故を検討する際に、この炉心の冷却材ボイド係数が重要な役割を果たした。そこで、ボイド率が変化した時に、格子内での反応率にどんな変化が起こるのかを検討する。第Ⅱ.3 表には 10 GWD/t のときの燃料組成で、0 % ボイドと 100 % ボイドの場合に物質別の吸収の割合を比較する。夫々 1000.0 の吸収のうち 0 % ボイドのとき 45.7 の冷却材の吸収は 100 % ボイドの場合は殆ど燃料中の吸収に置き換わることが判る。第Ⅱ.4 図に上記二つの場合の燃料中の中性子スペクトルを示す。100 % ボイドの場合は 0 % ボイドの場合と比べて減速能の低下のため共鳴領域でより高い中性子束を示し、熱中性子領域でははるかに硬いスペクトルを示す。1.05 eV 付近の Pu-240 の吸収による歪みもより顕著である。

同じ第Ⅱ.3 表で、燃料中の核種別に反応率のボイド変化を比べた。U-235 は全吸収中の約 30 % の吸収を示すが、Pu-239 は、第Ⅱ.2-1 表に原子数密度で示したように、U-235 の 1/4 以下であるにもかかわらず U-235 に近い寄与を示すことに注目したい。U-238 は、共鳴エネルギー領域、熱中性子領域合せてやはり上記核種と同程度の寄与を示す。ボイド率増加による変化を同表の第 3 列に示すが、変化の大きいのは、U-235 の吸収の減少、U-238 の捕

獲の増加, Pu-239の吸収の増加が挙げられる。エネルギー領域で分けて見ると, U-238の捕獲の増加は共鳴吸収(U-238(R))で著しく, $1/v$ 特性をもつ熱中性子捕獲(U-238(T))は逆に10%減少している。U-235の吸収の減少はやはり熱中性子領域で断面積のエネルギー依存性が $1/v$ に近いことにより, スペクトルが硬化すれば減少し, 逆にPu-239の場合は0.3eVの共鳴近傍の吸収が大きく増加することを示す。

反応別にみると, 燃料中の全捕獲が41/1000増加しているのに反し全核分裂はわずか3/1000しか増加しない。これは熱中性子領域の中での高エネルギー側の方が, $\alpha (= \sigma_c / \sigma_f)$ 値が大きいこと及び α 値の大きいPu-239の寄与が増加することによる。わずかな全核分裂増加にもかかわらず K_{∞} が2%も増加するのはPu-239の ν 値がU-235の ν 値よりも大きいことによる。

絶対値が小さいけれど見落としてならないのはXe-135の捕獲のボイド率による変化であり, 共鳴エネルギーが0.084eVと熱中性子スペクトルのピークより低いので, ボイドの増加による捕獲の減少は $1/v$ の特性を有するものより激しい。Xe-135の個数密度は第II.3表では定格運転時のものを採用しているが, 事故直前には低出力運転を行っていたので, 定格時より蓄積されており(2.5節参照)事故時の冷却材ボイド係数は増大する可能性がある。

以上の考察から, 正負20~40/1000のオーダーの種々の反応率の増減が相殺した結果, 同じ20/1000のオーダーの放出中性子数の増加がボイド係数を与えることが判り, またボイド係数は反応率のわずかな変化に敏感であることも理解できる。

ここまで燃料チャンネルにのみ注目してきたが, 16チャンネル毎に2チャンネル設けられた制御チャンネルの状態の影響を考える。第II.4表に燃料チャンネルおよび16チャンネル全体を対象とする格子計算の両ステップの K_{eff} と0%~100%の平均ボイド係数を示す。燃料チャンネルの無限配列を仮定して得たボイド係数 $1.61 \times 10^{-4} \delta K/K/\% \text{ void}$ から, 制御チャンネルの制御棒を抜いた状態の16チャンネル格子のボイド係数は $2.33 \times 10^{-4} \delta K/K/\% \text{ void}$ へ増加する。この理由は燃料当たりの減速材の増加により, 減速能が増加して, 高速中性子束に対する熱中性子束の割合が増加し, 共鳴領域でのボイドによる負の効果が弱められ, 熱中性子領域での正の傾向が強められるためと考えられる。ここで16チャンネル格子には漏洩を考慮するため, 全炉心の大きさから決まるバックリングを与えたが, このため生じる K_{eff} で約2%, ボイド係数で10%弱の低下が含まれている。なお, この解析では制御棒が抜けるとフローアーとして中空管が入ることを想定したが, 代りにチャンネル内が水で満たされると, 16チャンネル格子の K_{eff} は約3%, ボイド係数では約5%小さな値を得ることになる。

(4) VIM-連続エネルギーモンテカルロコードに依る格子モデルと反応率の検証

計算の当初, 冷却材ボイド係数の計算値として, ソ連の発表した定格運転時 $2.0 \times 10^{-4} \delta K/K/\% \text{ void}$, 事故時には50%増すという値をはるかに下回る結果を得た。そこで, 衝突確率法による計算における空間分割, エネルギー群構造の検討, 断面積ライブラリーの交換等いろいろ努力を払ったが, 依然改良がみられなかったが, PNCの若林氏によって, 圧力管内の燃料棒位置及び空間分割上の指摘⁷⁾を得た。これは, 当初第II.5表のCase 1に対応する第2リングの燃料棒が殆ど圧力管に外接する幾何形状で計算していたが, これをCase 2に対応するよう燃料棒を約3mm内側へ移動させ, 生じたギャップの冷却水に, 新たに1領域を割り付けることで

ある。第Ⅱ.5表に燃料チャンネル格子に対するSRACの K_{∞} の結果及び、同じ幾何形状で連続モンテカルロコードVIM⁸⁾を用いた結果を示す。但しこれらの計算はVIMコードの制限により常温で計算し且つ物質の組成を簡略化した。この幾何形状の変更によってSRACによるボイド係数値は2倍以上になったが、VIMの結果も顕著な増加を示す。これは減速材から供給される熱中性子の燃料への輸送が3mmの水の層によって妨げられること、およびSRACで採用している衝突確率法の平坦中性子束近似に依る誤差が改良されたことに依るものと考えられる。二つの手法に依る燃料チャンネルの K_{∞} の値を比較すると、Case 1で見受けられるようにSRACで得たボイド係数1.08に比べて、8万ヒストリーで計算したVIMの結果1.85は統計誤差を考慮しても有意の差があるが、Case 2の場合は、両者の値は統計誤差の範囲内で辛うじて一致している。この比較以外に、格子の等価半径を変えて行ったSRACとVIMとの K_{∞} に対するボイド効果の比較の場合にも同様VIMがSRACよりも大きなボイド効果を示す傾向が見受けられることから、衝突確率法に伴う平坦化による誤差のために、平均ボイド係数で $0.4 \times 10^{-4} \delta K / K / \% \text{ void}$ 程度過小評価していることが考えられる。

第Ⅱ.5表のCase 2の場合について、さらに詳細に比較するために、反応率計算の内訳を第Ⅱ.5表と同様の形式で、物質別さらに燃料内の核種別の反応率を第Ⅱ.6-1表に示す。ボイドによる変化、あるいはコード間の差を明らかにするため第Ⅱ.6-2表の第1第2列に前者を、第3第4列に後者を、第5列にはコード間の反応度ボイド変化の差を比較するため、第3第4列の値を示す。第1第2列を見ると、常温における計算であるため、第Ⅱ.3表で示した振舞と異なりU-235, U-238(T), Xe-135の吸収がボイド率に依って変化しないことが特徴である。第3第4列をみると、コード間の差はたかだか0.3%であり、これは非常に小さいと言えるが、ヒストリー数が8万であることに伴う統計誤差を度外視して言えば、0%ボイドの状態ではSRACのU-235, U-238の吸収は過大に見積られ、それがPu-239, Pu-240の過小な見積りで幾らか緩和されていると言える。

VIMとの比較を行った(4)節を除いて、本解析では一貫してCase 2に相当する燃料棒配置で計算した。

(5) 諸反応度係数

以上の考察に基づいて行った種々の燃焼度における反応度係数や動特性パラメータの計算の結果を示す。

第Ⅱ.7-1表には制御棒が引き抜かれた状態の16チャンネル格子を対象とした K_{eff} の計算値を種々の燃焼度、ボイド率について示す。この値を用いて計算した冷却材ボイド係数を第Ⅱ.7-2表に示す。燃焼度の増加によってボイド係数が大きくなる傾向はU-235が減少しPu-239が増加することから理解できる。燃焼が進んでいない0.1 GWD/tの組成でも正のボイド係数を示すのは、冷却材の軽水による熱中性子捕獲の減少によるものである。

第Ⅱ.7-1, Ⅱ.7-2表に対応して、第Ⅱ.8-1, Ⅱ.8-2表に16チャンネル中に制御棒が1本又は2本挿入されている場合の K_{eff} およびボイド係数を示す。制御棒の挿入により、増倍係数の減少は当然として、ボイド係数が負に転じたり、正であっても絶対値が減少するのは、ボイドの増加により、等価な拡散係数が増大し、制御棒に吸収される中性子が増大するためである。第Ⅱ.5図に第Ⅱ.7-2, Ⅱ.8-2表のうちから代表的なものを図示する。以上から、制御棒が引き

抜かれた状態ではボイド係数が正で大きくなり、不安定性が増加する傾向が理解できる。

第Ⅱ.9表に16チャンネル格子の実効遅発中性子分率 β_{eff} の計算値を示す。燃焼が進むにつれて β_{eff} が減少するのは β 値の小さい Pu-239 の寄与が大きくなるためである。冷却材ボイド率による変化は小さい。制御棒の挿入によってわずかに増加する。

第Ⅱ.10-1表に同じ条件の場合の中性子生成時間(Λ)を、第Ⅱ.10-2表に中性子寿命($\ell = \Lambda \times K_{\text{eff}}$)を示す。中性子生成時間が燃焼が進むに従って増大するのは、熱中性子核分裂断面積が減少するためであり、制御棒の挿入によって減少するがその変化は小さい。中性子寿命は主に熱中性子吸収断面積で決まり、燃焼度による変化は、燃焼初期の増加を除くと、比較的一定であるが、制御棒の挿入によって減少する。 $K_{\text{eff}} = 1$ となる臨界状態では中性子寿命は中性子生成時間と同じ値を取るものと考えられる。

黒鉛の温度は、燃料中の熱中性子スペクトルと密接に関連するので、その温度係数は第Ⅱ.11表に示すように Pu-239 の含有量の変化につれて大きく動く。また第Ⅱ.7-2表の最後の行に異なる黒鉛温度での1例を示すようにボイド係数のボイド率依存性に影響を与える。事故時の減速材温度は核特性の推定には重要であろう。

冷却材温度は事故には直接関連しないと思われるが、温度の上昇により、スペクトルの硬化を生じ、Pu-239 の反応の増大と、軽水自身の密度減少と相乗して軽水の中性子吸収が減少するので第Ⅱ.12表に示すように正の温度係数を与える。

燃料温度係数は第Ⅱ.13表に示すように、U-238 の捕獲率が変化するにもかかわらず、ボイド率によっては変化しないが、燃料温度の上昇につれて絶対値が減少する傾向を示す。

(6) 計算結果の考察

取り出し燃焼度 20 GWD/t における組成については、既に第Ⅱ.2-2表に示したように他機関の値と良好な一致をみたが、反応度係数及び動特性パラメータについて、入手できた PNC⁵⁾ と PNL⁹⁾ の計算値及びソ連の報告した値⁶⁾ を第Ⅱ.14表に列挙した。数値に幅があるのはボイド率あるいは温度により係数が変動するためである。ソ連を除いた計算値はいずれも、衝突確率法に基づくものであることが判っている。

冷却材ボイド係数については、ボイド率依存性には差があるものの、平均値をみるかぎり、同程度の値を示している。この解析で得た平均ボイド係数 $2.35 \times 10^{-4} \delta K/K/\%$ void は、VIMを用いた比較で推定される過小評価を考えると $2.8 \times 10^{-4} \delta K/K/\%$ void 程度の値を推定するほうが妥当と思われる、また想定した条件によって敏感に計算値が変化することを考えると、ソ連の報告した事故時の値が納得できる。

燃料温度係数については、PNC が少し絶対値が大きい傾向を示すものの互いに良い一致を示している。

減速材温度係数については、PNC の値がソ連の報告と一致し、JAERI と PNL は少し低い値を示している。これは黒鉛の温度が上昇するにつれて温度係数が減少するので、広い温度範囲で平均すると少なめの値を得るためと考えられる。

遅発中性子分率は JAERI と PNC が実効的な値、PNL とソ連は絶対値を示しているためと思われる相違が見受けられる。中性子寿命については JAERI と PNC 以外の値が得られなかったが、両者は良い一致を示している。

(7) ま と め

以上チェルノブィリ炉の核特性の解析を行った結果、反応度のボイド率及び燃焼度依存性、制御棒のボイド係数への影響およびその他の反応度係数等について、それらの挙動を明らかにし、物理的説明を与えた。

なお、この解析は格子計算によるものであるので、実際の燃料や制御棒の複雑な配置を考慮していないが、ここで計算した取り出し燃料の組成、冷却材ボイド係数、燃料温度係数、遅発中性子分率等、及びそれらの燃焼度依存の核特性はソ連が報告した値と大きな相違はなく、引続いて行われる事故解析に使用されるには適当な値を提供するものと思われる。

第II.1表 仕様と仮定

Specifications and assumptions

Reactor power	3,200 MWt
Lattice pitch	25 × 25 cm
Fuel pin rod	
No. of pin rods	18 rods in a fuel channel 6 rods at 1.575 cm, 12 rods at 3.00 cm from the channel center (Position assumed)
UO ₂ pellet	10.5 g/cm ³ 11.5 mm O.D. 2.0 % enriched 900 K
Cladding	Zr-Nb 13.5 mm O.D. 1.0 mm thick 550 K
Pressure tube	Zr-Nb 88 mm O.D. 80 mm I.D. 550 K
Central tie rod	Zr-Nb 15 mm O.D.
Coolant	H ₂ O 550 K 40 % void 0.439 g/cm ³
Moderator	Graphite 1.7 g/cm ³ 900 K
Control rod	
Inner tube	Al 46 mm I.D. 2.0 mm thick
Absorber	B ₄ C 1.7 g/cm ³
Outer tube	Al 66 mm I.D. 2.0 mm thick
Coolant	H ₂ O 550 K

第II.2-1表 燃料の組成 (kg/tHM)*

Composition of fuel (kg/tHM)*

Burnup	0.1GWD/t	4GWD/t	8GWD/t	10GWD/t	14GWD/t	20GWD/t
Isotope						
U-235	19.9	15.6	12.1	10.5	7.77	4.61
U-236		0.77	1.39	1.65	2.10	2.57
Pu239	0.05	1.49	2.17	2.35	2.55	2.61
Pu240		0.24	0.66	0.87	1.34	1.94
Pu241		0.04	0.18	0.27	0.43	0.64

Note * Calculated on assuming an infinite array of the fuel ch. cell.

第II.2-2表 20 GWD/t 燃えた取出し燃料の同位体組成の比較 (kg/tHM)

Comparison of isotope composition
of discharged fuel (kg/tHM) burnt
to 20 GWD/t

Isotope	Present work	PNC (Ref.5)	Soviet (Ref.6)
U-235	4.6	4.8	4.5
U-236	2.5	2.5	2.4
Pu239	2.6	2.4	2.6
Pu240	1.9	1.8	1.8
Pu241	0.6	0.6	0.5

第II.3表 10 GDW/t の燃料チャンネルにおける反応率*に対するボイド効果
 Effect of coolant void fraction change on reaction
 rate* in the fuel ch. of the composition at 10 GWD/t

Void fraction		0%	100%	diff.
Reaction	Material			
Absp	Fuel	893.8	938.1	44.3
Absp	Tie, Clad, P.T.	32.5	32.5	0.0
Absp	Coolant	45.7	2.1	-43.6
Absp	Moderator	28.0	27.3	-0.7
Absp	Total	1000.0	1000.0	0.0
Reaction	Nuclide			
Absp	U-235	298.9	277.4	-21.5
Absp	U-238	257.7	282.2	24.5
Absp	Pu239	211.4	250.4	39.0
Absp	Pu240	33.5	37.7	4.2
Absp	Pu241	22.2	23.2	1.0
Absp	Xe135	23.4	19.3	-4.1
Absp	Others	46.7	47.9	1.0
Capt	U-235	50.6	49.9	-0.7
Capt	U-238(R)	129.2	161.5	32.3
Capt	U-238(T)	111.0	100.7	-10.3
Capt	Pu239	75.5	93.4	17.9
Capt	Total	475.0	516.0	41.0
Fiss	U-235	248.4	227.5	-20.9
Fiss	U-238	17.5	20.1	2.6
Fiss	Pu239	136.0	157.1	21.1
Fiss	Total	418.8	422.1	3.3
Kinf		1.093	1.113	0.020

Note * Normalized as the total absorption in the fuel ch. cell be 1000.0.

第II.4表 冷却材ボイド係数*に対する空の制御チャンネルの効果
 Effect of vacant control ch. on coolant
 void reactivity coefficient*

	K** at 0 % void	K** at 100 % void	Void coeff. ($\times 10^{-4} \Delta k/k/\text{void}$)
Fuel ch.	1.0932	1.1127	1.61
16 ch.***	1.0766	1.1043	2.33

Note * Calculated using the fuel composition at 10 MWD/kg

** K for Fuel channel cell denote K_{inf} and for 16 channel cell K_{eff} .

*** Calculated for 16 channel cell with control rod withdrawn.

第Ⅱ.5表 常温の2つのボイド状態における燃料チャンネル格子*の K_{∞} についてのSRACとVIMの比較
Comparison of K_{∞} of fuel ch. at two void stages between SRAC and VIM at room temperature

		0 % void	90 % void	$\times 10^{-4} \delta k/k/\% \text{void}$
Case 1	SRAC	1.1154	1.1277	1.08
	VIM	1.112 $\pm$.003	1.133 $\pm$.003	1.85 $\pm$.40
Case 2	SRAC	1.1029	1.1301	2.40
	VIM	1.102 $\pm$.003	1.134 $\pm$.003	2.84 $\pm$.40

Case 1 Radial position(inner 6 rods) = 1.65 cm

Radial position(outer 12 rods) = 3.32 cm

Case 2 Radial position(inner 6 rods) = 1.58 cm

Radial position(outer 12 rods) = 3.00 cm

Note * Calculated by the fuel composition at 10 GWD/t only with U-235, U-236, U-238, Pu-239, Pu-240, Xe-135, Sm-149, and O-16, and material of tie rod, cladding and pressure tube is replaced by Zr-2, for simplicity, and the coolant density is that at 550K.

第Ⅱ.6-1表 常温の2つのボイド状態における反応率*についてのSRACとVIMの比較
Reaction rates* at two void stages
at room temperature by VIM and SRAC

Code		SRAC		VIM	
Void fraction		0%	90%	0%	90%
Reaction	Material				
Absp	Fuel	863.1	917.3	859.8	916.8
Absp	Tie, Clad, P.T.	38.2	39.2	38.6	38.8
Absp	Coolant	58.4	5.4	59.5	5.5
Absp	Moderator	40.4	38.1	42.1	38.9
Absp	Total	1000.0	1000.0	1000.0	1000.0
Reaction	Nuclide				
Absp	U-235	360.4	362.2	357.8	361.8
Absp	U-238	264.2	296.2	261.8	296.0
Absp	Pu239	165.7	180.0	166.9	180.5
Absp	Pu240	33.9	38.9	34.4	38.9
Absp	Xe135	28.9	29.0	28.7	28.8
Absp	Others	10.1	11.0	10.2	10.8
Capt	U-235	56.9	59.0	56.2	58.5
Capt	U-238(R)	117.3	147.6	114.8	146.6
Capt	U-238(T)	131.5	131.2	131.7	132.2
Capt	Pu239	52.5	58.9	56.2	58.5
Capt	Total	430.9	475.6	428.2	475.5
Fiss	U-235	303.5	303.1	301.6	303.3
Fiss	U-238	15.4	17.4	16.0	16.6
Fiss	Pu239	113.2	121.1	113.8	121.3
Fiss	Total	432.2	441.7	431.6	441.4
Kinf		1.1029	1.1301	1.102 $\pm$.003	1.134 $\pm$.004

Note * Normalized as the total absorption in the fuel ch. cell be 1000.0.

第II.6-2表 常温の2つのボイド状態間の反応率*の差についてのSRACとVIMの比較

Difference of reaction rates* at room temperature
between two void stages and between VIM and SRAC

Code		SRAC	VIM	SRAC-VIM	SRAC-VIM	SRAC-VIM
Void fraction		0%-90%	0%-90%	0%	90%	0%-90%
Reaction	Material					
Absp	Fuel	54.2	57.0	3.3	0.5	2.8
Absp	Tie, Clad, P.T.	1.0	0.2	-0.4	0.5	-0.8
Absp	Coolant	-53.0	-54.0	-1.1	-0.1	-1.0
Absp	Moderator	-2.3	-3.2	-1.7	-0.8	-0.9
Absp	Total	---	---	---	---	---
Reaction	Nuclide					
Absp	U-235	1.8	4.0	2.6	0.4	2.2
Absp	U-238	32.0	34.2	2.4	0.2	2.2
Absp	Pu239	14.3	13.6	-1.2	-0.5	-0.5
Absp	Pu240	5.0	4.5	-0.5	0.0	-0.5
Absp	Xe135	0.1	0.1	0.2	0.2	0.0
Absp	Others	0.9	-0.6	-0.1	0.2	-0.3
Capt	U-235	2.1	2.3	0.7	0.5	0.2
Capt	U-238(R)	30.3	31.8	2.5	1.0	1.5
Capt	U-238(T)	-0.3	0.5	-0.2	-1.0	0.8
Capt	Pu239	6.4	6.1	-0.6	-0.3	-0.3
Capt	Total	44.7	47.3	2.7	0.1	2.6
Fiss	U-235	-0.4	1.7	1.9	-0.2	2.1
Fiss	U-238	2.0	0.6	-0.6	0.8	-1.4
Fiss	Pu239	7.9	7.5	-0.6	-0.2	-0.4
Fiss	Total	9.5	9.8	0.6	0.3	0.3
Kinf		0.027	0.032	0.001	-0.004	-0.005 ± .005

Note * Normalized as the total absorption in the fuel ch. cell be 1000.0.

第II.7-1表 制御棒を抜いた16チャンネル格子の K_{eff} に対するボイド効果
Void effect on K_{eff} for 16 ch. cell with
CR withdrawn

Burnup Void	0.1 GWD/t	4 GWD/t	8 GWD/t	10 GWD/t	14 GWD/t
0%	1.23294	1.17451	1.10977	1.07735	1.01256
20%	1.23826	1.17942	1.11469	1.08262	1.01841
40%	1.24260	1.18359	1.11931	1.08769	1.02412
60%	1.24667	1.18766	1.12406	1.09262	1.03030
80%	1.25025	1.19157	1.12887	1.09818	1.03740
100%	1.25409	1.19620	1.13500	1.10527	1.04646

第II.7-2表 制御棒を抜いた16チャンネル格子の K_{eff} に対する
ボイド反応度係数($\times 10^{-4} \delta k/k/\%$ ボイド)
Void reactivity coefficients ($\times 10^{-4} \delta K/K/\%$ void)
for 16 ch. cell with CR withdrawn

Burnup	0% ---	20% ---	40% ---	60% ---	80% ---	100%	average
0.1 GWD/t	1.69	1.45	1.32	1.16	1.20		1.37
4 GWD/t	1.75	1.55	1.47	1.33	1.64		1.51
8 GWD/t	1.95	1.85	1.89	1.87	2.41		2.00
10 GWD/t	2.26	2.15	2.07	2.31	2.92		2.35
14 GWD/t	2.83	2.73	2.93	3.32	4.17		3.21
10 GWD/t *	2.31	2.22	2.17	2.26	2.56		2.31

Note * Case for moderator (graphite) temperature 600K

第II.8-1表 制御棒を挿入した16チャンネル格子の K_{eff} に対するボイド効果
Void effect on K_{eff} for 16 ch. cell with
CR inserted

Burnup No. CR Void	0.1 GWD/t 2	4 GWD/t 2	8 GWD/t 1	10 GWD/t 1
0%	1.04430	0.99684	1.02682	0.99625
20%	1.04219	0.99493	1.02848	0.99841
40%	1.03864	0.99194	1.02966	1.00028
60%	1.03369	0.98801	1.03032	1.00114
80%	1.02675	0.98259	1.03072	1.00220
100%	1.01829	0.97646	1.03156	1.00407

第II.8-2表 制御棒を挿入した16チャンネル格子の K_{eff} に対する
ボイド反応度係数($\times 10^{-4} \delta k/k/\%$ ボイド)
Void reactivity coefficients ($\times 10^{-4} \delta K/K/\%$ void)
for 16 ch. cell with CR inserted

Void Burnup No. CR	0% ---	20% ---	40% ---	60% ---	80% ---	100%	average
0.1 GWD/t 2	-0.97	-1.64	-2.31	-3.27	-4.05		-2.45
4 GWD/t 2	-0.98	-1.51	-2.00	-2.79	-3.20		-2.10
8 GWD/t 1	0.78	0.56	0.31	0.19	0.40		0.46
10 GWD/t 1	1.09	0.94	0.43	0.53	0.93		0.72

第II.9表 動特性パラメータ β_{eff} (%)*Kinetic parameters β_{eff} (%)*

Burnup No. CR	0.1 GWD/t		4 GWD/t		8 GWD/t		10 GWD/t		14 GWD/t
Void	0	2	0	2	0	1	0	1	0
0%	.706	.711	.612	.618	.559	.563	.540	.543	.506
20%	.706	.711	.610	.616	.558	.561	.538	.541	.504
40%	.706	.712	.608	.615	.554	.559	.535	.539	.502
60%	.705	.712	.605	.613	.552	.555	.532	.537	.499
80%	.705	.713	.602	.609	.547	.551	.527	.531	.494
100%	.705	.714	.596	.604	.541	.545	.521	.525	.488

Note * calculated for 16 ch. cell

第II.10-1表 動特性パラメータ Λ (ms)*Kinetic parameters Λ (ms)*

Burnup No. CR	0.1 GWD/t		4 GWD/t		8 GWD/t		10 GWD/t		14 GWD/t
Void	0	2	0	2	0	1	0	1	0
0%	.517	.504	.529	.514	.564	.560	.586	.582	.636
20%	.521	.509	.530	.518	.566	.562	.588	.584	.637
40%	.527	.516	.534	.522	.568	.565	.588	.585	.638
60%	.533	.523	.537	.525	.569	.567	.590	.587	.638
80%	.541	.532	.540	.530	.570	.551	.591	.589	.637
100%	.551	.542	.544	.534	.571	.545	.590	.589	.635

Note * Calculated for 16 ch. cell

第II.10-2表 動特性パラメータ ℓ (ms)*Kinetic parameters ℓ (ms)*

Burnup No. CR	0.1 GWD/t		4 GWD/t		8 GWD/t		10 GWD/t		14 GWD/t
Void	0	2	0	2	0	1	0	1	0
0%	.638	.527	.621	.512	.626	.575	.632	.579	.644
20%	.646	.531	.626	.515	.631	.578	.636	.583	.649
40%	.656	.536	.632	.518	.636	.582	.639	.585	.653
60%	.664	.540	.637	.519	.640	.584	.645	.588	.657
80%	.676	.546	.644	.521	.644	.587	.649	.591	.661
100%	.691	.552	.650	.521	.649	.588	.652	.592	.666

Note * Calculated for 16 ch. cell

第II.11表 40%ボイド率における16チャンネル格子の

減速材反応度温度係数* ($\times 10^{-5} \delta k/k/^{\circ}C$)Moderator temperature reactivity coefficient*
($\times 10^{-5} \delta K/K/^{\circ}C$) for 16 ch. cell at 40% coolant
void fraction

Temp	600K	900K	1200K
Burnup	-----		
.1 GWD/t	1.82	1.47	
10 GWD/t	4.92	3.17	

Note * Calculated for 16 ch. cell with control rod withdrawn

第II.12表 40 %ボイド率, 10 GWD/t における冷却材反応度温度係数* ($\times 10^{-5} \delta k/k/^{\circ}C$)
Coolant temperature reactivity coefficient*
($\times 10^{-5} \delta k/k/^{\circ}C$) at 10 GWD/t and 40% coolant
void fraction

Temp	500K ----	550K ----	600K
Coeff.	4.91	4.15	

Note * Calculated for 16 ch. cell with control rod withdrawn considering the water density change.

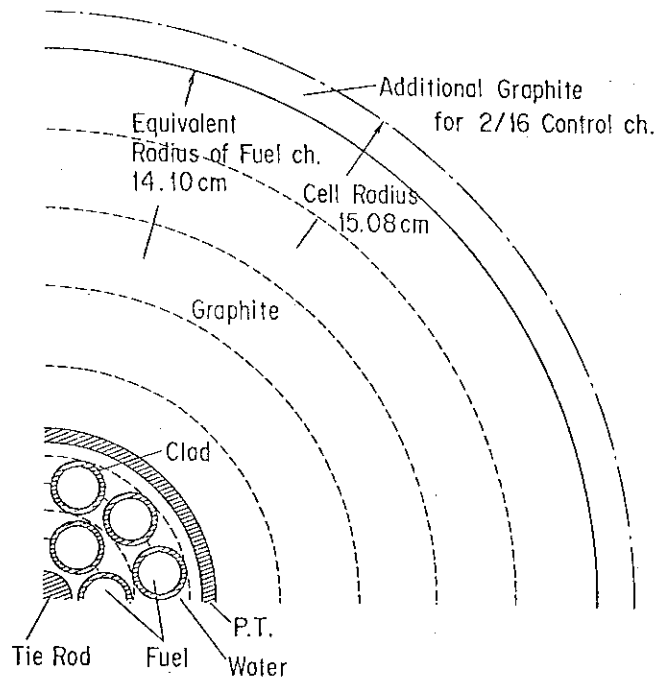
第II.13表 10 GWD/t における制御棒を抜いた 16 チャンネル格子に対する燃料反応度温度係数
($\times 10^{-5} \delta k/k/^{\circ}C$)
Fuel temperature reactivity coefficient
($\times 10^{-5} \delta k/k/^{\circ}C$) for 16 ch. with CR
withdrawn at 10 GWD/t

Temp Void	900K ---	1200K ---	1600K ---	2000K ---	2500K
0%	-1.10	-.898	-.829	-.747	
20%	-1.15	-.931	-.835	-.760	
40%	-1.12	-.933	-.851	-.766	
60%	-1.11	-.945	-.863	-.764	
80%	-1.09	-.938	-.827	-.754	
100%	-1.09	-.892	-.806	-.746	

第II.14表 諸研究機関による 10.3 GWD/t における反応度係数の比較
Comparison of feedback coefficients at
10.3 GWD/t among several institutions

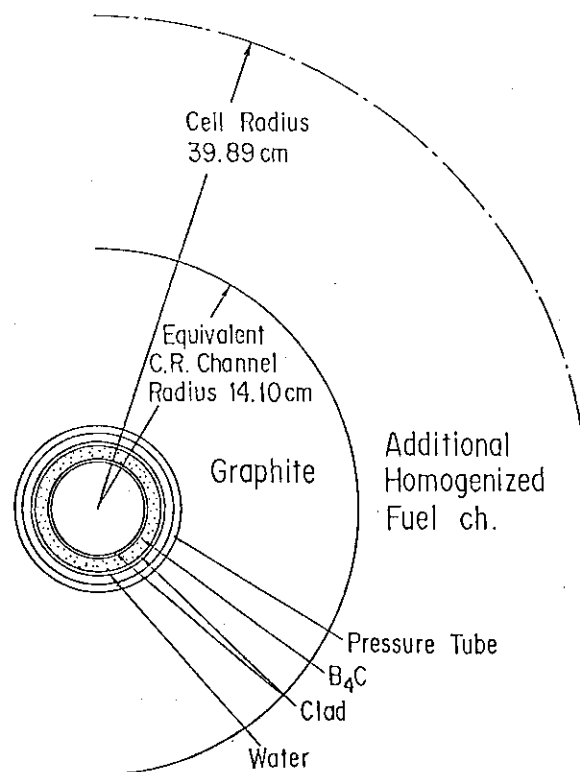
Institution Code Item	JAERI SRAC	PNC WIMS-ATR	PNL*** WIMS	Soviet (Ref.6)
Coolant void* ($\times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{void}$)	2.2~2.9	2.0~3.0	1.5~4.0	2.0(3.0**)
Fuel Temp. ($\times 10^{-5} \Delta k/k/^{\circ}C$)	-1.1~-0.7	-1.4~-0.9	-1.2	-1.2
Mod. Temp ($\times 10^{-5} \Delta k/k/^{\circ}C$)	4.9~3.2	6.0~4.0	3.6	6.0
Delayed N β (%)	0.53(eff)	0.55(eff)	0.48	0.48
Life time l(ms)	0.64	0.63		

Note. * Void coefficient changes by void fraction.
** Value estimated for the accident case.
*** Cited from Ref.9.



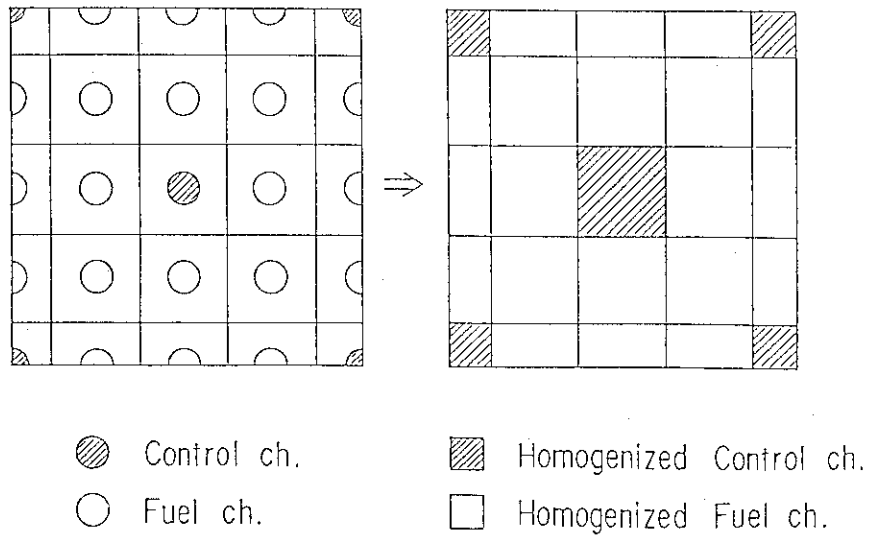
Cell model for fuel channel

第II.1図 燃料チャンネルに対する格子モデル



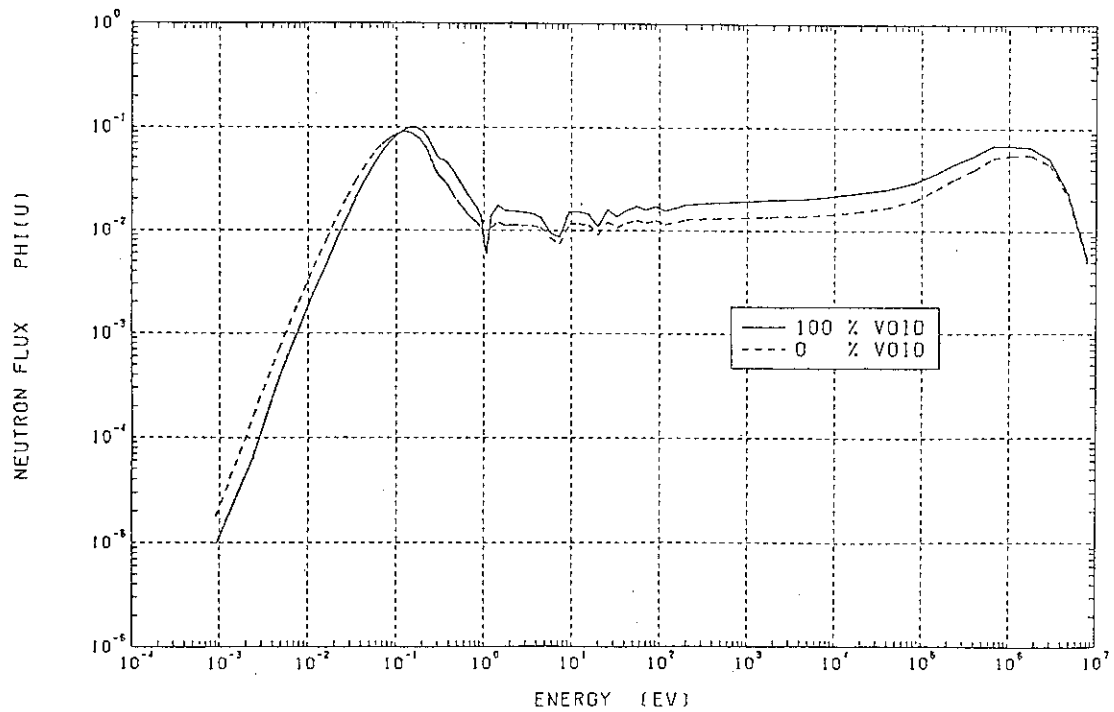
Cell model for control channel

第II.2図 制御チャンネルに対する格子モデル



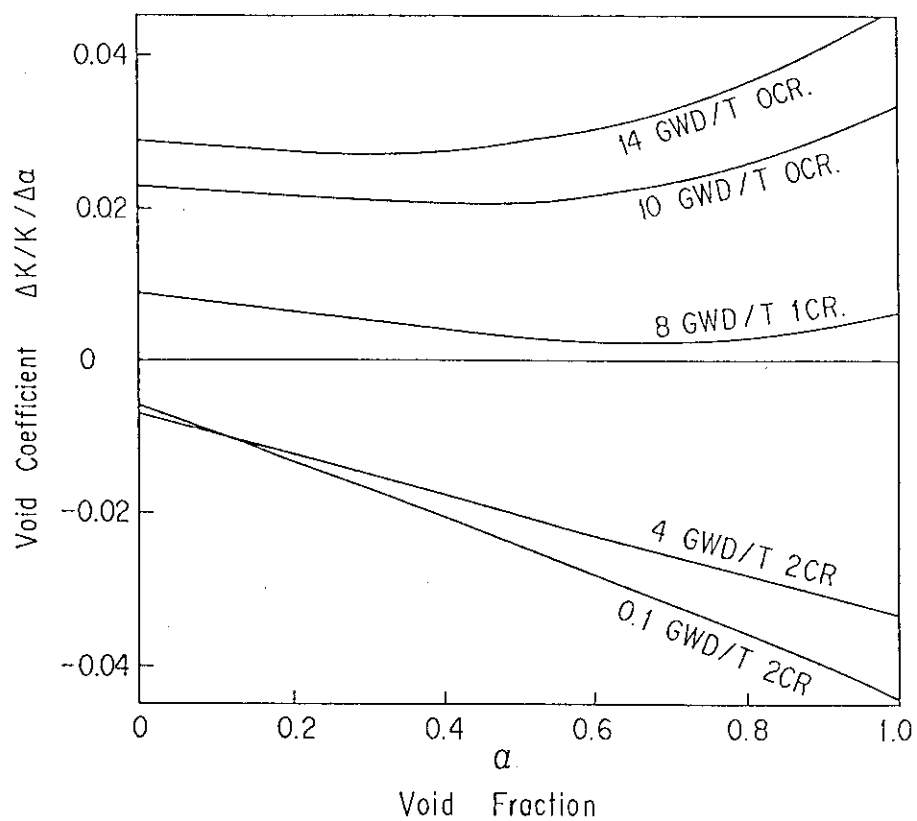
Cell model for super cell for 16 Channels

第Ⅱ.3 図 16 チャンネルに対する格子モデル



Neutron spectra in duel channel

第Ⅱ.4 図 燃料中の中性子スペクトル



Coolant void coefficients of 16 channel cell

第II.5図 16チャンネル格子の冷却材ボイド係数

1.2 炉心核特性解析

前節においては、チェルノブイリ炉の核特性について、格子計算の結果を示した。同炉のような大型の炉心では、格子計算の結果が炉心全体の特性をかなりの程度まで代表できると考えられるが、それでも出力分布や燃焼度分布が格子特性にどのように影響するかは、確かめておかねばならないところである。ただし、炉心の核特性を厳密に取り扱うには、情報が余りにも不足しており、各種の文献を参照しつつ、適当な仮定を導入せざるを得なかったところが多数に上るのは、止むを得ない。また、本節に示す解析結果のうち、一部は1986年8月のIAEA会議の前に行われたものもあり、下記解析項目のうち1～3の項目、データ等の一部整合を欠くものもある。しかしながら、本節の解析の目的は、チェルノブイリ炉の炉心特性を厳密に解析的に同定しようとするものではなく、様々の要因によって、どのような特性変化の傾向を示すかを明らかにすることを目的としているので、上記のような仮定、あるいは不整合があっても、解析の目的は達していると考ええる。

解析を行ったのは次の項目である。

- ① 炉心燃焼特性
- ② 制御棒反応度価値
- ③ 炉心内出力分布
- ④ 炉心平均ボイド反応度

(1) 解析の方法とモデル化

解析は、以下の手順で行った。

燃料濃縮度、燃焼度、ボイド率等を数種仮定し、SRACコード⁽³⁾で燃料セルの群定数を作成した。また同コードを用いて制御セル及び反射体セルの群定数も作成した。主な計算条件を第II.15表に示す。群の構成は高速2群、熱2群の計4群とした。

炉心計算にはCITATIONコード⁽¹⁰⁾を用いた（但し、群定数の内挿処理などにはCITDEGAコード⁽¹¹⁾のライブラリ編集機能を用いた）。計算体系はX-Y2次元モデルとした。計算モデルを第II.6図に示す。同図に示す様に、本解析においては1/4炉心を対象としたため、制御セルの配置等が実際の炉心体系とやや異なったものとなったが、大型炉心であること（このモデルで燃料セル1696体、制御セル188体）から、全体の炉心特性を把握するという点では大きな影響はないものといえる。

第II.6図に示す様に燃料の濃縮度及び燃焼度は4×4セル単位で割当てた。制御棒の挿入深さは、平面モデルを用いていることから、全引抜状態の制御セルの群定数と全挿入状態の制御セルの群定数の間を直線内挿して部分挿入の効果を表わすものとした。

(2) 定常炉心核特性

1) 炉心燃焼特性

第II.7図に炉心燃焼計算結果を示す。ここでは制御棒による反応度補償は考慮しておらず、全て引抜状態で計算を行った。又、燃料濃縮度は全炉心一様とし、1.2、1.6、2.0 (w/o) の場合について計算した。この結果より、炉心がソ連公表値1.8/2.0 (w/o) の燃料濃縮度で構成されているとすると余剰反応度がかなり大きくなり、次に示す制御棒反応度価値から考

えて、制御棒のみで全炉心寿命にわたって反応度を制御するのは困難であるといえる。

2) 制御棒反応度価値^{*}

ここでは制御棒の引抜きによる反応度の添加が、事故の直接の原因となり得る様な大きさかどうかを調べるために、制御棒の反応度価値を評価した。

まず、燃焼していない燃料を一様装荷した炉心に全ての制御棒を挿入した時の反応度価値を求めた。パラメータとしては燃料濃縮度をとった。結果を第II.8図に示す。制御棒の全反応度価値は燃料濃縮度が低い方が大きくなるが、燃料濃縮度が1.8～2.0 w/o ではほぼ10% $\Delta\rho$ 以下であり、1本当りの値としては小さい(10セント以下)。

また、制御棒の干渉効果を見るために、4×4のセルから成る領域の制御セルに制御棒を1本及び2本挿入した時の反応度価値を計算した(第II.6図参照。ここでその他の領域の制御棒は全て引抜き状態とした)。その結果、

制御棒1本挿入時の反応度価値	$2.35 \times 10^{-3} \Delta\rho$
“ 2本 “	$4.35 \times 10^{-3} \Delta\rho$

となり、制御棒の干渉効果は約7%で比較的少ないと言える。

このように、平均燃料濃縮度が1.8～2.0 w/o の場合、制御棒反応度価値が10% $\Delta\rho$ 以下と小さく、又先にみた様に初期余剰反応度が20% $\Delta\rho$ 以上となるため制御棒だけでは補償できず、燃料の装荷法や燃焼度及び可燃性毒物の様なもので調整する必要があることになり、ソ連の炉についての説明がうなづけるものといえる。特に燃焼初期においては、可燃性毒物が補償している反応度量は大きくなるといえる。

また、制御棒の1本当りの反応度価値が小さいため、制御棒の異常引抜きのみによって事故となるような反応度が印加するためには、相当本数の制御棒の同時急速引き抜きが必要となり、現実のシステム上の対応を考えると余り起り得ないといえる。

3) 炉心内出力分布

以上の検討は、燃焼していない燃料を一様に装荷し、かつ制御棒を一様に操作した炉心についての議論である。実際の原子炉の運転は、通常出力分布をある程度好ましい形に調整して行われる。ここでは、径方向出力分布をある程度平坦化した炉心を想定し、その特性を評価する。

一様濃縮度装荷時(全制御棒引抜)の径方向出力分布を第II.9(a)図に示す。当然ながら J_0 分布に近い形となっている。一方径方向に出力をどの程度平坦化できるかどうかを独自に検討した結果の例を第II.9(b)図に示す。この平坦化は制御棒、濃縮度、燃焼度を調整して行なった。この時、

平均燃料濃縮度	1.17 (w/o)
平均燃焼度	1.10 (GWD/ton)

であり、実効増倍率は1.014となっている。ここで、臨界調整及び出力分布調整に使用した制御棒の反応度価値は3.4% $\Delta\rho$ である。また、燃料の燃焼によって補償している反応度は3.5% $\Delta\rho$ となっている。この炉心において最も制御棒反応度価値が大きい制御棒は、④

* 制御棒引き抜き後の侵入水の反応度価値への効果は考慮していない。

(第Ⅱ.6図参照)であり、その価値は12セントとなった。

4) 炉心平均ボイド反応度に関する検討

前節に示した格子計算によるボイド反応度は炉心のある一部分を取り出して評価したものに相当する。実際の炉心内には、各種燃焼度の燃料が混在するため、炉心平均のボイド反応度^{*}としては炉心内燃焼度分布や平均化の重みとなる炉内中性子束分布を考慮する必要がある。ここでは炉心内の燃焼度分布を以下のように仮定した際のボイド反応度への相対的な効果についてCITATIONコードにより評価する。

炉心内の燃焼度分布は、エミリアノフ著の文献⁽¹²⁾に記された炉内出力ピーキングを再現するように選んだ。

ただし、同文献に示された出力ピーキングは平衡炉心のもので、チェルノブイリ炉では平衡炉心に達しておらず、本節の結果を直接適用することはできない。チェルノブイリ炉の炉心平均ボイド反応度を厳密に評価するためには、事故発生直前における炉内燃焼度分布や中性子束分布に関する情報が必要である。

i) RBMK炉での出力ピーキング⁽¹²⁾

RBMK炉心では、燃料領域は炉心周辺領域と中央領域の2領域から構成されている。炉心周辺領域はさらに周辺領域ⅠとⅡに分割されている。これらの領域は炉心をマクロ的に見た場合であり、このときの出力ピーキング係数は約1.1である。一方、ミクロ的に見た場合には、上記各領域はさらにペリオディックセルという単位から成っている。このペリオディックセル内には燃焼度の異なる燃料棒が混在している。また新燃料での出力ピーキングは1.5であることから、ペリオディックセル内のみでの局所的ピーキングは新燃料に対し約1.36程度(1.5/1.1)と予想される。

以上の点を踏まえ、CITATIONコードにより以下の様な炉心計算を行った。制御棒は全引抜き状態を仮定した。解析結果をまとめて第Ⅱ.16表に示した。格子計算モデルによる解析では、中性子漏洩効果を見捨てた場合(Case ①)、ボイド反応度は約 $2.5 \times 10^{-2} \Delta \rho$ であるが、中性子漏洩効果を考慮すると(Case ②)約 $2.35 \times 10^{-2} \Delta \rho$ と約5%程度小さくなる。一方炉心計算モデル(第Ⅱ.10図)による解析からは以下のことがいえる。

- ① 炉心全体に燃焼度10.3 GWd/tの燃料を一樣に装荷した均質炉心の場合(Case ③)には、ボイド反応度は $1.99 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となる。このときの出力分布は第Ⅱ.9(a)図に相当する。
- ② 炉心をマクロ的に見た場合として、炉心中央領域へ10.3 GWd/tの燃料を装荷し、周辺領域へ9 GWd/tの燃料を装荷した場合(Case ④)には、ボイド反応度は $1.81 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となる。このとき、出力ピーキング係数は1.1となっており、RBMK炉心と同じである。ここで体積平均燃焼度は9.7 GWd/tであり、得られたボイド反応度が10.3 GWd/t燃焼時のものに対応するよう補正すると、 $1.89 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となり、①の均質炉心に比べ約

$$* \text{ ボイド反応度 } (\Delta \rho) \triangleq \frac{k_{\text{eff}}(100 \text{ v/o}) - k_{\text{eff}}(0 \text{ v/o})}{k_{\text{eff}}(0 \text{ v/o}) \cdot k_{\text{eff}}(100 \text{ v/o})}$$

$k_{\text{eff}}(0 \text{ v/o})$: 炉心内ボイド体積率が0 v/oであるときの、CITATIONコードより得られた実効増倍率(k_{eff})

$k_{\text{eff}}(100 \text{ v/o})$: 同上。但しボイド体積率が100 v/oのとき。

5%ボイド反応度は小さくなる。これは、ボイド係数の小さい9 GWd/t 燃料部での中性子束の重みによる効果と言える。

- ③ 次に炉心をミクロ的に見た場合として、ペリオディックセルに相当するものを考える。ここでは、燃焼度 0, 11, 12, 13, 14, 15 GWd/t の燃料チャネルと制御棒チャネルが総て一本ずつ混在する計7チャネルのモデルで評価する。このモデルでの体積平均燃焼度は10.8 GWd/t である。このときのボイド反応度は $1.78 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となり、10.3 GWd/t 平均燃焼度に対応するよう補正すると、 $1.70 \times 10^{-2} \Delta \rho$ に相当する。したがって、①の均質炉心に比べ約18%程度ボイド係数は小さくなる。②の場合に比べ異種燃料混在による効果が大いなのは、新燃料での出力ピーキングが1.36 と大きいためである。
- ④ さらに、炉心内にボイド分布が存在する場合のボイド反応度の解析例を第II.17表に示した。この場合には初期に存在するボイド率によって印加するボイド反応度が強く影響されるのがわかる。

以上の検討により、炉心平均のボイド反応度が、炉心内の燃焼度分布や中性子束分布（出力分布）に依存することが明らかになった。前述したように、この解析の目的は、チェルノブイリ炉の炉心特性を厳密に同定するというものではないので、ここに示した数値の絶対値よりは、相対的な傾向を重視すべきものである。特に事故と密接に関係するボイド反応度については、格子計算の値だけではこれを過大評価する可能性があるので、注意が必要であると言える。また、通常格子計算では無視される軸方向の燃焼度分布と出力分布についても配慮する必要がある。

第II.15表 炉心計算におけるパラメータ

Parameters for core performance calculation

Fuel cell

fuel enrichment*	(w/o)	1.0, 2.0
fuel temperature	(K)	900
coolant temperature	(K)	550
moderator temperature	(K)	900
void fraction	(%)	0 ~ 100
fuel burnup	(GWD/ton)	0, 0.1, 2.5, 5.0, 7.0, 11.1

Control rod cell

temperature	(K)	550
-------------	-----	-----

Reflector cell

temperature	(K)	900
-------------	-----	-----

* Necessary enrichment --- Interporation of these two enrichments

第II.16表 ボイド反応度の空間モデル化効果

Spatial effects on void reactivity

Case	Cell/Core ^{*1}	Number of Energy groups	Evaluated by	Volume averaged burnup (GWd/t)	Void reactivity ($\Delta\rho \times 10^{-2}$)
①	Cell	54	k_{∞}	10.3	2.52
②	Cell	54	k_{eff} ^{*5}	10.3	2.36
③	Core	2(25) ^{*4}	k_{eff}	10.3	1.99
④	Core ^{*2}	2(25) ^{*4}	k_{eff}	9.7	1.81
⑤	Core ^{*3}	2(25) ^{*4}	k_{eff}	10.8	1.78

*1 Cell calculation by SRAC, Core calculation by CITATION

*2 2-region core

*3 Local core model

*4 2-group constant is produced by 25-group cell calculation

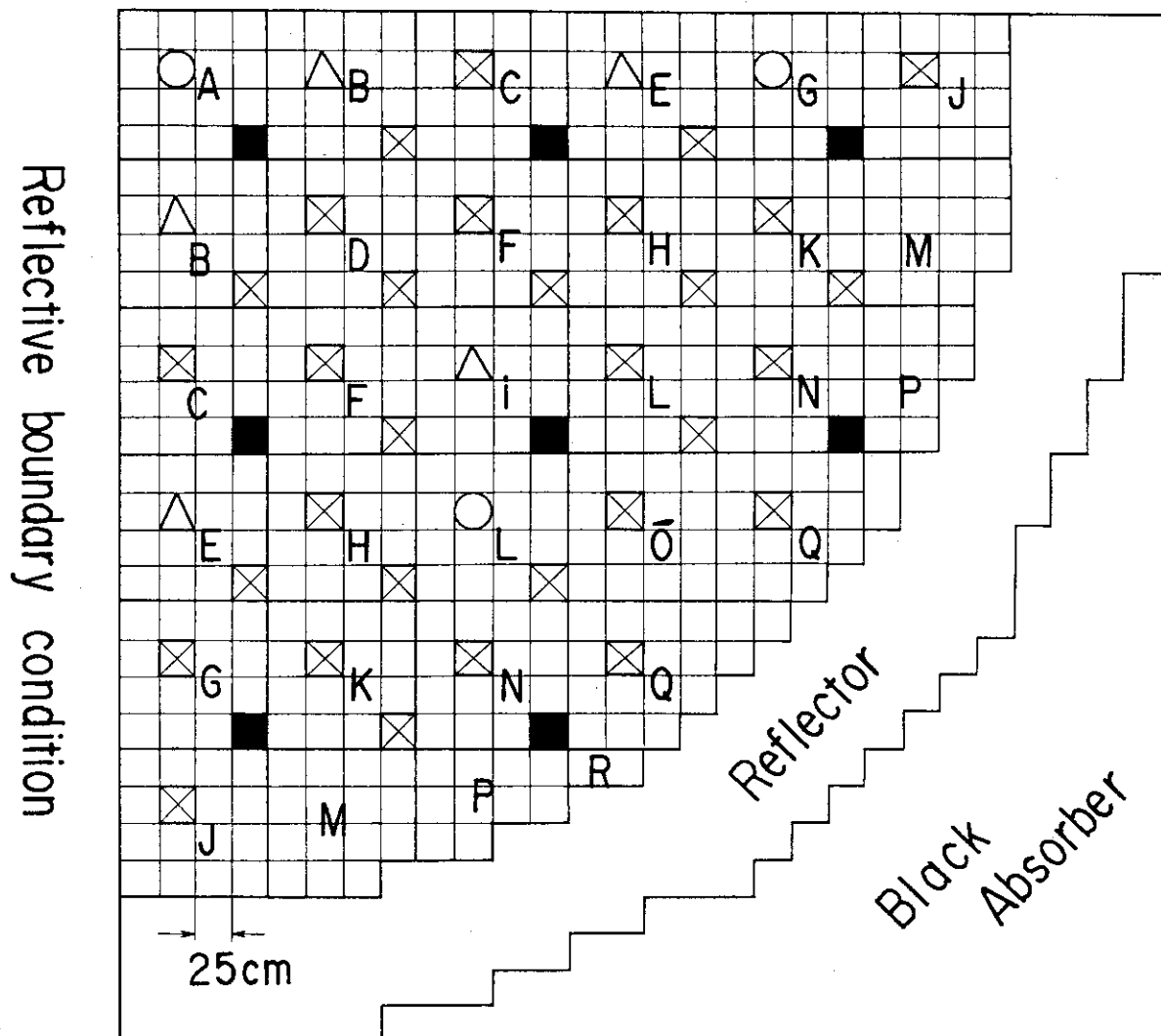
*5 Only axial buckling is considered

第II.17表 初期ボイド率分布の反応度効果

Effect of initial void distribution on void reactivity

Void volume (v/o)			Effective multiplication factor (k_{eff})	Void reactivity	
Upper half	Lower half	Core average		$\Delta\rho (\times 10^{-2})$	Comparison (%)
0	0	0	1.09311	1.53	100
5	0	2.5	1.09371	1.48	96.7
10	0	5	1.09431	1.43	93.5
20	0	10	1.09555	1.32	86.3
100	100	100	1.11165	—	—

Reflective boundary condition

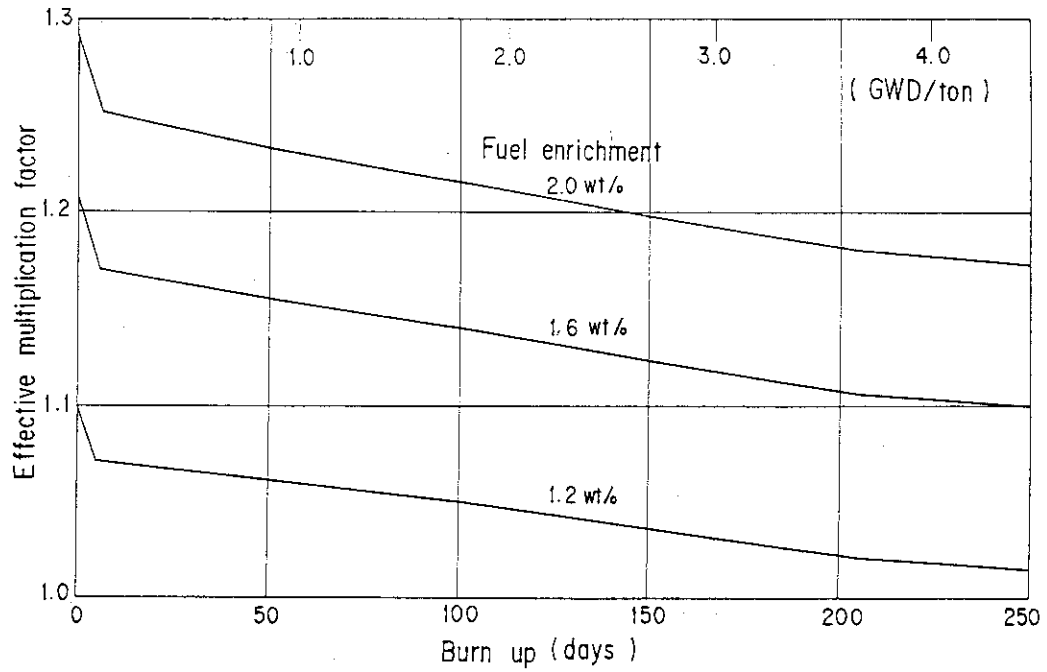


A ~ S : Fuel region

□ ■ △ ○ : Control rod cell

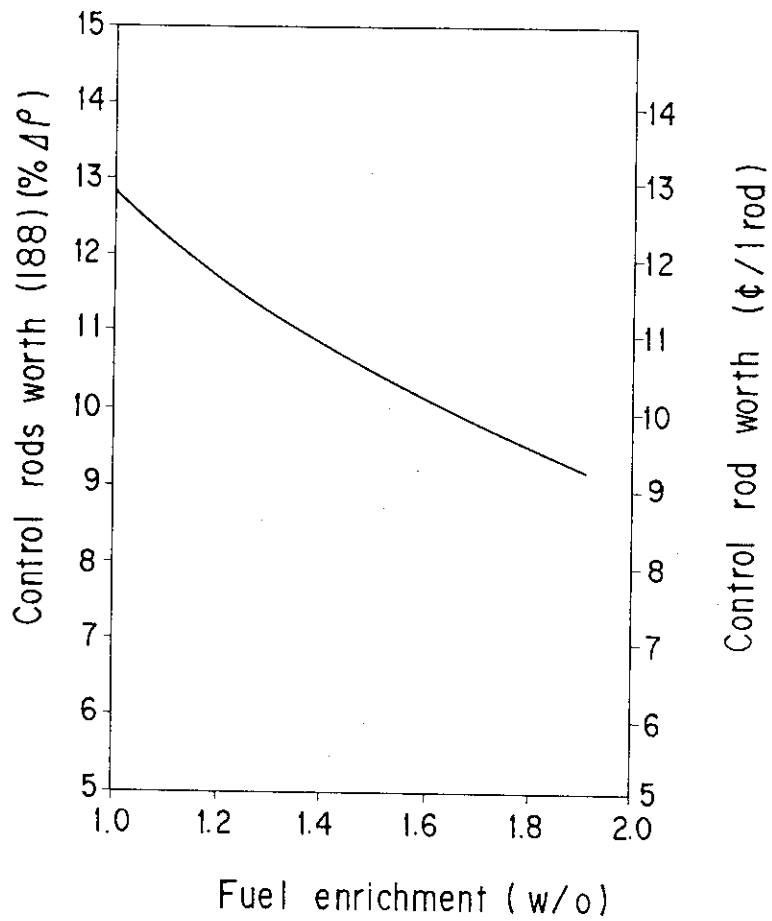
Core calculation model

第II.6図 炉心計算モデル



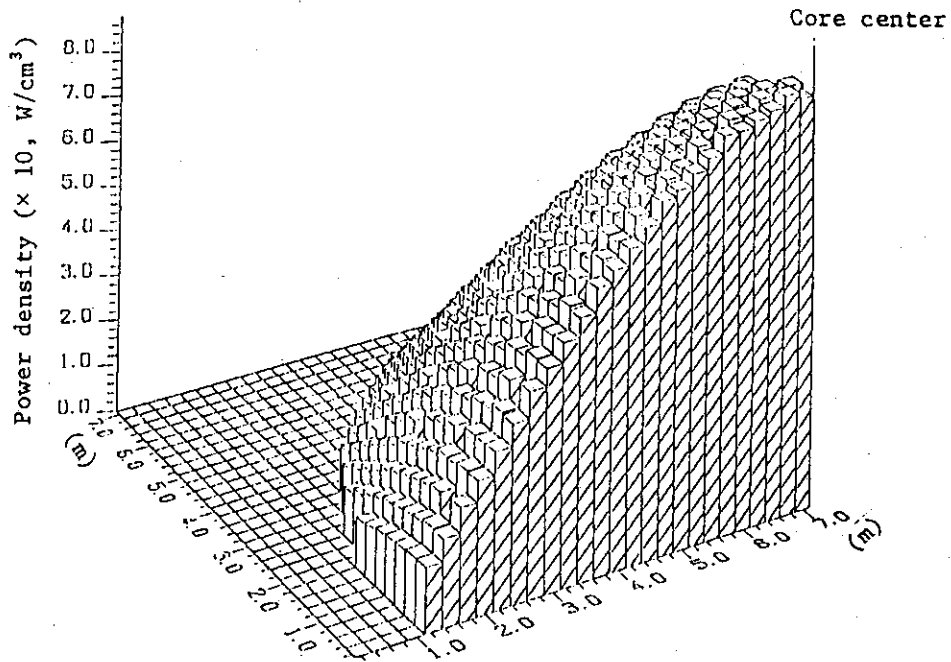
Core burn up curve

第II.7図 炉心燃焼計算結果



Control rod worth

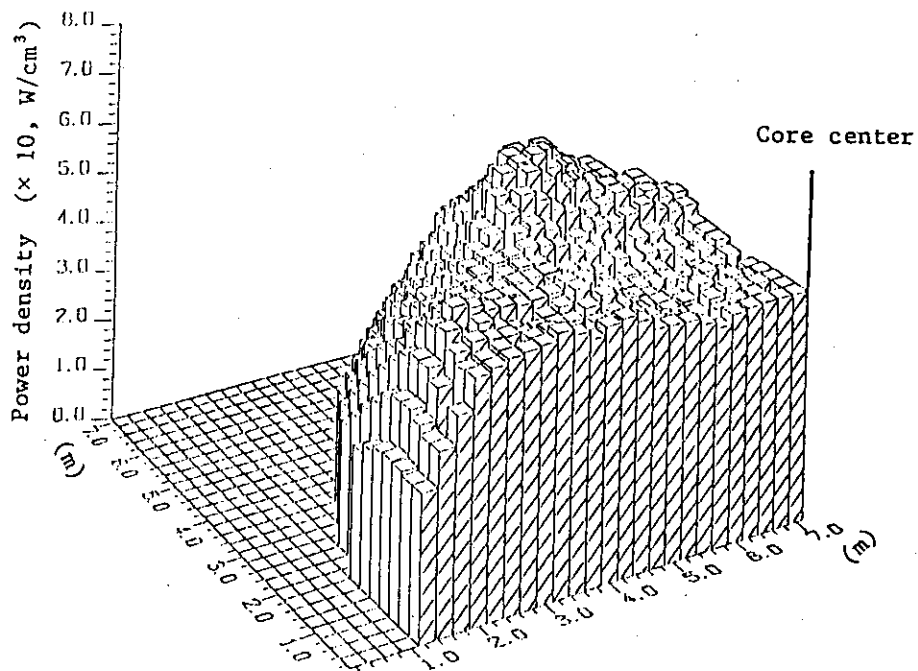
第II.8図 制御棒反応度価値



(a) Uniform fuel loading

Power distribution in core (1)

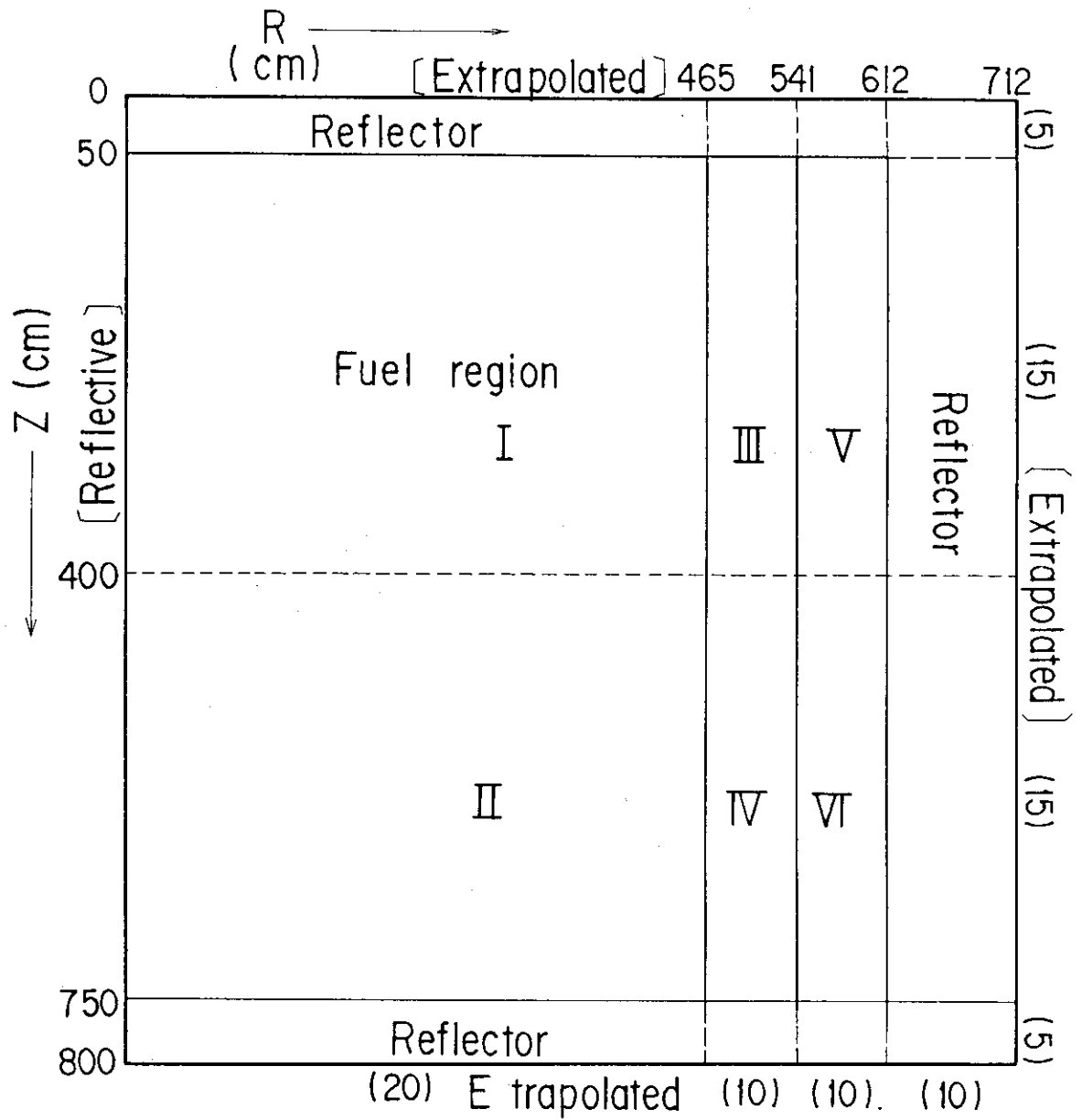
第II.9(a)図 炉心出力分布 (1)



(b) Fuel zone loading

Power distribution in core (2)

第II.9(b)図 炉心出力分布 (2)



[] : Boundary condition
() : Number of meshes

R-Z model for void reactivity calculation

第Ⅱ.10図 炉心平均ボイド係数評価用炉心R-Zモデル

1.3 炉心動特性解析

事故時の出力上昇の過程については、II.2.1 節において示すとうりである。しかしながら、同節における解析は、核動特性は 1 点近似、熱水力は 1 次元多チャンネル近似である。チェルノブイリ炉のような大型炉心においては、多次元効果も考慮する必要がある。そこで以下では、チェルノブイリ炉という大型炉心の動特性を検討し、II.2.1 以降の解析結果の評価に際して注意すべき点を指摘することにする。

(1) Xe 振動特性解析

チェルノブイリ炉のように熱出力及び炉心寸法が大きい炉心では、Xe 振動が発生し炉心出力分布が時間的に変動する恐れがある。そこでチェルノブイリ炉の基本特性を把握するための作業の一環として Xe 振動特性解析を行い振動の発生の有無を調べた。

本解析の結果では、Xe 振動に関しては定格出力の約 75 % 以上の出力運転時において半径方向の Xe 振動が生じるとの結果を得た。

1) 解析の方法とモデル化

熱中性子炉計算コード SRAC を用いて、熱中性子群群数が 15 群、速中性子群群数が 10 群から成る燃料格子計算を行い、ここで得られた 25 群断面積定数を縮約して炉心計算に用いる 2 群断面積定数を作成した。Xe 振動特性解析は、この 2 群断面積定数を用いて炉心拡散計算コード CITATION を用いて行った。CITATION は静的な炉心特性の解析の他に、燃料の燃焼或いは Xe 濃度変化等による準静的に変化する炉心特性をも解析することが可能である。半径方向及び軸方向の Xe 振動特性解析に用いた炉心モデルを第 II.11 図及び第 II.12 図に示す。又、解析に用いた基本データを第 II.18 表に示す。尚、本検討では、炉心内燃料装荷は一樣装荷としており、平衡状態での半径方向出力分布の平坦化は行わなかった。

又、燃料温度、黒鉛温度及びボイド率の変化の結果として生じる反応度印加による Xe 振動への影響は無視した。Xe 振動の発生の有無を調べるための外乱の印加方法としては、平衡炉心状態にある炉内 Xe 濃度分布に対して、外乱点として選んだ領域の Xe 濃度を一時的に零にすることによって外乱を与えた。尚、I の濃度分布は外乱とはしなかった。

2) 半径方向 Xe 振動

半径方向 Xe 振動解析として、外乱を与える位置を変えた場合の Xe 振動の発生の有無を調べる解析並びに炉心出力を変化させ Xe 振動が発生しうる炉心出力を調べる解析を行った。

(i) 外乱を与える位置を変えた場合

Xe 振動を発生させるための外乱の位置として、第 II.11 図に示す 3 点を選び外乱後の炉心出力分布の時間変化を調べた。外乱点 1 は炉心の中心に外乱を印加するものであり、この場合炉心の中心を点対称の中心としている平衡状態の出力分布の対称性を損わずに外乱を与えることになる。外乱点 2 及び 3 に外乱が印加された場合は、平衡状態の出力分布の対称性は失われる。第 II.13 図に各々の外乱点での出力密度の時間変化を示す。尚、この場合の炉心出力は 3200 MW としている。この結果より、炉心中心部に外乱を与えた場合のケース 1 では、外乱が印加された瞬間に急激に出力密度は上昇するものの、しだいに減衰し約 18 時間後にはもとの出力レベルに戻っている。その後、出力密度は平衡状態よりもやや低くなるが、36 時

間後にはほぼ完全に平衡状態の出力密度まで回復しており、炉心は再び平衡状態となっていることがわかる。この場合 Xe 振動は発生しない。一方、ケース 2 及び 3 のように平衡状態の出力分布の対称性を崩すように外乱を与えた場合には、出力密度分布は時間的に変化し Xe 振動が発生する。出力密度の振動巾はしだいに大きくなり発散的である。このような炉心では燃料の健全性を保持するため Xe 振動を抑制するための制御システムが必要となる。尚、Xe 振動の周期は約 41 時間程度である。

(ii) 炉心出力を変えた場合

炉心出力と Xe 振動との関係を調べるため、炉心出力を定格出力（3200 MW）から定格出力の 75%（2400 MW）60%（1920 MW）と変化させ、この場合の外乱点における出力密度の時間変化を求めた。この結果を第 II.14 図に示す。尚、外乱を加える位置としては第 II.11 図に示す 3 を選んだ。炉心出力が 3200 MW のケース 1 では出力密度の振動巾がしだいに大きくなり明らかに Xe 振動が発生していることがわかる。また、炉心出力が 2400 MW のケース 2 ではわずかながら出力密度の振動巾が増大していることがわかる。しかしながら、炉心出力が 1920 MW のケース 3 では、出力密度は約 18 時間後にはほぼ一定値となり Xe 振動が発生しないことがわかる。これらの結果より、チェルノブイリ原子炉では炉心出力が 2400 MW 以上の運転で Xe 振動が発生しうることが明らかとなった。Xe 振動による出力分布の時間変化をわかりやすくするため、炉心出力が 3200 MW のケース 1 の半径方向出力分布の時間変化を、第 II.15 図に示す。状態(1)は平衡状態であり、状態(2)は外乱を与えた直後の状態である。外乱 15 時間後の状態(3)は、出力分布が平衡状態のそれとほぼ同じであり外乱の影響がまったく無かったかのような印象を与える状態であるため、潜伏状態とも言うことのできる状態である。(4)は 84 時間後の出力分布であり、外乱を与えた付近に最大出力ピークが発生している。その値は平衡炉心のその値の 2 倍程度までも大きくなっている。92 時間後の状態(5)では、再びほぼ対称な出力分布となる。105 時間後の状態(6)では外乱点と対称な位置付近に出力ピークが発生しており、その値は平衡炉心のその値の 2 倍程度となっている。この結果より、Xe 振動が発生してこの振動を抑制しない場合、最大出力ピークは平衡炉心状態のその値よりも 2 倍程度まで増大する可能性があり、燃料温度がかなり高くなる可能性があることがわかる。

3) 軸方向 Xe 振動

第 II.12 図に示す炉心モデルを用いて、炉心出力を定格出力（3200 MW）から定格出力の 75%（2400 MW）、60%（1920 MW）と変化させ、この場合の Xe 振動の発生の有無を調べる解析を行った。外乱点は、炉心上部の燃料領域とした（第 II.12 図参照）。この結果、これらのどの出力レベルでも軸方向 Xe 振動は発生しないことが明らかとなった。第 II.16 図に炉心出力が 3200 MW の場合での炉心上部の外乱点の出力密度の時間変化を示す。

4) まとめ

本節では、チェルノブイリ炉の基本特性を把握する為の作業の一環として、Xe 振動特性の解析を行った結果を示した。解析結果によれば、半径方向の振動については、炉心出力分布の対称性を乱すような外乱を与えた場合定格出力の 75%以上の出力では、発散傾向の振動が生ずることが判った。ただし、前述したように、本解析では出力振動にともなう燃料や黒鉛の温度変化の影響などを無視しているので、解析結果の評価には慎重を要する。

一般に、Xe 振動開始の出力をより高い精度で求めるには炉内の燃料分布、燃焼度分布、出力分布に加えて、燃料温度分布、黒鉛及び燃料温度並びにボイド量の変化の影響を考慮した解析が必要である。概して言えば、出力を平坦化するような燃料配置や、黒鉛温度、ボイド量など正の反応度係数を有する量は Xe 振動開始の出力レベルを低下させる傾向があり、燃料温度のように負の反応度係数を有する量は、Xe 振動開始出力を上昇する傾向がある。従って、チェルノブイリ炉での Xe 振動の限界出力を最終的に決定するためには、上述の諸量についても考慮に入れた精密な解析を要することになる。しかしながら、本解析で得られた主要な結論、すなわち、高出力領域で、この炉が Xe に起因する空間安定性に問題があるということは、正しいものと考えられる。

以上は、炉心の半径方向の振動についてであるが、軸方向については、本解析を行った全出力範囲にわたって振動は発生せず、安定な特性であると結論づけられる。

(2) 反応度投入事象解析

チェルノブイリ事故時の、出力上昇過程については、II.2.1 節で解析結果が記述されている。しかし、同節での解析は、核動特性 1 点、熱水力 1 次元のモデルによるものである。チェルノブイリ炉のような大型炉心では、出力上昇過程における多次元効果が無視できない可能性がある。そこで、今回事故に関連する反応度投入事象において、どのような多次元効果が有りうるかを調べるために、3 次元モデルによる炉心の応答特性の解析を試みた。

この解析には、若干の困難を伴った。現在原研で利用可能な 3 次元コードとしては、COMIC コードがあるが、同コードは元来高温ガス炉用に開発されたもので、チェルノブイリ炉にはそのままでは適用できない。すなわち、このコードは、六角格子を念頭に置いているが、この点はチェルノブイリ炉の体系を近似してモデル化してコードを適用した。また、冷却材も水でなくガスを前提としているが、この点は、後述するように水の物性値ルーチンを組み込んで解決した。ただし、水のモーメント保存は正確に取り扱っていないので、出力暴走時の系内の圧力変化を正しくは予測できない。

このような困難があるので、本解析では、事故時の出力上昇過程を再現することは直接の目的とせず、事故炉の基本的な多次元炉心動特性を明らかにして、後述する 1 次元解析結果の検討の際留意すべき事項を明らかにすることを主要な目的とした。

解析は主に炉心内の出力分布と動特性との関連に注目して行い、全炉心を 3 次元形状でモデル化した場合と炉心内の 1 制御棒チャンネルとその周辺の 7 燃料チャンネルからなるスーパーセルモデルの場合について取扱っている。各モデルは、燃焼度の異なる燃料を組み合わせる燃焼度分布を持たせた非均質炉心となっている。

解析の結果、炉心全体で見たボイド反応度添加速度が炉心の出力分布や流量分布に依存することが示され、そのためこれらの分布が暴走出力ピーク値や発生時刻にも影響を及ぼす可能性のあること等が示された。

1) 解析の方法とモデル化

(i) 解析コード (COMIC)⁽¹³⁾ の概要

本コードは、元来六角柱ブロックで構成される高温ガス炉の炉心核熱動特性を解析する目的で開発されたものであり、時間・空間依存の多群拡散方程式および、熱計算チャンネルモデルをシミュレーション言語 SLCS を用いて解く。核計算により得られた熱出力は熱計算部で燃料温度や冷却材温度の計算に使用する。一方、熱計算部の結果により、断面積を求め直し核計算との結合を行っている。各燃料タイプ毎に入力される断面積セットは、燃料温度およびボイド体積率をパラメータとして入力しており、断面積の変化によりドップラー効果およびボイド反応度効果が表現される。

熱計算用チャンネルモデルは、核計算の計算メッシュ点毎に 1 チャンネル存在し、メッシュ単位の詳細度で核熱結合の動特性計算を行なう。本事故の解析を行うため、冷却材としてヘリウムの他に軽水も取扱えるように改造した。使用した熱伝達係数は、单相流の強制対流域に対し Dittus - Boelter の式、核沸騰域に対し Thom の式により求める。この熱伝達係数は、他の軽水物性値も含め、RETRAN コードで使用されている物性値計算ルーチン (WAT シリーズ) を COMIC コード内に組み込んで求めている。ただし、急激な沸騰に伴う冷却材圧

力変動等については取扱っておらず、軽水の運動をも含めた動特性解析とはなっていない。この点からも、本コードでの事故経過の定量的推定は困難であり、各種解析ケースの相互比較により空間的效果について検討している。

(ii) 解析方法

本コードでは、入力データとして計算体系の形状データや熱計算チャネルモデルデータの他に、核計算部用の定常（初期）中性子束分布および燃料や減速材等のマクロ断面積セットが必要となる。本解析では、中性子エネルギー2群の断面積セットを燃料温度、冷却材ボイド率および燃焼度依存でSRACコードにより作成した。さらに、本コードでは初期状態の中性子束分布と実効増倍率を必要とするが、これらは同一断面積および同一形状モデル（Hex-Z）を使用してCITATIONコードにより得られる。これらのデータを使用し、初めにCOMICコードで核熱定常状態を求めさらに、最終的な過渡応答解析を行う。

2) 反応度事故挙動

(i) 全炉心解析

ソ連発表データによれば、異常出力上昇は流量低下を起因事象とするボイド反応度添加によるものと考えられ、さらにスクラムも負の反応度を急速に添加するという観点からは実質的に不動作に等しい状態であった。

本節では、炉心内燃料の燃焼度分布が非均質であることによる効果を、ボイド発生に引続く出力上昇の観点から検討する。

a) 断面積セットの作成

定格運転を想定して、SRACコードにより各燃焼度点（0, 0.7, 7, 9, 10.3, 11, 12, 13, 14, 15 GWD/T）に対する燃料部の核種毎原子数密度を求める。次に各燃焼度点に対し事故解析用の燃料温度およびボイド率依存の断面積セットをSRACコードにより作成する。ここでは、10 燃焼度点、4 温度点、4 ボイド率点に対する計160 ケースの断面積を作成した。次いで、中性子エネルギー群数を全25群としてセル計算を行い、燃焼度10.3 GWD/tの燃料に対して全ボイド反応度は $2.1 \times 10^{-2} \Delta \rho$ となった。エネルギー群をより詳細化し全54群とした場合には $2.36 \times 10^{-2} \Delta \rho$ のボイド反応度となる。エネルギー群は詳細である方が良いが、ここでは54群計算と25群計算の差（ $0.26 \times 10^{-2} \Delta \rho$ ）は、燃料棒クラスター配列寸法データの詳細が不明である点（ボイド係数へ影響する）や、本節の解析では厳密な定量的解析ではなく定性的特性に重きを置いている点を考慮して無視することにした。

b) 定常状態の作成

モデル化形状は第II.17図に示す通りであるが、寸法データはソ連の発表値を参考に定めている。チェルノブイリ炉の事故直前の炉心内燃焼度分布に関するソ連からの情報は無いが*

* RBMK 炉の設計者であるエミリアノフ著の文献⁽¹²⁾には、炉心の燃料領域を大きく2領域としているという記述がある。これらは、炉心の大部分の領域を占める中央領域と、炉心外周部領域であり、ほぼ同心円状となっている。さらに外周部領域は外周部IとIIに区分されている。このような方法で半径方向出力ピーキングは1.1に収められている。一方、各領域内は多数のペリオディックセルから構成されており、一つのペリオディックセル内に各種の燃焼度を有する燃料が分散装荷されている。

ここでは第Ⅱ.18図に示す3ケースを仮定し、CITATIONにより定常中性子束分布を求めた。同図中に示された、全ボイド反応度量が出力分布に依存しているのがCase 2と3を比較することによりわかる。つまり、燃焼度9 GWd/tの燃料部に対する重みが多いCase 2の方が、Case 3よりもボイド反応度が小さ目となっている。以下では、実際のRBMK炉心に対する半径方向出力ピーキング(≒1.1)を再現していると思われるCase 3と、Case 1について解析する。

c) 燃焼度10.3 GWd/t 均一燃料炉心の解析

初期状態を第Ⅱ.19表に示す。外乱としては冷却材流量を約1%/secの割合で定格の113%流量から減少させている。流量低下割合については、ソ連発表データの平均0.4%/secより大きい、出力ピーク発生に至る定性的過程には大きな相違はないものと考えられる。

炉出力変化を第Ⅱ.19図に示す。炉出力は約25秒後にピークに達し定格出力の約6倍まで上昇する。さらに燃料中段位置での半径方向各メッシュ位置での出力変化を第Ⅱ.20図に示す。ピーク時の出力分布は初期状態の分布とほぼ同様である。ここで、炉心へ投入された全ボイド反応度は、ボイド率の変化から約 $1.8 \times 10^{-2} \Delta \rho$ 程度であると推定され、炉出力の上昇があまり大きくならなかったものと考えられる。

d) 燃焼度10.3 GWd/t および9 GWd/t からなる2領域炉心の解析

先の(c)と同一の条件で2領域炉心の解析を行った。炉出力変化を第Ⅱ.21図に示す。燃焼度10.3 GWd/t 均一炉心の場合と比較して出力ピークは約25%増大し、ピーク発生時刻も約7秒早くなっている。

ここで、先の1領域炉心よりも炉心静特性計算で得たボイド係数が約10%程度小さくなっているにもかかわらず、ピーク炉出力が25%程度も大きくなった点について検討する。これはボイド増加の過程を比較することにより説明することができる。第Ⅱ.22図に燃料部中段位置でのボイド率変化を、先の(c)の場合と併せて示す。これより明らかなことは、2領域炉心として出力分布を平坦化した場合には、炉心内でのボイドの急激な増加が、1領域炉心に比べ短時間で行われるという点である。例として、ボイド率が60 v/oに各メッシュ点で到達するのに、図より1領域炉心では2.3秒必要なのに対し、2領域炉心では0.8秒しかかからない。したがってボイド反応度量が同一であったとしても2領域炉心の方がボイド反応度を急激に投入していることに相当し、出力ピークが1領域炉心の場合より大きくさらに出力ピークも早目に発生したものと考えられる。

(ii) 局所的炉心解析

ソ連の報告書によれば、新燃料を装荷してその余剰反応度を調整する補助吸収体は1本しかなかったと記述されている。したがって、半径方向出力分布平坦化は各種燃焼度の燃料を組み合わせで行っているはずである。先の(1)において使用した形状モデル（全炉心モデル）中の1つのカラムに新燃料を装荷（新燃料チャンネル40本相当）してCITATIONコードにより出力分布を計算すると、このカラムでの出力ピーキングが非常に大きくなる（ ~ 10 ）ことがわかった。今、半径方向出力ピーキングがRBMK炉では平衡炉心では1.1程度であるという情報⁽¹²⁾等から、炉心内には新燃料チャンネルのみからなる領域はなく、むしろ新燃料と燃焼の進んだ燃料を接近させた混在状態として出力分布の平坦化を行っているものと推定される。この考え方は先の脚注に示したペリオディックセルの概念で支持されるものと考えられる。

一方、炉心の平均燃焼度は10.3 GWd/tとされているが、ソ連報告書では全燃料体中75%は12~15 GWd/tの燃焼度であるとされており、残りの25%は平均0.7 GWd/tと逆算される。したがって、この25%中には新燃料も含まれていると考えられる。ここでは新燃料チャンネルが12~15 GWd/tの燃焼度チャンネルと混在し、局所ピーキングが最大となる状況を想定し、スーパーセルモデルによる動特性計算を実施する。

a) モデル化と定常状態の作成

RBMK炉心を局所的に見れば、第II.23図のようになっており、制御棒チャンネルを1本中央に置いたスーパーセルを考えることができる。このスーパーセルをCOMICコードの六角形メッシュでモデル化するため、同図⑥に示すようなモデルを作成する。このモデルではスーパーセルよりも燃料チャンネルが1本少なくなっている。メッシュ点間の距離は半径方向では約27 cm、軸方向には100 cmで、燃料部軸方向に計7メッシュ点が存在する。また、平面方向の境界条件を外挿型から反射型とするためCOMICコードを改造する必要がある。実際には、このような形状に対する反射境界条件は現実には存在せず、あくまでも炉心内部の燃焼度分布にともなう非均質効果の検討を主要目的としている。

静特性計算により得られた出力分布および出力ピーキングを第II.24図に示す。これは、炉出力を200 MWとした時の、燃料部中央位置のメッシュ点に対応するものである。エミリアノフ著の参考文献によれば、新燃料チャンネルの出力ピーキングは1.5、さらに軸方向ピーキングは1.3となっている。本節での計算では平面方向ピーキングは1.36、軸方向ピーキングは1.36となっている。この平面方向ピーキングを局所ピーキングと考えて、半径方向ピーキング1.1を掛け合わせれば1.50となり、解析で用いた出力分布はほぼ妥当なものと言えよう。一方、炉心静特性計算で得られたボイド反応度係数は 1.78×10^{-4} ($\Delta \rho / v / o \text{ void}$)でありSRACのセルボイド係数(2.1×10^{-4} $\Delta \rho / v / o \text{ void at } 10.3 \text{ GWd/t}$)よりも15%程度小さ目になっている。ここで体積平均燃焼度は10.8 GWd/tとなっている。

動特性解析は、各燃料チャンネルに均一に冷却材を流した場合と、各チャンネルの出力ピーキングに比例させて流量配分した場合の2ケースに対し行った。この流量調整はチャンネル型原子炉であるRBMK炉では通常行われている操作である。

b) 均一流量の場合

解析のために設定した初期状態を第Ⅱ.20表に示す。外乱としては、冷却材流量を約 0.7 % /sec の割合で定格の 113% 流量から減少させている。ここで、初期状態および外乱の設定が必ずしも先の全炉心解析の場合とは対応しない。

出力変化を第Ⅱ.25図に示す。同図中には体積割合から求めた定格出力 (3200 MW) を単位とした換算用目盛を付している。同図から、出力ピークは約 32 秒後に生じ、定格出力の 11 倍程度まで上昇する。出力ピーキングが最大である新燃料装荷チャンネルについて、軸方向各メッシュ点での出力変化、燃料平均温度変化及び冷却材中ボイド体積率変化を第Ⅱ.26～Ⅱ.28図に示す。出力変化を見れば軸方向ピーキングが最大となる燃料中央位置で出力も最大となっており、この最大出力メッシュ点では定格出力時の平均出力メッシュ点と比較して 18 倍程度の出力となっている。このメッシュ点では燃料平均温度は 3000 °C 程度まで達する。このことから、同一の炉心ピーク出力値に対しても局所出力は出力ピーキングに依存し、最大ピーキングとなる位置では相当大きな出力に到達する可能性がある。

先に述べたようにエミリアノフ著の文献⁽¹²⁾によれば、新燃料チャンネルではチャンネルピーキング係数が 1.5 程度になると記述されており、軸方向ピーキング係数が 1.3 であるという記述と併せると局所的なピーキング倍数は 1.95 となる。したがって炉出力で見た出力ピークの約 2 倍程度の出力が局所的に十分発生し得ることになる。ただし、このピーキング倍数は通常運転時のものであり、事故時にはさらにピーキング係数は大きなものであったとも考えられる。

出力ピーク値および出力ピーク発生時刻を全炉心解析の場合と比較すると、出力ピーク値は約 50 % 増加し、発生時刻も約 10 秒程度遅くなっている。発生時刻のずれは主に流量低下速度が小さく (1 % /sec → 0.7 % /sec) になったことに起因するものと考えられる。ボイド係数にも当然依存するが、どちらの場合もおおよそ流量が約 20 % 程度減少する頃に出力ピークが発生してくる。また出力ピーク値が大きくなった点については、第Ⅱ.29図のボイド率変化をある横断面 (燃料上端より 1.5 m の位置) で示したグラフでも明らかなように、時間依存で見たボイド反応度の投入が空間的にほぼ均一になっているためと考えられる。これは全炉心の場合の第Ⅱ.22図と比較すれば明らかである。

c) チャンネル出力ピーキングに合わせて流量調整した場合

使用した初期状態および流量外乱は先の (b) の場合と同様であるが、各燃料チャンネルへの流量配分を第Ⅱ.24図 (b) の出力ピーキング係数により行う。

解析の結果得られた出力変化を第Ⅱ.30図に示す。先の均一流量の場合に比べ、出力ピーク値は約 15 % 増しとなり、ピーク発生時刻も約 5 秒早目となっている。これは、流量調整を行ったことにより、時間依存で見たボイドの発生が空間的にさらに均一になったためと考えられる。これは、ボイド率の平面方向空間での時間変化を示す第Ⅱ.31図と先の第Ⅱ.29図を比較すれば明らかである。

(iii) 出力ピークと空間依存性について

これまでに行った3次元解析により、ボイド反応度により引き起こされる出力上昇に関し以下の事が明らかとなった。

- ① ピーク時の炉出力は、半径方向出力ピーキングが小さい程大きくなり、ピーク発生時刻も早くなる。
- ② チャネル出力ピーキングに合わせて流量調整を行った場合の方が、炉出力ピークは大きくなり、ピーク発生時刻も早くなる。

これら2点は、炉心へ加わるボイド反応度の添加速度に関係する。最終的に炉心に与えられる全ボイド反応度量が同一であっても、それを添加する速度が遅くなればなる程速効性を持つドップラー効果により出力ピーク値は小さなものとなってゆく。したがって各チャネル毎又は各領域毎に見たボイド増加速度が同じであっても、空間的にボイド発生時刻にずれがあれば、炉心全体では見かけ上ボイド反応度添加速度が変化したのと同等の効果を示すことになる。

つまり、炉心全体へ加わるボイド反応度の添加速度が炉心の出力分布や流量分布に依存する訳である。炉心内の各燃料チャネルで見た時間的なボイド増加曲線が全て等しい時に最も急激にボイド反応度が添加されることになる。全ボイド反応度量および冷却材中ボイド率が60 v/oの時の空間的に見た時間差(第II.22, II.29, II.31図参照)とピーク時到達出力を第II.21表および第II.32図に示す。同表から空間的なボイド発生の同時性に対する出力ピーク値の依存性が見られる。ここで、同表の傾向は上記の効果のみによるものでは決していないが、出力ピーク値や出力ピーク発生時刻自体を問題にする場合には、炉心内の空間的要素(出力分布、燃焼度分布、流量分布)を考慮する必要があると言えよう。

これと同様の効果が、軸方向の出力分布および冷却材の流れ方向に沿ったボイド率分布に対しても存在するはずである。ただし、核的には空間依存性を無視した一点近似動特性方程式を使用している、通常熱計算用チャネルモデルは軸方向に対し空間的考慮がなされている。したがって、ボイド発生時刻の軸方向位置依存性は考慮されていると考えられ、一点近似用のボイド反応度を算出する際の重み関数を適切に選べば大きな問題とはならないと考えられる。ただし、過渡時に出力分布が大幅に変化する場合には、時間依存空間動特性効果がやはり重要となる。さらに、これまでの解析により以下のことが言える。

- ③ ボイド係数の大きい(高燃焼度)チャネルで必ずしも出力ピークが最大となる訳ではなく、むしろ出力ピーキング係数が最大のチャネルで出力も最大となる。

したがって、RBMK炉では、新燃料チャネルの軸方向中央部では出力ピーキングが約2倍程度となっており、出力異常上昇時にはこの点で破損等が発生しやすいものと考えられる。

3) ま と め

チェルノブイリ原子炉事故の解析を、冷却材として軽水を取扱える様に改造した高温ガス炉用核熱動特性解析コードCOMICにより行い、炉心動特性解析における空間的效果について検討を行った。

解析により判明した点で最も重要な点は、冷却材流量変化が同じ場合でもボイド反応度の見かけの炉心内投入速度が出力分布に依存するという点である。この投入速度は、正のボ

イド反応度を打ち消す速効性のドップラー効果との兼合いにより、暴走出力ピーク値やピーク発生時刻に影響を及ぼす。このボイド反応度投入速度は、出力分布が平坦化されている程大きくなることが示された。さらに冷却材流量をチャンネルピーキング係数に比例させて、チャンネル出口冷却材エンタルピが等しくなるように流量調整をした場合には、さらに投入速度が大きくなる。つまり、この投入速度は炉心内でのボイドの増加に空間依存性が無く一様である時に最大になると考えられる。したがって、ボイド反応度を単一チャンネルでのみ評価するモデルでは、投入速度としては最大のものを使用したことに相当する。以上の点から、本事故の解析において、出力ピーク値やピーク発生時刻を正確に解析で推定するためには、出力暴走直前の出力分布、冷却材流量配分さらに燃焼度分布が必要となる。

また、燃焼度の大きなチャンネルではボイド反応度係数が大きく、一般的には出力ピークも燃焼度の小さいものより大きくなると考えられる。しかしながら、燃焼度が高くなると U^{235} の減損等により必然的に燃料の有する反応度は低下するため、炉内へ装荷した場合には出力ピーキングも小さくなってしまう。一方、出力ピーク発生時の出力分布と定常時の出力分布は、この原子炉ではほぼ同様であるため、定常時の出力が最大である燃料チャンネルが、出力ピーク時にも最大出力となる。したがって、出力暴走時に最大出力に達すると考えられるのは、ボイド係数の大きい最大燃焼度チャンネルではなく、むしろチャンネル出力ピーキングが最大となる新燃料チャンネルとなる。さらにこの点に関連して、通常のRBMK炉では新燃料チャンネルに対するチャンネル出力ピーキングは約1.5であり、さらに軸方向ピーキングが1.3であることから、新燃料チャンネルの軸方向中央部では出力ピーキングは約2.0程度となる。したがって、全炉心での暴走出力値が小さく、炉心全体に及ぶ燃料破損を発生させる程ではなくても、新燃料チャンネルでは破損を生じさせるに十分なエネルギーが発生している可能性がある。

第II.18表 解析に用いた核定数

Nuclear data

Material and group number	$\frac{\sigma_{a1}}{\sigma_{a2}}$ (barn)	$\frac{\sigma_{f1}}{\sigma_{f2}}$ (barn)	$\frac{\sigma_{tr1}}{\sigma_{tr2}}$ (barn)	γ	σ_{11} (barn)	σ_{12} (barn)	σ_{21} (barn)	σ_{22} (barn)	Yield (fraction)	Decay constant λ [1/sec]	α $[\frac{W \cdot sec}{fission}]$
Fuel	1	9.939E-4*	4.468E-4*	2.855E-1*	2.43	0.0*	5.113E-3*	0.0*	0.0*	—	3.230E-11
	2	3.820E-3*	4.789E-3*	4.445E-1*	2.43	—	—	—	—	—	—
^{135}Xe	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	2.428E-3	2.100E-5	—
	2	1.362E+6	0.0	0.0	0.0	—	—	—	—	—	—
^{135}I	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	6.305E-2	2.924E-5	—
	2	0.0	0.0	0.0	0.0	—	—	—	—	—	—
B	1	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	—	—	—
	2	7.580E+2	0.0	0.0	0.0	—	—	—	—	—	—
Reflector	1	2.965E-5*	0.0*	2.830E-1*	0.0*	0.0*	4.742E-3*	0.0*	3.739E-1*	—	—
	2	3.682E+7*	0.0*	3.683E-1*	0.0*	—	—	—	—	—	—

* The macroscopic cross sections are used for fuel and reflector, because these cross sections can be regarded as constant value for observed burnup time.
Unit (1.0) is used as input data for atom number density.

第II.19表 初期条件 (全炉心モデル)

Initial condition
(Whole core model)

Reactor power	200 MWt
Coolant (at reactor inlet)	
*enthalpy	300 cal/g
*pressure	70.6 kg/m ²
flow rate	1.1907×10 ⁴ kg/s
Delayed neutron	
fraction (β_{eff})	0.0053
precursor decay constant (λ)	0.457 (/s)

* constant during excursion

第II.20表 初期条件 (スーパーセルモデル)

Initial condition
(Super cell model)

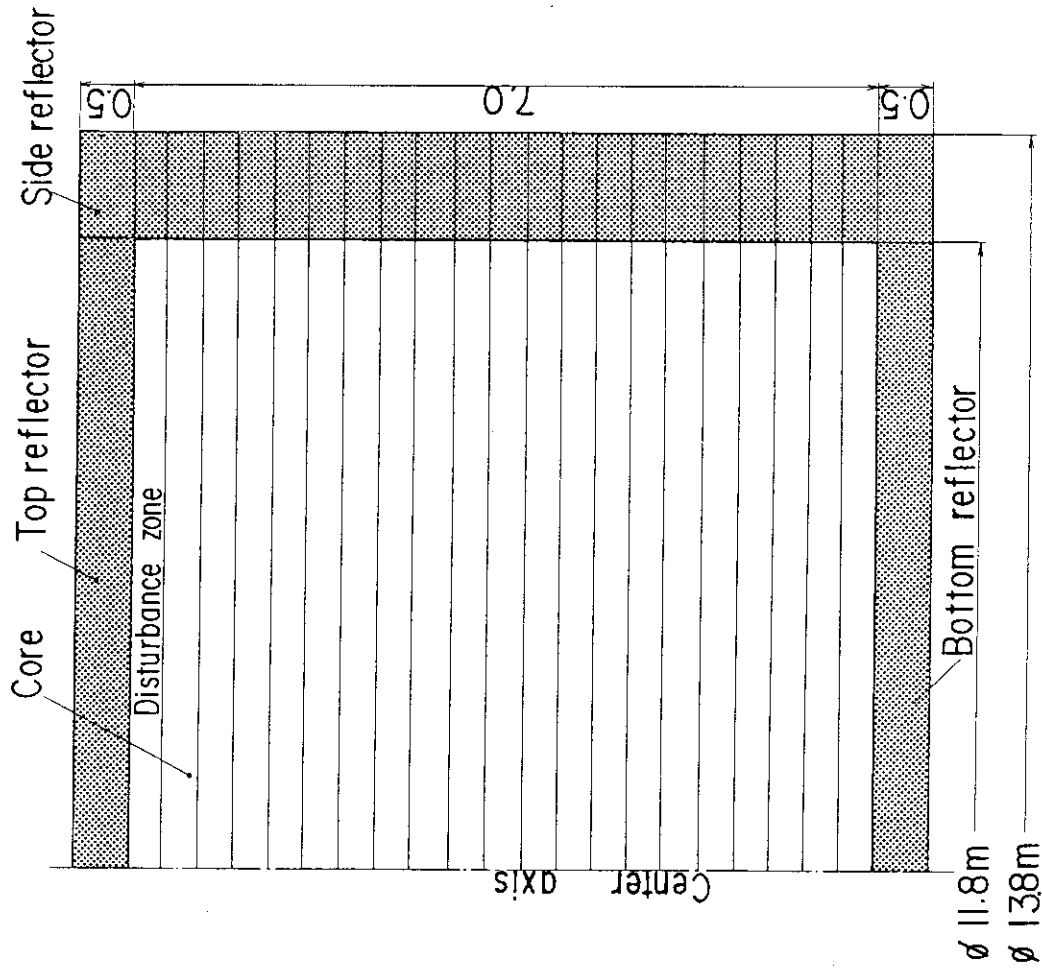
Reactor power	200 MWt
Coolant (at reactor inlet)	
*enthalpy	305.4 cal/g
*pressure	76 kg/cm ²
flow rate	1.1907×10 ⁴ kg/s
Delayed neutron	
fraction (β_{eff})	0.0053
Precursor decay constant (λ)	0.457 (/s)

* constant during excursion

第II.21表 ボイド発生空間的挙動

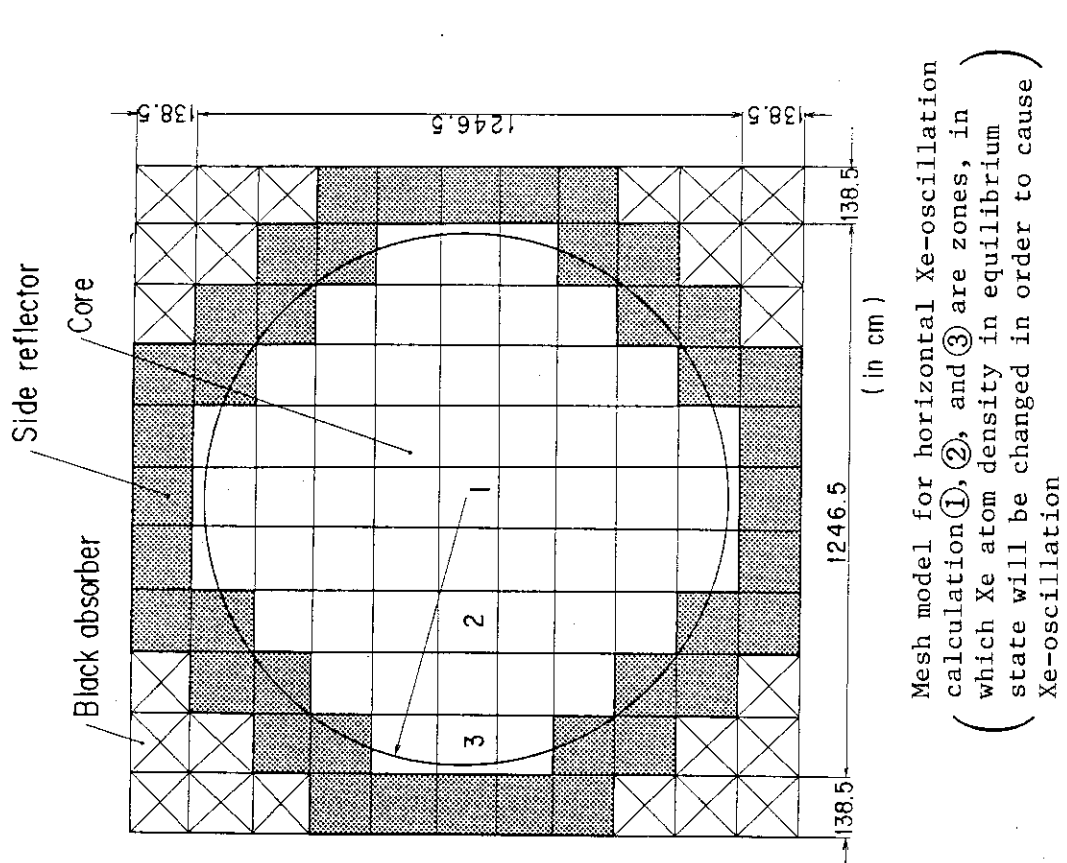
Spatial void formation effect

Void reactivity ($\times 10^{-2} \Delta\rho$)	Time width at 60 v/o Void (sec)	Peak power ($\times 3200$ MW)
1.99	2.3	6
1.99	2.3	6
1.81	1.0	6.7
1.81	0.8	7.5
1.78	0.4	11
1.78	0.1	12.5



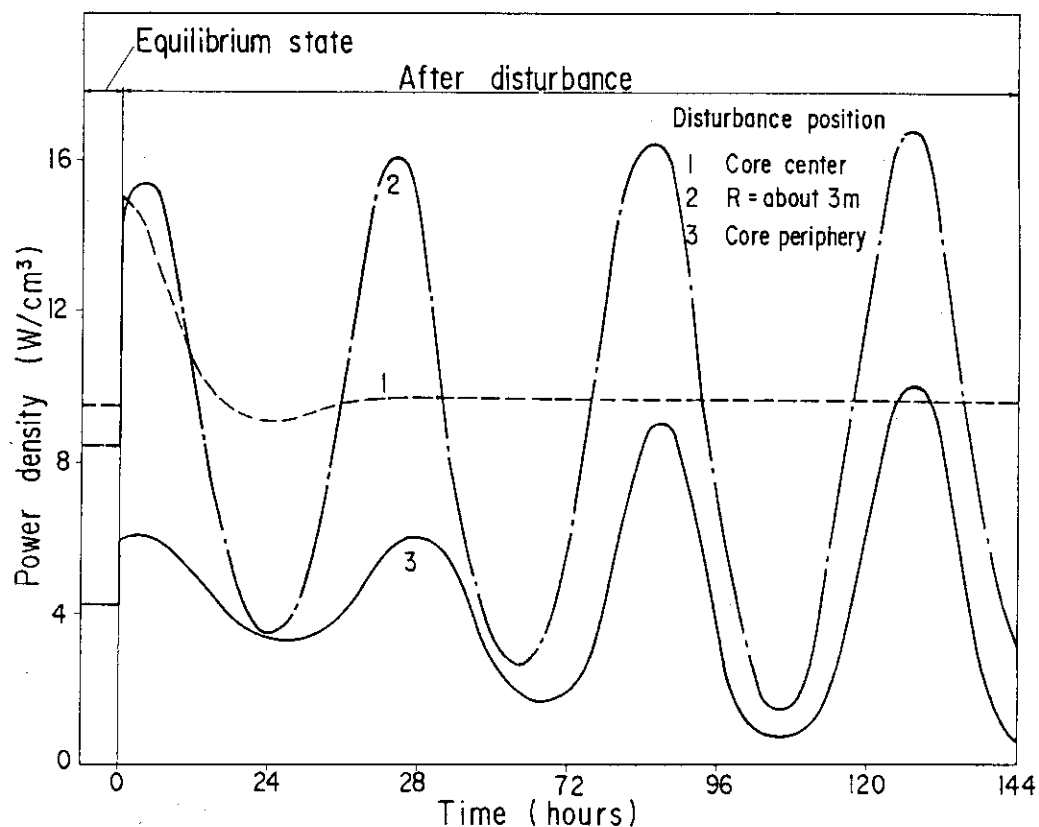
Mesh model for vertical Xe oscillation

第II.12図 軸方向のXe振動特性解析に用いたメッシュモデル



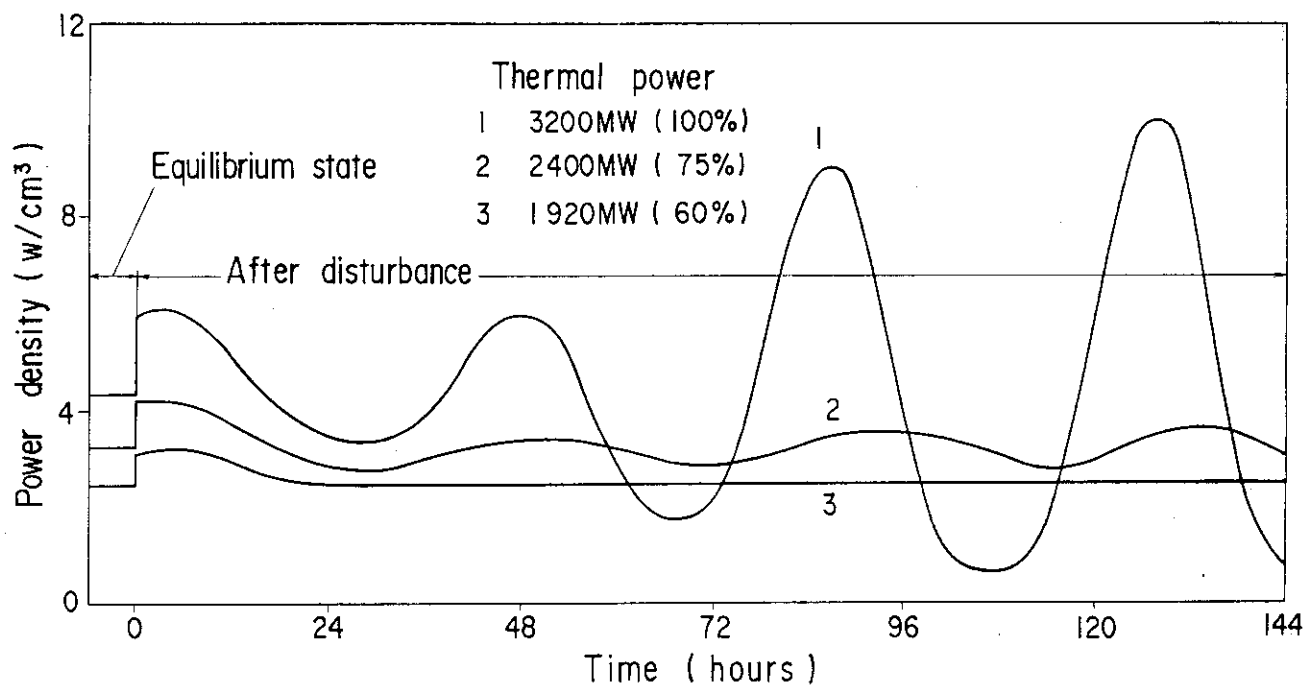
第II.11図 半径方向のXe振動特性解析に用いたメッシュモデル

(領域①, ②及び③は, Xe振動を発生させるためにXeの原子数密度を変化させて外乱を与えた領域。)



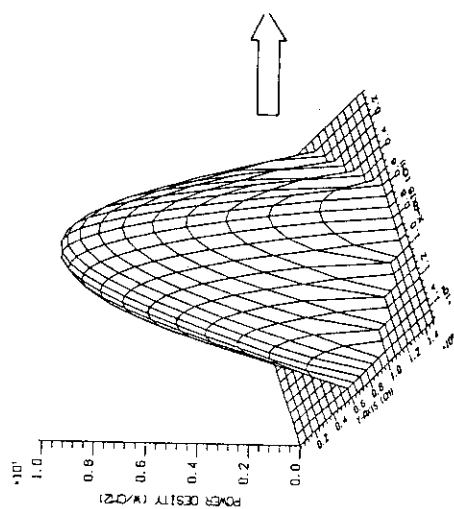
Horizontal power density change resulting from
Xe-oscillation caused by disturbance in different
position

第II.13 図 異なった領域に外乱を与えた場合の半径方向のXe振動特性

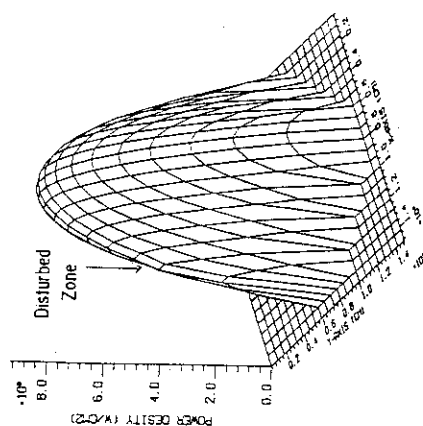


Horizontal power density change resulting from Xe oscillation
($R = 5.2\text{m}$)

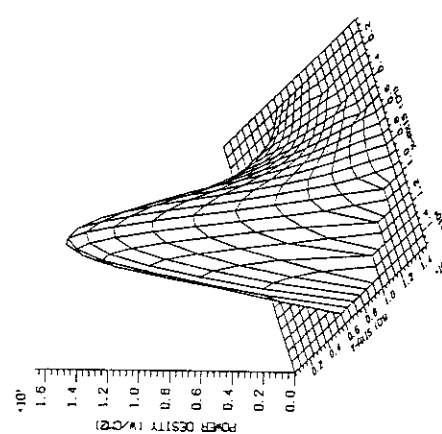
第II.14 図 炉心出力を変化させた場合の半径方向のXe振動特性



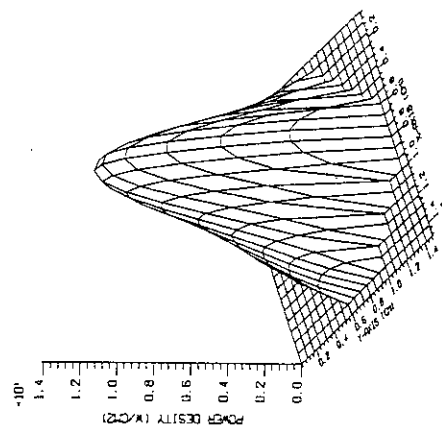
(1) 0 hour (Equilibrium state)



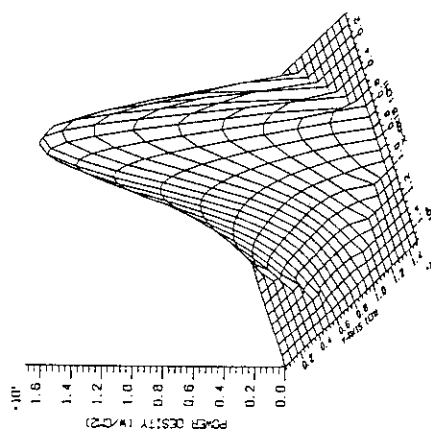
(2) 0 hour (Disturbed state)



(4) After 84 hours



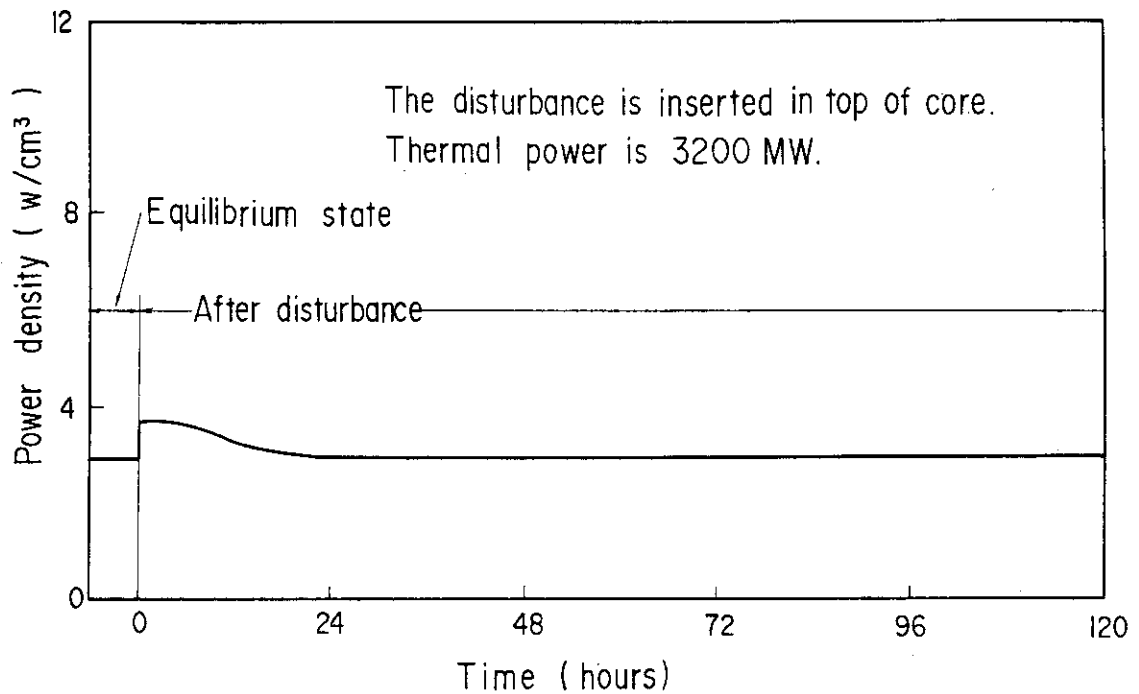
(5) After 92 hours



(6) After 105 hours

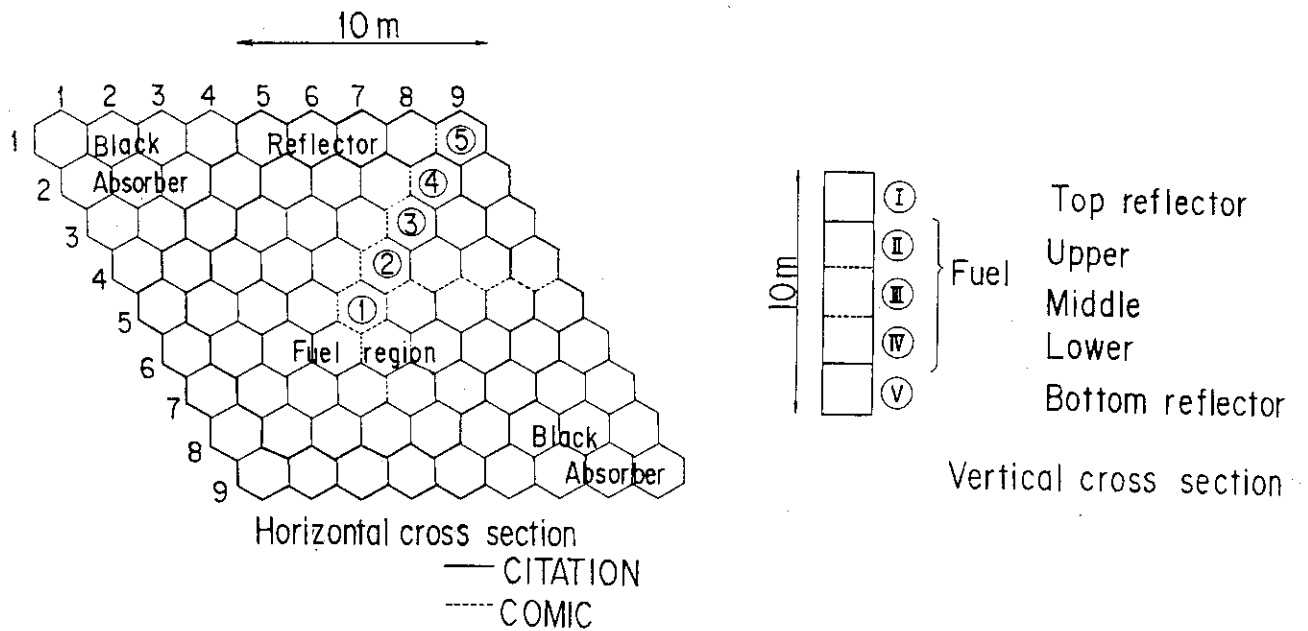
Horizontal power distribution change resulting from Xe oscillation (3200MW thermal power)

第II.15 図 半径方向のXe振動による出力密度分布の時間的变化



Power density change after disturbance
(The vertical Xe-oscillation doesn't occur in this case)

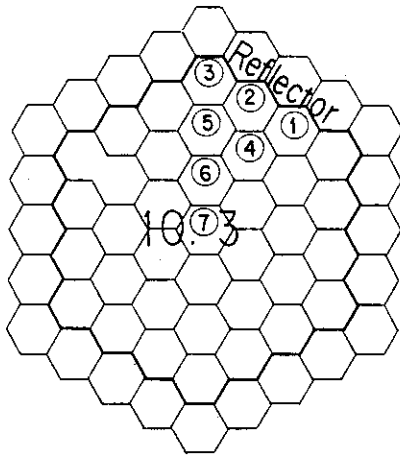
第Ⅱ.16図 外乱後の出力密度変化



Full core model for COMIC

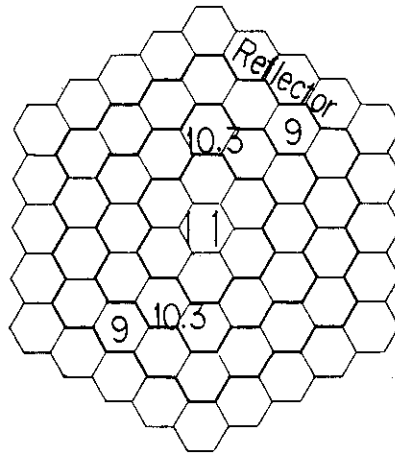
第Ⅱ.17図 COMICにおける全炉心モデル

Case 1



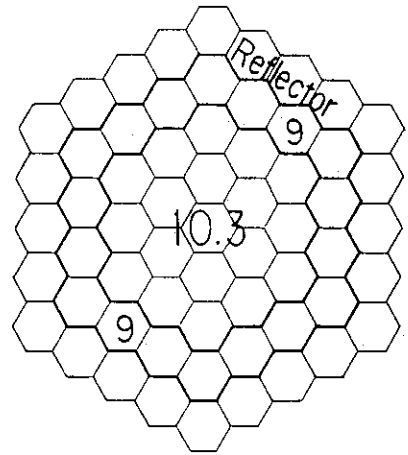
BAVE = 10.3
 Pf = 1.8
 $\Delta\rho_v = 1.99 \times 10^{-2}$

Case 2



BAVE = 9.8
 Pf = 1.3
 $\Delta\rho_v = 1.76 \times 10^{-2}$

Case 3

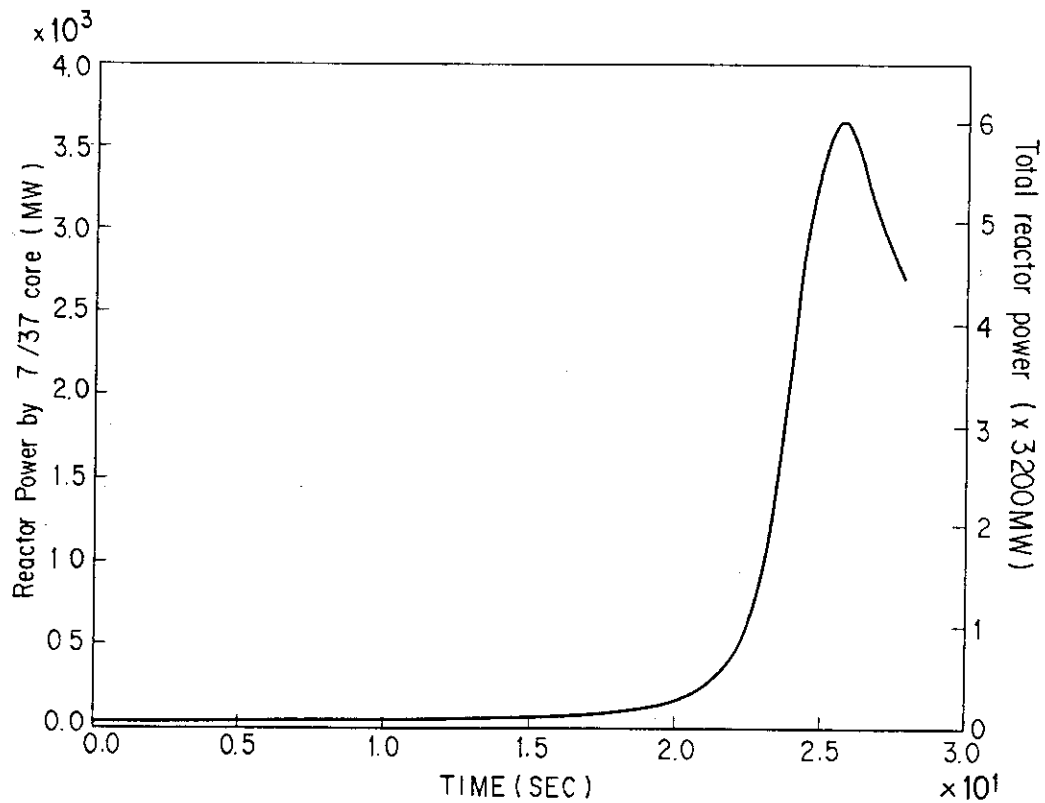


BAVE = 9.7
 Pf = 1.1
 $\Delta\rho_v = 1.81 \times 10^{-2}$

BAVE ; Volume averaged core burnup
 Pf ; Power peaking factor
 $\Delta\rho_v$; Void reactivity ($\Delta\rho$)

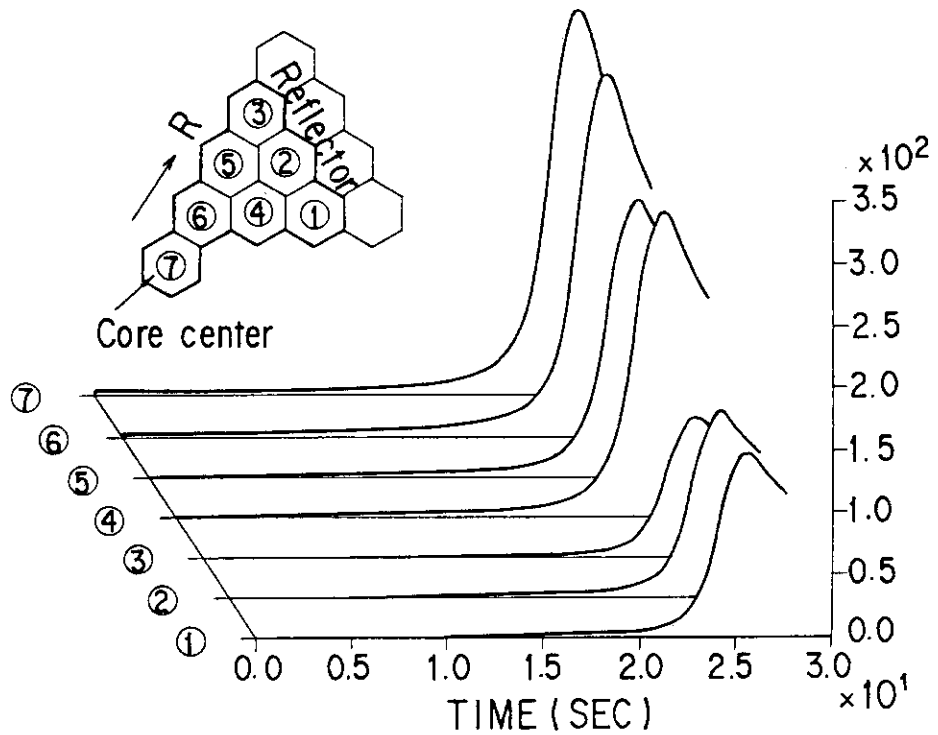
Assumed distribution of fuel burnup (Gwd/t)

第II.18図 燃料燃焼度の炉内分布 (推定値)



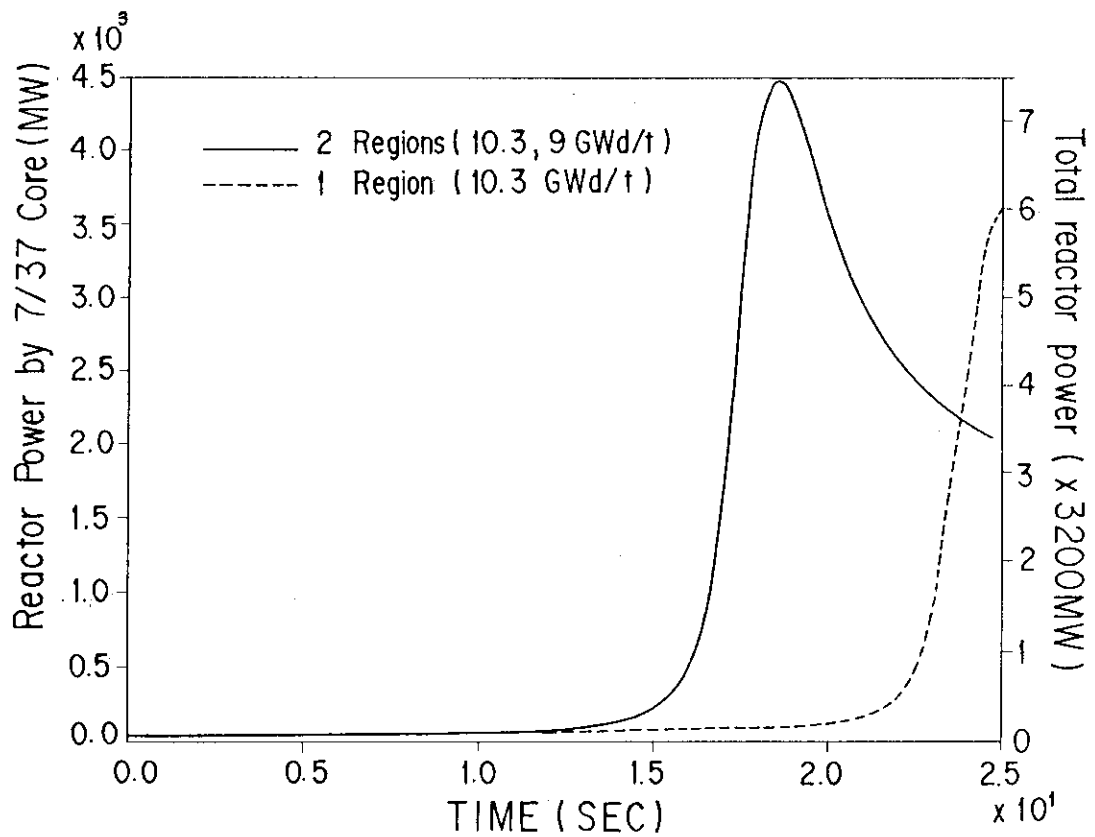
Reactor power change (1 Region)

第II.19図 炉心の出力変化 (単領域モデル)



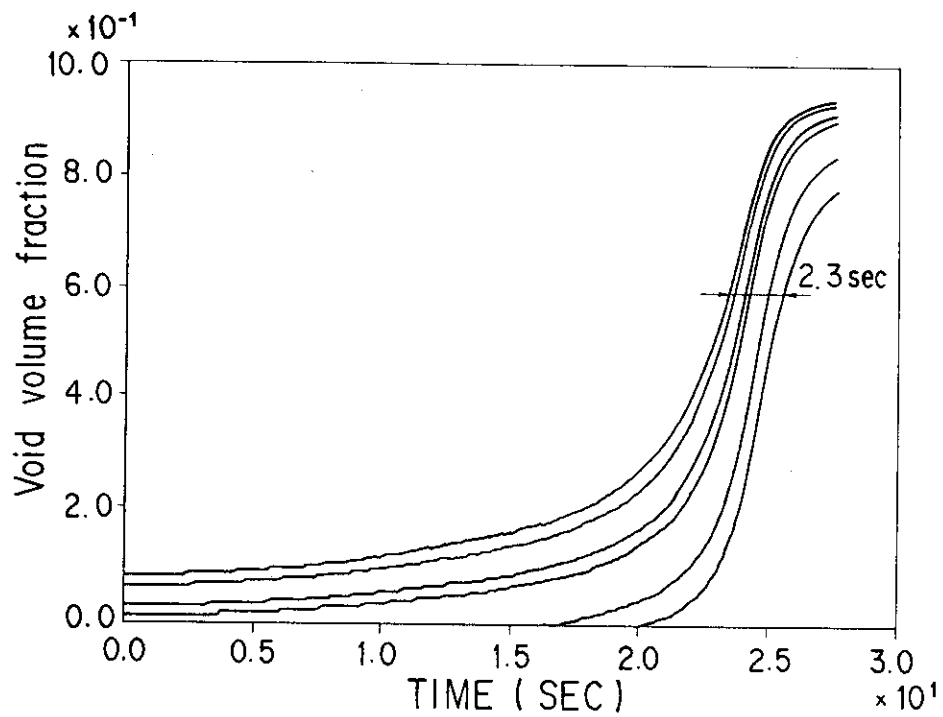
Meshwise power change (1 Region)

第II.20図 メッシュ毎の出力変化(単領域モデル)

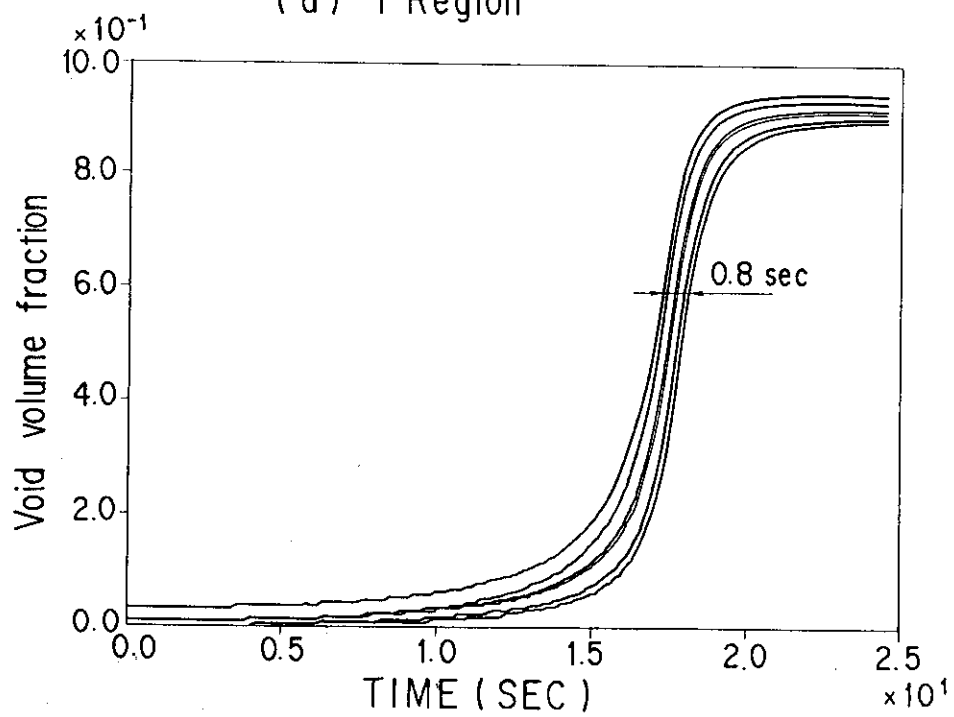


Comparison of reactor power change

第II.21図 炉心出力変化の比較



(a) 1 Region

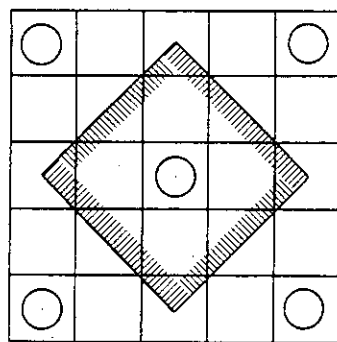


(b) 2 Regions

Meshwise void change

第II.22図 メッシュ毎のボイド率変化

(a) Core pattern in RBMK



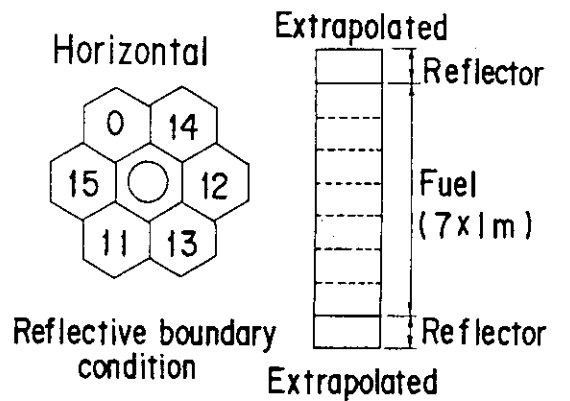
□ Fuel channel
(25 x 25cm)

○ Control rod channel
(All out)

▨ Super Cell

⬡ Modeled region

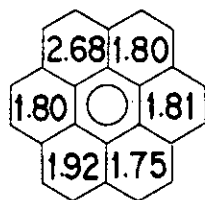
(b) Model for COMIC core



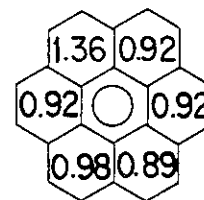
⬡ χ χ ; Burnup (GWd/t)
(Across flats 26.8642cm)

Model for local core analysis

第II.23図 局所炉心解析モデル



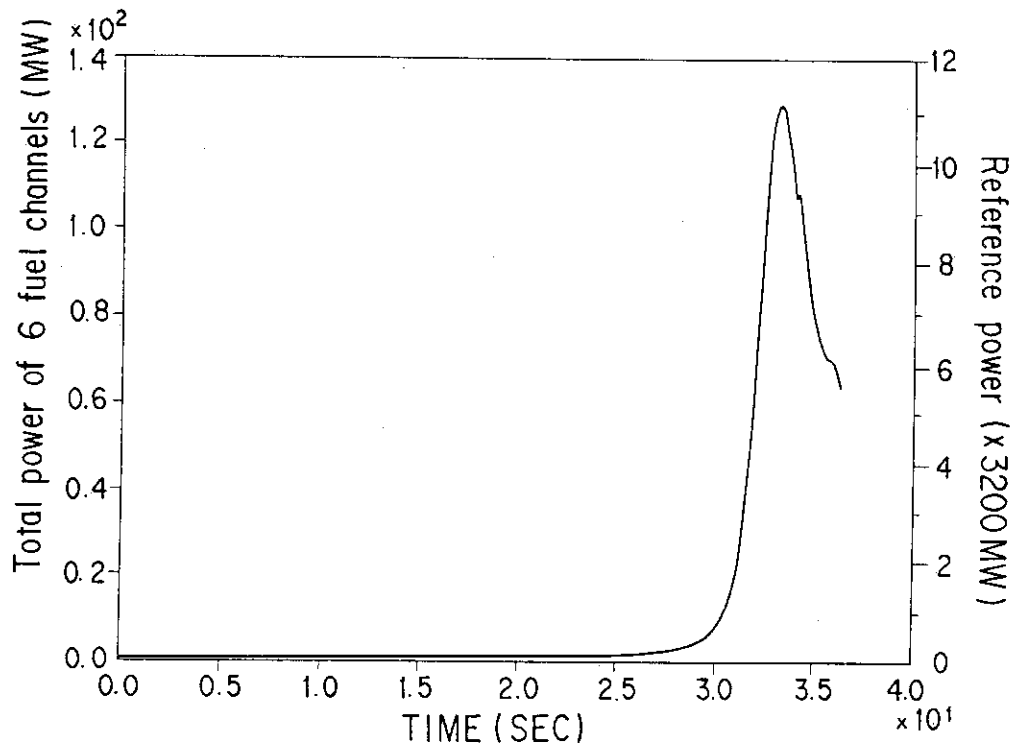
(a) Power distribution
($\times 10^{-1}$ MW)



(b) Power peaking

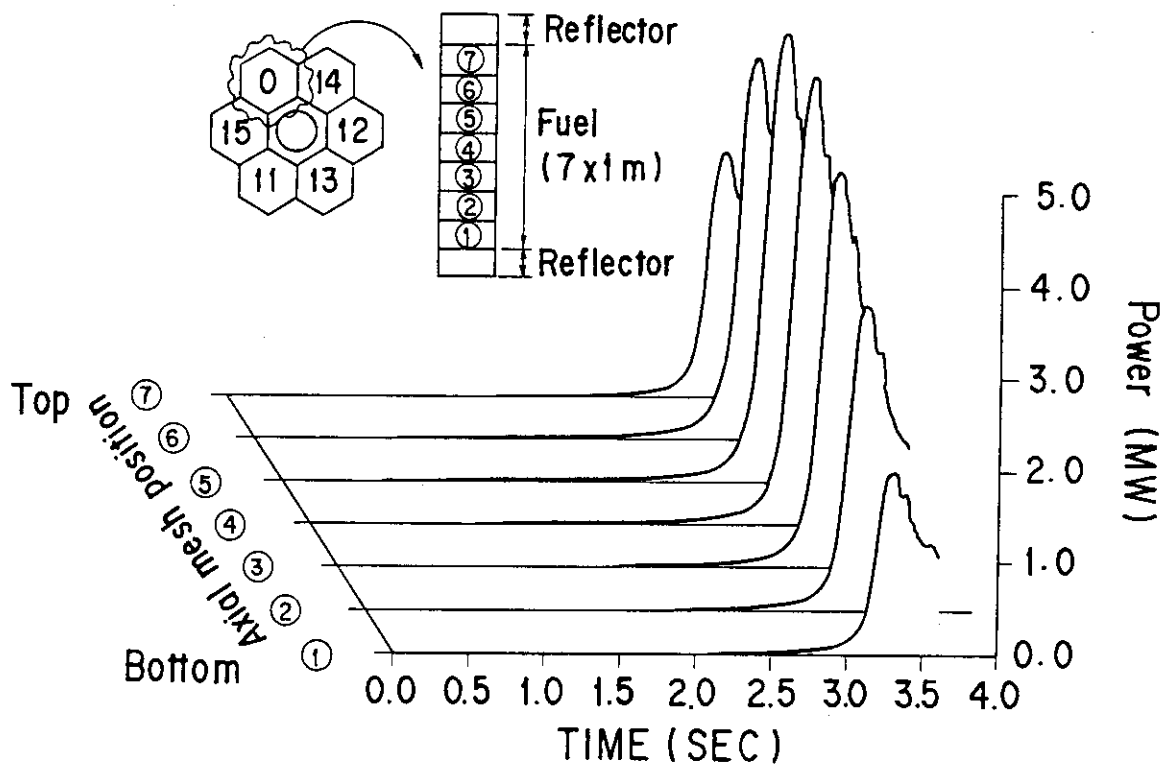
Steady state calculation

第II.24図 定常状態モデル



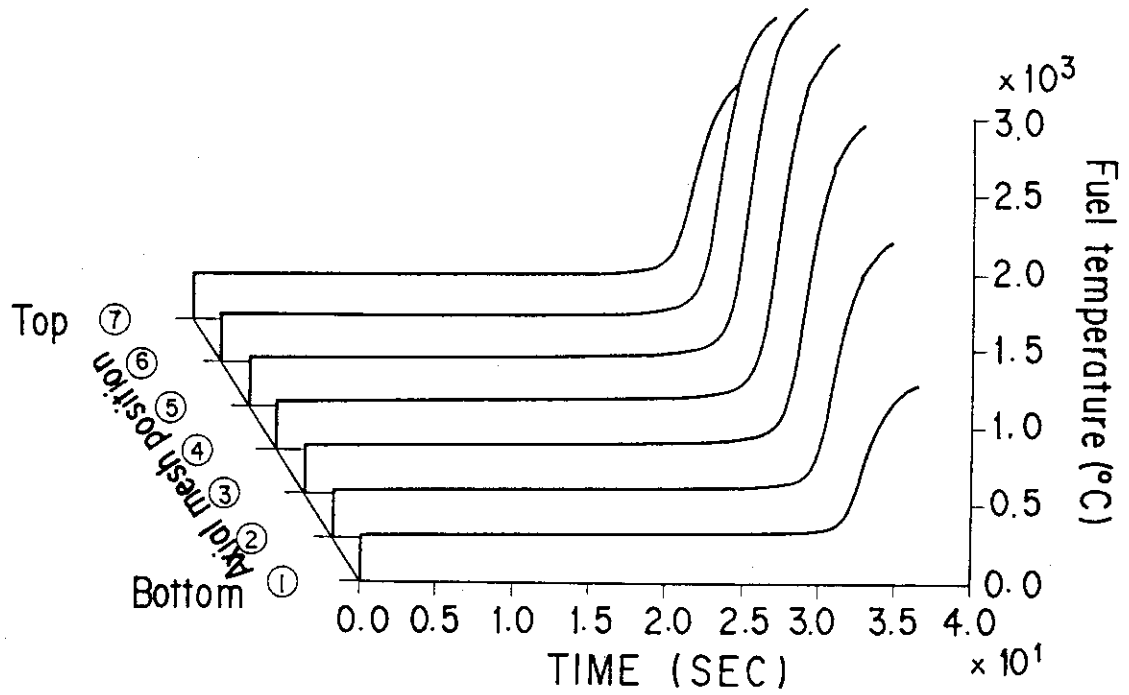
Power change (6 fuel channel, uniform flow distribution)

第II.25図 出力変化(6燃料チャンネル, 一様流量分布)



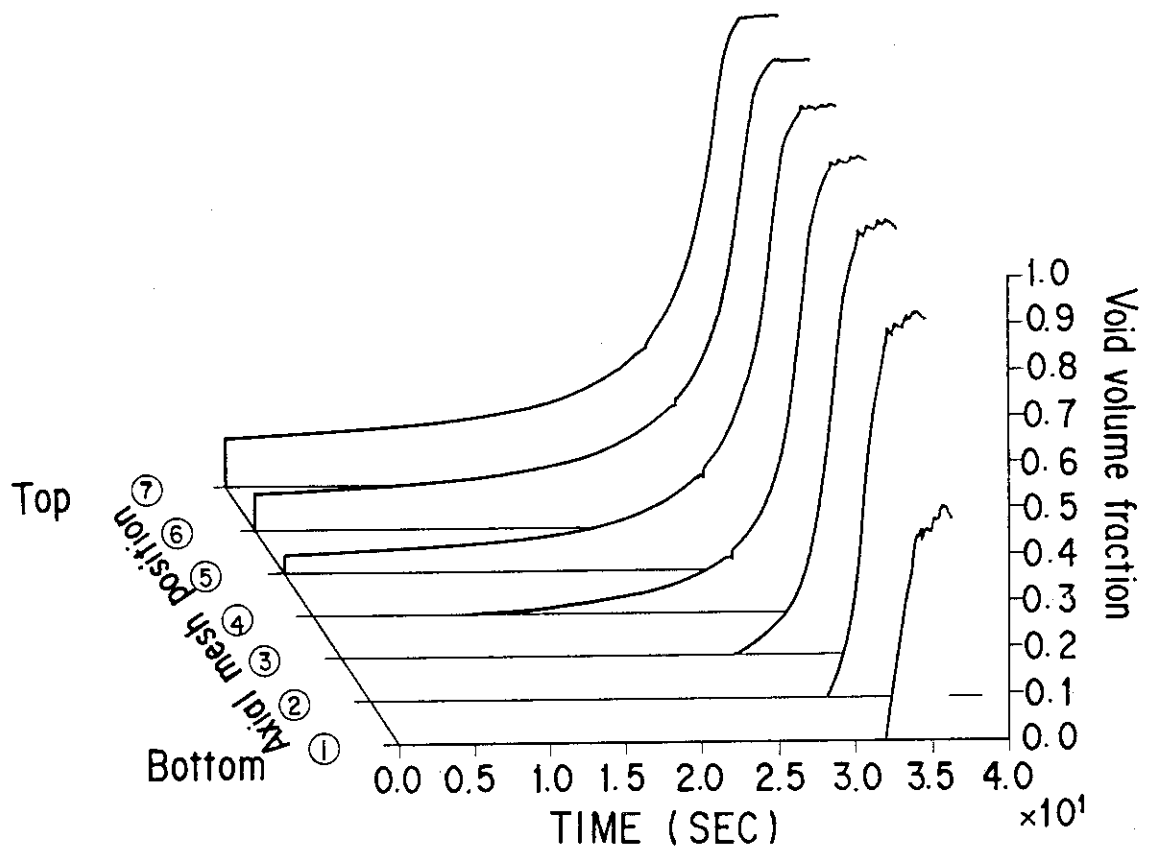
Power change at fresh fuel channel

第II.26図 新装荷燃料チャンネルでの出力変化



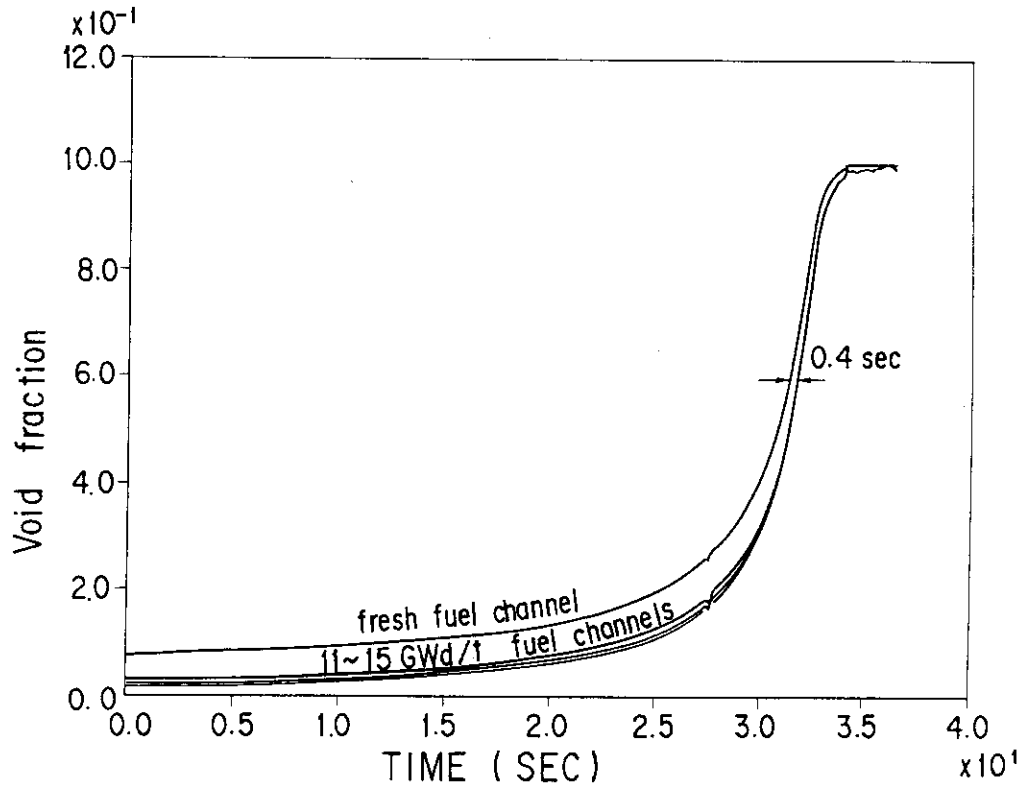
Average fuel temperature at fresh fuel channel

第II.27図 新装荷燃料チャンネルでの平均燃料温度変化



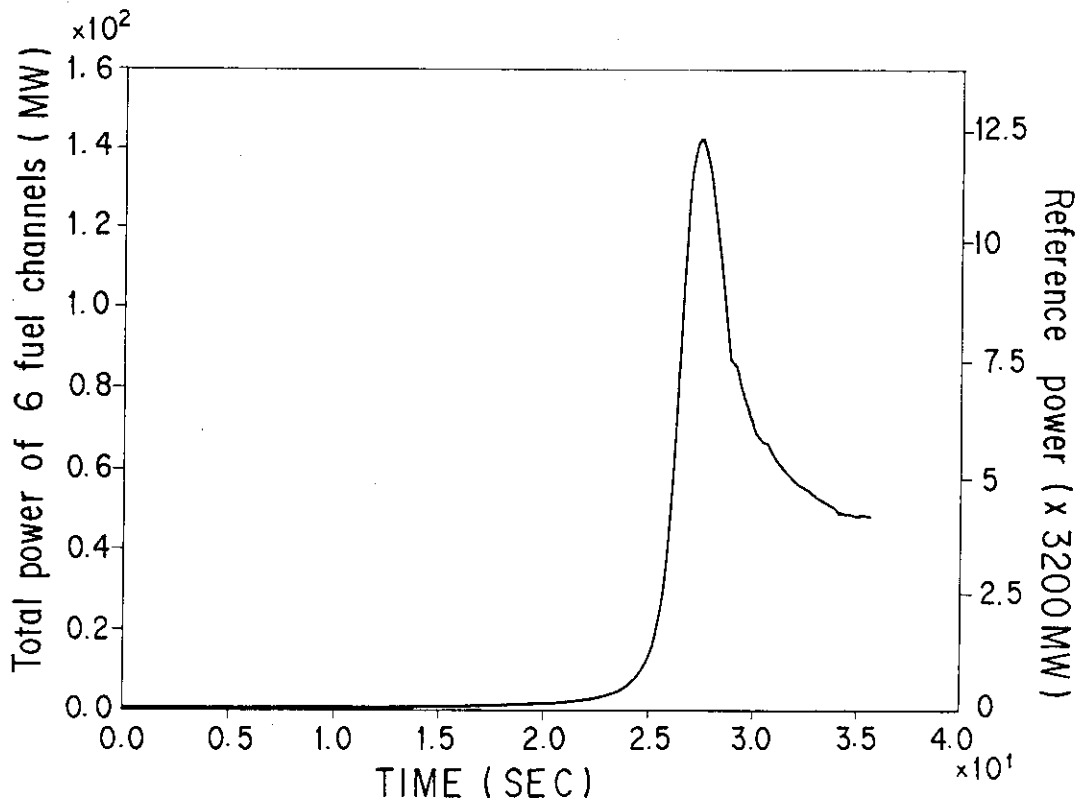
Void fraction change at fresh fuel channel

第II.28図 新装荷燃料チャンネルでのボイド率変化



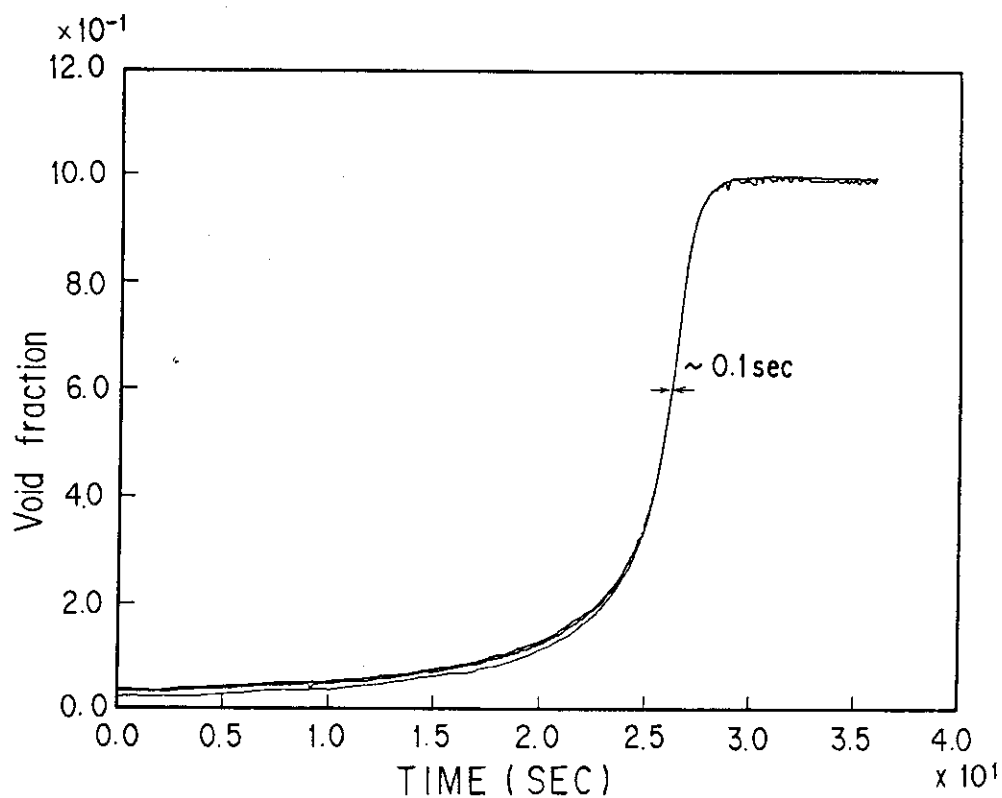
Void fraction change at 2nd layer of axial meshes

第Ⅱ.29図 軸方向第2層メッシュでのボイド率変化



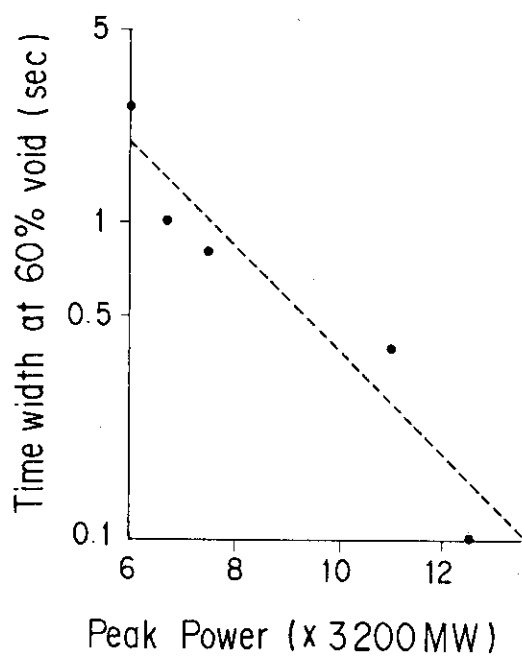
Power change (6 fuel channels, adjusted flow distribution)

第Ⅱ.30図 出力変化 (6燃料チャンネル, 流量分布調整)



Void fraction change at 2nd layer of axial meshes

第II.31図 軸方向第2層メッシュでのボイド率変化



Relation between peak power and time width

第II.32図 出力のピーク値とボイド発生時間との相関

2. 事故経過に関する解析

1章の調査結果を踏まえ、更にソ連の発表した事故の原因と経過を、参照して、解析によって事故経過の再現を試みた。2.1ではRETRANコードによって、出力上昇過渡時の解析を行ない、重要なパラメータについては若干の感度解析も行なった。2.2及び2.3では、この結果を参照し、NSRRの実験結果に基づいて、事故時の燃料挙動と冷却系破壊のメカニズムを考察した。つづく2.4では、黒鉛燃焼について、更に2.5では事故前後のXeの挙動とその影響を考察した。

以上の解析は事故のすべての様相をカバーするものではないが、その主要な部分について、ソ連が発表している事故経過が、大筋においては首肯しうるものであることを示していると言える。

2.1 出力上昇過渡時の解析

(1) 解析項目

解析対象とする時間帯は4月26日1時23分4秒の実験開始時刻からとし、解析項目は次の3項目とする。

- ① 1次系熱水力挙動
- ② 炉出力上昇挙動
- ③ 燃料温度挙動。

上記3項目を結合させた解析を同時に行なう。

(2) 解析手法

1) 解析コード

解析に用いたコードは米国電力研究所(EPRI)をスポンサーとして開発されてきた軽水炉過渡解析コードRETRAN-02/MOD2⁽¹⁴⁾である。本コードは、もともとは米国アイダホ国立工学研究所で開発されたRELAP4をもとに制御モデル、加圧器非平衡モデルの組み込み等の幾つかの改良が加えられ、実プラントのテスト解析等を通じて適用性の検証が進められてきたものである。流れの計算モデルとしては1次元均質平衡流モデルを用い、核動特性は1点近似核動特性モデルを用いて計算される。

2) 解析モデル

解析のために採用したチェルノブイリ4号炉の1次冷却系のノード分割モデルを第II.33図に示す。全体を31個の流体ボリューム、36個の流路で表現している。ここでジャンクション32はドラムセパレータから出ていく蒸気流をモデル化するためであり、ジャンクション33は給水をモデル化している。高出力燃料チャンネルの挙動を明らかにするために1659チャンネルを平均出力チャンネル(1579チャンネル)と高出力チャンネル(80チャンネル)の並行2チャンネルに分割している。更にそれぞれのチャンネルを鉛直方向に7分割している。熱伝導体を表わすヒーストラブとしては、燃料棒のみならず燃料チャンネルを取り囲む圧力管と黒鉛ブロックもモデル化してある。解析の対象としている時間帯では、1次系の破断は生

じていないので、1次系の圧力に関してどこかの位置で圧力の時間変化を境界条件として与える必要はなく、系の熱水力バランスからのみ計算することができる。

核動特性は1点近似核動特性モデルを用いて計算されるが、ボイド反応度、ドップラー反応度などのフィードバック反応度は炉心平均のボイド率及び燃料温度にもとづいて計算されるのではなく、炉心内各領域での量をもとにして求めた値に重みをつけて平均してもとめられる。各領域の重みとしては出力密度の二乗に体積重みをかけたものを用いる。但し上記に述べたように本解析では高出力チャンネルは1659チャンネル中80チャンネルのみとしているので核的には高出力チャンネルからの寄与は小さい。

(3) 解析条件

解析条件は1986年IAEA会合へのソ連報告書⁽⁶⁾(以下ソ連報告書と略称する)、公開文献、及び原研における核特性解析結果等にもとづいて設定した。ソ連報告書にもとづいた場合は出来得る限りプラントレコードにもとづくようにした。

1) 初期条件

1時23分4秒の実験開始時刻において原子炉は比較的安定していたことをプラントレコードは示しているので、この時刻で次の条件で定常状態にあったと仮定した。

- ① 炉出力 : 200 MW_{th}
- ② ドラムセパレータ圧力 : 6.37 MPa
- ③ 主冷却材ポンプ : 8 台運転
- ④ 再循環流量 : 11,908 kg/s
- ⑤ 給水流量 : 102.7 kg/s
- ⑥ 給水温度 : 438.2 K
- ⑦ 主蒸気流量 : 102.7 kg/s
- ⑧ 炉心入口冷却水未飽和度 : 4 K
- ⑨ 炉心平均ボイド率 : 0.11

上記の条件のうち、炉出力、ドラムセパレータ圧力、再循環流量についてはプラントレコードにもとづいている。炉出力200 MWのうち、FP及びアクチニドの崩壊熱の寄与が無視できないが、ここでは簡単のため全出力が核分裂出力のみであると仮定する。炉心入口未飽和度は炉心平均ボイド率をソ連解析値とあわせるように設定した。

実験開始時の炉心ボイド率に関する情報はソ連解析値のみなので基本解析ではその値を用いたが、実際の値は確かでないのでその値への依存性を調べるために感度解析も実施した。給水温度に関してはプラントレコード等からは明らかでないので、定格運転時の値を用いた。給水流量とタービン蒸気流量は前記条件をもとに定常状態をとるために要求される値であるが、プラントレコードより20%ほど大きな値となっている。

2) 過渡条件

実験開始以降の時間依存の境界条件としては以下のものを用いた。

- ① ポンプ速度 : ポンプ流量がプラントレコードの緩やかな減少カーブに
あうように入力
- ② 給水流量 : 102.7 kg/s

③ 主蒸気流量 : 0 kg/s

④ タービンバイパス蒸気流量 : $102.7 \text{ kg/s} \times 0.9$ (基本解析)

上記の条件のうち、④については不確定な部分が大きいと考えられる。ソ連報告書では実験開始の約4分前にバイパス弁を閉じたとの記述があり、チャート(第I.14図参照)でもドラムセパレータからの蒸気流量が主蒸気弁閉止後10秒程でゼロとされている(但しプラントレコードではない)。一方「ドラムセパレータからの蒸気流量の減少のため圧力が緩やかに上昇し始める」との記述がソ連報告書本文にあり、これからは主蒸気弁閉止後も流量が減少するけれども蒸気が流れていたことを示唆しているとも思える。タービンバイパス蒸気流量を上記のように仮定することにより、他の過渡条件にプラントレコード等との関連で比較的無理のないものを用いることができる。係数0.9は出力暴走発生時刻を1:23:44近傍にあわせるように設定した値である。この主蒸気弁閉止後のタービンバイパス蒸気流量への依存性を調べるために上記の係数を変化させた感度解析を実施した。

3) 核特性条件

核特性パラメータとしては基本的には1.1節に記述されている原研でのSRACコードシステムによる格子計算の結果を用いた。但し最も重要なボイド反応度係数に対しては、格子計算から得られる絶対値に含まれる不確定性が大きいと考えられるので、以下に示す値を使うことを基本とし、SRAC計算結果(第II.34図)を用いた解析は感度解析の一環として行ない参考ケースとした。

① ボイド反応度係数

基本解析 : $3.0 \times 10^{-4} \text{ k/k/\% void}$

感度解析 : $2.0 \times 10^{-4} \sim 3.0 \times 10^{-4} \text{ k/k/\% void}$

Pushkrev等⁽¹⁵⁾の論文及びにソ連報告書によれば、燃焼度10.3GWD/T、定格出力、反応度余裕30本相当の場合のボイド反応度係数は $2 \times 10^{-4} \text{ k/k/\% void}$ である。Pushkrev等によれば、反応度余裕が10本増加するとボイド反応度係数が15%減少するとされており、これを直線外挿すると事故時のような反応度余裕6~8本のときには35%増加するものと予想される。ソ連によれば事故直前のような状況下ではボイド係数は $3 \times 10^{-4} \text{ k/k/\% void}$ になったとされているが、出力も定格の6%と低いことを考慮にいと、その値はPushkrev等の論文と矛盾せず、妥当な値と思われるので、この値を用いたケースを基本解析とした。さらにこの出力暴走事象はボイド反応度係数の値に大きく依存するので、その依存性を調べるためにボイド反応度係数を 2×10^{-4} から 3×10^{-4} まで変化させた解析とSRAC計算結果を用いた解析を感度解析として行なった。

② ドップラー反応度係数 : 第II.35図(SRAC計算値:10.3GWD/T)

③ 遅発中性子割合 : $\beta=0.00535$ (SRAC計算値:10.3GWD/T)

④ 中性子生成時間 : $A=588 \text{ } \mu\text{s}$

(中性子寿命 : $\ell=640 \text{ } \mu\text{s}$)

⑤ 半径方向出力ピーキング : $1.62^{(16)}$

⑥ 軸方向出力ピーキング : $1.47^{(16)}$

(4) 解析結果

1) 基本解析

出力暴走はタービンのコーストダウンによる主冷却材ポンプの回転数低下に伴う炉心流量の緩やかな減少が引き金となり、ボイド率が増大しボイド反応度が添加されて発生する。炉出力の上昇はより一層の炉心入口流量の減少をもたらす、さらにボイド率の増加にみちびく。

第II.36図に炉出力の時間変化を示す。図示したのは定格出力 3200 MW で規格化したものである。1:23:44.6にピーク出力(定格出力の102倍)に達するが、燃料温度上昇によってもたらされる負のドップラー反応度の添加により出力は低下する。事故の際に、実際にどれだけの大きさの出力ピークが生じたかは明らかではないが、何時ごろ出力暴走が発生したかはプラントレコードから推定出来る。ソ連がIAEA会合で提出したスライド原稿のなかの再循環流量データは1:23:44までは緩やかな減少曲線上にあるが、1:23:47にはその3秒前の2/3の流量に急減し、1:23:48には回復している。一方ドラムセパレータ圧力は1:23:38に6.5 MPaであり、1:23:48には8.9 MPaに急増している(この間により高圧に達した可能性もある)。これらのデータから出力暴走は1:23:44と1:23:47の間に生じたものと推定できる。

解析結果は主蒸気弁閉止による蒸気流量減少を10%にすることで出力暴走発生時刻をほぼ再現できたことを示している。尚、出力ピーク値の計算値は定格出力の102倍となり、ソ連解析の第一ピーク値110倍に近い。

第II.37図に平均出力チャンネルでの炉心入口と炉心出口における流量を示す。実験開始後約30秒までは入口流量、出口流量はほぼ等しく、タービンのコーストダウンによる主冷却材ポンプ回転数低下に従って緩やかに減少していく。炉出力が初期出力の2倍程度になった頃から出口流量は入口流量よりも大きくなり始め、出力暴走とともに炉心冷却水のボイド発生による体積膨張のために入口流量は急減する一方、炉心出口流量は急増する。

第II.38図に平均出力チャンネルでの鉛直方向のボイド率分布を示す。実験開始時には2.5 m高さ(ノード⑩)では、ごく僅かにボイドが存在する程度だったのが、流量が減少するにしたがってボイド率が増大していく。このボイド率の増大が正の反応度の添加をもたらす、炉出力の上昇を導く。炉出力がピークになる直前でボイド率の増加が鈍るところが生ずるのは燃料棒表面で沸騰遷移が起きて熱流束が小さくなるからである。

第II.39図にボイド反応度、ドップラー反応度、及び全反応度の変化を示す。ボイド率増加とともにボイド反応度が添加されていくが、燃料温度が上がらないのでドップラー反応度はなかなか添加されない。1:23:39以降は燃料温度が上がり、ドップラー反応度も効いてくるために極大が発生する。全反応度が最大になるのは、1:23:44.1で最大値は1.32\$である。

第II.40図にドラムセパレータ圧力と炉心圧力の時間変化を示す。ドラムセパレータの圧力上昇は実験開始後35秒間で約0.09 MPaと計算されたが、これはプラントレコードの約0.1 MPaとよく一致している。出力暴走によって、炉心圧力は8.5 MPaを超えており、ドラムセパレータ圧力も時間遅れをもって上昇の兆をみせている。

第II.41図に平均出力チャンネルと高出力チャンネルの最高出力点における燃料ペレット平均温度を示す。平均出力チャンネルにおいても広範な領域で UO_2 の融点を越えており、そ

の時刻は燃料保有エンタルピーが NSRR 実験から得られたペレット溶融破損の閾値 $320 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ ⁽¹⁷⁾ に達する時刻 (高出力チャンネル, 平均出力チャンネルの最高出力部でそれぞれ 1:23:44.6, 1:23:45) とほぼ一致している。このことから炉心の広範な領域で燃料の溶融破損が起き、溶融燃料が放出されたものと推定される。溶融破損が起きたと推定される時点及び位置での炉心ボイド率は第 II.38 図に示すように 0.8 程度であり、高ボイド雰囲気への溶融燃料放出であるので、溶融燃料と液相水との接触によって起きる狭義の意味での水蒸気爆発が発生した可能性は小さいと考えられる。

放出された溶融燃料によって蒸気が加熱され液滴が蒸発することにより圧力管内の圧力は急激に上昇したものと推定できるが、本計算を単純に外挿計算してもその状況によく対応しないのでここではその圧力計算はしない。その考察は 2.3 節で行なう。

2) 感度解析結果

(i) 炉出力挙動のタービンバイパス流量への依存性

前述したように主蒸気弁閉止後のタービンバイパス弁の挙動については不明確な部分があり、基本解析では主蒸気弁閉止後の蒸気流量をそれ以前の 90% とした。ここではタービンバイパス流量への依存性を調べる解析を実施した。第 II.42, II.43 図にそれぞれ出力挙動及びドラムセパレータ圧力の依存性をしめす。主蒸気弁閉止後の蒸気流量が小さいほど初期の圧力上昇は大きくなり、出力暴走の発生時刻は遅くなるが、ピーク出力は殆ど変化しない。

(ii) ボイド反応度係数依存性

ボイド反応度係数には、基本解析でソ連報告及び論文などにもとづき、 $3 \times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$ を用いた。この値は RBMK-1000 型炉の運転経験から得られたと思われる傾向を外挿して得られる値に近いので妥当なものと考えられる。しかしながらこの出力暴走事象においてボイド反応度係数が重要であるので、ボイド反応度係数への依存性を調べるために感度解析を行なった。

a) 炉出力挙動のボイド反応度係数への依存性

解析の結果を第 II.44 図及び下に示す。解析結果は炉出力挙動がボイド反応度係数の値に強く依存していることを示している。

炉出力挙動のボイド反応度係数への依存性

ボイド反応度係数 $\times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$	出力ピーク時刻	ピーク出力 定格出力
3.0	1:23:44.6	102
2.5	1:23:50	60
2.0	1:23:56.7	29

ボイド反応度係数 $2.0 \times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$ のケースでも出力ピーク値が定格出力 (3200MW) の 29 倍となる。参考のため第 II.45 図に SRAC 計算結果を用いたケースの挙動と基本解析の結果を比較してある。第 II.34 図に示されたボイド反応度係数に関する SRAC 計算結果から予想されるように、SRAC 計算結果を用いたケースの出力挙動は 2×10^{-4} と 2.5×10^{-4} のケースの中間的な振るまいをする。

b) 燃料棒エンタルピーのボイド反応度依存性

第 II.46, II.47 図にそれぞれ高出力チャンネル及び平均出力チャンネルの最高出力点における燃料保有エンタルピーの計算結果を示す。 $2.5 \times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$ 以上の場合は平均チャンネルにおいても溶融破損を起こすことがわかる。

(iii) 初期炉心ボイド率依存性

基本解析ではソ連解析に合わせて初期炉心平均ボイド率を 11% とした。ここではこのパラメータへの依存性を調べるために初期炉心ボイド率 3.5% のケースと比較した。第 II.48 図に炉出力挙動をしめす。3.5% のケースは出力ピークの出現時刻が約 7.5 秒遅くなるが出力ピーク値は定格の 125 倍に達する。

(5) 結 論

- ① ソ連報告書で示された出力暴走事象のシーケンスは、概ね妥当なものである。
- ② ソ連が事故時になっていたであろうと推定したボイド反応度係数の値 $3 \times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$ を用いた解析では、出力ピークが定格値の 102 倍にも達する。
- ③ この場合炉心の広範な領域で燃料保有エンタルピーが溶融破損閾値 $320 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ (NSRR 実験値) を越えて溶融破損したと計算される。
- ④ ボイド反応度係数 $2.0 \times 10^{-4} \Delta k/k/\% \text{ void}$ を仮定しても、高出力チャンネルの軸方向中心部で溶融破損が起こりうる。
- ⑤ 溶融破損が起きたと推定される時点及び位置での炉心ボイド率は 0.8 程度であり、高ボイド雰囲気への溶融燃料放出であるので、溶融燃料と液相水との接触によって起きる狭義の意味での水蒸気爆発が発生した可能性は小さいと考えられる。

(6) 補遺：ソ連報告の事故経過チャートにおける若干の問題点

(注：RETRANコードを用いた解析結果に基づいて、ソ連報告の事故経過チャートに関してここに示す問題点が解析担当者から指摘されている。解析条件等についての異論もあるため、ここでは、問題点を指摘するに止めた。)

ソ連がIAEA 専門家会議で報告した事故時の原子炉諸パラメータの時間変化を示したチャート(第II.14図参照)では、記載されているパラメータのうち何が解析の仮定であり結果なのかが明確でなく、解析のモデルも明らかでない。前述したように、原研の解析をもとに判断して、ソ連報告書で示された出力暴走事象のシーケンスは概ね妥当なものと思われるが、詳細な点では、例えば、以下に述べるような疑問点が存在する。

1) 反応度変化(曲線B)

ソ連報告書のチャートに於いて、1:23:40.3からの3秒間で反応度は0.00854kだけ増加している。一方その間のボイド率変化は14%であり、ボイド反応度係数として $3 \times 10^{-4} \text{ k/k} / \% \text{ void}$ を仮定して単純に求められるボイド反応度増加は0.00424kである。残りの0.00434kが何に起因するのか明らかでない。米国DOEの報告書⁽⁹⁾ではその原因として“正のスクラム”効果が考えられるとしているが、たとえそのような効果があったとしてもこのような大きな値になりうるかは不明である。

2) 炉心平均ボイド率(曲線P)

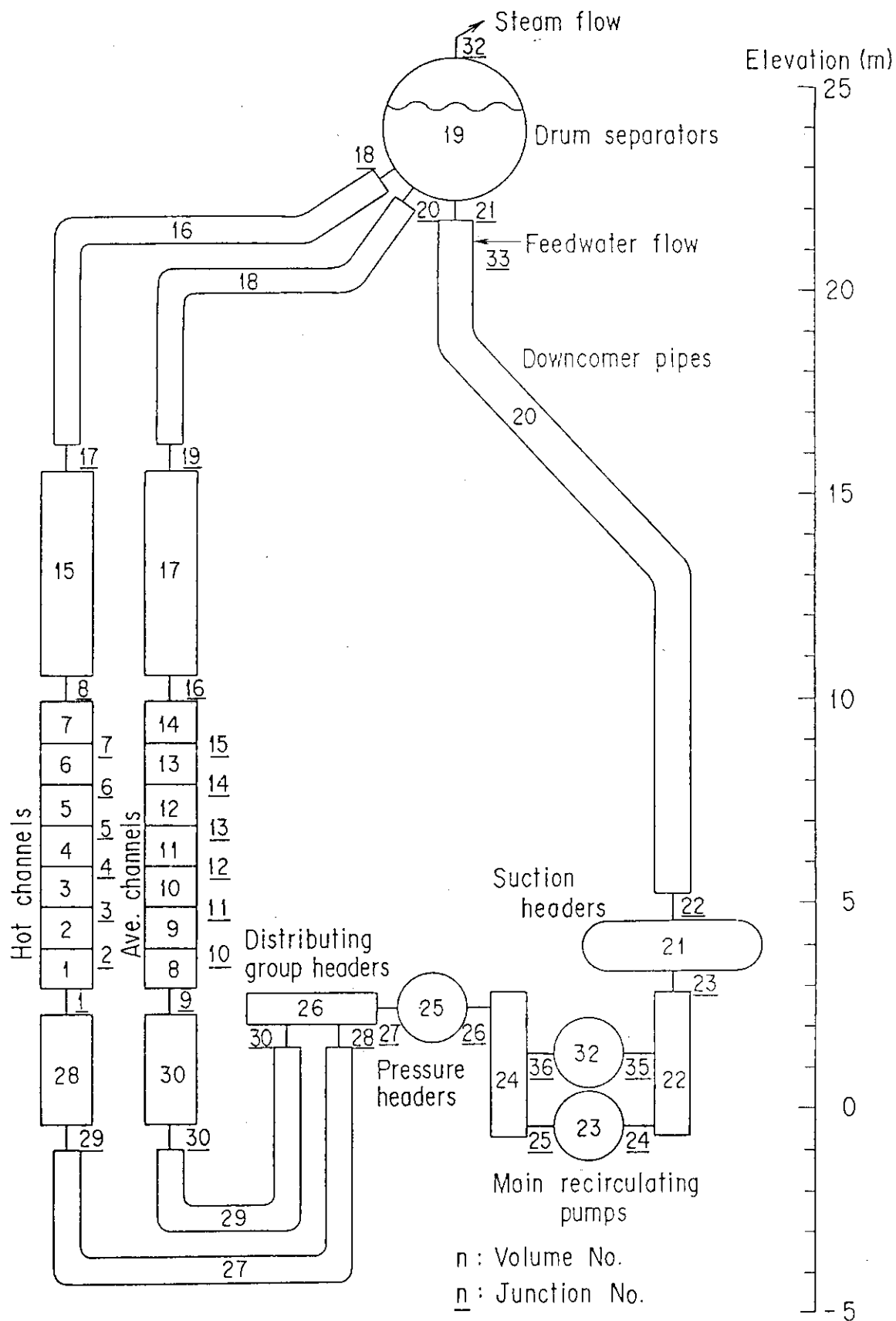
上記の反応度変化の問題点の原因としては、むしろソ連解析の第一出力ピーク近傍での炉心平均ボイド率約40%が小さすぎるのが考えられる。原研の解析では約70%となっており、その差異は沸騰遷移が起きて燃料棒表面からの熱流束が急減するのがソ連解析では早いことによるものと思われる。沸騰遷移が生じるときの燃料温度は420℃となっており、原研の解析での1700℃と比較して低すぎる。これは炉心のモデル及び燃料棒の半径方向メッシュ分割として粗いモデルが使われていることを推察させる。

3) 炉心出口蒸気クォリティ(曲線O)

ソ連報告によれば曲線Oは炉心出口での蒸気クォリティの変化を示しているとされているが、そうだとすると次のような矛盾が生じるので他の量を表わしている可能性が高い。

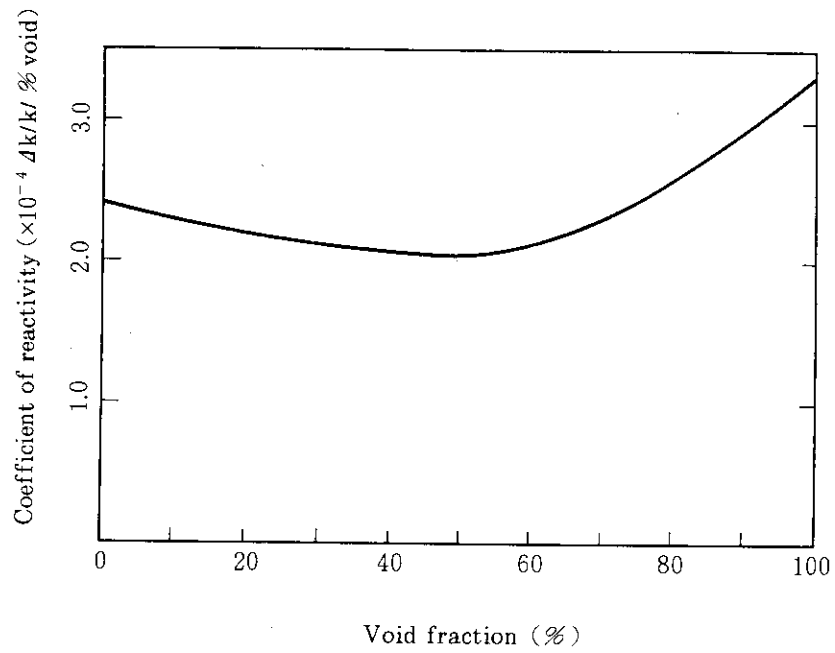
- a) 1:23:20から炉心平均ボイド率(曲線P)が増加しているのに炉心出口クォリティが減少する。
- b) 1:23:44.8に炉心平均ボイド率が1.0となっているのに、炉心出口クォリティは0.015に留まっている。

尚、米国DOEの報告書では曲線Oは主蒸気流量とタービンバイパス蒸気流量の合計を示しているのではないかと推察している。



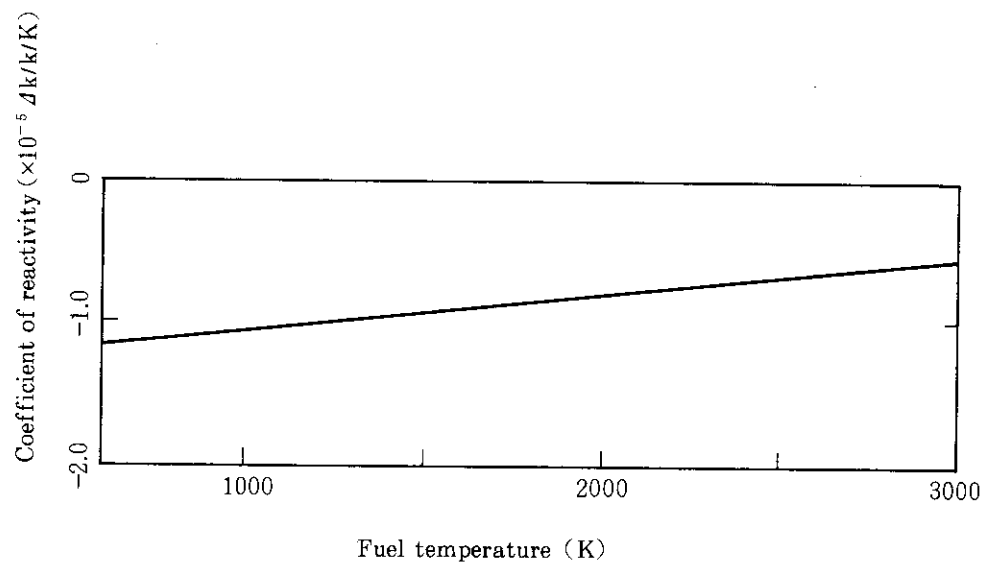
Nodalization for chernobyl accident analysis

第II.33図 チェルノブイリ事故解析のためのノード分割図



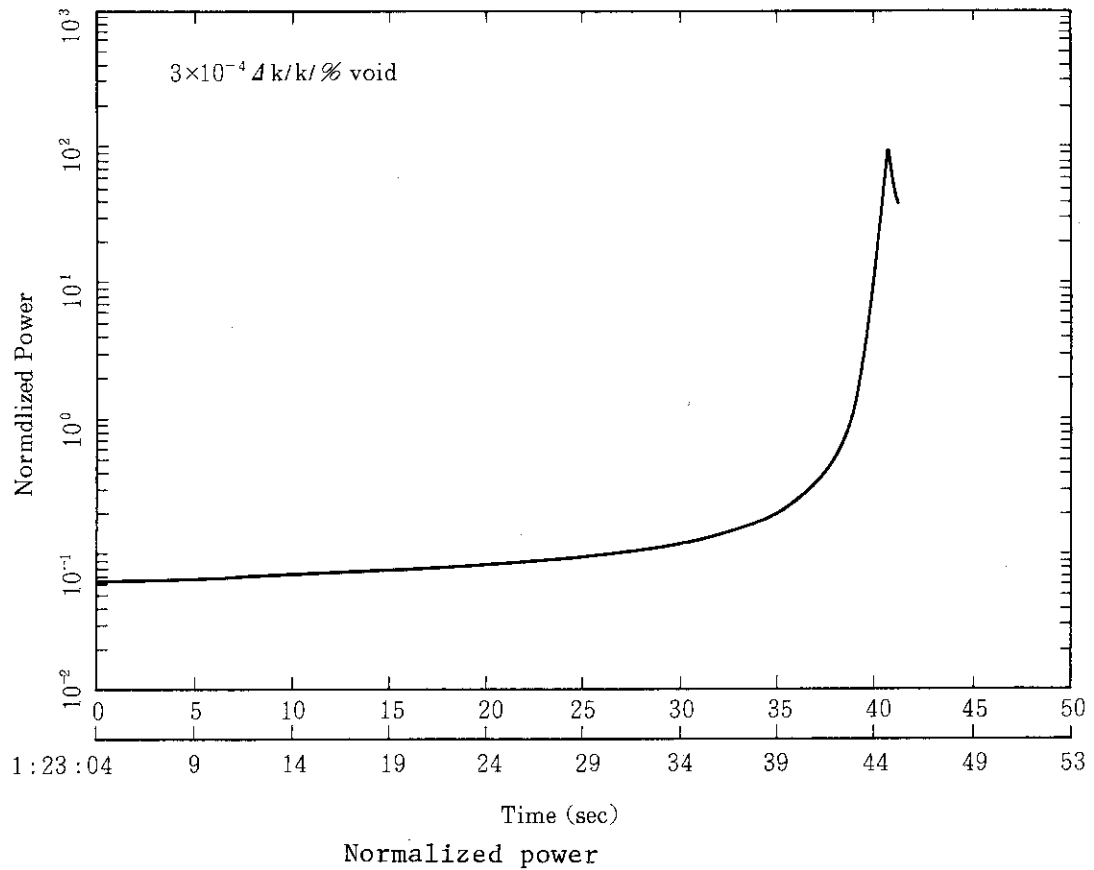
Void coefficient of reactivity

第Ⅱ.34図 ボイド反応度係数

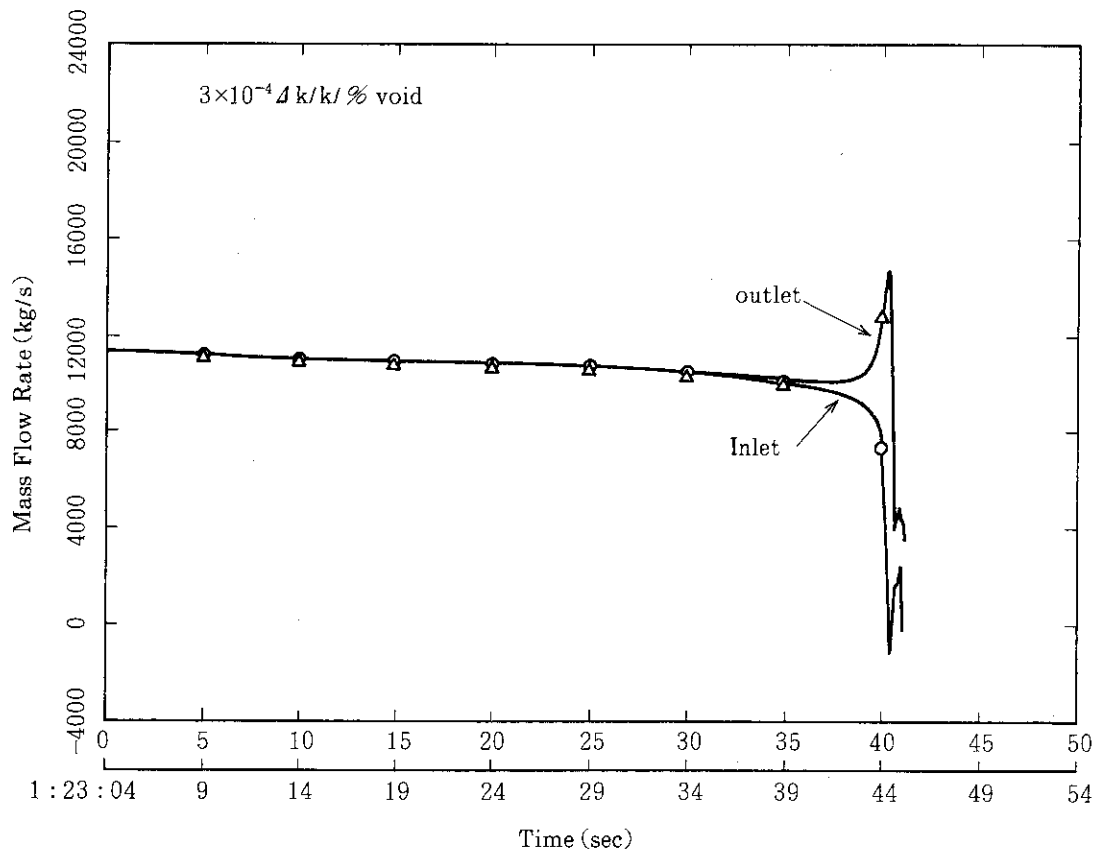


Doppler coefficient of reactivity

第Ⅱ.35図 ドップラ反応度係数

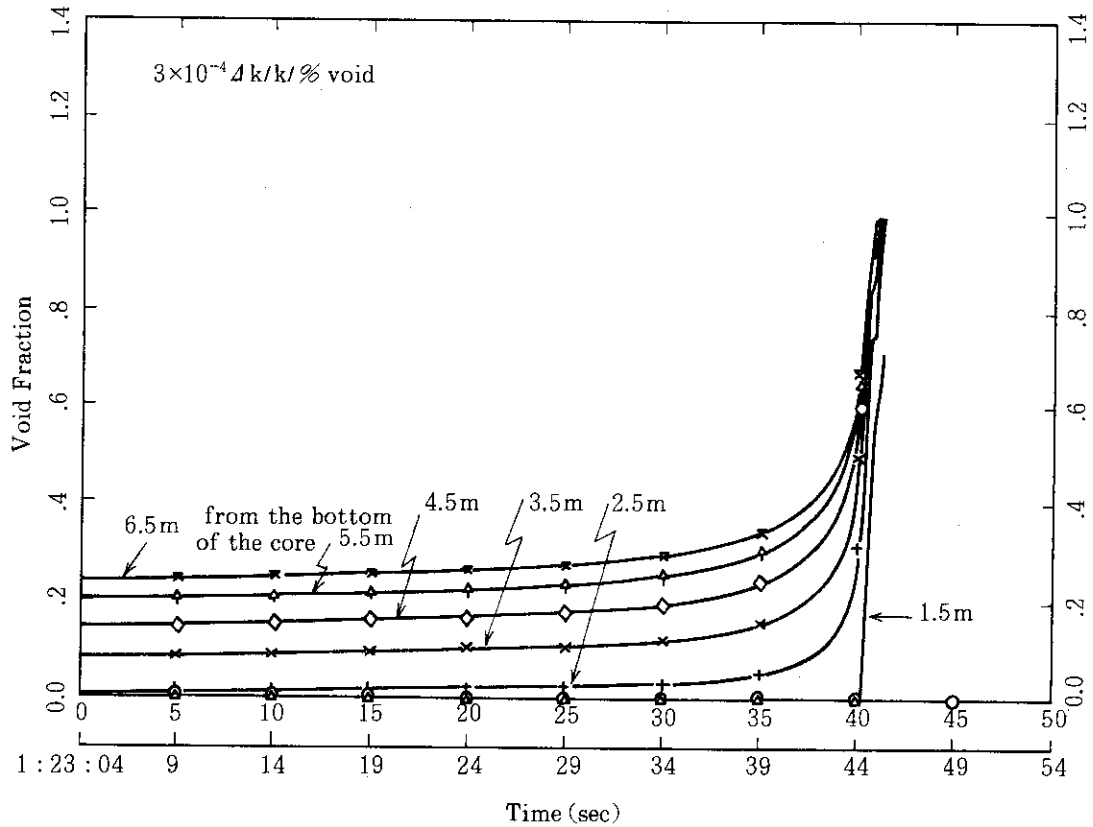


第Ⅱ.36図 規格化出力



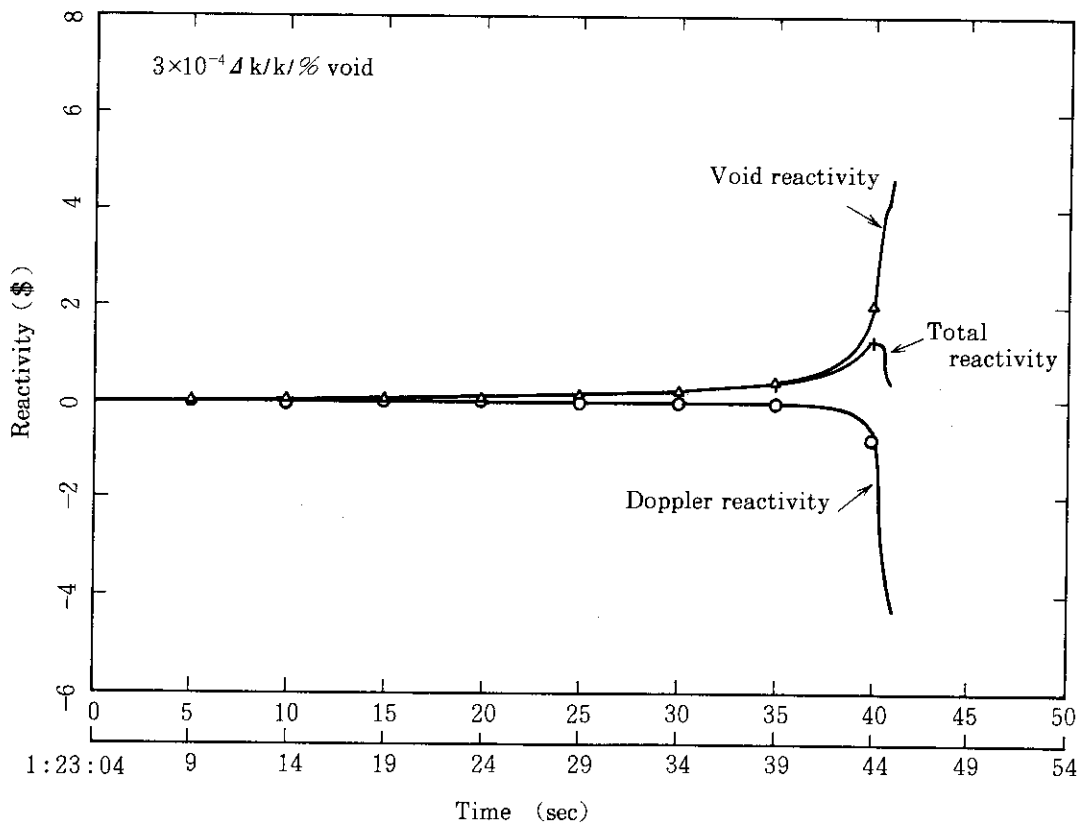
Mass flow rate in the average power channel of core

第Ⅱ.37図 平均出力炉心チャンネルにおける質量流量



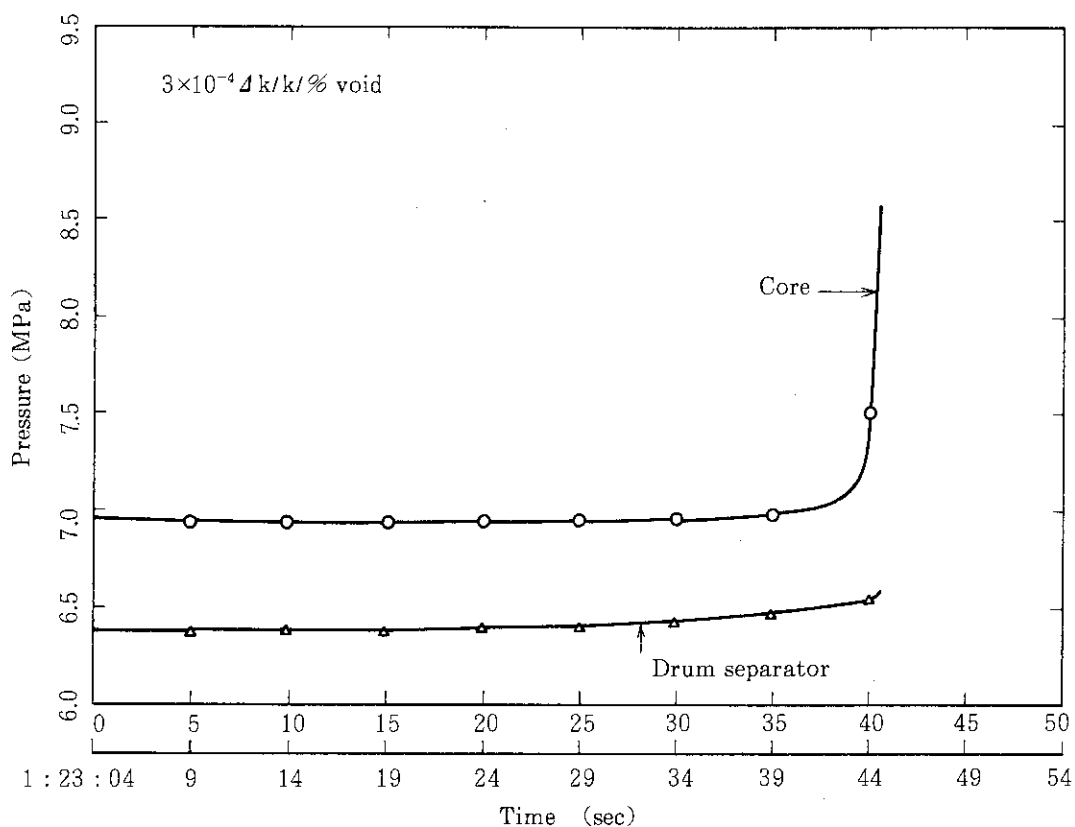
Void fraction distribution in the average power channel

第Ⅱ.38図 平均出力炉心チャンネルにおけるボイド率分布



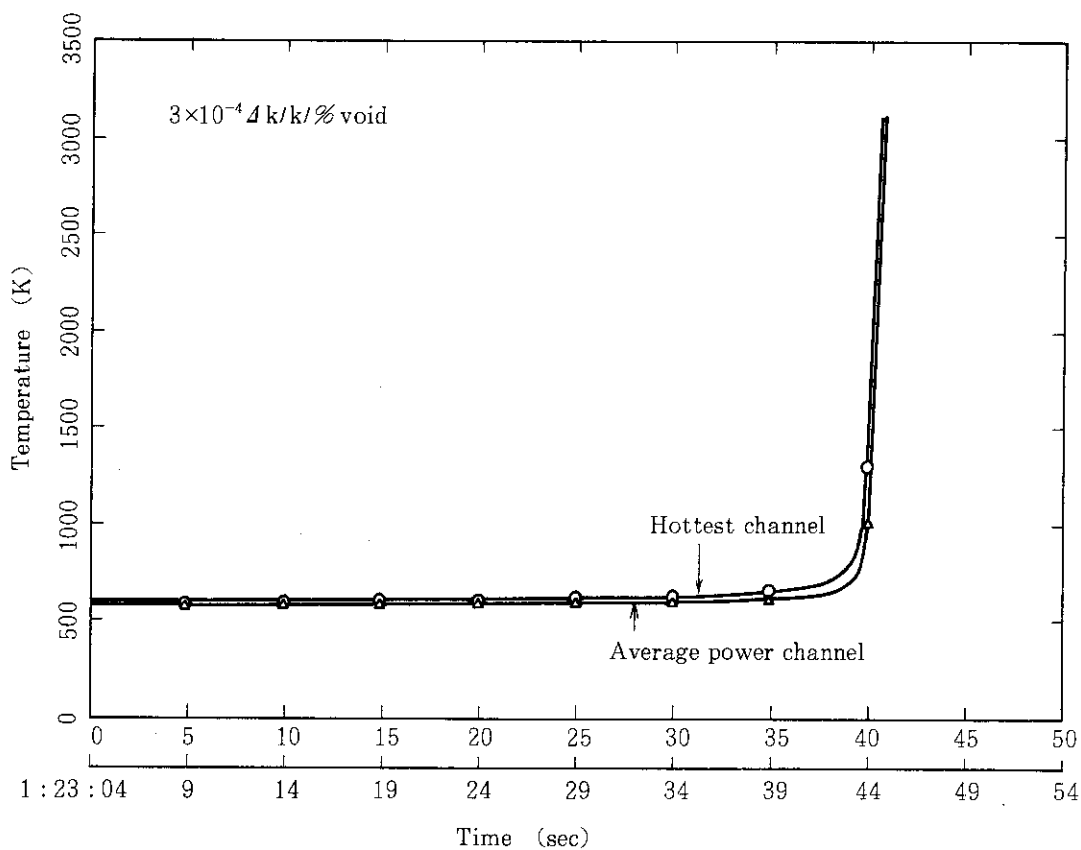
Reactivity

第Ⅱ.39図 反応度



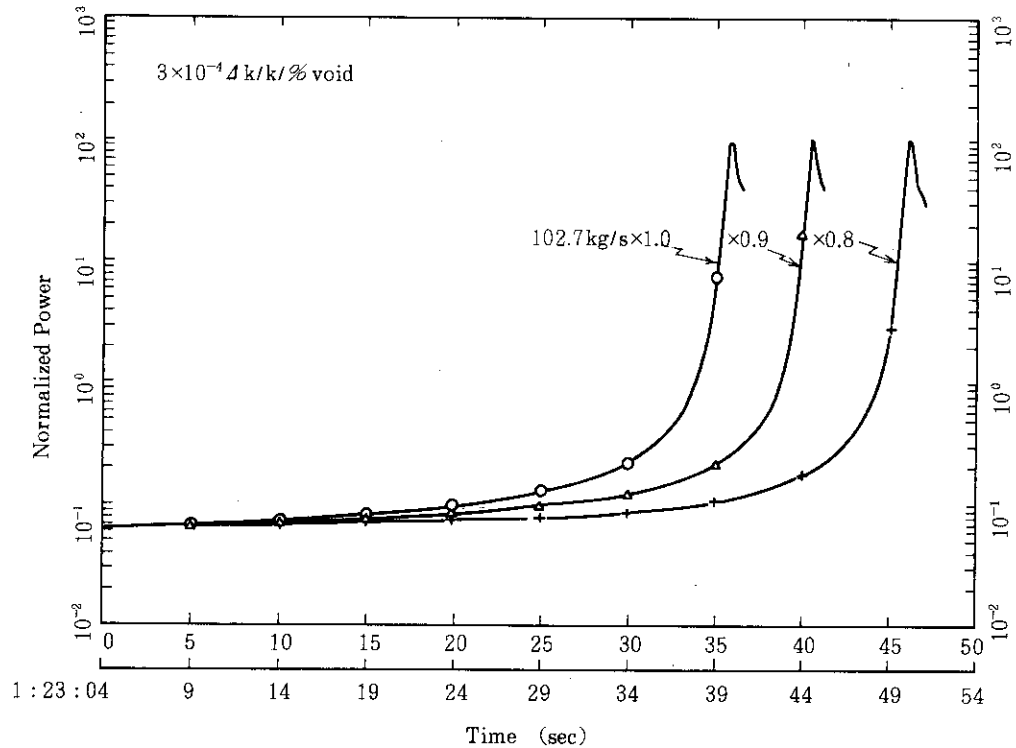
Pressures in the core and drum separator

第II.40図 炉心及びドラムセパレータにおける圧力



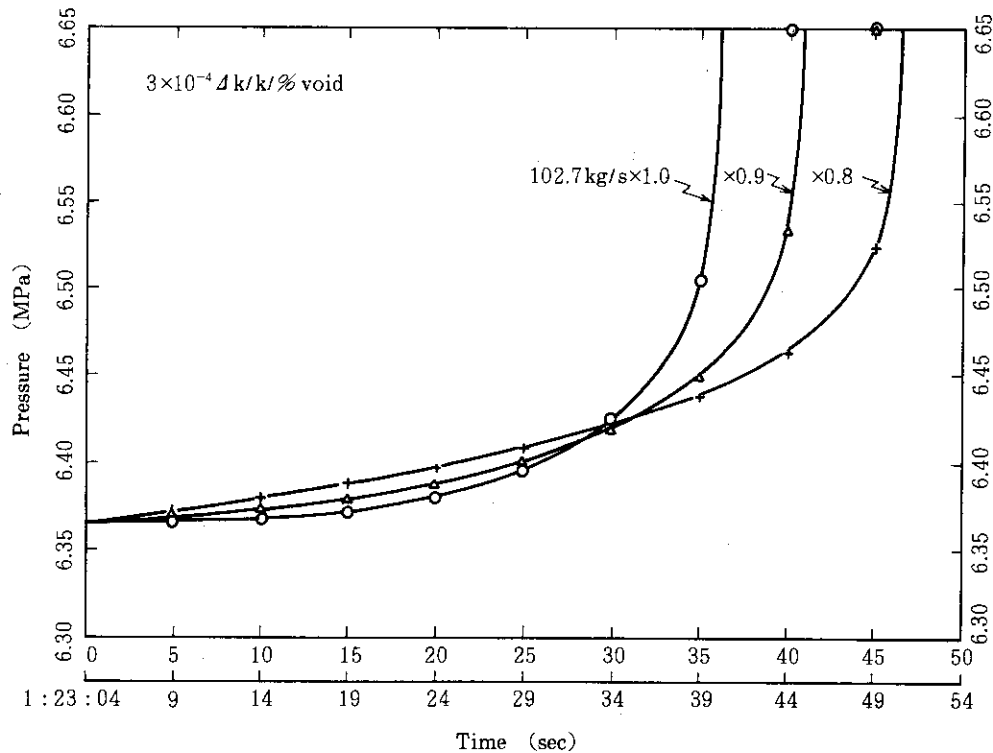
Fuel pellet average temperatures at the hottest point in the channel

第II.41図 最高出力点での燃料ペレット平均温度



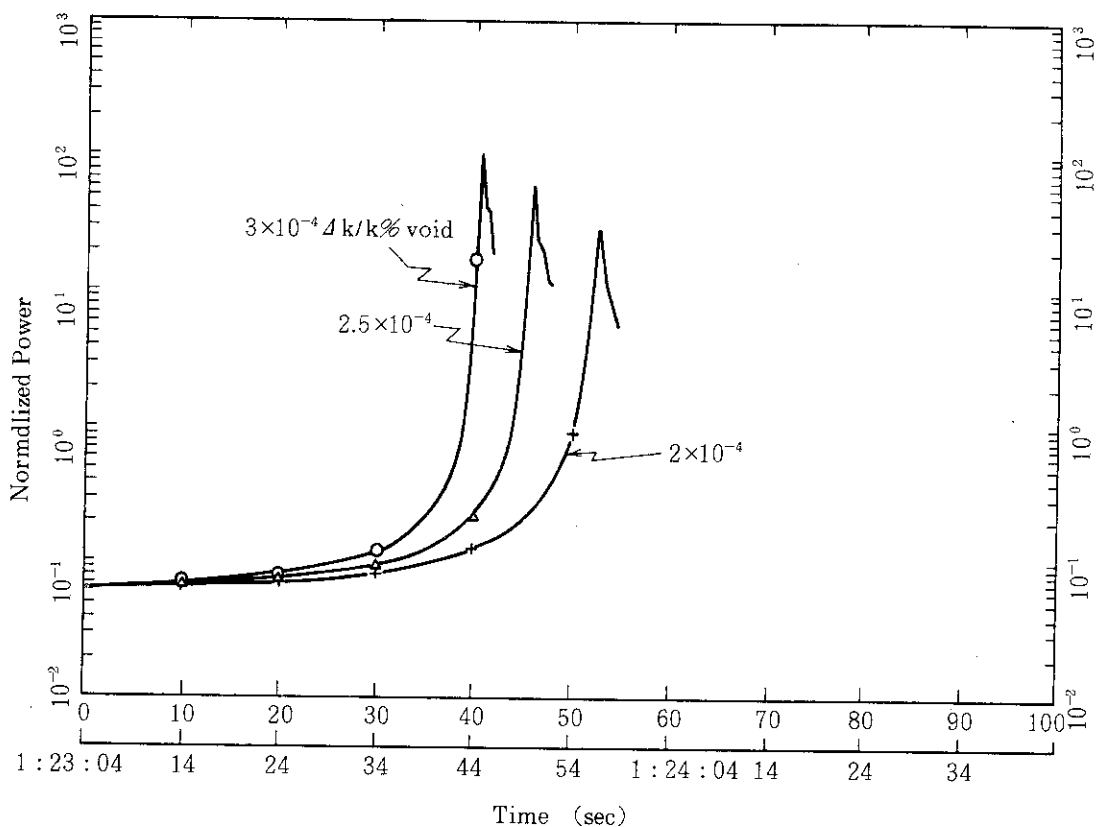
Dependence of the power excursion behavior on the outlet steam flow rate after closure of the emergency regulating valves of turbogenerator

第 II.42 図 出力暴走挙動の主蒸気弁閉止後の蒸気流量への依存性

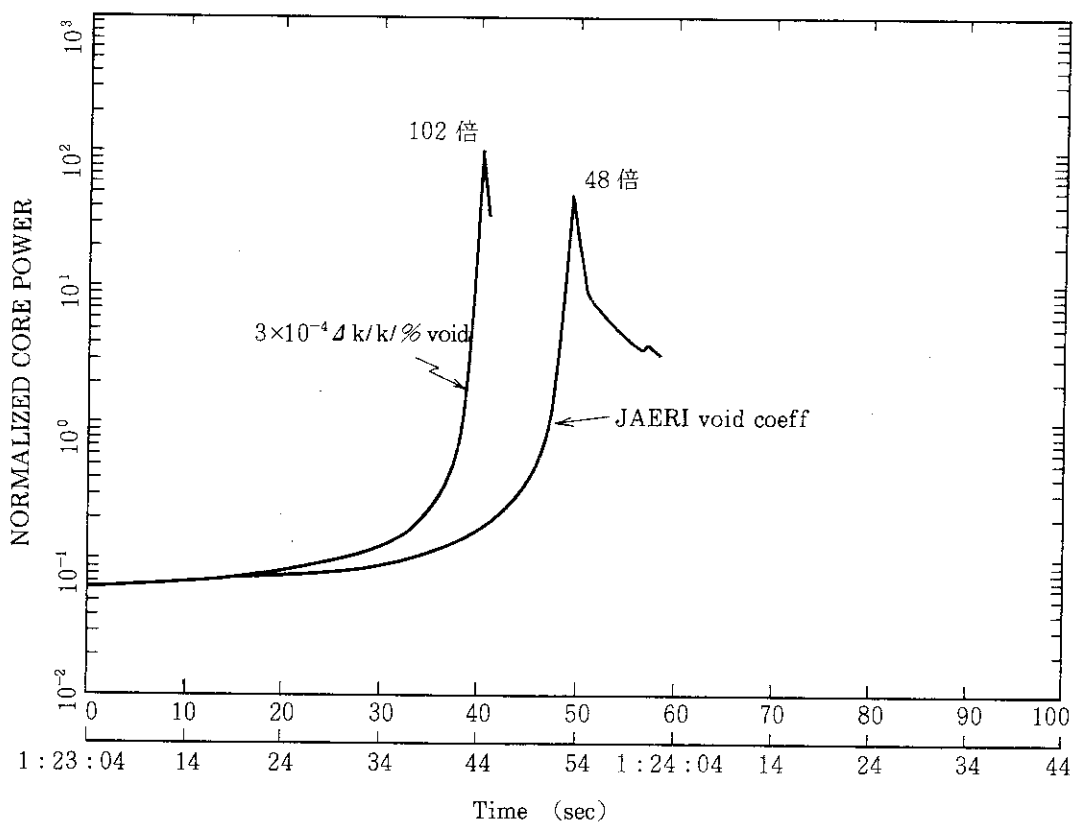


Dependence of the drum separator pressure on the outlet steam flow rate after closure of the emergency regulating valves of the turbogenerator

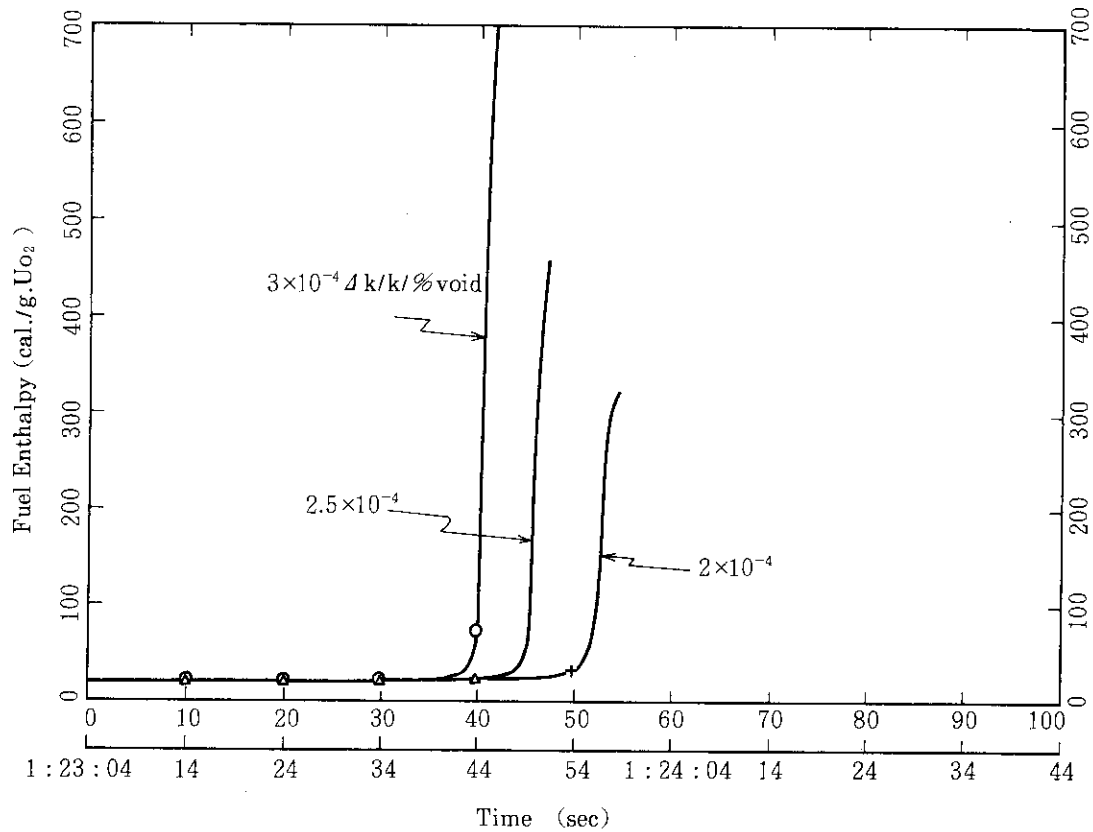
第 II.43 図 ドラムセパレータ圧力の主蒸気弁閉止後の蒸気流量への依存性



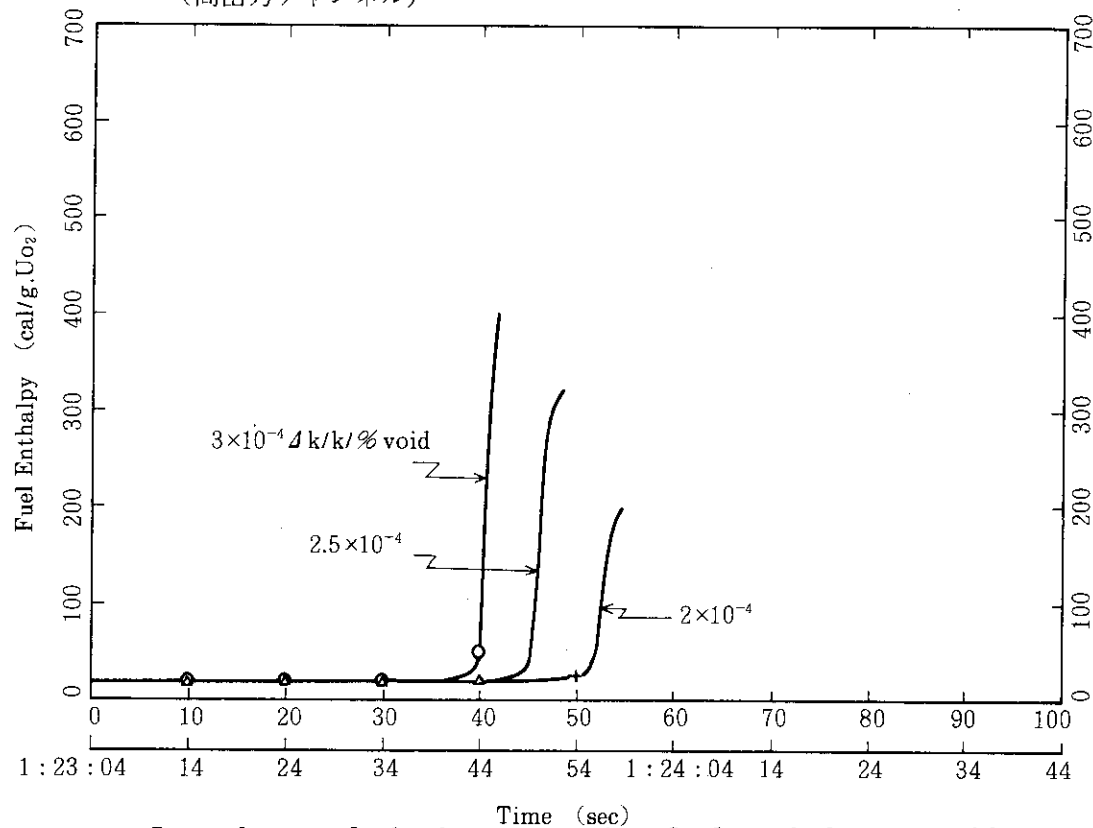
第Ⅱ.44図 出力暴走挙動のボイド反応度係数への依存性



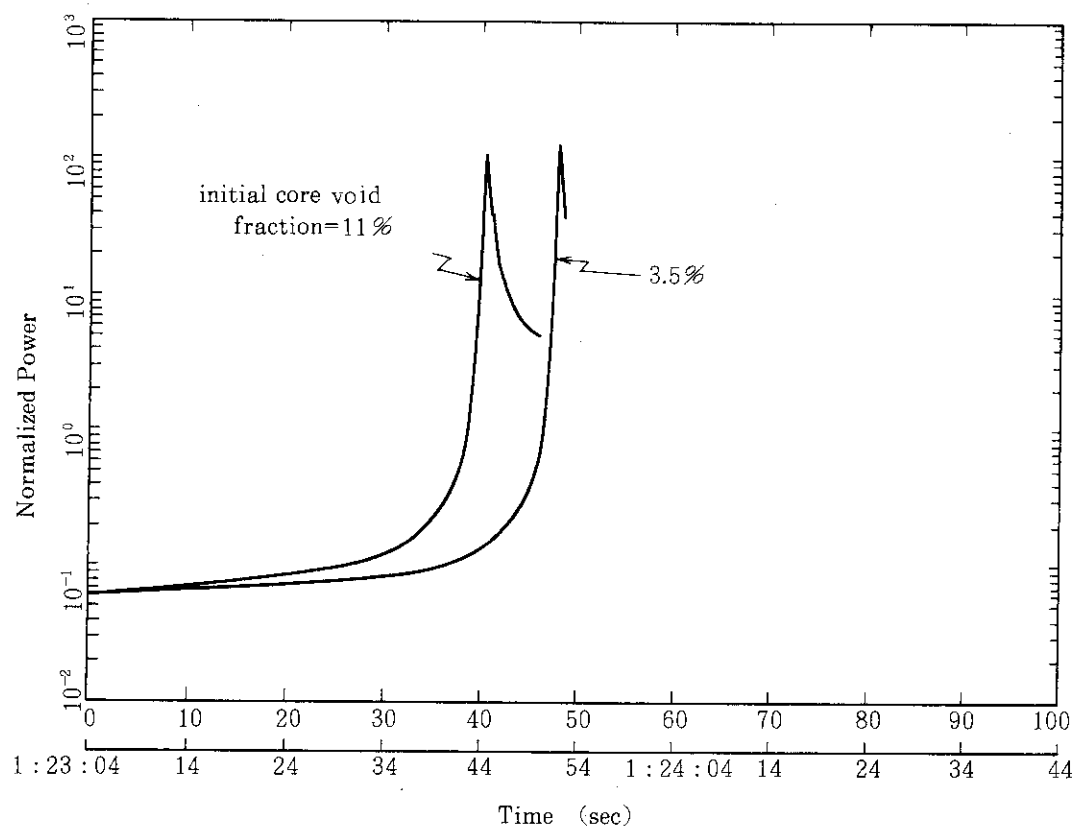
第Ⅱ.45図 出力暴走挙動のボイド反応度係数への依存性



第Ⅱ.46図 最高出力点燃料エンタルピーのボイド反応度係数への依存性
(高出力チャンネル)



第Ⅱ.47図 最高出力点燃料エンタルピーのボイド反応度係数への依存性
(平均出力チャンネル)



Dependence of power excursion behavior on the
initial average void fraction in the core

第Ⅱ.48図 出力暴走挙動の初期平均炉心ボイド率への依存性

2.2 燃料挙動の評価

反応度投入事故において炉心燃料は急速な加熱を受け、その発熱量によって、燃料棒は種々の破損形態を取る。原研の NSRR 実験においては、炉心制御棒の急速な引抜きによりパルス出力を発生させ、炉心中央の実験孔内照射カプセルに組込んだ試験燃料棒の破損挙動を調べている。この実験結果に基づいて、チェルノブイリ事故の核心部分を定量的に評価することが可能である。

燃料内の発熱量の大小により、燃料棒の破損の有無・様相は、写真 II.1 のごとく著しく変化する。公称の発熱量（約 1 秒までのパルス運転に基づく発熱量）で $335 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上では、燃料棒は分断または破砕する。破損後の遅発熱量は破損に寄与しないので、パルス時熱量のみで評価する方が一般的で、これをピークエンタルピーと呼び、写真 II.1 に並記した。これを用いれば、 $285 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ より上で燃料棒は分断し、 $320 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上で微粒子化が進む、と評価できる。なお、パルスの時間幅の影響について調べるため、10 ms の場合と 2 s の場合のそれぞれの燃料棒内温度分布を NSR-77 コードを用いて求めてみると、その違いは小さく、従って加熱時間がこの程度に長くなっても、燃料破損挙動への影響は殆んどないものと考えられる。また、燃料棒径が 10.72 mm と 12.52 mm とで、破損閾値や破損挙動に有意の差は見られておらず、棒径の影響は小さいものとみなせる。

パルス加熱による被覆管最高温度の熱電対による測定結果を、第 II.49 図に示す。各測定点では数秒で最高温度に達した後、カプセル内の水により 10 数秒以内に冷却される。

(1) 燃料破損の形態と発生する破壊力

燃料が破砕されると、次の 3 種の破壊力が発生し、カプセル容器に作用する。

- ① 衝撃圧力—急な沸騰または燃料棒の破裂によって発生する圧力波
- ② 水撃力—急な沸騰による水塊の移動・衝突
- ③ 静圧上昇—水素及び水蒸気の発生による静圧上昇

これらの破壊力の強さは、燃料棒の破損形態に依存し、破損形態は前述のとおり発熱量に依存するほか、燃料棒の初期内圧や被覆管の肉厚等の影響を受ける。以下にそれぞれの破壊力の測定結果との関係を述べる。

(2) 衝撃圧力

燃料が急な発熱による内圧上昇により破損する場合、初期内圧が高ければ、比較的低い発熱量でも破損する。また、燃料ペレットの溶融によって被覆管が破損するのは、発熱量が $335 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上の場合である。これらの破損に伴って衝撃圧力が水中を伝わるが、その強さは発熱量 $450 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 程度までは対数的に増加する。カプセル底面で測定した圧力ピーク値を第 II.50 図に示す。この図に見られるとおり、さらに高い発熱量では、圧力は 21 MPa 程度で飽和傾向となる。この理由は高発熱量においては、被覆管が内圧破裂の形態をとり、ほぼ初期温度に対応した一定応力で破裂するためと解される。

未照射燃料に比べて SPERT⁽¹⁸⁾ の照射済燃料の場合、やや値が大きい傾向が見られるが、データ数も少なく、内圧破裂と照射量との関係等、今後の実験的検討を要すものの、特に大きな相違はない。また、カプセルの内径が小さい方が幾分高い圧力を記録している理由は、より 1 次元的に圧力波が伝わり、散乱などの減衰を受けずに平面波となり易いためと考えられる。

これらの結果は、単相の水中に置かれた単一燃料棒の破損によるものであることに注意して用いる必要がある。燃料棒集合体では、各棒の破裂時刻の微妙なずれが、圧力波の位相のずれとなって干渉し、強度を弱める可能性がある。また、気泡流中や液滴流中では圧力波は急激に減衰する。

(3) 水撃力

燃料破砕による水撃力の発生は、非加圧の未照射燃料の場合、 $285 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上のピークエンタルピーにおいて観測される。測定は水面の上昇速度によって行われるが、水塊量を乗じて運動エネルギーに換算する。この運動エネルギー量を全発熱量で割った割合を、機械エネルギー転換率として求めた結果を第Ⅱ.51図に示す。

転換率は発熱量とともに対数的に増加している。これは燃料の微粒子化の程度と深く係っている。すなわち、高発熱量において燃料ペレットが溶融さらには気化して被覆管破裂時に飛散する場合、その速度が速い方が周囲の水と強く相互作用し、より小さな微粒子となる。微粒子化により表面積が一瞬にして増えるため、蒸気発生は爆発的になり、水塊の速度は大きくなる。この場合、図にも見られるとおり、燃料棒内圧にはほとんど依存しないこととなる。ただ、SPERTの照射済燃料の場合には、発熱量が $320 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ 以下であっても、内圧破裂を起こし、この時の気体噴出で小さな機械エネルギーの発生が観測されるが、図中の直線を上回ることはない。

発熱量と微粒子径の分布の関係を第Ⅱ.52図に示す。この図でみるように発熱量の増加に伴い、粒子径分布は小さい方へ移動する。ただし、 483 cal/g と 527 cal/g とでは大差なく、飽和傾向が見られる。また、第Ⅱ.53図に示すように、同じ発熱量下でもカプセル径すなわち燃料棒周囲の水量に粒子径は依存する。周囲の水量が多く、溶融滴の水との接触の機会が十分多いと、より細かく微粒子化すると考えられている⁽¹⁹⁾。

カプセル径の影響は機械エネルギー転換率にも直接現れる。第Ⅱ.54図にこの関係を示す。この関係からも、微粒子化の度合いが直接エネルギー転換率の増加に影響していることが言える。一方、微粒子化の度合いは水温にも依存する。第Ⅱ.55図に示すように、約 $430 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の発熱量では、水温が飽和温度の 100°C に近づくに連れてエネルギー転換率は下がっている。これは飽和水の方が粒子周囲の蒸気膜が安定になり、粒子と水との直接接触が妨げられ、微粒子化が起こりにくくなるためと解釈される。しかし、約 $540 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ になると、第Ⅱ.52図で見たとおり、微粒子は十分に進行してしまい、粒子径分布に対する水温の影響がなくなるものと見られる。

これらの結果もやはり、水単相中の燃料棒破損によるものであって、二相流中では粒子と水の接触による蒸気発生や水塊の形成が緩和され得ることを考えに入れなければならない。

(4) 静圧上昇

燃料棒が高温に曝されると、被覆管表面の水との酸化反応により、水素が発生する。パルス照射後の燃料表面温度の最高値と照射後試験において測定した酸化膜厚の関係は、第Ⅱ.56図のとおりである。この膜厚からそのまま右側の軸に示すように、水素の発生量が求められる。このように 1400°C を超えると、急に水素発生量が増加する。温度条件のほか、高温での持続時間が長いと水素発生量が増えるが、本図は反応度事故実験条件下での数秒程度のDNB持続時間

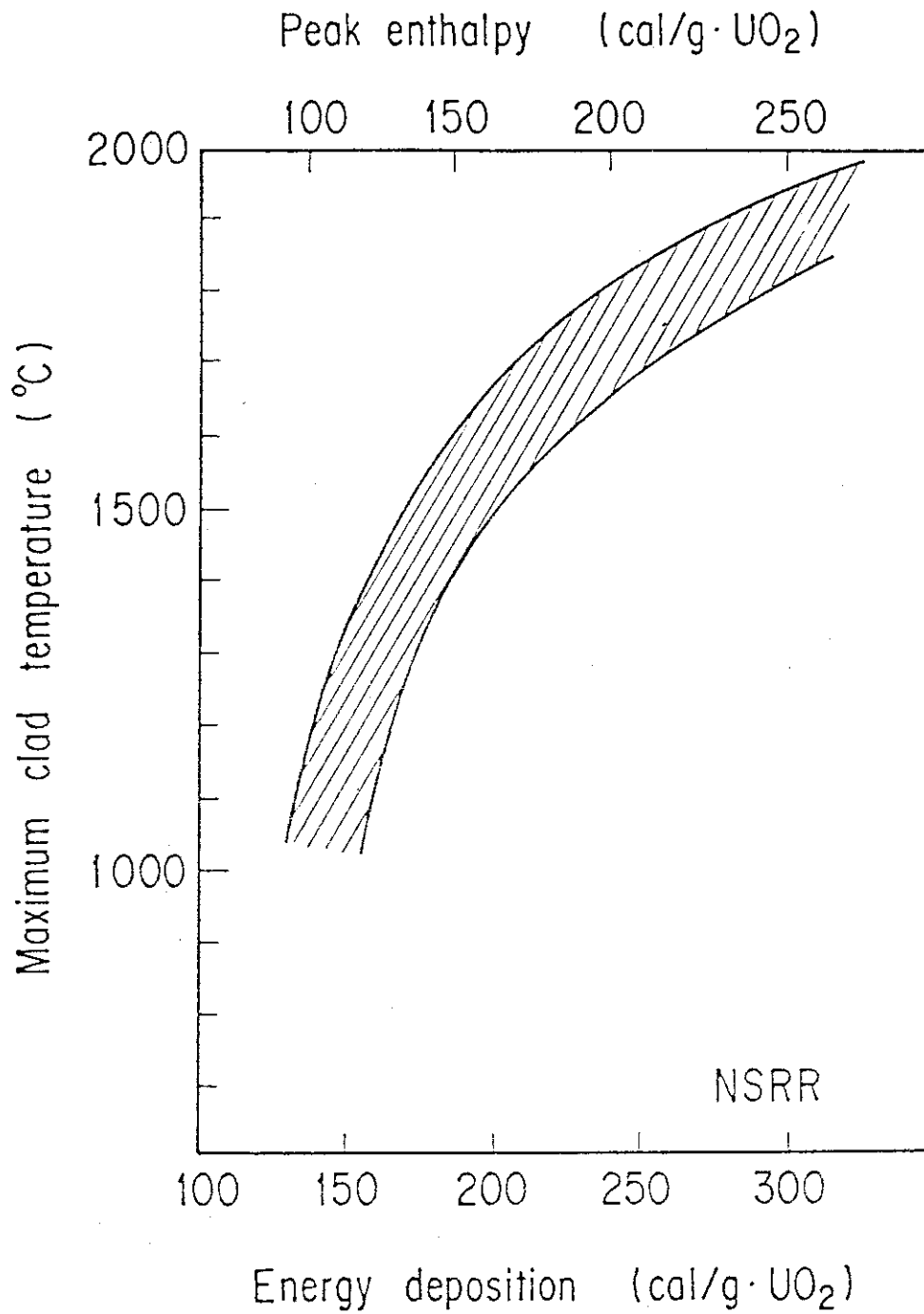
に関するものである。また、 1800°C を超える温度では、破損が伴い、破碎に至れば被覆管表面積が増えて反応量が増加する。

水素の発生があると、それに応じてカプセル内の静圧が数気圧上昇するのが測定されている。

一方、蒸気発生による静圧の上昇は、多量の未飽和水中に燃料が置かれた通常の NSRR 実験では、発生した蒸気がすぐに凝縮されるため、観測されない。しかし、高温高压の飽和水条件で行うカプセル実験の場合、第 II.57 図のように観測されている。すなわち、この実験では発熱量が $445 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ の条件で、燃料破碎に続いて静圧の上昇が生じている。この発熱量及び水/ウラン量比では、上昇は遅く小さいが、水/ウラン量比が実炉条件に近くなれば、急で大きな圧力上昇となり得るものと考えられる。

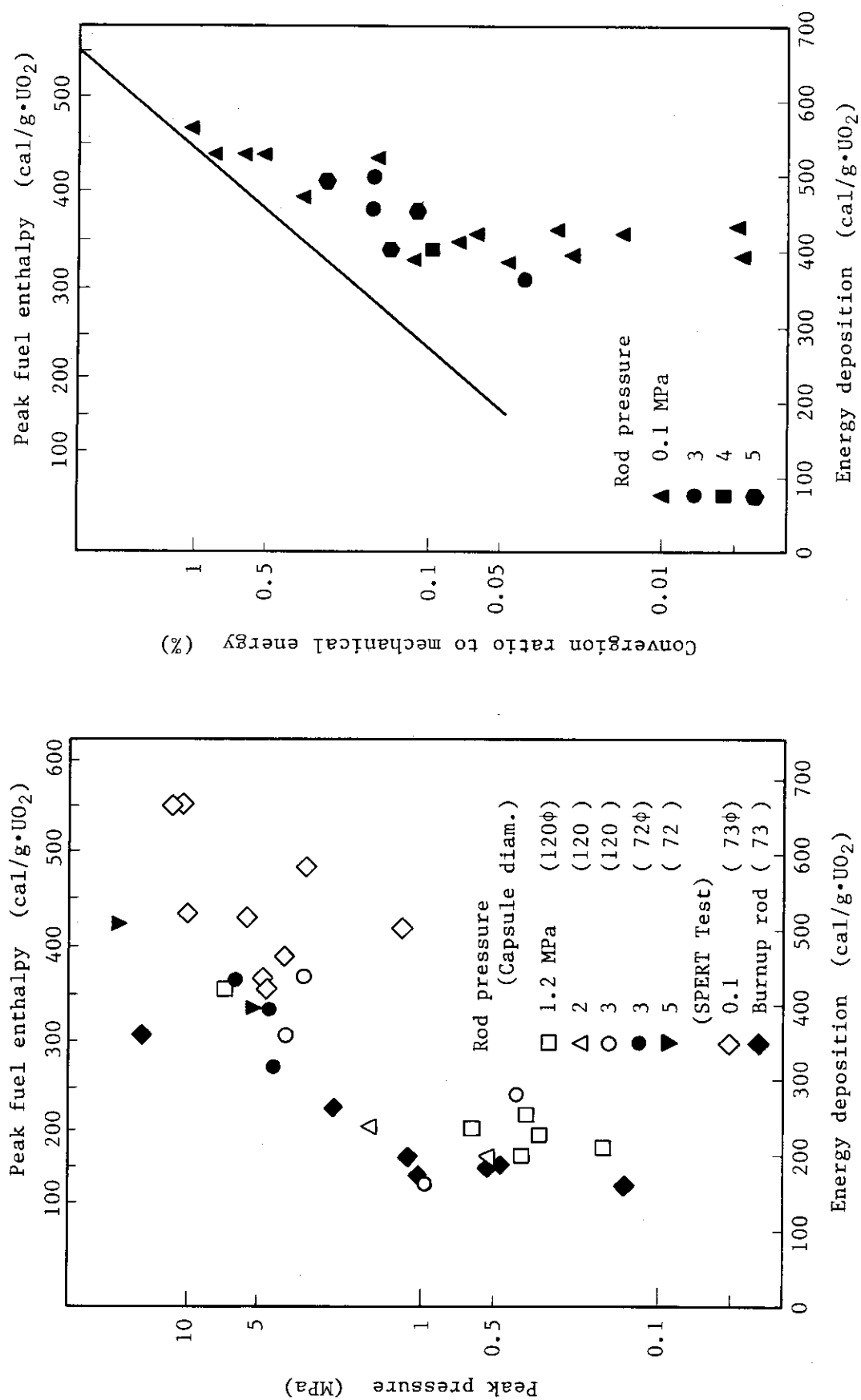
(5) 溶融燃料の付着

燃料棒周囲に流路管を配置させた実験では、発熱量が高いと、溶融した燃料が被覆管の破損した部分から噴出、あるいは一様に飛散して、流路管内壁に付着する。この場合、ステンレス等の流路管は溶かされて、部分的に欠落し、燃料がその穴を通り抜けて、流路管外に落ちているのが観察されている。



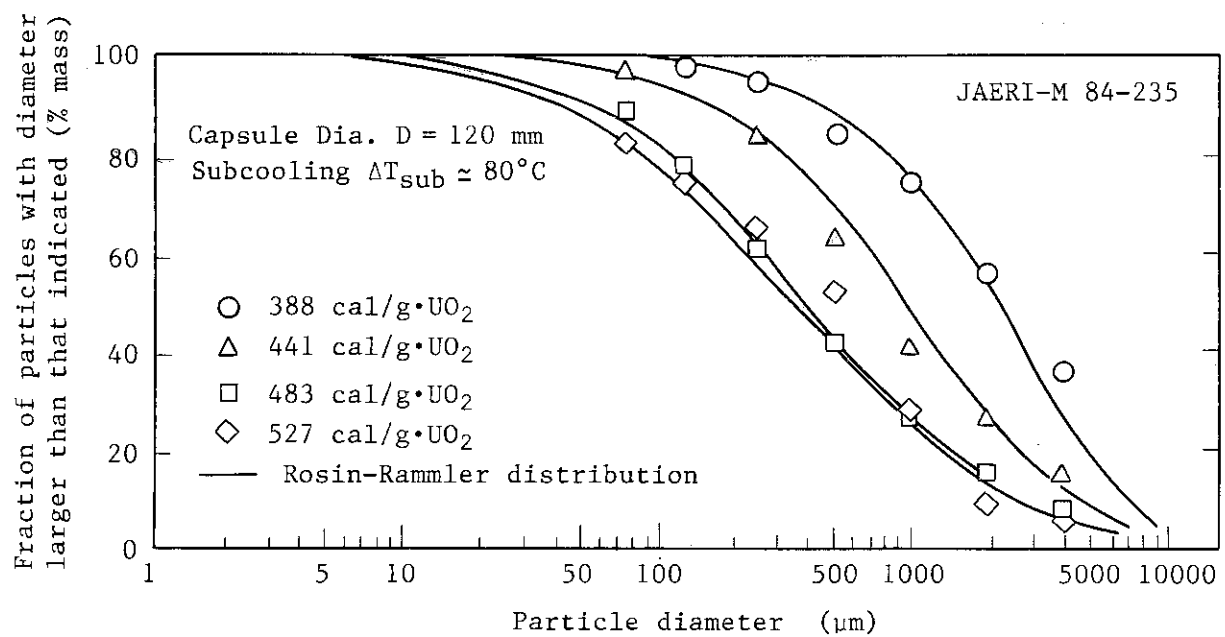
Relation between maximum clad temperatures and fuel enthalpy

第II.49 図 被覆管最高温度と燃料エンタルピとの関係

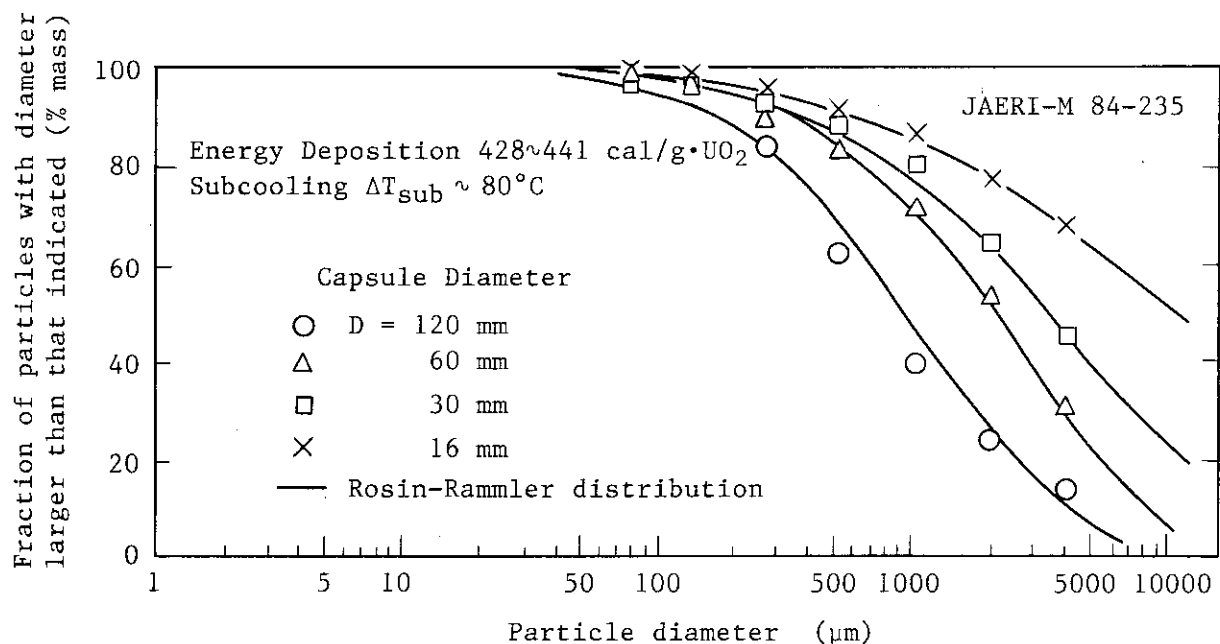


第Ⅱ. 50図 NSRR 実験等において測定されたピーク圧力

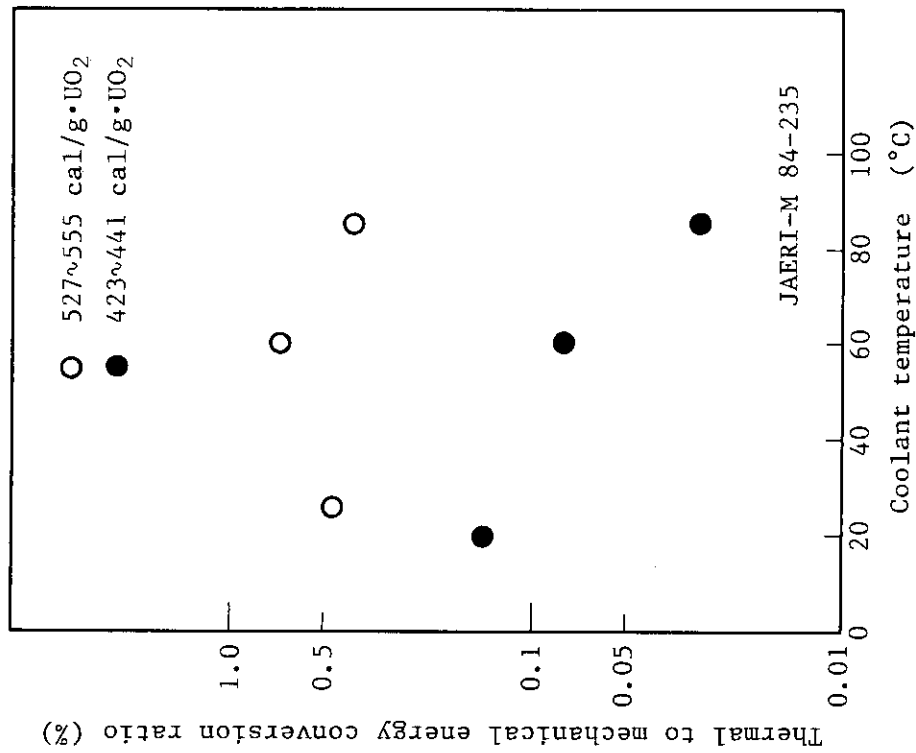
第Ⅱ. 51図 加圧燃料棒による発生機械エネルギー



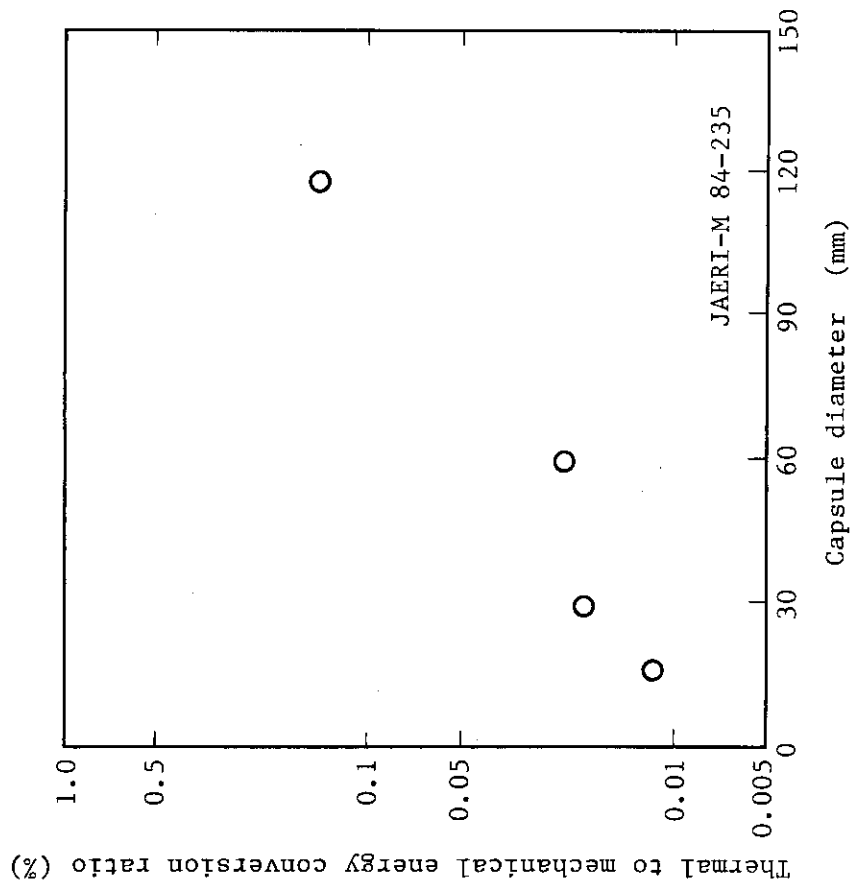
第Ⅱ. 52 図 発熱量パラメータ実験における粒子径分布



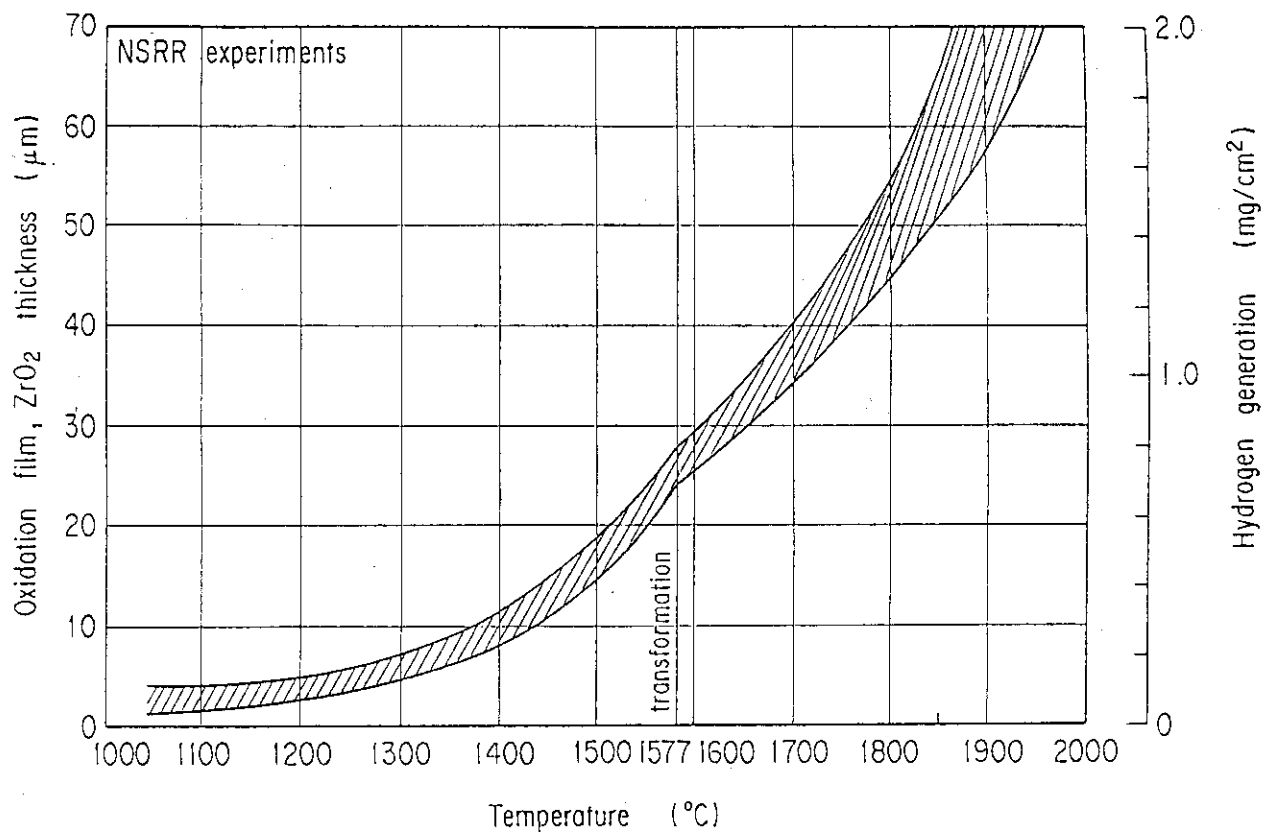
第Ⅱ. 53 図 カプセル径実験における粒子径分布



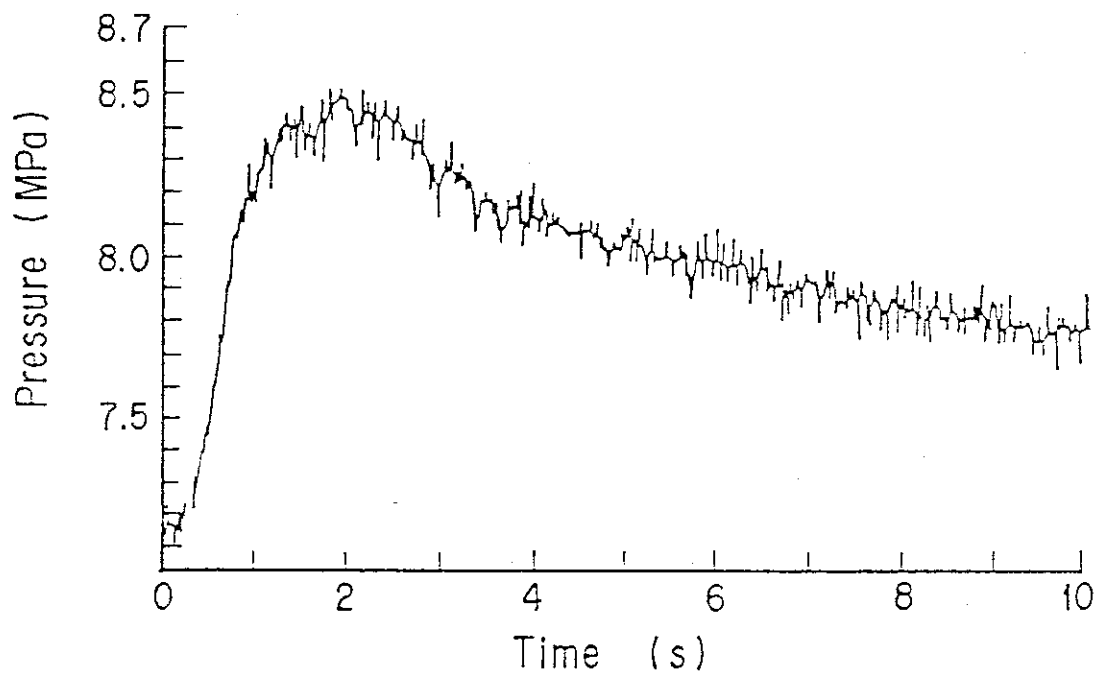
第Ⅱ. 55 図 水温の機械エネルギー転換率への影響

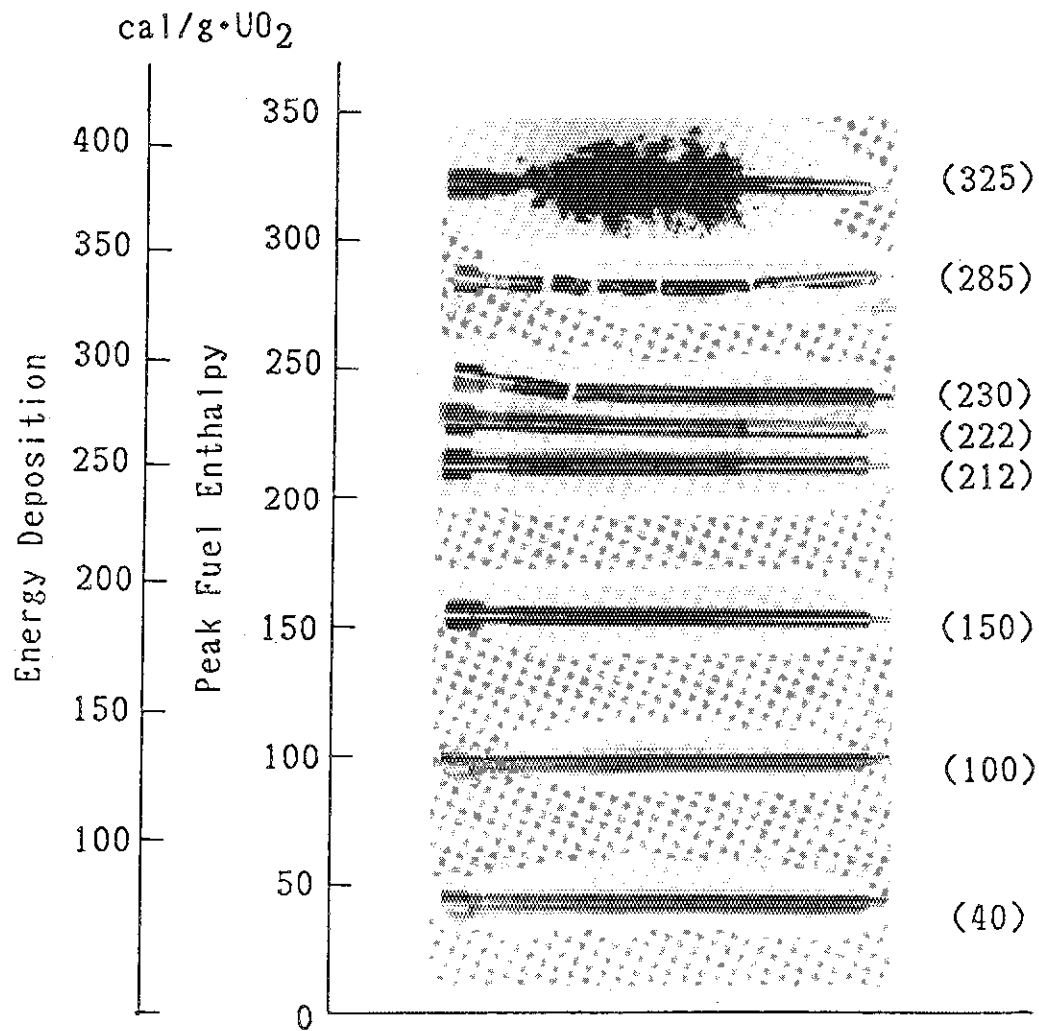


第Ⅱ. 54 図 カプセル径の機械エネルギー転換率への影響
(発熱量 428 ~ 441 cal/g·UO₂)

Measured ZrO_2 film thickness and estimated hydrogen generation

第II.56図 ジルカロイ酸化膜厚測定値と算定水素発生量

Transient data of internal pressure of capsule
(Energy deposition : $\sim 445 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$)第II.57図 カプセル内圧の時間変化データ (発熱量 $\sim 445 \text{ cal/g-UO}_2$)



Appearances of post-test fuel rods related with peak fuel enthalpy

写真Ⅱ.1 ピーク燃料エンタルピーに対する実験後燃料棒の形態

2.3 水蒸気爆発及び圧力管破壊に関する評価

前項の実験結果に基づき、チェルノブイリ炉の炉心圧力管を破壊させた力の原因を、定量的に評価することができる。

(1) 衝撃圧力の程度

第Ⅱ.50図に関して述べたように、衝撃圧力は発熱量が高くなると21MPa程度で飽和し、あまり大きな力とはならない。バンドル内では位相のずれによる干渉などで減衰が大きくて伝わりにくいので、圧力管を破壊する単独の原因としては想定し難い。

(2) 水撃力の程度

高発熱量で燃料が微粒子化し、蒸気爆発の力によって圧力管内に水塊が形成され、上方に飛び上がった部分が、炉心出口の圧力管曲り部に衝突することは考えられる。しかし、ボイド反応度が加速度的に高まって、燃料破壊が生じた時点での圧力管内冷却水のボイド率は、かなり高かったものと想定される(Ⅱ.2.1参照)。このようなボイド率の高い条件下では、水塊もボイドを含み端部への衝突力は弱まると考えるべきである。また、第Ⅱ.54図に関して論じたように、周囲水量が十分でないチャンネルでは、機械エネルギー転換率は、水量が十分ある場合の1/10に減少するので、1/10の転換率を第Ⅱ.51図の発熱量との関係に適用して補正評価する必要がある。また、第Ⅱ.55図の未飽和水温の影響が高温高压の運転条件においても同程度にあるとするなら、発熱量約450cal/g・UO₂以下で飽和水温条件の転換率がさらに約1/10に下がる可能性がある。

しかし、500cal/g・UO₂以上では水温があまり影響してないので、こゝでは過小評価とならないよう水温の影響は考慮せず、水量の不足による転換率の1/10の減少のみを第Ⅱ.51図に適用し、図の最大線ではなく、プロット点の最確中心値の転換率で単位燃料質量当りの機械エネルギー量を求めると、第Ⅱ.22表が得られる。

実際には炉心全体にわたる反応度投入事象であっても高ボイド率で反応度投入量が大いチャンネルとそれが小さいチャンネルでは、燃料のエンタルピに大小が生じチャンネルの軸方向にも分布が本来あるから、溶融破碎に至る燃料量及びそのエンタルピはチャンネルごとに様々となろう。

まず、圧力管が破断するために必要な水撃のエネルギーから求めると、次式で表わされる。

$$E = l \cdot \delta_{\text{true}} \cdot \sigma \cdot A$$

l : 応力集中長さ δ_{true} : 破断真歪

σ : 破断応力 A : 管断面積

管壁温を320℃(約600K)とすると、 σ は300MN/m²であり、 δ_{true} は0.4m/mであるから、半径40mm肉厚4mmの管については、

$$\begin{aligned} E &= l \cdot 0.4 \times 300 \times 10^6 \times \pi (0.044^2 - 0.04^2) \\ &= 1.27 \times 10^5 l \text{ Joule} \end{aligned}$$

応力集中は管壁温の非一様性や溶融燃料の付着などによって、0.1m以下の長さに生ずることが十分考えられ、その場合応力集中長さ l を0.1mとすると、

$$E = 1.27 \times 10^4 \text{ Joule}$$

となる。仮にチャンネル当りの燃料溶融割合が1/4とし溶融部分の発熱量が平均500cal/g·UO₂と想定すれば、そのチャンネルの機械エネルギーは、第II.22表の転換率により、

$$E_c = 500 \times 10^3 \times 4.18 \times 0.00031 \times 115/4 \\ = 1.86 \times 10^4 \text{ Joule}$$

で、破断に必要な機械エネルギーを上回っている。応力集中長さがさらに短かければ、より小さな機械エネルギーでも圧力管破断に至る。

破断に費やした残りの機械エネルギーと高圧流体の内部エネルギーは破断チャンネル外へ破壊エネルギーとして放出される。流体及び固体の飛散の運動エネルギーによって、隣接する圧力管が連鎖的に破壊されたことも十分考えられる。

放出機械エネルギー

熱エネルギーの機械エネルギーへの転換は、閉じた体系では水撃エネルギーへの転換率として、第II.22図の値に過ぎないが、圧力管破断によって一次系が開放されたとき、内部エネルギーの解放という形で、さらに多くのエネルギーが機械エネルギーとなって放出される。さらに、発生した水素に着火すれば、その爆発的な放出エネルギー量は極めて大きな値となり得る。

こゝでは、反応度投入時の燃料の全発熱量の1%が放出されたと仮定して、エネルギーを計算してみる。平均の発熱量が300cal/g·UO₂であったとすれば、1693チャンネルでは、

$$300 \times 10^3 \times 4.18 \times 1693 \times 115 \times 0.01 = 2.4 \times 10^9 \text{ Joule}$$

となる。実際にはさらに大きな機械エネルギーの放出となった可能性もある。

(3) 水素発生による静圧上昇

被覆管からの水素発生量は、到達温度の想定によって著しく変化する。また圧力管壁もジルカロイであるから燃料棒からの輻射熱や溶融燃料の付着によって高温になる部分からは、水蒸気との反応による水素発生があり得る。さらに、UO₂燃料も水との反応によって水素を発生する。

ここで重要なのは、燃料破碎の結果として遅れて圧力管から発生する水素の量ではなくて、燃料破碎以前又は破碎と同時に発生する量であろう。なぜなら、後述する水蒸気発生による静圧上昇の基底圧力を決定するのが、破碎前の水素発生量及びその反応熱であるからである。

第II.56図の被覆管表面の水素発生量において、温度を平均的に1800℃と想定すると、1.5 mg/cm²に1チャンネル当りの燃料棒表面積を乗じて、

$$18 \times 0.0136\pi \times 7 \times 1.5 \times 10^{-2} = 0.083 \text{ kg}$$

全チャンネルで生成した水素は、蒸気ドラムへも流出するので、炉心からドラムまでの蒸気空間を300m³とし、温度300℃の条件で圧力に換算すると、1.1MPaの相当圧力となる。

一方、この水素発生に伴う反応熱は、約 2.06×10^7 Jouleとなり、蒸気発生量に換算すると7.0MPaの条件では、蒸発潜熱が360kcal/kgであるから、

$$2.06 \times 10^7 / 360 \times 4.18 = 1.37 \times 10^4 \text{ kg}$$

となる。これは蒸気空間300m³に対して、圧力を16MPaに到達させる効果を持つ。

以上の試算はジルカロイ被覆管表面の酸化を考えたのみであるから、被覆材が細片化し、表面積が増せば水との反応量が増す上に、燃料も微粒子化して水と反応すれば、さらに多くの水素発生も想定される。しかし、これらは粒子径分布に依存するため、正確に見積るのは困難で

ある。

(4) 蒸気発生による静圧上昇

燃料が急速な発熱により破碎し、微粒子化した際に生じる蒸気発生は、急激な圧力管内静圧上昇を伴う。この到達圧力は、対象領域内の容積、水量と破碎燃料量及び燃料の発熱量によって決まる。通常この過程における静圧上昇の速度は、発熱量が高ければ第Ⅱ.57図で見たように1秒以下で主たる上昇幅が終了する。そこで、この時間内に、例えば炉心出口配管の水が加速流出し終らなければ、出口配管までの容積が、圧力上昇を受けるべき対象領域となる。配管長は25mにも及ぶため、試算した加速時間は、ほぼ1秒となり、炉心部の圧力管及び出口配管全長位までを対象領域と考えて、ボイド率等をパラメータに到達圧力を求めると、第Ⅱ.58図が得られる。この場合、初期圧力を運転圧力の7.0MPaとしているが、水素発生とその反応熱を考慮に入れ、それによる上昇圧力を大きめに見て20MPaと仮定すると第Ⅱ.59図となる。これらの図から明らかなように、破碎燃料量が多ければ、単位質量当り放熱量が300cal/g・UO₂程度であっても、到達圧力は極めて高くなり得る。その到達圧力は圧力管毎の水素発熱量等の条件により個々独立に決まるものである。もし対象領域を出口配管以外の蒸気ドラムまで広げると、全圧力が共通になり、容積からみて破裂圧力に達しない。

(5) 圧力管温度と破裂圧力

既述のように圧力管の温度は、溶融燃料の付着や燃料棒からのふく射熱、水素発生の反応熱などによりかなり高温になる可能性がある。ちなみに燃料付着による管壁の温度上昇をプロフィール法により計算してみると、界面温度1276℃のもとで第Ⅱ.60図のようになる。すなわち1秒後には、管外表面が600℃にもなり、破裂応力は下がる。ジルカロイ管の破裂圧力を温度との関係で整理すると、第Ⅱ.61図となり、運転圧力・温度の上の範囲で破裂することになる。第Ⅱ.58図、第Ⅱ.59図の到達圧力は、主要な範囲でこの破裂圧力を裕に超えており、蒸気発生による静圧上昇のために、圧力管の大多数は、その温度上昇がなくとも破裂せずにはいられない。

(6) ま と め

炉心圧力管が破壊された原因として可能性が最も高いのは、

- 燃料微粒子化による急激な蒸気発生でもたらされた静圧上昇

である。また、これを助けた事象として、

- 金属-水反応の反応熱による蒸気発生及び水素発生

- 燃料付着による圧力管の破裂応力低下

がある。これらは、蒸気の圧力のみでは破裂に至らないはずの領域にある圧力管を破裂に至らした可能性がある。

- 機械エネルギー発生による水撃力

も圧力管の伸び破断を生じさせた可能性があり、応力集中が生じ易い条件の圧力管は、これにより破断したと考えてよい。ただし静圧上昇による破裂に先行した場合に生じるものである。

- 衝撃圧力(圧力波)

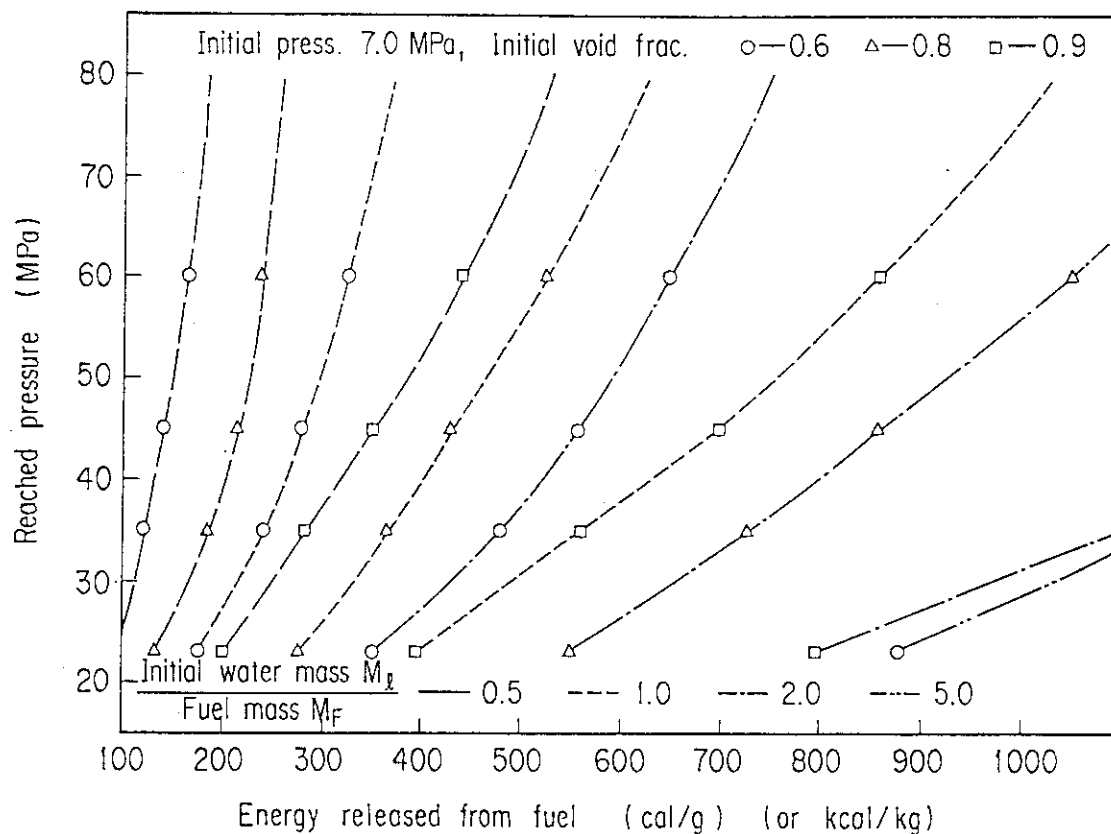
は単独で破壊を生じさせたとは考えにくい。

第Ⅱ.22表 NSRR実験に基づく機械エネルギーの推定

Estimation of mechanical energy based on NSRR experiments

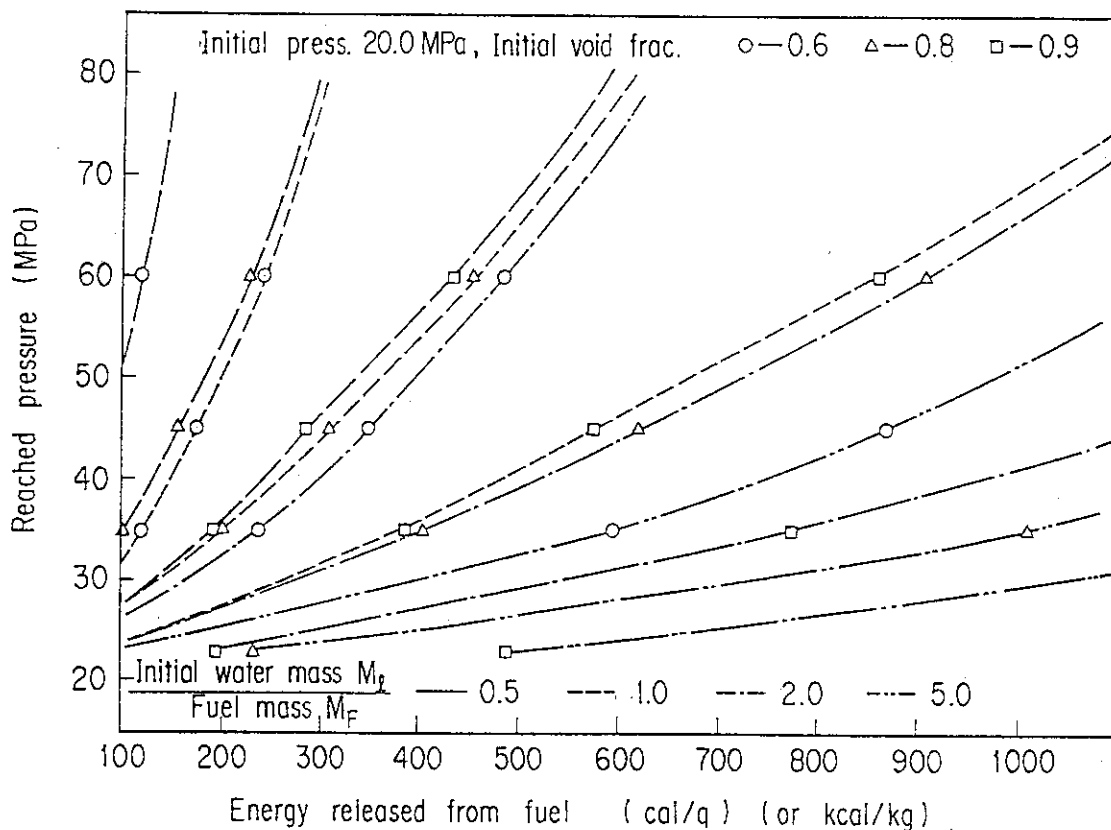
Energy deposition cal/g·UO ₂	Peak enthalpy cal/g·UO ₂	Energy conversion factor ^{*1} %	Mechanical energy Joule/kg·UO ₂
350	300	0.0030	4.3×10^1
400	345	0.0065	1.9×10^2
450	390	0.014	2.6×10^2
500	435	0.031	6.5×10^2
550	480	0.068	1.6×10^3

*1 1/10 deduction was assumed (because of saturated temperature, two-phase mixture and small water mass ratio).



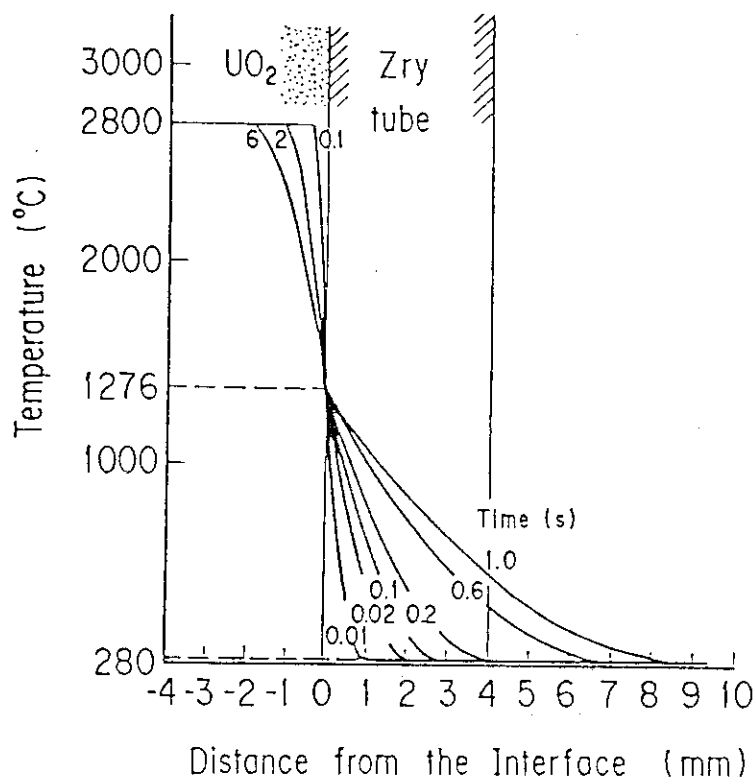
Pressurization of steam due to fuel fragmentation
(for 7.0 MPa initial pressure)

第II.58図 燃料破碎による蒸気圧上昇(初期圧力 7.0 MPa)



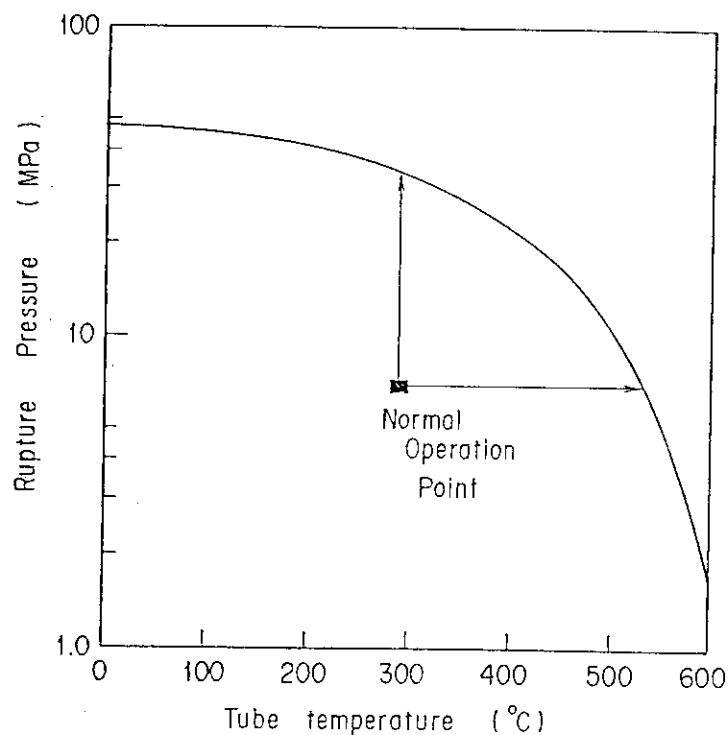
Pressurization of steam due to fuel fragmentation
(for 20.0 MPa initial pressure)

第II.59図 燃料破碎による蒸気圧上昇(初期圧力 20.0 MPa)



Temperature profile in the pressure tube in the case of molten fuel contact.

第II.60図 溶融燃料の付着した圧力管壁の温度プロフィール



Relation between rupture pressure and tube temperature of the Chernobyl pressure tube

第II.61図 チェルノブイリ炉圧力管の破裂圧力と管壁温度の関係

2.4 黒鉛燃焼に関する解析

(1) はじめに

原子炉用黒鉛の空気中での酸化反応速度については 1000 °C までは詳細な研究が行なわれている⁽²⁰⁾。更に、炭素材料の酸化についても 2000 °C に至る研究がなされている⁽²¹⁾が、原子炉用黒鉛の高温自然対流下での加熱試験を行った例はほとんど見当たらない。ここでは、空気中自然対流下で高温加熱した黒鉛の重量減少とその状況を観察した事実を基礎にして、ソ連チェルノブイリ原子力発電所 4 号炉における事故後の炉心黒鉛の挙動を推定することを目的とした。

(2) 黒鉛の高温酸化反応

1) 空气中酸化反応速度

炭素材料および黒鉛材料の酸化は次の反応式に従って進行することがよく知られている。



ここで ΔH は反応熱である。

空気中での酸化はほぼ 400 °C 以上で起こり、酸化の進行に伴い CO, CO₂ が生成するが、高温になるほど CO 生成量が多くなる。CO と CO₂ との生成比は第 II.23 表のようになるが⁽²²⁾、これを第 II.23 表の右端の列のように 520 °C 以上で 1 と仮定すると、(1)式と(2)式から炭素の酸化反応熱（発熱）は約 60 kcal/mol となる。

次に 400 ~ 2000 °C の間の燃焼速度について実験結果を含めて説明する。

800 °C 以下では既に得られている⁽²⁰⁾次式によるものとする。

$$\text{Rr} = 9.2 \times 10^5 \exp(-34/RT) \quad (4)$$

ここで Rr は燃焼速度、T は絶対温度、R は気体定数 (1.987×10^{-3} kcal/mol K) である。

800 °C から 2000 °C の間ではデータがほとんどないので簡単な実験で評価することとした。

実験では、供試材料として 4 種類の黒鉛 (IG-110, IG-11, PGX, G-140 A) を用いた。前の二つは微粒等方性、後の二つは準等方性の黒鉛である。これらの黒鉛中の不純物を第 II.24 表に示す。試験片は直径 20 mm, 長さ 100 mm の丸棒である。

加熱は高周波加熱、温度の測定は光高温計により、また重量の測定は容量 800 g の上皿天秤を用いて行った。高温での加熱の際試験片から分離浮上していった粒子の観察は XMA 及び SEM によった。

結果は次のとおりである。黒鉛試験片を各温度で一定に保ち、重量の減少速度を測定した。その一例を第 II.62 図に示す。黒鉛の重量減少量は時間に対して比例するので、この勾配を酸化速度とした。4 種類の黒鉛の高温加熱による酸化速度の温度依存性を第 II.63 図に示す。この図から酸化速度は黒鉛の種類によって大きく変わらないことが分かる。酸化速度を絶対温度の逆数に対して整理すると、第 II.64 図が得られる。酸化速度は重量減少率によっても変化するはずであるが、ここではそれらを区別しないでプロットしてある。これらのデータをまとめて 1 本の直線で表すと次式が得られる。

$$\text{Rr} = 5.21 \exp(-6.41/RT) \quad (5)$$

IG-110 黒鉛に関する 1000 °C 以下での同様の式を図中に示してある。これは 800 °C 以上では直線の勾配はほとんど同じであるが、絶対値が異なっている。これらの直線の勾配すなわち見かけの活性化エネルギーは Day らの炭素に関する実験結果⁽²¹⁾とも一致する。又絶対値の差は空気の流速の差によるものであらうと考えられる。

2) 酸化速度におよぼす諸因子の影響

① 空気の流速

流速が大きくなると酸化速度は増加する⁽²¹⁾。(第 II.65 図)

② 酸素濃度

酸素濃度の増加に伴い酸化速度は増加する。(第 II.66 図)

③ 不純物

黒鉛中の不純物による大きな差異は見られなかった。(第 II.64 図)

④ 酸化率

酸化率の増加に伴い反応速度は増加するが、第 II.67 図に示すように 10 ~ 20 % であると思われる。

(3) チェルノブイリ炉における黒鉛酸化燃焼量の推定

黒鉛燃焼と関係のある炉心内火災についてまず検討する。

炉心内で火災があったかどうかは別として炉心がかかなり高温であったことはソ連の報告の次のことから推察される。

- ・レガソフによると午前 5 時までに炉心外の火災は鎮火していたが、原子炉ボルト内の黒鉛の燃焼は次第に活発になっていたという。このことから、黒鉛は高温になっていたと思われる。

- ・炉心を上空のヘリコプターから写したビデオによると、赤く光っていたという。このことから、黒鉛またはその上部の材料は 700 ~ 1000 °C 程度になっていたと考えられる。炎が出たという報告はないので、少なくとも外表面ではこの程度であったと思われる。

また、次のことが直接観察されている。

- ・事故当日、原子炉から水蒸気が上がり、2 日目には黒い煙 (dark smoke) が上がるのが観察された⁽²³⁾。水蒸気は事故後初期段階で緊急用給水ポンプ及び補助給水ポンプで炉心へ給水したために生じたものと思われる。黒い煙は黒鉛の微粒子なのかあるいは他の物質が燃えて煙を出していたものかは不明である。ただし、黒鉛を高温空气中で加熱すると黒鉛の微粒子が飛散することが知られているので、これが多く集ると黒い煙のようになる可能性はある。更に、黒鉛が水蒸気と反応した可能性もある⁽²³⁾。

- ・炉心が高温であり、かつ上部が露出していたことから、放射能の放出が多く、そのため上空から約 5000 トンの資材が投入された⁽⁶⁾⁽²³⁾。それらは次のものであり、それぞれ目的があった。

B₄C: 40 トン、炉心内の局部で核反応を起こさないため。

ドロマイト: 800 トン、熱エネルギーを吸収させ、酸素の供給を妨げるため。

鉛: 2400 トン、熱エネルギーの吸収とガンマ線遮蔽のため。

粘土、砂: 1800 トン、放射性物質のフィルターとして。

・5月6日温度が低下し、事実上黒鉛の酸化は停止したという。これは炉心の下部へ冷たい窒素を注入した(5月4日または5月5日⁽⁷⁾)ことにより、炉心部と黒鉛が冷却され、それらの温度が低下したためである。その結果、炉心からの放射能の放出が停止した。

以上のことを考えあわせると、炉心は確かに高温になっていたと思われる。炉心の黒鉛において熱と光を伴う酸化反応があって、いわゆる燃焼があったという意味でこれを火災と呼ぶとすれば、そう呼ぶこともできよう。ただし、炎が出ていたという報告はないが、黒鉛以外のものが燃えていた可能性はある。

チェルノブイリ炉における黒鉛の燃焼量を推定するには、酸化速度の温度依存性と黒鉛の温度の時間変化に関する情報が必要である。まず、次の3種の熱源による発熱速度を検討し、次に黒鉛の温度の時間変化を調べることにする。

炉心外の火災及び炉心黒鉛と炉内構造物を高温に保持する基になった主な熱源として次のものが考えられる。

- ・ジルコニウム-水反応による発熱
- ・黒鉛の酸化反応熱
- ・崩壊熱

事故後の時間の経過にともなうこれらの発熱の変化を考えると次のようになる。まず、ジルコニウム-水反応が発生し、これはほぼ数分以内で終了すると考えられる。ただし、高温で更に水の供給が行なわれると又起こる可能性がある。

次に、上部と下部の水パイプラインの破壊により空気が供給され、黒鉛の酸化反応が進行する。反応は黒鉛が400℃以上の高温に保持された場合、空気の供給があればその間持続すると考えられる。反応熱のみによって燃焼を持続するいわゆる自己燃焼の可能性は全く否定はできないが、多くの実験例からみて可能性は低いと考えられる。すなわち、黒鉛の燃焼がある時間継続したのは、酸化反応熱のほかに、ジルコニウム-水反応熱、崩壊熱等の熱源があったためと思われる。

崩壊熱は事故直後から3日位まではオーダーは変わらず、10日位で数分の一になる程度である。(第II.68図)

上記の3種の熱源が黒鉛ブロックを加熱する可能性を考え、それらを相互に比較し、更に、全体として黒鉛ブロックの温度の時間変化を推定する。まず最初に発熱速度を比較する。

・ジルコニウム-水反応の発熱速度は31.6 kcal/100 sec^{*}であるとする、19 kcal/minということになる。これは数分程度で達成されると考えられる。

・黒鉛-空気反応の発熱速度は黒鉛リングの温度に依存する。今リングの温度が1000℃と2000℃の2つの場合を考える。黒鉛の酸化反応速度は後述の式から

$$1000^{\circ}\text{C} \cdots \cdots 0.41 \text{ g/cm}^2\text{h}$$

$$2000^{\circ}\text{C} \cdots \cdots 1.26 \text{ g/cm}^2\text{h}$$

となり、チャンネルの内表面を1 cm長さあたり $8.8 \pi \text{ cm}^2$ とすれば、空気の供給があれば、

$$1000^{\circ}\text{C} \text{ で } 11.3 \text{ g/h}$$

$$2000^{\circ}\text{C} \text{ で } 34.8 \text{ g/h}$$

* $\text{Zr} + 2\text{H}_2\text{O} = \text{ZrO}_2 + 2\text{H}_2 + 140 \text{ kcal/mol}$ に従い、1800℃で100秒間加熱されたときの全発生熱量。

の速度で酸化消失する。従って1チャンネル・1cmあたりの黒鉛リングの燃焼による発熱速度は、1チャンネル・1cmあたりのリングの重量と発熱量がそれぞれ53gと44kcalであることから

$$1000^{\circ}\text{C} \text{ で } 44 \text{ kcal} \div (53 \text{ g} \div 11.3 \text{ g/h}) = 0.16 \text{ kcal/min}$$

$$2000^{\circ}\text{C} \text{ で } 44 \text{ kcal} \div (53 \text{ g} \div 34.8 \text{ g/h}) = 0.48 \text{ kcal/min}$$

となる。時間の経過に従って考えれば、1～3hにおいて1000℃以上になったと思われる。その後10日後には黒鉛の温度は400℃以下になっていると思われるので、発熱速度は無視できるほどである。

・崩壊熱は事故直後30MW、10時間後15MW、10日後6MW（第II.68図；原研プラント安全解析研究室の計算）とすると、発熱速度は1チャンネル・1cmあたりで考えると、

$$\text{事故直後 } 30 \text{ MW} \cdots \cdots 0.36 \text{ (kcal/min)}$$

$$10 \text{ h 後 } 15 \text{ MW} \cdots \cdots 0.18 \text{ (kcal/min)}$$

$$10 \text{ day 後 } 6 \text{ MW} \cdots \cdots 0.072 \text{ (kcal/min)}$$

となる。

これら3種の発熱速度を事故後の経過時間の関数として整理したのが第II.69図と第II.70図である。これらの図から明らかなように、黒鉛ブロックの昇温に対して、事故直後はジルコニウム-水反応熱が寄与し、1h～10h後は黒鉛-空気反応熱と崩壊熱が同程度の寄与となり、数日後から崩壊熱が大部分黒鉛の昇温を支配するようになるとと思われる。

次に、これらの熱源による黒鉛減速材の温度変化を検討してみる。ジルコニウム-水反応熱及び崩壊熱を事故直後30MWとしたときの黒鉛減速材の温度変化は、3h後 $\Delta T \div 173^{\circ}\text{C}$ である。この結果を崩壊熱が上記のように事故直後30MWでかつ、10日後6MWとなり、更に黒鉛-空気反応熱が崩壊熱と同程度であると仮定すると、黒鉛リングと黒鉛ブロックの温度変化はおおよそ第II.71図と第II.72図のようになる。第II.71図から事故後数時間は黒鉛が1000℃以上にあったものと推定される。又、第II.72図の2日～7日の間に3本の点線が描かれているのはドロマイト等を空から投下したことによる温度の変化挙動を示しており、温度は若干上昇したと思われる。

以上のことから、事故後数時間の間炉心黒鉛は1000℃以上になったものと推定され、その主たる熱源は、初期がジルコニウム-水反応熱で、その後は黒鉛-空気反応熱とそれと同程度ある崩壊熱であったものと考えられる。

炉心での黒鉛の燃焼の結果、黒鉛が大量に大気中へ放出された。これは、同時に放射性物質のキャリアとなって上空へ飛散していったものと推定されている。ソ連の報告では、黒鉛は全体の約10%の250トンが燃えたという⁽⁶⁾。この量は以下の検討によって、黒鉛の温度が1000℃程度以上あれば、数日間で容易に消失する量であることが理解されよう。

黒鉛の酸化による消失量を求めるには黒鉛の温度の時間変化に関する情報が必要である。これがないため、前述のように、黒鉛の温度の時間変化は、第II.71図と第II.72図のように推定されたが、ここでは簡単のため次のように仮定する。

① 事故直後黒鉛の温度は $T_0^{\circ}\text{C}$ であったとする。

② 黒鉛の温度は時間に比例して減少し、5月5日12時に400℃になったとする。

- ③ 黒鉛の酸化反応は次式に従って起こると仮定する。(第Ⅱ.64 図)

$$400^{\circ}\text{C} \sim 876^{\circ}\text{C}: R_r = 9.2 \times 10^5 \exp(-34/RT)$$

$$876^{\circ}\text{C} \sim 2000^{\circ}\text{C}: R_r = 5.21 \exp(-6.41/RT)$$

- ④ T_0 を $600 \sim 1600^{\circ}\text{C}$ まで 200°C おきに变化させ R_r を計算する。

②と④から事故後の黒鉛温度の時間変化は第Ⅱ.73 図のようになる。これを上の式に入れて R_r を求めると第Ⅱ.74 図の結果が得られる。この図では空気の供給があったチャンネルの割合を横軸にとっている。これらの図からいえることは、約 1000°C まで温度が上昇すれば、約 30% のチャンネルに空気の供給があればソ連の発表にあるように約 250 トンの黒鉛が消失することはありうるということである。

黒鉛の空气中高温加熱試験において、 1400°C 以上では試験片の上方で炎と共に約 $100 \mu\text{m}$ 以下の黒い粒子が飛散していくのが観察された。その一例を写真Ⅱ.2 に示す。この飛散粒子はコークスのフィラー粒子及び不純物からなっていることが分かった。これらの結果から、チェルノブイリ炉の場合には、事故後放射性物質そのもの及び放射能の付着した黒鉛粒子が上昇気流によって炉の上空へ舞上がった可能性が大きい。燃焼時の原子炉上空の上昇気流の速度は $1 \sim 3 \text{ m/s}$ 、場所によっては 7 m/s あったといわれる⁽⁶⁾。その結果、放射能が遠方へ運ばれていったものと考えられる。この場合黒鉛粒子に付着したために、付着しない場合にくらべて放射能はそれほど遠方へは運ばれなかった可能性もある。

- (4) チェルノブイリ炉における黒鉛の自己燃焼の可能性について

良く知られているように木炭が燃えるということは、木炭の燃焼に伴う発熱によって高温を維持し続けることができるということである。黒鉛の場合ブロックに沢山の穴をあけるなど特別の処理をしないかぎり空气中で高温に加熱しても反応熱だけでは高温を維持できないのが普通である。黒鉛が酸素に触れる面積を適当に調節し、反応による発熱量と放熱量がバランスする部分ができれば、部分的に黒鉛が自己燃焼することはあるかもしれない。しかし、黒鉛の空气中高温加熱試験の結果を基にして考えれば、チェルノブイリ炉の場合、自己燃焼した可能性はきわめて小さい。チェルノブイリ炉の場合、最初の爆発でチャンネルのジルカロイチューブがほとんどすべて(約 1700 本)破断し、更にジルカロイ自身も熔融、破壊していると考えられるので、チャンネル自身が空気の流通孔になり得たと想像される。従って、他の熱源がなくても局部的にある時間自己燃焼を維持できる条件が実現されたかもしれない。しかしながら、実際には、反応度上昇による燃料の発熱、ジルカロイと水との反応による発熱及び崩壊熱等があり、これらのすべてが黒鉛の温度上昇に寄与したものと考えられる。これらのことから、反応熱のみならず他の熱源も併せて黒鉛の高温維持に寄与し、更に空気の流通が可能であったため、多量の黒鉛が消失することになったものと想像される。

以上、チェルノブイリ 4 号炉の事故時の黒鉛挙動に関する解析結果の概要を述べた。ここでは、特に記述しなかったが、黒鉛と水蒸気との反応により水素と一酸化炭素が生成し、火災等に寄与したことも考えられる。しかし、これらの詳細は不明である。ここで行った推論の問題点は言うまでもなく黒鉛の温度履歴が不明であるという点である。また、圧力管破裂後、燃料チャンネル内の黒鉛ブロックやその他の材料の約 25% のものが放出されたといわれている⁽²³⁾。これが 250 トンの中に入っているのかどうかも不明である。このように詳細にわたっては種々不明な点はあ

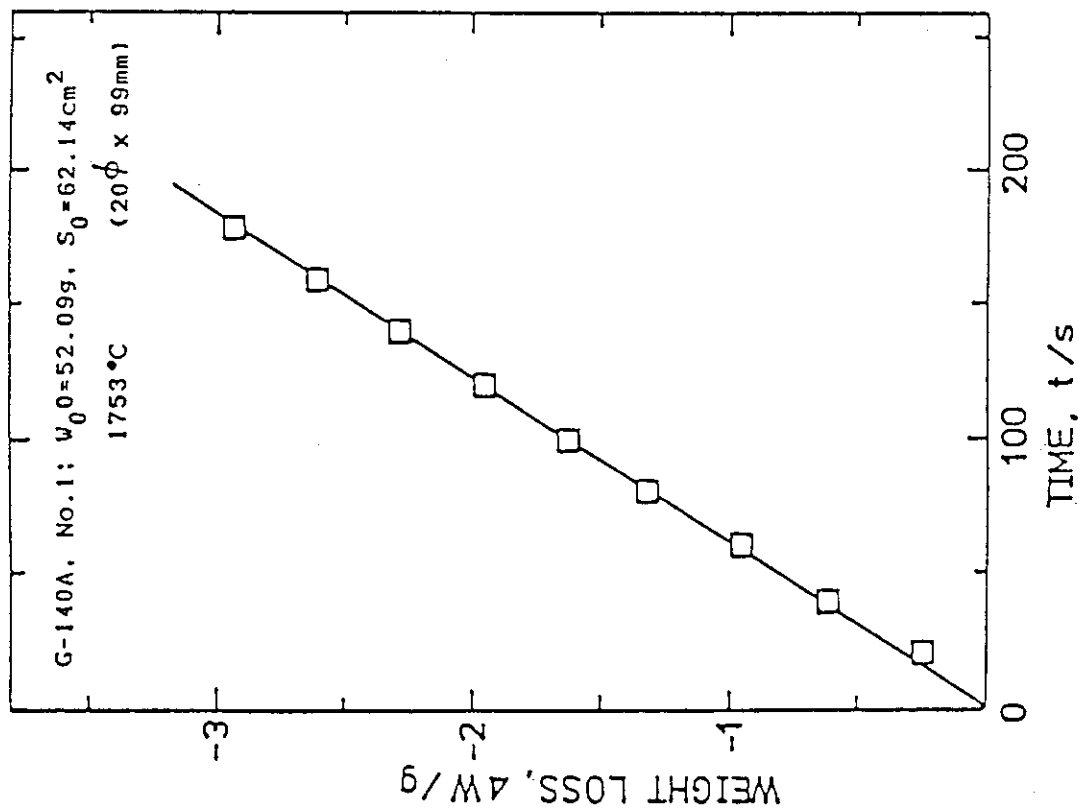
るが、事故直後、黒鉛が空気中で1000℃以上にさらされている可能性があれば、多量の黒鉛が消失する可能性は十分あると考えられる。

第Ⅱ. 23 表 CO / CO₂ 生成比の温度依存性

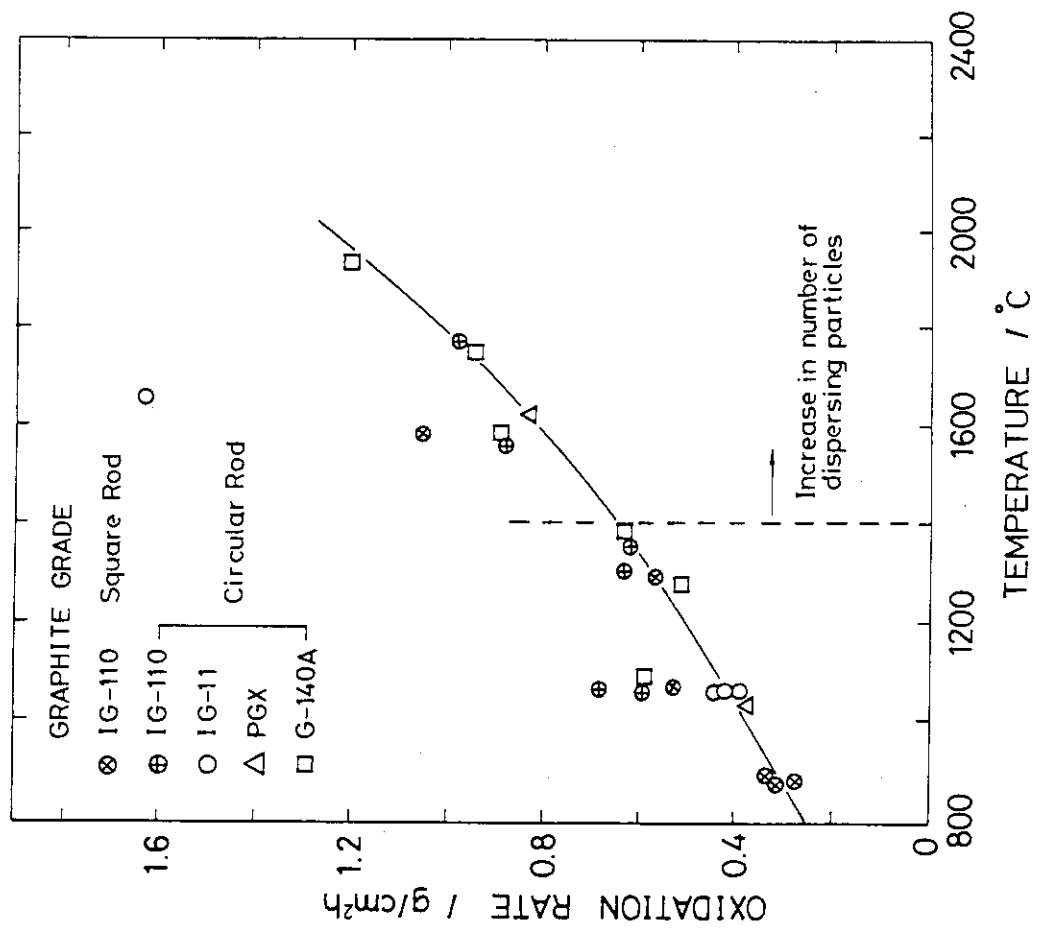
温度 /℃	CO/CO ₂	仮 定
400	0.23	0.3
520	0.96	1
1000	19	1
1500	74	1
2000	28	1

第Ⅱ. 24 表 黒鉛中の不純物 (ppm)

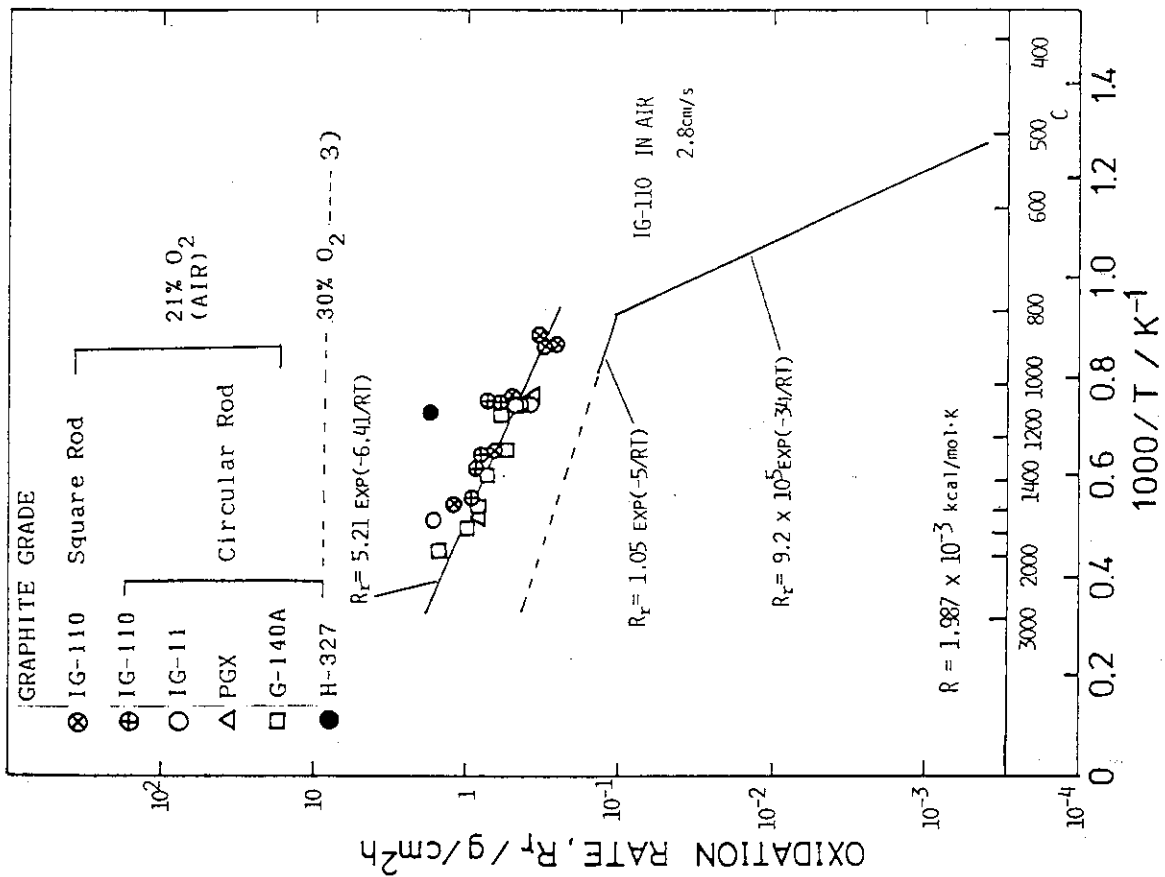
黒 鉛	IC-110	IC-11	PGX	G-140A
Cu	0.6	1.36	2.3	—
Cr	0.056	1.16	2.3	—
Ca	0.82	250	94.9	59
Co	0.016	0.6	0.21	—
Pb	0.15	0.14	0.15	—
Sn	0.05	17.3	13.8	—
Al	1.38	20	38.5	—
Fe	4.2	140	410	142
Mn	0.037	0.06	7.7	—
Ni	0.15	16.3	1.6	13
Ti	—	21.3	16.3	29
Zn	—	0.81	0.88	—
Mg	—	0.32	0.84	0.5
V	—	153	2.5	22
Si	18	78	100	—
As h	30	1900	1000	530



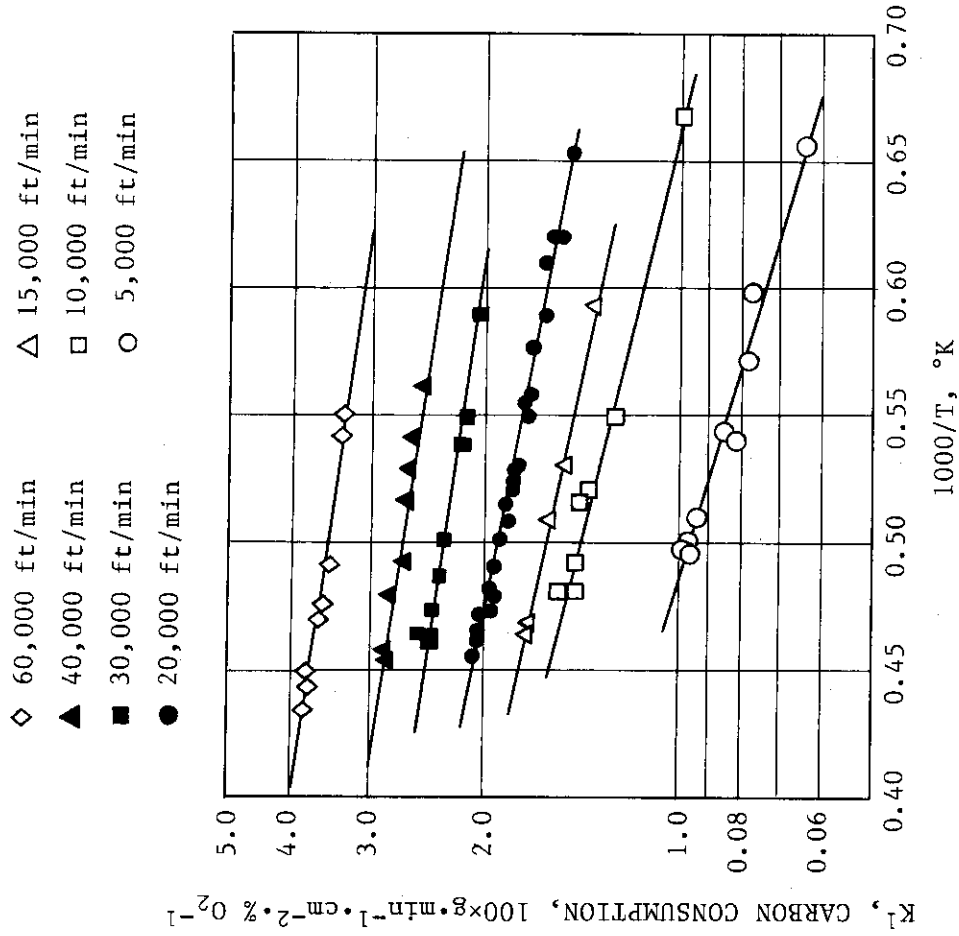
第II.62図 重量減少量の時間変化



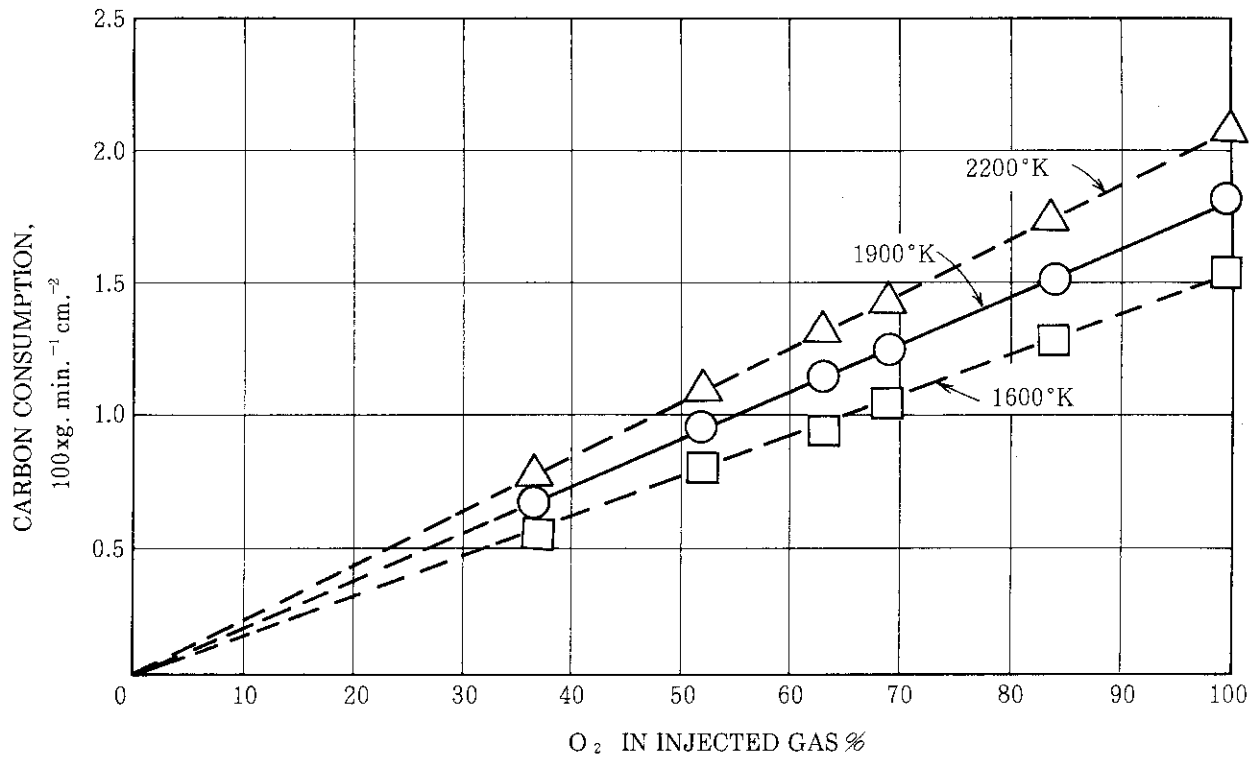
第II.63図 黒鉛の酸化速度の温度依存性



第II.64図 黒鉛の重量減少速度と絶対温度の逆数との関係

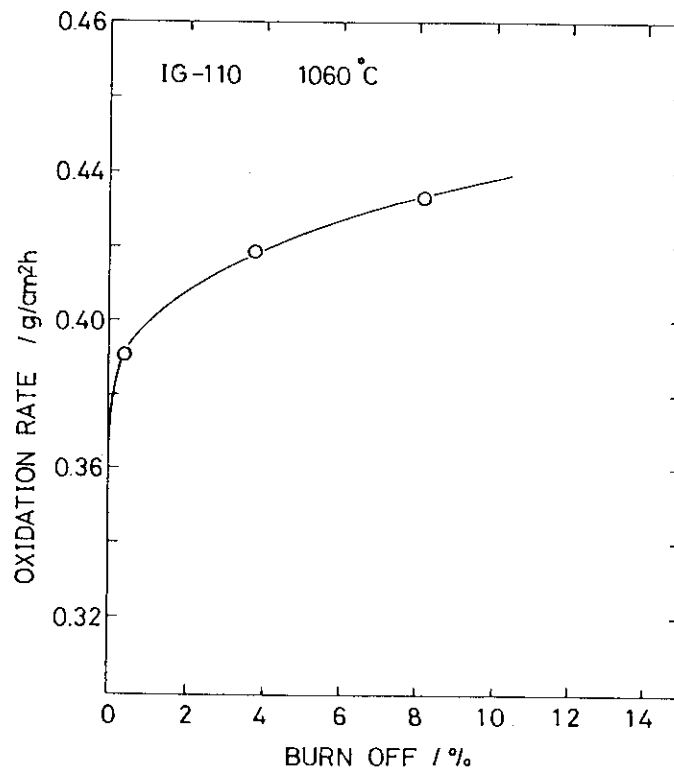


第II.65図 24°C, 1気圧で計算した石油コークス系黒鉛の酸化速度に及ぼす温度と空気の流速の影響

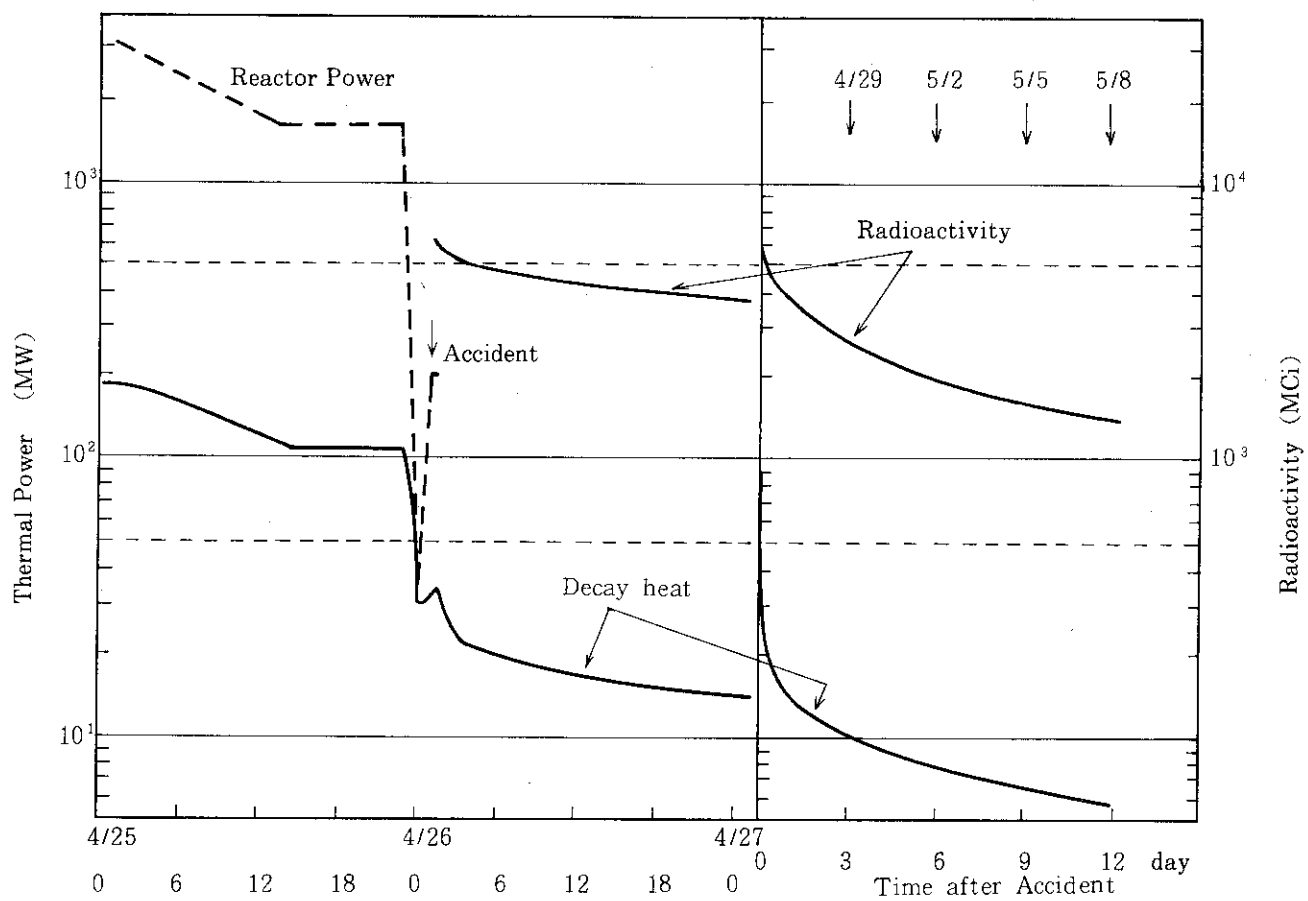


Effect of oxygen concentration on the petroleum-coke consumption rate at constant temperature of carbon surface

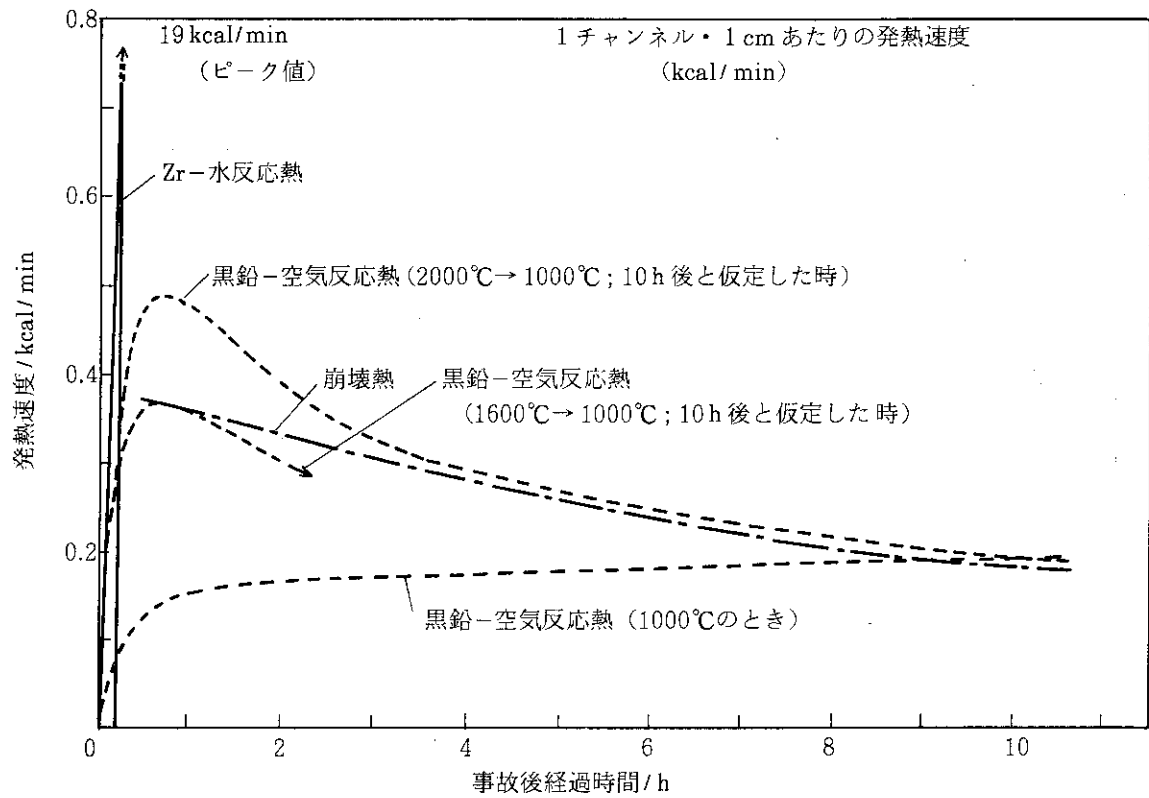
第Ⅱ.66 図 酸化速度に及ぼす酸素濃度の影響



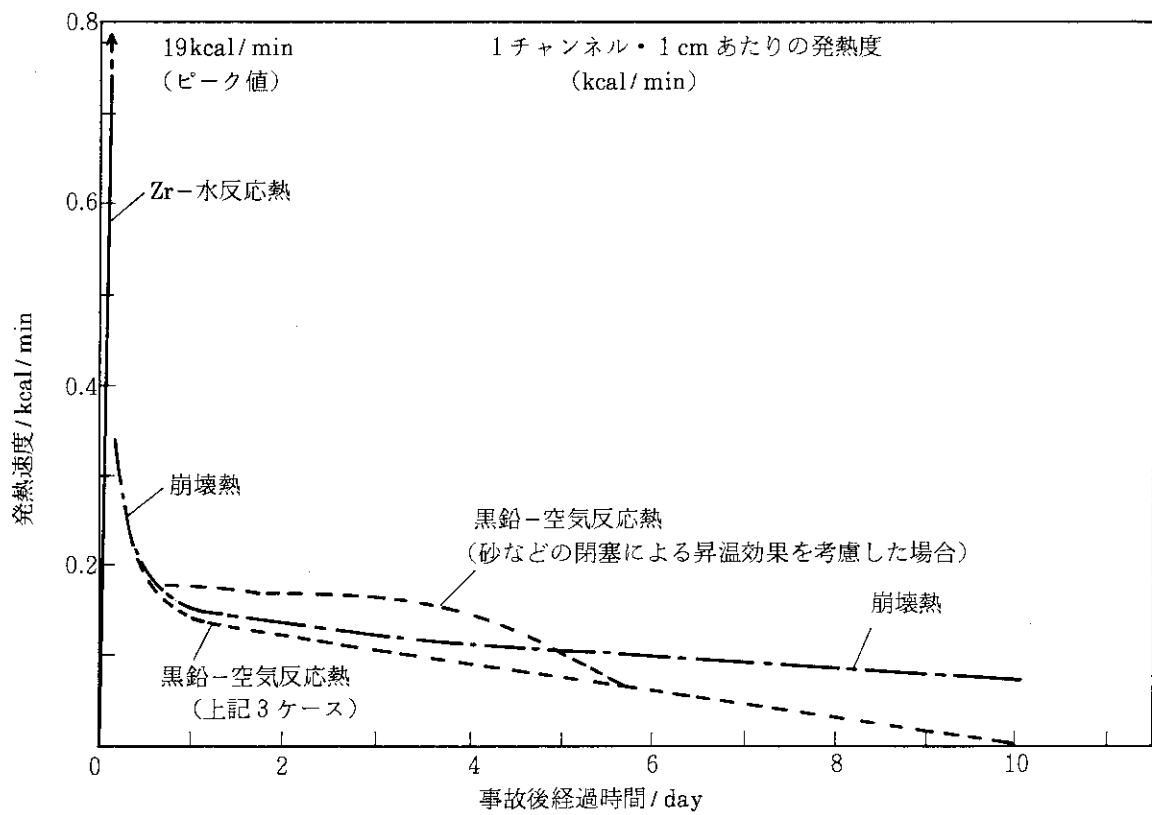
第Ⅱ.67 図 黒鉛の酸化速度に及ぼす重量減少率の影響



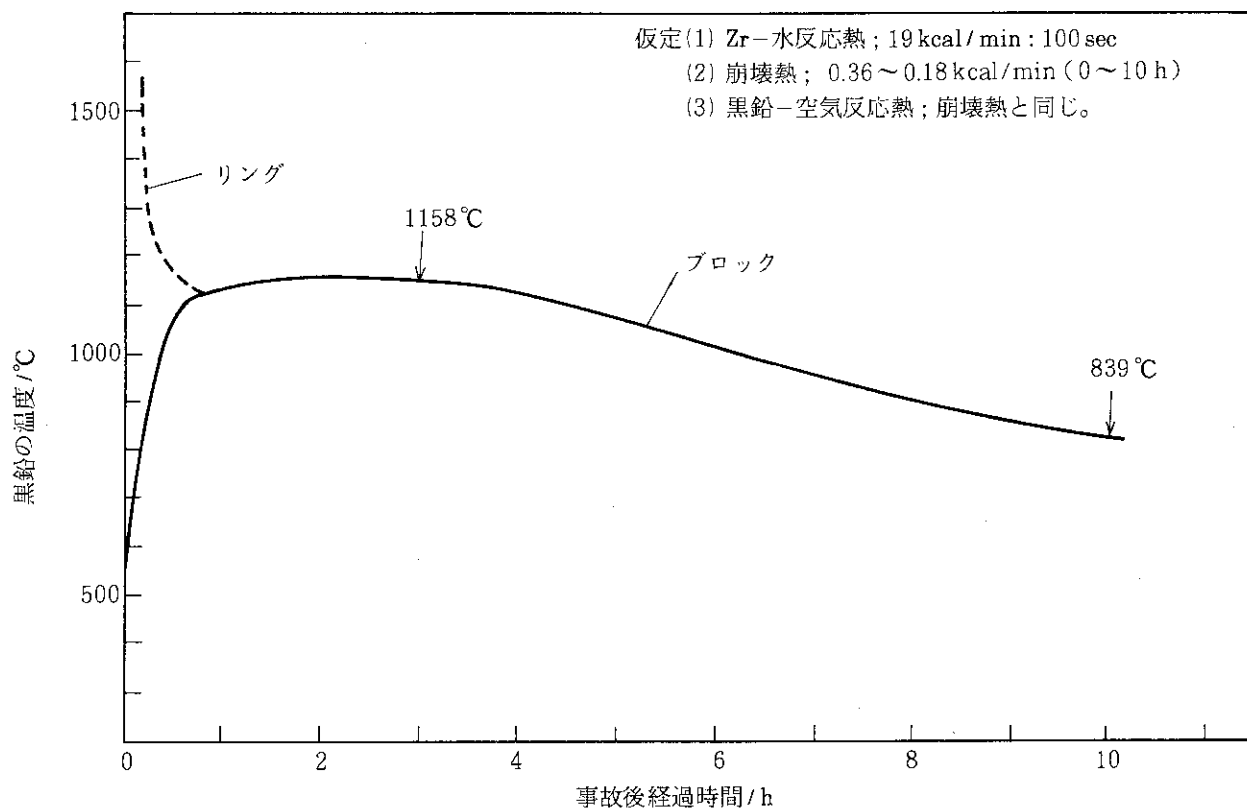
第 II.68 図 崩壊熱の時間変化 (プラント安全解析研究室の解析による)



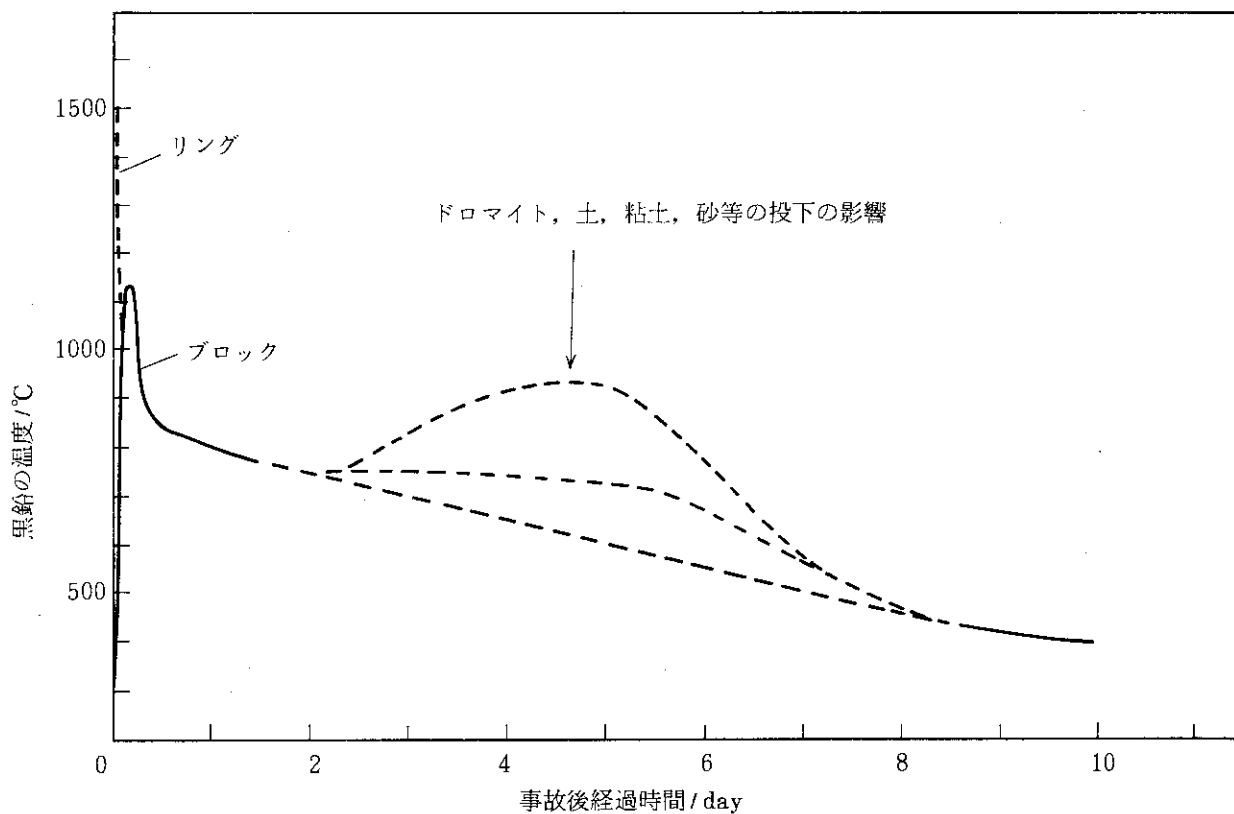
第 II.69 図 熱源による発熱速度の時間的变化 (短期)



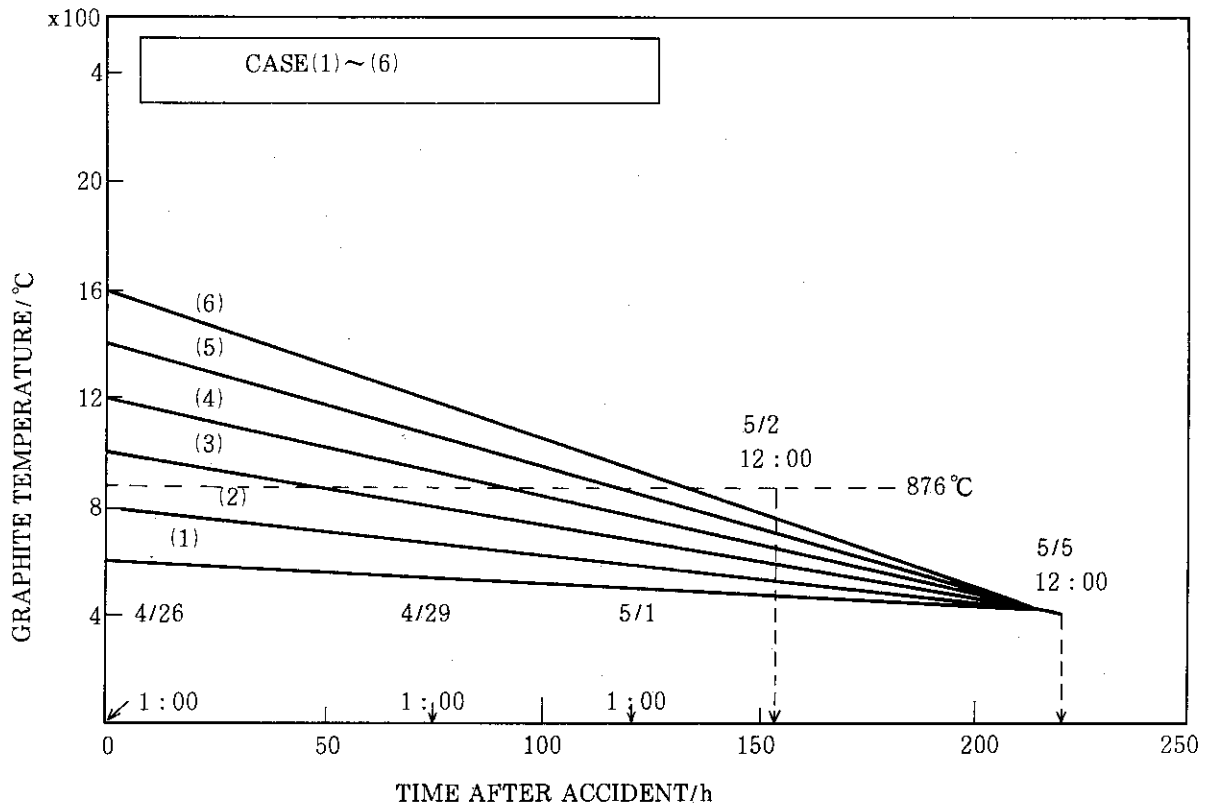
第 II.70 図 熱源による発熱速度の時間的变化 (長期)



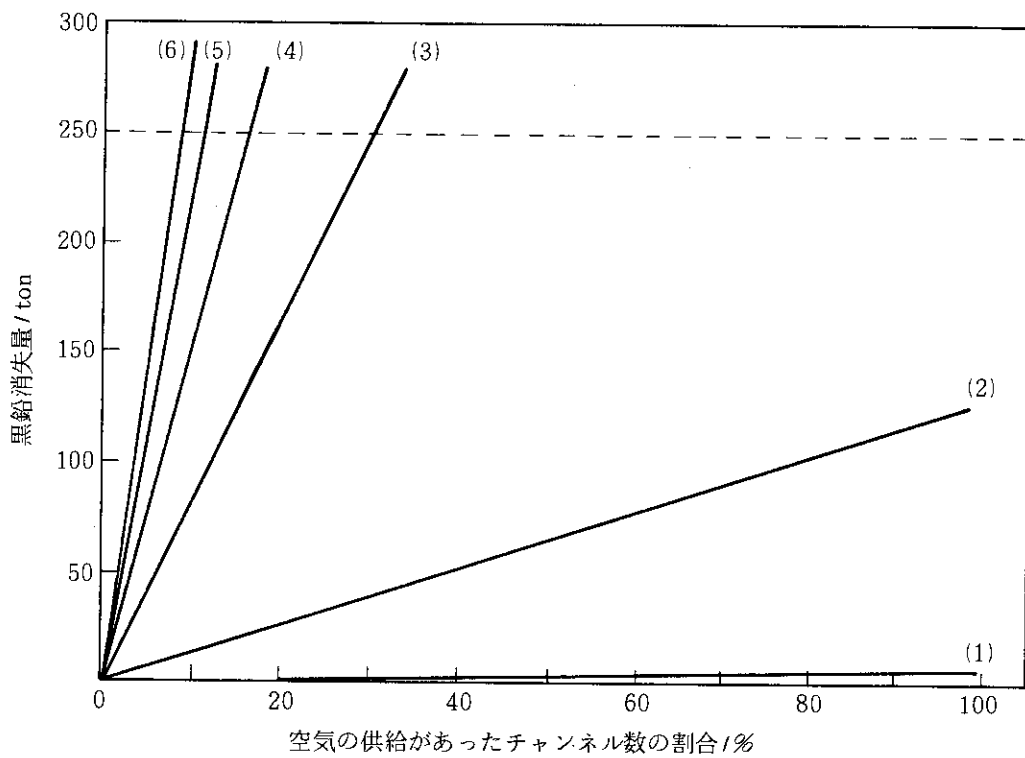
第 II.71 図 事故後の黒鉛減速材の温度の時間変化の推定曲線(1)



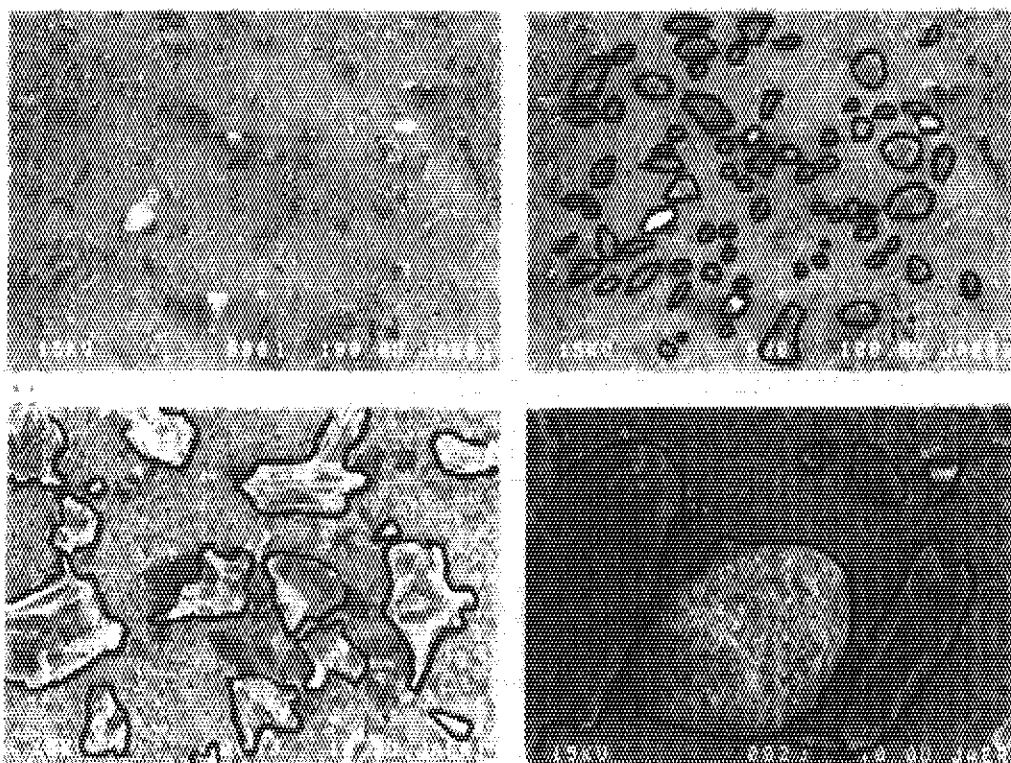
第 II.72 図 事故後の黒鉛減速材の温度の時間変化の推定曲線(2)



第 II.73 図 事故後の黒鉛温度の時間変化 (仮定)



第 II.74 図 黒鉛消失量と全チャンネル (1700) 中で空気の供給があったチャンネル数の割合との関係



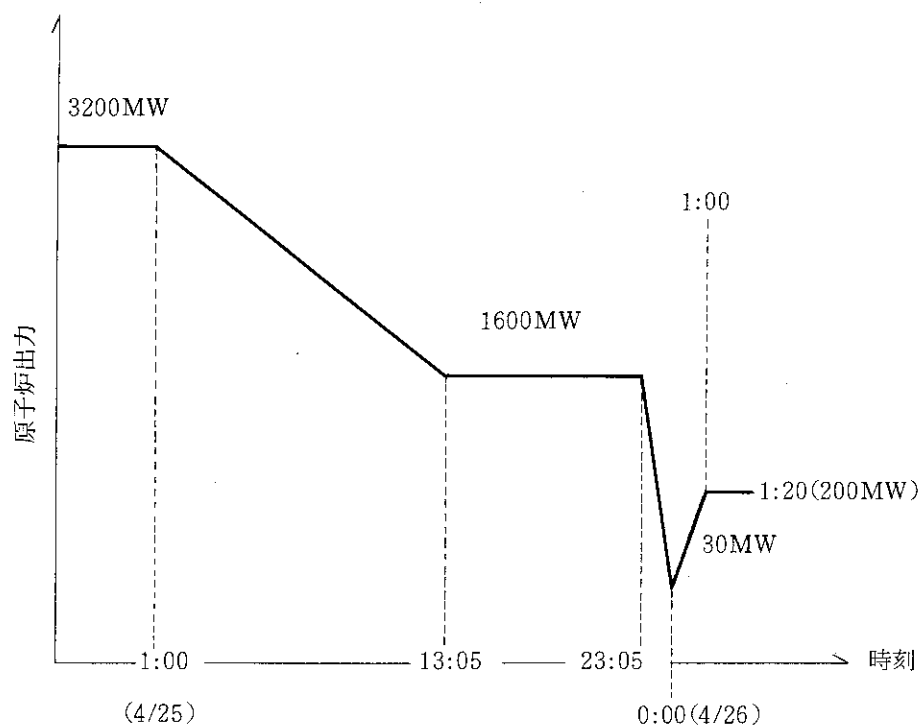
写真Ⅱ.2 黒鉛表面からの飛散粒子（銀ペースト上の粒子）

2.5 Xe密度の時間的挙動

Xe密度は一般に原子炉出力変動に敏感であり、また、その中性子吸収断面積が大きいいため炉停止、出力急上昇時等に無視できない反応度変化を与える。そこでチェルノブイリ原発事故発生に至るまでの炉出力変化に対応するXe-135密度変化を調べた。更に、暴走によるXe-135の焼失、及びボイド係数への寄与も検討した。

(1) 計算方法

第II.75図はチェルノブイリ原発運転記録をもとにモデル化した事故前の出力時間変動を示したものである。中性子フラックス： $\phi(t)$ は、この炉出力に比例するものとすれば各出力折点区間で一次関数として表わされる。



第II.75図 チェルノブイリ事故前の炉出力変化

$$\phi(t) = \phi_0 + rt \quad (6)$$

また、Xe-135の親核種であるI-135の密度変化は次の常微分方程式で示される。

$$dI(t)/dt = -\lambda_I I(t) - \sigma_I \phi(t) I(t) + \gamma_I \Sigma_f \phi(t) \quad (\lambda_I \gg \sigma_I \phi) \quad (7)$$

(6), (7)式よりI-135の密度変化は解析的に求められ、次式で表わされる。

$$I(t) = a_1 t + a_2 + a_3 \text{EXP}(-\lambda_I t) \quad (8)$$

$$a_1 = \gamma_I \Sigma_f r / \lambda_I, \quad a_2 = \gamma_I \Sigma_f (\lambda_I \phi_0 - r) / \lambda_I^2, \quad a_3 = I_0 + \gamma_I \Sigma_f (r - \lambda_I \phi_0) / \lambda_I^2$$

一方、Xe-135自体の密度変化は、次の微分方程式に(8)式を代入して解くことができる。

$$dX(t)/dt = \lambda_I I(t) + \gamma_X \Sigma_f \phi(t) - \lambda_X X(t) - \sigma_X \phi(t) X(t) \quad (9)$$

最終的にX(t)の時間変化は(10)式で表わされるが、初等関数形では記述できず、一部、数値積分を使用する。これには、倍精度ロンベルグ積分法を使用した。

$$X(t) = \{Z(t) + X_0\} \text{EXP}\{-(\lambda_X + \sigma_X \phi_0)t - \sigma_X r t^2 / 2\} \quad (10)$$

$$\begin{cases}
 Z(t) = b_1 \int_0^t \text{EXP}(C_1 t + C_2 t^2) dt + b_2 \int_0^t t \text{EXP}(C_1 t + C_2 t^2) dt + b_3 \int_0^t \text{EXP}(C_3 t + C_2 t^2) dt \\
 b_1 = \lambda_1 a_2 + r_x \Sigma_f \phi_0, \quad b_2 = \lambda_1 a_1 + r_x \Sigma_f r, \quad b_3 = \lambda_1 a_3 \\
 C_1 = \lambda_x + \sigma_x \phi_0, \quad C_2 = \sigma_x r / 2, \quad C_3 = \lambda_x + \sigma_x \phi_0 - \lambda_1
 \end{cases}$$

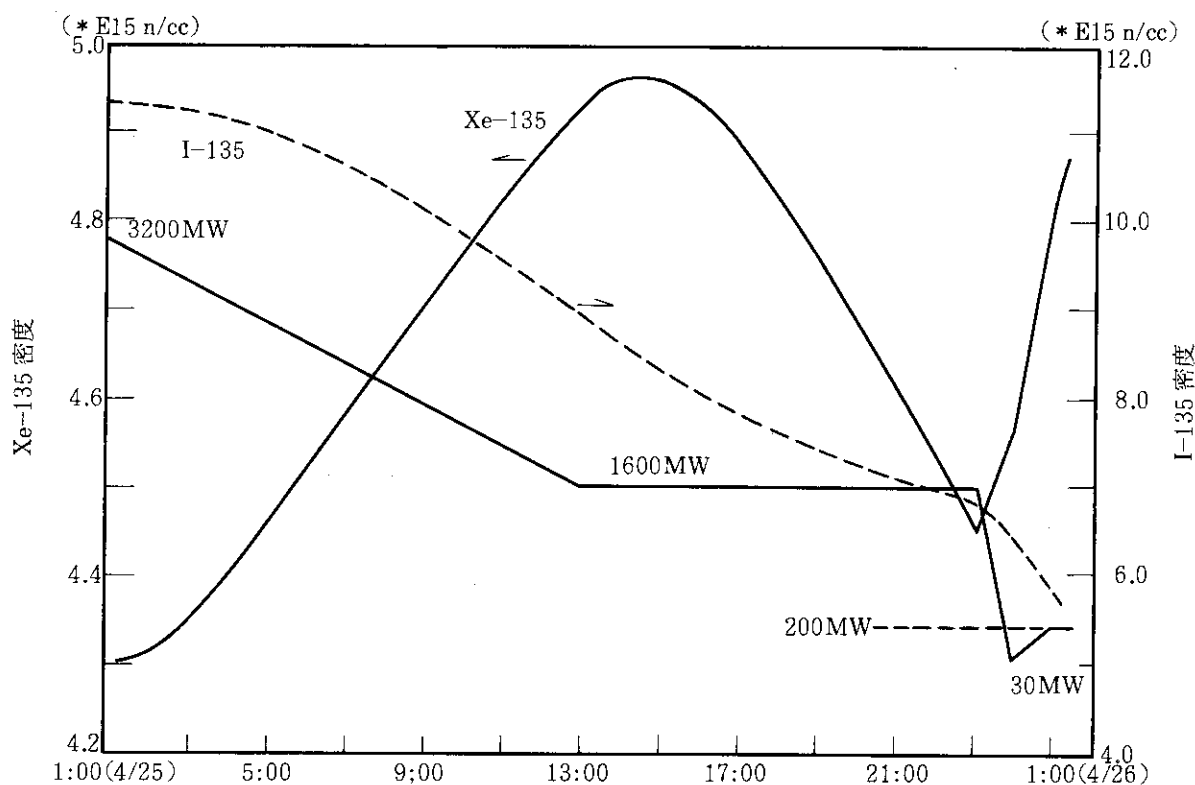
(9), (10)式を各出力折点区間に適用し、事故発生24時間前の定格運転時から、事故に至るまでのI(t), Xe(t)を順次算出する。なお、1群断面積等の定数はSRACシステムをチェルノブイリ炉格子系に適用して得られたものを使用した。

(2) 結果及び考察

1) Xeの時間変動

第II.76図に出力変化と上述方法により計算されたI-135, Xe-135の密度変化を示す。原子炉出力は、時刻1:00(4/25)より定格出力(3200 MW)から12時間かけてゆっくりと約半分の出力まで下げている。このため、I-135の半減期(6.6 h)に比べその出力減衰は緩やかであり、Xe-135の生成も比較的緩やかな立上りを示している。更に、その後の10時間の定常運転(1600 MW)によりXe-135は燃焼により減少に向かう。23:05には出力を短時間で30 MWまで下げているが、既にI-135の密度が定格運転時密度の57%にまで減少しているため、Xe-135のビルドアップはさほど大きくはない。

Xe-135は定格運転時、 K_{eff} で3%程度の負の反応度を与えている。Xe反応度はその密度にはほぼ比例し、Xe-135密度が最大となる14:00までの反応度変化は0.5%程度である。事故直前でのXe密度はこれ以下であるから、Xe密度変化に関する限り、まだ反応度制御可能な範囲であったと推定される。



第II.76図 チェルノブイリ事故前の炉出力とI-135, Xe-135の密度変化

2) 暴走によるXe-135の焼失

事故発生による炉心出力の突発的上昇により、Xe-135が焼失し原子炉に正の反応度が加えられる。このことが事故拡大に拍車をかけたか否か検討するため、仮想的に事故直前の出力（200 MW）から5秒間に定格出力の100倍まで炉出力を上昇させてXe密度変化を調べた。その結果、Xe-135の密度減少はこの間に、僅かに0.15%以下であり、暴走によるXe-135密度の減少はほとんど問題とならない。

3) Xe-135密度変化によるボイド係数への寄与

事故時のボイド発生により中性子スペクトルが硬化し、Xe-135の熱領域吸収が減少すると炉心に正の反応度が加わる。そこで定格運転時のボイド係数と、事故直前でのXe密度に対応するボイド係数をS R A Cにより算出した。この比較を下に示す。

Xe 密度によるボイド係数への影響

	定格運転時	事故直前
Xe 密度 (n/cc)	4.302 E 15	4.873 E 15
ボイド係数 ($\Delta K/K/\% \text{void}$)	+2.35 E -4	+2.38 E -4

事故直前でのXe密度は、定格運転時より大きくなっているため、ボイド係数への寄与は正の方向にある。

(3) むすび

事故前24時間の運転履歴を見る限り長時間の段階的出力低下によりXe-135のビルドアップは、うまく抑えられている。Xe-135の密度変化が事故に及ぼす影響は、事故の拡大方向にあるもののその寄与は比較的小さい。

3. ソースターム

チェルノブイリ事故においては、未曾有とも言える量の放射性物質が環境に放出された。この事故によるFPの放出量については、IAEA会議においてソ連の推定値が報告されている。これについて考察を試みた。事故時のFP放出量、すなわちソースタームの推定には、事故時の原子炉及び関連施設の状況から推定する方法と、環境における放射能測定結果から推定する方法とがあるが、当グループは前者の方法による推定を行うのが任務であると考えた。

しかしながら、今回の事故では、原子炉が重大な破壊を受けていることもあって、事故の経過を追ってソースタームをある程度正確に推定するに足る情報は極度に不足していると言わざるを得ない。そこで、本節では、3.1で先ず事故直前のチェルノブイリ4号機のFPインベントリを推定し、つぎに3.2で黒鉛を含む体系を考慮して放出時のFPの化学形を考察し、最後に3.3において、ソースターム評価上の問題点を考察し、特に従来の軽水炉のソースターム評価と異なる点を指摘した。

3.1 炉心内FPインベントリの推定

黒鉛減速軽水冷却沸騰水型原子炉(RBMK-1000)の中性子一群断面積を算出し、これを用いてORIGEN2、COMRADの点近似・中性子一群の燃焼・核種組成計算コードで事故時の炉心内に存在したFPインベントリ及び崩壊熱を推定した。この際燃焼度等の諸元は、ソ連発表の値を用いた。また、我国で観測されたチェルノブイリ事故放出放射性核種のデータを用いて炉内FPインベントリ推定の検証を行うとともに、ソ連発表の情報とフォールアウトデータとの間に矛盾がないかを調べた。

(1) 方法

作業の流れを第II.77図に示す。SRACコードで中性子一群断面積を作成し、ソ連が発表した燃焼度等の情報を基にFPインベントリを計算し、フォールアウトデータとの比較を行った。

1) RBMK-1000型原子炉用中性子一群断面積ライブラリの作成

原子炉内のFPインベントリ推定に用いたORIGEN2等の計算コードでは、燃料を点で近似し、中性子のエネルギー群を1群としている。チェルノブイリ原子力発電所の黒鉛減速軽水冷却沸騰水型炉(RBMK-1000)の中性子一群断面積は、従来のORIGEN2コードの中性子断面積ライブラリには含まれていない。そこでSRACコード³⁾で18本の燃料棒を含む1燃料チャンネルを単位とするセル燃焼計算を行い、U、Pu及び中性子反応度に影響の大きいFP45核種の燃焼度依存の中性子一群断面積を作成した。²⁵⁾ その他の核種の断面積は、SRACコードで得られたスペクトルを重み函数としてPRE-COMRADコード²⁶⁾で一群化して求めた。

2) 核種組成の計算

上記の断面積を用いてORIGEN2コード^{27), 28)}とCOMRADコード²⁹⁾で、燃焼度に対するCs-134とCs-137の放射能比率の変化を調べた。次に、ソ連の報告書からチェルノブイリ4号機の運転履歴を推定し、事故発生時の炉内FPインベントリを計算するとともに、日本及びフィンランドでのフォールアウトデータと比較した。

3) ソ連の報告書からの情報

ソ連の報告書⁶⁾から下記の情報が明らかになり、インベントリ計算及びその結果のチェックに用いた。

i) 原子炉の運転開始時期及び事故1日前の運転履歴

チェルノブイリ4号機の臨界と運転開始はそれぞれ1983年12月と1984年3月といわれていたが、運転開始が1983年12月であることが明らかになった。また、事故1日前の運転履歴が明らかになったことにより、半減期の短い核種のインベントリー推定精度が向上した。

ii) 燃焼度

1986年4月25日の炉停止時における炉心の平均燃焼度は10,300 MWd/tであり、燃料集合体の大部分(75%)の燃焼度は12,000~15,000 MWd/tである。

iii) 原子炉からの放出物中の放射性核種組成及び放射能

5月6日までの核種毎の放出放射能の推定値と、原子炉の放射能インベントリーに対する比率が明らかになった。これからソ連が算出した放射能インベントリーを知ることができる。

4) フォールアウトデータ

破損した原子炉からの放射能の拡散の様子は、元素によって異なるが、同位体間には差異はあまりないと考えられる。そこでフォールアウトデータにおける同位体間の放射能比率を、事故発生時まで減衰補正を行うことにより原子炉内での同位体間の放射能比率を推定できる。第II.25表に日本及び外国のフォールアウトデータから推定した事故時における原子炉の放射能比率を示す。

DevelがNatureに載せたレター³⁰⁾で燃料の燃焼度を推定するのに有力なデータとしているCs-134とCs-137の放射能比率は、環境試料の測定結果として0.5前後の値が多く報告されている。 γ 線スペクトルを測定する場合に、試料をGe検出器に近接させるとCs-134のカスケード γ 線の同時計数によるサムピークの効果で、フォトピークが減少する。このような状況でのCs-134の定量において、同時計数による計数率低下の補正がない場合或いは補正が不十分な場合には、Cs-134が過小評価される³¹⁾。サムピーク効果が影響しないような配置の測定ではCs-134とCs-137の放射能比率は0.57の結果が得られた。

各国のフォールアウトデータから算出した事故時における原子炉の放射能比率は、Te-129mとTe-132との比率を除いて各測定場所で十分近い値である。これにより、フォールアウトデータから算出した事故時の放射能比率の値は、原子炉内での核種の生成・消滅計算で得られる放射能インベントリー推定結果のチェックに用いることができる。本解析では、測定核種の豊富さ及びデータの信頼度の点から原研東海(化学部分析センター、環安部環境第2研;本報告書第III部3章参照)及びフィンランド^{32), 33)}のデータとの比較を行った。

(2) 結 果

1) 取出燃料組成の比較

燃焼度 20,000 MWd/t での取出し燃料組成について、RBMK-1000 型原子炉用の定数を用いたORIGEN2コードの結果とソ連の設計値との比較を下記に示す。

取出し燃料組成 (kg/tU 単位)

核 種	ソ連の設計値	ORIGEN2 (RBMK 用定数)
^{235}U	4.5	4.57
^{236}U	2.4	2.47
^{239}Pu	2.6	2.57
^{240}Pu	1.8	1.76
^{241}Pu	0.5	0.671

ORIGEN2の結果はソ連の設計値と一致しており、燃焼度 20,000 MWd/tの燃料取出しまでの炉内における中性子核分裂及び捕獲反応を十分模擬しているものと考えられる。

2) 燃焼度に対するCs-134とCs-137の放射能比率の変化

Cs-137は核分裂によって生じる一方、Cs-134は核分裂生成物Cs-133の中性子捕獲反応によって生じる。このため両同位体の放射能比率は、燃焼度に比例するものと近似でき、使用済燃料の燃焼度推定に良く用いられる。RBMK-1000型原子炉で連続燃焼したときの、燃焼度に対するCs-134とCs-137の放射能比率の変化を第II.78図に示す。定期点検による燃焼休止期間がある場合には、半減期の短いCs-134が早く減衰するので、放射能比率は連続燃焼の場合より小さくなる。(半減期Cs-134 2.06年、Cs-137 30.0年)

ORIGEN2コードとCOMRADコードでは、両同位体の放射能比率は約5%の違いがあるが、これは核分裂収率データの違いによるものである。第II.78図には、日本及びフィンランドのフォールアウトデータから算出した事故発生時でのCs-134とCs-137の放射能比率の範囲を斜線で示す。この値は、平均燃焼度の場合より大きく、12,000～14,000 MWd/tの燃焼度に相当し、ソ連報告書にある燃料集合体の75%の燃焼度の範囲と矛盾しない。以下のFPインベントリ推定では、燃焼度分布を考慮した。

また、ORIGEN2コードが有する軽水炉、CANDU炉用の定数及び熱中性子に対する定数を用いた場合、フォールアウトデータを再現する燃焼度はRBMK炉用の定数を用いた場合より小さく、8,000～10,500 MWd/tの範囲にある。これらの定数でRBMK-1000型原子炉のFPインベントリを精度良く推定することは困難である。

3) 燃焼度分布の仮定

ソ連報告書の燃焼度に関する記述から第II.79図の燃焼度分布を仮定した。

原子炉の運転を1983年12月からの400日稼動-60日定期点検-400日稼動と仮定し、75%

を占める初装荷燃料の燃焼度分布は、13,500 MWd /t の燃焼度が炉心平均比出力としたときの比出力の相違によって生じるものとした。

炉心平均燃焼度を満足するように仮定した低燃焼度の分布は、炉心平均比出力を有する燃料の連続照射日数の相違によって生じるものとした。これは、RBMK-1000 型炉では原子炉を停止することなく燃料を交換できるという特徴を考慮し、約3ヶ月間燃料が同量交換されたと仮定した。

上記の照射履歴に基づいて各燃焼度の燃料組成を算出後、燃焼度分布で重み付けして事故1日前の定格出力運転時の炉心FPインベントリを推定した。

4) 事故発生前の低出力運転の考慮

チェルノブイリ4号機は事故発生前約1日間低出力運転を行っている。すなわち定格出力から12時間かけて50%に出力を低下し、50%運転を10時間続けたのち出力を再び低下させている。この運転パターンを模擬することにより、I-133のような半減期の短い核種の放射能インベントリ推定精度の向上を計った。さらに、この期間での崩壊熱の寄与を調べた。第II.80図に事故前後の原子炉出力と崩壊熱を示す。事故直前に原子炉出力が30 MWt のとき、崩壊熱が同程度あることがわかる。

5) 同位体間放射能比率（フォールアウトデータとの比較）

ORIGEN2 で求めた事故発生時の同位体間放射能比率を、ソ連の推定値及びフォールアウトデータとともに第II.26表と第II.81図に示す。ソ連の推定値において放射能比率を求めることが出来る同位体は少ないが、SRAC-ORIGEN2 の推定の方がフォールアウトデータを良く再現しており、特にRu-106とRu-103の放射能比率との一致は良い。その他の同位体の放射能比率についても、Te-129mとTe-132及びCs-136とCs-137の比率を除いてフォールアウトデータとの一致は良好である。Te-129mとTe-132の比率については実測値にバラツキがあるので実測データの吟味が必要であると同時にORIGEN2 コードで用いている核分裂収率等のデータの見直しが必要である。Cs-136とCs-137の比率についても同様の検討が必要である。

6) 放射能インベントリ

事故発生時のチェルノブイリ原子力発電所4号機のアクチニド核種を含めた放射能インベントリの推定結果を、ソ連の推定値及び5月6日までの放出量とともに第II.27表と第II.82図に示す。ソ連の推定値との差は、ほとんどのFP及びアクチニド核種で20%以内である。また、第II.27表には、低燃焼度燃料、高燃焼度燃料及び炉心全体の燃料について平均した燃料組成を示す。

本解析結果の同位体間放射能比率がフォールアウトデータを十分再現していることからみて、これらの放射能インベントリ推定値はソースターム評価に十分な精度で使えるものである。

(3) まとめ

① ソ連発表の運転開始時期、平均燃焼度及び初装荷燃料の燃焼度分布を用いた本解析結果は、日本及びフィンランドのフォールアウトデータの同位体間放射能比率を再現した。これらの情報に矛盾はないと考えられる。

② ソ連のFPインベントリ推定値は本解析結果と大差ない。

- ③ 本解析で得られたFP インベントリーは炉心外へ放出された放射能のソースターム評価に十分な精度で使える。
- ④ 軽水炉等の定数を用いると、フォールアウトのCs-134とCs-137の放射能比率を満足する燃焼度はRBMK-1000型原子炉用の定数を用いた場合より過小評価になる。

第Ⅱ.25表 フォールアウトデータから算出した事故時放射能比率
事故発生時点 4月26日午前1時23分(チェルノブイリ時間)

国名 地名 測定期間 測定者 (出典)	日 本				フィンランド			西ドイツ	デンマーク
	東 海 村		名古屋	宮 城 県 女 川 町	Nurmijärvi		Konala Helsinki	④	⑤
	4/30~ 5/23 原研分析 センター	5/11 原研環境 第2研	名古屋大 ①	宮城県庁 宮城県原子 力センター ①	4/28 15:00~21:00 ② ③	4/28~5/16 ③	4/28~5/16 ②, ③		
核 種									
$^{90}\text{Sr} / ^{89}\text{Sr}$			0.050						0.044
$^{106}\text{Ru} / ^{103}\text{Ru}$	$\pm 4.2\%$ 0.236		0.21	$\pm 35\%$ 0.20	0.229				0.23
$^{125}\text{Sb} / ^{127}\text{Sb}$			0.094		0.0904				
$^{129}\text{mTe} / ^{132}\text{Te}$	$\pm 4.4\%$ 0.0784		0.078	$\pm 14\%$ 0.048	$0.112 \rightarrow$ 0.0442			0.097	
$^{131}\text{mTe} / ^{132}\text{Te}$					$0.0819 \rightarrow$ 0.0852				
$^{133}\text{I} / ^{131}\text{I}$					$1.91 \rightarrow 1.89$	1.59	1.62		
$^{134}\text{Cs} / ^{137}\text{Cs}$	$\pm 1.6\%$ 0.573	$\pm 1.5\%$ 0.565	(0.53)		$0.578 \rightarrow$ 0.611	0.611	0.591	0.52	0.56
$^{136}\text{Cs} / ^{137}\text{Cs}$	$\pm 4.8\%$ 0.258	$\pm 5.7\%$ 0.262	0.25		$0.280 \rightarrow$ 0.295	0.284	0.277	0.24	0.23
$^{144}\text{Ce} / ^{141}\text{Ce}$			0.65		$0.688 \rightarrow$ 0.676				0.719

出典 ① 第30回放射化学討論会講演予稿集(61年10月)

② STUK-B-VALO 44 "Interim report on Fallout Situation in Finland from April 26 to May 4 1986"

③ STUK-B-VALO 45 "Second Interim Report Radiation Situation in Finland from 5 to 16 May 1986"

④ 藤城氏(反応度安全研究室)

⑤ GRECA資料 "Preliminary Conclusions to be drawn from the studies of Chernobyl debris in Denmark" by A. Aorbrag

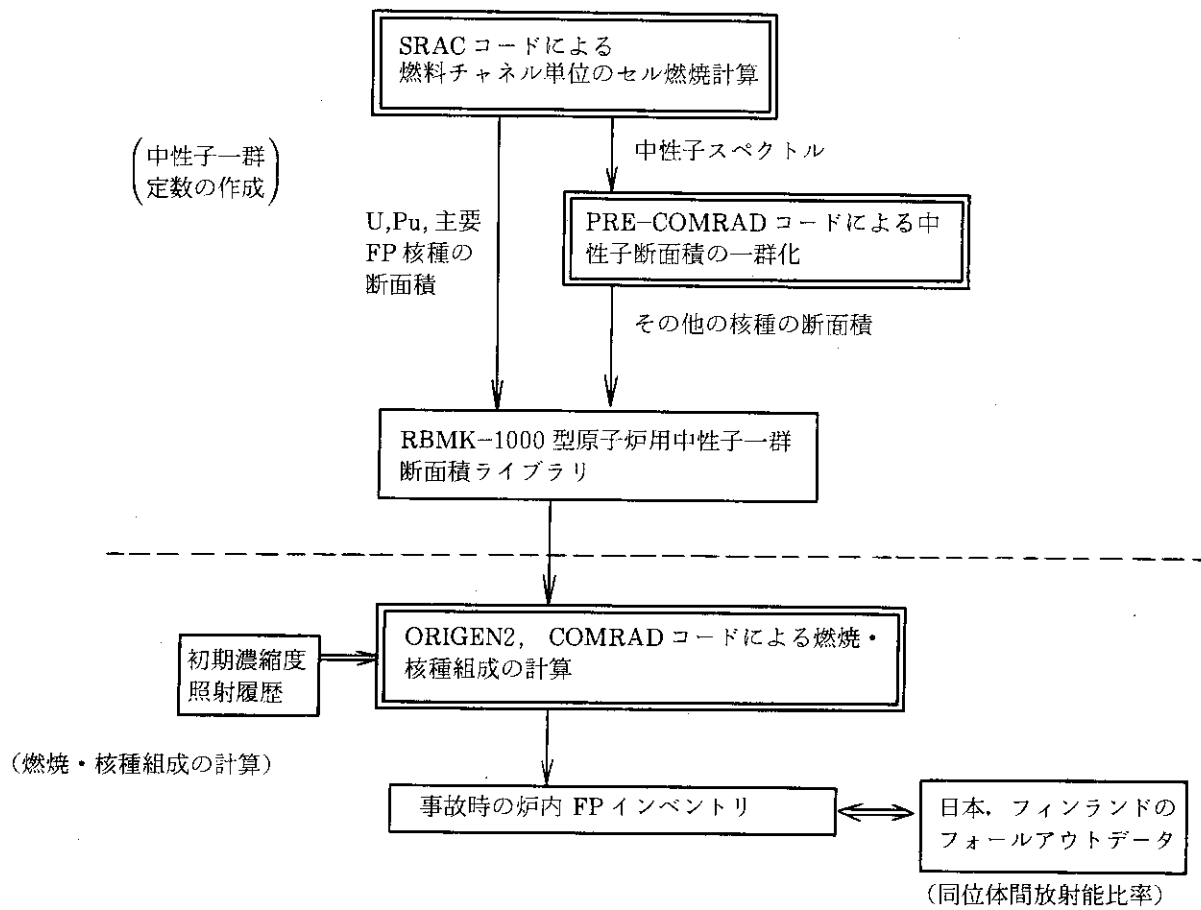
第Ⅱ.26表 事故時の同位体間放射能比率の推定値

核 種	半 減 期	ソ連の推定値	SRAC +ORIGEN 2
$^{90}\text{Sr} / ^{89}\text{Sr}$	29.1年 / 50.5日	0.086	0.0614
$^{106}\text{Ru} / ^{103}\text{Ru}$	1.01年 / 39.3日	0.43	0.259
$^{125}\text{Sb} / ^{127}\text{Sb}$	2.77年 / 3.85日		0.0960
$^{129\text{m}}\text{Te} / ^{132}\text{Te}$	33.6日 / 3.26日		0.0307
$^{131\text{m}}\text{Te} / ^{132}\text{Te}$	1.25日 / 3.26日		0.0877
$^{133}\text{I} / ^{131}\text{I}$	20.8時間 / 8.04日		1.70
$^{134}\text{Cs} / ^{137}\text{Cs}$	2.06年 / 30.0年	0.65	0.615
$^{136}\text{Cs} / ^{137}\text{Cs}$	13.1日 / 30.0年		0.314
$^{144}\text{Ce} / ^{141}\text{Ce}$	284日 / 32.5日	0.59	0.642

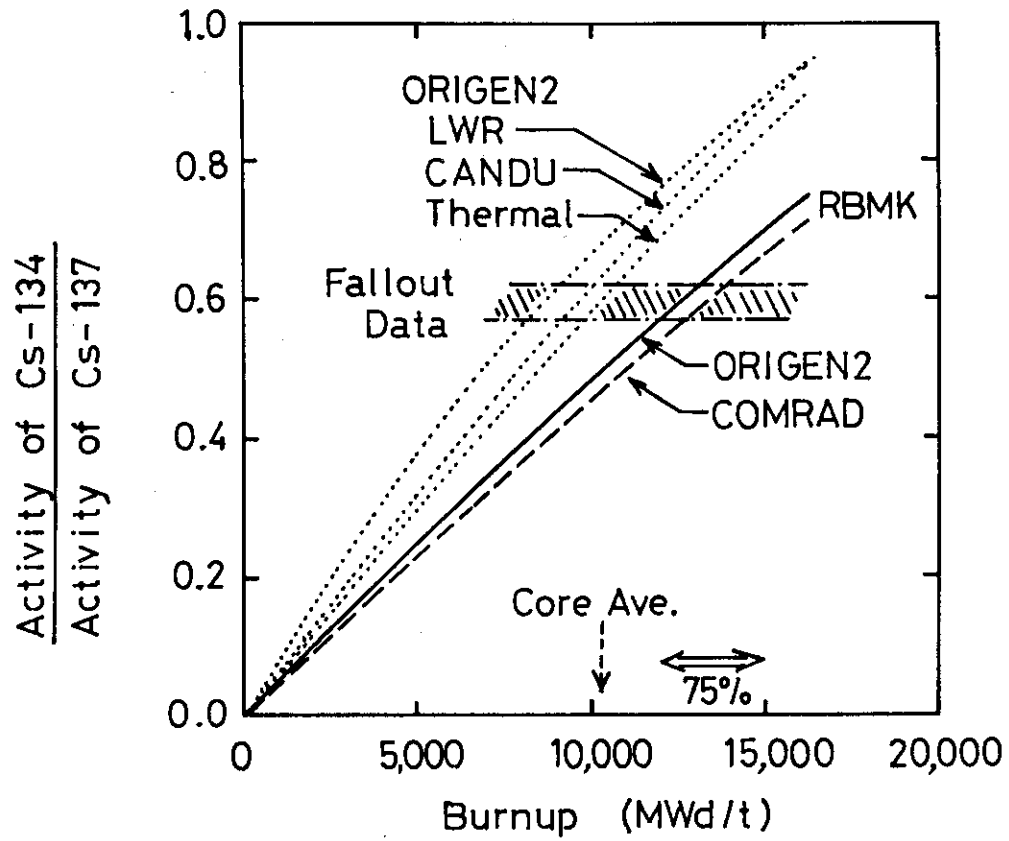
第II.27表 事故発生時の放射能インベントリーの推定値

(単位: 10^6 Ci/炉心)

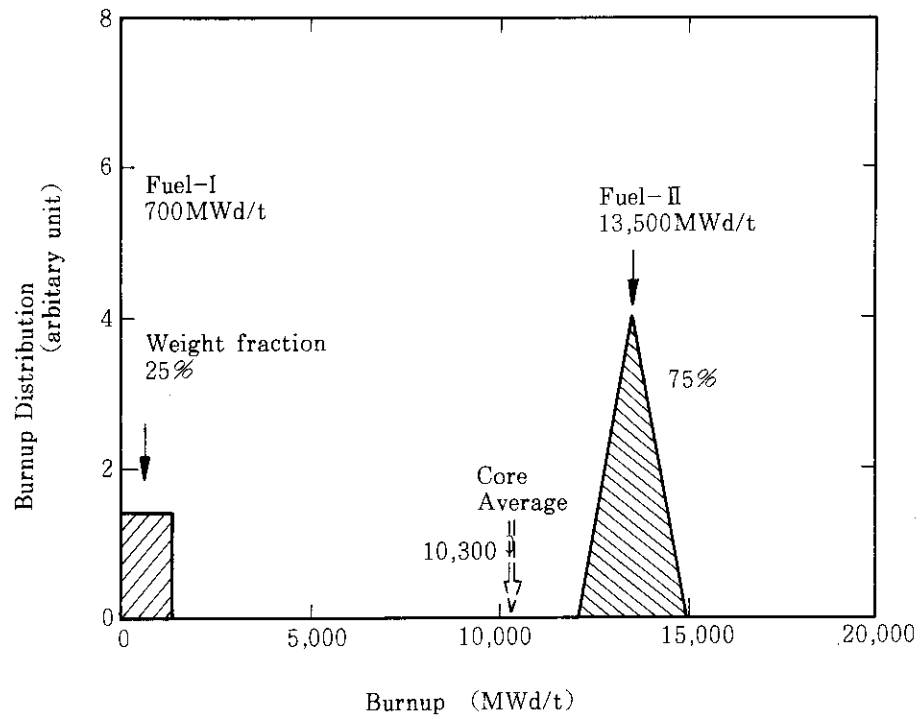
核種	半減期	(A) ソ連の推定値	(B) SRAC +ORIGEN2	(B) / (A)	核種	半減期	(A) ソ連の推定値	(B) SRAC +ORIGEN2	(B) / (A)		
^{85m} Kr	4.48hr	—	10.58	—	²³⁹ Np	2.36 day	840	1,387	1.7		
⁸⁵ Kr	10.7 yr	0.5	0.6075	1.2	²³⁸ Pu	87.8 yr	0.027	0.03645	1.4		
⁸⁹ Sr	50.5 day	64	78.30	1.2	²³⁹ Pu	2.41×10 ⁴ yr	0.023	0.02285	1.0		
⁹⁰ Sr	29.1 yr	5.5	4.810	0.9	²⁴⁰ Pu	6.54×10 ³ yr	0.033	0.03782	1.1		
⁹⁵ Zr	64.0 day	130	124.9	1.0	²⁴¹ Pu	14.4 yr	4.7	6.064	1.3		
⁹⁹ Mo	2.75day	180	137.7	0.8	²⁴² Pu	3.87×10 ⁵ yr	7×10 ⁻⁵	5.786×10 ⁻⁵	0.8		
¹⁰³ Ru	39.3 day	130	105.3	0.8	²⁴¹ Am	4.32×10 ² yr	—	4,387×10 ⁻³	—		
¹⁰⁶ Ru	1.01yr	56	27.27	0.5	²⁴² Cm	163 day	0.7	1.343	1.9		
^{110m} Ag	250 day	—	0.05997	—	燃 料 組 成						
¹¹⁵ Cd	2.23day	—	0.8309	—							
¹²⁵ Sb	2.77yr	—	0.6470	—	核種	低燃焼度燃料平均		高燃焼度燃料平均		全炉心平均	
¹²⁷ Sb	3.85day	—	6.738	—		重量 (kg/tU)	同位体比 (w/o)	重量 (kg/tU)	同位体比 (w/o)	重量 (kg/tU)	同位体比 (w/o)
^{129m} Te	33.6 day	—	3.250	—	²³⁵ U	19.17	1.9	8.32	0.8	11.03	1.1
^{131m} Te	1.25day	—	9.287	—	²³⁶ U	0.14	—	1.92	0.2	1.47	0.2
¹³² Te	3.26day	81	105.9	1.3	²³⁸ U	979.6	98.1	971.5	99.0	973.6	98.7
¹³¹ I	8.04day	89	76.93	0.9	²³⁷ Np	9.8×10 ⁻⁴	—	0.074	—	0.056	—
¹³³ I	20.8 hr	—	130.5	—	²³⁹ Np	0.024	—	0.034	—	0.031	—
¹³³ Xe	5.25day	180	166.5	0.9	²³⁸ Pu	1.3×10 ⁻⁵	—	0.015	0.4	0.011	0.3
¹³⁴ Cs	2.06yr	5	3.827	0.8	²³⁹ Pu	0.32	96.1	2.47	59.3	1.93	60.3
¹³⁶ Cs	13.1 day	—	1.951	—	²⁴⁰ Pu	0.012	3.7	1.16	27.8	0.87	27.2
¹³⁷ Cs	30.0 yr	7.7	6.220	0.8	²⁴¹ Pu	6.3×10 ⁻⁴	0.2	0.41	9.9	0.31	9.7
¹⁴⁰ Ba	12.8 day	140	142.7	1.0	²⁴² Pu	9.1×10 ⁻⁶	—	0.11	2.6	0.080	2.5
¹⁴¹ Ce	32.5 day	150	128.9	0.9							
¹⁴⁴ Ce	284 day	88	82.72	0.9							



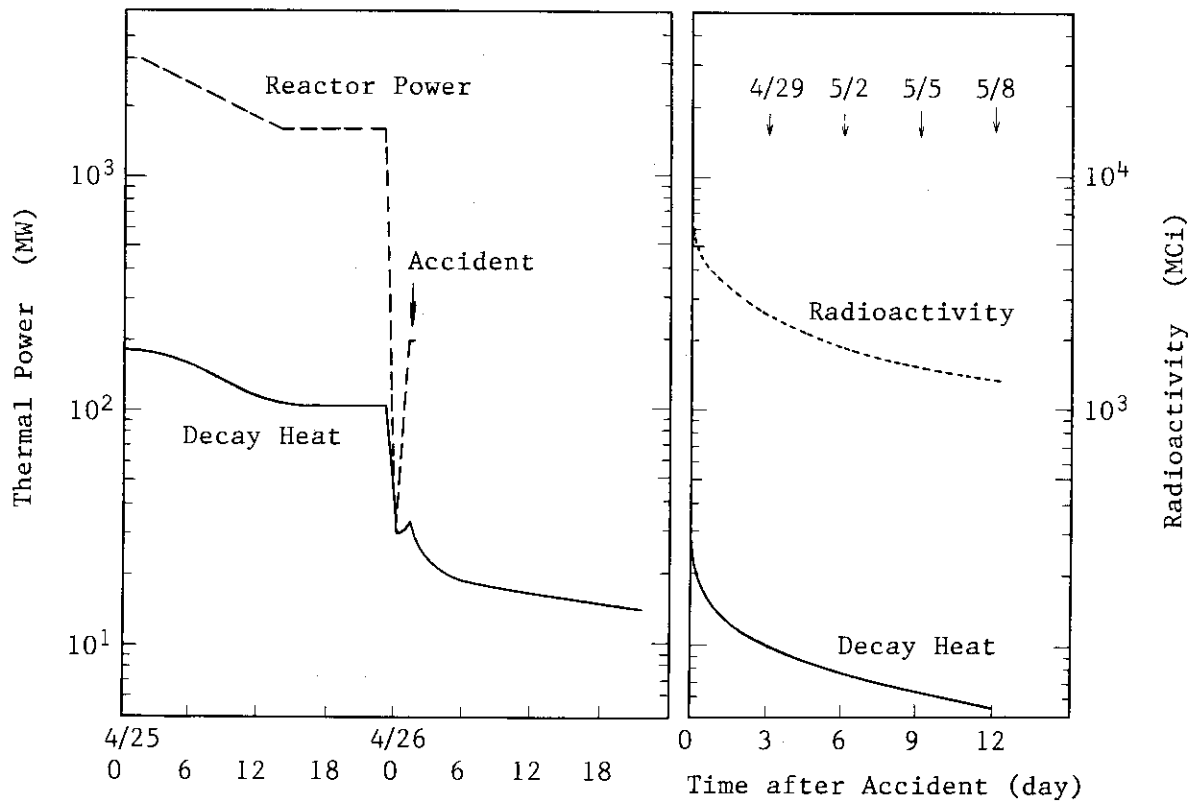
第II.77図 作業の流れ



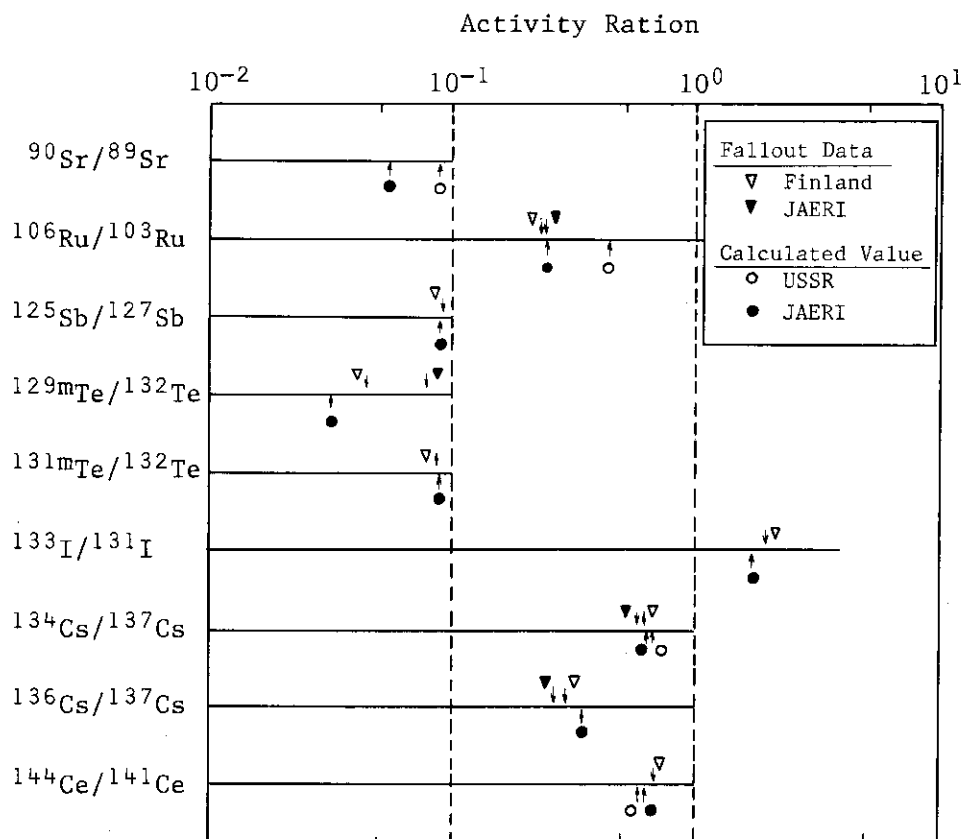
第Ⅱ.78図 燃焼度に対するCs-134とCs-137の放射能比率の変化



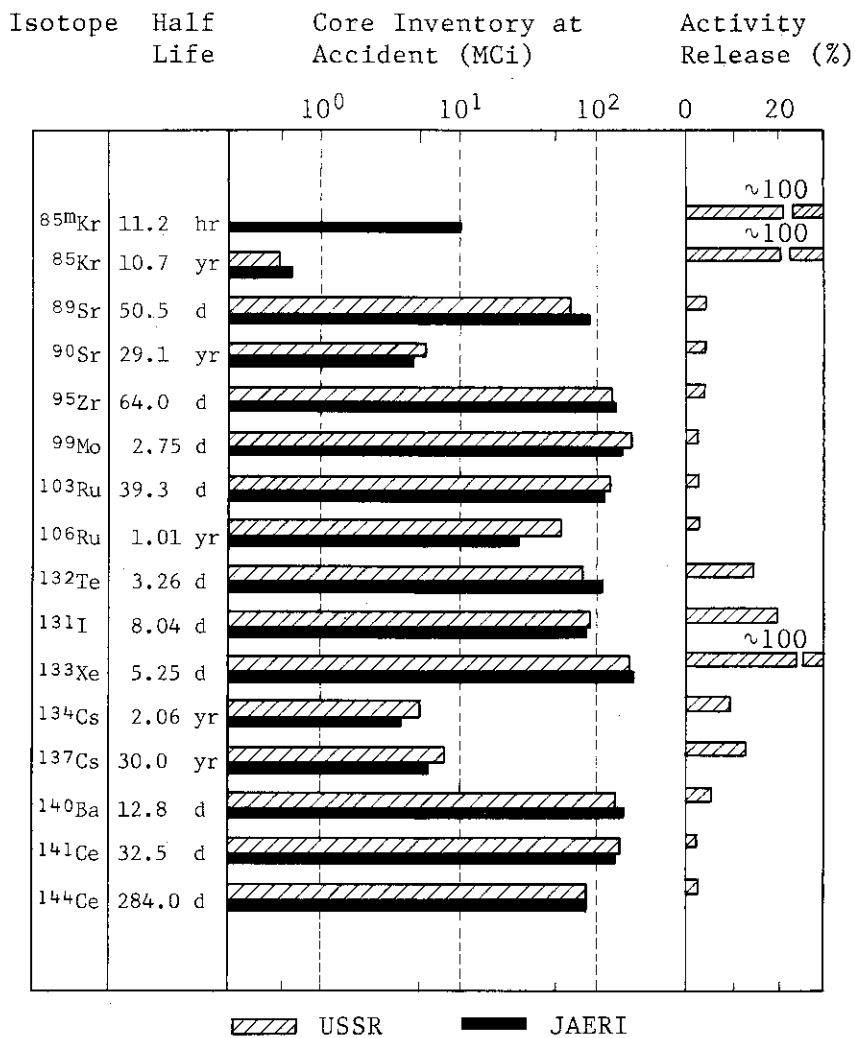
第Ⅱ.79図 チェルノブイリ4号機の推定燃焼度分布



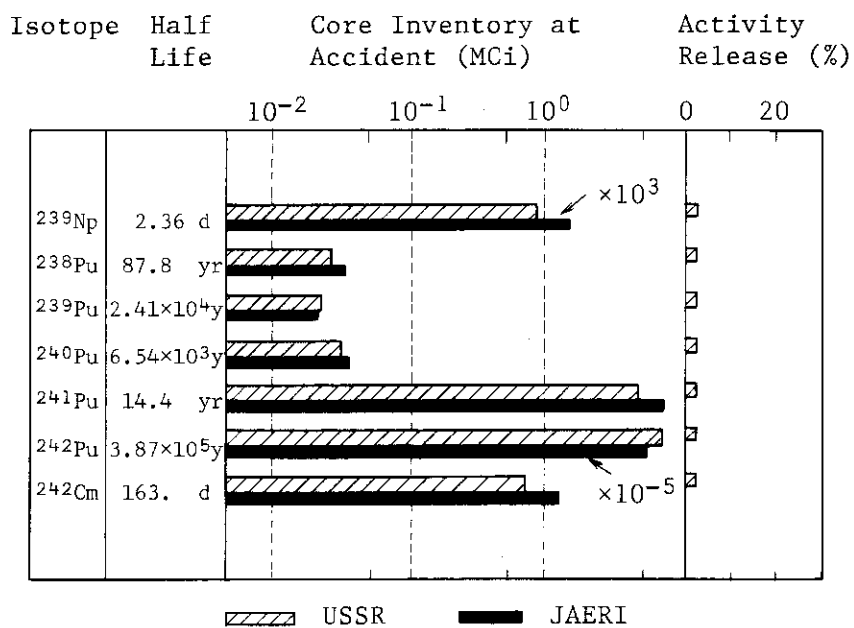
第Ⅱ. 80 図 事故前後の崩壊熱の変化



第Ⅱ. 81 図 事故発生時の同位体間放射能比率
(インベントリ推定値とフォールアウトデータとの比較)



第Ⅱ. 82-1図 炉内FP放射能インベントリ推定値(事故発生時)



第Ⅱ. 82-2図 炉内アクチニド放射能インベントリ推定値(事故発生時)

3.2 FPの化学形の推定と揮発性の検討

(1) 目的

FPの化学形は、事故時におけるFPの燃料からの放出と移行を決定する重要な因子である。チェルノブイリ事故では、炉心に大量の黒鉛が存在したために、FPの化学形と放出挙動は軽水炉事故の場合と異ったものになる可能性がある。本稿では、① 黒鉛の存在がFPの化学形にどう影響するか検討する、② 計算結果を各地における放射能測定結果とつぎ合わせるにより、炉心状態を推定する手がかりを提供する、の2点を目的とする。

(2) 解析の方法

燃料中のFPは、拡散と蒸発の2つのプロセスを経て放出されるが、多くのFP元素間の放出率の差は、それらの揮発性、いいかえれば気体化学種の生成されやすさで半定量的に説明することができる。また多くのFPが放出されるような高温条件では、化学平衡論によるアプローチが有効である。そこで、C、O等も含めたある元素組成の下での化学平衡において、各FP元素毎に気相化学種の割合を調べることで放出率の目安が得られ、これを放射能測定結果の比較することで、逆に炉心状態を推定する手がかりが得られる。その意味で本解析は特定の炉心状態を仮定した計算でなく、温度、酸素量等の重要因子によるパラメータ計算とした。

化学平衡の計算にはMPEC-2コード⁽³⁴⁾を用いた。

MPEC-2コードは、与えられた元素量、温度、圧力または体積の下で、提示された化学種、相の中から最も安定な組み合わせを選ぶコードであり、特に複雑な多相問題における不連続性の処理に工夫がなされている。コード自体はFPの問題とは無関係であり、適切な元素と化学種および熱力学データの選定によってのみ、FP放出の解析となるものである。

放出放射能の観測結果を参考にして、次の元素を解析対象とした。

(FP) Cs, I, Te, Ba, Ru, Mo, Zr, Ce

(非FP) H, O, C, B, (N)

温度を別として、FPの化学形と揮発性を決定する最大の因子は酸素分圧である。そこで本解析は酸素量をパラメータとして行うことにし、第3.83図に示すような3つのシリーズを設定した。シリーズAでは、B(ホウ素)を除く全元素を対象としている。シリーズAAでは、ホウ素を考慮し、代りに遷移金属元素Mo, Ru, Zrを除外している。シリーズBでは、CとBが除かれており、ほぼ軽水炉の場合に相当する(PWRでは、冷却水中にBが含まれるが、Bを考慮するなら中和剤としてのLiも考慮しなければならない)。

上述の元素の中には、多くのFPが欠けており、またUも、被覆材としてのZrもNbも考慮されていない。その他多くの構造材元素も除外されている。一部の元素のみの間で平衡計算を行うことを正当化する理由は、次のとおりである。

- ① FPは周期律表上で、2周期弱の分布をもっているが、同族元素の性質は似通っており、量的に多い後の周期の元素で代表できる。
- ② 周期律表上で左端のアルカリ金属(Rb, Cs)は右端のハロゲン元素(Br, I)と安定な結合を作りやすく、左から2番目のアルカリ土類金属(Sr, Ba)は右から2番目のカルコゲン(Te等)と安定な化合物を作りやすい。そこでこれらの間の量的なバランスは正確に

決めなければならない。しかし中間の遷移金属元素、希土類、アクチニドは両端の元素との親和性は高くなく、C、O等との親和性の方が高い。そこでこれらの元素の場合、C、Oを過剰量とした計算である限り、全部の元素を考慮しなくても意味がある。

③ 化学平衡といっても、炉心の元素全部が同時に平衡になるわけではもちろんない。Zrの場合、FPとしてのZrだけで、他のFPより過剰量になっており、バランス上問題ない。

④ Cs_2UO_4 等の錯酸化物は高温では不安定になる。

本解析はすべて1気圧の定圧問題として扱っているので、第II.83図の元素量は絶対量としては意味がなく、元素間の割合にのみ意味がある。FP元素相互間の比率はORIGENコードによるインベントリ計算結果により、他の元素は適当に過剰量になるように設定した。いずれのシリーズでも、Nを大量に入れてあるが、これはパラメータである酸素量が最大になった時に、空気の組成になるように設定してある。FPのチッ化物は全く考慮しておらず、Nは N_2 ガスとしてのみ存在するとしているので、Nの代わりにこれをKr、Xeと考えても同じことである。大量の N_2 ガスが常に存在するような形で問題を設定することで、定圧問題であると同時に、ほぼ定容問題にもなり、気相化学種の分圧を揮発性の目安として、各ケース間で直接に比較できるようになるのである。

これらの元素の化学形として、第II.28表に示すような化学種を考慮している。これらの化学種は②で述べたような定性的考察と同時に、個別の安定性の計算と判断により、約150種の中から選定したものである。第1表には、Gibbsの標準自由エネルギーの温度依存式

$$G(\text{J/mole}) = A + BT + CT^2$$

の温度係数A、B、Cが示されている。ここでTは温度(K)である。(このGはいわゆる生成の自由エネルギー ΔG_f と異なり、絶対値に近い定義になっている点に注意されたい。)標準自由エネルギーのデータは、Barin-knacke⁽³⁵⁾、JANAF⁽³⁶⁾の熱化学表、および一部Gmelinハンドブック⁽³⁷⁾他の文献から取り、上の多項式の形に表現した。

気相は理想気体として、また固・液相化学種はそれぞれが純粋な相を作るものとして扱った。

(3) 計算結果と観測事実との比較

第II.83図に示した各ケース(元素の比率)毎に、温度を1200-3000 Kの間で200 Kおきに変えて、各条件における平衡化学組成を求めた。結果の1例として、酸素量が多い場合のFP化学形の温度による変化を第II.84図(a)、(b)に示す。

さらにパラメータを変えた場合の、各元素毎の揮発性の変化を見やすくするため、第II.85図(a)、(b)、(c)の形で結果をまとめた。これらの図において、各元素の揮発性(分圧)を3つの段階に分けて表示してある。太い実線は、その元素を含む気相化学種の分圧の和が、 10^{-7} 気圧以下であることを、細い実線は以上であることを示し、さらに破線は与えた元素の全量が気相中に存在することを示している。主要化学種は右側にまとめて記載してあるが、同一コラム中に複数の化学種がある場合は、一般に右側にあるもの程高温で安定な化学種となるよう配列した。

ここで 10^{-7} 気圧という値そのものも、また全量が気相となる温度も、仮定したFP量(正確にはチッ素量との比率)によるもので、絶対値的には意味がない。しかし、ここで考慮したFP各元素の量が相互にあまり大きな相違がないので、これら3つの分類が各元素の揮発性の差を大まかに把握するのに役立つものである。

結果を見ると、CsとIは、考慮したすべてのケースにおいて、高い揮発性を示しており、このような高温領域では、ヨウ素の化学形などは大きな問題ではないことを示している。（黒鉛と水が存在することから、ヨウ化メチル CH_3I を化合物のリストに加えたが、このような高温下では全く生成されない。）

Teの揮発性は雰囲気酸が酸化性である時は、Cs、Iと同程度であるが、還元性の場合には抑制される。これは BaTe(s) が安定になるためである。

全ケースを通じてZrの揮発性が最も低く、Ceがこれに次いでいる。アルカリ土類金属であるBaと遷移金属元素Mo、Ruの揮発性は、対照的な酸素分圧依存性を示している。Baは酸化性雰囲気の場合、還元性の場合より揮発性が低い、これはBaOの蒸気圧が比較的低いためである。もし制御棒の B_4C が分解して反応に関与し、ホウ酸塩が生成するならば(AA シリーズ)、この傾向はさらに促進される。

MoとRuは、還元性雰囲気では、Ceと同程度の低揮発性であるが、空気程度の酸化性条件下(A-1, B-1)では、 MoO_3 、 RuO_3 等の生成により、揮発性は非常に高くなる。

A、B 2つのシリーズは、炭素の存在を考慮しているか否かのみが異っており、炭素のないシリーズBは、いわば軽水炉事故の場合に対応している。酸素分圧の高い場合は、両者のFP化学形および揮発性の間にはほとんど差がない。酸素量を少くとした場合、炭素が存在するシリーズAでは、高温で炭化物 BaC_2 、 Mo_2C 、 ZrC 、 CeC_2 等が安定となる。これらの炭化物は揮発性が低く、分解して元素の蒸気を発生する形でしか揮発しないので(計算ではこれらの炭化物の気相種は考慮していない)、炭素が存在しない場合に比べて、揮発性はやや低くなる。しかし、その相違は酸素分圧の効果に比べて小さい。単純化していえば、チェルノブイリ炉における大量の黒鉛の存在は、酸素分圧をコントロールする働きを通してのみ、FPの揮発性に影響したものといえよう。

これらの計算結果と、各地における放射能測定結果を直接比較するのは困難である。それは、平衡化学計算における気相種の分圧は、FP放出率と密接に関係してはいるものの、定量的には関係づけられないこと、また各地の観測結果もまちまちで、炉心からの放出率をそのまま示してはいないことによる。ここでは、ソ連報告書⁽⁶⁾に記載されているFP放出率(第II.29表)、およびフィンランドにおける放射能測定結果(第II.30表)を基に、議論を進めることにする。

ソ連報告書のFP放出率の特徴は、特徴がないことである。揮発性FPとして知られるI、Cs、Teについてのみ、若干高い数値になっているが、アクチニドを含め、それ以外の元素については、極めて似通った数値となっている。このデータを、気相を経たいわゆる放出の形で解釈するとすれば、炉心の一部が、いかなる元素も気相に移行するような超高温状態になったものと仮定するしかない。あるいはこのデータは、燃料マトリックスに包まれたまま、機械的に放出されたものが大部分を占めるのかも知れない。

一方フィンランドにおける測定値は、元素間の差がはっきり出しており、各元素の特性に応じた気相放出率の差として解釈できるものとなっている。本解析結果との比較の観点から、第II.29表の相対放出率で特に注目されるのは、Baの放出率がTeのそれより1桁程度小さく、Mo、Ruとはほぼ同程度であること、またZrとCeの放出率が同程度で、Mo、Ruより1桁程度小さいことである。これらの事実は、本パラメータ計算の、酸素量が多い場合の結果とほぼ符合す

るものである。ソ連以外の国での測定結果の中には、これよりもさらに Ru の放射能が強く出ているものもある。

スウェーデンの Studsvik 研究所では、事故後いち早く放射能測定結果を Nature 誌⁽³⁰⁾に発表して注目されたが、このデータは $1\mu\text{m}$ 程度の粒子 1 個ずつについての放射能測定結果を含んでおり、現在でも極めてユニークなものとなっている。このデータを第 II.31 表に転載する。

この表で注目されるのは、粒子 1 と 3 が全く異なる組成になっていることである。粒子 1 では、Ru と Mo が(放射能的に)主成分となっているが、これらは前述したように酸化性雰囲気中で揮発性が高くなる元素である。一方、粒子 3 では Ba, La, Ce が主成分となっているが、これらは酸素によって揮発性が全然またはほとんど促進されず、高温によってのみ揮発する元素である。また少量ではあるが、Zr が粒子 3 にのみ存在すること、Te が粒子 1 に多く存在することも注目される。

本解析結果に照らして見れば、これらの事実はチェルノブイリ炉事故における FP 放出に対して、酸化による加速が存在したこと、粒子 1 と 3 は時間的または空間的に異った点での放出モードを反映し、粒子 1 の方がより低温での放出を示すものと解釈される。

なお、粒子 2 は放射能的にほとんど Ru のみから成る特異な粒子である。Studsvik 研究所では、この粒子が $1\mu\text{m}$ 程度の球形粒子であったことから、これを Ru の液体粒子が形成された証拠とみなし、これから炉心温度は Ru の融点である約 2700 K 以上であったと主張した。粒子 2 の放射能の絶対値は、 $1\mu\text{m}$ 程度の粒子が質量的にも Ru を主成分とするものであることを示している。しかしこれに酸素のような軽元素が加わっていたとしても、比放射能はほとんど変わらない。

一般に液体粒子が、気相から析出するためには、高い分圧が必要であり、低い分圧下では直接固相が析出する。Ru の気体から液体が析出するには、 $10^{-3}\sim 10^{-4}$ 気圧程度の Ru 蒸気が必要であり、単一の FP の分圧としては、やや高過ぎるように思われる。RuO₂ の液体は、Ru または RuO₃ に比べて不安定ではあるが、ある条件下では RuO₂(*l*) が形成された可能性もある。この場合は、RuO₂ の融点 1400 K が下限の温度となる。粒子 2 に、少量ながら ¹³¹I が含まれていることも、2700 K 以上で形成されたとする主張に疑問を投げかけるものである。

(4) 結 論

FP の炭素化合物には高温で安定な気相種はない。

チェルノブイリ炉における大量の黒鉛の存在が、もし FP 放出に影響したとすれば、(燃焼による熱的效果は別にして)酸素の分圧を下げることにより、むしろ揮発を抑制する側に働くはずである。

一方、北欧を中心とする放出放射能測定結果における元素間の比率は、本解析結果に照らすと、同事故における FP 放出には、強い酸化性雰囲気による加速があったことを示していると解釈される。このことは、黒鉛の存在が FP の放出に対し、直接にはあまり影響しなかったことを意味する。

第II.28表 解析で考慮した化学種と標準自由エネルギーの温度係数
((L)または(S)の表示のないものは気相種を示す)

化学種	化学種		
	A	B	C
1. N2	59.13E3	-193.87	-14.96E-3
2. BA	240.15E3	-238.23	0.0
3. BA12	-244.83E3	-356.33	-28.46E-3
4. BAO	-71.96E3	-239.25	-18.03E-3
5. BAOH	-154.18E3	-257.30	-26.61E-3
6. BA(OH)2	-502.11E3	-321.86	-45.17E-3
7. CO	-76.74E3	-197.95	-16.59E-3
8. CO2	-329.22E3	-211.22	-26.44E-3
9. CH4	7.04E3	-185.29	-29.95E-3
10. CH3I	96.45E3	-260.05	-31.13E-3
11. CE	461.48E3	-212.85	-9.70E-3
12. CEO	70.31E3	-207.35	-18.03E-3
13. CEO2	-438.92E3	-279.26	-26.36E-3
14. CS	104.82E3	-178.50	-10.21E-3
15. CSH	183.51E3	-281.42	-26.65E-3
16. CSI	-112.32E3	-276.99	-19.65E-3
17. CSOH	-178.52E3	-260.27	-26.90E-3
18. CS2O	-7.28E3	-320.82	-29.62E-3
19. H2	41.21E3	-133.73	-15.04E-3
20. HI	64.65E3	-206.62	-16.54E-3
21. H2O	-169.32E3	-186.48	-21.55E-3
22. H2TE	153.44E3	-221.14	-27.43E-3
23. I2	101.85E3	-265.64	-18.59E-3
24. I	125.53E3	-181.96	-10.68E-3
25. O2	63.37E3	-207.59	-16.66E-3
26. RU	667.37E3	-206.89	-6.15E-3
27. RUO3	24.91E3	-273.90	-41.01E-3
28. RUO4	-47.51E3	-295.87	-48.72E-3
29. TE	214.69E3	-187.57	-9.51E-3
30. TE2	189.52E3	-256.41	-23.44E-3
31. TE0	120.66E3	-237.20	-20.81E-3
32. TE02	22.99E3	-291.97	-16.66E-3
33. MO	733.01E3	-231.56	-
34. MOO	431.47E3	-251.76	-12.50E-3
35. MOO2	63.96E3	-296.58	-19.13E-3
36. MOO3	-250.27E3	-306.45	-27.26E-3
37. ZR	697.07E3	-245.06	-
38. ZRO	103.98E3	-233.11	-16.73E-3
39. ZRO2	-207.01E3	-289.57	-20.57E-3
40. BA(L)	55.72E3	-140.90	0.0
41. BA0(L)	-440.28E3	-95.78	-29.13E-3
42. BA(OH)2L	-807.19E3	-131.98	-68.57E-3
43. CE(L)	47.54E3	-100.97	-9.70E-3
44. CSI(L)	-285.06E3	-141.58	-35.20E-3
45. CSOH(L)	-321.21E3	-130.22	-39.96E-3
46. RU(L)	71.77E3	-71.60	-6.05E-3
47. TE(L)	52.66E3	-110.39	0.0
48. TE02(L)	-202.70E3	-158.85	0.0
49. MO(L)	133.29E3	-109.69	-
50. MOO3(L)	-503.22E3	-259.10	-
51. ZR(L)	105.41E3	-116.73	-29.45E-3
52. ZRO2(L)	-943.49E3	-90.77	0.0
53. BA(S)	27.25E3	-91.38	-43.85E-3
54. BAC2(S)	-48.36E3	-81.84	-89.35E-3
55. BAC03(S)	-1107.24E3	-72.00	-29.01E-3
56. BAO(S)	-496.75E3	-71.46	0.0
57. BA(OH)2S	-808.58E3	-172.29	-29.14E-3
58. BATE(S)	-233.19E3	-95.65	-10.41E-3
59. C(S)	1.57E3	-2.15	-
60. CE(S)	27.67E3	-92.81	-80.65E-3
61. CE2C3(S)	-129.60E3	-151.27	-46.76E-3
62. CE2C(S)	-72.67E3	-77.08	-94.47E-3
63. CE2O3(S)	-1691.37E3	-115.97	-51.37E-3
64. CE02(S)	-1009.21E3	-44.91	-17.51E-3
65. CE2E(S)	-262.81E3	-103.12	-37.25E-3
66. CSI(S)	-307.34E3	-114.41	0.0
67. CS2TE(S)	-220.71E3	-168.52	-
68. CS2C03(S)	-970.50E3	-315.43	-12.64E-3
69. RU(S)	10.39E3	-31.07	-50.00E-3
70. RU02(S)	-235.82E3	-43.26	0.0
71. TE02(S)	-231.79E3	-129.93	-11.35E-3
72. MO(S)	11.36E3	-34.70	-48.18E-3
73. MO2C(S)	-27.46E3	-50.79	-39.73E-3
74. MO02(S)	-515.65E3	-47.55	-16.12E-3
75. MO03(S)	-625.31E3	-144.79	-17.56E-3
76. ZR(S)	13.06E3	-39.02	-28.74E-3
77. ZRC(S)	-176.03E3	-52.89	-76.84E-3
78. ZRO2(S)	-1017.47E3	-67.76	-119.0E-3
79. (CSB02)2	-1214.42E3	-620.78	-48.80E-3
80. (HB02)3	-2022.03E3	-324.94	-64.26E-3
81. B2O3(L)	-1130.67E3	-104.31	-49.33E-3
82. CSB02(L)	-923.14E3	-84.08	0.0
83. B4C(S)	-59.72E3	-23.00	-99.39E-3
84. B2O3(S)	-1163.97E3	-93.53	-50.82E-3
85. BAB2O4(S)	-1886.86E3	-68.70	-
86. CSB02(S)	-935.15E3	-90.98	-

第Ⅱ. 29 表 ソ連報告書⁶⁾によるF P放出率

(注) 核種 ^{**}	放出放射能量 MCi		86年5月6日迄に原 子炉から放出された 放射能比率 (%)	
	84年4月26日	86年5月6日 *** (注)		
¹³³ Xe	5	45	推定	100 以下
^{85m} Kr	0.15	—	"	"
⁸⁵ Kr	—	0.9	"	"
¹³¹ I	4.5	7.3	20	
¹³² Te	4	1.3	15	
¹³⁴ Cs	0.15	0.5	10	
¹³⁷ Cs	0.3	1.0	13	
⁹⁹ Mo	0.45	3.0	2.3	
⁹⁵ Zr	0.45	3.8	3.2	
¹⁰³ Ru	0.6	3.2	2.9	
¹⁰⁶ Ru	0.2	1.6	2.9	
¹⁴⁰ Ba	0.5	4.3	5.6	
¹⁴¹ Ce	0.4	2.8	2.3	
¹⁴⁴ Ce	0.45	2.4	2.8	
⁸⁹ Sr	0.25	2.2	4.0	
⁹⁰ Sr	0.015	0.22	4.0	
²³⁸ Pu	0.1×10^{-3}	0.8×10^{-3}	3.0	
²³⁹ Pu	0.1×10^{-3}	0.7×10^{-3}	3.0	
²⁴⁰ Pu	0.2×10^{-3}	1.0×10^{-3}	3.0	
²⁴¹ Pu	0.02	0.14	3.0	
²⁴² Pu	0.3×10^{-6}	2.0×10^{-6}	3.0	
²⁴² Cm	0.3×10^{-2}	2.1×10^{-2}	3.0	
²³⁹ Np	2.7	1.2	3.2	

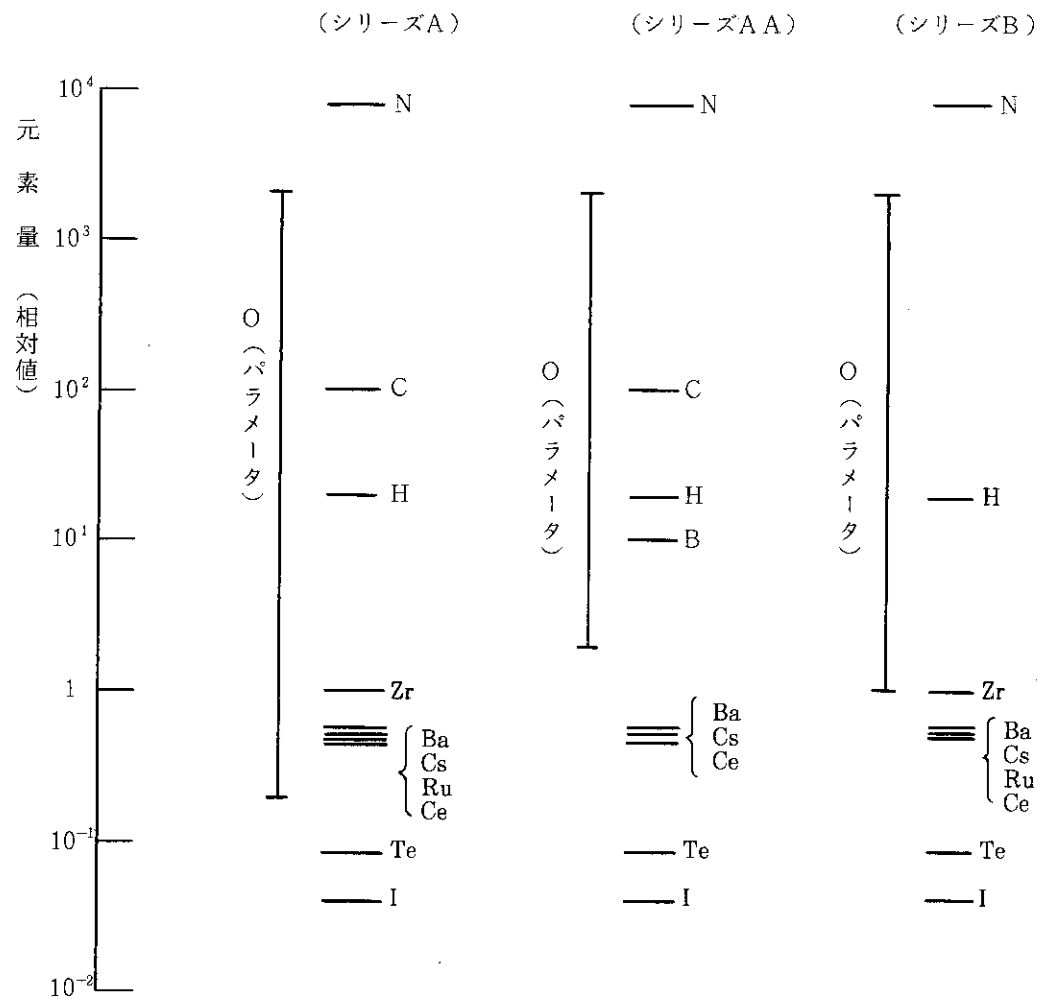
第Ⅱ.30表 フィンランドでの放射能測定結果
(一部抜すい, 4月28日試料採取)

核 種	半減期	(mBq/m ³)	放出率* (相対値)
Zr -95	65.0 d	390	0.0009
Nb -95	35.1 d	800	0.002
Mo-99	66.0 h	2,500	0.010
Ru -103	39.4 d	3,140	0.009
Ru -106	368 d	750	0.008
Cd -115	2.2 d	770	0.53
Sb -125	2.8 y	250	0.11
Te -129m	33.6 d	2,700	0.24
Te -132	78.2 h	36,000	0.17
I -131	8.05 d	226,000	1
Cs -137	30 y	12,500	0.58
Ba -140	12.8 d	6,600	0.015
Ce -141	32.5 d	590	0.001

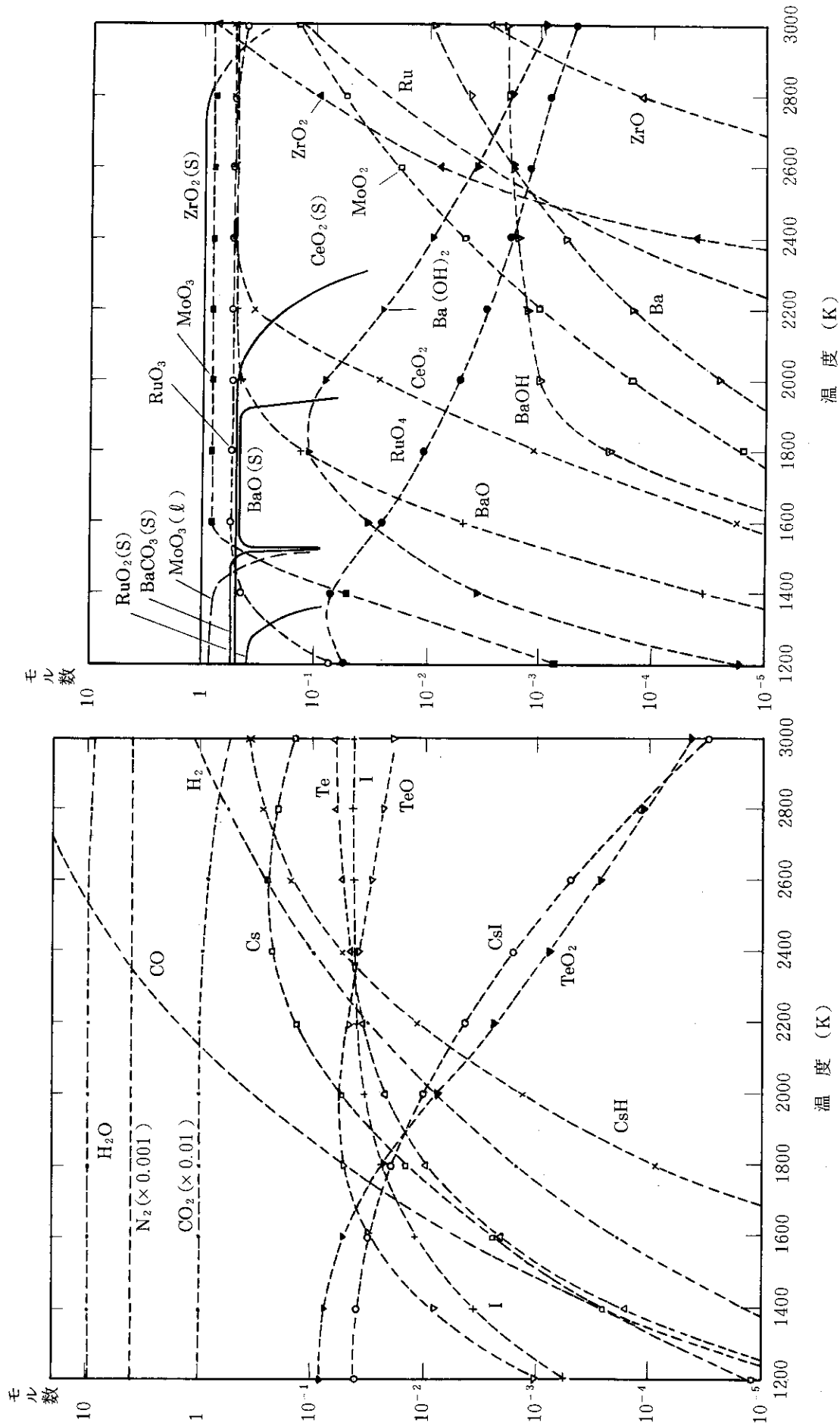
* ORIGEN による炉心インベントリ計算値で
放射能測定値を割り, I-131 を 1 とした相対値

第Ⅱ.31表 Studsvik 研究所で測定された粒子毎の放射能⁽³⁰⁾

核 種	放 射 能 (Bq)		
	(粒子1)	(粒子2)	(粒子3)
¹⁰³ Ru	10,000	6,900	
⁵¹ Cr	1,700		
⁹⁹ Mo, ^{99m} Tc	1,600		
¹⁰⁶ Ru	2,800	1,800	40
¹³² Te	810	20	
¹³¹ I	70	60	25
¹⁴⁰ Ba- ¹⁴⁰ La			2,400
⁹⁵ Zr- ⁹⁵ Nb			10
¹⁴¹ Ce			75
¹⁴⁴ Ce			120
²³⁹ Np			70



第Ⅱ.83図 各計算ケースにおける元素量の設定



第II.84図(a) ケース A-1 で計算された化学種のモル数
(高揮発性元素の化合物, すべて気相)

第II.84図(b) 低揮発性元素の化学種モル数
(実線は固相, 破線は液相, 点線は気相を示す。)

ケース	元素	温度 (K) 1500 2000 2500 3000	酸素分圧 (atm)	主要化学種	
				固・液相	気相
A-1 (O=2000)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		0.18	— — — BaCO ₃ , BaO MoO ₃ RuO ₂ ZrO ₂ CeO ₂	CsOH, CsI, Cs CsI, I TeO ₂ , TeO, Te Ba(OH) ₂ , BaOH, BaO MoO ₃ , MoO ₂ RuO ₄ , RuO ₃ , Ru ZrO ₂ CeO ₂
A-2 (O= 200)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻¹⁴ } 10 ⁻³	— — — BaCO ₃ , BaO MoO ₂ Ru ZrO ₂ CeO ₂	CsOH, CsI, Cs CsI Te Ba(OH) ₂ , BaO, BaOH MoO ₃ , MoO ₂ RuO ₃ , Ru ZrO ₂ CeO ₂
A-3 (O= 20)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻²⁴ } 10 ⁻¹⁸	— — BaTe BaTe Mo ₂ C Ru ZrO ₂ , ZrC Ce ₂ O ₃ , CeC ₂	CsI, CsH, Cs CsI Te ₂ , Te Ba Mo Ru ZrO, Zr CeO ₂ , Ce
A-4 (O= 2)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻³⁰ } 10 ⁻²⁰	— — BaTe BaTe, BaO Mo ₂ C Ru ZrC, ZrO ₂ CeO ₂	CsI, CsH, Cs CsI Te Ba Mo Ru Zr Ce
A-5 (O=0.2)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻³² } 10 ⁻²²	— — BaTe BaC ₂ , BaTe Mo ₂ C Ru ZrC CeC ₂ , CeO ₂	CsI, Cs CsI Te Ba Mo Ru Zr Ce

第II.85 図(a) シリーズAの計算結果

(各ケースの棒グラフで太実線区間は気相化学種の分圧の和が 10^{-7} 以下,
破線は与えた元素量がすべて気相にあることを示す。)

ケース	元素	温度 (K) 1500 2000 2500 3000	酸素分圧 (atm)	主要化学種	
				固・液相	気相
AA-1 (O=2000)	Cs I Te Ba Ce		0.18	CsBO ₂ — Ba(BO ₂) ₂ CeO ₂	(CsBO ₂) ₂ , CsI CsI, I TeO ₂ Ba(OH) ₂ , BaO CeO ₂
AA-2 (O= 200)	Cs I Te Ba Ce		10 ⁻¹⁵ } 10 ⁻³	CsBO ₂ — Ba(BO ₂) ₂ CeO ₂	CsI, (CsBO ₂) ₂ CsI, HI, I Te ₂ , Te Ba(OH) ₂ , BaO CeO ₂
AA-3 (O= 20)	Cs I Te Ba Ce		10 ⁻²⁶ } 10 ⁻¹⁸	CsBO ₂ — Ba(BO ₂) ₂ CeO ₂	CsI, (CsBO ₂) ₂ , Cs CsI Te ₂ , Te Ba CeO ₂ , Ce
AA-4 (O= 2)	Cs I Te Ba Ce		10 ⁻³² } 10 ⁻²⁰	— — BaTe BaTe, BaC ₂ Ce ₂ O ₃ , CeC ₂	CsI, CsH, Cs CsI Te Ba CeO ₂ , Ce

第II.85図(b) シリーズAA (ホウ素入り, Mo, Ru, Zr 抜き) の計算結果

ケース	元素	温度 (K) 1500 2000 2500 3000	酸素分圧 (atm)	主要化学種	
				固・液相	気相
B-1 (O=2000)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		0.2	— — BaO MoO ₃ RuO ₂ ZrO ₂ CeO ₂	CsOH, CsI, CsH, Cs CsI TeO Ba(OH) ₂ , BaO MoO ₃ RuO ₄ , RuO ₃ ZrO ₂ CeO ₂
B-2 (O= 10)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻¹⁶ } 10 ⁻⁴	— — BaO MoO ₂ , Mo Ru ZrO ₂ CeO ₂ , Ce ₂ O ₃	CsOH, CsI, Cs, CsH CsI Te ₂ , Te Ba(OH) ₂ , BaOH, BaO, Ba MoO ₃ Ru ZrO ₂ CeO ₂
B-3 (O= 1)	Cs I Te Ba Mo Ru Zr Ce		10 ⁻³² } 10 ⁻¹¹	— — BaTe BaTe Mo Ru ZrO ₂ , Zr Ce ₂ O ₃	CsI, Cs CsI Te Ba Mo Ru ZrO, Zr CeO ₂ , Ce

第II.85図(c) シリーズAから炭素を抜いたもの) の計算結果

3.3 ソースターム評価上の問題点

(1) 事故時 FP 放出過程の推定

チェルノブイリ原子力発電所事故が反応度事故であり、事故時の燃料破損が原子炉内の圧力上昇と原子炉の破損に到ったことは既に第2章、第3章で述べたとおりである。ここでは、事故時の FP 放出過程について推定する。

放出過程を推定するにあたっては、事故の経過から推定する方法と、環境に放出された FP の測定値から推定する方法がある。前者については、事故の経過に沿って時々刻々の燃料の状態を知る必要があるが、チェルノブイリ事故に関しては、ソースターム評価を精度良く行うに足だけの情報が殆どなく、事故の経過からソースターム評価を定量的に行うのは極めて困難であり、信頼性にも欠けるといえる。一方、環境に放出された放射能及び FP 核種の分析に基づくソースタームの評価は、西側諸国で測定・分析された結果等に基づいて定量的な値が出されている。また、ソ連も報告書の中で分析結果を報告している。原研では、観測結果に基づくソースタームの評価については、タスクグループ B が実施したので、ここでは、事故の経過に基づくソースターム評価について検討する。

ソ連の報告書では、FP の放出過程を事故の経過および事故後の FP の放出挙動に対応させて四つのフェイズに分けて報告されているが、この分類は妥当といえよう。そこで、ここでは各々のフェイズ毎にソースタームを推定する可能性とその信頼性を評価してみる。

1) フェイズ 1

フェイズ 1 は事故直後の燃料破損に伴う FP の放出である。このフェイズには、燃料の破碎により FP が瞬時に放出されたと推定できる。現在の軽水炉ソースターム評価ではこのような燃料の瞬時破碎に伴う FP 放出は考慮されてなく、実験データも乏しい。現在のソースターム評価解析コードに用いられている FP 放出モデルに従えば、燃料温度が溶融温度に達していると初期 FP インベントリの殆どは放出されることになる。今度の事故のように、燃料が瞬時に破損し破碎するような場合にはギャップ内の FP が瞬時に放出される他、燃料物質内の気体状の FP が瞬時に放出されると思われる。初期に存在する FP については推定ができるが、フェイズ 1 でどの位の FP が放出されたかを定量的に評価するには事故時に全燃料のうちどの位の燃料が破損したかを知る必要があるが、現状では推測の域を出ない。

なお、ソ連の発表によれば、稀ガスと揮発性 FP を除く FP の放出量が初期インベントリに対してほぼ同じであることは、炉心破損時に機械的な FP の放出があったことを物語っているといえよう。

炉心が破壊され破損した燃料が炉心内外に分布し、そこから FP が環境に放出されたと思われるが、この時期には、火災や黒鉛の燃焼がありこれらの影響を含めて FP 放出量を定量的に評価することは困難である。つまり、燃料の再分布が炉心内部であったと思われるが、分布がどのようになっていたか、また、量がどの位であったかについても推測する根拠がない。

一方、この時期には燃料温度が高温になった可能性があるが、どの程度になり得るかは、燃料の状態によるが、崩壊熱でも、冷却がないと燃料溶融にいたる可能性はある。しかし、燃料が破損し散らばっているとすれば、ある程度の冷却があったとしてもおかしくはない。スウェ

ーデンが行ったサンプル分析の結果、ルテニウム粒子が見つかったとされているが、ルテニウム粒子が存在するためには、少なくとも 2600 °C 以上の温度でなければならないが、炉心内の一部がこのような温度に到達したとしてもおかしくはない。なお、FP 化学形についての検討結果から、酸化雰囲気にあったことが推定でき、空気が流入していたことを裏づけている。なお、黒鉛が存在することによる FP 化学形への影響は殆どなかったと推定されている。

2) フェイズ 2

この時期は、ソ連が空中から鉛、土等の遮蔽物質を投下し、炉心上部を塞いだ時期である。従って、これらの物質が炉心を覆ったため、FP の環境への放出量は減少したものと推定される。しかし、燃料体の状態は、空気の流入が妨げられるようになったこと以外フェイズ 1 と変わらないものと思われる。従ってこの時期の FP の放出量は、燃料の分布と燃料温度から推定される。しかし、燃料体の状態は、空気の流入が妨げられるようになったこと以外フェイズ 1 と変わらないものと思われる。従って、この時期の FP の放出量は、燃料の分布と燃料温度の推定が可能であれば、かなりの精度で推定できる。ただし、燃料体から環境にいたる流路には、遮蔽物質があるため、フィルタの効果等があり、燃料から放出された FP のうちのどの程度が環境に放出されたかを推定するのは困難である。

3) フェイズ 3

ソ連の報告によれば、この時期は、炉心温度が再び上昇した時期である。つまり、崩壊熱が十分に除去されず、燃料温度が再び上昇したとされているが、現象的には充分可能である。フェイズ 2 と全く同じ理由により、燃料の分布と状況がわかれば、FP の放出量の推定は可能である。

4) フェイズ 4

ソ連の報告によれば、液体窒素を原子炉の地下に注入したことにより、炉心の冷却に成功したとされ、炉心温度を低下することができたとされている。従って、燃料温度の低下に対応し、放出放射能が減少している。このことは、冷却が充分に行われれば、FP 放出量が減少することと矛盾しない。

(2) ソースターム評価上の不確実性

チェルノブイリ事故の場合ソースターム評価では、以下の点が従来の軽水炉のソースターム評価とは異なる点である。

- 燃料の瞬時破損による FP の機械的な放出があった。
- 炉心の爆発・破損により燃料の再分布があった。
- 遮蔽物質の存在によるフィルタ効果があった。
- 遮蔽物質による断熱効果も同時に存在した。
- 炉心冷却は最終的には有効であったが、詳細は不明である。
- 炉心外に燃料そのものが放出された。

以上の点については定量的な情報がなく、ソースターム評価を定量的に行うことは殆ど不可能であり、定量的な検討は困難である。

一方、比較的不確実性の少ない点としては、以下の項目が挙げられる。

- 燃料内 FP インベントリの推定値は信頼できる。

- 黒鉛の存在による FP 化学形への影響は殆どない。
- ルテニウム粒子の存在の測定が正しいとすれば、燃料温度は少なくとも 2600 °C には到達していた。
- 環境評価から揮発性 FP の放出量はインベントリの約 20 %程度と推定される。
- 環境に放出された FP の分析から、揮発性 FP と難揮発性 FP の放出時期にずれのあった可能性が指摘されているが、これはソ連の報告書と矛盾しない。

参考文献

- (1) 原子力安全委員会, ソ連原子力発電所事故調査特別委員会, "ソ連原子力発電所事故調査報告書-第1次-", (1986.9.9).
- (2) 原子力安全委員会, ソ連原子力発電所事故調査特別委員会, "ソ連原子力発電所事故調査報告書", (1987.5.28).
- (3) Tsuchihashi K. et al. "Revised SRAC Code System", JAERI 1302 (1986).
- (4) Iijima S. et al., J. Nucl. Sci. Technol., 19, 96 (1982).
- (5) Wakabayashi T. and Fukumura N., "Analysis of Nuclear Characteristics of Chernobyl Reactor by WIMS-ATR Code", NEACRP-796, September 1986, Chalk River.
- 若林利男他, "チェルノブイリ原子力発電炉事故解析, 核熱特性および事故再現性解析," 原子力誌, Vol.28, No.12 (1986).
- (6) USSR State Committee on the Utilization of Atomic Energy ; "The accident of the Chernobyl Nuclear Power Plant and its Consequences", Information Compiled for the IAEA Experts' Meeting, 25-29 Aug., 1986, Vienna.
- (7) Wakabayashi T., private communication, January, 1987.
- (8) Blomquist R.N. et al., "VIM-A Continuous Energy Monte Carlo Code at ANL", ORNL/RSIC-44 (1980).
- (9) U.S. Department of Energy, "Report on the U.S. Department of Energy's Team Analysis of the Chernobyl-4 Atomic Energy Station Accident Sequence", DOE/NE-0076, Nov. 1986.
- (10) Fowler, T.B. ; "Nuclear Reactor Core Analysis Code, CITATION", ORNL-TM-2496 (1971).
- (11) 高野誠, 平野光将, 鈴木邦彦, 他 ; "CITDEGA, 3次元核熱結合炉心燃焼特性解析コード-使用手引-", JAERI-M 85-048 (1985).
- (12) Dollezhall, N.A., Emelyanov, I.Y. ; "The Channel Type Nuclear Power Reactor".
- (13) 高野誠, 滝川好夫 ; "多目的高温ガス実験炉用3次元炉心核熱動特性解析コード-COMIC 60-", JAERI-M 84-242 (1985).
- (14) EPRI, "RETRAN-02---A Program for Transient Thermal Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems", EPRI-NP-1850-CCM, (1981).
- (15) Pushkrev, V.I., et al., "Ways of Altering the Coefficients of Reactivity in RBMK Reactor", Sov. At. Energ., 46, 441 (1979).
- (16) Aden, V.G., et al., "Fuel Elements of the RBMK-1000 Reactor", Sov. At. Energ., 43, 865 (1977).
- (17) 星蔦雄, 他 ; "NSRR実験プログレスレポート 6", JAERI-M 7977, 6-10 (1978).

- (18) Fujishiro T. et al. "Light water reactor fuel-response during reactivity initiated accident experiments", NUREG/CR-0269 (1978).
- (19) 鶴田隆治他, "反応度事故条件下における高発熱量負荷時の機械的エネルギーと燃料の微粒子化", JAERI-M 84-235 (1985).
- (20) 今井他, JAERI-M 82-067 (1982).
- (21) Day R.J. et al., Ind. Carbon & Graphite (1957) p.347.
- (22) Walker, P.L. et al., "Advances in Catalysis" XI, 1959, p.133.
- (23) INSAG 報告書, p. 30, p. 41.
- (24) Tsuchihashi K., et al. ; "SRAC : JAERI Thermal Reactor Standard Code System for Reactor Design and Analysis", JAERI 1285 (1983).
- (25) 土橋敬一郎 (炉物理実験研究室) (私信).
- (26) 内藤淑孝 (プラント安全解析研究室) (私信).
- (27) Croff A.G. ; "ORIGEN2-A Revised and Updated Version of the Oak Ridge Isotope Generation and Depletion Code", ORNL-5621 (1980).
- (28) Croff "A User's Manual for the ORIGEN2 Computer Code", ORNL/TM-7175 (1980).
- (29) 内藤淑孝, 他 : "核種崩壊データライブラリ JDDL 及び核種生成崩壊計算コード COMRAD の作成", JAERI-M 86-121 (1986).
- (30) Devel L., et al. ; "Initial observations of fallout from the reactor accident at Chernobyl", Nature, Vol.321, 15 May (1986).
- (31) 梅沢弘一 (アイソトープ部) (私信).
- (32) Finnish Centre for Radiation and nuclear Safety ; "Interim Report on Fallout Situation in Finland from April 26 to May 4, 1986", STUK-B-VALO 44 (1986).
- (33) Finnish Centre for Radiation and Nuclear Safety ; "Second Interim Report on Fallout Situation in Finland from 5 to May 16, 1986", STUK-B-VALO 45 (1986).
- (34) Uchida M., "MPEC2 : A Code for Multi-Phase Chemical Equilibria", Computers & Chemistry, 11, 19 (1987).
- (35) Barin I. and Knacke O., "Thermochemical Properties of Inorganic Substances", Springer-Verlag, Berlin, (1973).
- (36) USDOC, "JANAF Thermochemical Tables", NSRDS-NBS 37, (1971).
- (37) Gmelin Handbuch der Anorganischen Chemie, Springer-Verlag, Berlin.
- (38) "Gmelin Handbuch der Anorganischen Chemie", Springer-Verlag, Berlin.

参考資料A 非常用炉心冷却系の信頼性解析

本解析は、チェルノブイリ事故に関する詳細なデータが入手されていなかった時期（昭和 61 年 6 月）に実施されたものである。したがって、その後の調査結果からみて不十分な面もあるが、事故当時の検討にあたり、貴重な情報を提供したので、ここに報告する。

1. まえがき

チェルノブイリ原子力発電所事故の当初、同発電所の非常用炉心冷却系が正常に機能を遂行したか否かが一部で問題視された。そこで非常用炉心冷却系の信頼性がどの程度であるかを入手資料に基づき検討した。本報告は、この検討結果をまとめたものである。この事故が反応度事故であることが判明しているが、参考資料として添付する。

なお、解析時点で発電所に関する情報が極めて不足していたため、検討結果に大きな不確実さがあることに留意してほしい。

2. 非常用炉心冷却系の概要

RBMK-1000 型原子炉の非常用炉心冷却系⁽¹⁾（ECCS）は、①強制循環回路（一次冷却系）の大口径破断（300φ分配集合管破断、900φの圧力ヘッド完全破断；A-1図参照）、②蒸気配管の破断、③給水配管の破断、による事故時に作動するばかりでなく、所内電源喪失や給水喪失などにより通常の冷却水供給が不能となった場合に、原子炉に冷却水を供給する^{注)}。非常用炉心冷却系は、A-2図に示すように、3つの独立したチャンネルから構成され、各々50%容量を有する。各チャンネルは、事故開始直後から破断ループ側炉心に対して必要な冷却水流量を供給するための“瞬時作動システム”と、その作動後長期間にわたり炉心へ冷却水を流入する“長期冷却システム”から構成される。瞬時作動システムには、2つの蓄圧器系と電動給水ポンプ系があり、これら3つのサブシステムのうち2つの作動により冷却水を供給する。長期冷却システムとしては、破断側注入系及び健全側注入系各々3系列があり、各々2系列の作動により破断側及び健全側の炉心チャンネルに冷却水を供給する。

これらのシステムは、次の3つの起動信号のうち(a)と(b)あるいは(a)と(c)の同時信号（最大想定事故信号）により作動を開始する。

- (a) 配管室の圧力上昇
- (b) （破断側の）気水分離器水位低下（正常値より 700 mm 低下）
- (c) 気水分離器と主循環ポンプ・ヘッド間の圧力差低下（0.4～0.5 MPa）

注) 小口径破断（50～70φチャンネル出入口、80φジルコニウムチャンネル破断）時には気水分離器からの冷却水逆流により故障チャンネルを冷却する。

最大想定事故信号により、非常用ディーゼル発電機も起動する（12～15秒で全回転となる）。
 なお、非常用炉心冷却系の完全投入は事故開始後 35 秒で所要電力の確立と共に達成される。

3. 各サブシステムの機能と構成

3.1 瞬時作動システム

(1) 蓄圧器系

蓄圧器系は、2つの独立なサブシステムから成り、各々緊急冷却に必要な水の約50%を供給する。水源となる蓄圧タンクは6基あり、容量は各々 25 m³である。A-3(a)図に示すように冷却水は、蓄圧タンクから、蓄圧器ヘッドを経て注入ヘッドへ流れ、分配ヘッドから炉心チャンネル内に入る。蓄圧器ヘッド上には通常時閉の高速作動電動弁と逆止弁があり、また、注入ヘッド上には流量制限器と逆止弁が付いている。高速作動電動弁は駆動源を蓄電池とし、最大想定事故信号により全開となる。^{注)}

(2) 電動給水ポンプ系

電動給水ポンプ系は、最大想定事故時に原子炉安全保護系の一部として使用されるもので、蓄圧器系と同様、緊急冷却に必要な水の約50%を炉心へ供給し、蓄圧器系とは物理的に独立している。この系は、A-3(b)図に示すように、復水器を水源とし、冷却水は、給水ポンプからポンプ吐出弁を経て、ポンプヘッドへ流れ、さらに、注入ヘッドを経て分配ヘッドから炉心チャンネル内に入る。ポンプヘッドには通常時閉の高速作動電動弁があり、同弁は駆動源を蓄電池とし、最大想定事故信号により全開となる。^{注)}また、ポンプ出口から気水分離器への配管には通常時閉の高速作動電動弁があり、この弁はポンプヘッド上の電動弁と同様、蓄電池から給電し、最大想定事故信号により全開となる。^{注)}

3.2 長期冷却システム

(1) 破断側注入系

この系は、瞬時作動システムの作動終了後、原子炉の破断側に冷却水を供給するためのものであり、3つの独立なサブシステムから成る。各サブシステムは、2基のポンプにより緊急冷却に必要な水の約50%を供給する。A-3(c)図に示すように、水源は圧力抑制プール（バブラ・プール）であり、ポンプ入口にある熱交換器で冷却された水は、2基のポンプから給水ヘッドを経て注入ヘッドへ流れる。給水ヘッド上には通常時閉の電動弁があり、同弁は非常用ディーゼルの起動後、最大想定事故信号により開となる。

(2) 健全側注入系

この系は、(1)と同様、瞬時作動システムの作動終了後、原子炉の健全側に冷却水を供給するためのものであり、3つの独立なサブシステムから成る。各サブシステムは50%供給能力を持つポンプによって給水ヘッド、注入ヘッドへ冷却水を送る（A-3(a)図参照）。給水ヘッド上の通常時閉電動弁は破断側注入系の電動弁と同様、非常用ディーゼル発電機起動後に開と

注) 高速作動電動弁の全開（閉）に要する時間は17～18秒である。

なる。

4. 非常用炉心冷却系の信頼性解析

3に示したシステム構成に基づき、各サブシステム及び非常用炉心冷却系の信頼性を概算した。本解析において使用した故障率データは、WASH-1400⁽²⁾及びIREP⁽³⁾から引用した(章末の付表参照)。また、運転員の過誤率については、NUREG/CR-1278⁽⁴⁾を参考とした。

4.1 瞬時作動システムの信頼性解析

本システムの成功基準 (Success Criteria) は、「2つの蓄圧器系及び電動給水ポンプ系の3サブシステムのうち2つを用いて冷却水を供給すること」である。したがって、瞬時作動システムのアンアベイラビリティ P_s は

$$P_s \cong (P_{(ACC)})^2 + 2 \cdot (P_{(ACC)}) \cdot (P_{(FEED)}) \quad (1)$$

で表わされる。ここで、 $P_{(ACC)}$ は蓄圧器系1サブシステムのアンアベイラビリティ、 $P_{(FEED)}$ は電動給水ポンプ系のアンアベイラビリティである。

蓄圧器系1サブシステムのアンアベイラビリティは

$$1.3 \times 10^{-3} / d$$

また、電動給水ポンプ系のアンアベイラビリティは

$$3.5 \times 10^{-3} / d$$

となり、3サブシステムが物理的・電氣的に完全独立であるとする瞬時作動システムのアンアベイラビリティは

$$4.0 \times 10^{-5} / d$$

となる。また、3サブシステム間で起動信号系の故障を共通要因故障と考えると、瞬時作動システムのアンアベイラビリティは

$$1.0 \times 10^{-3} / d$$

となり、殆んど起動信号系の機能喪失確率に支配される。

4.2 長期冷却システムの信頼性解析

本システムの成功基準を「破断側注入系3サブシステムのうち2つによる破断側炉心への注入と、健全側注入系3サブシステムのうち2つによる健全側炉心への注入」と設定すると、本システムのアンアベイラビリティ P_L は

$$P_L \cong 3 \cdot (P_{(FAIL)})^2 + 3 \cdot (P_{(NON)})^2 \quad (2)$$

で表わされる。ここで、 $P_{(FAIL)}$ 、 $P_{(NON)}$ はそれぞれ破断側注入系、健全側注入系の 1 サブシステムのアンアベイラビリティである。

破断側注入系 1 サブシステムのアンアベイラビリティは

$$3.8 \times 10^{-3} / d$$

健全側注入系 1 サブシステムのアンアベイラビリティは

$$2.5 \times 10^{-3} / d$$

となり、各サブシステムとも物理的・電氣的に完全独立であるとする、長期冷却システムのアンアベイラビリティは

$$6.1 \times 10^{-4} / d$$

となる。また、破断側注入系及び健全側注入系の間で 2 つのサポート系、起動信号系、及び非常用ディーゼル発電機の機能喪失を共通要因と考えると、長期冷却システムのアンアベイラビリティは

$$2.5 \times 10^{-3} / d$$

となり、両サポートの機能喪失確率が支配的となる。

各サブシステムについての信頼性解析の結果を A-1 表にまとめる。同表で、 P_{HB} は流量制限器の操作に関する運転員過誤を考慮した際のアンアベイラビリティを表わす。また、参考までに、軽水炉の非常用冷却系についての信頼性を A-2 表に示す。

5. 結 論

本節では、RBMK-1000 型原子炉の非常用炉心冷却系について、その信頼性解析の結果(概算)を示した。情報が希少のため、詳細は解析には至らなかったが、非常用炉心冷却系のアンアベイラビリティは、概ね

$$\text{瞬時冷却システム} \cdots \cdots 10^{-4} \sim 10^{-3} / d$$

$$\text{長期冷却システム} \cdots \cdots \sim 10^{-3} / d$$

であると推定できる。しかし、この系統では、炉心の破断側あるいは健全側への注入を分けて行うため、システムの制御(例えば、電動弁の切替や注入すべきラインの選択など)がかなり複雑なものと思われ、物理的には独立していても、サブシステム間にかなり強い依存性があると推測される。蓄圧器系がその典型である。機能的には PWR の蓄圧器と類似であるが RBMK-1000 型原子炉では起動信号を受けて電動弁が開くことによって注入される仕組みになっているため、その信頼性は起動信号系や電動弁の信頼性に支配される。一方、PWR の場合には、静的機器(例えば、逆止弁やラプチャーディスク)の作動だけで機能を遂行するため、その信頼性は、かなり高いとされている。したがって、PWR では蓄圧器系各々が互いに完全独立であるのに対し、RBMK-1000 型原子炉の蓄圧器系では物理的には独立であるものの電氣的な相互作用がある

と思われる。

このようなシステム間相互作用を考慮すると、RBMK-100型原子炉の非常用炉心冷却系の信頼性は、本節で概算した信頼性よりも低くなるといえよう。

参 考 文 献

- (1) 篠原慶邦訳；「核エネルギー装置」（原発の安全確保），1986年。
- (2) USNRC；"Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plant", WASH-1400 (NUREG-75/014), 1975.
- (3) USNRC；"Interim Reliability Evaluation Program, Analysis of the Browns Ferry Unit 1 Nuclear Power Plant", NUREG/CR-2802, July 1982.
- (4) A.D. Swain, et. al.；"Handbook of Human Reliability Analysis with Emphasis on Nuclear Power Plant Applications", NUREG/CR-1278, 1983.

A-1 表 非常用炉心冷却系の信頼性 (概算)

シ ス テ ム	ア ン ア ペ イ ラ ビ リ テ ィ		
	P _{MAIN}	P _{SUPPORT}	P _{HE}
瞬 時 作 動 シ ス テ ム	1.1 * 10 ⁻⁵ /d	4.0 * 10 ⁻⁵ /d 注) (1.0 * 10 ⁻³ /d)	1.0 * 10 ⁻³ /d (2.0 * 10 ⁻³ /d)
蓄 圧 系 サ ブ シ ス テ ム	1.3 * 10 ⁻³ /d	2.3 * 10 ⁻³ /d	3.3 * 10 ⁻³ /d
電動給水ポンプ・サブシステム	3.5 * 10 ⁻³ /d	7.5 * 10 ⁻³ /d	8.5 * 10 ⁻³ /d
長 期 冷 却 シ ス テ ム	6.2 * 10 ⁻⁵ /d	6.1 * 10 ⁻⁴ /d (2.5 * 10 ⁻³ /d)	7.1 * 10 ⁻⁴ /d (2.6 * 10 ⁻³ /d)
破 断 側 注 入 系	4.3 * 10 ⁻⁵ /d	3.6 * 10 ⁻⁴ /d (2.4 * 10 ⁻³ /d)	4.6 * 10 ⁻⁴ /d (2.5 * 10 ⁻³ /d)
サ ブ シ ス テ ム	3.8 * 10 ⁻³ /d	9.0 * 10 ⁻³ /d	9.1 * 10 ⁻³ /d
健 全 側 注 入 系	1.9 * 10 ⁻⁵ /d	2.5 * 10 ⁻⁴ /d (2.2 * 10 ⁻³ /d)	3.5 * 10 ⁻⁴ /d (2.3 * 10 ⁻³ /d)
サ ブ シ ス テ ム	2.5 * 10 ⁻³ /d	6.7 * 10 ⁻³ /d	6.8 * 10 ⁻³ /d

P_{MAIN} : メイン系のハードウェアのみに関するアンアペイラビリティP_{SUPPORT} : サポート系 (電源系, 起動信号系) の故障を考慮した場合のアンアペイラビリティP_{HE} : 流量制限器の操作に関する人的過誤を考慮した場合のアンアペイラビリティ

注): () 内は起動信号系の故障を共通要因故障とした場合のアンアペイラビリティ

A-2表 LWR非常用炉心冷却系の信頼性 (WASH-1400)

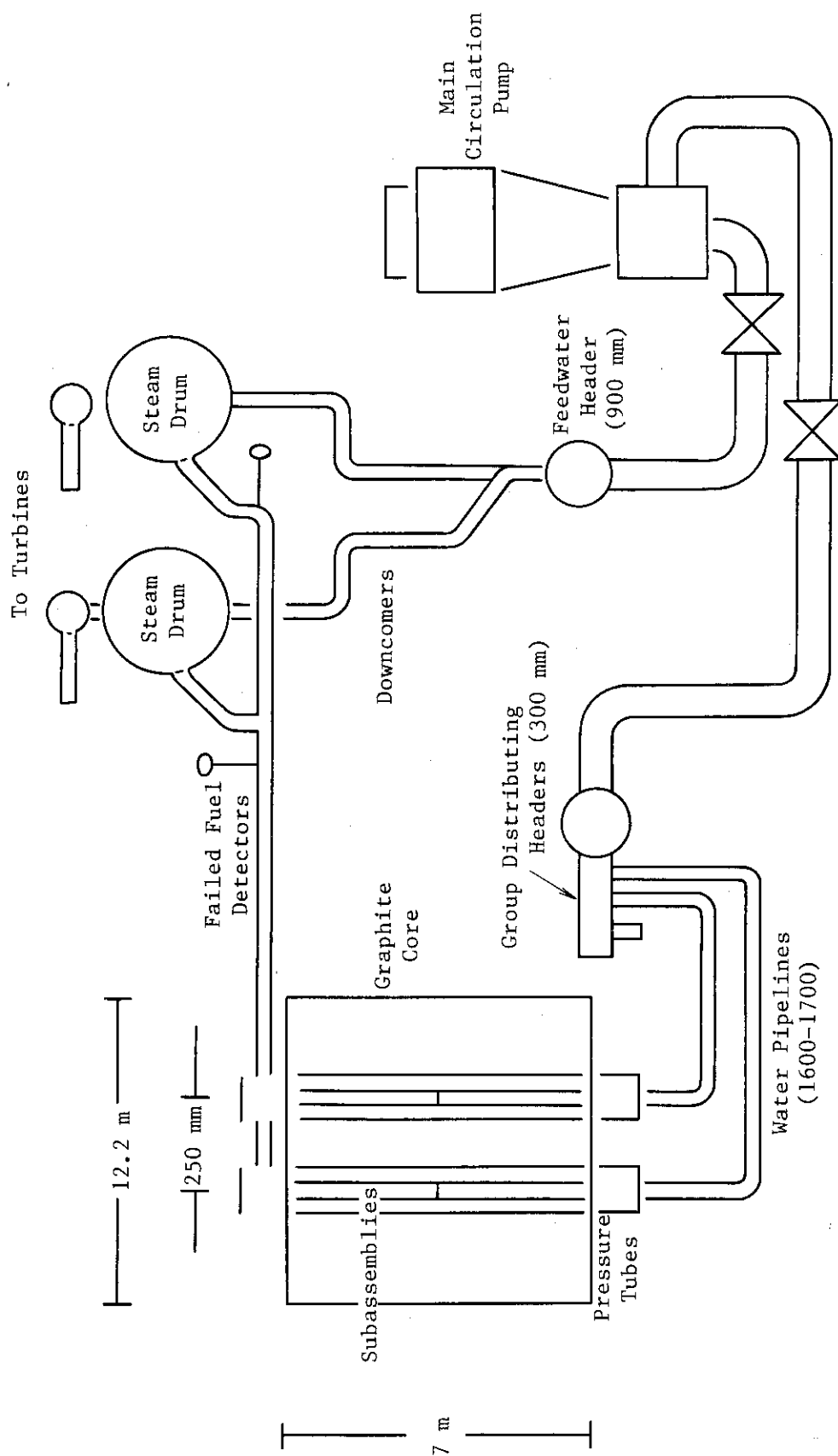
システム	アンアベイラビリティ	
	P _{HARD}	P _{HE}
PWR蓄圧器 ⁽¹⁾	4.9×10^{-4}	—
1系列	2.5×10^{-4}	—
PWR非常用炉心冷却系		
低圧注入系	$3.2 \times 10^{-4} (2.7 \times 10^{-3})^{(2)}$	$2.8 \times 10^{-3} (8.7 \times 10^{-3})^{(2)}$
高圧注入系	$1.1 \times 10^{-3} (2.0 \times 10^{-3})^{(2)}$	$1.8 \times 10^{-4} (8.0 \times 10^{-3})^{(2)}$
BWR非常用炉心冷却系	1.1×10^{-4}	
低圧注入系	3.4×10^{-3}	—
炉心スプレー系	5.7×10^{-5}	—
高圧注入系	1.3×10^{-2}	—
隔離時炉心冷却系	1.1×10^{-2}	—

注) (1) 蓄圧器の成功基準は 2 out of 2 である。

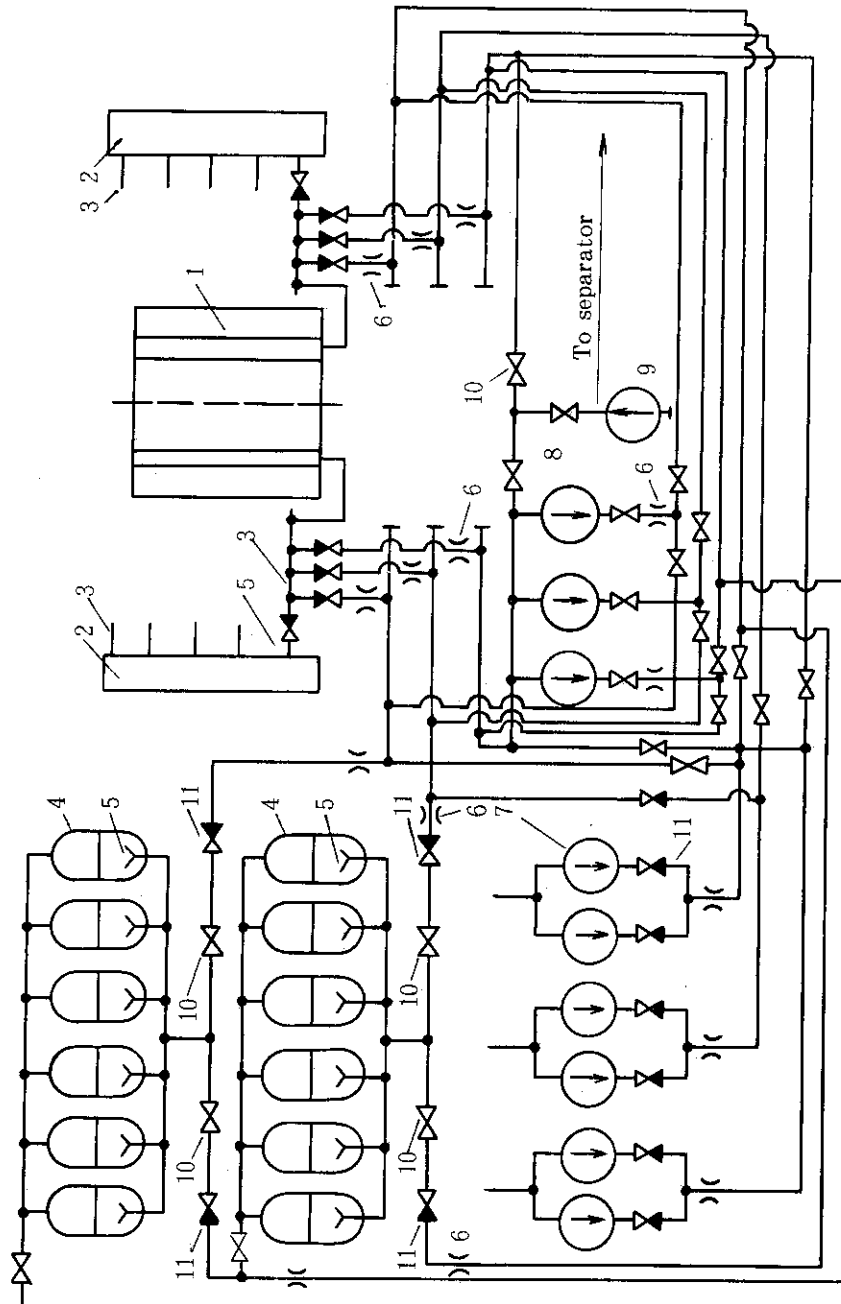
(2) () 内の数値は、再循環冷却機能に関するアンアベイラビリティ

A-3表 主要機器の故障率データ

機 器	故障モード	故障率 (アンアベイラビリティ)	備 考
電 動 弁	開失敗	$1.0 \times 10^{-3} / d$	WASH-1400
	閉 塞	$1.0 \times 10^{-4} / d$	WASH-1400
	起動信号系喪失	$10^{-4} \sim 10^{-3} / d$	I R E P
逆 止 弁	開失敗	$1.0 \times 10^{-4} / d$	WASH-1400
ポ ン プ	起動失敗	$1.0 \times 10^{-3} / d$	WASH-1400
	起動信号系喪失	$\sim 10^{-3} / d$	I R E P
	冷却系故障	$1.0 \times 10^{-4} / d$	WASH-1400
	潤滑油系故障	$1.0 \times 10^{-4} / d$	WASH-1400
ディーゼル発電機	同時故障	$1.0 \times 10^{-3} / d$	WASH-1400
	1基故障	$3.0 \times 10^{-2} / d$	WASH-1400
	起動信号系故障	$\sim 10^{-3} / d$	ポンプに準ずる
	冷却系故障	$1.0 \times 10^{-4} / d$	ポンプに準ずる
	潤滑油系故障	$1.0 \times 10^{-4} / d$	ポンプに準ずる
バッテリー (蓄電池) からの電源喪失		$\sim 10^{-7} / hr$	I R E P

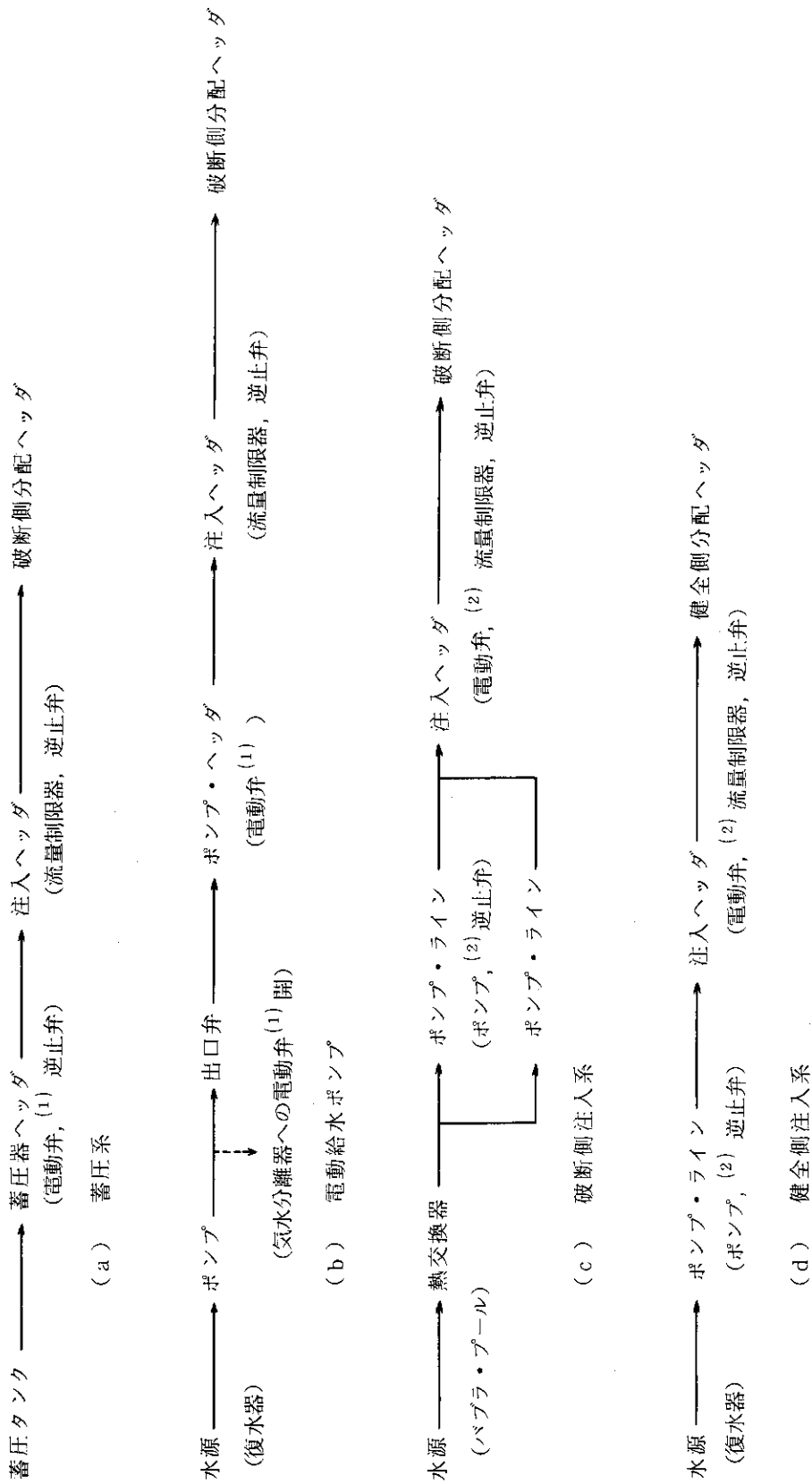


A-1 図 RBMK-1000 の概要図



Emergency cooling system of the RBMK-1000 reactor . 1) reactor; 2) discharge headers; 3) distributive group headers; 4) hydraulic cylinders of the subsystem of emergency injection; 5) float-controlled valves; 6) limiting inserts; 7) pumps for cooling the failed half of the reactor; 8) idem for non-failed half; 9) feedpumps (5 pumps); 10) fast-operating valves; 11) nonreturn valves.

A-2 図 RBMK-1000 の非常用炉心冷却系



注) (1) 蓄電池からの電源で作動, (2) 非常用ディーゼル発電機からの電源で作動
 (1), (2) とも非常用炉心冷却設備起動信号で作動

A - 3 図 各サブシステムの構成と冷却水の流れ

参考資料B チェルノブイリ原子力発電所事故時の水素発生量と爆発限界について

本検討結果は、事故発生直後（昭和61年5月）に実施されたものであり、当時の限られた情報を基にスコーピング計算を行った結果である。事故検討にあたり、参考資料として使用されたので、ここに報告する。

1. はじめに

チェルノブイリ原子力発電所事故では、何らかの原因により原子炉建屋内部で爆発が起これ、原子炉建屋が大きく破壊され、大量の放射性物質が大気中に放出された。このことは、事故直後の5月1日にソ連政府が公表した写真からも容易に推定でき、爆発音を聞いたという報道もされていた。この爆発の原因と詳細な過程は、不明であったが、最も可能性の高い原因として、水素爆発が考えられた。また、減速材にグラファイトを使用していることから、水素以外の可燃性ガスの生成も考えられた。

水素ガスは、燃料棒被覆管および圧力管に含まれるジルコニウムと水が高温で反応して生成される。また、水とグラファイトが反応することによっても水素が生成される。この反応では、同時に一酸化炭素ガスも生成される。このようにして生成された可燃性ガスが原子炉建屋内部で爆発的に燃焼したとすれば、建屋が大きく損壊しても当然である。そこで、チェルノブイリ原子力発電所の炉心内での、水素生成に必要な反応物質すなわち、水、ジルコニウム、黒鉛の存在量に基づいて、事故時に生成されることが可能であったと思われる水素の量と爆発限界との関係について検討した。

検討の結果、炉心内の冷却水とジルコニウムの存在量は、原子炉建屋内で爆発を起こさせるに必要な量の水素を生成させるに十分なものであることがわかった。

本検討の時点では、事故の原因が不明であったので、水素生成の時間依存性については解析を行っていないが、チェルノブイリ事故の基本的な条件を理解するための参考資料として役立つと思われるので、検討内容を報告する。

2. 水素生成量の推定

2.1 ジルコニウム-水反応

(1) ジルコニウム総量の推定

チェルノブイリ原子力発電所原子炉の燃料集合体にはジルコニウム-ニオブ合金が燃料棒被覆管、圧力管およびグリッドスペーサ支持管に使用されている。また、制御棒チャンネルでも燃料チャンネルと同様に圧力管を使用しており、この圧力管にもジルコニウム合金が用いられている。これらの合金中のジルコニウムがジルコニウム-水反応に寄与する可能性がある。

ジルコニウムの総量は、B-1表に示す炉心および燃料チャンネルの寸法の数値に基づい

て推定した。推定値をB-2表に示す。ジルコニウムの総量は約145 tonと推定されたが、制御棒チャンネルの圧力管は、内部に熱源がないので水素生成には寄与しないと考えられる。したがって、水素の生成に寄与できるジルコニウムの総量は約140 tonと推定した。

(2) 冷却材総量の推定

冷却材の総量は参考資料等を基に推定した。推定にあって、炉心の冷却状態との関係を考慮し、i) 炉心より上方部分、ii) 炉心部分、iii) 炉心より下方部分、の三つに分けて推定した。

このうち、炉心より上方の冷却材の大部分は蒸気ドラム中の水量であると推定することができる。そこで、ドラム体積の70%をこの部分の水量と仮定した。炉心より下方部分の水量は冷却材循環ポンプに接続されている配管部分が大部分であると仮定し、原子炉立面図より推定した。B-3表に推定に用いた各数値を示し、B-4表に推定された冷却材の量を示す。推定値は、炉心より上方部分に約300 ton、炉心に約30 ton、炉心より下方部分に約200 tonである。

(3) 水素の生成量の推定

推定されたジルコニウムの総量は約140 ton、水の総量は炉心より下部で約200 ton、炉心より上部（蒸気ドラム等を含む）で約300 ton、炉心内部で30 tonである。これらの水とジルコニウムのどれだけの量が反応して水素を生成したかは不明である。

ここでは、どれだけの水素を生成し得るかを検討する。B-1図にジルコニウムと水の量および水素の生成量の関係を示す。この図から、全てのジルコニウム（140 ton）が反応して水素を生成させるためには、約56 tonの水が必要になることがわかる。そしてこの時には、水素が約6.3 ton生成される。一方、炉心内部にある水30 tonが全てジルコニウムと反応したとすれば、水素発生に寄与するジルコニウムの量は、74 tonで、発生する水素の量は3.4 tonと推定される。しかしながら、ジルコニウム-水反応が生じるような事故条件では、炉心内部の冷却材が既に失われ、燃料棒が高温になっていたはずである。従って、水素発生に寄与した水とジルコニウムの量は炉心内部の冷却材の総量よりは少ないと思われる。これを仮に10 tonとすると、反応に必要なジルコニウムの量は26 ton、発生する水素の量は1 tonと推定できる。

2.2 グラファイト-水反応

(1) グラファイトの総量の推定

チェルノブイリ原子力発電所の原子炉は黒鉛を減速材として使用している。そのため冷却水がグラファイトと高温で接触すると、一酸化炭素ガスと水素を発生する。発生する水素の量を推定するためにはグラファイト量を推定する必要がある。グラファイトの総量は、B-1表に示した値に基づいて推定した。その結果、グラファイトの総量は、B-5表に示すように燃料チャンネルブロック部分で1120 ton、それ以外の部分で540 ton、合計1660 tonと推定された。

(2) 水素の生成量の推定

グラファイトと水の反応により生成される水素の量は、グラファイトの量と反応に寄与する水の量に依存する。冷却材の総量は、前節で推定したが、グラファイトと反応する水は、何らかの原因でグラファイト炉心に放出された冷却材である。グラファイト炉心中に放出された冷

却材の量は、事故シナリオにより大きく異なり現時点ではその推定は困難である。

ここでは、グラファイトと水の反応で生成し得る水素の量について検討する。グラファイトと水の反応では、B-2図に示すようにグラファイト 1000 tonにつき水 1500 ton が反応し、160 ton の水素が発生する。実際には、放出した水のすべてがグラファイトと反応することは考えられない。また、グラファイトと反応する冷却材の量も炉心中にあるすべてではないと推定できる。仮に、炉心中の水のうち、ジルコニウム-水反応に使われた水を除いた分、20 tonがグラファイトと反応したとすれば、B-3図に示すように約14 tonのグラファイトが反応に寄与し、約2 ton の水素が発生することになる。

3. 水素爆発限界の推定

チェルノブイリ原子力発電所の事故では、可燃性ガスが爆発した可能性が高く、なかでも水素ガスの爆発が起きた可能性が最も高い。前章で検討した推定から、かりに炉心内部にある冷却材の3分の1がジルコニウムと反応し、残りがグラファイトと反応したとすれば、全部で約3 tonの水素が発生することになる。この水素は、原子炉の炉心部分に蓄積するか、他の炉室中に放出され発火源があると爆発する可能性がある。水素ガスが爆発するか単に燃焼するだけかは、雰囲気ガスの構成と水素濃度に依存する。そこで、発生した水素ガスが原子炉建屋内に放出されたものとして、その時の水素濃度を推定した。

B-4図は水素の発生量と濃度との関係を原子炉建屋の容積をパラメータとして示したものである。原子炉建屋の内、原子炉上部の最も広い空間は約25,000 m³と推定された。B-5図は、水素-空気-水蒸気系での燃焼限界と爆轟発生限界を示したものである。水蒸気の影響を無視した場合には、水素濃度が約18%以上になると、爆轟が起こりうることを示している。この空間に、前節で推定したジルコニウム-水反応による水素生成量1 tonが放出されたとすると、この空間の水素濃度は約31%となり、爆発が起こり得る濃度になる。さらに、グラファイトと水の反応による水素の生成を加えるとさらに濃度が上がることになる。また、水素の生成量が少なくても、原子炉建屋内部の個々のコンパートメントに放出される場合にも水素濃度が上がり爆発限界を越えることがあり得る。

4. まとめ

チェルノブイリ原子力発電所の事故時に起きた爆発の原因として、水素爆発によるとする説が有力である。そこで、事故時に生成された水素の量を推定し、爆発限界について検討した。主な結果は以下のとおりである。

- 炉心内部にあった冷却材がすべてジルコニウムと反応し水素を生成したとすれば、生成される水素の量は約3 ton である。
- 炉心高さの約3分の1に減少したときの冷却材とジルコニウムが反応したとすれば水素の生成量は約1 ton である。
- 原子炉建屋のうち原子炉の上部部分の容積は 25,000 m³ と推定され、ここでの水素濃度が爆

発限界をこえた可能性がある。

本報告では、限られた情報を基にチェルノブイリ原子力発電所事故時の水素の生成量と水素爆発の可能性について検討したが、データが不足しており、推定された数値に大きな不確実性がある。今後さらに、詳細な検討を継続する必要がある。また、水素以外の可燃性ガス(CO , C_2H_2)の燃焼、爆発についての検討も必要である。

B-1表 ジルコニウムとグラファイトの総量推定に
使用したデータ

炉心直径	11.8 m
炉心高さ	7 m
グラファイト ブロック幅	0.25 m × 0.25 m
グラファイト ブロック数	2488 個
燃料チャンネル 数	1693 体
燃料チャンネル 圧力管	
外径	0.088 m
厚さ	0.044 m
燃料チャンネル内燃料棒数	18 本
燃料被覆管	
外径	0.0135 m
厚さ	0.0009 m
制御棒チャンネル圧力管	
外径	0.088 m
厚さ	0.003 m
ジルコニウム密度	$6.5 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
グラファイト密度	$1.67 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$

B-2表 ジルコニウム総量推定値

燃料チャンネル圧力管	81.3 ton
燃料被覆管	52.0 ton
スペーサ支持管	4.5 ton
制御棒チャンネル圧力管 (*)	7.7 ton

(*) 水素生成に寄与しないものと仮定した。

B-3 表 水量推定に使用した数値 (*1)

蒸気ドラム	
直径	2.6 m
長さ	28 m
個数	4 個
推定される体積	594 m ³
冷却材ポンプ下方の配管	
直径	0.9 m
長さ	60 m
配管個数 (ポンプ数に対応)	8
推定される配管体積	305 m ⁴
冷却水の密度 (280 °C飽和水)	751 kg/m ³

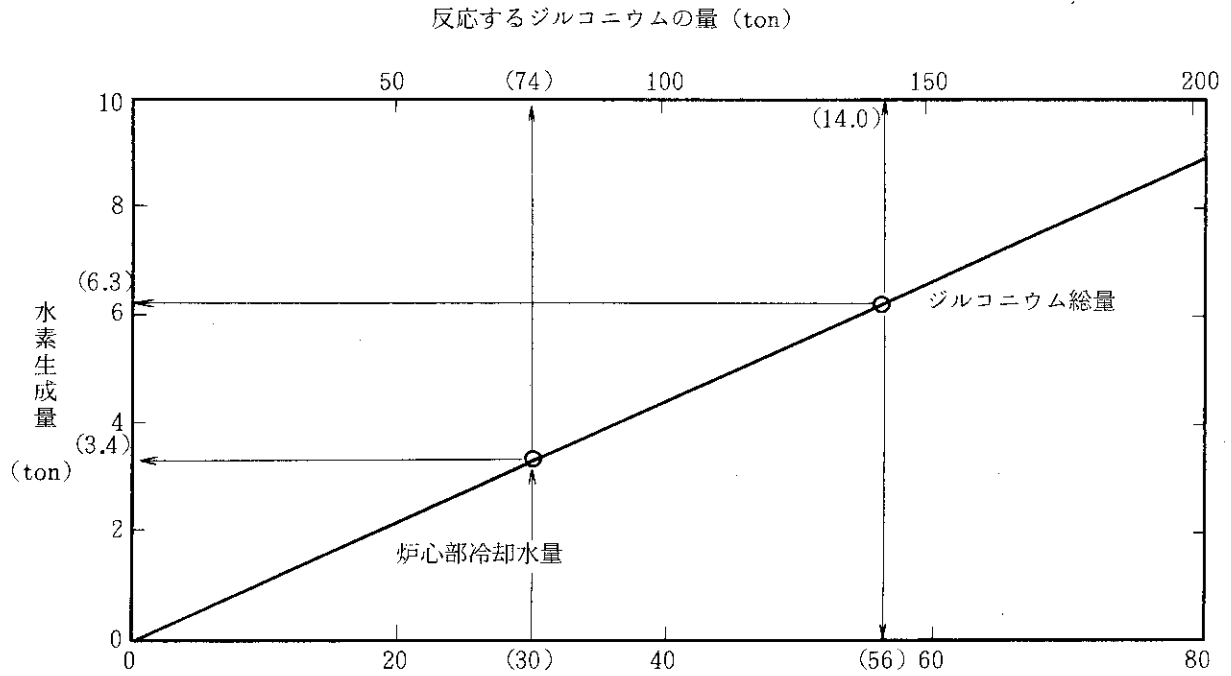
(*1) 数値は原子炉立面図よりの推定値

B-4 表 冷却水量の推定

炉心より上方	300 ton
炉 心	30 ton
炉心より下方	230 ton

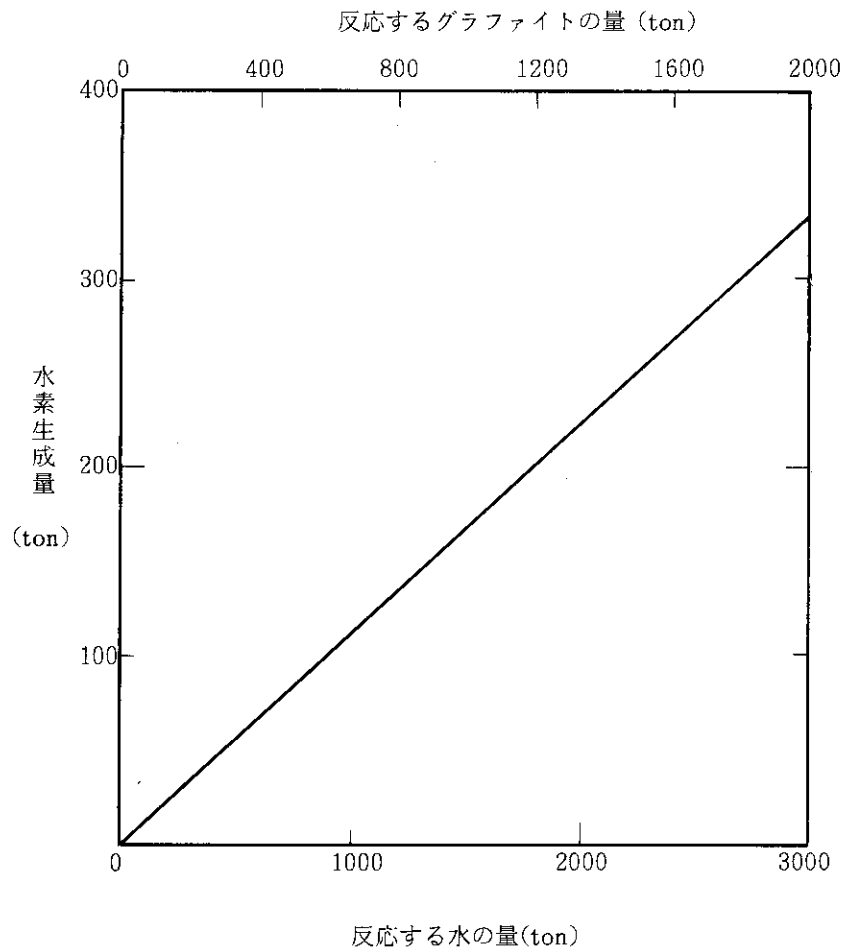
B-5 表 グラファイト総量推定値

燃料チャンネル ブロック	1,120 ton
燃料チャンネル以外	540 ton

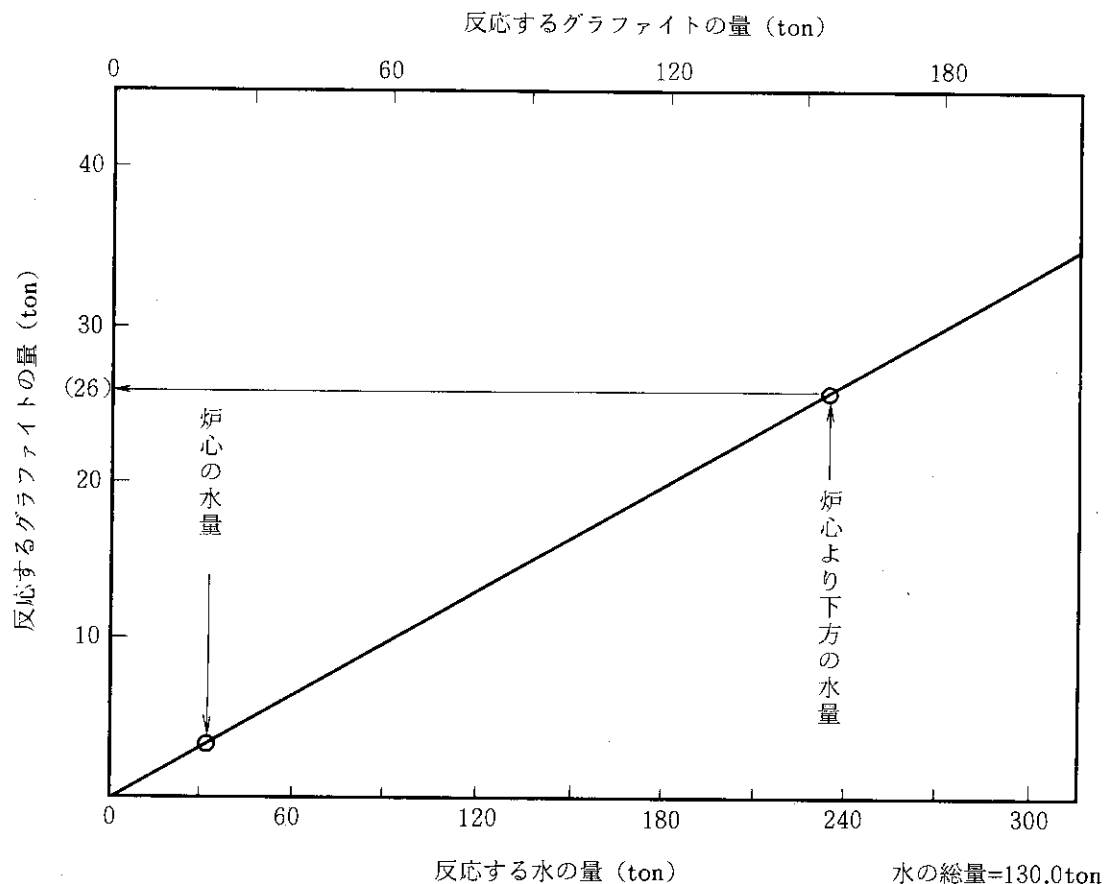


反応する水の量 (ton)

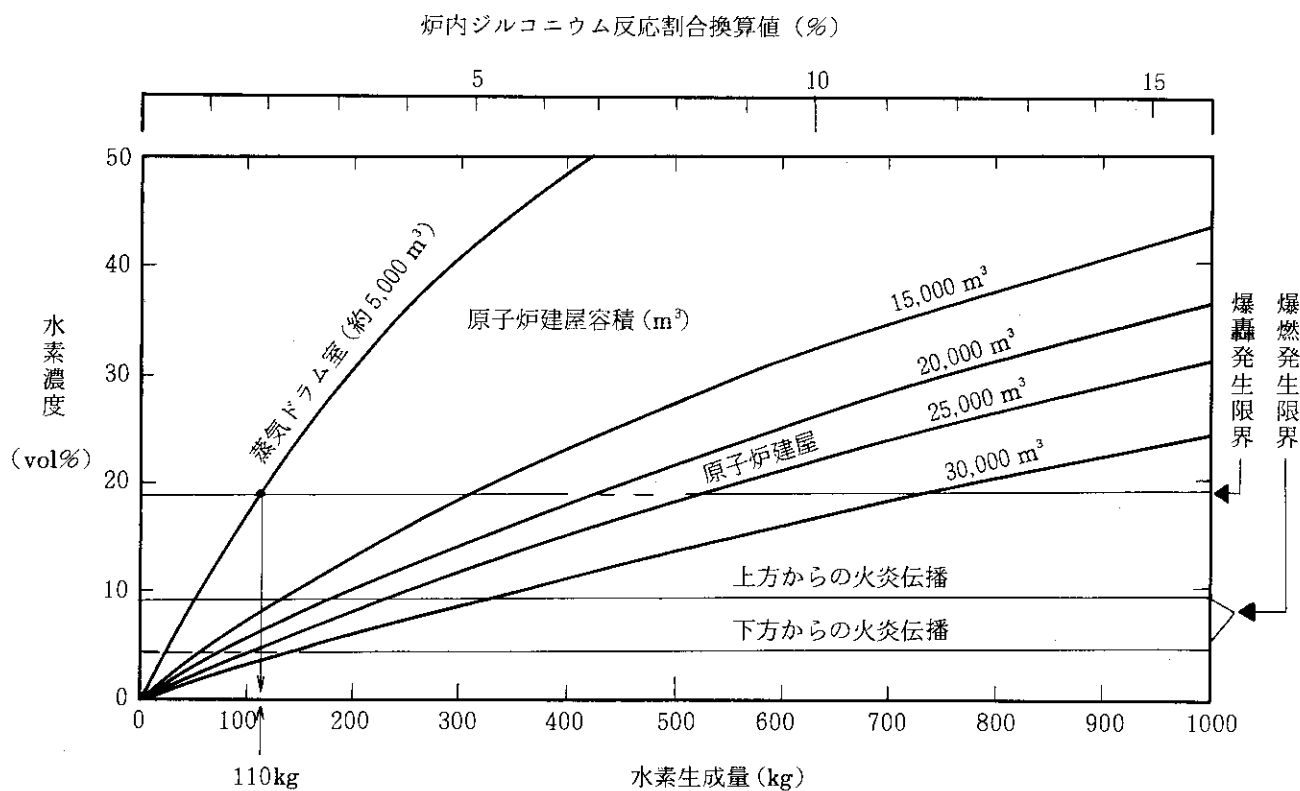
B-1 図 ジルコニウム-水反応による水素発生量



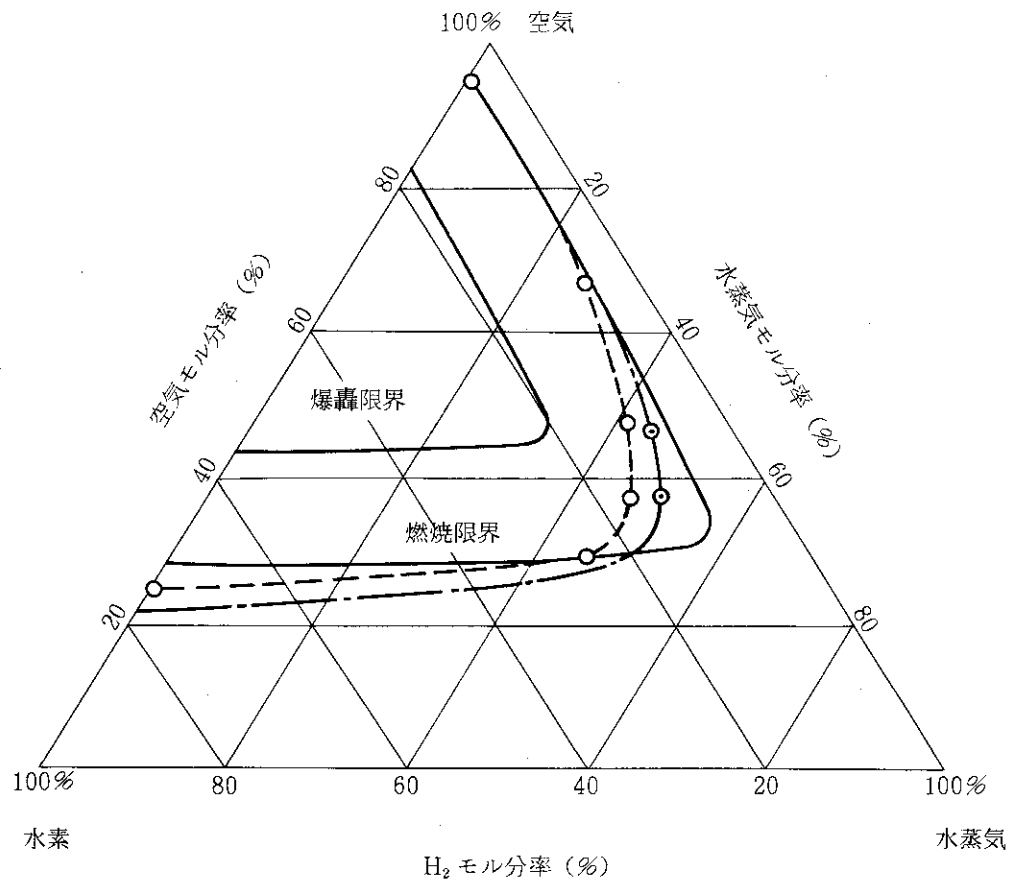
B-2 図 グラファイトと水の反応による水素発生可能量



B-3 図 グラファイトと水の反応による水素発生可能量



B-4 図 ジルコニウム-水反応により発生する水素の建屋内到達濃度



燃焼限界

————— 20°C-88°C 101 kPa

○ — — — — 149°C-101 kPa

⊙ — — — — 149°C-892 kPa

B-5 図 水素-水蒸気-空気系の燃焼限界及び爆轟限界
(NUREG/CR-2726)
(Hydrogen Manual)

参考資料C 熱水力解析

1. まえがき

本解析は、事故原因が明らかにされる以前の昭和61年5月に原因検討のために実施したものであり、チェルノブイリ事故時の激しい出力暴走を模擬したものではないが、RBMK炉の基本的な熱水力特性を理解するための参考資料として使用されたのでここに報告する。

チェルノブイリ原子力発電所4号炉（RBMK-1000型炉）は、熱出力3,200MWで、同一の二つの冷却ループを有し、各ループには燃料を有する縦型約800本のチャンネルが接続されている。また、各々のチャンネルの入口には炉心入口弁がある。

ここでは、チャンネルの一部で出力が急昇した場合の、多チャンネルシステムでの熱水力挙動及び炉心入口弁閉鎖に関連した熱水力挙動について検討を行った。

(1) 多チャンネル効果

チャンネルの一部で出力が急昇した場合の解析を最適評価コードRELAP5/MOD2コードを用いて行った。C-1図に、この解析で用いたチェルノブイリ炉のノーディングを示す。計算はチェルノブイリ炉（2ループ）の1ループについて行った。また、1ループ分の炉心を2つに分割し、おのおのに独立の熱出力を与えることができる様にした。初期のシステム圧力及び炉出力は、それぞれ70ata及び7%とした。

C-2図に示したのが、本解析で用いた出力変化図である。初期炉心出力7%で運転されていた炉心1と2において、時間50秒のときに炉心1だけ出力が7%から50%に10秒間で急昇したとした。また、計算では、ポンプが不作動で自然循環のみによる場合と、ポンプが定格時の50%流量で回転している場合の2つのケースを仮定した。

C-3図に示したのが、ポンプ不作動と仮定した場合の、炉心1と2の圧力応答である。約200秒間に、圧力は臨界圧近くまで達している。

C-4図、C-5図には、ポンプ不作動時及び作動時の、炉心入口及び出口流量を示した。ポンプ不作動の場合、炉心1の出力急昇にともない、炉心1の入口及び出口流量は増加し、炉心2では下降流を示した。ポンプが、定格流量の50%で回転している場合、炉心1の出力急昇により、炉心1の流動抵抗が増加したため、炉心1の入口流量は減少し、出口流量は増加後すぐに減少した。また、炉心2の方では、炉心1の入口流量の減少により炉心流量が増加した。重要なことは、ポンプ不作動時には、出力急昇側の炉心流量は増大し、炉心ボイド率の増加を減らす方向に働くが、ポンプ作動時には、出力急昇側の流量が減り、炉心ボイド率の増加を増やすことである。

(2) 炉心入口弁閉鎖に関連した熱水力挙動

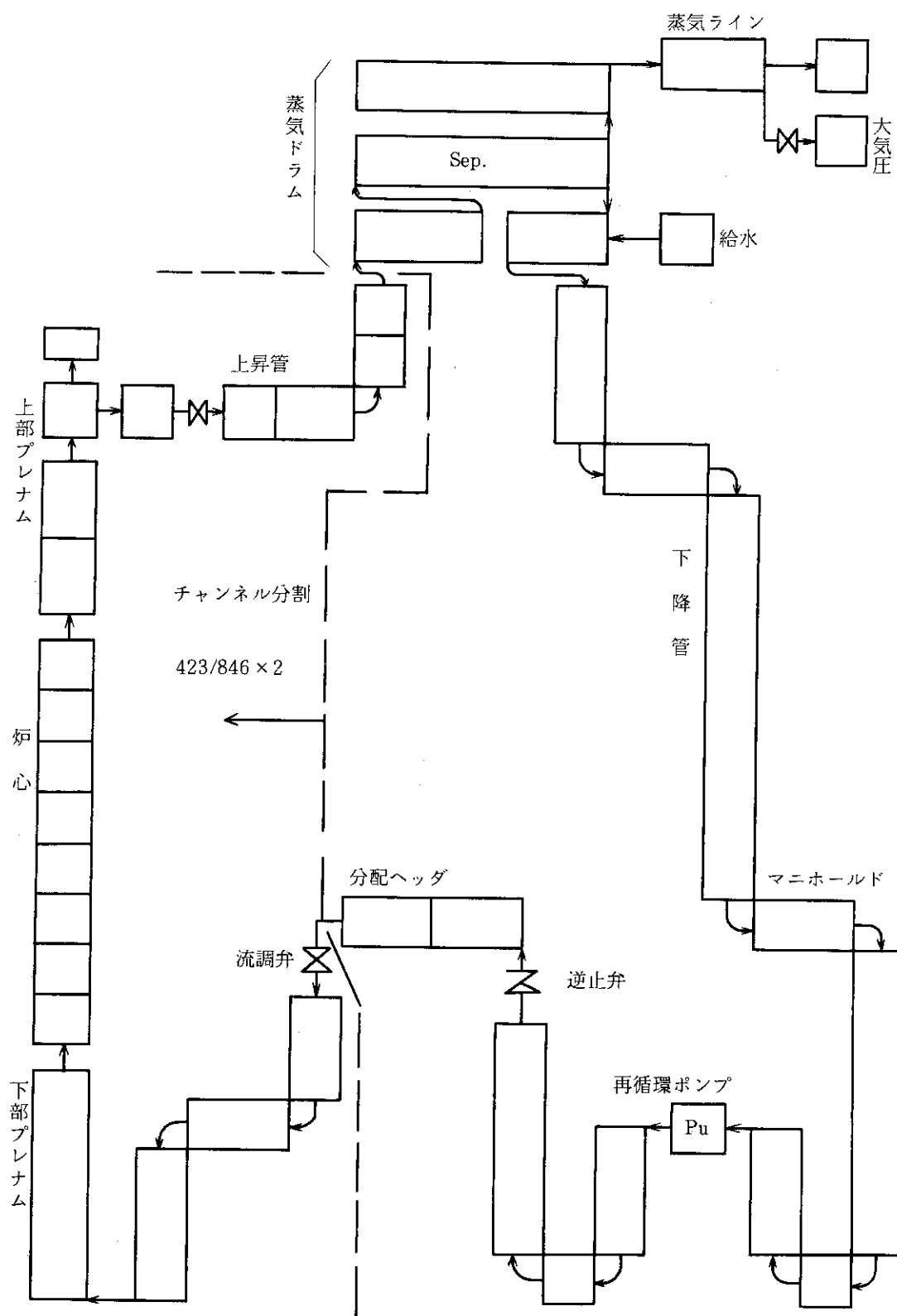
炉心入口弁が閉鎖した場合、対向流制限機構（CCFL）による冷却限界式は

$$\frac{Q/A}{h_{lg} \rho_g \left\{ \frac{\sigma g (\rho_l - \rho_g)}{\rho_g^2} \right\}^{0.25} \left(\frac{\rho_g}{\rho_l} \right)^{0.1}} = 1.25 \quad (C-1)$$

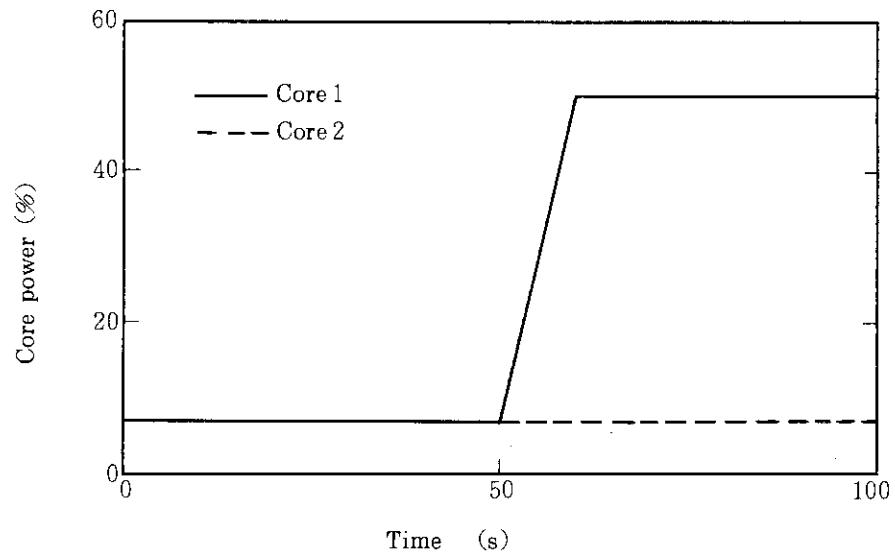
ただし Q : 総発熱量, A : 炉心流路面積, g : 重力加速度
 h_{lg} : 蒸発潜熱, σ : 表面張力,
 ρ : 密度,

添字 l : 水, g : 蒸気

(C-1) 式によると, チェルノブイル炉に関して, 圧力 7.0 MPa のとき, 1つのチャンネルあたり (燃料棒 18 本), $Q = 114$ kW である。これは, 炉心全体では, 出力 6% 以上であれば, 炉心入口が閉鎖されれば, 冷却不可能ということを示す。

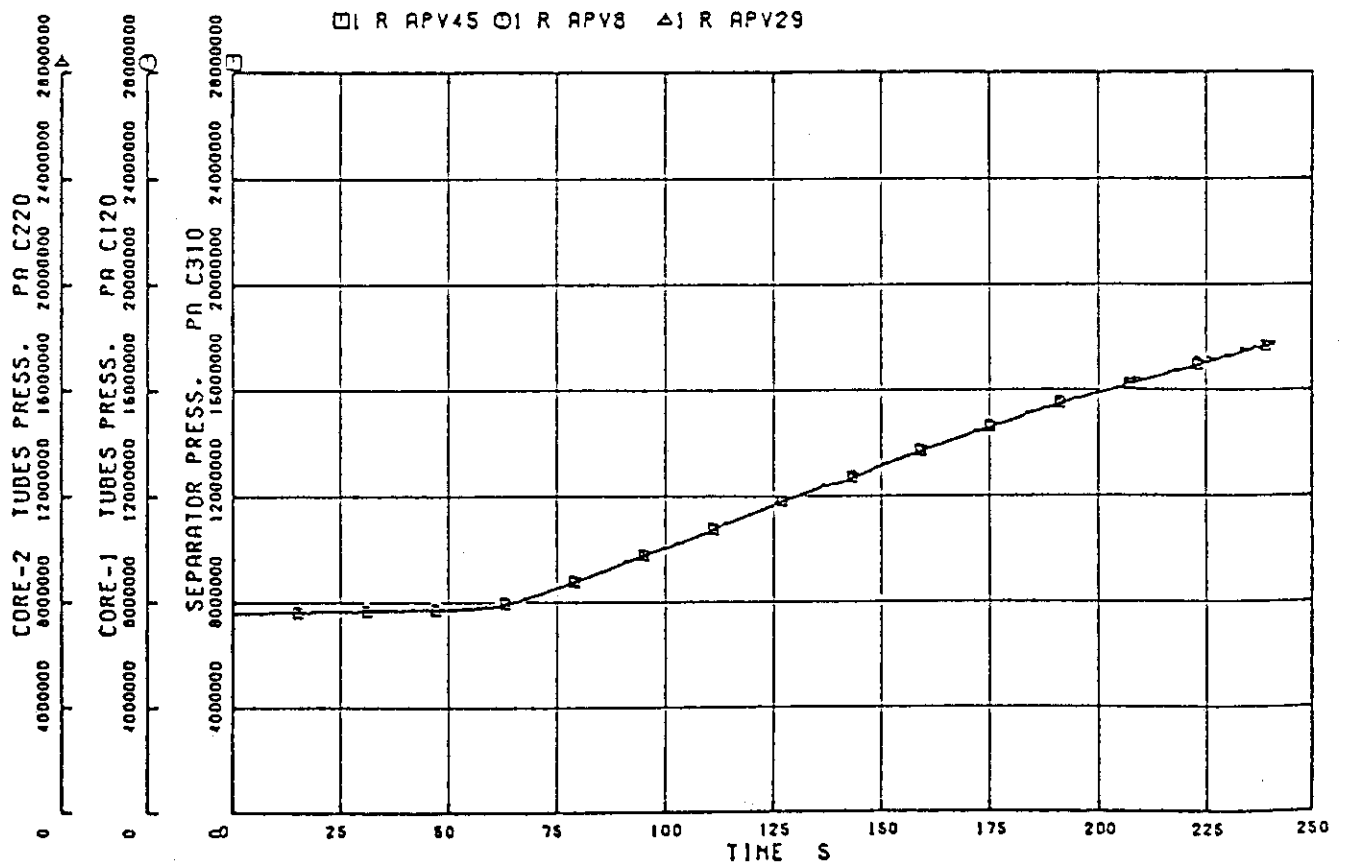


C-1 図 チェルノブイル炉の解析ノーディング



C-2図 炉心出力変化

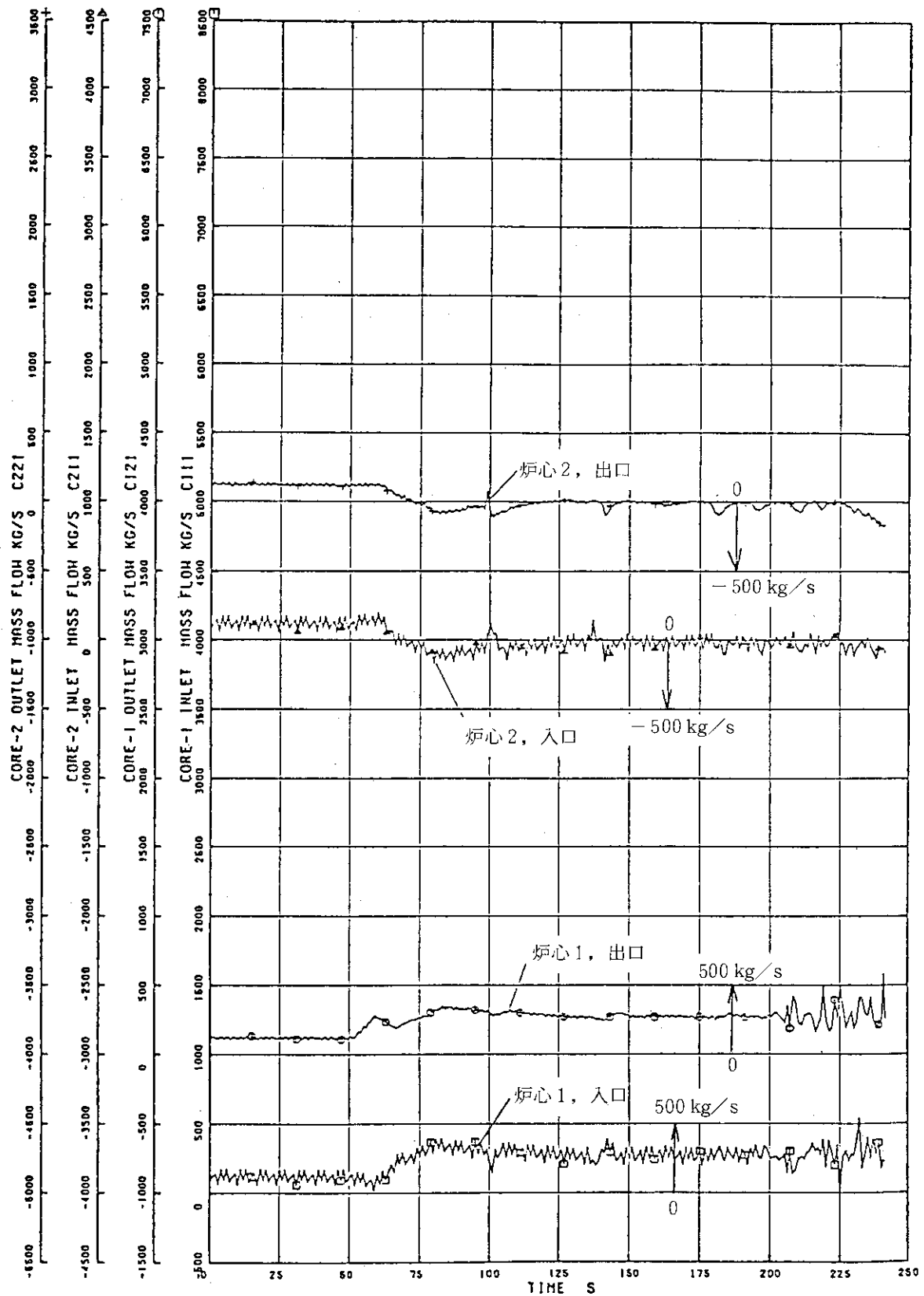
RELAP5/MOD2 CHRO



C-3図 圧力応答 (ポンプ不動作時)

RELAP5/MOD2 CHRO

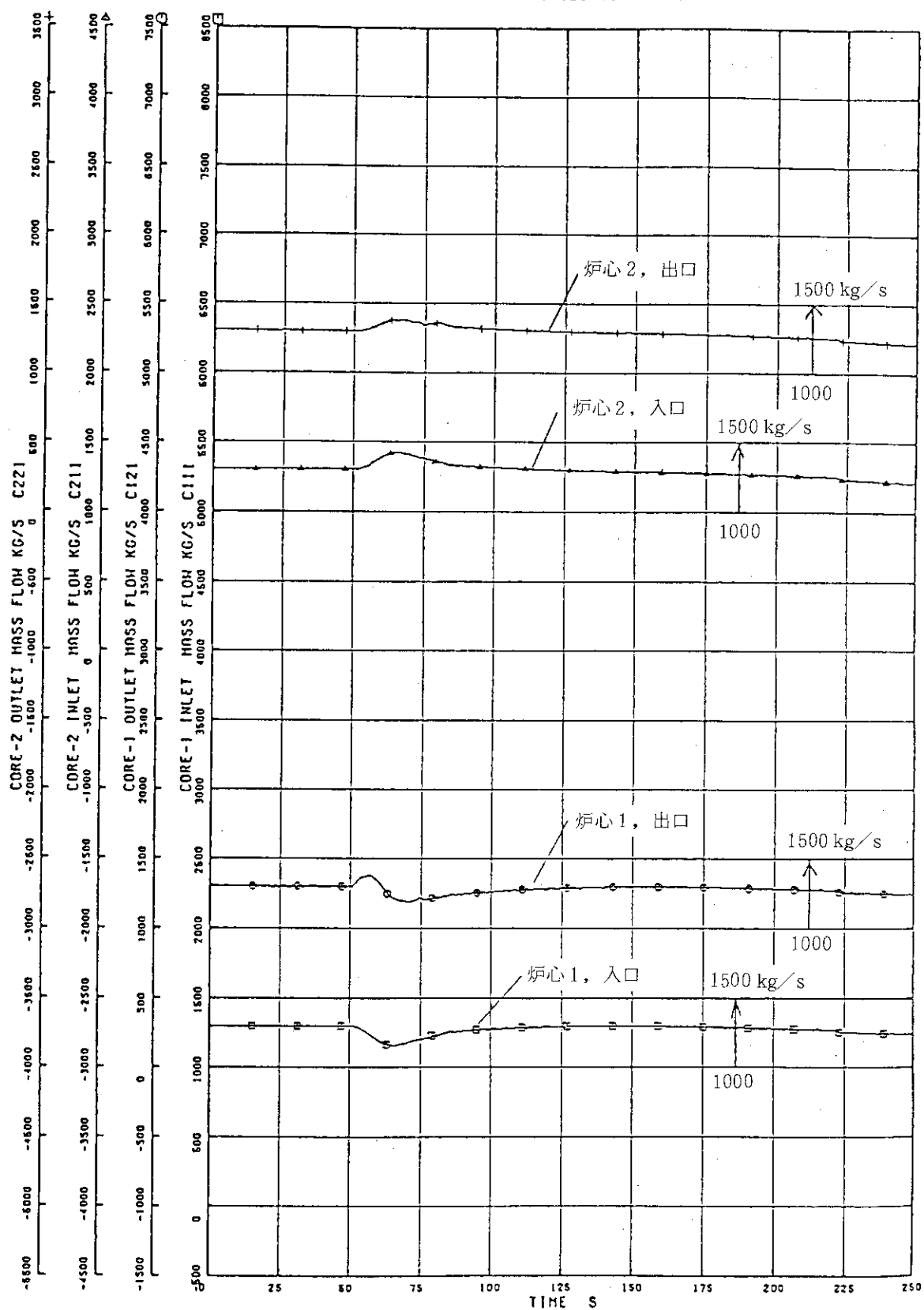
DI R JHJ5 OI R JHJ13 AI R JHJ26 +I R JHJ34



C-4図 炉心入口及び出口質量流量 (ポンプ不動作時)

RELAP5/MOD2 CHRO

□ I R JHJ5 ○ I R JHJ13 △ I R JHJ26 + I R JHJ34



C-5図 炉心入口及び出口質量流量 (ポンプ作動時)

III. タスクグループBの調査及び解析結果

— 放射能挙動，環境影響 —

タスクグループBの目的は、放出された放射性物質の挙動とその環境影響について調査解析を行い、原子力安全委員会の事故調査特別委員会の調査審議のための基礎資料を提出すること、ならびに緊急時対策や放射性物質の環境における挙動調査や被曝評価に役立つ資料を得ることであった。

調査対象は、原研における研究業務との関連及び情報入手の実情等から、以下の各章に述べる範囲に限定した。特に、事故発生原子力発電所サイト内及び周辺をはじめ、ソ連における汚染状況やとられた緊急時対策等は対象外とした。

第1章では実測された気象データを用いて、主としてヨーロッパにおける放射性プルームの移流解析とSPEEDIによる拡散シミュレーション計算を行うとともにそれに基づく事故初期の放出量の推定をも行った。

流跡線の解析結果及び拡散シミュレーション計算の結果は全体として、諸外国における同様な解析結果と比較的よく一致している。

第2章では、原研及び国内各機関で測定され、科学技術庁あるいは通産省でまとめられたデータに基づいて、日本への主要核種の降下量、被曝線量の評価を行った。日本への ^{131}I 、 ^{134}Cs + ^{137}Cs 、 ^{90}Sr の平均降下量は、それぞれ 1.2 KBq/m^2 (32 mCi/km^2)、 $1.3 \times 10^{-1}\text{ KBq/m}^2$ (3.5 mCi/km^2)、 $1.2 \times 10^{-3}\text{ KBq/m}^2$ ($3.2 \times 10^{-2}\text{ mCi/km}^2$)で、ヨーロッパ諸国の $1/10 \sim 1/100$ 程度である。また、事故に起因する日本人の平均実効線量当量は、約 0.7 mrem と算出され、ヨーロッパ諸国に比べて1桁以上低く、また、自然放射線による年間被曝線量の $1/100$ 以下である。

第3章は、主として、原研・東海研におけるモニタリングデータならびに飛来した放射性物質の性状等についての調査結果をまとめたものである。空気中の放射性ヨウ素の物理化学的性状、フィルタによる捕集率、いろいろな核種についての粒子径（空気力学的放射能中央径）の測定結果、大気塵中の核種分布と揮発性との関連等がまとめられている。

第4章ならびに第5章は、日本をはじめ、OECD/NEAに提出された各加盟国の汚染・被曝状況、実施された事故対策等に関して、報告書をもとに整理したものである。ヨーロッパ各国の概況のほか、緊急時対策に関する教訓と課題についても簡単にふれてある。

なお、事故後、日本の各機関で測定・報告された値をもとに、公衆の被曝線量算定に必要な核種の移行率など、種々の環境パラメータの値を参考資料としてまとめて示した。

1. 放射性物質の拡散及び放出量の推定

各国の事故にともなう放射能・放射線のモニタリング、研究調査は国レベルあるいは国際的レベルで精力的に実施されてきた。これらの活動による測定データをもとに被曝線量の推定等がなされているが、地域的、時間的に離散したデータを統一的に評価し、また事故の影響を総合的に把握するためには事故以降の気象データ等を用いプルームの移流拡散を時間的に追跡することが汚染分布状況の把握、被曝線量の算出あるいは放出量の推定等に非常に役立つ。

ここで、事故時のプルームの移流と拡散を実測された気象情報をもとにシミュレーション計算により推定した結果を以下に述べる。

1.1 流跡線解析（放出放射能の輸送パターン）

(1) 放出プルームの上昇

チェルノブイリ事故で環境に放出された放射性物質は、事故が起こった4月26日午前1時頃（現地時間）から約1日半後の4月27日午後スウェーデンやフィンランドで検出されており、その到達距離と検出時刻から放出プルームは地上からかなりの高さまで吹上げられたと考えられる。放出量推定などのための大気拡散計算における放出条件として、各国共このプルーム上昇の高度を仮定しており、フィンランドは150 m、英は300 m、カナダは500 m～1500 mとしている（OECD/NEA-GRECAにおける報告）。

放出プルームの初期の上昇は、プルームのもつ熱エネルギーと放出源周辺の気象条件に関係する。フランスの原子力庁原子力安全防護研究所（CEA/IPSN）¹⁾は、その熱エネルギー源として以下の3つを推定している。

- 残留崩壊熱 20 MW
- 150 t のジルコニウムから生成した 6.6 t の水素の半分が2時間で燃焼 50 MW
- 1日当たり 20 t の黒鉛の燃焼 8 MW

そして、事故初期の最高計 78 MW の放出熱を用いると、事故当時の 200 m の接地逆転層を十分突き抜け上部の中立層へ放出物質が侵入し、その後逆転層が解消し中立の大気状態では 28 MW の放出熱でプルームは 800 m 程度まで到達可能としている。さらに、日中の不安定状態では放出物質を少なくとも一部は 1500～2000 m まで上昇したと推定している。

事故当時（深夜）チェルノブイリ近辺はソビエト北西部に中心をもつ高気圧下にあり、地上付近は微風で強い温度逆転が存在する。第Ⅲ.1.1-1図に示す4月26日0時および12時GMT（グリニッジ標準時）のキエフにおけるラジオゾンデによる気温分布から夜間は地上から400 m程度まで接地逆転層が続き、さらに2000 m付近に弱い安定な層が認められる。日中は地上付近を除き3000 m程度まで不安定な大気状態である。

浮力を持ったプルームの挙動は周囲の大気の成層状況によって大きく異なる。安定成層および中立成層における放出熱によるプルームの上昇高度の違いをBriggsのレビュー²⁾に従って推

定したものが第Ⅲ.1.1-2図である。安定成層における上昇高度 Δh (m) の推定には、静穏時のプルームに対する経験式、

$$\Delta h = 5 F^{1/4} S^{-3/8}$$

ここで、F：浮力フラックス (m^4/sec^3)

S：安定度パラメータ

$$= \begin{cases} 1.7 \times 10^{-4} & (\text{大気安定度 E}) \\ 8.5 \times 10^{-4} & (\text{大気安定度 F}) \\ 1.7 \times 10^{-3} & (\text{大気安定度 G}) \end{cases}$$

を用い一点鎖線で示した。また中立成層における上昇限度については、プルーム内の乱れのエネルギー消散率が周囲の大気のそれと等しくなる高さで仮定した式、

$$\Delta h = 300 F / u^3$$

ここで、u：平均風速 (m/sec)

を用い実線で示した。第Ⅲ.1.1-1図の気温遞減率からすると事故当時、大気の安定度はFに相当する。従って、数10 MWの放出熱で放出プルームは300 mから400 m上昇し、夜明け以後日中における中立あるいは不安定成層においては、風速に依存するが30 MW程度の放出熱で数100 m程度上昇したと考えられる。このように事故によって環境に放出された放射性物質はかなりの高さまで上昇しており、大気中における輸送パターンを解析する場合、鉛直方向の拡散も考慮すると地上から2000 m程度上空までの風の情報に基づく必要がある。また、このプルームの上昇については、チェルノブイリ周辺領域の被曝線量を評価する際にも重要な要件となる。

(2) 流跡線の推定および各国解析結果の比較

周辺諸国で検出された放射性物質の放出時期を放出された放射性物質の輸送パターンの概略から明らかにするため、ソビエト国内および欧州における約70地点の高層気象観測情報を用いて流跡線の推定を行った。流跡線は、まず各指定気圧面レベル(1000 mb, 850 mb, 700 mb)における6時間毎の風向風速の観測データを内挿して、第Ⅲ.1.1-3図に示す領域に設定した格子点(格子間距離152.4 km)上の値を計算し、その風向風速分布を基にチェルノブイリを起点とする放出プルームの位置を放出時期から6時間毎に5月7日12時GMTまで計算したものである。但し、放出プルームの位置が対象領域から外れた時点で計算を打ち切っている。第Ⅲ.1.1-4図には4月26日0時GMTにチェルノブイリを出発した3つの気圧面における流跡線を示す。図中12時間毎の通過点をX印で示してある。この期間、放出放射能は南東の風によってチェルノブイリからスカンジナビア方面へ輸送されている。上層へ行くほど風はやや東寄りに吹いており、この図からは今度の事故の際スウェーデンやフィンランドで最初に検出された放射能の経路は、到達時刻から考え850 mb(上空約1500 m)の流跡線が最もよく表わしているといえる。

第Ⅲ.1.1-5図～13図は、4月26日0時GMTから5月4日0時GMTまで1日毎の放出時期に対応する850 mbの流跡線であり、同時にフィンランド³⁾、スウェーデン⁴⁾、イタリア⁵⁾、フランス¹⁾、英⁶⁾、各国の解析結果も記入した。但し、フィンランド、スウェーデン、フランスは850 mbレベルであるが、イタリアは700 mb(3000 m)レベル、英は放出物質の拡散によ

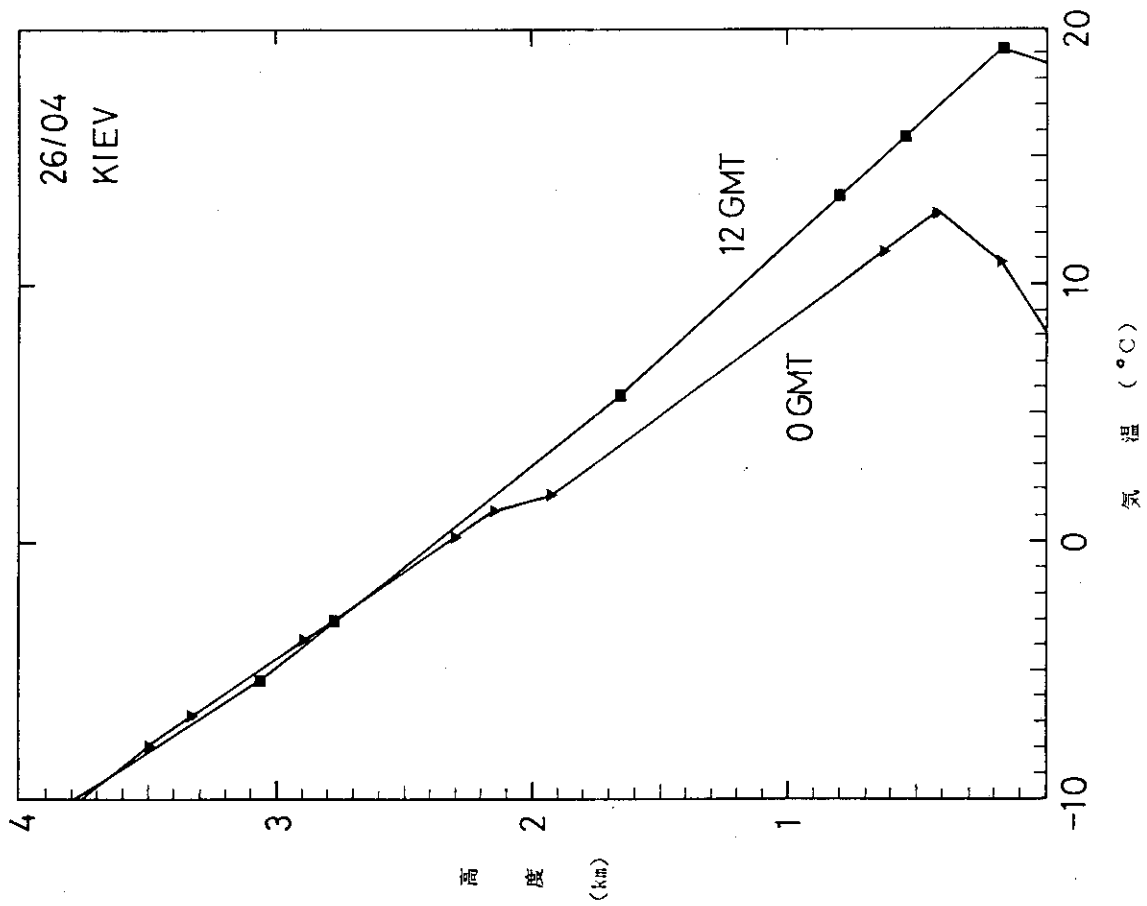
る鉛直分布にわたって平均化した風を用いている。放出物質は風による輸送の他に乱れによる拡散もあるため、流跡線が必ずしも汚染状況を正確に表わすわけではないし、追跡時間が増すにしたがい流跡線の推定精度も悪くなると考えられるが、第Ⅲ.1.1-5～13図より放出時期による汚染状況は以下のように推察できる。

放出時期	汚 染 地 域
4月26日	白ロシア, リトニア, ラトビア, エストニア, フィンランド, スウェーデン
4月27日	白ロシア, リトニア, ラトビア 東欧(東独, ポーランド, チェコスロバキア, ハンガリー) 西欧(オーストリア, スイス, 西独, イタリア, フランス, 英)
4月28日	ウクライナ, 東欧
4月29日	ウクライナ, チェルノブイリ東方
4月30日	ルーマニア, バルカン諸国
5月 1日～3日	黒海, トルコ
5月 4日	ポーランド, スウェーデン

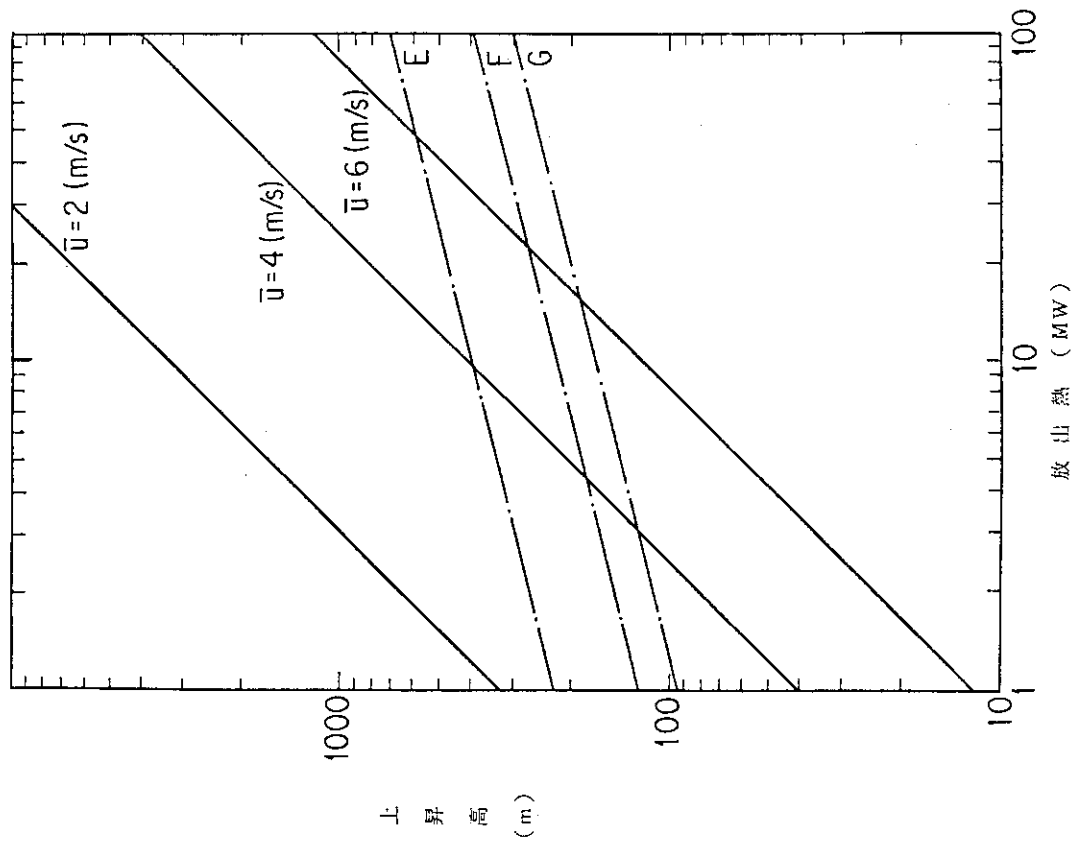
各国の解析結果は比較的良好に一致している。イタリアおよび英は、レベルが異なるので同一には論じられないが、イタリアの流跡線は高層なので時計回り方向に少しずれ、英の流跡線は逆に低層の風を反映して反時計回り方向に他よりずれている。ただ、4月28日のスウェーデンおよび5月1日、2日のフィンランドの流跡線が他と大きく異なっているが、その理由は明らかでない。また、我々が計算した5月4日の流跡線は再びスウェーデンに向かっており、スウェーデンにおける5月8日～9日の大気中の ^{131}I および ^{137}Cs の高濃度の再出現は、この時期の放出量の増大に対応していると考えられる。

参 考 文 献

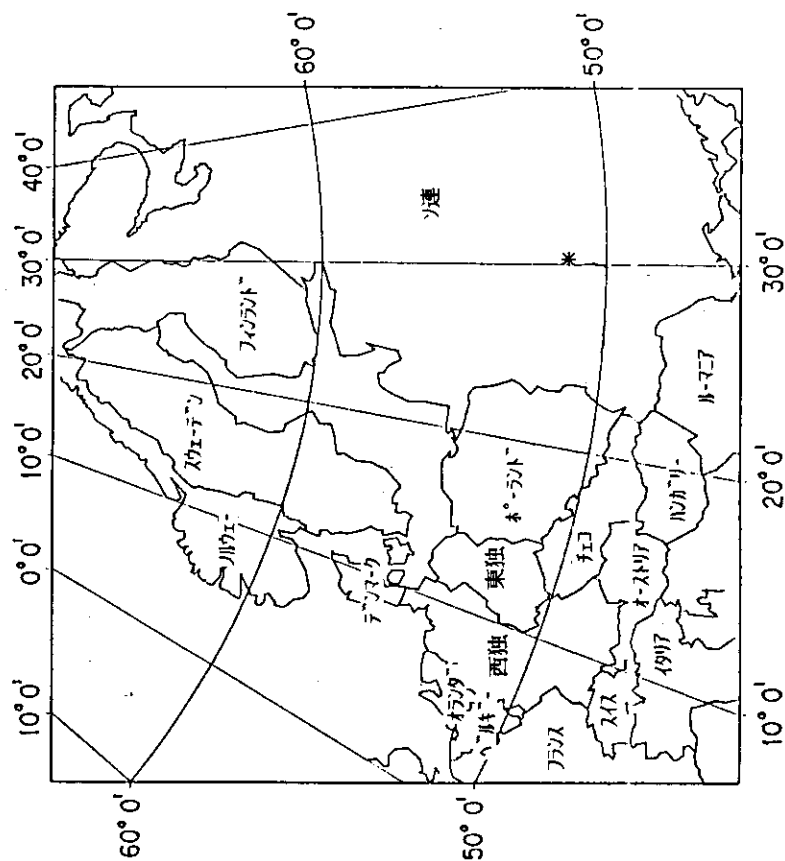
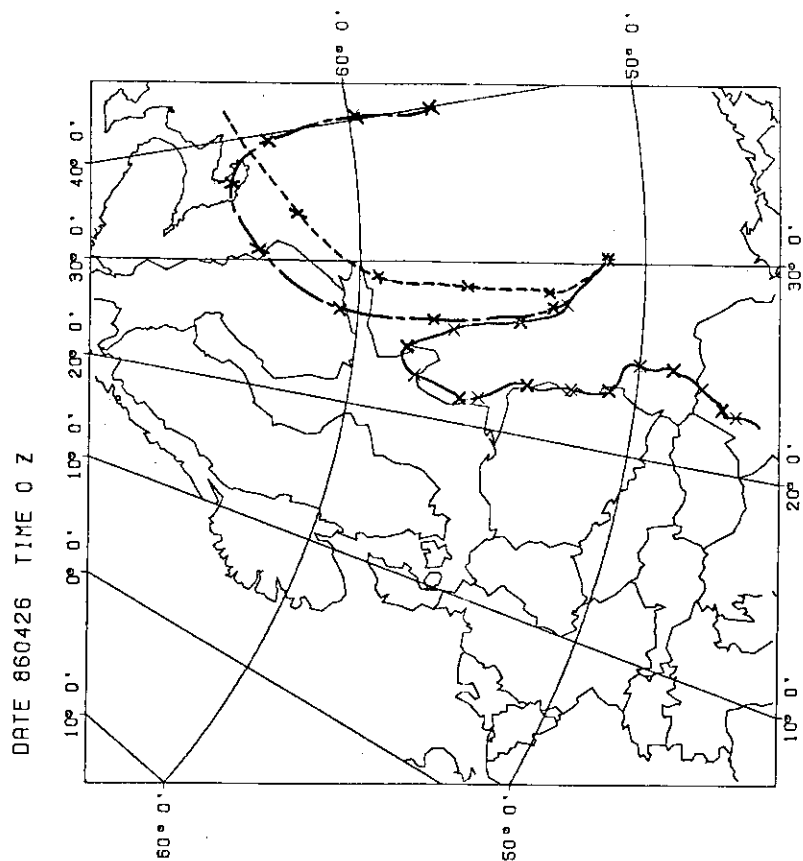
- 1) D. Manesse, DRAFT REPORT ON CHERNOBYL ACCIDENT, INSTITUTE DE PROTECTION ET DE SURETE NUCLEAIRE, 11 juin 1986.
- 2) G.A. Briggs, PLUME RISE PREDICTIONS In Lectures on Air Pollution and Environmental Impact Analyses, AMERICAN METEOROLOGICAL SOCIETY, 1975.
- 3) FINNISH CENTRE FOR RADIATION AND NUCLEAR SAFETY, INTERIM REPORT ON FALLOUT SITUATION IN FINLAND FROM APRIL 26 TO MAY 4 1986, STUK-B-VALO 44, May 1986.
- 4) WHO, CHERNOBYL REACTOR ACCIDENT, Report of a Consultation 6 May 1986, REGIONAL OFFICE FOR EUROPE, COPENHAGEN.
- 5) C. Brofferio, RADIOLOGICAL SITUATION IN ITALY FOLLOWING THE CHARNOBYL ACCIDENT, Presented at the GRECA Meeting, Paris 12th June 1986.
- 6) H.M. ApSimon and J.J.N. Wilson, PRELIMINARY ANALYSIS OF DISPERSION OF THE CHERNOBYL RELEASE, Imperial College, London, Paper given at the Nuclear Inspectorate on 20th May 1986.



第Ⅲ.1.1-1図 キエフの4月26日0時および12時GMT
(グリニッジ標準時)における気温高度分布



第Ⅲ.1.1-2図 中立成層および安定成層におけるプルーム
の上昇高

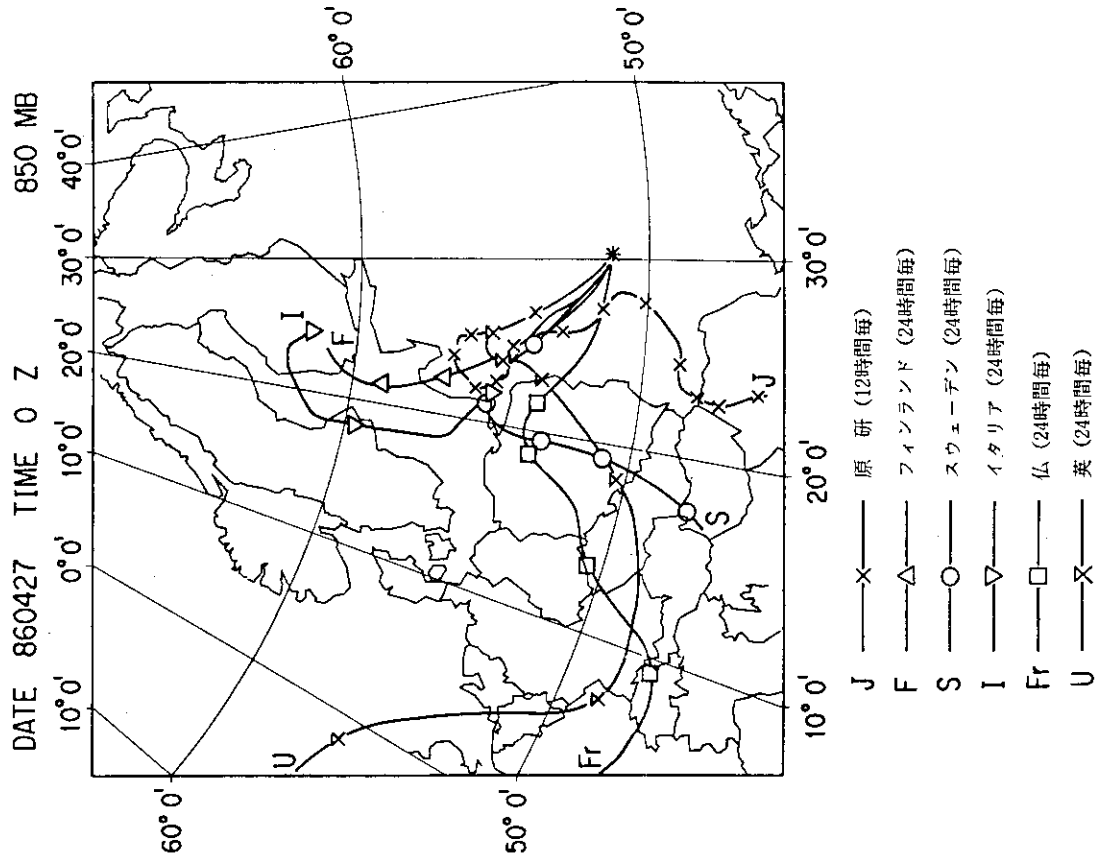


第Ⅲ.1.1-3図 流跡線解析の対象範囲

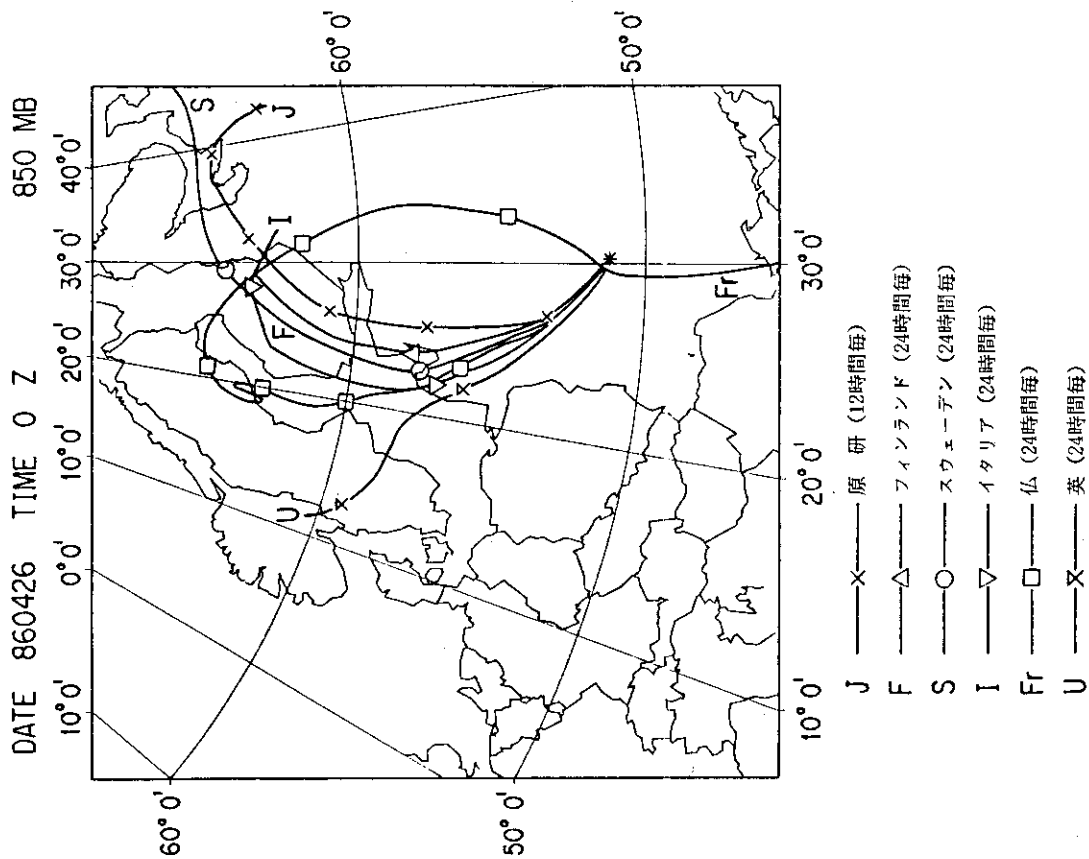
第Ⅲ.1.1-4図 4月26日0時GMTにチェルノブイリを

出発した流跡線

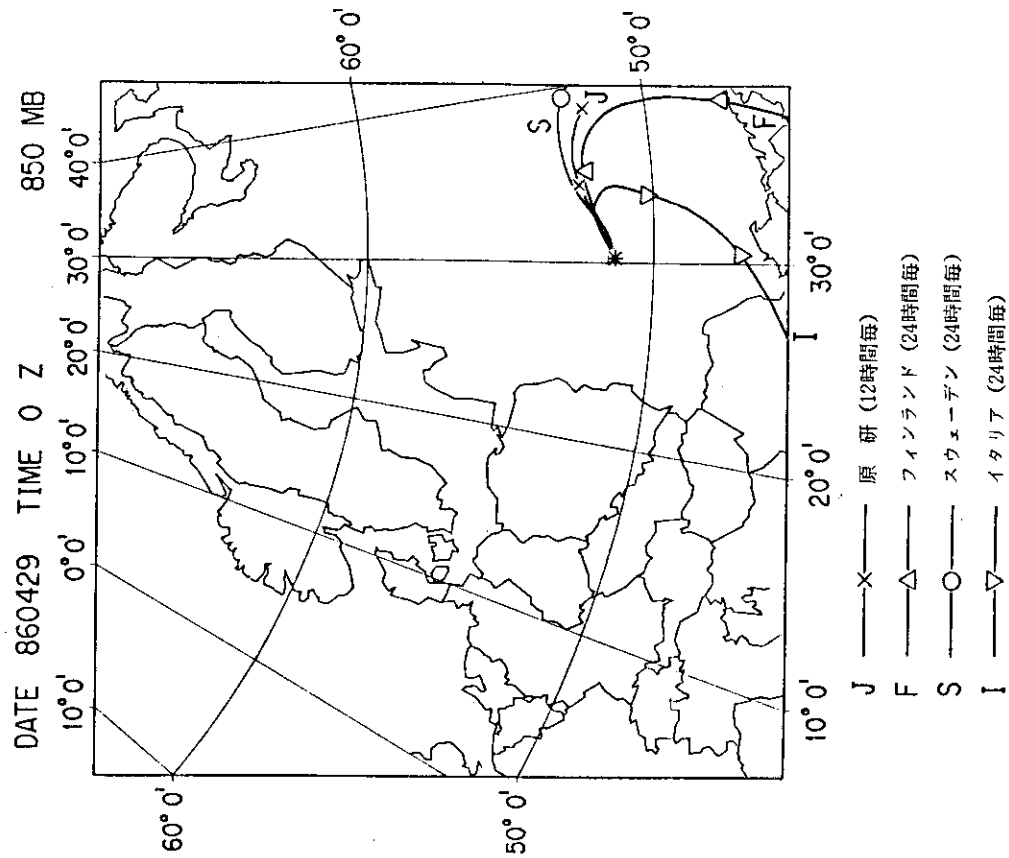
(—x—1000 mb, - -x-850 mb, ---x---750 mb)



第Ⅲ.1.1 - 6 図 各国の流跡線解析の比較
(4月27日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)

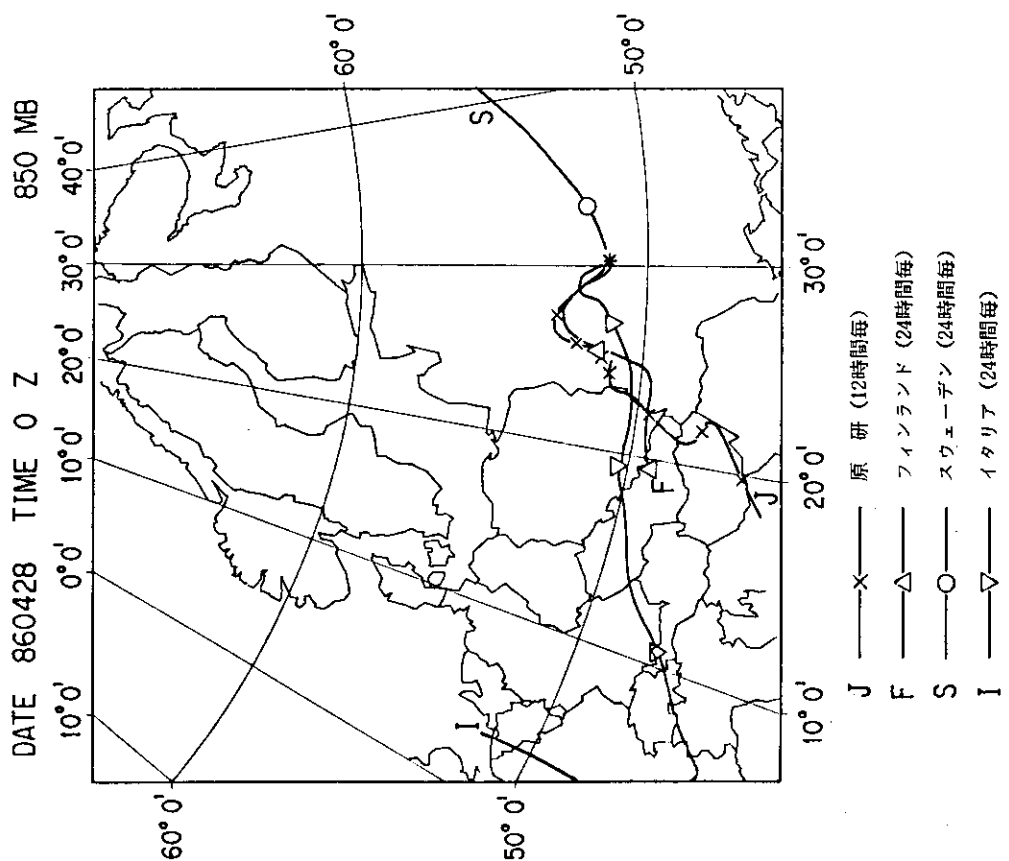


第Ⅲ.1.1 - 5 図 各国の流跡線解析の比較
(4月26日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)



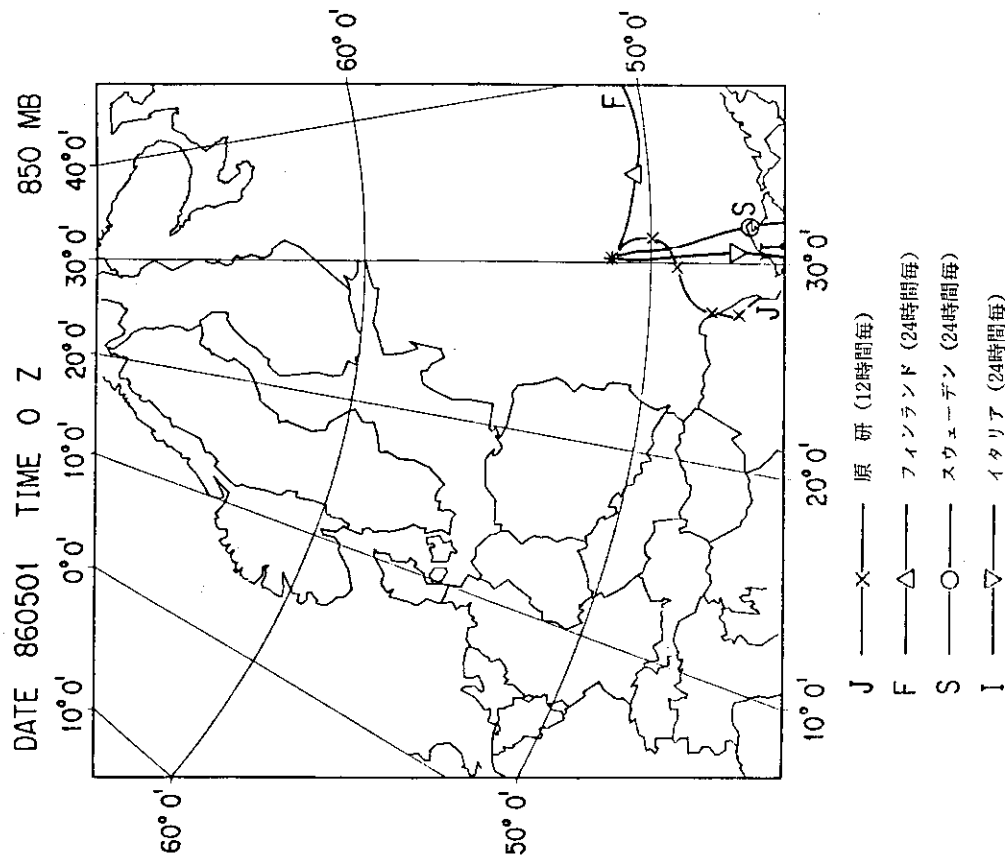
第Ⅲ.1.1-8図 各国の流跡線解析の比較

(4月29日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)



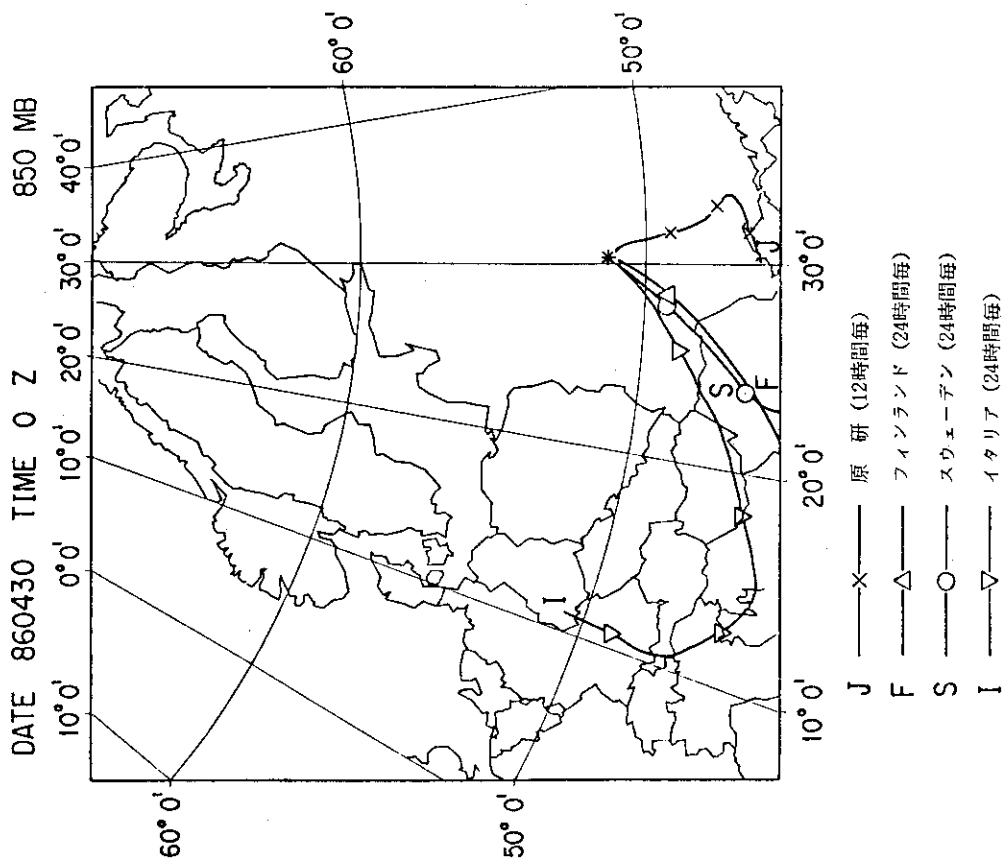
第Ⅲ.1.1-7図 各国の流跡線解析の比較

(4月28日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)



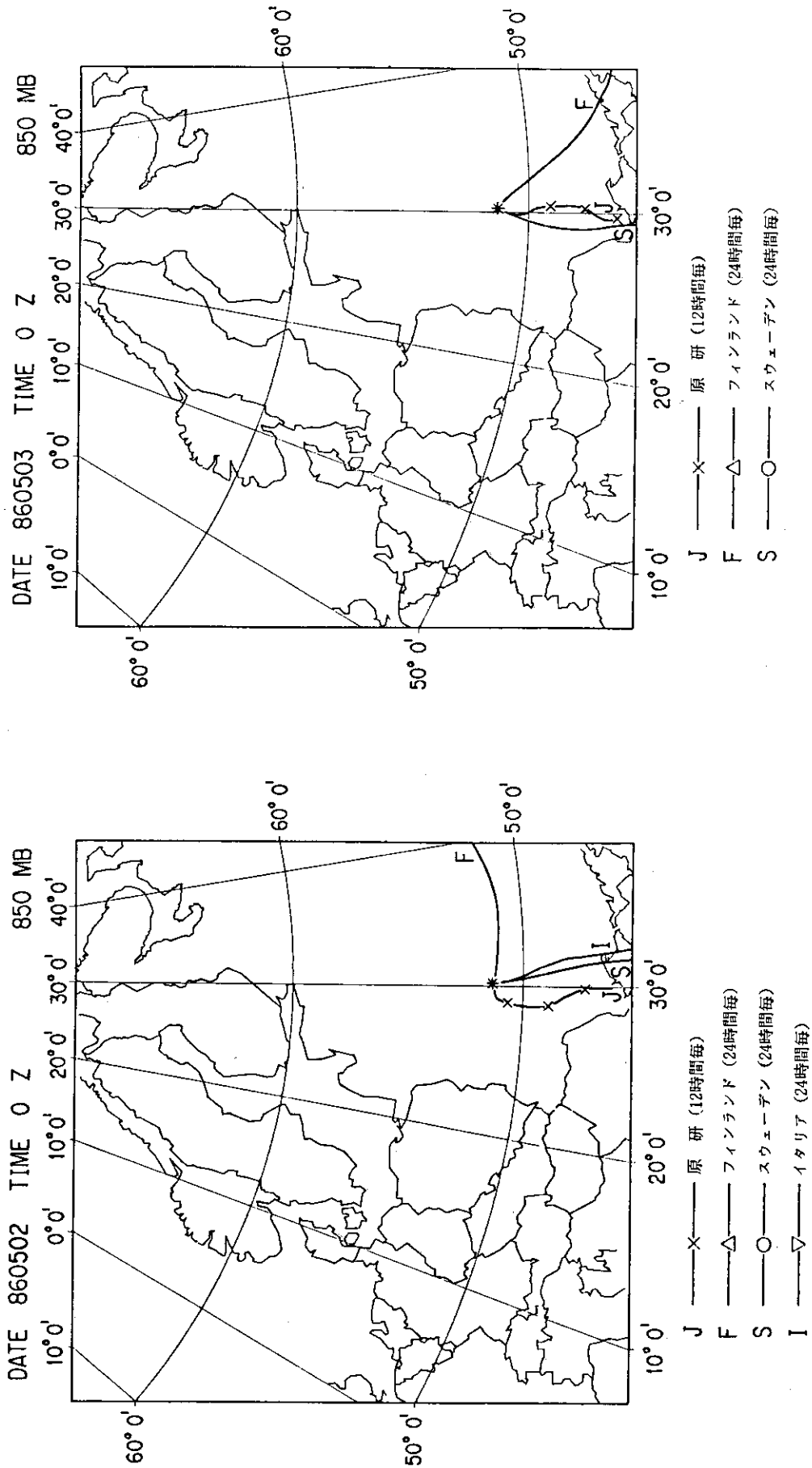
第Ⅲ.1.1-10 図 各国の流跡線解析の比較

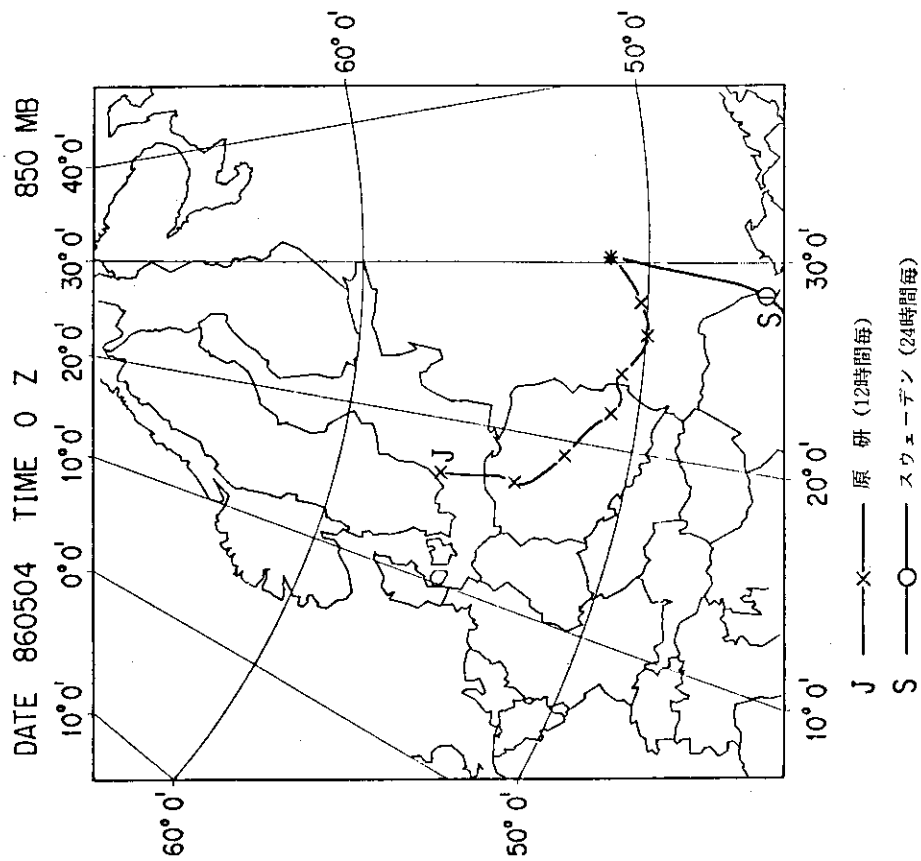
(5月1日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)



第Ⅲ.1.1-9 図 各国の流跡線解析の比較

(4月30日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)





第Ⅲ.1.1-13図 各国の流跡線解析の比較
(5月4日0時GMTにチェルノブイリを
出発した流跡線)

1.2 拡散シミュレーション計算解析

1.2.1 SPEEDIによる計算評価¹⁾

緊急時環境線量情報予測システム（SPEEDI）は本来、計算対象領域として水平方向 200 km 程度、高さ方向 500 ～ 1000 m の範囲を限度として適用することを目標に開発されたもので、今回のチェルノブイリ原子炉事故にみられるように数千 km 以上の地球規模にわたる移流・拡散の評価に適用するには、気象学、計算技術上の種々の課題がある。しかし、種々の問題がありながらもこの度の事故による放射性物質の環境への拡散シミュレーションの試みは、SPEEDI のような緊急時の環境放射能・線量計算システムにとりシステムの性能と問題点を明らかにし、また、実際の事故時におけるシステムの活用方法と運用方式を確認する上で極めて重要である。このような判断から SPEEDI による環境汚染状況のシミュレーション計算及びヨーロッパ各国から報告されている環境放射能（線）測定データによる比較解析を実施した。

シミュレーション計算により、放出された放射性雲がどのような時間経過で、また、どのような経路で移流・拡散したかを求め、また、実際に観測されている欧州各国の環境放射能の濃度、蓄積量の時間的推移のデータをもとに、放出量、放出形態の推定を行った。その結果、欧州各国からもたらされる放射線観測情報は SPEEDI により計算された放射性物質の移行・拡散の結果を裏づけるものであることが明らかになるとともに、仮定の多い計算による推定であるが、事故炉からの放射性核種の放出率、放出形態にかんする有用な情報を得ることができた。以下に、SPEEDI によるシミュレーション計算と解析の概要を報告する。

(1) 計算方法

1) 計算モデル

a) 風速場計算モデル WIND04

風速場計算には、地上での風向風速の観測と、850 mb（地上約 1500 m）での風向風速の観測値を用いる。まず地上観測データ、高層観測データを内挿して、地上風及び地上 1500 m 面での風向風速の分布をそれぞれ求める。次に各メッシュ点で地上風の内挿結果、高層風の内挿結果を高さ方向に接続し、3 次元的な風速場の推定を行う。最後に、この推定値を基に変分法を用いて質量保存則を満たすような風速場を計算する。この風速場は濃度計算コード PRWDA による移流・拡散計算の移流成分となる。

b) 濃度計算モデル PRWDA

PRWDA で用いる粒子拡散モデルは、移流・拡散方程式を計算機により数値的に解くモデルである。大気中への放出物は多数の粒子群で模擬されており、粒子の動きを支配する移流と拡散のうち、移流成分は WIND04 コードで計算された 3 次元風速場分布から、拡散成分は大気安定度を基にした拡散係数から計算される。濃度分布は計算領域内を 3 次元的に分割したセル内の粒子密度に比例した形で得られる。乾燥沈着量の評価にはサーフェス・デプレッション・モデルを用いている。計算出力項目は、

- 希ガスの 6 時間平均濃度分布
- ^{131}I の 6 時間平均濃度分布
- ^{131}I の 36 時間毎の地表面沈着量

である。

2) 計算条件

SPEEDIは、日本の14原子力サイトの、地形データ、地図データ、原子力施設データ等を保有している。今回の、チェルノブイリ原子力発電所の事故シミュレーションに関しては、これらのデータベースが完備していないため、必要なデータを暫定的に作成し、また計算にいくつかの仮定を設定した。以下にデータ及び計算条件を示す。

なお、計算に用いる時刻はGMT（グリニッジ標準時）を用いた。事故サイトの現地時間はGMT+3時間、ヨーロッパ諸国の現地時間はGMT+1時間である。

a) 計算対象領域

計算対象領域はソ連、東欧、北欧南部および西欧の一部を含む2000km四方の地域とする（第Ⅲ.1.2.1-1図）。また、計算領域の高さは2kmとする。この計算領域を水平方向に50×50メッシュに、高さ方向に20メッシュに分割する。従って計算メッシュ幅は水平方向が40km×40km、高さ方向が100mとなる。

b) 地形の取扱い

SPEEDIでは、地形の起伏を考慮した計算を行える。しかし、当該地域の地形データを保有していないため、今回の解析では平坦地形を仮定した計算を行う。この地域は概ね平坦であるため、計算領域の南西（左下）に位置するヨーロッパアルプス近傍を除けば、平坦地形の仮定は大きな誤差要因にはならないと考えられる。

c) 気象データ

気象データは、（財）日本気象協会より購入した地上気象観測データ（ソ連、ポーランド、スウェーデン各国内の40カ所の観測所）と高層気象データ（ソ連、東欧、北欧、西欧の55カ所の観測所）を用いる。データの収集期間は4月26日から5月7日までである。地上気象観測は、グリニッジ標準時の00時、06時、12時、18時の各時刻、1日4回実施されている。また、高層気象観測は00時、12時の1日2回の観測が通常行われている。

d) 大気安定度

今回の計算では放射性雲（プルーム）を一週間以上にわたり追跡している。従って、プルームの移行の過程では拡散の強さを決める大気安定度は、日変化等により大きく変動していると思われる。しかし、計算領域全体にわたり大気安定度を決定するに足る気象データが入手できないため、今回の計算では大気の成層状態を中立（パスキルの安定度分類で'D'に相当する）として計算を行う。

e) 放出状態

放射性物質の放出は4月25日21GMTに始まったものとする。放出源は連続点源放出とし、放出高度は最初の12時間が1000m、それ以後は200mとする。ただし、今回の計算では、各地域に到達したプルームがどの時点で放出されたものであるかを識別するために、連続的に放出される放射性物質を便宜的に24時間単位で切断し、それぞれの部分について移流・拡散の計算を行った。

f) 放出核種と放出量

放出物は希ガス及びヨウ素とし、それぞれについて単位放出（1Ci/h）を仮定した。核

種組成比は、BWRの組成比を採用した。

g) 乾燥沈着計算

乾燥沈着計算にはサーフェイス・デプレッション・モデルを用い、沈着速度 V_g は、 0.3 cm/sec とした。降雨沈着については、降雨のデータは局所性が強く、限られた観測点での観測値から空間分布を推定することは大きな誤差要因となる危険があるため、本報告の計算では考慮しない。

(2) 計算結果と検討

1) 計算結果

a) 風速場計算結果

第Ⅲ.1.2.1-2図に4月26日から5月4日までの各日の12時のデータを用いて計算された風速場を示す。図に示したのは地上1000m面での風の水平成分である。矢印の方向は風向を、長さは風速を表している。サイト周辺では事故発生直後の4月26日、27日には、南寄りの風が吹いているが、30日、5月1日にかけて風が変わり2日以降はほぼ安定した北寄りの風が吹いている。

b) 濃度分布の時間的経過

今回の計算では、ヨーロッパ各国を覆った放射能が何日放出のプルームの寄与であるかを知り放出形態の時間的推移を推定するために、4月25日21時GMT以後の24時間毎の8個のプルームに分けて計算を行った。例えば4月26日放出とは4月25日21時から26日21時までの放出を指す。第Ⅲ.1.2.1-3図に4月26日放出プルームの12時と24時を中心とする6時間平均の地上における希ガスの大気中濃度分布の時間変化を示した。チェルノブイリは図中の(0.0, 0.0)に位置している。なお濃度計算領域は東西方向が放出点を中心に-1400 km ~ 400 km、南北方向が-400 km ~ 1400 kmとしているため、各図の左端と下端の部分には等値線は表示されない。また、一旦計算領域外に出たプルームは、その後追跡しないため、再び領域内に戻って汚染を引き起こす事は考慮していない。以下にSPEEDIで計算した各日放出のプルームの動きの概略を記す。

(i) 4月26日放出のプルームの計算結果(第Ⅲ.1.2.1-3図)

4月26日：プルームは南東風により北西方向に伸び、ソ連・ポーランド国境を経て、夜にバイト海に達した。

4月27日：プルームの先端はバルト海を横断し午後にスウェーデン東岸に達し、スウェーデン南部の内陸部に広がった。後部の動きは鈍くソ連及びポーランド北東部にとどまっている。

4月28日：スウェーデン西岸に達し、午後にスウェーデン北部、フィンランド西岸に達した。一部は計算領域外の北部へ流出した。

4月29日：スウェーデン、フィンランドに達したプルームは午前中に東に広がり、フィンランド内陸部に侵入した。プルーム後部は南西方向に移流し、朝にワルシャワに達し、夜までの間にチェコスロバキアを通過し、オーストリア、ハンガリーに達した。

4月30日：スウェーデン北部に広がったプルームは午前中に南に縮退し、午後に東に移

動し、スウェーデンでプルームに覆われるのは東岸だけとなった。プルーム南部はユーゴスラビア北部へ達した。

5月1日：北部のプルームは東に移流し、スウェーデンから離れた。南部は南に移流し続けた。プルームの主体はポーランド、チェコスロバキア、ハンガリー、オーストリア及びユーゴスラビアを覆った。

5月2日：プルーム全体が南東（黒海方面）へ広がり、広大な範囲を覆った。

5月3日：午後になってフィンランド付近のプルームが西へ移流し始めた。

5月4日：プルーム全体が西へ移流し、北部のプルームは再びスウェーデンに戻り、南部のプルームは西ドイツ南部、スイスに及んだ。

(ii) 4月27日放出プルームの計算結果

4月27日：プルームは北西に伸び、ソ連・ポーランド国境に達した。

4月28日：プルーム前部は前日からほとんど動かず、後部が北東～東に伸びた。

4月29日：プルーム前部（西部）は南～南西に広がり、夜までの間にポーランド南部、チェコスロバキアを経由し、オーストリア、ハンガリーに達し、一部はルーマニアにも侵入した。プルーム後部（東部）はモスクワの南を東へ伸び続けた。

4月30日：全体が南下し、ウクライナ地方を覆った。

5月1日：前日と同じ。ポーランドはほとんどプルームの範囲外となった。

5月2日：プルームは南下し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(iii) 4月28日放出のプルームの計算結果

4月28日：チェルノブイリ付近は無風に近く、プルームはほとんど移流しない。

4月29日：プルームは東へ伸びた。

4月30日：プルーム前部（東部）は南東に移流し、後端（西部）は西へ伸びた。

5月1日：全体が南に移流した。一部はルーマニアに侵入し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(iv) 4月29日放出のプルームの計算結果

4月29日：プルームは東に伸びた。

4月30日：プルーム前部（東部）が南東に移流し、後部（西部）は西に伸びた。

5月1日：全体が南下した。

5月2日：全体が南に移流し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(v) 4月30日放出のプルームの計算結果

4月30日：プルームは南西（ルーマニア方面）に伸びた。

5月1日：全体が南下した。

5月2日：全体が南に移流し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(vi) 5月1日放出のプルームの計算結果

5月1日：プルームは南西に伸び、夜に全体が南下した。

5月2日：全体が南に移流し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(vii) 5月2日放出のプルームの計算結果

5月2日：プルームは南に伸びた。

5月3日：全体が南に移流し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

(viii) 5月3日放出のプルームの計算結果

5月3日：プルームは南に伸びた。

5月4日：全体が南に移流し、ほとんどが計算範囲外へ出た。

以上の計算結果から、プルームの動きについて以下の事が推定できる。

- ① 東欧及び西欧を覆ったプルームのほとんどは4月26日及び27日の事故直後2日間に放出されたものである。
- ② 特にスウェーデン等のスカンジナビア地方を覆ったプルームは事故直後の4月26日に放出されたものである。
- ③ ウクライナ地方、チェルノブイリより東方の地方及びルーマニアに移流したプルームは4月27日～28日以降に放出されたものである。
- ④ 4月中に重大な放射能汚染が及んだと考えられるヨーロッパ諸国は、スウェーデン、フィンランド、ノルウェー、ポーランド、ソ連、オーストリア、チェコスロバキア、ハンガリー、ルーマニアである。
- ⑤ 5月に入ってプルームが覆ったと考えられる国は、西ドイツ南部、スイス、イタリア、ユーゴスラビア（一部は4月30日夕方）である。

2) 計算結果とモニタリング データの比較

北欧、東欧、その他の欧州に分けて行った計算結果とモニタリング データの比較を行う。SPEEDIの計算によると、北欧に達した放射能は4月26日放出のプルームのみの寄与であり、東欧に達した放射能は4月26日放出のプルーム後部と4月27日放出のプルーム前部の寄与による。4月28日以降に放出されたプルームは東から南に移流したが、この方面のモニタリング データは入手されていない。

a) 北 欧

モニタリング データによると、空間線量率と大気中放射能濃度の増加は、フィンランド西部海岸及びスウェーデンでは4月27日から28日の間に、フィンランド内陸部では4月29日に観測され、特にバルト海とボスニア湾沿岸が高濃度（高線量率）域であった。計算結果によると、4月26日に放出されたプルームがスウェーデン東部海岸に達するのが4月27日午後、フィンランド西部海岸に達するのが4月28日午後であり、プルームの中心軸は4月28日にはスウェーデン東部、4月29日にはボスニア湾に在り、モニタリング データと矛盾のない結果である。ただし、4月28日にフィンランド西部（ウーシカウプキ）で高線量率が測定されたが、計算結果では同地点はプルームの東端にあたり、プルームは実際よりわずかに西よりに計算された可能性がある。フィンランド内陸部（カヤーニ）で4月27日夕方に高線量率が測定されたが、これは、強い上層風で短期間に上層プルームがフィンランド上空に到ったためである。

スウェーデンでは5月1日に大気中の ^{131}I と ^{137}Cs が減少し始め、5月4日に再び増加するのが観測された。一方フィンランドではこの間スウェーデンより高濃度が続いていた。この点についても、計算結果ではプルームが5月1日に東に移流しスウェーデンを離れ、5月4日に再び戻るのが再現された。

b) 東 欧

東欧でのプルームの到達日時を推定できるモニタリング データは少なく、ユーゴスラビアは4月30日以降、ハンガリーは5月1日以降、オーストリアは5月2日以降のデータしか得られていない。これらのデータによるとプルームの到達日時はチェコスロバキア、ハンガリー、オーストリアでは4月30日以前、ユーゴスラビア北部では4月30日、中央部では5月1日と推定される。計算結果によると、4月26日放出のプルームの後部と4月27日放出のプルームの前部がポーランド中・南部を通過して、4月29日夜にチェコスロバキア、オーストリア、ハンガリーに達し、4月30日にユーゴスラビア北部に達したと推定される。ユーゴスラビア北部への到達日時はモニタリング データと一致し、他の国でも矛盾がない。

ポーランドでは4月28日に大気中の放射能の増加が観測されているが、観測位置が不明であり、プルームの到達日時の点では計算結果との比較はできない。

c) その他の欧州

モニタリング データによると、西ドイツ北部で4月28日に、デンマークで4月29日に、オランダで5月2日に大気中の放射能の増加が観測されたが、計算では再現されなかった。計算結果のプルームの分布から推定すると、4月26日放出のプルームがバルト海及びスウェーデン南部に達した後、一部が西方に移流して同方面へ達したと推定される。

イタリア北部での5月2日以降のモニタリング データによると、 ^{131}I の大気中濃度は5月2日が最高であり以後漸減する。計算結果によると、同方面へは4月26日放出のプルーム後部及び27日放出のプルーム前部が、東欧を経由して5月1日から5月2日の間に到達したと推定される。

(3) 放出率の推定

放出率の推定は、 1 Ci/h の放出率を仮定した計算結果と、スカンジナビア地区で測定された大気中放射能濃度、空間 γ 線量率及び地表面沈着量のデータを用いて行った^{2), 3), 4)}。計算結果は、以下のとおりである。

a) 希 ガ ス

4月28日～29日にストックホルム北部及びフィンランド西部で $20\text{ }\mu\text{R/h}$ から $10^2\text{ }\mu\text{R/h}$ 以上の高い γ 線線量率が検出されている。この値には、希ガスからの寄与の他に、沈着核種からの寄与が含まれており、特に降雨による割合が大きい。希ガスからの割合は測定された γ 線連続モニタリング データの時間変化や沈着量から推定して $20\text{ }\mu\text{R/h}$ 以下と考えられる。そのため、希ガスからの空間線量率を $4\sim 20\text{ }\mu\text{R/h}$ 、希ガスの平均エネルギーをシャットダウン後3日間の経過日数を考慮して、 0.1 MeV とすれば、サブマージョン モデルにより約 $1\times 10^{-7}\text{ Ci/m}^3$ の希ガス濃度が、この周辺に存在したことになる。この値と、単位放出を仮定したSPEEDIの計算結果である $5\times 10^{-15}\text{ Ci/m}^3$ ($10^{-14}\sim 10^{-15}\text{ Ci/m}^3$)と比較して、希ガス放出率は $2\times 10^7\text{ Ci/h}$ と推定できる。

b) ヨウ素 (特に ^{131}I)

ヨウ素の放出率は、空間濃度及び地表面沈着量から推定できる。計算では、 $10^{-15}\sim 10^{-16}\text{ Ci/m}^3$ の濃度がスウェーデンのストックホルム北部に現われており、この国の実測濃度は最大で 190 Bq/m^3 (オスカー・スハムン)、平均で 30 Bq/m^3 ($8.1\times 10^{-10}\text{ Ci/m}^3$)程度であ

る。また、フィンランドのヘルシンキ附近その他でやはり最大で 200 Bq/m^3 を超えるヨウ素濃度が検出されており、スウェーデンと同程度のレベルであったと推定される。ヨウ素とセシウムの濃度については多くの実測データがあるが、測定法（特にヨウ素については、ガス状のものが含まれているか、いないか）測定時刻が不明なものが多く、値のバラツキも非常に大きい。両国の数少ない内容の明らかな資料から、高濃度時の一日平均値は、 40 Bq/m^3 ($1.1 \times 10^{-9} \text{ Ci/m}^3$) 程度であったと考えられる。このことから全ヨウ素の放出率は25日2100 GMT（現地時間26日午前1時）の値で $1.1 \times 10^6 \text{ Ci/h}$ 、 ^{131}I は $2 \times 10^5 \text{ Ci/h}$ と考えられる。

また、地表面沈着量からの推定では、ストックホルム北部の4月30日までの ^{131}I 地表面沈着量が $5 \times 10^3 \sim 10^4 \text{ Bq/m}^2$ ($\sim 2 \times 10^{-7} \text{ Ci/m}^2$) であり、フィンランドでは、 10^5 Bq/m^2 ($\sim 3 \times 10^{-6} \text{ Ci/m}^2$) 以上になる地域がある。特に高い値は降雨沈着による結果であり乾燥沈着を仮定して計算した値と比較できるものではない。計算結果がSPEEDIのソースタム条件で $5 \times 10^{-13} \sim 1 \times 10^{-13} \text{ Ci/m}^2$ であることから、全ヨウ素の放出率は $4 \times 10^5 \sim 2 \times 10^6 \text{ Ci/h}$ であり、 ^{131}I の放出率は $4 \times 10^4 \sim 2 \times 10^5 \text{ Ci/h}$ と推定される。地表面沈着量は、降雨による寄与が大きく、過大評価になる傾向があり、計算に用いた沈着係数等も適切なものかどうかの問題がある。

空間濃度からの推定とあわせ、 ^{131}I の放出率は、 $2 \times 10^5 \text{ Ci/h}$ となる。

c) その他の核種

その他の核種の放出率については、スカンジナビア地域で放出されたその他核種の大気中濃度の ^{131}I 大気中濃度に対する比から推定できる。スカンジナビア地域で推定されたその他核種の大気中濃度の ^{131}I のそれに対する比率は、大気中での希釈の過程がヨウ素と同一であると仮定すれば、半減期を考慮して放出開始時の放出の比率に修正することができる。これにb)で推定した ^{131}I の放出率を乗ずることで、その他核種の放出率が得られる。結果を第Ⅲ.1.2-1表に示。ここで ^{131}I の放出率は、 $2 \times 10^5 \text{ Ci/h}$ とした。また、インベントリーに対する26日の放出量の割合についても、第Ⅲ.1.2.1-1表に示す。

以上の推定放出率が継続した場合、はじめの24時間に ^{131}I と ^{137}Cs はそれぞれ6.2%、2.0%が環境中に放出されたと思われる。実際に、何日間上記のような大量放出が継続したかは、4月28日以降のプルームがモニタリングデータのあまり入手されていない地域へ流れたため、現在のところ推定は難しい。しかしながら、4月26日に放出されたプルームが覆った地域では、ほぼ同レベルの ^{131}I 空間濃度が検出されており、 ^{131}I については、少なくとも26日いっぱい、上記推定放出率が継続したと思われる。掲げた数値は、ファクタ3程度の幅を考慮しておく必要があろう。なお、これには半減期が非常に短くスウェーデンに達する以前に崩壊してしまった核種は含んでいない。本項で述べた放出率の推定に用いた原子炉内インベントリーはIAEAへのソ連の事故報告から得た情報に基づき計算されたものを使った。これについては第2章3.3.1を参照されたい。

(4) ま と め

ここでは、単位放出率を仮定して1日毎の放射性雲の動きを追うことにより放出日の違いで雲の移動がどのように変るかを検討し、希ガス、ヨウ素の大気中濃度、地表蓄積量などを計算

した。また、計算結果と観測データをもとに事故原子炉からの放射性核種放出率あるいは放射量の推定を実施した。

欧州各国に到達した放射性雲の時間的推移とモニタリング データとの比較評価では、SPEEDIによる計算結果が実際に雲の動きをかなりよく再現できることが判明した。また、ソースタームの推定では不確定な条件設定による大きな誤差幅が見込まれるものの、モニタリング データを使って推定した放出率から、最初の1日間に放出された ^{131}I 、 ^{137}Cs の量はそれぞれ、 $4.8 \times 10^6 \text{ Ci}$ 、 $1.3 \times 10^5 \text{ Ci}$ であったと推定される。また、それぞれのインベントリーに対する放出率は6.2%/日、2.0%/日となる。

今回の計算評価では、計算条件に種々の仮定を置いた。今後の検討課題として、大気の状態については昼夜における安定度の設定変更、放射性核種の地表への蓄積については放出ガスあるいは粒子の物理的、化学的性状にもとづく V_g 値の選定、降雨による洗浄効果の考慮、気象データについては重要な日時の欠測データの補充と入力データ数の追加などが挙げられる。また、放射性物質は混合層を越え日本に達していることが確認されているが、混合層以上への物質の拡散の過程は現在のままのSPEEDIでは考慮できない。そのため混合層高度を考えられる上限にとることにより、実際の混合層から抜けたと思われる放射能を混合層上部に保有させている。

今後、上に述べた問題点の検討を進め、その結果を踏まえた新しい条件のもとに、ここで推定した放出量および放出形態で連続放出したシミュレーション計算を各種の計算領域で実施し、環境汚染状況全体の把握に努めることとなろう。

参 考 文 献

- 1) M. Chino, H. Ishikawa, H. Yamazawa, S. Moriuchi, Application of the SPEEDI System to the Chernobyl Reactor Accident, JAERI-M 86-142, October, 1981
- 2) Surveillance Department, Finnish Center for Radiation and Nuclear Safety: INTERIM REPORT ON FALLOUT SITUATION IN FINLAND FROM APRIL 26 TO MAY 4, STUK-B-VALO 44 (1986)
- 3) Finnish Centre for Radiation and Nuclear Safety, NBC Defence Office of the General Headquarters Rescue Department of the Ministry of the Interior: SECOND INTERIM REPORT ON RADIATION SITUATION IN FINLAND FROM 5 TO 16 MAY 1986, STUK-B-VALO 45 (1986)
- 4) National Institute of Radiation Protection, Preliminary Edition: ACTIVITIES OF THE SWEDISH AUTHORITIES FOLLOWING THE FALLOUT FROM THE SOVIET CHERNOBYL REACTOR ACCIDENT, 1986-05-14 (スウェーデン)

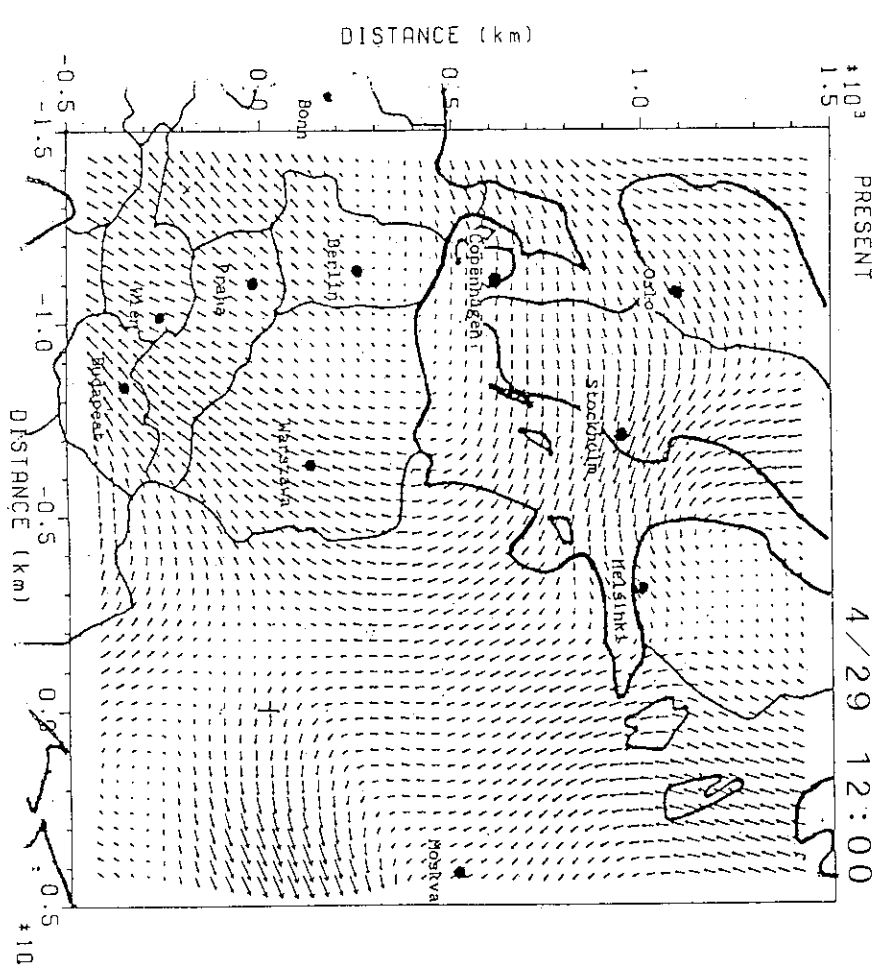
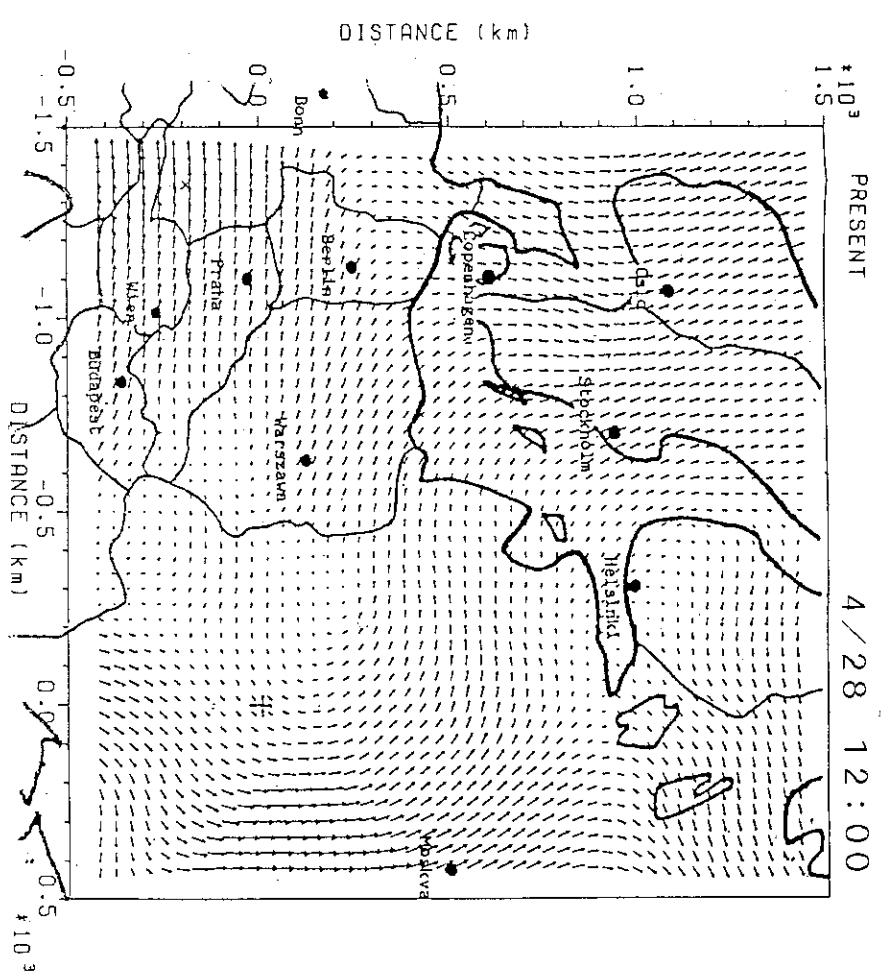
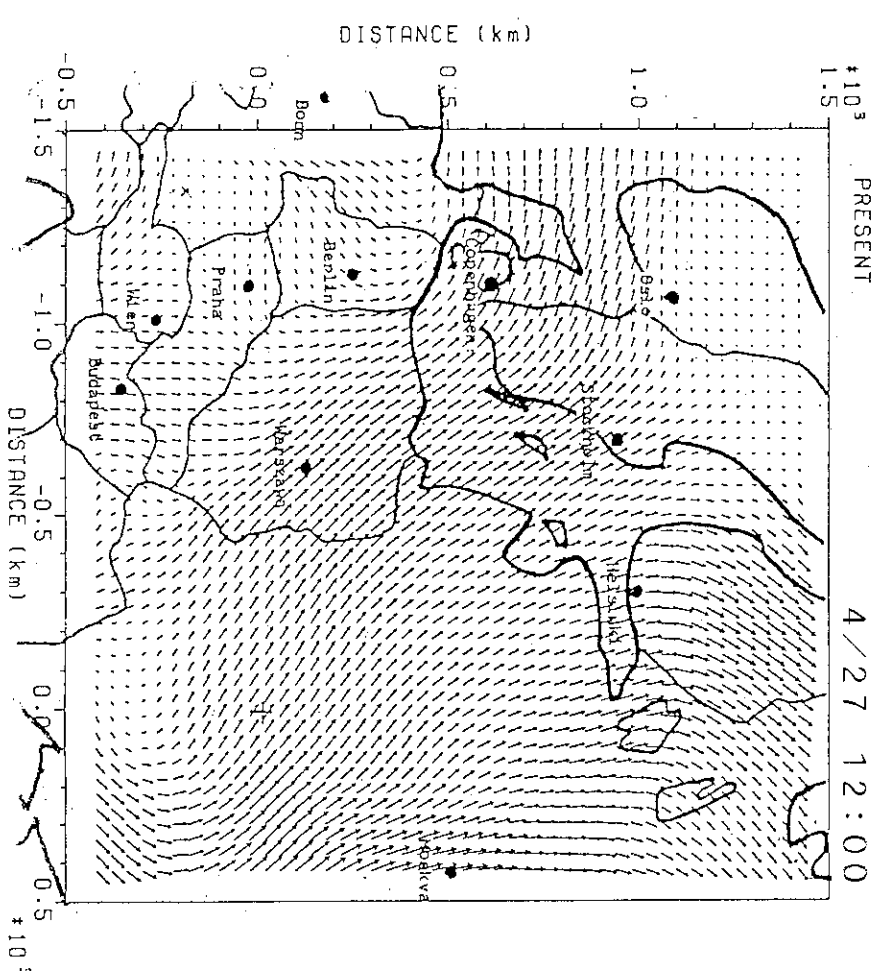
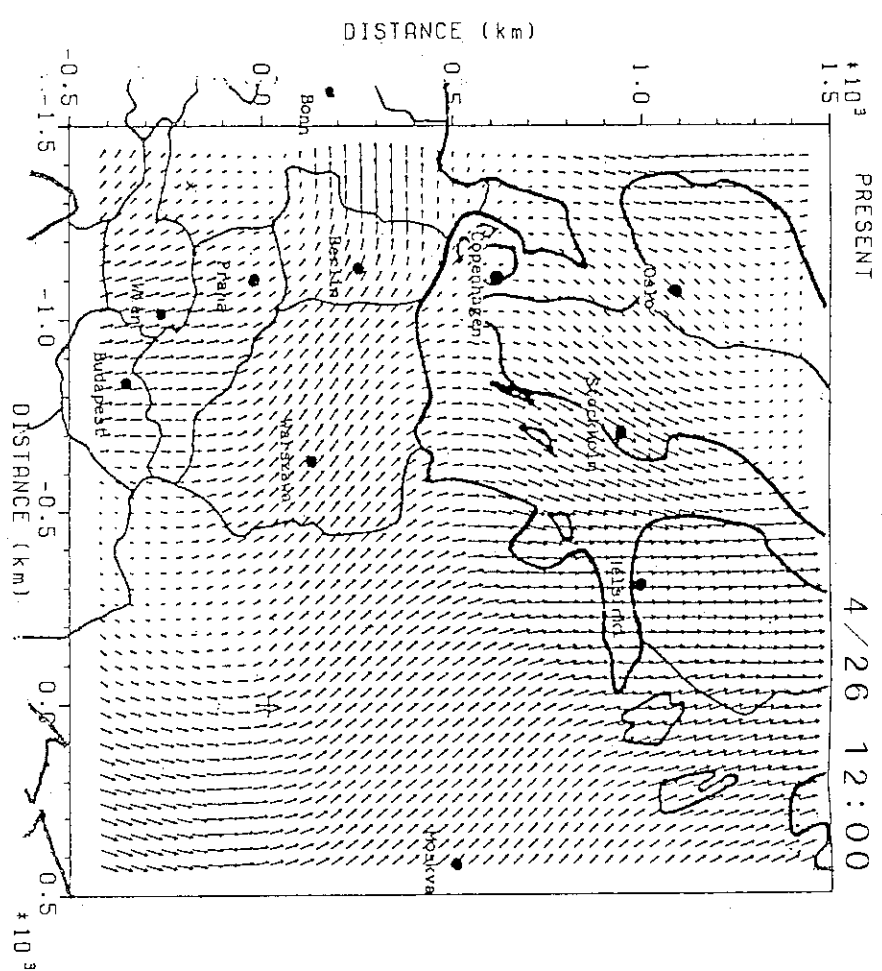
第Ⅲ.1.2.1-1 表 ^{131}I 及び ^{137}Cs との空間濃度比率から推定したその他核種の 4 月 26 日の
放出量及びその炉内インベントリーに対する割合

核 種	モニタリングデータ から推定した ^{137}Cs 基準の放出比	放 出 率 (Ci/h)	4 月 26 日の全放出量 (Ci)	炉内インベントリー(注) (Ci, 2100GMT, 4/25)	インベントリーに対する 26 日放 出量の割合 (%)
^{131}I	35.8	2.0×10^5	4.8×10^6	7.67×10^7	6.3
^{133}I	50.6	3.3×10^5	7.9×10^6	1.31×10^8	6.0 } 6.2 %
^{134}Cs	0.601	3.3×10^3	7.9×10^4	3.83×10^6	2.1
^{136}Cs	0.283	1.6×10^3	3.8×10^4	1.95×10^6	1.9 } 2.0 %
^{137}Cs	1.0	5.6×10^3	1.3×10^5	6.22×10^6	2.1
^{115}Cd	0.172	9.7×10^2	2.3×10^4	8.31×10^5	2.8
$^{129\text{m}}\text{Te}$	0.626	3.6×10^3	8.6×10^4	3.25×10^6	2.6
$^{131\text{m}}\text{Te}$	0.516	2.7×10^3	6.5×10^4	9.29×10^6	0.7 } 1.3 %
^{132}Te	5.02	2.7×10^4	6.5×10^5	1.06×10^8	0.6
^{127}Sb	0.182	1.0×10^3	2.4×10^4	6.74×10^6	0.4
^{140}Ba	0.793	4.4×10^3	1.1×10^5	1.43×10^8	0.08
^{103}Ru	0.338	1.9×10^3	4.6×10^4	1.05×10^8	0.04 } 0.08 %
^{106}Ru	0.215	1.2×10^3	2.9×10^4	2.73×10^7	0.1
^{99}Mo	0.455	2.6×10^3	6.2×10^4	1.38×10^8	0.05
^{95}Zr	0.11	6.1×10^2	1.5×10^4	1.25×10^8	0.01
^{95}Nb	0.0426	2.4×10^2	5.8×10^3	1.17×10^8	0.005
^{141}Ce	0.0484	2.7×10^2	6.5×10^3	1.29×10^8	0.005
^{144}Ce	0.0333	1.9×10^2	4.6×10^3	8.27×10^7	0.006 } 0.005 %

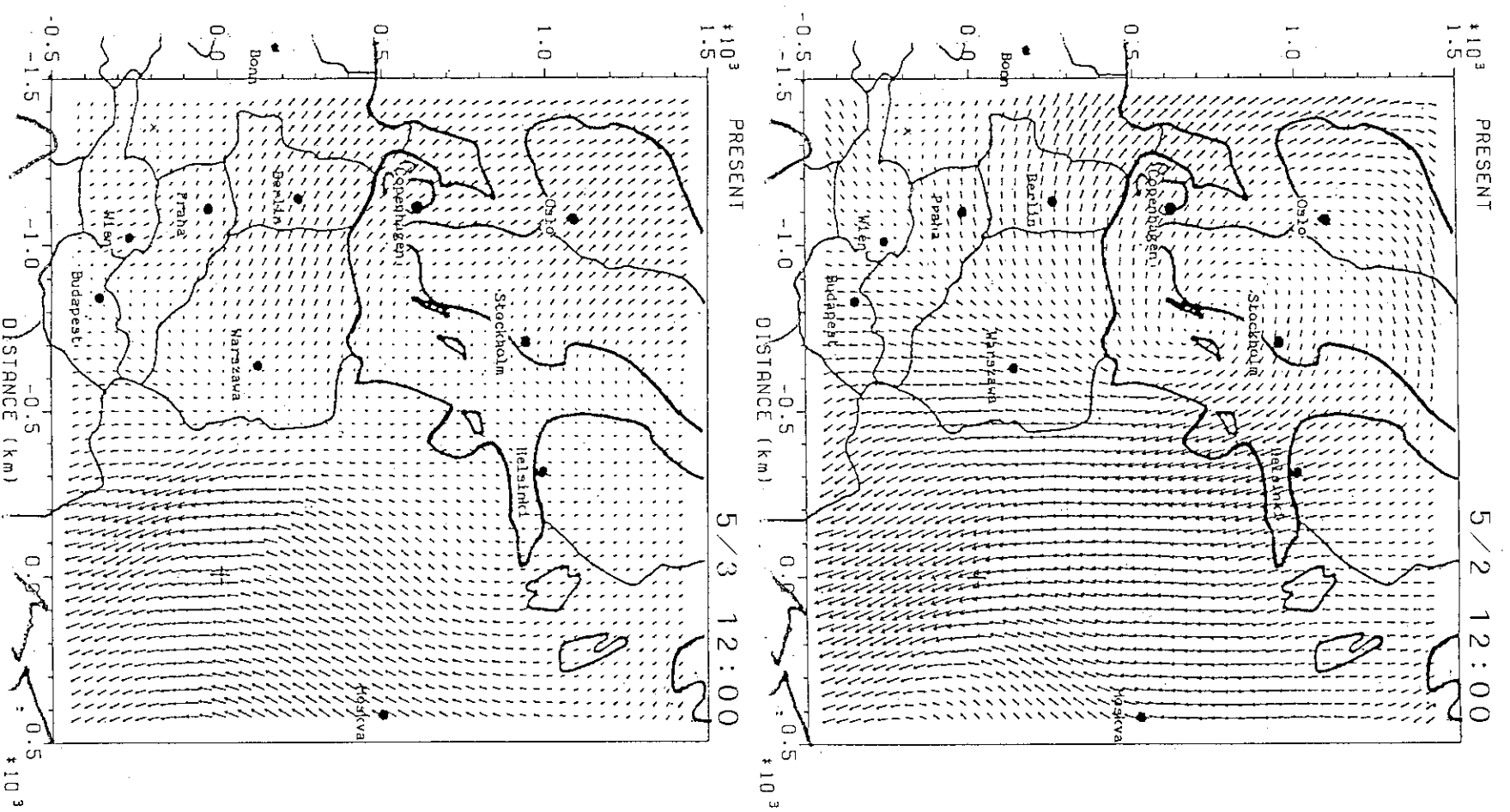
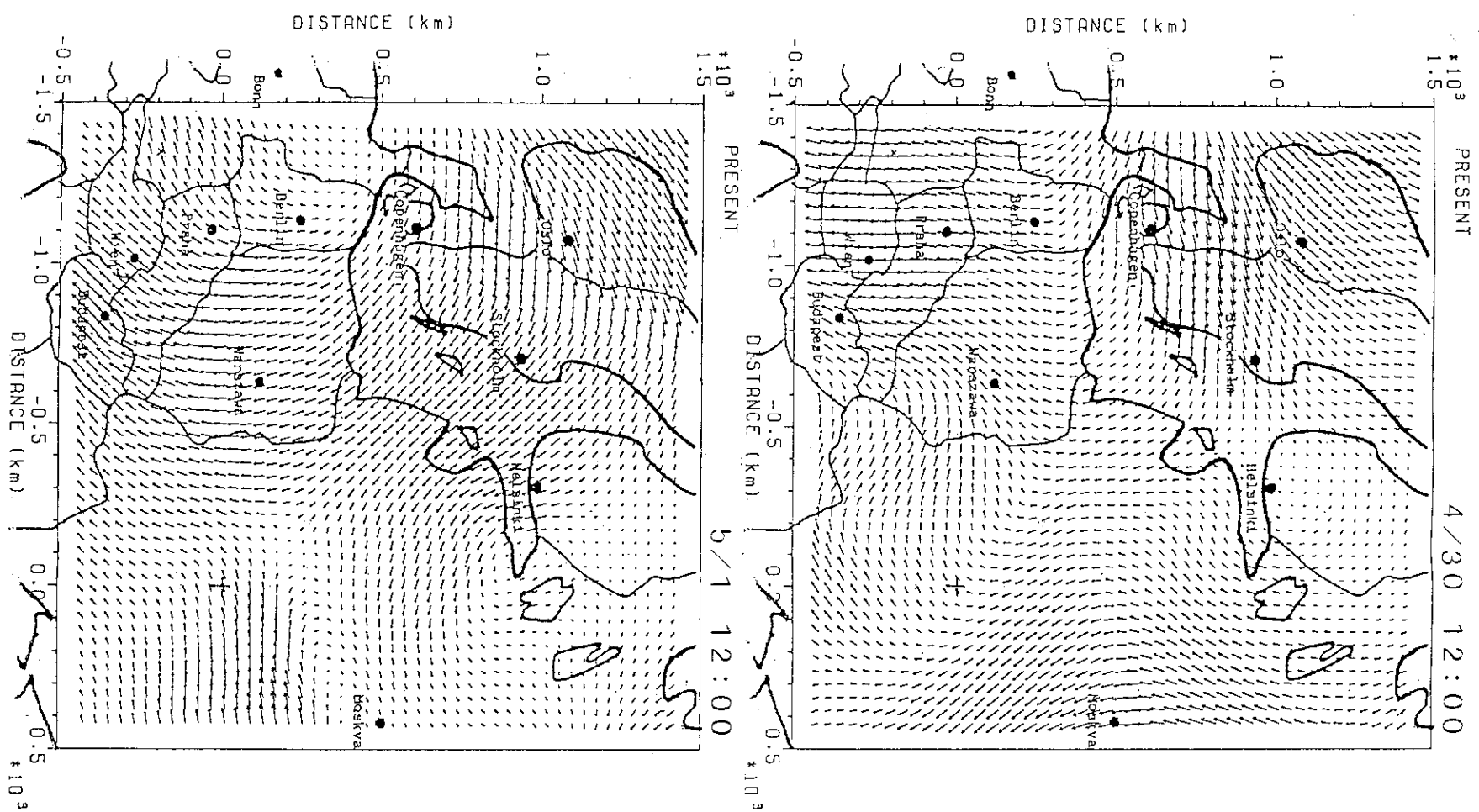
注：Ⅱ.3 参照



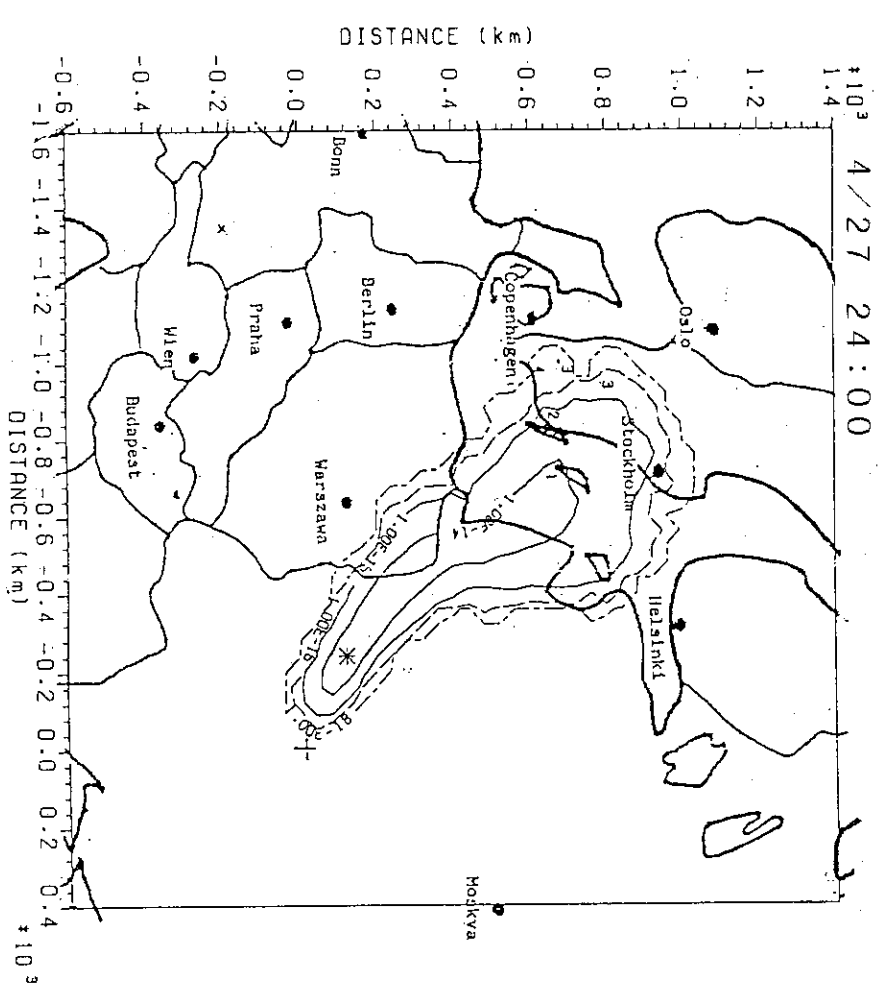
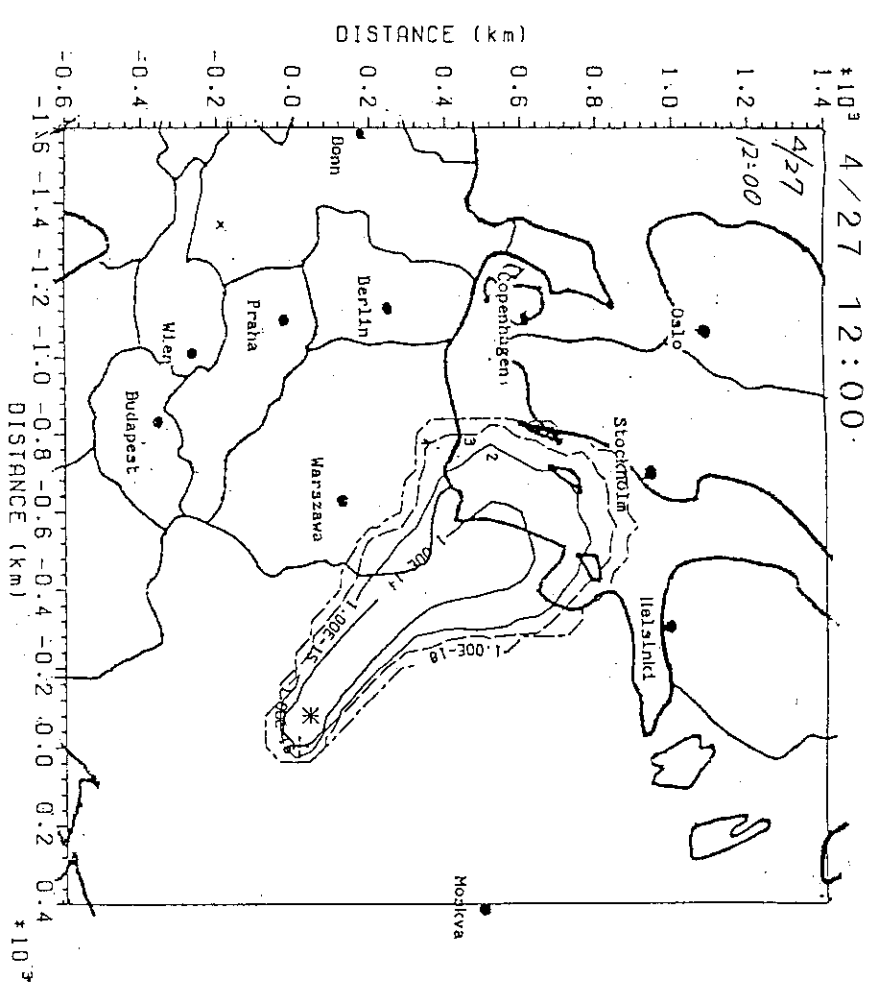
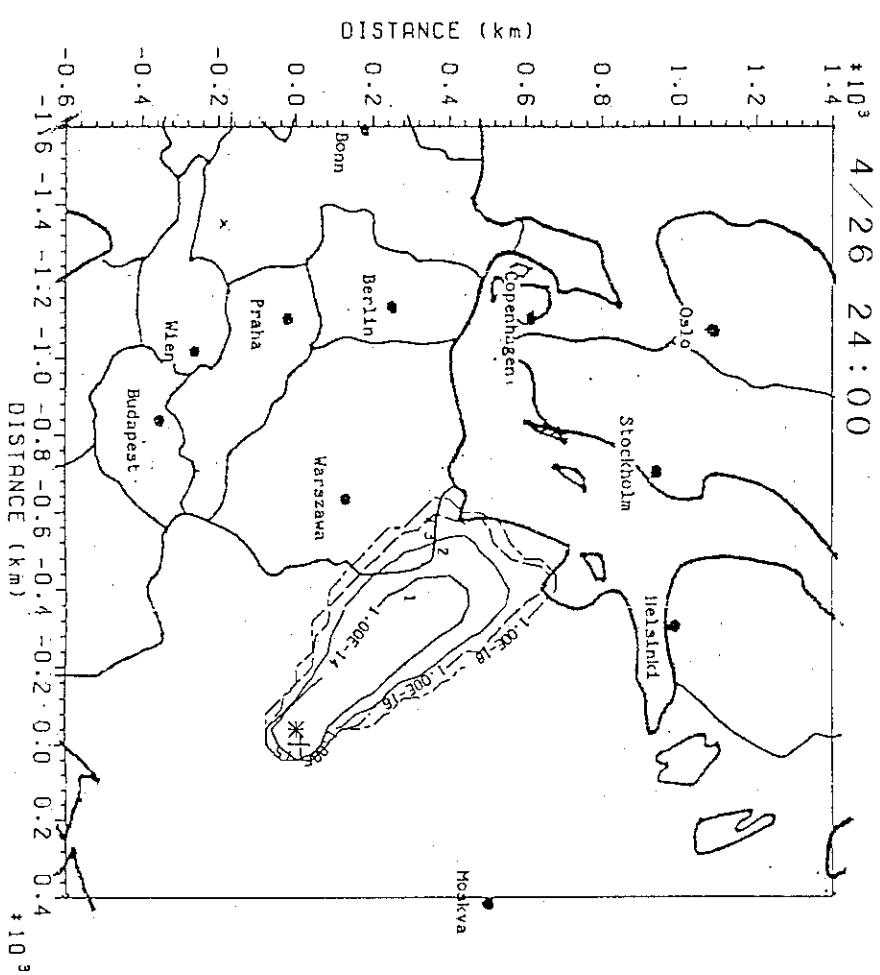
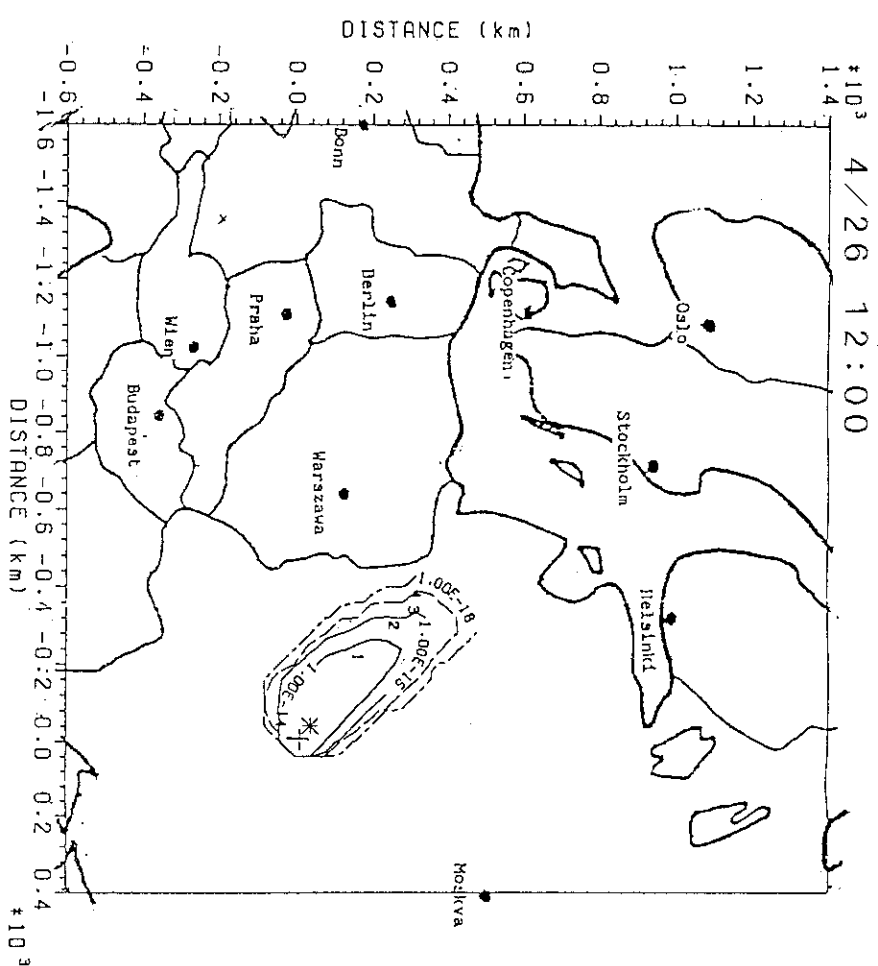
第Ⅲ. 1. 2. 1-1 図 ソ連及びヨーロッパの地図（内側の四角が計算対象領域）



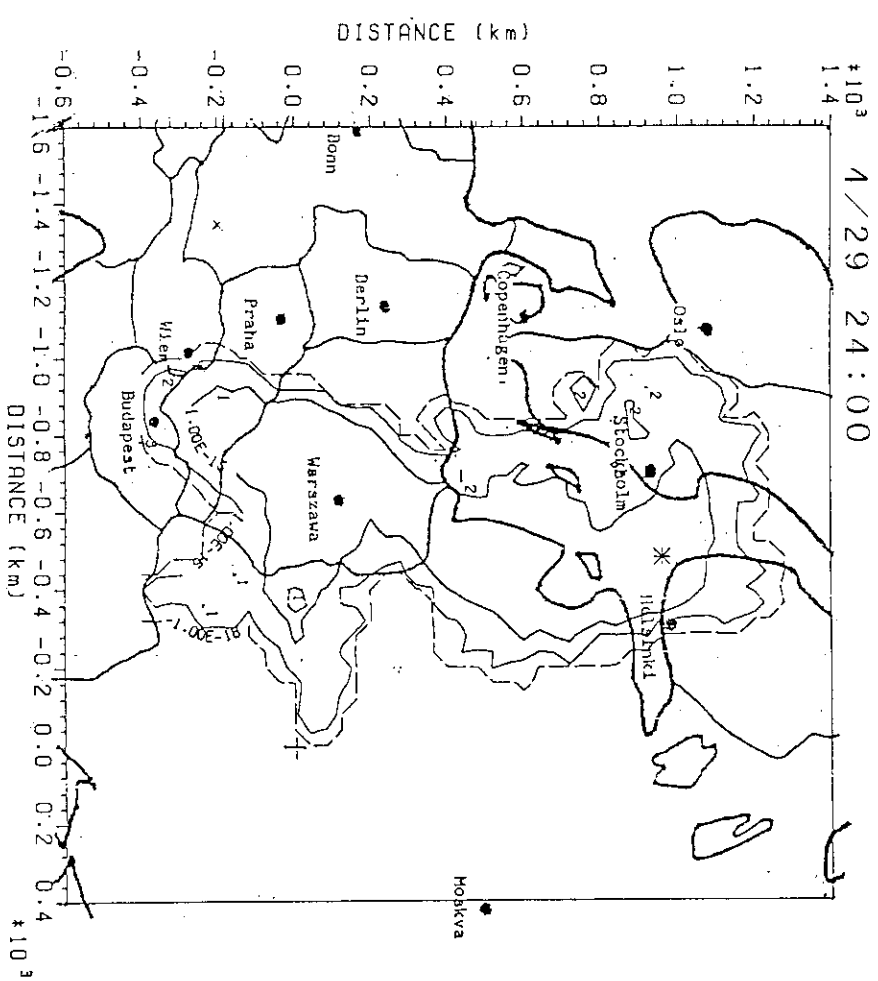
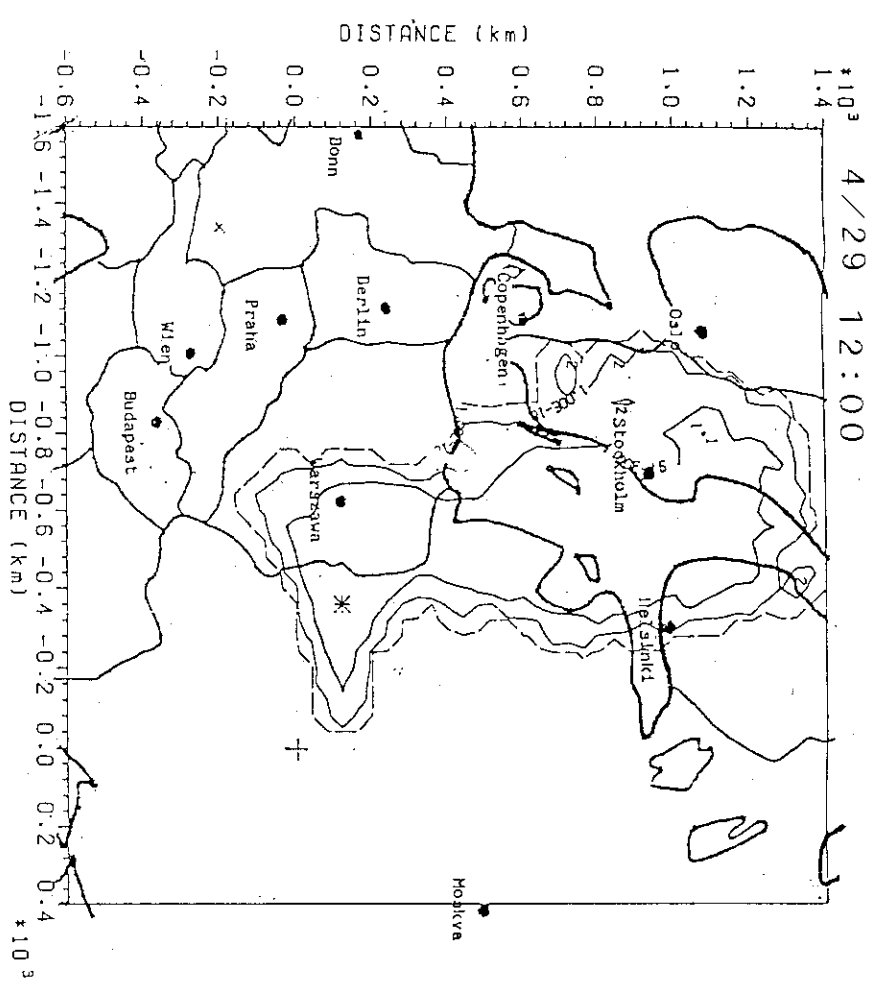
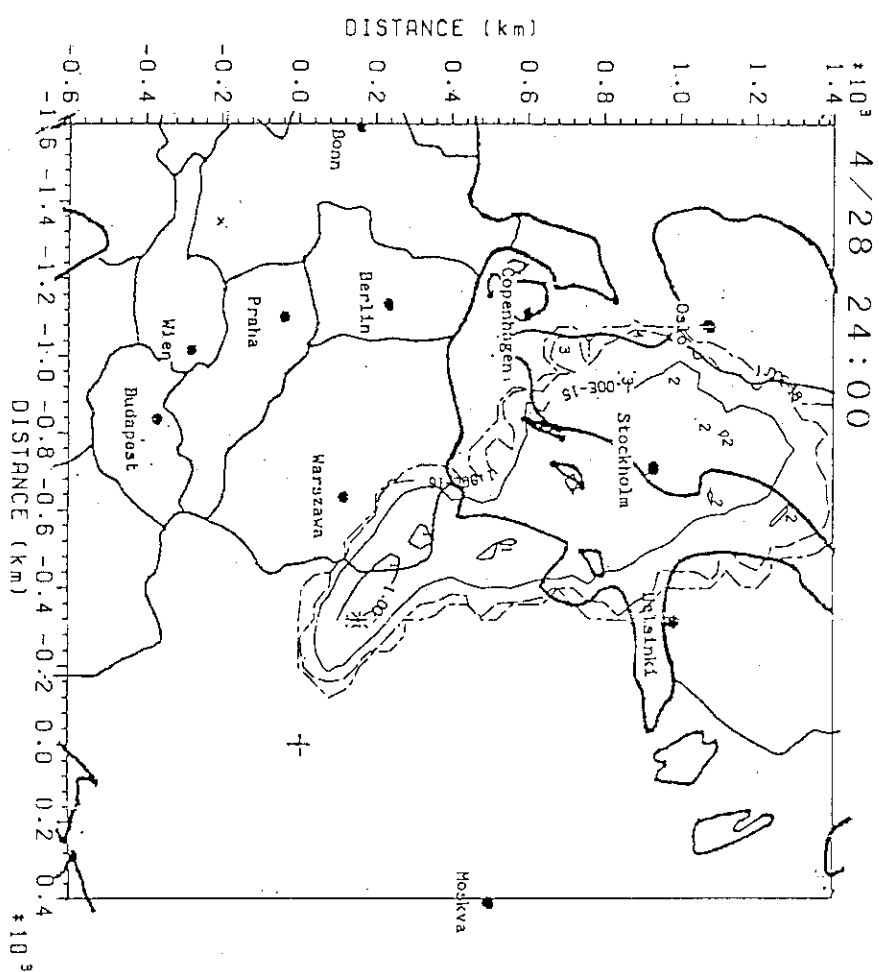
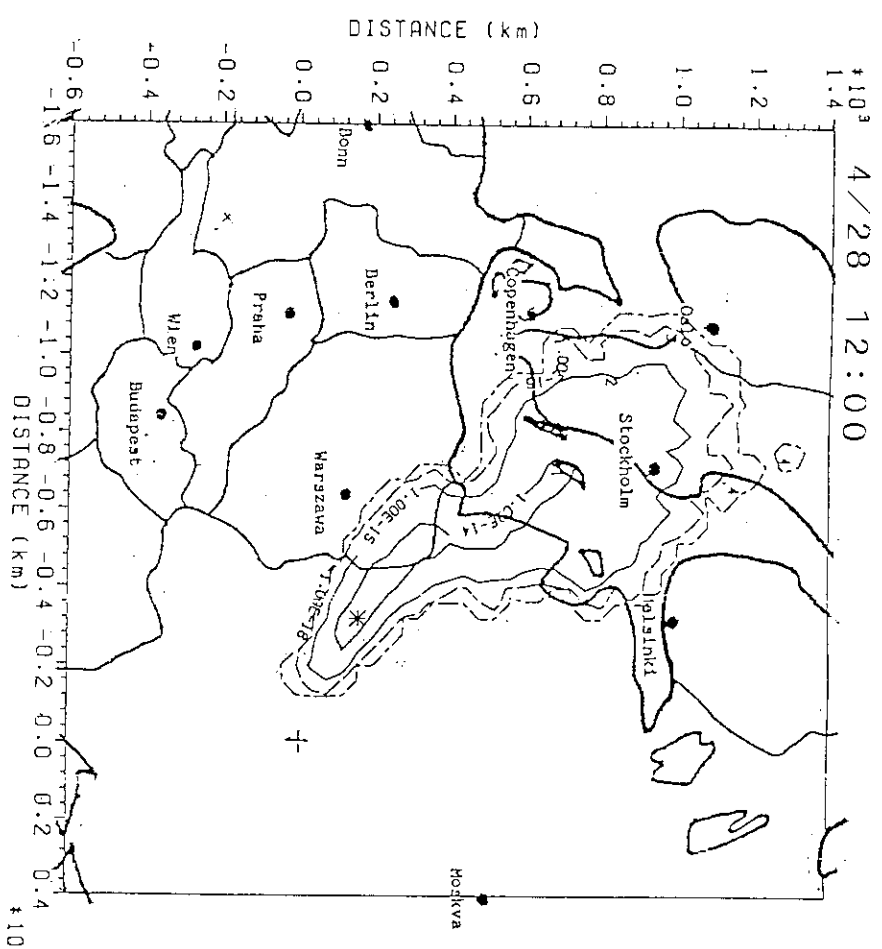
第Ⅲ.1.2.1-2図 4月26日から5月3日までの1200 GMTの高度1000 m風向・風速分布



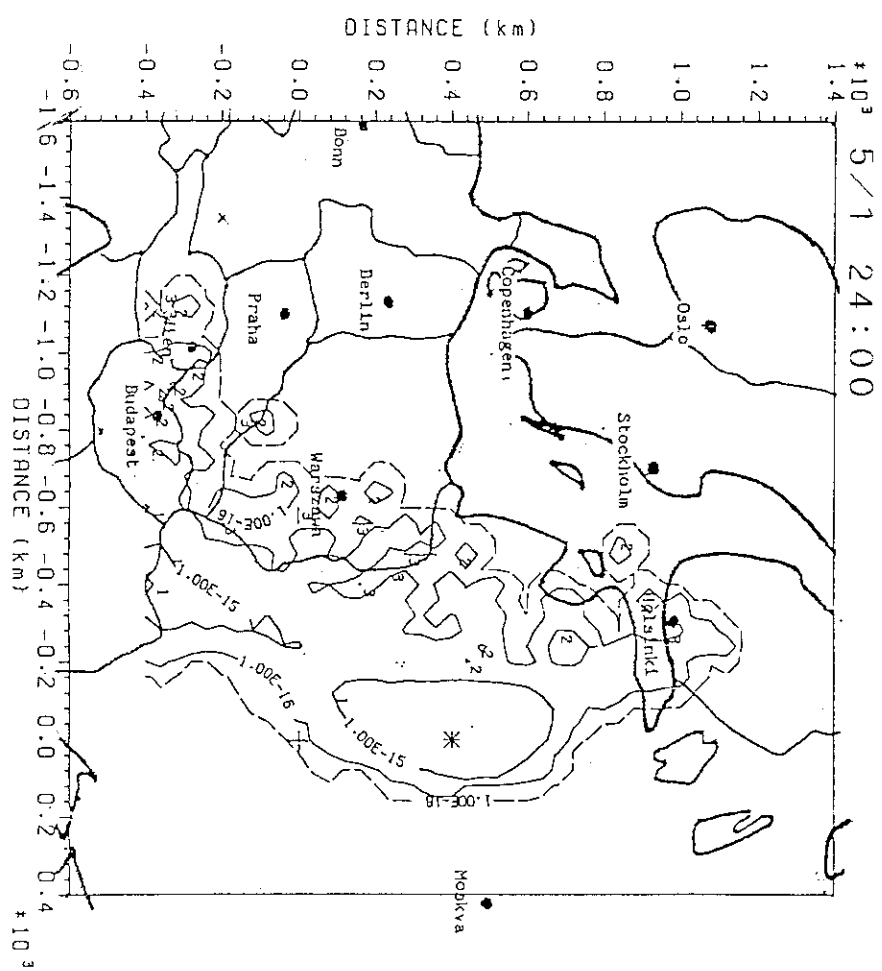
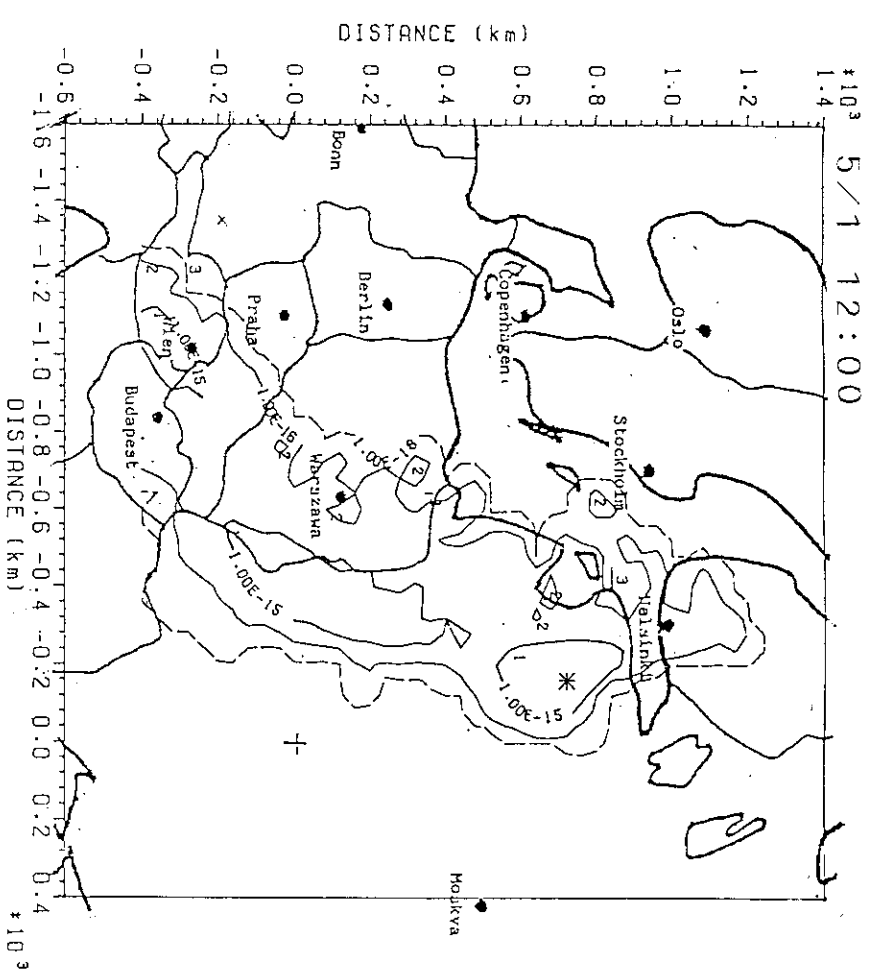
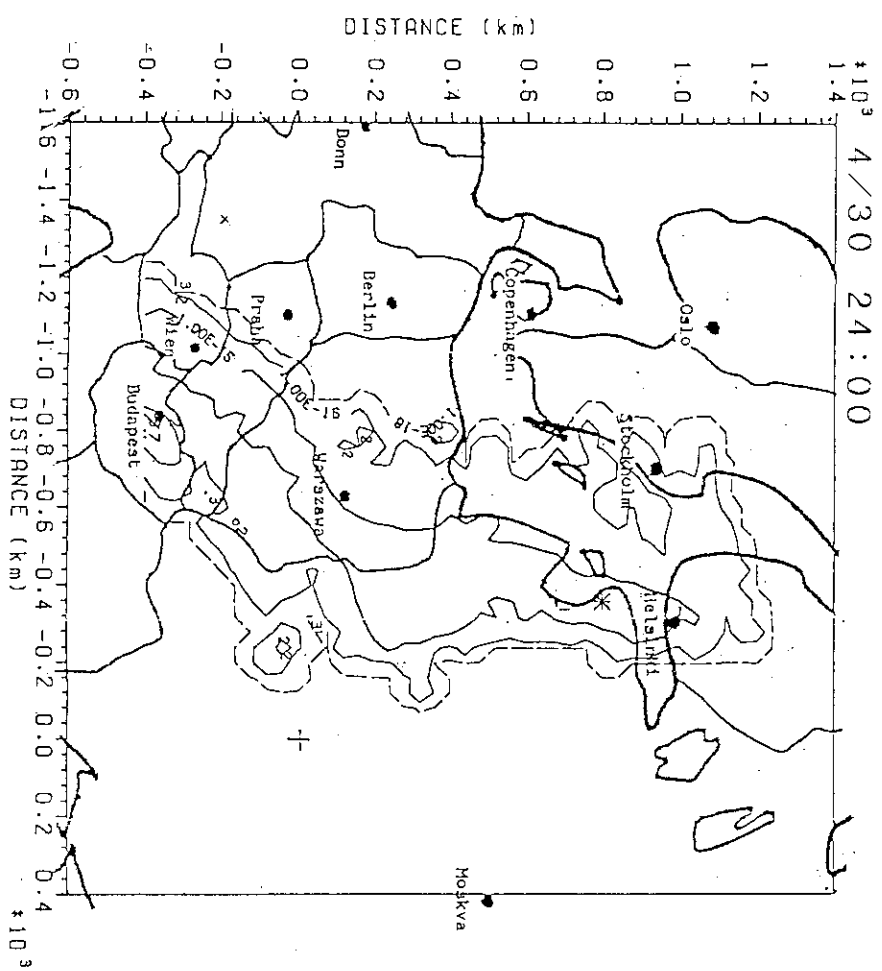
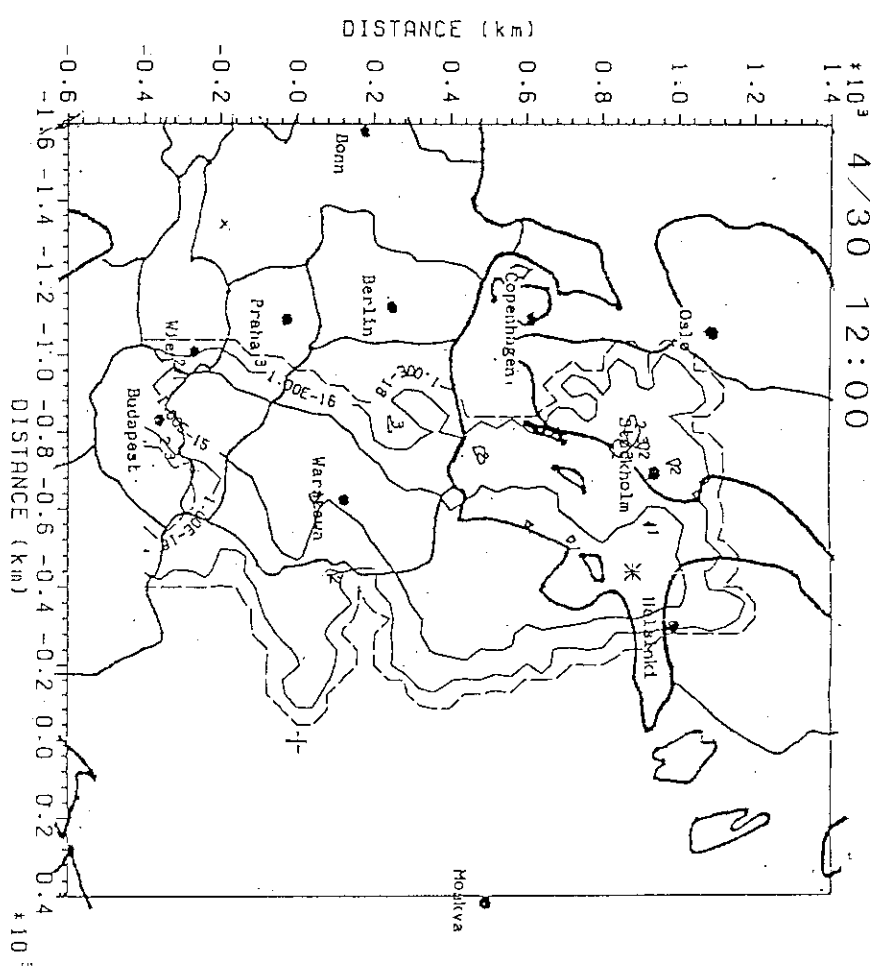
第Ⅲ.1.2.1-2図 (続き) 4月26日から5月3日までの1200 GMTの高度1000 m風向・風速分布



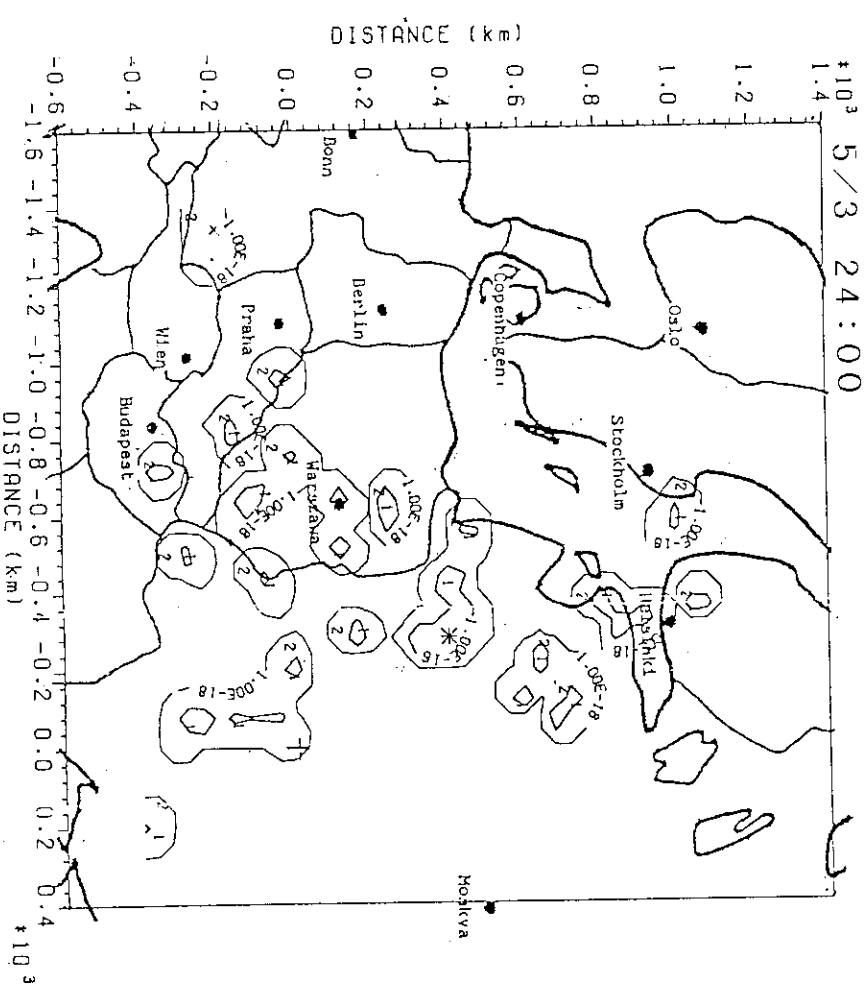
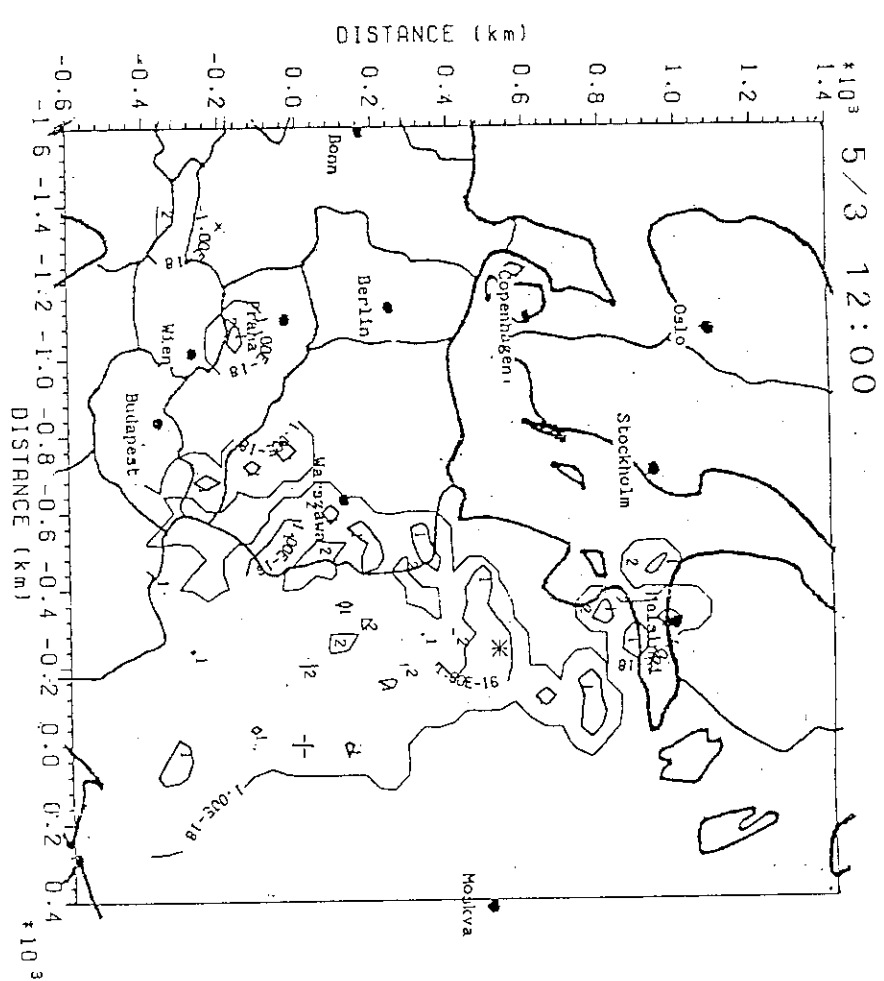
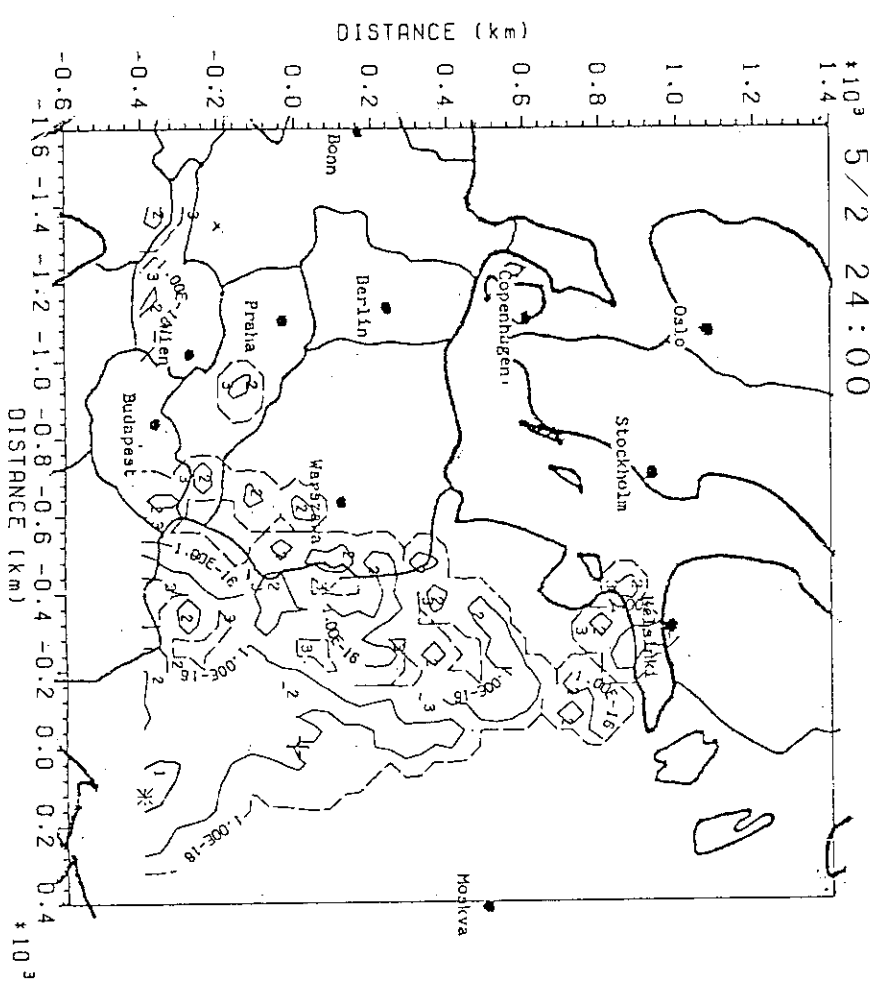
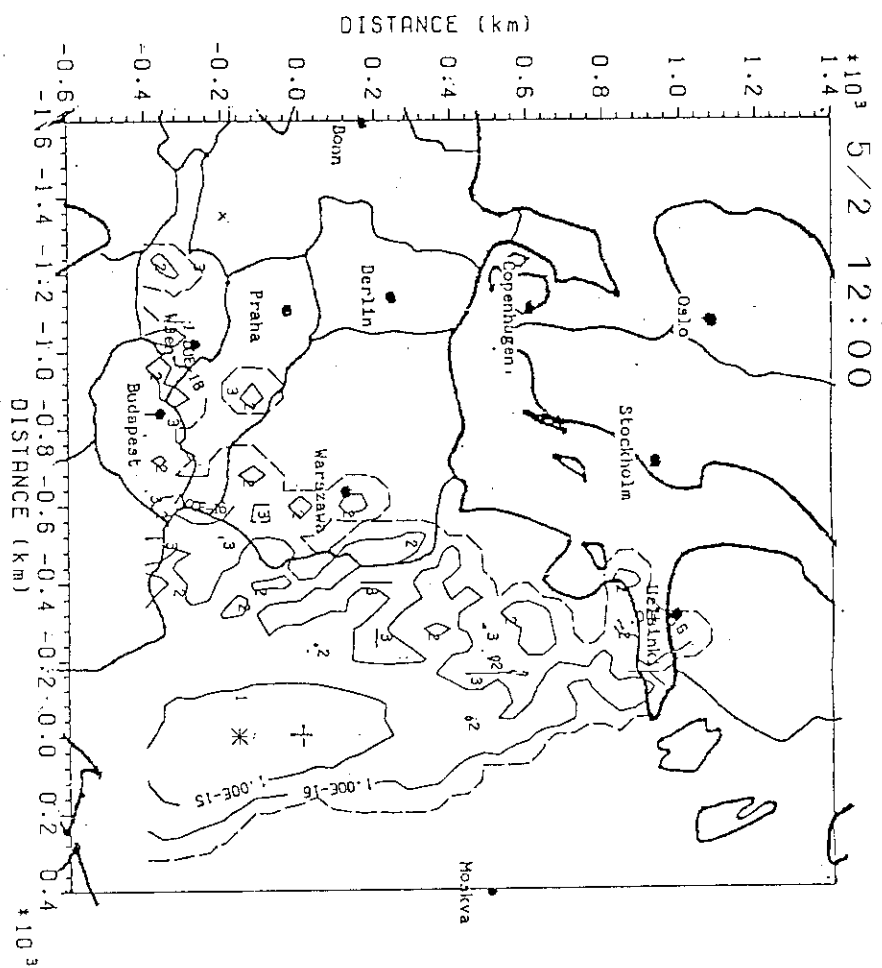
第Ⅲ.1.2.1-3図 4月26日放出のプルトニウムの5月3日までの1200 GMTと2400 GMTの地上分布



第Ⅲ.1.2.1-3図 (続き) 4月26日放出のプルームの5月3日までの1200 GMTと2400 GMTの地上分布



第Ⅲ.1.2.1-3図 (続き) 4月26日放出のプルームの5月3日までの1200 GMTと2400 GMTの地上分布



第Ⅲ.1.2.1-3図 (続き)

4月26日放出のプルトニウムの5月3日までの1200 GMTと2400 GMTの地上分布

1.2.2 各国で行われたチェルノブイリ・プルームの拡散シミュレーションの比較

英国、米国、イタリア及び日本で行われたチェルノブイリ・プルームに関する拡散シミュレーションの結果を比較した^{1)～4)}。

計算条件及び結果の比較の概要を以下に示す。

(1) 計算条件の比較

a) モデル

	英 国	米 国	イ タ リ ア	日 本
モデル又はシステム名	MESOS	ARAC	ARIES	SPEEDI
モ デ ル	流跡線パフモデル	質量保存風速場モデル+粒子拡散モデル	流跡線パフモデル	質量保存風速場モデル+粒子拡散モデル

b) 放出条件

	英 国	米 国	イ タ リ ア	日 本
放 出 量	^{133}Xe : 1.7×10^8 Ci ^{131}I : 0.21×10^8 Ci ^{137}Cs : 0.15×10^7 Ci ^{131}I , ^{137}Cs は時間と共に放出率減少	^{131}I : 80×10^6 Ci ^{137}Cs : 6×10^6 Ci のインベントリーの56%	不 明	希ガス 1 Ci/h ヨウ素 1 Ci/h
放出継続時間	希ガス: 4月25日 18~24GMT (6時間) その他: 4月25日 21GMT~4月29日 24GMT (99時間)	開 始: 同 左 継 続: 9日間 (5月4日まで)	開 始: 4月26日 00GMT 7 継 続: 7日 間 (5月2日まで)	開 始: 4月25日 21GMT 継 続: 7日 間 (5月2日まで)
放出形態	高度 50 ~ 1000 m。 一様に初期分布 いつまでこの状況か不明。	4月26日は 20 ~ 1500 mまでインベントリーの40%を放出。27日以降は 1000 mまでで 2% /日の放出率	不 明	はじめの 12 時間 高度 1000 m放出 以後 200 m放出

c) 気象・拡散条件

	英 国	米 国	イタリヤ	日 本
風向・風速データ	不 明	850 mbar 面 地上は不明	不 明	850 mbar 面 地上風向風速
沈 着 の 取 扱 い	乾燥沈着速度, V_g 0.3 cm/s , ^{131}I 0.1 cm/s , ^{137}Cs 洗浄係数 (ヨウ素 ^{137}Cs とも) $5 \times 10^{-5} \text{ J}^{0.8} \text{ s}^{-1}$	乾燥沈着のみ考慮 V_g は不明	乾燥沈着は不明 洗浄係数 10^{-4} s^{-1}	乾燥沈着のみ考慮 $V_g = 0.3 \text{ cm/s}$
乱流状態	日変化を考慮	不 明	不 明	中 立

(2) 計算結果の比較

ヨーロッパ内でのプルームの影響範囲

第Ⅲ.1.2.2-1～3に放出開始2日後(4月28日)～4日後(4月30日)のプルームの影響範囲を示す。なお、英国の計算は他のものに比べ約11時間先の結果である点に注意を要する。

4月28日までは、各国の結果とほぼ一致しており、プルームはスウェーデンに向かって移行するが、4月30日になると各国の計算結果に違いが現れる。特に英国の計算結果は、他に比べ西寄りである。相違の原因の一つとして上に述べた評価時刻のずれが考えられる。

イタリアの結果は、パフの大きさの決め方が広域まで整合性のあるものかどうか疑問があり、図の右半分がほとんど覆われたのは、このことが原因していると思われる。

米国ARACと日本のSPEEDIの結果は、比較的よく一致している。これは、放出形式の仮定が異なるが、使用気象データや計算モデルの考え方が、だいたい一致しているためと思われる。

希 釈 率

計算濃度を放出率で規格化したものを希釈率($\text{Ci}/\text{m}^3/\text{Ci}/\text{h}$ 又は $\text{Ci}/\text{m}^2/\text{Ci}/\text{h}$)と定義して、拡散希釈の取扱いを比較した。比較地点は、ストックホルム北部である。

	英 国	米 国	イタリヤ	日 本
希 ガ ス	0.67×10^{-14} ($\text{Ci}/\text{m}^3/\text{Ci}/\text{h}$)	—	—	2.8×10^{-14} ($\text{Ci}/\text{m}^3/\text{Ci}/\text{h}$)
^{131}I (沈着量)	—	2.3×10^{-12} ($\text{Ci}/\text{m}^2/\text{Ci}/\text{h}$)	—	5.3×10^{-12} ($\text{Ci}/\text{m}^2/\text{Ci}/\text{h}$)

放出率の推定

希釈率とスウェーデン北部のモニタリング データから放出率を推定すると、以下の様になる。

	英 国	米 国	イ タ リ ア	日 本
希ガス	4月26日 100 %	—	—	4月26日 50 %
^{131}I	—	$1.5 \times 10^5 \text{ Ci/h}$	—	$2 \times 10^5 \text{ Ci/h}$

(3) ま と め

プルームの分布状況の比較では、米国、イタリア、英国の順にSPEEDIの結果に近く、特にSPEEDIと米国ARACの結果は、かなり一致している。

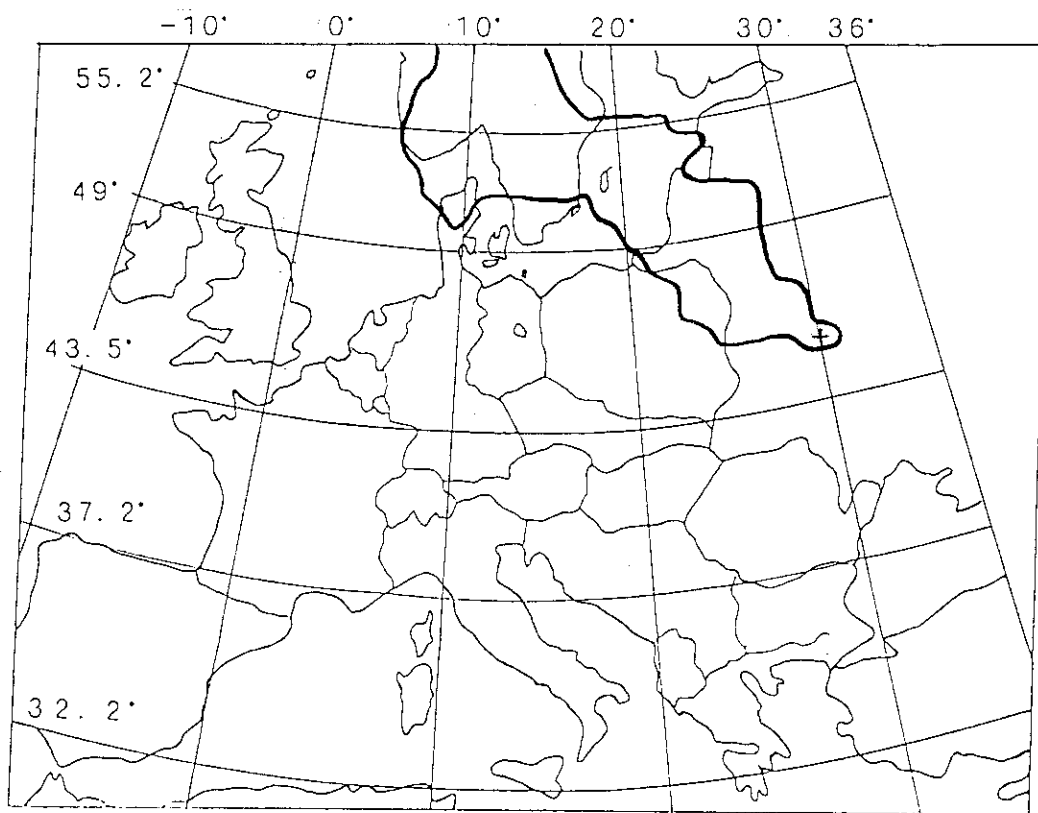
放出量の推定値は、比較できるものが少しであるが、オーダーは一致している。

参 考 文 献

- 1) M. Chino, H. Ishikawa, H. Yamazawa, S. Moriuchi, Application of the SPEEDI System to the Chernobyl Reactor Accident, JAERI-M 86-142, October, 1981
- 2) ARAC Preliminary Dose Estimates for Chernobyl Reactor Accident, ローレンス・リバモア研究所 (米国)
- 3) Preliminary Analysis of Dispersion of the Chernobyl Release, H.M. Apsimon and J.J.N. Wilson, Imperial College, London (英国)
- 4) Radiological Situation in Italy Following the Chernobyl Accident, Carla Brofferio, GRECA Meeting (イタリア)

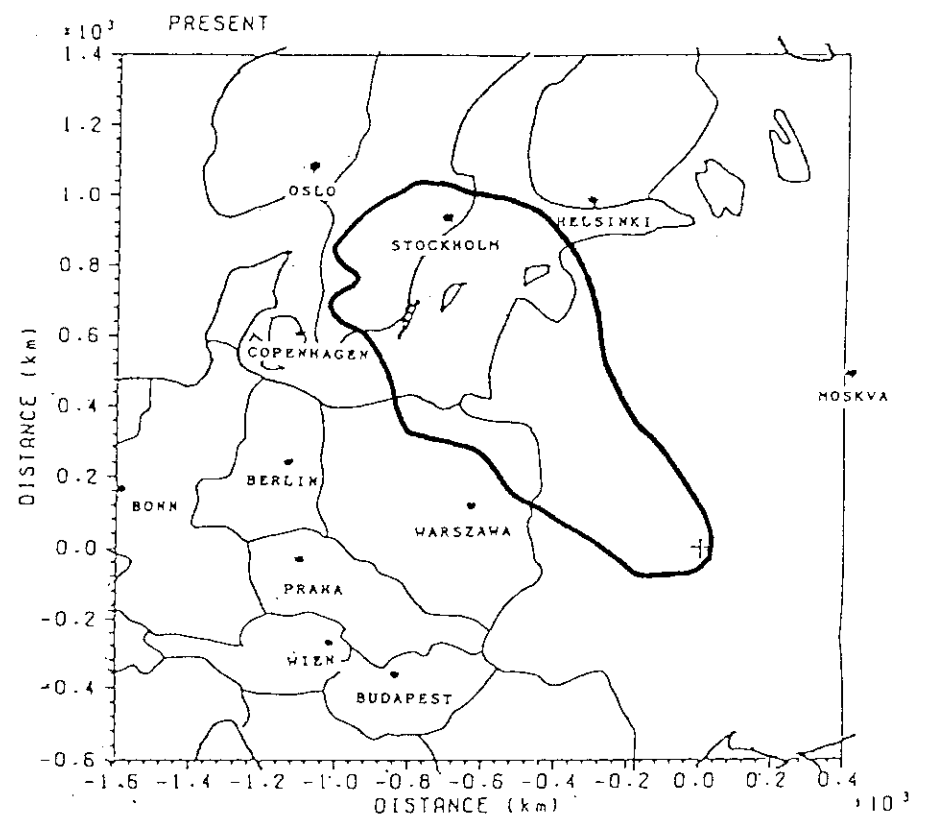
英国 (MESOS)

Mid-morning (9-12 GMT)



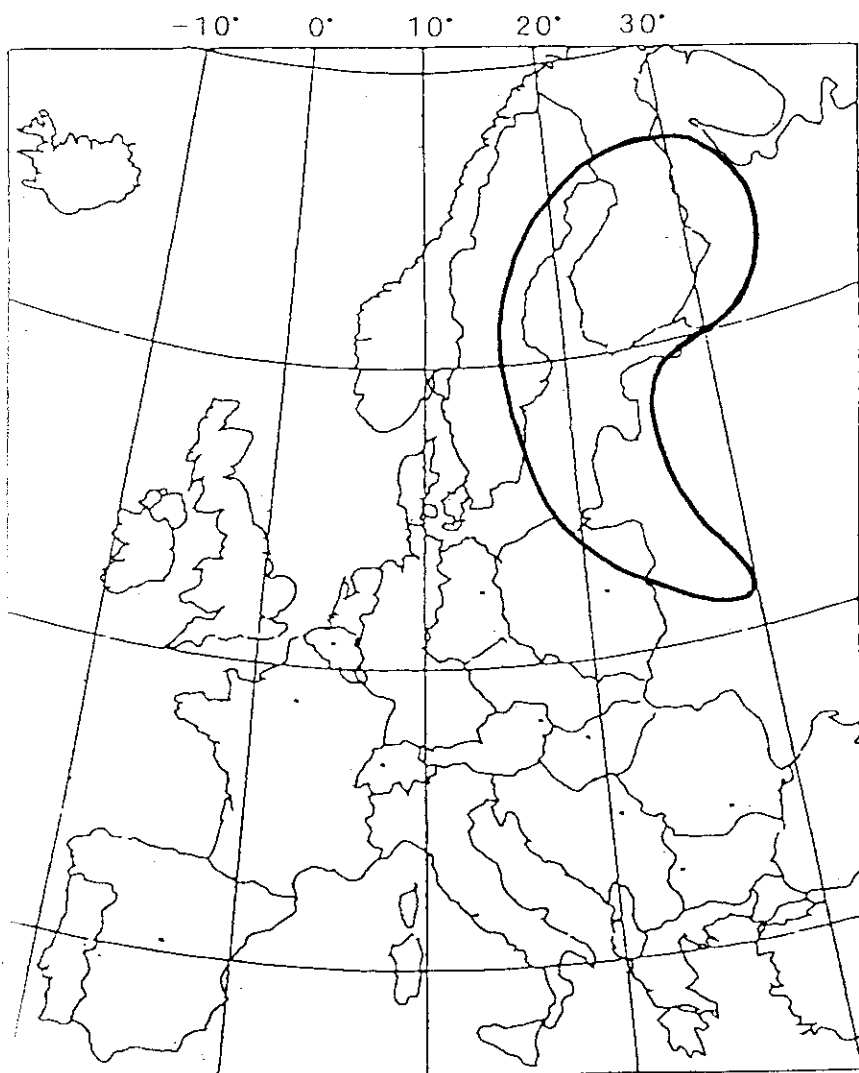
日本 (SPEEDI)

OOGMT



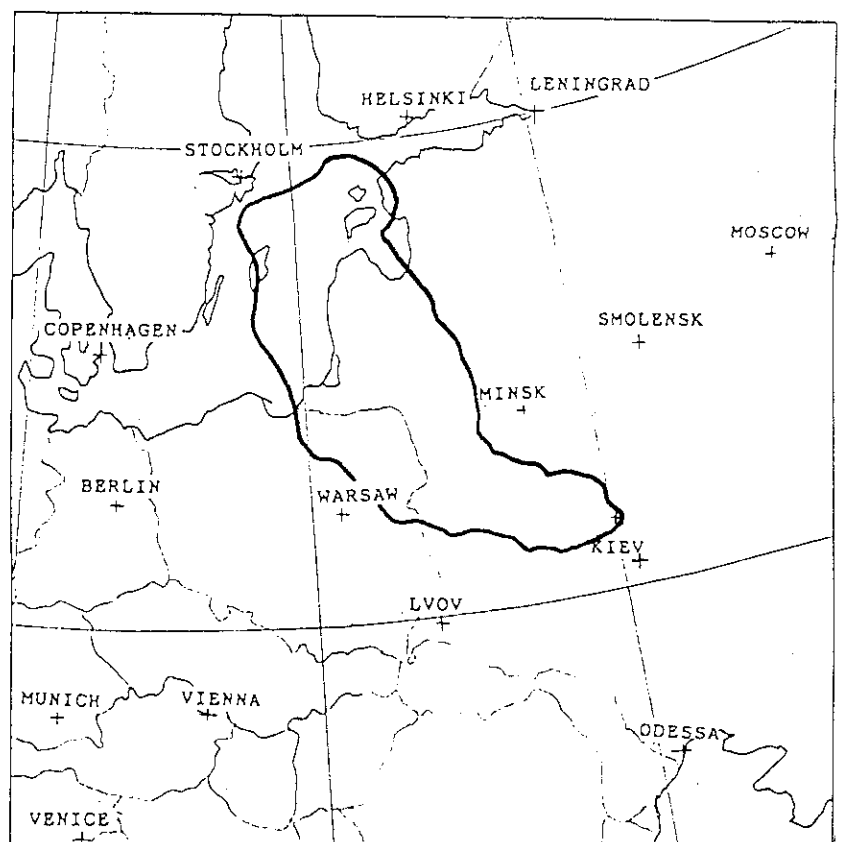
イタリア (ARIES)

OOGMT



米国 (ARAC)

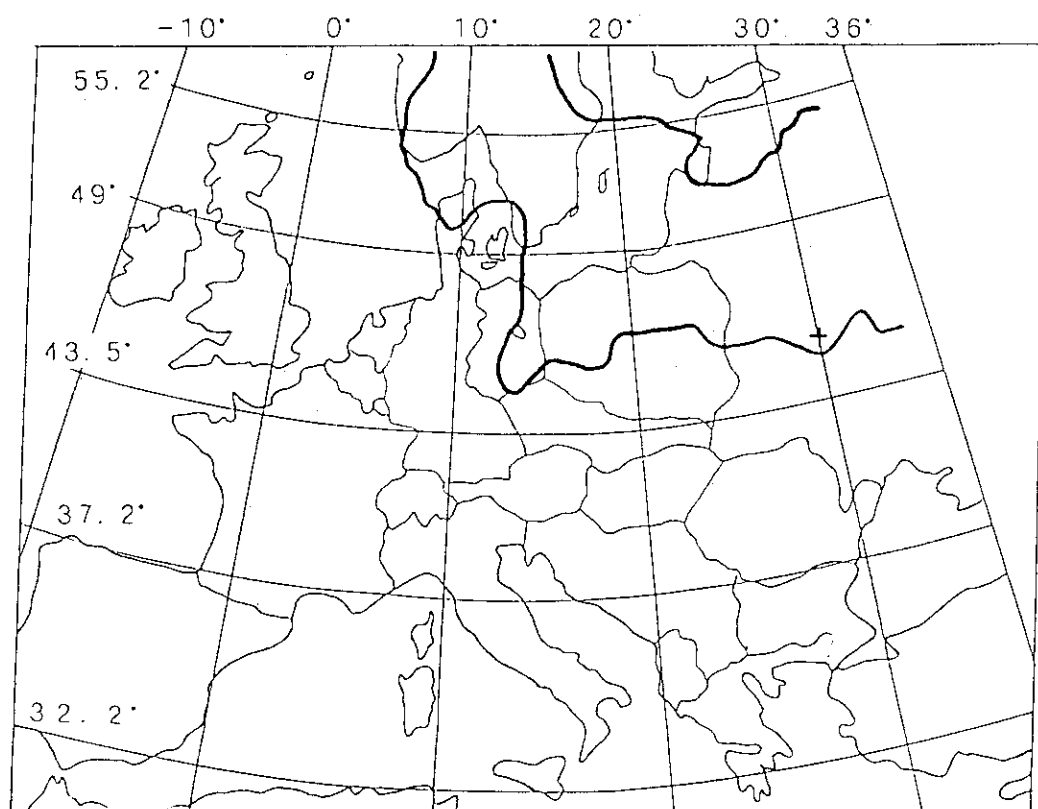
OOGMT



第Ⅲ.1.2.2-1図 4月28日の影響領域の比較

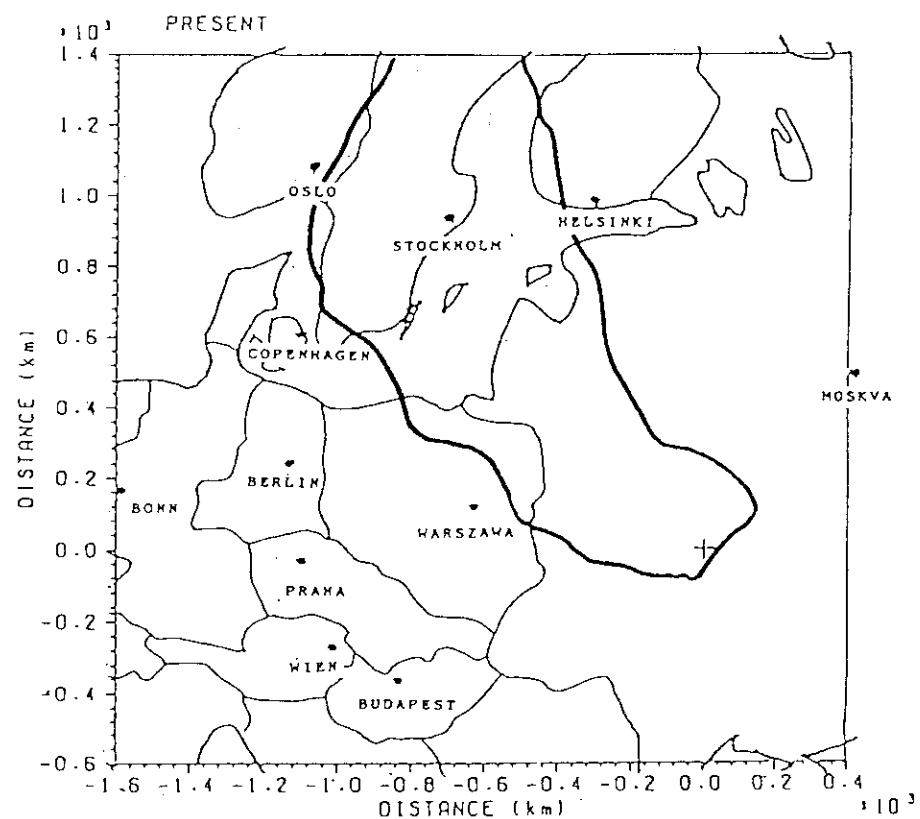
英国 (MESOS)

Mid-morning (9 - 12 GMT)



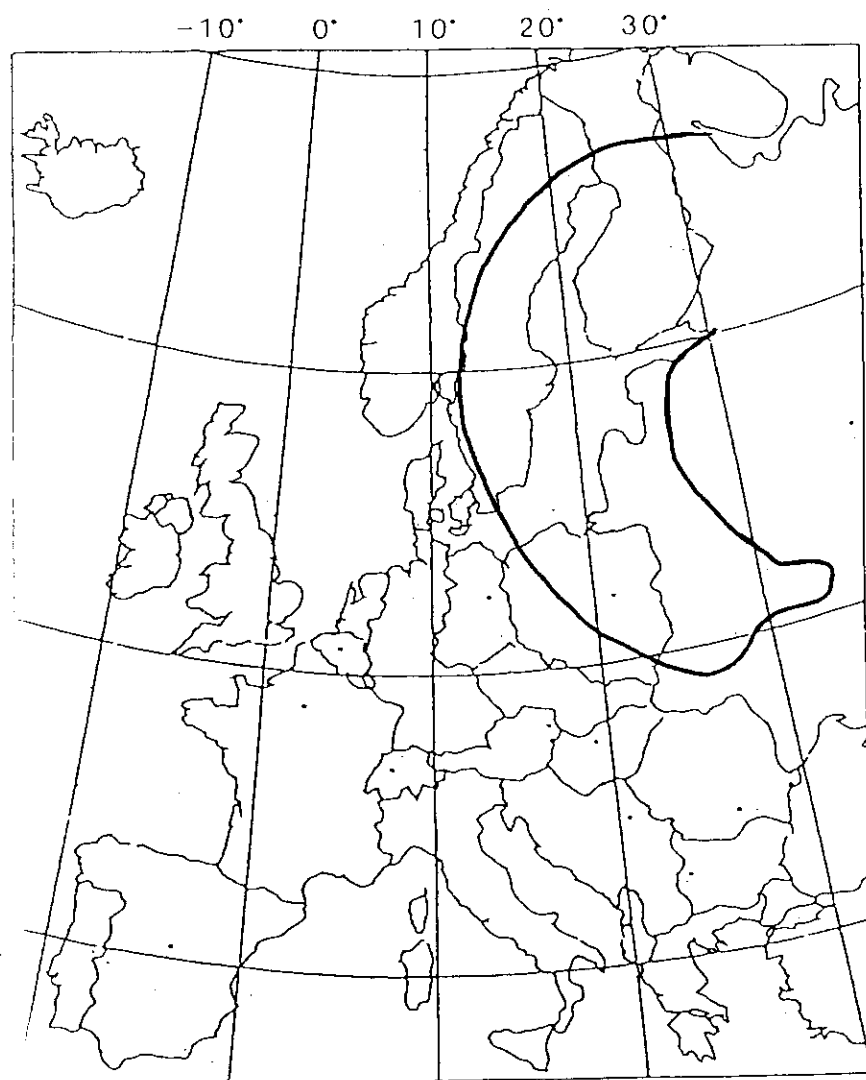
日本 (SPEEDI)

OOGMT



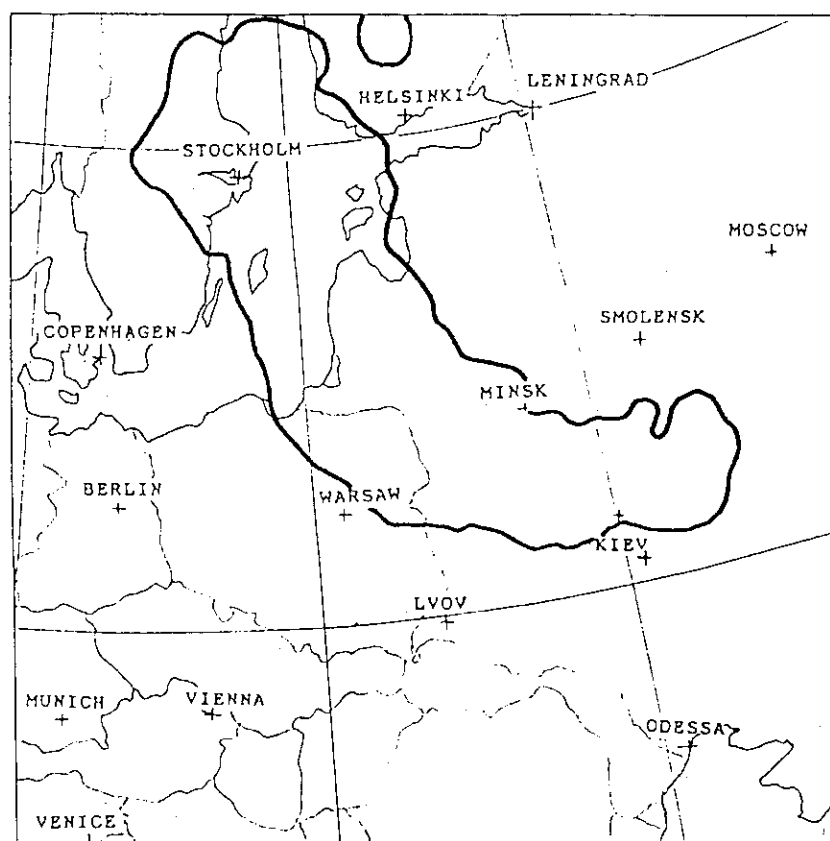
イタリア (ARIES)

OOGMT



米国 (ARAC)

OOGMT



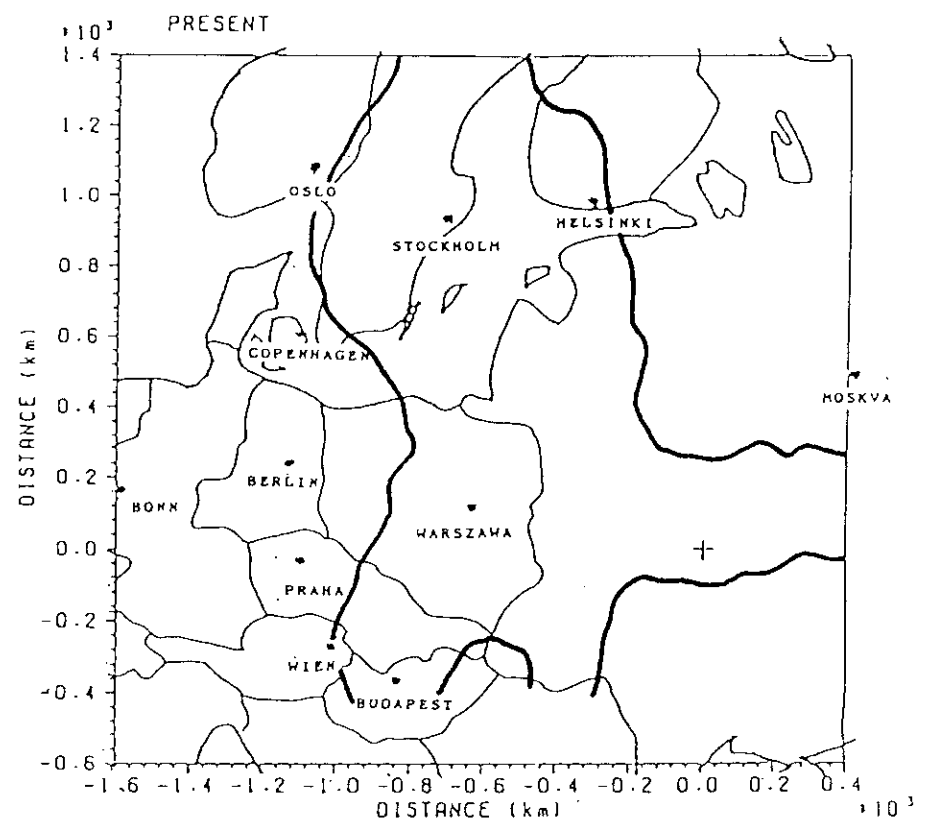
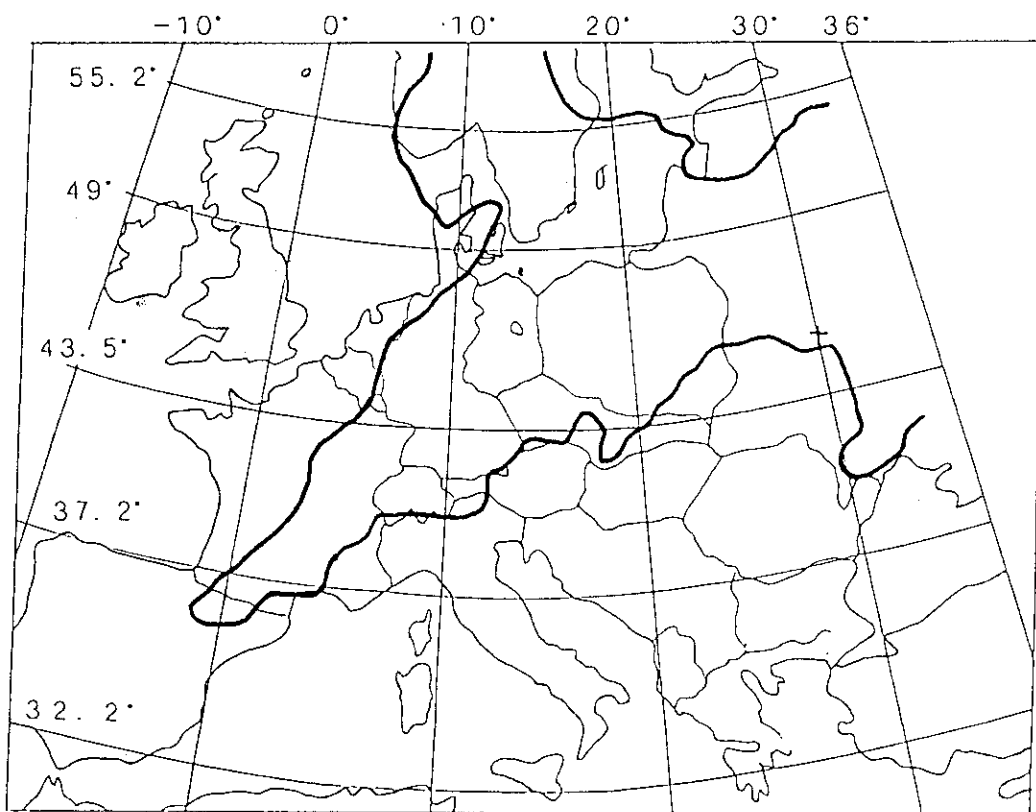
第Ⅲ.1.2.2 - 2図 4月29日の影響領域の比較

英国 (MESOS)

Mid-morning (9-12 GMT)

日本 (SPEEDI)

OOGMT

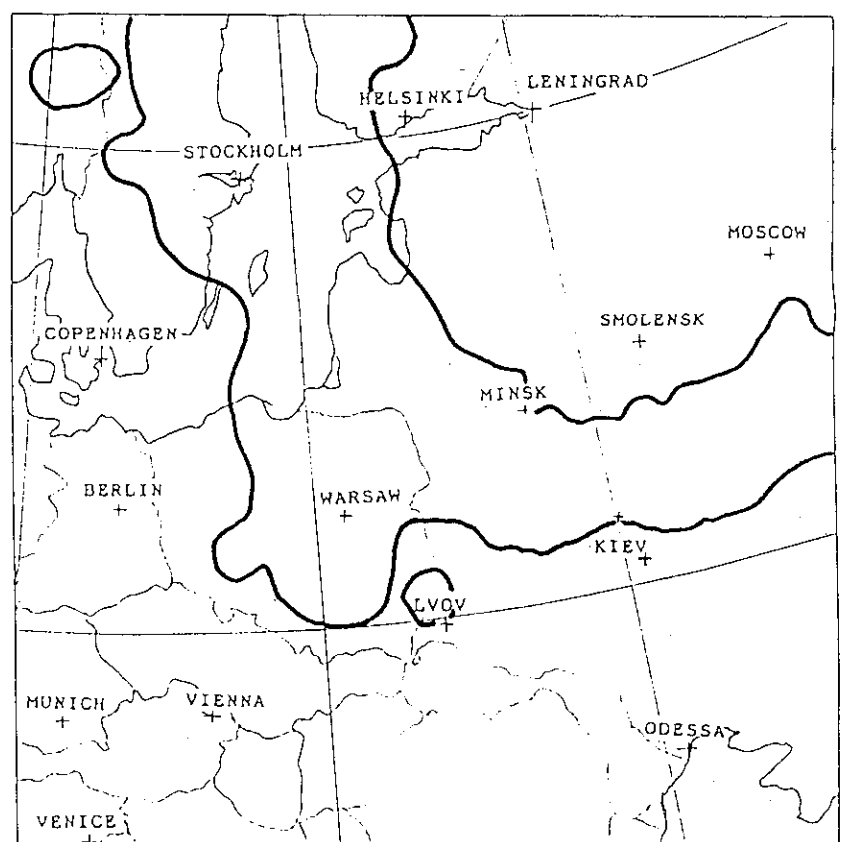
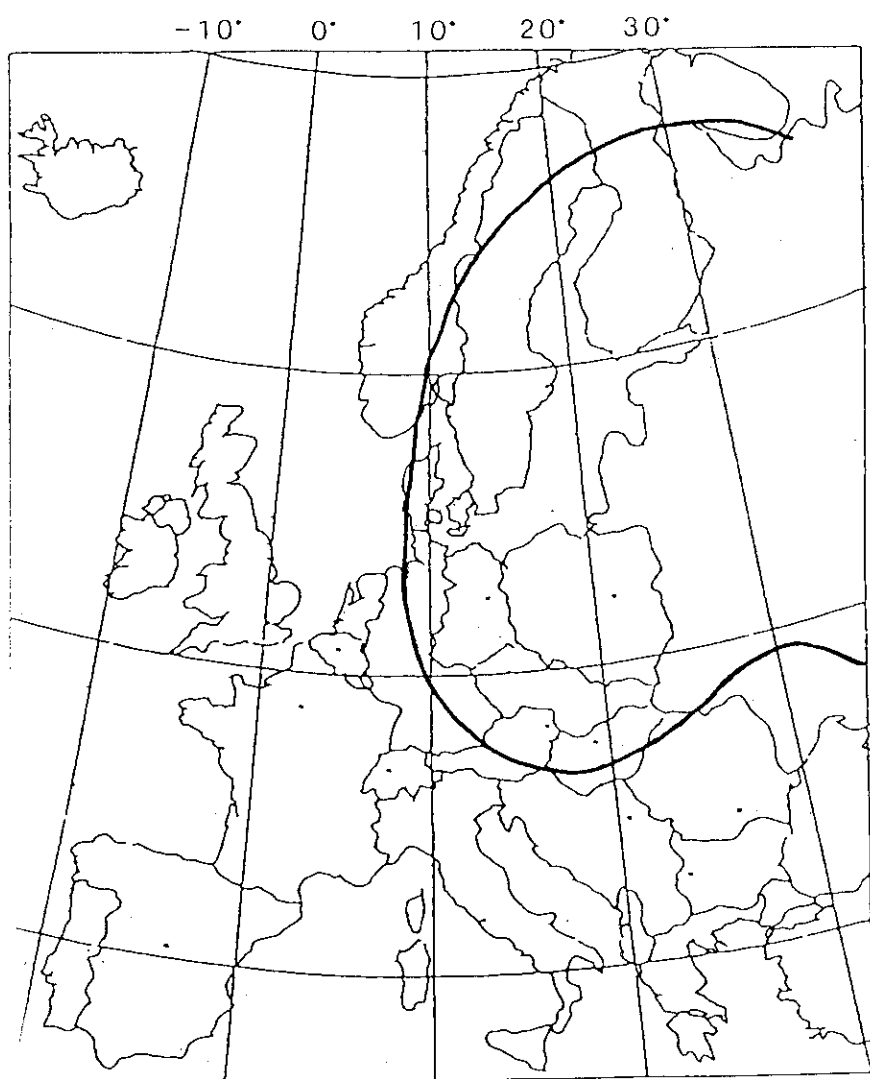


イタリア (ARIES)

OOGMT

米国 (ARAC)

OOGMT



第Ⅲ.1.2.2-3図 4月30日の影響領域の比較

2. 日本における放射性物質の降下量及び被曝線量

4月26日に発生したチェルノブイリ原発事故の後、我国では5月3日に関東で採取された空気中浮遊塵及び雨水から相当量の放射能が検出されたのを初めとして、全国各地の放射能測定機関によって様々な環境媒体中の放射能濃度が連日測定された。そこで、この事故に起因する我国への放射線影響を評価するため、放射性物質の降下量及び被曝線量を推定した。

第1節には、日本における ^{131}I 、 $^{134}\text{Cs} + ^{137}\text{Cs}$ 、 ^{89}Sr 及び ^{90}Sr の全降下量の推定結果を示す。ここでは、各地で測定された降下量のデータに基づいて等レベル線を引くことによって、全国を5段階のレベルに区分した。そして、各領域における降下量と領域の面積を考慮して全降下量を推定した。第2節には、我国における成人、幼児及び乳児が事故後受ける最大個人線量及び集団線量の推定結果を示す。ここでは、各地で測定された様々な環境媒体中の ^{131}I と ^{137}Cs の濃度データを使用し、空気中の核種からの直接線、地表沈着核種からの直接線、呼吸、牛乳の摂取及び葉菜の摂取という5つの経路からの線量を推定した。第3節には、上記の評価に用いられた ^{134}Cs と ^{137}Cs の比、及び ^{89}Sr と ^{90}Sr の比の推定結果を示す。

1986年7月に評価した日本における放射性物質の降下量及び被曝線量の推定結果は、OECD/NEAに報告された。

2.1 主要核種の全降下量の推定

(1) 使用データ

科学技術庁ネットワーク、原研、各地原子力発電所等で観測された4月30日から5月22日までのデータについて、測定方法、試料採取日と放射能測定日との関連等を考慮して、次に示すデータを用いて全降下量を評価した。なお、ヨウ素については、気象庁のデータ¹⁾(5月8日までの降下量)も考慮した。

① ^{131}I

原子力発電所(10ヶ所)及び原研東海において、毎日の降下量を積算した値を用いた。期間は5/3～5/22とし、科学技術庁データの集計期日と同一とした。

② $^{134}\text{Cs} + ^{137}\text{Cs}$

科学技術庁のまとめたデータ(33ヶ所)及び原研東海において測定したデータを用いた。なお、平常時の放射性セシウム降下量と今回の降下量の間には非常に大きい差(2桁程度)があるため測定された放射性セシウムは全てチェルノブイリ起源として計算した。

③ ^{89}Sr および ^{90}Sr

科学技術庁のまとめたデータ(32ヶ所)を用いた。なお、平常時の ^{90}Sr 降下量は、昨年度同月で平均 0.003 mCi/Km^2 程度あることから、今回の事故による寄与分のみを評価するため観測箇所ごとに昨年度同月の値を科学技術庁がまとめた今回の値から差し引いて用いた。

(2) 全降下量の推定方法

^{131}I , $^{134}\text{Cs} + ^{137}\text{Cs}$ および ^{90}Sr のいずれの場合も上記データにもとずいて等レベル線を引くことにより、日本全国を5段階のレベルに区分した。この結果を第Ⅲ.2.1-1～3図に示す。

それぞれの区分域の降下量の値は次のようにして求めた。

- ① 最高位レベル区域：この区域内における観測地点の地域的分布を考慮して、観測値の平均値をもってこの区域の降下量の値とした。
- ② 第2レベル～第4レベル区域：その区域の接する上・下両等レベル線の値の平均値をこの区域の降下量の値とした。
- ③ 最下位レベル区域：区域内における観測地点の地域的分布からこの区域内で観測された最低値と等濃度線レベルの値の平均値をもってこの区域の降下量の値とした。

この各区域における降下量の数値と各区域の面積から、日本の全降下量を求めた。

なお、 ^{89}Sr の降下量は、 ^{90}Sr の降下量に $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ 比率(14)を乗じて求めた。また、 ^{134}Cs の値は ^{137}Cs の値に $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ 比率(0.56)を乗じて求めた。

(3) 全降下量

得られた全降下量と、その全降下量を日本の国土面積(約 37,000 km²)で割った平均降下量を第Ⅲ.2.1-1表に示す。

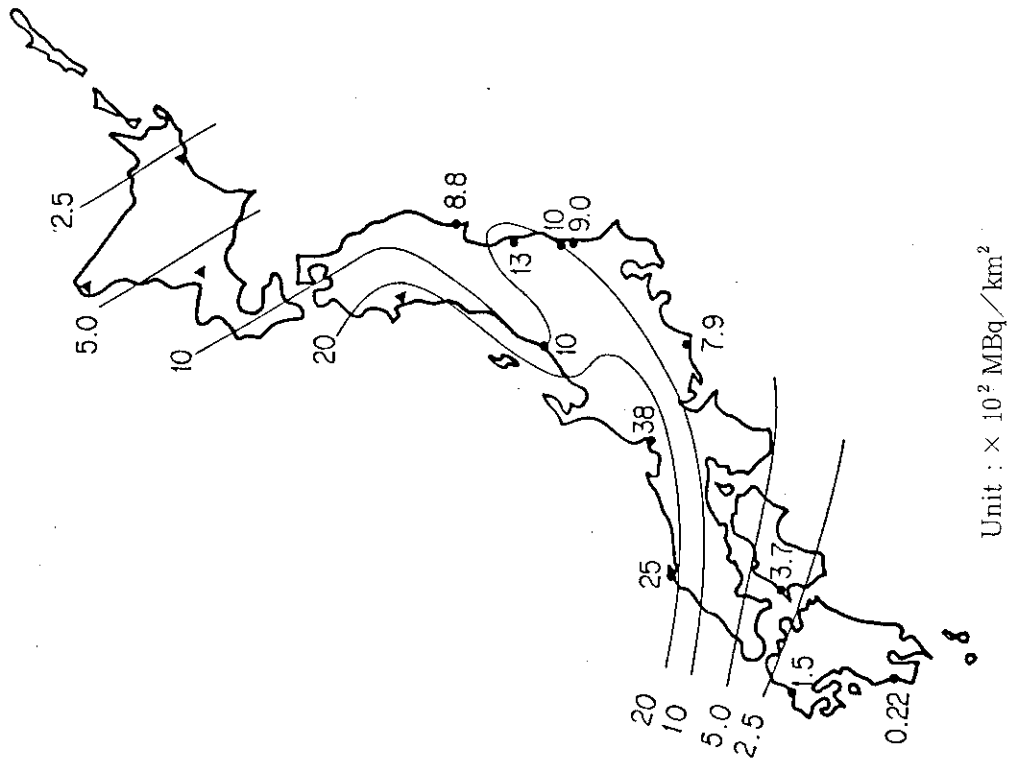
その結果、 ^{131}I の全降下量は 440 TBq となり、 $^{134}\text{Cs} + ^{137}\text{Cs}$ はその約10分の1となった。また、これらの結果は西ヨーロッパ諸国と比べて1/10～1/100程度であった。

参 考 文 献

- 1) M. Aoyama, K. Hirose, Y. Suzuki, H. Inoue, Y. Sugimura ; "High level radioactive nuclides in Japan in May", Nature, Vol.321, 26 (1986)
- 2) OECD/NEA CRPPH, The Radiological Impact of the Chernobyl Accident in OECD Countries, in press (1987)

第Ⅲ. 2. 1 - 表 日本における放射性物質の降下量

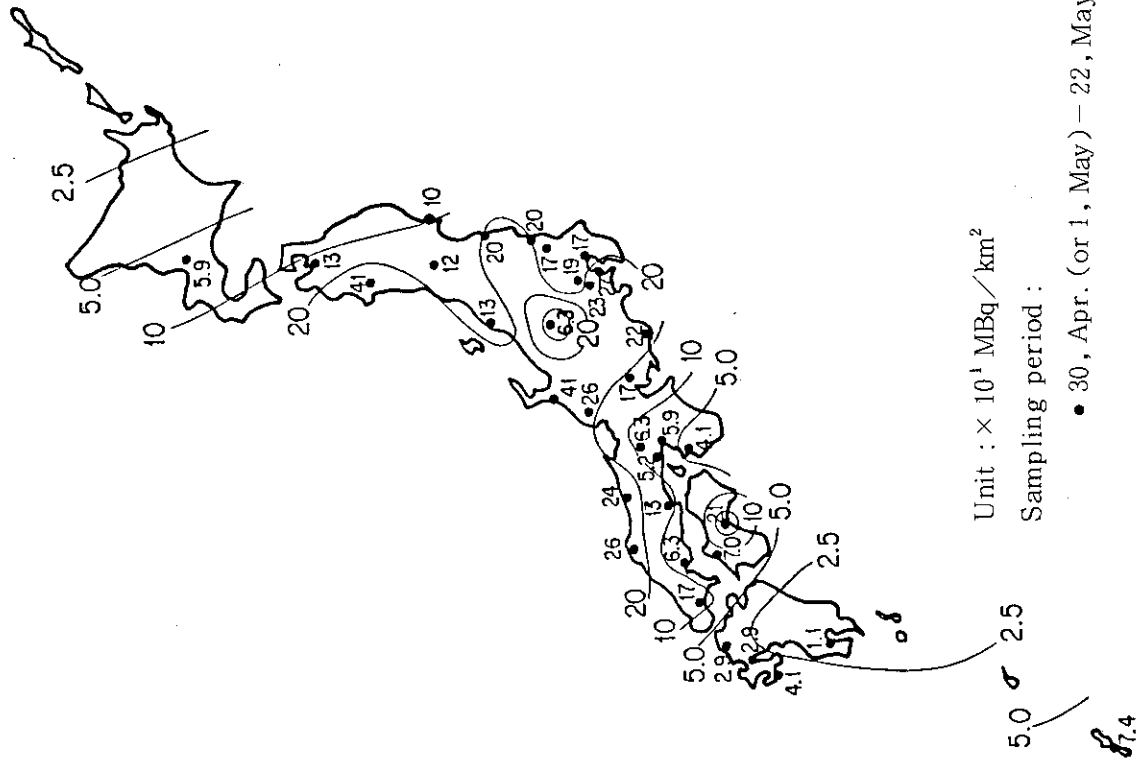
核 種	全降下量 TBq (Ci)	平均降下量 KBq/m ² (mCi/Km ²)
¹³¹ I	4.4×10^2 (1.2×10^4)	1.2 (3.2×10^1)
¹³⁴ Cs + ¹³⁷ Cs	4.8×10^1 (1.3×10^3)	1.3×10^{-1} (3.5)
¹³⁴ Cs	1.7×10^1 (4.7×10^2)	4.6×10^{-2} (1.3)
⁹⁰ Sr	4.6×10^{-1} (1.2×10^1)	1.2×10^{-3} (3.2×10^{-2})
⁸⁹ Sr	6.4 (1.7×10^2)	1.7×10^{-2} (4.6×10^{-1})

Unit : $\times 10^2$ MBq/km²

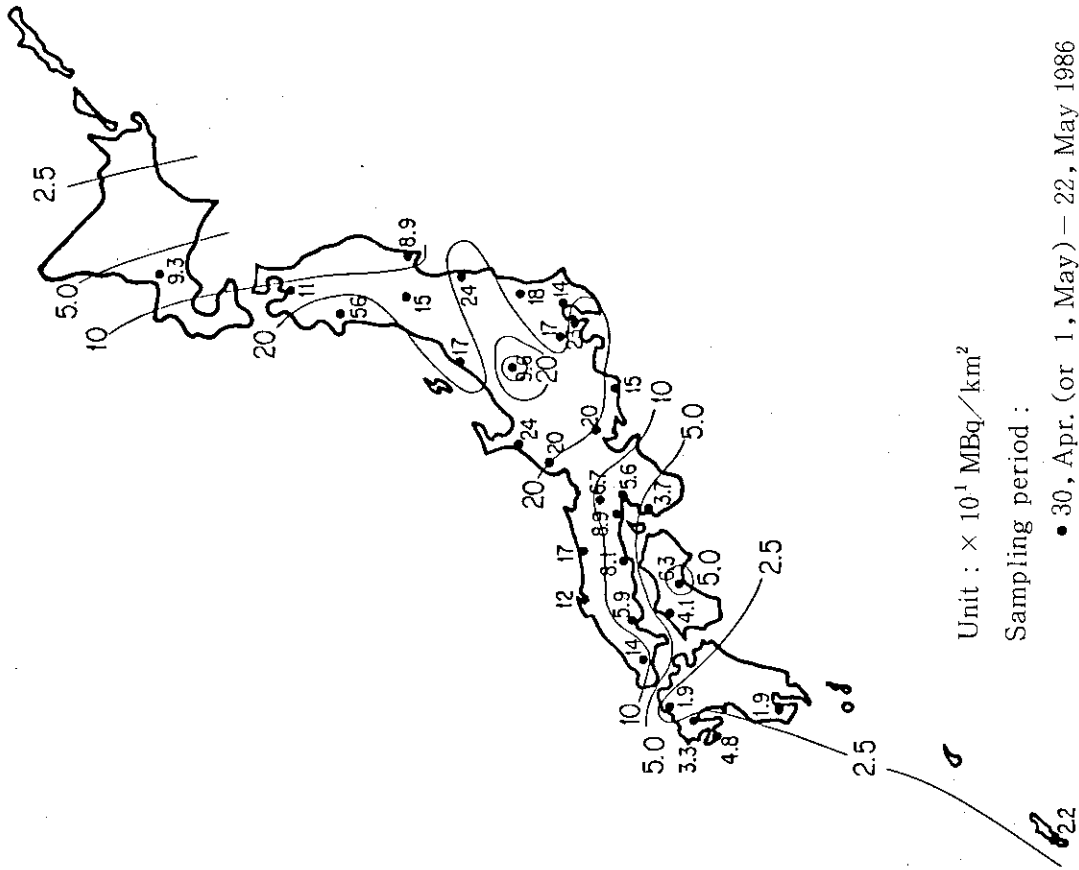
Sampling period : ● 3, May - 22, May 1986

▲ 1, May - 8, May 1986

第Ⅲ. 2. 1 - 1 図 ¹³¹Iの降下物分布



第Ⅲ.2.1 - 2 図 $^{134}\text{Cs} + ^{137}\text{Cs}$ の降下物分布



第Ⅲ.2.1 - 3 図 ^{90}Sr の降下物分布

2.2 被曝線量の推定

2.2.1 評価対象

(1) 評価項目

我国における成人（10歳以上）、幼児（1～9歳）及び乳児（1歳未満）が事故後に受ける最大個人線量及び集団線量を推定した。最大個人線量評価では実効線量と臓器（甲状腺、全身）線量、集団線量評価では実効線量と甲状腺線量をそれぞれ算出した。ここで、最大個人線量は各被曝経路及び各年齢集団に対して、我国の中で最も大きな線量を受ける集団（critical group）の個人に対する平均的な線量である。集団線量は国内を適切に分割したブロックのそれぞれにおける個人の平均線量に、年齢構成を考慮した人口を乗じたものである。

(2) 被曝経路

以下の5つの被曝経路を考慮した。

- ・ 空気中の核種からの直接線（cloudshine）
- ・ 地表沈着核種からの直接線（groundshine）
- ・ 呼吸
- ・ 牛乳の摂取
- ・ 葉菜の摂取

(3) 対象核種

様々な環境媒体中の濃度について測定データが豊富にある ^{131}I と ^{137}Cs による被曝線量を計算の対象とした。測定データの乏しい他の核種については、得られている測定データから各環境媒体中の濃度を仮定し、オーダーの推定を行った。

2.2.2 計算方法

(1) 計算モデル及び使用データ

cloudshineについては、科学技術庁（以下、科技庁）及び福井県のまとめた空気中濃度のデータを用いて、サブマージョンモデルにより線量を推定した。繊維ろ紙のみで測定された空気中濃度のデータについては、 ^{131}I に対するフィルタの捕集効率を補正した。また、建物などによる遮蔽効果は無視した。

groundshineについては、地表への降下量のデータを用いて、無限平面モデルにより事故後1年間に受ける線量を推定した。降下量のデータには、 ^{131}I については各地の原子力発電所で測定したデータ、 ^{137}Cs については科技庁のまとめたデータを使用した。地表の残留濃度は放射性崩壊と土壌への浸透を考慮した指数関数モデルで推定した。また、集団線量評価では建物などによる遮蔽効果を考慮した。

呼吸については、科技庁及び福井県のまとめた空気中濃度のデータを使用して預託線量を推定した。繊維ろ紙のみで測定された空気中濃度のデータについては、 ^{131}I に対するフィルタの捕集効率を補正した。建物等による換気効果は無視し、エアロゾルの空気力学的放射能中央径（AMAD：Activity Median Aerodynamic Diameter）についてはすべて $1\mu\text{m}$ と仮定した。また、呼吸率には評価指針¹⁾の値を使用した。

牛乳の摂取については、科技庁のまとめた原乳中濃度のデータを用いて預託線量を推定した。集団線量評価では、さらに原乳の加工や消費までの時間遅れによる希釈効果を考慮した。また、牛乳の摂取率には評価指針の値を使用した。

葉菜の摂取については、最大個人線量評価では科技庁のまとめた葉菜中濃度のデータを使用して預託線量を推定した。集団線量評価では科技庁のまとめた空气中濃度のデータを用い、核種の大気からの沈着と葉菜からの weathering を考慮したモデルで推定した葉菜中濃度を使用して預託線量を算出した。この際、繊維ろ紙のみで測定された空气中濃度のデータについては、 ^{131}I に対するフィルタの捕集効率を補正した。また、葉菜の洗浄や料理による放射能の除去効果を考慮し、葉菜の摂取率には評価指針の値を使用した。

(2) 測定データの整理

最大個人線量評価では、各環境媒体中の積算濃度の我国における最大値を使用した。集団線量評価では、 ^{131}I と ^{137}Cs の降下量分布を基にして全国を5つのブロックに分割し、各々のブロックにおける各環境媒体中の平均的な積算濃度を求めて使用した。この際、原乳中濃度及び葉菜中濃度については、放射能レベルが十分低くなるまで測定が行われていないので、測定データを外挿して積算濃度を求めた。

(3) 線量換算係数

外部被曝については、D. C. Kocher (ORNL) の方法²⁾により算出した実効線量及び甲状腺線量に対する値を使用した。Kocher の方法では、cloudshine についてはサブマージョンモデル、groundshine については無限平面モデルが利用されている。乳児と幼児に対する値は成人に対する値と同じであると仮定した。

内部被曝については、ICRP Publ.30の方法³⁾により算出した実効線量及び甲状腺線量に対する値を使用した。乳児と幼児に対する値は臓器重量と核種摂取量（呼吸率あるいは飲食物摂取率）を用いて成人に対する値から補正した。 ^{131}I による甲状腺線量と ^{137}Cs による全身線量については、ICRP Publ. 2の方法⁴⁾でも評価を行った。なお、内部被曝線量換算係数はすべて50年間の預託線量に対する値である。

2.2.3 計算結果

(1) 最大個人線量

ICRP Publ. 2の方法で計算した ^{131}I による甲状腺線量及び ^{137}Cs による全身線量の結果を第Ⅲ.2.2-1表及び第Ⅲ.2.2-2表に示す。また内部被曝線量について、ICRP Publ.30の方法で計算した ^{131}I と ^{137}Cs による実効線量及び甲状腺線量の結果を第Ⅲ.2.2-3表及び第Ⅲ.2.2-4表に示す。

(2) 集団線量

第Ⅲ.2.2-5表に ^{131}I 及び ^{137}Cs による実効線量及び甲状腺線量の結果を示す。ここで、内部被曝線量の計算は ICRP Publ. 30 の方法に依った。

(3) 他の核種の寄与

最大個人線量についてオーダーの推定を行った結果を下表に示す。各々の核種の各環境媒体中の濃度は空气中濃度、降下量のデータから推定した。

核 種	最大個人実効線量当量 (rem)		
	成 人	幼 児	乳 児
^{134}Cs	$\sim 6 \times 10^{-4}$	$\sim 8 \times 10^{-4}$	$\sim 1 \times 10^{-3}$
^{103}Ru	$< 1 \times 10^{-4}$	$< 1 \times 10^{-4}$	$< 2 \times 10^{-4}$
^{106}Ru	$< 1 \times 10^{-4}$	$< 2 \times 10^{-4}$	$< 4 \times 10^{-4}$
Total	$< 8 \times 10^{-4}$	$< 1 \times 10^{-3}$	$< 2 \times 10^{-3}$

また、集団線量についてオーダーの推定を行った結果を下表に示す。

核 種	集団実効線量当量 (man rem)	
	実効線量	甲状腺線量
^{134}Cs	$\sim 1 \times 10^4$	$\sim 1 \times 10^4$
^{103}Ru	$< 3 \times 10^3$	$< 2 \times 10^3$
^{106}Ru	$< 6 \times 10^3$	$< 1 \times 10^3$
Total	$< 2 \times 10^4$	$< 1 \times 10^4$

なお、Ⅲ.4 に示された日本における被曝線量の推定結果は、1986 年 7 月時点の測定データの速報値に基づいて前述の方法で計算された暫定的な値である。

2.2.4 結論及び考察

我国におけるチェルノブイリ原発事故起因の最大個人実効線量は、

成人 1.8 mrem

幼児 3.7 mrem

乳児 6.0 mrem

と推定された。この結果は ^{131}I 、 ^{134}Cs 、 ^{137}Cs 、 ^{103}Ru 及び ^{106}Ru による線量であり、対象とした 5 つの経路からの被曝を異なった場所で同時に受ける仮想的な個人に対する線量である。成人に対する線量は自然放射線量の 1 % 程度であり、その地域的・時間的変動より小さい。成人では、線量のほとんどは地表沈着核種からの直接線による外部被曝と葉菜の摂取による内部被曝で占められる。しかし、年齢が小さくなるにつれて牛乳の摂取による内部被曝が重要な経路になる。

また、我国における ^{131}I 、 ^{134}Cs 、 ^{137}Cs 、 ^{103}Ru 及び ^{106}Ru による集団線量は、対象とした 5 つの経路からの線量を合計すると、

5.8×10^4 man rem (実効線量)

7.7×10^5 man rem (甲状腺線量)

と推定された。これより日本人 1 人当たりの平均実効線量を計算すると、0.50 mrem となる。

ヨーロッパの OECD 加盟各国における平均実効線量は、0.1～65 mrem と推定された (Ⅲ.4 参照)。日本における線量はポルトガルとアイスランドを除く国々における線量よりも小さく、最も大きいオーストリアにおける線量の 1 % 程度である。

参 考 文 献

- 1) 原子力委員会：「発電用軽水型原子炉施設周辺の線量目標値に対する評価指針について」，
原子力安全委員会安全審査指針集，大成出版社（1984）
- 2) D.C. Kocher ; "Dose-Rate Conversion Factors for External Exposure to
Photon and Electron Radiation from Radionuclides Occurring in Routine
Releases from Nuclear Fuel Cycle Facilities", Health Physics, 38,
p.543-621 (1980)
- 3) International Commission on Radiological Protection ; "Limits for
Intakes of Radionuclides by Workers", Pergamon Press, Oxford (1979~
1982)
- 4) International Commission on Radiological Protection ; "Report of
Committee II on Permissible Dose for Internal Radiation", Pergamon
Press, Oxford (1959)

第Ⅲ.2.2 - 1 表 ^{131}I による個人甲状腺線量

(ICRP Publication 2に基づく, 単位; rem)

Individual thyroid dose equivalents by iodine-131
(Based on ICRP Publication 2, unit : rem)

Pathway	Adults	Children	Infants
Inhalation	2.4×10^{-3}	4.8×10^{-3}	3.6×10^{-3}
Milk	1.5×10^{-3}	1.9×10^{-2}	4.6×10^{-2}
Vegetables	7.0×10^{-3}	1.7×10^{-2}	1.4×10^{-2}
Total	1.1×10^{-2}	4.2×10^{-2}	6.4×10^{-2}

第Ⅲ.2.2 - 2 表 ^{137}Cs による個人全身線量

(ICRP Publication 2に基づく, 単位; rem)

Individual whole body dose equivalents by cesium-137
(Based on ICRP Publication 2, unit : rem)

Pathway	Adults	Children	Infants
Inhalation	6.4×10^{-6}	1.0×10^{-5}	9.0×10^{-6}
Milk	3.1×10^{-5}	3.1×10^{-4}	8.8×10^{-4}
Vegetables	3.3×10^{-6}	6.5×10^{-6}	6.2×10^{-6}
Total	4.1×10^{-5}	3.2×10^{-4}	9.0×10^{-4}

第Ⅲ.2.2 - 3 表 個人実効線量

(内部被曝線量はICRP Publication 30に基づく)

Individual effective dose equivalents

(Internal doses are based on ICRP Publication 30)

Pathway	Doses to critical group in rem					
	Adults		Children (<10 year old)		Infants (<1 year old)	
	Iodine-131	Cesium-137	Iodine-131	Cesium-137	Iodine-131	Cesium-137
External irradiation (passing cloud)	7.4×10^{-7}	8.1×10^{-8}	7.4×10^{-7}	8.1×10^{-8}	7.4×10^{-7}	8.1×10^{-8}
External irradiation (deposited activity)	1.5×10^{-4}	4.2×10^{-4}	1.5×10^{-4}	4.2×10^{-4}	1.5×10^{-4}	4.2×10^{-4}
Inhalation	7.7×10^{-5}	6.3×10^{-6}	1.5×10^{-4}	9.8×10^{-6}	1.2×10^{-4}	8.8×10^{-6}
Milk	5.8×10^{-5}	3.6×10^{-5}	7.3×10^{-4}	3.5×10^{-4}	1.7×10^{-3}	1.0×10^{-3}
Vegetables	2.6×10^{-4}	3.8×10^{-6}	6.6×10^{-4}	7.4×10^{-6}	5.3×10^{-4}	7.1×10^{-6}
Total	5.5×10^{-4}	4.6×10^{-4}	1.7×10^{-3}	7.8×10^{-4}	2.5×10^{-3}	1.4×10^{-3}
Grand total (I + Cs)	1.0×10^{-3}		2.5×10^{-3}		4.0×10^{-3}	

第Ⅲ.2.2 - 4 表 個人甲状腺線量

(内部被曝線量はICRP Publication 30に基づく)

Individual thyroid dose equivalents

(Internal doses are based on ICRP Publication 30)

Pathway	Doses to critical group in rem					
	Adults		Children (<10 year old)		Infants (<1 year old)	
	Iodine-131	Cesium-137	Iodine-131	Cesium-137	Iodine-131	Cesium-137
External irradiation (passing cloud) External irradiation (deposited activity) Inhalation Milk Vegetables	6.3×10^{-7}	6.5×10^{-8}	6.3×10^{-7}	6.5×10^{-8}	6.3×10^{-7}	6.5×10^{-8}
	1.3×10^{-4}	3.3×10^{-4}	1.3×10^{-4}	3.3×10^{-4}	1.3×10^{-4}	3.3×10^{-4}
	2.5×10^{-3}	5.8×10^{-6}	5.0×10^{-3}	1.2×10^{-5}	3.8×10^{-3}	8.7×10^{-6}
	1.9×10^{-3}	3.3×10^{-5}	2.4×10^{-2}	4.2×10^{-4}	5.8×10^{-2}	1.0×10^{-3}
	8.7×10^{-3}	3.6×10^{-6}	2.2×10^{-2}	8.9×10^{-6}	1.7×10^{-2}	7.1×10^{-6}
Total	1.3×10^{-2}	3.8×10^{-4}	5.1×10^{-2}	7.7×10^{-4}	7.9×10^{-2}	1.4×10^{-3}
Grand total (I + Cs)	1.4×10^{-2}		5.2×10^{-2}		8.0×10^{-2}	

第Ⅲ.2.2 - 5 表 集団実効線量及び集団甲状腺線量

(内部被曝線量はICRP Publication 30に基づく)

Collective effective and thyroid dose equivalents
(Internal doses are based on ICRP Publication 30)

Pathway	* Collective dose equivalent in man-rem					
	Adults		Children (<10 year old)		Infants (<1 year old)	
	Effective D.E.	Thyroid D.E.	Effective D.E.	Thyroid D.E.	Effective D.E.	Thyroid D.E.
External irradiation (passing cloud)	6.5×10^1	5.4×10^1	1.1×10^1	9.3	9.6×10^{-1}	8.0×10^{-1}
External irradiation (deposited activity)	9.2×10^3	7.3×10^3	1.6×10^3	1.3×10^3	1.4×10^2	1.1×10^2
Inhalation	6.5×10^3	2.0×10^5	2.2×10^3	6.9×10^4	1.4×10^2	4.4×10^3
Milk	7.2×10^2	1.3×10^4	1.4×10^3	2.8×10^4	3.1×10^2	5.9×10^3
Vegetables	9.5×10^3	2.9×10^5	4.1×10^3	1.3×10^5	2.8×10^2	8.6×10^3
Total	2.6×10^4	5.1×10^5	9.3×10^3	2.2×10^5	8.8×10^2	1.9×10^4
Grand total collective effective dose equivalent : 3.6×10^4 man-rem						
Grand total collective dose equivalent to the thyroid : 7.5×10^5 man-rem						

* Iodine-131 and cesium-137 are only considered.

2.3 降下量及び被曝線量評価のための $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$, $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の比率

今回のチェルノブイリ事故による日本の汚染量（全降下量）ならびに被曝線量の評価においては ^{137}Cs , ^{90}Sr のみばかりでなく, ^{134}Cs 及び ^{89}Sr の寄与が比較的大きいことから, これら核種についての評価が望まれる。

放射性セシウム, 放射性ストロンチウムとも科技庁ネットワーク参加の多くの機関において測定あるいは試料採取が行われ, 上記各核種についての分析測定が行われているが, 試料の種類によっては一部の核種, すなわち ^{134}Cs , ^{89}Sr についての報告値が全ての機関で得られているわけではない。このため, 降下量, 被曝線量の評価にあたっては, 報告されている ^{134}Cs , ^{137}Cs および ^{89}Sr , ^{90}Sr の測定値から同位体比率を求め, 測定・報告の欠けている ^{134}Cs , ^{89}Sr を補うことにした。

(1) $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の比率

原研及び日本各地において4月末（又は5月初旬）より約1カ月間にわたって, 原研および日本各地の科技庁ネットワーク参加機関において測定された $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の比率を第Ⅲ.2.3-1表に示す。

第Ⅲ.2.3-1表に示した結果から $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の比率は日本各地において, ほぼ一定の値すなわち約0.5となっている。

しかし, ^{134}Cs の測定においては, 測定条件によってはサム効果のために, ^{134}Cs 量が低く評価されることがある。サム効果の影響のない条件で測定された原研東海での $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の比率は, 0.56である。このことから ^{134}Cs のデータが欠けている場合には, $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の比率として0.56を用いて, ^{134}Cs を推定した。

(2) $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の比率

4月30日又は5月1日より5月22日までに科技庁ネットワーク参加機関において採取された降下塵を日本分析センターで分析した結果と原研で分析した結果も第Ⅲ.2.3-2表に示す。

^{89}Sr の減衰補正は, 試料採取日の末日, すなわち5月22日に対して行われているが, 採取期間中の減衰は無視できない。減衰補正は1日ごとに行うことが望まれるが, 毎日の降下量のデータが入手できないため, 採取期間の中間の期日に対して減衰補正を行い, ^{89}Sr の降下量とした。

第Ⅲ.2.3-2表に示した結果から $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の比率は, 日本各地において, ほぼ一定の値, すなわち14となっており, このことから ^{89}Sr のデータが欠けている場合には $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の比率として14を用いることにした。

第Ⅲ.2.3-1表 大気塵埃中及び降下物中の $^{134}\text{Cs}/^{137}\text{Cs}$ の存在比

大気塵埃中の存在比		降下塵（単位 mCi／km ² ）				
		場 所	¹³⁴ Cs	¹³⁷ Cs	¹³⁴ Cs/ ¹³⁷ Cs	
原研東海		原研 東海 *1 (4/30～6/2)	1.9	3.4	0.56	
4月30日～5月23日（環2測定） ¹³⁴ Cs／ ¹³⁷ Cs = 0.56 *1		科 技 庁 デ ー タ (4／30あるいは5／1～5／22)	北 海 道	0.5	1.0	0.50
* 1：半減期補正 5 月 11 日付			青 森	1.0	2.2	0.45
			宮 城	0.8	1.7	0.47
			秋 田	3.1	6.8	0.46
			山 形	1.0	2.1	0.48
			福 島	1.9	3.5	0.54
			茨 城	1.3	2.9	0.45
			千 葉	1.4	3.0	0.47
			埼 玉	1.6	3.3	0.48
			東 京	1.8	3.9	0.46
			神 奈 川	2.2	4.6	0.48
			新 潟	1.1	2.3	0.48
			石 川	3.3	7.0	0.47
			福 井	2.1	4.5	0.47
			長 野	0.6	1.1	0.55
			静 岡	1.8	3.8	0.47
			愛 知	1.4	3.0	0.47
			京 都	0.5	1.1	0.45
			大 阪	0.5	1.0	0.50
			兵 庫	0.5	0.9	0.56
			和 歌 山	0.3	0.7	0.43
			鳥 取	2.0	4.2	0.48
			島 根	2.0	4.4	0.45
			岡 山	1.1	2.2	0.50
			広 島	0.5	1.1	0.40
			山 口	1.3	2.9	0.45
			愛 媛	0.5	1.2	0.42
			高 知	1.8	3.7	0.49
			福 岡	0.3	0.5	0.60
			佐 賀	0.2	0.5	0.40
			長 崎	0.3	0.7	0.43
			鹿 児 島	0.1	0.2	0.46
		沖 縄	0.6	1.3	0.61	
		合 計	39.4	83.3	0.47*2	

*2 : $39.4/83.3=0.47$

第Ⅲ.2.3-2表 降下物中の $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ の存在比

場 所	^{89}Sr (mCi/km ²)* ¹	^{90}Sr (mCi/km ²)* ²	$^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr}$ 比
北 海 道	0.34	0.025	13.6
宮 城	0.27	0.024	11.3
福 島	0.87	0.065	13.4
茨 城	0.64	0.049	13.1
千 葉	0.5	0.039	12.8
新 潟	0.66	0.046	14.4
福 井	0.78	0.054	14.4
静 岡	0.59	0.041	14.4
京 都	0.24	0.018	13.3
島 根	0.48	0.033	14.6
岡 山	0.3	0.022	13.6
愛 媛	0.17	0.011	15.5
佐 賀	0.14	0.009	15.6
鹿 児 島	0.08	0.005	15.2
合 計	6.06	0.441	

$$\begin{aligned} &^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr} \\ &= \frac{0.44}{6.06} \\ &= 13.7 \end{aligned}$$

* 1: 減衰補正を試料採取期間の中間日 (5/11) に対して行った場合の値

* 2: 1980 年の同期間の降下量を差し引いた値

原 研

- 降下物 (5月11日～18日) ^{89}Sr : 4.8×10^{-2} *³ (mCi/km²), $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr} = 14.5$
 ^{90}Sr : 3.3×10^{-3} "
- 大気塵埃 (5月11日～18日) ^{89}Sr : 1.6×10^{-2} *³ (pCi/m³), $^{89}\text{Sr}/^{90}\text{Sr} = 10$
 ^{90}Sr : 1.6×10^{-3} "

* 3: 5月14日に減衰補正

3. 原研における各種測定結果と解析

今回の事故により放出された放射性核種が我国に到着したのは5月2日から3日にかけてのことであり、放射能対策本部は、放射能監視ネットワーク傘下の地方自治体、原研などの研究機関等に対して監視強化の指示、要請を行った。これにより、本格的な監視活動が行われたが、原研においては北欧における異常な放射能検出の情報の直後から関係各課室において、いろいろな事項にわたっての準備、測定が開始された。

原研で行った環境問題に関する主要な測定・解析は第1章、第2章に述べた事項及び汚染状況の把握であるが、このほかにも第1章、第2章との関連、あるいは緊急時対応措置を検討するためのデータを得るためなど、幅広い範囲にわたっての測定・解析が行われた。

本章では、これらの測定・解析のうち、下記の事項について述べたものである。すなわち、原子炉事故時に最も問題となるヨウ素の物理・化学的性状と捕集率、空気中のいろいろな核種についての粒子分布ならびに吸入による被曝のくわしい評価、施設の給気系を利用した大容量空気試料の採取による汚染核種の測定と共に、原研で測定した各種環境試料中の汚染レベルの経時変化についても述べるとともに、ソ連発表の事故炉(RBMK-1000)の諸元の値を用いて、SRAC及びORIGEN2により推定した事故時の放射能インベントリー(第Ⅱ部3.1参照)をもとに、フィンランド及び我国の測定値を整理し、飛来してきた核種の分布と想定される化合物の融点についても検討した。

これらの事項のほか、例えば緊急時対応策として室内避難措置があるが、和洋両方の家屋についての放射能防護効果の測定等も行ったが、これらは別途の発表に廻し、本報告書には含めないことにした。

環境に放出された各種の放射性核種の遠距離におよぶ移動(traveling)中の物理・化学的性状、沈着速度などの変化、各種環境試料間における移行の速度・割合などの測定・解析は重要かつ興味ある問題であるが、一般的に言って我国の汚染レベルはあまり高くなく、したがって測定のためのサンプリング期間を数日間という長い期間とせざるを得ない場合もあり、気象的条件などを考慮しての解析が難かしいことになったのは止むをえないことであった。

しかし、これらのデータは、事故発生地点に比較的近い地点での測定結果を含めた解析により非常に重要なデータが得られるものである。この点については、今後さらに検討、解析が行われることになろう。

3.1 空気中の放射性ヨウ素の性状及びフィルタによる捕集率

3.1.1 空気中の放射性ヨウ素の性状

(1) はじめに

原子力施設から放出される放射性ヨウ素による公衆の被曝線量、特に食物連鎖を通しての被曝線量をより精度良く評価するためには、放射性ヨウ素の大気中における性状、すなわち物理化学的形態を知る必要がある。しかし、大気中の放射性ヨウ素の性状を正確に測定した例はない。

今回のチェルノブイリ事故では大量の放射性ヨウ素が放出され、日本においても環境中に放射性ヨウ素が検出された。そこで、大気中の放射性ヨウ素を性状ごとに4種類に弁別して捕集し、ヨウ素種割合の測定を行った。

本報告はこれらの測定結果及び他の測定値との比較結果についてまとめたものである。

(2) 捕集場所及び方法

原研東海研究所第4研究棟4階の北側壁面に設置したステンレス鋼製管(地上14.5m)を通し、大気を直接捕集した。捕集は1986年5月6日から5月19日まで4回実施した。なお、この期間中第4研究棟をはじめ原研の諸施設(NSRR, FCAなど)からの放射性ヨウ素の放出はなかった。

捕集装置の概略図を第Ⅲ.3.1.1-1図に示す。浮遊性放射性ヨウ素を形態別に捕集するため、第Ⅲ.3.1.1-2図に示す改良型のメイパックサンプラ¹⁾を用いた。メイパックサンプラは上流側から、元素状ヨウ素(I_2)捕集用の銀網(15枚)、粒子状ヨウ素捕集用のミリポアフィルタ(1枚)、銀網(5枚)、次亜ヨウ素酸(HOI)捕集用のフェノール添着活性炭含浸ろ紙(2枚)、有機ヨウ素(例えばヨウ化メチル)捕集用のTEDA添着活性炭カートリッジ(2段)の各捕集要素によって構成されている。ミリポアフィルタの後の銀網はミリポアフィルタに捕集された粒子状ヨウ素から脱離した I_2 を捕集するためのものである。結果の計算には、この銀網に捕集された I_2 放射能は粒子状ヨウ素放射能として扱った。なお、試料1の場合のみ、ミリポアフィルタ(1枚)を銀網(15枚)の上流側に配置し、ミリポアフィルタで粒子状ヨウ素を捕集した後、銀網で I_2 を捕集する方法を用いた。捕集流量率はいずれの場合も8ℓ/min(面速19cm/s)に設定した。

捕集後、メイパックサンプラの各捕集要素の ^{131}I 放射能を、NaI(Tl)シンチレーションカウンタで測定し、ヨウ素種割合を推定した。

(3) 結果

本測定によって得られた結果を第Ⅲ.3.1.1-1表に示す。これらの結果は捕集時に用いた捕集用配管の内表面への I_2 と粒子状ヨウ素の沈着を付録Aに示した補正方法によって補正した値である。

各ヨウ素種割合は測定ごとに若干の変動が見られ、粒子状ヨウ素が8~27%、 I_2 が3~7%、HOIが3.4~10%、有機ヨウ素が59~82%となった。平均のヨウ素種割合は、粒子状ヨウ素が 19 ± 9 、 I_2 が 5 ± 2 、HOIが 6 ± 3 、有機ヨウ素が $70 \pm 11\%$ であった。

以上のことから、原研東海研究所で測定されたチェルノブイリ事故に由来する大気中放射性ヨウ素の性状は、大部分が有機ヨウ素(約70%)であり、続いて粒子状ヨウ素が約20%を占め、 I_2 とHOIの割合は小さいことがわかった。なお、試料1の捕集に用いたサンプラは前述のとお

り構成が異なっていたが、第Ⅲ.3.1.1-1表に示したように得られた結果は他の測定結果と大差なかった。このことはサンプラの捕集特性上の問題点、例えば、銀網への粒子状ヨウ素の付着などが結果に与える影響が小さいことを示している。

(4) 考察

1) 誤差評価

本測定で得られたヨウ素種割合の誤差には、計数値の統計的変動にもとづくもの、ヨウ素沈着補正に伴うもの、およびメイパックサンプラの捕集特性、すなわち弁別捕集の不完全さに伴うものの3種類が考えられる。

メイパックサンプラの捕集特性に関する誤差の主な原因として、次のことが考えられる。

a. 銀網に粒子状ヨウ素と HOI が付着すること、b. ミリポアフィルタに HOI が付着すること、c. 活性炭含浸ろ紙に有機ヨウ素が付着すること、d. 活性炭含浸ろ紙から HOI が脱離すること、e. 活性炭カートリッジから有機ヨウ素が脱離すること。ミリポアフィルタを銀網の上流側に配置したメイパックサンプラの場合には、f. 粒子状ヨウ素からの I_2 が脱離することも誤差の原因となる。しかし、aからeに起因する誤差は、次の理由からいずれも小さく、ほとんど無視できる。

aの誤差は、15枚の銀網を5枚ごとに3段に分けて放射能を測定した結果、すべての場合において後の2段は検出限界以下であったことから、極めて小さいと考えられる。bの誤差も、以前の実験結果¹⁾、すなわちミリポアフィルタにはHOIは約1%のみしか付着しないことから、無視できる程度と考えられる。cとdの誤差に関して、2枚の活性炭含浸ろ紙に捕集された放射能を比較すると、いずれの場合も、前段が後段の3倍以上の値を示したことから見て、捕集された放射能の大部分はHOIによるものと推察される。したがって、活性炭含浸ろ紙への有機ヨウ素の付着およびHOIの脱離は小さいと考えられる。eの誤差に関して、前段の活性炭カートリッジに捕集された放射能が後段の放射能の8倍以上であったことから、脱離した有機ヨウ素は全有機ヨウ素の2%以下であると考えられる。また、試料2と3の結果から粒子状ヨウ素から脱離した I_2 の割合は約15%であることが推定されたので、fにもとづく絶対誤差は約±2%と推定される。

これらの全ての誤差にもとづいて推定した誤差が第Ⅲ.3.1.1-1表に示されている。

2) 他の測定値との比較

今回のチェルノブイリ事故に際し、大気中の放射性ヨウ素濃度の測定が世界各地で行われた。本測定のように放射性ヨウ素種を4種類に弁別して測定した例は見られないが、粒子用フィルタと活性炭カートリッジを用い、粒子状ヨウ素とガス状ヨウ素に分けて測定された値はいくつか報告されている。この詳細は3.1.2において述べられている。軽水炉から放出された放射性ヨウ素については、TMI事故時^{2~4)}および平常運転時⁵⁾に発生源近くで測定されたヨウ素種割合が報告されている。さらに、大気中の安定ヨウ素種割合についても各地で測定されている⁵⁾。ここでは、本測定値とこれらのヨウ素種割合測定値とを比較した結果について述べる。

3.1.2で述べられているように、チェルノブイリ事故後に各地で測定された全ヨウ素に対する粒子状ヨウ素の割合の平均値は、原研東海研究所（放射線管理第一課環境監視第2係による測定）で約21%、福井県⁶⁾で約40%、フィンランド⁷⁾で約15%であった。また、スウェーデンでは20から25%であった⁸⁾。スイスでは、大気中の粒子状ヨウ素の粒度分布を測定した結果、観測された粒

粒子状ヨウ素はチェルノブイリ事故によって放出された1次粒子ではなく、大気エアロゾルに近い粒度分布を持っていることが示された⁹⁾。このことは、ガス状ヨウ素が大気中を移動している間に大気エアロゾルと吸着および脱離などの反応を起こした可能性を示唆している。

TMI 事故時に放出された放射性ヨウ素種割合は種々の建屋内で測定されたが、場所および測定時期によってその割合は変化している^{3), 4)}。M. Rogovinら²⁾は、TMI 事故時の補助建屋と燃料取扱い建屋内(HEPA フィルタの上流側)における平均的放射性ヨウ素(^{131}I) 種割合として、粒子状ヨウ素が27%、 I_2 が25%、 CH_3I が30%、 HOI が18%と報告している。BWR の平常運転時に種々の建屋内および排気系のHEPA フィルタの上流側において測定されたヨウ素種割合は、粒子状ヨウ素が5~17%、 I_2 が15~57%、 CH_3I が6~66%、 HOI が14~36%である⁵⁾。第Ⅲ.3.1.1-2表に本測定値と他の測定結果とを合わせて示す。

第Ⅲ.3.1.1-2表には、またアメリカ合衆国などにおいて測定された大気中の安定ヨウ素に関する結果も示されている。粒子状ヨウ素の割合は0から33%の範囲に、また、全ガス状ヨウ素に対する有機ヨウ素の割合は25~82%の範囲に分布している⁵⁾。表から、後者の割合は内陸地方(カンサス、イリノイ、コロラド、ただしアリゾナを除く)の方が海岸地方(例えば、ニューヨーク、ニュージャージー)よりも大きい傾向を示していることがわかる。本測定では全ガス状ヨウ素に対する有機ヨウ素の割合は試料1から4に対して、それぞれ、93、87、79、90%であり、平均値は87%であった。

以上の種々のヨウ素種割合と本測定値との比較から、次のことがわかる。

a) 粒子状ヨウ素の割合に関する本測定値は、今回の事故に関連して測定された他の報告値(原研東海研究所、フィンランド、スウェーデン)と良く一致している。このことから、粒子状ヨウ素に関する性状変化反応、すなわちガス状ヨウ素の大気エアロゾルとの吸着および脱離などの反応が、フィンランドおよびスウェーデンにおいて、既に平衡状態に達していたことが推察される。

b) 本測定値から求めた全ガス状ヨウ素に対する有機ヨウ素の割合は、内陸地方で測定された安定ヨウ素に対するその割合に近い値を示している。

c) 発生源が異なっているにもかかわらず、チェルノブイリ事故、TMI 事故、安定ヨウ素などの粒子状ヨウ素の割合はほぼ一致している。

d) I_2 と無機ヨウ素の割合に関して、本測定値はTMI 事故時および原子炉平常運転時の測定値に比べかなり小さくなっている。この原因として、原子炉の炉型と事故事象の違いのため発生時のヨウ素種割合が異なっていたこと、あるいは放射性ヨウ素の性状が大気中を移動している間に変化したことなどが考えられる。

今後、チェルノブイリ事故に関して発生源近くのヨウ素種割合に関する詳しいデータが得られれば、本測定値と合わせて検討することにより、放射性ヨウ素の環境中の挙動ならびに性状変化などに関して一層有益な情報が得られるものと期待される。

参 考 文 献

- 1) 野口宏, 村田幹生, 土岡吉喜, 松井 浩, 国分守信; JAERI-M 9408 (1981).
- 2) M. Rogovin and G.T. Frampton; "Three Mile Island A Report to the Commissioners and to the Public", vol.II, part 2, p.359 (1981).
- 3) C.A. Pelletier et al.; EPRI-NSAC-30 (1981).
- 4) J.E. Cline et al.; EPRI-NP-1389 (1980).
- 5) P.G. Voillequé; EPRI-NP-1269 (1979).
- 6) 福井県; チェルノブイリ原子力発電所事故に関連した臨時放射能調査報告(速報)(1986).
- 7) Finnish Centre for Radiation Nuclear Safety et al.; STUK-B-VALO 45 (1986).
- 8) L. Devell et al.; Nature, 321, 192 (1986).
- 9) D.T. Jost et al.; Nature, 324, 22 (1986).

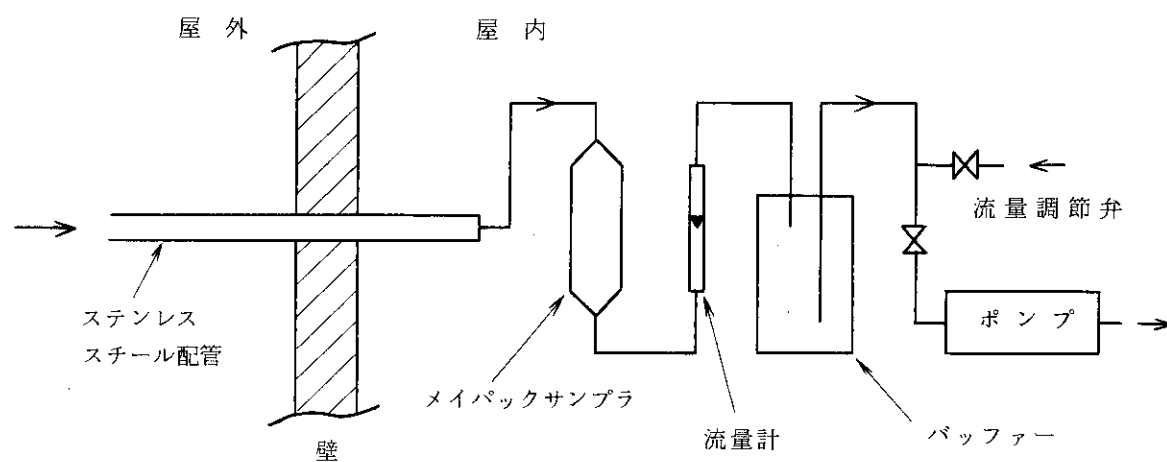
付録A 捕集用配管へのヨウ素沈着の補正

本測定では, 大気中放射性ヨウ素をメイバックサンプラで捕集するため, ステンレス鋼製の管(長さ 108 cm, 内径 2.5 cm)とビニール管(長さ 95 cm, 内径 0.9 cm)を用いた。そのため, これらの管内表面へ放射性ヨウ素, 特に I_2 と粒子状ヨウ素が沈着した可能性があった。そこで, 管内表面への放射性ヨウ素の沈着を補正するための係数を実験的に求めた。

実験室内にて, 内容積 155 l のガラス製容器の上部から, 大気エアロゾルと濃度約 10^{-11}g/cm^3 の $^{131}I_2$ ガスを流し, 容器内に粒子状ヨウ素と I_2 ガスを含む混合ガスを発生させた。容器の下部に上記の管を通したメイバックサンプラと管を通さないサンプラを並列に接続し, 発生させた粒子状ヨウ素と I_2 ガスを同時に捕集した。その結果, 補正係数, すなわち管を通した場合の放射能に対する通さなかった場合の放射能の比は, I_2 および粒子状ヨウ素に対して, それぞれ, 1.19 ± 0.09 と 1.11 ± 0.11 となった。これらの値の誤差は 3 回行った実験から求めた標準偏差である。

第Ⅲ.3.1.1-1表 ヨウ素種割合測定結果

No.	捕集期間	濃度 (Bq/m ³)	粒子状	ヨウ素種割合 (%)		
				I ₂	HOI	有機
1	5/6~5/8	0.14	16±3	3±3	3.4±0.6	77±3
2	5/6~5/12	0.055	27±3	3.0±0.9	7±1	63±3
3	5/12~5/15	0.042	24±4	7±2	10±3	59±3
4	5/15~5/19	0.022	8±2	5±3	4±2	82±8
平均	-	-	19±9	5±2	6±3	70±11

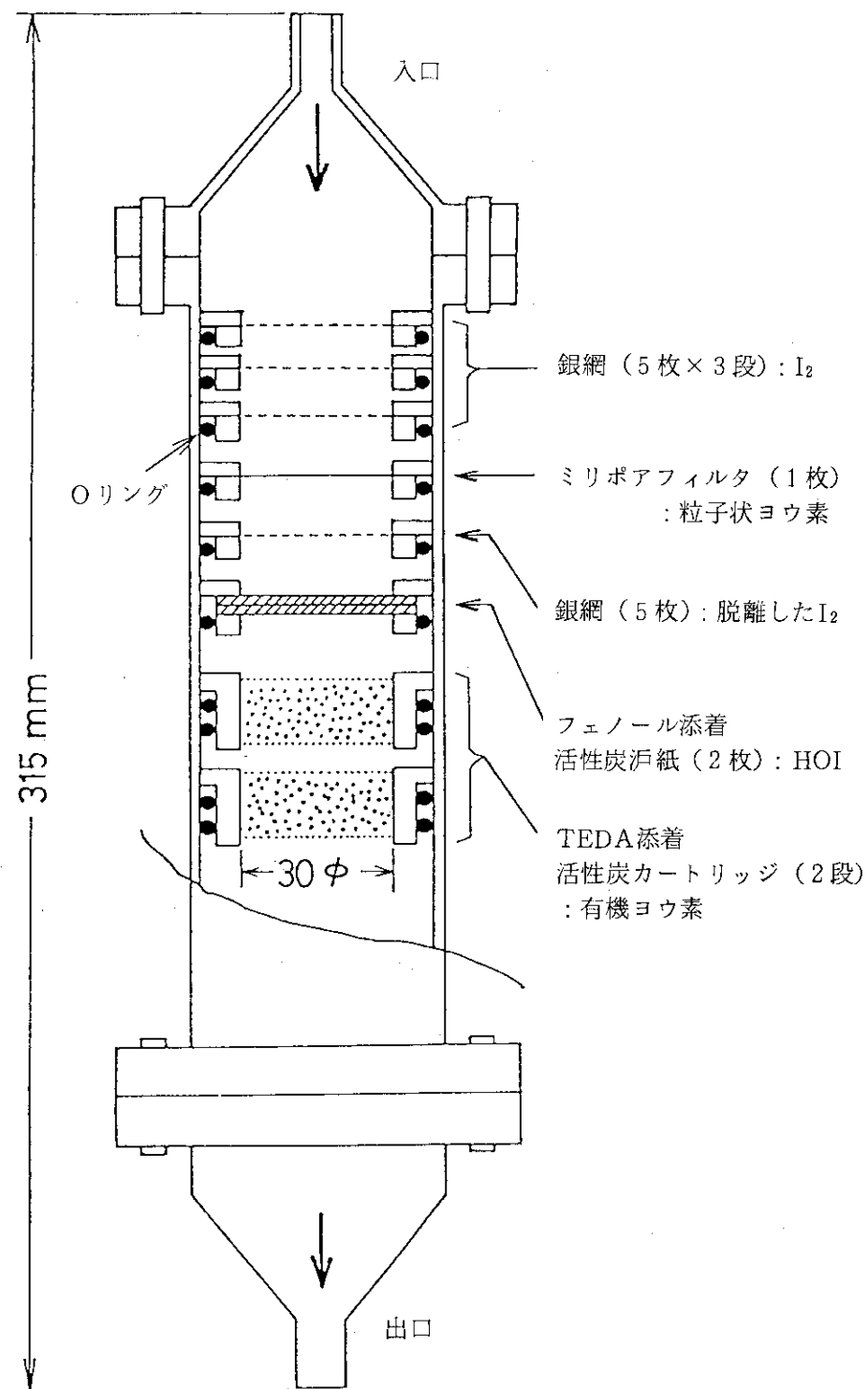


第Ⅲ.3.1.1-1図 装置配置図

第Ⅲ.3.1.1-2表 本測定値と他のヨウ素種割合との比較

		ヨウ素種割合 (%)			全ガス状ヨウ素に対する 有機ヨウ素の割合 (%)
		粒子状	I ₂	HOI	
安定 ヨウ素	本測定値	8-27 (19)*	3-7 (5)*	3.4-10 (6)*	79-93 (87)*
	スウェーデン	20-25			
	フィンランド	6-24 (15)*			
	原研, 第2係	7-52 (21)*			
	福井県	9-63 (41)*			
	TMI-2	27	25	18	41
	BWR	5-17	15-57	14-36	6-66
	バミューダ	7.8			62
	ニユーヨーク	0-13			25
	ニユージャージー	21-33			32-50
ヨウ素	アリゾナ	7.5			31
	カンサス	12			71
	イリノイ	18-20			71-74
	コロラド	15-18			73-82

* 括弧内は平均値



第Ⅲ.3.1.1 - 2 図 改良型メイパックサンプラ

3.1.2 フィルタによる捕集率

空気中の放射性ヨウ素の濃度測定は、通常粒子状ヨウ素とその他の性状のヨウ素の両者を捕集することによって行われている。粒子状ヨウ素は繊維フィルタ（ガラスフィルタ、HE-40T など）を用いて行われ、粒子状以外のヨウ素は活性炭含浸ろ紙、活性炭カートリッジ等を用いて行われる。粒子状のヨウ素は通常用いられている繊維フィルタではほとんど全量が捕集され则认为てよい。しかし、粒子状以外のヨウ素の捕集率は、用いる捕集材、添着物質の有無、厚さ、流速等によって大きく異なる。最も普通の空気サンプラに使用されるフィルタは有効直径50mm程度、吸引量は50ℓ/min程度であり、1日間連続吸引する場合が多い。この条件では、有機ヨウ素が多い場合にはCP-20Tのような活性炭含浸ろ紙あるいは厚さ数十mmの無添着の活性炭カートリッジではヨウ素の捕集率がかなり低下する。ただし原研あるいは発電所等で用いられているTEDA添着活性炭カートリッジではほぼ完全に捕集出来る。

一方、今回のモニタリングにおいては、科技庁ネットワーク下の多くの施設は繊維フィルタのみによる捕集が行われている。このため、繊維フィルタに捕集されたヨウ素量から空気中の全ヨウ素濃度を求める必要がある。このため、繊維フィルタとTEDA添着活性炭カートリッジを併用した測定値より、繊維フィルタの捕集率を求めた。

繊維フィルタおよびTEDA添着活性炭カートリッジを用いて測定が行われた原研東海、福井県衛生研究所¹⁾および美浜発電所¹⁾、フィンランド²⁾において得られたガラス繊維ろ紙による捕集率を第Ⅲ.3.1.2-1表にまとめた。

第Ⅲ.3.1.2-1表に示したように、繊維フィルタの捕集率はかなりの範囲で変動している。例えば原研における捕集率は0.07から0.52の範囲にある。また、平均的な値も原研の0.21に対して福井県の2機関の値は2倍近い。これらの差異については今後ヨーロッパ各国のデータも加え、気象条件および地理的な影響がどのように関与しているかについて検討を行う。

前述のように、被曝線量の評価においては空気中の全放射性ヨウ素濃度を知る必要がある。今回の被曝線量評価においては、第Ⅲ.3.1.2-1表に示した捕集率を検討した結果、原研東海で得られた値、すなわち捕集率を0.2として、日本各地におけるフィルタの測定値から空気中の全放射性ヨウ素量を求めることにした。

参 考 文 献

- 1) 福井県：チェルノブイリ原子力発電所事故に関連した臨時放射能調査報告（速報）
1986年、6月
- 2) Second Interim Report ; Radiation Situation in Finland from 5 to 16
May 1986, STUK-B-VALO 45 (May 1986)

第Ⅲ.3.1.2-1表 フィルタによる空气中ヨウ素の捕集率

ヨウ素濃度：pCi/m³

期 日	原 研 東 海			福井・衛研			福井・美浜発電所			フィンランドで得た捕集率	
	全ヨウ素	フィルタ 捕集分	捕集率	全ヨウ素	フィルタ	捕集率	全ヨウ素	フィルタ	捕集率	Konala	Nurmijarvi
5月1日	*	*	—								0.15
2日	*	*	—								0.11
3日	[3.8]	1.6	0.42							0.16	0.15
4日	[1.7]	0.53	0.31				12	4.5	0.38	0.15	0.15
5日	[9.2]	2.3	0.25				17.8	6.8	0.38	0.21	0.15
6日	6.0	0.80	0.13	10.5	2.1	0.20	11.5	2.9	0.25		0.24
7日	6.1	0.42	0.069	16.9	9.5	0.56	14	6.7	0.48		0.21
8日	13	2.8	0.22	10	6.3	0.63	9.8	5.2	0.53		0.15
9日	6.4	1.6	0.25	4.4	1.6	0.36	3.6	2.2	0.39		0.20
10日	0.81	0.22	0.27	1.1	0.36	0.33	1.2	0.47	0.39		} 0.10
11日	1.3	0.32	0.25	1.1	0.33	0.30	1.2	0.36	0.30		
12日	2.0	0.35	0.18	1.3	0.41	0.32	1.5	0.57	0.36		0.11
13日	2.5	0.69	0.28	4.5	1.2	0.27	3.8	1.4	0.37		} 0.06
14日	2.1	0.34	0.16	1.2	0.27	0.23	1.6	0.53	0.33		
15日	1.1	0.11	0.1	1.5	0.33	0.22	2.5	0.54	0.22		0.07
16日	1.8	0.12	0.067	0.90	0.084	0.093	1.2	0.18	0.15		
17日	1.2	0.08	0.067	0.79	0.15	0.19	0.95	0.20	0.21	単純平均	
18日	1.3	0.13	0.1	1.3	0.51	0.39	1.2	0.49	0.41	0.15	
19日	1.2	0.23	0.19	0.59	0.11	0.19	0.96	0.28	0.29		
20日	0.84	0.076	0.090	0.63	0.098	0.16	0.59	0.15	0.25		
21日	0.69	0.13	0.19	0.47	0.13	0.28	0.58	0.13	0.22		
22日	0.57	0.12	0.21	0.37	0.087	0.26	0.31	0.11	0.35		
23日	0.44	0.072	0.16	0.20	0.082	0.41	} 0.31	} 0.15	} 0.48		
24日	0.42	0.096	0.23	0.26	0.11	0.42					
25日	0.45	0.23	0.51	0.83	0.16	0.19	} 0.33	} 0.14	} 0.42		
26日	0.20	0.063	0.32	0.40	0.11	0.28					
27日	0.39	0.082	0.21	0.28	0.11	0.39	} 0.15	} 0.075	} 0.50		
28日	[0.15]	0.044	0.29	0.17	0.076	0.45					
29日	[0.16]	*	—	0.085	0.030	0.35					
30日	*	*	—	0.066	0.008	0.12	*	*	—		
31日	*	*	—	0.083	0.025	0.30	*	*	—		
合 計	65.66	13.55	—	59.92	24.28	—	87.08	34.08	—		
捕 集 率	13.55/65.66 = 0.21			24.28/59.92 = 0.41			34.08/87.08 = 0.39				

注：〔 〕は Ag・アルミナで捕集した値を補正したもの。

* は検出限界以下

3.2 環境試料中の放射性核種の経時変化

5月初旬より行った環境試料についての測定結果のうち、主要なものを次に示す。

(1) 大気中の放射性核種

1) 採取方法

吸引流量50 l/minのサンプラにより採取した。ろ紙(HE-40T)で浮遊塵を除去した後、ガス状の放射性ヨウ素をTEDA添着活性炭カートリッジで捕集した。捕集時間はほぼ24時間、空気吸引量は約75 m³である。

2) 測定結果

¹³¹Iの濃度はガス状成分と粒子状成分の濃度を合算してまとめた。その結果を第Ⅲ.3.2-1図に示す。採取期間中の最高値は、12.7 pCi/m³であった。¹³⁷Csの測定結果を第Ⅲ.3.2-2図に示す。¹³⁷Csの最高値は、1.3 pCi/m³であった。

他に検出された核種は、⁹⁹Mo, ^{99m}Tc, ¹⁰³Ru, ¹⁰⁶Ru-¹⁰⁶Rh, ¹³²I, ¹³²Te, ¹³⁴Cs, ¹⁴⁰Ba-¹⁴⁰Laであった。

(2) 放射性核種の降下量

1) 採取方法

水盤(面積0.18 m²)に蒸留水をいれ、降下塵(雨水を含む)を毎日採取した。

2) 測定結果

第Ⅲ.3.2-1図に¹³¹I, 第Ⅲ.3.2-2図に¹³⁷Csの結果を示す。¹³¹Iについては、5月31日までの降下量の合計は、25.3 mCi/km²であった。

¹³⁷Csは降雨があった日以外にはほとんど検出されず、5月31日までの降下量の合計は、3.7 mCi/km²であった。

他に検出された核種は、¹⁰³Ru, ¹³²I, ¹³²Te, ¹³⁴Cs, ¹⁴⁰Laである。

(3) 牧草中の放射性核種

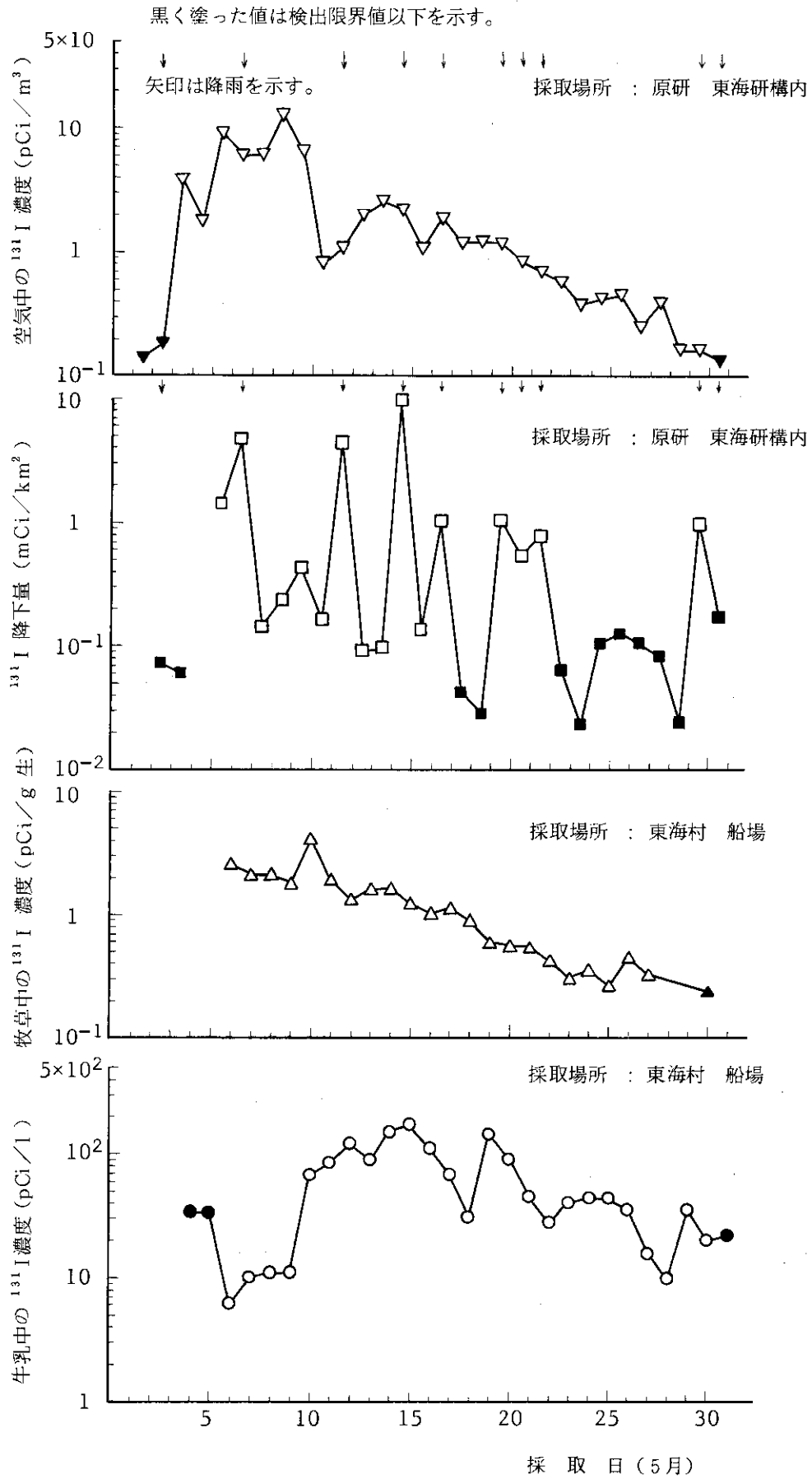
牧草は東海村において、毎日採取した。採取した牧草約90gを細かく切り、プラスチック容器に入れ生のまま測定した。第Ⅲ.3.2-1図に¹³¹I, 第Ⅲ.3.2-2図に¹³⁷Csの結果を示す。¹³¹Iの最高値は、4.1 pCi/g生であった。

¹³⁷Csは検出限界と同レベルまたはそれ以下であり、最高値は、0.26 pCi/g生であった。

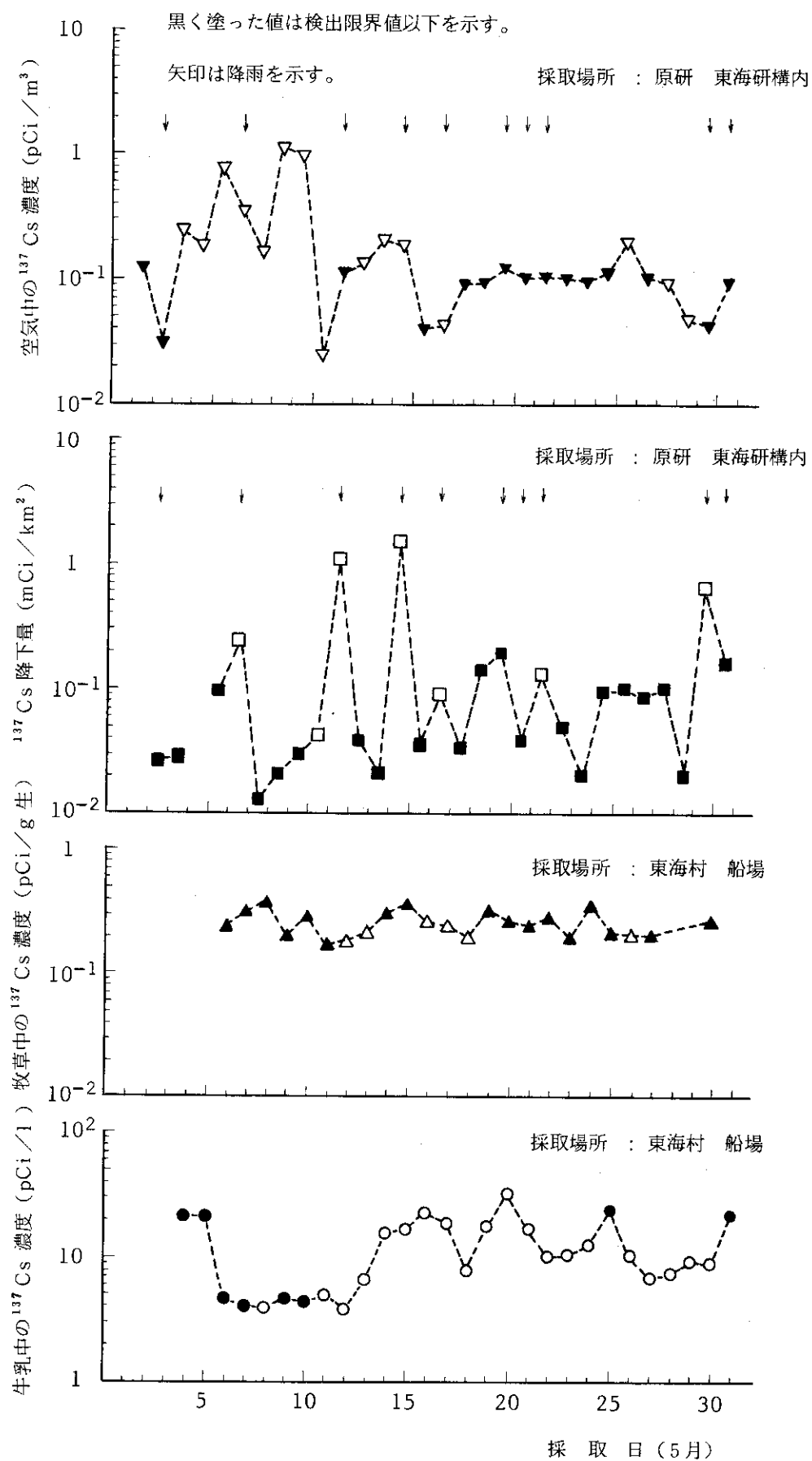
他に検出された核種は、¹⁰³Ru, ¹³⁴Csであった。

(4) 牛乳中の放射性核種

牛乳は東海村において、原乳を採取した。採取した牛乳700 mlをマリネリビーカーに入れ生のまま測定した。第Ⅲ.3.2-1図に¹³¹I, 第Ⅲ.3.2-2図に¹³⁷Csの結果を示す。¹³¹Iの最高値は170 pCi/lであった。¹³⁷Csの最高値は、31 pCi/lであった。他に¹³⁴Csが検出された。



第Ⅲ.3.2 - 1 図 環境試料中の ^{131}I の経時変化

第Ⅲ. 3. 2 - 2 図 環境試料中の ^{137}Cs の経時変化

3.3 呼吸による被曝線量評価

1986年4月26日に起きたソ連チェルノブイリ原子力発電所事故の環境放射能影響を把握する目的で、茨城県東海村において、大気中放射性核種、降下物中放射性核種の濃度、核種組成、空気力学的放射能中央径 (Activity Median Aerodynamic Diameter; AMAD) を求めた。それらの測定結果に基づいて、呼吸による被曝線量評価を行った。

(1) 大気中放射性核種の捕集測定

1986年4月30日から6月3日までの大気中塵埃を連続捕集し、放射性核種濃度、核種組成、AMAD を求めた。大気塵埃中の核種の粒径分布を表す AMAD は呼吸による被曝線量を評価する上で不可欠な因子である。そこで、大気中濃度と AMAD の両者を求めるため、4段のカスケードから成るアンダーセン カスケード インパクト サンプラを用いて大気中塵埃を粒径別に捕集した。各粒径範囲の塵埃中の放射性核種の測定から AMAD を求めた。捕集及び測定条件は次の通りである。

- ① 集塵場所 原研構内、地上高約 3 m (茨城県東海村)
- ② サンプリング アンダーセン大容量サンプラ (流量 566 l/min, 石英繊維ろ紙)
- ③ 捕集期間 4月30日～8月6日
- ④ 測定 低バックグラウンド Ge 検出器による γ 線スペクトロメトリー

1) 大気中放射性核種濃度

東海村における 1986 年 5、6 月の大気中放射性核種濃度の経時変化を第Ⅲ.3.3-1 図に示す。第Ⅲ.3.3-1 表には濃度値を示す。第Ⅲ.3.3-2 図には長期にわたり検出された核種について同年 5 月～8 月上旬までの同様の経時変化を示す。

これらの測定結果から、5月7日～5月9日に大気中放射性核種濃度は最も高くなり、以後漸減したことがわかる。主要な核種は、 ^{131}I 、 ^{132}Te 、 $^{129\text{m}}\text{Te}$ 、 ^{103}Ru 、 ^{106}Ru 、 ^{137}Cs 、 ^{136}Cs 、 ^{134}Cs であった。ただし、気体状の ^{131}I は捕えられていない。検出された核種の大部分については事故後 1 ヶ月の 5 月下旬には検出限界以下の濃度になったが、第Ⅲ.3.3-2 図に示すように ^{103}Ru 、 ^{137}Cs 、そして ^{134}Cs の 3 核種は、事故後 2 ヶ月を経た 6 月下旬においても大気中に見出された。また、第Ⅲ.3.3-1、2 図で認められる大気中濃度の経時変化の周期性は地球規模の大気循環周期と対応するものと思われる。

2) 大気塵埃中の核種組成

大気塵埃中に検出された放射性核種の存在割合を検討した。大気中の全放射性核種濃度に対する各核種の存在割合の時間変化を第Ⅲ.3.3-3 図に示す。第Ⅲ.3.3-3 図から、5 月前半は ^{131}I 、 ^{132}Te (^{132}I) の占める割合が大きく、5 月後半からは ^{137}Cs の占める割合が大きくなったことがわかる。セシウムについては、サンプルを化学処理 (リンモリブデン酸アンモニウム共沈) し、セシウムを単離した後測定を行い、同位体比を求めた (Table Ⅲ.3.3-2)。

3) 空気力学的放射能中央径 (AMAD)

各粒径範囲の塵埃の放射性核種濃度を対数正規分布にあてはめて AMAD を求めた。AMAD の値を第Ⅲ.3.3-1 表に、主要核種の経時的な変化を第Ⅲ.3.3-4 図に示す。これらの結果に基づけば、AMAD に関して核種を 2 つのグループに分けることができる。すなわち、 ^{137}Cs 等多くの

核種では AMAD は事故直後の 5 月上旬では約 $0.2 \mu\text{m}$ 程度、それ以降の AMAD は約 $0.6 \mu\text{m}$ 程度のほぼ一定した値を示した。一方、 ^{140}Ba (^{140}La)、 ^{95}Zr (^{95}Nb)、 ^{141}Ce では全般に値が大きく、かつ、ある期間だけ $1.0 \mu\text{m}$ を超える値を示すなど変動も大きかった。

このように、今回の一連の測定から、AMAD が核種によって、また大気への放出後の時間によっても異なるという重要な示唆が得られた。

(2) 呼吸による被曝線量評価

これら大気中放射性核種濃度と AMAD から呼吸による被曝線量を計算した。線量の計算にあたっては ICRP Publ. 30 に示される方法にしたがい各器官ごとの預託線量当量、ならびに実効線量当量を求めた。結果を前出の第Ⅲ.3.3-1 表に示す。その中で最も濃度の高い期間（'86/5/7-5/9）における濃度と呼吸による被曝線量を第Ⅲ.3.3-5 図に示す。 ^{131}I については、降下物中の ^{131}I の量から推定した大気中の塵埃状、気体状の ^{131}I をあわせた濃度に基づく線量推定値も示してある。

第Ⅲ.3.3-5 図から、大気中濃度の高かった ^{131}I の線量寄与が最も大きく、ついで ^{106}Ru の線量寄与が大きいことがわかる。 ^{106}Ru の寄与が大きいのは、娘核種の ^{106}Rh を含め、体内摂取後の呼吸器系での滞留時間が長い性質のためである。

主要核種の呼吸による被曝線量の AMAD 依存性を第Ⅲ.3.3-6 図に示す。これは、単位摂取放射能当たりの被曝線量を AMAD を変えて ICRP Publ. 30 に示されるモデルにより計算したものである。同モデルでは AMAD の情報の無い場合、 $1.0 \mu\text{m}$ が仮定される。しかしながら、AMAD が $1.0 \mu\text{m}$ からかなり離れる場合には $1.0 \mu\text{m}$ の時にくらべ線量が核種によっては数倍異なることがあることに注意しなければならない。今回に限っては、 $1.0 \mu\text{m}$ を仮定しても実測の AMAD を用いた評価に比べて結果的に大きな差は無い。ただし、事前評価と異なり、実事故においては AMAD を実測するように努めるべきであろう。

(3) 降下物中放射性核種の捕集測定

茨城県東海村原研構内において 4 月 30 日～5 月 6 日、5 月 6 日～5 月 13 日の 2 期間にわたり大型水盤 (0.5m^2) を用いて捕集した全降下物について次の測定を行った。捕集試料を No. 5 A ろ紙でろ過し、溶液（可溶性部分）と残渣（不溶性部分）に分け、それぞれについて γ 線スペクトロメトリーを行った。

測定結果を第Ⅲ.3.3-7 及び第Ⅲ.3.3-8 図に示す。これらから、4 月 30 日～5 月 6 日では、すべての核種で可溶性の形態の降下物が多かったことがわかる。特に、 ^{131}I についてこのことが顕著であった。また、5 月 6 日～5 月 13 日では ^{131}I については前期間と同様に可溶性の形態が支配的であったが、 ^{131}I 以外の核種では可溶性、不溶性の形態の割合は同程度であった。

なお、雨水（1986 年 5 月 7 日～5 月 12 日）、降下物（同 4 月 30 日～5 月 6 日）、塵埃（同 4 月 30 日～5 月 5 日）の試料についてプルトニウムの分析を行ったが、いずれの試料とも検出限界以下であった。

(4) まとめ

ソ連チェルノブイリ原子力発電所事故由来の放射性核種の茨城県東海村における大気中濃度、AMAD、降下量の測定を行った。検出核種は、 ^{131}I 、 ^{132}Te 、 $^{129\text{m}}\text{Te}$ 、 ^{103}Ru 、 ^{106}Ru 、 ^{137}Cs 、 ^{136}Cs 、 ^{134}Cs 等 14 核種（過渡平衡娘核種を省く）であった。本測定結果では、呼吸による被曝線

量評価上 ^{131}I , ^{106}Ru (^{106}Rh) が重要な核種であった。1986年4月30日から6月3日までの呼吸による全被曝線量(実効線量当量)は ^{131}I の推定値を含めておよそ $3.0\ \mu\text{Sv}$ と評価される。

被曝線量の計算は、安全解析部原子炉安全解析研究室山口勇吉氏作成の計算コードを用いて行った。また、計算に用いた放射線データは環境安全研究部環境調査解析研究室外川織彦氏から提供頂きました。ここに両氏に謝意を表します。

第Ⅲ. 3.3 - 1 表 大気中放射性核種濃度, 空気力学的放射能中央径 (AMAD) と被曝線量計算結果 その1

核種名	'86. 4.30 - '86. 5. 5		'86. 5. 5 - '86. 5. 7		'86. 5. 7 - '86. 5. 9		'86. 5. 9 - '86. 5. 12	
	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD* 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)
I-131	3.5 E-01	0.91	1.2E-08	0.91	1.7E-08	0.51	1.7E-08	0.51
CS-137	6.0 E-02	0.16	2.4E-09	0.16	6.1E-09	0.51	7.9E-09	0.51
CS-136	9.7 E-03	0.14	9.5E-11	0.14	1.9E-10	0.68	2.1E-10	0.64
CS-134	3.6 E-02	0.15	2.1E-09	0.15	5.1E-09	0.51	6.5E-09	0.48
TE-132	1.5 E-01	0.12	2.0E-09	0.12	3.0E-09	0.50	2.6E-09	0.37
I-132	1.5 E-01	0.12	7.0E-11	0.12	9.3E-11	0.56	7.8E-11	0.56
TE-129M	4.6 E-02	0.45	1.4E-09	0.45	3.0E-09	0.27	6.3E-09	0.53
TE-129	4.0 E-02	0.45	4.0E-12	0.45	1.2E-11	0.61	1.7E-11	0.65
RU-103	8.2 E-02	0.12	1.7E-09	0.12	5.3E-09	0.57	5.6E-09	0.34
RU-106	1.8 E-02	0.21	1.7E-08	0.21	5.7E-08	0.60	9.0E-08	0.46
RH-106	1.8 E-02	0.21	4.7E-14	0.21	1.5E-13	0.60	2.6E-13	0.46
BA-140	1.2 E-02	0.43	7.4E-11	0.43	1.4E-10	0.84	1.4E-10	0.74
LA-140	1.4 E-02	0.62	6.5E-11	0.62	1.3E-10	0.92	1.3E-10	0.84
MO-99	2.4 E-02	0.10	1.1E-08	0.10	1.5E-08	0.10	1.6E-08	
TC-99M	2.3 E-02	0.10	8.1E-13	0.10	1.1E-12	0.10	1.2E-12	
ZR-95	6.8 E-04	0.63	2.2E-11	0.63	3.4E-11			
NB-95	1.1 E-03	0.63	5.5E-12	0.63	6.8E-12			
CE-141	7.7 E-04	0.98	6.9E-12					
CE-144	N.D.							
PR-144	N.D.							
SB-125	2.4 E-03	1.00	2.5E-11	1.00	4.3E-11			
BE-7	2.0 E-01	0.42	6.7E-11	0.42	2.6E-11	0.84	1.2E-11	0.62
TOTAL			5.0E-08;	1.1E-07		1.5E-07		1.0E-07

AMAD : 空気力学的放射能中央径

N. D. : 検出限界以下

* '86.5.5 - 5.7 の AMAD 値を仮定した。

第Ⅲ.3.3-1表 大気中放射性核種濃度、空気力学的放射能中央径 (AMAD) と被曝線量計算結果 その2

核種名	'86. 5.12 - '86. 5.15		'86. 5.15 - '86. 5.18		'86. 5.19 - '86. 5.26		'86. 5.26 - '86. 6. 3	
	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)	放射性核種濃度 (pCi/m ³)	AMAD 実効線量当量 (μm)
I-131	2.8 E-01	0.88	6.1 E-02	0.83	1.3E-09	0.62	1.1 E-02	1.20
CS-137	1.2 E-01	0.67	1.8 E-02	0.57	3.8E-10	0.58	3.1E-09	2.1 E-02
CS-136	1.3 E-02	0.87	6.6 E-04	0.87	3.3E-12	0.78	N.D.	0.64
CS-134	6.6 E-02	0.78	8.7 E-03	0.78	2.7E-10	0.58	1.1 E-02	0.72
TE-132	7.3 E-02	0.37	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	9.0E-10
I-132	4.1 E-02	0.56	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.
TE-129M	8.3 E-02	0.53	6.6 E-03	0.53	1.2E-10	0.38	2.1E-09	0.38
TE-129	8.0 E-02	0.65	6.6 E-03	0.65	3.5E-13	0.98	5.2E-12	0.98
RU-103	1.8 E-01	0.64	1.2E-09	0.52	2.1E-10	0.52	3.2E-09	0.40
RU-106	5.2 E-02	0.54	2.1E-08	0.54	4.0E-09	0.58	5.2E-08	0.73
RH-106	5.2 E-02	0.54	6.0E-14	0.54	1.2E-14	0.58	1.5E-13	0.73
BA-140	4.0 E-02	1.20	1.6E-10	1.30	3.0E-11	0.80	6.1E-11	3.1 E-03
LA-140	5.7 E-02	1.20	1.6E-10	1.30	2.1E-11	1.10	1.1E-10	3.1 E-03
MO-99	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	1.10
TC-99M	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.
ZR-95	1.6 E-03	1.20	1.8E-11	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.
NB-95	1.6 E-03	1.20	4.0E-12	N.D.	7.8 E-04	0.84	2.6E-11	2.5 E-04
CE-141	5.7 E-03	1.10	2.9E-11	N.D.	7.8 E-04	0.84	5.1E-12	2.5 E-04
CE-144	9.7 E-03	1.00	2.2E-09	N.D.	1.5E-03	0.95	2.0E-11	1.7 E-04
PR-144	9.7 E-03	1.00	2.6E-13	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.	N.D.
SB-125	2.7 E-03	1.00	1.7E-11	N.D.	2.5 E-03	1.00	3.9E-11	1.2 E-03
BE-7	1.7 E-01	0.64	3.0E-11	2.0 E-02	3.7E-12	0.49	6.1E-11	8.0 E-02
TOTAL				0.64	6.3E-09	6.6E-08		3.1E-08

AMAD : 空気力学的放射能中央径

N.D. : 検出限界以下

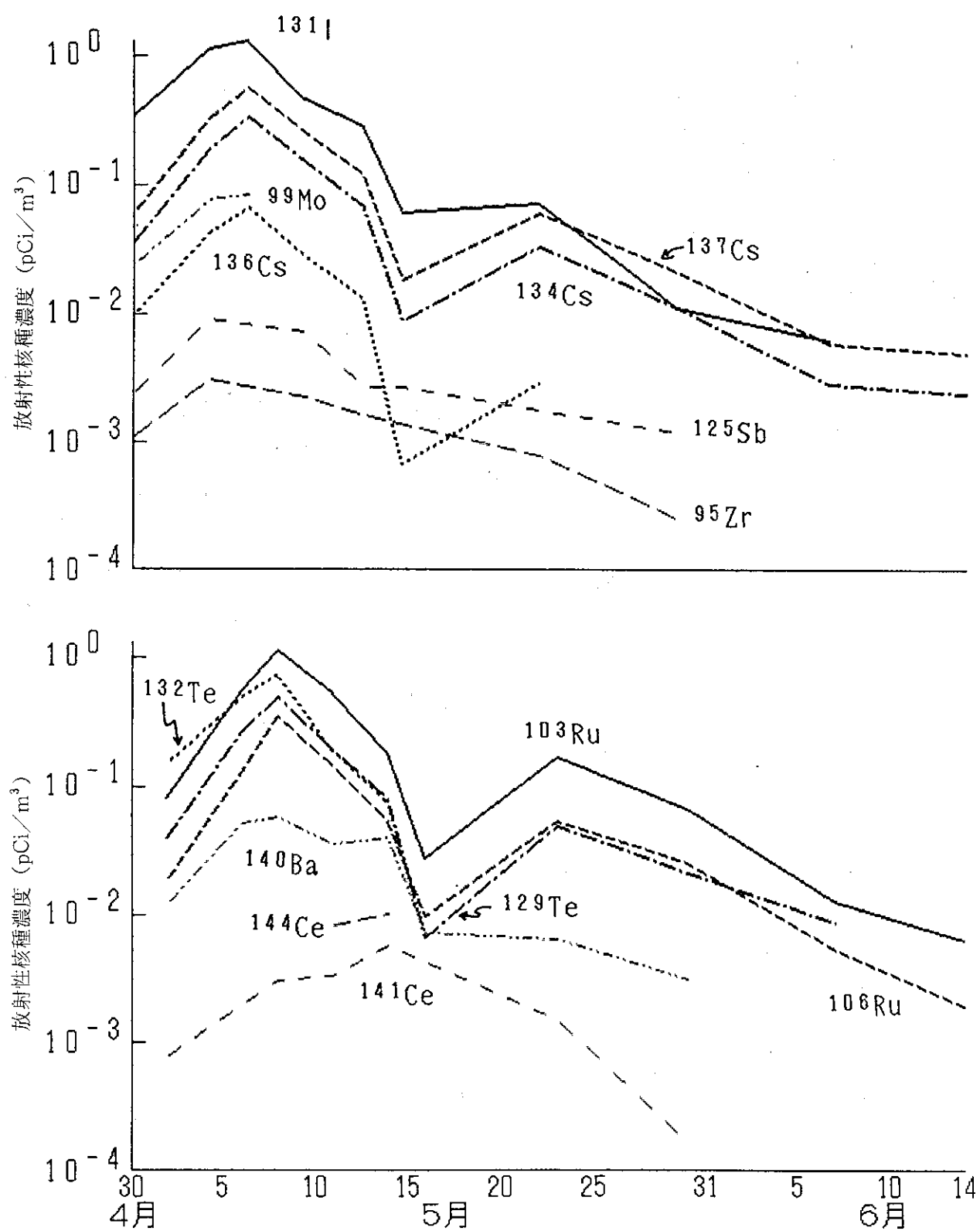
第Ⅲ.3.3-2表 大気塵埃中セシウムの同位体比

核 種	比 ¹⁾	比 ²⁾	計数誤差(%)
Cs - 137	1	1	0.9
Cs - 136	0.262	0.114	5.6
Cs - 134	0.565	0.558	1.2

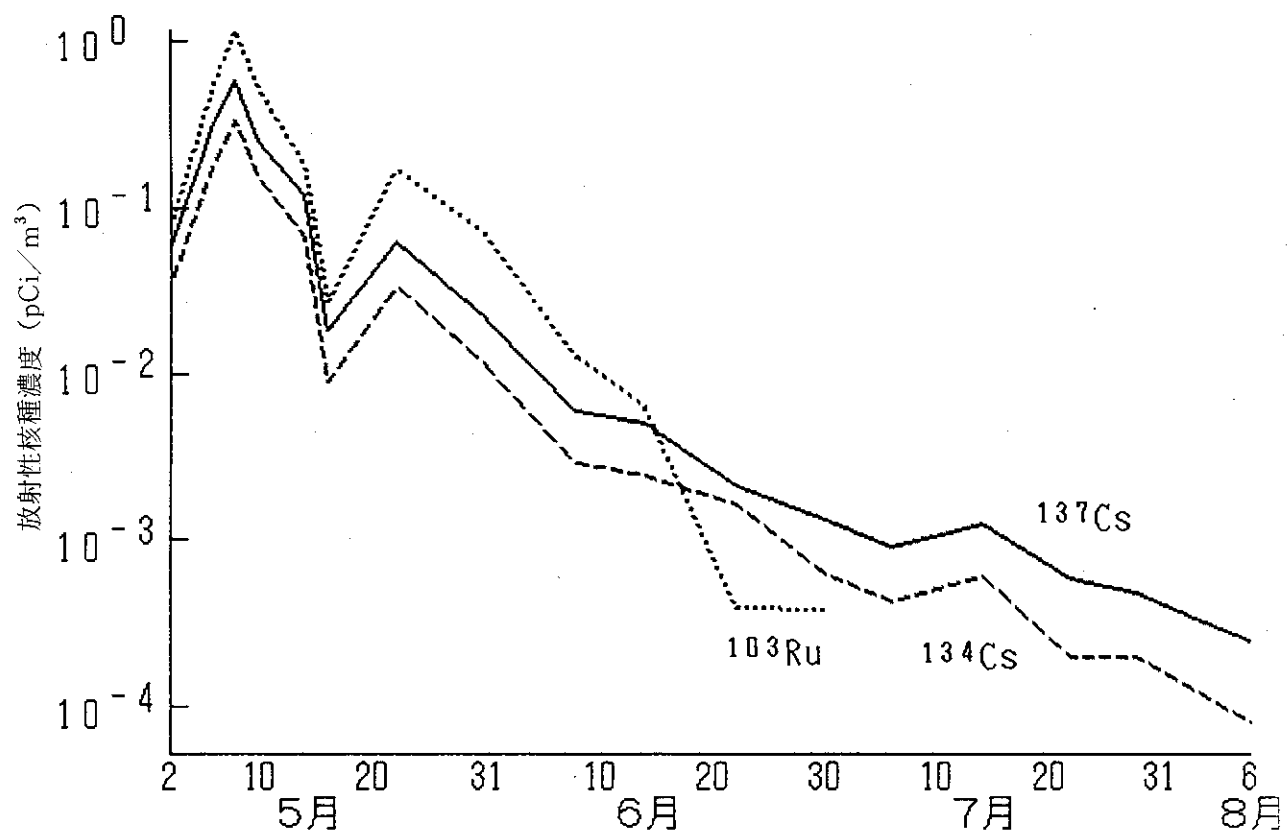
1) 放出時刻(推定)における値(半減期の補正)

2) 5月11日の値(試料採取時)

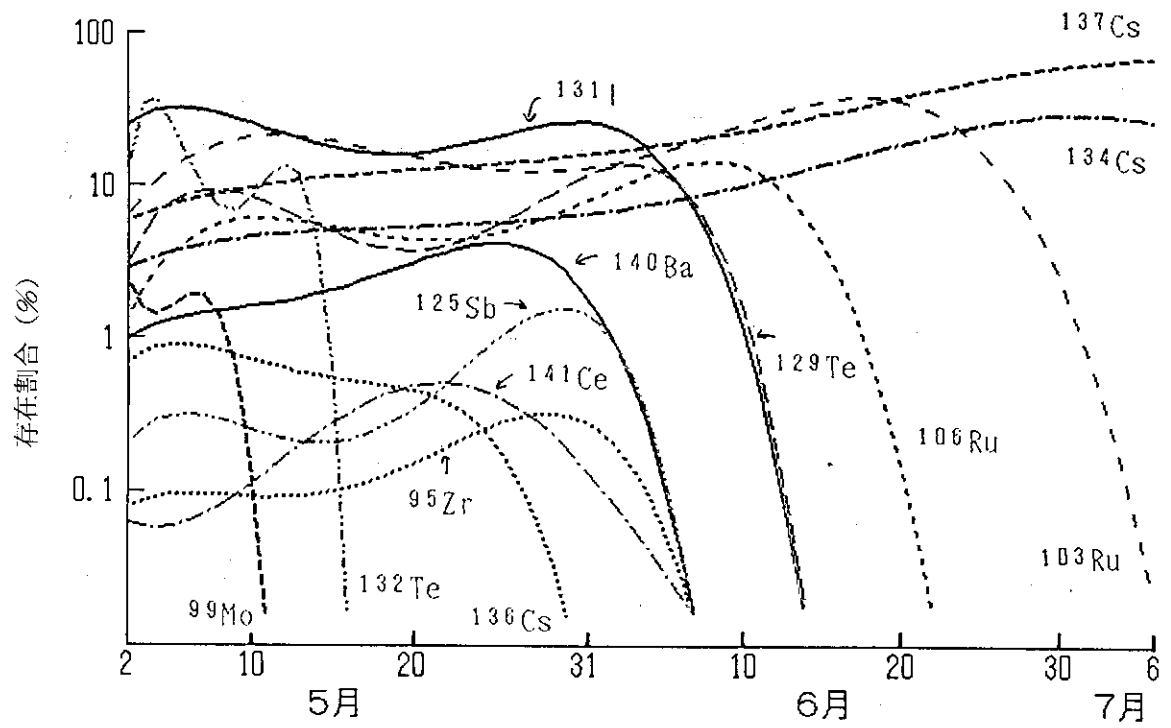
3) 本表のデータは東海研究所研究4棟給気系フィルタ
のサンプルについての測定値に基づく。



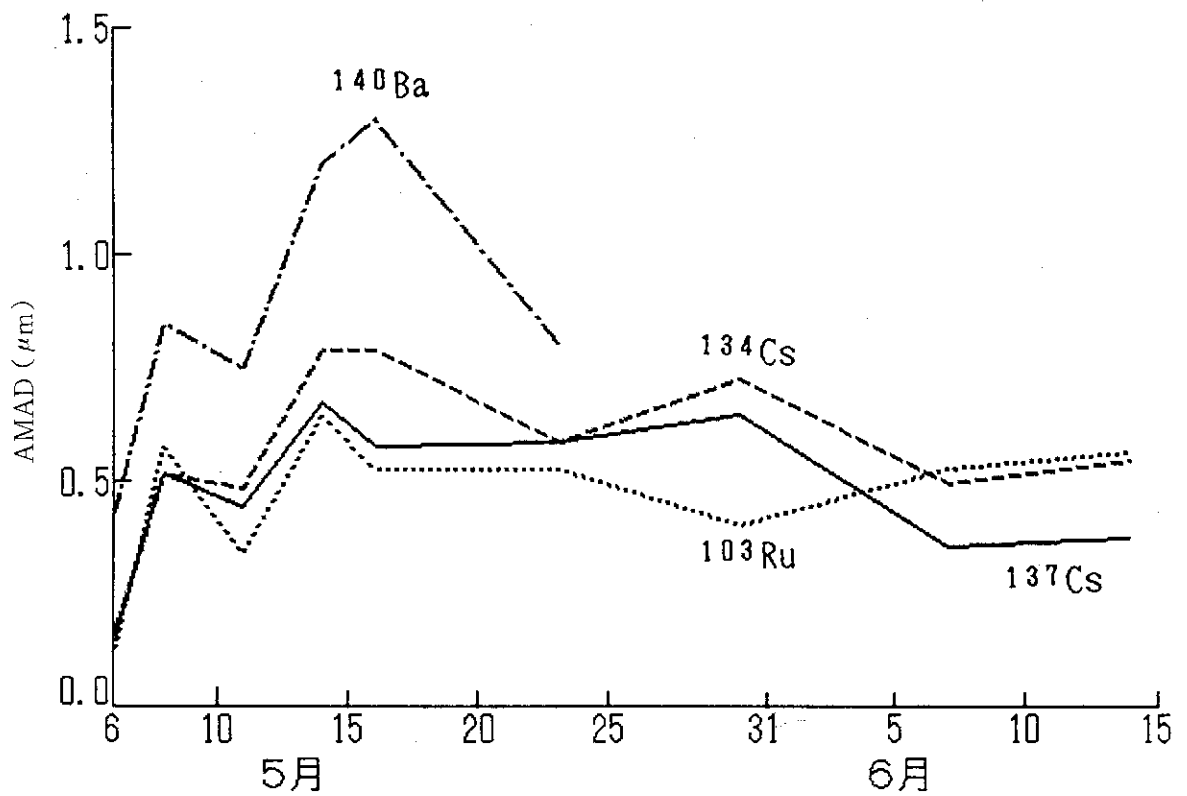
第Ⅲ.3.3-1図 大気中放射性核種濃度の経時変化(東海村)



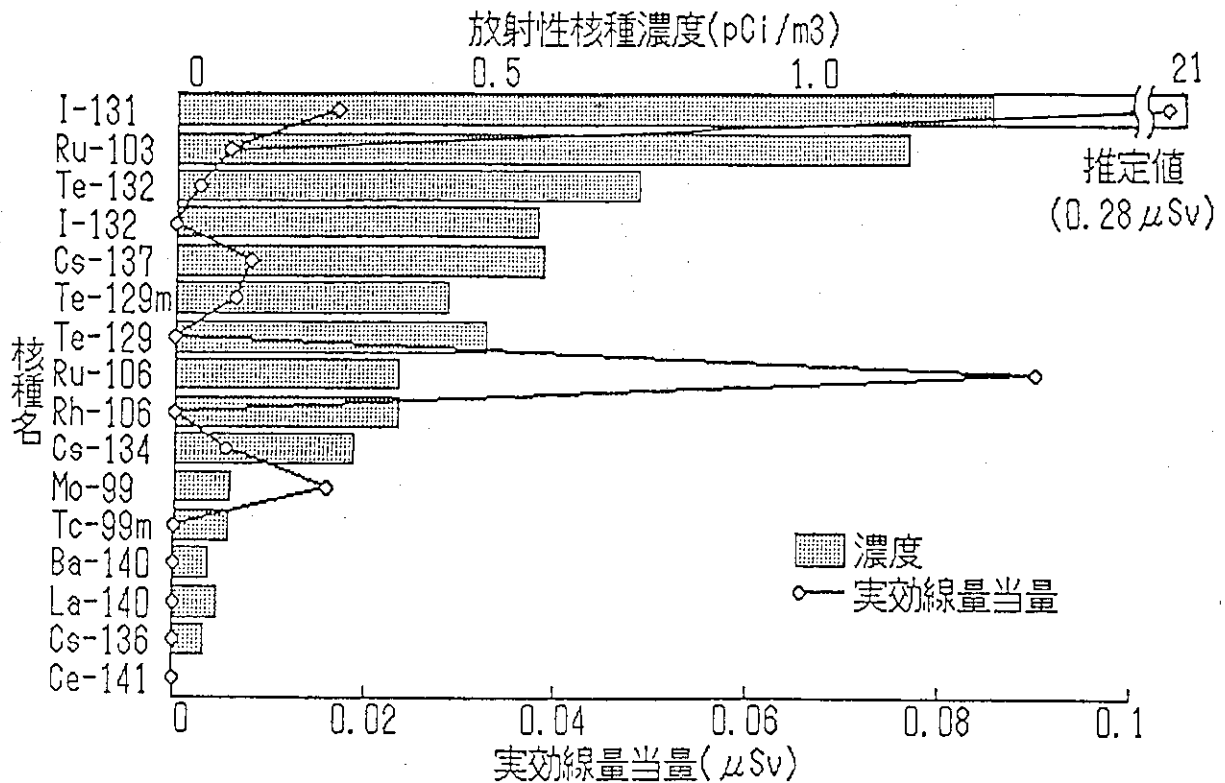
第Ⅲ.3.3-2図 大気中放射性核種濃度の経時変化(東海村)



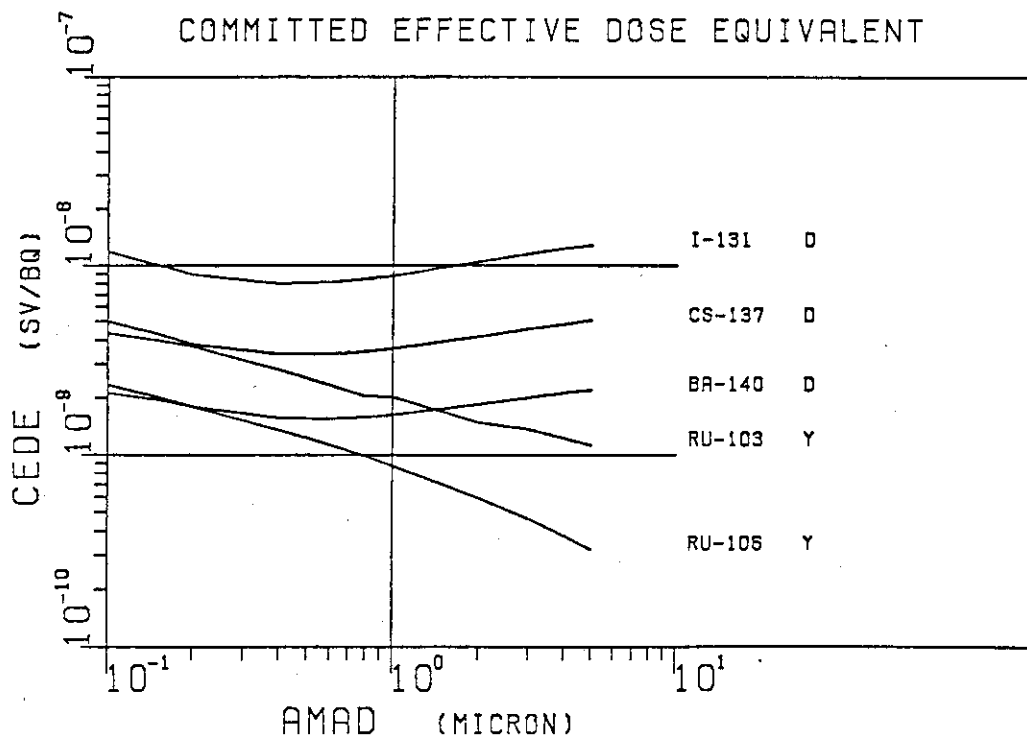
第Ⅲ.3.3-3図 全放射性核種量に対する核種の存在割合の経時変化 (大気中)



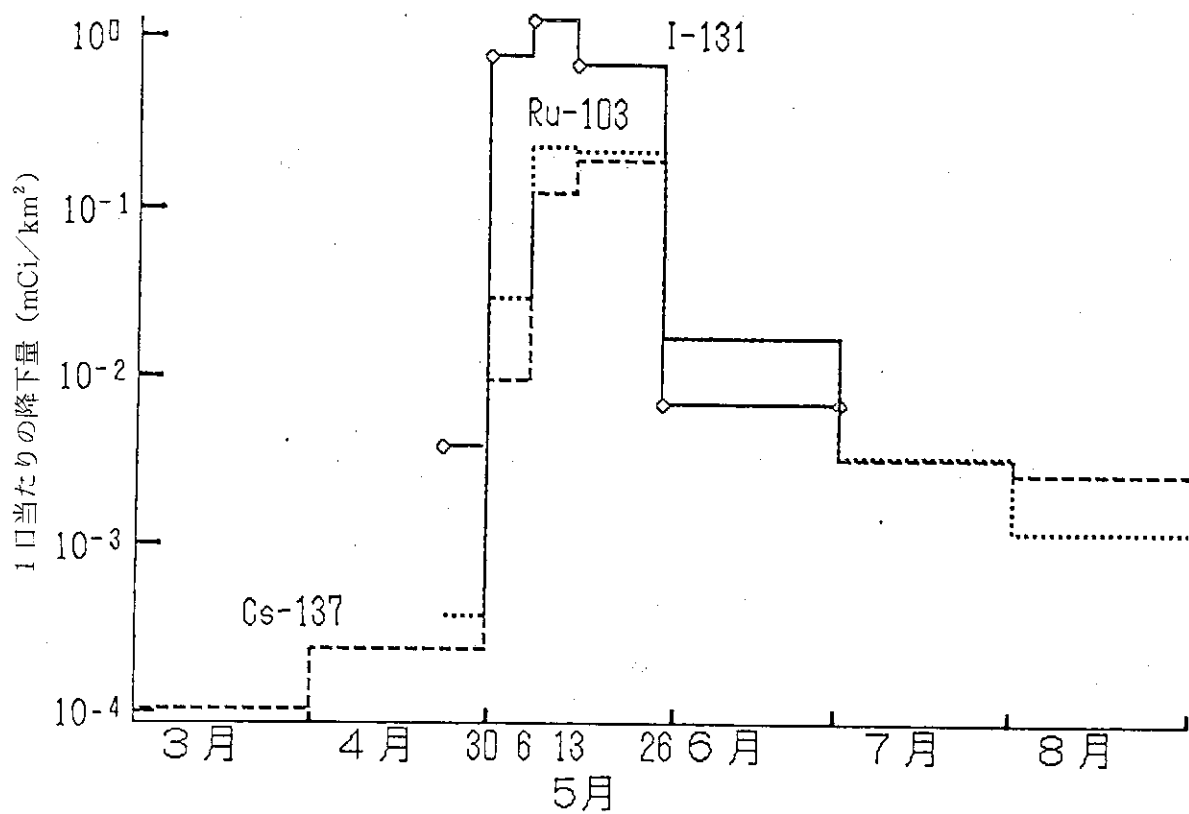
第Ⅲ.3.3-4図 大気中放射性核種の AMAD の経時変化



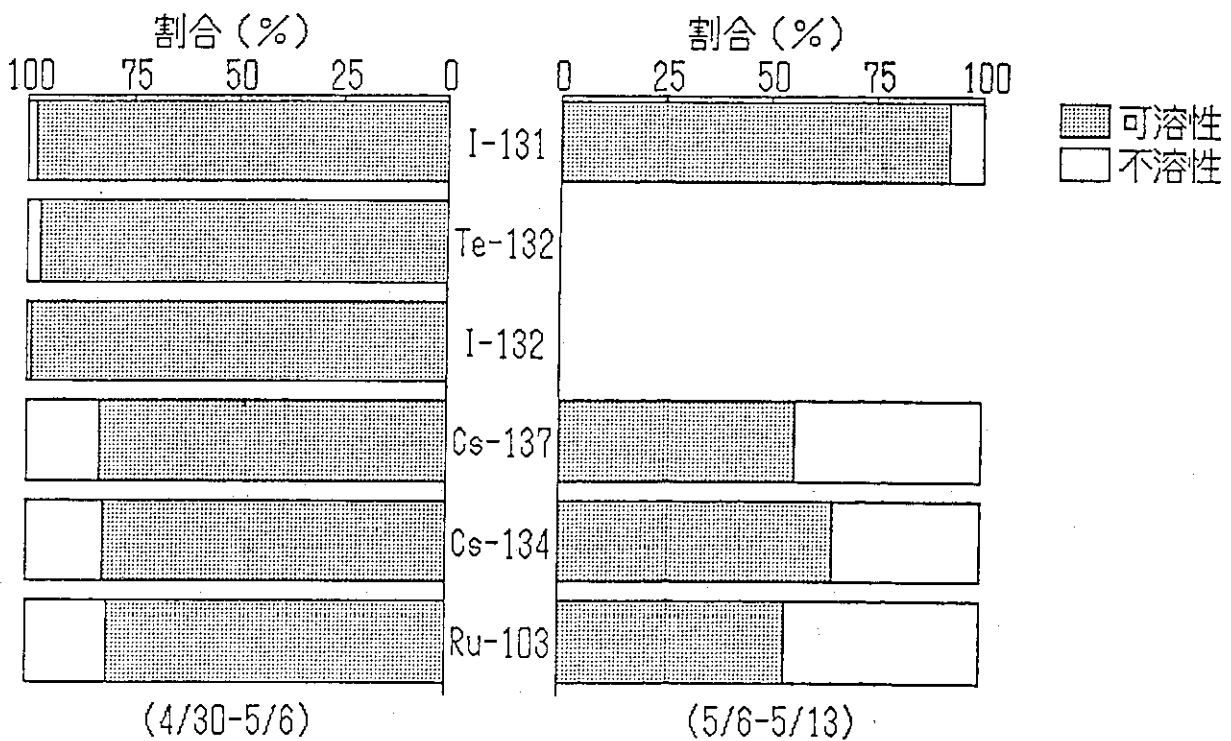
第Ⅲ.3.3 - 5 図 大気中放射性核種濃度と呼吸による被曝線量 (86' 5/7 - 5/9)



第Ⅲ.3.3 - 6 図 主要核種の呼吸による被曝線量の AMAD 依存性



第Ⅲ.3.3-7図 放射性核種の降下量の経時変化



第Ⅲ.3.3-8図 降下物中放射性核種の可溶性・不溶性成分の割合

3.4 フィルタに捕集された核種の精密測定

(1) 測定試料

原研東海研究所研究4棟給気系プレフィルタに昭和61年4月30日から同年5月23日までに捕集された大気中塵埃をフィルタのままポリエチレン袋に入れ、これを試料とした。試料の大きさは、約 $20 \times 15 \times 10$ cm、フィルタ稼働期間中の大気通過量は 1.36×10^6 m³、大気中塵埃の捕集効率は⁷Be 放射能で調べた結果¹³¹Iを除いて約16%であった。

(2) γ 線スペクトル測定

低バックグラウンド Ge 検出器により上記試料の γ 線スペクトルを測定した。検出器と試料との距離は25 cmとしてカスケード γ 線間のサムアップを避けることに留意した。初期には短寿命核種の放射能が高く、長寿命核種の定量が困難であったので7月4日までかけて5回測定し、核種定量を行った。同試料の5月23日並びに7月4日の γ 線スペクトルを第Ⅲ.3.4-1図及び第Ⅲ.3.4-2図に示す。また、検出された核分裂生成物核種の放射能を本年4月26日午前6時23分（日本時間）当たりの値として第Ⅲ.3.4-1表にまとめた。

¹³⁶Cs の放射能値を確認する目的で、本測定試料と同時に採取したもう一つのプレフィルタを化学処理してセシウムを単離し、その γ 線スペクトルを測定した。

当該フィルタでは全ヨウ素は捕集されていない。第Ⅲ.3.4-1表には、同期間に連日ろ紙及びTEDA チャコールフィルタで測定されたデータをもとに計算した全¹³¹Iと¹³⁷Csの放射能比も示してある。この計算に用いた¹³⁷Cs放射能及び全¹³¹I/¹³⁷Cs比の採取日による変動を第Ⅲ.3.4-3図に示す（放射能値は4月26日付）。

(3) 考察

- ・第Ⅲ.3.4-1表から明らかなように、上記試料からは核分裂生成物15核種が検出された。
- ・測定開始時期が遅かったため、短寿命核種、例えば⁹⁹Mo、²³⁹Np等は検出できなかった。
- ・¹⁴¹Ceが確認されたにもかかわらず、同一挙動をするはずの¹⁴⁴Ceは検出されなかった。
- ・全¹³¹IのうちTEDA チャコールに捕集された成分とろ紙に捕集された成分の比の採取日による変動は、全¹³¹Iと¹³⁷Csの比の変動と非常によく一致している（第Ⅲ.3.4-3図参照）。これは、塵埃中の¹³¹I及び¹³⁷Csが雨水で洗われて減少し易いのに対して、ガス状¹³¹Iにはその効果が顕著でないことに起因すると思われる（5月7日は雨）。
- ・検出された放射性核種は揮発性の高いものが主成分であったが、難揮発性核種も観測され、想定される放出化合物の融点（蒸気圧）との関連で説明できそうである（Ⅲ.3.5参照）。
- ・本測定結果には、ルテニウム、テルル、セシウムに関して同位体のデータが含まれている。これらは西欧諸国公表の同位体測定データと共に、ORIGEN2によるインベントリー計算のフィッティングパラメータに有効に利用された（Ⅱ.3.1参照）。

第Ⅲ.3.4-1表 チェルノブイリ源・大気中塵埃放射能（東海）測定結果

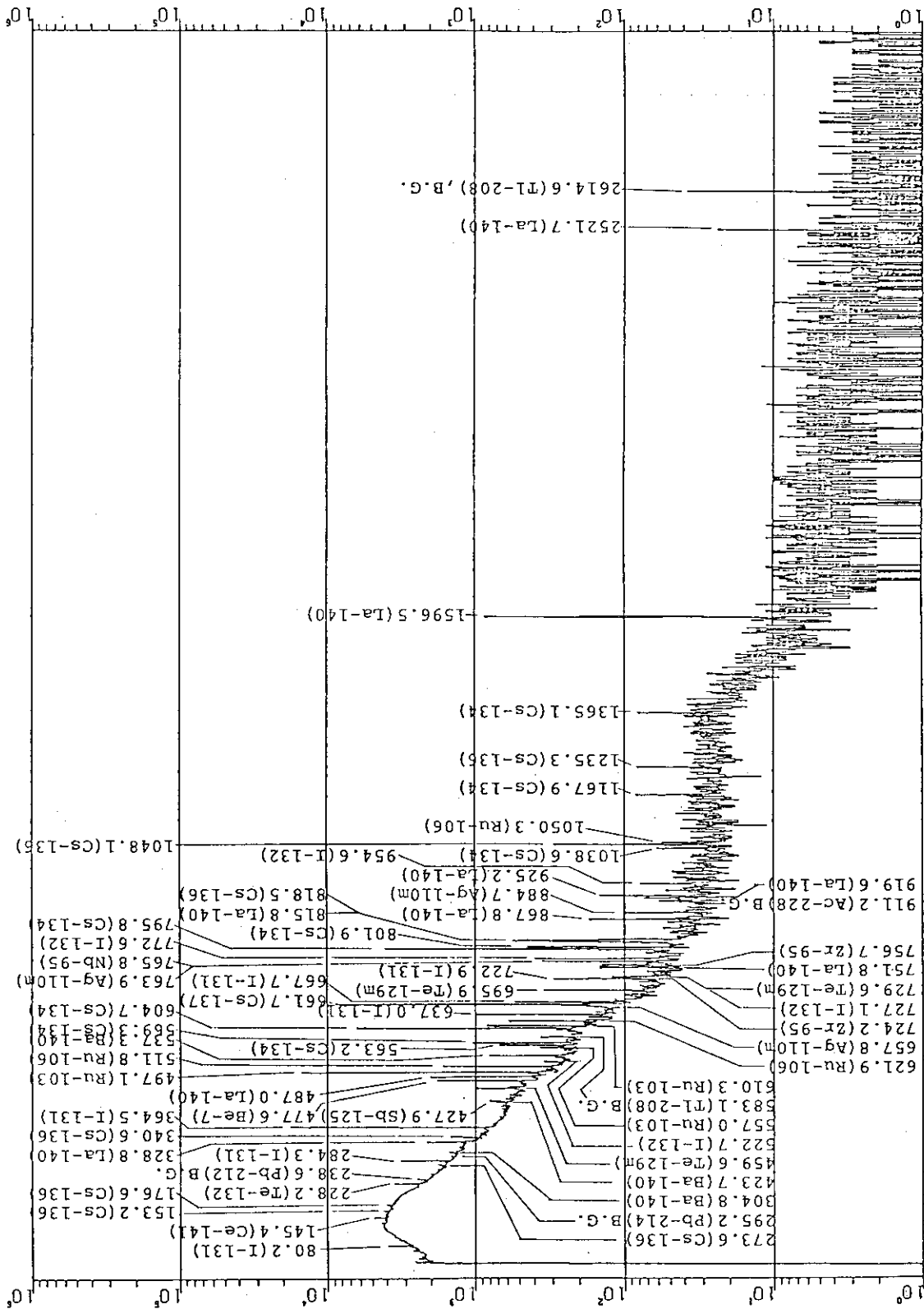
測定試料：給気系フィルタ，4月30日～5月23日採取，空気量 $1.36 \times 10^6 \text{ m}^3$

採取場所：原研東海研究所第4研究棟

検出核種	測定値 Bq	測定誤差 (%)	^{137}Cs に対する 放射能比	同位体間 放射能比
^{95}Zr	17.6	8.1	0.022	
^{95}Nb (as ^{95}Zr)	16.4	1.3	0.020	
^{103}Ru	1640	1.7	2.06	1.0
^{106}Ru	387	3.8	0.486	0.236
$^{110\text{m}}\text{Ag}$	11.2	5.0	0.014	
^{125}Sb	41	11	0.052	
^{132}Te	16200	3.1	20.4	1.0
$^{129\text{m}}\text{Te}$	1270	3.1	1.60	0.0784
^{131}I	1030	1.0	1.29 (41**)	
^{137}Cs	796	1.3	1.0	1.0
^{134}Cs	458	1.0	0.573	0.573
^{136}Cs	205	4.6	0.258	0.258
^{140}Ba	754	1.6	0.95	
^{140}La (as ^{140}Ba)	793	3.6	1.0	
^{141}Ce	57	9	0.072	

*) : 昭和61年4月26日における放射能，5測定の平均値

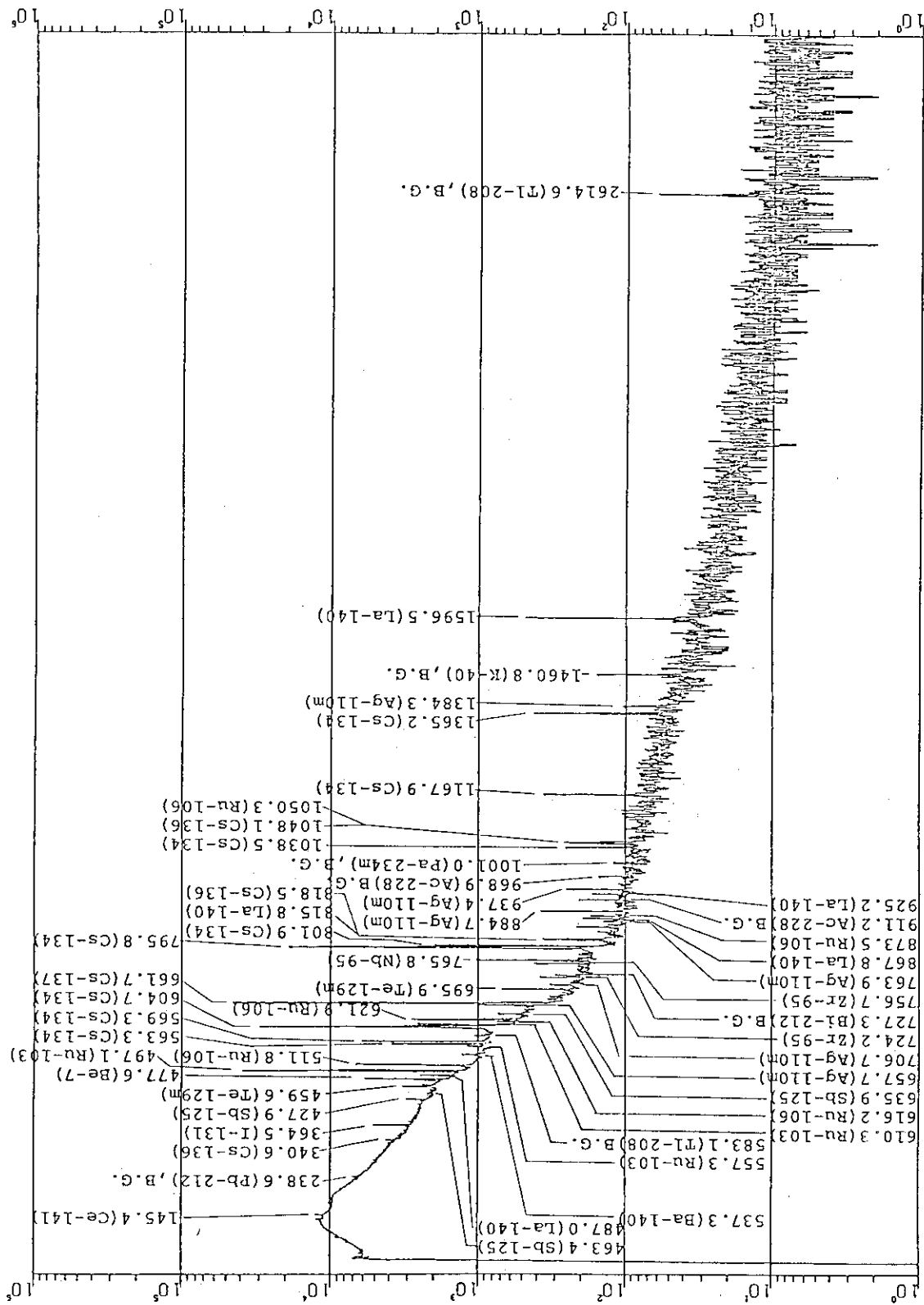
**) : ^{137}Cs に対する大気中全 ^{131}I の放射能比；同期間ろ紙及びTEDAチャコールフィルタで連日測定されたデータをもとに全 ^{131}I と ^{137}Cs の比を計算した。



第Ⅲ.3.4-1 図 チェルノブイリ源・大気中塵埃放射能(東海)のγ線スペクトル(1)

(4-30-86~5-23-86 採取 $1.36 \times 10^6 \text{ m}^3$), 5月23日測定,

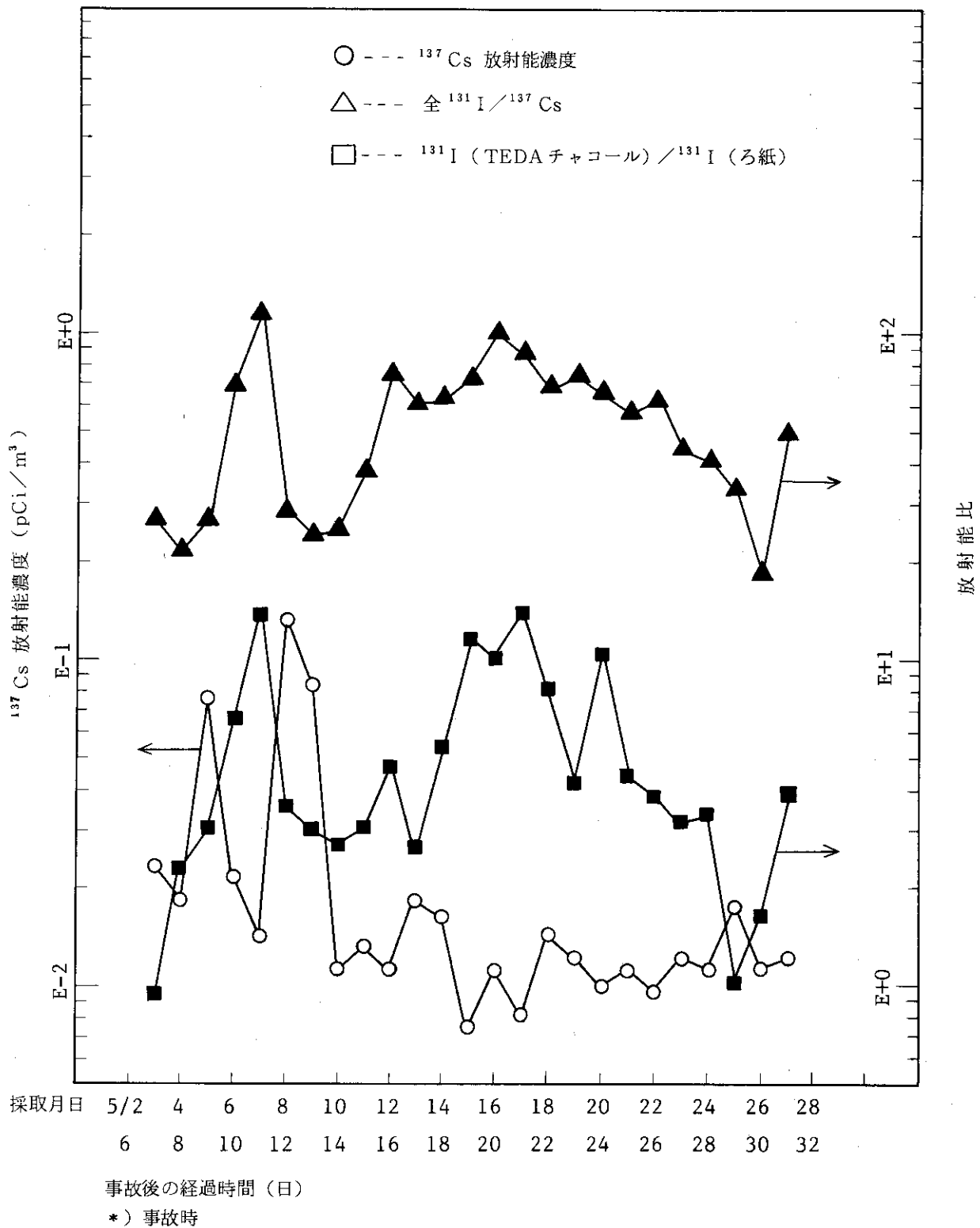
測定時間: 60 ksec 事故後 28 日



第Ⅲ.3.4-2図 チェルノブイリ源・大気中塵埃放射能（東海）のγ線スペクトル(2)

(4-30-86~5-23-86採取: $1.36 \times 10^6 \text{ m}^3$), 7月4日測定,

測定時間: 320 ksec 事故後 71 日



第Ⅲ.3.4-3図 チェリノブイリ源・大気中塵埃中（東海）の ^{137}Cs 濃度、全 $^{131}\text{I}/^{137}\text{Cs}$ 比及びヨウ素化学種の経時変動

3.5 推定炉内生成核種分布と大気塵埃中の核種分布の比較

今回の測定（Ⅲ.3.4 参照）で定量された核分裂生成物核種の分布を調べると、炉内生成の分布と大きく異なっている。そこで、ORIGEN 2 計算で推定された炉内インベントリー放射能（Ⅱ.3.1 参照）と実測放射能との比を求め、 ^{137}Cs の比を 1 と規格化して、これを各核種の想定される放出時化合物の融点に対してプロットすると（第Ⅲ.3.5-1 図）、明らかに飛来してきた核種の分布はその化合物の融点と関連しているようにみえる。

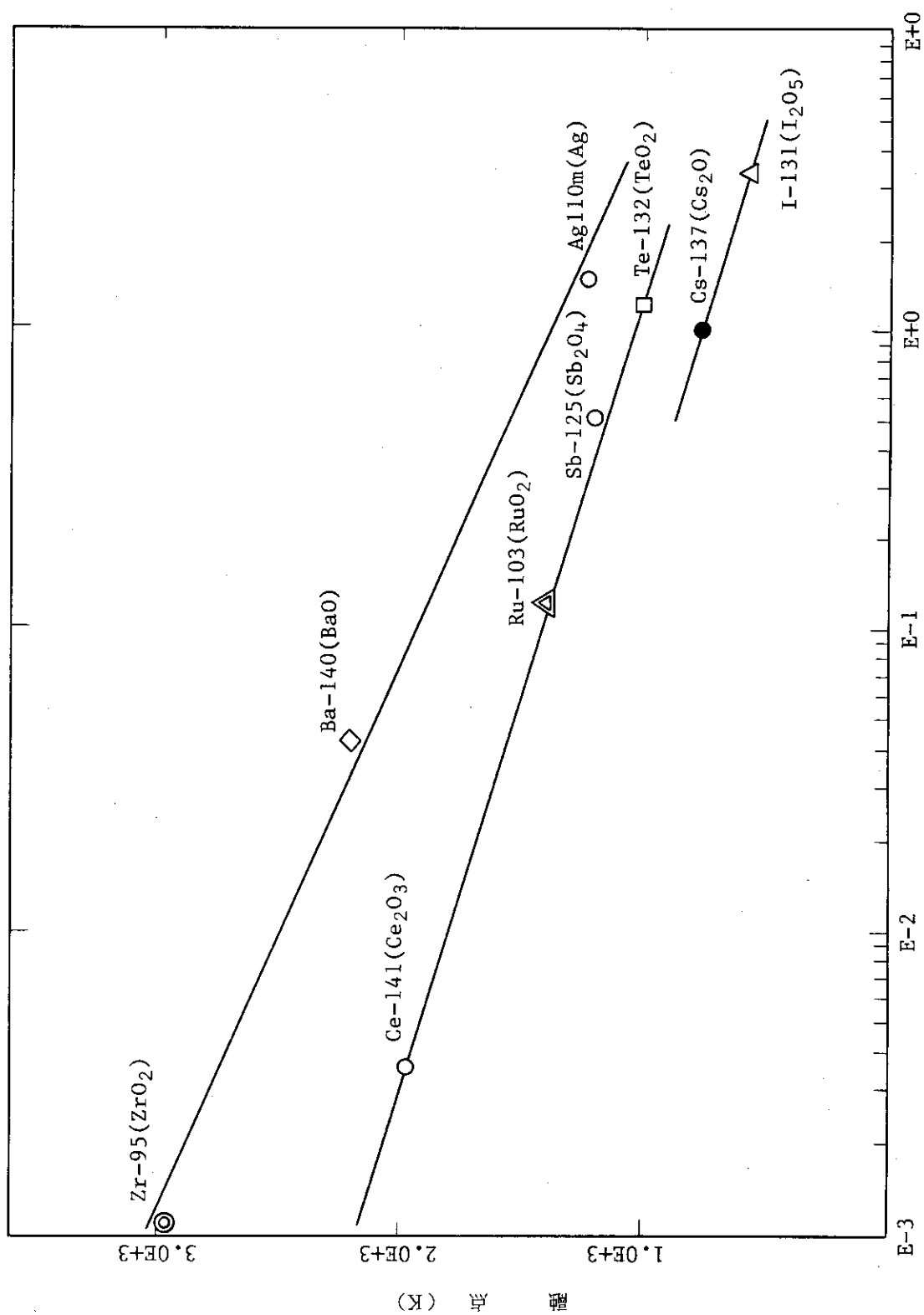
この関係をさらに詳しく調べるために、大量の結果を報告しているフィンランドのデータ¹⁾ について同様の解析を試みた。事故後 2.7 日目から数時間ごとにヘルシンキで測定されたデータを整理すると第Ⅲ.3.5-2 図のようになる。これからみると、大気中塵埃中の核種の分布は明らかに 2 種類のものがある。即ち、セシウムで代表される揮発性元素群とジルコニウム、ネプツニウムで代表される難揮発性元素群である。このうち、難揮発性元素群は 2.9 日後から増加し初め 3.5 日で最高になりその後徐々に低下して行く。この現象は、チェルノブイリ 4 号炉において、事故後しばらくして炉心温度の上昇があったか、または、難揮発性元素群と揮発性元素群には飛来のずれがあったことを示唆している。

ちなみに、フィンランドの大気中塵埃中核種データを ^{137}Cs との比で表わし、時間系列で整理すると第Ⅲ.3.5-3 図のようになる。難揮発性核種がほぼ同じパターンで増加し定常状態に落ち着く状況が如実に観測される。参考のために、 ^{137}Cs の飛来の時間変動を第Ⅲ.3.5-4 図に示す。いずれも放射能値は事故時（日本時間昭和 61 年 4 月 26 日午前 6 時 23 分）に規格化してある。

東海村で観測された大気中塵埃中核種比と融点との関係（第Ⅲ.3.5-1 図）はフィンランドデータ（ヘルシンキ）のそれ（第Ⅲ.3.5-2 図）の最も初期のパターンと類似している。ヘルシンキから 40 km 北のデータ（ヌルビヤルビ）²⁾ も全く同様の傾向を示している（第Ⅲ.3.5-5 図）。フィンランドのデータと比較すると東海村のヨウ素及びセシウムに関する値はかなり低めの線に乗っているが、これは、飛来過程におけるこれら元素の選択的減少（雨水による洗い流し効果等）が起ったことを示唆している。

参 考 文 献

- 1) Finnish Centre for Radiation and Nuclear Safety : "Interim Report on Fallout Situation in Finland from April 26 to May 4, 1986", STUK-B-VALO 44 (May, 1986).
- 2) Finnish Centre for Radiation and Nuclear Safety : "Second Interim Report on Fallout Situation in Finland from 5 to May 16, 1986", STUK-B-VALO 45 (May, 1986).

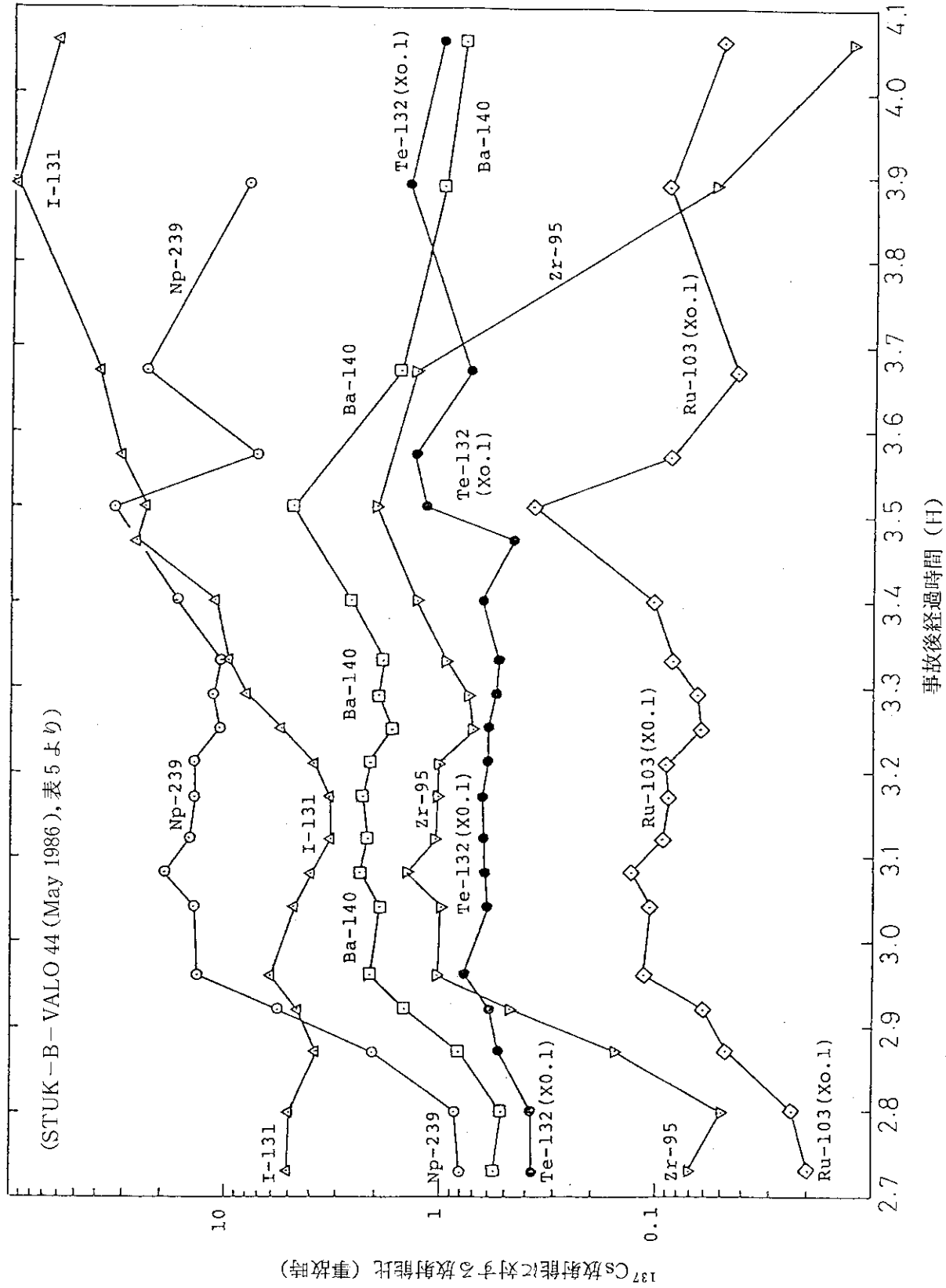


大気中塵埃中 (東海) 核種分布と炉内生成核種分布の比 ($^{137}\text{Cs} = 1$)

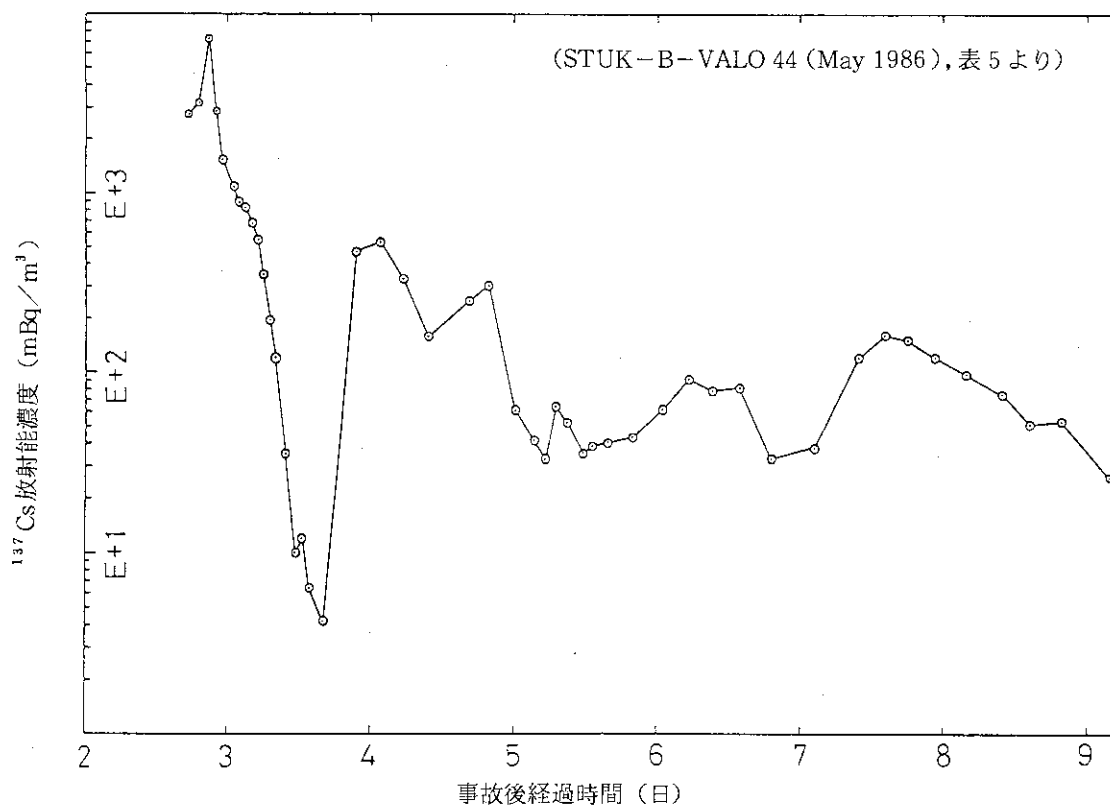
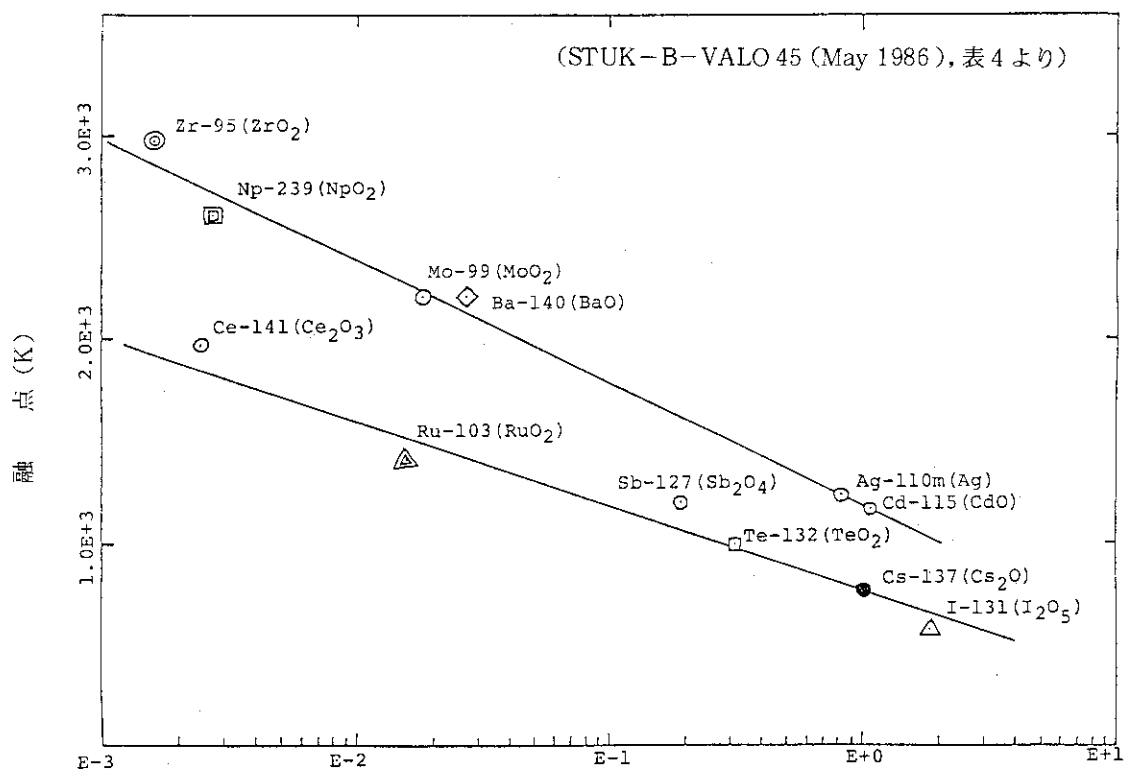
第Ⅲ. 3.5 - 1 図 大気中塵埃中 (東海) 核種分布と炉内生成核種分布の比と融点の関係



第Ⅲ.3.5-2 図 大気中塵埃中（ヘルシンキ）核種分布と炉内生成核種分布の比と融点の関係



第Ⅲ.3.5-3 図 大気中塵埃中 (ヘルシンキ) 核種分布の経時変動 ($^{137}\text{Cs} = 1$)

第Ⅲ.3.5-4図 ヘルシンキにおける飛来 ^{137}Cs の経時変動大気中塵埃中(ヌルミヤルビ)核種分布と炉内生成核種分布の比 ($^{137}\text{Cs} = 1$)

第Ⅲ.3.5-5図 ヌルミヤルビ(フィンランド)における大気中塵埃中核種分布と炉内生成核種分布の比と融点の関係(事故後2.73日)

4. OECD加盟国における放射性物質の降下量 及び被曝線量

チェルノブイリ原子力発電所4号機の事故によって放出された放射性物質は約1 Kmの高さに吹き上げられ、事故後1日半たった4月27日午後には、1000 Km以上離れたスカンジナビア方面に到達した。また、ヨーロッパ諸国ばかりでなく、約8000 Km離れた我国やさらに遠方のアメリカ、カナダにも僅ながら到達する結果となった。

OECD/NEAのCRPPH (Committee on Radiation Protection and Public Health : 放射線防護・公共保健委員会) においてはチェルノブイリ事故に係わる特別会合を1986年9月と1987年3月にパリで開催された。その最終報告書¹⁾が現在印刷のはこびとなった。そこで、この資料をもとにOECD/NEA加盟国、特に西ヨーロッパにおける汚染状況および各々の国民の被曝線量についてまとめた結果を示す。

4.1 放射性物質の降下量

上述の資料をもとに、汚染の代表的核種であるとともに測定データも多い ^{131}I と $^{134}\text{Cs}+^{137}\text{Cs}$ についてそれぞれの国の降下量を第Ⅲ.4.1-1表に示す。

表から判るように汚染はオーストリアが最も高く、次いでノルウェー、フィンランド方面であった。西ヨーロッパ諸国における汚染状況を示すものとして、 ^{131}I 降下量を第Ⅲ.4.1-1図(図は TBq/Km^2 単位で表わしてある)に示す。この図は各国の降下量をその国の面積で除した国全体の平均値で図示してある。

Cs/Iの比は国によってかなり異なっている。ほとんどの値は0.1~0.4の範囲にあるが、デンマーク、英国の場合は1:1と他の国々の結果ときわだって異なっている。放出された放射性物質の移動にともなう組成、化学形の変動は関心の的である。これらの差異はチェルノブイリから放出された放射性ヨウ素、セシウムの移動中の挙動の差もあろうが、試料採取法、測定法等の違いによることが主要な要因と考えられ、試料採取、測定の両面にわたる今後の検討が必要となろう。

4.2 西ヨーロッパ諸国における被曝線量

今回のチェルノブイリ事故による被曝線量に関しては、前節で述べた汚染状況も同じであるが、世界的に同一のレベルでのデータはまだ入手できない。具体的に述べると国全体としての汚染、被曝線量で利用できる報告はほとんどOECD/NEA会合に提出されたものに限られている。このため、汚染の状況と同じく西ヨーロッパ諸国の被曝状況はこれらのデータを用いてまとめることにした。

第Ⅲ.4.2-1表に、OECD/NEA加盟国の集団被曝線量等を、そして、第Ⅲ.4.2-2表に甲状腺の被曝線量を示す。これらの表に示した被曝線量値は、事故後の1年間(1987年3月まで)の

外部被曝と、この1年間の汚染食品の摂取による内部被曝の合計値である。報告された値は、第Ⅲ.4.2-1表に示すごとく、決定グループの決め方が国によって異なっているなど被曝評価に用いた被曝評価モデル、評価に必要な各種パラメータのとり方など、国によって差異があるものと考えられる。参考のために、比較的長期間にわたる外部被曝の主要な被曝源である放射性セシウム降下量とその平均の被曝線量及び放射性ヨウ素降下量と甲状腺実効線量当量との関係を第Ⅲ.4.2-1～2図に示す。一般的に予想されるように降下量と線量との間にはかなり良い一致が見られる。しかし、これら各国のデータには、今後再検討を必要とするものもいくつかあると思われる。例えば、トルコ、英国などデータの一部は他の国のデータとはかなりの差異がある。この理由については、前節に述べた測定上の差異あるいは用いた評価モデル、パラメータによる差異によるものか今のところ不明である。

各国において取られた事故対応策による被曝の低減については全体としては集団線量については特に著しい低減は見られていないがオーストリア、西独、ノルウェーで30～50%の効果があつたと報告している。この被曝低減策は、国内一部の高い汚染地域について実施されたことが多く、また、主要な対策は食品摂取（流通）制限であるため、最大の被曝を受けた個人の線量については対策を実施したことによる効果がオーストリアで64（成人）～80（乳児）%あつたと報告している。

今回のチェルノブイリ事故によるヨーロッパ地域のOECD/NEA加盟国における被曝線量への寄与は自然放射線による1年間の被曝線量と比較して集団線量で10分の1程度であつた。

参 考 文 献

- 1) OECD/NEA CRPPH, "The Radiological Impact on the Chernobyl Accident in OECD Countries", in Press, 1987.

第Ⅲ. 4.1 - 1 表 OECD/NEA加盟国における放射性物質の降下量

Country ^a	Approximate Distance from Chernobyl (km)	Average Deposition (KBq/m ²)		C _s /I
		Total Caesium ^b	Iodine-131	
Austria	1000-1500	23	120	0.19
Norway	1500-2500	11	77	0.14
Finland	1000-2000	9.0	51	0.18
Sweden	1000-2000	8.2	44	0.19
Switzerland	1500-2000	8.0	37	0.22
Italy	1500-2500	6.5	32	0.20
F R G	1000-1500	6.0	16	0.38
Greece	1000-2000	5.3	23	0.23
Ireland	2500-3000	5.0	7.0 ^d	0.71
Luxembourg	1500	4.3	19	0.23
Netherlands	1500-2000	2.7	21	0.13
France	1500-2500	1.9	7.0	0.27
Denmark	1000-1500	1.7	1.7	1
Belgium	2000	1.3	3.9	0.33
UK	2000-2500	1.0	1.0	1
Japan	9000	0.13	1.2	0.11
Turkey	1000-2000	0.08	0.88	0.91
USA	8000-12000	0.05	0.19	0.26
Canada	6000-13000	0.04	0.10	0.4
Spain	2500-3500	0.004	0.01	0.4
Portugal	3000-3500	0.003	0.005	0.6
Iceland	3000-3500	small	small	-
Australia	16000	N.D. ^c	N.D. ^c	-

Notes

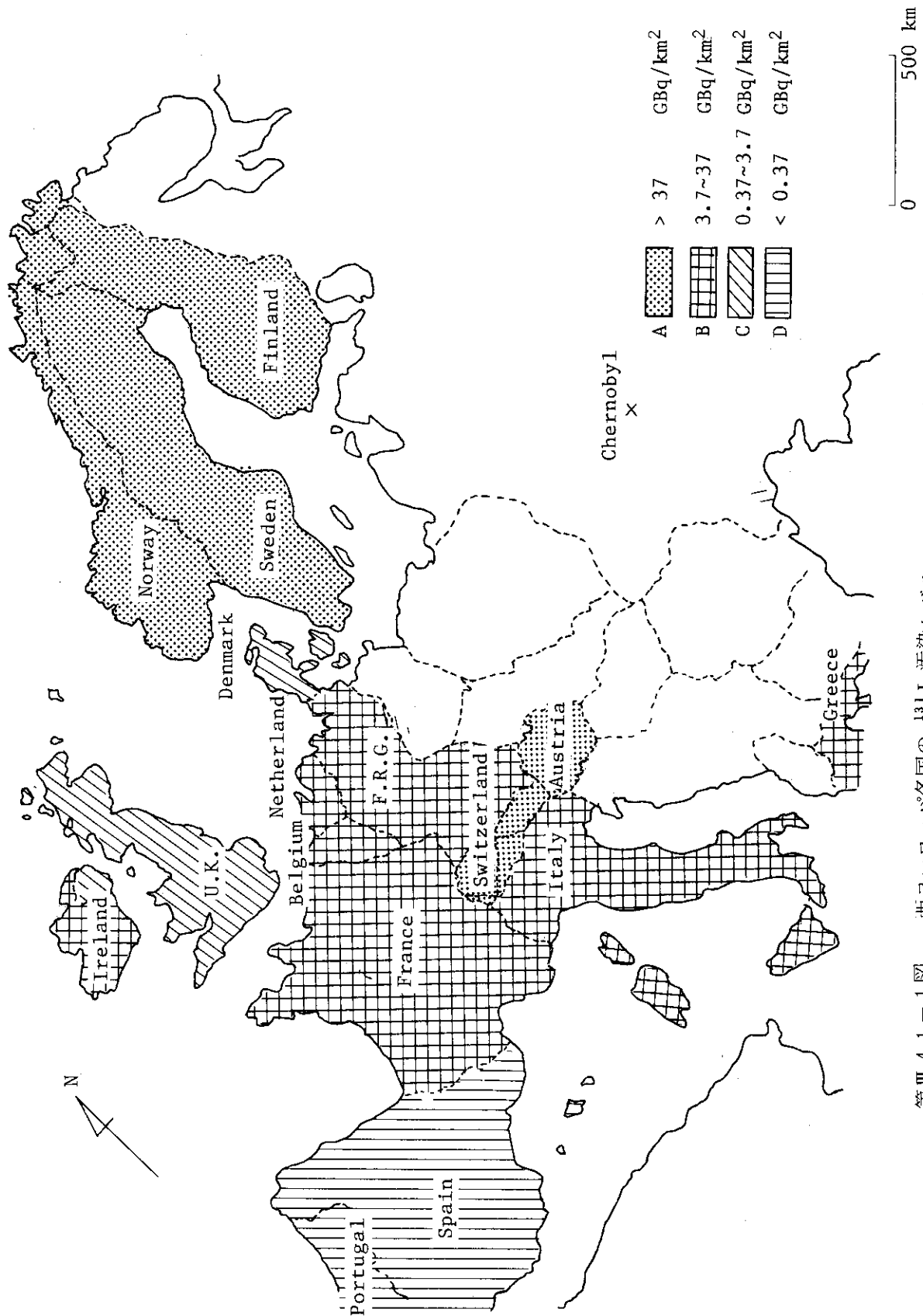
- a. Countries are listed in order of decreasing average deposition of total caesium.
b. Caesium-137 + caesium-134
c. N.D. = Not Detected
d. Based on a limited number of samples

第Ⅲ.4.2 - 1 表 OECD/NEA加盟国における集団被曝線量等

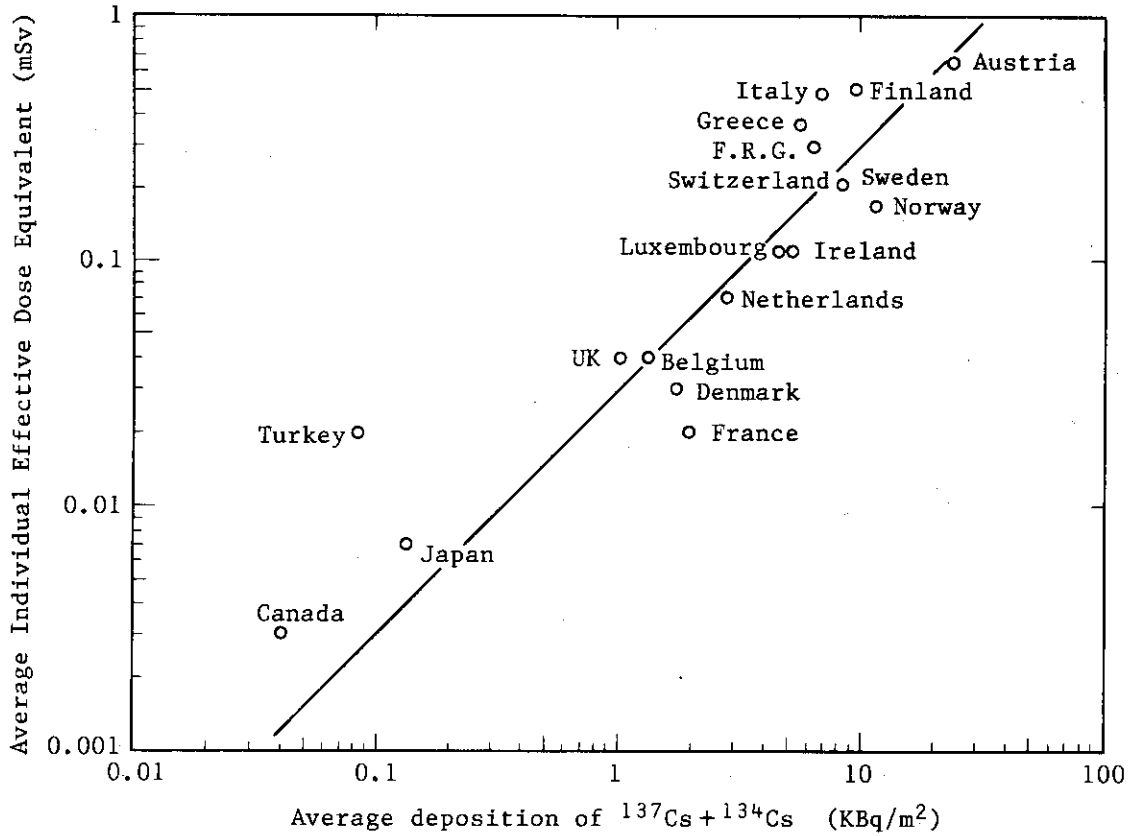
Country	Population ($\times 10^6$)	Collective Effective Dose Equivalent (man Sv)	Average Individual Effective Dose Equivalent (mSv)	Critical Group Effective Dose Equivalent (Adult, mSv)	Assumed Critical Group
Austria	7.5	4900	0.65	1.2	Identified Group of 200000
Norway	4	700	0.17	2.1	Not Known
Finland	5	2500	0.50	0.95	Identified Group of 670000
Sweden	8	1700	0.21	2.5	" " 2000-4000
Switzerland	6.5	1400	0.21	2.0	" " 10000
Italy	57	28000	0.49	2.6	Hypothetical Group
F R G	61	18000	0.30	0.8	Identified Group of 200000
Greece	10	3700	0.37	0.36	Not Known
Ireland	3.5	370	0.11	0.32	Hypothetical Group
Luxembourg	0.4	45	0.11	0.12	Whole Population
Netherlands	14	950	0.07	0.06	" "
France	55	1300	0.02	0.05	"East France"
Denmark	5	140	0.03	0.02	Whole Population
Belgium	10	400	0.04	0.12	Hypothetical Group
UK	57	2100	0.04	1.0	" "
Japan	120	780	0.007	0.02	" "
Turkey	52	830	0.02	0.08	Identified Group of 40000
USA	237	not assessed	not assessed	0.005	Residents in Washington State
Canada	25	63	0.003	0.007	" " Vancouver
Spain	38	not assessed	not assessed	0.03	Hypothetical Group
Portugal	9.3	58	0.006	0.01	" "
Iceland	0.24	Small	0.001	not assessed	-----
Australia	16	---	---	---	---

第Ⅲ.4.2 - 2表 OECD/NEA加盟国における甲状腺の被曝線量

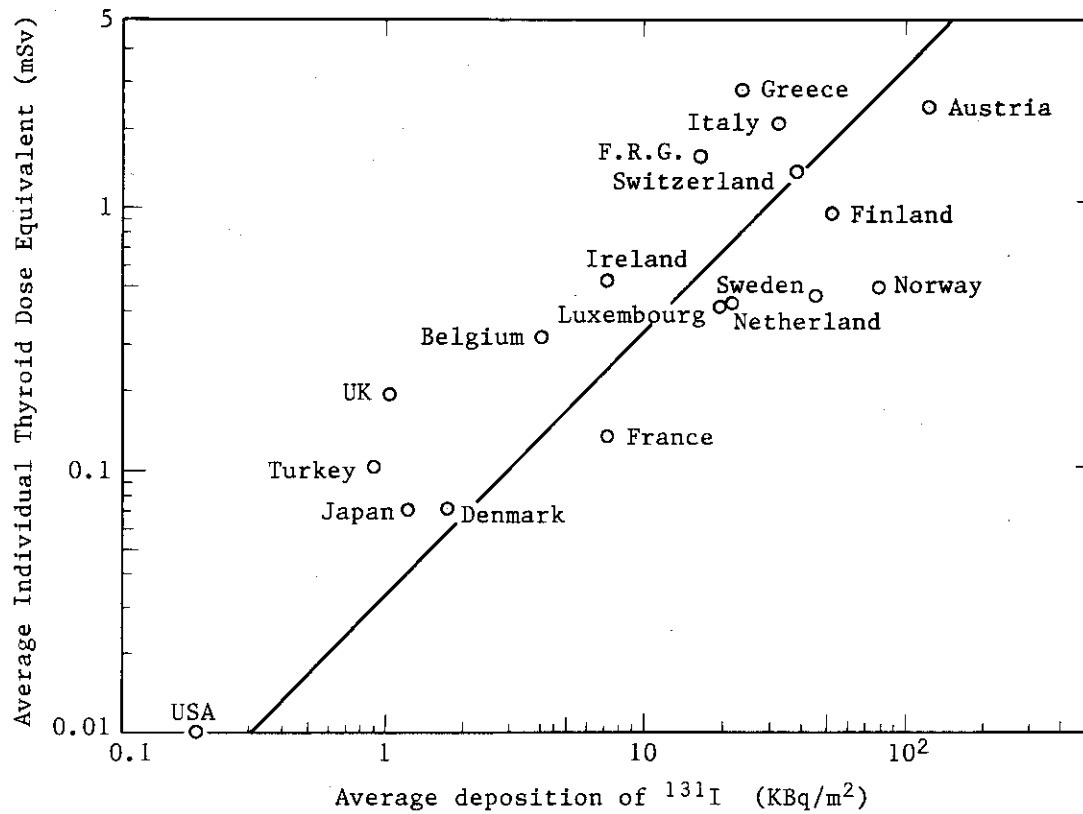
Country	Population ($\times 10^6$)	Collective Thyroid Dose Equivalent (man Sv)	Average Individual Thyroid Dose Equivalent (mSv)
Australia	16	—	—
Austria	7.5	17000	2.3
Belgium	10	3100	0.31
Canada	25	95	0.004
Denmark	5	330	0.07
Finland	5	4500	0.9
France	55	7400	0.13
F R G	61	91000	1.5
Greece	10	27000	2.7
Iceland	0.24	small	small
Ireland	3.5	1800	0.51
Italy	57	120000	2.0
Japan	120	8200	0.07
Luxembourg	0.4	160	0.4
Netherlands	14	5800	0.41
Norway	4	1900	0.47
Portugal	9.3	150	0.02
Spain	38	not assessed	not assessed
Sweden	8	3500	0.44
Switzerland	6.5	8500	1.3
Turkey	52	5300	0.1
UK	57	11000	0.19
USA	237	3000	0.01
GRAND TOTAL	—	~320000	—



第Ⅲ.4.1-1図 西ヨーロッパ各国の¹³¹I汚染レベル



第Ⅲ.4.2-1図 全セシウムの平均降下量と平均個人実効線量当量との関係



第Ⅲ.4.2-2図 ^{131}I の平均降下量と甲状腺における平均個人線量当量との関係

5. OECD加盟国等においてとられた対応とその教訓

今回の事故においては事故発生後の発表が遅れ、ソ連側の最初の発表；すなわちチェルノブイリにおいて原子炉災害が発生したことの報道は、スカンジナビア地域で汚染が検出された後の4月28日夕刻（現地時間；日本時間では4月29日午前2時頃）であった。しかし、事故の具体的内容の発表は更に後のことであり、各国とも西側諸国の汚染データにもとずいて判断を行い、必要な対応策を講ずることになった。

事故5日目の4月30日、IAEA、WHOの合同専門家会合がストックホルムで行われ、状況の検討が行われた。この時点では、いまだ事故内容は不明で、西側諸国の汚染状況にもとずく判断が行われたが、西ヨーロッパにおいては、一般論として、特別な対応は必要とは考えられないこと、ただし、局地的には食品制限等の措置が必要となるかも知れないことの判断がなされた。この専門家会合の判断は大筋において結果的に妥当であったと考えられる。しかしながら、西、南ヨーロッパに汚染が拡大した5月になってから、これら地域の汚染レベルがかなり高くなり、事故の進展状況が不明であったこともあって、各国においていろいろな対応策が実施された。

各国でとられた対応策はWHOによってまとめられた¹⁾²⁾。また、OECD/NEAにおいても、加盟各国における汚染レベル、被曝線量、対応策及び対応策を実施するレベル（誘導介入レベル）などの調査を1986年7月に行い、9月と1987年3月に会合を待って検討整理が行われた。その最終報告書³⁾が印刷のはこびとなったことから、それにもとずいて、本報告書においては対応の概要のまとめるとともに誘導介入レベルについても簡単に述べることにする。

このような事故の対応としては、実施された対応策のほか、実施期間も重要な事項である。WHOのまとめた文献¹⁾²⁾には対応実施開始日が記述されているが、あまり詳しいものではなくまた1986年7月のOECD/NEAの調査においては、対応策の実施期間については十分な情報が得られていないように見受けられるため、この各国についての対応策実施期間については現時点では詳細な報告が入手されておらず、今後の調査事項としたい。

今回実施された事故対応策の内容ならびに対応実施の判断とされた汚染レベル（誘導介入レベル）については、現在各国において検討が行われていると考えられる。今回は各国のこのレベルにかなり大きな差異があり、西ヨーロッパ地域においてはかなりの混乱が生じたことが報告されている。本報告書では、この問題についてその概要をふれるのみであるが、この問題は、今回の事故の大きい教訓であって、IAEA、OECD/NEAなどの国際的機関で今後本格的に検討が進められることになろう。

5.1 各国の対応

各国において実施された対策は、注意、警告、勧告、禁止など対応措置の厳しさ、ならびに措置事項ともさまざまである。例えば、WHOの資料¹⁾²⁾によると、オーストリアにおいては、汚染土壌の吸入による被曝を避けるために、砂遊び、ボールゲームなどほこりを立てる遊びやス

ポーツを行わないこと、ペット動物の柔毛に付着しているかも知れない放射性降下物粒子の吸入防止のためにペットを抱かないこと、手を頻繁に洗うこと、新しい葉菜類を食べないこと、他の野菜は十分に洗うこと、出来るならば皮をむいてから食用に供することなど、かなり細かい事項について5月5日に勧告している。また5月6日には、野外栽培のすべての緑色野菜を没収する措置をとっている。

対応策についてのOECD/NEAの調査結果にもとづいて、各国で実施された対策の概略を第Ⅲ.5.1-1表にまとめた。第Ⅲ.5.1-1表に示された各事項について記述のないものは、対応が不要と判断されて措置が実施されなかったものか、あるいは実際には措置が実施されたが実施したことの報告が行われなかったためか、十分に明らかではない。対応策の中では、放射性ヨウ素による甲状腺被曝の低減のための安定ヨウ素剤の投与についての措置が注目される。チェルノブイリ周辺地域の住民に対しては、実測あるいは予測された被曝レベルが高かったために、当然の措置として安定ヨウ素剤の投与が行われたが、第Ⅲ.5.1-1表に示したように、NEA加盟諸国ではヨウ素剤の投与措置を取った国はなく（フィンランドにおいてのみ、チェルノブイリ地域への旅行者について勧告された）、逆に飲用しないことの勧告がいくつかの国において行われた。

第Ⅲ.5.1-1表は、前述のようにNEA加盟国を中心にまとめたものであるが、WHO資料¹⁾²⁾をもとに、ブルガリア、チェコスロバキア、東ドイツ、ハンガリー、ポーランド、ルーマニア、ユーゴスラビアなどの東ヨーロッパ諸国における対応策を簡単に述べる。新鮮なミルク（牛乳、羊乳）および葉菜類の飲食を出来るだけ少なくすること、あるいは禁止の措置は上記各国のほとんどの国において実施された。乳児、小児および妊婦について、屋外に出ることを出来るだけ控えることの勧告（ポーランド、ユーゴスラビア）も出されているが、このWHO資料によると一般にこれら各国で実施された対策の項目は少ない。特に、東ドイツでは5月2日時点でのことであるが東ドイツにおける汚染レベルから判断して特別な対応策を実施する必要はないとしている。WHO資料は6月12日までに各国から報告のあった対策をまとめたものであり、東ヨーロッパ諸国における対応措置が少ないことは、報告が行われなかったことによるものか、必要なしとして実施されなかったものかについては前述のように不明であり、今後の情報の入手を待って、再整理する予定である。

5.2 各国の誘導介入レベル（防護対策実施レベル）

OECD/NEAでまとめられた各国における ^{131}I および ^{137}Cs に対する誘導介入レベルをそれぞれ第Ⅲ.5.2-1表、第Ⅲ.5.2-2表に示す。

これらの数値は、OECD/NEAの要請によって現在各国において確認作業が行われているものであるが、値にはかなり大きい差異がみられる、これらの差異については、基準となる介入レベル自体の差異、誘導介入レベルの算出におけるパラメータの差の両者が関与していると考えられる。これらについては今後の詳細な情報の入手がまたれる。

5.3 緊急時防護に関する教訓と課題

今回の事故は、ヨーロッパ地域のみでなく、アジア、北米地域についても汚染をもたらす結果となった。このような広域汚染のために、従来現実的な問題として指摘されていなかった多くの事項についても直面することになり、問題がクローズアップされた。また可能な限り多くの教訓を引き出す努力が各国および国際的機関において行われている。

第一の問題は、事故通報である。今回は事故発生元（国）からの通報は事故当初は行われず、北欧において汚染が発見され、汚染核種、汚染レベル、気象条件などから事故地点や事故発生時刻等が推定できるようになった時点ではじめて原子炉災害が発生したことが発表された。しかし、事故内容、環境汚染に関するデータは、その後かなり長い期間にわたって発表がなかった。このような通報の遅れや内容が不十分なことは、対応措置の決定、実施に大きい影響を及ぼすため、早期通報の問題、特に国際間の十分かつ迅速な通報についての制度確立の問題がある。

この点に関しては、IAEAは1986年9月の特別総会で「原子力事故の早期通報に関する条約」等を採択し、10月末から発行され、我国においても本年6月に締結している。

第二は、モニタリングや線量評価の結果の情報内容である。特に今回は、多くの国にわたって広い地域において多数のモニタリング、評価が行われた。これらの報告はその後の事故対応措置の決定実施に直ちに活用されるものであり、報告の内容の不備の問題が大きくクローズアップされた。たとえば、空気中濃度の報告においては測定法の記述の不備や欠落、ミルクについての報告では試料ミルクが原乳であるか市販乳であるかの区別が明示されていないことなどで、汚染状況の把握を難しくした。検出限界、線量評価値に用いたモデル・パラメータの記述はほとんどなかったといわれている。

今回のような大規模な汚染においては、報告に急を要したり、電話・テレックス等で行われることも多いために、報告内容を簡略化せざるを得ない事情にあったことは否めないが、結果としては正体のあまりはっきりしない数値が通報されることにもなった。基本的には、このような事態における測定法ならびに報告内容が十分に標準化されていないためであり、緊急時測定法、報告内容の整備が急がれるものである。

第三に、実施された対応措置の種類、および誘導介入レベルが、第Ⅲ.5.1-1表、第Ⅲ.5.2-1, 2表に示されるように大きい差がみられたことである。緊急時の対策、介入レベルについては、比較的最近のことではあるが、IAEA, ICRP, WHOなどの機関で下記の指針・解説が刊行されている。

IAEA : Planning for Off-site Response to Radiation Accidents in Nuclear Facilities, Safety Series No.55 (1981)

IAEA : Principles for Establishing Intervention Levels for the Protection of the Public in the Event of a Nuclear Accident or Radiological Emergency, Safety Series No. 72 (1985)

IAEA : Derived Intervention Levels for Application in Controlling Radiation Doses to the Public in the Event of a Nuclear Accident on Radiological Emergency, Safety Series No.81 (1986)

- CEC : Recommendation on Radiological Protection Criteria for Controlling Doses to the Public in the Event of Accidental Release of Radiological Materials (1982)
- ICRP : Protection of the Public in the Event of Major Radiation Accidents - Principles and Planning, ICRP publ.40 (1984)
- WHO : Nuclear Power Accidental Releases - Principles of Public Health Actions (1984)

これらの内容は、基本的にはほぼ同一であり、緊急時対応措置の実施の必要の有無についての判断は国際的な統一がはかられつつある。しかし、今回は前述したように実施された措置の内容、実施レベルに大きい差異がみられた。

この対応措置の実施の有無、レベルの差異は、ヨーロッパ諸国においては社会的に大きい問題を生じた。措置を実施した国においては、不必要な措置を実施したのではないかという不満（食品出荷停止にともなう損害は甚大なものであろう）、また実施しなかった国においては措置を行わなかったことに対する不安などで、自国と他国との比較も加わって問題がより大きいものとなった。

これらのことから、今後の問題点としては

- 各国で実施された対応策とその論理的根拠の評価
- 各国における介入レベル、誘導介入レベルならびに関連するモデル、パラメータの詳細な評価
- 対応レベル設定に要するパラメータについて、一般的、地域的、国家のおよび国外の各区分ごとの検討ならびに誘導介入レベル設定、線量評価におけるモデル、方法の統一化に関する検討
- 介入レベル設定における防護基準ならびに根拠の統一化に関する検討
- いろいろな規模の事故、各種状況に適用できる柔軟性のある基準の設定
- 長寿命核種の環境汚染影響の研究
- モニタリング方法、報告内容の規格化に関する検討
- 国家間の通報、連絡体制の整備
- 国民への通報に関する検討、とくに対応措置の効果などについて

などの事項があげられている。

今回の事故においては、IAEA, WHO, OECD/NEAなどの国際機関は、事故情報の入手、各国における対応措置等の把握を行うと共に、必要な情報、指導等を積極的に行い大きい成果を上げた。しかし、上述のように、より迅速な、必要かつ効果的な防護対応策の確立のため、国際的機関においても、各国においても今後、検討が続行される。この検討においては、実施された対応措置と公衆のリスク低減の関係の具体的な解析も重要項目の一つとして取り上げられることになる。

参考文献

- 1) WHO Regional Office for Europe ; Updated Background Information on the Nuclear Reactor Accident in Chernobyl, USSR - Information received on public health measures as of 8 June 1986.
- 2) ibid ; - Information received on public health measures as of 12 June, 1986.
- 3) OECD/NEA CRPPH ; "The Radiological Impact of the Chernobyl Accident in OECD Countries", in Press, (1987).
- 4) ISOTOPE NEWS, 22, 2月号 (1987), 日本アイソトープ協会.

第Ⅲ.5.1-1表 OECD/NEA加盟国においてとられた対応（その1）

国 名 対 策		オーストラリア	オーストリア	ベルギー	カナダ	デンマーク	フィンランド	フランス	西ドイツ	ギリシャ	アイスランド	アイルランド	イタリア	日本	ルクセンブルグ	オランダ	ノルウェー	ポルトガル	スペイン	スウェーデン	スイス	トルコ	イギリス	アメリカ
	モニタリングの強化	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	公衆への周知方法の確立	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
公衆の屋外活動	屋外活動の規制		A		X		A		(1)												X	A		
	汚染区域からの人・車輛のモニタリング	*				*	*	*	*	*		*			*	*		*	*	*		*	*	*
	汚染区域への旅行規制		A				A		A		A				A	A	A		A	A			A	A
	国境での輸送車両の洗浄		A			A	A		A							A								
水	雨水の飲用、家庭での使用の規制		A		A		A		A	A	X		A		A	A	A			A	A	A	A	A
	牛に対する雨水の使用の規制		A				A															A		
	雨水の濾過後飲用													A										
	サウナでの雨水使用規制						A																	

A：注意・勧告等

R：制 限

P：禁 止

X：特定の措置が必要でないとする明確な勧告

*：実施された対策

注

(1) いくつかの州で勧告：公式の国の勧告ではない。

第Ⅲ.5.1-1表 OECD/NEA加盟国においてとられた対応（その2）

国 名 対 策		オーストラリア	オーストリア	ベルギー	カナダ	デンマーク	フィンランド	フランス	西ドイツ	ギリシャ	アイスランド	アイルランド	イタリア	日本	ルクセンブルグ	オランダ	ノルウェー	ポルトガル	スペイン	スウェーデン	スイス	トルコ	イギリス	アメリカ
牛乳・乳製品	乳牛の屋外放牧規制		P	A		P	A		A	A			P		P	P				A		P/A (2)		
	牛乳・乳製品の消費流通規制		R/A (8)				R		R	R			R			R/A (8)	R			R	A	R		
	羊・山羊乳の消費流通規制		R/A (10)							A			R			R	A				A	A		
	羊・山羊乳チーズの消費流通規制		P							P			P			P	R			R	A	P/A (3)		
	牛乳、乳製品の輸入規制	(4)	R	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)		R (5)	R (5)	R	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)
野菜・果実・穀物	生葉菜の消費規制		A						R (1)	A			A			R				A	A	A		
	消費前の野菜の洗浄		A	A		A			A	A		A	A	A	A	A				A	A	A		
	野生植物、きのこの消費規制		A				A		A							A				A				
	葉菜の国内流通規制		P					P (6)	R (1)				P		P	P	P			R				
	野菜、果実、穀物の輸入規制	(4)	R	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)		R (5)	R (5)	R (7)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R (5)	R	R (5)	R (5)	R
	早期野菜の遅い植え付け						A																	
	特殊農作物の収穫法の改善																			A				

A：注意・勧告等

R：制 限

P：禁 止

X：特定の措置が必要でないとする明確な勧告

＊：実施された対策

注

(2) 禁止措置は漸次解除；ついで勧告措置に；追跡調査地域に限定

(3) 消費の制限（1週間）；山羊乳で作られたチーズの流通に対する勧告（8週間）

(4) 輸入品の検査；特定の制限は課せられなかった。

(5) 東欧諸国からの輸入に対する一時的禁止を含む。

(6) 一地域(Haut Rhin)におけるホウレン草に対する一時的対策のみ

(7) 制限は野菜のみ

(8) 乳牛から直接得られた新鮮乳の飲用をしないという注意を含む

(9) チェルノブイリから50 km以内に旅行している自国民を除く。

(10) 羊、山羊乳の流通の制限・消費の勧告

第Ⅲ.5.1-1表 OECD/NEA加盟国においてとられた対応(その3)

国名 対策		オーストラリア	オーストリア	ベルギー	カナダ	デンマーク	フィンランド	フランス	西ドイツ	ギリシャ	アイスランド	アイルランド	イタリア	日本	ルクセンブルグ	オランダ	ノルウェー	ポルトガル	スペイン	スウェーデン	スイス	トルコ	イギリス	アメリカ
肉・魚	動物甲状腺の国内の流通規制									P			P		P	P								
	羊肉の国内の流通規制		R							R						R	R			R	R		R	
	牛・馬肉の国内の流通規制		R														R							
	トナカイ肉の国内の流通規制						A										R			R				
	狩猟肉の国内の流通規制						A									A				R				
	淡水魚の消費規制						A									A	P			A	R(11)			
	狩猟の規制											A				A			A	A				
その他	肉類の輸入規制	(4)	R	R(5)	R	R(5)	R	R(5)	R(5)	R(5)		R(5)	R(5)	R	R(5)	R(5)	R	R(5)	R(5)	R(5)	R	R(5)	R(5)	R
	農業被害に対する政府の備蓄(12)		*				*		*	*						*	*		*		*	*	*	
	空調・換気フィルタの交換に関する規制		A	A			A		A	A			A		A	A				A	A			
	土壌改良のための下水スラッジ使用の規制		P				R								R					R	R			
	ヨウ素剤の使用		X		X		X(9)	X	X	X					X	X			X	X	X	X		X

A：注意・勧告等

R：制限

P：禁止

X：特定の措置が必要でないとする明確な勧告

*：実施された対策

注

(11) ルガノ湖のみ

(12) 補償金の支給あるいは非汚染飼料の供給

第Ⅲ.5.2-1表 ^{131}I についての誘導介入レベル

単位: Bq/ℓ 又は Bq/kg

国名	飲料水	ミルク, 乳製品	野菜	肉類	その他
フィンランド	2000	2000			
スウェーデン		2000	300, 5000 ^a	300	300 ^b
ノルウェー		1000	1000		
西独		500	250		
デンマーク					
オランダ		500			
ルクセンブルグ		500	250		
ベルギー	14	125	250		
フランス			2000	8000	
英国	11000 ^c	2000 ^d	110000 ^e		160000 ^{e,f}
アイルランド					
スペイン					
ポルトガル		125 ^g	90 ^h		90 ^{h,i}
オーストリア		370	185		
スイス		3700			
イタリア		560 ^j	560 ^j	560 ^j	
ギリシャ			250		
トルコ					
日本	110	220	7400		
米国	1.5 ^k	560 ^ℓ			1850 ^m
カナダ	10	10.40 ⁿ	70	70	70 ⁱ
C E C		125 ^g	90 ^h		90 ^{h,i}

備考

- a: 輸入の際の値
- b: 狩猟の獲物を市場に出す場合の値
- c: 2日間にわたる飲用の場合の値〔7日間にわたる場合は3700 Bq/ℓ〕
- d: 下限誘導緊急時参考レベル(Lower DERL)〔一時的なピーク濃度に対する値は11000 Bq/ℓ〕
- e: 一時的なピーク濃度に対する誘導緊急時参考レベル(DERL)
- f: 果物に対する下限誘導緊急時参考レベル
- g: CECにより勧告された値500 Bq/ℓ(kg)は、5月6日の勧告で250 Bq/ℓ(kg)とされ、更に5月16日にこの値に変更された。
- h: CECにより勧告された値350 Bq/ℓ(kg)は、5月6日の勧告で175 Bq/ℓ(kg)とされ、更に5月16日にこの値に変更された。
- i: 果物生重量当りの値
- j: 警戒レベル〔緊急対策レベルはこの値の10倍〕
- k: 米国EPAの緊急対策レベル
- ℓ: 米国FDAの食品の出荷についての防護対策レベル(PAG)
- m: 米国FDAの動物の飼料についての防護対策レベル(PAG)
- n: 大規模生産の乳製品に対する値

第Ⅲ.5.2-2表 ^{137}Cs についての誘導介入レベル

単位: Bq/ℓ 又は Bq/kg

国 名	飲 料 水	ミル 克、乳製品	野 菜	肉 類	そ の 他
フィンランド		1000	.	1000 ^a	1000 ^b
スウェーデン		300	300, 10000 ^c	300	
ノルウェー					
西 独		370 ^d	1000	600 ^d	
デンマーク		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
オランダ		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
ルクセンブルグ		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
ベルギー	14	370 ^d	600 ^d	600 ^d	
フランス					
英 国		3600 ^e , 370 ^d	190000 ^f , 600 ^d	1000, 600 ^d	280000 ^h
アイルランド					
スペイン		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
ポルトガル		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
オーストリア		185	110	185 ⁱ	
ス イ ス					
イタリ ア		13000 ^j , 370 ^d	13000 ^j , 600 ^d	600 ^d	
ギリシャ		300			
トルコ		370 ^d	600 ^d	600 ^d	
日 本		370 ^p	370 ^p	370 ^p	
米 国	90 ^k	8880 ^ℓ			
カナダ	50	50, 100 ^m	300	300	300 ⁿ
C E C		370	600	600	350 ^o

備考

a: 牛肉及び豚肉

b: 穀物

c: 輸入の際の値

d: CEC の規制値

e: 誘導緊急時参考レベル (DERL), NRPB DL10

f: 一時的なピーク濃度に対する誘導緊急時参考レベル

g: 市場に対するスクリーニングレベル

h: 果物に対する下限誘導緊急時参考レベル (Lower DERL)

i: 豚肉及び家畜についての値〔他の肉類に対しては 370 Bq/kg〕

j: 警戒レベル〔緊急対策レベルはこの値の10倍〕

k: 米国 EPA の緊急対策レベル

ℓ: 米国 FDA のミルク及びミルク製品の出荷に対する防護対策レベル (PAG)

m: 大規模生産の乳製品に対する値

n: 果物生重量当りの値

o: 乳児食に対して

p: 日本の厚生省が輸入食品に対する暫定限度として、昭和61年11月1日に定めた値⁴⁾

参考資料D 環境サーベイデータから得られた 放射性物質の移行係数等

今回の事故では、各国がそれぞれの国の国民の放射線防護のために、環境サーベイを精力的に実施したが、併せて、取得した汚染データから放射性物質の環境中移行モデルに必要な諸パラメータの値を導出するための解析も進めている。我が国においても関連研究機関が同様の努力を行っており、その研究成果の一部はすでに国内において発表された。本附録には、主として、「第28回環境放射能調査研究成果論文抄録集（昭和61年12月 科学技術庁）」に発表されたパラメータ値をまとめた。本報告書以外から引用したものについては、それぞれ引用文献を示す。

D-1表最右欄に、発表研究機関の略名を記したがそれらの正式名称は以下の通りである。

PNC：動力炉・核燃料開発事業団東海事業所（安全管理部）

NIRS：放射線医学総合研究所那珂湊支所（環境放射生態学研究部）

NIM：気象庁気象研究所（地球化学研究部）

JCAC：財団法人 日本分析センター

HHL：地方自治体衛生研究所等

なお、原研においては次の部門がそれぞれのパラメータ値を求めた。

環境安全研究部 環境調査解析研究室

1. Deposition velocity, 2. Washout ratio, 3. Weathering half-life

9. Market dilution

環境安全研究部 環境第2研究室

4. Particle size

保健物理部 放射線管理第1課

5. Chemical form

D-1 表 Chernobyl データから求められた放射性物質の環境中移行パラメータ値 (1/3)

Parameter	Nuclide	Material	Value	Unit	Remarks	Organization
1. Deposition velocity	^{131}I	leafy vegetables	0.15~0.3	cm/s	whole ^{131}I	JAERI ¹⁾
			2.0	"	particulate including rainfall	Fukui-HHL
	^{103}Ru		0.1	"	whole iodine	"
	^{137}Cs		0.7	"		"
			0.7	"		"
^{131}I			0.08~0.3	"		JAERI ¹⁾
		pasture grass	0.69	"	particulate	PNC ⁵⁾
				"		
2. Washout	^{131}I		1×10^6	-	particulate	JAERI ²⁾
			3×10^5	-	whole iodine	"
	^{103}Ru		6×10^5	-		"
	^{137}Cs		6.5×10^5	-		"
3. Weathering half-life	^{131}I	spinach	5	day		JAERI ¹⁾
		spinach	13, 11	"		JAERI ³⁾
		pasture grass	14, 17	"		"
			18	"		PNC ⁵⁾
		milk	172	"		Fukui-HHL
		seaweed	14	"		"
	^{137}Cs	spinach	5~8	"		JAERI ¹⁾
		spinach	7.7	"		JAERI ³⁾
		pasture grass	9.0	"		"

(2/3)

Parameter	Nuclide	Material	Value	Unit	Remarks	Organization
4. Particle size	^{131}I		58-71	%	<1.1 μm	NIM
			70	"	"	Kanagawa-HHL
	^{103}Ru		0.51-1.2	μm	AMAD	JAERI
			66-76	%	<1.1 μm	NIM
			83	"	"	Kanagawa-HHL
	^{131}Cs		0.12-0.64	μm	AMAD	JAERI
			63-72	%	<1.1 μm	NIM
			90	"	"	Kanagawa-HHL
			0.16-0.67	μm	AMAD	JAERI
5. Chemical form	^{131}I		56	%	particulate	Kanagawa-HHL
			20	"	"	Ibaraki-HHL
			25	"	"	Fukui-HHL
			25	"	"	Kagoshima-HHL
			30	"	"	Kyoto-HHL
			25	"	"	PNC ⁵⁾
			19	"	"	JAERI ⁴⁾
			5	"	I ₂ gas	"
			6	"	inorganic	"
			70	"	organic	"
6. Decontamination before intake	^{131}I	spinach	10	%	washing with water	NIRS
			60-70	"	boiling	"
			28	"	washing	JCAC
			60	"	boiling	"
			14	"	washing	PNC ⁵⁾
			67	"	boiling	"
			10-33	"	washing	Ibaraki-HHL
			60-80	"	boiling	Kyushu-HHL

(3/3)

Parameter	Nuclide	Material	Value	Unit	Remarks	Organization
6. Decontamination before intake (continued)	^{103}Ru	spinach	16-59	%	washing with water	Ibaraki-HHL
			23	"	"	PNC
			51	"	boiling	"
	^{137}Cs	spinach	26-70	"	washing	Ibaraki-HHL
			45	"	"	PNC ⁵⁾
			78	"	boiling	"
7. Pasture-to-milk	^{131}I		0.087	m^2/l		PNC ⁵⁾
8. Cow-to-milk	^{131}I		9	%	$\frac{\text{total in milk}}{\text{total cow's intake}}$	Hokkaido-HHL
	^{137}Cs		16	"	"	"
9. Market dilution	^{131}I	raw milk to commercial	0.2		depending on local consumption	JAERI ³⁾
	^{137}Cs	raw milk to commercial	0.26		log-normal distribution	
10. Relative fraction	^{137}Cs	air	1	-	analysis of airborne-dust	JCAC
	^{134}Cs		0.45	-		
	^{103}Ru		1.9	-		
	^{131}I		11.5	-		
11. Pasture-grass density			2.8	$\frac{\text{kg-wet}}{\text{m}^2}$		PNC ⁵⁾

参 考 文 献

- 1) 本間俊充 : JAERI-M (外川, 本間, 緑川, 飯嶋, 出版準備中)
- 2) 飯嶋敏哲 : Private communication
- 3) 外川織彦 : "
- 4) 野口 宏他 : 本報告書本文
- 5) 動燃事業団 : PNCT N8420 86-10 (1986年12月)

付録 1

アドホック委員会名簿

(注：所属は昭和62年 6 月19日現在)

委員長	青地 哲男	理事
	(宮永 一郎	前理事，昭和61年 7 月まで)
委員	能沢 正雄	理事
	更田豊治郎	理事，東海研究所長
	吉田 芳和	特別研究員（前保健物理部長，昭和62年 3 月まで）
	石川 迪夫	動力試験炉部長
	佐藤 一男	原子炉安全工学部長
	荒木 邦夫	環境安全研究部次長
	市川 達生	燃料安全工学部次長
	松浦祥次郎	企画室長
幹事	秋元 正幸	企画室
	早田 邦久	プロセス安全研究室長

付録 2

タスクグループ A メンバー名簿

(注：所属は昭和62年 6 月19日現在)

リーダー	佐藤 一男	原子炉安全工学部長
" 代理	市川 達生	燃料安全工学部次長
委員	田坂 完二	原子炉安全工学部安全工学第 1 研究室長
"	鴻坂 厚夫	" 原子炉安全解析研究室長
"	飛岡 利明	" リスク評価解析研究室長
"	藤城 俊夫	燃料安全工学部反応度安全研究室長
"	川崎 了	" 燃料安全第 3 研究室長
"	早田 邦久	" プロセス安全研究室長 (幹事)
"	内藤 俣隆	" プラント安全研究室長
"	奥 達夫	高温工学部 高温材料強度研究室長
"	斉藤 伸三	動力炉開発安全性研究管理部高温工学試験研究炉設計室長
"	土橋敬一郎	原子炉工学部炉物理実験研究室主任研究員
"	村松 健	燃料安全工学部プロセス安全研究室 (コンタクトパーソン)
協力者	刑部 真弘	原子炉安全工学部安全工学第 1 研究室
"	田辺 文也	" 原子炉安全解析研究室副主任研究員
"	平野 雅司	" "
"	吉田 一雄	" "
"	渡辺 憲夫	" リスク評価解析研究室
"	傍島 真	燃料安全工学部反応度安全研究室副主任研究員
"	内田 正明	" 燃料安全第 1 研究室副主任研究員
"	古田 照夫	" 燃料安全第 3 研究室主任研究員
"	坂本 幸雄	" プラント安全解析研究室
"	石山新太郎	高温工学部 高温材料強度研究室
"	小西 隆志	" "
"	西 宏	" "
"	新藤 隆一	動力炉開発安全性研究管理部高温工学試験研究炉設計室副主任研究員
"	山下 清信	動力炉開発安全性研究管理部高温工学試験研究炉設計室
"	高野 誠	" "
"	沢 和弘	" "
"	塩沢 周策	" 高温工学試験研究炉設計室副主任研究員
"	秋濃 藤義	原子炉工学部炉物理実験研究室副主任研究員
"	奥村 啓介	" 原子炉システム研究室

付録 3

タスクグループBメンバー名簿

(注：所属は昭和62年6月19日現在)

リーダー	吉田 芳和	特別研究員（前保健物理部長）
“ 代理	荒木 邦夫	環境安全研究部 次長
委員	沼宮内弼雄	保健物理部長
“	赤石 準	保健物理部 放射線管理第1課長 (幹事, コンタクトパーソン)
“	山本 峯澄	“ 放射線管理第2課長
“	森内 茂	環境安全研究部 環境第1研究室長
“	笠井 篤	“ 環境第2研究室長
“	飯島 敏哲	“ 環境調査解析研究室長
“	梅沢 弘一	アイソトープ部 次長
“	岡下 宏	化学部 分析センター室長
“	大畑 勉	保健物理部 放射線管理第1課課長代理待遇 (アシスタントコンタクトパーソン)
“	三竹 晋	環境安全研究部 環境調査解析研究室 副主任研究員 (アシスタントコンタクトパーソン)
協力者	片桐 浩	保健物理部 放射線管理第1課課長代理
“	村田 幹生	“ “ 副主任研究員
“	野口 宏	“ “
“	大越 実	“ “
“	清水 勇	“ “
“	茅野 政道	環境安全研究部 環境第1研究室
“	柳瀬 信之	“ 環境第2研究室
“	松永 武	“ “
“	本間 俊充	“ 環境調査解析研究室
“	外川 織彦	“ “
“	緑川 勇二	“ “
“	鈴木 敏夫	化学部 分析センター 主査
“	坂本 幸夫	燃料安全工学部 プラント安全解析研究室

付録 4

会 合 記 録

アドホック委員会

第 1 回 昭和61年 5 月 6 日

第 2 回 昭和61年11月11日

第 3 回 昭和62年 6 月19日

タスクグループA

第 1 回 昭和 61 年 6 月 10 日
第 2 回 7 月 2 日
第 3 回 7 月 14 日
第 4 回 7 月 17 日
第 5 回 7 月 29 日
第 6 回 8 月 6 日
第 7 回 8 月 21 日
第 8 回 8 月 25 日
第 9 回 8 月 29 日
第 10 回 9 月 1 日
第 11 回 10 月 15 日
第 12 回 11 月 18 日
第 13 回 12 月 23 日
第 14 回 昭和 62 年 1 月 10 日
第 15 回 3 月 2 日

タスクグループB

第 1 回 昭和 61 年 6 月 20 日
第 2 回 7 月 12 日
第 3 回 7 月 30 日
第 4 回 8 月 14 日
第 5 回 8 月 14 日
第 6 回 12 月 9 日
第 7 回 昭和 62 年 7 月 3 日

(注) 上記の他、各国の汚染データ
の整理、日本の汚染、被曝線量
の評価、インベントリの評価に
関してタスクグループBメンバ
ー及び協力者による小会合を多
数回開催した。