

JAERI - M  
91-126

核融合実験炉の概念設計  
— 安全性の解析・評価 —

1991年8月

関 泰・高津 英幸・飯田 浩正・真木 紘一<sup>\*1</sup>  
小川 益郎・野口 宏<sup>\*2</sup>・村田 幹生・小澤 義弘<sup>\*1</sup>  
伊東 新一<sup>\*1</sup>・岡崎 隆司<sup>\*1</sup>・西野 信博<sup>\*1</sup>・笠原 文雄<sup>\*3</sup>  
小林 重忠<sup>\*3</sup>・小松 一郎<sup>\*3</sup>・近藤 光昇<sup>\*3</sup>・清水 武司<sup>\*3</sup>  
中原 克彦<sup>\*3</sup>・山岡 光明<sup>\*3</sup>・山内 通則<sup>\*3</sup>

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

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, Tokaimura,  
Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1991

編集兼発行 日本原子力研究所  
印 刷 いばらき印刷株

核融合実験炉の概念設計  
—— 安全性の解析・評価 ——

日本原子力研究所那珂研究所核融合実験炉特別チーム

関 泰・高津 英幸・飯田 浩正<sup>+1</sup>・真木 純一<sup>\*1</sup>  
小川 益郎<sup>+2</sup>・野口 宏<sup>\*2</sup>・村田 幹生<sup>+3</sup>・小澤 義弘<sup>\*1</sup>  
伊東 新一<sup>\*1</sup>・岡崎 隆司<sup>\*1</sup>・西野 信博<sup>\*1</sup>・笠原 文雄<sup>\*3</sup>  
小林 重忠<sup>\*3</sup>・小松 一郎<sup>\*3</sup>・近藤 光昇<sup>\*3</sup>・清水 武司<sup>\*3</sup>  
中原 克彦<sup>\*3</sup>・山岡 光明<sup>\*3</sup>・山内 通則<sup>\*3</sup>

(1991年7月8日受理)

核融合実験炉としての基本的構成が類似しているFER (Fusion Experimental Reactor) / ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor)を対象に、安全性の解析と評価を行った。本報告書は、ここ3年間(昭和63年度、平成1、2年度)の検討を中心にまとめたものである。本報告書では、まず、安全設計の考え方を述べ、次に、運転状態、すなわち、通常運転時、分解修理時、事故時に分けて、安全性の解析、評価結果を述べる。また、安全に関する法規・基準の考え方にも言及する。

---

那珂研究所：〒311-01 茨城県那珂郡那珂町大字向山801-1

- + 1 原子力船研究開発室
- + 2 東海研究所 高温工学部
- + 3 東海研究所 保健物理部
- \* 1 株日立製作所
- \* 2 科学技術庁出向
- \* 3 株東芝

Conceptual Design of Fusion Experimental Reactor  
- Safety Analysis and Evaluation -

Yasushi SEKI, Hideyuki TAKATSU, Hiromasa IIDA<sup>+1</sup>, Koichi MAKI<sup>\*1</sup>  
Masuro OGAWA<sup>+2</sup>, Hiroshi NOGUCHI<sup>\*2</sup>, Mikio MURATA<sup>+3</sup>, Yoshihiro OZAWA<sup>\*1</sup>  
Shinichi ITO<sup>\*1</sup>, Takashi OKAZAKI<sup>\*1</sup>, Nobuhiro NISHINO<sup>\*1</sup>  
Fumio KASAHARA<sup>\*3</sup>, Shigetada KOBAYASHI<sup>\*3</sup>, Ichiroh KOMATSU<sup>\*3</sup>  
Mitsunori KONDOH<sup>\*3</sup>, Takeshi SHIMIZU<sup>\*3</sup>, Katsuhiko NAKAHARA<sup>\*3</sup>  
Mitsuaki YAMAOKA<sup>\*3</sup> and Michinori YAMAUCHI<sup>\*3</sup>

Fusion Experimental Reactor Team  
Naka Fusion Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received July 8, 1991)

Safety analysis and evaluation have been made for the FER (Fusion Experimental Reactor) as well as for the ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor) which are basically same in terms of safety. This report describes the results obtained in FY 1988 - 1990, in addition to a summary of the results obtained prior to 1988. The report shows the philosophy of the safety design, safety analysis and evaluation for each of the operation conditions, namely, normal operation, repair and maintenance, and accident. Considerations for safety regulations and standards are also added.

Keywords: FER, ITER, Safety Analysis, Safety Evaluation, Tritium, Neutron Activation, Safety Regulations

---

+1 Office of Nuclear Ship Research and Development

+2 Department of High Temperature Engineering,  
Tokai Research Establishment

+3 Department of Health Physics, Tokai Research Establishment

\*1 Hitachi, Ltd.

\*2 On loan to Science and Technology Agency of Japan

\*3 Toshiba Corporation

## 目 次

1.はじめに .....	1
1.1 安全解析の概要 .....	1
1.2 安全設計の考え方 .....	2
2.通常運転時の安全性評価 .....	9
2.1 トリチウム・インベントリーの評価 .....	9
2.2 トリチウム漏洩量 .....	20
2.3 線量率分布 .....	36
2.4 冷却水中の腐食生成物の放射化 .....	37
2.5 放射性気体（トリチウム）の環境放出について .....	59
2.5.1 諸言 .....	59
2.5.2 コードの概要 .....	59
2.5.3 平常運転時における HT0の定常放出に伴う線量当量の評価例 .....	60
2.5.4 異常放出に伴う線量当量の評価例 .....	61
2.5.5 まとめ .....	62
3.分解修理時の安全性評価 .....	67
3.1 トリチウム放出量 .....	67
3.2 崩壊熱分布 .....	69
3.3 線量率分布 .....	69
3.3.1 1次元輸送計算による炉停止後の線量率分布 .....	69
3.3.2 2次元輸送計算による炉停止後の線量率分布 .....	69
3.4 ダスト飛散量 .....	73
3.5 分解修理時におけるトリチウムの放出量抑制対策 .....	76
3.6 炉室内でのトリチウム挙動 .....	83
3.7 分解修理中の電源喪失時の異常事象のシーケンス分析 .....	85
3.7.1 はじめに .....	85
3.7.2 事故起因事象の分類 .....	85
3.7.3 事故シーケンス .....	85
3.7.4 提案 .....	85
3.8 分解修理時の異常シーケンス .....	93
3.8.1 はじめに .....	93
3.8.2 ITERの分解修理 .....	93
3.8.3 分解修理時の事故シーケンス解析 .....	94

4. 事故時の安全性評価	122
4.1 冷却水喪失事故	122
4.1.1 冷却水喪失事故（1次元計算）	122
4.1.2 冷却水喪失事故の解析と構造材の温度変化の評価	128
4.2 真空破断事故	177
4.2.1 真空破断事故解析	177
4.2.2 真空破断模擬実験	185
4.3 放出されたトリチウムの炉室内での挙動	210
4.4 FMEA	214
4.5 通常運転時の電源喪失時の異常事象のシーケンス分析	271
5. 安全性に係わる現象の解析評価	314
5.1 材料中のトリチウムの拡散	314
5.1.1 第一壁	314
5.1.2 ダイバータ	315
5.2 黒鉛系材料中でのトリチウムの挙動評価	327
5.2.1 評価解析モデルの評価	327
5.2.2 実験データの調査	327
5.2.3 評価方法の検討	330
5.2.4 評価コード	331
5.3 炉室内におけるトリチウムの挙動評価	332
5.3.1 評価コードの概要	332
5.3.2 評価コードの検証	341
5.3.3 パラメータスタディ	342
5.4 放射性廃棄物量の評価	351
5.4.1 放射化計算の概要と廃棄物量の評価結果	351
5.4.2 低放射化材料の検討	364
5.5 受動的プラズマ停止装置の検討	373
6. 稼働率及び信頼性	382
6.1 稼働率及び信頼性に関する基本事項の調査	382
6.1.1 稼働率及び信頼性に関するモデルの一般的特徴	382
6.1.2 モデルの適用性と限界	382
6.1.3 適用	383
6.1.4 用語の説明	383
6.2 核融合実験炉の稼働率及び信頼性の検討	387
7. 従来の安全性評価のまとめ	388
7.1 FER 安全性評価の概要	388

7.2 平常運転時における安全性評価 .....	388
7.2.1 炉運転時, 炉停止時の放射線線量率分布 .....	388
7.2.2 崩壊熱分布 .....	388
7.2.3 トリチウム以外の放射性物質の分布 .....	389
7.2.4 通常運転時トリチウム漏洩量 .....	389
7.2.5 一次冷却水腐食生成物 .....	389
7.2.6 水の放射化 .....	389
7.2.7 空気の放射化量 .....	389
7.2.8 液体窒素冷媒系の放射化量 .....	390
7.2.9 その他の有毒物質 .....	391
7.2.10 施設周辺の線量率 .....	391
7.2.11 漏洩磁場 .....	392
7.3 分解修理時の安全性評価 .....	410
7.3.1 放射性核種の発生量及びその分布 .....	410
7.3.2 分解修理時炉本体放射能による被曝線量率 .....	411
7.3.3 放射性ダストによる被曝評価 .....	412
7.3.4 まとめ .....	414
7.4 事故時の安全性評価 .....	432
7.4.1 炉室及び環境へのダスト及びトリチウムの放出 .....	432
7.4.2 崩壊熱 .....	432
7.4.3 超電導磁石事故 .....	433
7.4.4 事故解析 .....	433
7.5 確率論的リスク原因 .....	479
7.5.1 事故起因事象の評価 .....	479
7.5.2 リスク評価 .....	480
7.6 安全解析コード .....	495
7.7 国内関連法規 .....	501
7.8 国内耐震基準 .....	502
7.9 飛行機事故検討結果 .....	507
7.9.1 日本の現状 .....	507
7.9.2 航空機事故の調査統計 .....	507
7.9.3 資料の収集 .....	507
7.9.4 安全評価 .....	509
謝 辞 .....	511

## Contents

1.	Introduction .....	1
1.1	Outline of the Safety Analysis .....	1
1.2	Thinking Way of the Safety Design .....	2
2.	Safety Assessment during Normal Operation .....	9
2.1	Assessment of Tritium Inventory .....	9
2.2	Tritium Leakage .....	20
2.3	Dose Rate Distribution .....	36
2.4	Radioactivation of Corrosion Product in Cooling Water .....	37
2.5	On Tritium Release to the Environment .....	59
2.5.1	Introduction .....	59
2.5.2	Outline of the Code .....	59
2.5.3	Example of Effective Dose Equivalent Assessment for HTO Release during Normal Operation .....	60
2.5.4	Example of Effective Dose Equivalent Assessment during Acute Release .....	61
2.5.5	Summary of the Tritium Release .....	62
3.	Safety Assessment during Assembly and Maintenance .....	67
3.1	Tritium Release .....	67
3.2	Decay Heat Distribution .....	69
3.3	Dose Rate Distribution .....	69
3.3.1	Dose Rate Distribution after Reactor Shutdown by Using 1D Transport Calculation .....	69
3.3.2	Dose Rate Distribution after Reactor Shutdown by Using 2D Transport Calculation .....	69
3.4	Scattering Dust Amount .....	73
3.5	Suppressing Way of Tritium Release Amount during Assembly and Maintenance .....	76
3.6	Tritium Concentration Change in Reactor Room .....	83
3.7	Accident Processing Sequences for the Loss of Power during Assembly and Maintenance .....	85
3.7.1	Introduction .....	85
3.7.2	Categorization of Accident Initiating Event .....	85
3.7.3	Accident Processing Sequences .....	85
3.7.4	Suggestions .....	85

3.8 Accident Processing Sequences during Assembly and Maintenance .....	93
3.8.1 Introduction .....	93
3.8.2 Assembly and Maintenance for ITER .....	93
3.8.3 Analysis of Accident Processing Sequences during Assembly and Maintenance .....	94
4. Safety Assessment during Accident .....	122
4.1 Loss of Coolant Accident .....	122
4.1.1 Loss of Coolant Accident (1-Dimensional Calculation) ...	122
4.1.2 Analysis of Loss of Coolant Accident and Assessment of Temperature Variation for Structure Material .....	128
4.2 Loss of Vacuum Accident .....	177
4.2.1 Analysis of Loss of Vacuum Accident .....	177
4.2.2 Experiment for Loss of Vacuum Accident .....	185
4.3 Tritium Concentration Change in Reactor Room .....	210
4.4 FMEA .....	214
4.5 Accident Processing Sequence for the Loss of Power Accident during Normal Operation .....	271
5. Analysis and Assessment for Phenomena Related with Safety .....	314
5.1 Tritium Diffusion in Material .....	314
5.1.1 First Wall .....	314
5.1.2 Divertor .....	315
5.2 Assessment of Tritium Behavior in Graphite Material .....	327
5.2.1 Validation of Analytical Model .....	327
5.2.2 Investigation on Experimental Data .....	327
5.2.3 Study of Assessment Method .....	330
5.2.4 Assessment Code .....	331
5.3 Assessment of Tritium Behavior in Reactor Room .....	332
5.3.1 Outline of Assessment Code .....	332
5.3.2 Validation of Assessment Code .....	341
5.3.3 Parameter Study .....	342
5.4 Evaluation of Radwaste Amount .....	351
5.4.1 Outline of Activation Calculation and Evaluation Result of Radwaste Amount .....	351
5.4.2 Study of Low Activation Material .....	364
5.5 Study of Passive Plasma Shutdown Device .....	373
6. Availability and Reliability .....	382

6.1	Investigation on Basic Items Related with the Availability and Reliability .....	382
6.1.1	General Feature of Model Related with Availability and Reliability .....	382
6.1.2	Applicability of the Model and the Limitation .....	382
6.1.3	Application .....	383
6.1.4	Explanation of Terms .....	383
6.2	Study on Availability and Reliability for Fusion Experimental Reactor .....	387
7.	Summary of Previous Safety Assessment .....	388
7.1	Outline of FER Safety Assessment .....	388
7.2	Safety Assessment during Normal Operation .....	388
7.2.1	Dose Rate Distributions in Normal Operation and Reactor Shutdown .....	388
7.2.2	Decay Heat Distribution .....	388
7.2.3	Distribution of Induced Activity except Tritium .....	389
7.2.4	Tritium Leakage Amount during Normal Operation .....	389
7.2.5	Corrosion Product around the Primary Coolant .....	389
7.2.6	Radioactivation of Water .....	389
7.2.7	Radioactivation Amount of Air .....	389
7.2.8	Radioactivation Amount in Liquid Nitrogen Coolant System .....	390
7.2.9	Other Poison Material .....	391
7.2.10	Dose Rate Distribution around Facilities .....	391
7.2.11	Fringe Field .....	392
7.3	Safety Assessment during Assembly and Maintenance .....	410
7.3.1	Generation Amount of Radioactive Nuclide and its Distribution .....	410
7.3.2	Dose Rate due to Core Reactor Radioactivation during Assembly and Maintenance .....	411
7.3.3	Dose Rate due to Radioactive Dust .....	412
7.3.4	Summary .....	414
7.4	Safety Assessment during Accident .....	432
7.4.1	Dust and Tritium Release to the Reactor Room and the Environment .....	432
7.4.2	Decay Heat .....	432
7.4.3	Superconductor Coil Accident .....	433
7.4.4	Accident Analysis .....	433

7.5 Probabilistic Risk Analysis .....	479
7.5.1 Assessment of Accident Initiating Events .....	479
7.5.2 Risk Analysis .....	480
7.6 Safety Analysis Code .....	495
7.7 Domestic Regulations .....	501
7.8 Domestic Seismic Standard .....	502
7.9 Result on Aircraft Accident .....	507
7.9.1 Present Status in Japan .....	507
7.9.2 Statistical Investigation on Aircraft Accident .....	507
7.9.3 Investigation of Data Base .....	507
7.9.4 Safety Assessment .....	509
Acknowledgements .....	511

## 1. はじめに

### 1.1 安全解析の概要

最近世界の核融合研究は三大トカマクを中心とする研究開発を通じ大きな進展を見せ、特にD-T燃焼実験が具体的に検討されるとともに、国際熱核融合実験炉（International Thermonuclear Experimental Reactor:ITER）の工学設計段階が開始されようとしている等、新しい段階に入りつつある。現在検討されているITER等を、従来の核融合実験装置と比較すると、トリチウムインベントリーが大きいこと、放射線レベルが高いこと、放射性生成物の発生量が大きいこと、大型超電導磁石が使用されること等、その潜在的リスクは飛躍的に増大している。

この様な状況において、核融合実験炉の安全性の解析・評価は、その結果が炉設計にインパクトを与えるので極めて重要である。本報告書は、昭和63年度から平成2年度にかけての3年間に、核融合実験炉特別チームにおいて東芝、日立2社との共同作業のもとになされた核融合実験炉の安全性に関する検討結果をまとめたものである。

検討の対象とした核融合実験炉は、国際協力で開発を進めているITERと、我が国独自の開発を考えているFER（Fusion Experimental Reactor）である。FERでは、国内立地等を考慮して、 $Q = 5 \sim 20$ を、ITERでは、自己点火条件の達成を目指している。ここでQは（核融合出力）／（炉への入力）である。この違いにより、炉の寸法はITERの方が少し大きめになっているが、両炉とも同じプラズマ物理データベースに基づいて設計しており、また目標とするミッションがほぼ同様なので、核融合実験炉プラントとしての基本構成及び性能は類似している。そこで本報告では、FER/ITERを対象として、安全性の解析・評価の結果をまとめた。

まとめ方としては、まず安全設計の考え方について述べ、次に運転状態に応じて、

- (i) 通常運転時
- (ii) 分解修理時
- (iii) 事故時

に分けて考えた。想定される事故事象としては、核分裂炉で想定されている

- ①電源喪失事故
- ②冷却水喪失事故
- ③冷却水流量喪失事故
- 等に加えて、
- ④真空破断事故
- ⑤超電導磁石クエンチ事故
- ⑥トリチウム系事故

等を考えた。本報告書では上記運転状態及び事故の中で、特にトリチウム等放射性物質の漏洩につ

ながるものを中心に検討を行った。

本報告書では、この3年間の核融合実験炉を対象とした安全性解析・評価の結果を加えて、それ以前に得られた結果も含めて、全体として核融合実験炉の安全性に関する情報が一通り参照できるようにした。

## 1.2 安全設計の考え方

核融合実験炉の設計において、各機器の安全設計の具体的な考え方を以下のようにまとめた。この考え方は、設計の進展に応じて改良して行く必要がある。

### (1) 一般的な留意事項

安全設計に関する一般事項として以下の点に留意して設計すること。

#### a) 火災・爆発

- ・耐火性確保の観点から、できる限り不燃性及び難燃性の材料を使用すること。
- ・トリチウム取扱環境において使用するシステム・機器は、トリチウム可燃ガスであることを考慮して、着火源や酸素との混合比など、トリチウムの燃焼条件が成立しないように設計し、必要に応じて防爆機能を備えることを考慮すること。また、トリチウム収納容器は必要に応じて不活性雰囲気中に設置すること。
- ・トリチウムガス濃度検知装置を適切に配置し、濃度監視を行うほか、換気系により雰囲気が爆発限界を超えない設計とすること。
- ・火災検出装置及び防火壁、消化装置を適切に配置して、火災が発生した場合にもその拡大の防止を図ること。

#### b) 自然災害

- ・地震、洪水、台風、豪雪等の可能性及び必要に応じたその対策について検討すること。  
特に耐震性の確保については、トリチウムの環境への放出事故に対する安全確保を最重視した建家・機器の機能別重要度分類を行い、耐震設計評価法について検討すること。

#### c) 内部ミサイル（飛来物）

必要に応じて、以下の検討を行うこと。

- ・破断した配管のホイッピングによる他の配管・機器の損傷防止対策
- ・循環ポンプ・ミサイルの可能性及び対策
- ・配管破断時、流出流体のジェット力及び流出流体の加熱による熱応力に耐える設計
- ・MG事故が他の機器に普及しないような配置設計

#### d) 外部ミサイル

必要に応じて以下の検討を行った。

- ・航空機落下の可能性及び対策

#### e) 誤動作

- ・誤動作の発生及び措置方法に関して、可能な限り警報等による運転員への通知が行えるよ

うにすること。

- ・修正動作が取られない場合にも重大な事故に発展することのないよう、可能な限り保護機能について考慮すること。
- ・制御設備及び運転監視設備等のマンマシン性の向上に努めること。

#### f) 停電

- ・停電時でも安全に停止するか安全な状態に移行する機構とすること。
  - ・安全上重要な機器に対しては非常用電源及び無停電電源の設置を考慮すること。
- 非常用電源の負荷としては、トリチウム燃料取扱システム、真空排気系、冷却設備、冷凍液化設備（雰囲気トリチウム浄化系、換気空調系）などの非常用補機類がある。
- 無停電電源の負荷としては、全系及び諸設備の計測・制御装置のうち、瞬時停電をも許さない機器、放射線監視設備、火災などの警報設備、非常用消灯設備等がある。

#### (2) 各機器・設備の安全設計の考え方

次期大型装置として備える機器・設備のうち、安全上重要となるものに対しては、その設計に際し以下のような考え方を設定して安全確保に努めること。

##### a) プラズマ物理設計

- ・機器を破損させるようなディスラプションを起こさないこと。
- ・過大な逃走電子を発生させないこと。
- ・過度のプラズマ過出力を防ぐこと。
- ・トリチウムの燃焼度をできるだけ高めること。

##### b) プラズマ真空容器

トリチウムのバウンダリーとして以下の点を考慮して設計すること。

- ・真空容器に働く電磁力に耐える構造をとること。
- ・熱応力に耐える構造をとること。
- ・炉室及び冷却水中へトリチウムの漏洩量を極力少なくするリークタイトな構造とすること。
- ・圧力変動に耐える構造とすること。
- ・第一壁冷却管などの破断で真空容器の内圧が上昇したとき、インベントリーが大きい主排気系との隔離対策を施すこと。また真空容器の破壊を防ぐために圧力逃がし対策を考慮すること。
- ・NBIのシャインスルーハードウェアを施すこと。

##### c) プラズマ対向機器

- ・アーマータイルの温度を極力下げて、空気あるいは冷却水と接触したときの反応の影響を緩和すること。
- ・できるだけ黒鉛の装荷量を減らすこと。
- ・冷却能力喪失時にも、熱交換機を上部へ持って行くなどして自然循環により、冷却管破断に到らぬよう対策を施すこと。

- 冷却能力が喪失したときに、周囲の機器との熱伝導あるいは熱輻射が確保されるようになると。
- エロージョン等でプラズマ対向面の肉厚一定値以下となった場合、或は、照射損傷が設定基準値に達した場合等には、交換を要する。

#### d) 分解修理設備

定期的なダイバータ交換及び小故障修理を対象とする場合は以下の点を考慮すること。

- 作業従事者の線量当量に対しては、線量当量限度以下とし、また炉室へ従事者が立ち入る場合は、外部被曝と内部被曝の合計線量当量が線量当量限度を越えないこと。  
なおトリチウム水の空気中濃度限度は科技庁告示第15号（昭和63年5月18日）により少なくとも $7 \times 10^{-1} \text{Bq/cm}^3$  以下にすること。
- 分解修理の際、真空容器を開いたとき、キャスクなどの使用により極力トリチウムを炉室に出さないようにすること。万一トリチウムが炉室に漏れたとしても、トリチウム除去系を通してのスタックからの放出量を設計許容値以下にすること。
- 放射化ダストのインベントリーをできるだけ減らす工夫を施すこと。

#### e) 超電導マグネット

通常運転時及び異常時に對し、以下の点を考慮して設計すること。

- 超電導マグネットにかかる電磁力に耐える構造をとること。
- 熱応力に耐える構造をとること。
- 短絡防止ために十分な絶縁強度をもたせること。
- クエンチに対して蓄積エネルギーを保護回路に放出するなど十分な信頼性を有する対策を施すこと。
- 転移検出値の多重性を考慮した設計を行うこと。
- ヘリウム冷却材エンタルピー放出事故に対してエネルギー放出の予知と対策を立てること。

#### f) 遮蔽設備

遮蔽設備は、通常運転時、異常時において、本施設周辺の一般公衆及び従事者等の線量当量を低減するものである。但し、装置遮蔽は超電導マグネットに対する遮蔽能力及び生体遮蔽能力の一部を有すること。

- 生態遮蔽設計に際しては、ALARA の精神に則って本施設周辺の一般公衆及び従事者等の線量当量をできるだけ小さくすること。
- 貫通孔及び間隙などからの放射線ストリーミングに対する対策を施すこと。

#### g) テストモジュール

トリチウムを生成するために、トリチウムバウンダーとして以下の点を考慮して設計すること。

- 電磁力に耐える設計とすること。
- 熱応力に耐える設計とすること。

- ・高温にした場合でも炉室及び冷却水中へのトリチウムの漏洩量を極力小さくする設計とすること。
- ・冷却水配管などの破損による内圧上昇対策を立てておくこと。
- ・冷却材による材料の腐食対策を立てておくこと。
- ・金属リチウムを使用する場合は、リチウム火災、リチウムーコンクリート火災対策を施すこと。
- ・Beと他の材料との化学的共存性が確保できるように設計すること。

#### h) 加熱装置

##### i) NBI

- トリチウムバウンダリーとして以下の点に考慮して設計すること。
- ・炉室へのトリチウムの漏洩量を極力少なくするリークタイトな構造とすること。
  - ・ドリフト管、イオン源室へのトリチウム漏洩量を極力少なくする構造とすること。
  - ・炉心からの中性子による2次放射能を少なくする構造とすること。
  - ・イオン源、ドリフト管内等でのD-D反応で発生する中性子による2次放射能を少なくする構造をとること。

##### ii) RF

- トリチウムバウンダリーとして以下の点に考慮して設計すること。
- ・炉室へのトリチウムの漏洩量が極力少なくするリークタイトな構造とすること。
  - ・炉心からの中性子による2次放射能を少なくする構造とすること。
  - ・アンテナ導体冷却材中へのトリチウム漏洩量を極力少なくする構造とすること。
  - ・導波管、アンテナ、真空容器の接続部は電磁力、熱応力に耐える構造とすること。

#### i) 燃料注入系

- ・大量トリチウム取扱施設であり、トリチウムインベントリーを可能な限り低くすると共に、機器、グローブボックスやセル等、及び格納室の多重格納とすること。
- ・グローブボックスやセル等、及び格納室については、必要に応じて換気空調／雰囲気トリチウム浄化系を設けること。
- ・機器・配管類はトリチウムの漏洩防止を考慮すると共に、必要に応じてトリチウム透過対策を講じること。
- ・気体状トリチウムは可燃性であることから、機器などには必要に雄牛で防爆対策を施すこと。
- ・プラズマ真空容器破損時のトリチウム放出及び圧力上昇による機器破損など防止するため、プラズマ真空容器からの隔離対策を考慮すること。
- ・ペレット入射装置は、特にトリチウムインベントリーが大きくなると考えられ、炉本体など他の機器からの影響をできるだけ少なくするよう、物理的に隔離された位置に設置することを考慮すること。

## j) トリチウム燃料取扱システム

## i) 共通事項

- ・大量トリチウム取扱施設であり、トリチウムインベントリーを可能な限り低くすると共に、機器、グローブボックス、格納室の多重格納とすること。
- ・グローブボックス、格納室については、換気空調／霧囲気トリチウム浄化系を設けること。
- ・機器・配管類はトリチウムの漏洩防止を考慮すると共に、必要に応じてトリチウム透過対策を講じること。
- ・機器・配管類は通常時のみならず、地震などの異常時にも隔離対策などによりトリチウムの漏洩防止を考慮すること。
- ・トリチウムは可燃性であるから、着火源や酸素の混合比等、トリチウムの燃焼条件が成立しないように設計するとともに、機器などには必要に応じて防爆対策を施すこと。

## ii) 精製系

- ・高温部は特に格納壁を増やすなど、トリチウムの透過防止を考慮した設計とすること。

## iii) 同位体分離系（主に深冷蒸留塔）

- ・冷却材（ヘリウムガス）喪失事故時の、温度及び圧力上昇に対する対策を考慮して設計すること。
- ・メンテナンス時のトリチウム放出に対し、必要に応じて防止策を考慮すること。

## iv) 貯蔵系

- ・極力部分格納により単位貯蔵量を小さくし、十分に隔離すること。
- ・トリチウムの透過防止を考慮した設計とすること。
- ・冷却材喪失事故等による温度上昇に伴う貯蔵容器内圧力上昇に対する対策を考慮しておくこと。

## k) 真空排気系

- ・クライオポンプの切り換え運転の周期を短くするなど、できる限りトリチウムインベントリーの低減を図ること。
- ・機器・配管類からのトリチウムの漏洩防止を考慮した設計とすること。
- ・機器には防爆対策を施すこと。
- ・プラズマ真空容器破損時のトリチウム放出を防止するため、隔離対策を講じると共に、圧力上昇に耐える構造とすると。
- ・クライオポンプの代わりにトリチウムインベントリーの少ないターボモレキュラーポンプの使用についても考慮すること。

## l) 安全設備

## i) グローブボックス及びグローブボックス霧囲気トリチウム浄化系

- ・機器・配管類はトリチウムの漏洩防止を考慮すると共に、必要に応じてトリチウム透過対策を講じること。

- ・空気の流れが常にグローブボックス外からグローブボックス内へ向かうようにグローブボックス内を負圧に維持することを考慮すること。
- ・機器・配管類を収納したグローブボックスやセル等は雰囲気トリチウム浄化系を備えた室内に配置し、トリチウムの多重格納を図ること。
- ・機器、材料については、可能な限りオイルフリーなものを使用すること。

## ii) 室内雰囲気トリチウム浄化系

- ・空気の流れが常に室外から室内に向かうように、負圧維持機能を考慮すること。

## m) テストモジュール・トリチウム回収系

- ・トリチウムインベントリーを可能な限り低くすると共に、機器、グローブボックスやセル等、及び格納室や多重格納とすること。
- ・グローブボックスやセル等、格納室については、必要に応じて雰囲気トリチウム浄化系を設けること。
- ・機器・配管類はトリチウムの漏洩防止を考慮して設計すると共に、特に高温で使用するテストモジュールの配管類は二重管にするなど、必要に応じてトリチウム透過対策を講じること。
- ・機器・配管類は通常時ののみならず、地震などの異常時にも隔離対策などによりトリチウムの漏洩防止を考慮すること。
- ・冷却能力喪失時にも、熱交換器を上部へ持って行くなどして自然循環により、冷却管破断に至らぬよう対策を施すこと。
- ・冷却能力が損失したときに、周囲の機器との熱伝導あるいは熱輻射が確保されるようにすること。

## n) 廃棄物処理・貯蔵設備

## i ) 廃棄物処理設備

- ・機器・配管類はトリチウムの漏洩防止を考慮すると共に、必要に応じて機器をグローブボックス及びセル等の内部に設置すること。
- ・必要に応じて、機器・配管類にトリチウム透過対策を講じること。
- ・気体、液体、固体の各廃棄物処理設備はそれぞれの室内に設置し、機器（場合によってはグローブボックス等）、建家の多重格納とすること。
- ・気体及び液体廃棄物を放出する場合には、排ガス及び廃液中の放射性物質濃度が十分低くなるよう処理すると共に、モニタリング等による監視を行うこと。

## ii ) 貯蔵設備

- ・トリチウム含有廃棄物の貯蔵にあたっては、透過、漏洩などトリチウムの移動性を十分に考慮し、これによるトリチウムの放出を防止した貯蔵方法とすること。
- ・崩壊熱の除去に対し、必要に応じて強制冷却、自然冷却などの対策を講じること。

## o ) 冷却設備

- ・機器・配管類からの冷却材の漏洩防止を考慮した設計とすること。

ダイバータ冷却系等冷却材料中へのトリチウム透過が予想される冷却系に対しては、トリチウムモニタリング系を設ける他、濃度管理も行う。また必要に応じて、冷却材料中トリチウム除去設備の設置を考慮すること。

- ・腐食生成物の発生を極力防止し、また必要に応じて除去設備を設置すること。
- ・ポンプ等の設備故障時に対する崩壊熱除去の必要性及び対策について考慮しておくこと。
- ・2次冷却系の圧力を1次冷却系の圧力よりも高くしてトリチウムと放射化生成物の2次側への移行を少なくすること。

q) 建家及び付帯設備

i) 建 家

- ・建家はトリチウムの環境放出に対する最終格納系として機能すると共に、外部からの諸要因に対して内部機器・設備を保護することを考慮して設計すること。
- ・作業者に対し、無用不測の放射線被曝を防止すために、管理区域を設定し、立ち入りの制限を行うこと。

ii) 換気空調系

- ・プラズマ真空容器破損あるいはグローブボックスなどの破損時等、建家内（室内）へのトリチウム放出事故に対する早期隔離対策について検討すること。（緊急遮断弁の設置など）
- ・放射化生成物の放出ができるだけ受動的な手段で抑制できるようにすること。
- ・事故時の汚染防止を図るため、換気は主要な区域ごとに別系統とすること。
- ・建家内の空気の流れは清浄区域から汚染の可能性のある区域に向かって流れるようにすること。

r) 放射線管理設備

- ・多重性を考慮した設計とすることにより、作業員及び周辺住民の安全確保に対する確実性を高めること。

s) 計測制御系

- ・通常運転時及び異常発生時において圧力バウンダリー及びそれらに関連する系統の健全性を確保するために必要なパラメータをできる限り適切な予想範囲に維持できるよう努めること。
- ・上記のパラメータについて、予想変動範囲内の監視が可能性であるように考慮すること。
- ・事故発生時には、事故状態を把握し、対策を講じるのに必要なパラメータを監視できるよう考慮すること。
- ・過大エネルギー放出に対して重要な超電導マグネットの転移検出装置については、特に多重性を考慮した設計とし、異常検出に対する確実性を確保すること。
- ・計測器に関しては、放射化ができるだけ少なくし、点検、保守はできるだけ遠隔にて行うこと。また、トリチウムの漏洩はできるだけ少なくし、付着した場合の除染方法を考慮しておくこと。

## 2. 通常運転時の安全性評価

### 2.1 トリチウム・インベントリーの評価

プラズマ対向の第一壁、ダイバータに重点を置き、トリチウム・インベントリー、漏洩量の評価をする。即ち、第一壁ではステンレスやグラファイト材料に、またダイバータでは、銅やモリブデンおよびグラファイト材料に、プラズマ側からインプランテーション等により注入されるトリチウムのインベントリーや漏洩量の評価をすることとした。

トリチウムの壁への浸入のあり方として、次の2通りの経路がある。

- ① インプランテーション
- ② ガス拡散

インプランテーションによる浸入の評価は、評価コードとして TPERMコードを使う。ガス拡散による浸入の評価は、ステンレス中の評価の計算式はあるが、グラファイト中の計算は前例としてなく、活性炭等で評価している例に基づき評価を試みるしかない。

物性定数は、従来 INTORにおける評価で使用していた数値を使うこととし、比較しやすいようにした。

なお、材料のうちグラファイトは、従来は使わず、表面は金属面であったが、表面保護の目的で内張りする提案もなされているので、「5. 安全性に係る現象の解析評価」において検討する。FBRの運転計画ではホットフェーズからトリチウムを燃料として用いてD-Tプラズマ燃焼を行う。このトリチウムがプラズマに対向するダイバータ板や第一壁に入射、蓄積される量を把握することは、通常運転時の燃料収支および分解修理時に炉外へ移送される放射性物質（トリチウム）の観点から重要となる。

#### (1) ダイバータ板

ダイバータ板は厚さ約1mmのモリブデン(Mo)と厚さ約4mmの銅(Cu)が接合されている。ここではプラズマ側の表面から、銅の冷却水路までの領域を対象とし、厚さ(1+4=5mm)の平板形状内のトリチウムの挙動(入射、拡散)を解析し、インベントリーを評価する。ダイバータ板形状及び計算モデルをFig. 2.1. 1に示す。計算は原研所有のTPERMコード(JAERI-M87-118)を使用する。計算に引用したMo及びCu中におけるトリチウムの拡散係数、溶解度等のデータをTable 2.1. 1にまとめて示す。これらのうち拡散係数、溶解度は強い温度依存性を持つ。参考のため、拡散係数をFig. 2.1. 2、溶解度をFig. 2.1. 3に示す。ダイバータ板内の温度分布は、プラズマ側表面(300°C)冷却水側表面(180°C)の値を直線内挿している。トリチウムの拡散挙動を考えるうえでは、トリチウム原子のMo及びCuの格子欠陥への捕獲も問題となる。しかし現在までの知見ではMo及びCuの中性子照射による格子欠陥の生成の程度を評価するのは難しいので、ここでは格子欠陥への捕獲は無視している。

また計算は実際のパルス運転パターンを完全に模擬するのではなく、連続的に運転するとした条件で行う。

以上の計算条件は後述の「5. 安全性に係わる現象の解析評価」と同様である。本章の評価方法で異なる点は、プラズマ側表面でのトリチウム原子の移行を再結合律速条件で解いていたものを拡散律速条件にしていることである。これはプラズマ側表面温度(300°C)程度でのトリチウム原子の再結合速度と拡散速度を比較して決めたものである。ただし再結合速度の支配因子の1つであり表面状態を示すスティкиング係数等、まだ不確定性の大きいものを含んだ上の比較評価である。

Fig. 2.1. 4 にD-T プラズマ燃焼運転時間に対するトリチウムインベントリーの変化を示す。同図では積分運転時間30日まで示しているが、実際の積分運転時間は10日程度と考えられる。トリチウムインベントリーは1日程度で飽和している。全てのダイバータ板の表面積を200m<sup>2</sup>とすると、インベントリーは約  $7 \times 10^{-4} \times 200 = 0.14$  [gram] となっている。なお参考のためMoとCuを接合した場合以外にMo, Cuそれぞれ単独で5mm厚さのダイバータ板にした場合についても計算した結果を同図に示している。図2.1. 2 からもわかるようにトリチウムの拡散係数はMoとCuではCu中の値のほうが小さいので、これを反映してCuだけの場合のインベントリーが最も高くなっている。

ただしここで注目されるのは、拡散係数の大きいMoのみの場合よりもさらにはMoとCuを接合した場合のほうが小さいインベントリーとなっていることである。

これは以下のように説明できる。平衡状態におけるダイバータ板中におけるトリチウムのマスバランスを考えると、プラズマ側からダイバータ板内部へ入射する量とダイバータ板の中を拡散し再びプラズマ側及び冷却水側へ放出される量とが等しくなっている。またトリチウムの濃度勾配はプラズマ側から冷却水側に向けて下がっている。ダイバータ板がMoのみ、またはCuのみの場合には平衡状態での濃度分布形は同じで濃度の絶対値が違うだけである。ところがMoとCuを接合した場合には、プラズマ側表面のMo内に入射したトリチウムは、冷却水側に透過するにはMoより拡散が遅くなるCuがあるためにプラズマ側表面に移動、放出される比率が高くなる。またMoとCuの接合面（プラズマ側表面から深さ 1 mm）でのトリチウム濃度は、Cu単独の場合の深さ 1 mmでの値よりもはるかに小さくなる。その結果Cu部の濃度全体が低く抑えられるので、インベントリーもMo及びCu単独の場合より小さくなっている。ただしこの傾向はトリチウム原子が入射する側に拡散係数の大きい材料を配置した場合に出るものであり、逆にCuをプラズマ側に配置するような接合方法ではインベントリーはMo, Cuそれぞれ単独の場合より大きくなってしまう。

## (2) アーマー及び第一壁

第一壁は SUSで構成されているが、プラズマ不純物低減及び耐熱設計の観点からプラズマ側表面に厚さ 2 [cm] 程度のグラファイトのアーマーを接合することが考えられている。グラファイトアーマーがある場合には、プラズマ側からエネルギーを持って入射するトリチウム原子の飛程はアーマー厚さを越えないので全てアーマー内で止まり、直接 SUS材内に入射するものはないと考えられる。SUS材へはアーマー内部を拡散して到達するものだけなのでSUS材中のトリチウムイン

ベントリーはアーマー材中のインベントリーに比べて非常に小さくなる。そこで保守的な評価として、SUS材中のインベントリーを考える場合にはアーマーがないとした条件で行うこととする。第一壁の形状及び計算モデルをFig. 2.1.5に示す。計算はTPERMコードで行う。計算に引用したSUS中におけるトリチウムの拡散係数等のデータをTable 2.1.2にまとめて示す。また拡散係数及び溶解度の温度依存性については先のFig. 2.1.2, 2.1.3に示している。

SUSについての計算は3ケース行っている。SUS材の厚さの違い(5[mm]および10[mm])とSUS材中にトリチウムのtrap siteとなりうる格子欠陥をSUSの原子数比で1[%](INTOR base)想定した場合である。厚さの違いは後の2.2節の漏洩量の評価で比較するためのものである。

Fig. 2.1.6にD-Tプラズマ燃焼運転時間に対するトリチウムインベントリーの変化を示す。図では積分運転時間30日まで示しているが、実際の積分運転時間は10日程度と考えられる。trap siteを想定しない場合には10日の時点ではほぼ飽和しているが、trap siteを想定した場合にはまだ飽和せずまたインベントリーも一桁程度大きい。trap siteがある場合で評価すると10日の時点で $1.7[\text{T-gram/Wall-m}^2]$ となる。第一壁の全表面積を $1000[\text{m}^2]$ とすると全インベントリーは $1.7E+3[\text{gram}]$ となる。

グラファイトアーマーでのトリチウム挙動については第5章で検討するので、ここでは計算条件及び結果のみ示す。アーマーとして使用するグラファイトは現段階では明確に決まっていないので等方黒鉛、炭素複合材(C/C), 熱分解黒鉛の3種類を想定する。プラズマ側表面近傍での入射トリチウム(水素同位体)の挙動は、炭素(C)原子との原子数の比でH/Cで0.01~0.4程度(材料温度依存)の高い飽和層を形成するという点では等方黒鉛、C/C、熱分解黒鉛とも同様と考える。アーマー表面の温度は910°Cと設計されており、この温度での飽和層濃度は約0.01<sup>11)</sup>と考える。表面近傍でのトリチウム原子の飽和挙動をLocal Mixing Model(LMM)<sup>2)</sup>で評価する方法は、入射後のトリチウムの拡散効果を見込めない。ここでは表面層(grainの大きさ程度の深さまで)はトリチウムは飽和していると考える。またアーマー内部についてはグラファイトの空孔(pore)にトリチウムガス( $T_2$ )が充満しているとし、全てのグラファイトのgrainはこの $T_2$ ガス雰囲気にあるとしてTPERMコードで計算する。グラファイト空孔中の $T_2$ ガス分圧は昨年度と同様プラズマ側表面での入射フラックスをもとに、このフラックスの等価なフラックスを与えるような等方でマクスウェル速度分布に従うトリチウムガスを想定し、圧力を算出した。

$$p = f \times (MT)^{1/2} / (2.65 \times 10^{25}) = 1.1 \times 10^{-8}$$

ここで  $p [\text{atm}]$  トリチウムガス分圧

$f = 5 \times 10^{15} [\text{cm}^{-2} \text{s}^{-1}]$  入射フラックス

$M = 6$  トリチウムガス分子量

$T = 300(\text{or } 910)[\text{°C}]$  グラファイト温度

ただし上記算出モデルに含まれている不確定要素を考慮して保守側の値として $p = 1 \times 10^{-5} [\text{atm}]$ の場合についても検討した。

トラップ(C-H結合子)サイトは未照射グラファイトで10ppm(C原子比数)程度<sup>3)</sup>と考えられるが、中性子照射効果を考慮するともっと大きな値になると予想される。ただし現在のところ

これを評価するのは難しいので保守的評価としてトラップサイト0.01（C原子数比）でも評価する。計算条件をTable 2.1.3に示す。

アーマー表面近傍のトリチウムインベントリーは、炭素grain の大きさ程度 ( $10\text{ }\mu\text{m}$ ) の深さまでトリチウム飽和層 ( $H/C = 0.01$ ) があるとして計算すると、アーマーの単位外表面当り  $0.02[\text{T-gram}/\text{m}^2]$  となる。第一壁アーマーの全表面積を  $1000[\text{m}^2]$  とすると、アーマー全表面近傍のトリチウムインベントリーは  $20[\text{gram}]$  となる。

次にアーマー内部について考える。アーマー内部のトリチウムインベントリーの時間変化を先に設定したパラメータケース毎にFig. 2.1.6, 2.1.7に示す。図では積分運転時間30日 ( $2.592E+6[\text{sec}]$ ) まで示しているが、実際の積分運転時間は10日 ( $8.65E+5[\text{sec}]$ ) 程度と考えられる。基本ケース (grain の大きさ  $10\text{ }\mu\text{m}$ ) , pore内のトリチウムガス分圧  $1.1E-3[\text{Pa}]$  ) では10日でほぼインベントリーは飽和に達しており、このときの値は  $1.06E-3[\text{T-gram}/\text{C-kg}]$  となる。第一壁のアーマー全体の物量を乗ずると  $40[\text{gram}]$  となる。

したがってアーマー表面近傍と内部のトリチウムインベントリーを合わせると  $60[\text{gram}]$  となる。また、Fig. 2.1.7, 2.1.8からわかるように基本ケースと比較して、pore内のトリチウムガス分圧を高く想定すると飽和が早まることが、trap site を多く想定するとインベントリーがこれに比例して増すと同時に飽和は遅くなること、さらに grain径を大きく想定すると飽和が遅くなることなどがわかる。特にtrap siteの影響は大きくtrap siteを多く、想定したケースでは10日の時点での全インベントリーは基本ケースの約40倍になっている。

グラファイトの種類 (等方黒鉛、炭素複合材 (C/C) , 熱分解黒鉛) によるトリチウムインベントリーは第2章での検討に従い、等方黒鉛と炭素複合材は同程度で上記  $60[\text{gram}]$  , 熱分解黒鉛はアーマー表面層にインベントリーが限定されるとして  $20[\text{gram}]$  と評価する。

### 参考文献

- 1) M. I. Baskes et al. J. Nucl. Mater. 128/129(1984)629
- 2) D. K. Brice et al. J. Nucl. Mater. 114/(1983)277
- 3) R. A. Causey et al. J. Vac. Sci. Technol. A, Vol. 4, No.3(1986)1189

### (3) 冷却水

冷却水中のトリチウムインベントリーは、冷却対象となるプラズマ対向機器、炉構造物などの材料を透過していくトリチウムの量による。この透過量については、前項(1), (2)と次節での検討によって評価できる。5章で検討するようにプラズマ対向面がグラファイトで保護されていれば冷却水に漏れ込むトリチウム量はかなり少ないが、金属面が直接プラズマに面しているコンポーネントでは、基準濃度を越えるので冷却水トリチウム浄化系が必要になる。従って、トリチウムインベントリーの大きくなる可能性を持つ冷却水系は、プラズマに直接対向する第一壁、ダイバータ等の冷却系である。いずれも、基準濃度の  $0.1 \text{ Ci/l}$  になっていると考える。

以上から、ITERの冷却水中のトリチウムインベントリーは次通り。

	水量 (m <sup>3</sup> )	トリチウム 濃度 (Ci/l)	トリチウムインベントリー (Ci)
ダイバータ冷却系	356.5	0.1	$3.6 \times 10^4$
第一壁冷却系	321.1	0.1	$3.3 \times 10^4$

Table 2.1.1 Constants and parameters  
for divertor plate(FER)

Table 2.1.2 Constants and parameters  
for first wall(FER)

項目	M o	C u
拡散係数		
$D=D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*1)	(*2)
$D_0 [\text{m}^2/\text{sec}]$	5.85E-8	2.26E-7
$E_D [\text{eV}]$	0.169	0.304
溶解度		
$S=S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*1)	(*2)
$S_0 [\text{mol}/\text{m}^3/\text{atm}^{-0.5}]$	8.54E+2	8.72E+1
$E_S [\text{eV}]$	0.568	0.324
表面スティックィング係数		
$\alpha_{inner} [-]$	(0)	-
$\alpha_{outer} [-]$	-	(0)
トリチウム入射フラックス		
$T [/\text{m}^2/\text{sec}] \times \text{入射確率}$	1.62E+22	$\times 0.74$
構造材厚さ	1	4
[mm]		
構造材温度		
inner/outer [°C]	300/180	
トランジット	0	

項目		
拡散係数		
$D=D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*3)	
$D_0 [\text{m}^2/\text{sec}]$	8.5E-6	
$E_D [\text{eV}]$	0.61	
溶解度		
$S=S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*3)	
$S_0 [\text{mol}/\text{m}^3/\text{atm}^{-0.5}]$	1.27E+2	
$E_S [\text{eV}]$	0.091	
表面スティックィング係数		
$\alpha_{inner} [-]$	5E-3	
$\alpha_{outer} [-]$	(0)	
トリチウム入射フラックス		
$T [/\text{m}^2/\text{sec}] \times \text{入射確率}$	5E+19	$\times 0.36$
構造材厚さ		
[mm]	5	, 10
構造材温度		
inner/outer [°C]	300/180	
トランジット	0	$0.01$

(\*3) INTOR base

(\*1) H. Katsuta et al., J. Nucl. Mater., 115 (1983) 206

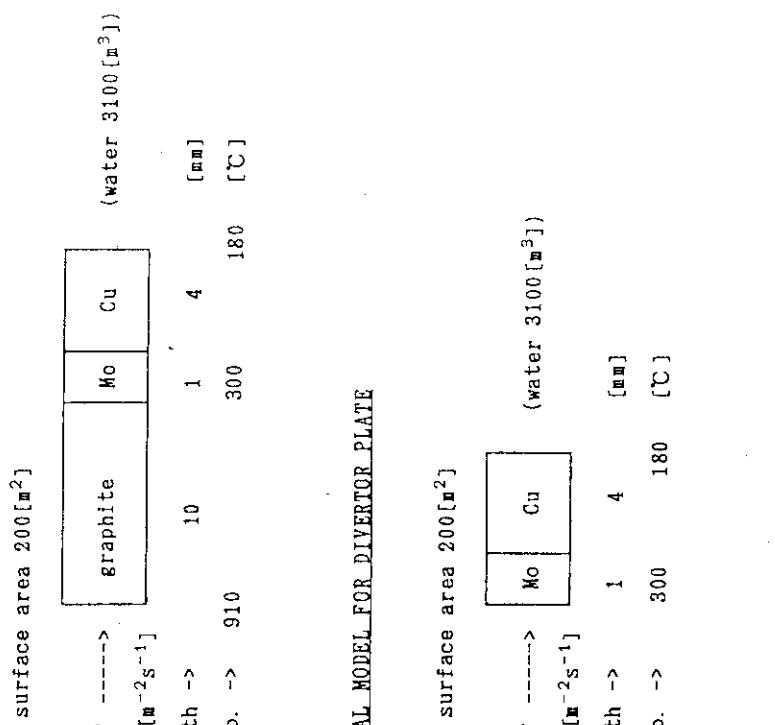
(\*2) T. Tanabe et al., J. Nucl. Mater., 122/123 (1984) 1568

Table 2.1.3 Constants and parameters  
for graphite armor(FFR)

項目	Graphite	surface area 200 [m <sup>2</sup> ]		
拡散係数 $D = D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*4)	300eV T ---->	graphite	Mo Cu (water 3100 [m <sup>3</sup> ])
$D_0$ [m <sup>2</sup> /sec]	1. 69E-4	1. 62x10 <sup>-22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]		
$E_D$ [eV]	2.7	width ->	10	1 4 [mm]
溶解度 $S = S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*4)	temp. ->	300	180 [°C]
$S_0$ [mol/m <sup>3</sup> /atm <sup>-0.5</sup> ]	9. 94E+0			
$E_S$ [eV]	-0. 197			
構造材厚さ [mm]	20			
構造材温度 inner/outer [°C]	910	300eV T ---->	Mo Cu (water 3100 [m <sup>3</sup> ])	
pore内ガス分压 [Pa]	1. 1E-3, 1. E-0	1. 62x10 <sup>22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]		
grain 直径 [μm]	1. E+1, 1. E+3	width ->	1	4 [mm]
ヘリウムサイト [H/C]	1. E-5, 1. E-2	temp. ->	300	180 [°C]

(\*4) H. Atsumi et al., J. Nucl. Mater., 155/157 (1988) 241

Fig. 2.1.1 Calculational model for divertor plate(FFR)



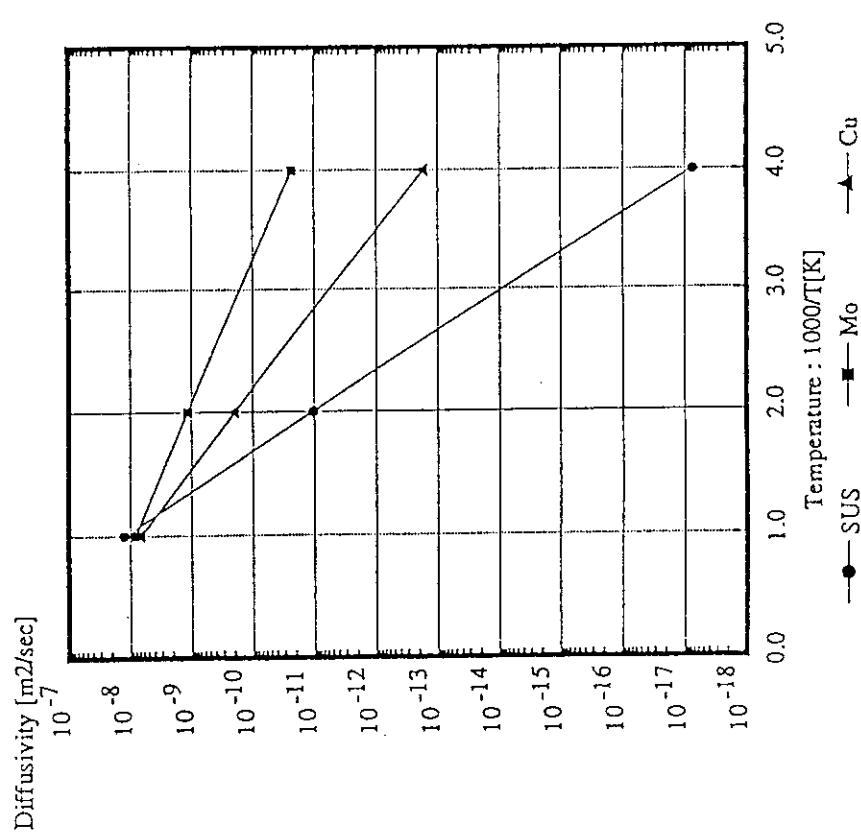


Fig. 2.1.2 Tritium diffusivity

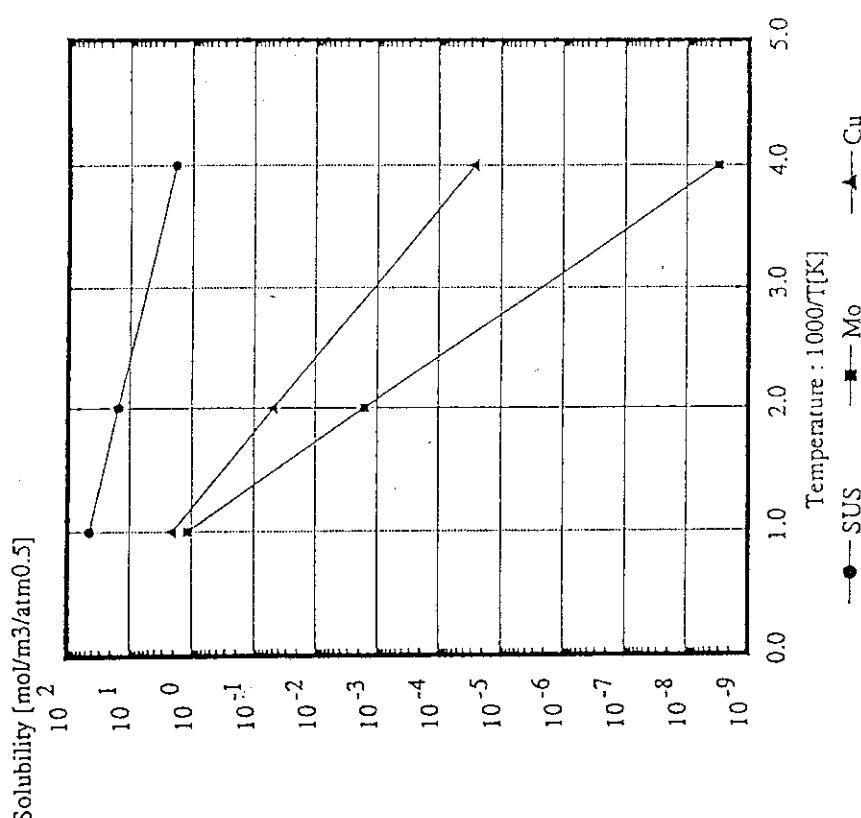


Fig. 2.1.3 Tritium solubility

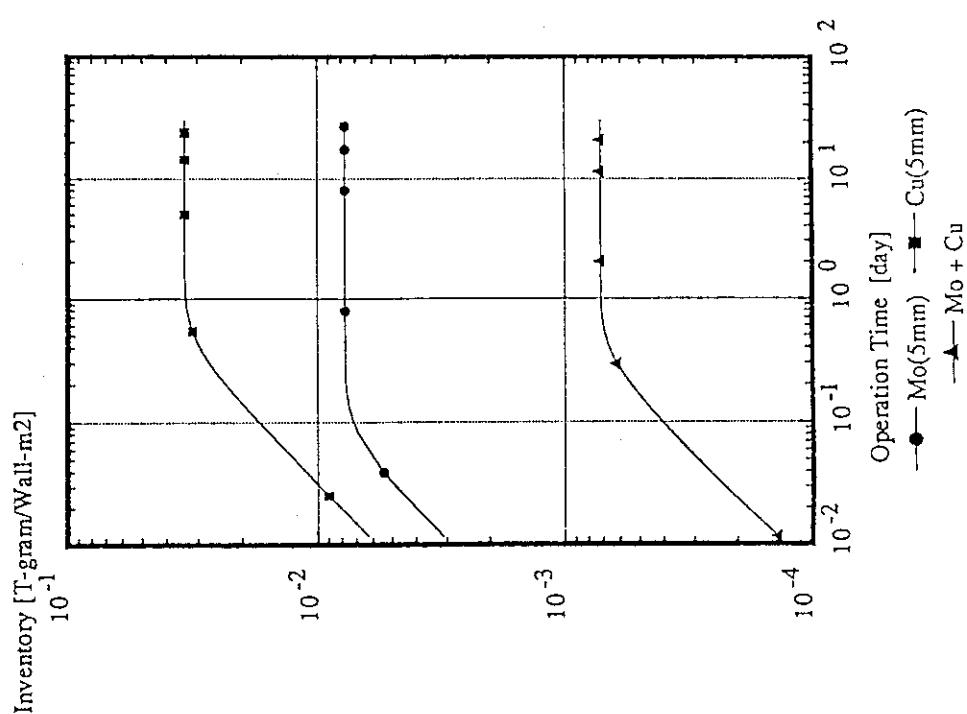


Fig. 2.1.4 Tritium inventory  
in divertor plate (FER)

#### GEOMETRY AND CONDITION FOR FIRST WALL

surface area 1000 [m <sup>2</sup> ]		graphite	SS	(water 143100 [m <sup>3</sup> ])
200eV	T →			
5. x10 <sup>19</sup>	[m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]			
width →	-	20	(5 or 10)	[mm]
temp. →	910	300	180	[°C]

#### CALCULATIONAL MODEL FOR FIRST WALL

surface area 1000 [m <sup>2</sup> ]		SS	(water 143100 [m <sup>3</sup> ])
200eV	T →		
5. x10 <sup>19</sup>	[m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]		
width →	(5 or 10)	[mm]	
temp. →	300	180	[°C]

Fig. 2.1.5 Calculational model for first wall(FER)

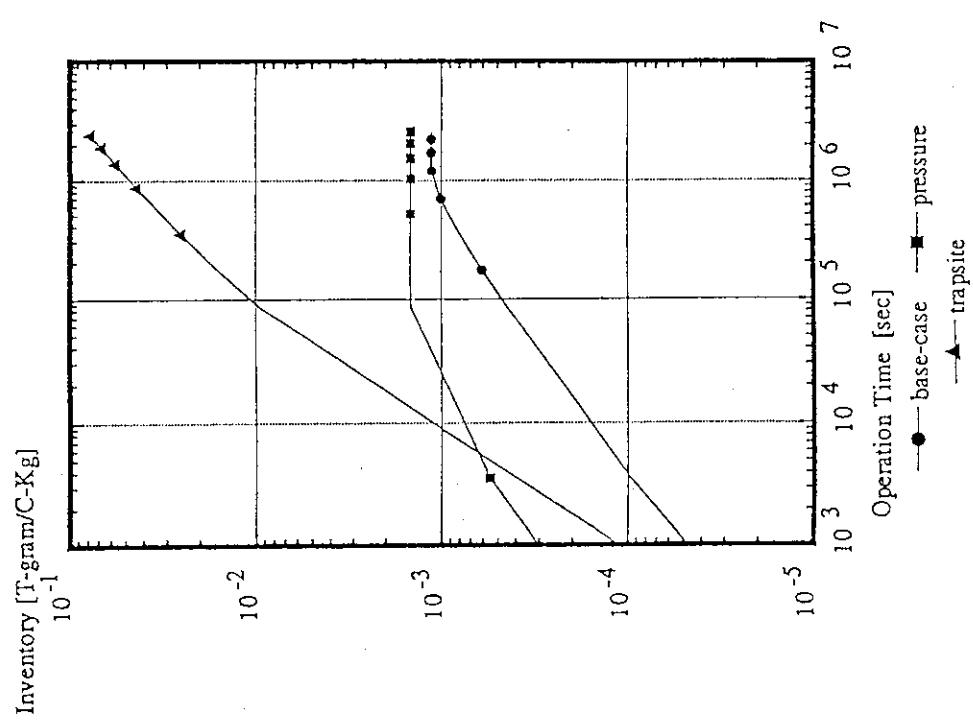


Fig. 2.1.6 Tritium inventory in graphite armor(FER) (base case, gas partial pressure in pore (high), trap site (large))

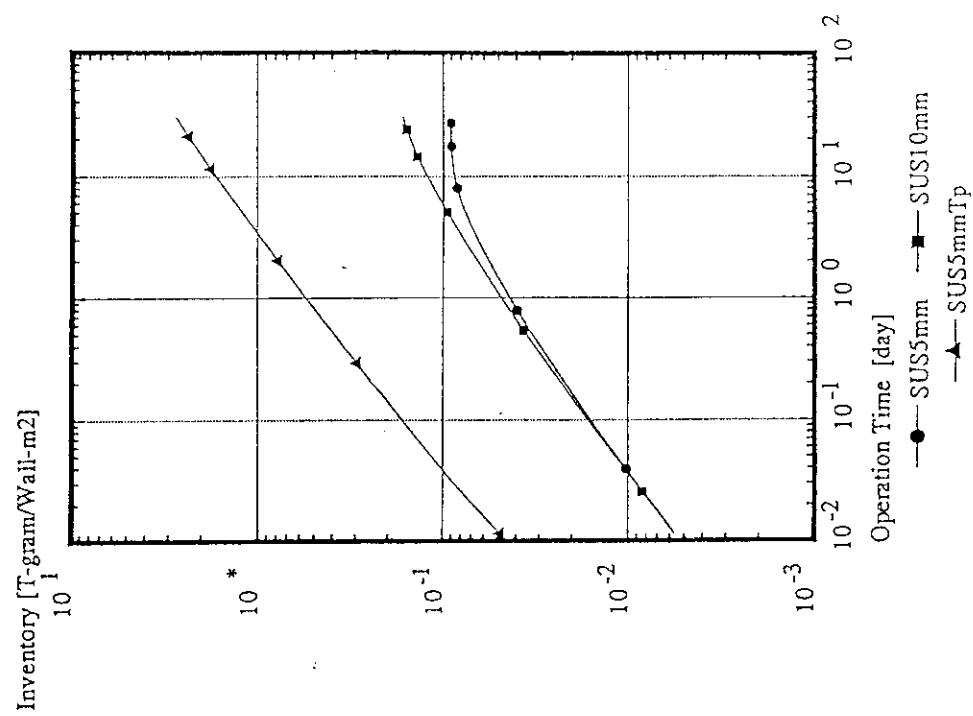


Fig. 2.1.7 Tritium inventory in first wall(FER)  
(wall width 5[mm], 10[mm],  
Tp(trap site 0.01))

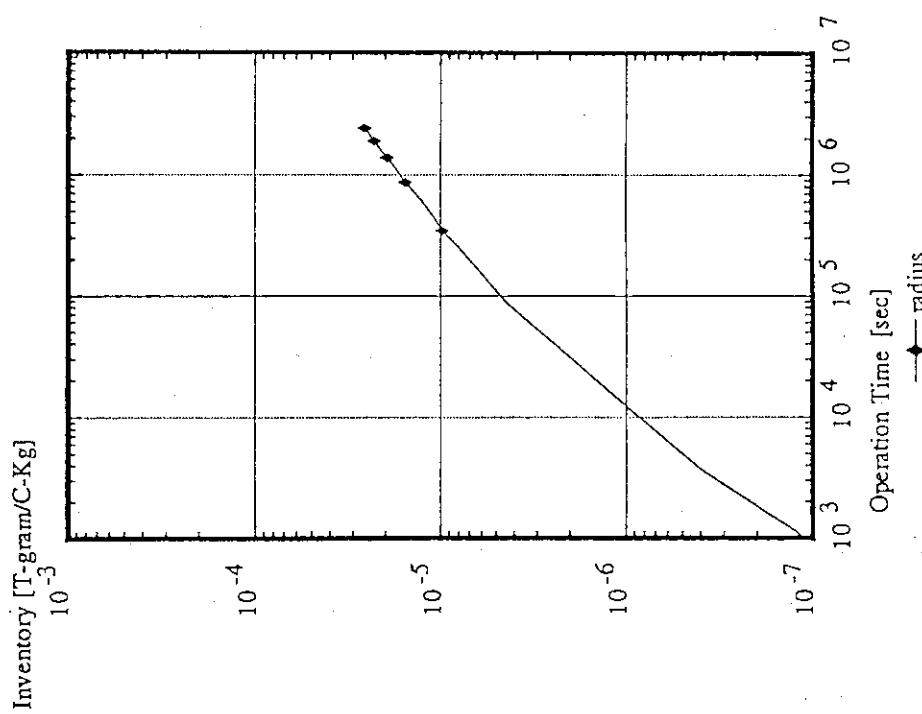


Fig. 2.1.8 Tritium inventory in graphite armor (FER)  
( grain size(large radius) )

## 2.2 トリチウム漏洩量

冷却系へのトリチウムの漏洩量を評価することは冷却系の純化設備を設計する上で重要となる。ここでは保守的評価となるアーマーがない場合を想定して計算している。

### (1) ダイバータ

前節のトリチウムインベントリーの評価と同じ条件で冷却系への透過漏洩量を評価した。計算条件等は先のTable 2.1.1のとおりである。

Fig. 2.2.1に冷却系へのトリチウム透過率の時間変化を示す。図では積分運転時間30日まで示しているが、実際の積分運転時間は10日程度と考えられる。10日の時点では透過率は既に定常に達しており $6.6E-4 [T\text{-gram/Wall}\cdot m^2/\text{day}]$ （トリチウムが入射するプラズマ側の表面積で規格化している）となる。

Fig. 2.2.2は冷却系に透過したトリチウムの総量を冷却水中濃度として示したものである。ただしダイバータのプラズマに面している全表面積を $200 [m^2]$ 、冷却系の冷却水総量を $1400 [m^3]$ とした。図から積分運転時間10日の時点ではトリチウム濃度は $9E-3 [Ci/litter]$ となることがわかる。

以上は FERの設計をもとに検討したものであるが、次にITERの設計について先と同様の検討した結果を示す。ここではダイバータの材質として、MoとCuのものとWとCuのものの2とおりについて検討した。

MoとCuからなるダイバータの形状及び計算モデルをFig. 2.2.3に示す。ここではMo及びCuの厚さ並びに温度条件を変えた、3ケースについて検討している。また物性データ等をTable 2.2.1に示す。結果は、Moの表面温度が $300 [^\circ\text{C}]$ のケースをFig. 2.2.4, 2.2.5, 2.2.6, 2.2.7に示す。その他のケースをFig. 2.2.8, 2.2.9, 2.2.10, 2.2.11, 2.2.12, 2.2.13に示す。

次にWとCuからなるダイバータの形状及び計算モデルをFig. 2.2.14に示す。また物性データをTable 2.2.2に示す。計算の結果はFig. 2.2.15, 2.2.16, 2.2.17の通りである。

### (2) 第一壁冷却系

前節のトリチウムインベントリーの評価と同じ条件で冷却系への透過漏洩量を評価した。計算条件等は先のTable 2.1.2のとおりである。ただし冷却系への透過を考えるときにはSUS中のトリチウムのtrap siteがないとしたほうが透過が早いのでtrap siteのない条件で計算している。

Fig. 2.2.18に冷却系へのトリチウム透過率の時間変化を示す。図では積分運転時間30日まで示しているが、実際の積分運転時間は10日程度と考えられる。SUSの厚さが $5 [mm]$ の場合には10日の時点で透過率はほぼ定常に近く $1.6E-3 [T\text{-gram/Wall}\cdot m^2/\text{day}]$ （トリチウムが入射するプラズマ側の表面積で規格化している）となっている。

Fig. 2.2.19は冷却系に透過したトリチウムの総量を冷却水中濃度として示したものである。ただし第一壁のプラズマに面している全表面積を $1000 [m^2]$ 、冷却系の冷却水総量を $3100 [m^3]$ とした。図から積分運転時間10日の時点でトリチウム濃度は $2.5E-2 [Ci/litter]$ となることがわかる。

る。

以上は FERの設計をもとに検討したものであるが、次にITERの設計について先と同様の検討した結果を示す。第一壁の形状及び計算モデルをFig. 2. 2. 20に示す。物性データ等はTable 2. 2. 3 の通りである。結果はFig. 2. 2. 21, 2. 2. 22, 2. 2. 23に示している。

### (3) 冷却水の系外漏洩

冷却水の系外漏洩とともに、含有されるトリチウムが配管系外に漏洩する。漏洩量については、次のように考える。

- ① 冷却水配管のバルブやポンプからの漏洩を考える。
- ② 冷却水200m<sup>3</sup>当たり20cc/hrのリークとする。
- ③ 冷却水のトリチウム濃度は0.1Ci/lとする。
- ④ 対象となる系統は

・ダイバータ冷却系	356.5m <sup>3</sup>
・第一壁冷却系	321.1m <sup>3</sup>

$$\frac{356.5\text{m}^3 + 321.1\text{m}^3}{20\text{m}^3}$$

$$\times 20\text{cc/hr} \times 0.1\text{Ci/l} = 0.068 \text{ Ci/hr}$$

この量が、そのまま建屋から一般大気環境に放出されないように、室内雰囲気浄化系等でトリチウムの放出低減を図る必要性についても、検討が必要であろう。

Table 2.2.1 Constants and parameters for divertor plate(ITER CASE 1-3)

Table 2.2.2 Constants and parameters for divertor plate(ITER CASE 4)

項目	M o	C u	
拡散係数			
$D=D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*)2		
$D_0 [\text{m}^2/\text{sec}]$	5.85E-8	2.26E-7	
$E_D [\text{eV}]$	0.169	0.304	
溶解度			
$S=S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*)2		
$S_0 [\text{mol}/\text{m}^3/\text{atm}^{-0.5}]$	8.54E+2	8.72E+1	
$E_S [\text{eV}]$	0.568	0.324	
表面ステイキング”係数			
$\alpha_{inner} [-]$	(0)	-	
$\alpha_{outer} [-]$	-	(0)	
トリチウム入射フリクス			
$T [/\text{m}^2/\text{sec}] \times \text{入射確率}$	2.0E+22	x 0.74	
構造材厚さ			
[mm]	1 / 5	4 / 3	3
[mm]	1 / 5	4 / 3	
構造材温度			
inner/outer [°C]	300/180		
トランジット	800/300/240	0	0

- (\*1) H. Katsuta et al., J. Nucl. Mater., 115 (1983) 206  
 (\*2) T. Tanabe et al., J. Nucl. Mater., 122/123 (1984) 1568

項目	W	C u	
拡散係数			
$D=D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*)1		
$D_0 [\text{m}^2/\text{sec}]$	4.1E-7	2.26E-7	
$E_D [\text{eV}]$	0.39	0.304	
溶解度			
$S=S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*)1		
$S_0 [\text{mol}/\text{m}^3/\text{atm}^{-0.5}]$	9.47E+2	8.72E+1	
$E_S [\text{eV}]$	1.04	0.324	
表面ステイキング”係数			
$\alpha_{inner} [-]$	(0)	-	
$\alpha_{outer} [-]$	-	(0)	
トリチウム入射フリクス			
$T [/\text{m}^2/\text{sec}] \times \text{入射確率}$	2.0E+22	x 0.74	
構造材厚さ			
[mm]	5	3	
構造材温度			
inner/outer [°C]	800/300/240	0	
トランジット			

- (\*1) R. Frauenfelder, J. Vacuum Sci. Technol., 6 (1969) 388  
 (\*2) T. Tanabe et al., J. Nucl. Mater., 122/123 (1984) 1568

Table 2.2.3 Constants and parameters for  
first wall(ITER)

項目	
拡散係数	
$D = D_0 \exp(-E_D/kT)$	(*3)
$D_0 [\text{m}^2/\text{sec}]$	$8.5 \times 10^{-6}$
$E_D [\text{eV}]$	0.61
溶解度	
$S = S_0 \exp(-E_S/kT)$	(*3)
$S_0 [100 \text{ m}^3/\text{atm}^{-0.5}]$	$1.27 \times 10^2$
$E_S [\text{eV}]$	0.091
表面ストライクング係数	
$\alpha_{\text{inner}} [-]$	$5 \times 10^{-3}$
$\alpha_{\text{outer}} [-]$	(0)
トリチウム入射フラックス	
$T [1/\text{m}^2/\text{sec}] \times \text{入射確率}$	$10^{20} \times 0.36$
構造材厚さ	
[mm]	3
構造材温度	
inner/outer [°C]	300/180

(\*3) INTOR base

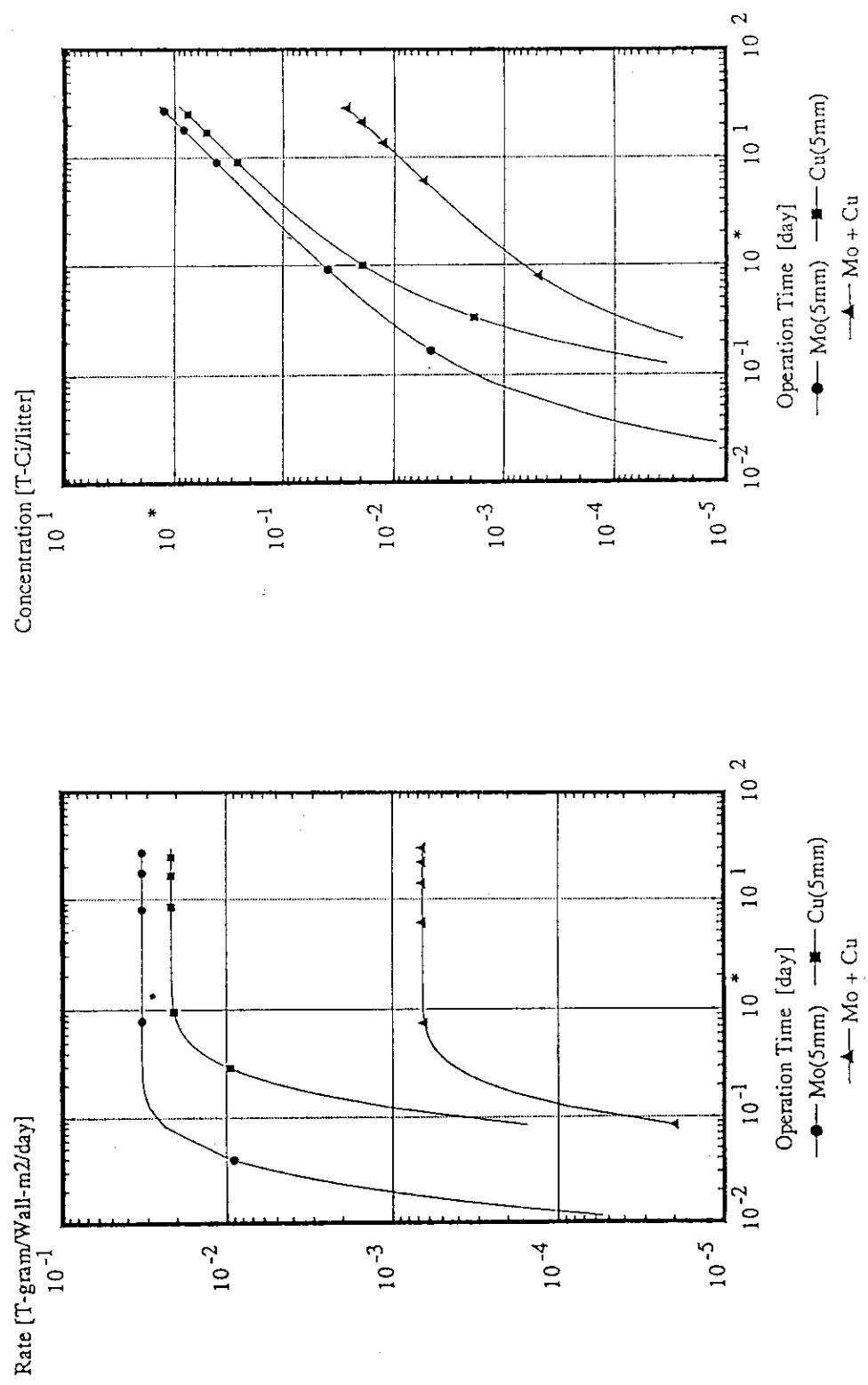


Fig. 2.2.1 Tritium permeation rate to divertor cooling system(FER)

Fig. 2.2.2 Tritium concentration in divertor cooling system(FER)

GEOMETRY AND CONDITION FOR DIVERTOR PLATEsurface area 200[m<sup>2</sup>]

(50eV) T ----->	graphite	Mo	Cu	(water 356.5[m <sup>3</sup> ])
2. x10 <sup>22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]				
width ->	10	1	4	[mm]
temp. ->	910	300	180	[°C]

Mo及びCuではtrap siteは考えない。

CALCULATIONAL MODEL FOR DIVERTOR PLATE<CASE 1>surface area 200[m<sup>2</sup>]

(50eV) T ----->	Mo Cu		(water 356.5[m <sup>3</sup> ])	
2. x10 <sup>22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]				
width ->	1	4	[mm]	
temp. ->	300	180	[°C]	

<CASE 2>surface area 200[m<sup>2</sup>]

(50eV) T ----->	Mo Cu		(water 356.5[m <sup>3</sup> ])	
2. x10 <sup>22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]				
width ->	1	4	[mm]	
temp. ->	800	300	240	[°C]

<CASE 3>surface area 200[m<sup>2</sup>]

(50eV) T ----->	Mo Cu		(water 356.5[m <sup>3</sup> ])	
2. x10 <sup>22</sup> [m <sup>-2</sup> s <sup>-1</sup> ]				
width ->	5	3	[mm]	
temp. ->	800	300	240	[°C]

Fig. 2.2.3 Calculational model for divertor plate(ITER CASE 1-3)

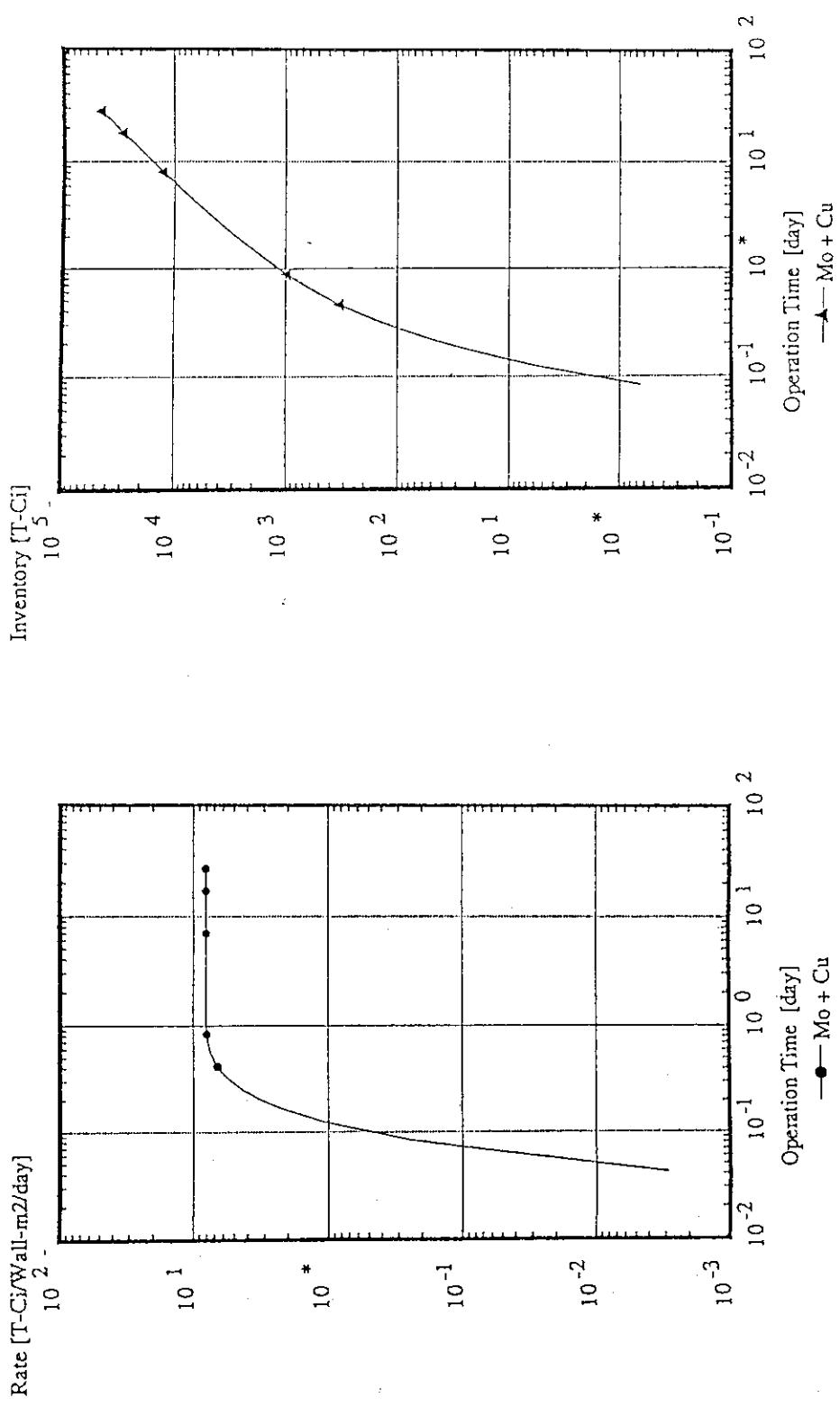


Fig. 2.2.4 Tritium permeation rate to divertor cooling system (ITER CASE 1)

Fig. 2.2.5 Tritium inventory in divertor cooling system (ITER CASE 1)

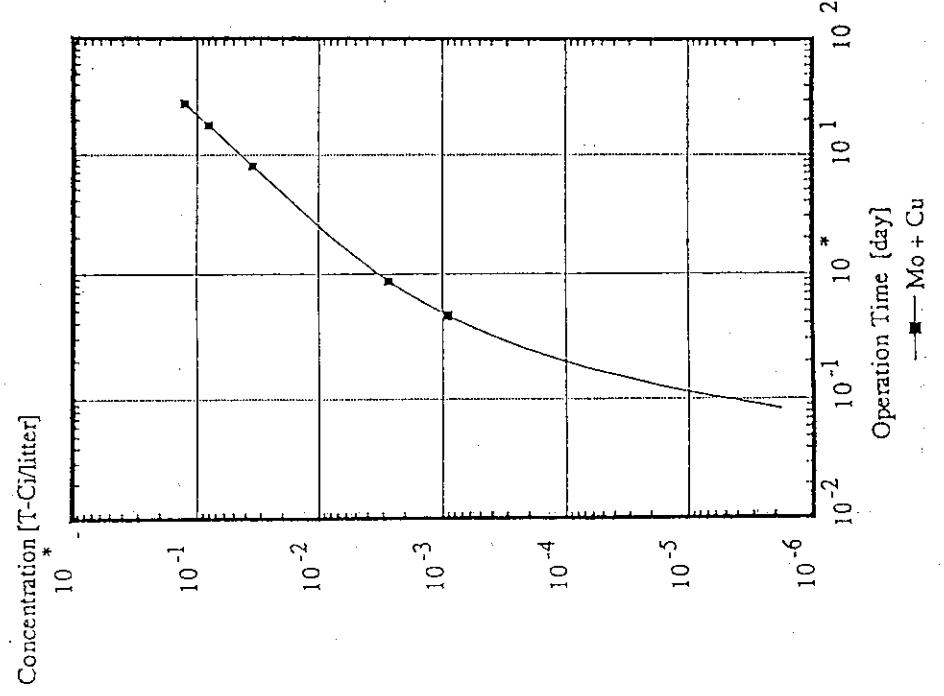


Fig. 2.2.6 Tritium concentration in divertor cooling system (ITER CASE 1)

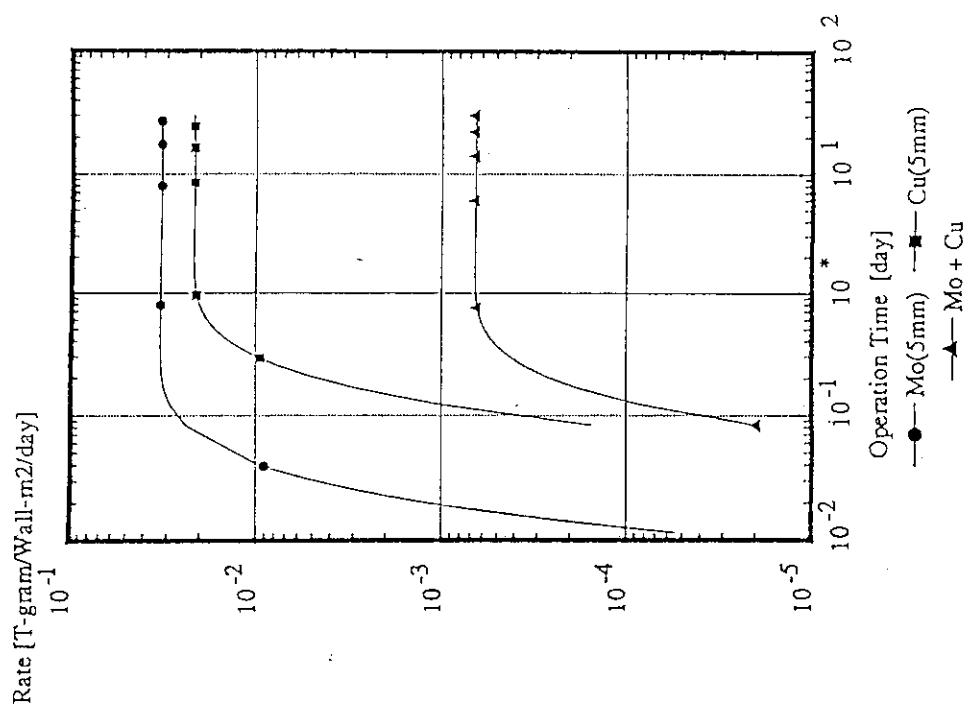


Fig. 2.2.7 Tritium permeation rate to divertor cooling system (ITER CASE 1) (tritium incident flux is different from Fig. 2.2.4)

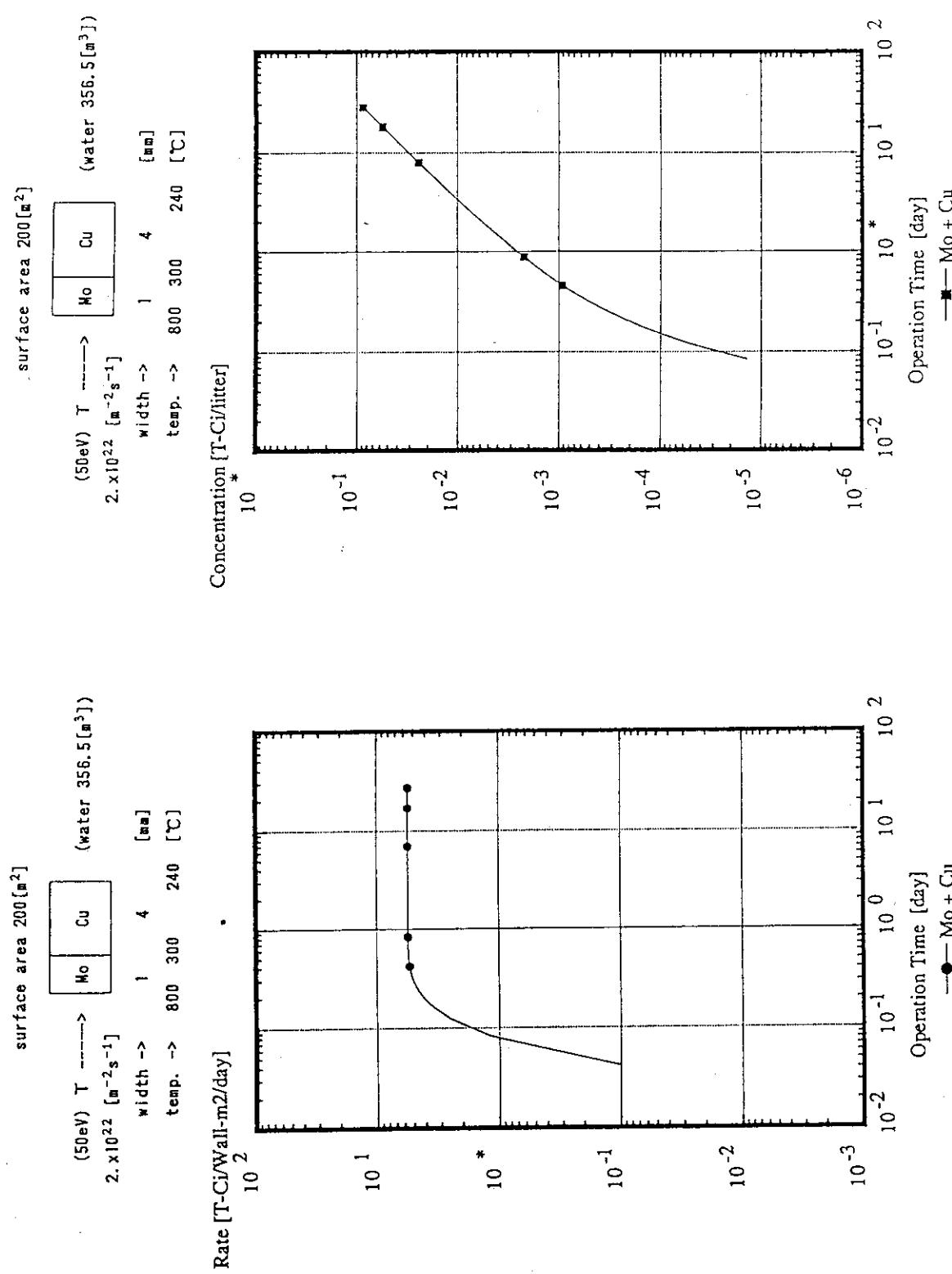


Fig. 2.2.8 Tritium permeation rate to divertor cooling system (ITER CASE 2)

Fig. 2.2.9 Tritium concentration in divertor cooling system (ITER CASE 2)

—●— Mo + Cu  
—■— Mo + Cu + water 356.5 [ $\text{m}^{-3}$ ]

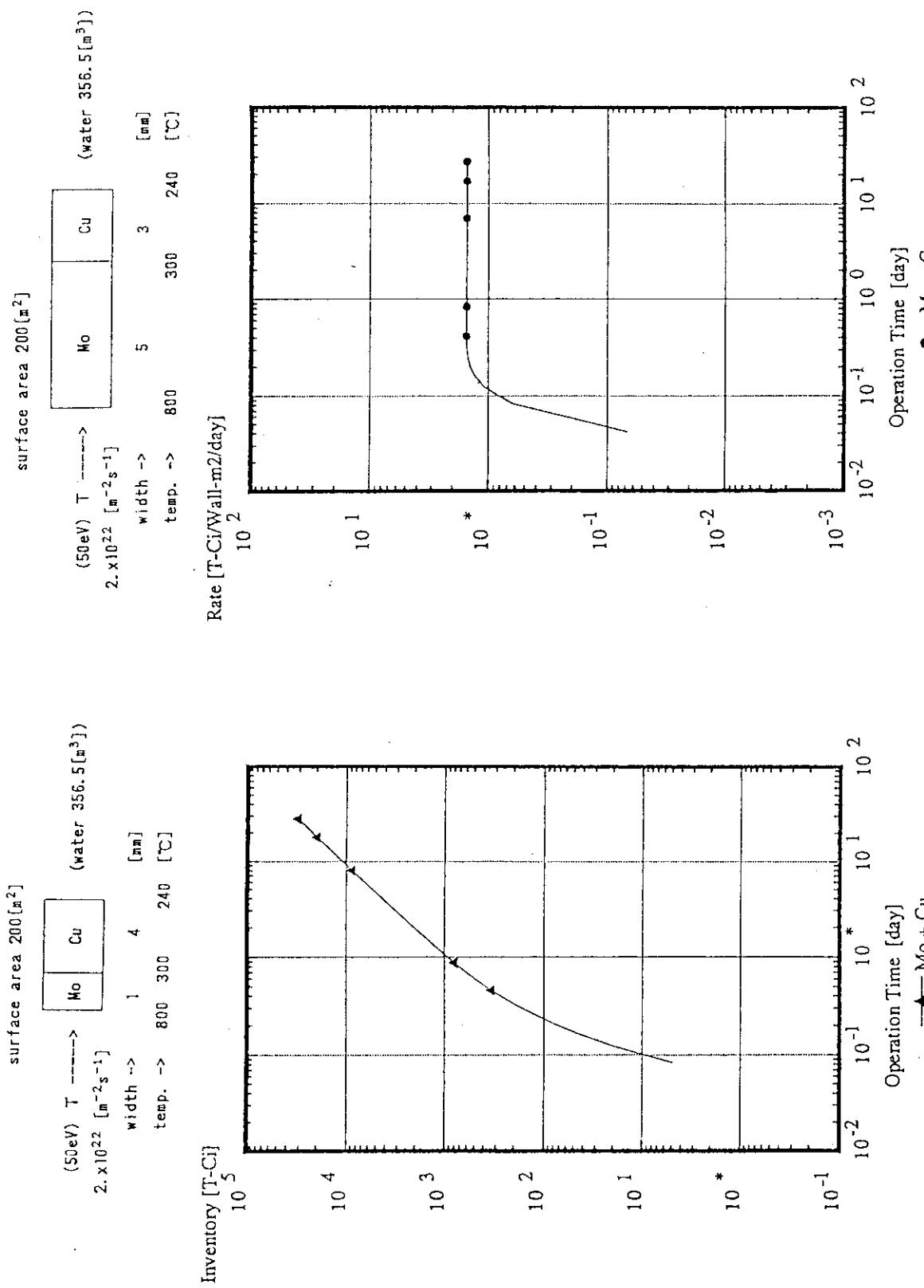


Fig. 2.2.10 Tritium inventory in divertor cooling system(ITER CASE 2)

Fig. 2.2.11 Tritium permeation rate to divertor cooling system (ITER CASE 3)

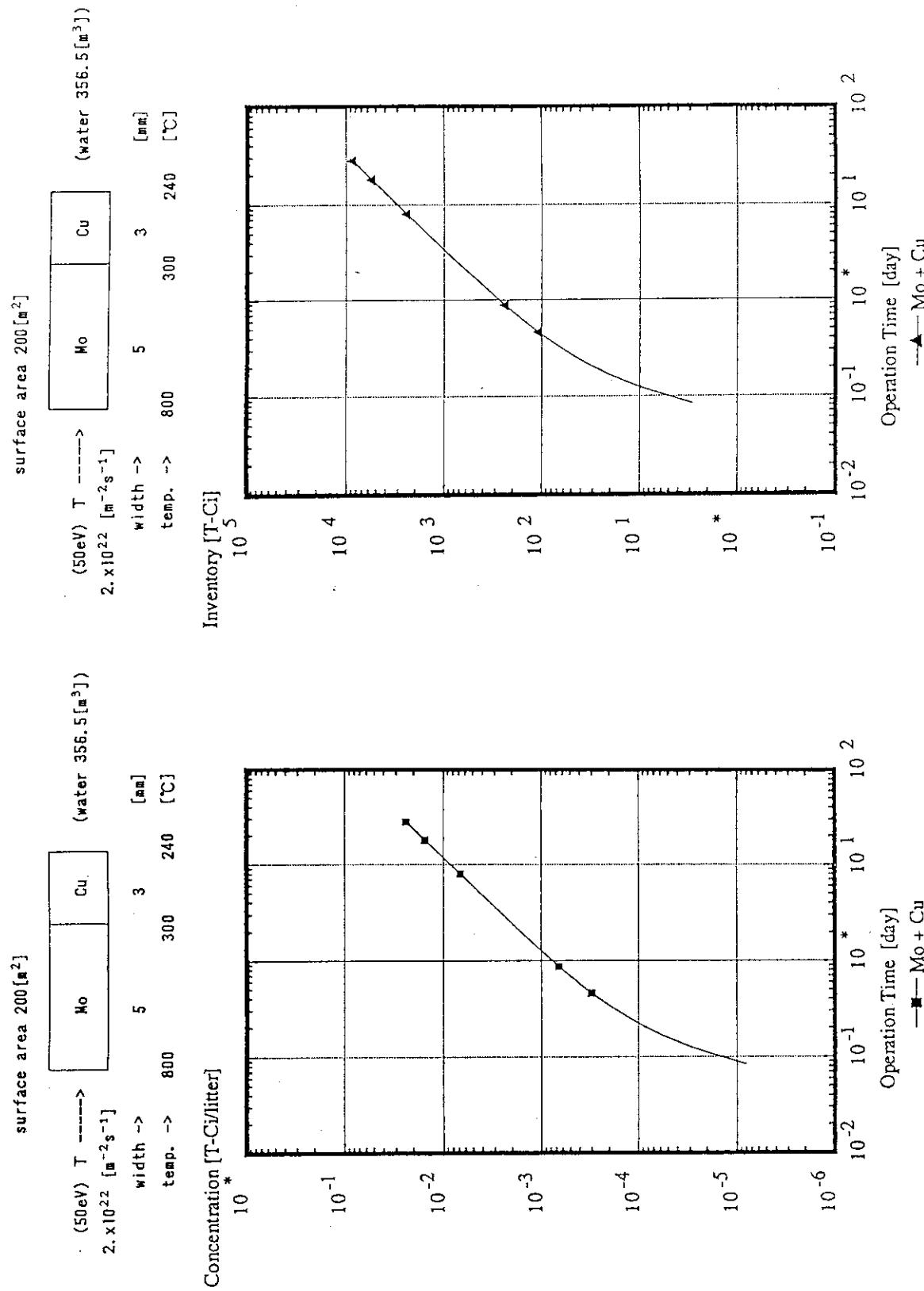
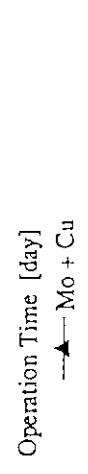


Fig. 2.2.12 Tritium concentration in divertor cooling system (ITER CASE 3)

Fig. 2.2.13 Tritium inventory in divertor cooling system(ITER CASE 3)



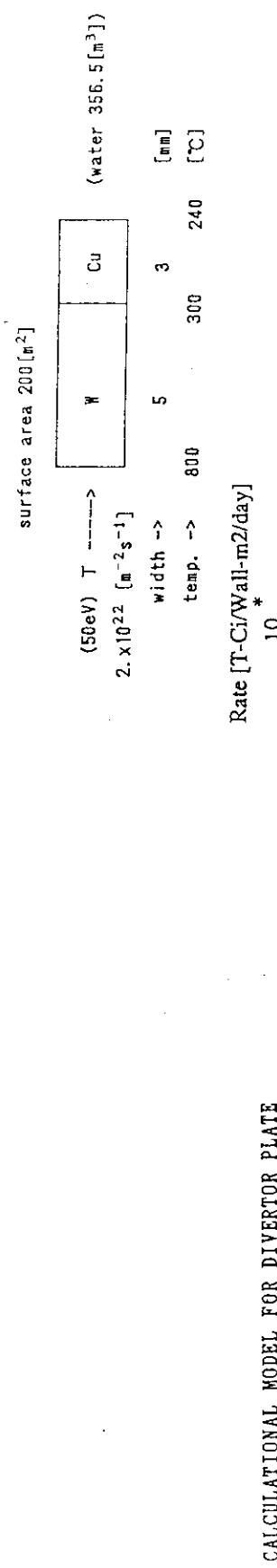


Fig. 2.2.14 Calculational model for divertor plate(ITER CASE 4)

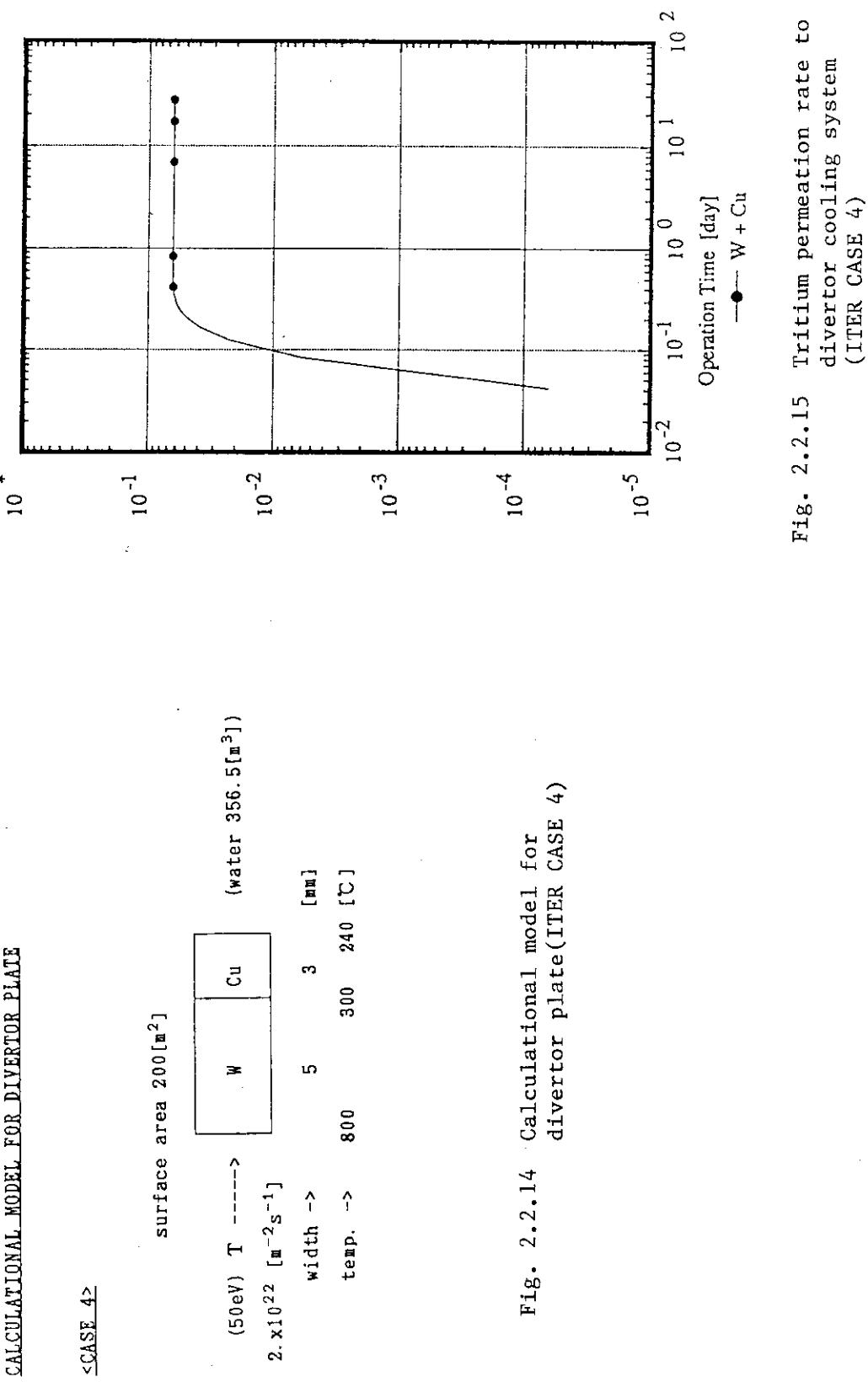


Fig. 2.2.15 Tritium permeation rate to divertor cooling system (ITER CASE 4)

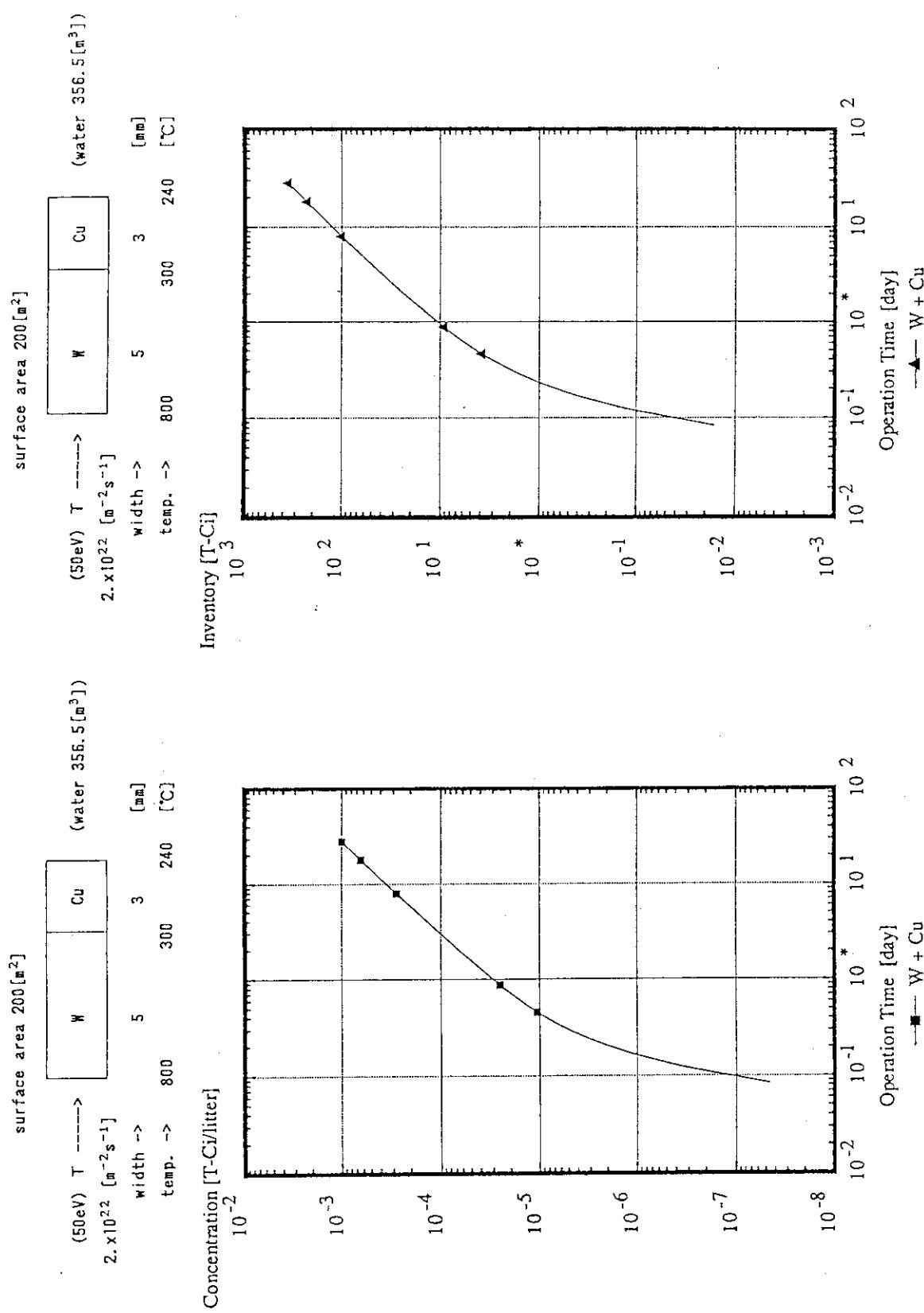


Fig. 2.2.16 Tritium concentration in divertor cooling system (ITER CASE 4)

Fig. 2.2.17 Tritium inventory in divertor cooling system(ITER CASE 4)

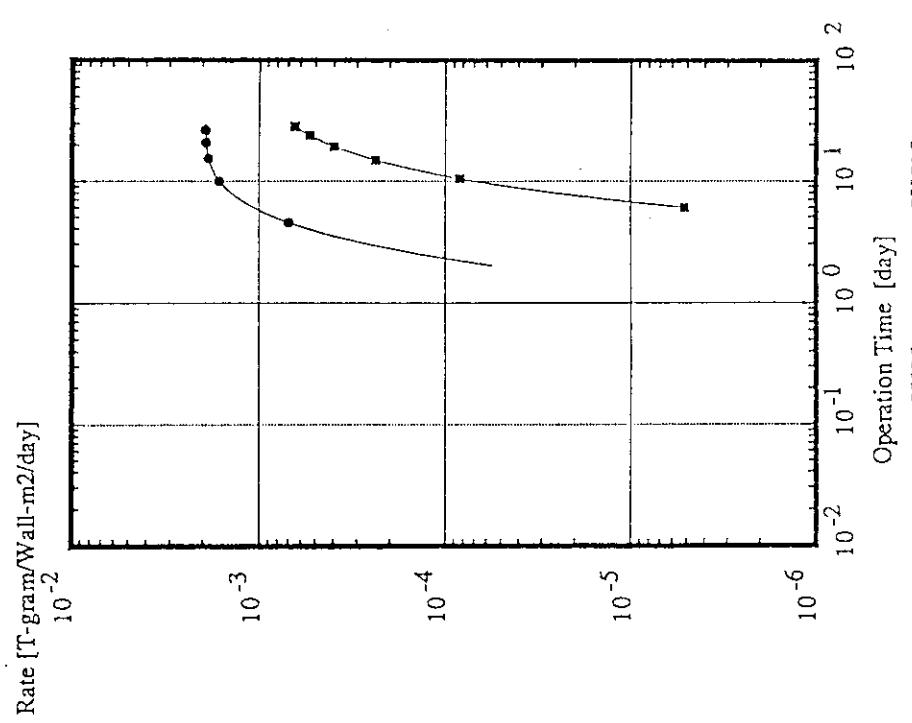


Fig. 2.2.18 Tritium permeation rate to  
first wall cooling system  
(FER)

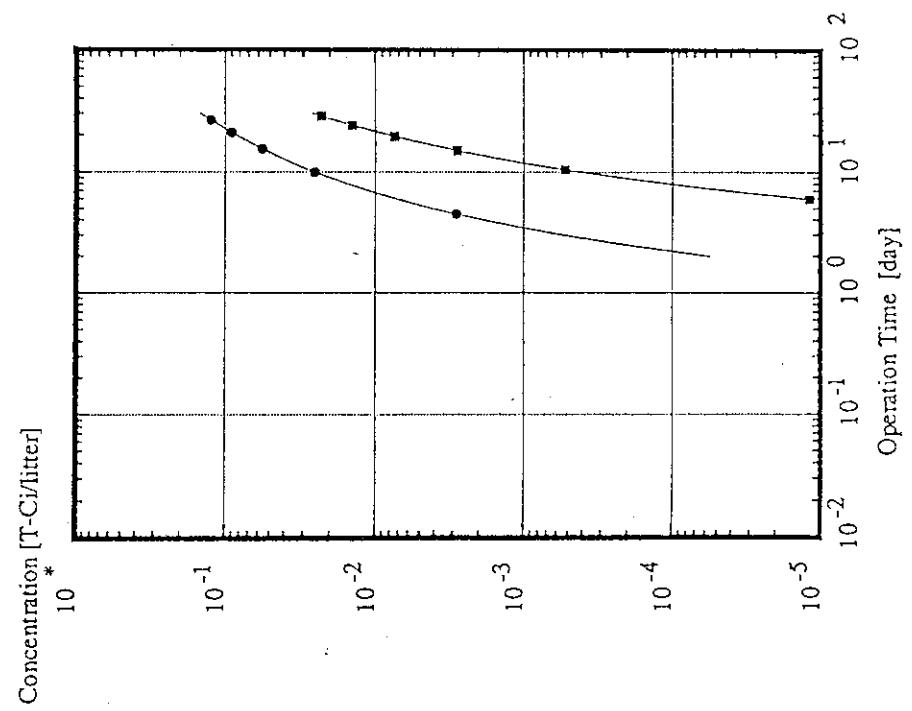


Fig. 2.2.19 Tritium concentration in  
first wall cooling system  
(FER)

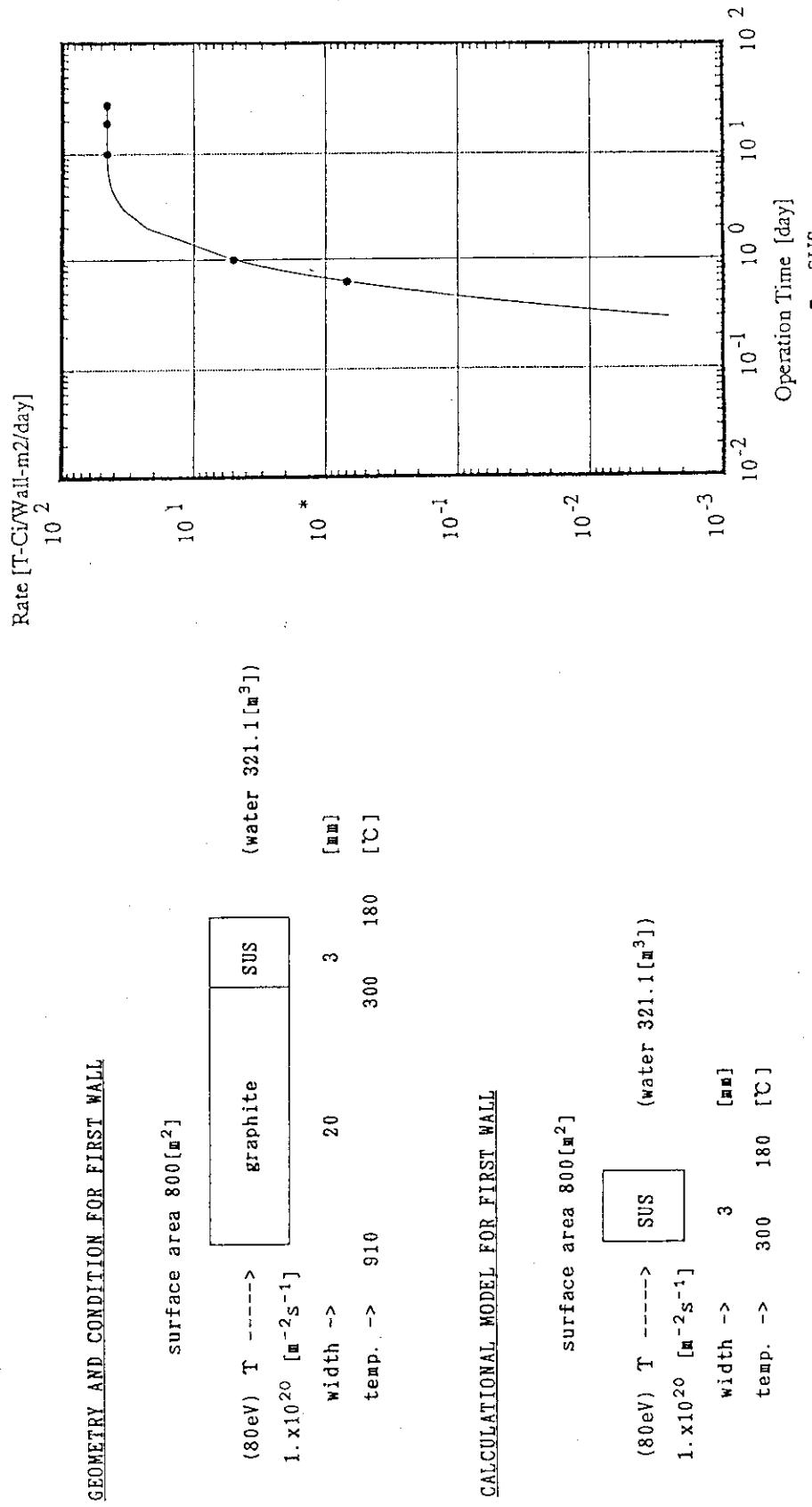


Fig. 2.2.20 Calculational model for first wall(ITER)

Fig. 2.2.21 Tritium permeation rate to first wall cooling system (ITER)

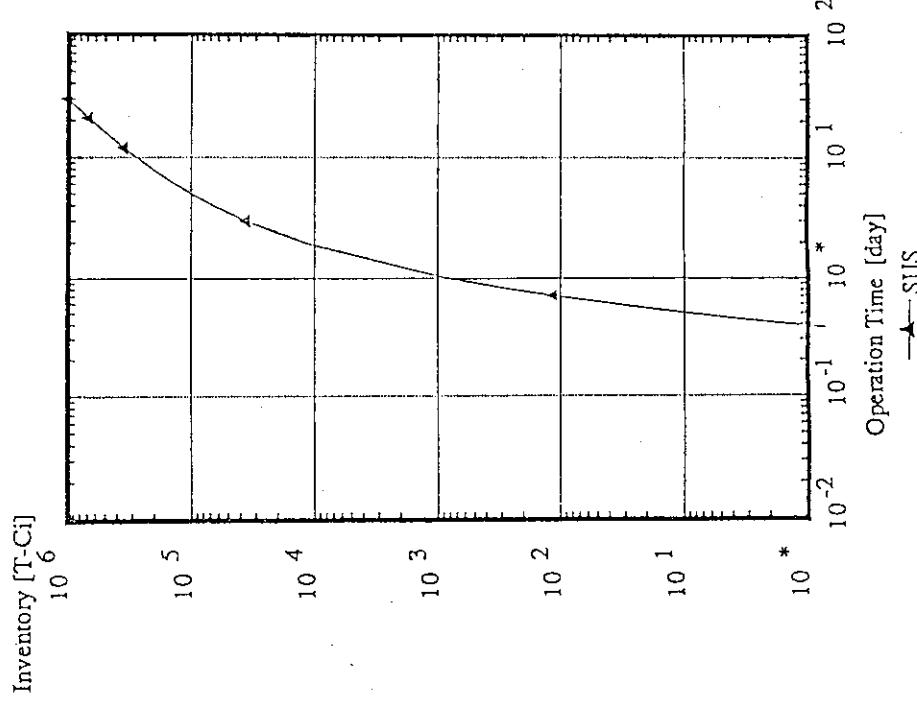


Fig. 2.2.22 Tritium inventory in first wall cooling system(ITER)

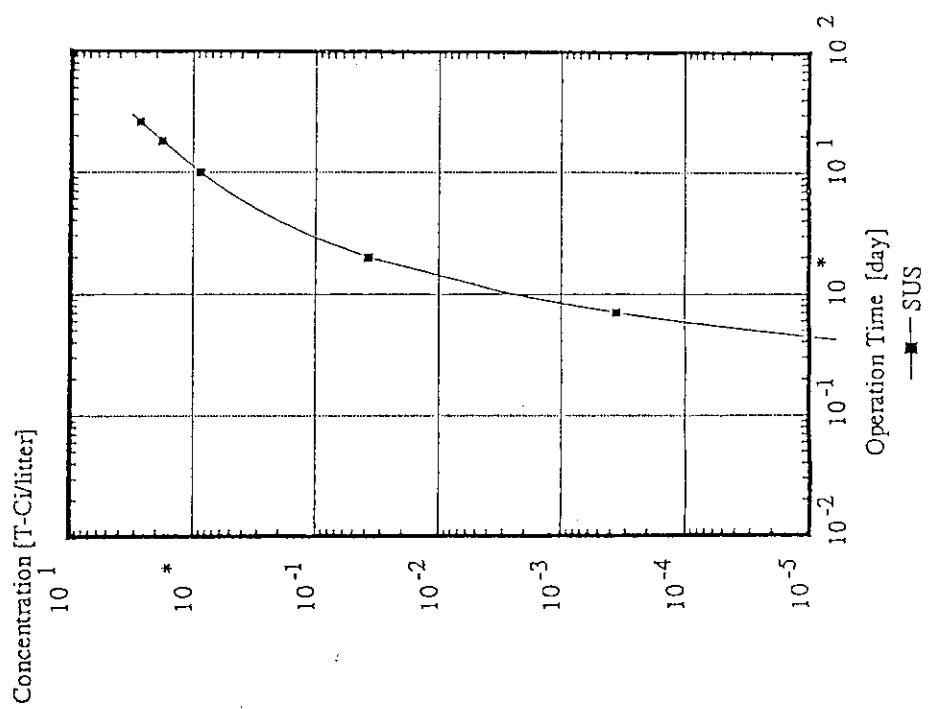


Fig. 2.2.23 Tritium concentration in first wall cooling system  
(ITER)

## 2.3 線量率分布

通常運転時における線量率の評価は、ITERでの国際的な申し合わせにより、国内の管理区域での数字と異なっている。即ち、

- ① ITER : 2.5 mrem/hr (被曝施設における従業員に対して)
- ② 科技庁告示 : 0.18mrem/hr (30 mrem/Wからの換算値)

ここでは、ITERとしての評価結果を述べる。

### (1) 1次元輸送計算における生体遮蔽特性

下表の通り。

	Physics phase	Technology phase
遮 蔽 体 外 側	$5 \times 10^3$ mrem/hr	1.5 mrem/hr
クライオスタッフ外側	$5 \times 10^{-4}$ mrem/hr	$2 \times 10^{-7}$ mrem/hr

Physics phaseの場合は、クライオスタッフの遮蔽効果を考慮しなくては、ITERの基準である2.5mrem/hrを満足しない。もし、国内であれば、更にTechnology phaseでも基準を満足しない。従って、厚さ2cmのクライオスタッフの設置が必要である。

### (2) 2次元輸送計算における生体遮蔽特性

Technology phaseのポロイダル断面下半分の遮蔽性能評価の結果

- クライオスタッフ内 :  $4 \times 10^4$  rem/hr
- クライオスタッフ外 : 0.5 mrem/hr

クライオスタッフ外側では、ITERの基準は満足できるが国内基準を満たすには更に厚さの追加が必要と考える。

#### ○ 主排気系ダクト

- ① クライポンプ室までの水平ダクト遮蔽体外表面の線量率 :  $5 \times 10^4$  mrem/hr  
ITER基準以下にするには、更に70cm、全体として110cmのステンレス遮蔽体が必要。
- ② クライポンプ室の遮蔽体外表面の線量率 :  $2 \times 10^5$  mrem/hr  
ITER基準以下にするには、更に75cm、全体として115cmのステンレス遮蔽体が必要。

#### ○ NBIポート

- ① クライオスタッフ外部のダクト近傍 :  $6 \times 10^8$  mrem/hr  
ITER基準以下にするには、更に130cm、全体として~200cmのステンレス遮蔽体が必要。
- ② ビームダンプ室壁外側 :  $5 \times 10^7$  mrem/hr  
ITER基準以下にするには、更に~120cm、全体として~180cmのステンレス遮蔽体が必要。

要。

③ イオン源室壁外側 : 推定で $\sim 10^9$  mrem/hr

ITER基準以下にするには、全体として $\sim 135\text{cm}$ のステンレス遮蔽体が必要。

## 2.4 冷却水中の腐食生成物の放射化

### (1) 腐食生成物の生成量の調整・評価

冷却配管材質としてダイバータの場合ステンレス鋼 (SS316)と銅を、第一壁の場合 SS316を対象とする。SS316及び銅 (JIS)の成分組成をTable 2.4.1 とTable 2.4.2<sup>(1)(2)</sup>に示す。

#### a) SS316 の誘導放射能

誘導放射能SS316については、中性子壁負荷  $1\text{MW}/\text{m}^2$ 、一年連続運転での計算結果<sup>(2)</sup>を、炉停止直後と短半減期核種の影響を除くため、炉停止1週間後の値で評価する。

Table 2.4.3 に結果を示すが、炉停止1週間後では $^{51}\text{Cr}$ ,  $^{49}\text{V}$ ,  $^{54}\text{Mn}$ ,  $^{55}\text{Fe}$ ,  $^{59}\text{Fe}$ ,  $^{57}\text{Ni}$ ,  $^{57}\text{Co}$ ,  $^{58}\text{Co}$ ,  $^{60}\text{Co}$ ,  $^{88}\text{Mo}$ 等の核種があげられるが、長期的には半減期が一ヶ月以上である  $^{49}\text{V}$ ,  $^{54}\text{Mn}$ ,  $^{55}\text{Fe}$ ,  $^{57}\text{Co}$ ,  $^{59}\text{Fe}$ ,  $^{60}\text{Co}$ が注目される。

#### b) 銅の誘導放射能

銅以外の不純物は SS316の不純物に含まれるので、ここではCuの誘導放射能について評価する。Cuでは以下の放射化を考慮する必要がある。

$^{63}\text{Cu} (\text{n}, \gamma) ^{64}\text{Cu}$  半減期 12.8 hour, 断面積 4.5 barn

$^{63}\text{Cu} (\text{n}, \alpha) ^{60}\text{Co}$  半減期 5.272year, 断面積 0.04 barn

今、 $14\text{MeV}$  中性子のフラックス  $f$  を $4.43 \times 10^{13} \text{s}^{-1} \cdot \text{cm}^{-2}$  ( $1\text{MW}/\text{m}^2$ )、反応断面積  $\sigma$ ,  $^{63}\text{Cu}$ の原子数を  $N$  とすると、放射性核種 $^{64}\text{Cu}$ ,  $^{60}\text{Co}$ の原子数  $N^*$  は以下の式で表わされる。

$$N^* = N \sigma f (1 - e^{-\lambda t_0}) \cdot e^{-\lambda t_1}$$

ここで、 $t_0$  : 炉運転時間,  $t_1$  : 炉停止時間 (1 week), Cuの原子数密度 :  $8.464 \times 10^{22}$  個/ $\text{cm}^3$ ,  $t_0$  :  $3.1536 \times 10^7$  sec (1 year),  $t_1$  :  $6.048 \times 10^5$  sec (1 week),  $^{64}\text{Cu}$ の壊変定数  $\lambda = 1.504 \times 10^{-5}$  ( $\text{s}^{-1}$ ),  $^{60}\text{Co}$ の壊変定数  $\lambda = 4.168 \times 10^{-9}$  ( $\text{s}^{-1}$ ), 反応断面積 4.5 barn, 0.04 barnを代入して $^{64}\text{Cu}$ ,  $^{60}\text{Co}$ の存在量を炉停止後、炉停止1週間後で評価すると、Table 2.4.4 のようになる。 $^{64}\text{Cu}$ は半減期が短いため短時間で飽和する。炉停止時は $457\text{Ci}/\text{cm}^3$ と大きいが一週間で $0.0511\text{Ci}/\text{cm}^3$ まで低下する。一方、 $^{60}\text{Co}$ の生成量はステンレス鋼の時の生成量よりも大きくなり、半減期も長いので炉停止1週間後で $0.495\text{Ci}/\text{cm}^3$ とSS316の場合より大きく、問題核種となる。

### (2) 腐食生成物の冷却水中への溶出量評価

配管材質である SS316及び銅についての溶出速度は、冷却水のpH、溶存酸素濃度、流速、温度等によって大きく影響を受ける。Table 2.4.5 に、従来溶出速度が良く調べられている軽水炉 (BWR)と核融合炉 (FER)における放射性腐食生成物の発生条件を比較する。軽水炉で多く使用されるステンレス鋼については、FERの運転条件で冷却水温度は $100^\circ\text{C}$ 以下と低く抑えられ

るため、溶出速度は小さくなることが予想される。軽水炉と核融合炉の使用材の大きな違いは、軽水炉では誘導放射能の点から使用されていない銅をダイバータ受熱板に使用する可能性があることである。

#### a) ステンレス鋼

ステンレス鋼の純水中における腐食速度の従来の知見をまとめると以下のようになる。

- ① 腐食速度及び成分元素の溶出速度は環境条件、特に溶存酸素濃度、温度に大きく影響される。

Brush<sup>(3)</sup> らは溶存酸素濃度が3ppbと200ppbの場合のSUS304の腐食速度及び溶出速度の温度依存性を調べTable 2.4. 6に示す結果を得ている。溶存酸素濃度が200ppbと高くなると不働態皮膜の形成が促進され、溶出速度が低下する。この不働変化する溶存酸素濃度は数10ppbから数ppmである。高溶存酸素濃度では、ステンレス鋼中のCrが過働態域に入り、クロム酸として溶出することになる。腐食速度は120°C近くから急に増加する傾向を示す。

- ② 通常の純水のpH領域では腐食速度に及ぼすpHの影響は考えなくて良い。
- ③ ステンレス鋼中のCo溶出速度は時間とともに減少し<sup>(4)</sup>、500~1000時間でほぼ一定に達する傾向を示す。

Co溶出速度の減少領域では  $t^{-1/2}$  (t : 時間) に比例して減少しており、Coが酸化膜を拡散して溶出していることを意味する。

- ④ ステンレス鋼の腐食速度に及ぼす流速の影響は小さい。伊藤ら<sup>(5)</sup>によると、1 m/sから12m/sに流速を増加させた場合のSS304の腐食の増加量は約30%程度と流速の影響は小さい。

以上の結果、FERの第一壁エリア及びダイバータ受熱板での温度、45°C/100°C及び45°C/68°C、流速4 m/sとし、また溶存酸素濃度については、BWRの給水条件と同様に10ppb以下とすると、長時間(～1000時間)接水後の溶出速度は約1 mg/dm<sup>2</sup>・monthと評価できる。

#### b) 銅

流动淡水(流速3.9m/S)中における無酸素銅管の腐食速度に及ぼすpHの影響をFig. 2.4. 1に示す。銅の場合pH6.5の酸性側でその腐食速度は急激に増加する。またpH8.5のアルカリ性でも増加する傾向が認められるので、腐食抑制の点からpHは7~8の中性域に水質調整することが重要になる。

又、銅の腐食に対しては溶存酸素濃度の影響が大きく、ステンレス鋼の場合とは逆に溶存酸素濃度が大きくなると腐食は大きくなる。Brush らの報告をTable 2.4. 7に示すが、銅合金(90Cu-10Ni)の場合でO<sub>2</sub>濃度が200ppbでの溶出速度は3ppbのO<sub>2</sub>での溶出濃度に対し約2桁大きくなっている。したがって溶存酸素濃度は少なくとも10ppb以下に抑える必要がある。なお150°Cより高温で溶出速度は急激に増加する傾向を示す。

以上の結果、FERのダイバータ受熱板での高温45°C/68°C、溶存酸素濃度10ppb以下の条件下では溶出速度は2 mg/dm<sup>2</sup>・month程度と評価できる。

## (3) 冷却水中放射能濃度の評価

## 1) 放射性腐食生成物濃度

## ① 計算方法

第一壁、ブランケット、ダイバータ用の一次冷却水中の腐食生成物濃度、冷却管壁への付着インベントリー、及び脱塩水中のインベントリーは以下の式に表わされる。

$$\frac{dC_i}{dt} = (S_i - \eta F_t \theta C_i - \delta C_i SA + \zeta M_i SA - \lambda_i C_i V)/V \quad (1)$$

$$\frac{dM_i}{dt} = \delta C_i - \zeta M_i - \lambda_i M_i \quad (2)$$

$$\frac{dI_i}{dt} = \eta F_t \theta C_i - \lambda_i I_i \quad (3)$$

$$S_i = RSRA_i / D \quad (4)$$

ここで

$C_i$  : 核種  $i$  の冷却水中濃度 ( $\text{Bq}/\text{m}^3$ )

$M_i$  : 核種  $i$  の冷却管壁付着量 ( $\text{Bq}/\text{m}^2$ )

$I_i$  : 核種  $i$  の脱塩基中インベントリー ( $\text{Bq}$ )

$S_i$  : 核種  $i$  の溶出速度 ( $\text{Bq}/\text{h}$ )

$\eta$  : 脱塩器での除去効率 (-)

$F_t$  : 冷却水流量 ( $\text{m}^3/\text{h}$ )

$\theta$  : 冷却水流に対する除去系流量の割合 (-)

$\delta$  : クラッドとイオンの冷却管表面への付着係数 ( $\text{m}/\text{h}$ )

$SA$  : 全表面積 ( $\text{m}^2$ )

$\zeta$  : 再溶出係数 ( $\text{h}^{-1}$ )

$V$  : 冷却水量 ( $\text{m}^3$ )

$R$  : 溶出速度 ( $\text{g}/\text{m}^2 \cdot \text{h}$ )

$SR$  : 放射性腐食生成物の溶出する表面積 ( $\text{m}^3$ )

$A_i$  : 運転停止時各種  $i$  の比放射能 ( $\text{Bq}/\text{m}^3$ )

$D$  : 密度 ( $\text{g}/\text{m}^3$ )

## ② 計算条件

ITERにおける冷却水中の濃度、インベントリーを求めるため、第一壁冷却系、ブランケット冷却系、及びダイバータ冷却系について計算で必要な値をTable 2.4.8にまとめた。この中で、第一冷却系、及びブランケット冷却系では放射化生成物の溶出する表面積を全接液面積とした場合と、その  $1/3$  と仮定した場合の両者で比較した。又、除去系への流量が全流量に対し  $1\%$  の場合と  $10\%$  の場合で比較した。

一方、ダイバータ冷却系では、上記 2 つのパラメータ以外に、ダイバータ部での高流速 ( $\sim 10 \text{ m/s}$ ) 条件での冷却水の流速の腐食速度に及ぼす影響が必ずしも明確になっていないので、腐食速度を 3 術変化させた値と比較した。

### ③ 計算結果

#### A. 第一壁冷却系

##### a) 冷却水中放射性腐食生成物濃度

Table 2.4. 9に運転停止直後と運転停止1週間後の放射性腐食生成物の濃度を示す。放射性腐食生成物の溶出表面積SRが大きくなる程、また、除去系流量θが小さくなる程、冷却水中の腐食生成物濃度は大きくなる。Case. 4(SR=4800m<sup>2</sup>, θ=0.1)では、 $2.72 \times 10^{-1}$  GBq/m<sup>3</sup>になる。同じ条件で1週間後の放射能濃度を比較すると、 $1.89 \times 10^{-1}$  GBq/m<sup>3</sup>と小さくなっている。これは半減期の短い<sup>56</sup>Mn(半減期2.58hour)等の減衰による。原子炉①一次冷却水中の放射性腐食生成物は、厳しい水質コントロールの結果、 $1 \times 10^{-4}$  μCi/m<sup>3</sup>( $3.7 \times 10^{-2}$  GBq/m<sup>3</sup>)以下に抑えられているのに対し、一桁大きな値となっている。

##### b) 壁への付着量

Table 2.4. 10に、運転停止直後と運転停止1週間後の放射性腐食生成物の配管壁への沈着量を示す。被曝の観点から、γ線エネルギーの高いCo-60に着目してみると、 $2.99 \times 10^{-1}$  GBq/m<sup>2</sup>( $\sim 1$  μCi/m<sup>2</sup>)と原子炉一次冷却系配管へのCo-60付着量とほぼ同程度の値である。

##### c) 脱塩器でのインベントリー

Table 2.4. 11に運転停止後と運転停止1週間後の脱塩基での放射性腐食生成物のインベントリーを示す。運転停止1週間後でみると、壁への付着量が50.4TBqに対してインベントリーは、898TBqとなり、脱塩器のインベントリーが大きな割合をしめていることがわかる。

#### B. ブランケット冷却系

Table 2.4. 12~14に冷却水中濃度、壁への付着量、脱塩器でのインベントリーを示す。第一冷却系もほぼ同様の値である。

#### c. ダイバータ冷却系

Table 2.4. 15~17に冷却水中濃度、壁への付着量、脱塩器でのインベントリーを示す。計算では腐食速度を $2.74 \times 10^{-4}$  g/m<sup>2</sup>hと、 $3.05 \times 10^{-1}$  m<sup>2</sup>hと3桁大きくした場合を比較している。後者の場合、冷却水中濃度は最大で47.7GBq/m<sup>3</sup>(Case 8)に達する。

#### 2) <sup>16</sup>Nの濃度

冷却水中の<sup>16</sup>Oは(n, p)反応により、<sup>16</sup>Nを生成する。放射能濃度Aは以下の式で表される。

$$A = N \sigma f \quad (5)$$

ここで、

N : 冷却水中<sup>16</sup>Oの原子数密度 ( $= 3.3 \times 10^{22}$  cm<sup>-3</sup>)

σ : 断面積 ( $= 3.5 \times 10^{-2}$  barn)

$f$  : 中性子束 ( $= 1 \text{ MW/m}^2 \cdot 14.1 \text{ MeV} = 4.43 \times 10^3 \text{ s}^{-1} \text{ cm}^{-2}$ )

$^{16}\text{N}$  の冷却水中濃度は、 $51 \text{ PBq/m}^3$  になる。運転中はこの高い放射能濃度は、従業員の被曝の原因になるので、対策を必要とする。但し、半減期は、 $7.13\text{s}$  と短いので環境への影響は小さい。

### 参考文献

- 1) 日本金属学会編, 金属便覧 (昭39年) (丸善)
- 2) Seki, I., Lettr to Dr. J. Reader, November 15, 1988
- 3) Brush, E. G., Pearl, W. L., : Corrosion Product Release in Neutral Feedwater, Corrosion, 28, P129, 1972
- 4) Ozawa, Y., Uchida, S., Kitamura, M., :Temperature Dependence of Cobalt Release Rate from Stainless in Neutral Water, J. Nucl. Sci. Technol. 20, 1983
- 5) 伊藤伍郎, 清水義彦, 佐藤俊司, :オーステナイト室ステンレス鋼の高温流水中の耐食性に及ぼす鋼種の影響, 防食技術, 18, 1969
- 6) Uchida, S. et al., :Water Quality Control in Primary Cooling System of Crud Concentration Suppressed Boiling Water Reacto, ( I )J. Nucl. Sci. Technol. 24, 1987

Table 2.4.1 Composition of SS316<sup>(2)</sup>

元素	Fe	Ni	Cr	Mo	Mn	Si	Ti	C	P	Al	B	N	S
Wt.%	63.90	16.14	14.93	2.38	1.78	0.58	0.23	0.06	0.028	0.01	0.0038	0.0019	0.001

Table 2.4.2 Composition of Cu<sup>(1)</sup>

元素	Fe	Ni	Cr	Mo	Mn	Si	Ti	C	P	Al	B	N	S
Wt.%	99.99	0.0012	0.0006	—	0.005	—	—	—	—	—	—	—	0.0012

その他	As 0.0003	Pb 0.0006	Te 0.0001
	Sb 0.0005	Se 0.0002	O <sub>2</sub> <0.0015
	Bi 0.0001	Sn 0.0002	

Table 2.4.4 Induced radioactivity of pure Cu

核種	半減期	炉停止時		炉停止1週間後	
		[C <sub>i</sub> /cm <sup>3</sup> ]	[Bq/cm <sup>3</sup> ]	[C <sub>i</sub> /cm <sup>3</sup> ]	[Bq/cm <sup>3</sup> ]
<sup>64</sup> Cu	12.8 hour	457.	$1.69 \times 10^{13}$	0.0511	$1.89 \times 10^9$
<sup>60</sup> Co	5.272 year	0.497	$1.84 \times 10^{10}$	0.495	$1.83 \times 10^9$

Table 2.4.3 Induced radioactivity of SS316<sup>(2)</sup>

核種	半減期	炉停止時		炉停止1週間後	
		[C <sub>i</sub> /cm <sup>3</sup> ]	[Bq/cm <sup>3</sup> ]	[C <sub>i</sub> /cm <sup>3</sup> ]	[Bq/cm <sup>3</sup> ]
N - 16	7.13 sec	0.139	$5.1 \times 10^9$	—	—
Al - 28	2.31 min	0.410	$1.5 \times 10^{10}$	—	—
Cr - 51	3.96 week	6.388	$2.4 \times 10^{11}$	5.3	$2.0 \times 10^{11}$
V - 49	10.74 month	0.107	$4.0 \times 10^9$	0.107	$4.0 \times 10^9$
V - 52	3.76 min	2.492	$9.2 \times 10^{10}$	—	—
V - 53	1.60 min	0.110	$4.1 \times 10^9$	—	—
Cr - 55	3.52 min	0.333	$1.2 \times 10^{10}$	—	—
Mn - 56	2.58 hour	19.051	$7.1 \times 10^{11}$	—	—
Mn - 54	10.26 month	2.559	$9.5 \times 10^{10}$	2.5	$9.3 \times 10^{10}$
Fe - 55	2.685 year	8.060	$3.0 \times 10^{11}$	8.02	$3.0 \times 10^{11}$
Mn - 57	1.54 min	1.384	$5.1 \times 10^{10}$	—	—
Fe - 59	1.464 month	0.116	$4.3 \times 10^9$	0.104	$3.8 \times 10^9$
Ni - 57	1.50 day	0.460	$1.7 \times 10^{10}$	0.018	$6.7 \times 10^9$
Co - 57	8.925 month	8.961	$3.3 \times 10^{11}$	8.96	$3.3 \times 10^{11}$
Co - 58	2.325 month	7.068	$2.6 \times 10^{11}$	6.7	$2.5 \times 10^{11}$
Co - 58m	9.15 hour	3.591	$1.3 \times 10^{11}$	—	—
Co - 60	5.272 year	0.103	$3.8 \times 10^9$	0.103	$3.8 \times 10^9$
Co - 60m	10.47 min	0.581	$2.2 \times 10^{10}$	—	—
Co - 61	1.65 hour	0.270	$1.0 \times 10^{10}$	—	—
Mo - 101	14.61 min	0.716	$2.7 \times 10^{10}$	—	—
Tc - 101	14.3 min	0.716	$2.7 \times 10^{10}$	—	—
Mo - 99	2.751 day	1.411	$5.2 \times 10^{10}$	0.25	$9.3 \times 10^9$
Tc - 99m	6.02 hour	0.149	$5.5 \times 10^9$	—	—
計		65.9	$2.4 \times 10^{12}$	32.1	$1.2 \times 10^{12}$

Table 2.4.5 Comparison of radioactive corrosion product generation  
- Nuclear Reactor (BWR) and Fusion Experimental Reactor (FER) -

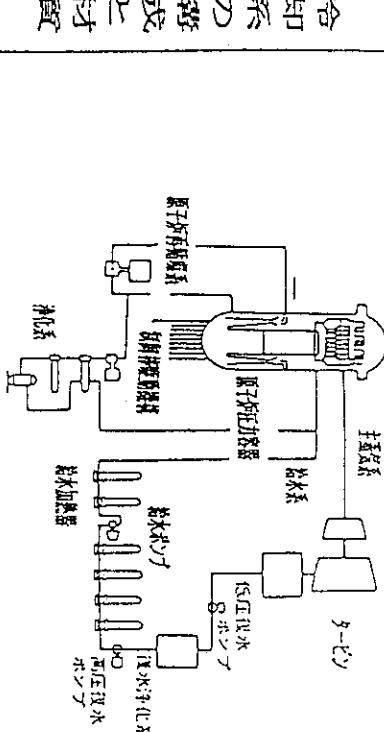
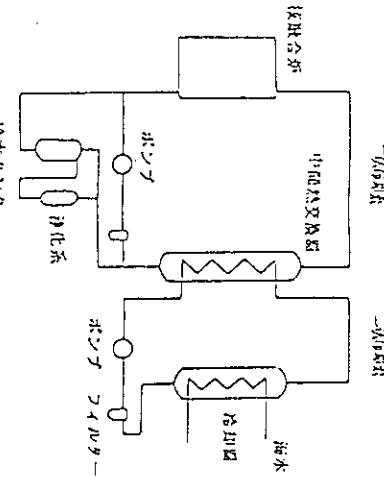
項目	中型 水炉 (BWR)	核融合炉 (FER)	EPR	中型 水炉	機会
冷却系の構成と材質	 <p>(材質)</p> <p>(1) C<sub>o</sub>の発生材質</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・スティライト：タービン翼表面、制御棒のピッソローラ</li> <li>・インコネル：燃料集合体のバネ類</li> <li>・ステンレス：給水加熱器チューブ</li> </ul> <p>(2) F<sub>e</sub>の発生材質</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・炭素鋼：復・給水系の炉部分</li> </ul>	 <p>(材質)</p> <p>(1) C<sub>o</sub>の発生材質</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>・ステンレス：炉心部から熱交換器までの全ての装置</li> <li>・銅：ダイバータ受熱板</li> </ul> <p>但し、ステンレス中のC<sub>o</sub>は少量。</p>	<p>FERの場合、炭素鋼は使用していない点、また、C<sub>o</sub>の多量を含む材料を使用していない点で、CPの発生源を抑制している材料設計になっている。ダイバータ冷却管の銅の場合、<sup>60</sup>Cuは短寿命核種であり、問題ないが、長半減期の<sup>63</sup>C<sub>o</sub>の生成に注意必要。</p>		
CPの発生部位と放射化プロセス	<p>(1) CPの発生部位</p> <p>1) 優水浄化系の上流で発生したF<sub>e</sub>*の相当量は浄化装置で除去されるが、その残り及び給水系で発生したF<sub>e</sub>は炉内に拘束され、燃料表面に付着する。(但し、1部は、炉水浄化系で除去される。)</p> <p>*へマタイト(α-F<sub>e</sub>, D<sub>a</sub>)の形</p> <p>2) C<sub>o</sub>の場合は1次系全体で発生し、C<sub>o</sub>イオンの形で存在する。Niも少量ながら同様である。</p> <p>(2) 放射性CP生成のプロセス</p> <p>1) 放射性CP生成のプロセス</p> <p>2) F<sub>e</sub>による。次に、冷却水の流れにより剥離駆し、1次冷却系全体に分布する。</p> <p>3) C<sub>o</sub>の場合も、熱中性子を吸収して<sup>60</sup>Mn, <sup>63</sup>F<sub>e</sub>になる。また、第1壁、遮蔽体材中の放射化Cuから<sup>63</sup>C<sub>o</sub>が生成する。</p> <p>4) C<sub>o</sub>が生成する。また、炉心構造材は、中性子照射を受けている為、<sup>60</sup>C<sub>o</sub>及び、<sup>63</sup>C<sub>o</sub>がイオン状で放出され、この放出割合は照射場の場合、増加する。</p>	<p>(1) CPの発生部位</p> <p>1) 1次系全体で発生し、C<sub>o</sub>イオン及び、Niイオンの形で存在すると考えられるが、少量である。</p> <p>2) Cuについてはダイバータ受熱板で発生し、Cuイオンの形で存在する。例えば、冷却水のPH7~8、流速4m/sで溶け出し量は3×10<sup>-3</sup>mm/g。但し、冷却水中の溶存O<sub>2</sub>濃度にも依存する。</p> <p>(2) 放射性CP生成のプロセス</p> <p>1) C<sub>o</sub>及びNiの場合、第1壁遮蔽壁の冷却管の所で<sup>60</sup>C<sub>o</sub>, <sup>63</sup>F<sub>e</sub>が生成する。また、第1壁、遮蔽体材中の放射化Cuから<sup>63</sup>C<sub>o</sub>, <sup>63</sup>C<sub>o</sub>がイオン状で放出される。</p> <p>2) <sup>63</sup>Cu(n,γ)<sup>64</sup>Cuにより生成した<sup>64</sup>Cuは、半減期が1.27hである故、その生成量は飽和値に達する。</p> <p>3) <sup>63</sup>Cu(n,α)<sup>60</sup>Cuにより生成した<sup>60</sup>Cuは、半減期が5.272yである故、炉停止後も、冷却系に残留する。</p>	<p>(1) FER特有の問題として、ダイバータ受熱板での<sup>60</sup>Cuの生成があるが<sup>60</sup>Cuの半減期が短い故、CPの観点からは問題はないが、1MeVの中性子照射による<sup>63</sup>C<sub>o</sub>の生成が問題となる。</p> <p>(2) 軽水炉の場合の熱中性子に対する吸収断面積と熱中性子束、FERの場合の高速中性子に対する吸収断面積と高速中性子束とを比較すると、放射性CPの生成率は、軽水炉の方が格段に高い。</p>		
運転条件	<p>稼働率 70%</p>	<p>稼働率 10~20% (全寿命平均)</p>	<p>FERの場合、稼働率が低いため、当然放射性CPの発生量が少ない。また、停止中にも冷却水の循環系及び浄化系を動かすことにより、放射化CPを積極的に除去できる。</p>		
CPの低減対策	<p>1. 炉水放射能濃度の低減</p> <p>1) クラッド発生抑制</p> <p>2) 低コバルト化</p> <p>3) 浄化性能の向上</p> <p>2. 放射能の付着抑制</p> <p>1) 水質コントロール</p> <p>2) 材料表面の処理</p>	<p>1次系の大半の材質は、ステンレス鋼を使用している故、クラッド発生は低減される。また、積極的な対策として、表面処理したステンレス鋼の適用も検討しておくことも必要と考える。</p>	<p>総合的な観点から、FERの場合、放射性CPの生成は、現時点では大きな問題にはならないと考える。</p>		
その他	<p>現状の軽水炉では、1の1)~3) 及び2の1) が積極的に実施された結果、大幅に改善され、現在一層の低減対策として、2の2)が実施されつつある。</p>				

Table 2.4.6 Corrosion rate and release rate of stainless steel<sup>(3)</sup>  
(SUS304)

温 度	溶存酸素 水素濃度	腐食速度 (mg/dm <sup>2</sup> ·month)	溶出速度 (mg/dm <sup>2</sup> ·month)
150°F( 66°C)		0.8	0.8
200°F( 93°C)		0.7	0.7
250°F(121°C)	O <sub>2</sub> : 3 ppb	1.0	1.0
300°F(149°C)	H <sub>2</sub> : 200 ppb	2.1	2.0
350°F(177°C)		3.5	3.4
400°F(204°C)		7.5	7.3
100°F( 38°C)		<0.1	<0.1
150°F( 66°C)		<0.1	<0.1
200°F( 93°C)	O <sub>2</sub> : 200 ppb	<0.1	<0.1
250°F(121°C)	H <sub>2</sub> : 25 ppb	0.6	<0.1
300°F(149°C)		1.2	<0.1
350°F(177°C)		1.4	<0.1
400°F(204°C)		1.5	0.1

\* 流速 1.8 m/s

Table 2.4.7 Release rate of Cu alloy<sup>(3)</sup>

材 料	温 度	溶出速度 (mg/dm <sup>2</sup> ·month)	
		O <sub>2</sub> 3ppb H <sub>2</sub> 100~200ppb	O <sub>2</sub> 200ppb H <sub>2</sub> 25ppb
70% Cu+30% Ni	100°F( 38°C)		11.8
	150°F( 66°C)	2.7	43.3
	200°F( 93°C)	3.1	129.0
	250°F(121°C)	2.5	27.0
	300°F(149°C)	3.2	495.0
	350°F(177°C)	5.9	2738.0
	400°F(204°C)	11.3	747.0
90% Cu+10% Ni	100°F( 38°C)		14.4
	150°F( 66°C)	0.5	71.4
	200°F( 93°C)	1.4	118.0
	250°F(121°C)	1.0	107.0
	300°F(149°C)	1.3	136.0
	350°F(177°C)	2.9	276.0
	400°F(204°C)	7.1	1554.0

Table 2.4.8 Assumption for calculation

## (1) First wall cooling system

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Material	SS316	<--	<--	<--
D	8.03	<--	<--	<--
R	1.37E-4	<--	<--	<--
SR	1600	4800	1600	4800
SA	4800	<--	<--	<--
F <sub>t</sub>	9560	<--	<--	<--
θ	0.01	<--	0.1	<--
η	0.90	<--	<--	<--
δ	0.01	<--	<--	<--
ζ	1E-6	<--	<--	<--
V	322	<--	<--	<--

## (2) Blanket cooling system

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Material	SS316	<--	<--	<--
D	8.03	<--	<--	<--
R	1.37E-4	<--	<--	<--
SR	2400	7200	2400	7200
SA	7200	<--	<--	<--
F <sub>t</sub>	17100	<--	<--	<--
θ	0.01	<--	0.1	<--
η	0.90	<--	<--	<--
δ	0.01	<--	<--	<--
ζ	1E-6	<--	<--	<--
V	503	<--	<--	<--

## (3) Divertor cooling system

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Material	Cu	<--	<--	<--
D	8.93	<--	<--	<--
R	2.74E-4	<--	0.305	<--
SR	800	2400	800	2400
SA	2400	<--	<--	<--
F <sub>t</sub>	12600	<--	<--	<--
θ	0.1	<--	<--	<--
η	0.90	<--	<--	<--
δ	0.01	<--	<--	<--
ζ	1E-6	<--	<--	<--
V	357	<--	<--	<--

	Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Material	Cu	<--	<--	<--
D	8.93	<--	<--	<--
R	2.74E-4	<--	0.305	<--
SR	800	2400	800	2400
SA	2400	<--	<--	<--
F <sub>t</sub>	12600	<--	<--	<--
θ	0.01	<--	<--	<--
η	0.90	<--	<--	<--
δ	0.01	<--	<--	<--
ζ	1E-6	<--	<--	<--
V	357	<--	<--	<--

Table 2.4.9 Concentrations in the primary coolant  
(First Wall Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in FW coolant at shutdown			(GBq/m <sup>3</sup> )
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	7.04E-5	2.11E-4	6.23E-5	1.87E-4
V-49	1.11E+1	2.27E-3	6.80E-3	3.34E-4	1.00E-3
V-52	9.22E+1	6.79E-4	2.04E-3	5.62E-4	1.68E-3
V-53	4.07E+0	1.31E-5	3.92E-5	1.20E-5	3.59E-5
Cr-51	3.21E+2	6.52E-2	1.96E-1	9.64E-3	2.89E-2
Cr-55	1.23E+1	8.54E-5	2.56E-4	7.13E-5	2.14E-4
Mn-54	1.51E+2	3.08E-2	9.24E-2	4.54E-3	1.36E-2
Mn-56	7.05E+2	8.72E-2	2.62E-1	1.93E-2	5.81E-2
Mn-57	5.12E+1	1.58E-4	4.75E-4	1.46E-4	4.37E-4
Fe-55	9.44E+2	1.93E-1	5.78E-1	2.84E-2	8.51E-2
Fe-59	4.96E+0	1.01E-3	3.03E-3	1.49E-4	4.47E-4
Co-57	3.63E+2	7.41E-2	2.22E-1	1.09E-2	3.27E-2
Co-58	3.43E+2	6.98E-2	2.10E-1	1.03E-2	3.09E-2
Co-58m	1.33E+2	2.29E-2	6.88E-2	3.89E-3	1.17E-2
Co-60	4.05E+1	8.27E-3	2.48E-2	1.22E-3	3.65E-3
Co-60m	9.02E+1	1.75E-3	5.24E-3	1.13E-3	3.38E-3
Co-61	9.99E+0	1.10E-3	3.04E-3	2.61E-4	7.84E-4
Ni-57	1.72E+1	3.35E-3	1.00E-2	5.13E-4	1.54E-3
Mo-99	5.22E+1	1.04E-2	3.11E-2	1.56E-3	4.69E-3
Mo-101	2.65E+1	6.88E-4	2.06E-3	3.96E-4	1.19E-3
Tc-99m	9.94E+0	1.59E-3	4.76E-3	2.87E-4	8.61E-4
Tc-101	2.65E+1	6.75E-4	2.03E-3	3.92E-4	1.18E-3
Total		5.75E-1	1.72E+0	9.41E-2	2.72E-1

Nuclide	$\Lambda_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in FW coolant after 1 w			(GBq/m <sup>3</sup> )
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0
V-49	1.11E+1	2.23E-3	6.70E-3	3.29E-4	9.86E-4
V-52	9.22E+1	0	0	0	0
V-53	4.07E+0	0	0	0	0
Cr-51	3.21E+2	5.48E-2	1.64E-1	8.10E-3	2.43E-2
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0
Mn-54	1.51E+2	3.03E-2	9.10E-2	4.47E-3	1.34E-2
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0
Fe-55	9.44E+2	1.92E-1	5.76E-1	2.82E-2	8.47E-2
Fe-59	4.96E+0	9.05E-4	2.72E-3	1.34E-4	4.01E-4
Co-57	3.63E+2	7.28E-2	2.18E-1	1.07E-2	3.22E-2
Co-58	3.43E+2	6.52E-2	1.96E-1	9.63E-3	2.89E-2
Co-58m	1.33E+2	6.99E-8	2.10E-7	1.19E-8	3.56E-8
Co-60	4.05E+1	8.25E-3	2.48E-2	1.21E-3	3.64E-3
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0
Ni-57	1.72E+1	1.31E-4	3.92E-4	2.01E-5	6.02E-5
Mo-99	5.22E+1	1.78E-3	5.33E-3	2.68E-4	8.04E-4
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0
Tc-99m	9.94E+0	6.45E-12	1.94E-11	1.17E-12	3.51E-12
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0
Total		4.28E-1	1.28E+0	6.31E-2	1.89E-1

Table 2.4.10 Wall deposits (First Wall Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_1$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in FW at shutdown (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	3.91E-8	1.17E-7	3.46E-8	1.04E-7
V-49	1.11E+1	1.38E-1	4.13E-1	2.03E-2	6.09E-2
V-52	9.22E+1	6.12E-7	1.83E-6	5.06E-7	1.52E-6
V-53	4.07E+0	5.02E-9	1.51E-8	4.60E-9	1.38E-8
Cr-51	3.21E+2	6.27E-1	1.88E+0	9.26E-2	2.78E-1
Cr-55	1.23E+1	7.23E-8	2.17E-7	6.04E-8	1.81E-7
Mn-54	1.51E+2	1.85E+0	5.54E+0	2.72E-1	8.17E-1
Mn-56	7.05E+2	3.24E-3	9.73E-3	7.19E-4	2.13E-3
Mn-57	5.12E+1	5.86E-8	1.76E-7	5.39E-8	1.62E-7
Fe-55	9.44E+2	1.49E+1	4.46E+1	2.19E+0	6.57E+0
Fe-59	4.96E+0	1.55E-2	4.65E-2	2.29E-3	6.87E-3
Co-57	3.63E+2	4.22E+0	1.27E+1	6.22E-1	1.87E+0
Co-58	3.43E+2	1.66E+0	4.99E+0	2.46E-1	7.37E-1
Co-58m	1.33E+2	3.03E-3	9.10E-3	5.15E-4	1.55E-3
Co-60	4.05E+1	6.78E-1	2.03E+0	9.99E-2	3.00E-1
Co-60m	9.02E+1	4.41E-6	1.32E-5	2.85E-6	8.54E-6
Co-61	9.99E+0	2.40E-5	7.21E-5	6.21E-5	1.86E-5
Ni-57	1.72E+1	1.73E-3	5.20E-3	2.66E-4	7.98E-4
Mo-99	5.22E+1	9.88E-3	2.96E-2	1.49E-3	4.47E-3
Mo-101	2.65E+1	2.41E-6	7.24E-6	1.39E-6	4.17E-6
Tc-99m	9.94E+0	1.38E-4	4.14E-4	2.50E-5	7.49E-5
Tc-101	2.65E+1	2.32E-6	6.96E-6	1.35E-6	4.04E-6
Total		2.41E+1	7.23E+1	3.55E+0	1.86E+1

Nuclide	$\Lambda_1$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in FW after 1 w (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0
V-49	1.11E+1	1.36E-1	4.07E-1	2.00E-2	6.00E-2
V-52	9.22E+1	0	0	0	0
V-53	4.07E+0	0	0	0	0
Cr-51	3.21E+2	5.26E-1	1.58E+0	7.78E-2	2.33E-1
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0
Mn-54	1.51E+2	1.82E+0	5.45E+0	2.68E-1	8.04E-1
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0
Fe-55	9.44E+2	1.48E+1	4.44E+1	2.18E+0	6.54E+0
Fe-59	4.96E+0	1.39E-2	4.17E-2	2.05E-3	6.16E-3
Co-57	3.63E+2	4.14E+0	1.24E+1	6.11E-1	1.83E+0
Co-58	3.43E+2	1.55E+0	4.66E+0	2.29E-1	6.88E-1
Co-58m	1.33E+2	9.24E-9	2.77E-8	1.57E-9	4.71E-9
Co-60	4.05E+1	6.76E-1	2.03E+0	9.97E-2	2.99E-1
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0
Ni-57	1.72E+1	6.78E-5	2.03E-4	1.04E-5	3.12E-5
Mo-99	5.22E+1	1.69E-3	5.08E-3	2.55E-4	7.65E-4
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0
Tc-99m	9.94E+0	5.61E-13	1.68E-12	1.02E-13	3.05E-13
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0
Total		2.37E+1	7.10E+1	3.46E+0	1.05E+1

Table 2.4.11 Inventory in the demineralizer (First Wall Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_1$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in FW demin.	at shutdown (TBq)	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	3.37E-7	1.01E-6	2.98E-6	8.93E-6		
V-49	1.11E+1	1.19E+0	3.57E+0	1.75E+0	5.26E+0		
V-52	9.22E+1	5.26E-6	1.58E-5	4.35E-5	1.31E-4		
V-53	4.07E+0	4.32E-8	1.30E-7	3.96E-7	1.19E-6		
Cr-51	3.21E+2	5.40E+0	1.62E+1	7.98E+0	2.39E+1		
Cr-55	1.23E+1	6.22E-7	1.87E-6	5.20E-6	1.56E-5		
Mn-54	1.51E+2	1.60E+1	4.78E+1	2.35E+1	7.05E+1		
Mn-56	7.05E+2	2.79E-2	8.37E-2	6.19E-2	1.86E-1		
Mn-57	5.12E+1	5.05E-7	1.51E-6	4.64E-6	1.39E-5		
Fe-55	9.44E+2	1.28E+2	3.85E+2	1.89E+2	5.68E+2		
Fe-59	4.96E+0	1.34E-1	4.01E-1	1.97E-1	5.92E-1		
Co-57	3.63E+2	3.64E+1	1.09E+2	5.37E+1	1.61E+2		
Co-58	3.43E+2	1.44E+1	4.31E+1	2.12E+1	6.36E+1		
Co-58m	1.33E+2	2.61E-2	7.83E-2	4.43E-2	1.33E-1		
Co-60	4.05E+1	5.86E+0	1.76E+1	8.63E+0	2.59E+1		
Co-60m	9.02E+1	3.80E-5	1.14E-4	2.45E-4	7.35E-4		
Co-61	9.99E+0	2.07E-4	6.20E-4	5.34E-4	1.60E-3		
Ni-57	1.72E+1	1.49E-2	4.48E-2	2.29E-2	6.87E-2		
Mo-99	5.22E+1	8.50E-2	2.55E-1	1.28E-1	3.84E-1		
Mo-101	2.65E+1	2.08E-5	6.23E-5	1.20E-4	3.59E-4		
Tc-99m	9.94E+0	1.19E-3	3.56E-3	2.15E-3	6.45E-3		
Tc-101	2.65E+1	2.00E-5	5.99E-5	1.16E-4	3.48E-4		
Total		2.08E+2	6.23E+2	3.06E+2	9.19E+2		

Nuclide	$\Lambda_1$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in FW demin.	after 1 w	(TBq)	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0			
V-49	1.11E+1	1.17E+0	3.52E+0	1.73E+0	5.19E+0			
V-52	9.22E+1	0	0	0	0			
V-53	4.07E+0	0	0	0	0			
Cr-51	3.21E+2	4.53E+0	1.36E+1	6.70E+0	2.01E+1			
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0			
Mn-54	1.51E+2	1.57E+1	4.71E+1	2.32E+1	6.94E+1			
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0			
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0			
Fe-55	9.44E+2	1.28E+2	3.83E+2	1.88E+2	5.65E+2			
Fe-59	4.96E+0	1.20E-1	3.59E-1	1.77E-1	5.31E-1			
Co-57	3.63E+2	3.58E+1	1.07E+2	5.28E+1	1.53E+2			
Co-58	3.43E+2	1.34E+1	4.02E+1	1.98E+1	5.94E+1			
Co-58m	1.33E+2	7.95E-8	2.39E-7	1.35E-7	4.05E-7			
Co-60	4.05E+1	5.84E+0	1.75E+1	8.61E+0	2.58E+1			
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0			
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0			
Ni-57	1.72E+1	5.83E-4	1.75E-3	8.94E-4	2.68E-3			
Mo-99	5.22E+1	1.46E-2	4.37E-2	2.19E-2	6.59E-2			
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0			
Tc-99m	9.94E+0	4.83E-12	1.45E-11	8.74E-12	2.62E-11			
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0			
Total		2.05E+2	6.12E+2	3.01E+2	8.98E+2			

Table 2.4.12 Concentrations in the primary coolant  
(Blanket Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in BL coolant at shutdown Case 1	Case 2	Case 3	(GBq/m <sup>3</sup> ) Case 4
Al-28	1.53E+1	6.75E-5	2.03E-4	5.87E-5	1.76E-4
V-49	1.11E+1	2.02E-3	6.05E-3	2.82E-4	8.47E-4
V-52	9.22E+1	6.50E-4	1.95E-3	5.25E-4	1.57E-3
V-53	4.07E+0	1.25E-5	3.76E-5	1.14E-5	3.40E-5
Cr-51	3.21E+2	5.81E-2	1.74E-1	8.16E-3	2.45E-2
Cr-55	1.23E+1	8.17E-5	2.45E-4	6.67E-5	2.00E-4
Mn-54	1.51E+2	2.74E-2	8.23E-2	3.84E-3	1.15E-2
Mn-56	7.05E+2	7.99E-2	2.40E-1	1.65E-2	4.96E-2
Mn-57	5.12E+1	1.52E-4	4.56E-4	1.38E-4	4.14E-4
Fe-55	9.44E+2	1.72E-1	5.15E-1	2.40E-2	7.20E-2
Fe-59	4.96E+1	8.98E-4	2.70E-3	1.26E-4	3.78E-4
Co-57	3.63E+2	6.59E-2	1.98E-1	9.23E-3	2.77E-2
Co-58	3.43E+2	6.22E-2	1.87E-1	8.72E-3	2.62E-2
Co-58m	1.33E+2	2.06E-2	6.19E-2	3.30E-3	9.91E-3
Co-60	4.05E+1	7.36E-3	2.21E-2	1.03E-3	3.09E-3
Co-60m	9.02E+1	1.67E-3	5.00E-3	1.03E-3	3.08E-3
Co-61	9.99E+0	9.35E-4	2.80E-3	2.24E-4	6.73E-4
Ni-57	1.72E+1	2.99E-3	8.97E-3	4.35E-4	1.30E-3
Mo-99	5.22E+1	9.25E-3	2.77E-2	1.32E-3	3.97E-3
Mo-101	2.65E+1	6.54E-4	1.96E-3	3.56E-4	1.07E-3
Tc-99m	9.94E+0	1.43E-3	4.30E-3	2.44E-4	7.32E-4
Tc-101	2.65E+1	6.42E-4	1.93E-3	3.53E-4	1.06E-3
Total		5.15E-1	1.54E+0	7.99E-2	2.40E-1

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in BL coolant after 1 w Case 1	Case 2	Case 3	(GBq/m <sup>3</sup> ) Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0
V-49	1.11E+1	1.99E-3	5.96E-3	2.78E-4	8.34E-4
V-52	9.22E+1	0	0	0	0
V-53	4.07E+0	0	0	0	0
Cr-51	3.21E+2	4.88E-2	1.46E-1	6.85E-3	2.06E-2
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0
Mn-54	1.51E+2	2.70E-2	8.10E-2	3.78E-3	1.13E-2
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0
Fe-55	9.44E+2	1.71E-1	5.12E-1	2.39E-2	7.17E-2
Fe-59	4.96E+0	8.06E-4	2.42E-3	1.13E-4	3.39E-4
Co-57	3.63E+2	6.47E-2	1.94E-1	9.07E-3	2.72E-2
Co-58	3.43E+2	5.81E-2	1.74E-1	8.14E-3	2.44E-2
Co-58m	1.33E+2	6.29E-8	1.89E-7	1.01E-8	3.02E-8
Co-60	4.05E+1	7.34E-3	2.20E-2	1.03E-3	3.08E-3
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0
Ni-57	1.72E+1	1.17E-4	3.50E-4	1.70E-5	5.09E-5
Mo-99	5.22E+1	1.58E-3	4.75E-3	2.27E-4	6.80E-4
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0
Tc-99m	9.94E+0	5.84E-12	1.75E-11	9.92E-13	2.98E-12
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0
Total		3.81E-1	1.14E+0	5.34E-2	1.60E-1

Table 2.4.13 Wall deposits (Blanket Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in BL at shutdown (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	3.75E-8	1.13E-7	3.26E-8	9.79E-8
V-49	1.11E+1	1.23E-1	3.68E-1	1.72E-2	5.15E-2
V-52	9.22E+1	5.86E-7	1.76E-6	4.73E-7	1.42E-6
V-53	4.07E+0	4.82E-9	1.45E-8	4.36E-9	1.31E-8
Cr-51	3.21E+2	5.58E-1	1.67E+0	7.83E-2	2.35E-1
Cr-55	1.23E+1	6.93E-8	2.08E-7	5.66E-8	1.70E-7
Mn-54	1.51E+2	1.64E+0	4.93E+0	2.30E-1	6.91E-1
Mn-56	7.05E+2	2.97E-3	8.91E-3	6.15E-4	1.84E-3
Mn-57	5.12E+1	5.62E-8	1.69E-7	5.11E-8	1.53E-7
Fe-55	9.44E+2	1.32E+1	3.97E+1	1.85E+0	5.56E+0
Fe-59	4.96E+0	1.38E-2	4.14E-2	1.94E-3	5.81E-3
Co-57	3.63E+2	3.75E+0	1.13E+1	5.26E-1	1.58E+0
Co-58	3.43E+2	1.48E+0	4.44E+0	2.08E-1	6.23E-1
Co-58m	1.33E+2	2.73E-3	8.19E-3	4.37E-4	1.31E-3
Co-60	4.05E+1	6.03E-1	1.81E+0	8.45E-2	2.54E-1
Co-60m	9.02E+1	4.21E-6	1.26E-5	2.59E-6	7.77E-6
Co-61	9.99E+0	2.20E-5	6.66E-5	5.33E-6	1.60E-5
Ni-57	1.72E+1	1.55E-3	4.65E-3	2.25E-4	6.75E-4
Mo-99	5.22E+1	8.81E-3	2.64E-2	1.26E-3	3.78E-3
Mo-101	2.65E+1	2.29E-6	6.88E-6	1.25E-6	3.75E-6
Tc-99m	9.94E+0	1.25E-4	3.74E-4	2.12E-5	6.36E-5
Tc-101	2.65E+1	2.21E-6	6.62E-6	1.21E-6	3.64E-6
Total		2.14E+1	6.43E+1	3.00E+0	9.01E+0

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in BL after 1 w (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0
V-49	1.11E+1	1.21E-1	3.62E-1	1.69E-2	5.08E-2
V-52	9.22E+1	0	0	0	0
V-53	4.07E+0	0	0	0	0
Cr-51	3.21E+2	4.68E-1	1.41E+0	6.58E-2	1.97E-1
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0
Mn-54	1.51E+2	1.62E+0	4.85E+0	2.27E-1	6.80E-1
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0
Fe-55	9.44E+2	1.32E+1	3.95E+1	1.84E+0	5.53E+0
Fe-59	4.96E+0	1.24E-2	3.71E-2	1.74E-3	5.21E-3
Co-57	3.63E+2	3.69E+0	1.11E+1	5.17E-1	1.55E+0
Co-58	3.43E+2	1.38E+0	4.15E+0	1.94E-1	5.82E-1
Co-58m	1.33E+2	8.32E-9	2.50E-8	1.33E-9	4.00E-9
Co-60	4.05E+1	6.02E-1	1.81E+0	8.43E-2	2.53E-1
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0
Ni-57	1.72E+1	6.05E-5	1.82E-4	8.80E-6	2.64E-5
Mo-99	5.22E+1	1.51E-3	4.53E-3	2.16E-4	6.47E-4
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0
Tc-99m	9.94E+0	5.08E-13	1.52E-12	8.63E-14	2.59E-13
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0
Total		2.11E+1	6.32E+1	2.95E+0	8.85E+0

Table 2.4.14 Inventory in the demineralizer (Blanket Cooling System)

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in BL demin. at shutdown (TBq)			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	5.77E-7	1.73E-6	5.02E-6	1.51E-5
V-49	1.11E+1	1.89E+0	5.68E+0	2.65E+0	7.96E+0
V-52	9.22E+1	9.01E-6	2.70E-5	7.28E-5	2.18E-4
V-53	4.07E+0	7.42E-8	2.22E-7	6.72E-7	2.02E-6
Cr-51	3.21E+2	8.59E+0	2.58E+1	1.21E+1	3.62E+1
Cr-55	1.23E+1	1.07E-6	3.20E-6	8.70E-6	2.61E-5
Mn-54	1.51E+2	2.54E+1	7.62E+1	3.56E+1	1.07E+2
Mn-56	7.05E+2	4.57E-2	1.37E-1	9.46E-2	2.84E-1
Mn-57	5.12E+1	8.66E-7	2.60E-6	7.87E-6	2.36E-5
Fe-55	9.44E+2	2.04E+2	6.13E+2	2.86E+2	8.59E+2
Fe-59	4.96E+0	2.13E-1	6.38E-1	2.98E-1	8.95E-1
Co-57	3.63E+2	5.80E+1	1.74E+2	8.13E+1	2.44E+2
Co-58	3.43E+2	2.29E+1	6.86E+1	3.21E+1	9.61E+1
Co-58m	1.33E+2	4.20E-2	1.26E-1	6.72E-2	2.02E-1
Co-60	4.05E+1	9.32E+0	2.80E+1	1.31E+1	3.92E+1
Co-60m	9.02E+1	6.47E-5	1.94E-4	3.98E-4	1.20E-3
Co-61	9.99E+0	3.42E-4	1.03E-3	8.20E-4	2.46E-3
Ni-57	1.72E+1	2.38E-2	7.15E-2	3.47E-2	1.04E-1
Mo-99	5.22E+1	1.36E-1	4.07E-1	1.94E-1	5.82E-1
Mo-101	2.65E+1	3.53E-5	1.06E-4	1.93E-4	5.77E-4
Tc-99m	9.94E+0	1.92E-3	5.76E-3	3.26E-3	9.79E-3
Tc-101	2.65E+1	3.40E-5	1.02E-4	1.87E-4	5.60E-4
Total		3.31E+2	9.93E+2	4.64E+2	1.39E+3

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in BL demin. after 1 w (TBq)			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Al-28	1.53E+1	0	0	0	0
V-49	1.11E+1	1.87E+0	5.60E+0	2.62E+0	7.84E+0
V-52	9.22E+1	0	0	0	0
V-53	4.07E+0	0	0	0	0
Cr-51	3.21E+2	7.22E+0	2.16E+1	1.01E+1	3.04E+1
Cr-55	1.23E+1	0	0	0	0
Mn-54	1.51E+2	2.50E+1	7.50E+1	3.50E+1	1.05E+2
Mn-56	7.05E+2	0	0	0	0
Mn-57	5.12E+1	0	0	0	0
Fe-55	9.44E+2	2.03E+2	6.10E+2	2.85E+2	8.55E+2
Fe-59	4.96E+0	1.91E-1	5.72E-1	2.68E-1	8.03E-1
Co-57	3.63E+2	5.70E+1	1.71E+2	7.98E+1	2.40E+2
Co-58	3.43E+2	2.13E+1	6.40E+1	2.99E+1	8.98E+1
Co-58m	1.33E+2	1.28E-7	3.84E-7	2.05E-7	6.15E-7
Co-60	4.05E+1	9.30E+0	2.79E+1	1.30E+1	3.91E+1
Co-60m	9.02E+1	0	0	0	0
Co-61	9.99E+0	0	0	0	0
Ni-57	1.72E+1	9.31E-4	2.79E-3	1.35E-3	4.06E-3
Mo-99	5.22E+1	2.32E-2	6.97E-2	3.32E-2	9.96E-2
Mo-101	2.65E+1	0	0	0	0
Tc-99m	9.94E+0	7.81E-12	2.34E-11	1.33E-11	3.98E-11
Tc-101	2.65E+1	0	0	0	0
Total		3.25E+2	9.76E+2	4.56E+2	1.37E+3

Table 2.4.15(A) Concentrations in the primary coolant  
(Divertor Cooling System)

Nuclide	$A_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in DIV coolant at shutdown (GBq/m <sup>3</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.57E-3	4.71E-3	1.75E+0	5.24E+0
Co-60m	7.74E+1	7.39E-4	2.22E-3	8.22E-1	2.47E+0
Co-61	2.63E+0	4.93E-5	1.48E-4	5.49E-2	1.65E-1
Co-62	2.06E+1	4.58E-5	1.37E-4	5.10E-2	1.53E-1
Co-62m	1.13E+1	1.25E-4	3.74E-4	1.39E-1	4.16E-1
Ni-63	5.45E+0	1.16E-4	3.47E-4	1.29E-1	3.86E-1
Ni-65	4.38E+1	8.56E-4	2.57E-3	9.53E-1	2.86E+0
Cu-62	2.16E+3	1.98E-2	5.93E-2	2.20E+1	6.60E+1
Cu-64	6.25E+3	1.30E-1	3.91E-1	1.45E+2	4.35E+2
Cu-66	9.06E+2	5.47E-3	1.64E-2	6.09E+0	1.83E+1
Total		1.59E-1	4.77E-1	1.77E+2	5.31E+2

Nuclide	$A_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in DIV coolant at shutdown (GBq/m <sup>3</sup> )			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.32E-2	3.97E-2	1.47E+1	4.42E+1
Co-60m	7.74E+1	1.23E-3	3.68E-3	1.36E+0	4.09E+0
Co-61	2.63E+0	2.24E-4	6.73E-4	2.50E-1	7.49E-1
Co-62	2.06E+1	5.04E-5	1.51E-4	5.61E-2	1.68E-1
Co-62m	1.13E+1	2.30E-4	6.91E-4	2.56E-1	7.69E-1
Ni-63	5.45E+0	9.75E-4	2.93E-3	1.09E+0	3.26E+0
Ni-65	4.38E+1	4.56E-3	1.37E-2	5.08E+0	1.52E+1
Cu-62	2.16E+3	3.19E-2	9.57E-2	3.55E+1	1.07E+2
Cu-64	6.25E+3	9.78E-1	2.93E+0	1.09E+3	3.27E+3
Cu-66	9.06E+2	7.30E-3	2.19E-2	8.13E+0	2.44E+1
Total		1.04E+0	3.11E+0	1.16E+3	3.47E+3

Table 2.4.15(B) Concentrations in the primary coolant  
(Divertor Cooling System)

Nuclide	$A_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in DIV coolant after 1 w (GBq/m <sup>3</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.57E-3	4.70E-3	1.74E+0	5.23E+0
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	1.16E-4	3.47E-4	1.29E-1	3.86E-1
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	1.35E-5	4.06E-5	1.51E-2	4.52E-2
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.70E-3	5.09E-3	1.88E+0	5.66E+0

Nuclide	$A_t$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Conc. in DIV coolant after 1 w (GBq/m <sup>3</sup> )			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.32E-2	3.96E-2	1.47E+1	4.41E+1
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	9.75E-4	2.93E-3	1.09E+0	3.26E+0
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	1.02E-4	3.05E-4	1.13E-1	3.39E-1
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.43E-2	4.28E-2	1.59E+1	4.77E+1

Table 2.4.16(A) Wall deposits (Divertor Cooling System)

Nuclide	$A_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in DIV at shutdown (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.29E-1	3.86E-1	1.43E+2	4.30E+2
Co-60m	7.74E+1	1.87E-6	5.60E-6	2.08E-3	6.23E-3
Co-61	2.63E+0	1.17E-6	3.52E-6	1.30E-3	3.91E-3
Co-62	2.06E+1	1.65E-8	4.96E-8	1.84E-5	5.52E-5
Co-62m	1.13E+1	4.17E-7	1.25E-6	4.64E-4	1.39E-3
Ni-63	5.45E+0	1.01E-2	3.03E-2	1.12E+1	3.37E+1
Ni-65	4.38E+1	3.11E-5	9.34E-5	3.46E-2	1.04E-1
Cu-62	2.16E+3	4.63E-5	1.39E-4	5.15E-2	1.55E-1
Cu-64	6.25E+3	2.39E-2	7.16E-2	2.66E+1	7.97E+1
Cu-66	9.06E+2	6.71E-6	2.01E-5	7.47E-3	2.24E-2
Total		1.63E-1	4.88E-1	1.81E+2	5.44E+2

Nuclide	$A_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in DIV at shutdown (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.09E+0	3.26E+0	1.21E+3	3.63E+3
Co-60m	7.74E+1	3.09E-6	9.28E-6	3.44E-3	1.03E-2
Co-61	2.63E+0	5.33E-6	1.60E-5	5.93E-3	1.78E-2
Co-62	2.06E+1	1.82E-8	5.46E-8	2.03E-5	6.08E-5
Co-62m	1.13E+1	7.70E-7	2.31E-6	8.57E-4	2.57E-3
Ni-63	5.45E+0	8.51E-2	2.55E-1	9.47E+1	2.84E+2
Ni-65	4.38E+1	1.66E-4	4.98E-4	1.85E-1	5.54E-1
Cu-62	2.16E+3	7.17E-5	2.24E-4	8.32E-2	2.50E-1
Cu-64	6.25E+3	1.70E-1	5.37E-1	1.99E+2	5.98E+2
Cu-66	9.06E+2	8.96E-6	2.69E-5	9.97E-3	2.99E-2
Total		1.35E+0	4.05E+0	1.50E+3	4.51E+3

Table 2.4.16(B) Wall deposits (Divertor Cooling System)

Nuclide	$A_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in DIV after 1 w (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.28E-1	3.81E-1	1.43E+2	4.29E+2
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	1.01E-2	3.03E-2	1.12E+1	3.37E+1
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	2.48E-6	7.43E-6	2.76E-3	8.27E-3
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.38E-1	4.11E-1	1.54E+2	4.63E+2

Nuclide	$A_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Deposit in DIV after 1 w (GBq/m <sup>2</sup> )			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.08E+0	3.25E+0	1.21E+3	3.62E+3
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	8.50E-2	2.55E-1	9.47E+1	2.84E+2
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	1.86E-5	5.58E-5	2.07E-2	6.21E-2
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.17E+0	3.51E+0	1.30E+3	3.90E+3

Table 2.4.17(A) Inventory in the demineralizer (Divertor System)

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in DIV demin. at shutdown (TBq)			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.47E+1	4.40E+1	1.63E+4	4.90E+1
Co-60m	7.74E+1	2.11E-4	6.35E-4	2.36E-1	7.07E-1
Co-61	2.63E+0	1.33E-4	3.99E-4	1.48E-1	4.44E-1
Co-62	2.06E+1	1.87E-6	5.62E-6	2.09E-3	6.26E-3
Co-62m	1.13E+1	4.73E-5	1.42E-4	5.26E-2	1.58E-1
Ni-63	5.45E+0	1.15E+0	3.45E+0	1.28E+3	3.84E+3
Ni-65	4.38E+1	3.53E-3	1.06E-2	3.93E+0	1.18E+1
Cu-62	2.16E+3	5.25E-3	1.58E-2	5.84E+0	1.75E+1
Cu-64	6.25E+3	2.71E+0	8.12E+0	3.01E+3	9.04E+3
Cu-66	9.06E+2	7.61E-4	2.28E-3	8.47E-1	2.54E+0
Total		1.86E+1	5.56E+1	2.06E+4	6.19E+1

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in DIV demin. at shutdown (TBq)			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.24E+1	3.71E+1	1.38E+4	4.13E+1
Co-60m	7.74E+1	3.51E-5	1.05E-4	3.90E-2	1.17E-1
Co-61	2.63E+0	6.04E-5	1.81E-4	6.73E-2	2.02E-1
Co-62	2.06E+1	2.07E-7	6.19E-7	2.30E-4	6.90E-4
Co-62m	1.13E+1	8.73E-6	2.62E-5	9.72E-3	2.92E-2
Ni-63	5.45E+0	9.69E-1	2.91E+0	1.08E+3	3.24E+3
Ni-65	4.38E+1	1.88E-3	5.65E-3	2.10E+0	6.29E+0
Cu-62	2.16E+3	8.47E-4	2.54E-3	9.43E-1	2.83E+0
Cu-64	6.25E+3	2.03E+0	6.09E+0	2.26E+3	6.78E+2
Cu-66	9.06E+2	1.02E-4	3.05E-4	1.13E-1	3.39E-1
Total		1.54E+1	4.61E+1	1.71E+4	4.52E+4

Table 2.4.17(B) Inventory in the demineralizer (Divertor System)

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in DIV demin. after 1 w (TBq)			
		Case 1	Case 2	Case 3	Case 4
Co-60	7.40E+1	1.46E+1	4.39E+1	1.63E+4	4.89E+1
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	1.15E+0	3.45E+0	1.28E+3	3.84E+3
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	2.81E-4	8.43E-4	3.13E-1	9.38E-1
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.58E+1	4.74E+1	1.76E+4	5.27E+4

Nuclide	$\Lambda_i$ (GBq/cm <sup>3</sup> )	Inventory in DIV demin. after 1 w (TBq)			
		Case 5	Case 6	Case 7	Case 8
Co-60	7.40E+1	1.23E+1	3.70E+1	1.37E+4	4.12E+4
Co-60m	7.74E+1	0	0	0	0
Co-61	2.63E+0	0	0	0	0
Co-62	2.06E+1	0	0	0	0
Co-62m	1.13E+1	0	0	0	0
Ni-63	5.45E+0	9.69E-1	2.91E+0	1.08E+3	3.23E+3
Ni-65	4.38E+1	0	0	0	0
Cu-62	2.16E+3	0	0	0	0
Cu-64	6.25E+3	2.11E-4	6.33E-4	2.35E-1	7.04E-1
Cu-66	9.06E+2	0	0	0	0
Total		1.33E+1	3.99E+1	1.48E+4	4.44E+4

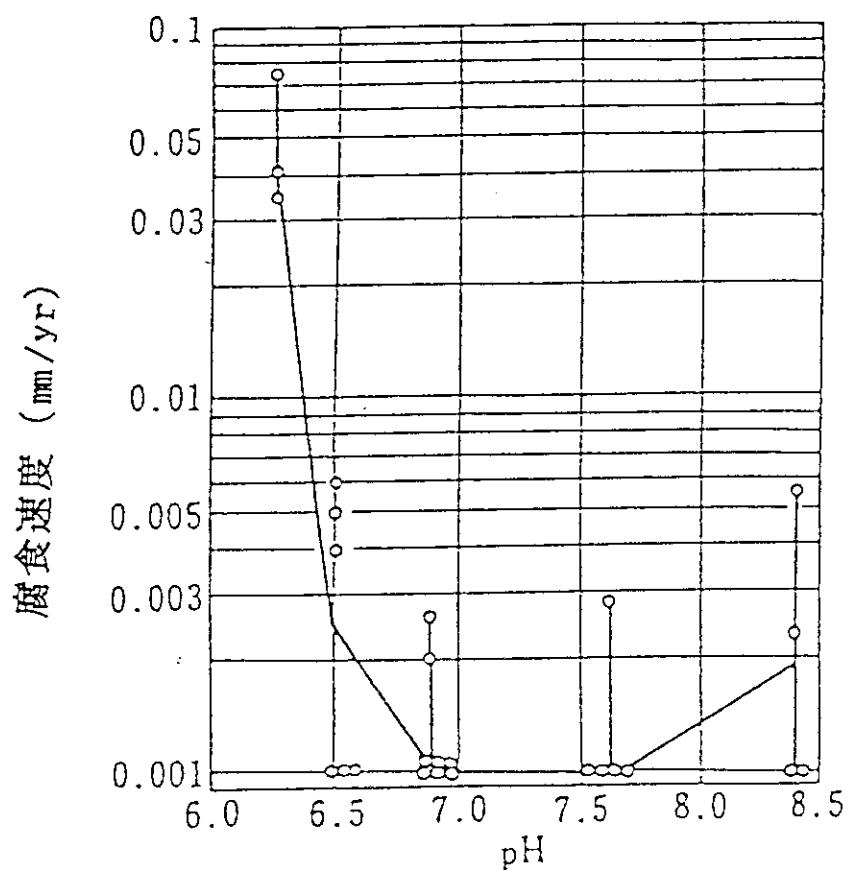


Fig. 2.4.1 Effect of solution pH on corrosion rate of oxygen free Cu (Free rate: 3, 3.9 m/s)

## 2.5 放射性気体（トリチウム）の環境放出について

### 2.5.1 緒 言

施設の平常運転時および事故時におけるトリチウムガス ( $T_2$ , HTなど, 以下Tガスと呼ぶ) あるいは酸化トリチウム (HTO) の環境放出にともなう周辺公衆の被曝線量当量を評価するため, 計算コードTRIDOSEを開発した。コードの概要と, これを適用してITER(国際熱核融合炉)の環境安全性評価ベンチマーク計算条件のもとで行った環境濃度および線量当量の解析結果を以下にまとめた。

### 2.5.2 コードの概要

「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」<sup>1)</sup>においては, トリチウムの環境移行特性を考慮した評価指針は与えられていない。新しく開発されたTDIDOSEは, 施設から放出されたトリチウムの環境中移行を現実的なモデルのもとにシミュレーションし, モニタリング計画を策定するうえで必要な各種環境媒体中濃度の経時変化と, 周辺公衆の被曝線量当量が予測計算出来るように設計されている。コードには, カナダにおけるHTガス野外放出実験での観察結果<sup>2), 3)</sup>や実験室におけるモデル実験<sup>4)</sup>および通常の水の自然環境中での挙動等の知見に基づいて, 重要と考えられる次のような移行過程が組み込まれている。

#### (1) コードに含まれるトリチウム移行過程

- Tガス, HTOの大気中拡散
- HTOの土壤表面沈着
- Tガスの土壤内分子拡散→微生物酸化→HTOとしての沈着
- 空気中 HTOの植物自由水との交換 (空気  $\longleftrightarrow$  葉)
- 土壤中におけるHTOの移動
  - 分子拡散による上下の移動
  - 降雨による下方への移動
  - 蒸発散による上方への移動
- 土壤中HTOの空気中への移行
  - 土壤表面からの蒸発
  - 植物の根からの吸い上げ (植物を通して蒸散)
  - 空気中水分との交換 (表面土壤  $\longleftrightarrow$  空気)

#### (2) コンパートメントの構成

計算対象となる野外環境 (フィールド) は任意の面積でメッシュに細分され, 各メッシュ内は大気, 土壤 (深さ方向に分割), 植物相, 地下水相のコンパートメントで構成される。そのほか, 河川, 湖沼および海のコンパートメントがある。メッシュ分割法およびコンパートメント間移行計算には, 製作者の了解のもとに一部分ETMOD<sup>5)</sup>の計算アルゴリズムが利用されている。

### (3) 大気拡散計算

施設から放出される1次プルームの大気拡散計算には、「評価指針」に示されているガウスプルームモデルを適用した。式の中で使用される大気拡散係数には、地表の粗度を反映して計算されるHosker Jr.<sup>6)</sup>の係数が用いられている。土壤表面から空気中に再浮遊する HT0の大気拡散の計算は、放出高さを0として、1次プルームと同じ拡散式が適用されている。

### (4) 線量当量換算係数等

実効線量当量への換算係数は、成人に対してICRP56が採用している次の値が使われている。

$$T\text{ガス} : 1.2 \times 10^{-12} \text{ mSv/h/Bq/m}^3$$

$$HT0 : 1.7 \times 10^{-8} \text{ mSv/Bq}$$

線量当量は、体液重量42kg、呼吸率23m<sup>3</sup>/dayの標準人を対象として、QF=1のもとで計算されている。ここで計算された線量当量は、トリチウム汚染空気の吸入および経皮摂取に原因するものであり、飲食物の経口摂取によるものは含まれていない。

## 2.5.3 平常運転時におけるHT0の定常放出に伴う線量当量の評価例

### (1) 計算条件

定常放出条件における被曝線量当量の計算条件は次のとおりである。

< A - 1 条件 >	< A - 2 条件 >
化学形 HT0	化学形 HT0
放出率 100 Ci/day	放出率 100 Ci/day
放出高さ 100 m	放出高さ 100 m
大気安定度クラス D	大気安定度クラス F
風速 5.0 m/s	風速 3.0 m/s

計算に用いたTガスおよびHT0の移行係数（TガスおよびHT0の土壤中拡散係数、土壤中におけるTガスのHT0への転換係数、HT0の蒸発速度、蒸散速度、交換速度など）の値はTable 2.5.1に示すとおりである。パラメータの値は代表的なものであるが、モデルそのものの検証はTガスの放出実験等をとおして現在も続けられており、計算結果はまだ確定したものではない。

### (2) 計算結果

Fig. 2.5.1は、HT0の放出開始後365日における放出点から風下主軸方向の空気HT0濃度の距離変化を示している。空气中濃度は、一定の放出率と移行係数を与えていたため、短期間で図に示すようにほぼ定常濃度となった。最大濃度地点は大気安定度Dの時には約2Km、Fの時には10Kmの地点に現れた。1年間の吸入および経皮摂取により、最大に被曝する個z(MEI\*)の線量当量はFig. 2.5.2に示すように、A-1およびA-2条件に対してそれぞれ約20μSv/yと12μSv/yと推定された。放出量が100Ci/dayであるので、1年間の被曝はそれぞれ0.2μSv per

\* A maximum exposed individual

$\text{Ci/day}$ および $0.12 \mu\text{Sv per Ci/day}$ となる。また、 $\text{Ci}$ 当たりの線量当量は約 $5.5E-4 \mu\text{Sv}$ および $3.3E-4 \mu\text{Sv}$ となる。Fig. 2.5. 3は、約1年後の風下主軸方向の土壤のトリチウム沈着密度の距離変化を示している。土壤沈着密度も短い期間でほぼ定常値なり、最大沈着密度は最大濃度地点とほぼ同距離に現れている。

#### 2.5.4 異常放出に伴う線量当量の評価例

##### (1) 計算条件

事故的放出条件における被曝線量当量の計算条件は次のとおりである。移行係数等はTable 2.5. 1と同じものが使用されている。

< B - 1 条件 >	< B - 2 条件 >
化学形 Tガス	化学形 HT0
放出率 $100\text{g}(\text{T})/2\text{分}$	放出率 $100\text{g}(\text{T})/2\text{分}$
放出高さ 20 m	放出高さ 20 m
大気安定度クラス D	大気安定度クラス D
風速 3.5 m/s	風速 3.5 m/s

##### (2) 計算結果

Tガスの短時間放出の場合に予測される特徴的な現象は、Tガスプルームが2分間で各地点を通過した直後にフィールドの風下において、Tガスの土壤内拡散とそれに続く転換によって HT0の広い面積源が形成されることである。Tガスプルームの通過後、残留する土壤線源から HT0の再浮遊が長期にわたって継続し、重要な被曝源となることがわかった。空気中の HT0濃度は定常放出時のように定常濃度にはならず、Fig. 2.5. 4に示すように時間とともに減少する。Fig. 2.5. 5は、空気中 HT0濃度の時間積分値をTガスのそれと比較したものである。積分濃度比が両者の誘導空気中濃度限度 (DAC) の比である $4E-5$ を越えると HT0による線量寄与がTのそれを上回ることを示している。Fig. 2.5. 5は HT0の寄与が遙かに大きいことを示している。すなわち、Tガスの土壤沈着の過程が線量に大きく影響していることを示している。Fig. 2.5. 6は、Tガスの放出直後から1週間にわたるTガスプルームと再浮遊 HT0の被曝によってもたらされる線量当量の距離変化を示す。Tガスによる最大線量当量は風下300mに現れ最大で約 $2 \mu\text{Sv}$ であるが、HT0による最大線量当量地点は風下約1kmに現れた。最大地点での線量当量は約 $1.0\text{mSv}$ と推定された。全放出トリチウムガス量は約100万Ciであるので、放出後1週間の被曝による線量当量は $1.0E-3 \mu\text{Sv/Ci}$ となる。

もし、Tガスの放出と同量の HT0がB-1と同じ条件で放出された場合 (B-2条件)、最大濃度地点および最大線量当量地点は風下約300mであり、放出後1週間の汚染空気被曝による線量当量は約 $27.2\text{mSv}$ と推定された。これは、 $2.7E-2 \mu\text{Sv/Ci}$ に相当する。同量のトリチウムがTあるいはHT0の形で放出されたとき、HT0の線量当量が約30倍大きくなることを示している。以上の計算結果はまとめてTable 2.5. 2に示されている。

### 2.5.5 まとめ

計算コードTRIDOSEを用いてITERのベンチマーク条件のもとで被曝線量当量（吸入および経皮摂取）の予備解析を行った。

- (i) HT0が100Ci/dayで定常的に放出されるとき最大に被曝する個人(MEI)の推定線量当量はA-1, A-2条件の時, 12から $20\mu\text{Sv}/\text{y}$ であった。これは、1Ci/dayの連続放出に対して1年間の線量当量が0.12から $0.2\mu\text{Sv}/\text{y}$ に相当する。Bartels<sup>7)</sup>は、ITERベンチマーク計算の各国20モデルから得られた結果をまとめて、経口摂取も含めると線量当量は $20\text{--}50\mu\text{Sv}/\text{y}$ であることを報告している。本計算結果との差は、本計算では経口摂取が含まれていないことと、適用した大気拡散係数の値に若干の差があることに原因していると考えられる。
- (ii) Tガス100gが2分間で放出されたとき(B-1条件), Tガスの土壤沈着で生じたHT0の面線源が長期にわたる被曝源となる。再浮遊してくるHT0による線量当量はTガスによるものより数桁大きく、両方を合わせた放出後1週間の被曝(MEI)による線量当量は約1.0mSvで、 $1.0 \times 10^{-3}\mu\text{Sv}/\text{Ci}$ に相当する。
- (iii) HT0 100gが2分間で放出されたとき(B-2条件), 放出後1週間の被曝(MEI)による線量当量は約27.2mSvで、 $2.7 \times 10^{-2}\mu\text{Sv}/\text{Ci}$ となる。したがって、同量のトリチウムがTあるいはHT0の形で放出されたとき、線量当量比(HT0/HT)は約30倍となることを示している。フランスで行われたTガス野外放出実験(0.72gT, 2分放出, 放出高さ40m)の結果から、風下800mにおける線量当量比は70程度であると推定されている。
- (iv) ITERの安全評価報告<sup>8)</sup>によれば、公衆に対する線量目標値として、平常時放出に対して $0.1\text{mSv}/\text{y}$ ( $10\text{mrem}/\text{y}$ )および1事故にたいして $100\text{mSv}$ ( $10\text{rem}$ )以下にすべきであることが提案されている。今回の評価結果と比較すると、定常放出時の線量当量は線量目標値を十分に下回っている。一方、事故的放出の場合には、100gTの放出の時には線量当量は線量目標値を十分に下回っているが、HT0の100g放出は線量目標に近い(数分の1)線量当量を与える可能性があることが推定された。

### 参考資料

- 1) 科学技術庁原子力安全局安全調査室：原子力安全委員会安全審査指針集(1989).
- 2) H. Noguchi and M. Murata: Fusion Technol., 14, 1187 (1988).
- 3) M. Murata, H. Noguchi, T. Matsui et al. JAERI-M 88-232 (1988).
- 4) T. G. Dunstall, G. L. Ogram and F. S. Spencer: CFFTP-G-85035 (1985).
- 5) R. R. Staskoほか: Ontario Hydro社のコード(Environmental Tritium Model): 未公開.
- 6) R. R. Hosker Jr. : IAEA-SM-181/19, 291-305.
- 7) H. W. Bartels : ITER-IL-SA-4-0-68.
- 8) IAEA:ITER Documentation Series, No.36 ITER SAFETY (1991).

Table 2.5.1 List of parameters

Evaporation velocity	2.8 E-8 m/s
HTO exchange velocity	1.8 E-2 m/s
Transpiration velocity	1.2 E-8 m/s
Diffusion coefficient in soil :HT	1.8 E-5 m <sup>2</sup> /s
:HTO	2.0 E-9 m <sup>2</sup> /s
HT oxidation rate in soil	2.4 E-2 s <sup>-1</sup>
Sandy loam soil :porosity	0.3
Water fraction :soil	0.2
:vegetation	0.8
Vegetation density	1 Kg-dry

Table 2.5.2 Summary of the dose (EDE) estimation for a maximum exposed individual (MEI)

Benchmark	Normal release		Acute release	
	A-1	A-2	B-1	B-2
Release-condition	HTO 100 Ci/day	HTO 100 Ci/day	T gas 100 g(T) Acute (2 min)	HTO 100 g(HTO) Acute (2 min)
Mode	Continuous	Continuous	20 m	20 m
Height	100 m	100 m	D	D
Stability	F	F	3.5 m/s	3.5 m/s
Wind speed	5.0 m/s	3.0 m/s		
Effective dose equivalent	20 $\mu$ Sv <sup>1)</sup> 0.20 $\mu$ Sv <sup>1)</sup> per Ci/day 2 Km <sup>3)</sup>	12 $\mu$ Sv <sup>1)</sup> 0.12 $\mu$ Sv <sup>1)</sup> per Ci/day 10 Km <sup>3)</sup>	1.0 mSv <sup>2)</sup> 1.0 E-3 $\mu$ Sv <sup>2)</sup> /Ci 300 m ~ <sup>3)</sup> 1 Km	27.2 mSv <sup>2)</sup> 2.7 E-2 $\mu$ Sv <sup>2)</sup> /Ci 300 m <sup>3)</sup>

1)50 years dose commitment from 1-year exposure

2)50 years dose commitment from 7-days exposure

3)Downwind distance at a maximum dose

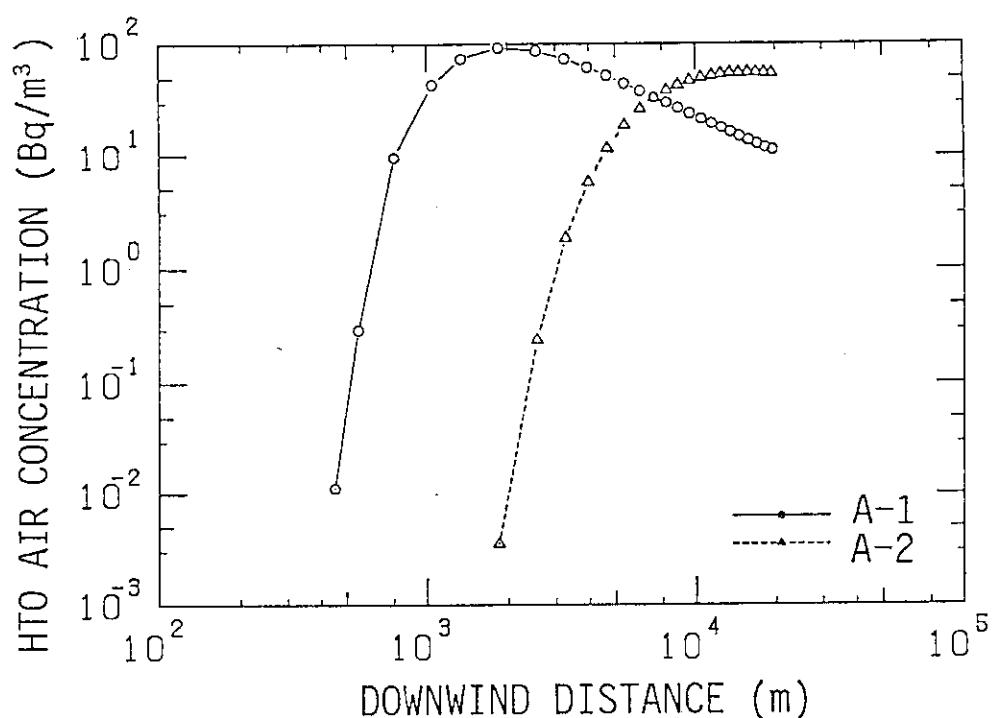


Fig. 2.5.1 HTO air concentrations 365 days after beginning of the HTO release (Normal release benchmark A-1 and A-2)

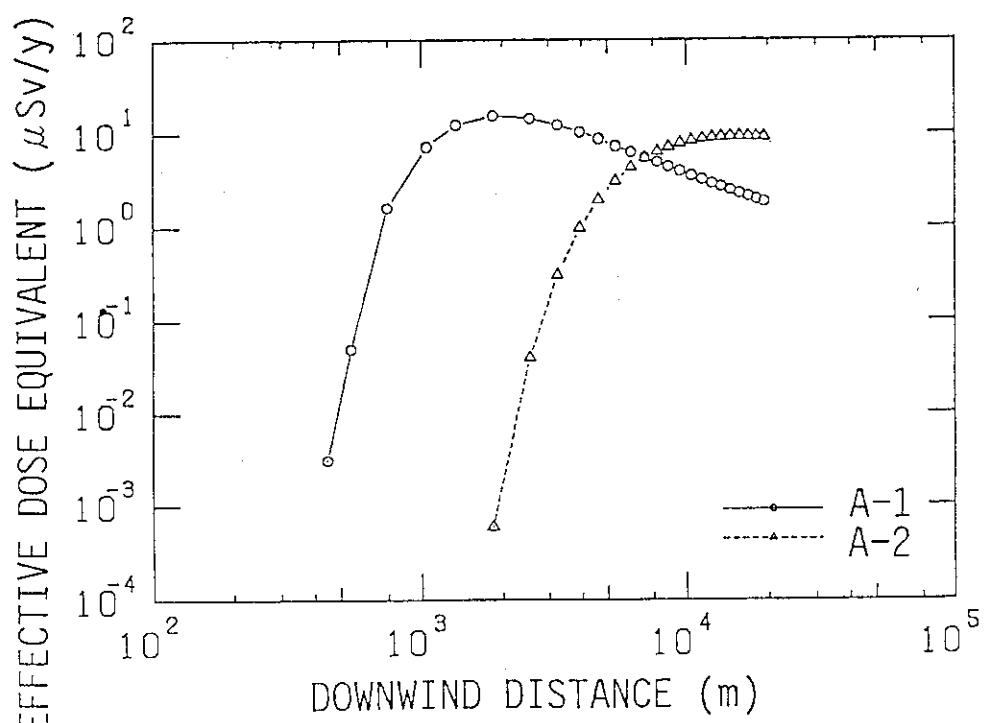


Fig. 2.5.2 Effective dose equivalents for MEI 365 days after beginning of the HTO release (Normal release benchmark A-1 and A-2)

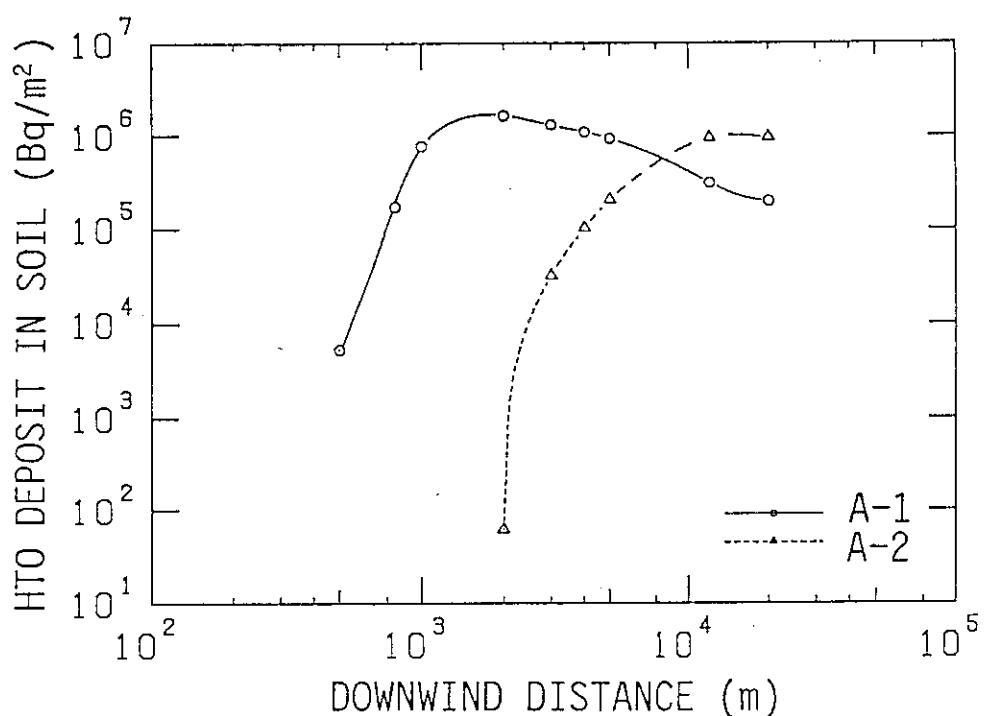


Fig. 2.5.3 HTO deposits in soil 365 days after beginning of the HTO release (Normal release benchmark A-1 and A-2)

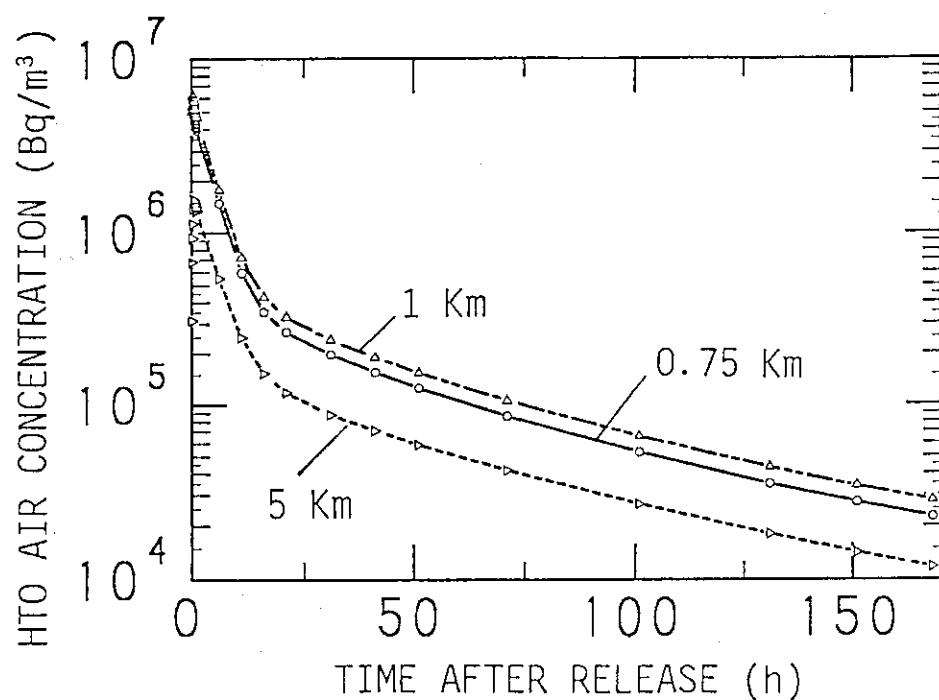


Fig. 2.5.4 Variation of re-emitted HTO air concentrations with time after the release of T gas (Acute release benchmark B-1)

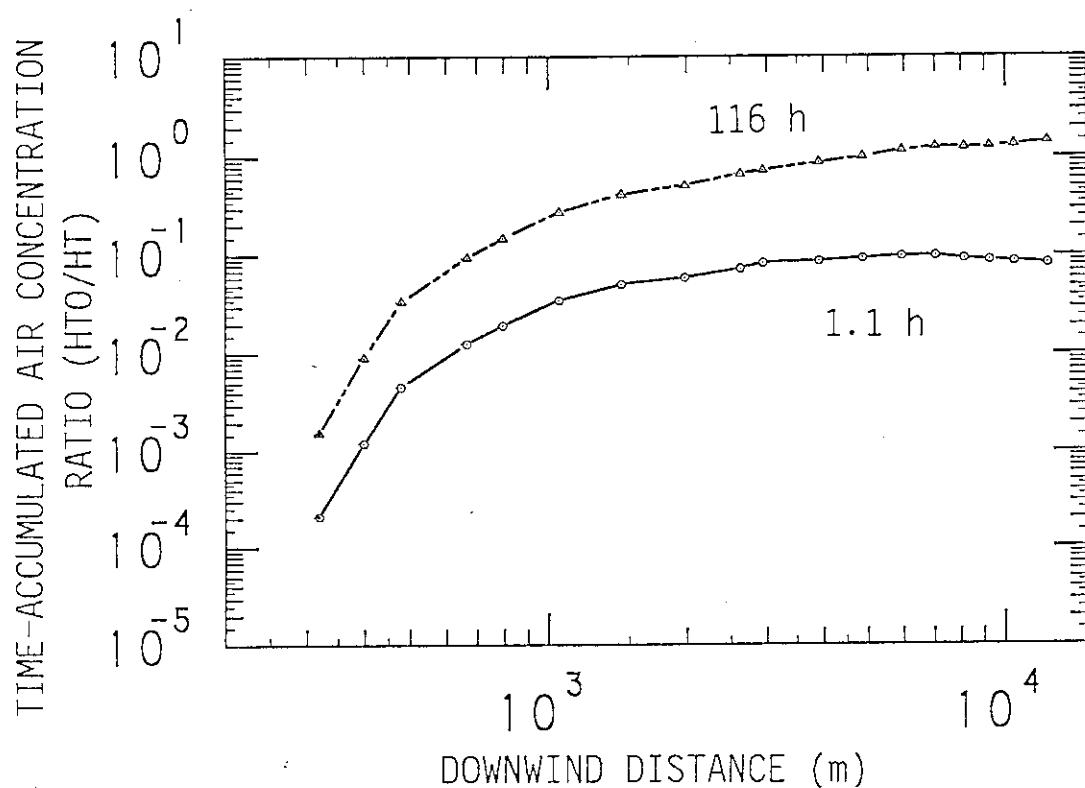


Fig. 2.5.5 Variation of time-accumulated air concentration ratios with downwind distance  
(Acute release benchmark B-1)

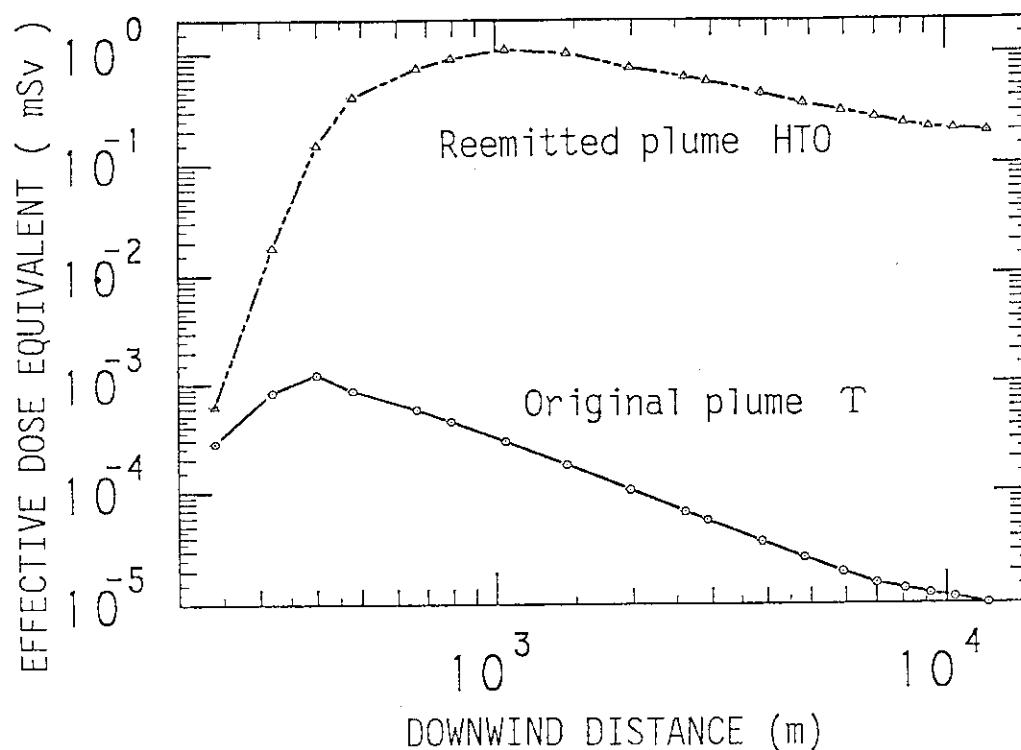


Fig. 2.5.6 Effective dose equivalents for MEI for the original T gas plume and re-emitted HTO plume  
(Acute release benchmark B-1)

### 3. 分解修理時の安全性評価

#### 3.1 トリチウム放出量

第一壁やダイバータ板等のプラズマ対向機器を分解修理する期間に機器の表面からどの程度のトリチウムが放出されるかを予測することは、作業員の安全と分解修理用の機器の設計上重要である。そのためには分解修理で真空隔壁を開いた時の第一壁やダイバータ板の表面のトリチウム濃度や表面状態、修理時の環境（温度、圧力）などを知る必要がある。しかし現時点では全ての条件が明確に決まっているわけではない。ここでは、分解修理の際にはベーキングで機器表面のトリチウムを低減して後に真空隔壁を開くものと考え、ベーキング後の表面トリチウム濃度をもとにして、放出されるトリチウム量を評価する。ただしこのときの周囲のガス圧や表面酸化膜等の影響は考慮せず、表面近傍のトリチウムは自由に気化していくものとする。

対象とするのはダイバータ板、グラファイトアーマー及び第一壁である。ベーキング前の機器内でのトリチウムの分布は、第一章で計算した一ヶ月連続的にD-T燃焼運転した時点のもので代表させる。なお第一壁(SUS)についてはグラファイトアーマーがない場合での値で評価する。ベーキング開始からの過度的な温度変化は考えず瞬時にベーキング温度(180[°C])になると想定する。

#### ダイバータ板

ベーキング温度は180[°C]とした。Fig. 3.1. 1に一ヶ月連続運転した時点及びベーキングを開始して約20分後でのダイバータ板中でのトリチウムの濃度分布を示す。ベーキング開始直後から表面近傍のトリチウムは放出され濃度は約6桁低減している。7日間ベーキングを行ったとするとダイバータ板のトリチウムはほぼ出尽くすと予想される。したがって分解修理に入る段階では表面からのトリチウム放出は（評価レベル以下）無視できる程度と予測される。ただしここでの評価はダイバータ板内から拡散して出てくる放出量であり、表面に化学的に不安定な形態で付着しているトリチウムは考えてない。

#### 第一壁

ベーキング温度は180[°C]とした。Fig. 3.1. 2に一ヶ月連続運転した時点、ベーキングを開始して1日後及び7日後での第一壁(SUS)中のトリチウムの濃度分布を示す。7日間のベーキングにより表面近傍のトリチウム濃度は約20分の1に低減している。この状態で分解修理に入り、室温程度の環境に置かれると表面からのトリチウム放出率は約 $1.5 \times 10^{-2} [\text{Ci}/\text{m}^2/\text{day}]$ と予測される。

#### アーマー材

ベーキングを行うとグラファイトgrainの表面層のトリチウムは放出されるが、内部のトリチウムはほとんど移動しない。ベーキング温度を350[°C]としてもグラファイト中に吸収されたトリチウムインベントリーはほとんど減衰しない。したがって分解修理時に表面から放出される量は無視できるほど小さいと予想される。アーマーの場合はむしろ表面に付着しているトリチウム( $C_x T_y$ )がダストとして放出される量のほうが重要となろう。

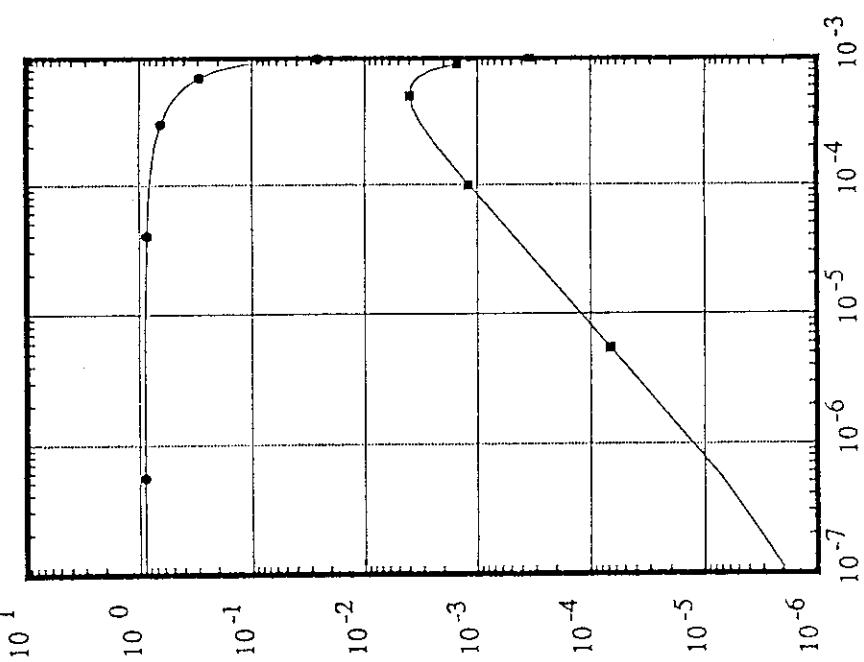
Concentration [T-mol/m<sup>3</sup>]

Fig. 3.1.1 Change of tritium concentration profiles in divertor (before bakeout and after 20 minutes' bakeout)

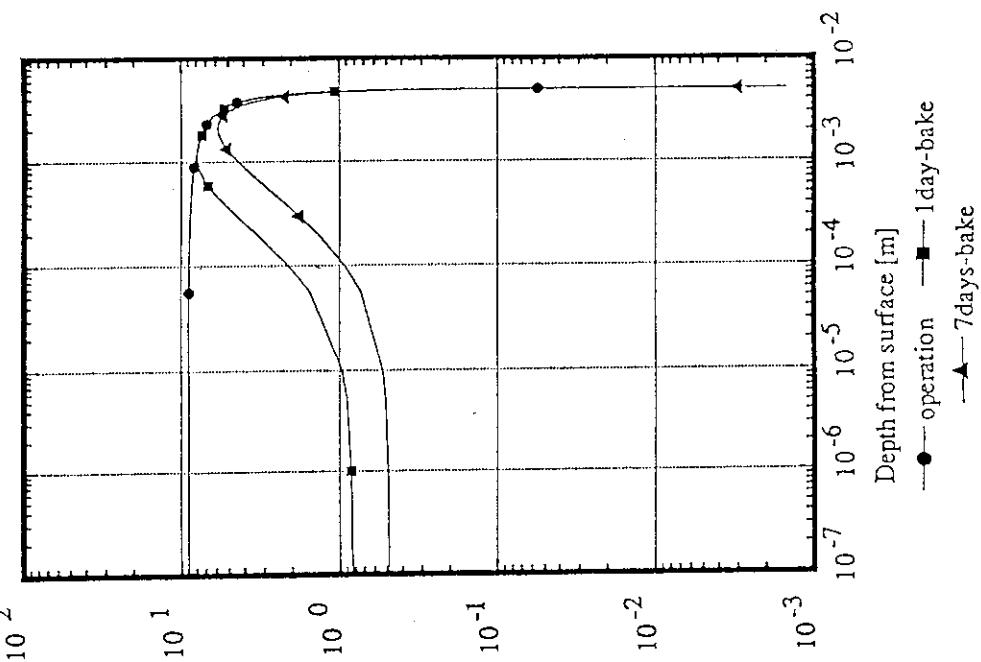
Concentration [T-mol/m<sup>3</sup>]

Fig. 3.1.2 Change of tritium concentration profiles in the first wall (before bakeout, after a day's bakeout and after 7 day's bakeout)

### 3.2 崩壊熱分布

1次元輸送計算による、停止後1日および1週間の崩壊熱分布をTable 3.2.1, .2に示す。この評価はトロイダルコイルの設置位置での断面における評価である。

評価結果から、Technology phaseでブランケットを装備した場合、炉停止後の経過時間によらずいずれも $0.1\text{W/cm}^3$ である。材料をステンレスとすれば、

- 比重  $7.86 \text{ g/cm}^3$
- 比重  $0.64 \text{ J/g K}$
- 融点  $1535^\circ\text{C}$

単純に計算すれば、

$$0.1\text{W/cm}^3 / (0.64 \text{ J/g K} \times 7.86 \text{ g/cm}^3) = 0.02 \text{ K/sec}$$

$$= 1718 \text{ K/day}$$

従って冷却なしでは、溶融してしまうので、設計上配慮を要する。

### 3.3 線量率分布

#### 3.3.1 1次元輸送計算による炉停止後の線量率分布

停止後1日および1週間の線量率分布をTable 3.3.1に示す。この評価は隣接するトロイダルコイル同士の間の位置での縦断面における評価である。1次元計算の範囲では、全ケースとも放射線場の環境基準値 $2.5\text{mrem/hr}$ をクライオスタッフ内側で満足している。

#### 3.3.2 2次元輸送計算による炉停止後の線量率分布

停止後1日も1週間もほとんど変わらない。

- ① クライオスタッフの外で、 $10^{-6}\text{mrem/hr}$ 、内側で $10\text{rem/h}$ でクライオスタッフの外はITERの基準を満たすが、内側は4桁大きくなる。
- ② 主排気系ダクト
  - ダクトのコイル近傍： $10^6\text{mrem/h}$ となり、ITERの基準を満たすためには、更に90cm全体で130cmが必要。
  - ダクトの曲がり部周辺： $10^5\text{mrem/h}$ 以下となり更に~70cm全体で~110cm程度の遮蔽が必要。
  - ポンプ室遮蔽体外側： $2 \times 10^2\text{mrem/h}$ (推定)となる。更に~30cm全体で70cm程度の遮蔽が必要。
- ③ NBIポート
  - クライオスタッフ内ダクト外周部： $\sim 10^7\text{mrem/h}$   
ITERの基準を満たすためには、更に~105cm全体で175cmが必要。
  - クライオスタッフ外ダクト外周部： $\sim 10^6\text{mrem/h}$

ITERの基準を満たすためには、更に～90cm全体で160cmが必要。

- ビームダンプ室外周部： $\sim 10^5$ mrem/h

ITERの基準を満たすためには、更に～75cm全体で135cmが必要。

- イオン源室外壁部： $\sim 10^6$ mrem/h (推定)

ITERの基準を満たすためには、全体で90cmが必要。

Table 3.2.1 Decay heat distribution in reactor of ITER (1 day after shutdown) ( $\text{W}/\text{cm}^3$ )

	In board				Outboard			
	第一壁または ブランケット容器	遮蔽	体	超電導コイル 線材	第一壁または ブランケット容器	遮蔽	体	超電導コイル 線材
工学フェーズ、ブランケット付き	0.11	0.08		$2.0 \times 10^{-5}$	0.1		$3.0 \times 10^{-4}$	$5.0 \times 10^{-15}$
工学フェーズ、内側ブランケットなし	0.26	0.07		$4.0 \times 10^{-6}$	0.25		$3.0 \times 10^{-4}$	$5.0 \times 10^{-15}$
物理フェーズ、	0.008	0.003		$1.5 \times 10^{-6}$	0.008		$6.0 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-12}$

Table 3.2.2 Decay heat distribution in reactor of ITER (1 week after shutdown) ( $\text{W}/\text{cm}^3$ )

	In board				Outboard			
	第一壁または ブランケット容器	遮蔽	体	超電導コイル 線材	第一壁または ブランケット容器	遮蔽	体	超電導コイル 線材
工学フェーズ、ブランケット付き	0.10	0.08		$1.5 \times 10^{-5}$	0.1		$3.0 \times 10^{-4}$	$3.0 \times 10^{-15}$
工学フェーズ、内側ブランケットなし	0.25	0.07		$3.0 \times 10^{-6}$	0.25		$3.0 \times 10^{-4}$	$5.0 \times 10^{-15}$
物理フェーズ、	0.005	0.002		$2.0 \times 10^{-7}$	0.005		$3.0 \times 10^{-4}$	$2.0 \times 10^{-13}$

Table 3.3.1 Dose rate distribution in reactor of ITER

	センターソレノイド	第一 壁	クライオスタット内	クライオスタット外表面	(rem/hr)
<b>1 day after shutdown</b>					
工学フェーズ, プランケット付き	0.2	$8.4 \times 10^6$	$3.0 \times 10^{-6}$	$3.0 \times 10^{-13}$	
工学フェーズ, 内側ブランケットなし	0.05	$1.7 \times 10^7$	$3.0 \times 10^{-6}$	$3.0 \times 10^{-13}$	
物理フェーズ,	0.04	$4.4 \times 10^5$	$2.0 \times 10^{-4}$	$6.0 \times 10^{-10}$	
<b>1 week after shutdown</b>					
工学フェーズ, プランケット付き	0.15	$8.2 \times 10^6$	$2.5 \times 10^{-6}$	$1.1 \times 10^{-13}$	
工学フェーズ, 内側ブランケットなし	0.04	$1.7 \times 10^7$	$2.5 \times 10^{-6}$	$1.1 \times 10^{-13}$	
物理フェーズ,	0.002	$2.8 \times 10^5$	$1.1 \times 10^{-4}$	$1.0 \times 10^{-11}$	

### 3.4 ダスト飛散量

ここでは JETにおけるダスト飛散量測定結果を参考に, FER でのダスト飛散量の評価を試みる。ダストの発生機構については以下のことが考えられている。

- スパッタリング
- アーキング
- ディスラプション
- 溶 融

JET は1986年12月に運転を停止し, 高効率のHEPAフィルタ (除去効率99.9%) を通して外部から真空容器内に空気を入れた後, エアボーンダストと, 沈着ダストを回収し, 金属物質については放射化分析による定量を, 黒鉛については燃焼分析によって定量している。<sup>(1)</sup>

Table 3.4. 1 に真空容器内容積200m<sup>3</sup>, プラズマ対向壁面積200m<sup>2</sup> におけるダスト分析結果を示す。エアーポンプ粒子と沈着ダストの比, 再浮游率

(resuspension rate)は  $2 \times 10^{-5} \sim 1 \times 10^{-4}$  になった。その他, 主な結果を以下に記す。

- エアボーン粒子は金属, 黒鉛とも細かく, 平均粒子径は  $1 \mu\text{m}$
- 第一壁に沈着した金属, 黒鉛ダストの分布はほぼ一様
- 沈着黒鉛の重量は91.1gとCo, Cr, Fe, Ni等の金属の重量7.5gに比べ12倍大きい。
- 全運転時間 (16898 秒) から計算するとエロージョンダストの発生率は黒鉛壁  $96 \mu\text{g} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$  (JET 全体で  $5.4 \text{mg} \cdot \text{s}^{-1}$ ), インコネル壁で  $3.1 \mu\text{g} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$  (JETで全体で  $0.44 \text{mg} \cdot \text{s}^{-1}$ ) に達する。

FER の第一壁面積470m<sup>2</sup> 及びダイバータ表面積80m<sup>2</sup>, 計550m<sup>2</sup>, が全て黒鉛アーマで覆われているとし, 1年間の全運転時間での黒鉛ダストの発生量は以下の式で求まる。

$$(黒鉛ダスト発生量) = (発生率) \times (表面積) \times (運転時間)$$

但し, 発生率の運転条件依存性については現在不明であり, ここでは FERも同様と仮定して計算した。

運転条件として1時間に1パルス, 1000秒で1日10回, 年間100日稼働したとすると,  $1 \times 10^6$ 秒になり, 黒鉛ダストは52.8kgに達する。

アーマー材である黒鉛を等方黒鉛あるいはC/Cコンポジットとすると, 表面層はトリチウムによって高い濃度で飽和しており  $(T+D)/C = 0.01$  の関係が示されている。アーマーの表面から  $10 \mu\text{m}$ まで飽和しているとするとトリチウムインベントリーは  $0.02 \text{g}/\text{m}^2$  と見積もられる。

今, 52.8kgのダストは全アーマー材表面から平均的に発生するとすると, かさ密度を  $1.8 \text{g}/\text{cm}^3$ の場合アーマー材は表面から  $53 \mu\text{m}$ まで削られることになる。従って, アーマー材中のトリチウムは常に黒鉛ダストに伴って放出されることになる。アーマー材の表面層は常にトリチウムで飽和しているとすると, 全黒鉛ダスト中のトリチウムは66.3gに達する。 (Table 3.4. 2)

以上の計算はいくつもの仮定が含まれており, 今後ダスト発生におよぼすプラズマ運転条件の影響等を調べる必要がある。

分析修理時には、真空容器中に浮遊する放射性ダストが第一に問題になる。

resuspension rate を $1.1 \times 10^{-4}$ とすると、浮遊する黒鉛は5.8 g であり、その中に含まれるトリチウムは $7.3\text{mg}(2.6 \times 10^{12}\text{Bq}, 70\text{Ci})$ になる。従って、分解修理時には真空容器開放前に外部より不活性ガス等を送り込み、ダスト捕集用フィルター(HEPAフィルター)を用いてトリチウムを含む黒鉛を除去し、開放による放射性ダストの炉室内への飛散を極力抑制する必要がある。

### 参考文献

- 1) Charauau, J., Djerassi; H. :First Experiment on Erosion Dust Measurements in Tokamaks, 15th SOFT, Utrecht, The Netherlands, September 19-23, 1988

Table 3.4.1 Dust generation (JET)

元 素	エアボーン 中間粒子径 ( $\mu\text{m}$ )	粒 子 全 重 量 (g)	沈着ダスト 全 重 量 (g)	resuspension rate (-)
Co	1.4	$4.2 \times 10^{-7}$	$6.3 \times 10^{-3}$	$6.6 \times 10^{-5}$
Cr	1.0	$4.9 \times 10^{-5}$	$4.8 \times 10^{-1}$	$1.0 \times 10^{-4}$
Fe	0.9	$4.0 \times 10^{-4}$	4.7	$8.5 \times 10^{-5}$
Ni	0.9	$4.1 \times 10^{-5}$	2.3	$1.8 \times 10^{-5}$
金属(トータル)	0.9	$4.9 \times 10^{-4}$	7.5	$6.5 \times 10^{-5}$
C	0.8	$10^{-2}$	91.1	$1.1 \times 10^{-4}$

Table 3.4.2 Evaluation result of tritium amount  
in graphite dust (FER)

計算の 前 提 条 件	運 転 条 件	1パルス 1000 s/回 10回/d 100日/y 運転時間 $1 \times 10^6$ s
	黒鉛アーマ 表 面 積	$550 \text{ m}^2$ (第一壁 $470 \text{ m}^2$ ダイバータ $80 \text{ m}^2$ )
評 値	黒鉛ダスト 発 生 量	52.8 kg
	ダ 斯 ト 中 トリチウム量	$66.3 \text{ g}$ ( $2.4 \times 10^{16} \text{ Bq}$ , $6.4 \times 10^5 \text{ Ci}$ )
結 果	浮 遊 性 黒鉛ダスト	5.8 g
	浮遊性黒鉛ダスト 中トリチウム量	$7.3 \text{ mg}$ ( $2.6 \times 10^{16} \text{ Bq}$ , 70Ci)

### 3.5 分解修理時におけるトリチウムの放出量抑制対策

分解修理時におけるダイバータ板、アーマー及び第一壁からのトリチウムの放出量を抑制するための対策として、炉を開口する前に壁からのトリチウム（またはトリチウムを含むダスト）放出を促進する対策をすることによって開口後の放出量抑制をはかる方法と、逆に壁が吸収しているトリチウムの放出抑制対策をすることによって放出の低減を図る方法と考えられる。

ここでは、文献を調査しその対策について検討した<sup>1)</sup>。

またトリチウムは、炉内で発生するダストにも含有されているので分解修理時のダストの放出抑制または促進の考え方について整理した。

壁材料としては次の材料を対象と考えた。

ダイバータ板……黒鉛系材料・銅接合材、タンゲステン・銅接合材

アーマー…………黒鉛系材料

第一壁……………ステンレス鋼

トリチウム放出促進抑制対策は、概ね次のような考え方としてまとめられる。

#### (1) 物性を変える

これは分解修理時の操作条件を通常運転時の操作条件とは異なる条件に変更するか、設計の段階で従来の材料から改良された材料などに変更する。操作条件の変更とは、第1に操作温度を通常運転時の操作温度に対して昇温して、トリチウム放出の促進を図るか逆に温度を下げて放出を抑え込む方法が考えられる。第2にスイープガスで掃き出す方法により放出を促進すること、第3に減圧して掃き出させる方法が考えられ、またこれら3通りの方法の組合せもありうる。

材料の変更は、材料物質そのものの変更、材料組織の改良による変更、材料構成・構造の変更、あるいはアルミコーティングのカロライズ処理やカーボンコーティングのような表面処理による対策などであり、材料物性を良くしようとするものである。

#### (2) 強制的な手段

放電洗浄、水ジェットノズル法等機械的除染、化学除染、液化溶融等の方法が考えられる。

手段を整理してTable 3.5. 1 にまとめる。

強制的な手段は分解後に外されて炉として使われない場合に向く方法として有効な方法に思われる。しかし処理後の状態が処理前の状態と変わってしまうので処理後も引き続き使用するなら、そのことの炉運転への影響などを考慮した検討を要する。

物性の変更で対処する方法のうち操作条件の変更による方法は、その処理により処理後の表面状態が処理前の状態と大きく変わらないと考えられ引き続きの使用には良い方法のように考えられるが、放出促進の効果の大きさについては実測データが乏しい。材料の変更による方法も材料の開発として今後の課題である。

Table 3.5.1 Acceleration of tritium sweeping or fixation

物性の変更	操作条件の変更	昇温による放出促進, 低温にして放出抑制 スイープガスによる放出促進 減圧による放出促進
材料を変える		物質の変更 材料組織の変更 材料構成・構造の変更 表面コーティング
強制的手段	放電洗浄 機械的除染 化学除染 液化溶融	

以下、材料によるトリチウム挙動傾向を示す。

#### 1) トリチウム挙動傾向

Table 3.5.2に材料中のトリチウムの拡散、溶解度、離脱頻度、表面再結合等の温度依存傾向を整理して示す。ここではIA～VA族及びPdの金属とVIA～VII族（Pd除く）金属、及びグラファイトについて比較した。いずれも拡散及び離脱頻度の傾向は温度上昇とともに良好になるが、溶解度についてはIA～VA族及びPd、グラファイトが温度に逆比例するのに対してVIA～VII（Pd除く）金属は温度に比例する。前者は操作温度を運転温度に対して上昇させればトリチウム放出は促進される。

#### 2) 各種金属材料の水素拡散係数の温度依存性

Fig. 3.5.1, Fig. 3.5.2に各種金属材料の水素拡散係数の温度依存性を示す。データに非常にバラツキがあることがわかる。

#### 3) 金属中の水素拡散の活性化エネルギーと周期律表族番号との関係

Fig. 3.5.3に金属中の水素拡散の活性化エネルギーと周期律表族番号との関係を示す。明確な傾向は無いと考える。

#### 4) 種々の金属中の水素溶解度

Fig. 3.5.4に金属中の水素溶解度を示す。金属種類により全く傾向が異なる。

#### 5) 重水素透過度と圧力の関係

Fig. 3.5.5に重水素透過度と圧力を示す。圧力上昇とともに透過度が上昇するが、 $10^{-3} \sim 10^{-2}$  Paを境界として、それ以下で勾配が大きくなっている。

ダストはグラファイトのようなセラミックより金属材料の方が発生は少ないが、いかなる材料であれ発生は避けられない。ダストあるいはトリチウムの放出抑制・促進対策の考え方を以下に整理する。

- ① プラズマ対向機器の材料選定の際に、トリチウム吸収が少なく且つ高温でトリチウム放出特性の良好な材料及びダスト発生の少ない材料を選ぶ。
- ② 分解修理前に高温ベーキングをしトリチウムを放出させるとともに、スイープガスで掃気する。
- ③ ダストは分解修理前に極力抜く。炉内部をフラッシングしてダストを落す。このためのダクトを要する。
- ④ フラスコまたはキャスクを使用して極力拡散を防ぐ。この場合開口部を作らないような受け・取り外しの方法を用いるとともにトリチウムの処理対策を施す。

1) 日本原子力学会「トリチウム化学」研究専門委員会編：

トリチウムの化学 — 基礎から応用まで — (1982年3月)

Table 3.5.2 Material dependence of tritium permeation parameters<sup>1)</sup>

	材 料			他	IA～VA 及び Pd (金属)	VIA～VIII (Pd を除く金属)	グラファイト
	構 造	組 織	物 質				
拡 散	○	○	○		温度に比例	温度に比例	温度に比例 500K以下で放出しない
溶 解 度			○		温度に逆比例 発熱型	温度に比例 吸熱型	温度に逆比例 発熱型
離 脱 頻 度	○	○	○		温度に比例	温度に比例	温度に比例 500K以下で放出しない
表面再結合	○	○	○		温度に比例	?	温度に比例

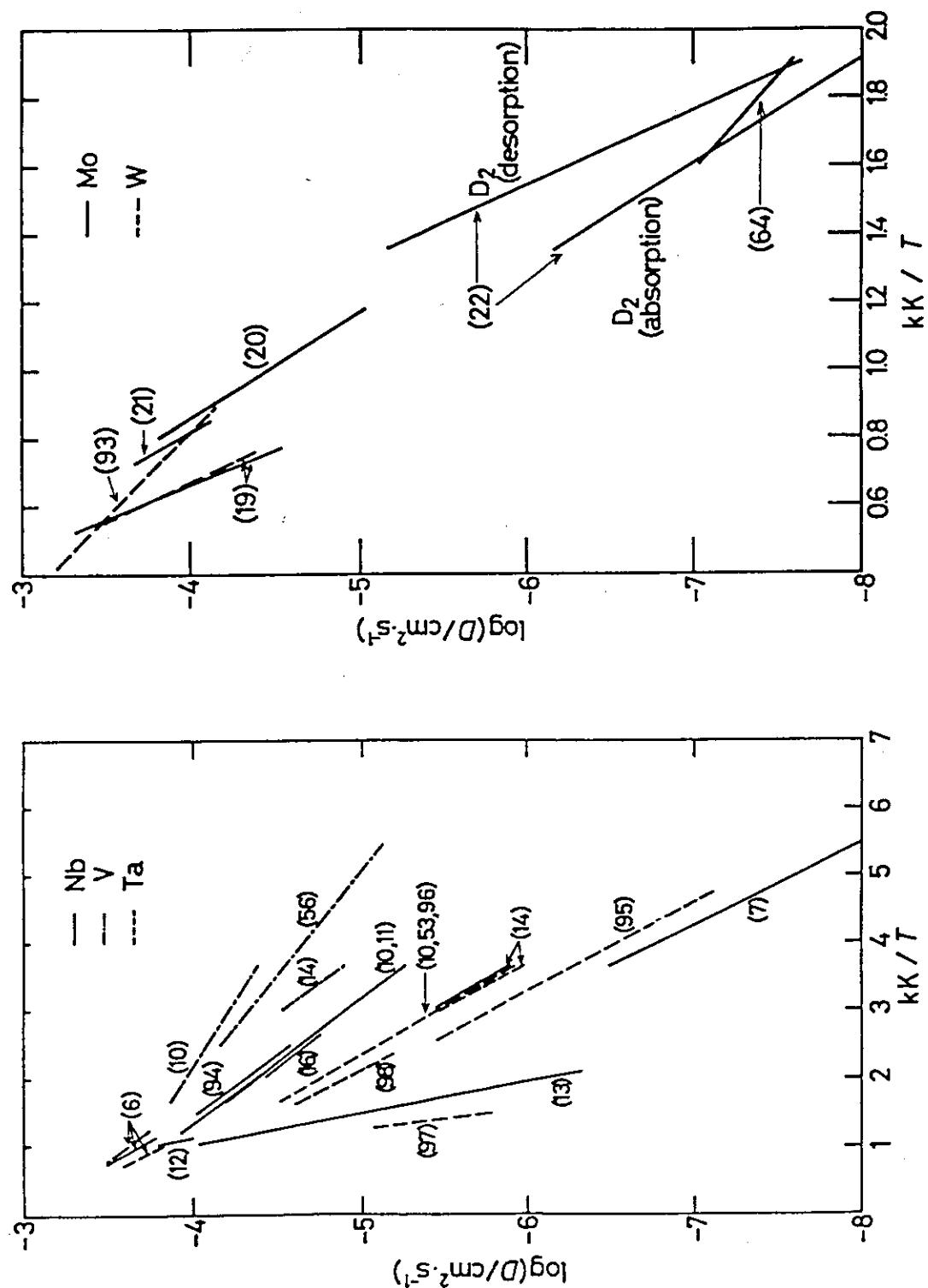


Fig. 3.5.1 (a) Nb, V, Taの水素拡散係数

Fig. 3.5.1 (b) MoおよびWの水素拡散係数

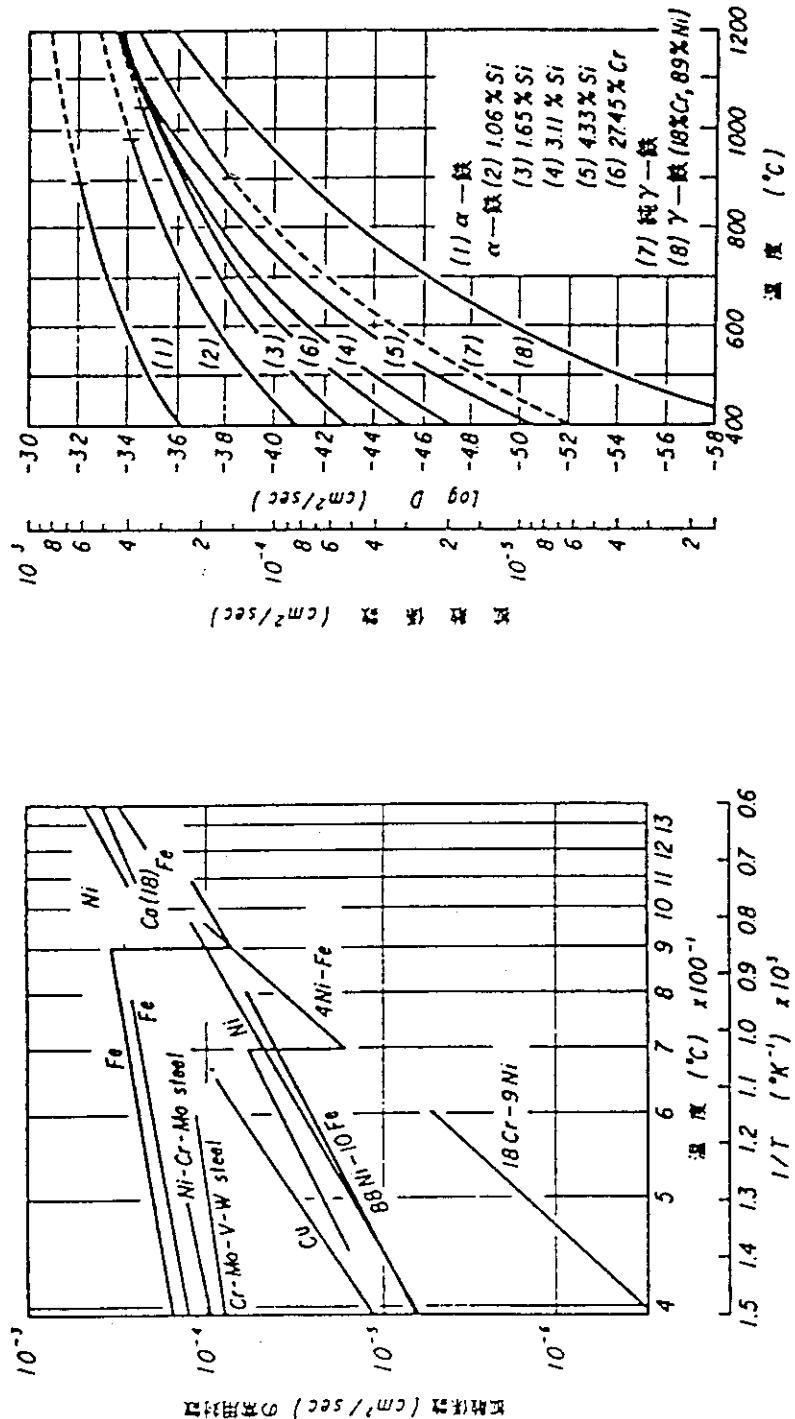


Fig. 3.5.1 (c) 各種金属材料の水素の拡散係数

Fig. 3.5.2 Feの拡散係数に及ぼす温度、結晶格子、合金化の影響

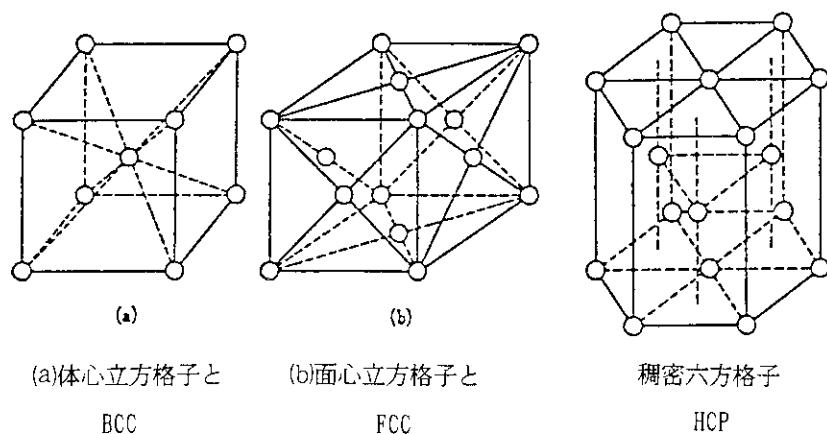
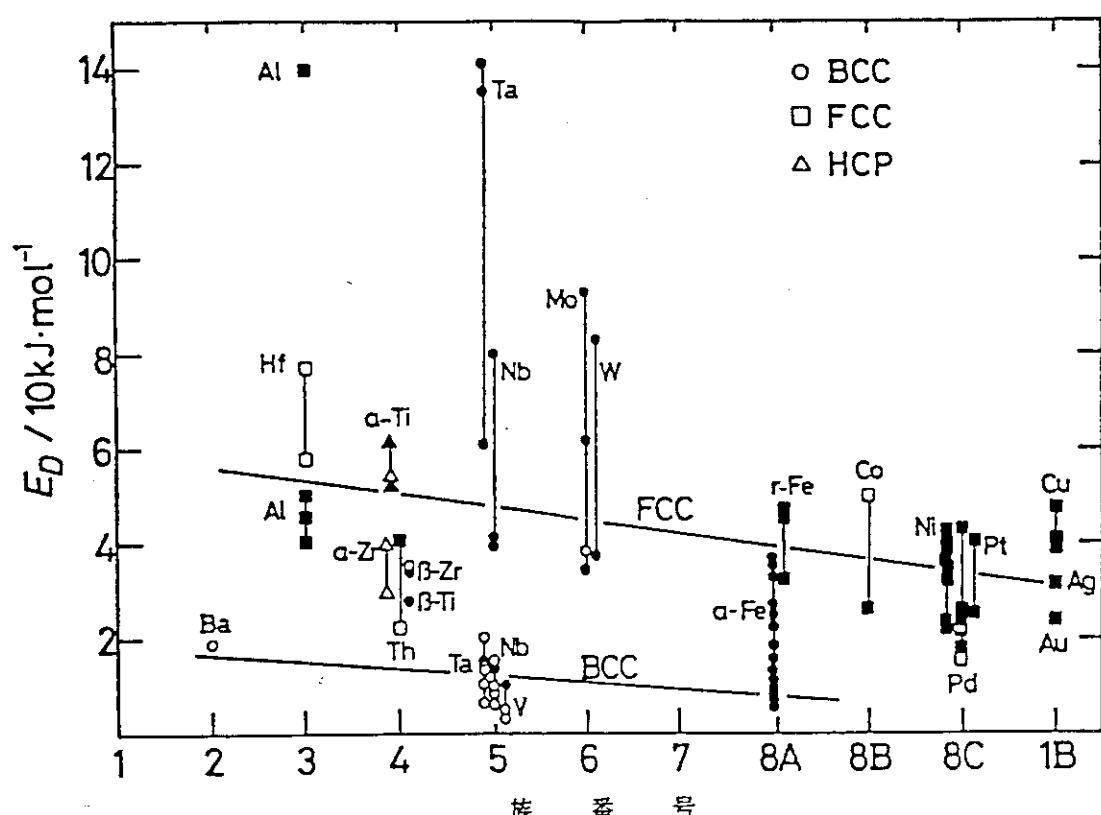


Fig. 3.5.3 金属中の水素拡散の活性化エネルギーと周期律表族番号との関係  
(白抜きは表面に影響されないNMR, QENS, Gorsky効果などの測定法による。黒塗りは透過・吸収・放出法等)

## Gases and Metals

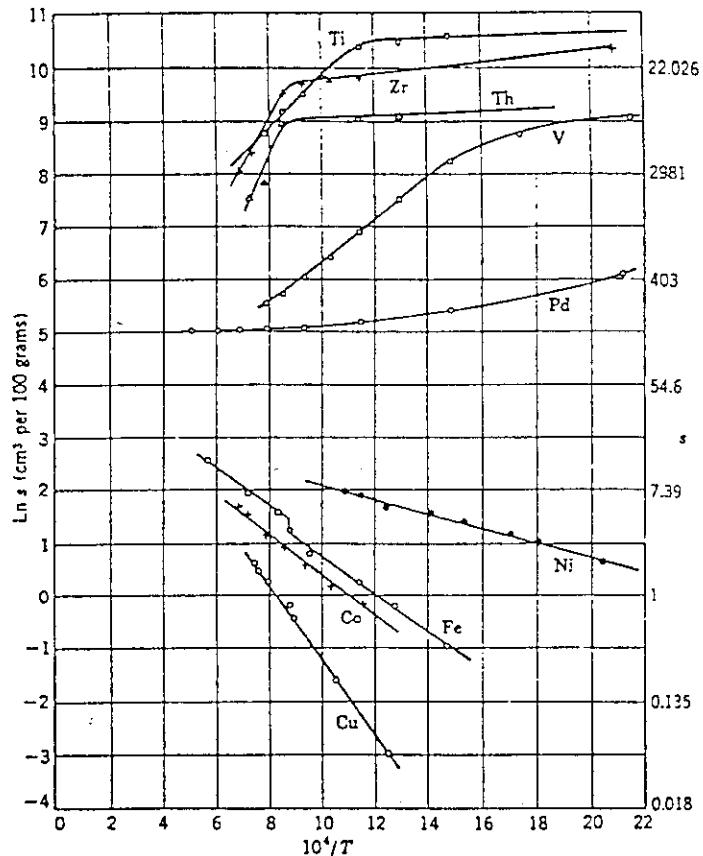
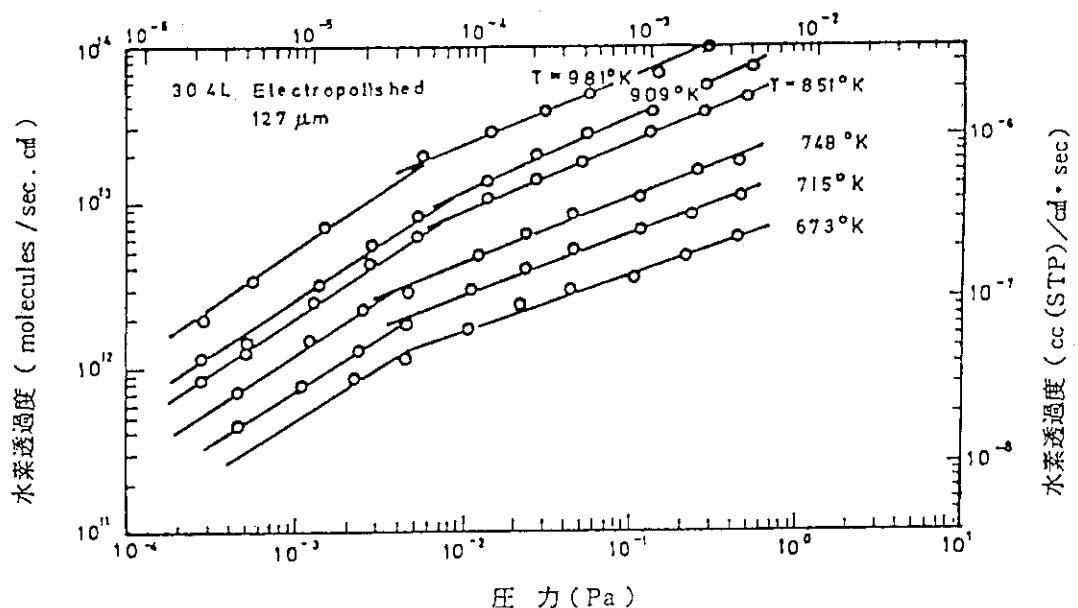


Fig. 3.5.4 種々の金属中の水素解度(Arrhenius Plots)

## 圧 力 (Torr)

Fig. 3.5.5 電解研磨した肉厚127 μmの304Lステンレス鋼のD<sub>2</sub>透過度と圧力との関係 (高圧側の勾配は約0.4)

### 3.6 炉室内でのトリチウム挙動

ダイバータ等の炉本体構造材の分解修理時にトリチウムがどの程度炉室に放出されるかは、必ずしも明確ではない。ここでは1日 $1000\text{Ci}$  ( $3.7 \times 10^{12}\text{Bq/d}$ ) の割合で3日間放出したと仮定し、炉室内のトリチウム濃度がどう変化するか、ステンレス鋼ライニング壁炉室につき、2.3で詳述する炉室放出トリチウム挙動評価コードを用いて評価する。

計算入力条件はTable 5.3.3に示されているので省略する。結果をFig. 3.6.1, Fig. 3.6.2に示す。

$2.592 \times 10^5$ 秒（3日間） $\text{T}_2$ の放出が継続している間は、 $\text{T}_2$ ,  $\text{HT}$ ,  $\text{HTO}$ の濃度は増加していくが、放出終了後は濃度は急速に低下する。但し、 $\text{T}_2$ 及び $\text{HT}$ は $6.5 \times 10^5$ 秒（2.5日後）経過後、炉室内の $\text{T}_2$ ,  $\text{HT}$ 濃度が低下するため、ステンレス鋼ライニング内に吸着拡散した $\text{T}_2$ ,  $\text{HT}$ が再び炉室内に放出されるため、炉室内の濃度の低下の割合が小さくなる。

但し、全期間を通じて $\text{T}_2$ ,  $\text{HT}$ の濃度は水素形のトリチウムの作業室内の濃度限界  $2 \times 10^{10}\text{Bq/m}^3$  を越えることはなく、又、 $\text{HTO}$ ,  $\text{T}_2\text{O}$ 濃度もトリチウム水の作業室内の濃度限度  $7 \times 10^5\text{Bq/m}^3$  を越えることはない。

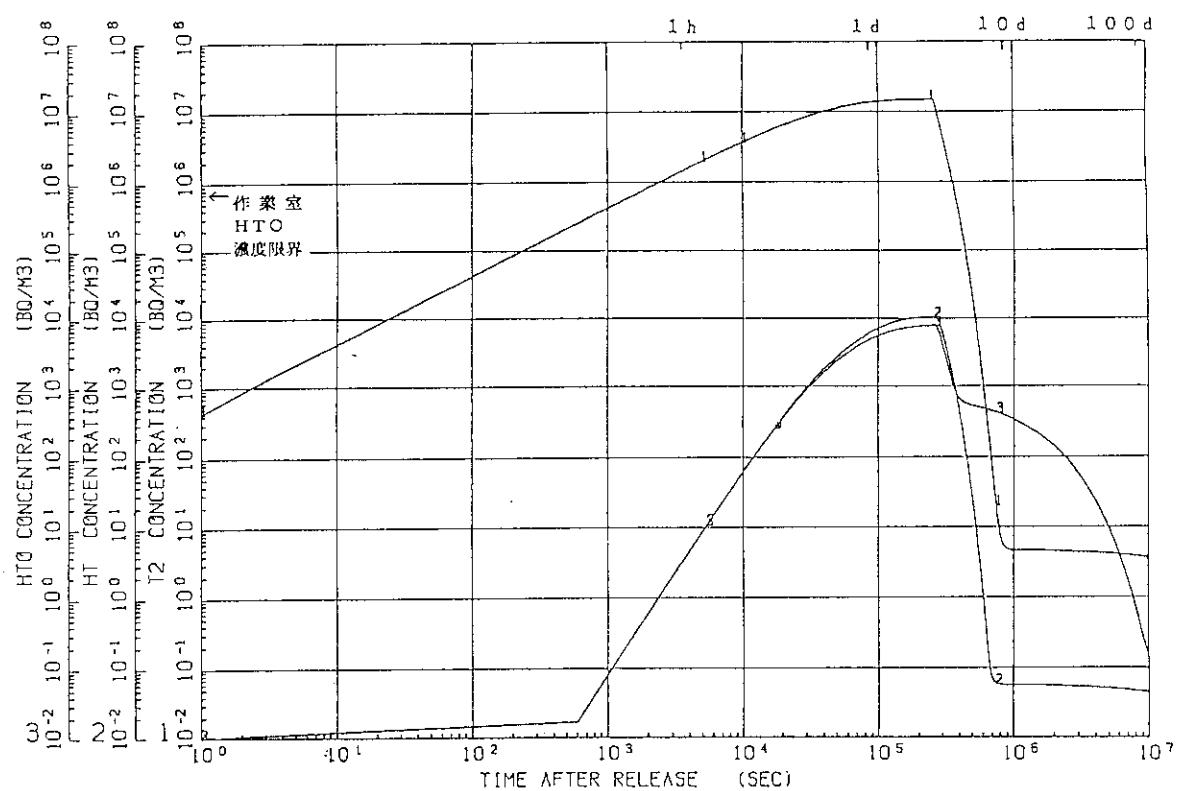


Fig. 3.6.1 Tritium concentration change in reactor room at assembly handling ( $NT_2$ ,  $N_{HT}$ ,  $N_{HTO}$ )

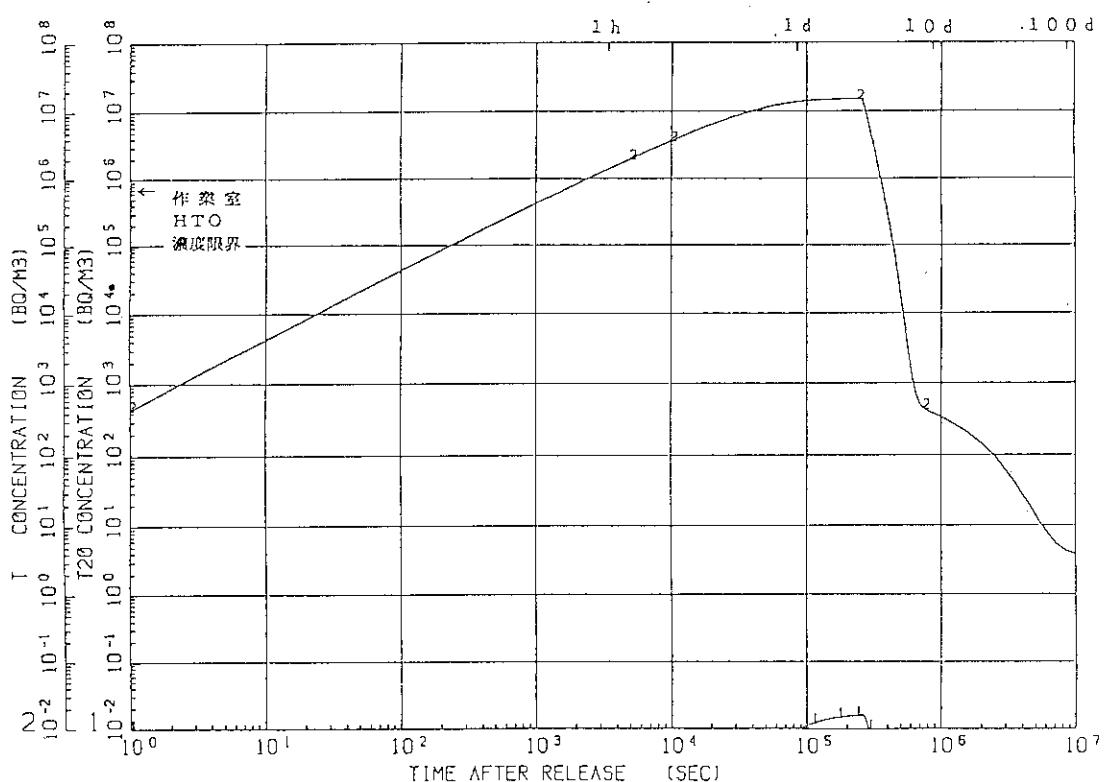


Fig. 3.6.2 Tritium concentration change in reactor room at assembly handling

### 3.7 分解修理中の電源喪失時の異常事象シーケンス分析

ここでは、分解修理中に電源喪失が起きた場合に、発生すると考えられる異常事象についてシーケンス分析を実施した。

#### 3.7.1 はじめに

プラントの分解修理中の事故シーケンスは、これまでほとんど検討されていない。しかし、その検討は核融合施設の安全性を議論するのに非常に大切なことである。ここでは、電源が喪失した場合について、その初步的な検討を行った。

シーケンスを検討するにあたって、次の仮定を置いた。

- ① 電源喪失によって、遠隔保全システムのフェイル・セーフ機能も失われる。
- ② ブランケットが移送される時には、ダイバータは取り除かれている。
- ③ いかなる事故の場合も、センサーや制御系統は健全である。

#### 3.7.2 事故起因事象の分類

つぎのように分類した。

- ① 一般の場合。（ケース1）
  - ② ブランケットを真空容器からキャスクへ移送している場合。（ケース2）
  - ③ ブランケットのキャスクを天井クレーンでホットセルに移送している場合。（ケース3）
- なお、このシーケンスでは2タイプのキャスクを考慮した。

#### 3.7.3 事故シーケンス

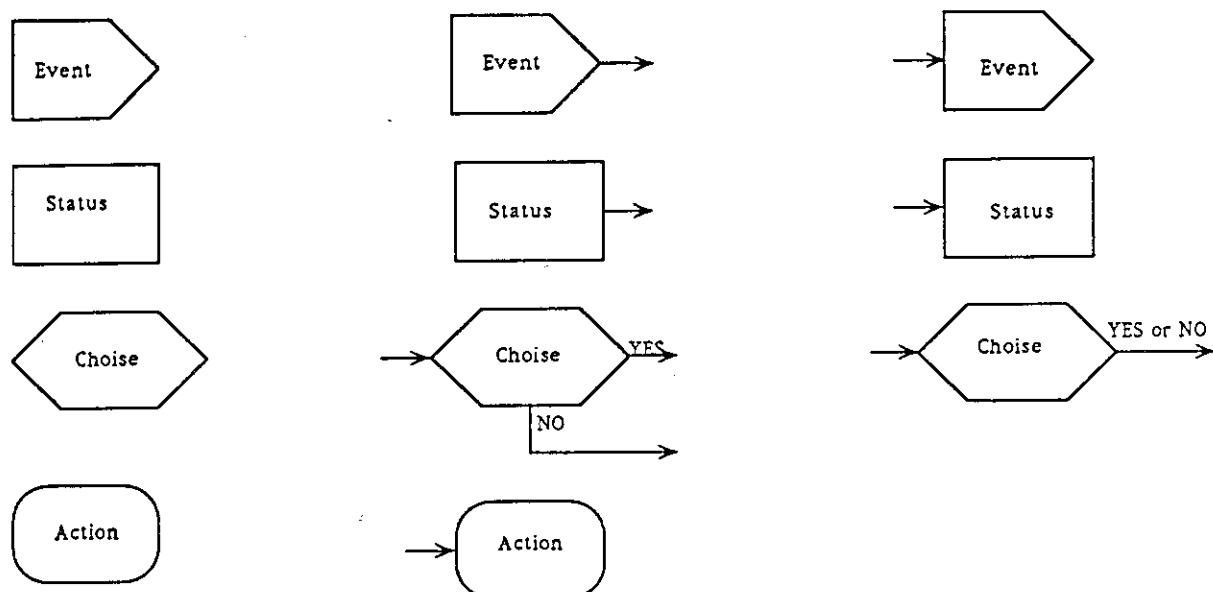
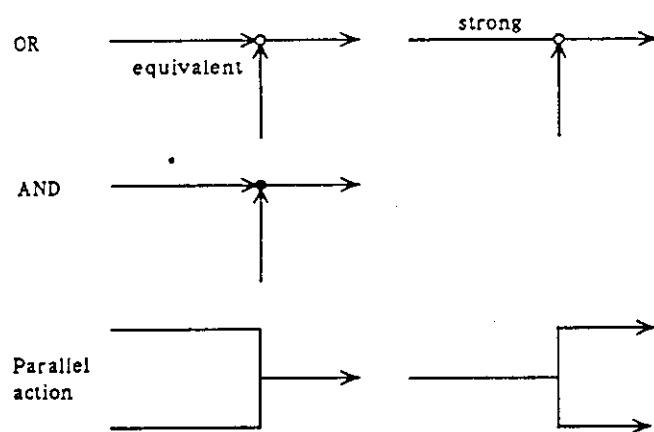
Fig. 3.7. 1 にシーケンスを表すフローチャートの説明を示す。Fig. 3.7. 2 は一般の場合の事故シーケンスである。この場合、分解修理の対象となるコンポーネントとして11のコンポーネントを示した。一般的に、仮にサイトの電源が喪失したとしても、フェイル・セーフ機能は維持される。しかし、ここの議論ではフェイル・セーフ機能を失うこととした。その妥当性については今後の議論に委ねる。

Fig. 3.7. 3 はケース2、Fig. 3.7. 4 はケース3の各場合の事故シーケンスである。この2つのケースは、いずれもFig. 3.7. 5、6 に示す2種類のキャスクの双方を考慮したものである。このキャスクの違いによりシーケンスが多少変わる。例えば、キャスク内でブランケットの温度が上昇していくと、シュラウド・タイプのキャスクは溶融することも考えられる。なお、ケース3に関連して、Fig. 3.7. 7 にブランケットのキャスクを天井クレーンでホットセルに移送している様子を示す。

#### 3.7.4 提案

検討結果から次のように提案する。

- ① 冷却水系、緊急時トリチウム浄化系は予備の発電機で運転できること。
- ② 分解修理機器は緊急時のセルフ・ロック機能を有すること。

**Figures****Lines****Others**

Critical pass for T, radiative  
materials release



Fig. 3.7.1 Account for flow chart

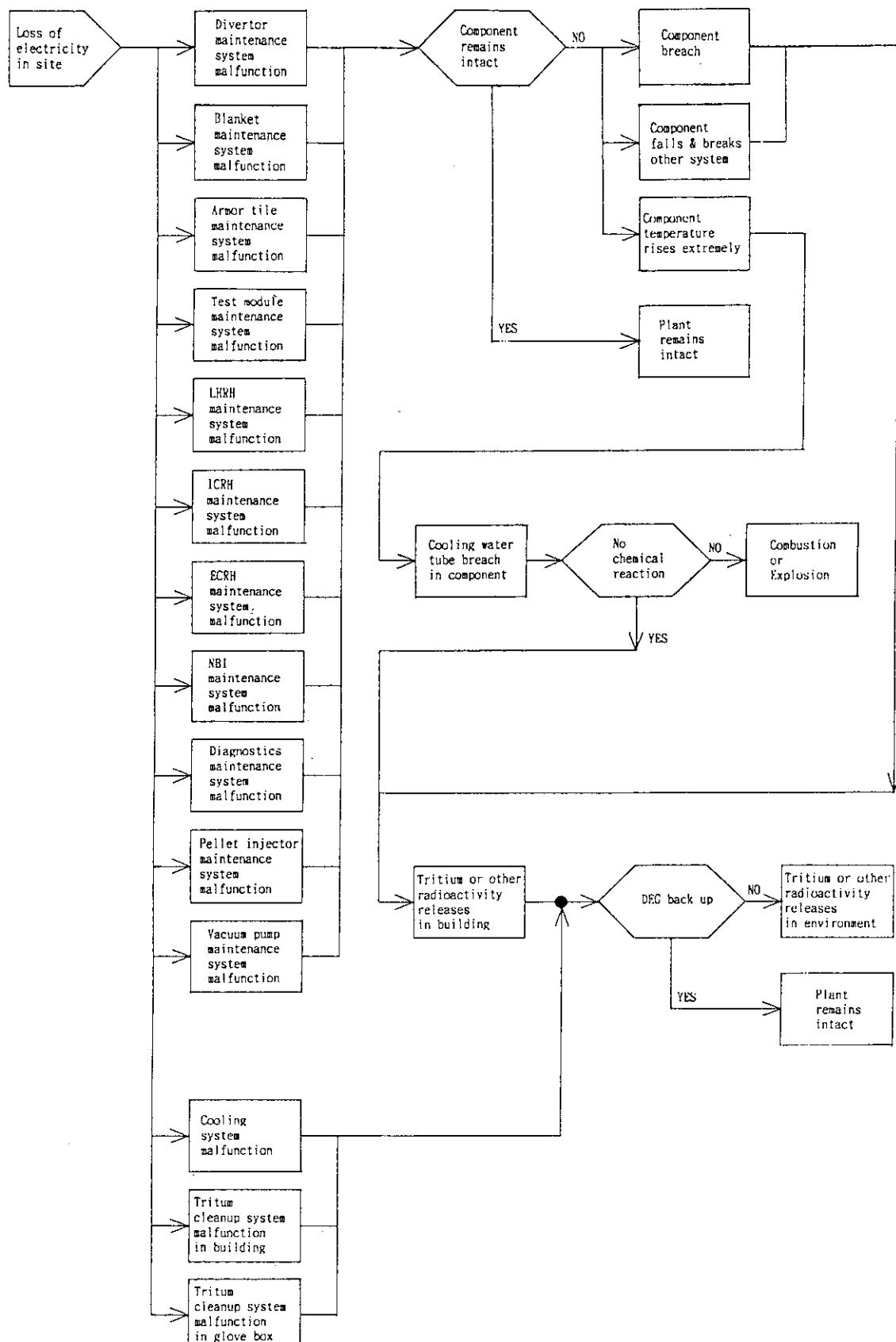


Fig. 3.7.2 ITER accident processing sequences  
during the loss of electricity (Case 1)  
(during maintenance)

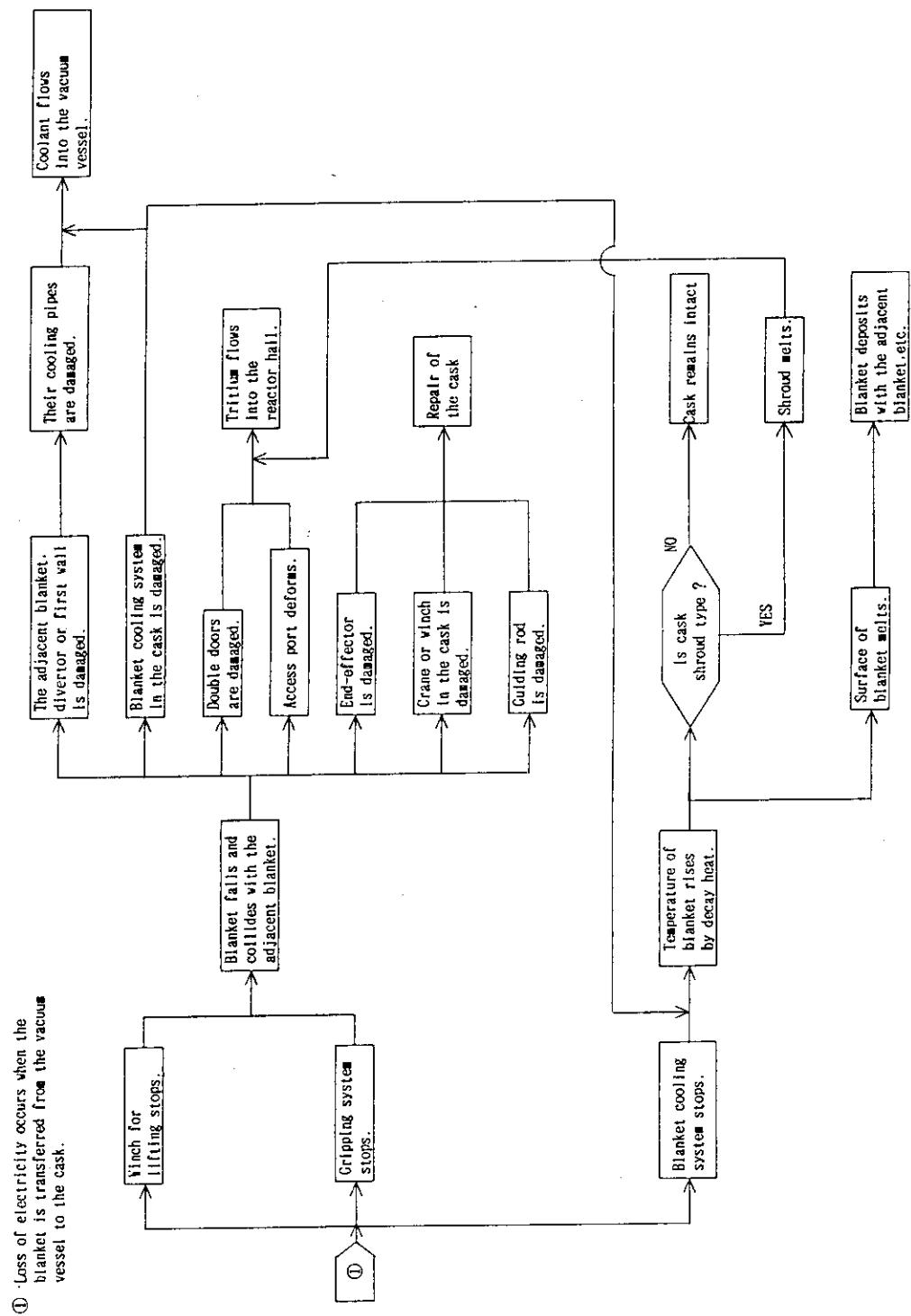


Fig. 3.7.3 ITPR accident processing sequences during the loss of electricity (Case 2)

- ② Loss of electricity occurs when the blanket cask is transferred to the hot cell by the overhead crane.

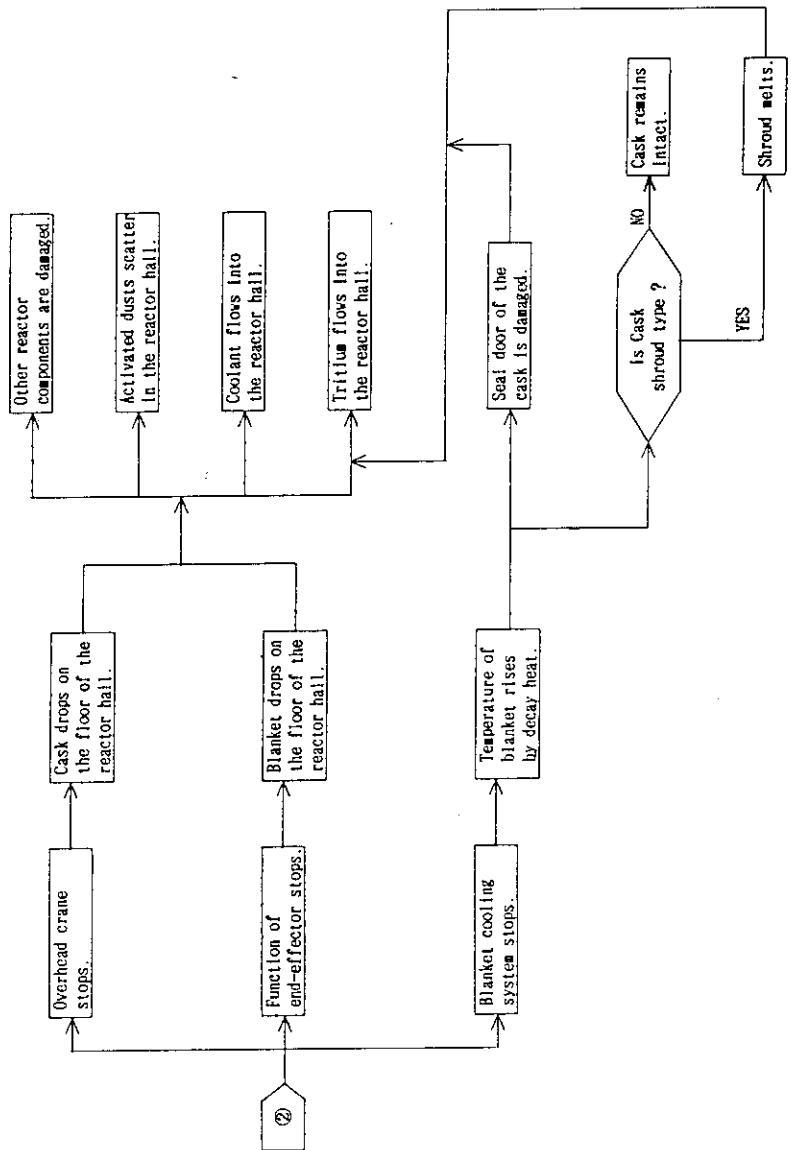


Fig. 3.7.4 ITER accident processing sequences during the loss of electricity (Case 3)

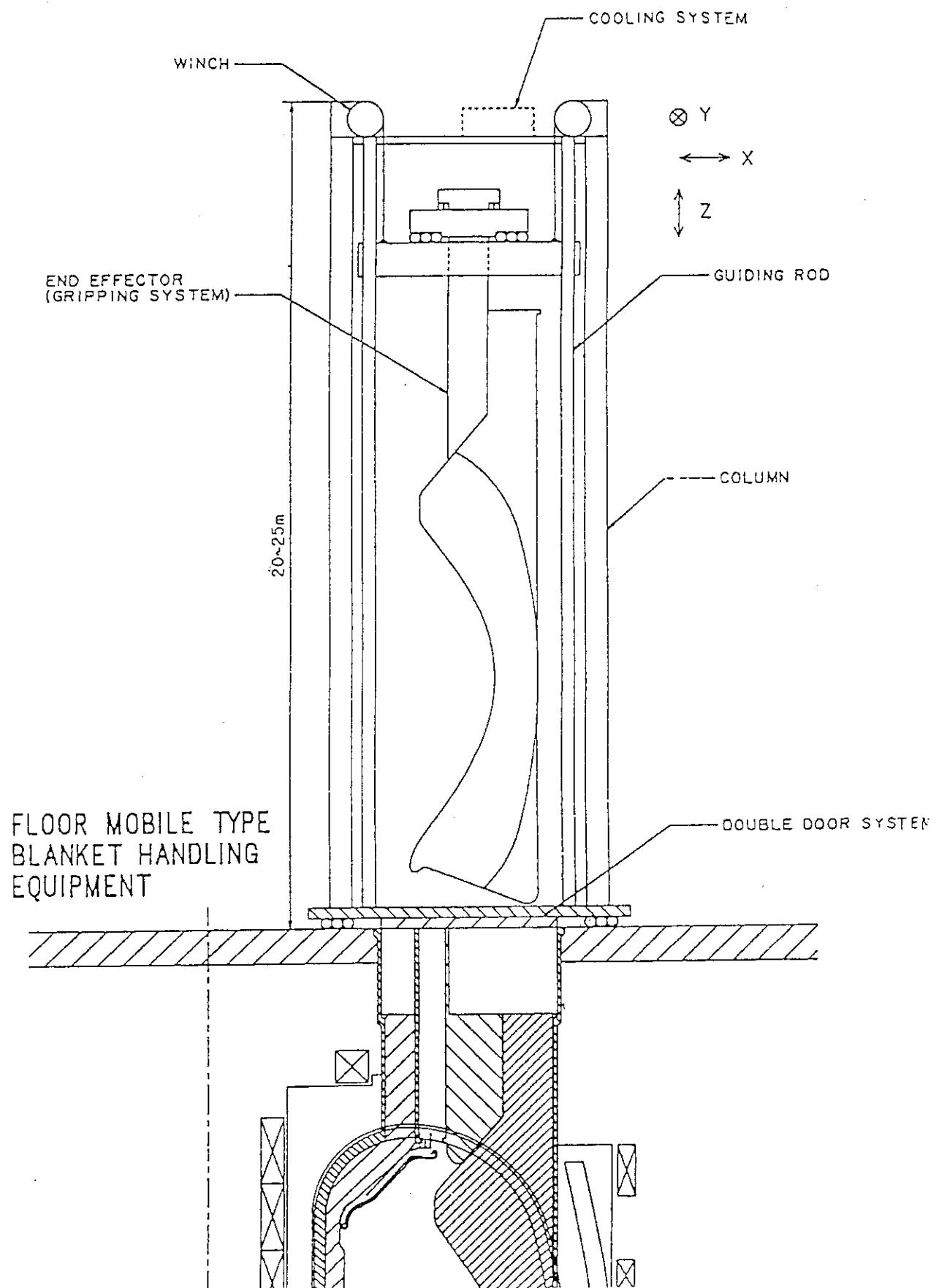


Fig. 3.7.5 Hard type cask concept

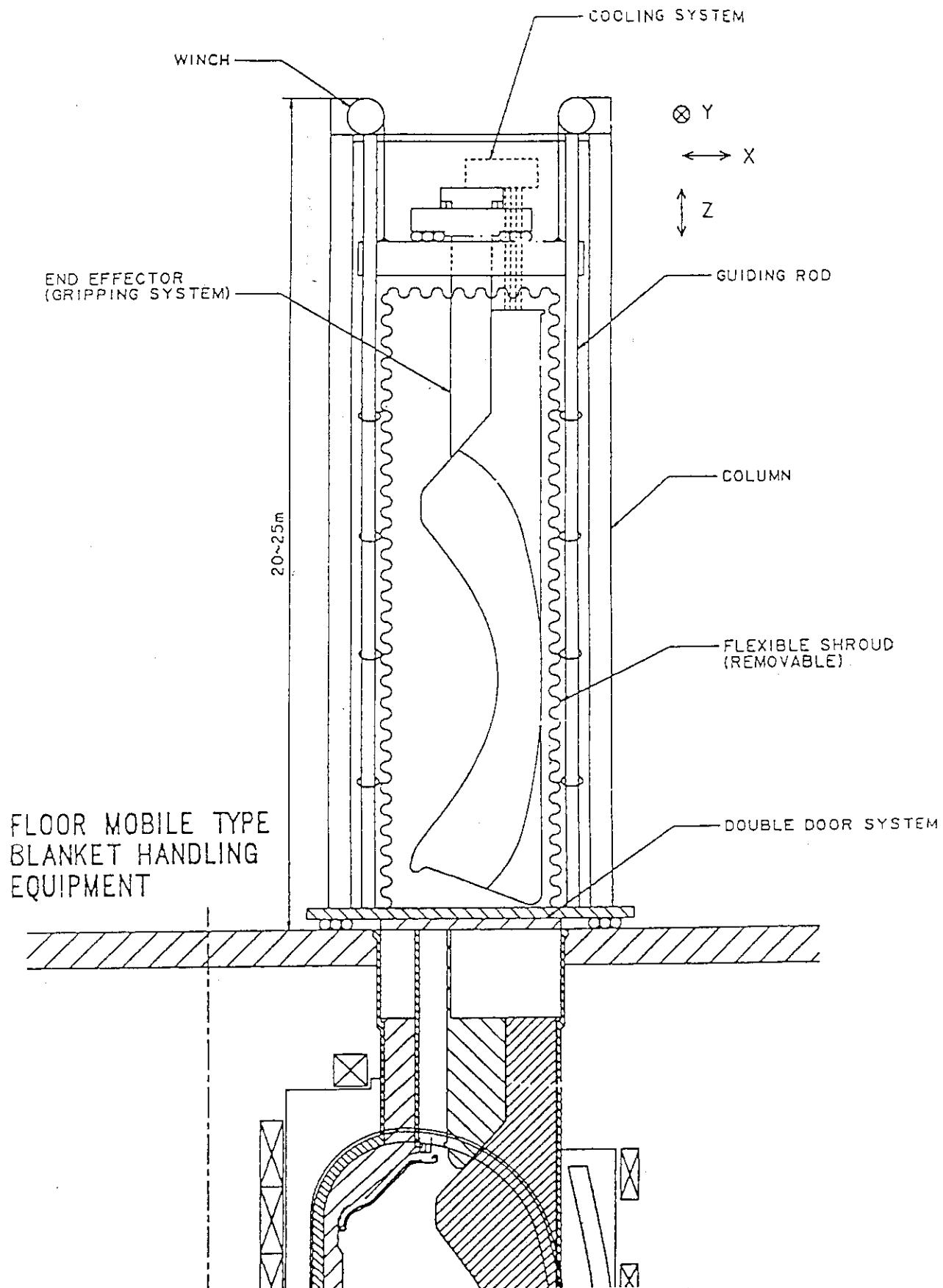


Fig. 3.7.6 Shroud type cask concept

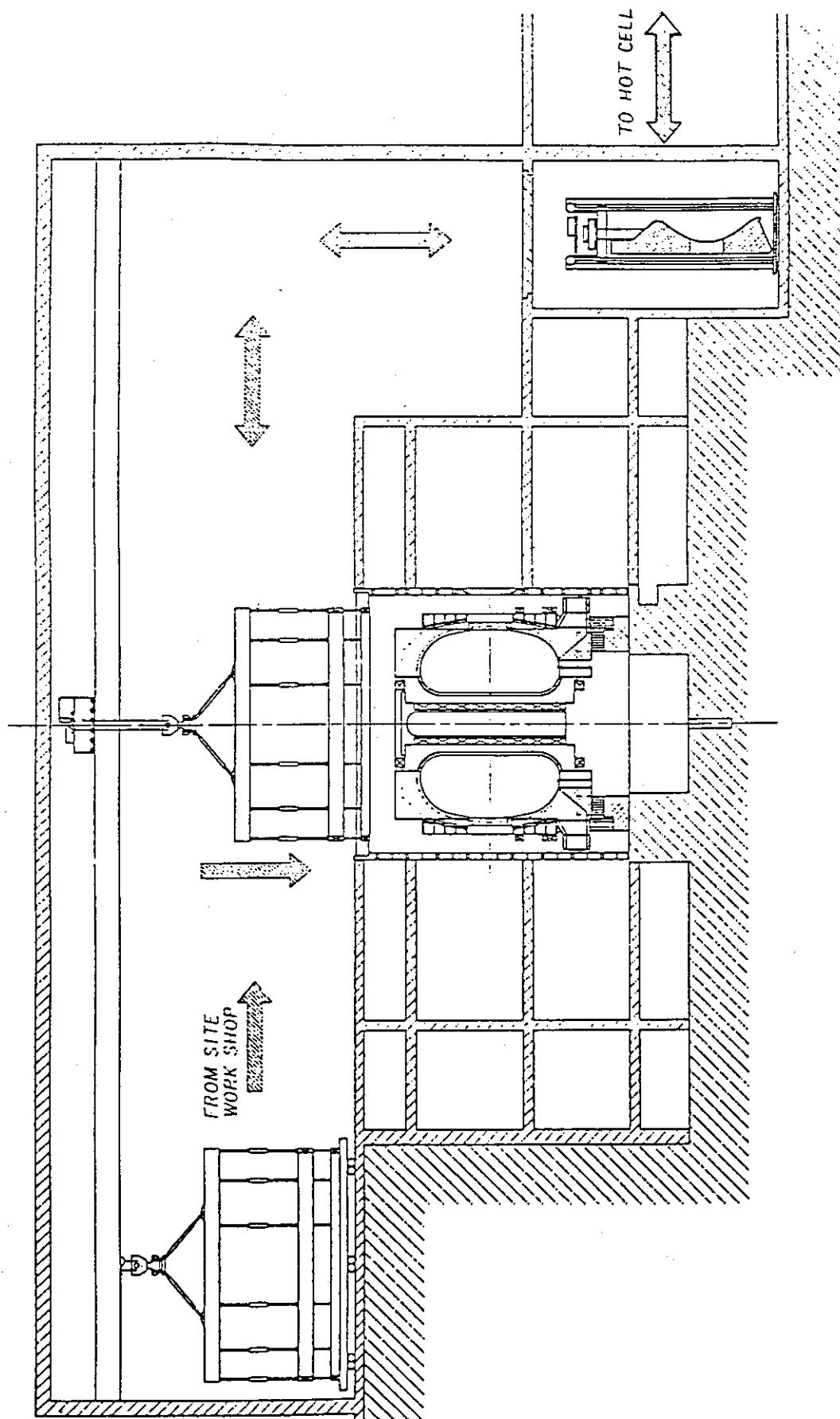


Fig. 3.7.7 The blanket cask which is transferred to the hot cell by the overhead crane

### 3.8 分解修理時の異常シーケンス

#### 3.8.1 はじめに

ITERの分解修理時における事故シーケンス解析を実施した。3.8.2においては、分解修理を対象としたコンポーネントのクラス分けと各コンポーネントのメンテナンスデータを示し、3.8.3では3.8.2において分解修理手順と分解修理用遠隔機器が比較的明確に示されたコンポーネントについて事故シーケンス解析を実施した。

これらの解析はITERのDefinition Phaseにて報告された"ITER ASSEMBLY AND MAINTENANCE"(<ITER DOCUMENTATION SERIES, NO. 34>ITER-IL-MA-1-0-105)をもとに実施した。

#### 3.8.2 ITERの分解修理

Table 3.8.1はITERのコンポーネントを分解修理の頻度によって3つのクラス分けしている。

クラス1は計画的保守対象のコンポーネントで頻繁に交換を実施するもので、分解修理用の遠隔機器は損傷コンポーネントの交換時間を最小にするように設計されている。

クラス2は計画外のメンテナンスを対象とし、炉の寿命中は損傷しないと想定されているコンポーネントである。このクラスはフルリモートでメンテナンスが可能なように遠隔機器が設計されるが、交換時間を最小化するより、対象とする炉内コンポーネントの設計が優先される。

クラス3は炉内の寿命中にメンテナンスを行うことを全く想定していないコンポーネントで、遠隔機器の設計だけは行われる。

Table 3.8.2からTable 3.8.11は、上記ITER DOCUMENTATION SERIES のクラス1のコンポーネントのうち、分解修理手順と必要な遠隔機器が比較的明確に示されているコンポーネント（クラス2も若干含まれている）のメンテナンスデータである。また、Fig.3.8.1からFig.3.8.10はTableに示された各コンポーネントの分解修理を特徴的に示す遠隔機器の図である。

収録されているコンポーネントは、

- ・ダイバータ板
- ・プランケット／遮蔽体
- ・第一壁アーマータイル
- ・炉内点検観察（ペリスコープ）
- ・炉内点検観察（水平ポートアクセス式マニュピュレータ）
- ・NBI（イオン源）
- ・NBI（ソースモジュール）
- ・ECRH（Cryo-cooled window）
- ・ICWH（ファラデーシールド）
- ・クライオポンプ

の計10コンポーネントである。

## 3.8.3 分解修理時の事故シーケンス解析

3.8.2で示したコンポーネントの分解修理時の事故シーケンス解析を実施した。その結果をFig. 3.8.11からFig. 3.8.17に示す。但し、炉内点検観察の2つ、及びECWHは遠隔機器の設計が不十分なので解析は実施していない。

Table 3.8.1 Classification by components

クラス 場所 \ クラス	クラス1 計画的保守対象の コンポーネント	クラス2 セミバーマネント コンポーネント	クラス3 バーマネント コンポーネント
第1壁の 近傍	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ダ"イハ"タ板</li> <li>・第1壁アーマータイル</li> <li>・ファラデ"ーシールト" (IC)</li> <li>・ランチャー表面 (LH)</li> </ul>	_____	_____
第1壁の 後方	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ウインド"ウ(EC)</li> <li>・テストモジ"ュール</li> <li>・イオン源 (NBI)</li> <li>・ミラー (EC)</li> <li>・計測系</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>・フ"ランケット</li> <li>・ダ"イハ"タ遮蔽体</li> <li>・遮蔽フ"ラグ"</li> <li>・RFランチャー</li> <li>・ACコイル</li> </ul>	_____
フ"ランケット/ 遮蔽体の 後方	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ケ"ートハ"ルブ"</li> <li>・クライオポンプ"</li> </ul>	_____	<ul style="list-style-type: none"> <li>・TFコイル</li> <li>・PFコイル</li> <li>・真空容器</li> <li>・ヘ"ロース"</li> <li>・センターソレノイド"コイル</li> </ul>

Table 3.8.2 Maintenance data of divertor plate

コンボーネント	ダイバータ板	Scheduled : 1回／1年（64個全て）
メンテナンス頻度 :	Unscheduled : 2-3回／1年（数個）	
サイズ	3.5m(L) X 1.2-0.8m(W) X 0.8m(H)	重量 1.5 ton
環境条件	不活性ガス雰囲気or空気、 $10^6$ rad/hr(γ線)。その他はTBD。	
メンテナンス手順	分解	組立
1. 炉停止後崩壊熱除去用冷却開始 2. 冷却水をトレン 3. メンテナンスポートにある真空シール及び遮蔽プラグのドアの開放 4. 真空容器内に多関節プームまたはピーコクルを挿入し、損傷部分の場所を点検 5. 冷却配管を内側より切断 6. メカニカルロック機構の解除 7. 交換されるダイバータ板を把持 8. ダイバータ板の撤去	1. ダイバータ板の据付 2. メカニカルロック機構の接続 3. 冷却配管の溶接とリーク試験 4. 多関節プームまたはピーコクルの撤去 5. 真空シールドア及び遮蔽プラグドアを閉じる 6. ハーリング及び真空排気	
メンテナンス時間	3～4ヶ月（64個すべて交換）	
必要とする遠隔機器	1. 多関節プーム（ダイバータの据付・撤去） 2. 軌道走行型ピーコクル（ダイバータの据付・撤去） 3. ダイバータ搬送装置（メンテナンスポートから真空容器外に搬送） 4. エンドエフェクター（プームやピーコクルに取り付けられており、ダイバータを直接的に据付・撤去。テレスコピックシャッキ、パンタグラフ、クリップにより構成されている） 5. プーム／ピーコクル収納キャスク 6. ダイバータ搬送装置収納キャスク 7. 炉内点検・観察装置 8. 管内アクセス式レーザー溶接切断システム 9. （ダイバータロック機構）	

Table 3.8.3 Maintenance data of the blanket/shield

コンポーネント	ブランケット／遮蔽体		
メンテナンス頻度	1回（炉寿命中）		
サイズ	不明	重量	インポート：40ton アウトポートサイト：80ton アウトポートセンタ：64ton
環境条件	不活性ガスor空気。その他はTBD。		
メンテナンス手順	分解		組立
	1. 炉停止後、超電導コイルの昇温。 ペーキング開始。崩壊熱除去用冷却 2. タイバータ板の撤去 3. 真空容器内を空気または不活性 ガスで充たす 4. クライオスタットのアクセストアのボルトをゆ るめる 5. 真空容器のアクセストア部の真空シール を切断 6. 真空容器のアクセストアの撤去 7. 冷却配管の切断と撤去 8. 遮蔽ブロックの撤去 9. ロック機構を解除し、外側センタモジュ ールを撤去 10. ロック機構を解除し、内側モジュー ルを撤去	1. 内側モジュールを据付、ロック機構をか ける 2. 外側モジュールを据付、ロック機構をか ける 3. 遮蔽ブロックの据付 4. 冷却配管の溶接 5. 真空容器のアクセストアの据付 6. アクセストア部の真空シール溶接 7. アクセストア部のボルト締結 8. ペーキング、真空排気、非破壊検査 9. ブランケット交換用キャスクの撤去 10. クライオスタットのアクセストアの据付 11. アクセストア部の真空シール溶接 12. アクセストア部のボルト締結 13. 真空排気、非破壊検査 14. タイバータ板の据付	
メンテナンス時間	不明		
必要とする遠隔機器	1. クレーン 2. コンテナ付きのブランケット取扱装置 3. 点検観察装置 4. 配管切断・溶接装置 5. ブランケット把持装置 6. ブランケットロック装置 7. 真空フランジシール溶接機		

Table 3.8.4 Maintenance data of the 1st wall armor tile

コンボーネント	アーマタイル		
メンテナンス頻度	Scheduled: 年 1 回 (第 1 壁全体の 1/5-1/2 のエリア : TBD)		
サイズ	30cm X 15cm (TBD)	重量	2Kg (TBD)
環境条件	不活性ガス雰囲気または空気。その他は TBD。		
メンテナンス手順	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 炉停止</li> <li>2. メンテナンスポートの真空シールドアと遮蔽プラグドアを開ける</li> <li>3. 真空容器の中に多関節アームまたは軌道走行型ピーカーを入れ、損傷部分の場所を探す</li> <li>4. 交換するアーマタイルを掘み、ボルトを外す</li> <li>5. アーマタイルを取り除き、収納ラックに納める</li> <li>6. 収納ラックより新しいアーマタイルを取り出し、第 1 壁面に取り付ける</li> <li>7. 収納ラックが損傷タイルで一杯になるまでタイル交換を続ける</li> <li>8. 収納ラックをアクセスポートを通じて真空容器外に搬送する</li> <li>9. アーマタイル交換を繰り返す</li> <li>10. 多関節アームまたはピーカーを撤去する</li> <li>11. 真空シールドアと遮蔽プラグドアを閉じる</li> <li>12. ヘーリングと真空排気</li> </ol>		
メンテナンス時間	不明		
必要とする遠隔機器	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 多関節アーム</li> <li>2. 軌道走行型ピーカー</li> <li>3. アーマタイル用エンドエフェクタ</li> <li>4. アーマタイル把持装置、ボルト締緩装置</li> <li>5. 点検観察装置</li> <li>6. (アーマタイル収納ラックまたはボックス)</li> </ol>		

Table 3.8.5 Maintenance data of the periscope

コンボーネント	炉内点検観察 (1) ペリスコープ		
点検頻度	・ 1回／日 ・ プラスマディスクション後		
点検対象コンボーネント	次のプラスマ対向機器を真空を破らず素早く点検		
	1. ダイバータ板	2. アーマタイル	3. 第1壁
	4. フラテーシールド	5. ガードリミタ	
ペリスコープメンテナンス頻度	1回／年 (Scheduled)		
環境条件	真空、 $10^6$ rad/hr ( $\gamma$ 線)、その他はTBD。		
点検手順	<p>[上部ポートより点検の場合]</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>1. ゲートバルブを開ける</li> <li>2. シールドフラグを撤去</li> <li>3. ペリスコープを入れる</li> <li>4. 真空容器表面を点検</li> <li>5. ペリスコープを撤去</li> <li>6. シールドフラグを据付</li> <li>7. ゲートバルブを閉じる</li> </ol> <p>[水平メンテナントより点検の場合]</p> <ol style="list-style-type: none"> <li>1. ゲートバルブを開ける</li> <li>2. シールドフラグの冷却配管を切断</li> <li>3. シールドフラグを撤去</li> <li>4. ペリスコープを入れる</li> <li>5. 真空容器表面を点検</li> <li>6. ペリスコープを撤去</li> <li>7. シールドフラグを据付</li> <li>8. ゲートバルブを閉じる</li> <li>9. 真空容器を真空排気</li> </ol>		
メンテナンス時間	不明		
必要とする遠隔機器	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. クレーン (上部ポートアクセス式ペリスコープ収納コンテナの撤去・据付)</li> <li>2. 床走行搬送台車 (水平ポートアクセス式ペリスコープ収納コンテナの撤去・据付)</li> </ol>		

Table 3.8.6 Maintenance data of the manipulator accessible from horizontal maintenance port

コンポーネント	炉内点検観察（2） 水平ポートアクセス式マニピュレータ		
点検頻度	5回／年		
点検対象コンポーネント	次のプラスチック対向機器を不活性ガス雰囲気中で詳細に点検		
1. ダイバーカー板	2. アーマータイル	3. 第1壁	
4. フラテックスシールト	5. ガートリミタ		
マニピュレータメンテナンス頻度	1回／年(Scheduled)、カメラ、レンズも含む		
環境条件	不活性ガス雰囲気、 $10^6$ rad/hr ( $\gamma$ 線)、その他はTBD。		
点検手順	マニピュレータのメンテナンス手順		
1. 真空容器を不活性ガスで充たす	TBD		
2. ケートバルブを開ける			
3. 遮蔽フックを撤去			
4. 多関節アームまたは軌道走行型ビーグルを入れる			
5. 真空容器表面を点検			
6. アームまたはビーグルを撤去			
7. 遮蔽フックを据付			
8. ケートバルブを閉じる			
9. 真空容器を真空排気			
メンテナンス時間	不明		
必要とする遠隔機器			
1. マニピュレータ交換装置(TBD)			

Table 3.8.7 Maintenance data of the NBI ion source

コンポーネント	NBI (イオン源)					
メンテナンス頻度	Scheduled: 1回／年					
サイズ	2.6m dia. X 1.6m	重量	1-2 ton			
環境条件	不活性ガス雰囲気または空気、室温					
<u>炉停止 1日後の線量率</u>						
-at Neutraliser, front end : 26 mSv/hr(5 years), 40 mSv/hr(10 years)						
-at Ion source : 1.5 mSv/hr(5 years), 2.3 mSv/hr(10 years)						
-at Accelerator : 460 mSv/hr(5 years), 700 mSv/hr(10 years)						
メンテナンス手順	分解	組立				
1. 炉停止		1. NBIルームに新しいイオン源をキャスクで搬送				
2. 2重真空バルブを閉じる		2. NBIチャンバーの後ろにあるアクセストアにキャスクを接続				
3. イオン源冷却水をトレン		3. 2重トアを開ける				
4. ソースモジュール内を不活性ガスで充たす		4. ソースモジュールにイオン源を挿入				
5. イオン源メンテナンスキャスクを装着		5. 機械的締結をする				
6. 2重トアを開ける		6. 冷却系を接続				
7. 電力系統を切る		7. キャスク内にハンドリングマシンを引き込む				
8. 機械的締結を解除		8. 2重トアを閉じる				
9. イオン源をキャスク内に引き出す		9. 不活性ガスを真空排気				
10. 2重トアを閉じる						
11. キャスクをホットセルに搬送						
必要とする遠隔機器						
1. クレーン						
2. 天井走行型テレスコピックマスト						
3. 床走行搬送車						
4. イオン源コンテナ						
5. イオン源コンテナ取扱装置						
6. エンドエフェクタ、工具類						

Table 3.8.8 Maintenance data of the NBI source module

コンポーネント	N B I (ソースモジュール)		
メンテナンス頻度	Scheduled or Unscheduled : 1回／5～10年		
サイズ	4.0m dia. X 16m	重量	10 ton
環境条件	不活性ガス雰囲気または空気、室温 <u>炉停止1日後の線量率</u>		
	-at Neutraliser, front-end : 26 mSv/hr(5 years), 40 mSv/hr(10 years) -at Ion source : 1.5 mSv/hr(5 years), 2.3 mSv/hr(10 years) -at Accelerator : 460 mSv/hr(5 years), 700 mSv/hr(10 years)		
メンテナンス手順	分解	組立	
1. 炉停止	1. ソースモジュールをクレーンで据え付け		
2. 2重真空バルブを閉じる	2. 2重真空バルブ間の機械的締結をする		
3. 冷却水をドレン	3. 2重バルブ間の真空シールをする		
4. 冷却系を切る	4. 支持部の機械的締結をする		
5. 冷凍系を切る	5. 冷却系を接続		
6. 電力系統を切る	6. 2重真空バルブを開ける		
7. 支持部の機械的締結を解除			
8. 2重バルブ間の真空シールを開ける			
9. 2重バルブ間の機械的締結解除			
10. クレーンでハッチまでソースモジュールを搬送			
必要とする遠隔機器	1. クレーン 2. 天井走行型テレスコピックマスト 3. 床走行搬送車 4. ソースモジュール取扱装置 5. エントロフェクタ、工具類		

Table 3.8.9 Maintenance data of the ECWH

コンポーネント	E C R H (Cryo-cooled window)		
メンテナンス頻度	Scheduled : 0.5回／年		
サイズ	30cm X 10cm dia.	重量	20 Kg
環境条件	不活性ガス雰囲気または空気、室温。その他はTBD。		
メンテナンス手順	分解	組立	
	1. ウィンドウの両側のゲートバルブを開じる 2. サービスラインを切る 3. メカニカルフランジを外す 4. ウィンドウを撤去	1. ウィンドウを据付 2. メカニカルフランジを接続 3. サービスラインを接続 4. ウィンドウの両側のゲートバルブを開く	
必要とする遠隔機器	TBD		

Table 3.8.10 Maintenance data of the faraday shield (ICWH)

コンポーネント	I C W H (ファラデーシールト)		
メンテナンス頻度	Unscheduled : 1回／2年		
サイズ	TBD	重量	TBD
環境条件	不活性ガス雰囲気または空気。その他はTBD。		
メンテナンス手順	分解	組立	
1. 炉停止後、崩壊熱除去用冷却開始 2. 冷却水のトレン 3. メンテナントポートの真空シールトアと遮蔽プラグドアを開ける 4. 多関節ブームまたは軌道走行型ピーグルを真空容器内に入れ、損傷部分の場所を探す 5. エンドエフェクタでファラデーシールトを掴む 6. メカニカルロック機構を解除 7. 冷却配管を配管の内側より切断 8. ファラデーシールトを撤去	1. ファラデーシールトを据付 2. メカニカルロック機構を行う 3. 冷却配管を内側より溶接し、リーク試験を行う 4. 多関節ブームまたは軌道走行型ピーグルを真空容器より撤去 5. 真空シールトアと遮蔽プラグドアを閉じる 6. ベーキング及び真空排気		
必要とする遠隔機器	1. 多関節ブームまたは軌道走行型ピーグル 2. クリップ 3. 配管溶接切断装置 4. クレーン 5. 点検観察装置		

Table 3.8.11 Maintenance data of the cryopump

コンボーネント	クライオポンプ		
メンテナンス頻度	Scheduled/Unscheduled : 1回 / 2 - 5年		
サイズ	3.2m dia. X 3m	重量	5 ton
環境条件	不活性ガス/空気、20°C、100mSv/hr		
メンテナンス手順	分解		組立
	1. 真空バルブを閉じる 2. クライオ系のラインをはずす 3. 真空バルブとクライオポンプ間の機械締結をはずす 4. 真空バルブとクライオポンプ間の真空シールを解除する 5. ポンプを搬送エリアまで移動する 6. ポンプをコンテナ内に入れる 7. 2重ドアを閉じる 8. コンテナをホットセルに搬送	1. 真空ポンプ室のアクセスポートにコンテナを取り付ける 2. 2重ドアを開ける 3. 真空ポンプを真空ポンプ室に入れる 4. 所定の場所にポンプを置く 5. 真空バルブとクライオポンプ間の真空シールを実施 6. 真空バルブとクライオポンプ間の機械締結の実施 7. クライオ系のラインを接続 8. 真空バルブを開ける 9. 2重ドアを閉じる 10. コンテナを引き出す	
必要とする遠隔機器	TBD		

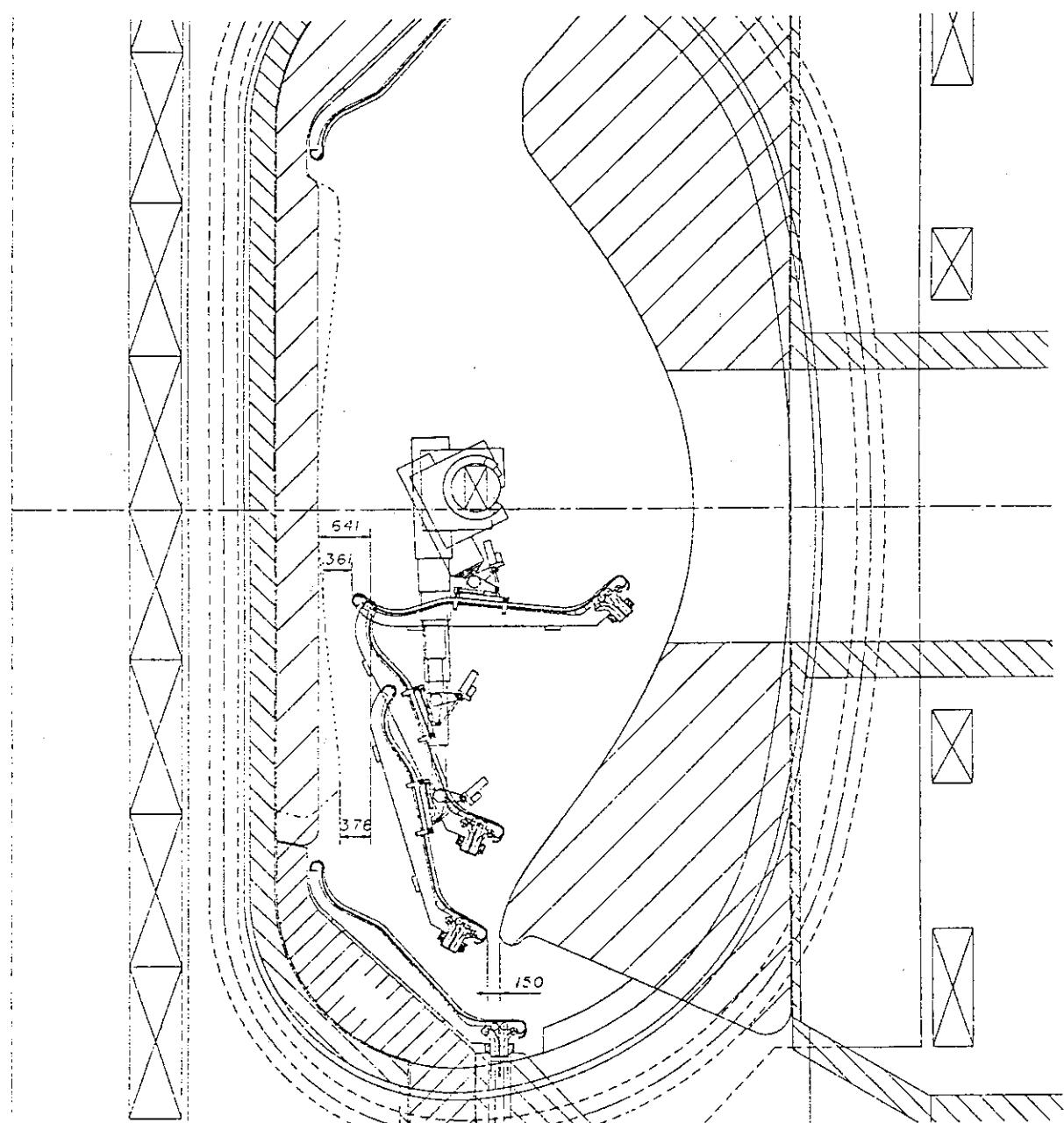


Fig. 3.8.1 Maintenance of the divertor plate

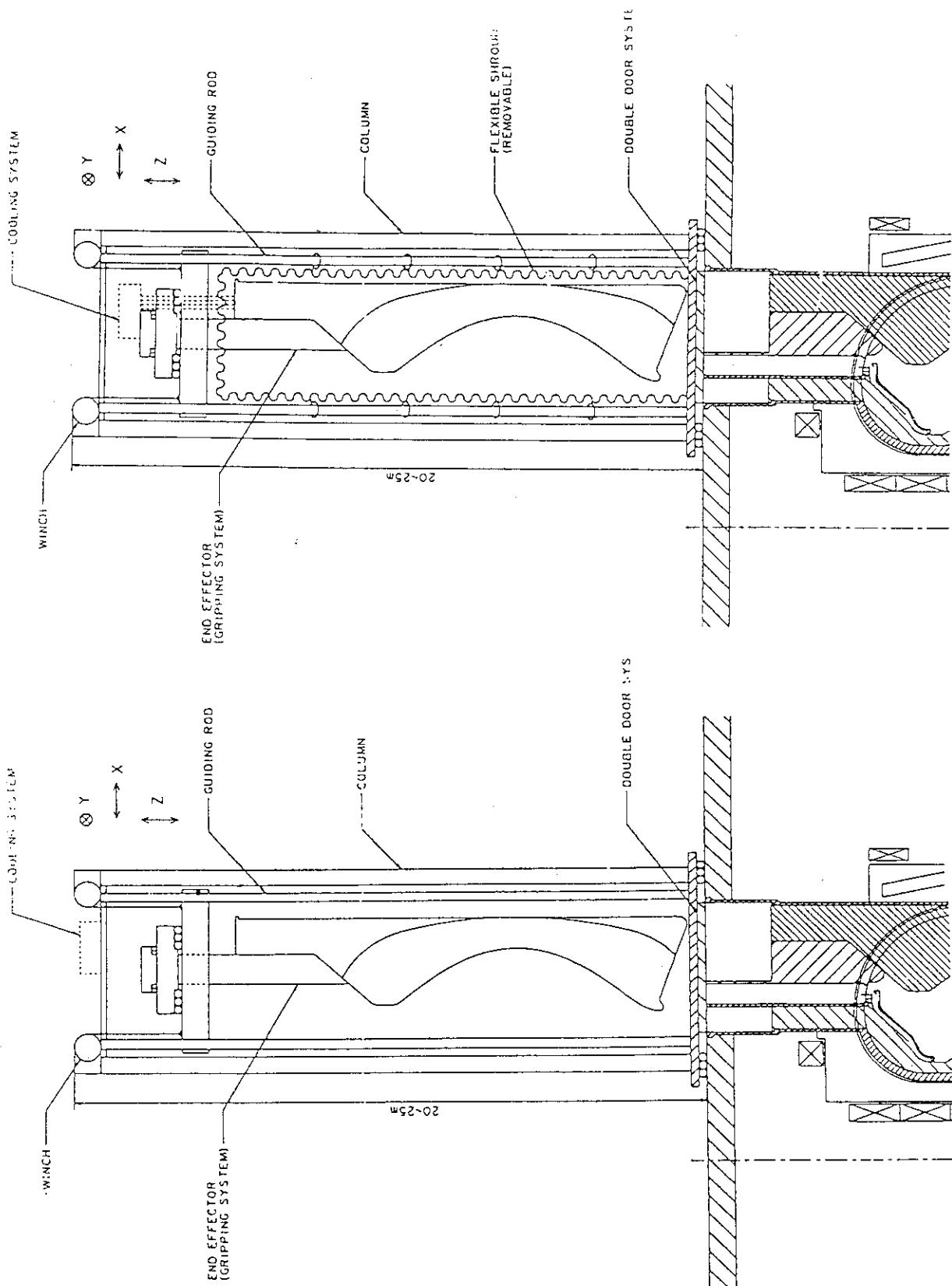


Fig. 3.8.2 Maintenance of the blanket/shield

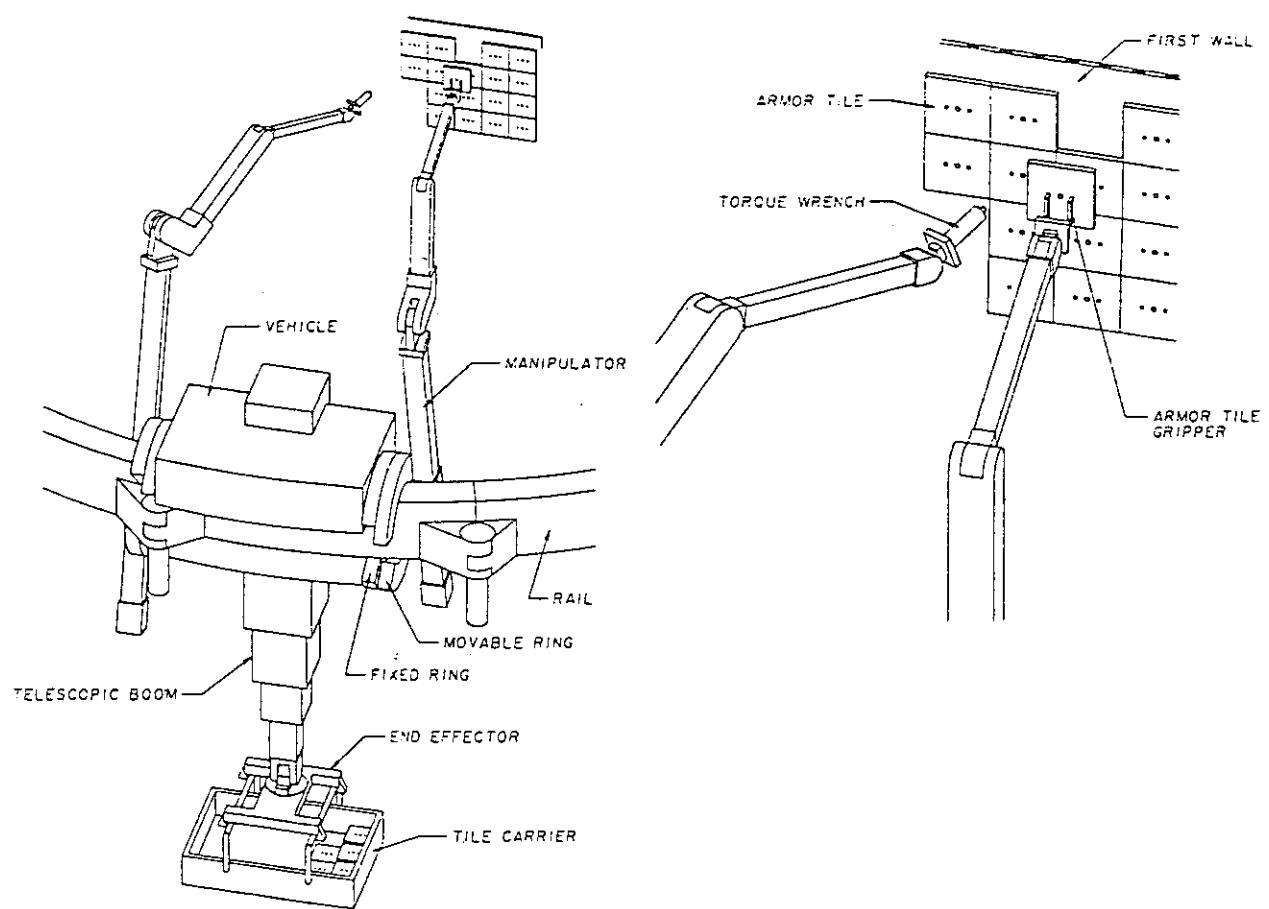


Fig. 3.8.3 Maintenance of the first wall armor tile

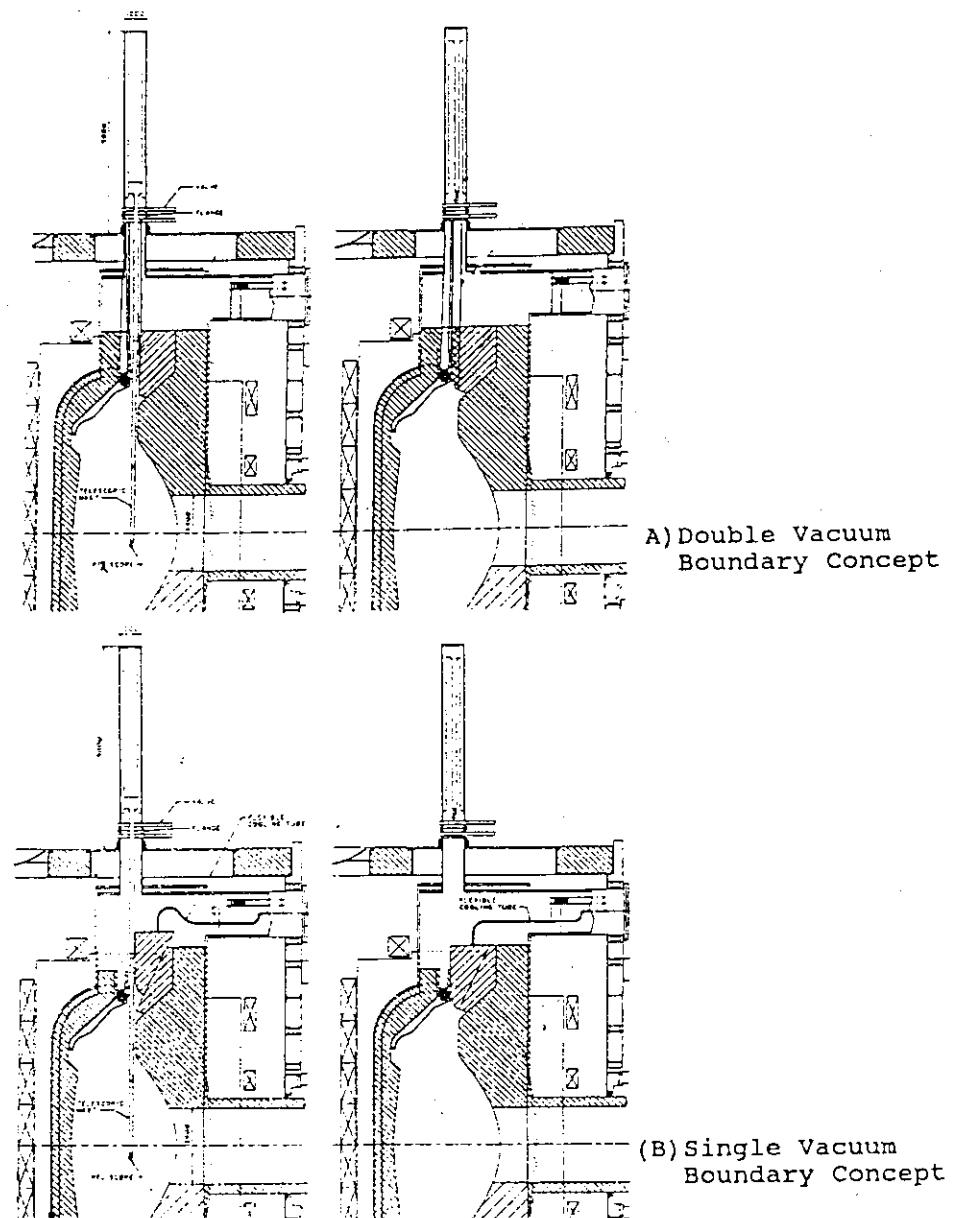


Fig. 3.8.4 Periscope accessible from vertical maintenance port



Fig. 3.8.5 Periscope accessible from horizontal maintenance port

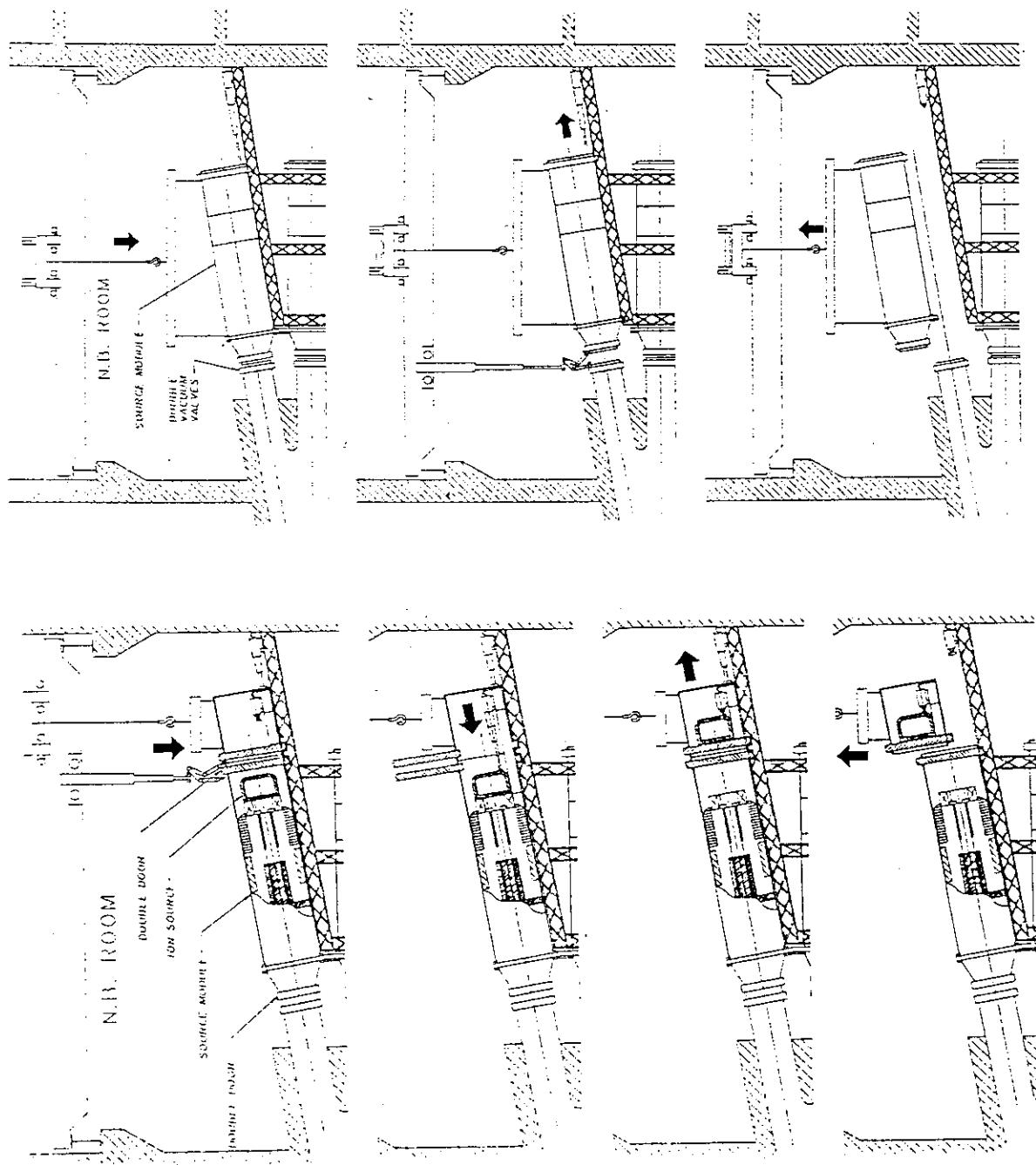


Fig. 3.8.7

Fig. 3.8.6

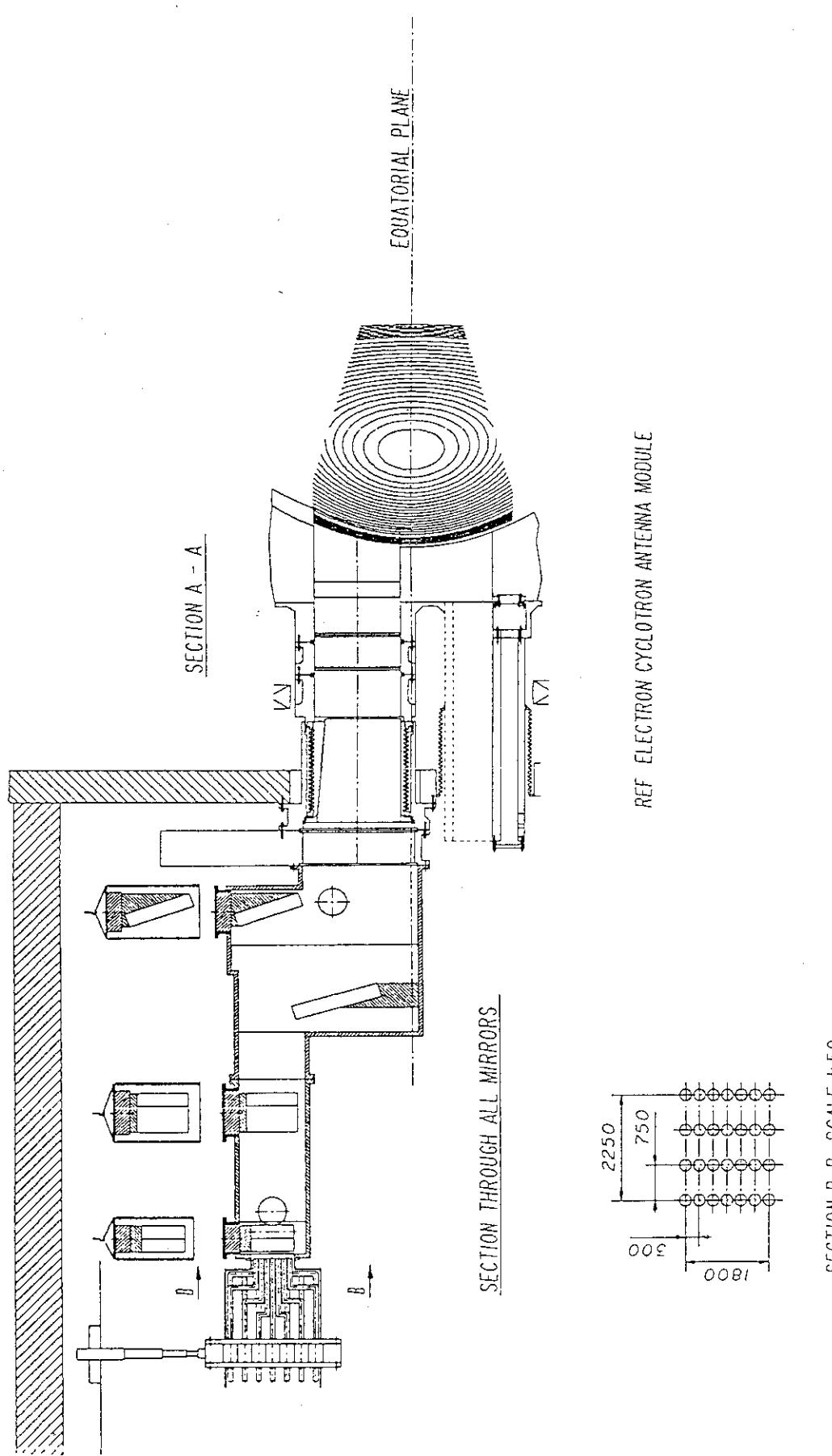


Fig. 3.8.8 Maintenance of the ECRH window and mirror

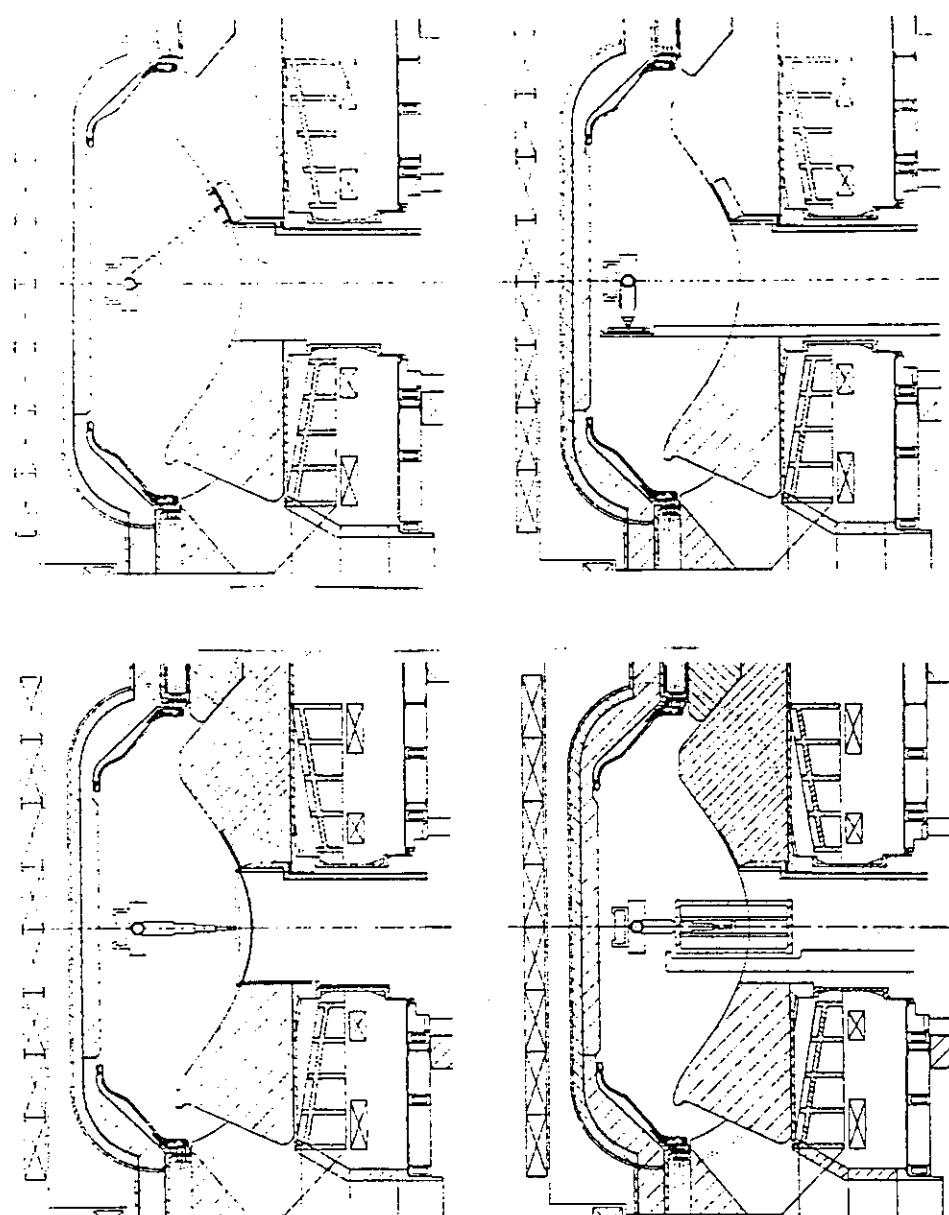


Fig. 3.8.9 Maintenance of the faraday shield (ICWH)

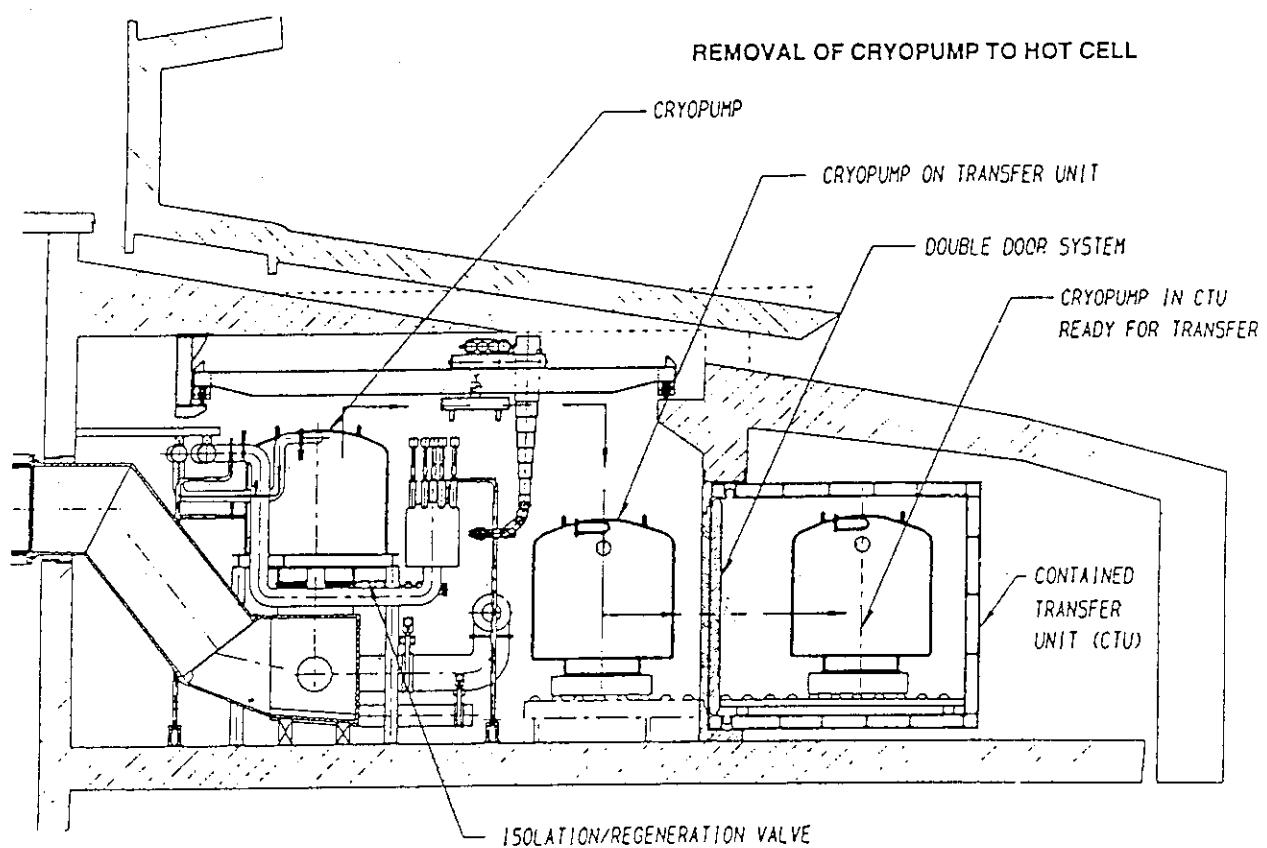
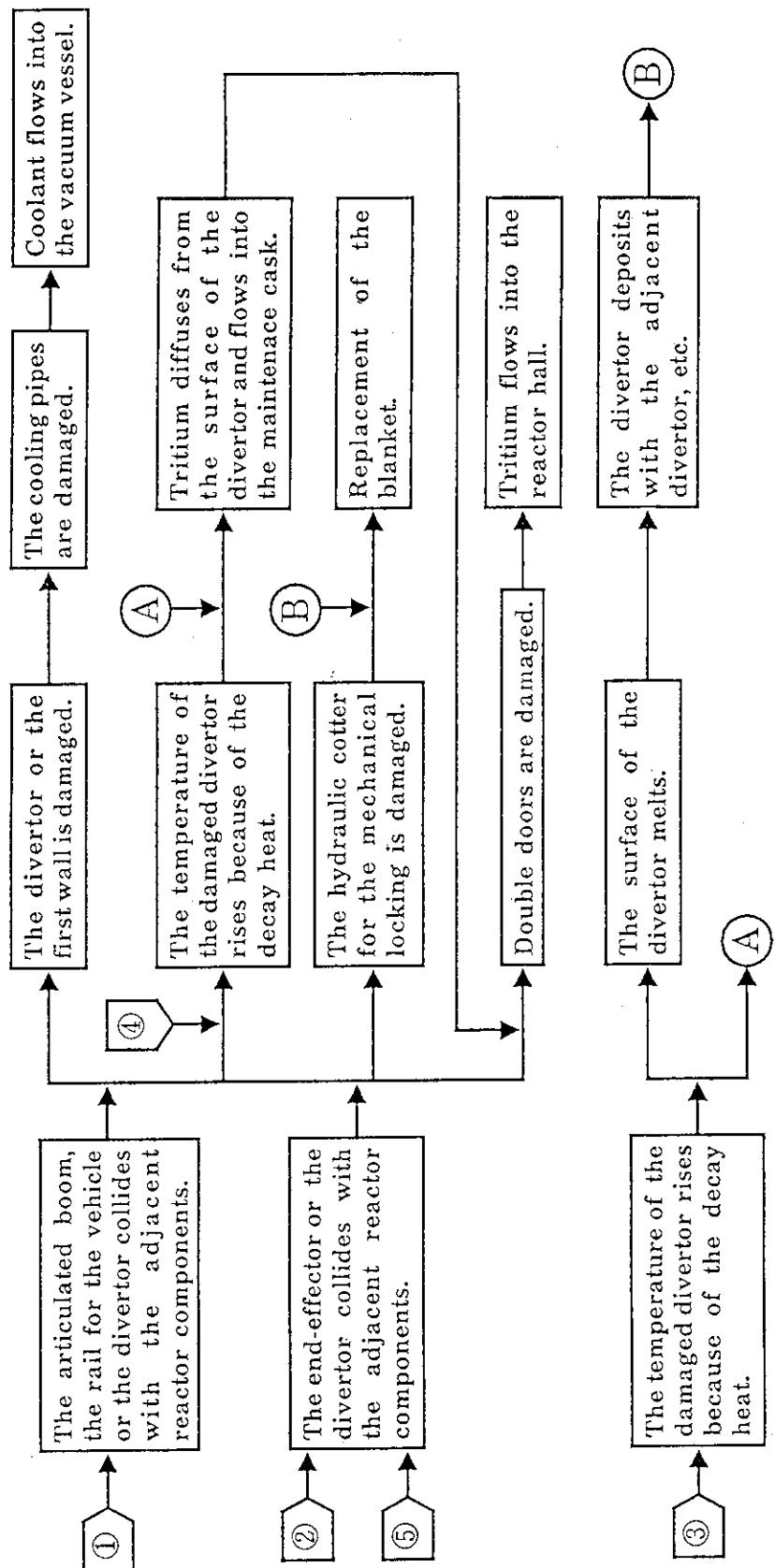
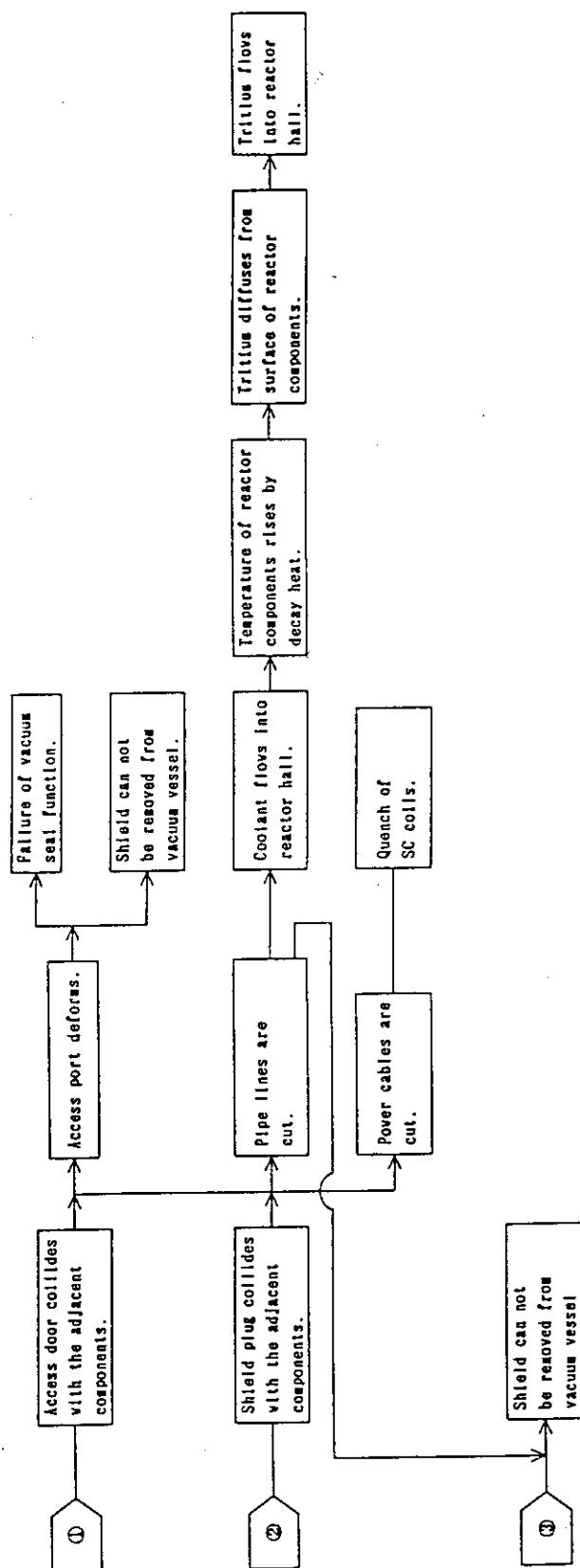


Fig. 3.8.10 Maintenance of the cryopump



- ① Failure or out of control of the articulated boom or the vehicle manipulator in the vacuum vessel
  - ② Failure of the end-effector
  - ③ Failure of the in-pipe laser welding / cutting system
  - ④ Failure of the divertor locking system
  - ⑤ Failure of the divertor transfer system

Fig. 3.8.11 Accident progression sequence during replacement of the divertor plate



- ④ Failure of access door retraction vehicle
  - ④ Failure of shield plug retraction vehicle
  - ④ Failure of locking system for shield
  - ④ Failure of blanket handling equipment when the blanket is transferred from the vacuum vessel to the cask.
  - ④ Failure of blanket handling equipment when the blanket cask is transferred to the hot cell by the overhead crane.

Fig. 3.8.12(1) Accident progression sequence during replacement of the shield

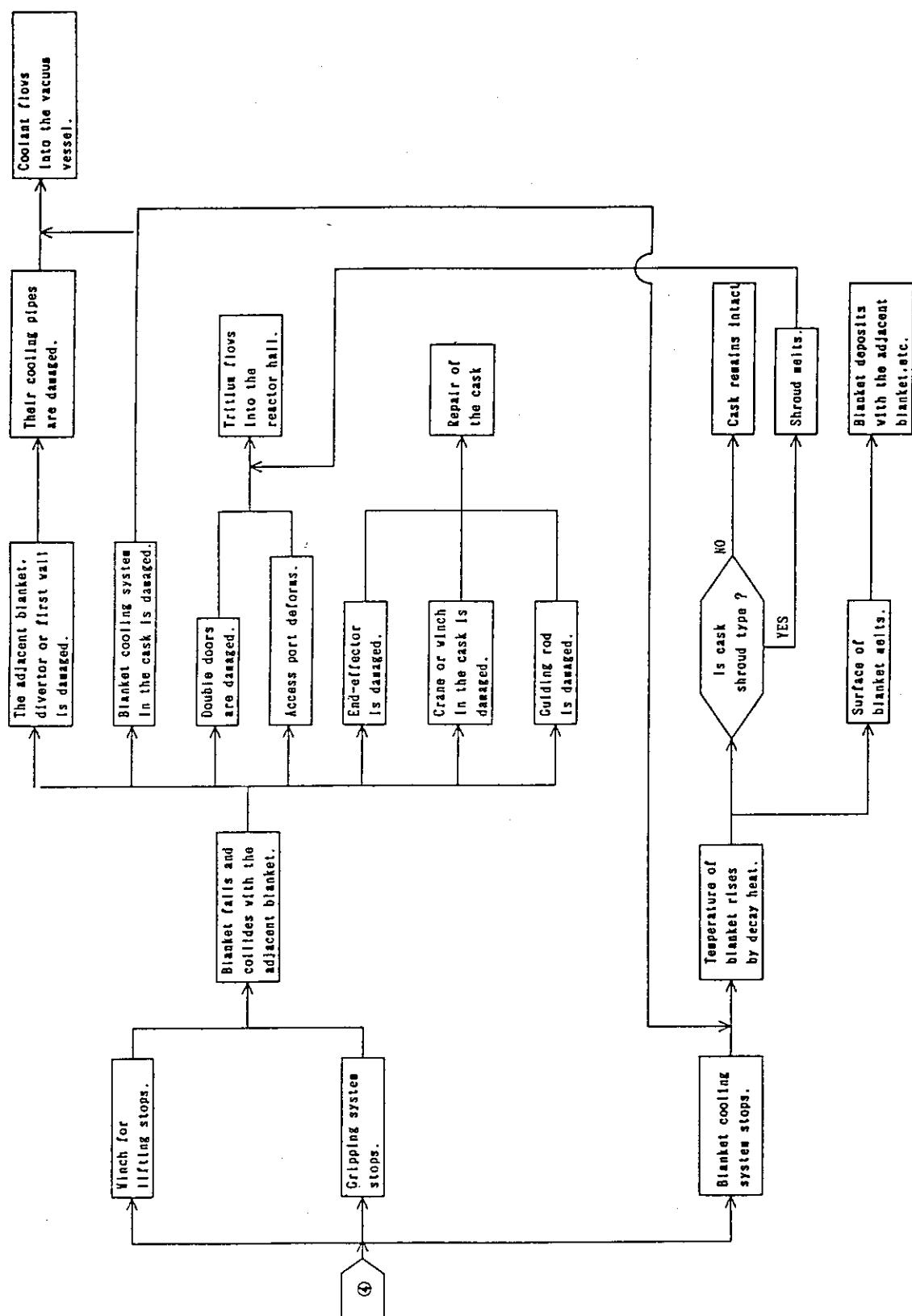


Fig. 3.8.12(2) Accident progression sequence during replacement of the shield

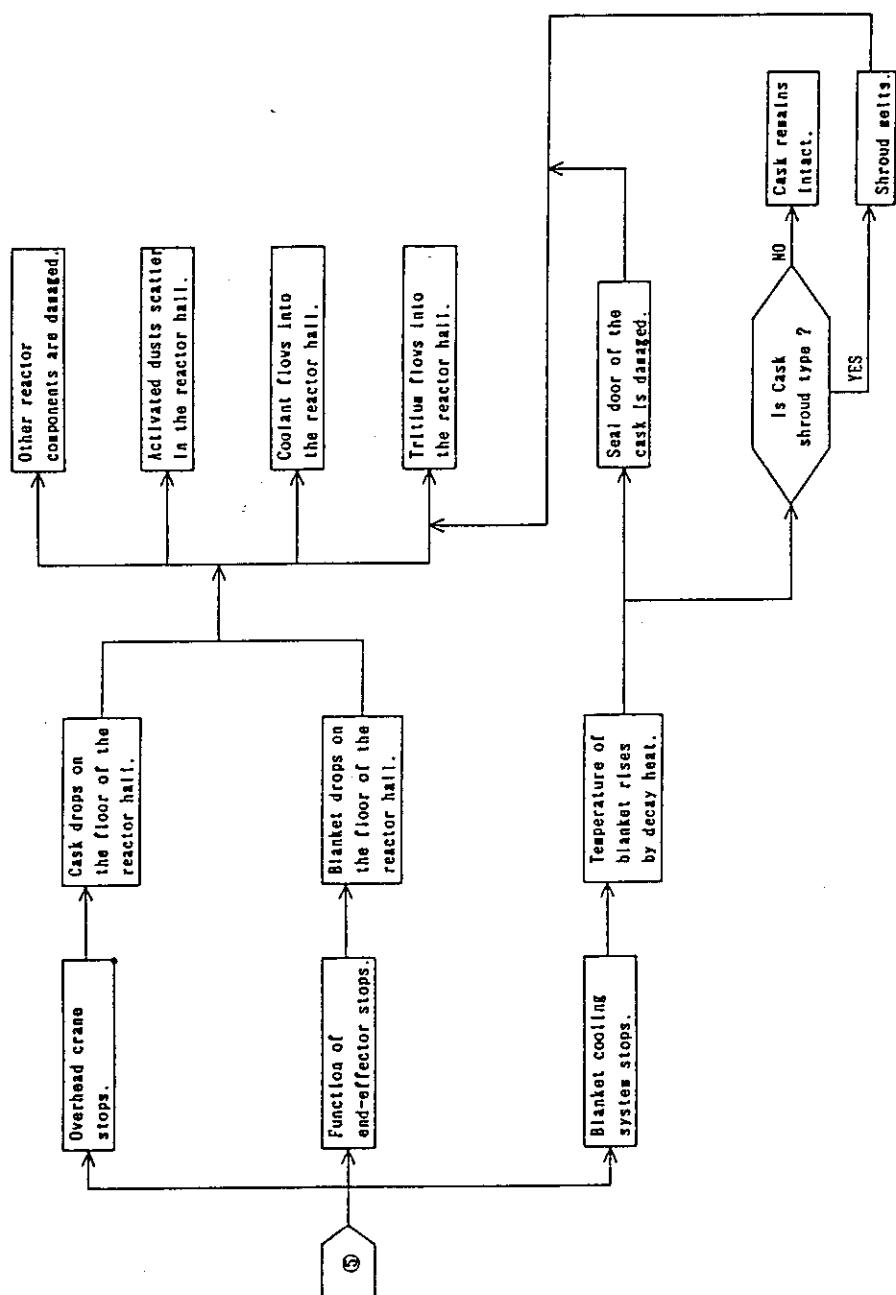
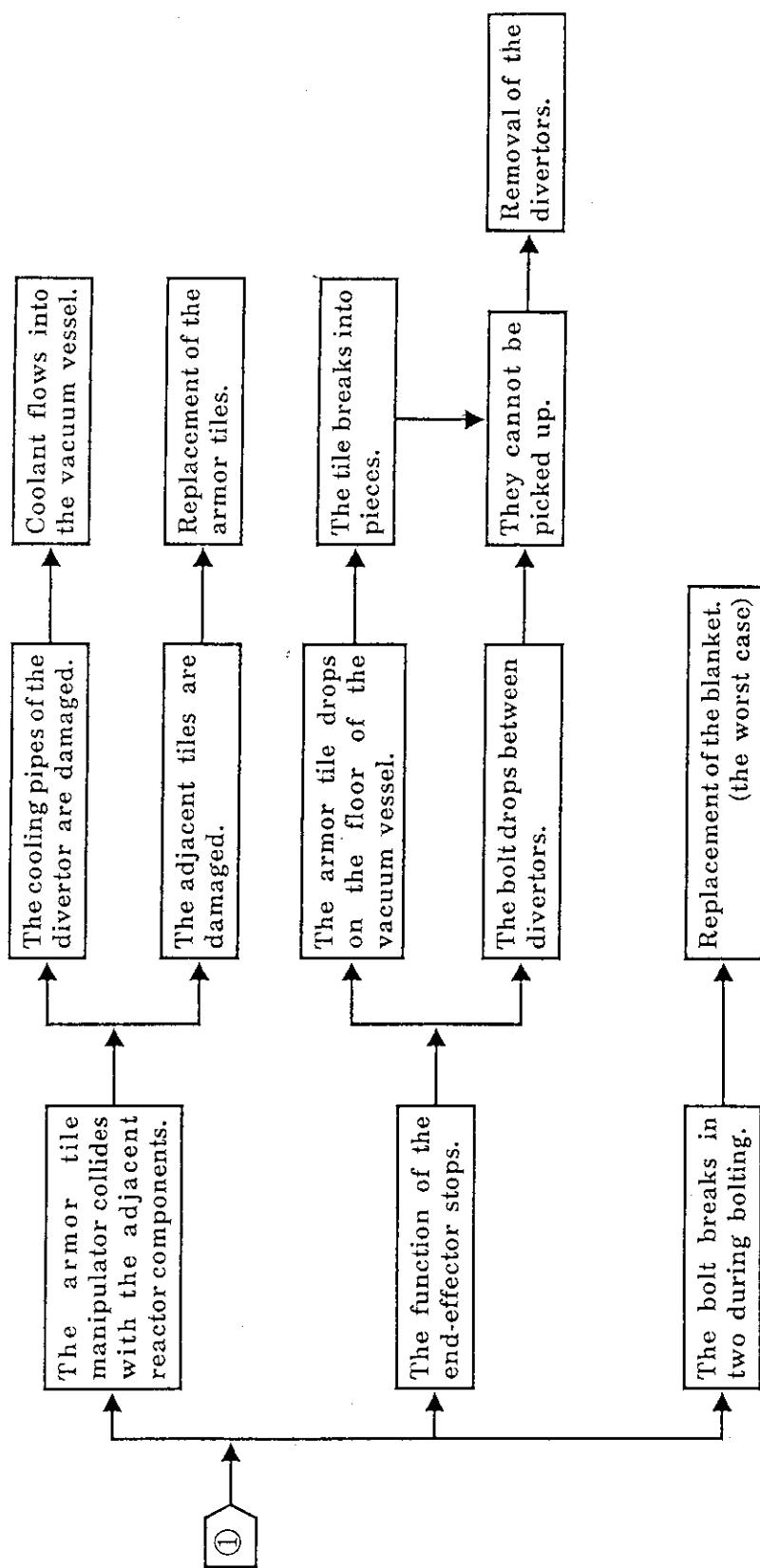
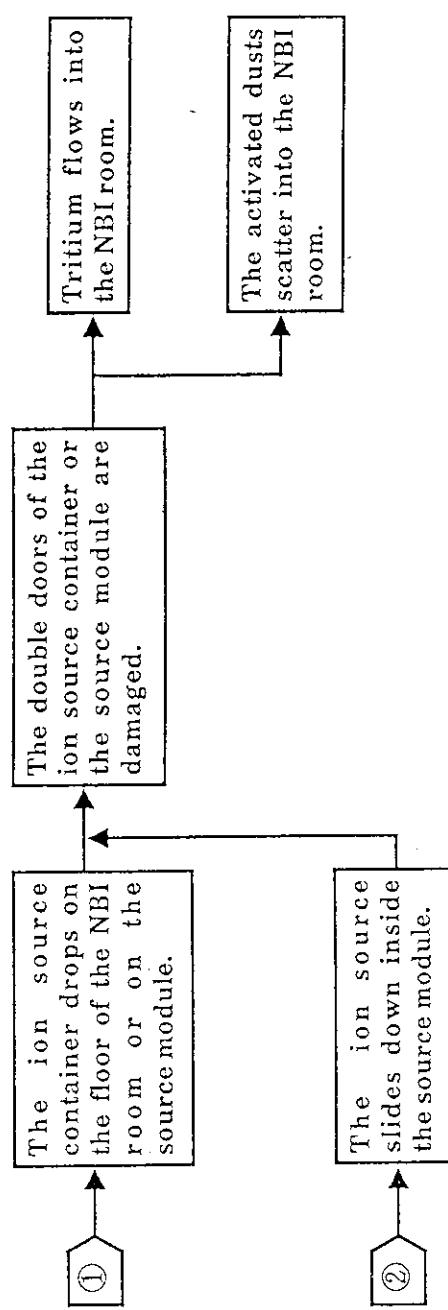


Fig. 3.8.12(3) Accident progression sequence during replacement of the shield



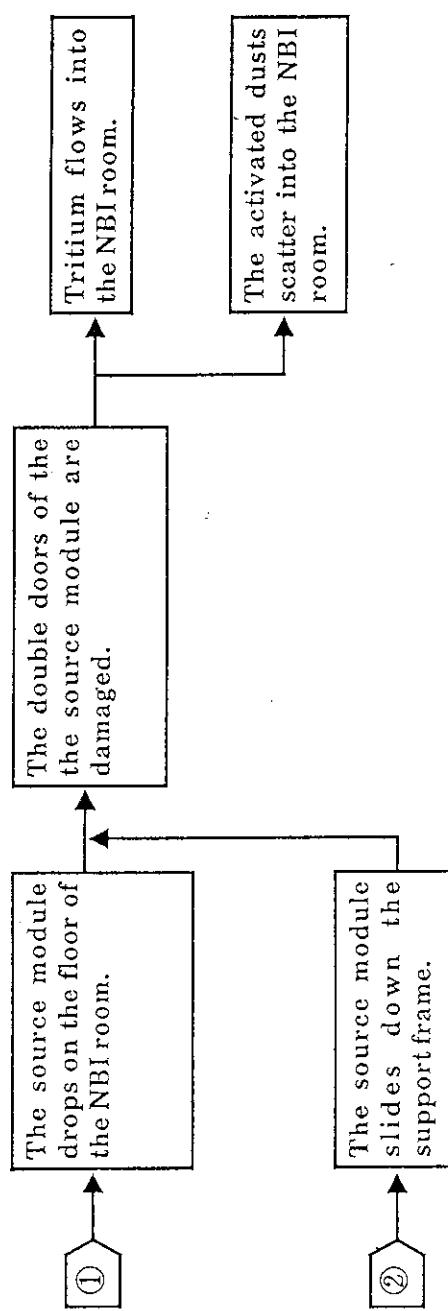
① Failure or out of control of the armor tile manipulator

Fig. 3.8.13 Accident progression sequence during replacement of the armor tile



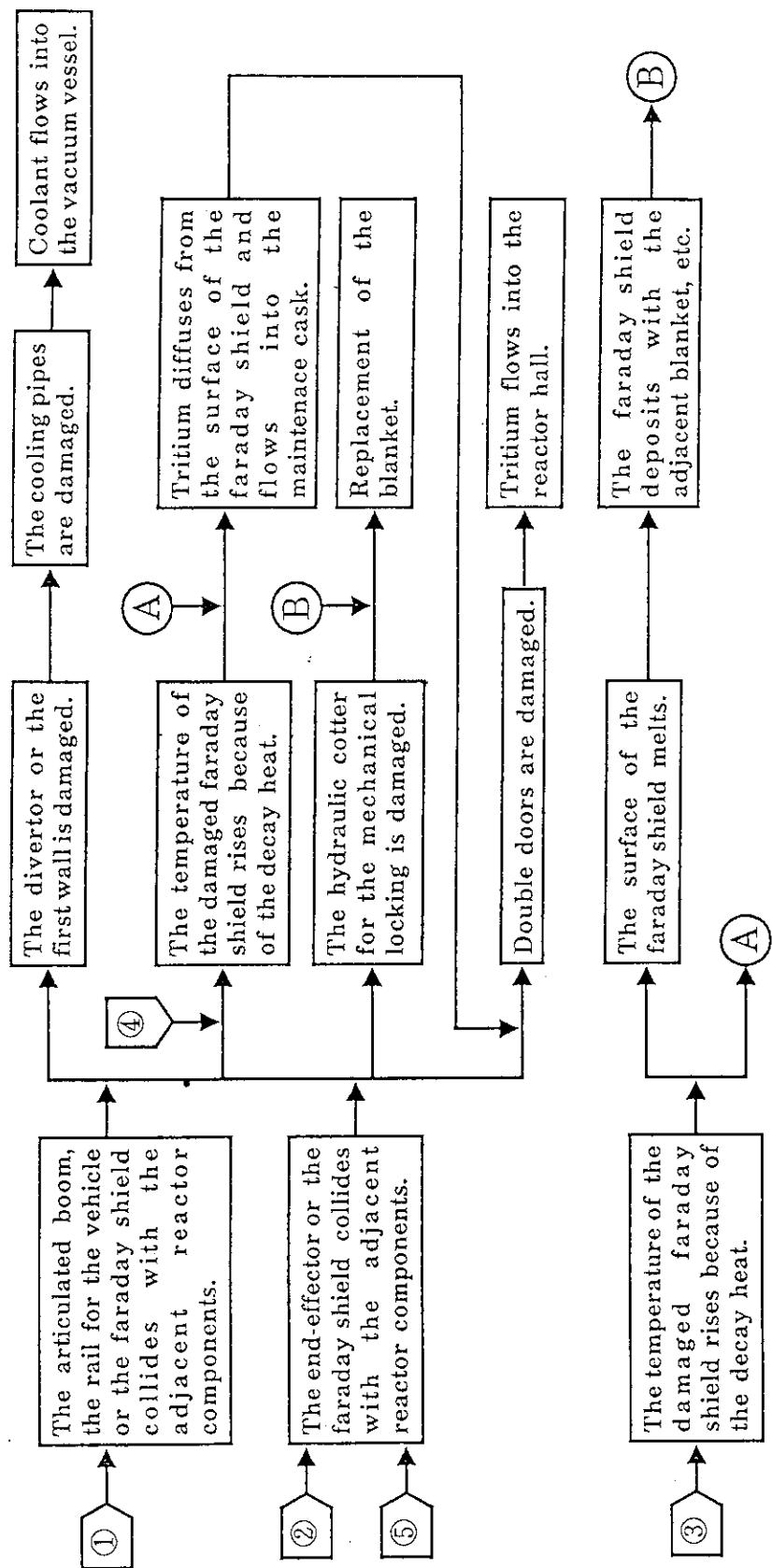
- ① Failure of the crane during the removal of the ion source container
- ② Failure of the telescopic jack installed inside the ion source container

Fig. 3.8.14 Accident progression sequence during replacement of the NBI ion source



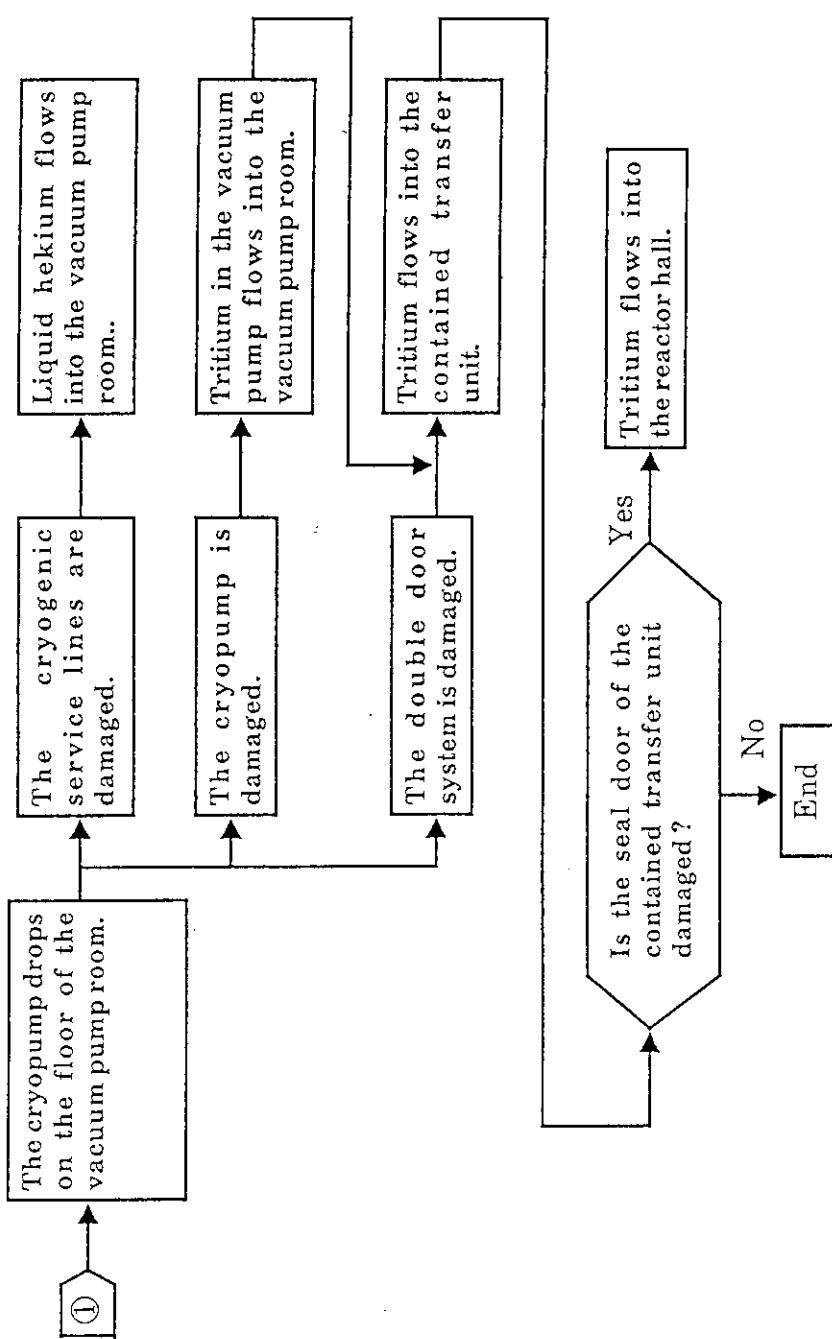
- ① Failure of the crane during the removal of the source module
- ② Failure of the telescopic jack during the retraction of the source module

Fig. 3.8.15 Accident progression sequence during replacement of the NBI source module



- ① Failure or out of control of the articulated boom or the vehicle manipulator in the vacuum vessel
- ② Failure of the end-effector
- ③ Failure of the in-pipe laser welding / cutting system
- ④ Failure of the faraday shield locking system
- ⑤ Failure of the faraday shield transfer system

Fig. 3.8.16 Accident progression sequence during replacement of the faraday shield (ICWH)



① Failure of the overhead bridge transporter hoist during the removal of the cryopump

Fig. 3.8.17 Accident progression sequence during replacement of the compound cryopump

## 4. 事故時の安全性評価

### 4.1 冷却水喪失事故

#### 4.1.1 冷却水喪失事故（1次元計算）

本節では、冷却材喪失事故時におけるダイバータ板表面温度に関する熱伝導解析結果について述べる。

ここで想定した事故は、真空容器外で冷却管が破断し、冷却材が喪失する事故であり、冷却材喪失と同時にプラズマの燃焼は停止したとする。真空容器の外側では基本的に断熱状態であるため、冷却能力が失われると、真空容器及びプラズマ対向機器での崩壊熱により、徐々に温度が上昇する。ITERの工学フェイズでダイバータ板表面材として採用されているタンゲステンは、放射化レベルが高く、物理フェイズにおけるトリチウムと並んでITERにおける主な放出放射能源である。放射化したタンゲステンの放出形態としては、タンゲステンが水蒸気や酸素と反応し、揮発性の酸化タンゲステンとなって炉建家外に出るものがある。炉建家の気密性が保持されるとすれば、今考えている事故において、極めて保守的な評価をしても、いずれも炉建家外で、ITERの安全設計で設定されている敷地外最大許容線量(100mSv)以下であり、炉建家による放射性物質の閉じ込めを期待しない場合には、放射性物質のインベントリをさらに減少させるなど、何らかの措置を取らねばならないと報告されている。一方、タンゲステンの酸化反応は、500°C以上で顕著に進行するため、この事故でタンゲステン温度がそれほど高くならないなら、如何なる場合にも放射化タンゲステンの放出という問題はなくなる。

そこで、本節では、熱伝導解析コードを用いて、第一壁も含めた体系で、ダイバータ板の温度変化を調べ、放射化タンゲステンの生成の可能性を検討する。

熱伝導解析では、TRUMP熱伝導計算コードを用いて、1次元非定常計算を行った。Fig. 4.1.1 に熱伝導計算モデルを示す。ITERの設計では、真空容器はドーナツ形であり、その縦断面はほぼ「D」形をしている。ここでは、断面を長方形と単純化し、その左右に第一壁、上下にダイバータを配した。図中に各材質とその厚さを示した。熱伝導計算では、各層をさらにいくつかのメッシュに分割した。各層間の熱的なつながりは、図に示したように熱放射、熱伝導、熱伝達の3種類であり、周囲とはすべて断熱である。冷却系では、第一壁と上側のダイバータの冷却管内は、冷却材喪失のために冷却材はないし、ここでは真空とする。下側のダイバータの冷却系は、補助冷却系が働き、通常運転時の10%の冷却材流量が確保できているとし、熱境界に熱伝達率を与えた。

崩壊熱としては、Fig. 4.1.2 に示すように、時間的に減衰する空間平均値を与えた。各材料の密度、定圧比熱、熱伝導率などの物性値は、一定値を与えた。熱放射の計算に用いる射出率には、タンゲステン、銅、ステンレス鋼、黒鉛に対して、それぞれ、0.3, 0.3, 0.3, 1.0を与えた。

Table 4.1.1 に計算条件を示す。表中のケース1, 2, 3 は、通常運転時に、ケース4と5は、コ

ンデショニング中に事故が起きた場合である。ケース1, 2, 3では、ダイバータ板の表面温度がパラメータであり、それぞれ、600, 800, 1,000°Cとした。第一壁の表面温度は、第一壁全表面積の10%(80m<sup>2</sup>)が1,800°Cで、残り(720m<sup>2</sup>)が1,000°Cであるとした。ケース4と5では、ダイバータと第一壁の表面温度はすべて一様とし、それぞれ150°Cと250°Cとした。各部の初期温度としては、第一壁表面で0.6MW/m<sup>2</sup>、ダイバータ板表面で10MW/m<sup>2</sup>の熱流束を受けて、100°Cの冷却水で冷却されているとして算出した温度を与えた。

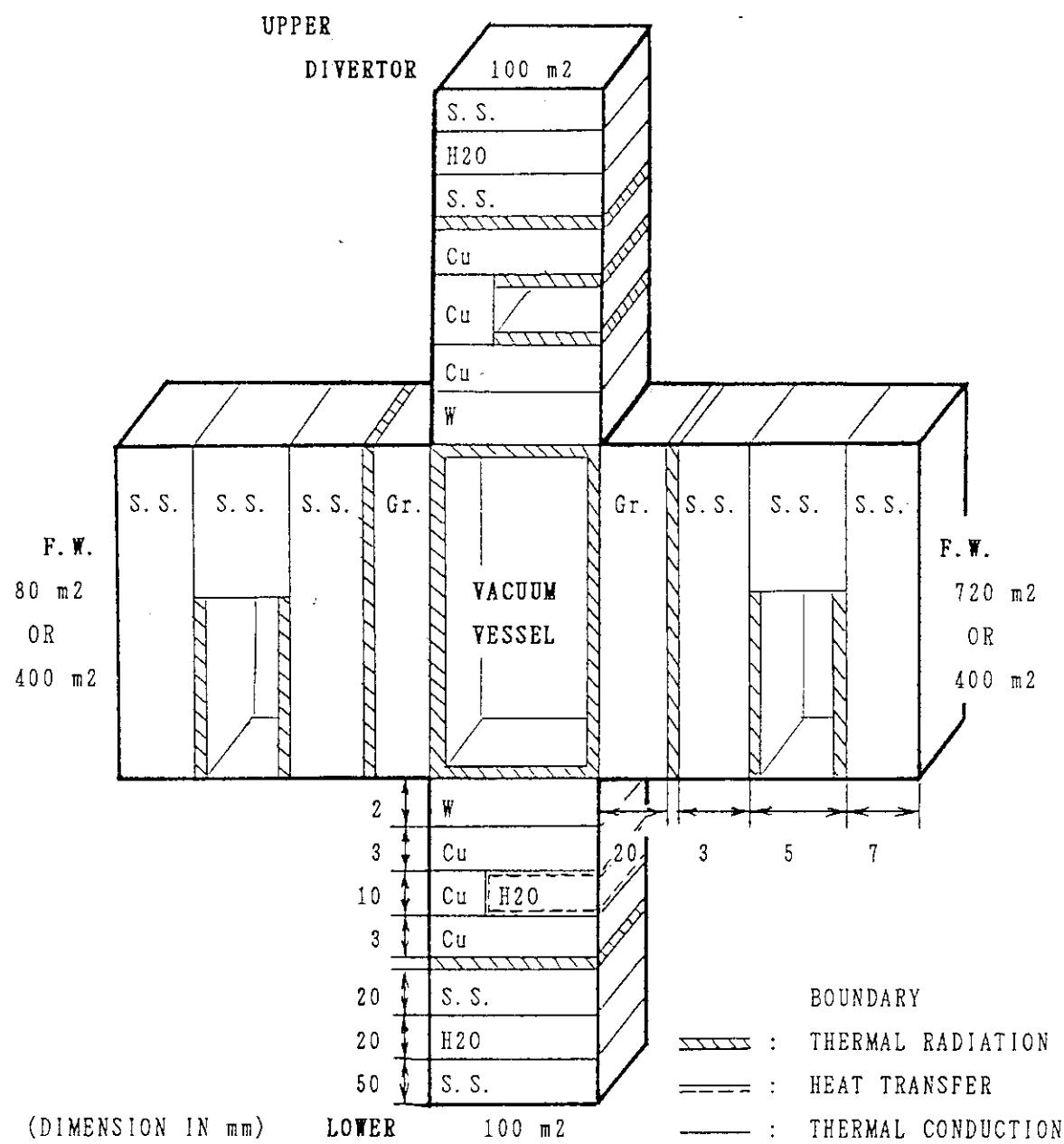
以下に計算結果について述べる。Fig. 4.1.3に、ケース1, 2, 3における上側及び下側ダイバータ板の表面温度の時間変化を示す。上側ダイバータ板の表面温度は、いずれのケースでも、数時間後に700°Cを超え、最高温度が850°C前後となり、約15~20時間の間700°C以上の高温を保っている。初期温度の一番高いケース3では、到達温度は、3ケースのうちで最も高いが、熱放射によって、700°C以上である時間は一番短くなっている。下側のダイバータ表面温度は、冷却系が生きているため、ほぼ水温に等しく保たれていて。通常運転時の10%の冷却材流量は、崩壊熱を除去するだけなら十分であるのがわかる。

Fig. 4.1.4に、ケース4, 5における上側ダイバータ板の表面温度を示す。図中の点線は、第一壁の黒鉛アーマ材無しのケース5の場合である。ケース4, 5では、ケース1, 2, 3の場合と比べると、最高温度は大きく違わないが、700°C以上に保たれている時間が10時間弱と短かく、また、500°C以下に温度が下がるのもほぼ1日と15時間位短かいことがわかる。

以上の結果、想定した事故条件では、ダイバータ板の表面温度は、比較的長時間高温になる。本計算条件では、ダイバータ板の表面温度に強く影響するのは、第一壁とダイバータ間の熱放射速度であるので、形態係数や射出率をより正確に評価する必要がある。また、揮発性の酸化タンゲステンが真空容器外に出るということは、真空容器内にガス流の対流が存在するということである。この対流による熱除去が期待できる。今後、これらの点に着目した温度評価が必要であると思われる。

Table 4.1.1 Calculation conditions for evaluation of divertor surface temperature  
 (LOCA; Loss of coolant accident, LOPA; Loss of power accident,  
 F.W.; First wall)

CASE NO.	OPERATION CONDITION	COOLING CONDITION				INITIAL TEMPERATURE OF SURFACE (°C)
		F.W. UPPER	F.W. LOWER	LOCA	LOPA	
1	NORMAL OPERATION					600 (DISTRIBUTION)
2	NORMAL OPERATION					1800 1000 (DISTRIBUTION)
3	NORMAL OPERATION					1800 1000 (DISTRIBUTION)
4	CONDITIONING					150 (UNIFORM)
5	CONDITIONING					250 (UNIFORM)



THE REGION OF A MATERIAL IS  
DIVIDED INTO SEVERAL MESHES.

Fig. 4.1.1 Model for thermal conduction calculation during loss of coolant accident (F.W.; First wall)

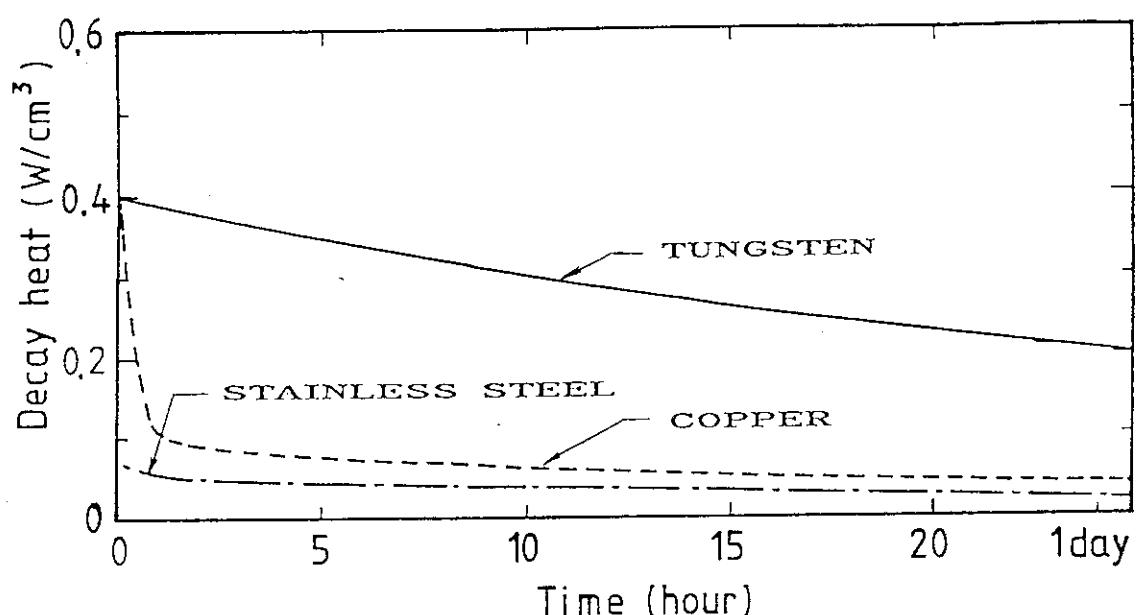


Fig. 4.1.2 Time dependence of decay heat during loss of coolant accident

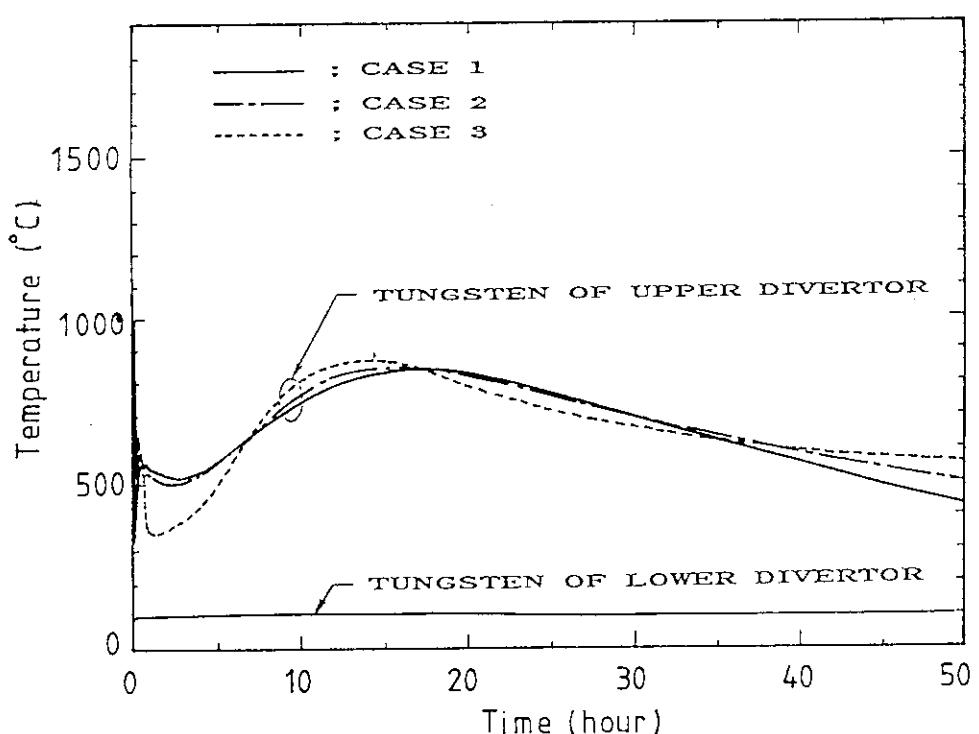


Fig. 4.1.3 Surface temperature of upper and lower divertor for CASE 1, 2 and 3 during loss of coolant accident following normal operation

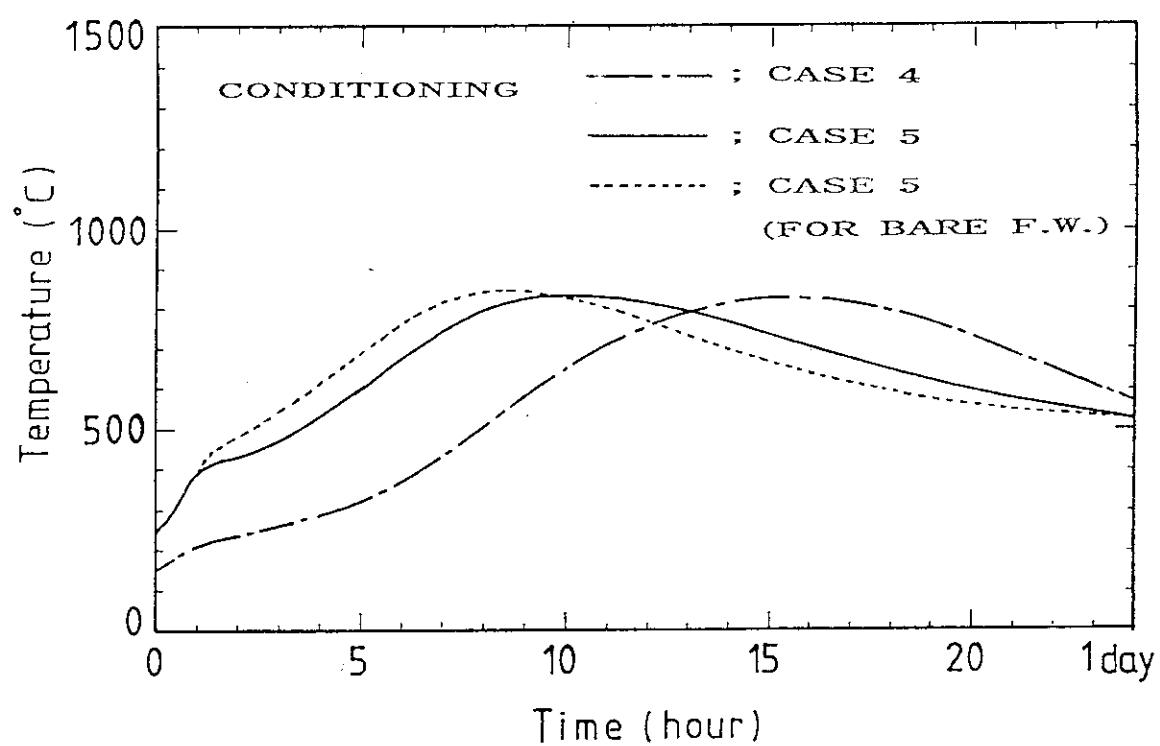


Fig. 4.1.4 Surface temperature of upper divertor for CASE 4, 5 (with carbon armor material), and 5 (without carbon armor material) during loss of coolant accident following conditioning

#### 4.1.2 冷却水喪失事故の解析と構造材の温度変化の評価

##### (1) 冷却水喪失事故の際の真空容器内圧力の解析評価

FBR を対象にして、冷却系配管の破損により真空容器内へ冷却水が流入する事故（冷却系から見て冷却水喪失事故：LOCA）の、熱的影響について評価した。また、比較のためITERの体系でも評価した。

##### 1) 目的

ダイバータ冷却管破損による冷却材流出時(LOCA)における真空容器内圧力を評価する。

##### 2) LOCA事象シナリオ

冷却系配管の破損原因として、クラックなどの発生によるランダムな要因のほか、冷却水の流量低下事故(LOFA)にともなう冷却管の過熱などが考えられる。ここではLOFAに起因してLOCAにつながる事象を考える。事象シナリオの概略は以下のように想定した。

ダイバータ冷却系の除熱能力停止(LOFA)→冷却管過熱（プラズマ運転LOCA開始までの5秒継続）→冷却管強度低下→冷却管破損→冷却水の真空容器内への噴出(LOCA)→プラズマ消滅（ディスラプション）

##### 3) 主要現象の概略

主要現象の概略は以下の通り。

- a) 噴出水による高温壁(F/W, ダイバータ)の冷却\*および噴出水の蒸気化
- b) 蒸気充満による真空容器内圧力上昇\*\*
- c) 低温壁（排気系ダクト）での蒸気凝縮による圧力緩和

##### 4) 解析方法

解析は圧力のピークを予測する静的な解析と、圧力変化の時間的な挙動を予測する動的な解析を行った。基本的な考え方は両者とも同じで、式4.1.1のエネルギーバランスから、静的解析では最高圧力を、動的解析では圧力の時間変化を求める。

$$\begin{aligned}
 & \left[ \begin{array}{l} \text{高温構造材の熱による} \\ \text{噴出水の加熱および蒸気} \\ \text{エネルギー (の変化)} \end{array} \right] + \left[ \begin{array}{l} \text{蒸気凝縮による低温構造材の} \\ \text{温度上昇に要するエネルギー} \\ \text{(の変化)} \end{array} \right] \\
 & = \left[ \begin{array}{l} \text{噴出水との接触による} \\ \text{高温構造材の冷却に伴う} \\ \text{損失エネルギー (の変化)} \end{array} \right] \quad (4.1.1)
 \end{aligned}$$

Fig. 4.1.5 に解析モデルを示す。低温構造材としては排気系を考慮し、また真空容器の体積は排気系を含めて、圧力は一様と仮定する。また構造材温度も一様とし、LOCA開始後の冷却系による除熱は無視する。

\* 蒸気と高温壁との化学反応は無視した。

\*\* プラズマ消滅以降は冷却系による壁冷却効果は無視した。

## a) 解析モデル

- i) 流入水と真空容器内構造材（アーマ、第一壁材、排気系材等）との熱交換による、蒸発あるいは凝縮の時間変化を計算して、蒸気圧を評価する。
- ii) 構造材は第一壁アーマ、ベースメタル、ダイバータアーマおよび排気系壁の4種とし、温度はそれぞれ一点で表わす。
- iii) 流入水は2相状態で噴出するものと考えられるが、噴出速度の算定には、円筒管の軸方向流れが破損孔で径方向流れとなる抵抗を考慮し、以下の圧損式より求める。

$$\Delta P_c = \zeta_c \frac{1}{2\rho_c} \left( \frac{Q}{A_0} \right)^2 \quad (4.1-2)$$

$\zeta_c$  : 分流による抵抗係数 (=1.29)

$\rho_c$  : 冷却材の密度 (kg/m³)

$A_0$  : 破損口の密度 (m²)

$Q$  : 破損口からの流量 (kg/s)

$\Delta P_c$  : 分岐による圧力損失 (Pa)

$$\left( \frac{Q}{A_0} \right) = \sqrt{\frac{2\rho_c \Delta P_c}{\zeta_c}} \quad (4.1-3)$$

## iv) 伝熱モデル

$$Q = h A \alpha (T_w - T) \quad (4.1-4)$$

$Q$  : 伝熱量 (W)

$h$  : 热伝達率 (W/m²/K) (液滴伝熱、ふく射、凝縮を考慮)

$A$  : 伝熱面積 (m²)

$\alpha$  : 伝熱割合 =  $\begin{cases} 1 - \alpha_v & (\alpha_v : \text{容器内ボイド率}) \\ \alpha_v \end{cases}$

$T_w$  : 構造材温度 (K)

$T$  : 水あるいは蒸気温度 (K)

## v) 热伝達係数は以下の通り。

① 高温面-流入水<sup>1)</sup> :  $h = 10^4 W/m^2 \cdot K (T < 10^\circ C >$   
 $10^2 W/m^2 \cdot K (T < 100^\circ C >$   
 $(10 \sim 100^\circ C \text{は内挿する。})$

② 低温面凝縮 :  $h = 2 \times 10^5 (w/m^2 K)$   
(飽和蒸気による凝縮伝熱)

③ 高温面-蒸気 :  $h = \varepsilon \sigma (T_w^4 - T^4) A$   
( $\varepsilon = 0.4$ , 飽和蒸気~3気圧)

## 5) 解析条件

## a) 静的解析

Table 4.1.2 にFER とITERの計算に必要な諸条件を示す。Fig. 4.1.6 はTable 4.1.5 を図

示したものである。Fig. 4.1.7 は構造材各部の熱容量を、またTable 4.1.3 とFig. 4.1.8 は構造材初期温度を比較したものである。ITERの特徴としては排気系の伝熱面積および熱容量がFBRに比べて小さいことがあげられる。

解析ケースとしては FERで1 ケース、ITERではダイバータ温度分布の不確かさを考えて2 ケースとした。

#### b) 動的解析

動的解析の初期条件は静的解析と同一である。ただし、FER のみを対象とした。冷却管破断本数（噴出水流量速度）を冷却水噴水後のパラメータとした。また参考として、排気系構造材面での凝縮を無視した解析も行った。

### 6) 解析結果

#### a) 静的解析

Table 4.1.4 に静的な解析結果を示す。エネルギーバランスとしては、同表中高温壁の温度低下による損失⑤と蒸気および低温構造材壁の温度上昇⑥との差⑦が最高圧力到達点の指標となる。前者が後者を上回れば、圧力は低下しはじめる。これらの関係をFig. 4.1.9 に示した。図中の番号はTable 4.1.4 で使用している番号と同じである。

Fig. 4.1.10では、圧力を横軸にして、エネルギーの差⑦をプロットした。エネルギーの差“0”を示す線との交点は最大圧力を示し、それぞれのケースで以下の値となった。

ケース ITER1 (ダイバータ温度分布は空間的に一様と仮定)

..... 8.7bar

ケース ITER2 (ダイバータ温度分布はFERと同様のピークを有すると仮定)

..... 7.8bar

ケース FER

..... 1.7bar

#### b) 動的解析

##### i) 水噴出速度

冷却管の圧力を3.5MPa (ダイバータ冷却系最大値)、管内径を10mmとして式4.1-3 を用いると、冷却管1本ギロチン破断時の噴出速度は約5.6kg/sとなる。

##### ii) 圧力挙動、蒸気発生挙動

1本破損のケースを例として説明する。

高温壁からの熱流による蒸発で圧力は上昇するが、噴出水の増大により壁および水温が低下してくる。(Fig. 4.1.11, 4.1.12)

##### iii) 壁温および水(蒸気) 温度の変化

Fig. 4.1.13に壁温および水(蒸気) 温度の変化を示す。高温面 (No.2 - 4) は低下し、低温面 (No.5) は上昇し、最終的には水(蒸気) 温度と等しくなる。

Fig. 4.1.14に壁の初期保有エネルギー (基準温度300K) と水(蒸気) と受渡されたエネルギーを示す。両者の最終的な差は整定温度が基準温度を上回っているためである。

## iv) 排気系の凝縮効果

Fig. 4.1.15, 4.1.16に0.1本等価破損のケース(凝縮考慮)と、同じく凝縮無視のケースの圧力変化を示す。また、Fig. 4.1.17, 4.1.18に壁と水(蒸気)の温度変化を示す。凝縮を無視した場合、壁の保有エネルギーがすべて水(蒸気)に与えられるため、圧力は大幅に上昇する。

## v) 冷却管破損本数に対する最高到達圧力

Fig. 4.1.19に冷却管破損本数に対する最高圧力を示す。破損本数(噴出流量)が少ないほど圧力が高くなるのは、噴出水が過大となって冷却過剰になりにくいためである。また、噴出水量が大きいほど、水による構造材壁の冷却効果のため、最高圧力は低くなる。

真空容器内はほとんど抵抗体がなく、圧力を均一とする仮定はほぼ妥当と考えられる。Fig. 4.1.20は噴出水量の時間変化を冷却管破断本数をパラメータとして示した。図中の横線は構造材壁の冷却に必要な最低水量を示す。同図から破損本数が多い場合には冷却過剰となり、圧力は低く、また破損本数が少ない場合には、圧力上昇に長時間を要することがわかる。

## 7) まとめ

ダイバータ冷却系配管の破損に伴うLOCA事象時の真空容器内圧力応答を評価した結果、以下の結論を得た。

冷却管破断本数が少ない程圧力ピーク値は高くなるが、排気系での蒸気凝縮効果により圧力の最大値はFER体系で約1.7bar、ITER体系では約8～9bar程度となった。

## 参考文献

- 1) 千田二郎ら：日本機械学会論文集（B編），53巻 485号，176(1987)

Table 4.1.2 Design parameters for FER and ITER

項目	プラント	FER	ITER
真空容器体積 (m <sup>3</sup> )		1197.5	1640.
真空容器伝熱面積 (m <sup>2</sup> )		470.	800.
ダイバータ伝熱面積 (m <sup>2</sup> )		80.	200.
排気系伝熱面積 (m <sup>2</sup> )		1370.	500.
F/Wアーマ厚さ (mm)		20.	20.
F/Wベースメタル厚さ (mm)		11.	10.
ダイバータ厚さ (mm)		18.	15.
排気系壁厚さ (mm)		20.	20.
F/Wアーマ熱容量 (MJ/K)		11.52	19.6
F/Wベースメタル熱容量		20.16	31.2
ダイバータ熱容量		1.765	5.9
排気系壁熱容量		106.9	34.5

Table 4.1.3 Initial temperature for structures

構造材	ケース	FER (K)	ITER 1 (K)	ITER 2 (K)
F/Wアーマ		1424.	1509.	1509.
F/Wベースメタル		367.	473.	473.
ダイバータ		762.	1152.	701.
排気系壁		298.	298.	298.

Table 4.1.4 Results of energy balance estimation

ケース名 (F E R)	① vt (K)	② p (bar)	③ vm (kg)	④ veng (MJ)	⑤ weng (MJ)	⑥ lost (MJ)	⑦ diff (MJ)
	350.0	0.4	311.3	742.3	13442.4	6301.1	7141.3
	360.0	0.6	452.7	1098.1	13107.9	7725.9	5382.0
	370.0	0.9	643.1	1587.1	12834.0	9283.9	3550.1
	380.0	1.3	895.7	2248.3	12701.1	11014.1	1687.0
	390.0	1.8	1221.4	3117.1	12568.3	12951.9	-383.7
	400.0	2.5	1639.4	4252.5	12435.4	15156.3	-2720.9
	410.0	3.3	2163.9	5704.0	12302.6	17676.8	-5374.2
	420.0	4.4	2814.1	7536.2	12169.7	20578.0	-8408.3
	430.0	5.7	3616.4	9836.7	12036.9	23947.5	-11910.7
	440.0	7.3	4586.4	12667.7	11904.0	27847.5	-15943.5
	450.0	9.3	5758.8	16147.6	11771.2	32396.4	-20625.2
	460.0	11.7	7161.0	20380.0	11638.3	37698.1	-26059.8
(ITER 1)	vt (K)	p (bar)	vm (kg)	veng (MJ)	weng (MJ)	lost (MJ)	diff (MJ)
	350.0	0.4	426.4	1016.5	31285.8	2810.5	28475.3
	360.0	0.6	619.9	1503.9	30718.8	3642.9	27075.9
	370.0	0.9	880.7	2173.5	30151.8	4657.5	25494.3
	380.0	1.3	1226.7	3079.1	29584.8	5908.1	23676.7
	390.0	1.8	1672.8	4269.0	29017.8	7443.0	21574.8
	400.0	2.5	2245.2	5823.9	28450.8	9342.9	19107.9
	410.0	3.3	2963.5	7811.7	27883.8	11675.7	16208.1
	420.0	4.4	3854.0	10321.0	27316.8	14530.0	12786.8
	430.0	5.7	4952.8	13471.6	26749.8	18025.6	8724.2
	440.0	7.3	6281.2	17348.7	26182.8	22247.7	3935.1
	450.0	9.3	7886.8	22114.5	25615.8	27358.5	-1742.7
	460.0	11.7	9807.2	27911.3	25048.8	33500.3	-8451.5
(ITER 2)	vt (K)	p (bar)	vm (kg)	veng (MJ)	weng (MJ)	lost (MJ)	diff (MJ)
	350.0	0.4	426.4	1016.5	28626.7	2810.5	25816.1
	360.0	0.6	619.9	1503.9	28059.7	3642.9	24416.7
	370.0	0.9	880.7	2173.5	27492.7	4657.5	22835.2
	380.0	1.3	1226.7	3079.1	26925.7	5908.1	21017.6
	390.0	1.8	1672.8	4269.0	26358.7	7443.0	18915.7
	400.0	2.5	2245.2	5823.9	25791.7	9342.9	16448.7
	410.0	3.3	2963.5	7811.7	25224.7	11675.7	13548.9
	420.0	4.4	3854.0	10321.0	24657.7	14530.0	10127.7
	430.0	5.7	4952.8	13471.6	24090.7	18025.6	6065.1
	440.0	7.3	6281.2	17348.7	23523.7	22247.7	1276.0
	450.0	9.3	7886.8	22114.5	22956.7	27358.5	-4401.8
	460.0	11.7	9807.2	27911.3	22389.7	33500.3	-11110.6

① vt : 蒸気温度 (° K)

② P : 蒸気圧力 (bar)

③ vm : 蒸気重量 (kg)

④ veng : 蒸気エネルギー (MJ)

⑤ weng : 高温壁損失エネルギー (MJ)

⑥ lost : 低温壁獲得エネルギー

+ } (MJ)

蒸気エネルギー④

⑦ : ⑤ - ⑥

Table 4.1.5 Parameters for the nuclear heating distributions in material

体系	領域	x(cm)	A (W/cc)	B (無次元)
(a)外側	プランケット	0.0~55.0	$H_o$	0.0744
	SUS+水	55.0~105.0	$15.6*H_o$	0.124
	SUS+水	105.0~240.0	$163*H_o$	0.147
(b)内側	プランケット	0.0~16.5	$H_o$	0.0744
	SUS+水	16.5~80.0	$2.26*H_o$	0.124
(c)その他	SUS+水	0.0~100.0	$H_o$	0.124

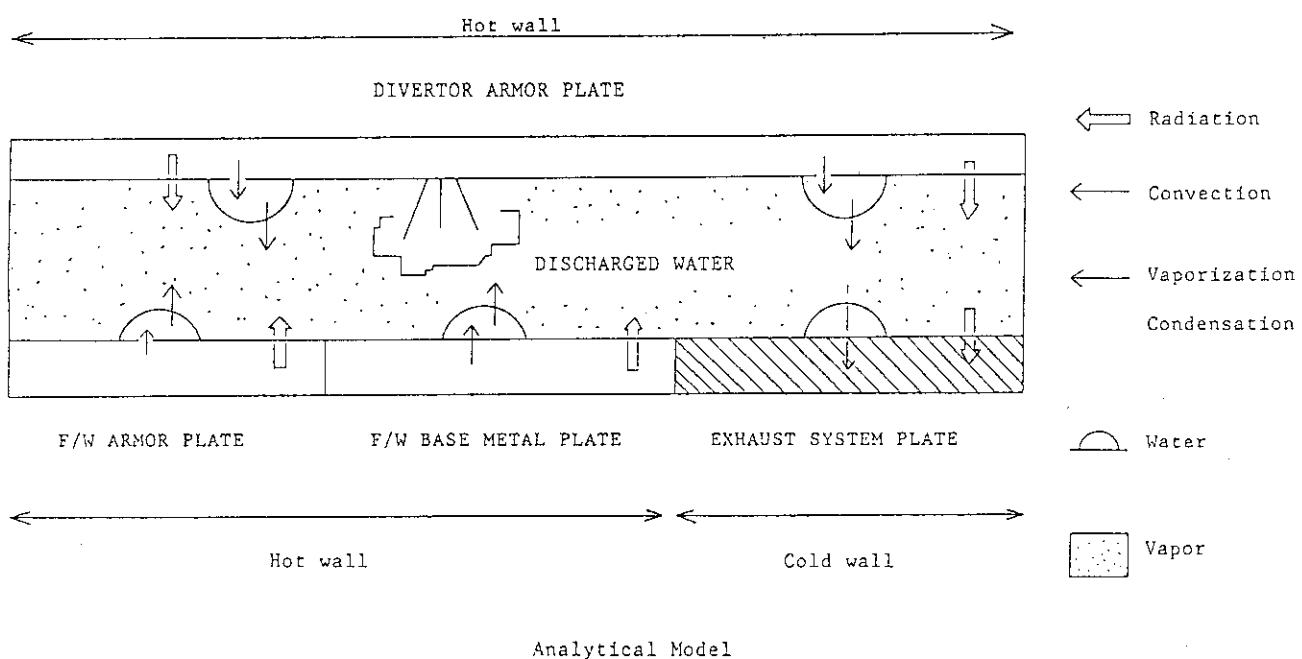


Fig. 4.1.5 Analytical model for energy balance evaluation

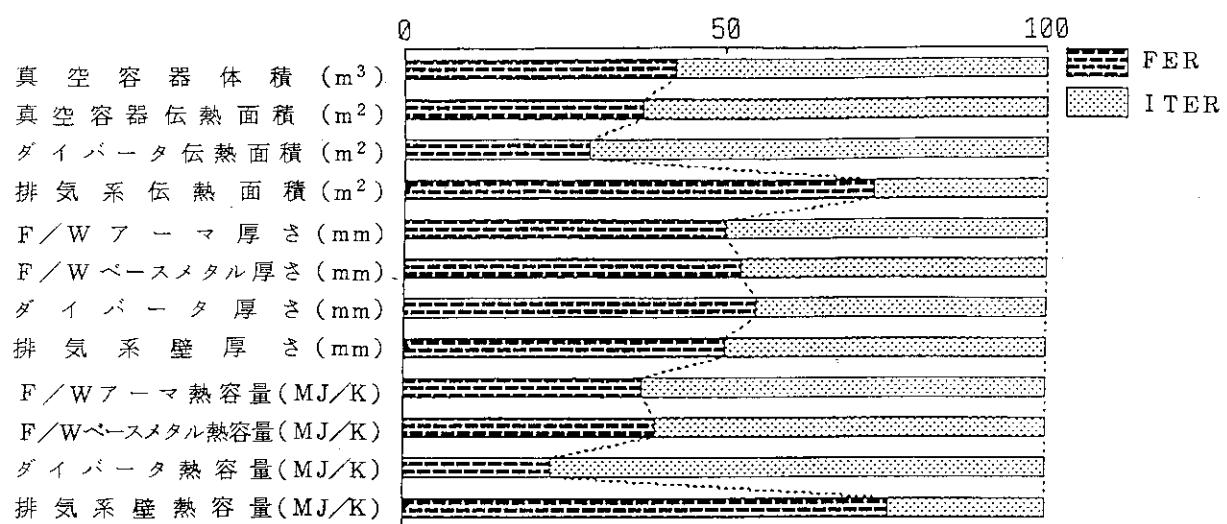


Fig. 4.1.6 Comparison of design parameter between FER and ITER

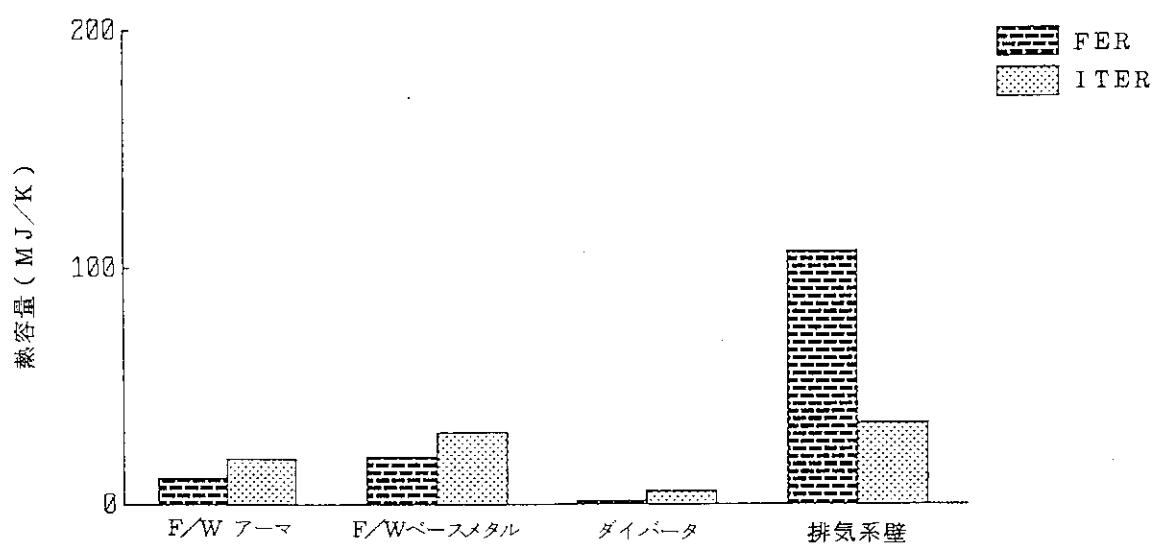


Fig. 4.1.7 Comparison of thermal capacity of structures between FER and ITER

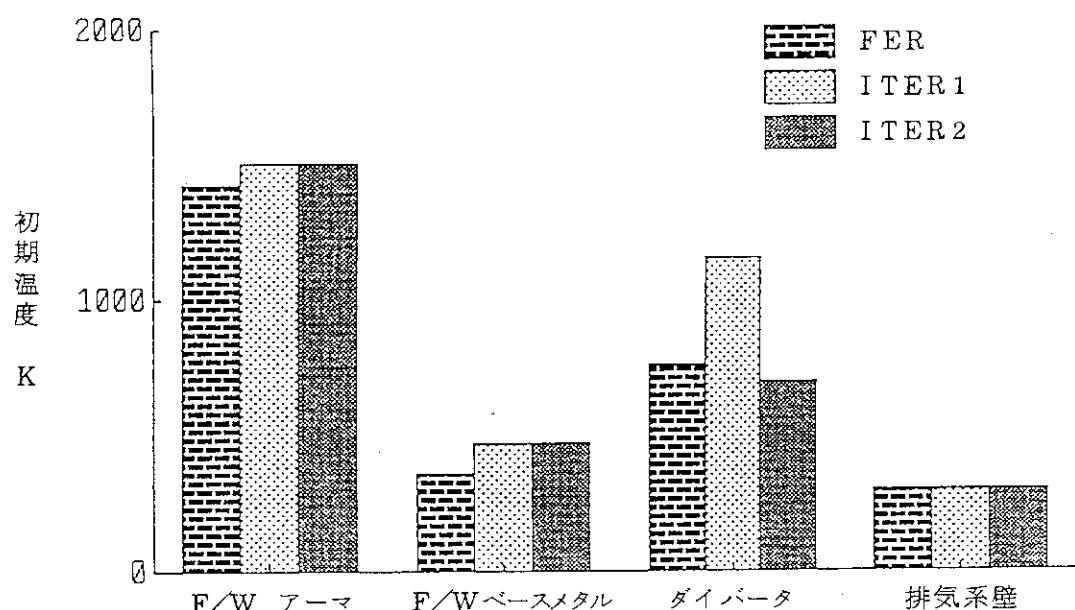


Fig. 4.1.8 Comparison of initial temperature of structures between FER and ITER

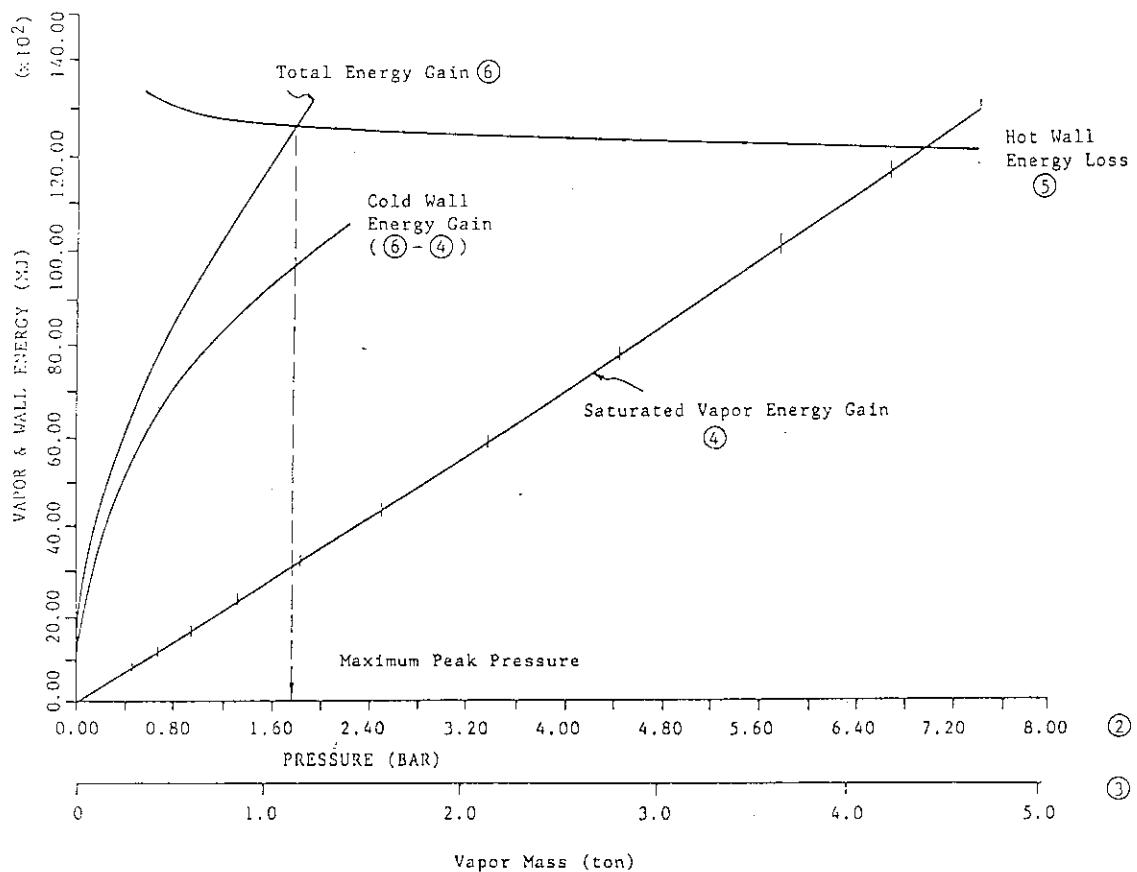
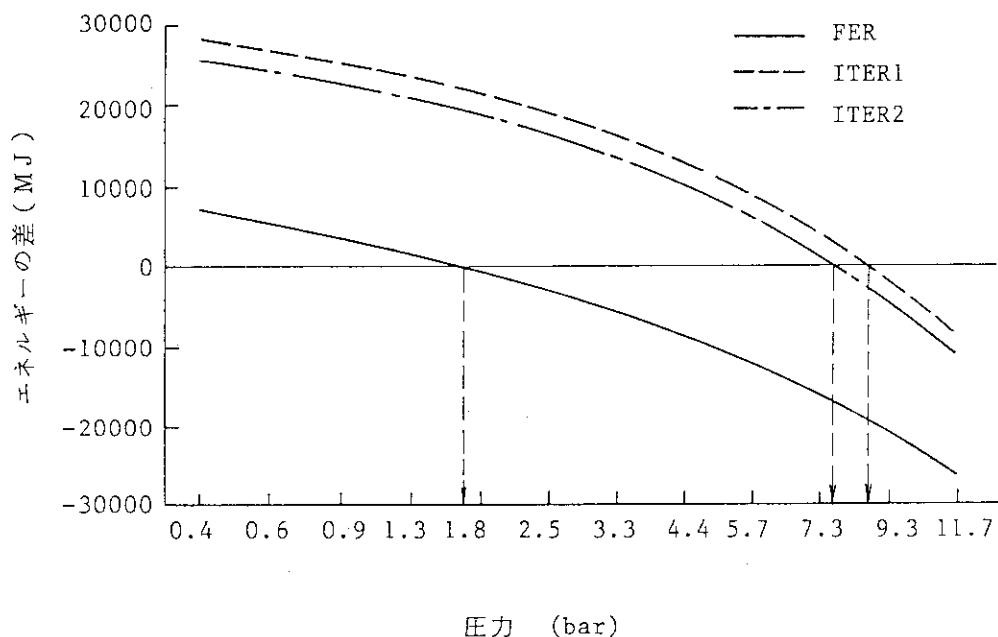


Fig. 4.1.9 Example of energy balance between steam and structures



注) 使用したソフトの制約により、横軸のスケールが等間隔ではない。

Fig. 4.1.10 Relation of pressure and energy difference

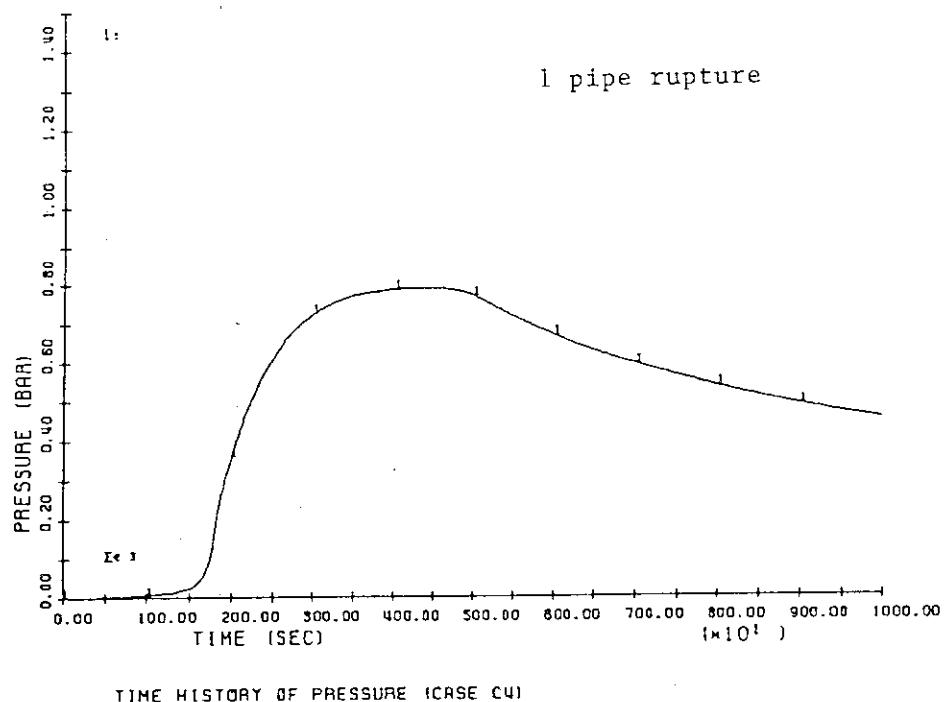


Fig. 4.1.11 Time history of pressure

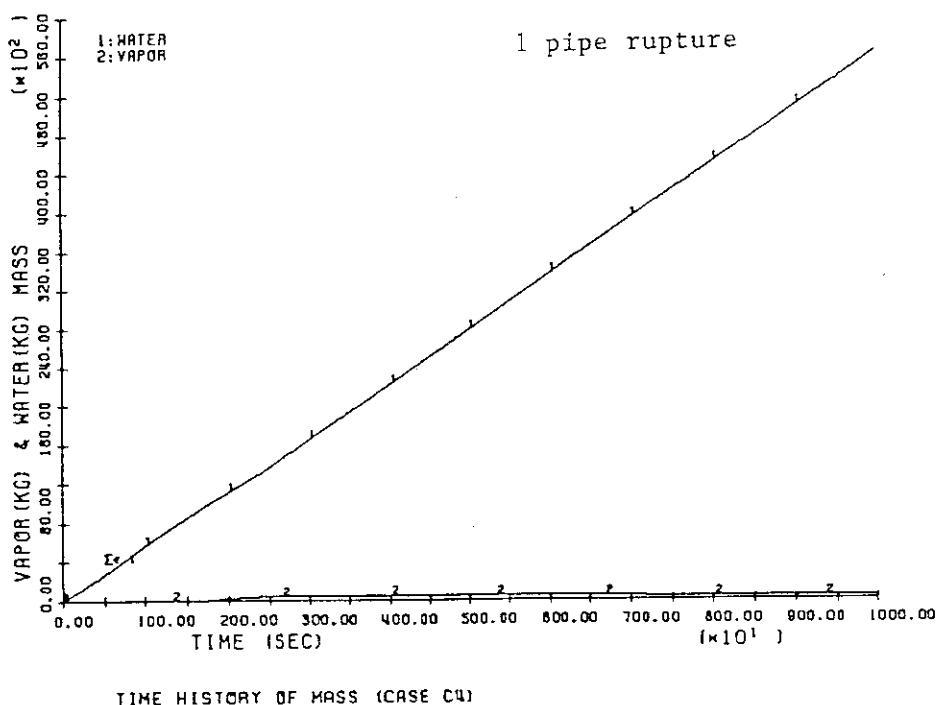


Fig. 4.1.12 Time history of mass of ejected water and steam

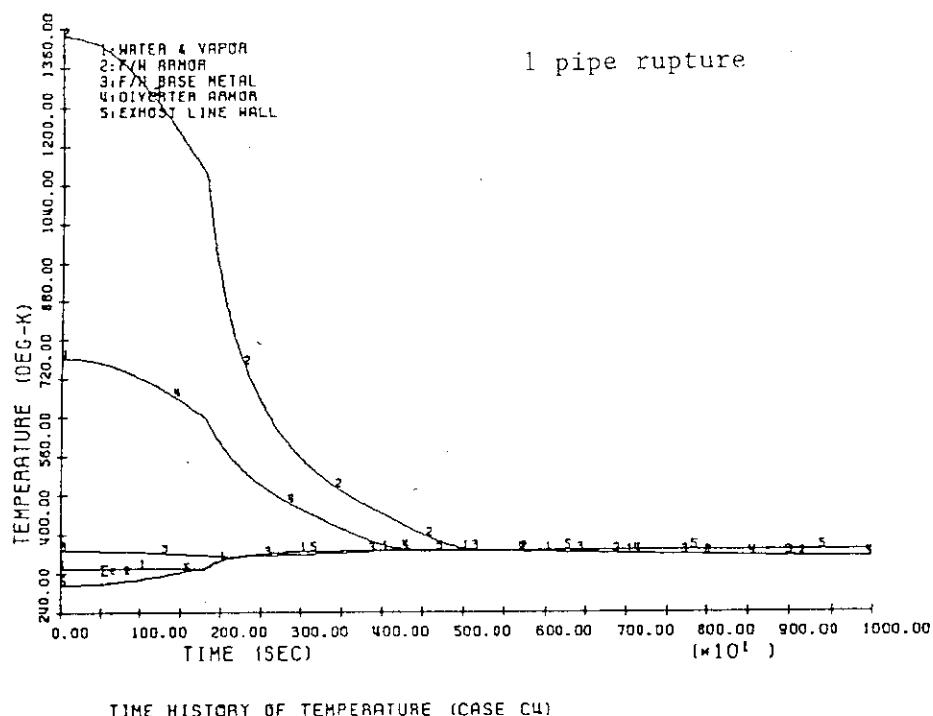


Fig. 4.1.13 Time history of temperature for ejected water and structure walls

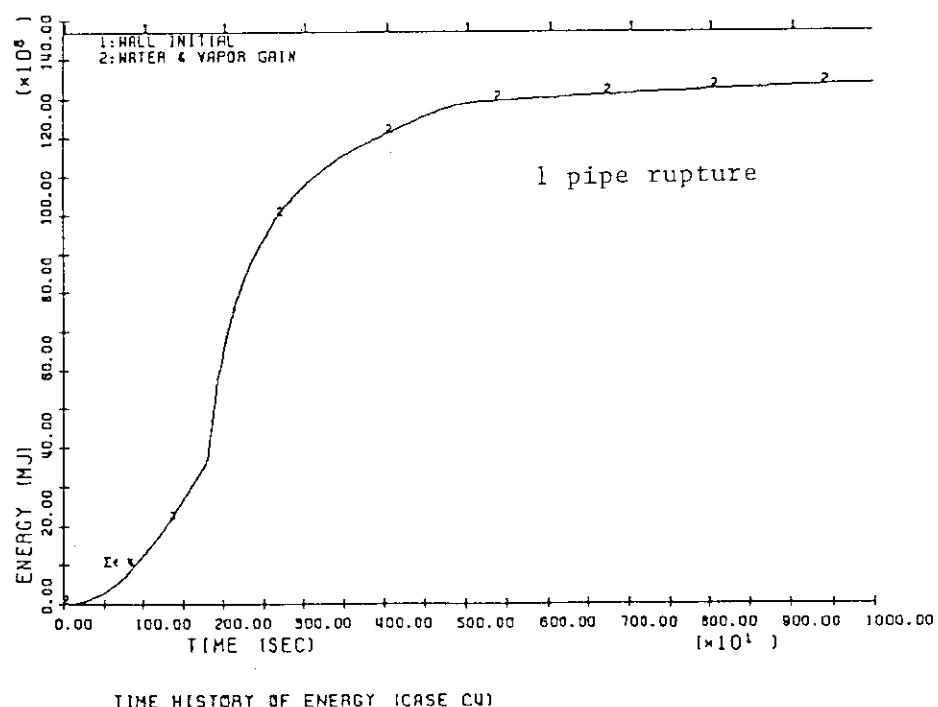
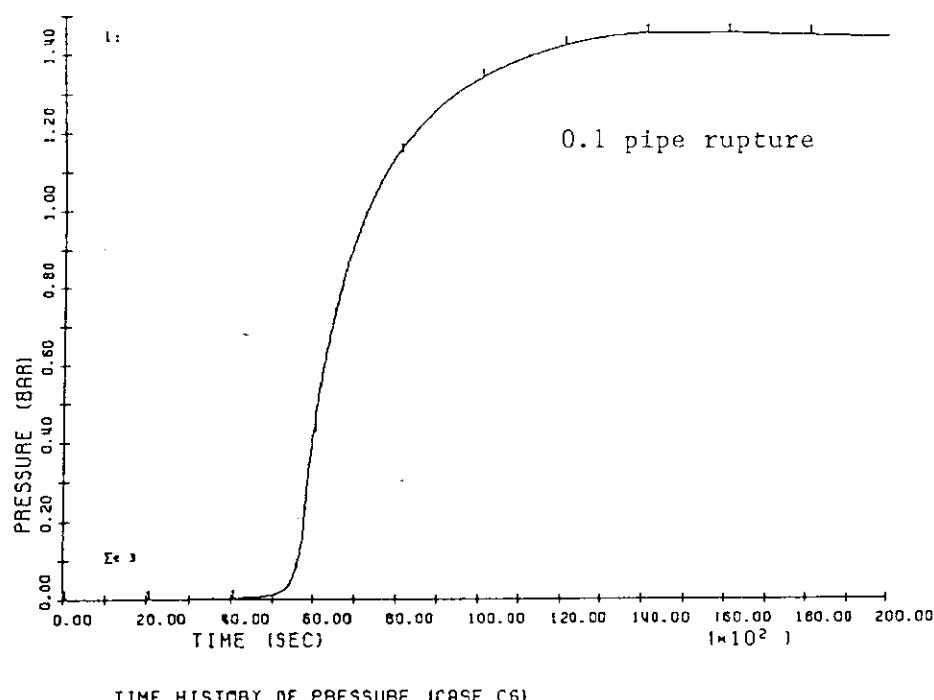
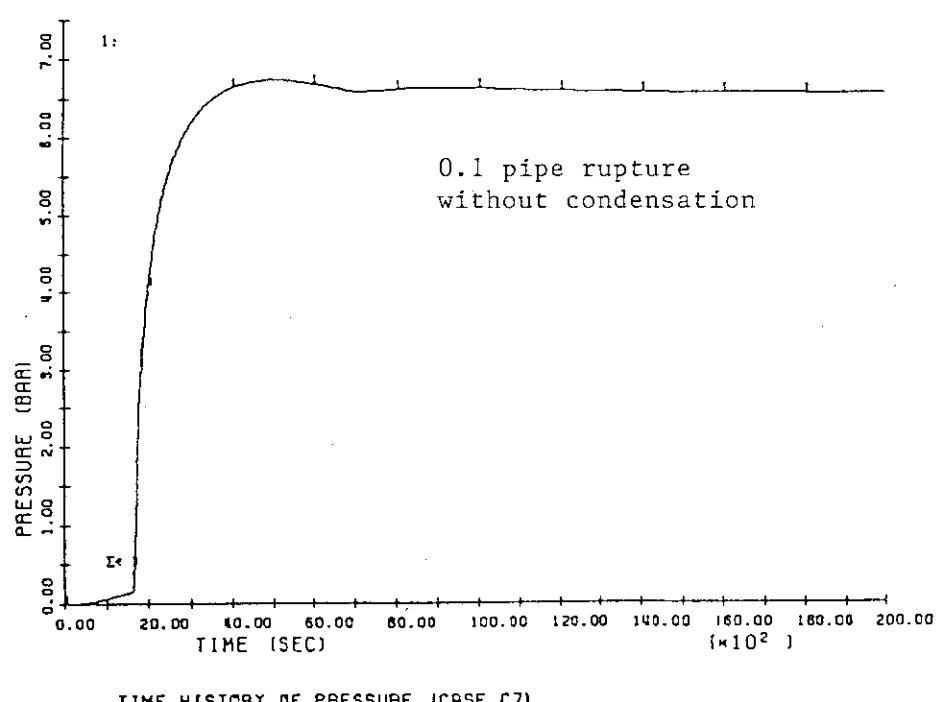


Fig. 4.1.14 Time history of energy for ejected water and structure walls



TIME HISTORY OF PRESSURE (CASE C61)

Fig. 4.1.15 Time history of pressure



TIME HISTORY OF PRESSURE (CASE C71)

Fig. 4.1.16 Time history of pressure

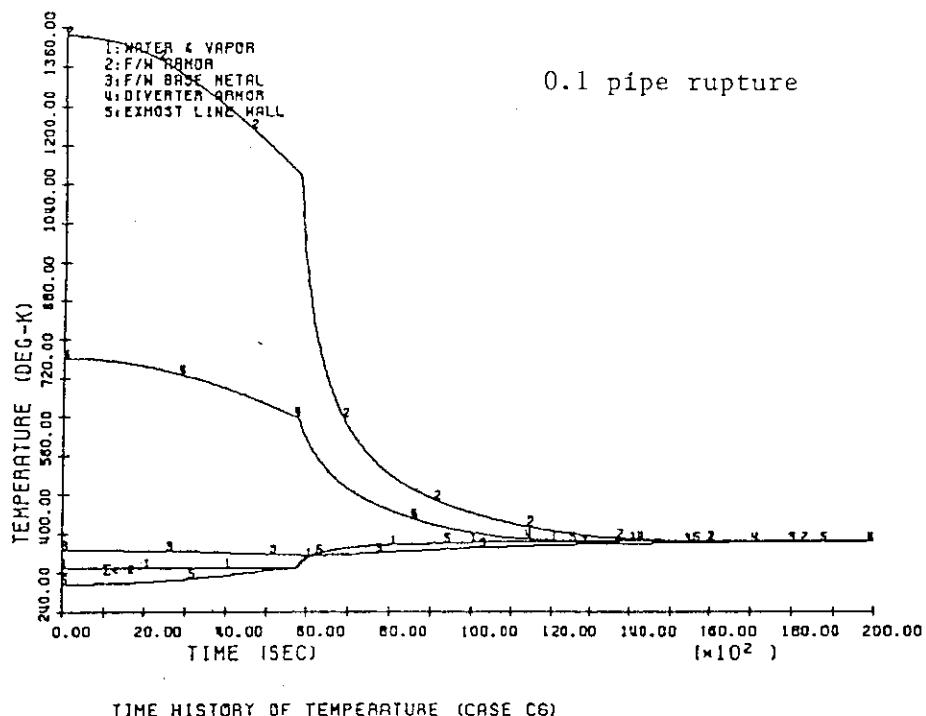


Fig. 4.1.17 Time history of temperature for ejected water and structure walls

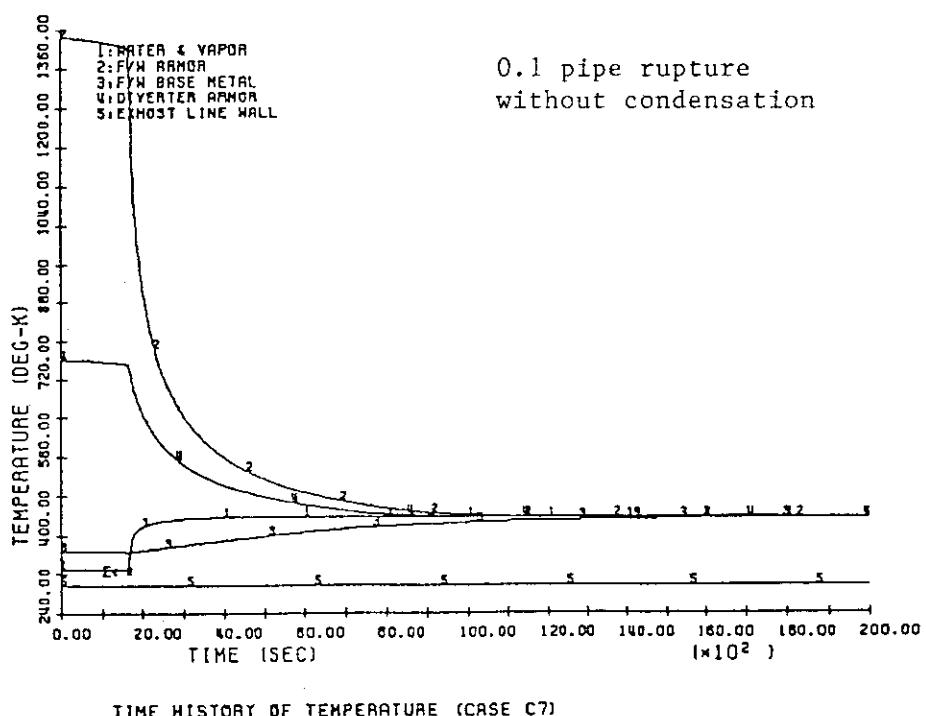


Fig. 4.1.18 Time history of temperature for ejected water and structure walls

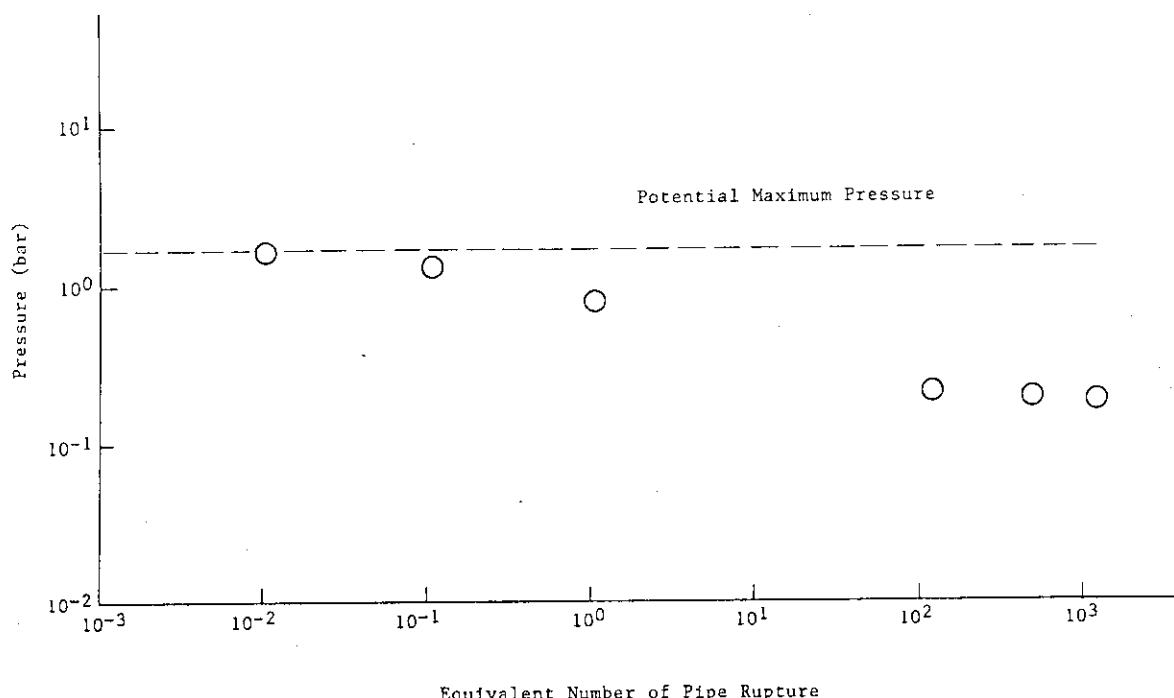


Fig. 4.1.19 Relation between pressure and equivalent number of pipe rupture

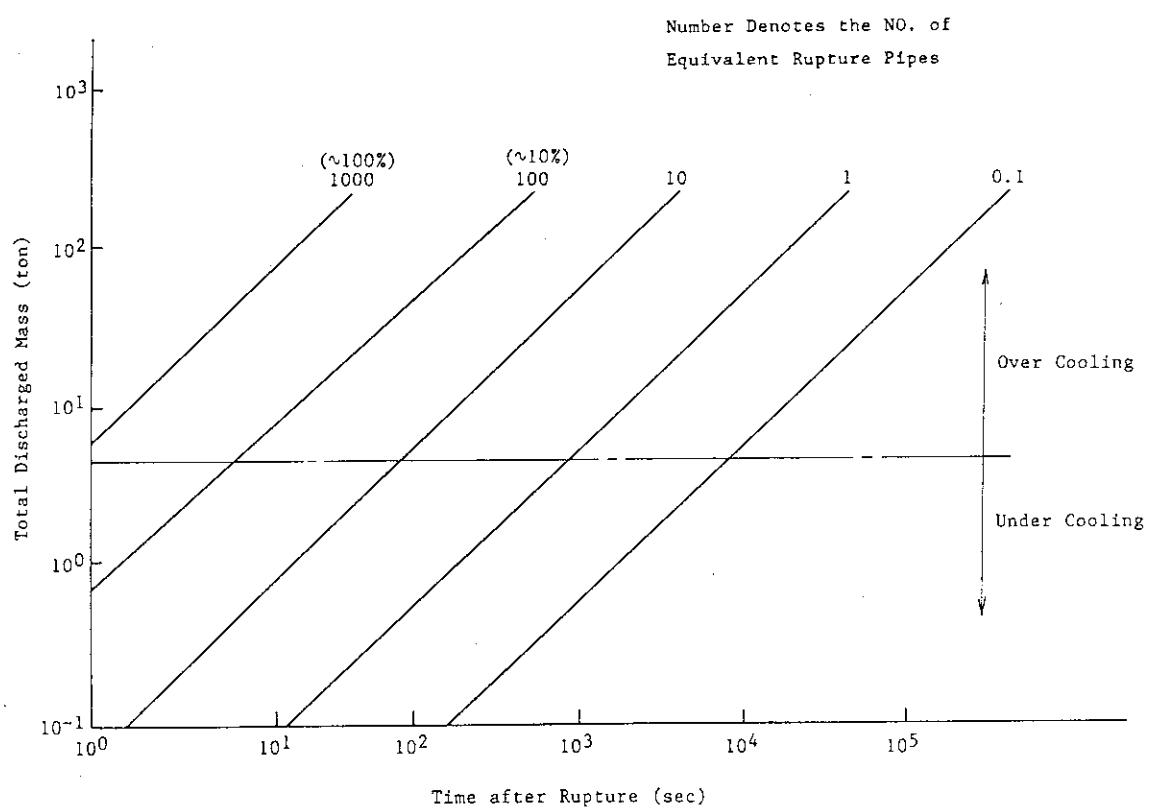


Fig. 4.1.20 Relation between ejected mass of water and cooling time

## (2) 冷却水喪失事故の際の構造材の温度変化の評価

ここでは、ITERの工学フェーズ設計概念に基づき、第一壁、ダイバータ及び、LHRFアンテナ部の冷却系故障による冷却水喪失事故(LOCA)時の各部構造材の過渡温度解析を実施し、構造材の温度変化の評価を実施した。

### 1) はじめに

本LOCA解析評価は、事象推移として以下の2つのシナリオを想定して実施した。

- ① LOCA発生→プラズマ停止失敗→定常入熱継続
- ② LOCA発生→プラズマ停止成功→崩壊熱除去

評価内容は、シナリオ①では、プラズマ対向材料の熱的健全性喪失（ここでは、溶融温度に到達する）までの時間的余裕を評価した。シナリオ②では、崩壊熱による構造材の温度過渡変化を評価した。LOCA事象としては、以下の2つの機器を対象とした。

- ・第一壁、ダイバータ冷却系のLOCA
- ・LHRF冷却系のLOCA

温度過渡計算は、核融合実験炉FER のLOCA解析<sup>1)</sup>に使用した有限要素法による2次元過渡輻射伝熱解析コードを使用した。

### 2) 解析条件

ここでは、ITERのLOCA解析に使用した各種データ及び解析条件に関して述べる。

#### a) 解析モデル

##### <解析体系>

第一壁、ダイバータLOCA解析体系有限要素分割図、材質をFig. 4.1.21と4.1.22に示す。

ブランケット厚さは、ITER工学フェーズで検討されているA案（日本案）相当とした。また、ダイバータは、タンクステン・銅の組合せによる構造案を採用した。

主要な輻射伝熱経路モデルをFig. 4.1.23に示す。本解析では、熱移行メカニズムのひとつとして熱輻射が重要な要因となる。特に第一壁アーマー部とベースメタル間、ダイバータと支持構造間では、唯一の除熱経路（Fig. 4.1.22参照）として、熱輻射を設定している。輻射面に比べギャップ巾が十分小さく、平行平板で近似可能な部分については、形態係数を1.0と近似した。その他の対向する輻射面の形態係数は、幾何学的手法で算出した。輻射伝熱量は、相互反射を考慮して評価した。

LHRFアンテナ部のLOCA解析体系と有限要素分割図をFig. 4.1.24に示す。同図の解析モデルは、縦方向16段ある導波管のうち、上部4段について導波管側壁をモデル化した。材質はSUS材である。

##### <境界条件>

第一壁、ダイバータLOCA解析の境界条件を以下に示す。

- ・体系外との熱伝達としては周囲に20%の熱遮蔽（Heガス）を設定し、体系外面との間に熱輻射条件を課した。
- ・RFダクト内のLHRFジャケット内面には、断熱条件を課した。

LHRFアンテナ部のLOCA解析では、プラズマ対向面以外の全面を断熱条件とした。プラズマ対向面については、プラズマ停止失敗時に定常熱負荷、成功時には断熱条件を課す。

#### <初期条件>

第一壁、ダイバータLOCA解析の初期温度分布は一様分布とし、以下の温度を設定した。

- ・内部／外部プランケットのアーマー部 1,800/1,000°C
- ・ダイバータのタンクステン／銅 600°C

以上は、前節4.1.1の解析条件相当の値を使用した。

- ・プランケット部 600°C

上記、プランケット初期温度は、ITERトリチウム生産用プランケット設計概念A案より増殖材の最高温度を使用した。

- ・遮蔽体 100°C (冷却材温度相当)

- ・真空容器／排気ダクト 20°C

上記、真空容器／排気ダクト温度は、FERのLOCA解析<sup>1)</sup>で使用した値を適用した。

LHRFアンテナ部のLOCA解析の初期温度は、100°C、一様分布とした。

#### b) 使用物性値

本解析で使用した媒質を以下に示す。ブラックケットに関しては均質化して取り扱った。

媒質番号	媒 質	溶融温度 (°C)	輻射率
1	SUS316	1,535	0.2
2	C/C composite(CX2002U)		0.8
3	タンクステン	3,387	0.1
4	銅	1,084.5	0.03
5	外部プランケット上側 (均質化)		
6	外部プランケット下側 (均質化)	Li <sub>2</sub> O ; 1,423 Be ; 1,823	
7	内部プランケット (均質化)		

輻射率は、伝熱工学資料（改訂第4版）から研磨面（600～800°C）の値に基づいた値である。以下に各媒質の比重、比熱、熱伝導率を示した。ここでは、各物性値の温度依存性は無視し、一定値として取り扱った。但し、保守的評価になるように温度伝導率が低目になる値を選んだ。

① SUS316 評価温度：600°C 出典：伝熱工学資料

比重 γ 7.81 g/cm<sup>3</sup>

比熱 Cp 0.556 Wsec/g°C

熱伝導率 λ 0.19 W/cm/°C

② C/C composite	評価温度 : 900°C	出典 : CX2002Uの特性値
比重 γ	1.70 g/cm <sup>3</sup>	
比熱 Cp	1.717 Wsec/g°C	
熱伝導率 λ	1.525 W/cm/°C	
③ タングステン(W)	評価温度 : 1,200°C	出典 : 伝熱工学資料
比重 γ	19.0 g/cm <sup>3</sup>	
比熱 Cp	0.155 Wsec/g°C	
熱伝導率 λ	1.15 W/cm/°C	
④ 銅 (Cu)	評価温度 : 1,200°C	出典 : 伝熱工学資料
比重 γ	8.46 g/cm <sup>3</sup>	
比熱 Cp	0.492 Wsec/g°C	
熱伝導率 λ	3.42 W/cm/°C	
⑤ 外部ブランケット上側 (下記, 均質化操作参照)		
比重 × 比熱 γ Cp	1.878 Wsec/cm <sup>3</sup> °C	
熱伝導率 λ	0.0254 W/cm/°C	
⑥ 外部ブランケット下側 (下記, 均質化操作参照)		
比重 × 比熱 γ Cp	1.857 Wsec/cm <sup>3</sup> °C	
熱伝導率 λ	0.0257 W/cm/°C	
⑦ 内部ブランケット (下記, 均質化操作参照)		
比重 × 比熱 γ Cp	1.771 Wsec/cm <sup>3</sup> °C	
熱伝導率 λ	0.0268 W/cm/°C	

## &lt;ブランケット均質化操作&gt;

ブランケットはLi<sub>2</sub>O, Be及びSUSから構成される。本解析では、これらを均質に混合した材質として扱う。使用した組成比は、Fig. 4.1.25に示す。まず、各基本媒質の物性値を以下に示す。

a. ベリリウム(Be)	評価温度 : 800°C	出典 : 伝熱工学資料
比重 γ	1.805 g/cm <sup>3</sup>	
比熱 Cp	2.82 Wsec/g°C	
b. Li <sub>2</sub> O	90%理論密度のデータで代用	出典 : 参考文献 2)
比重 γ	2.013 g/cm <sup>3</sup>	
比熱 Cp	54 J/g-mole • K      評価温度 299°C = 1.807 Wsec/g°C (molecular weight 29.88)	
c. mixed pebble bed	(Fig. 4.1.26のグラフより温度600°Cの値を使用)	
熱伝導率 λ	0.024 W/cm/°C (Li <sub>2</sub> O : 25%, Be : 75%)	

物性値  $\gamma C_p$  の均質化

体積  $V$  内に  $N$  種の媒質があり、各々占有体積を  $V_i$  ( $i=1, N$ ) とする。各媒質温度を、 $V$  の代表温度  $T$  とすれば、エネルギー保存則より均質化された  $(\gamma C_p)^*$  が得られる。

$$(\gamma C_p)^* = \sum_{i=1}^N \gamma_i C_{p,i} V_i / V$$

物性値  $\lambda$  の均質化

ある温度勾配の方向で見ると、媒質が交互に並んでいるモデルを考える。すなわち、ある方向で見た時、層状体系として近似されるモデルに対して、実効的熱伝導率  $\lambda^*$  を評価することができる。今、厚さ  $\Delta x$  の板を考え、これが  $N$  種の媒質からなる層で構成されているとする。各層を通過する熱流速は同じであるから、各層の厚さ  $\Delta x_i$  と温度差  $\Delta T_i$  は、

$$\lambda_i \frac{\Delta T_i}{\Delta x_i} = q'' (i=1, N)$$

となる。したがって、板両面の温度差  $\Delta T$  は、

$$\Delta T = \sum_{i=1}^N \Delta T_i = \sum_{i=1}^N \frac{\Delta x_i}{\lambda_i} q''$$

となり、実効熱伝導率を次式で定義すれば、

$$\lambda^* \cdot \frac{\Delta T}{\Delta x} = q''$$

ボイドを無視することにして、具体的に次の評価式が得られる。

$$\lambda^* = \frac{\Delta x}{\sum_{i=1}^N \frac{\Delta x_i}{\lambda_i}}$$

以上の均質化操作の重みは、層状体系では、

$$\Delta x_i / \Delta x = V_i / V = F_i$$

のように体積占有率  $F_i$  で表わすことができる。

c) プラズマ対向面熱負荷及び核発熱分布

<ダイバータ定常熱負荷>

ダイバータ板への定常熱負荷分布を、Fig. 4.1.27に示す。INBOARD/OUTBOARDのピーク値は、 $13/15 \text{MW/mm}^2$  である。解析では、ダイバータ板の計算メッシュ分割に対応して、体積平均した分布Fig. 4.1.28を使用した。また、上下ダイバータとも同一分布を与えた。

<第一壁定常熱負荷>

第一壁アーマー表面、LHRFアンテナプラズマ対向面へのプラズマからの定常負荷は、前節4.1.1の解析条件相当の  $0.6 \text{MW/m}^2$  を使用した。分布形は、一様分布とした。

<核発熱及び崩壊分布>

核発熱および崩壊熱は次の形式で整理した。

核発熱 :  $W(x) = H(x)$

崩壊熱 :  $Q(x, t) = C \cdot H(x) \cdot F(t)$

ここで,  $C$  : 体積占有率 (対象物質が100%の時1.0とする)

$H(x)$  : 空間減衰関数 (崩壊熱の場合, 時刻  $t$  における分布)

$F(t)$  : 崩壊熱の時間減衰関数 [ $F(0) = 1.0$ ]

$H(x)$ については, 核発熱および崩壊熱のいずれも同様に, 発生の場所に応じて次の3種類の分布に分けて扱った。

① 構造材中 :

$$H(x) = H_0 \cdot A \cdot e^{-Bx}$$

② LHRFアンテナ上およびRFダクト中 :

$$H(x) = H_0 \left\{ 1 - \left( 1 + \frac{40800}{\pi} \cdot \frac{1}{x^2} \right)^{-0.5} \right\}$$

③ 第一壁およびダイバータ :

$$H(x) = H_0$$

ここで,  $x$  : プラズマ対向面からの深さ

$H_0$  : プラズマ対向面上の核発熱または崩壊熱

$A, B$  : 空間分布定数

空間減衰関数の各パラメータ  $H_0, A, B$  および崩壊熱の時間減衰関数  $F(t)$  は当報告書の遮蔽設計データおよび構造概念に基づいて評価した。

核発熱については, 構造材中の分布に対して評価したパラメータ  $H_0$  を Fig. 4.1.29 に,  $A$  および  $B$  を Table 4.1.5 に示す。また, LHRFアンテナ上およびRFダクト中の分布に対しては  $H_0 = 8.0 \text{ W/cc}$  と評価した。

崩壊熱については, 構造中の分布に対して評価したパラメータ  $H_0$  を Fig. 4.1.30 に,  $A$  および  $B$  を Table 4.1.6 に示す。また, LHRFアンテナ上およびRFダクトの分布に対しては  $H_0 = 1.2 \text{ W/cc}$  と評価し, 第一壁およびダイバータに対しては, Fig. 4.1.31 に評価した  $H_0$  を示す。なお, 崩壊熱の値は構造材の充填率が 100% の場合の値であり, 実際は次に示す体積占有率を乗ずる必要がある。

解 析 対 象 物 質	C 値	備 考
ダイバータ W	1.0	
ダイバータ Cu	1.0	
ダイバータ SUS	0.8	遮蔽体SUS相当とした。
ベースメタル SUS	0.333	Fig. 4.1.25
遮蔽体 SUS	0.8	Fig. 4.1.25
その他 SUS	1.0	
アーマー C/C	—	崩壊熱は無視した。

崩壊熱の場合、上記の分布は時刻 0 における値であり、時間の経過とともに減衰する。ダイバータ構造材、SUSおよびブランケットについてFig. 4.1.32に減衰関数F(t)を示す。

### 3) 解析結果

前2) 項の解析条件に基づいて、LOCA解析を実施した。

#### a) プラズマ停止失敗時の温度解析結果

##### <第一壁、ダイバータ冷却系LOCA>

プラズマ対向面付近の代表点について、温度過渡履歴をFig. 4.1.34に示す。プラズマからの熱負荷によるダイバータの温度上昇が、第一壁付近よりかなり大きい。上下ダイバータの温度分布はほぼ同一の為、下側ダイバータのみ空間分布 (Fig. 4.1.33の作画方向(1)) をFig. 4.1.35に示す。熱負荷分布に対応してINBOARD/OUTBOARDに温度ピークが現われている。OUTBOARDの高い方の温度ピーク値は急激に上昇しており、この付近ではタンクステン・銅境界温度の上昇も著しい。この境界面上の最高温度は、約1.5秒で銅の溶融温度1,084.5°Cに到達する。第一壁近傍では、ベースメタル部分の温度が、先に溶融温度まで上昇する。内部ブランケットのベースメタルが172秒後に、外部ブランケットのベースメタルが190秒後にSUSの溶融温度1,535°Cを超える。

##### <LHRF冷却系LOCA>

プラズマ対向面付近の点について、温度過渡履歴をFig. 4.1.36に示す。また、プラズマ対向面から長手方向の空間分布をFig. 4.1.37に示す。LHRFアンテナ先端部は、207秒でSUSの溶融温度1,535°Cを越える。

#### b) プラズマ停止成功時の解析結果

##### <第一壁、ダイバータ冷却系のLOCA解析>

解析は、LOCA発生後、 $10^6$ 秒(約12日)まで実施した。プラズマ対向面付近の代表点について、温度過渡履歴をFig. 4.1.38に示す。 $10^6$ 秒後までの解析では、まだ溶融温度に到る点は無いが、温度上昇は引き続いている。第一壁付近の各部温度変化は、崩壊熱輻射伝熱によりそれぞれの様相を示しているが、およそ3時間後(約 $10^4$ 秒後)以降は温度が均衡し、ほぼ同一の温度上昇傾向を見せている。解析時間範囲内では、この付近の温度上昇速度は対数関数的に鈍化する傾向にある。 $10^6$ 秒後の等温線図をFig. 4.1.39に示す。SUS構造体の温度は、外側ブランケット付近に比べ、内側ブランケット付近で、かなり高温となっている。

また、各部温度の空間分布をFig. 4.1.40~4.1.45に示す。これら空間分布の作画方向をFig. 4.1.33に示した。Fig. 4.1.40と4.1.41で、ダイバータの温度分布は、崩壊熱分布に応じてOUTBOARDからINBOARDへ向かって上昇する分布となるが、特にOUTBOARDのダイバータ温度は下側の方が高めに現れる。これは、OUTBOARD付近の遮蔽体温度が上側より下側で高くこの付近で輻射伝熱量が少ないためである。Fig. 4.1.42~4.1.44の第一壁面に沿ったブランケット付近の温度分布は、ベースメタル付近まで両端を除いて平坦な分布となっている。

両端は、輻射、遮蔽体への熱伝導により温度が下がっている。Fig. 4. 1.45の径方向温度分布で温度の不連続な部分は、ギャップ部に対応する。

#### <LHRF冷却系のLOCA解析>

プラズマ対向面および内部の点について、温度過渡履歴をFig. 4. 1.46に示す。また、プラズマ対向面から長手方向の空間分布をFig. 4. 1.47に示す。LHRFアンテナ先端部は、9, 120秒でSUSの溶融温度1, 535°Cを越える。

#### 4) 結果検討および、まとめ

プラズマ停止失敗時には、主にプラズマからの熱負荷により、プラズマ対向面付近の温度は構造材溶融温度を越え、熱的健全性を喪失する。特に、ダイバータの銅の部分はLOCA後1.5秒で、ベースメタル、LHRFアンテナを構成するSUS材も、およそ3～4分後には溶融するという予測値を得た。この程度の時間的余裕では、何らかの対策をとることは困難と推測され、LOCAとプラズマ停止失敗の2事象が同時に起こる場合には、炉は大きな損傷を受けることが予測される。

プラズマ停止成功時には、LHRFアンテナ部が約2.5時間後に溶融温度に達するが、これは外界との除熱経路を無視した極めて保守的な条件での解析であることを考慮して評価する必要がある。その他の構造材は、約12日間以内には溶融に到らないが内側ブランケット付近および、外側ブランケット下部付近ではかなり高温になる。内側ブランケット付近については、構造上プラズマを見込む角が大きく、中性子照射を多く受ける上に比較的放射化の小さいブランケット領域の厚さが薄く、放射化の大きなSUS遮蔽体の崩壊熱が大きく寄与しているためと考えられる。また、外側ブランケット下部付近が高温になるのは、排気ダクト内部への中性子ストリーミングによる崩壊熱が大きいためと考えられる。

今後、放射化の一層小さい構造または材質の検討、または保護系としての除熱機構の検討が必要と考えられる。

#### 参考文献

- 1) S. Kobayashi, T. Shimizu and Y. Seki, LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT OF PLASMA VACUUM BOUNDARY, 8th Topical Meeting On The Technology of Fusion Energy, Oct. 1988 at Salt Lake City
- 2) INTOR phase one, report of the international TOKAMAK reactor workshop held in seven sessions in Vienna 1980-1981

Table 4.1.6 Parameters for the decay-heat distributions in material

体系	領域 <sup>*)</sup>	x (cm)	A (W/cc)	B (無次元)
(a)外側	プランケット	3.5~53.5	1.17*Ho	0.0461
	SUS(0.9~0.95)+水	53.5~105.0	89.5*Ho	0.0963
	SUS(0.7)+水	105.0~240.0	9330*Ho	0.1405
(b)内側	プランケット	3.5~23.0	1.17*Ho	0.0461
	SUS(0.95)+水	23.0~40.0	15.1*Ho	0.0618
	SUS(0.7)+水	40.0~85.0	209*Ho	0.1276
(c)その他	SUS(0.9~0.95)+水	0.0~100.0	Ho	0.0963

注 \*) ()内は充填率

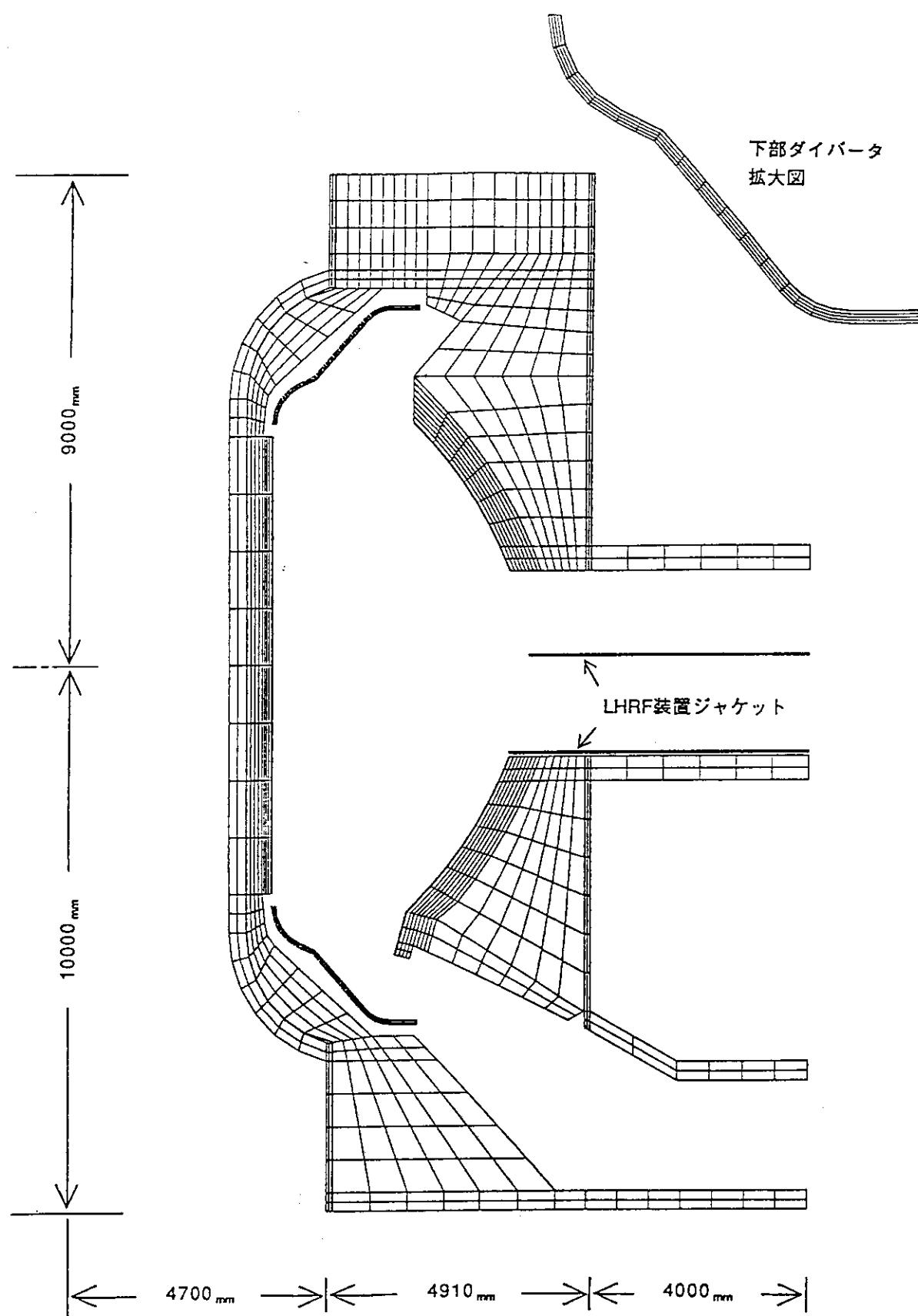


Fig. 4.1.21 Mesh scheme of ITER geometry

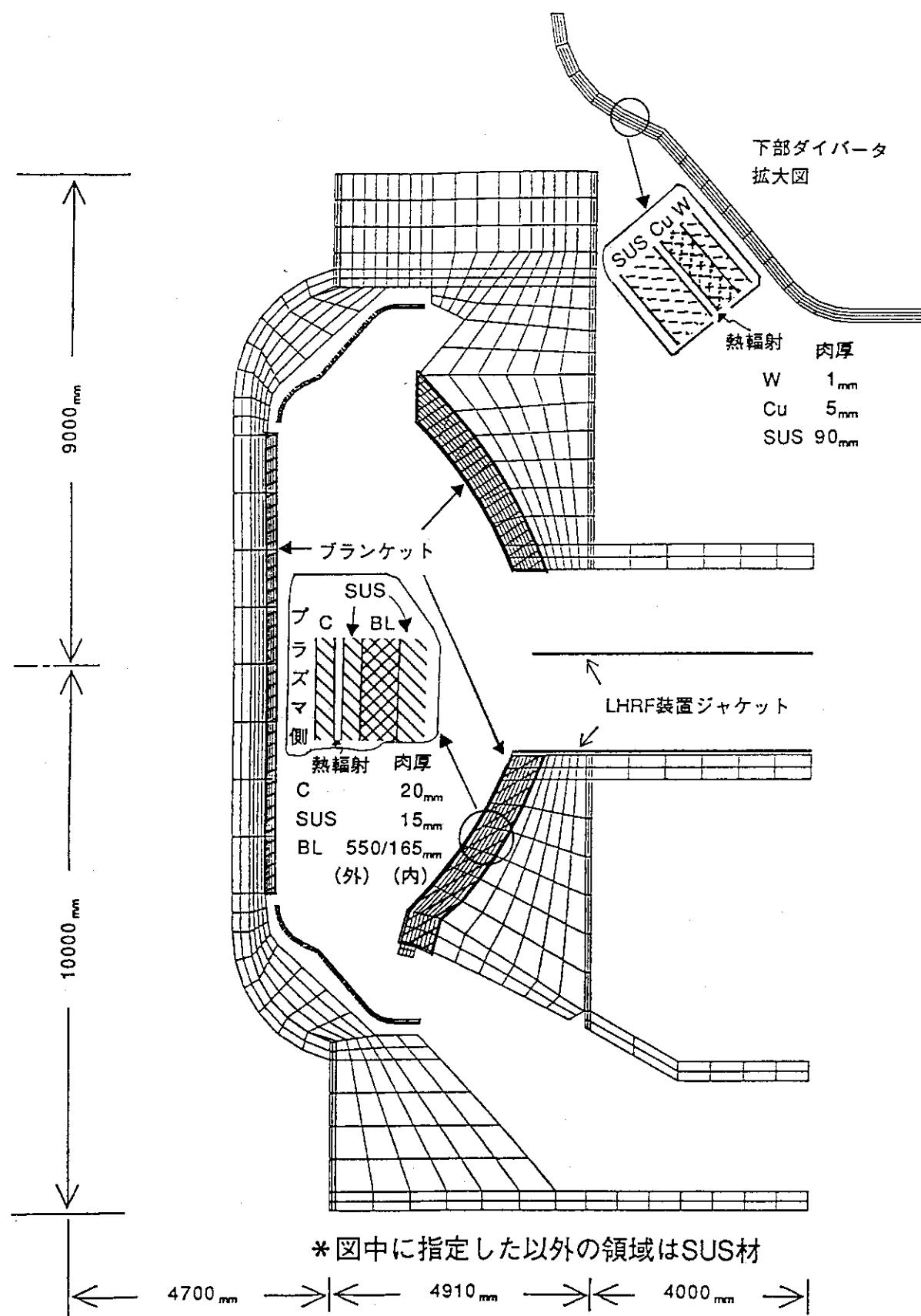


Fig. 4.1.22 Materials in analysis domain (ITER)

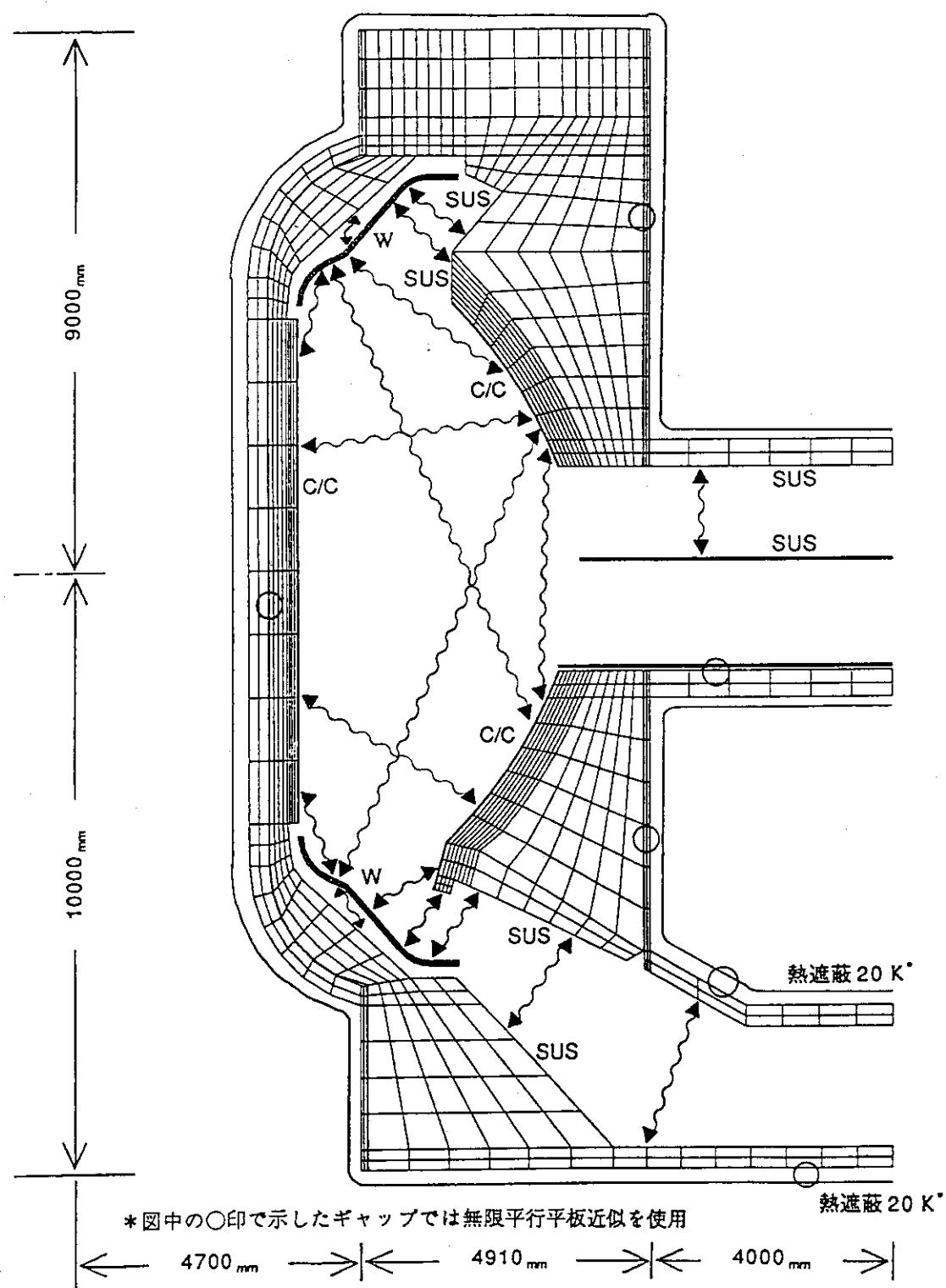


Fig. 4.1.23 Radiation in analysis domain (ITER)

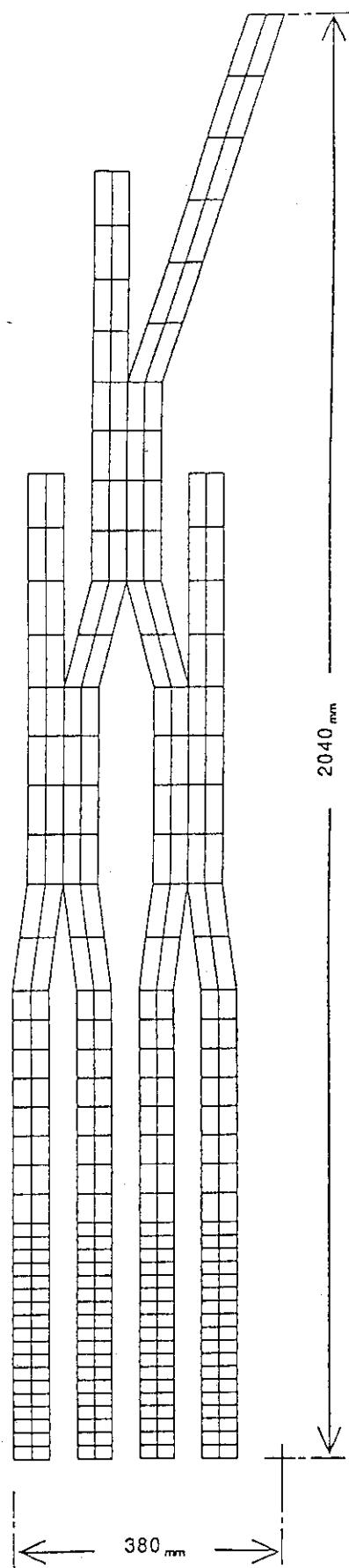


Fig. 4.1.24 Mesh scheme of LHRF geometry

(1) 均質型 1次元円柱モデル - Mixing型アウトボード、インボード(天然Liを用いる)

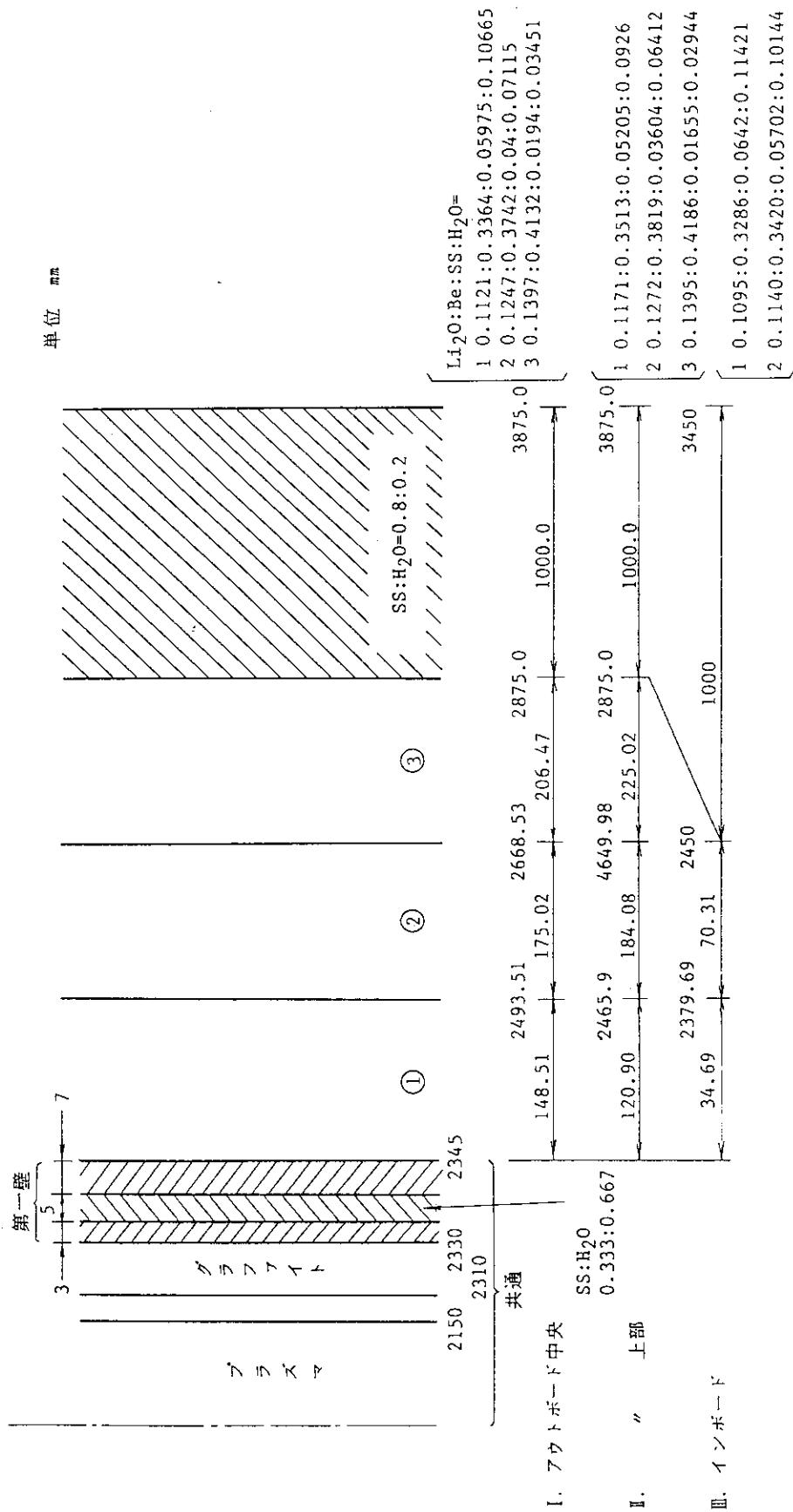


Fig. 4.1.25 Volumetric ratio of material in blanket region

## Mixed Pebble Bed の有効熱伝導率

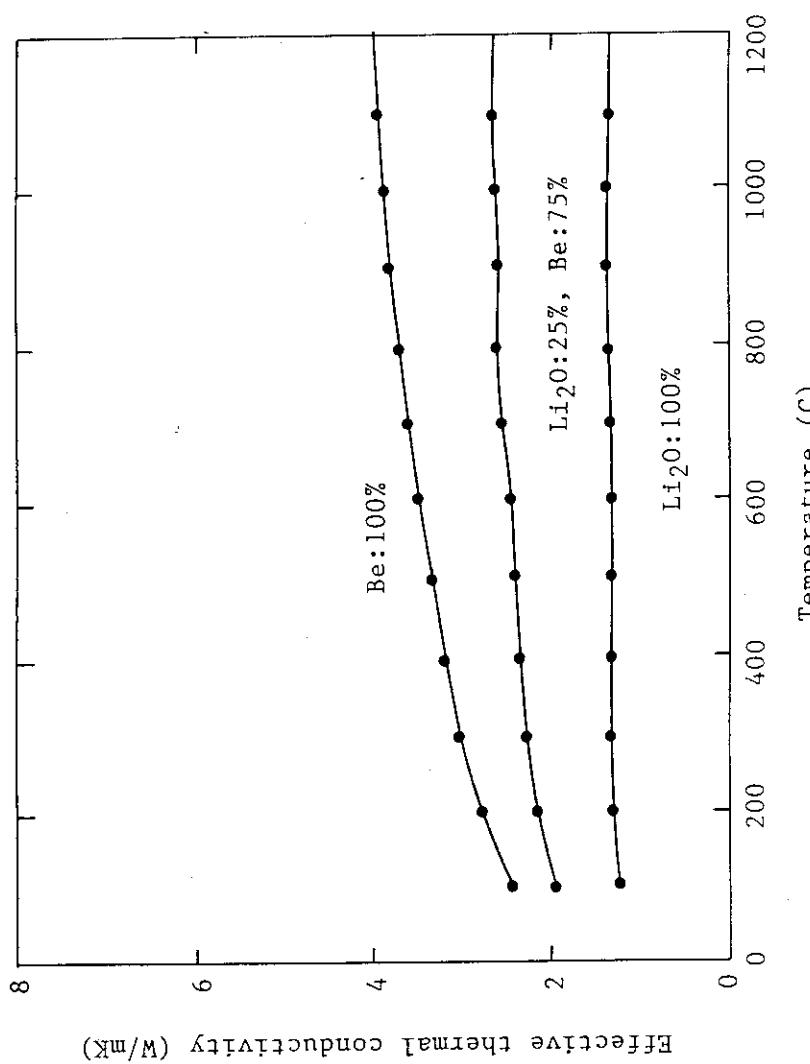


Fig. 4.1.26 Effective thermal conductivity of breeder zone.  
bulk (packing fraction 60%),  $D_p=1\text{mm}$

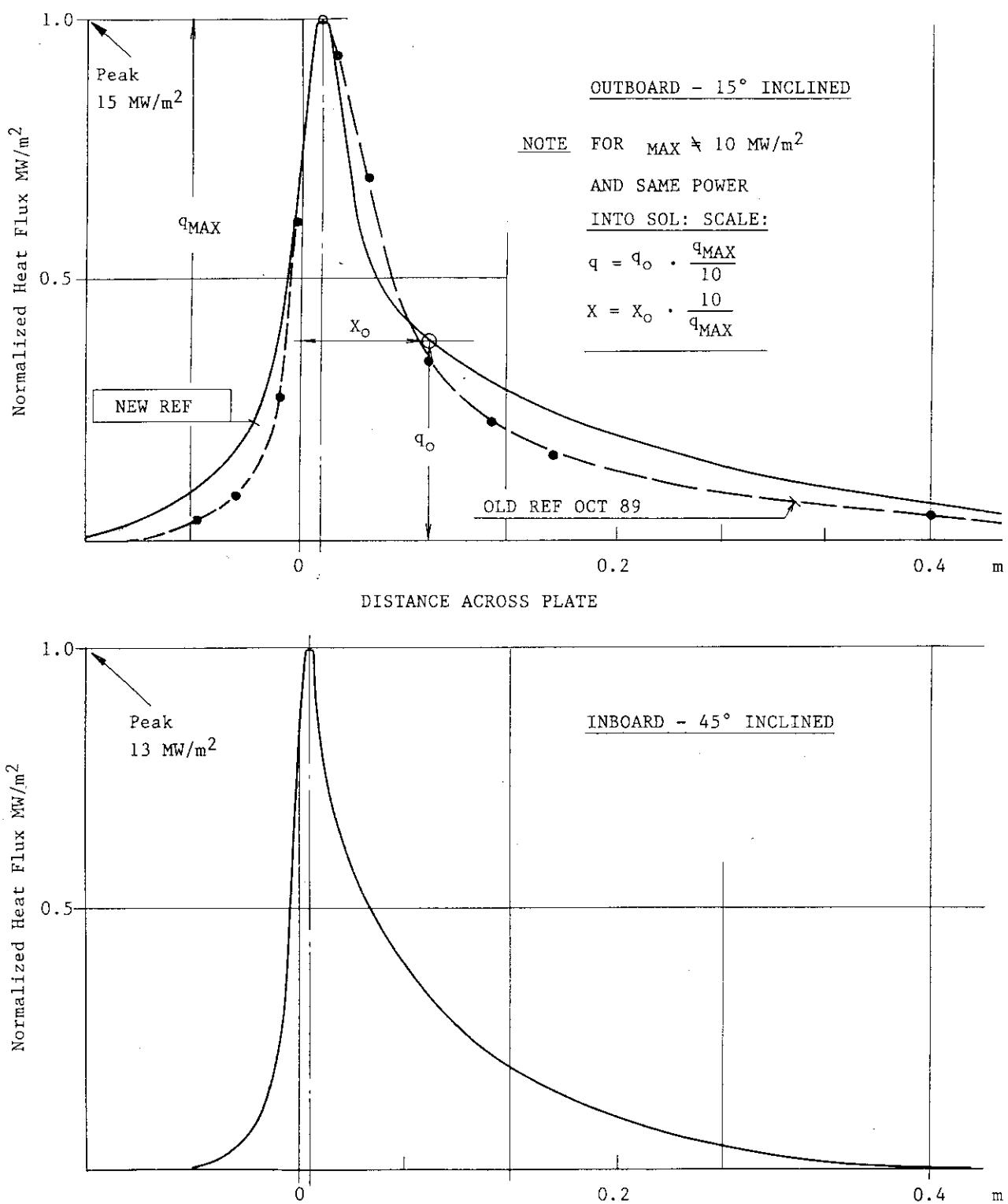
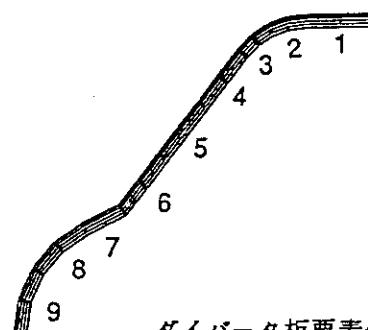


Fig. 4.1.27 Typical divertor heat flux distribution for ITER double null ignition reference scenario incl. physics peaking (based on M. Harrison, H. Pacher)  
Ref. ITER-IL-PH-13-0-E-3, DID SECT3 Feb. 9



ダイバータ板要素分割図

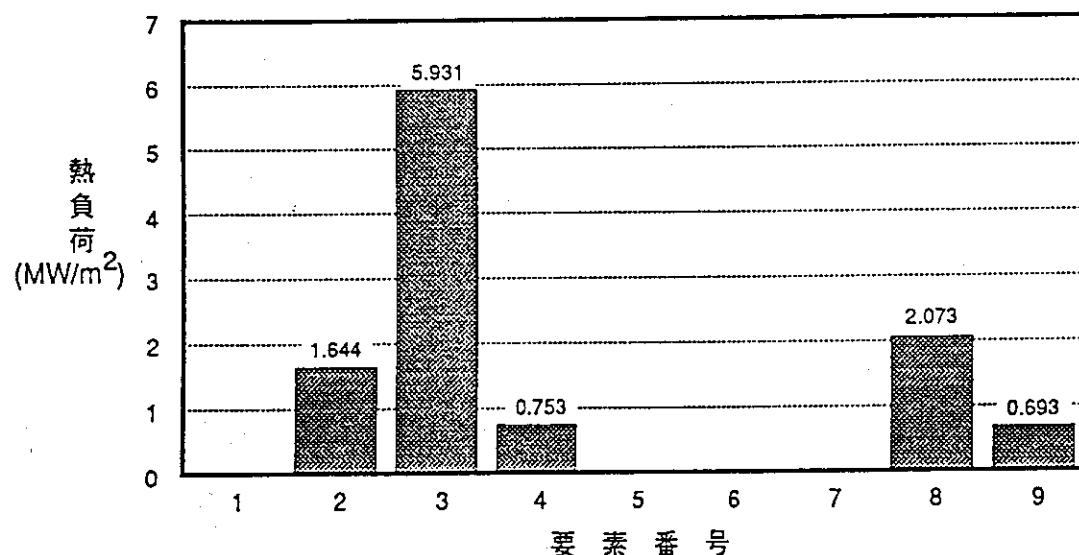


Fig. 4.1.28 Heat flux distribution on divertor armor surface

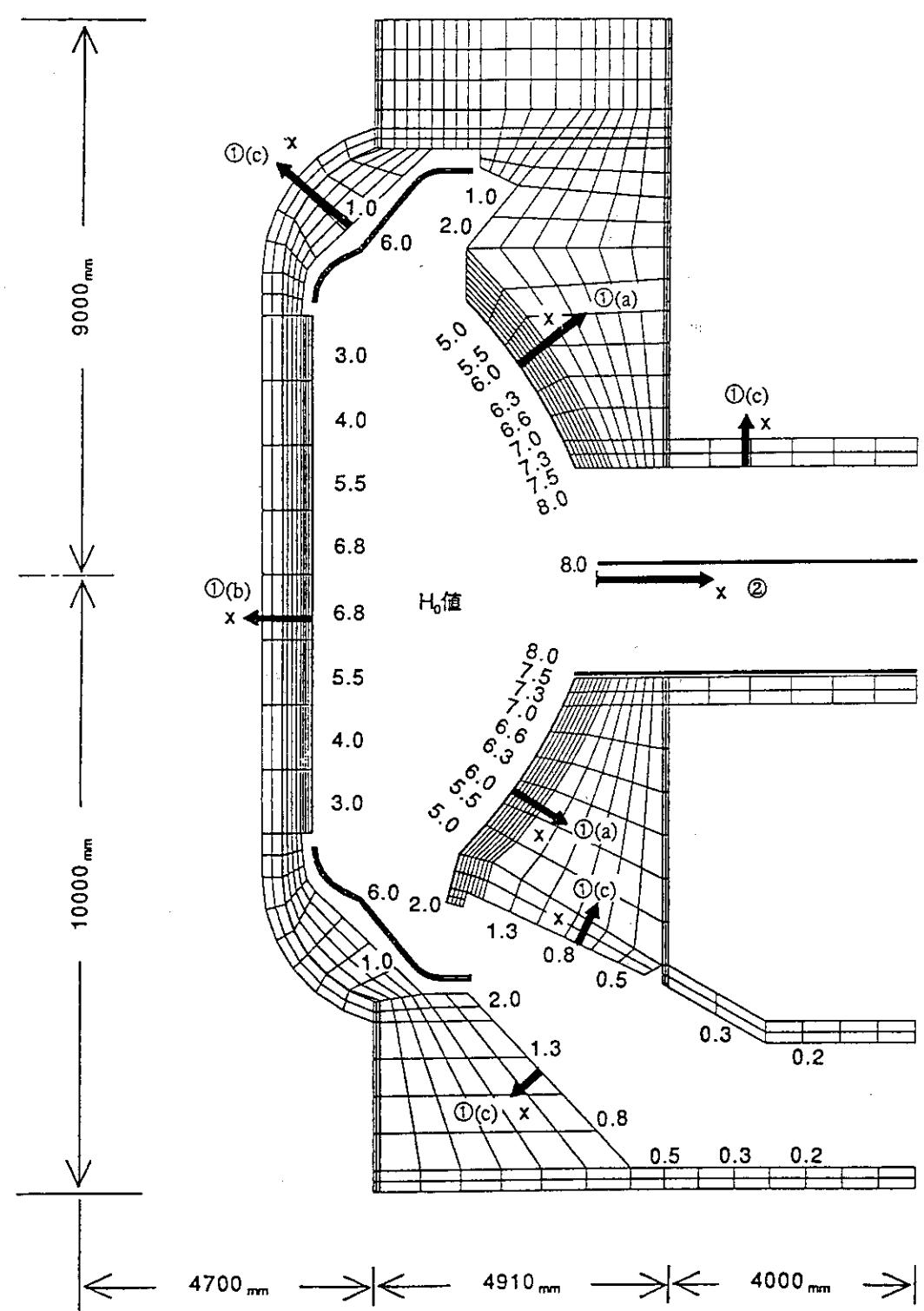


Fig. 4.1.29 Nuclear heating distribution on the plasma-facing surfaces

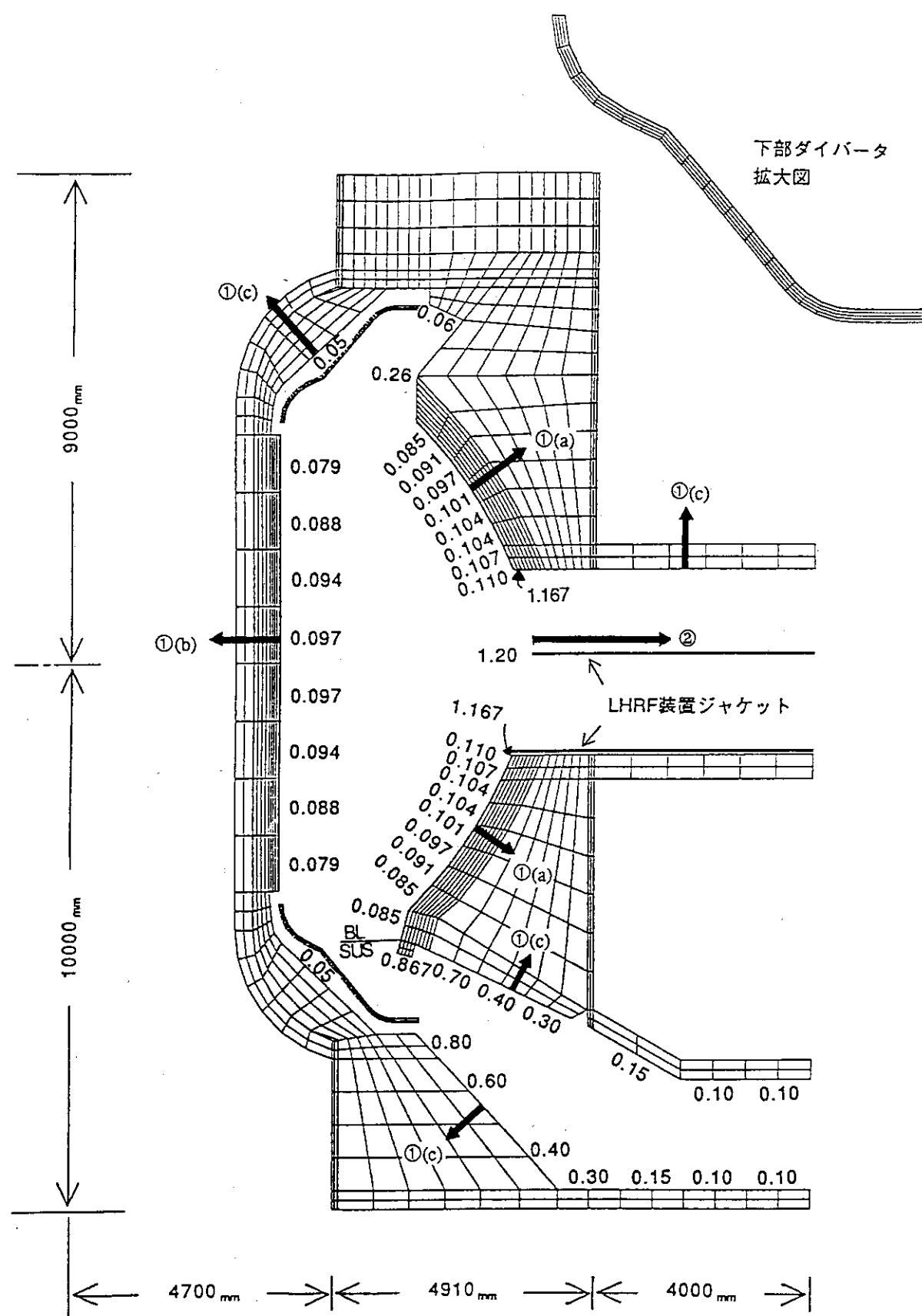


Fig. 4.1.30 Decay-heat  $H_o$  (W/cc) distribution on the blanket and duct surfaces

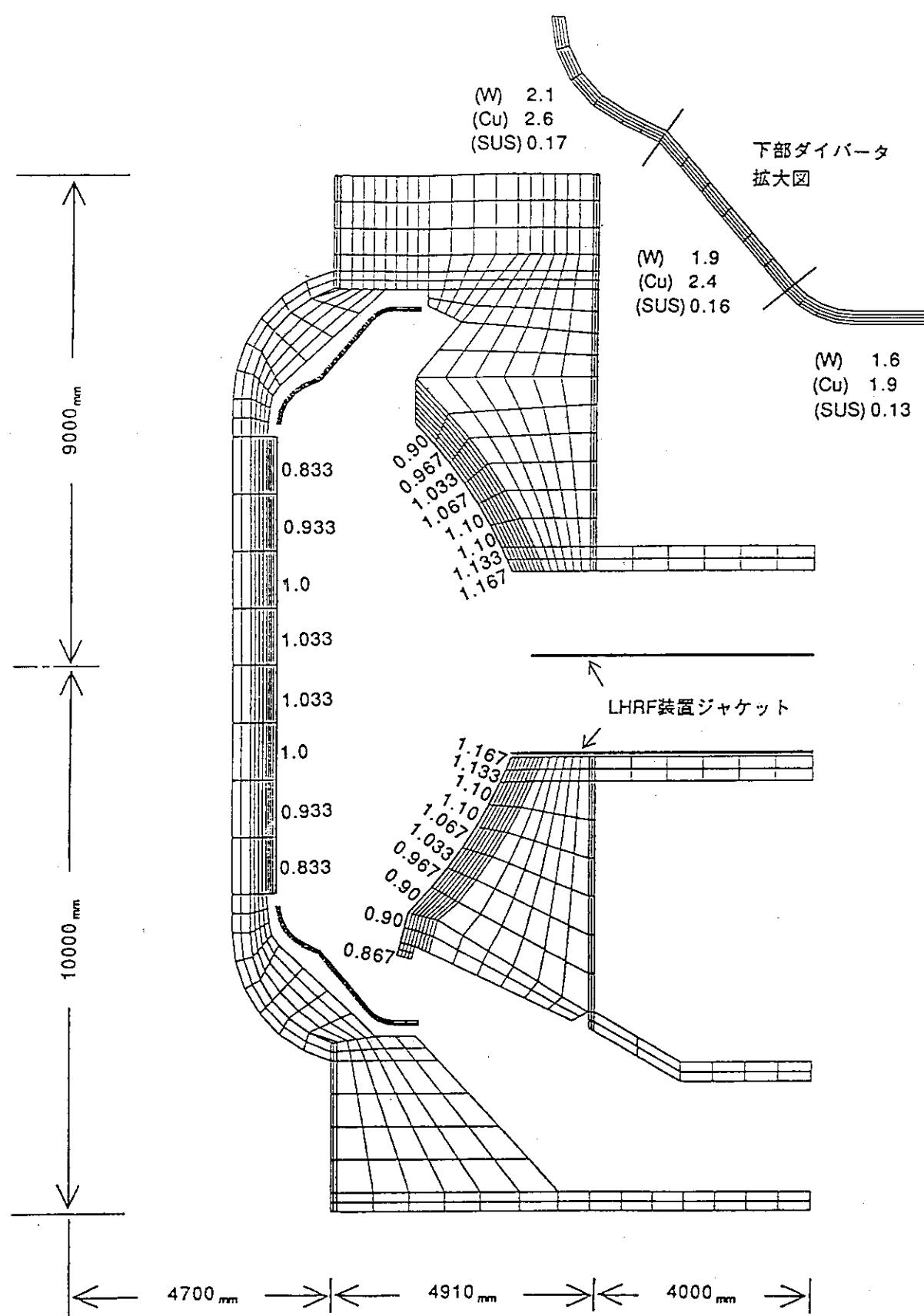


Fig. 4.1.31 Decay-heat  $Ho$  (W/cc) distribution on the divertor and base-metal surfaces

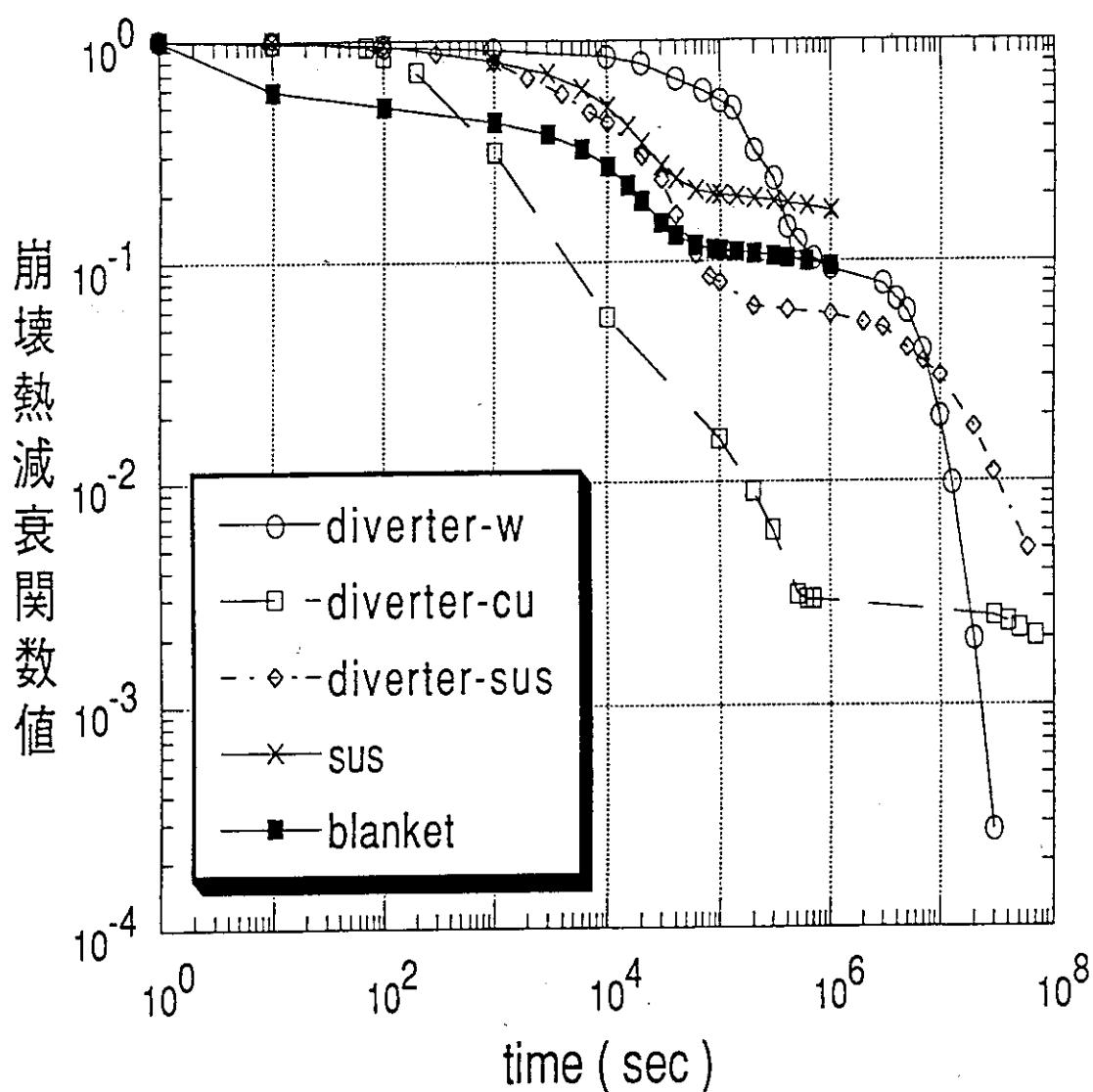


Fig. 4.1.32 Decay-heat curve as a function of time after plasma shut-down

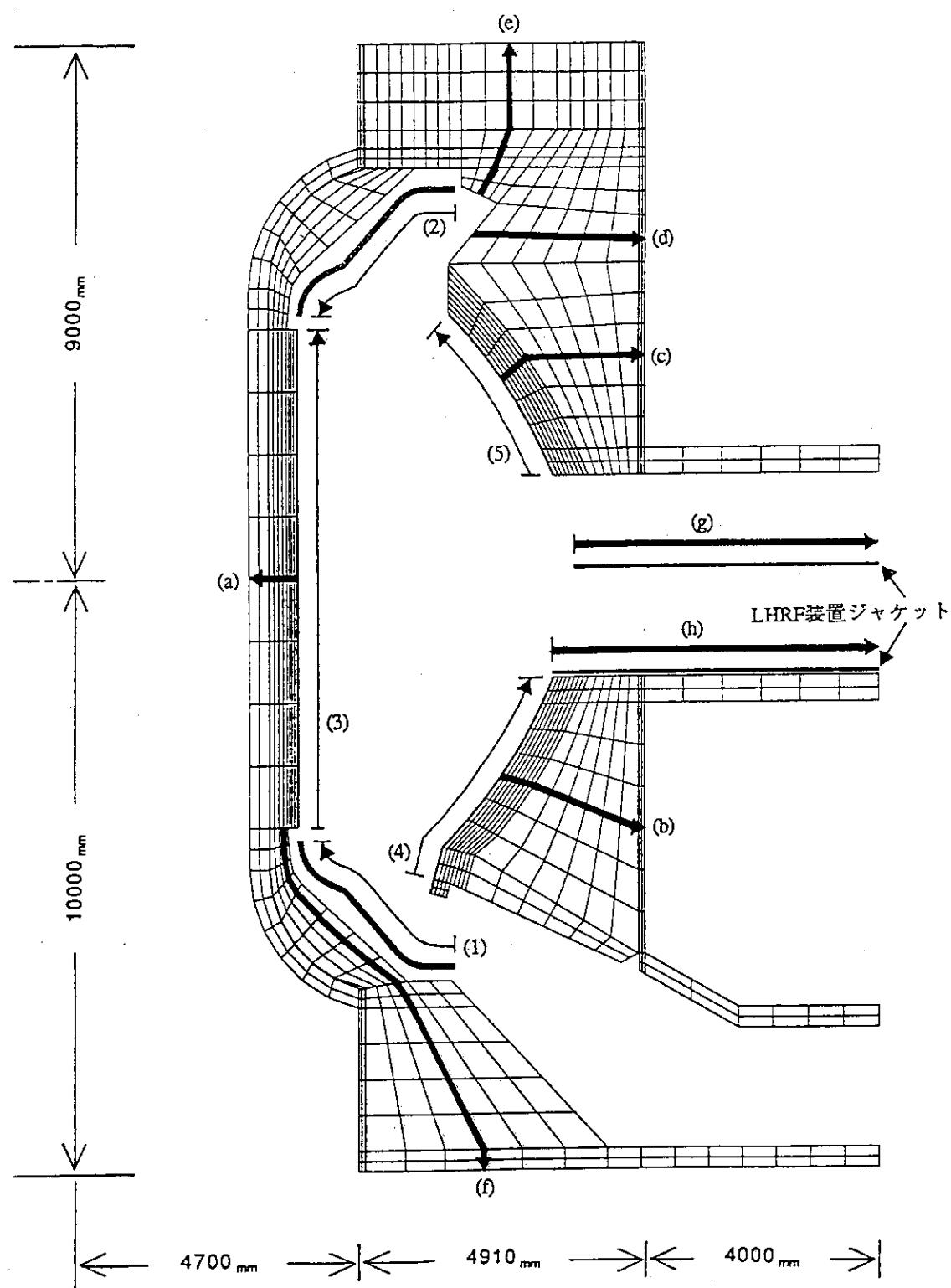


Fig. 4.1.33 Spacial directions of temperature plot

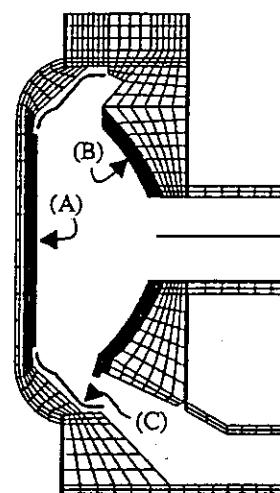
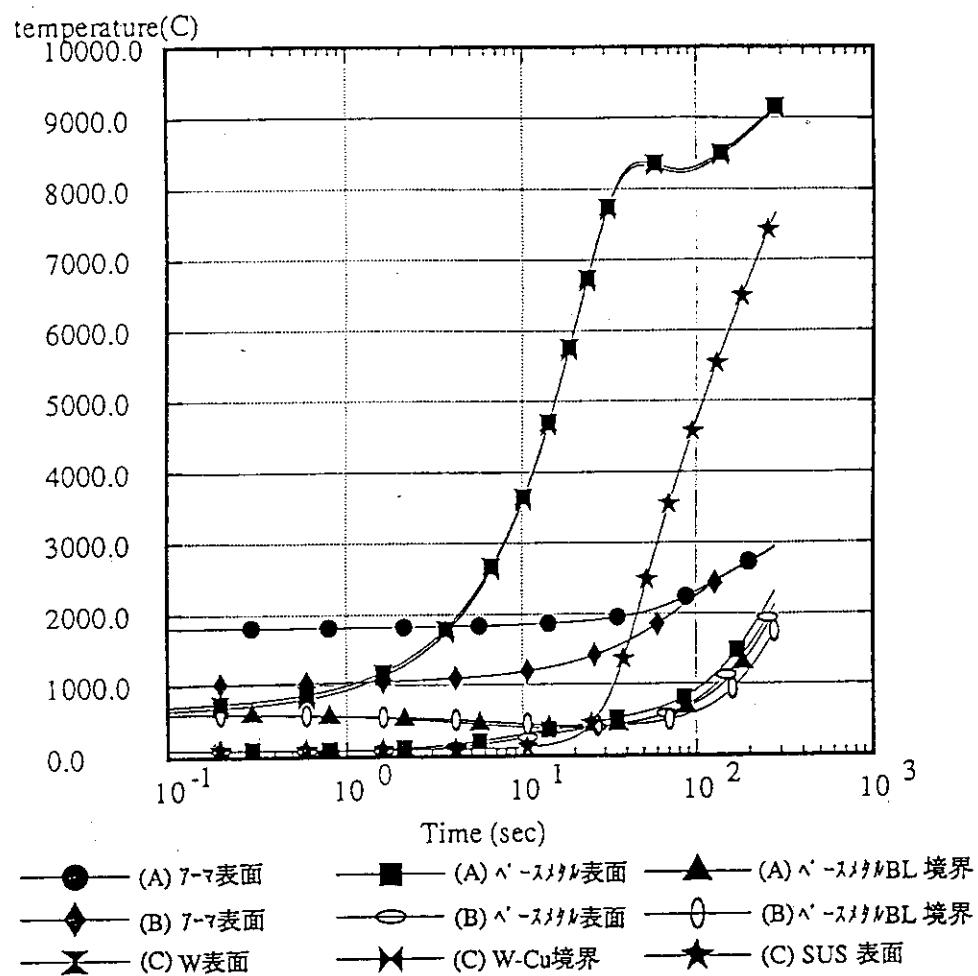
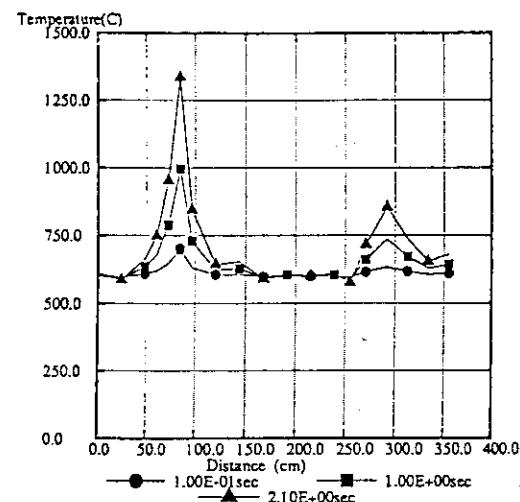
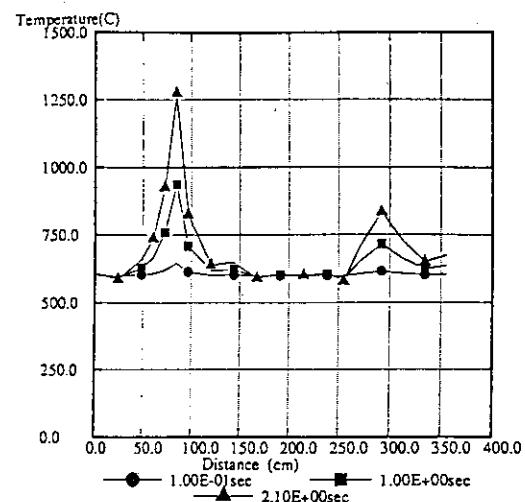


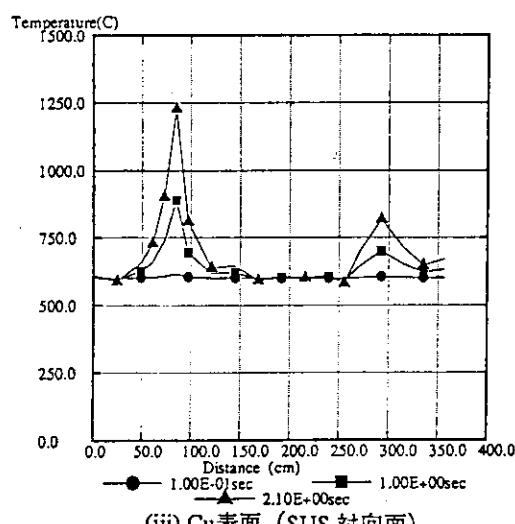
Fig. 4.1.34 Time-dependent temperature distribution of the first-wall and divertor when plasma shut-down failed



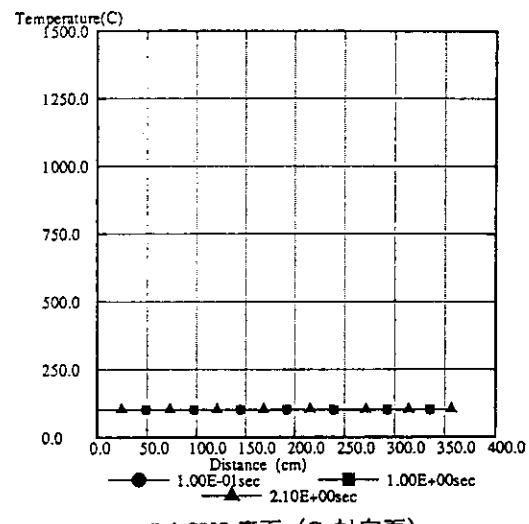
(i) W 表面 (W ライ' マ対向面)



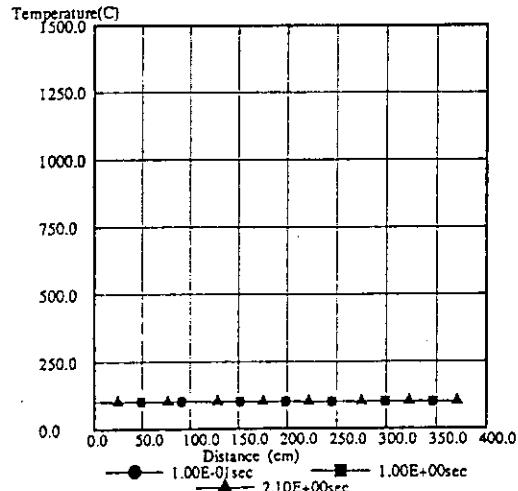
(ii) W-Cu境界



(iii) Cu表面 (SUS 対向面)

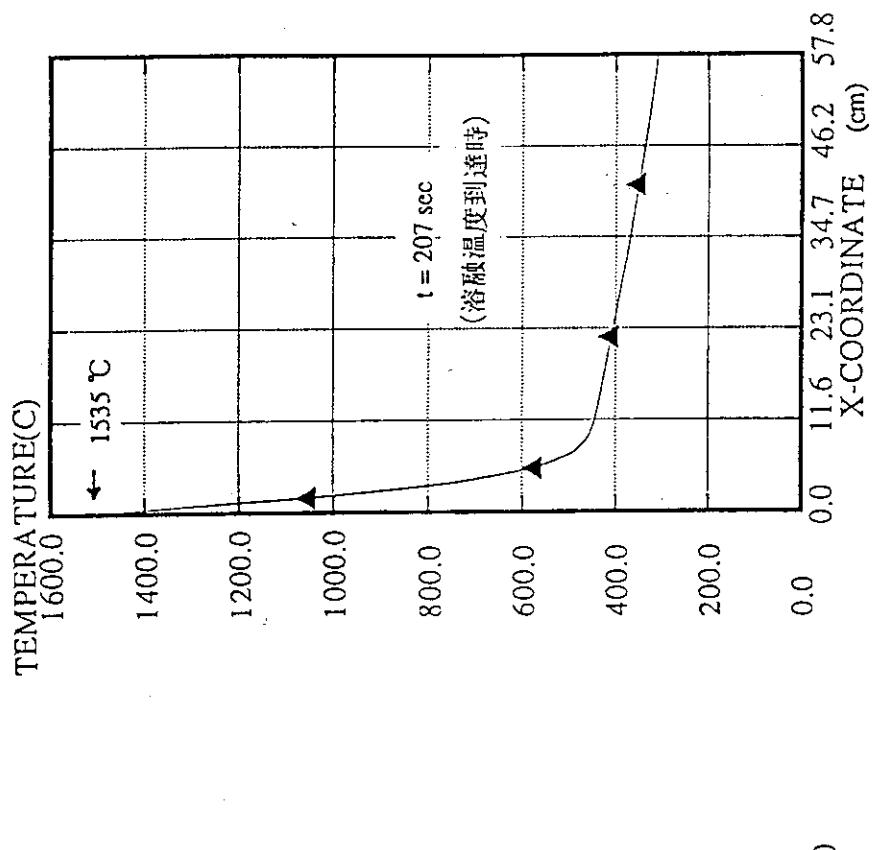
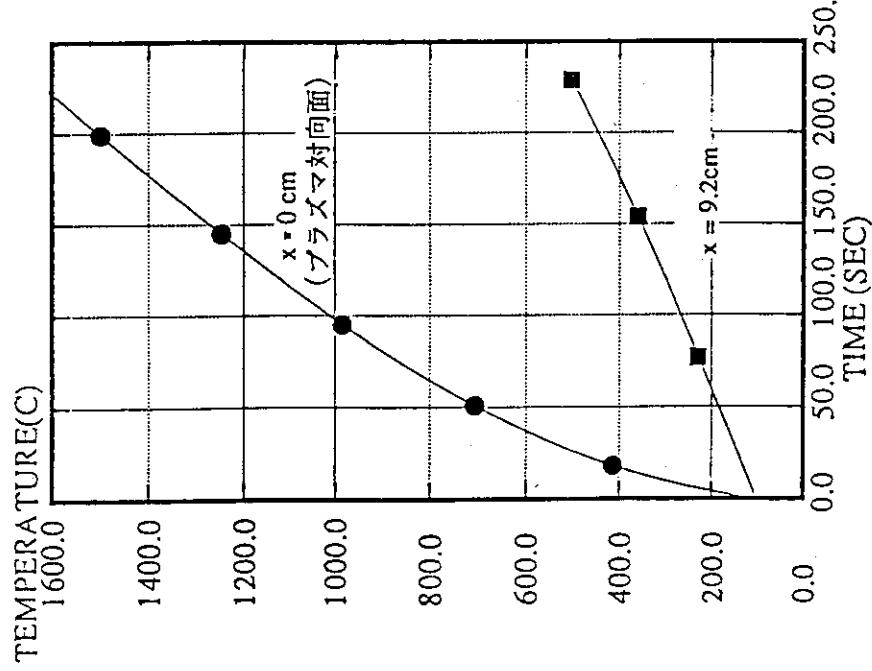


(iv) SUS 表面 (Cu対向面)



(v) SUS 表面 (遮蔽体対向面)

Fig. 4.1.35 Temperature distribution of the lower divertor



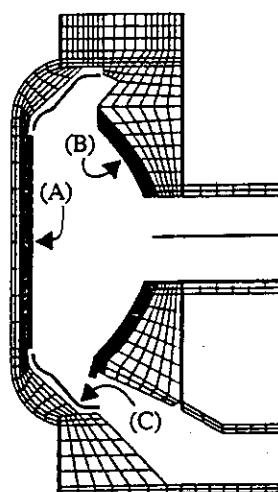
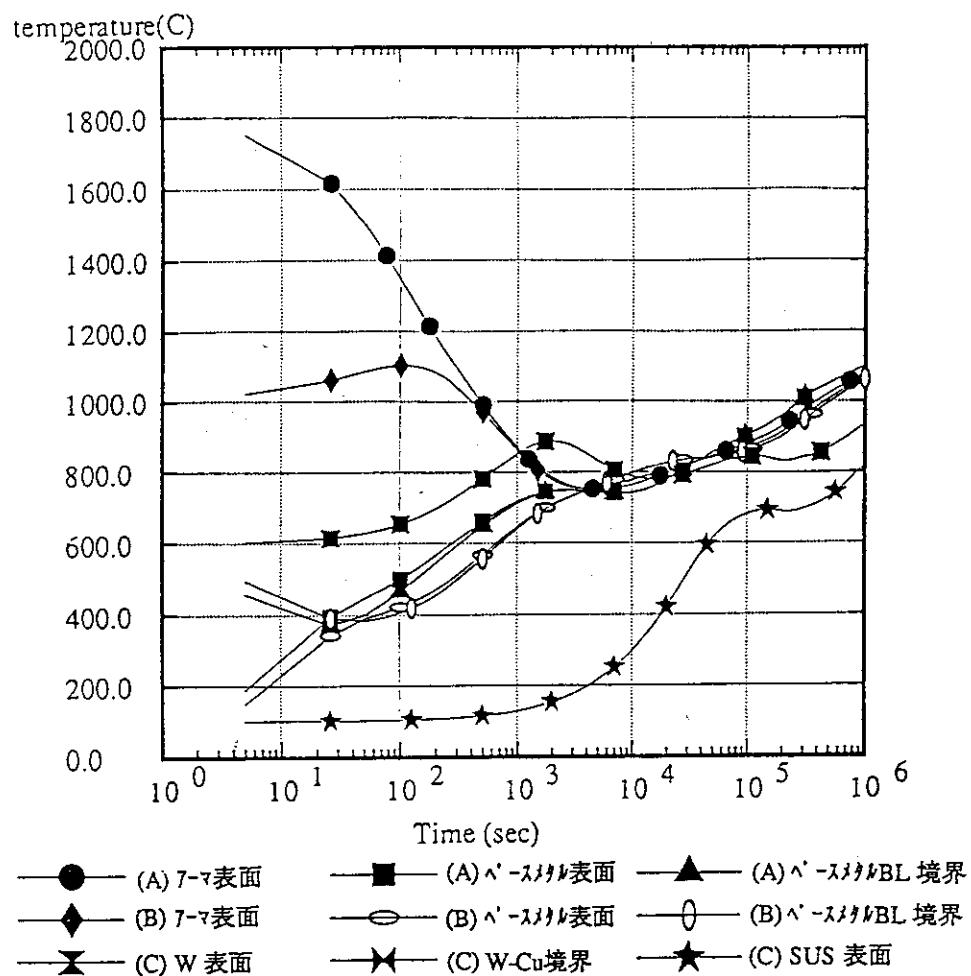
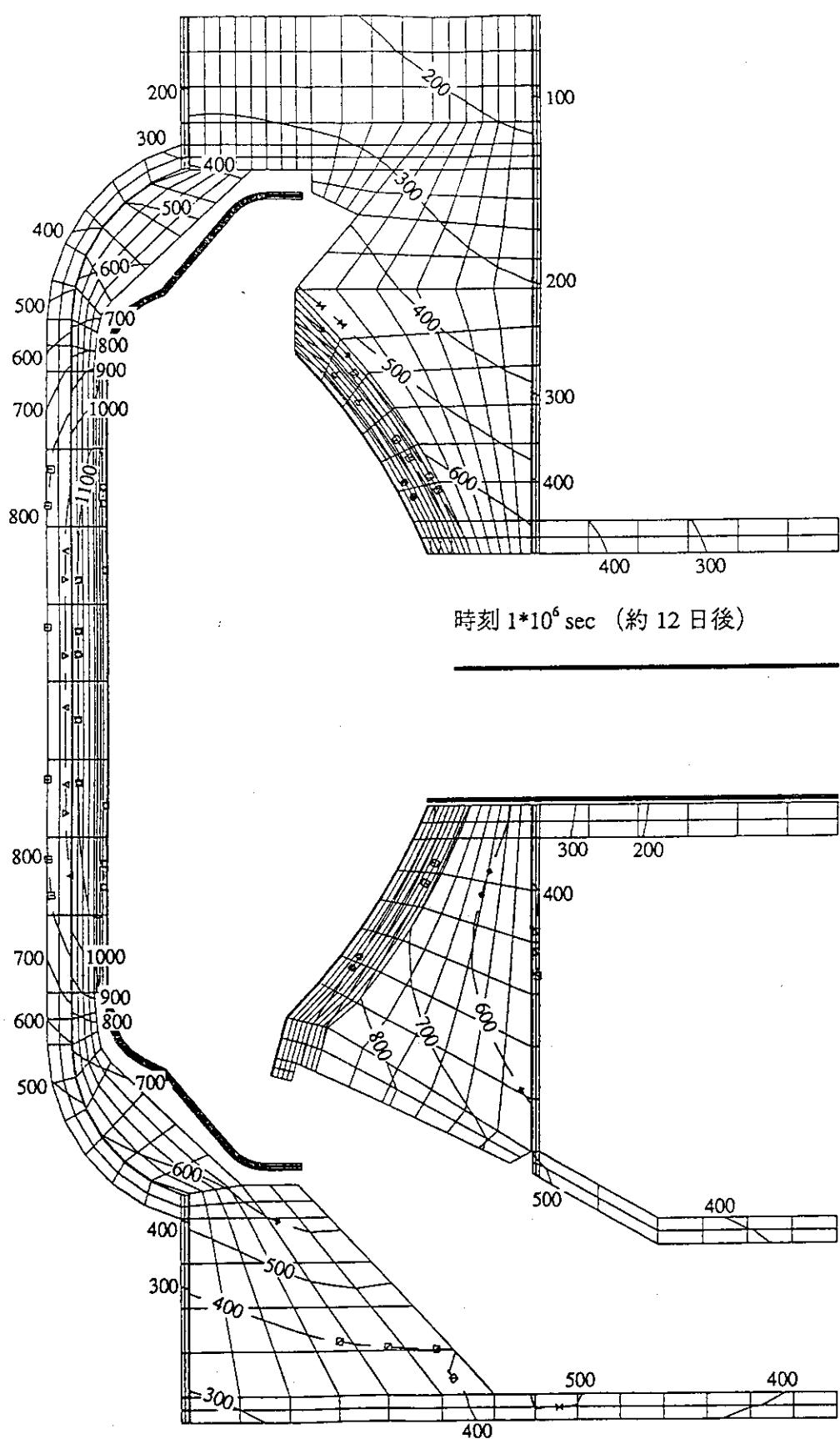


Fig. 4.1.38 Time-dependent temperature distribution of the first-wall and divertor after plasma shut-down

Fig. 4.1.39 Temperature contour map ( $10^6$  sec after plasma shut-down)

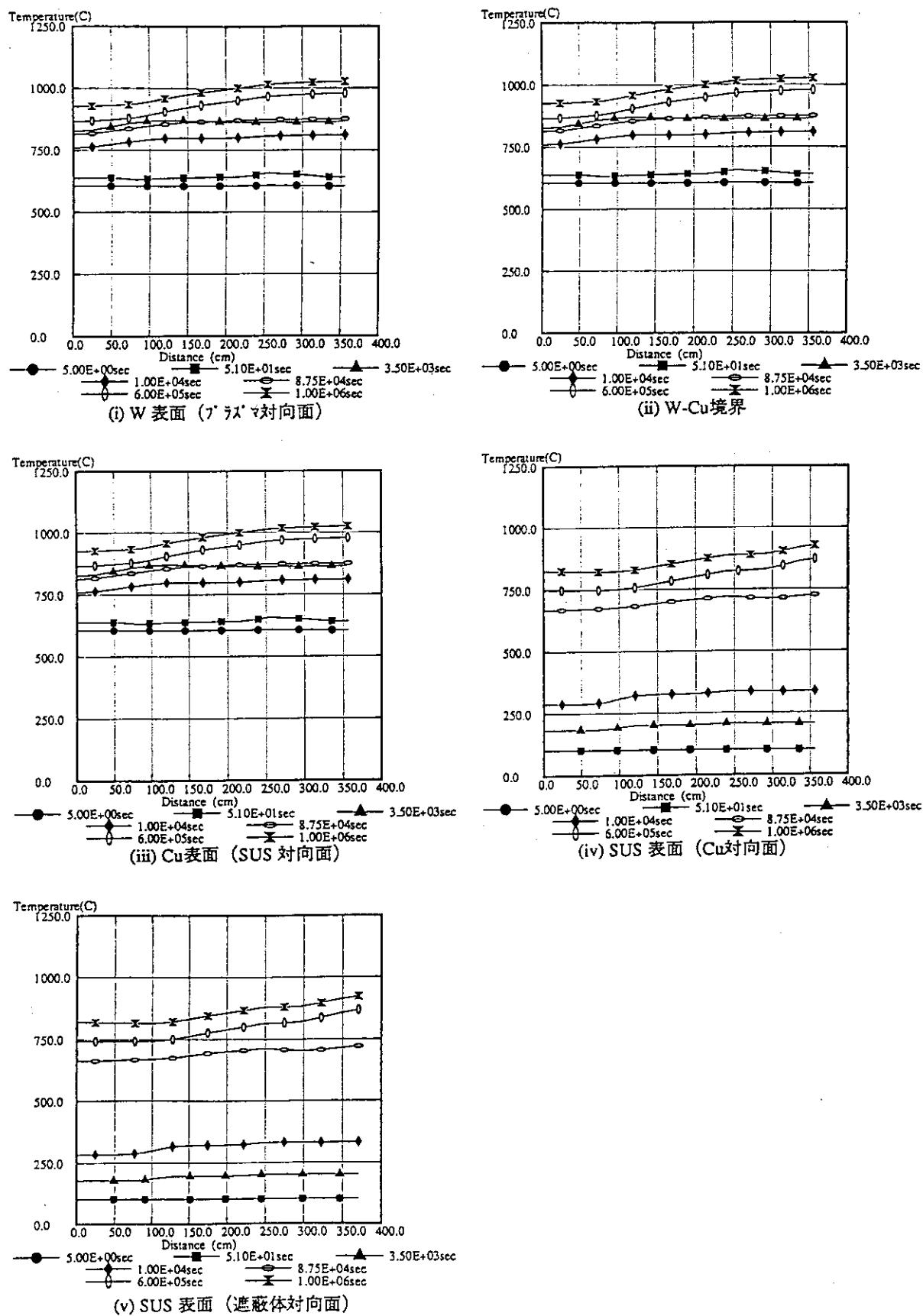


Fig. 4.1.40 Temperature distribution of the lower divertor with plasma shut-down (plot of direction-1)

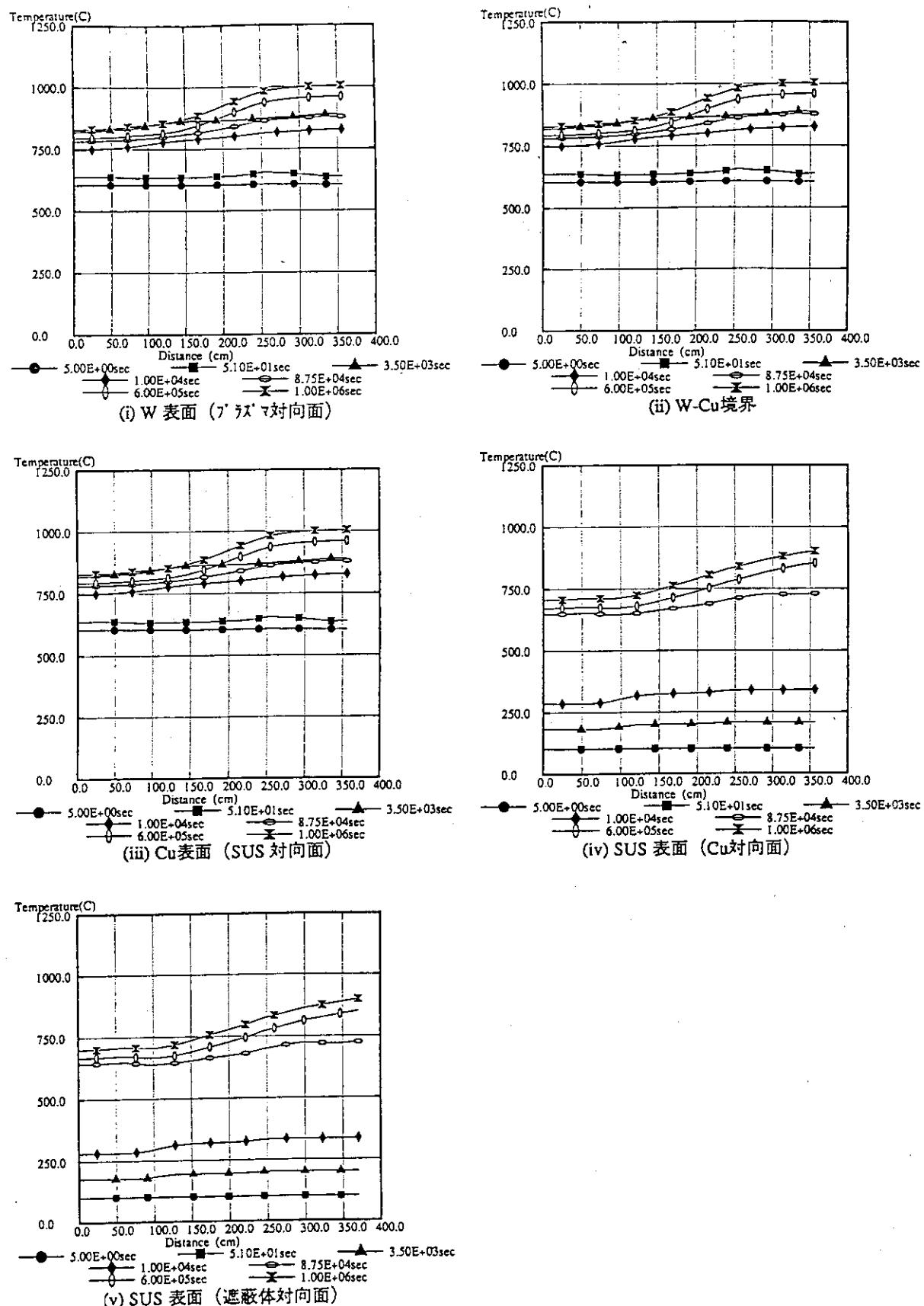


Fig. 4.1.41 Temperature distribution of the upper divertor with plasma shut-down (plot of direction-2)

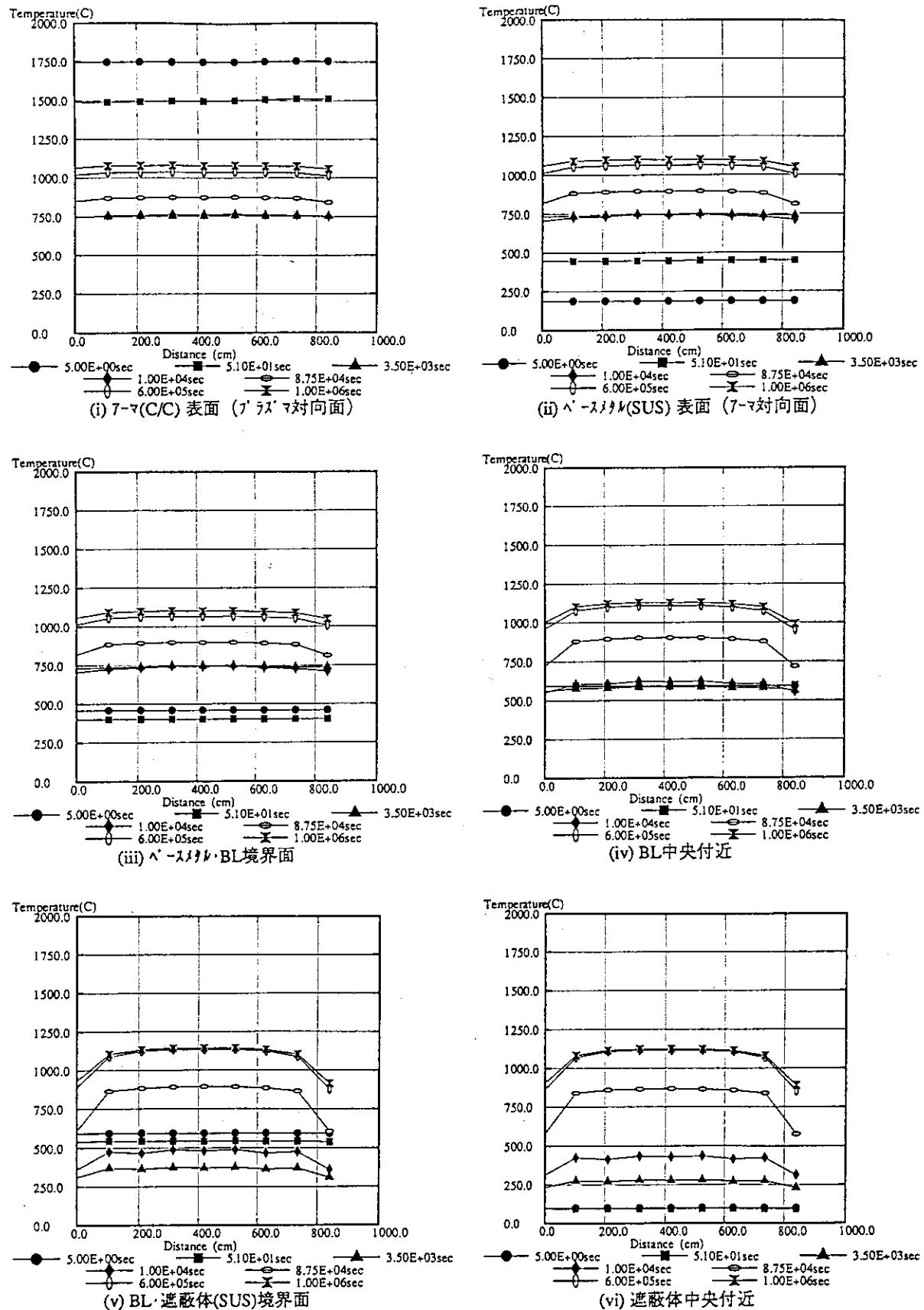


Fig. 4.1.42 Temperature distribution of the inner blanket with plasma shut-down (plot of direction-3)

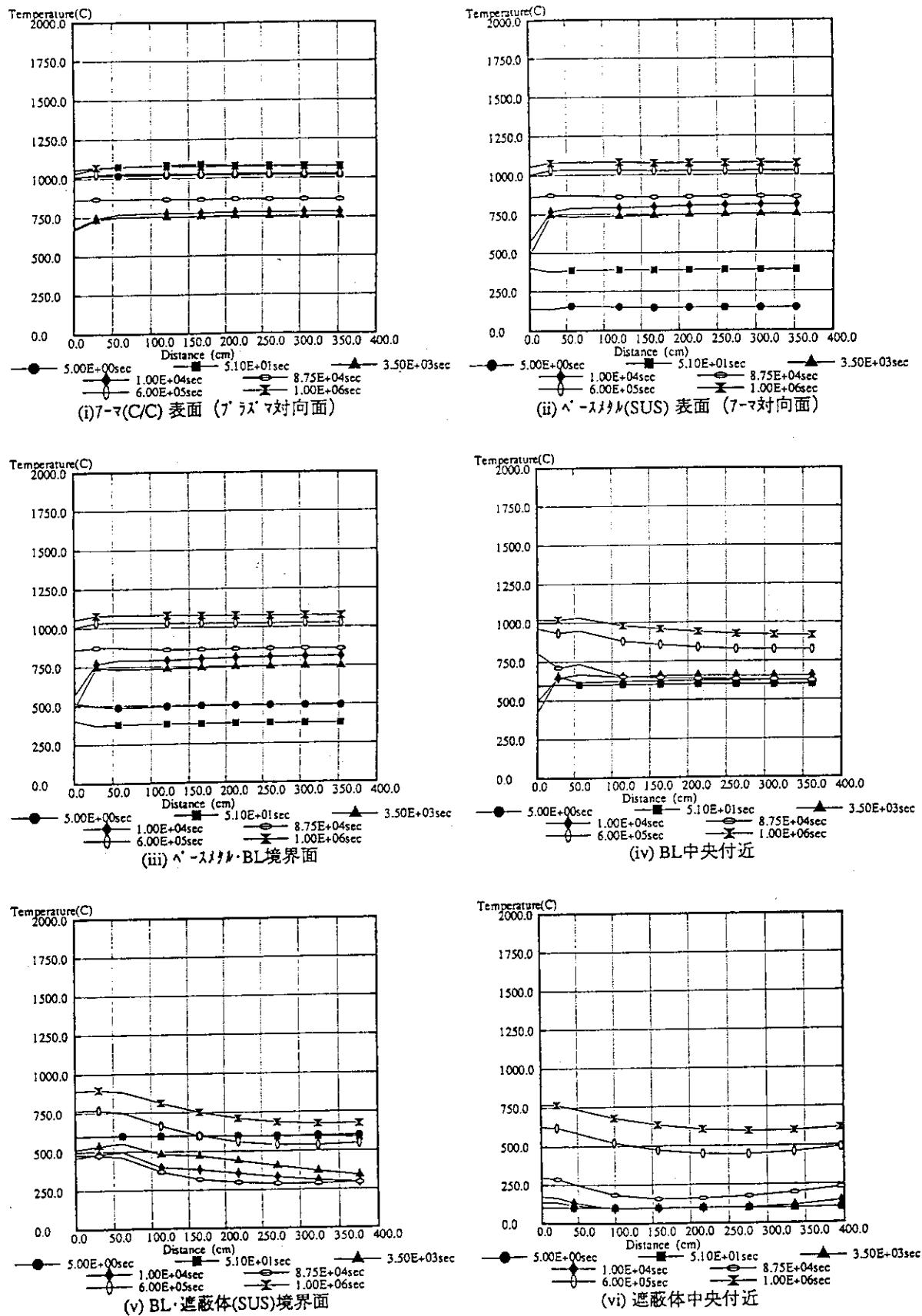


Fig. 4.1.43 Temperature distribution of the lower-outer blanket with plasma shut-down (plot of direction-4)

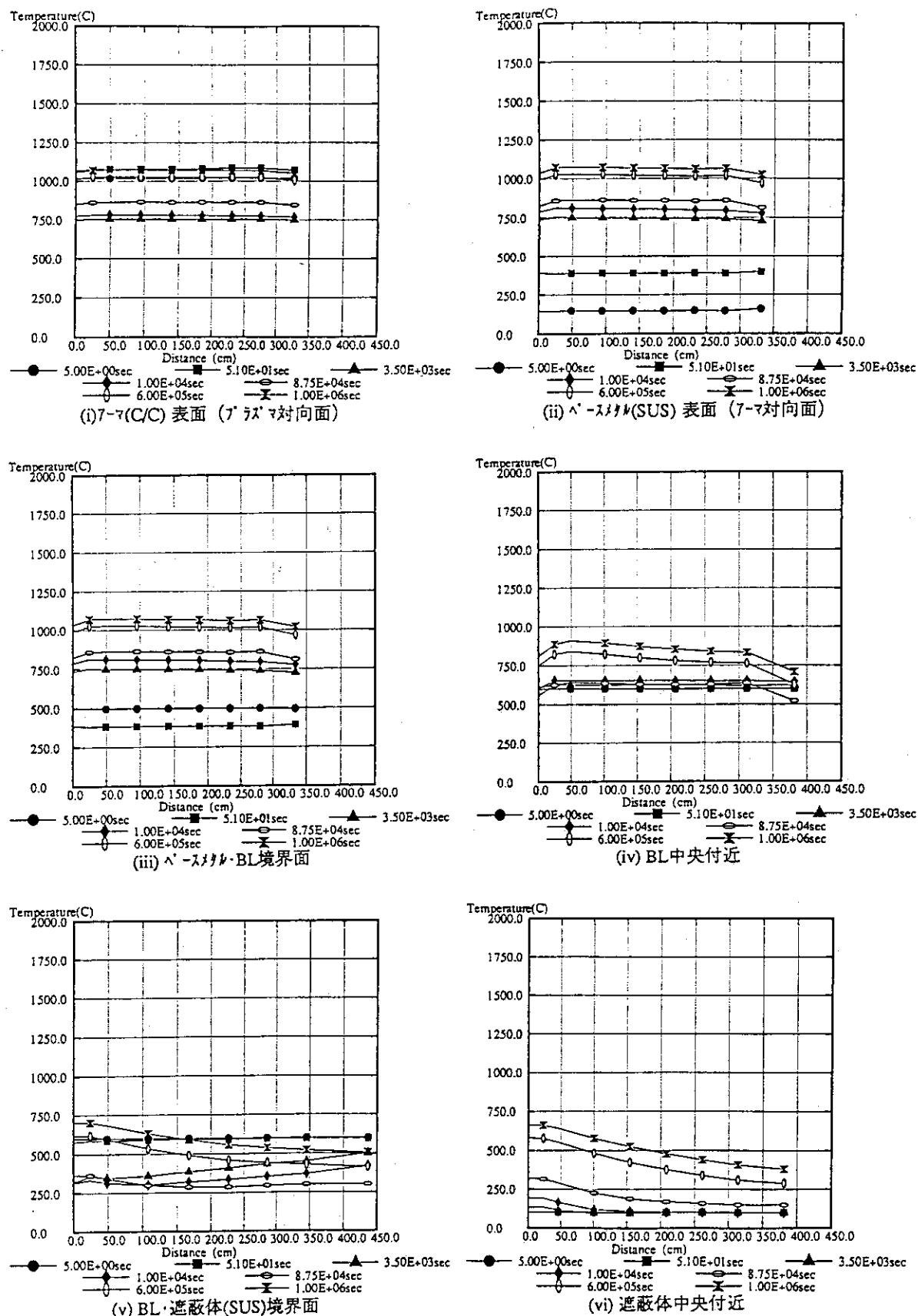


Fig. 4.1.44 Temperature distribution of the upper-outer blanket with plasma shut-down (plot of direction-5)

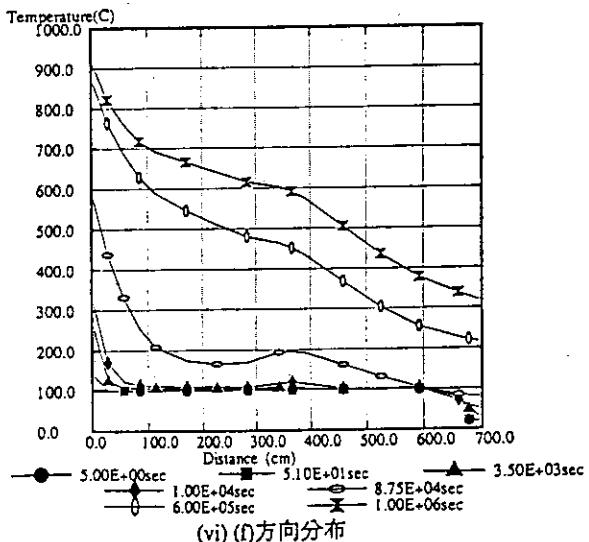
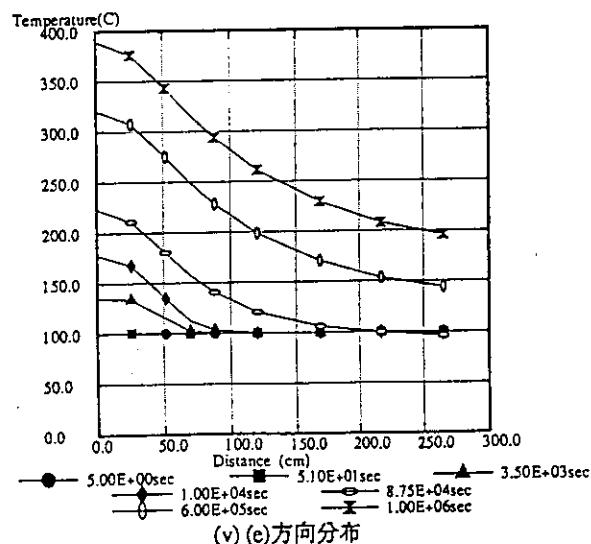
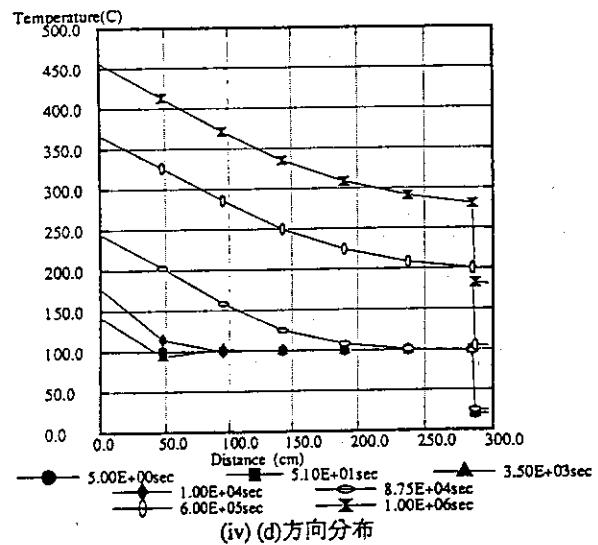
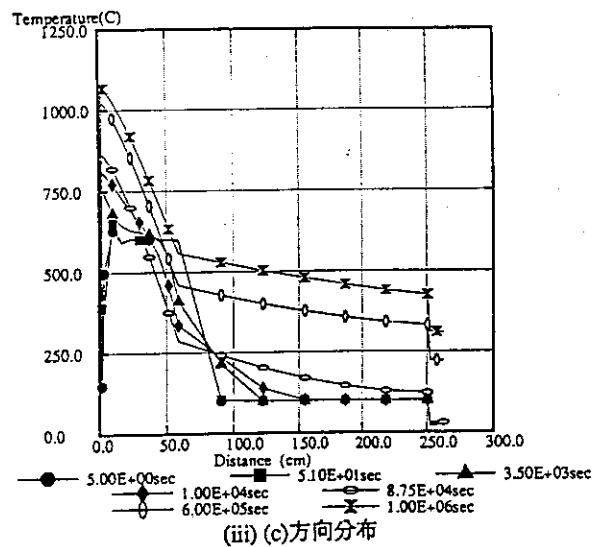
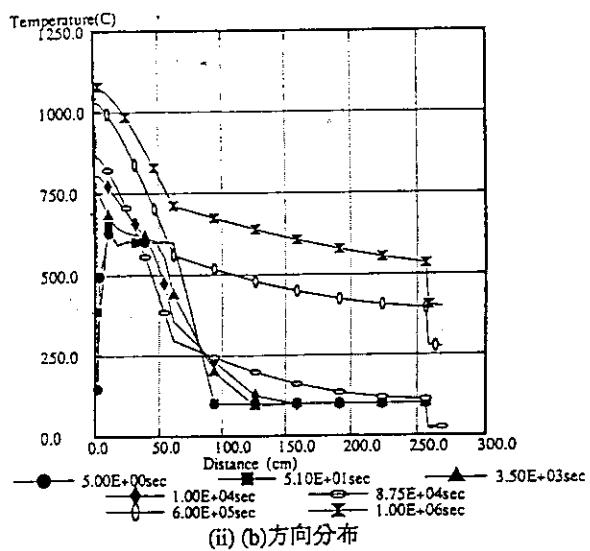
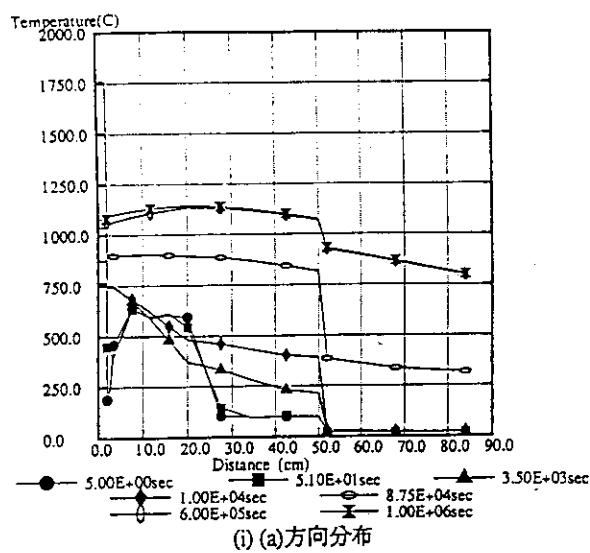


Fig. 4.1.45(a) Radial temperature distribution in analysis domain with plasma shut-down

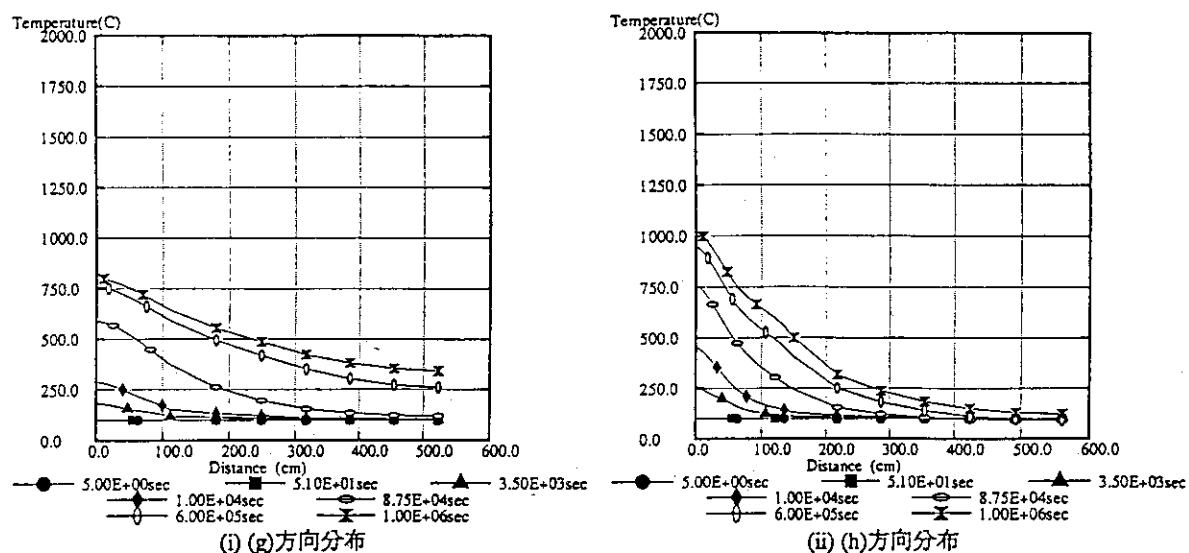


Fig. 4.1.45(b) Radial temperature distribution in analysis domain with plasma shut-down

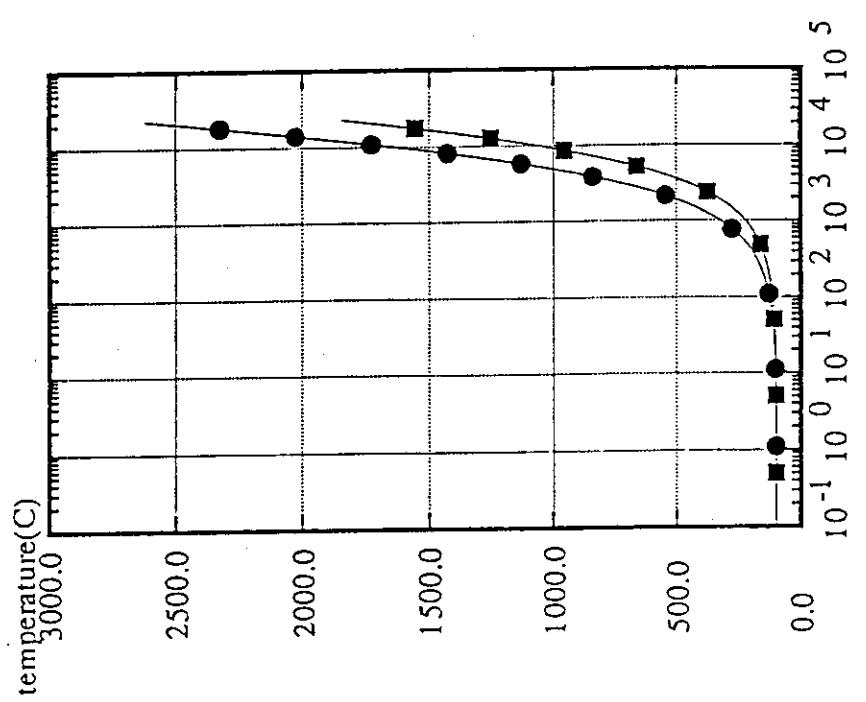


Fig. 4.1.46 Time-dependent temperature distribution of the LHRF antenna after plasma shut-down

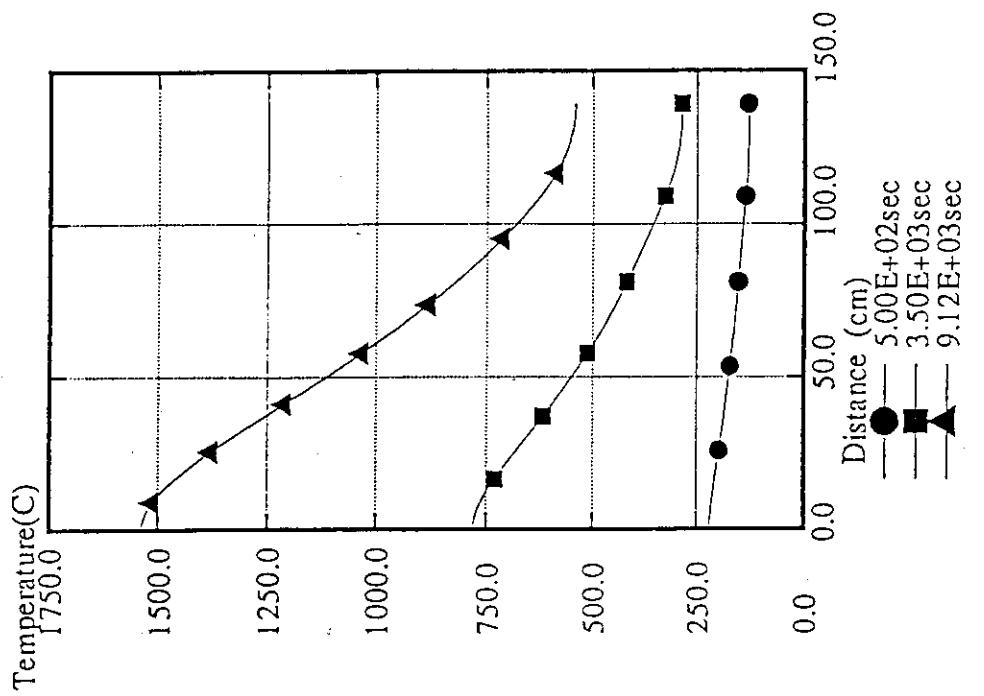


Fig. 4.1.47 Temperature distribution of the LHRF antenna with plasma shut-down

## 4.2 真空破断事故

### 4.2.1 真空破断事故解析

真空破断事故時、大量の空気が真空容器内に流入する。ここでは最高1200°Cに加熱されている黒鉛アーマと空気との反応が起こる可能性は小さいことを考慮し、流入した空気が、ダイバータ及び第一壁の加熱された黒鉛によって温度が上昇し、内圧が上昇するかどうか調べる。

計算には非圧縮性粘性流体の三次元熱流動解析プログラム“THERVIS/30”（日立エネルギー研究所開発汎用のコード）を用いた。事故解析のシナリオは以下の過程を考慮する。

- ① 真空破断時、大量の空気が真空容器内に流入し、瞬時に外気と同圧力になる。
- ② 流入した空気はダイバータ、第一壁の黒鉛アーマで加熱され、加熱による空気の温度分布が生じ、真空容器内で対流が生じる。
- ③ 空気の加熱により内圧が上昇し、外気圧に対する正圧分が最終的に真空容器外に出る。
- ④ トリチウムは、流出空気に同伴して真空容器外に出る。この時、対象となるトリチウムは容易に移動可能な形態であるとする。従って、プラズマ中のトリチウム及び、浮遊性の黒鉛ダスト中のトリチウムを対象とし、第一壁材中及び再沈着した黒鉛ダスト中のトリチウムを含まないとする。

#### (1) 計算条件

今回の計算では、円周方向に16分割し、1分割をFig. 4.2.1に示す寸法で近似する。Table 4.2.1に主要計算条件を示す。

#### (2) 計算結果

計算では真空容器内の温度の時間変化、及び温度分布に起因した空気の流れに着目した。

ケース1では下側ダイバータからの入熱のみを考慮しているため、温度の上昇は緩やかである。Fig. 4.2.2, Fig. 4.2.3に20秒後、30秒後の真空容器内空気流れ(a)と温度分布(b)を示す。

ケース2では下側ダイバータ及び第一壁からの入熱のため、温度の上昇は、ケース1に較べ急速である。Fig. 4.2.4, Fig. 4.2.5に20秒後及び30秒後の真空容器内空気流れ(a)と温度分布(b)を示す。

ケース3では冷却能力は保持されていると仮定し、ダイバータ及び第一壁の温度は5秒以内に急速に低下するという条件を与えているため、流入空気の温度の上昇はわずかであり、10秒以内でほぼ平衡に達している。Fig. 4.2.6, Fig. 4.2.7に5秒後及び10秒後の真空容器内空気流れ(a)と温度分布(b)を示す。

Fig. 4.2.8にケース1、ケース2、ケース3における流入空気の平均温度の経時変化、及び理想空気とした場合の大気圧からの上昇分布を示す。全冷却系の冷却能力が喪失するケース2の場合の圧力上昇は大きいが、より現実的なケース3の場合圧力上昇は小さい。

上記圧力上昇に伴う体積増加による真空容器内ガス状トリチウム及び黒鉛ダストに含まれるトリチウムの容器外放出量を比較する。但し、ケース2の場合は時間経過とともに温度の上昇は激しいので、30秒経過後の値で評価した。この場合、ガス状トリチウムのインベントリーを1.24×

$10^{-2}$ g, 黒鉛ダストに含まれるトリチウムインベントリー $7.3 \times 10^{-3}$ g, 両者を合わせて $1.97 \times 10^{-2}$ gとして計算する。Table 4.2.2に結果を示す。最も激しい条件であるケース2で真空容器外へ放出されるガス状トリチウム及びダスト状トリチウムの合計は $6.7 \times 10^{-3}$ g (6.4Ci) となった。冷却水による冷却能力が喪失しないケース3の場合, トリチウムの放出量は $3.0 \times 10^{-4}$ g (2.9Ci)と微小にとどまる見込みである。

### (3) 今後の課題

今回は真空容器内に大量の空気が瞬時に流入するとして計算を進めたが, 実際の現象に近い条件を模擬して真空破断事故(LOVA)解析を行なう必要がある。主要課題を以下に記す。

- ① 開口部断面積及び位置を仮定した場合の空気の流入による圧力上昇及び流入, 流出する空気流れの解析。
- ② 炉壁に沈着したダストの再放出評価。

Table 4.2.1 Calculation condition of safety evaluation of LOVA

ケース 1	(1) ダイバータ黒鉛アーマ 表面温度 1200°C, 10 mm厚さ (2) 冷却能力は喪失 (冷却水によるダイバータ温度低下考慮せず) (3) 第一壁による入熱考慮せず (4) ダイバータと流入空気との熱伝達係数 $\alpha = 4.5 \text{ W/m}^2 \text{ °C}^*$ と固定													
	(1) ダイバータ黒鉛アーマ 表面温度 1200°C, 10 mm厚さ (2) 第一壁黒鉛アーマ 表面温度 600°C, 10 mm厚さ (3) 冷却能力は喪失 (冷却水によるダイバータ温度低下考慮せず) (4) ダイバータ、第一壁と流入空気との熱伝達係数 $\alpha = 4.5 \text{ W/m}^2 \text{ °C}$ と固定													
	(1) ダイバータ黒鉛アーマ表面温度 初期 1200°C、時間経過とともに 急激に低下 <table><tbody><tr><td>t = 0 秒</td><td>1200°C</td></tr><tr><td>t = 1</td><td>480°C</td></tr><tr><td>t = 2</td><td>250°C</td></tr><tr><td>t = 3</td><td>150°C</td></tr><tr><td>t = 4</td><td>90°C</td></tr><tr><td>t = 5</td><td>80°C</td></tr><tr><td>t = 6</td><td>50°C</td></tr></tbody></table>	t = 0 秒	1200°C	t = 1	480°C	t = 2	250°C	t = 3	150°C	t = 4	90°C	t = 5	80°C	t = 6
t = 0 秒	1200°C													
t = 1	480°C													
t = 2	250°C													
t = 3	150°C													
t = 4	90°C													
t = 5	80°C													
t = 6	50°C													
(2) 第一壁黒鉛アーマ表面温度 初期 600°C、時間経過とともに 急激に低下 <table><tbody><tr><td>t = 0 秒</td><td>600°C</td></tr><tr><td>t = 1</td><td>490°C</td></tr><tr><td>t = 2</td><td>380°C</td></tr><tr><td>t = 3</td><td>270°C</td></tr><tr><td>t = 4</td><td>160°C</td></tr><tr><td>t = 5</td><td>50°C</td></tr></tbody></table>	t = 0 秒	600°C	t = 1	490°C	t = 2	380°C	t = 3	270°C	t = 4	160°C	t = 5	50°C		
t = 0 秒	600°C													
t = 1	490°C													
t = 2	380°C													
t = 3	270°C													
t = 4	160°C													
t = 5	50°C													
	(3) 第一壁と流入空気との熱伝達係数 $\alpha = 1.8 \text{ W/m}^2 \text{ °C}$ と固定 ダイバータと流入空気との熱伝達係数 $\alpha = 4.5 \text{ W/m}^2 \text{ °C}$ と固定													

\* 加熱壁（垂直、水平）と空気の層流熱伝達に垂直の式を適用

代表長さ 2.3 m、温度差 1180°C で  $\alpha = 4.5 \text{ W/m}^2 \text{ °C}$

代表長さ 9.6 m、温度差 140°C で  $\alpha = 1.8 \text{ W/m}^2 \text{ °C}$

(伝熱工学資料参考)

Table 4.2.2 Evaluation result of tritium amount released at LOVA

ケース	圧力上昇率	真空容器内 トリチウムインベントリー	放出トリチウム量
① ケース1 加熱体:ダイバータ のみ 冷却能力:喪失	2.6% (30秒後)	ガス状 $1.24 \times 10^{-2}$ g	ガス状 $3.2 \times 10^{-4}$ g ダスト状 $1.9 \times 10^{-4}$ g 計 $5.1 \times 10^{-4}$ g (4.9 C <sub>i</sub> )
② ケース2 加熱体:ダイバータ +第一壁 冷却能力:喪失	34.0% (30秒後)	ダスト状 $7.3 \times 10^{-3}$ g	ガス状 $4.2 \times 10^{-3}$ g ダスト状 $2.5 \times 10^{-3}$ g 計 $6.7 \times 10^{-3}$ g (64 C <sub>i</sub> )
③ ケース3 加熱体:ダイバータ +第一壁 冷却能力:維持	1.4% (10秒後)		ガス状 $2.0 \times 10^{-4}$ g ダスト状 $1.0 \times 10^{-4}$ g 計 $3.0 \times 10^{-4}$ g (2.9 C <sub>i</sub> )

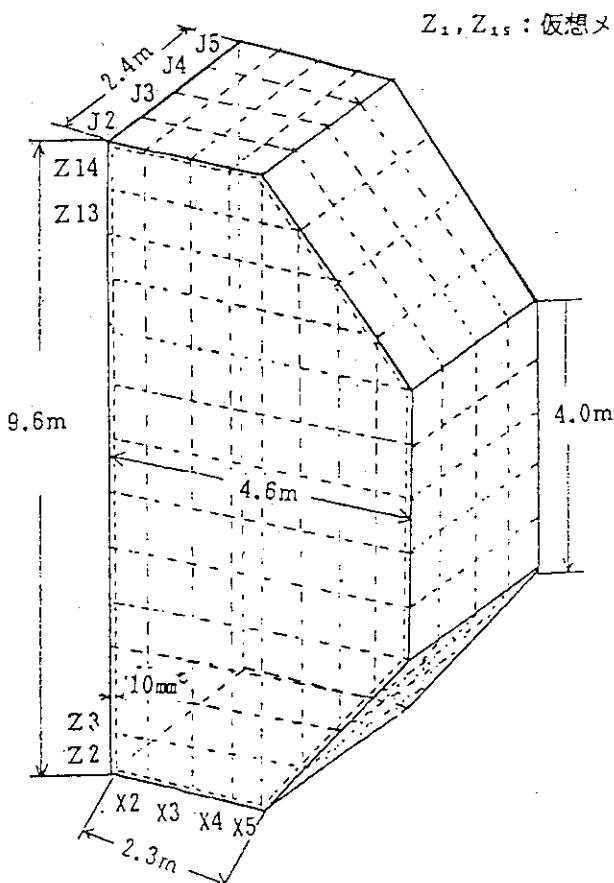
 $J_1, J_{1s}$ :仮想メッシュ $Z_1, Z_{1s}$ :仮想メッシュ

Fig. 4.2.1 Mesh for calculation

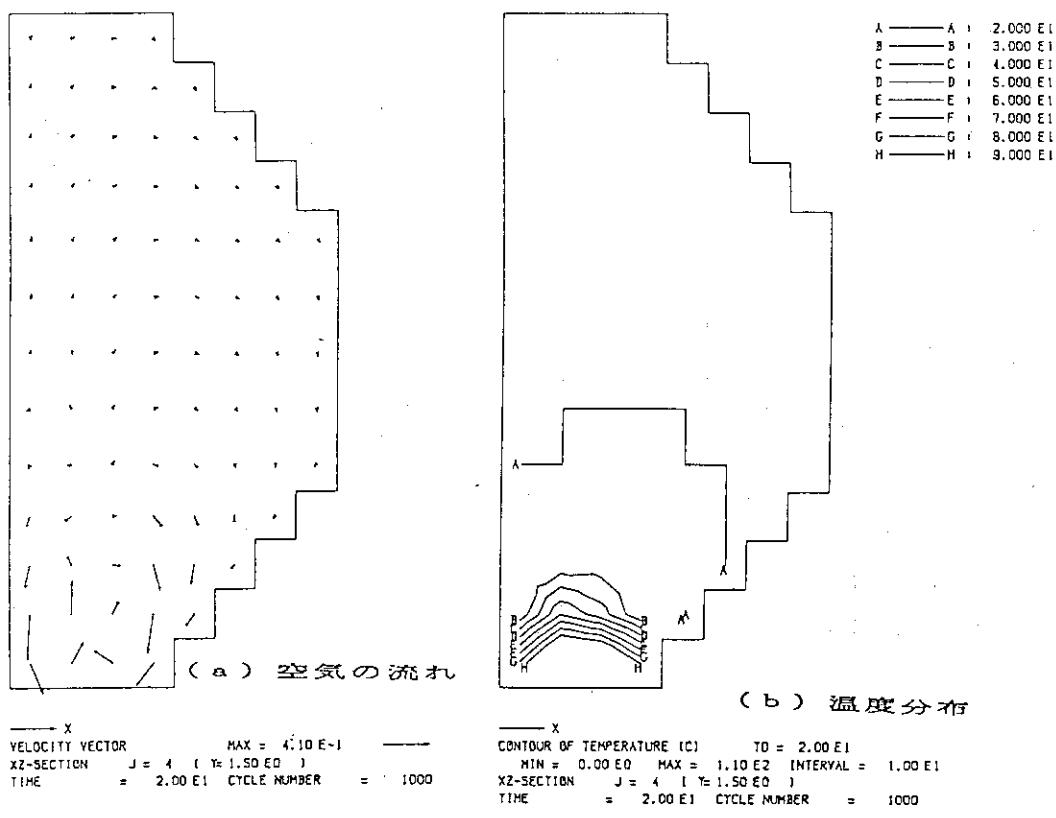


Fig. 4.2.2 Calculation result of Case 1 (after 20 seconds)

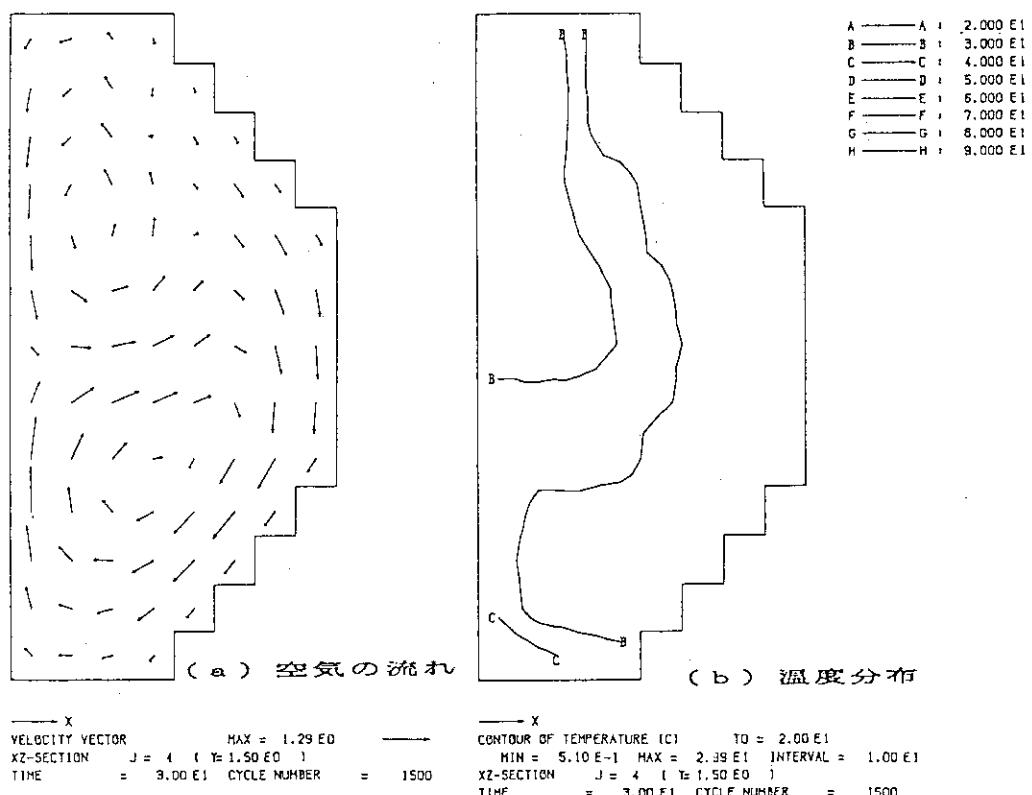


Fig. 4.2.3 Calculation result of Case 1 (after 30 seconds)

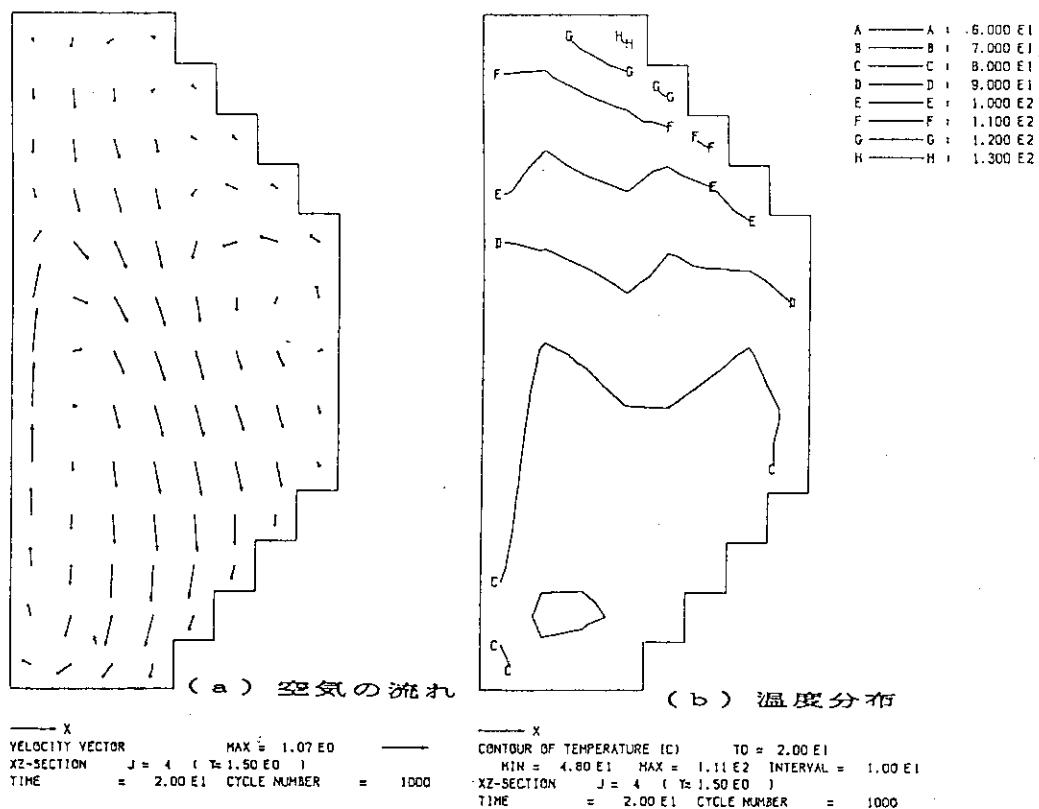


Fig. 4.2.4 Calculation result of Case 2 (after 20 seconds)

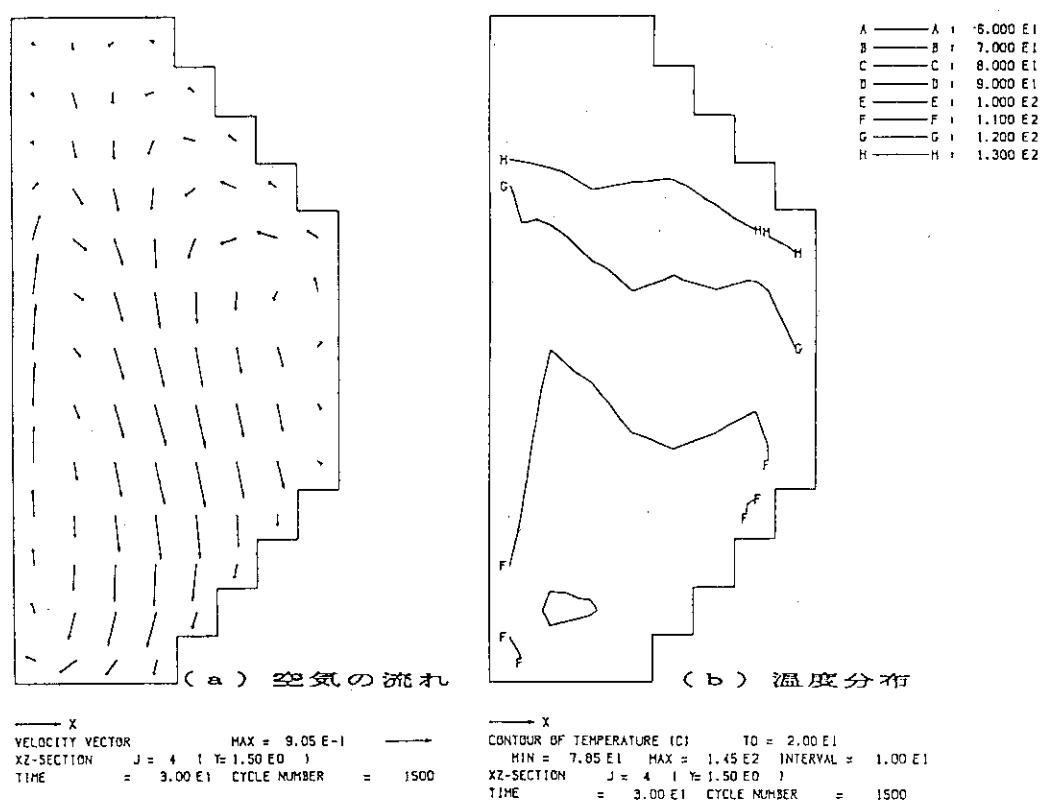


Fig. 4.2.5 Calculation result of Case 2 (after 30 seconds)

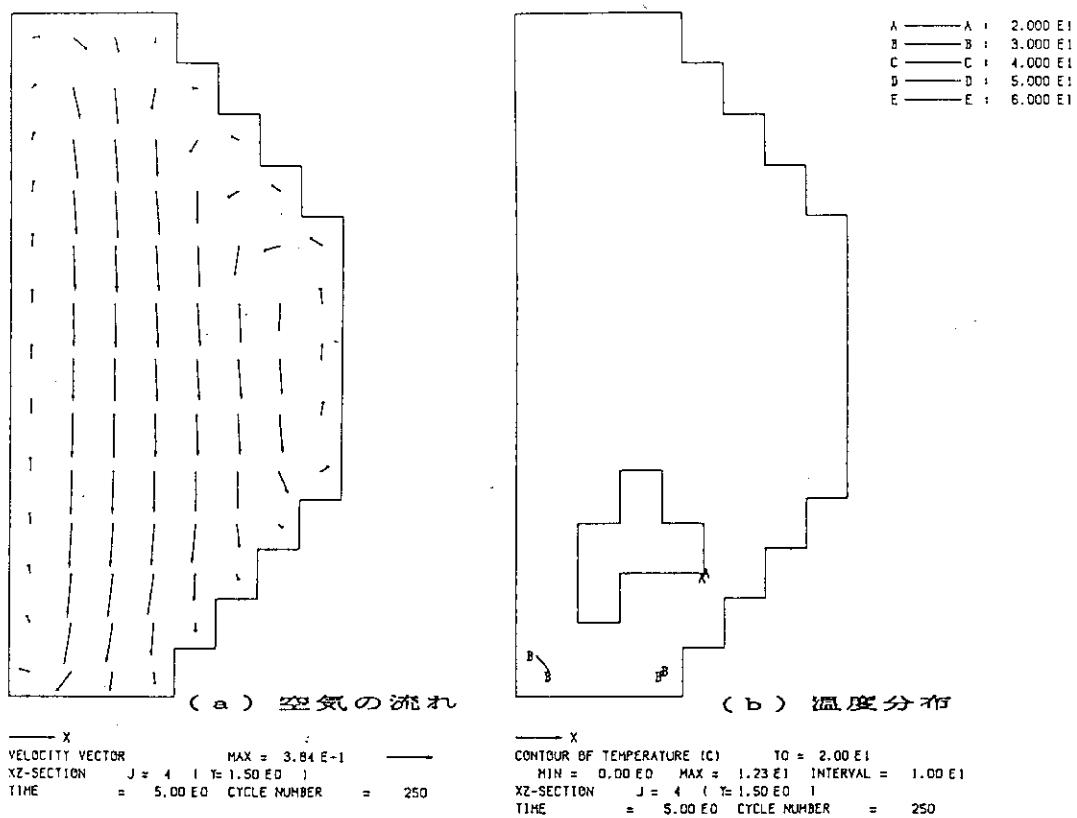


Fig. 4.2.6 Calculation result of Case 3 (after 5 seconds)

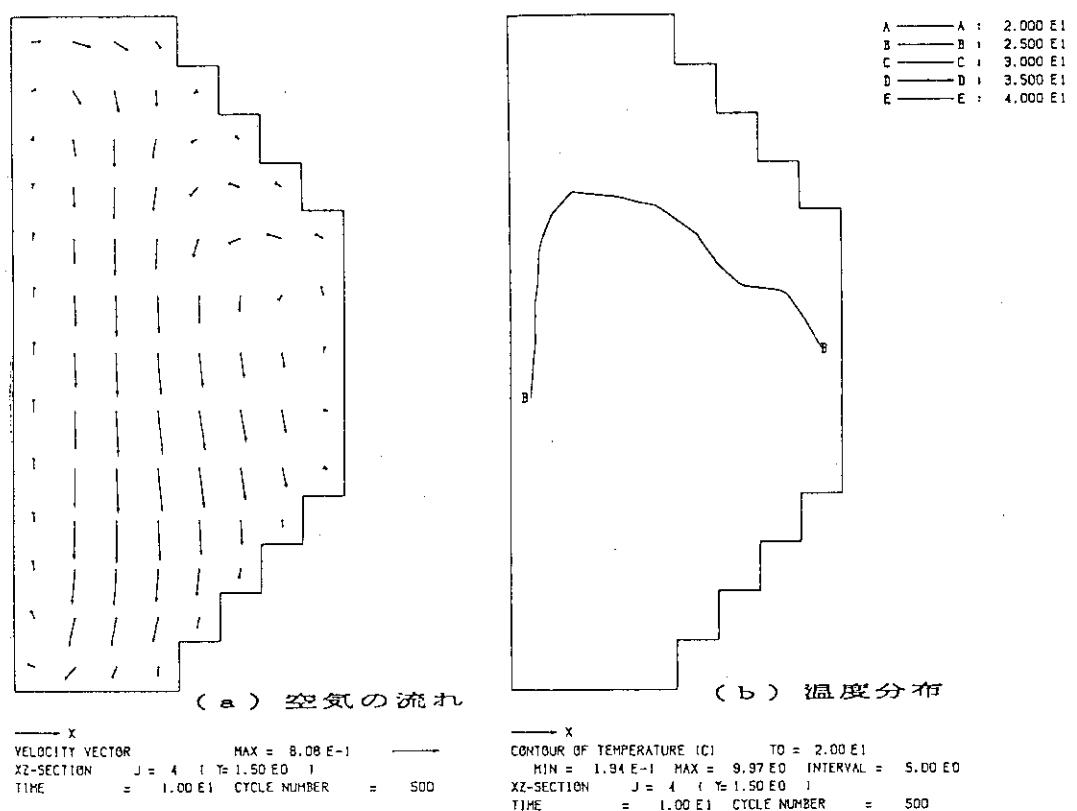


Fig. 4.2.7 Calculation result of Case 3 (after 10 seconds)

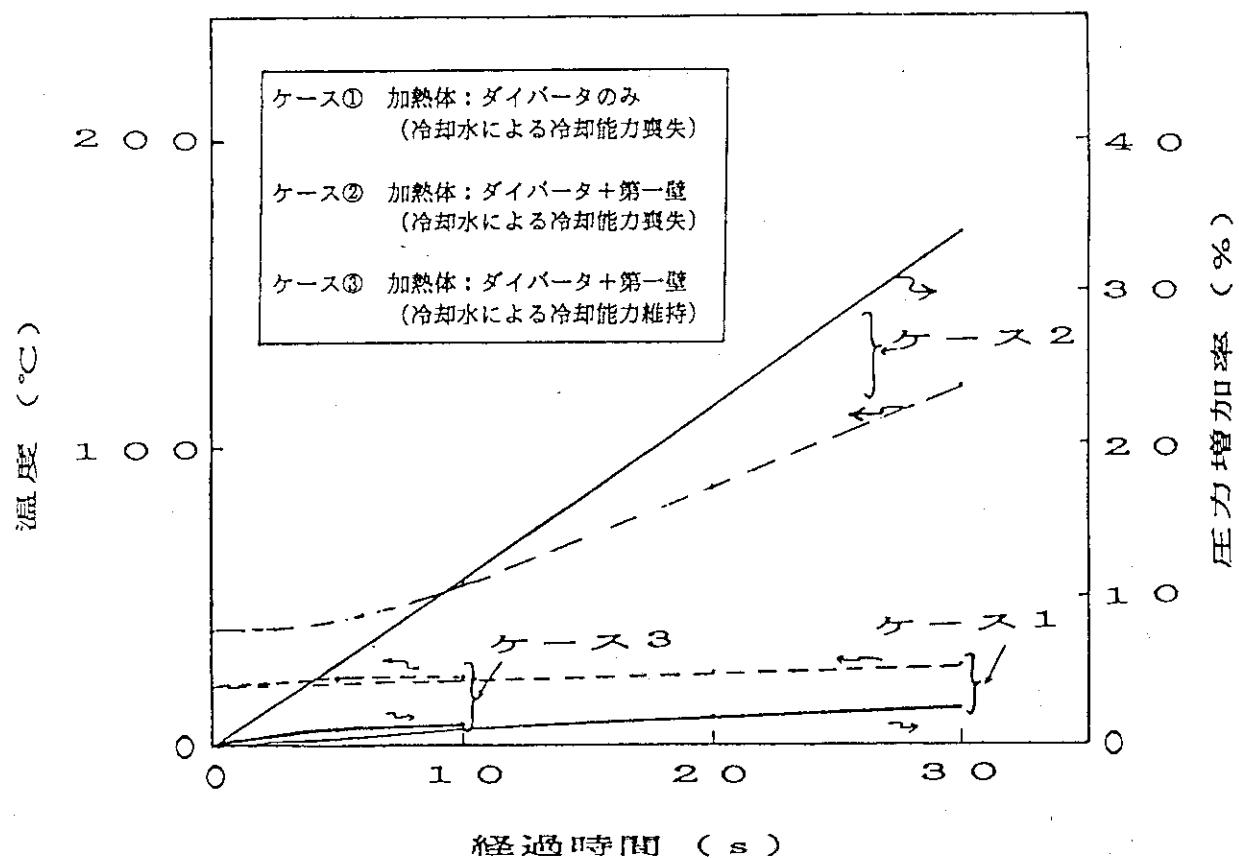


Fig. 4.2.8 Temperature and pressure increase after air inflow

#### 4.2.2 真空破断模擬実験

真空破断模擬実験に先立ち炭素材の調査を行なった。以下に、炭素材の調査結果と真空破断模擬実験について述べる。

##### (1) 核融合炉第一壁候補の炭素材の調査

定常核融合炉の第一壁は苛酷な条件のもとで使用されるため、第一壁にはさまざまな性能が要求される<sup>(1-4)</sup>。これらの諸要求を達成している材質は未だかつてないが、近年、JET, JT-60, TFTR等の大型トカマク装置では第一壁に炭素材（リミターにBeの例もある）を使用して、プラズマ性能の向上<sup>(5-7)</sup>が確認された。また、炭素材は高熱負荷に耐え、熱衝撃にも比較的強く、核融合炉の第一壁に必要な性能を持ち合わせているため、炭素材に対する関心はますます高まっている。炭素材に関する報告等は古くからあり、核融合関係に限ってみてもプラズマー物質相互作用の日米ワークショップ<sup>(8)</sup>等がある。また、プラズマ表面相互作用(Plasma-Surface Interaction)の会議にも炭素材の話題がしめる割合が近年高くなってきており、炭素材に寄せる期待は大きい。

一方、この炭素材の性質を核融合炉の安全性の立場から述べた文献は乏しい。核融合炉が商業炉として成り立つためには、安全性についての議論は避けて通れない。従って、核融合炉の事故時に第一壁の炭素材にどのような事象が起こるかを詳細に調べる必要がある。本調査ではLOVA, LOCA時に起こると予想される現象の解明のために、炭素材のデータを収集した。

##### (イ) 調査の方法と範囲

今回調査した範囲は、原子力関係（主にJAERI-M）と核融合関係<sup>(9-33)</sup>、炭素材に関する雑誌等<sup>(34-36)</sup>である。また、調査の範囲を最近の物を中心になるべく10年程度の範囲で集めた。この理由は、材料関係の場合文献が古いと新技術の開発等で内容が陳腐化する可能性があるからである。

次に、炭素材の諸性質を物理的性質、化学的性質に分けて調査結果を示す。また、今回の調査は炭素材のプラズマー壁相互作用、その他の炭素材の性質については行なっていない。

##### (ロ) 物理的性質

物理的性質（あるいは、機械的性質）に関しての文献は比較的多く、主に高温ガス炉に使用するための試験、最近では第一壁等に使用するためのビームやレーザによる熱衝撃試験がなされている。

###### (a) 物性値

黒鉛及び炭素繊維強化炭素複合材（以下C/C材と記す）物性値は炭素材の製作方法により色々変わるが、概ね熱伝導率が大きく、熱膨張率が小さい。そして、炭素材は熱衝撃に比較的強い事が特長である。また、放射線損傷に関しては、中性子損傷(dpa)やγ線損傷によるミクロな構造変化がある。核融合炉の第一壁では中性子による損傷は100dpa以上に達するといわれており、材料劣化の可能性は大きい。14MeV 中性子による損傷の実験結果は現状ではほとんどないが、近い将来出てくると予想される<sup>(16)</sup>。また、(n, α) 反応によるHe蓄積や(n, p) 反応による水素蓄積の効果についても、調査範囲の中には全くなかった。これら、放

射線損傷の調査は始まったばかりである。ヤング率は常温では  $1 \sim 2 \times 10^3 \text{ kg/mm}^2$  で  $1000^\circ\text{C}$  以上の高温では一般に常温よりも大きくなる。しかし、 $2000^\circ\text{C} \sim 2200^\circ\text{C}$  を越えるとこの値は減少していく<sup>(10)</sup>。また、異方性黒鉛や C/C 材では押し出し方向または纖維方向 (WG 方向) のヤング率の方がそれに垂直方向 (AG 方向) より大きい。また、昇温速度  $80^\circ\text{C/s}$  で  $500^\circ\text{C}$  から  $2000^\circ\text{C}$  まで上げた熱サイクル試験では、IG-11 (東洋炭素) のヤング率はほとんど変化がなく<sup>(11)</sup>、熱サイクルにも強い。また、Fig. 4. 2. 9 に各種黒鉛材のヤング率の中性子照射による変化を示す。一般に、黒鉛のヤング率は中性子照射によって上昇するが黒鉛材の種類、照射温度、照射量により変化の仕方が異なる。また、高温になると一般に焼鈍効果<sup>(13)</sup> が起これば変化が小さくなる可能性がある。従って、高温高照射時のヤング率変化の系統的な把握が必要となっている。

熱膨張に関しては、Fig. 4. 2. 10, 4. 2. 11 に原子炉用各種黒鉛材の熱膨張率の温度依存性、中性子照射線量依存性を示す。これらの黒鉛材は高温になるにつれて熱膨張率は大きくなるが、中性子照射量依存性はあまりない。次に、熱伝導率に関しては、原子炉用黒鉛の熱伝導率の温度依存性等の実験結果から、高温で熱伝導率が減少していることが分かっている。但し、原子炉用黒鉛の熱伝導率は大型トカマク装置の第一壁用のものと比べて数分の 1 と小さい。従って、第一壁用の黒鉛材が高温でどの程度熱伝導率が減少するかはこのデータからは不明であり、測定が必要である。特に、C/C 材に関しては調べた範囲では高温でのデータが出でていない。C/C 材は現在の大型トカマク実験装置にも使用されており、今後の発展が期待できるので高温での熱伝導率の測定が望まれる。熱衝撃係数（破壊を生じないで耐えられる最大温度差）に関しては、加速器等のビーム<sup>(14, 15)</sup> や CO<sub>2</sub> レーザ<sup>(16)</sup>、アーク放電<sup>(17)</sup> 等を用いて炭素材に急激に熱を与えて実験している。熱衝撃係数  $\Delta$  は無次元の量で、破壊応力  $\sigma$ 、熱伝導率  $k$ 、ヤング率  $E$ 、熱膨張率  $\alpha$  を用いて、 $\Delta = \sigma k / E \alpha$  と表せる。この熱衝撃係数は、分子に熱伝導率、分母にヤング率、熱膨張率があるため、高温では小さくなる傾向がある。また、電子ビームで逃走電子 (MeV 領域の高エネルギー電子) を模擬した材料破壊試験結果<sup>(15)</sup> では、W, Mo, SUS は、エロージョン等を起こしたにかかわらず、黒鉛材、C/C 材に損傷はなかった。この結果から、炭素材が金属に比べていかに強いかがよく分かる。さらに、イオンビームでの熱衝撃による炭素材の溶融試験結果<sup>(14)</sup> からは、通常の黒鉛材に比べて、C/C 材の方が熱衝撃に強い事が判明している。但し、中性子照射実験では、原子炉用黒鉛でも、最近の熱伝導率が大きい炭素材でも熱伝導率が下がるとの報告<sup>(17, 18, 19)</sup> があり、減少率の大きいものでは約 7 ~ 8 割に達している。原子炉用黒鉛の実験では、熱衝撃係数の低下もわかっており、今後、高温、高照射時での熱伝導率、熱衝撃係数の大きい炭素材が望まれる。

また、ガスによる腐食で物性値の変化<sup>(20)</sup> が起こる。核融合分野では、通常ガスによる反応は関係ないが、保守・点検時、LOVA (真空喪失事故), LOCA (冷却水喪失事故) 等に起こり得るので付記した。化学反応の結果、物性値は密度の減少率の巾乗で変化する。例えば、ヤング率  $E$  の変化は  $E/E_0 = (\rho/\rho_0)^n$  で減少する。ここに、 $E_0$  は反応前のヤング率、 $\rho$

は反応後の密度、 $\rho_0$ は反応前の密度である。IG-11を使用した実験では $0.9 \leq \rho / \rho_0 \leq 1.0$ の範囲でnの値として3.38~4.46が得られている。1割の密度変化で熱伝導率がおよそ2割、ヤング率でおよそ3割減少することを考えると、一旦僅かでも腐食を起こした可能性のある炭素材は第一壁には使用不可能となる。従って、真空破壊事故等以外でも、ベーキング時の保守・点検での雰囲気に注意が必要である。

#### (b) 機械的強度

強度試験は、代表的なものに、引張・圧縮試験、曲げ試験、疲労試験等がある。7477PT等の原子炉用黒鉛の試験結果<sup>(21)</sup>から、炭素材の応力-歪み曲線が非直線性・非対称性を持つことが分かっている。IG-11の疲労試験の結果<sup>(22)</sup>からは、炭素材の特徴として一定付加応力下での寿命の最短-最長間隔は数桁の広範囲に及んでいる事が挙げられる。従って、これから平均的な応力-寿命の関係（最適S-N曲線）を推定するには統計的処理が必要となる。この1方法に対応応力による処理が提案されている。対応応力とは、試験応力を疲労試験に使用した試験片の個々の推定強度で規格化した値である。この方法を用いると、S-N曲線がよい精度で推定できる。また、炭素材の疲労強度に及ぼす応力の蓄積についての実験結果では、高応力→低応力での疲労は低応力→高応力での疲労より損傷程度が大きい事が判明した<sup>(23)</sup>。このことは、黒鉛材特有の亀裂進展による疲労損傷で説明されている。

次に、中性子照射による強度変化について示す。黒鉛における圧縮強度、および曲げ強度は中性子照射によって、一般に上昇する事は知られている。しかし、ヤング率と同様に2200°C~2500°Cあたりからこの値は減少していく<sup>(10)</sup>。この結果は第一壁に力がかかる構造としない核融合炉にとっては、特に、制約にならないと考えられる。Fig. 4.2.12~14に中性子照射による各種黒鉛材の強度変化を示す。Fig. 4.2.12は、引張強度、Fig. 4.2.13は圧縮強度、Fig. 4.2.14は曲げ強度について示してある。中性子照射によって、それぞれ強度が増加していることがわかる。但し、1000 °C以上の高温では焼鈍効果のためこれらの増加量は逆に減少する事が分かっている。強度について必要なデータでは、他に熱応力を伴った照射クリープ試験がある。炭素材はタイル状にして真空容器に貼りついているため、取り付け用のボルト等で締め付ける必要があり、高温・高照射時のクリープは避けられないからである。現状では系統的な実験結果が見当らなかった。前述したように14 MeV中性子照射実験の結果を待たねばならない。

最後に、空気酸化等の強度に及ぼす影響は物性値と同様な傾向がある。酸化させたIG-11の引っ張り強度試験では、 $(\sigma / \sigma_0) = (\sigma / \sigma_0)^n$ の次数nの値としては5.28~6.24が得られており、この場合は物性値より劣化が激しい。この次数も各種黒鉛によって値が違う。引張強度の他に、圧縮強度、曲げ強度等の強度の指標は密度変化量の巾乗の変化を示す。酸化によるS-N曲線の変化を調べると、酸化の度合いをパラメータにしてS-N曲線が応力軸方向で下側に平行移動している事が分かった<sup>(25)</sup>。従って、酸化の度合いを測定すれば酸化前の物性値から酸化後のS-N曲線を予想できる。事実、IG-11の疲労強度の実測と計算された疲労強度予想曲線はよい一致を示した。なお、ガスと炭素材との反応については次節

で述べる。

#### (ハ) 化学的性質

化学的性質に関する文献もいくつもあるが、放射線環境下での試験等は高温ガス炉関係の文献にある。

##### (a) 腐食反応

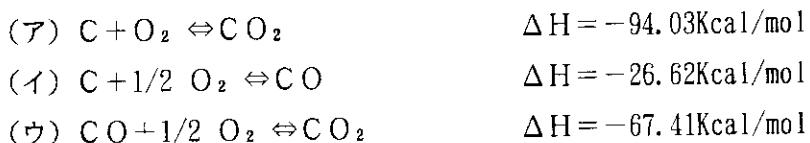
黒鉛材は多結晶、多孔質の材料で、たとえば、原子炉用では全容積の20~25%，一般用黒鉛で20~30%が気孔で占められている。気孔の大部分は開気孔であるため、黒鉛材の表面積は0.3~1.3m<sup>2</sup>/gにも達する。すなわち、外部の表面積（見かけの表面積）に比べて内部の表面積は極めて大きく、したがって、化学反応の起こり得る表面は圧倒的に内部で大きい。そこでガスによる反応では、ガスの種類によらず、外部表面での反応と外部表面で反応しなかった物質の内部への反応を伴う拡散という2つの過程が表れる。化学反応速度は温度依存性が大きく、拡散速度は温度依存性が大きくないため、黒鉛の化学反応の特徴は低温から高温になるに従い以下の3つの反応機構<sup>(20, 26-31, 34-36)</sup>が現われる。

- 1) 化学反応律速反応（温度範囲ゾーンⅠ）
- 2) 細孔内拡散律速反応（温度範囲ゾーンⅡ）
- 3) 境膜内拡散律速反応（温度範囲ゾーンⅢ）

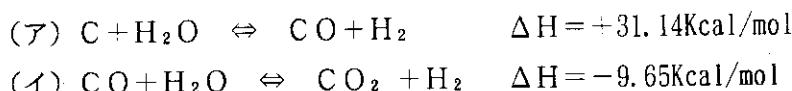
さらに詳しくは、1)と2)の遷移領域、2)と3)の遷移領域が加わる。

これらの領域は、反応ガスが反応によって消費される速度Rと反応ガスの供給速度Vにより、1) R << V, 2) R ~ V, 3) R >> Vで特徴づけられる。Fig. 4. 2.15に、それぞれの律速反応による黒鉛の密度分布を示す。これから分かるように、ゾーンⅠの反応では内部で均一に反応するため、黒鉛の体積はほとんど変化しないが全体の密度が小さくなる。一方、ゾーンⅢの反応では外部表面だけが反応するため、黒鉛の体積は小さくなるが密度はほとんど変化しない。そして、ゾーンⅡの反応はゾーンⅠとゾーンⅢの中間の形態をとり、密度減少が外部では大きく、内部に行くに従って漸減する。次に、主な黒鉛とガスの反応式(18°C, 1気圧)を示す。

##### 1) C-O<sub>2</sub> 反応



##### 2) C-H<sub>2</sub>O 反応



##### 3) C-CO<sub>2</sub> 反応



##### 4) C-H<sub>2</sub> 反応



$\Delta H$ が負の場合が発熱反応、正の場合が吸熱反応である。黒鉛が加熱によって反応が持続するには発熱反応である事が必要で、酸素、水素、水蒸気との反応が主な発熱反応である。Fig. 4. 2. 16に、反応速度と温度の関係を示す。各種ガスによる反応速度はゾーンⅠではかなりの相違があるが、ゾーンⅢではほとんど変わらない。これは、上述のようにゾーンⅢでの反応速度がガス拡散によって支配されているからである。黒鉛のガス化反応のうち水蒸気と酸素は反応率が大きいため、特に、注意すべきガスである。

反応速度に影響を与える因子としては、含有不純物がある。炭素材に含まれる不純物のほとんどは反応性の増加させることができている。特に、アルカリ金属、遷移金属が大きな触媒能を持っている。例外として、B、Si、Pがあるが、これとて、負の触媒作用ではなく、反応によってできた酸化物等がガラス状になり黒鉛表面をおおうため反応ガスの接近を物理的に邪魔するだけである。

次に、放射線下の反応の影響について述べる。放射線による反応率の変化は放射線による炭素材の損傷によるものと $\gamma$ 線による反応ガスの活性化の2つの原因で起こると考えられている。 $\gamma$ 線照射下のHe中の水蒸気反応についての実験結果<sup>(29, 30)</sup>では、反応率はわずかに増えるが、高温の化学反応と比べてほとんど無視でき、最悪の場合でも10%の増加率であろうとしている。また、 $\gamma$ 線照射効果と化学反応との相乗効果は見つかっていない。He中の酸素による酸化反応についても、同様な結果が得られている。従って、核融合炉第一壁の条件では、 $\gamma$ 線による化学反応の増加はあまり考えなくてもよいと言える。一方、中性子照射下( $3.2 \times 10^{21} n/cm^2$ ,  $E > 0.18 MeV$ )のHe中の水蒸気反応の実験<sup>(31)</sup>では、反応率が増えたり減ったりして一概には言えない(Fig. 4. 2. 17)。但し、従来の実験では増えても、5倍以上にはならない。また、高温になると焼鈍効果により反応率が小さくなる場合がある。これらの放射線照射による実験から、化学反応率に与える影響は $\gamma$ 線はほとんど気にしなくて良いが、中性子は無視できないと考えられる。

調査した範囲では、Heガス中の数～数+ppmオーダーの酸素、水蒸気、水蒸気と水素の混合に関しては反応率が調べられているが、LOVA、LOCA時の様に多量に流入する酸素、水についての反応形態、反応速度についての知見は全く無い。したがって、これらのデータを系統的に集める必要がある。

### (b) 炭化・侵炭現象

金属の炭化・侵炭現象は高温ガス炉で見られ、構造材の劣化の原因のひとつである。炭化・侵炭を起こした表面は一般に硬度が大きくなり、ひび割れ亀裂が生じやすい。主な、炭化・侵炭の過程は、Heガス中の不純物によるCとの反応の結果できるCO<sub>2</sub>等のガスが金属表面で逆反応を起こし、原子状のCを析出するためである。このような炭化・侵炭反応は金属表面が450～600 °Cで最大の反応率をもち、また、酸化層によって進行が防がれる事が分かれている<sup>(32, 33)</sup>。従って、低温、酸素雰囲気中ではこの反応は特に問題ではない。

核融合炉では、運転していない時は真空容器を300 °C以上でベーキング運転するが、炭素のキャリアーとなるガスがないため問題にならないと考えられる。しかし、運転している時

はプラズマ-壁相互作用により炭素の原子、炭素化合物分子が発生し、一部は壁や構造材、真空配管等に付着するため炭化・侵炭が起こる可能性は否定できない。それでも現状では炭化・侵炭現象を問題にした文献は核融合分野では見当らない。安全性の観点からは、いくつかの運転パターンでこの反応の寄与も見積もるべきであろう。

## (二) 調査で得た結論

LOVA、LOCA時に起こるであろう現象解明のために、核融合炉第一壁候補として注目されている炭素材について文献を収集し、まとめた。収集した文献・データから核融合炉第一壁としての炭素材に残された課題を、以下にまとめる。

- 1) 高温・高照射時での熱伝導率・熱衝撃係数の低下の可能性
- 2) 14MeV 中性子による損傷(dpa)
- 3) 多量の水蒸気、酸素等による高温腐食反応

これらの課題を解決するための研究は始まったばかりと言ってよい。今後、炭素材の各種データの収集が望まれる。

## (2) 真空破断模擬実験

### (a) 実験目的

前節で調査した結果、高温炭素と多量の空気、水との反応試験はまだデータが充分揃っていない事が解った。そこで、真空容器に接続している配管がギロチン破断した大規模な真空喪失事故(LOVA)時に高温の炭素材と流入したガスとの反応を調べるために、真空破断模擬実験を計画した。

### (b) 実験装置

実験装置は、試験容器、測定容器の2つの真空容器からなり、ターボ分子ポンプ(1501/s)で直列に引けるようになっている。Fig. 4. 2.18に試験装置の概要を示す。真空容器はそれぞれベーキング用ヒーターで温度を上げられるようになっており、温度上限はバイトンのOーリングを使用しているため百数十度である。圧力のモニターとして真空を引いている時は測定容器に付けた電離真空計で、ガス導入時には試験容器に付けた圧力計(大気圧との差1気圧から0気圧)で行っている。

Fig. 4. 2.19, 20 に使用した炭素の試験片と試験容器内に試験片の取り付けた状態の写真を示す。使用した炭素材は、PD-330S(日立化成)で、厚さ 5 mm、幅 2 cm、長さ 12 cm のもので、抵抗値は室温で約 0.25~0.3 Ω である。試験片の加熱方法は電極によるジュール加熱を用いたので試験片の抵抗を増し、かつ、熱膨張による割れを避けるため、試験片には交互に切り込みを入れている。試験片への投入電力はスライダックで調節した。最大投入電力は 2kW(20V, 100A) である。試験片は、試験容器の中央に置いて下部の窓から見えるようになっている。

主な測定器は、試験片の温度測定用の放射温度計と反応後のガスを分析するための Q マスである。試験容器の温度モニターには熱電対を用いた。放射温度計の精度は ±0.5 °C で、試験片の放射率 ε を 0.8 と設定した。

### (c) 実験方法

実験前に、試験片を脱ガスするために、真空中に引きながら高温にしている。定常にできる試験片の最高温度は試験容器と電極の許容温度（約150°C）で決り、約760°Cである。このため、脱ガス条件は約760 °C、数時間と1200°C以上で10分程度とした。この時の圧力は測定容器でそれぞれ約  $3 \times 10^{-4}$  Pa、 $5 \times 10^{-3}$  Paであった。Fig. 4. 2.21に約1000°Cに加熱した試験片を放射温度計で窓から覗いた時の写真を示す。本試験片では、最高で約1400°Cまで加熱できる事を確認した。

試験容器にガスを導入する方法は、試験容器につけたリークバルブで行なった。このため、今回の実験ではガスの流入量は一定にできていない。典型的なガス流入量は、試験容器が約1気圧になるのに30秒以下である。ガスの流入量の制御は今後の課題である。ガス導入時は試験容器と測定容器の間のバルブは閉じている。反応後のガスの成分をQマスで調べるために反応が終了した後、試験容器と測定容器の間に開いたバリアブルリークバルブを開いて、試験容器から測定容器に反応後のガスを導いている。ガス成分分析の測定圧力は高い方が精度がよいが、Qマスの測定圧力は $1.33 \times 10^{-2}$  Pa以下であることが必要なので、 $1 \times 10^{-2}$  Pa程度とした。また、反応後から測定時でのガスの試験容器やバルブ、ベローズ等への吸着等は特に考慮していない。従って、ガス成分から反応量の定量化は今後の課題である。

#### (d) 実験結果と検討

導入したガスは乾燥窒素、乾燥空気、湿度60%の空気の3種類である。

##### 1) 乾燥窒素導入の結果

窒素導入実験ではヒーターの温度を600°Cから1200°Cまで200°C毎に設定した。Fig. 4. 2.22～25に窒素ガス導入時の試験容器に付けた圧力計と放射温度計の値を示す。放射温度計のモニター信号は550 °C以下では一定となっている。また、試験片の温度分布測定のために熱電対（白金－白金・ロジウム）を取り付けたが、信号が不安定になっている。これは、試験片の熱膨張によって、熱電対が動いたためと思われる。従って、データとしては信頼性の欠けるため試験片の温度分布は測れなかった。

ガスを導入すると、ヒーターの温度が下がる。この理由は、ガス導入によって熱伝達損失が増すためと考えられる。但し、温度変化は20～40°Cである。また、ヒーターが高温なほど、ガス導入時のヒーターの温度変化が小さい。これは、熱伝達損失と放射損失の比が高温ほど小さいからであると思われる。

反応後Qマスの信号からを、乾燥窒素のものと比較したが1200°Cの温度に置いても特に差はなかった。従って、乾燥窒素ガスでは今回実験した温度（1200°C）では試験片は反応しなかったと思われる。

また、反応後の試験容器の圧力変化は温度が下がるために起こったものと思われる。

##### 2) 乾燥空気導入の結果

乾燥空気導入実験ではヒーター温度を1200°Cで行なった。導入した空気の温度は13°Cであった。Fig. 4. 2.26にガスを導入した時の、試験片の温度と試験容器の圧力を示す。窒素ガスと相違し空気導入時にはヒーター温度が上昇している。温度変化は10°Cであるが、ほぼ同温

度の窒素ガス導入と比べると約30°C上昇している。Fig. 4. 2.27に、反応後試験容器から取り出した試験片を示す。反応前と比べ高温部分の表面が粗くなっていた。

Qマス測定によるガス成分測定は、参照として乾燥空気と比較した。測定結果は、CO<sub>2</sub>(44amu)が乾燥空気の2.51倍増大していた。通常の空気のCO<sub>2</sub>含有量は約0.03%であるから、導入した空気の0.045%以上の酸素が試験片と反応したと考えてよい。COは28amuなので、窒素(N<sub>2</sub>)とマススペクトルが重なり測定できていない。導入するガスに窒素が含まれる限りこの問題が生ずるので、CO測定のためには、He, Ar等で変える方がよいと思われる。CO<sub>2</sub>測定には、Arをマススペクトルの目安にするため酸素等の反応性ガスを導入するには、Heを媒介流体にするのが望ましい。

また、反応後の試験容器の圧力変化は窒素の場合と同様な傾向で試験容器内のガス温度が下るために起こったものと思われる。

### 3) 湿度60%空気導入の結果

湿度60%空気導入実験では2)の結果と比較するためヒーター温度を1200°Cで行なった。導入した空気の温度は11°Cである。Fig. 4. 2.28にガスを導入した時の、試験片の温度と試験容器の圧力を示す。乾燥空気の場合と同じく水蒸気入り空気導入時にもヒーター温度が上昇している。温度変化は20°Cであるが、ほぼ同温度の窒素ガス導入と比べると約40°C上昇しており、乾燥空気より10°C高い。これは、水蒸気がある方が反応性に富むことを示唆している。Fig. 4. 2.29に、反応後試験容器から取り出した試験片を示す。試験片の表面の変化は、乾燥空気と同様にざらついていた。

Qマス測定によるガス成分測定は、参照として乾燥空気と比較した。湿度60%の空気と比較しなかった理由は、水は壁にかなり吸着するため元々の量が正確に測れない事、CO<sub>2</sub>などの生成物を測るには特に水蒸気を含んだ空気を使用する必要がないからである。測定結果は、CO<sub>2</sub>(44amu)が乾燥空気の2.30倍増大していた。従って、導入した空気中の酸素0.039%以上と試験片が反応したと考えられる。しかしながら、ヒーター温度は乾燥空気導入時より10度上昇しており、温度比では1.33倍となっている。前節での調査結果では、1200°Cでの水蒸気と炭素との反応は酸素に比べて1桁以上小さく、また、多くは吸熱反応のため、この実験結果を説明できない。今回は測定できなかったが、水蒸気によるCO生成の反応等を測定し、定量的に調べる必要がある。

また、反応後の圧力変化は乾燥空気の場合と同様であった。

### (e) 実験での結論と今後の課題

真空破断模擬実験で乾燥窒素、乾燥空気、湿度60%空気の三種を導入し、試験片の炭素材との反応を調べた。その結果、以下のことが解った。

1) 試験片の中心温度1200°Cでも窒素ガスとは反応しない。

2) 試験片の中心温度1200°Cで空気とは反応し、ヒーター温度は上昇する。

この時、乾燥空気の方が湿度60%空気より発生するCO<sub>2</sub>量が多いが、発熱量は水蒸気入りの空気の方が大きい。従って、水蒸気がCO生成の反応に寄与している可能性が高い。従って、こ

の温度で、水蒸気との反応が吸熱反応になっている確認はできていない。

3) 2) の結果から、クライオスタットを囲む部屋の雰囲気は乾燥している方がよいかも知れない。

また、今回の実験の問題点として以下の点が上げられる。

1) ガス成分の壁等への吸着の影響を考慮していないため、反応量の定量化が困難である。

2) COの量がQマスでは窒素(28amu)に隠されて測定できていない。

3) 試験片が一様加熱ではなく、温度分布がある。

4) ガス導入時に圧力が非定常なので、炭素とガスの反応率等の基礎データは取れない。

今後の課題として、

1) COの量を測定するため、導入ガスとして、HeやArと酸素、水蒸気との混合ガスを用いる。

2) 試験片と混合ガスの反応の流入量との関係を調べるために、ガスの流入量を制御する。

3) ガスの吸着を考慮し、反応量の定量的測定をする。

4) 試験片の温度分布測定をする。

## 参考文献

- 1) A. Miyahara and T. Tanabe; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)49
- 2) 田辺哲郎, 宮原昭; 日本原子力学会誌 32(1990)544
- 3) ITER team; ITER CONCEPT DEFINITION:Chapter IV, IAEA(1989)
- 4) P. Schiller and J. Nihoul; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)41
- 5) K. J. Dietz; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)8
- 6) H. F. Dylla et al; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)15
- 7) H. Takatsu et al; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)27
- 8) A. Miyahara and K. L. Wilson (編); IPPJ-AM-50:Proceeding of Japan-US workshop P-52 on plasma material interaction/high heat flux data needs for the next step ignition and steady state devices (1987)
- 9) 佐々木泰一, 他; 日本原子力学会誌 18(1976)217
- 10) 奥達雄, 衛藤基邦; 日本原子力学会誌 16(1974)418
- 11) 松尾秀人; JAERI-M 85-162(1985)
- 12) 奥達雄, 他; JAERI-M 7647(1978)
- 13) 松尾秀人; JAERI-M 8367(1979)
- 14) C. D. Croessmann et al; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)278
- 15) H. Bolt et al; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)256
- 16) H. Brinkschulte et al; J. Nucl. Mater. 155-157(1988)261
- 17) 佐藤千之助, 他; 日本原子力学会誌 21(1979)957
- 18) T. Tanabe et al; J. Nucl. Mater. 168(1989)191

- 19) 荒井長利, 他; JAERI-M 7415(1977)
- 20) 今井 久; 日本原子力学会誌 22(1980)769
- 21) 荒井長利, 奥達雄; JAERI-M 7646(1978)
- 22) 石山新太郎, 奥達雄; 日本原子力学会誌 30(1988)181
- 23) 石山新太郎, 他; 日本原子力学会誌 29(1987)1127
- 24) 石山新太郎, 他; 日本原子力学会誌 28(1986)966
- 25) 石山新太郎, 他; 日本原子力学会誌 29(1987)651
- 26) 今井 久; 原子力工業 33 No8(1987)61
- 27) 小川益朗; 日本機械学会論文集 (B編) 53 第488号(1987)1351
- 28) 今井 久, 他; JAERI-M 83-231 (1983)
- 29) 今井 久, 他; JAERI-M 9166 (1980)
- 30) 今井 久, 他; JAERI-M 8848 (1980)
- 31) 今井 久, 他; JAERI-M 9153 (1980)
- 32) 仲西恒雄, 他; 日本原子力学会誌 20(1978)63
- 33) 奥山邦人, 横田修一; 日本原子力学会誌 30(1988)47
- 34) L. C. F. Blackman (編); Modern Aspects of Graphite Technology: Chapter IV, Academic Press(1970)
- 35) 今井 久; 改訂炭素入門: 第7章, 炭素材料学会 (1984)
- 36) P. L. Walker et al; Advances in Catalysis: Vol. 11, Academic Press(1959)

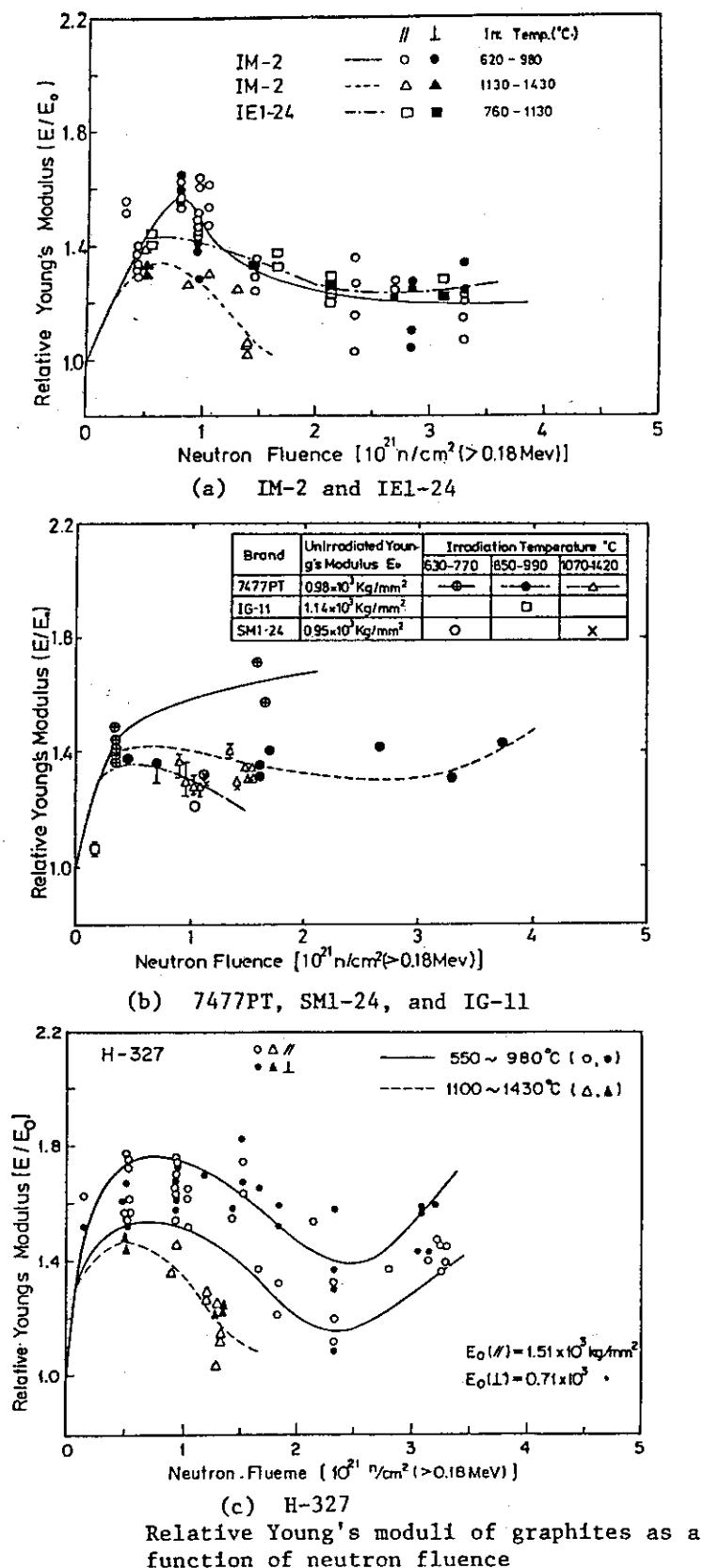
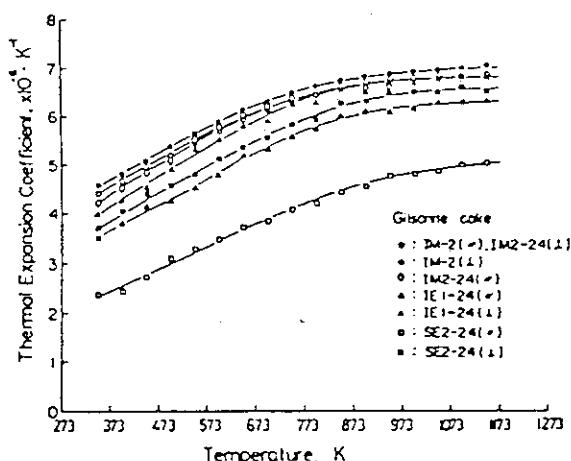
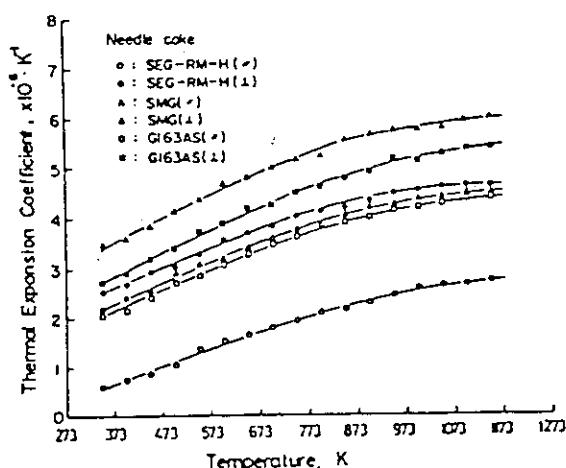


Fig. 4.2.9 Dependence of relative Young's moduli on neutron fluence



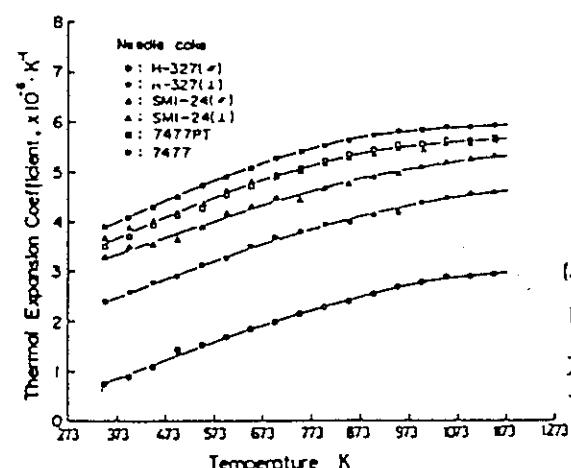
ギルソナイトコーカス系試料の熱膨張係数

(1)方向は、押し出し成型材の場合は、押し出し方向に平行方向、型込め成型材の場合は加圧方向に垂直方向である。また(4)方向は(1)方向に対して垂直方向である。



針状石油コーカス系試料の熱膨張係数(1)

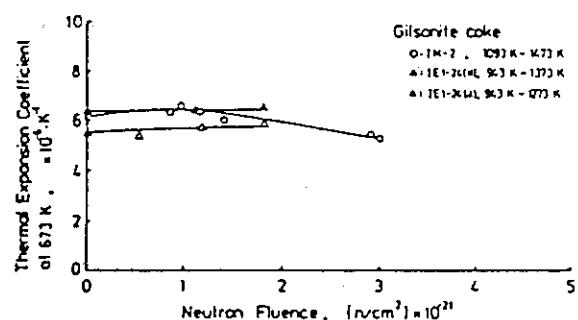
(1)方向は、押し出し成型材の場合は、押し出し方向に平行方向、型込め成型材の場合は加圧方向に垂直方向である。また(4)方向は(1)方向に対して垂直方向である。



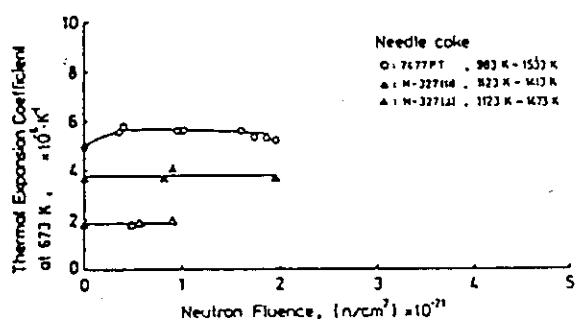
(1)方向は、押し出し成型材の場合は押し出し方向に平行方向、型込め材の場合は加圧方向である。また、(4)方向は(1)方向に対して垂直方向である。

針状石油コーカス系試料の熱膨張係数(2)

Fig. 4.2.10 Temperature dependence of thermal expansion moduli

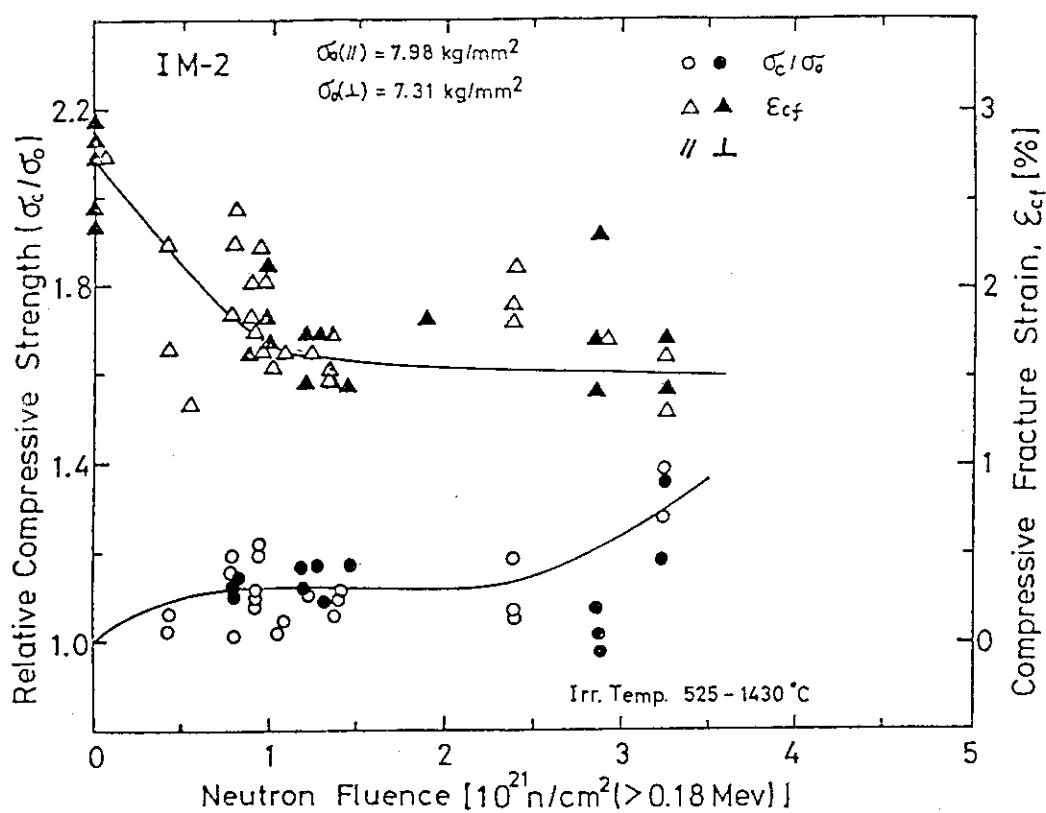


ギルソナイトコークス系試料の熱膨張係数の高温照射による変化

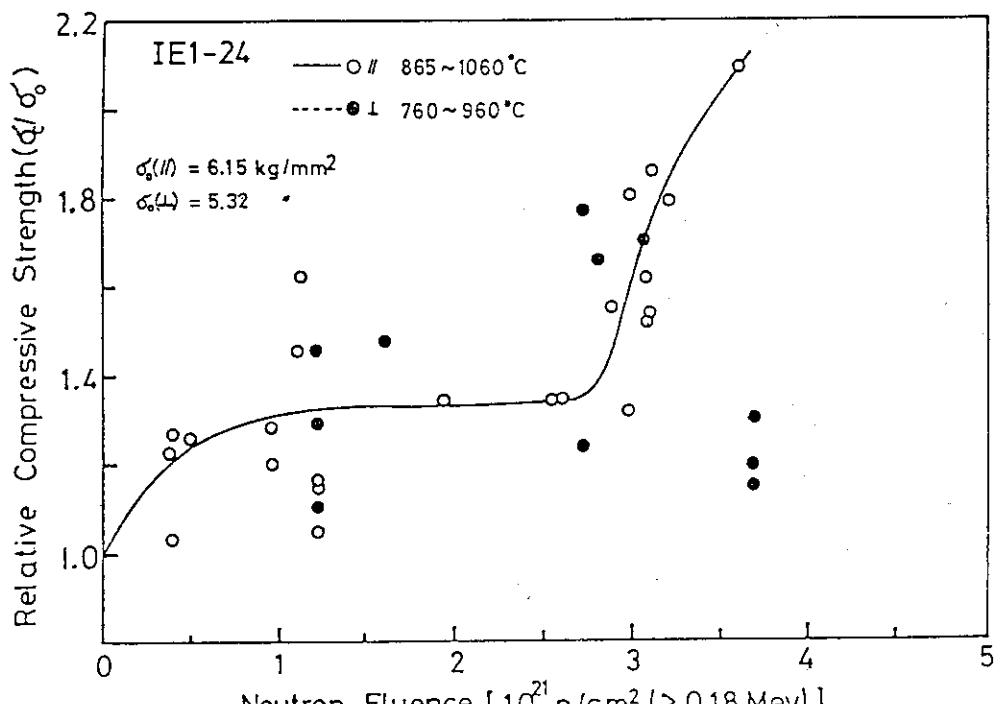


針状石油コークス系試料の熱膨張係数の高温照射による変化

Fig. 4.2.11 Dependence of thermal expansion moduli on neutron fluence



(a) IM-2



(b) IE1-24, relative compressive strength

Fig. 4.2.12 Relative compressive strengths and fracture strains of graphites as a function of neutron fluence

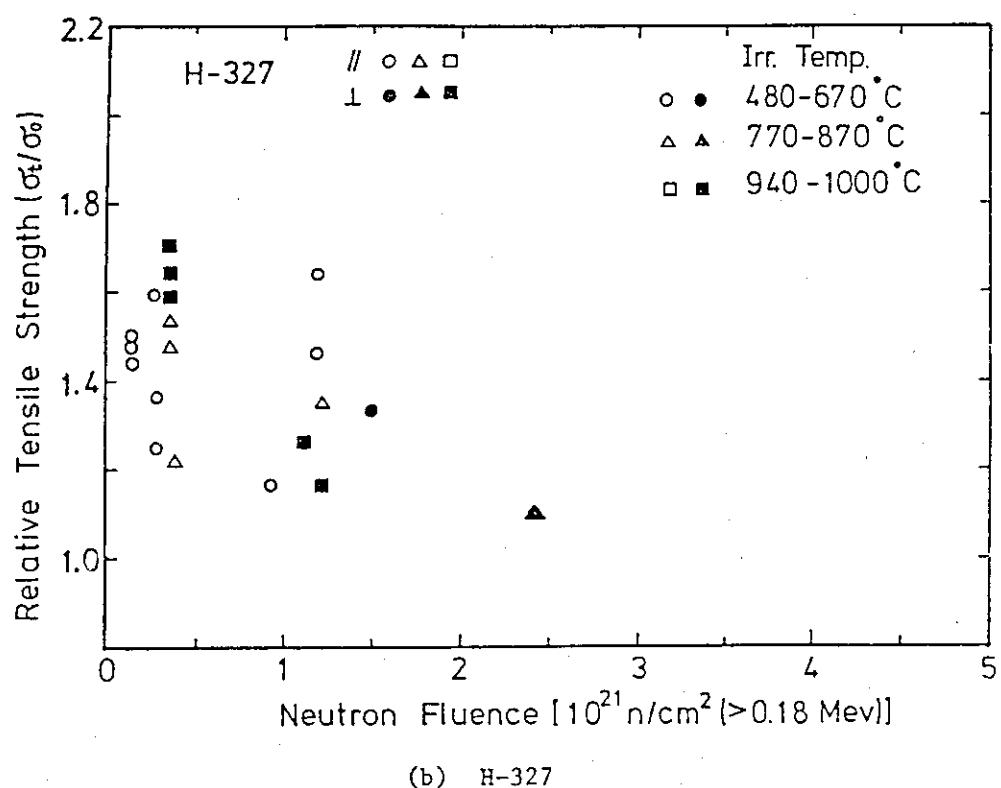
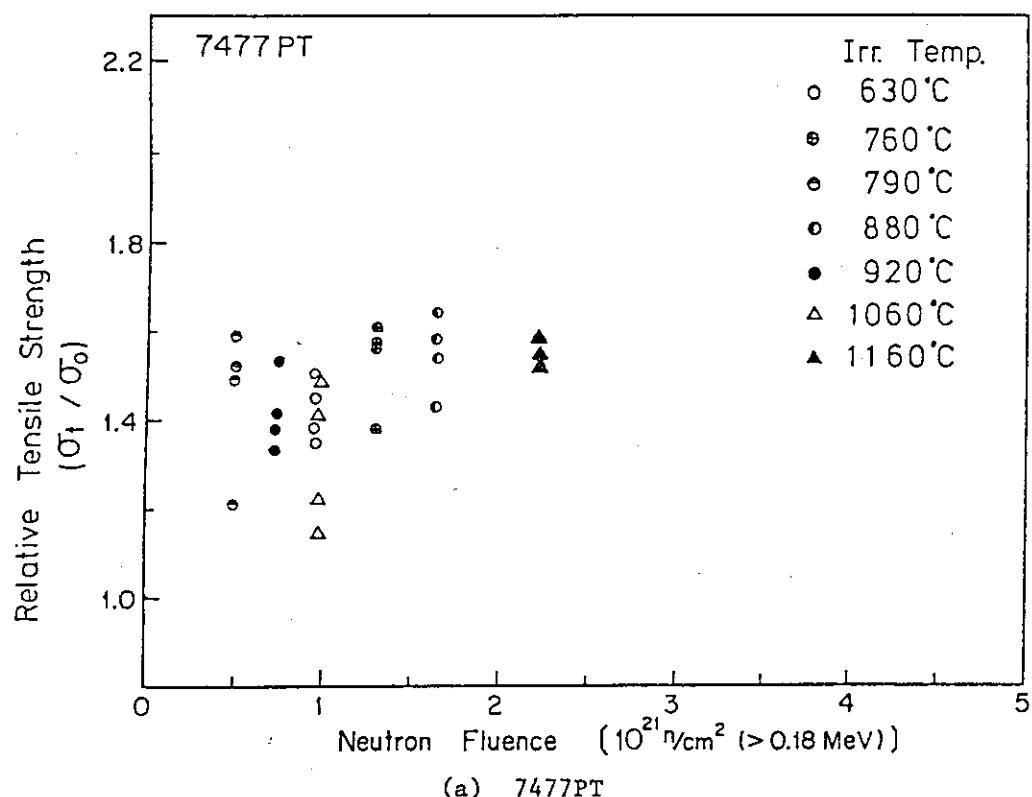
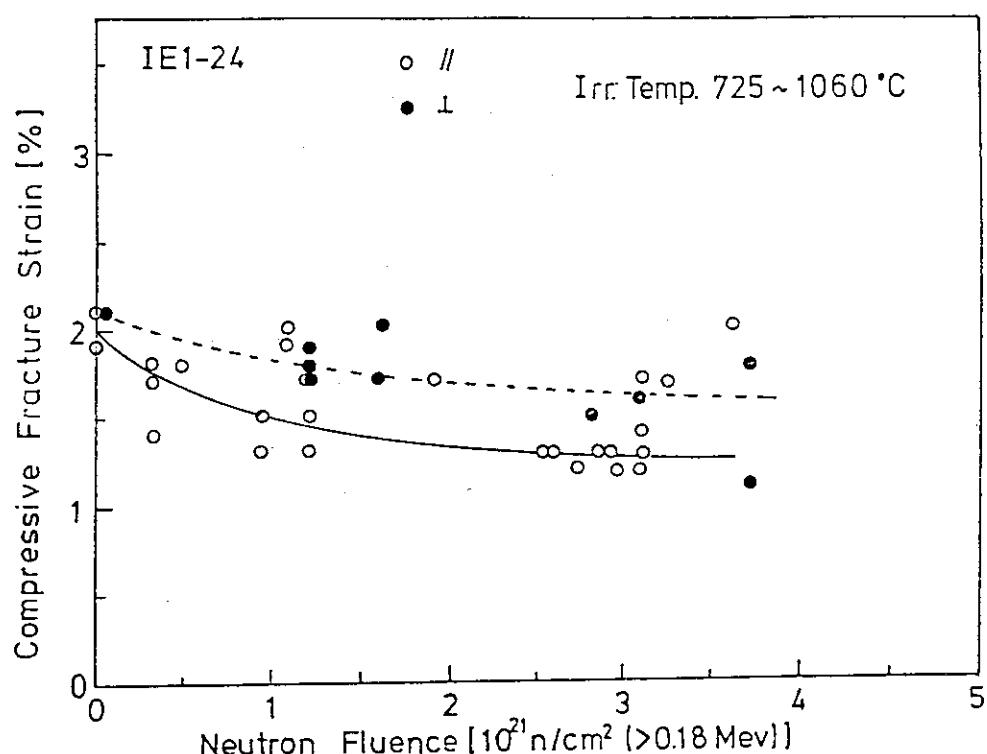
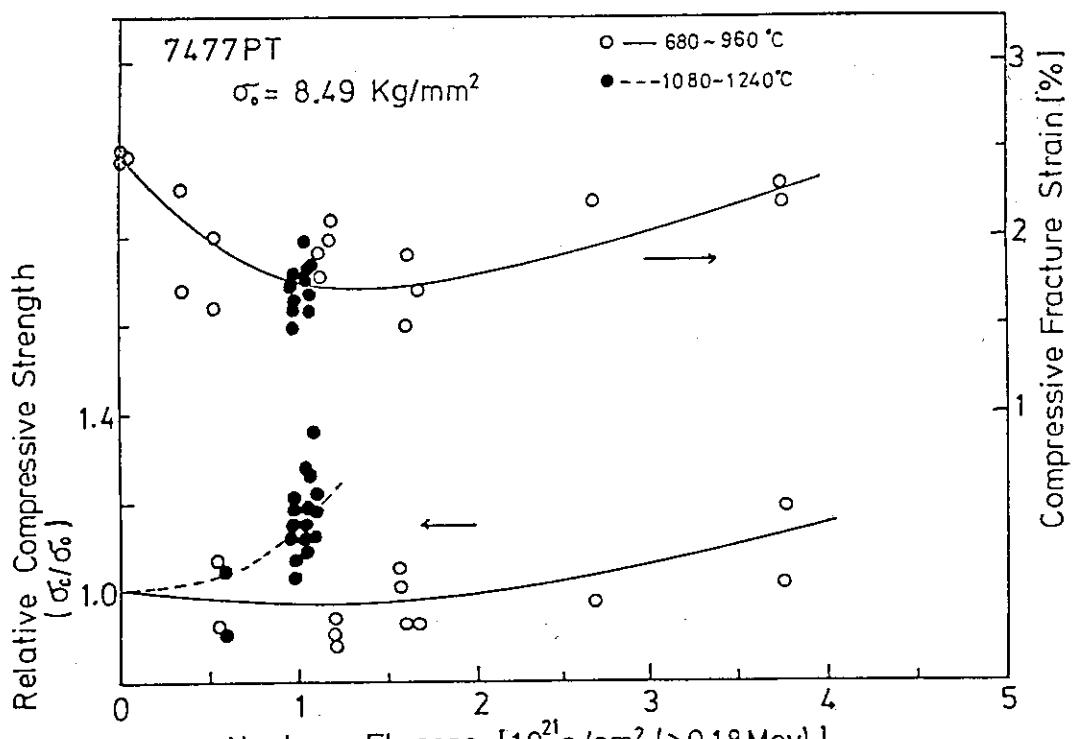


Fig. 4.2.13(a) Relative tensile strengths of graphites as a function of neutron fluence



(c) IE1-24, fracture strain



(d) 7477PT

Fig. 4.2.13(b) Relative compressive strength vs. neutron fluence

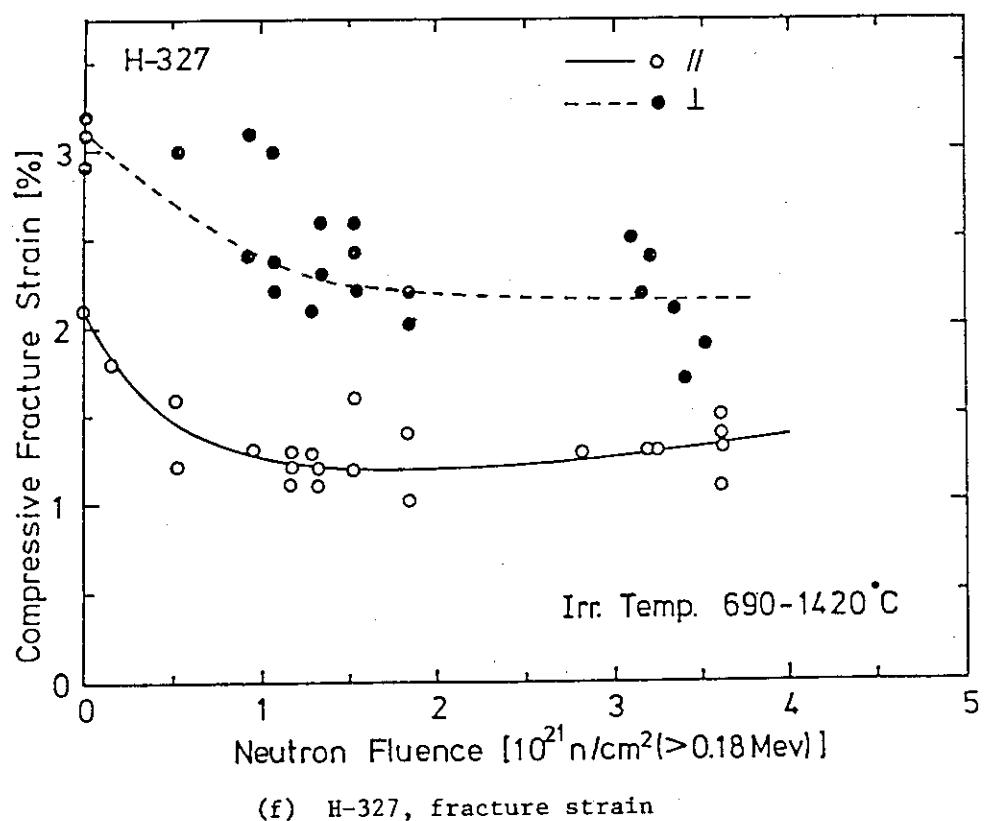
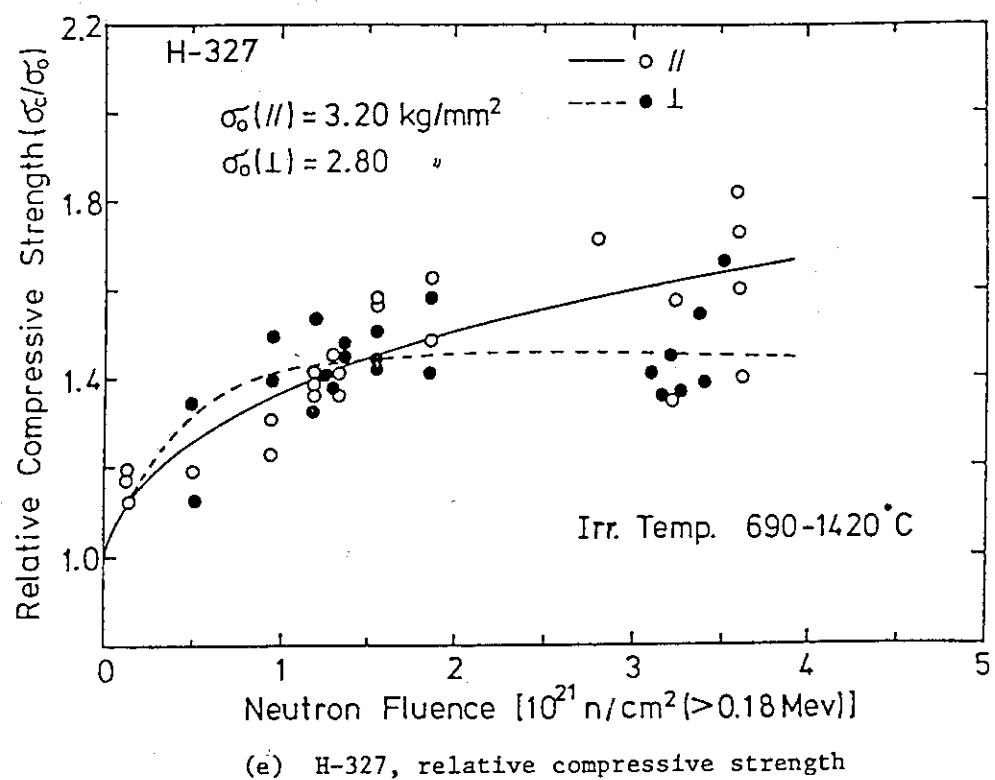


Fig. 4.2.13(c) Relative compressive strength vs. neutron fluence

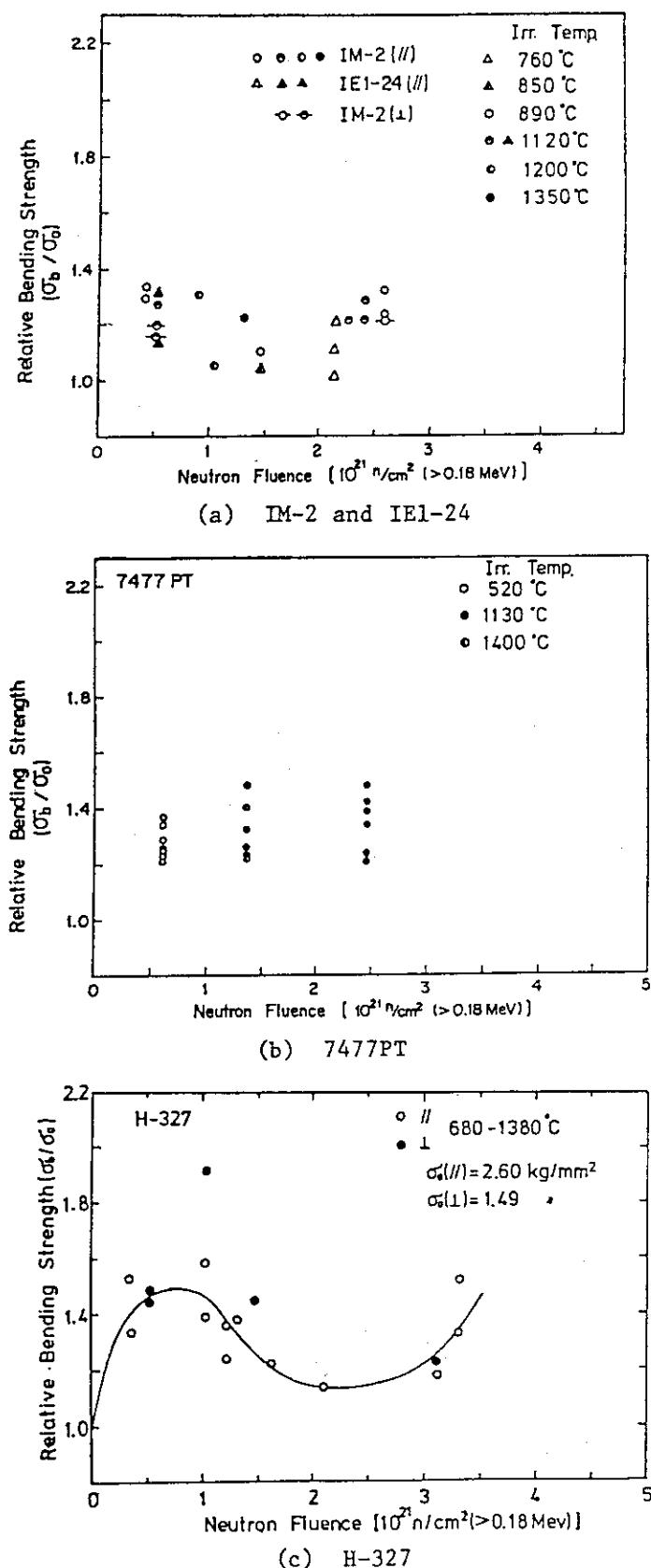
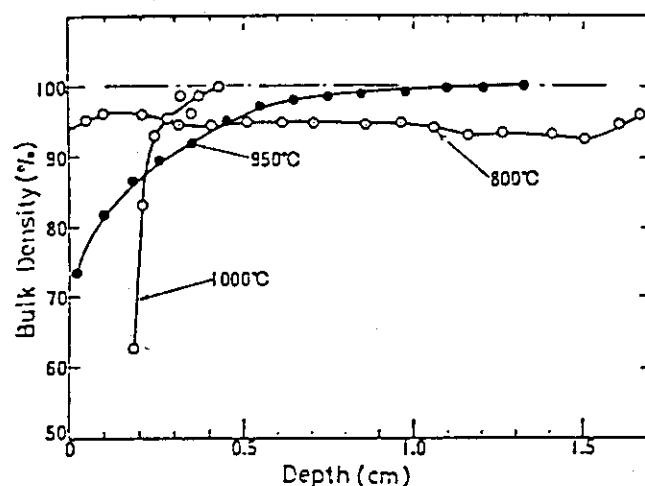
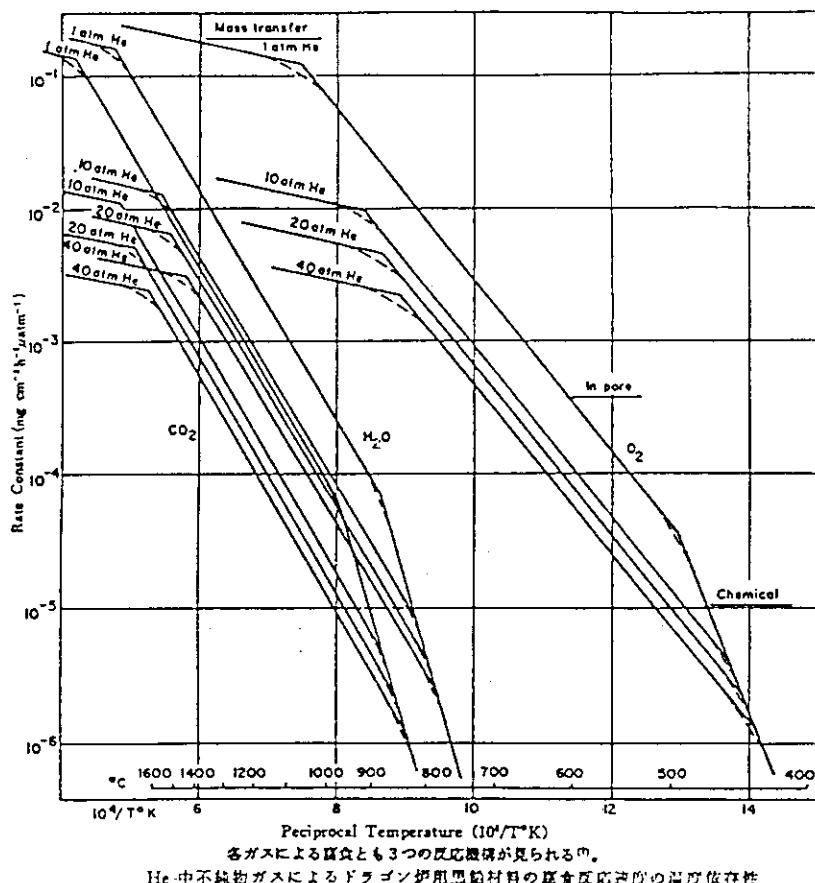


Fig. 4.2.14 Relative bending strengths of graphites as a function of neutron fluence



横軸は試験片表面からの深さを示す。  
He 中水蒸気によって腐食された  
SMI-24 黒鉛試験片(腐食率:  
5.25%)の内部見掛け密度分布

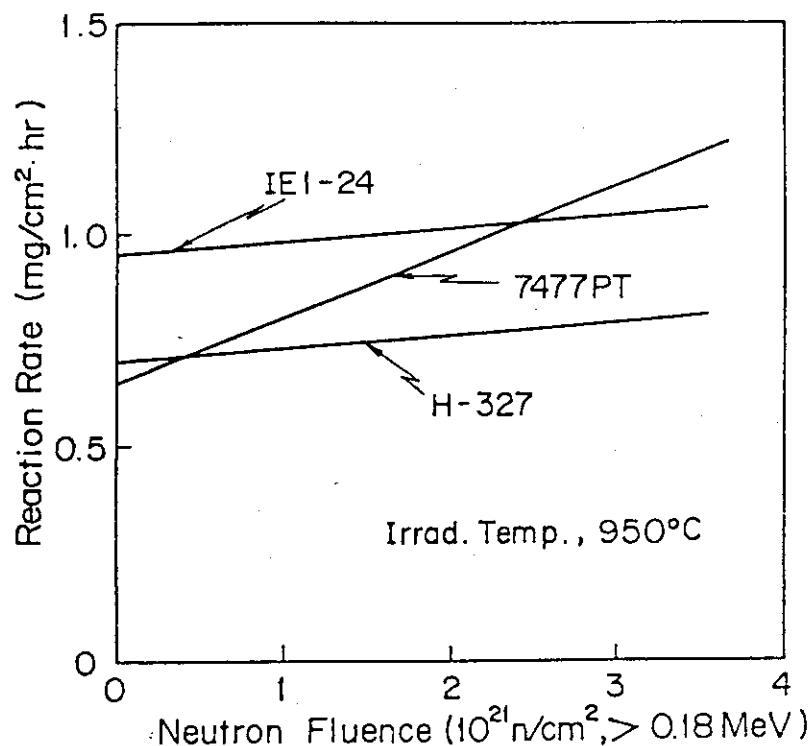
Fig. 4.2.15 Graphite density distribution



各ガスによる直食とも3つの反応機構が見られる。

He 中不純物ガスによるドラゴン炉用黒鉛材料の直食反応速度の温度依存性

Fig. 4.2.16 Dependence of reaction rate on temperature



Effect of neutron fluence on reaction rates of various graphites at 1000°C and 0.65% of water vapor in helium.

Fig. 4.2.17 Dependence of graphite-steam reaction rate on neutron fluence

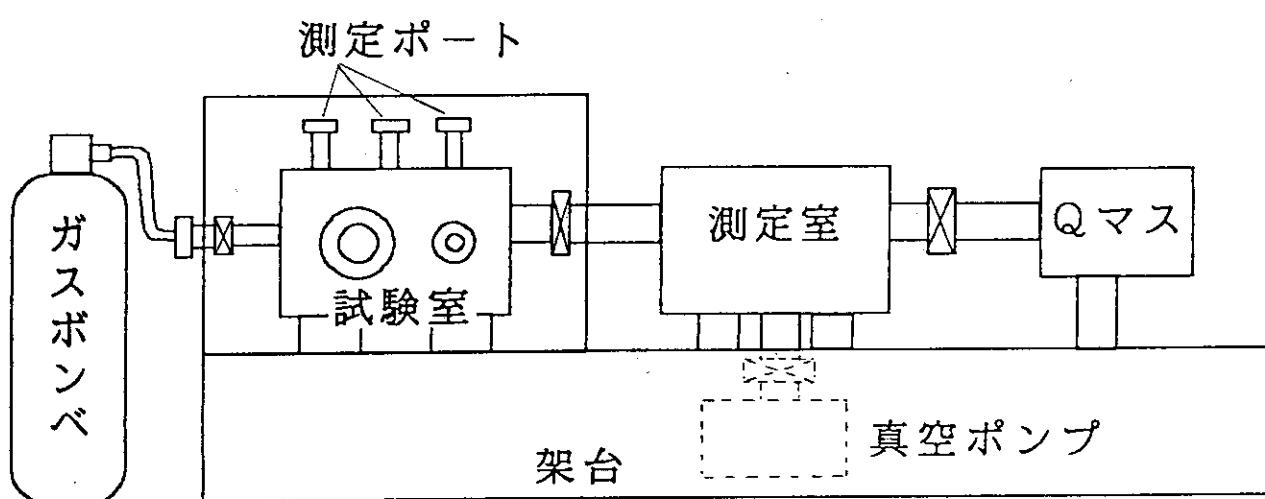


Fig. 4.2.18 Schematic of the machine

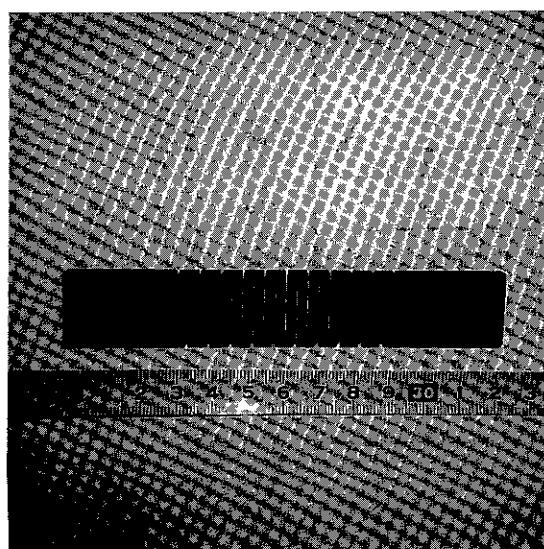


Fig. 4.2.19 Test piece of carbon  
(PD-330S, Hitachi-kasei)

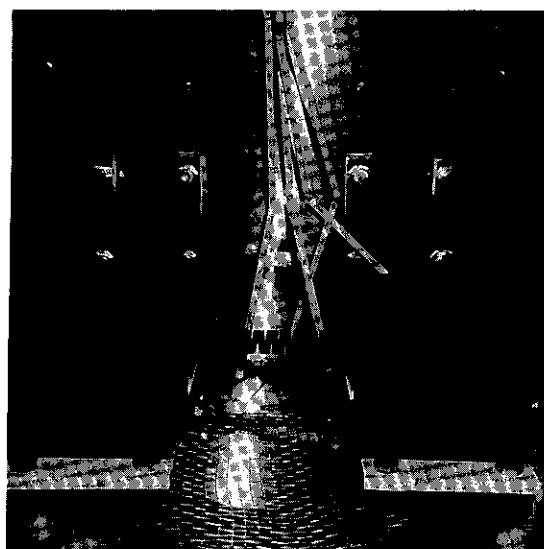


Fig. 4.2.20 Test piece installed  
in test vessel



Fig. 4.2.21 Test piece at 1000°C

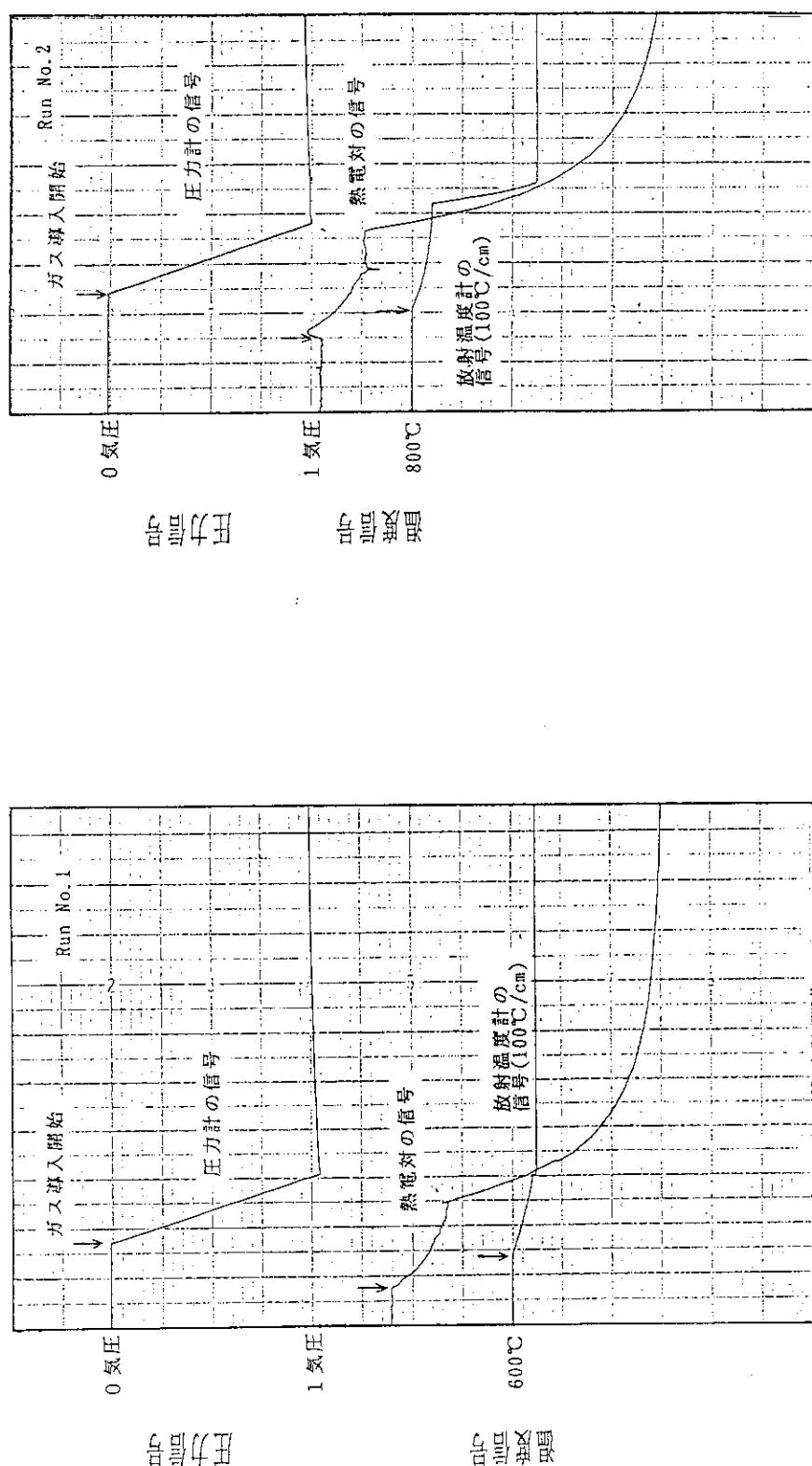


Fig. 4.2.22 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of dry air to the test piece at 600°C

Fig. 4.2.23 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of dry air to the test piece at 800°C

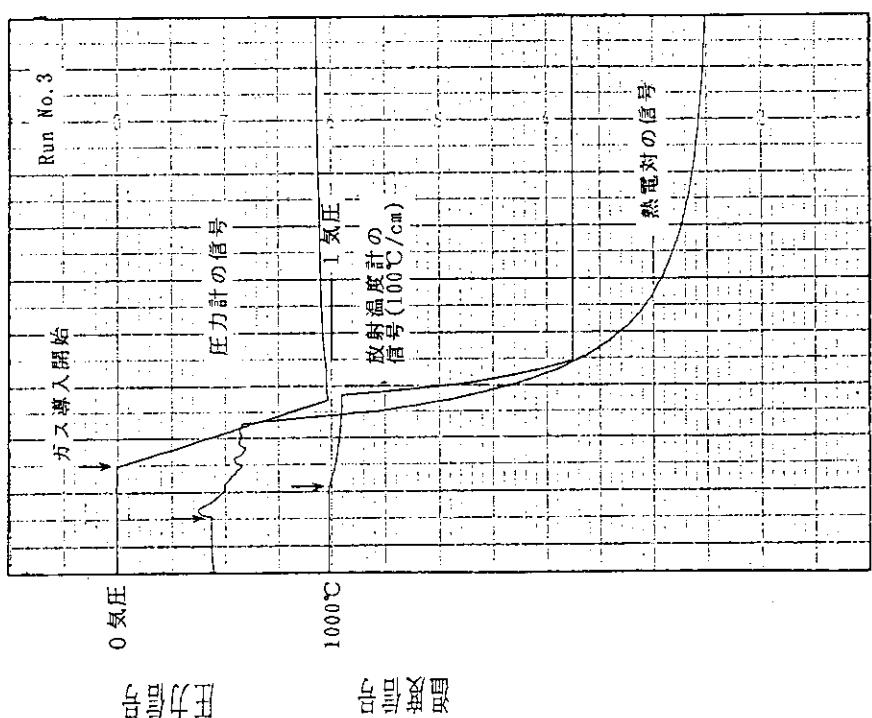
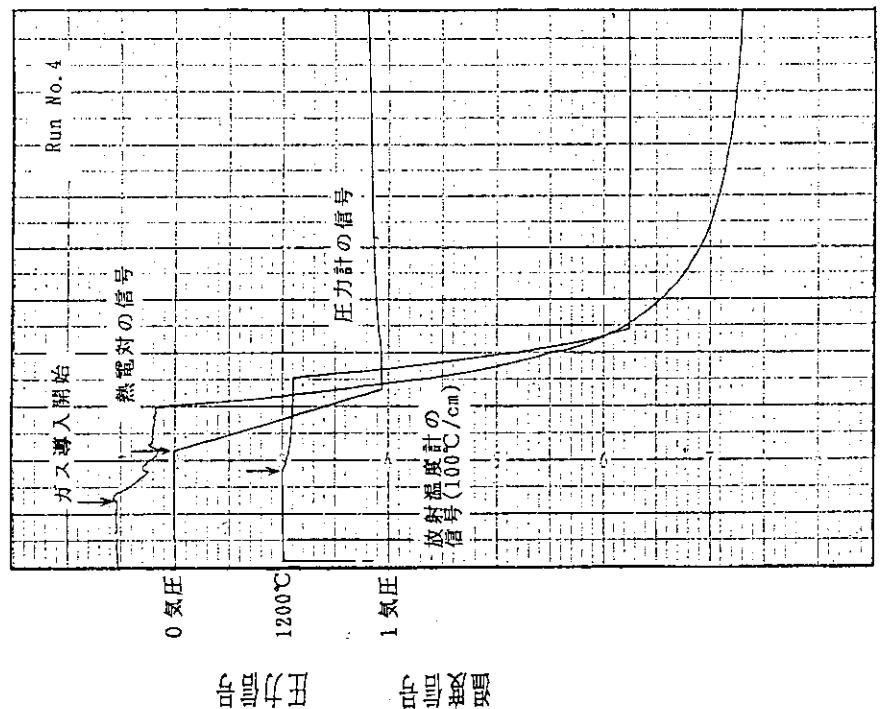


Fig. 4.2.24 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of dry air to the test piece at 1000°C

Fig. 4.2.25 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of dry air to the test piece at 1200°C

時間 (min/cm)

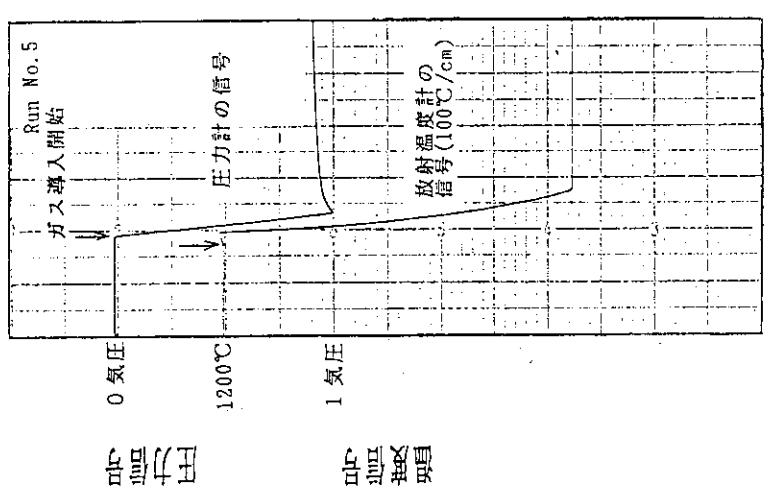


Fig. 4.2.26 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of dry air to the test piece at 1200°C

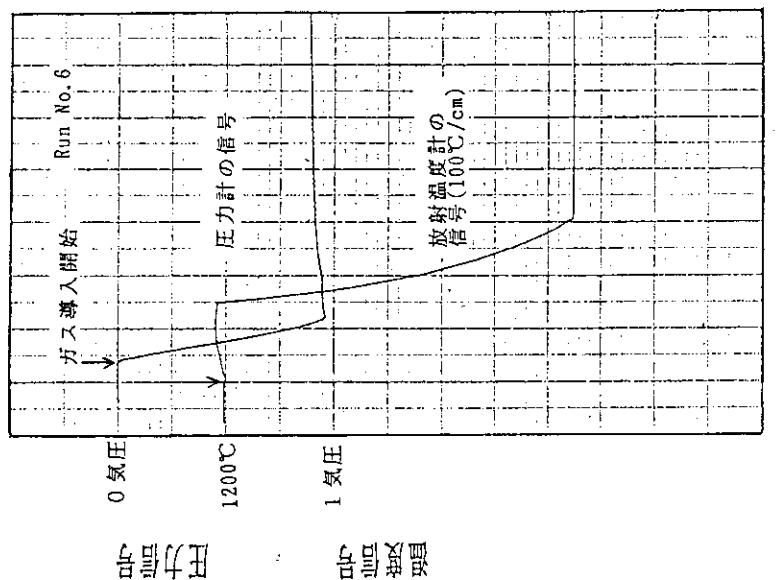


Fig. 4.2.28 Time evolution of test piece temperature and vessel pressure in the injection of air (moisture 60%) to the test piece at 1200°C

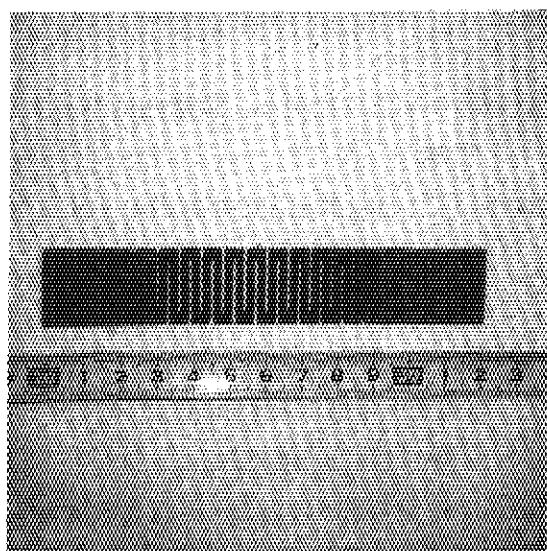


Fig. 4.2.27 Test piece after dry air carbon reaction

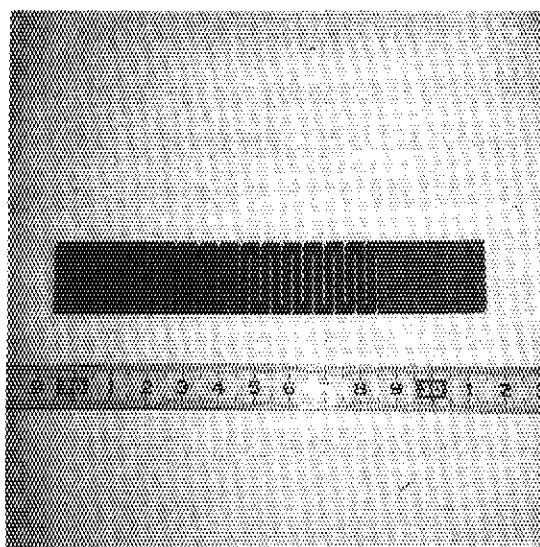


Fig. 4.2.29 Test piece after air (moisture 60%) carbon reaction

#### 4.3 放出されたトリチウムの炉室内での挙動

事故時20 g のトリチウムが炉室内に放出された場合の炉室内でのトリチウム濃度がどう変化するか調べる。

換気系ではTCSを通した空気を再び炉室内に戻し、炉室内にリークして入る分のみを外部に放出するというリサイクルモードとする。

ステンレス綱ライニング壁について、20 g 放出後の炉室内のトリチウム濃度の変化をFig. 4.3.1, Fig. 4.3.2に示す。

$T_2$ はHT, HTOに転換することと、換気系の働きで放出後10<sup>6</sup>秒(11.6日)で10<sup>2</sup>Bq/m<sup>3</sup>以下になる。これに対し、HTOはステンレス綱表面で、吸着、脱着を繰り返すため、その濃度は10<sup>7</sup>秒(116日)経過後でも10<sup>7</sup>Bq/m<sup>3</sup>にとどまり、作業室内のHTOの濃度限度は7×10<sup>5</sup>Bq/m<sup>3</sup>を上回っている。この濃度限度より低くなるのは1.5×10<sup>7</sup>秒(173日)後である。

Fig. 4.3.3には、 $T_2$ 及びHTのステンレス綱への吸着、拡散量の微分値及び積分値を示す。10<sup>6</sup>秒(11.6日)経過後壁内部へのトリチウムの移行はほぼ0になりそれ以降、徐々に炉室側に再放出されることになる。壁へのトリチウム以降量の積分値は最大6.5×10<sup>3</sup>Bq(1.8×10<sup>-2</sup>)であり、全放出量7.1×10<sup>15</sup>Bqに対し7桁小さい。一方、HTO、 $T_2$ Oの表面吸着量の最大値は10<sup>5</sup>秒から10<sup>6</sup>秒の間に起こり、HTOで3.3×10<sup>15</sup>Bqと全放出量の44%にも達する。しかし、表面吸着量は10<sup>7</sup>秒以降急激に減少する。(Fig. 4.3.4)

Fig. 4.3.5には換気系除去効率99%を通して外部に放出されるトリチウム量の微分値、及び積分値を示す。微分値は炉室内の全トリチウム濃度の変化に対応する。外部に放出されるトリチウム量は10<sup>11</sup>Bq(2.7C<sub>1</sub>)あり、炉室放出トリチウム量7.5×10<sup>15</sup>Bqの1.4×10<sup>-3</sup>%程度にとどまる。

コンクリート壁について、炉室内のトリチウム濃度変化をコンクリート中の水分量が多いケース(含水量1%)と少ないケース(含水量0.01%)で比較する。水分量が多い方が炉室中のHTO吸収する効果が大きく、炉室内のトリチウム濃度の現象が速い。HTO濃度がエアーラインスーツ等の防護服を必要としないで作業できる濃度限度、7×10<sup>5</sup>Bq/m<sup>3</sup>以下になる時間は、ステンレス綱ライニング壁で2.1×10<sup>7</sup>秒(243日)に対し含水量0.01%のコンクリート壁で1.3×10<sup>7</sup>秒(150日)、含水量1%のコンクリート壁で1.15×10<sup>7</sup>秒(133日)、含水量10%のコンクリート壁で5×10<sup>6</sup>秒(58日)とコンクリート壁によるHTO吸収効果が著しい。(Fig. 4.3.6)

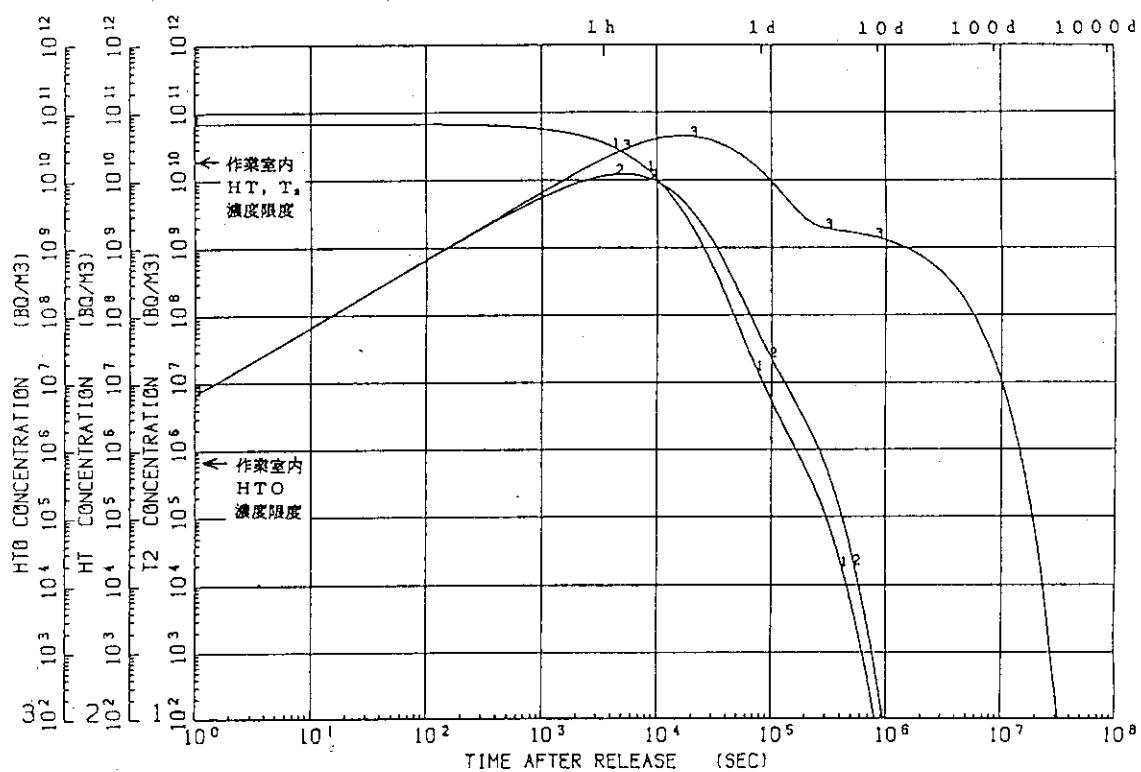


Fig. 4.3.1 Tritium concentration change in reactor room after momentary release ( $N_{Tl}$ ,  $N_{HT}$ ,  $N_{HTO}$ )

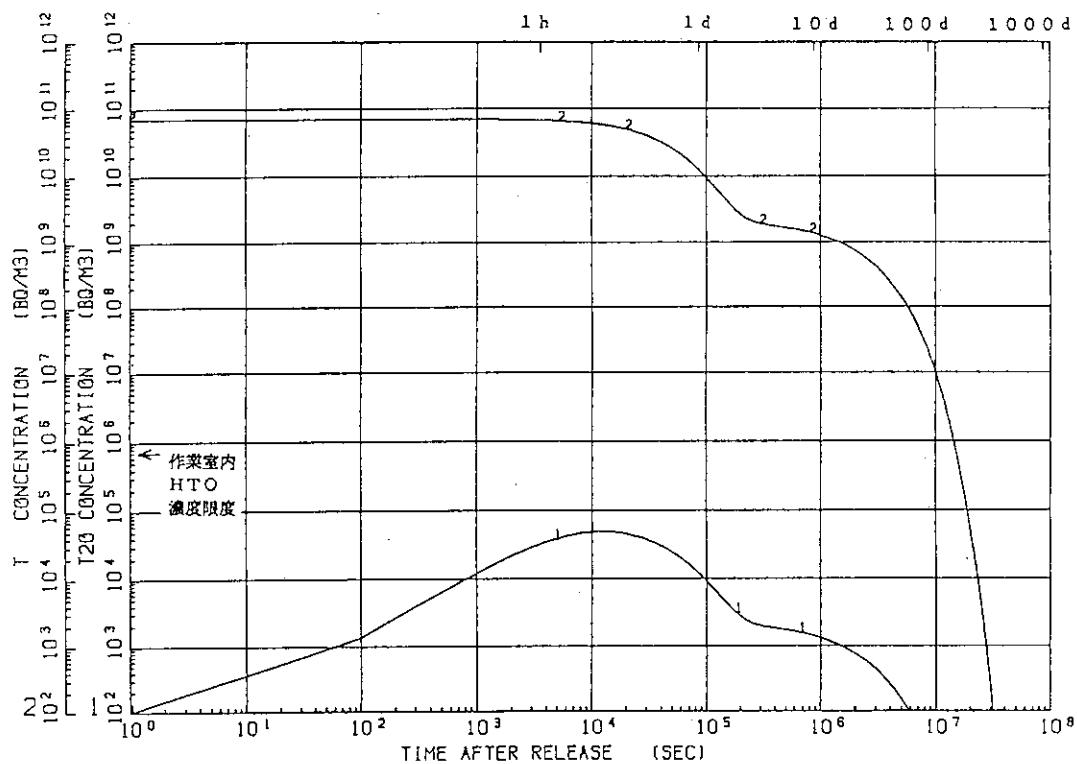


Fig. 4.3.2 Tritium concentration change in reactor room after momentary release ( $N_{TlO}$ ,  $N_T$ )

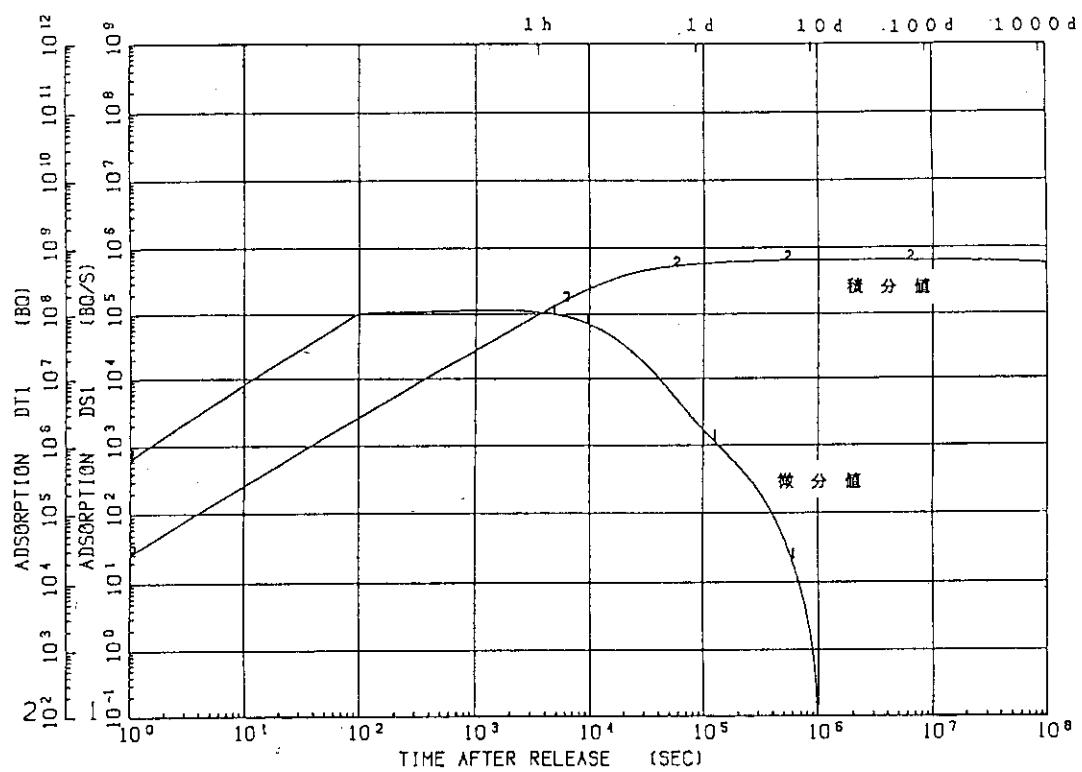
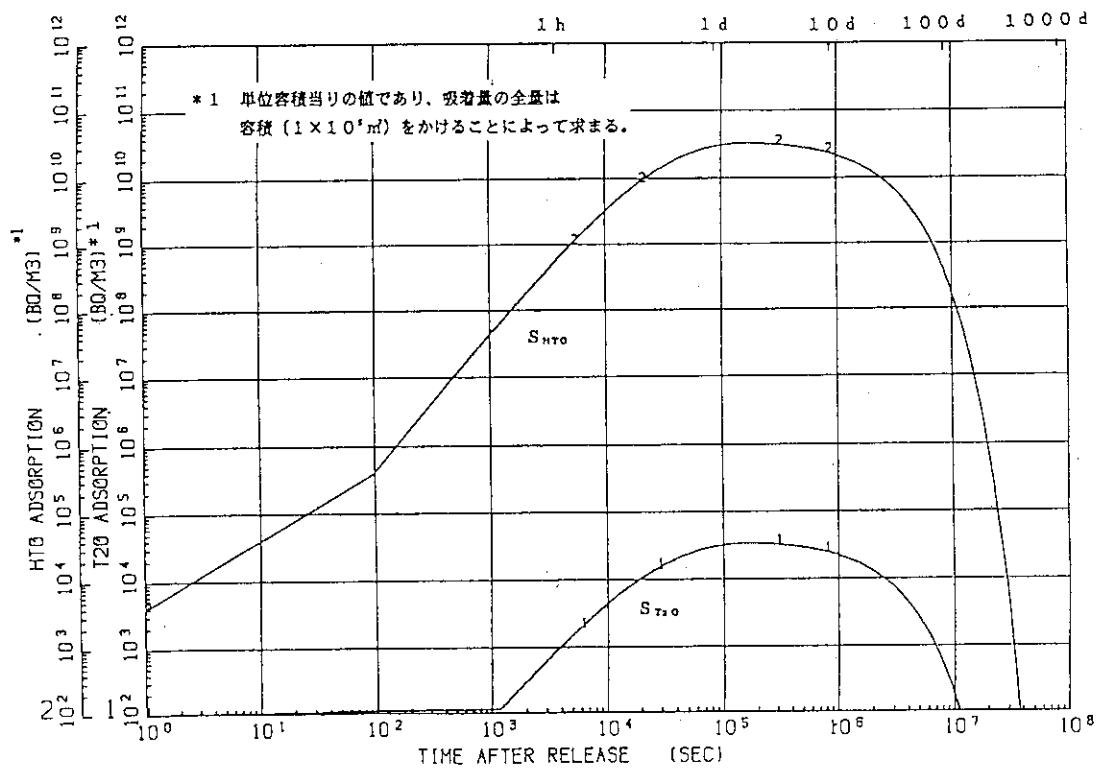


Fig. 4.3.3 Change of amount of tritium diffused into SUS

Fig. 4.3.4 Change of amount of HTO and T<sub>2</sub>O absorbed onto SUS after momentary release

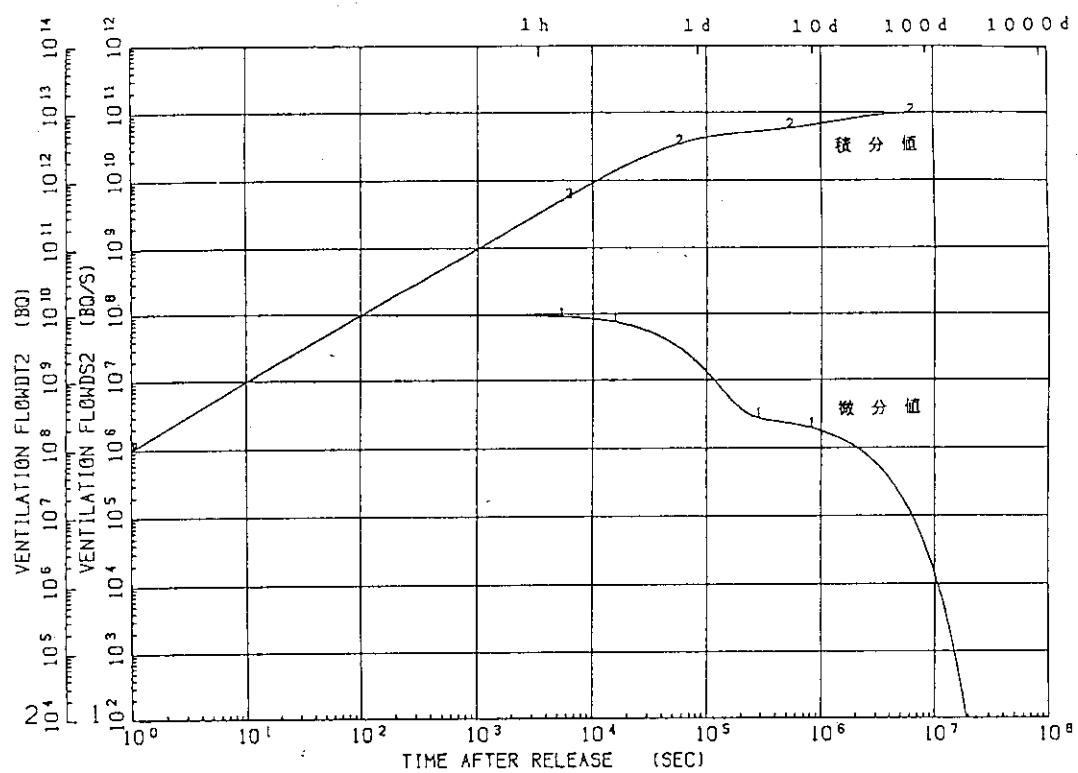


Fig. 4.3.5 Change of amount of tritium released into environment after momentary release

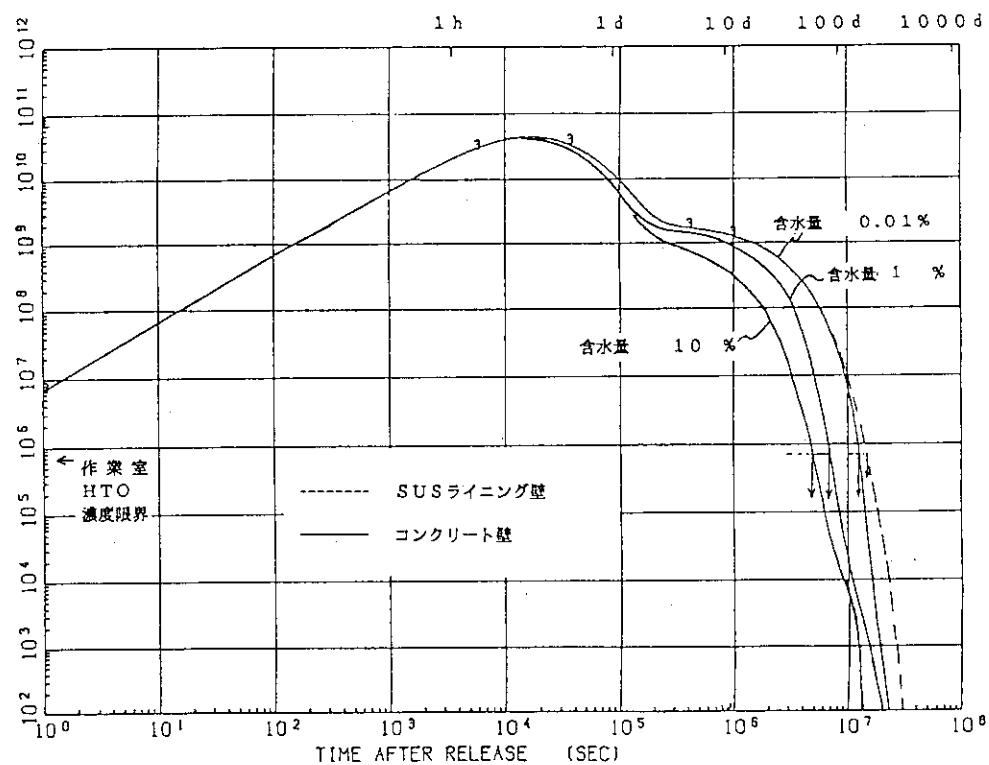


Fig. 4.3.6 Effect of water content in concrete on change of HTO concentration in reactor room after momentary release

#### 4.4 FMEA

FERの概念設計レベルでのFMEAについては1987年度までにも検討をしていた。しかし1988年からのITERの概念設計の検討にともない、FERについても設計が見直しされた。

ここでは、1989年度の新しいFERの設計に基づきFMEA全体を見直した。今回のおもな変更は真空排気系や燃料注入系等を含む燃料循環系関連、およびブランケット・テストモジュールの関連の系統であり、その他はほとんど変わらなかった。

見直し結果をTable 4.4. 1～56に示す。

Table 4.4.1 Failure modes and effects analysis for FER

No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の検知方法	故障分類	(1/1)	
								F	E
1	・真空保持	・リーグ	・溶剤不純	・漏洩物	・プラスマ消滅	・真空度	・大	・炉停止	・炉停止
2	・真空容器本体	・リーグ	・溶剤不良	・漏洩物	・プラスマ消滅	・真空度	・中	・炉停止	・炉停止
3	・アクセスポート	・真空保持	・リーグ	・溶剤不良	・漏洩物	・プラスマ消滅	・真空度	・小	・炉停止
4	・ゲート弁	・真空保持	・リーグ	・溶剤不良 ・破損 ・ボルトのゆるみ	・漏洩物	・プラスマ消滅	・真空計	・炉停止	・炉停止
5	・冷卻配管	・コンボネント冷却 及び冷却管とりまと	・破壊、変形、ねれ	・異常力	・冷卻水の流れ	・真空計	・小	・炉停止	・炉停止

Table 4.4.2 Failure modes and effects analysis for FER

Table 4.4.3 Failure modes and effects analysis for FER

システム : ダイバーターバンデラ		F E R F M E A				(2/2)	
No	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の検知方法	故障分類 大 中 小
1	ダイバーターバンデラ 冷却管	受熱板冷却 流量喪失	・ボンブ触頭着 ・冷却管破裂	・受熱板冷却過熱 ・冷却水の真空容器内の流入	・冷却水の真空容器内の流入	・炉内監視装置	・燃焼修理 ・真空排気系保護 ・停 止
2	冷却材噴射	破裂	・割 ・クラック(異常応力 受熱板に対する異常 熱負荷)	・受熱板冷却 ・蒸発管 ・真空排気系への高温水流入	・冷却水の真空容器内の流入	・炉内監視装置	・燃焼修理 ・真空排気系保護 ・停 止
3	冷却管とアーチ形 マーカー剥離	異常応力	・冷却管へシグマ ・破損の可能性	・冷却水の真空容器への流入	・炉内監視装置	・燃焼修理 ・真空排気系保護 ・停 止	
4	ダイバーターバンデラ 拘束(SUS補強板)	受熱板、冷却管, 支持					
5	ダイバーターバンデラ	中性子、2次γ線から 保護する 生体を保護する	・破裂、変形 ・異常応力	・ヨウルの核爆発		・炉内監視 ・停 止	
6	ダイバーターバンデラ 延長部	真空シール	・破裂、変形 ・異常応力	・大気が真空容器内部に流入す る		・燃焼修理 ・真空排気系保護 ・停 止	
7	冷却配管 (ヘッダーハンダ)	コンボーネント冷却 ・及び冷却管と/or の漏れ	・破裂、変形、割れ ・異常応力	・冷却水の真空容器ダクト への漏れ ・真空排気系で の水の排出		・燃焼修理 ・真空排気系保護 ・停 止	
8							
9							
10							
11							
12							
13							
14							
15							
16							
17							
18							
19							
20							
21							
22							
23							
24							
25							
26							
27							
28							
29							
30							
31							
32							
33							
34							
35							
36							
37							
38							
39							
40							
41							
42							
43							
44							
45							
46							
47							
48							
49							
50							
51							
52							
53							
54							
55							
56							
57							
58							
59							
60							
61							
62							
63							
64							
65							
66							
67							
68							
69							
70							
71							
72							
73							
74							
75							
76							
77							
78							
79							
80							
81							
82							
83							
84							
85							
86							
87							
88							
89							
90							
91							
92							
93							
94							
95							
96							
97							
98							
99							
100							
101							
102							
103							
104							
105							
106							
107							
108							
109							
110							
111							
112							
113							
114							
115							
116							
117							
118							
119							
120							
121							
122							
123							
124							
125							
126							
127							
128							
129							
130							
131							
132							
133							
134							
135							
136							
137							
138							
139							
140							
141							
142							
143							
144							
145							
146							
147							
148							
149							
150							
151							
152							
153							
154							
155							
156							
157							
158							
159							
160							
161							
162							
163							
164							
165							
166							
167							
168							
169							
170							
171							
172							
173							
174							
175							
176							
177							
178							
179							
180							
181							
182							
183							
184							
185							
186							
187							
188							
189							
190							
191							
192							
193							
194							
195							
196							
197							
198							
199							
200							
201							
202							
203							
204							
205							
206							
207							
208							
209							
210							
211							
212							
213							
214							
215							
216							
217							
218							
219							
220							
221							
222							
223							
224							
225							
226							
227							
228							
229							
230							
231							
232							
233							
234							
235							
236							
237							
238							
239							
240							
241							
242							
243							
244							
245							
246							
247							
248							
249							
250							
251							
252							
253							

Table 4.4.4 Failure modes and effects analysis for FER

システム : ガード本体		F E R F M E A		(1/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障の検知方法
1	グラフィックディスプレイ	熱負荷、粒子負荷	蓄冷槽を越えた限界	疲労、異常粒子負荷	冷却水の真空容器への流入 ・タイバータ冷却管破損
2	受熱板、支持板 (受熱板、SUS6 接着接合部)	変形、割れ、危険	異常応力、電動力 アーチング、腐力異常	冷却水の真空容器への流入 ・炉内監視装置	炉内監視装置 ・交換、修理 ・炉停止
3	受熱板、支持板 (受熱板、SUS6 接着接合部)	変形による耐力線に対する傾き角の要因により限界 量剪大			炉内監視装置 ・交換、修理 ・炉停止
4	受熱板、支持板 (受熱板、SUS6 接着接合部)	異常応力			炉内監視装置 ・交換、修理 ・炉停止
5	受熱板、支持板 (受熱板、SUS6 接着接合部)	変形、変形	異常応力	冷却水ヘッダーベルトの可逆性	炉内監視装置 ・交換、修理 ・炉停止
6	受熱板、支持板 (受熱板、SUS6 接着接合部)	クラウドアイトアーチ 冷却	異常応力アーチ 及び冷却	真空容器への冷却水注入 ・コンボーネント冷却 及び冷却槽ととりまと め	炉内監視装置 ・圧力計 ・排気系の水の 排出 ・交換修理

Table 4.4.5 Failure modes and effects analysis for FER

Table 4.4.6 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム		F E R F M E A		(1/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの障害の発現方法
第一壁	粒子, 中性子, 無効, 放射等による損耗に対する防護材質負荷に対する防護材質	・過熱, 液化等による損耗 ・アルカリ負荷に対する防護材質	・ディスラッシュ時 異常応力 ・クラック, 剥離, 錆 ・損傷, ミサイル ・漏水 ・アーリング ・応力集中 ・疲労	・真空容器への冷却水の漏洩 ・腐食, 熱 ・漏出	・圧力計 ・温度計 ・損耗測定装置
可動遮蔽	超伝導マグネットに対する遮蔽構造と人身保護のための生体遮蔽	・クラック, 剥離, 錆 ・損傷	・ディスラッシュ時 異常応力 ・アーリング ・応力集中 ・疲労	・真空容器への冷却水の漏洩 ・腐食, 熱 ・漏出	・圧力計 ・温度計
・シエル導体	・プラズマのPassive control (プラズマ垂直位置制御)	・クラック, 剥離, 錆 ・損傷	・ディスラッシュ時 異常応力 ・アーリング ・応力集中 ・疲労 ・ボトルのゆるみ	・真空容器への冷却水の漏洩 ・腐食, 熱 ・漏出	・圧力計 ・温度計

Table 4.4.7 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(2/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障箇所の影響	故障検知方法	故障分類	処置・対処
1	冷却循環	・サブシステムの冷却	・冷却材喪失 ・冷却循環喪失	・断線、クラック ・コンボネントの温 度上昇	・プラスマ真空容器への冷却 水の流入	・圧力計 ・温度計	大	アラーム停止
2	電源装置	電源供給	電源供給喪失	電源装置の過負荷	電源供給喪失	電源供給喪失	中	アラーム停止
3	炉本体遮蔽	遮蔽	遮蔽喪失	遮蔽装置の故障	遮蔽喪失	遮蔽喪失	小	アラーム停止

Table 4.4.8 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム : 固定 定 本 体 体		F E R F M E A				(1/1)		
No	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障の検知方法	故障分類 大 中 小	処置・対処
1	地盤	荷電粒子、中性子、 熱に応じる防護 リップル損失に対する防護	溶融、液滴等による 損耗	ディスラッシュ時 異常応力	真空容器への冷却水の漏洩 崩壊	圧力計 温度計 損耗測定装置	・プラスマ停止	
2			・クラック、割れ、破 損、ミサイル	・クラック、割れ、破 損 (ディスラッシュ時) ・漏水				
3			・アーチング					
4			・応力集中					
5			・疲労					
6			・ボルトのゆるみ					
7	固定遮蔽	超伝導マグネットに対する防護遮蔽と 人身保護のための生 体遮蔽	・クラック、割れ、破 損	ディスラッシュ時 異常応力 アーチング	・真空容器への冷却水の漏洩 崩壊	圧力計 温度計	・プラスマ停止	
8			・応力集中					
9			・疲労					
10			・ボルトのゆるみ					
11	電気機器部	必要とされる真空容器の一回路折りを供給 とともににも真空シール	・電気的短絡	・アーチング ・絶縁破損	・異常電磁力発生			
12								
13	冷却部	・サブシステムの冷却 ・冷却流量減少	・冷却材喪失 ・冷却管破裂	・破断、クラック ・冷却管破裂	・プラスマの真空容器への冷却 ・海水の流入	圧力計 温度計	・プラスマ停止	
14								

Table 4.4.9 Failure modes and effects analysis for FER

Table 4.4.10 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A						
システム : プランケット工学試験設備 サブシステム : ブランケットモジュール		(1/1)				
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障検知方法
1	ブランケットテストモジュール	(1)トリチウム生産および リサイクル(中性子エネルギー への変換)	①電極(導電材)破損による電極断続現象 (中性子エネルギー分布、エネルギーの異常)	・トリチウム生成量の増又は減少 ・核熱平衡分布変化 ・質量移行量大	・トリチウム回収量の変化 ・冷却材温度変化 ・核熱平衡分布変化 ・温度分布変化	・トリチウム回収量の変化 ・冷却材温度変化 ・核熱平衡分布変化 ・温度分布変化
2	ブランケットモジュール	(2)トリチウム回収装置 の異常	③地盤温度分布変化 (②に起因) ④Heスイーブガス漏洩 ⑤地盤変化 ⑥冷却水への流れ ⑦テストモジュール容器 破裂による外部への流れ ⑧冷却管変形(-→③) ⑨冷却管ピッチ変動 (-→③) ⑩冷却管抵抗の吸収形(-→③)	・地盤温度分布変化 ・地盤変化 ・Heスイーブガス漏洩 ・地盤変化 ・冷却水への流れ ・テストモジュール容器 破裂による外部への流れ ・冷却管変形 ・冷却管ピッチ変動 ・冷却管抵抗の吸収形	・トリチウムインシベントリ二重測定中トリチウム濃度変化 ・温湿度分布変化	・(同上)
3		(3)地盤の異常	⑪地盤熱異常 (⑩に起因) ⑫地盤もねによる冷却水貯留 池等の水漏れ	・異常熱応力、ホットスポットによる地盤 熱損 ・ブランケット内圧の上昇	・(同上)	・(同上)

Table 4.4.11 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A						
(1/1)						
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障の検知方法
1	冷却系コイル	上ロイダル磁場発生	超電導体の歪失	超電導体断線 冷凍系障害 蓄熱移動	・ヨイルクミシチ ・プラスマ消滅	・制御不能の場合:ヨイル融解 ・電圧、圧力、He流量
2	冷却系コイル	爆発	コンデンジット破損 地盤力破損 異常電出力発生 異常負荷発生 冷凍系障害	・電磁エネルギーの一時的な放出 ・Heの放出	・ミサイル衝撃波 ・プラスマ消滅	・電圧、圧力
3	支持構造物	ヨイル支持	異常電出発生 ヨイル支持不能	・架台の破壊 ・ヨイル支持のアンバランス ・支持シリスターの破損	・本体構造物の破損 ・Heの放出	・電圧 ・計
4	保護回路	ヨイル腐食	絶縁不良 クエンチ時の最大電圧発生	・ヨイル融解 ・He放出	・ミサイル衝撃波 ・プラスマ消滅	・電圧 ・計
5	電源設備	ヨイルへの電力供給	電源喪失 短絡	・ヨイル融解不能	・電源融解 ・電流、電圧	・電流、電圧
6	電流リード	ヨイルへの電流供給	リードの断線、短絡	電磁力による融断 冷却不足による融解 上昇	・ヨイル融解不能	・電圧、温度 ・方波流量
7						
8						
9						
10						
11						
12						

Table 4.4.12 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障の検知方法	故障分類 大中小	処置・対処
1	超電導コイル	・プラズマ電流維持、アスア平衡維持、位置維持、ボロイダル磁場発生	・超電導状態の喪失	・素線の破断 ・シント拘束 ・過度の系線運動 ・地熱物の干渉 ・冷凍系故障 ・安定化拘束 ・異常電出力発生 ・突然負荷発生 ・冷凍系故障	・コイルクエンチ ・プラズマ制御不能 ・電磁エネルギーの急激な放出 ・H <sub>e</sub> 放出	・電圧、圧力 ・H <sub>e</sub> 流量	・プラズマ停止 ・コイル電流停止 ・コイルエネルギー放出 ・燃焼停止 ・各系統遮離	
2	支持脚物	・コイル支持						
3	保護回路	・コイル保護						
4	電源設備	・コイル電力供給						
5	電流リード							

Table 4.4.13 Failure modes and effects analysis for FER

システム : フラネコツト系		F E R F M E A	(1/1)		
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	故障の種類
1	制御ユニット	・フラスマ車両制御	・異常力	・サブシステムの影響	・サブシステム不
2	電源ユニット	・制御コイルへの給電	・給電不可	・電源	・電圧計
3	冷却配管	・制御コイルの冷却	・冷却液吸込つまり	・電流計	・電流計
4					
5					
6					
7					
8					
9					
10					
11					
12					
13					
14					
15					
16					
17					
18					
19					
20					
21					
22					
23					
24					
25					
26					
27					
28					
29					
30					
31					
32					
33					
34					
35					
36					
37					
38					
39					
40					
41					
42					
43					
44					
45					
46					
47					
48					
49					
50					
51					
52					
53					
54					
55					
56					
57					
58					
59					
60					
61					
62					
63					
64					
65					
66					
67					
68					
69					
70					
71					
72					
73					
74					
75					
76					
77					
78					
79					
80					
81					
82					
83					
84					
85					
86					
87					
88					
89					
90					
91					
92					
93					
94					
95					
96					
97					
98					
99					
100					
101					
102					
103					
104					
105					
106					
107					
108					
109					
110					
111					
112					
113					
114					
115					
116					
117					
118					
119					
120					
121					
122					
123					
124					
125					
126					
127					
128					
129					
130					
131					
132					
133					
134					
135					
136					
137					
138					
139					
140					
141					
142					
143					
144					
145					
146					
147					
148					
149					
150					
151					
152					
153					
154					
155					
156					
157					
158					
159					
160					
161					
162					
163					
164					
165					
166					
167					
168					
169					
170					
171					
172					
173					
174					
175					
176					
177					
178					
179					
180					
181					
182					
183					
184					
185					
186					
187					
188					
189					
190					
191					
192					
193					
194					
195					
196					
197					
198					
199					
200					
201					
202					
203					
204					
205					
206					
207					
208					
209					
210					
211					
212					
213					
214					
215					
216					
217					
218					
219					
220					
221					
222					
223					
224					
225					
226					
227					
228					
229					
230					
231					
232					
233					
234					
235					
236					
237					
238					
239					
240					
241					
242					
243					
244					
245					
246					
247					
248					
249					
250					
251					
252					
253					
254					
255					
256					
257					
258					
259					
260					
261					
262					
263					
264					
265					
266					
267					
268					
269					
270					
271					
272					
273					
274					
275					
276					
277					
278					
279					
280					
281					
282					
283					
284					
285					
286					
287					
288					
289					
290					
291					
292					
293					
294					
295					
296					
297					
298					
299					
300					
301					
302					
303					
304					
305					
306					
307					
308					
309					
310					
311					
312					
313					
314					
315					
316					
317					
318					
319					
320					
321					
322					
323					
324					
325					
326					
327					
328					
329					
330					
331					
332					

Table 4.4.14 Failure modes and effects analysis for FER

E E R F M E A							(1/1)										
システム : 液冷・液化系 サブシステム : H <sub>2</sub> E冷凍・液化、SHE熱交換		機器		機能		故障モード		確定原因		故障箇所		故障分類		故障の処理方法		処置・対処	
1. H <sub>2</sub> E冷凍・液化系 H <sub>2</sub> E冷凍液化装置 コールドボックス コンダクターポンプ 膨張機 非正経路	H <sub>2</sub> E冷凍液化	H <sub>2</sub> E冷凍液化	冷凍・液化能力喪失 H <sub>2</sub> E漏洩	動力源の故障 自然破損 液体N <sub>2</sub> 喪失 不純物混入 破損	液体H <sub>2</sub> eの不足 冷凍能力の低下	サブシステムテスト	ヨイルエンジン	真空ポンプ 圧力、温湿度 ガス分析 He量計	液体H <sub>2</sub> eの不足 冷凍能力の低下	真空ポンプ 圧力、温湿度 ガス分析 He量計	大	プラズマ停止 コイル電流停止 コイルエネルギー放出					
2. 液体H <sub>2</sub> e貯槽	液体H <sub>2</sub> e漏洩	液体H <sub>2</sub> e漏洩	破裂、損壊	液体H <sub>2</sub> eの不足	同上	炉室へのH <sub>2</sub> e放出	液体、内圧	大	同上	同上	大	プラズマ停止 コイル電流停止 コイルエネルギー放出					
3. 液体H <sub>2</sub> e供給管系 液体H <sub>2</sub> eの循環	液体H <sub>2</sub> eの循環	液体H <sub>2</sub> eの循環	輸送不能	閉塞、断続	ヨイル冷却不足	同上	真空ポンプ 圧力、温湿度	大	同上	同上	中	Heの捕獲 回収停止					
4. H <sub>2</sub> Eガス回収装置 (ガスホールダー含む)	ガス回収装置	ガス回収装置	・気化したH <sub>2</sub> eの回収 ・回収不能	動力源の故障 破裂、損壊	H <sub>2</sub> eの不足	同上	He量計	He量計	同上	Heの捕獲 回収停止	小	Heの捕獲 再生					
5. 精製器	H <sub>2</sub> e精製	H <sub>2</sub> e精製	精製不能	不純物混入 破裂、損壊 自然破損 液体N <sub>2</sub> 喪失	ヨイルエンジン	同上	He量計	He量計	同上	Heの捕獲 回収停止	中	Heの捕獲 再生					
6. 加温器	H <sub>2</sub> eの加温	H <sub>2</sub> eの加温	冷凍能力低下 回収不能	破裂、損壊	液体H <sub>2</sub> eの不足	ヨイルエンジン	He量計 SHE漏洩 冷凍能力喪失	液体H <sub>2</sub> eの不足 SHEの不足	同上	Heの捕獲 回収停止	大	プラズマ停止 コイル電流停止 SHE停止					
7. SHE熱交換器	SHEの再冷却	H <sub>2</sub> E漏洩 SHE漏洩	・液体H <sub>2</sub> eの不足 ・SHEの不足	・破裂、損壊 ・液体H <sub>2</sub> eの漏洩 ・冷凍能力喪失	ヨイルエンジン	同上	真空ポンプ 圧力、温湿度 ガス分析 He量計	液体H <sub>2</sub> eの不足 SHEの不足	同上	Heの捕獲 回収停止	大	プラズマ停止 コイル電流停止 SHE停止					
8. 低温ポンプ	SHEの循環	SHEの循環	動力源の故障 破裂、損壊	液体H <sub>2</sub> eの漏洩 冷凍能力喪失	ヨイルエンジン	同上	SH流動計 温湿度 ガス分析 He量計	低温ポンプ 冷凍能力喪失	同上	Heの捕獲 回収停止	大	プラズマ停止 コイル電流停止 SHE停止					

Table 4.4:15 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム		冷 热 液 化 系		F E R F M E A	
No.	対 象 機 器	機 能	故 障 モ ー ド	推 定 原 因	故 障 防 止 テ ム の 影 韵
1.	・ 管路液化機 ・ コーナドボックス ・ ファーピン ・ フレオノン冷却機 ・ 非圧縮機	・ N <sub>2</sub> の液化 ・ 液体N <sub>2</sub> の供給	・ 液化・能力喪失 ・ N <sub>2</sub> 漏洩	・ 動力源の故障 ・ 断然遮断 ・ 不純物混入 ・ 損	・ 液体N <sub>2</sub> の不足 ・ N <sub>2</sub> 漏洩
2.	・ 液体N <sub>2</sub> 供給槽	・ 液体N <sub>2</sub> 漏洩	・ 故 損	・ 液体N <sub>2</sub> の不足	・ 同 上 ・ 槽室へのN <sub>2</sub> 放出
3.	・ 液体N <sub>2</sub> 供給槽系	・ 液体N <sub>2</sub> の輸送	・ 運送不能	・ 運 輸 ・ 故 損	・ ヨイル冷却不足 ・ 同 上 ・ 真空度計
4.	・ N <sub>2</sub> ガス回収圧縮機 (ガスホルダーカム)	・ 気化したN <sub>2</sub> の回吸	・ 回収不能	・ 動力源の故障 ・ 故 損	・ N <sub>2</sub> の不足 ・ 大気へのN <sub>2</sub> 放出
5.	・ 空気分離装置	・ N <sub>2</sub> の精製	・ 精製不能	・ 不純物混入 ・ 破、損	・ N <sub>2</sub> の不足 ・ 同 上 ・ 注力チェック

Table 4.4.16 Failure modes and effects analysis for FER

システム : L H R F 加 热 装 置		F E R	F M E A	(1/2)					
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	障害の影響	故障の検知方法	故障分類 大 中 小	処置・対処
1.	ランチャ(グリルアンテナ)	高周波電力の真空容器への入射	R F 入射不可又は不能	アラームディスプレイによる表示、ショットによる変形、溶断、冷却水漏水、熱被覆による放電	RF入射不可、小電力遮蔽、炉遮蔽停止、T汚染	冷却水漏れ、真空容器内汚染、炉遮蔽停止、T汚染	アーチ検出、放射線測定、冷却水圧力流量のモニタ	人射電力制限、L H R F 加熱装置停止	
2.	導波管	高周波の伝送	R F 送電不能	変形、破裂による放電、絶縁部による放電、冷却不良	RF入射不可、小電力遮蔽、炉遮蔽停止、T汚染	真空容器内冷却水流入、炉の遮蔽停止、T汚染	定石波比、反応堆のガス圧力計、SF <sub>6</sub> ガス圧力計、流算計	同上	
3.	セラミック管	真空停止	R F 送電不可	熱被覆による、セラミック破裂による放電、セラミック管への焼損、焼損痕	真空破裂、セラミックの真空容器内流入、T汚染	炉の遮蔽停止、抽出セラミックの真空容器内流入、T汚染	真空度測定、アーチ検出器によるモニタ	同上	
4.	天端加熱系機器	高周波電力の端幅	出力低下、増幅不能、周波数変動	クラーストロング故障、冷却系故障、クラーストロング開門液管破損、キャビティ破損	R F 入射不能	出力モニタ、電流・電圧計、圧力計、流量計、アーチ検出器、周波数計	正下方加熱装置停止		
5.	動脈加熱系機器	高周波電力の発生	共振停止、出力低下、周波数変動	回路故障、電源故障、冷却機器異常	R F 入射不能、R F 入射不可、人射電力制限	周波数計、電流電圧計、スベクトロム、アナライザ	人射加熱装置停止		
6.	遮蔽体	放射線の遮蔽	変形、溶融	冷却不能	放熱機器アーチ検出	放射線検出器、圧力計、流量計	R F 入射停止、R F 入射電力制限		

Table 4.4.17 Failure modes and effects analysis for FER

No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	影響	(2/2)	
							故障の検出方法	故障分類 大中小
7								
8	冷却水循環	冷却水の供給、排出	配管破裂、漏出 冷却水喪失 冷却水流量喪失 T侵入	漏食 ポンプ停止 弁調動作 不純冷却水使用 クライストロン用復水器不良	L.H.R.F各機能喪失、溶解 真空破壊 R.F給電不能 電気熱源別の加熱による破損	冷水循環一真空容器内汚染 炉の運動停止 電気熱源の加熱による破損	圧力計 流量計 真空度計 T分压計	R.F加熱装置停止

Table 4.4.18 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム :		熱 装 置			F E R E M E A			(1/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	障害の検知方法	故障分類	位置・対処	
1. アシテナ導体	高周波電力の真空容器への入射	反応堆不能	RF入射による歪形、浴槽による絶縁損傷	RF給電不能又は不可、反応堆による大電・励振系による絶縁汚染	冷却水の漏れ・真空容器断汚染による過度停止	△検出器による放電検知器による反射電力計による反応堆停止	大 中 小	RF加熱装置停止、RF入射停止	
2. フラーデーシールド	不要電場強度	加熱効率低下 入射電力制限	同 上	プラスマ加熱効率低下 (不純物流入増大) 中心導体、リターン導体部の姿形消滅	同 大	スラブ整合点のズレ計、圧力計	RF入射電力制限、RF入射停止		
3. フィードスルー	R.F入射不可	機械部によるセラミック破損	RF給電不可 フィードスルーブーへの機械的過負荷	SPガスの真空容器内流入 吸収ガラスの真空容器内流入 T汚染	S.P.流速計、真空計、スラブ整合点のズレ	同 上	RF加熱装置停止		
4. スタブ	インピーダンス整合不能	短絡板溶着、同軸導体変形、絶縁破壊	同 上	反応堆による大電・励振系の破損	△導体結合部による入・反射電力モニタ、流速計、圧力計	同 上	RF加熱装置停止		
5. 同軸合併器	高周波の伝送	冷却不能 入射電力制限	RF給電不能 小電力過熱、スベーサ不良	真空容器内汚染	同 上	同 上	RF加熱装置停止		
6. 大電力勧進系機器	高周波電力の増幅	出力低下 増幅不能	RF給電不能	電流計正計、反射電力モニタ、電流計、圧力計、温湿度計	同 上	同 上	RF加熱装置停止		

Table 4.4:19 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 加熱装置		I C R F 加熱装置		F E R F M E A		(2/2)	
No	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障の発見方法	故障箇所 大巾小 幅
7	励振増幅器	高周波電力の発生	発振停止 出力低下 周波数変動	回路故障 電源故障 冷却器異常	R.F入射不能 R.F入射不可 R.F入射電力制限	周波数計 電流・電圧計 スペクトル アナライザ	R.F加熱装置停止 R.F入射電力制限
8	遮蔽体	放電の遮蔽	変形、消滅	冷却不能	放電線リード増加	放射線検出器 圧力計、流量 計	遮蔽、停 止
9	S F , 供給装置	S F , 供給	供給不能 圧力低下	ポンプ停止 配管破断 同軸管におけるSf, リード	R.F給電不可 小電力運転 Sfの流入	圧 力 流 量 計	R.F入射停止 R.F入射電力制限
10	冷却水配管	冷却水の供給、排出	配管破断 冷却水流量消失 T段入	LCRF各機器变形、溶融 真空破壊 弁詰動作 不純冷却水の累積便 用	冷却水漏れ - 真空容器内汚 染 炉の運転停止 電気機器の過熱による破 壊	圧 力 流 量 計 温 度 T分析計	R.F加熱装置停止

Table 4.4.20 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム : E C R F 加熱装置		F E R F M E A		(1 / 2)		
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	故障の検知方法	
				サブシステム	故障分類 大 中 小	
1.	・ランチャ (金属性)	・高周波入射	・RF入射不能又は不可	・变形、溶融 ・冷却水漏れ ・金属性鏡面の不良	・RF入射不可 ・小電力運転 ・炉の過熱停止 ・炉清浄	・RF加熱装置停止 ・人射電力制限
2.	・高周波発生器	・真空封止	・RF入射不可	・变形、溶融 ・冷却水漏れ ・管部への燃焼物過負荷	・炉の過熱停止 ・炉内への吸排ガスの流入 ・予備電源・RF加熱不能 ・T充満	・RF加熱装置停止 ・人射電力制限
3.	・伝送系	・高周波の伝送	・伝送不可又は不能 ・高周波伝送モード異常 ・高周波ビーム偏向 ・偏向	・变形、破壊 ・機器破壊 ・冷却不良 ・偏向不良	・RF入射不可 ・RF入射不能 ・RF入射不可	・方向性結合器 ・おける入射 ・射電力モニタ ・偏向角度モニタ
4.	・励磁及び大電力増幅器	・高周波の発振・增幅	・共振停止 ・出力変動	・シャイロトロン故障 ・電源故障 ・シャイロトロンマグネット異常 ・シャイロトロン高周波駆動	・RF入射不能 ・RF入射不能 ・RF入射不能	・RF加熱装置停止 ・人射電力制限
5.	・遮蔽体	・放射線の遮蔽	・变形、溶融	・冷却不能	・放熱冷却器増加	・炉停止
6.	・冷却水配管	・冷却水の供給、排出	・配管破断 ・冷却水喪失 ・流量喪失 ・T侵入	・ポンプ停止 ・ポンプ停止 ・ポンプ停止 ・ポンプ停止	・ECRF燃焼形、溶解 ・真空破裂 ・RF給電不能 ・シャイロトロン冷却用 ・破裂	・冷却水漏れ・真空容器内の汚染 ・炉の過熱停止 ・炉分析計 ・炉分析計
7.	・液体冷却管系	・SCマグネット冷却	・配管破断 ・液体漏えい喪失 〃 流量喪失 〃 液位低下	・漏食 ・ポンプ停止 ・ポンプ停止 ・ポンプ停止	・シヤイロトロン冷却不能 ・SCマグネット冷却化 ・RF給電不能 ・純化装置異常	・人射電力制限 ・温度計 ・カウスマニア

Table 4.4.21 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 加負イオン中性粒子入射加熱装置		F E R F M E A						(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	故障現象	故障の検知方法	故障分類	処置・対処
1. イオン源	イオンの発生と引き出し	イオンの発生又は引き出し不能	引き出し電極の損傷	カソードの限界電流の効果	・プラスマ加熱不能	・電圧、電流計	・NBI停止 ・入射ハワー制限	大	
2. 中性化セル	イオンの中性化	中性ガス圧縮下	中性ガス圧縮下	イオンエネルギー変化	・プラスマ加熱不能	・電流計 ・真空計	・NBI停止	中	
3. ピームダンプ	非中性化イオンの回収	イオン回収不能	ピームダンプの変形	ピームダンプの加熱破壊	・ピームダンプ内冷却液流出	・電流計 ・温度計	・NBI停止	小	
4. ドリフト管	中性粒子の注入	中性粒子のドリフト不能	ドリフト管の変形	ドリフト管の加熱	・プラスマ加熱不能	・電流計 ・温度計	・NBI停止		
5. ゲートバルブ、シャッター	プラスマ真空容器との遮断	開閉不能	ガラス不良	NBIの過度の放射化	炉停止	・炉停止 ・NBI停止			
6. イオン導通装置	注入ガス供給	排気不能	ライオネル不良	トリチウムの流入量の増大	・プラスマの加熱不能	・真空計、温度計			
7. ピームダンプ排気系	ガス排気	排気不能	ライオネル不良	・プラスマの加熱不能	・真空計、温度計	・NBI停止			
8. プロテクションアーマー(炉本体側)の受版	つきぬけNBI受版の受け	NBIの過度のつき	NBI制御不能	・プロテクションアーマーの損傷			・NBI停止		
9. 適応体									
10. 真空連続計									

Table 4.4.22 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 第一次 治冷却系		F E R F M E A		(1/4)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障の検知方法
1	第1壁冷却管	第1壁の除熱	(1)冷却能力の低下	①ポンプ故障による ...流量低下 ②給水バイパスリーフ ③2次系への熱伝導量 の低下 ...制御系異常	①ポンプ回転数 ...流量 ②流量(山川, OUT) ...供給温度, 湿度 ③冷却却部温度
			(2)部分的な冷却能力 の喪失	④給水バイパス管下 ...流部でのリーフ ⑤冷却管の開閉	④流量, 压力, ...冷却却部圧力, ...異常吸込 ⑤流量, 压力,
			(3)冷却能力の喪失 (LOFA)	⑥給水バイパスの断 ...第1壁温度急上昇 ⑦給水バルブの閉塞 ⑧バルブの誤動作 ⑨ポンプ故障 ⑩ポンプの誤停止	⑥真空容器内配管破断では、 ...冷却却プローチダウン ...真空容器外配管破断では、 ...炉蓋のトリチウム汚染 ⑩流量, 压力, ...ポンプ回転数 ⑪同 上
				⑪ポンプ電源喪失 ⑫異常能力 ⑬液、ガス	⑪同 上 ...ブローダウン ...真空容器への蒸気 ...炉蓋飛行 ⑫流量, 压力 ...異常吸込 ⑬同
					⑭炉 停 止 ...排気系統 ⑮同

Table 4.4.23 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 第一二次冷却系		F E R F M E A			
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステムの影響
2. 配管		(1)冷却水移送不能 Tの侵入	⑨流体漏洩 ⑩ポンプ故障 ⑪断続 ⑫ポンプ電源喪失	第1壁面吸込上昇 蒸気アローダウン	⑯換空器又は炉室への蒸気アローダウン ⑰流量、ポンプ回転数 ⑱流量、圧力 ⑲真空度又は炉室温度、圧力
3. 中間交換器	2次冷却系への熱伝達	(1)熱伝導率の低下	⑬2次系流量喪失	第1壁からの降熱不能	⑰2次系流量、冷却材温度 ⑲流量、圧力
		(2)熱伝導率の低下	⑭2次系流量低下	第1壁からの降熱量低下	⑳流量、圧力
		(3)伝熱管破断	⑮2次系入口温度上昇 Tの侵入	⑯燃焼能力、疲労 第1壁からの降熱異常	㉑1次冷却材と2次冷却材との温度差、2次系の運動能汚染
4. 1次冷却ポンプ	1次冷却水の循環停止	Tの侵入	電気系統不良 ポンプ不良 ポンプ電源喪失	一次系冷却水温度上昇 LOFA	㉒流量計 ㉓温度計
5. バルブ	冷却水の遮断、調節	バルブ故障	バルブ故障 電気系統不良 電源喪失	冷却水不足	㉔温度計 ㉕流量計 ㉖温度計
6. バッファータンク	温度、流量の同一	容器の破裂	ミサイル き裂	"	㉗流量計 ㉘温度計
7. 加压器	冷却水の加压	"	"	"	㉙流量計 ㉚温度計

Table 4.4.24 Failure modes and effects analysis for FER

システム：サブシステム		F E R F M E A										(3/4)	
No	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム		監視システム		故障の検知方法		故障分類	処置・対処	
					ポンプ故障による流れ	・ダイバータ温度の上昇			①ポンプ回転数 流量	②流体(N, OUT) ・真空度 ・真空容器内部でのリード ・真空度低下 ・真空容器外部でのリード ・ボンベへの放氣リード	大中小	①戻し停止	
1. ダイバータ冷却管	ダイバータ冷却管	(1)冷却能力の低下	①ポンプ故障による流れ ・真低下	②給水パイプのクリーク	③2次系への熱伝導	④冷却系異常	⑤給水パイプ分校管下 ・流部でのリード	⑥給水パイプの破断	⑦給水パイプの剥離	⑧ポンプの運転止	⑨ポンプの漏出	⑩ポンプの過停止	⑪ポンプの電源喪失
2. 配管	冷却材の循環	(2)部分的な冷却能力 の喪失	①ポンプ故障による流れ ・真低下	②給水パイプ分校管下 ・上昇	③冷却管の開塞	④ダイバータの高周的な温度 ・真低下が低下→ブローグ ・泡滅	⑤ダイバータの温度急上昇 ・真低下	⑥真空容器内配管断 ・真空容器内へのブロード ・真空容器外配管断 ・ボンベへのブロード	⑦流量、圧力 ・真空度、湿度 ・開閉信号 ・ポンプ回転数 ・動力メータ ・流量、ポンプ ・開閉、バルブ ・バルブ開	⑧ポンプ停止	⑨ポンプ停止	⑩ポンプ起動	⑪ポンプ停止
3. 中間交換器	冷却材の循環	(3)冷却材の喪失	①ポンプ故障による流れ ・真低下	②給水パイプの剥離	③冷却管の開塞	④ダイバータの高周的な温度 ・真低下	⑤ダイバータの温度急上昇 ・真低下	⑥真空容器内配管断 ・真空容器内へのブロード ・真空容器外配管断 ・ボンベへのブロード	⑦流量、圧力 ・真空度、湿度 ・開閉信号 ・ポンプ回転数 ・動力メータ ・流量、ポンプ ・開閉、バルブ ・バルブ開	⑧ポンプ停止	⑨ポンプ停止	⑩ポンプ起動	⑪ポンプ停止
		(4)破裂	①ポンプ電源喪失 ・真低下	②真空度	③真空度	④真空度急上昇 ・真低下	⑤真空度急上昇 ・真低下	⑥真空度急上昇 ・高温燃焼移行	⑦流量、圧力 ・真空度、冷却 ・バルブ	⑧ポンプ停止	⑨ポンプ停止	⑩ポンプ起動	⑪ポンプ停止
			⑩ポンプの侵入	⑪ポンプ故障	⑫ポンプ電源喪失	⑬ポンプ電源喪失	⑭ポンプ電源喪失	⑮ポンプ電源喪失	⑯ポンプ回転数 ・流量	⑰ポンプ停止	⑱ポンプ停止	⑲ポンプ停止	⑳ポンプ停止
										⑱ポンプ停止	⑲ポンプ停止	⑳ポンプ停止	⑳ポンプ停止
										⑱ポンプ停止	⑲ポンプ停止	⑳ポンプ停止	⑳ポンプ停止

Table 4.4.25 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 一 次 冷 却		F E R F M E A		(4/4)	
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	障害の検知方法
3.	自然交換器	2次冷却系への熱量伝達	(1)熱量伝達の不能	①2次系流量喪失 ②ダイバータからの除熱不能	⑩2次系流量、冷却材温度
		(2)伝熱量の低下	③2次系流量低下 ④ダイバータからの除熱量低下	⑪流量、圧力、温度	
		(3)伝熱管破裂	⑤2次系入口温度上昇 ⑥界面応力、破壊 ⑦Tの侵入	⑫流量、圧力、温度	
4.	第1壁冷却系と同一			⑧一次冷却材と2次冷却材との混合、2次系の絶縁汚染	⑩圧力、2次系冷却材温度

Table 4.4.26 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 一 次 冷 液 可動遮蔽体冷却系		F E R F M E A						(1/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の検知方法	故障分類	処置・対処	
							大中小		
1.	シールド内の冷却溝	冷却能力の降低	シールドの断熱	(1)冷却能力の降低 ①ポンプ故障による流量低下	シールド温度上昇	①流量、ポンプ回数、シールド温度 ②流量(OUT)	③漏れ	停止、排気系統	
				②真空容器外部の給水パイプリーカーク					
				③真空容器内部の給水パイプリーカーク					
				④2次系への熱伝達の低下 制御系異常 ⑤給水パイプ分歧管下流部でのリーカーク	シールドの局部的な温度上昇	⑤流量、圧力、真空度	⑥漏れ	停止、排気系統	
				⑥冷却水の断水	シールドの局部的な温度上昇	⑥漏れ	⑦漏れ	停止	
				(2)部分的な冷却能力の喪失	シールド温度高騰	⑦炉室又は真空容器への冷却材プローブダウン	⑧漏れ	停止	
				(3)冷却能力の喪失	シールド温度高騰など上昇	⑧炉室温度又は炉室圧力	⑨漏れ	停止	
				⑨冷水管路の閉塞		⑩漏れ、圧力	⑪漏れ	停止	
				⑩バルブの誤閉止					
				⑪冷水ポンプの故障					
				⑫冷水ポンプの誤停止					
				⑬ポンプ電源喪失					
				(4)シールド容器の破損	⑭通常圧力	⑮真空容器への漏液吐き出し			
				⑮漏れ	⑯漏れ				

Table 4.4.27 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム : 次冷却系		F E R F M E A				(2/2)	
No	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	検知方法	故障分類
							大 中 小
2	配管	冷却材の移送	(1)液体移送の不能 ・Tの侵入	①液体障害 (LOFA) ②ポンプ故障 (LOFA) ③破壊 断(LOCA)	シールド1から除熱不能	③流量計、ポンプの測定 ④圧力、流動計 ⑤異常谷端又は、炉室への冷却水のプローブダウン。 ⑥マ消滅又は炉室のトリチウム水汚染	停止
3	熱交換器	2次冷却系への熱 貯存量	(1)熱貯存量の不足	①2次系統流量失 ・シールド1から除熱不能	⑦2次系統流量 和炉室温度	停止	
			(2)熱貯存量低下	②2次系統流量下 ・シールド1から除熱量低下	③流量、圧力、 温度	停止	
			(3)伝熱管破断 ・Tの侵入	③2次系統入口温度上昇 ・シールド1からの除熱異常 ④異常応力、疲労 ・Tの侵入	④流量、圧力、 温度 ⑤一次冷却材の2次系統への進入、2次系統の旋回盤汚染	停止	
4	第一壁冷却系と同一						
5							
6							
7							

Table 4.4.28 Failure modes and effects analysis for FER

システム サブシステム		二次冷却系		F E R F M E A		(1/1)		
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	障害箇所	故障の検知方法	故障種類 大中少	
1.1	配管系	冷却水の移送	移送不能	吸込口の侵入	吸込口の詰まり ポンプ故障 ポンプの運転停止 ポンプ電源喪失	1. 次冷却材温度上昇 2. 次冷却材流量上昇 2. 次冷却材温度上昇 2. 次冷却材温度上昇 2. 次冷却材液位・幾失	流量, 压力, 温度	・短停 止
2.1	冷却塔	冷却不能	冷却不能	ファンの故障 配管漏れ 冷却塔の破壊 電源喪失	2. 次冷却材温度上昇	ファン動力 電動機回転数 流量, 压力, 温度	・短停 止	
3.1	ポンプ	冷却水の噴出	停止	電気系統不良 ポンプ不良 ポンプ電源喪失	2. 次系、温度上昇	1. 次冷却材温度上昇 2. 次系、温度上昇	・短停 止	
4.1	バルブ	冷却水流量調節	バルブ開閉不能 バルブ堵塞	バルブ故障 電気系統故障 電源喪失	冷却水不足, LOFA	1. 次冷却材温度上昇 2. 次系、温度上昇	・短停 止	

Table 4.4.29 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A						
システム : ブランケットテスト用設備						
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	故障の影響
1	ブランケットテスト用機器	(1)冷却能力の低下	①ポンプ故障による流	ブランケット・テストモード全般にわたって温度上昇が有り機器物の熱应力が増大する。	①流量計、回転数、ブランケット・テストモジュール温度	①炉停止
2	ブランケット内冷却装置	(1)冷却能力の降低	②給水バイブリエク	③テストジャケットへリザウム含有水流出	②流量計、計、(N, OUT)	②炉停止
3	2次系への熱伝導の低下			④冷却材温度	③炉停止	③炉停止
4	(2)部分的な冷却能力の喪失	①給水ハイブリッヂ管下流部でのリーク	②ブランケット・テストモジユールの局部的な温度上昇	④テストジャケットへのトリチウム含有水の流出	④炉停止	④テストジャケット隔離
5	3次側管の割れ			⑤ブランケット・テストモジュール構造物の許容温度を超え増加発熱、ブランケット容器破損	⑤炉停止	⑤炉停止
6	(3)冷却能力の喪失 (LOFA)	⑥給水ハイブリッヂの断続	⑦炉心又はテストジャケットへの冷却水プローダウブタリ、熱应力により機器物に破損が生じる。	⑧流量計、圧力	⑥炉停止	⑥炉停止
7		⑧バルブの開閉	⑨給水ポンプの故障	⑩バルブ開閉信号、給水流量	⑦炉停止	⑦炉停止
8		⑨バルブの誤操作		⑪炉停止	⑧炉停止	⑧炉停止
9		⑩給水ポンプの誤停止		⑫炉停止	⑨炉停止	⑨炉停止
10		⑪ポンプの電源喪失		⑬炉停止	⑩炉停止	⑩炉停止
				計	計	計

Table 4.4.30 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(2/2)			
シス テ �ム	サブシステム	アランケット工学試験設備 アランケットモジュール冷却システム	機 器	機 能	故 障 モ ー ド	確 定 原 因	故 障 の 影 韵	故 障 の 報知方法	故 障 の 様相	処置・対処
(4)破 断 (L.O.C.A.)	・冷却材の供給	(1)異常応力、疲労	・アランケット・テストモジ ュールへの冷却木ブローダ ウンとアランケット容器内 圧の上昇がある、……	・アランケット・テストモジ ュールへの冷却木ブローダ ウンとアランケット容器内 圧の上昇がある、……	⑨流動、圧力等	⑩流動、圧力等、庄内等	⑪床、停止	T回収系漏洩、テスト ジャケット部漏洩	大 中 小	⑫床、停止
アランケット・テス トモジュール冷却系 統	(1)液体移送の不能	・(1)流路閉塞 (L.O.F.A.)	・アランケット・テストモジ ュールからの除熱不能又は 低下	・ポンプ故障 (L.O.F.A.)	⑬ポンプ故障	⑭ポンプ、ポン プの回転数	⑮床、停止	テストジャケット又 は床蓋漏洩	中	⑯床、停止
	(2)液体移送の不能	・(2)液量の低下	・アランケット・テストモジ ュールからの除熱不能又は 低下	・断 緊 (L.O.F.A.)	⑭アランケット又は放熱 への冷却水のプローダウン 炉室のチウム水汚染	⑮圧力、流量等	⑯床、停止	中	中	⑰床、停止
熱交換器	2次冷却系への熱量 伝達	(1)熱量伝導の不能	・アランケット・テストモジ ュールからの除熱不能	・(1)2次系流動喪失	⑯2次系流動喪失	⑰2次系流動、 冷却材漏洩	⑱床、停止	中	中	⑲床、停止
	(2)熱量伝導の低下	・(2)熱量伝導の低下	・アランケット・テストモジ ュールからの除熱量低下	・(2)2次系入口温度上昇	⑯2次系入口温度上昇	⑰床、停止	⑱床、停止	中	中	⑲床、停止
	(3)伝熱管破裂	・(3)伝熱管破裂	・アランケットからの陥没異 常	・(19)伝熱管破裂	⑯一次冷却材の2次系への混 入、2次系への熱物質汚染	⑰圧力、2次系 液体	⑱床、停止	中	中	⑲床、停止

Table 4.4.31 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 燃料循環処理系 サブシステム : 真空容器排気設備		F E R F M E A							
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障箇所	故障分類	故障処理方法	火中火災 対応・対処
1	ダーピモレキエラーポンプ(TMP)	真空容器内排氣 機能喪失	機能低下 機能喪失	ポンプ性能低下 ポンプトリップ	(真空容器内圧力上昇) 対象TMP停止	同 上 同 上	予備機に切替 同 上		
2	第1フォアポンプ(1stFP)	TMPの背圧維持 機能喪失	機能低下 機能喪失	ポンプ性能低下 ポンプトリップ	対象TMP停止	同 上 同 上			
3	第2フォアポンプ	1stFPの背圧維持 真空容器内排氣 機能喪失	機能低下 ポンプトリップ	ポンプ性能低下 ポンプトリップ	対象ダクト(1/2)排気性確保 〃	同 上 同 上	(V/Aポンプ系で排気不可なら停機)		

Table 4.4.32 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A						
真空排気設備						
サブシステム : クライオスタット排気系						
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	故障箇所	故障分類
1.	油吸収ポンプ	クライオスタット内 排氣	ノズル噴塗 ・池リーグ	ポンプ破壊 ・非機能	サブシステム ・ヨイルクワシンチ	故障の緩和方法 計 ・圧力流量
2.	メカニカルブースターポンプ	クライオスタット内 排氣	回転不能 ・電気系統故障 ・電源喪失	排氣不能 ・ヨイルクワシンチ	サブシステム ・ヨイルクワシンチ	故障の緩和方法 計 ・圧力流量
3.	ロータリーポンプ	クライオスタット内 排氣	回転不能 ・電気系統故障 ・電源喪失	排氣不能 ・ヨイルクワシンチ	サブシステム ・ヨイルクワシンチ	故障の緩和方法 計 ・圧力流量
4.	ゲートバルブ	ペルシャー内と排氣 系の隔離	制御不能 ・電気系統故障 ・電源喪失	排氣不能 ・ヨイルクワシンチ	サブシステム ・ヨイルクワシンチ	故障の緩和方法 計 ・圧力流量
5.	ゴールドトランジア	不純物除去	溶解喪失 ・バイオ破壊 ・差別進展	ペルシャー内汚染	サブシステム ・ヨイルクワシンチ	故障の緩和方法 計 ・圧力流量

Table 4.4.33 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 燃料ガス循環処理装置		F E R F M E A						
No.	対象機器	機能	能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響	故障の検知方法	故障分類
								(1/2)
1. プロワ1	燃料ガス移送	・燃耗低下	・プロワ性能低下 ・制御系不変	・燃耗停止	・燃料ガス供給停止	・処理流量減少	・ISS供給量低下	・予備機切替
2. ピーダ2	燃料ガス昇温	・燃耗低下	・プロワトリップ	・燃料ガス供給停止	・燃料ガス供給停止	・ISS停止	・ISS停止	
(3. 水蒸分離器(次頁))								
4. 噴霧ポンプ	水蒸分離2次側非気 (燃料ガス移送)	・燃耗低下	・ポンプ性能低下	・プロワ中燃料温度上昇	・ISS移送量減少	・ISS供給量低下	・ISS供給不可	
5. 酸化還元器	トリチウム含有不純物 の除去	・燃耗燃焼	・ポンプトリップ	・予測物分析不可	・ISSへの燃料移送不可	・トリチウム水生成減少 ・排出ガス処理設備へのトリ チウム排出量増加	・トリチウム水生成不可	
6. 邊縁吸込管	トリチウム水移送	・燃耗低下	・吸込流量不足	・吸込流量不足	・トリチウム水生成減少 ・排出ガス処理設備へのトリ チウム排出量増加	・トリチウム水生成不可	・トリチウム水生成不可	
7. プロワ2	吸込管再生ガスの循環	・燃耗低下	・燃耗停止	・燃耗燃焼	・トリチウム水回収量減少 ・トリチウム回収量減少 (再利用時)	・トリチウム水が排出ガス 処理設備へ	・吸込管再生不可	

Table 4.4.34 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 燃料循環処理系		F E R F M E A		(2/2)	
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	故障の検知方法
3	水素分離器	不物質の分離	燃耗低下	温度低下	ISS移送流量少 ブリード中燃耗温度上昇 排出ガス處理装置へ燃料供給出
8	ヒータ2	再生用ガス昇温	燃耗低下	エレメント故障 制御系異常	ISS移送中不物質進入 ISS移送流量少 吸着塔再吸明停、排出ガス處理装置への排出トリチウム濃度高
8	ヒータ3	電解セル導入ガス昇温	燃耗低下	ヒータ故障 制御系故障	規定温度まで昇温不可 トリチウム回収量減少 吸着塔再生不可
9	電解セル	電解セル冷却	燃耗低下	エレメント故障 制御系異常	規定温度まで昇温不可 トリチウム水部解離液少
11	冷却却器	電解セル出口ガス冷却	燃耗低下	ヒータ故障 制御系異常	冷却水流量少 冷却水温高 再生用ガス温度上昇 プロワ2入口ガス温度上昇 再生用ガス温度上昇 同上
10	電解セル	トリチウム水溶解	燃耗低下	冷却水解離液少 温度低下	トリチウム水溶解少 電解セル故障 トリチウム水溶解不可

Table 4.4:35 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/2)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	障害の影響	故障分類	処置・対応
1	ポンプ1	燃料ガス供給	機能低下	ポンプ機能低下 制御系不良	故障減少	排出ガス処理設備への排出 トリチウム量増加 製品D <sub>2</sub> 中のH濃度高	大	初期対処不可
2	分離カラム1	海水系の分離	機能消失	制御不良 中間換出系統障	機能性能低下 カラム2供給液中H濃度高	排出ガス処理設備への排出 トリチウム量増加 製品D <sub>2</sub> 中のH濃度高	中	初期対処不可
3	同位体分離器1	同位体水素ガス脱離 生成装置	機能消失	操作歎欠	操作不能 カラム2供給液中H濃度高	排出ガス処理設備への排出 トリチウム量増加 製品純度悪化	小	初期対処不可
4	ポンプ2	同位体取扱機器吸	機能低下	機能消失	漏れ	分離能低下 同上	同上	初期対処不可
5	分離カラム2	DとTの分離	機能低下	ポンプトリップ	故障減少	排出ガス処理設備への排出 トリチウム量増加 製品純度悪化	大	初期対処不可
				機能消失	同上	D/T分離不能	中	燃料循環処理機停止

Table 4.4.36 Failure modes and effects analysis for FER

E E R F M E A							(2/2)		
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障テスト	影響	故障発見方法	故障箇所 大巾小 幅	処置・対処
6	同位体平衡器2 ガス交換	同位体水素ガス原子組成変換	燃耗低下	・燃耗低下 ・漏泄消失	・漏泄消失 ・ボンブリッジ	・分解性能低下 ・製品純度悪化	・同上	・同上	
7	ポンプ3	同位体組成交換確保	燃耗低下	・ポンプ性能低下 ・漏泄消失	・漏泄消失 ・ボンブリッジ	・漏源液量減少 ・分解性能低下	・同上	・同上	

Table 4.4.37 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A								(1/1)		
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	影響	故障の検知方法	故障分類		
								大	中	小
1. ポンプ1	燃料方式供給	燃耗低下	ポンプ機能低下 ・制御系不良	処理量減少						
2. 分離カラム1	D <sub>2</sub> (又はH <sub>2</sub> )の分離	燃耗低下	ポンプトリップ ・同位体分離不可							
3. 同位体平衡器	同位体水素ガス原子組成変換	燃耗低下	制御不良 ・中間検出系故障 ・カラム2供給液中のD <sub>2</sub> (又はH <sub>2</sub> )濃度上昇	分離性能低下 ・製品純度悪化						
4. ポンプ2	カラム2留出液のカラム1へのフードバック	燃耗低下	ポンプ機能低下 ・同上	廃棄	廃棄	同上	同上			
5. 分離カラム2	トリチウムの分離	燃耗低下	制御不良 ・中間検出系故障	廃棄流量減少 ・分離性能低下	廃棄	同上	製品純度悪化			
6. ポンプ3	同位体水素変換直通保	燃耗低下	ポンプ機能低下 ・同上	ポンプトリップ ・同上	廃棄量減少 ・分離性能低下	同上	製品純度悪化			

Table 4.4.38 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 燃料循環処理装置		F E R F M E A						
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の影響	故障検知方法	故障分類
								(大・中・小)
1. プロワ1	同位体分離装置(1)から の燃料ガス受入れ	・燃能低下	・プロワ性能低下	(1)ベッドから抽合の要 求	ISS(1)からの燃料受入 量減少	・他設備への供給量減少		
		・燃能喪失	・プロワトリップ					
2. プロワ2	アイスペレット注入装置 直への燃料ガス供給	・燃能低下	・プロワ性能低下	・アイスペレット注入装置へ の燃料ガス供給量減少	・アイスペレット注入装置へ の燃料ガス供給不備	・燃料ガス注入装置への燃料 ガス供給量減少		
		・燃能喪失	・プロワトリップ					
3. プロワ3	燃料ガス注入装置への供給 燃料ガスの供給	・燃能低下	・プロワ性能低下	・アイスペレット注入装置へ の燃料ガス供給不備	・燃料ガス注入装置への燃料 ガス供給量減少	・燃料ガス注入装置への燃料 ガス供給量減少		
		・燃能喪失	・プロワトリップ					
4. ZrCoベッド	1)燃料ガス吸収 2)吸収燃料排出	・燃能低下	・制御系不良 性能劣化	1)燃料ガス受入能力低下 2)他設備への供給量不足	・制御系故障 閉塞	・燃料ガス受入能力低下 供給量不足	ISS(1)からの受入不能 減少	
		・燃能喪失	・閉塞					
5. 压縮機	D <sub>2</sub> ガス防歿用屏圧	・燃能低下	・圧縮性能低下	ISS(1)からの受入能力 減少	・ISS(1)からの受入不能			
		・燃能喪失	・圧縮トリップ					

Table 4.4.39 Failure modes and effects analysis for FER

システム : サブシステム : 燃料循環処理系 立上げ時燃焼時ベレット入出装置		F E R	F M E A	(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステムの影響
1	回転式固体燃料水製造装置	固体燃料の製造	冷却断化の不可	冷却システムの故障	注入不可
2	固体燃料の搬出	押出し不能	抽出装置故障	注入不可	重量計
3	ベレットの搬出	加速不十分、不能	高速運動不能	注入不可	速度計
4	排气ポンプ	排気能力低下	駆動源故障	注入不可	真空計
5	ガス供給システム	ガス供給不能	ガス供給能力低下、水素ガス漏洩	注入不可	流量計 圧力計 水素漏洩計
6	グローブ・ボックス	トリチウム附着	グローブ・ボックス異常能力	当該へのトリチウム漏洩	トリチウムモニタ 圧力計
7	グローブ・ボックス内細胞活性化システム	ボックス内トリチウム漏洩、異物防止	システム故障	グローブ・ボックス内トリチウム漏洩上昇	トリチウムモニタ

Table 4.4.40 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)	
シス テ ム : 燃 料 油 入 管 道 处 理 系			サブシステム : 燃 料 油 入 管 道 处 理 系				故障分類	故障の検知方法
No.	対 象 機 器	機 能	故 障 モ ー ド	推 定 原 因	数 量 の 影 韵	サ ブ シ ス テ ム	大 中 小	施設・対処
1	プロワ1	燃料油移送	燃耗低下	・プロワ性能低下 ・燃耗燃失	・核心への注入流量減少 ・核心への燃料注入不能			
2	真空ポンプ	計量タンク内換気	燃耗低下	・ポンプ性能低下 ・燃耗燃失	・計量範囲減少 ・燃料が入計量不能			
3	制御系	方入量計量	機能低下	・計量精度低下 ・燃耗燃失	・計量精度低下 ・計量不能			

Table 4.4.41 Failure modes and effects analysis for FER

システム : ブランケット工学試験設備		F E R F M E A						(1/1)	
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	障害の影響	故障方法	故障分類	
								大中小	
1	触媒化器	静気ガス中の水素同位体の濃化	静気ガス中の水素同位体の濃化不能	触媒性能劣化	燃料ガス同位体回収機能低下	試験条件の変更	漏対計, 温度計	アラーム停止	
2	モルタルアシーバード	脱水槽	水素同位体濃度合物(水蒸気)の除去率低下	脱水槽機能劣化	増加トリチウム回収能力低下	漏対計, 温度計	漏対計, 温度計	アラーム停止	
3	フュルダ	微粉除去	微粉等の除去不能	漏斗過濾	系統機器内汚着による機能低下	アラーム停止, テストモジ	漏斗目つまり	アラーム停止	
4	静気ガスプロロジ	静気ガスの循環, 緩衝	静気ガスの循環, 緩衝停止	運動	運動源故障	増加トリチウム回収能力低下	漏対計	漏対計, 温度計	
5	予熱器	静気ガスの加热	静気ガスの点然不能	ヒータ断線	静気ガス化触媒床底能低下	漏対計, 温度計	漏対計, 温度計	アラーム停止	
6	冷却器	静気ガスの冷却	静気ガスの冷却不可	冷却水流量低下または喪失	下流の静気ガス脱湿塔負荷増加	漏対計, 温度計	漏対計, 温度計	アラーム停止	

Table 4.4.42 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)	
システム	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	環境の影響	故障の検知方法	故障分類
No.								大中小
プロア二	空気循環運動	空気循環運動不可	運動障害	トリチウム除去不可			流量計	予備機へ切り替え
触媒筒	空気中の水蒸同位体の除去	反応能力低下、不能化	ヒータ断線、触媒性能劣化	水素同位体酸化機能低下	環境へのトリチウム放出の増大	温度計、温湿度計	ピータの並列2重化	触媒の水没等のない場合にシステム的考慮をする。性能チェック等
モレキュラーシーブ筒	空気中水蒸同位体膜蒸発物(水蒸気)の除去	水流気除去機能低下	脱湿機能劣化	トリチウム水蒸気除去機能低下	環境へのトリチウム放出の増大	温度計	予備機に切り替え、点検により性能チェック等	点検により性能チェック等
加熱器(再生用)	空気の加熱	加熱不能	加熱器故障	モレキュラーシーブ再生不可		温度計	ピータの並列2重化	
加熱器(再生用)	空気の加熱	加熱不能	加熱器故障	触媒酸化機能低下		温度計	ピータの並列2重化	
冷却器(モレキュラーシーブ用)	空気の冷却(トリチウム水回収)	冷却不能	冷却水流量低下等	トリチウム回収不可			冷却系の故障を修復し流量を回復	
全般		系統破損		淨化機能低下		圧力変換	プラント停止、実現により警報	
		系統不作動	電源系、制御系の故障	淨化機能不可		温湿度計	非常用電源作動、制御手動	

Table 4.4.43 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)		
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障システム	故障の発知方法	故障分類	処置・対処	
プロアー	空気の循環運動	空気循環運動不可	駆動源故障 下流側配管閉塞	空気室外放出不可 系統破損	サブシステム	流・真計	大・中・小	予警機に切替える	
フィルター	旋轉式ダスト除去収	ダスト除去不能	炉材破損	ダストの室外への放出	放射線モニタ	温・度・計	ユーティリティ系 チェック修理		
加湿器	流入空気温度調整	加湿不能	過分給水不良	室内空気調整不能	温・度・計	温・度・計	ユーティリティ系 チェック修理		
加熱器	流入空気温度調整	加熱不能	加熱空気供給不良	室内空気調整不能	温・度・計	温・度・計	ユーティリティ系 チェック修理		
冷却器	流入空気温度調整 除湿	冷却不能	冷却水供給不良	室内空気調整不能	温・度・計	温・度・計	ユーティリティ系 チェック修理		

Table 4.4.44 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 受配電設備系		F E R F M E A		(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響
1	275kV変電設備	・275kVの系統電力を受電し、6kVの配電電圧に昇圧する	停電	・機器の故障 ・短絡、地絡 ・系統の停電	・プラント全停電
2	66kV変電設備	66kVの電力を各負荷設備に分配するとともに、各負荷設備に適切な電圧に調整する	停電	・機器の故障 ・短絡、地絡	・プラントの補給順序電力、電流
3	操作配電設備	・プラントの加熱前に必要低冠正の電力を供給する	停電	・機器の故障 ・短絡、地絡	・プラントの補給順序電力、電流
4	制御設施	・制御設施、機器に必要な無停電電力を供給する	停電	・機器の故障 ・短絡、地絡	・制御設施の電源喪失 ・短停、電流
5	非常用発電機	・系統電力の停電時プラントの安全確保に必要な電力を供給する	停電不備	・ディーゼル機関の啟動 ・発電機の故障 ・短絡、地絡	・停電時の非常電源喪失 ・点火、試運転 ・短起動不可

Table 4.45 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)
No	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステムの故障	影響	故障分類
1	電動発電機	ボロイダル磁場コイル電源	・発電不能	・発電機駆動過大 ・発電機制御装置の故障 ・駆動装置の故障 ・制御装置の故障 ・短絡、地絡	・ボロイダル磁場コイル電源 の主回路停電	・ボロイダル磁場の喪失	・電圧、電流 ・電圧・電流停止
2	送配電盤	電動発電機の電力を 分配する。	・停電	・機器の故障 ・短絡、地絡	・ボロイダル磁場コイル電源 の主回路停電	・ボロイダル磁場の喪失	・電圧、電流 ・電圧・電流停止
3	サイリスタ変換装置	電動発電機から供給 される交流電力を直 流電力に変換し、負 荷コイルに供給する また、逆変換を行う	・コイル電流の喪失	・機器の故障 ・短絡、地絡 ・制御装置の異常	・ボロイダル磁場コイル過負 荷	・ボロイダル磁場の喪失	・電圧、電流 ・電圧・電流停止
4	直流母線装置	サイリスタ変換装置 の出力と負いコイル を接続する。	・コイル電流の喪失	・短絡、地絡	・ボロイダル磁場コイルの過 負荷	・ボロイダル磁場の喪失	・電圧、電流 ・電圧・電流停止
5	電源制御系	サイリスタ変換装置 を含む電源装置 を制御する。	・制御シーケンス異常 ・負荷コイルに所要の 電流を通過させる。	・機器の故障 ・制御電源の停電	・ボロイダル磁場コイルの過 負荷 ・ボロイダル磁場コイル過負 荷	・ボロイダル磁場の喪失	・電圧、電流 ・電圧・電流停止

Table 4.4.46 Failure modes and effects analysis for FER

システム : <u>トロイダル磁場コイル電源</u>		F E R F M E A						(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障箇所	故障分類	故障検知方法	処置・対処
6. 電源装置	受電電力の分配	停電	機器の故障 短絡、地絡	トロイダル磁場コイル電源 の主回路停電	トロイダル磁場の喪失	トロイダル磁場の喪失	大	記正、電流	・プラスマ停止
	サイリスタ変換装置	交流電力を直流電力に変換し、負荷コイルへ供給する。 逆送電を行う。	コイル電流の喪失 ・短絡、地絡	機器の故障 制御装置の異常	トロイダル磁場コイル過負荷	トロイダル磁場の喪失	中	記正、電流	・プラスマ停止
	直流通路装置	サイリスタ変換装置の出力と負荷コイルを接続する。	コイル電流の喪失 ・短絡、地絡	機器の故障 制御装置の異常	トロイダル磁場の喪失	トロイダル磁場の喪失	小	記正、電流	・プラスマ停止
	電源制御盤	サイリスタ変換装置を含む電流計測器を絶縁制御盤し、負荷であるトロイダル磁場コイルに可変の電流を通過させること。	機器の故障 制御電流の停電	トロイダル磁場コイルの過電圧	トロイダル磁場の喪失	トロイダル磁場の喪失	大	電源、電流	・プラスマ停止

Table 4.4.47 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 加熱装置系電源		F E R F M E A				(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の影響	故障分類
1	電動発電機	電源に必要なエネルギーを供給する	発電不能	発電機振動過大 外電接続端子の故障 駆動装置の故障 励磁装置の故障 短絡、地絡	加熱装置への電力供給停止	プラスマ加熱不能	電圧、電流 突然送電停止
2	18kW電動発電機	電動発電機の電力を一定量分配する	電動発電機の故障 短絡、地絡	加熱装置への電力供給停止	プラスマ加熱不能	電圧、電流 突然送電停止	
3							
4							
5							
6							
7							
8							
9							
10							
11							
12							
13							
14							
15							
16							
17							
18							
19							
20							
21							
22							
23							
24							
25							
26							
27							
28							
29							
30							
31							
32							
33							
34							
35							
36							
37							
38							
39							
40							
41							
42							
43							
44							
45							
46							
47							
48							
49							
50							
51							
52							
53							
54							
55							
56							
57							
58							
59							
60							
61							
62							
63							
64							
65							
66							
67							
68							
69							
70							
71							
72							
73							
74							
75							
76							
77							
78							
79							
80							
81							
82							
83							
84							
85							
86							
87							
88							
89							
90							
91							
92							
93							
94							
95							
96							
97							
98							
99							
100							
101							
102							
103							
104							
105							
106							
107							
108							
109							
110							
111							
112							
113							
114							
115							
116							
117							
118							
119							
120							
121							
122							
123							
124							
125							
126							
127							
128							
129							
130							
131							
132							
133							
134							
135							
136							
137							
138							
139							
140							
141							
142							
143							
144							
145							
146							
147							
148							
149							
150							
151							
152							
153							
154							
155							
156							
157							
158							
159							
160							
161							
162							
163							
164							
165							
166							
167							
168							
169							
170							
171							
172							
173							
174							
175							
176							
177							
178							
179							
180							
181							
182							
183							
184							
185							
186							
187							
188							
189							
190							
191							
192							
193							
194							
195							
196							
197							
198							
199							
200							
201							
202							
203							
204							
205							
206							
207							
208							
209							
210							
211							
212							
213							
214							
215							
216							
217							
218							
219							
220							
221							
222							
223							
224							
225							
226							
227							
228							
229							
230							
231							
232							
233							
234							
235							
236							
237							
238							
239							
240							
241							
242							
243							
244							
245							
246							
247							
248							
249							
250							
251							
252							
253							
254							
255							
256							
257							
258							
259							
260							
261							
262							

Table 4.4.48 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 制御系		F E R		F M E A		(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステム	故障の影響	故障分類
1	中央制御盤	・プラントの状態表示 ・指示表示の異常 ・操作入力不具 ・マシンイン	・機器の故障 ・電源喪失	・機器の故障 ・操作、監視機能の喪失	・操作表示の異常 ・運転シーケンス異常、 警報発生	・故障の状況によりア ラート停止、炉停止 ・部品停止を実現する	大・中・小
2	運転制御計測システム	・プラントの状態モニタリングの運転制御	・前掛換熱システムダウ	・機器の故障 ・電源喪失	・プラントモニター、プラン ト運行機能の喪失	・運転シーケンス異常 ・運転シーケンス異常、 警報発生	アラート停止
3	放電制御信号機システム	・プラスチック電気シーケンス制御	・計測換熱システムダウ	・機器の故障 ・電源喪失	・プラスチック電気シーケンス異常	・運転シーケンス異 常	アラート停止
4	・プラスチック電気シーケンス制御	・計測換熱システムダウ	・機器の故障 ・電源喪失	・機器の故障 ・電源喪失	・プラスチック電気シーケンス異常	・運転シーケンス異 常	アラート停止
5	・プラスチック電気シーケンス制御	・計測換熱システムダウ	・機器の故障 ・電源喪失	・機器の故障 ・電源喪失	・プラスチック電気シーケンス異常	・運転シーケンス異 常	アラート停止
6	・タイミングシステム	・プラスチック電気シーケンス制御	・タイミング信号喪失 ・測定時の遅延 ・タイミング信号の低船	・機器の故障 ・電源喪失	・プラスチック電気シーケンス異常	・運転シーケンス異 常	アラート停止
7	・保護インターロックシステム	・保護インターロック制御	・保護機能の保 護	・機器の故障 ・電源喪失	・保護機能の喪失	・保護シーケンス異常 ・電源喪失	アラート停止

Table 4.4.49 Failure modes and effects analysis for FER

システム : ベーキング・オーブン		F E R F M E A						(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステム	故障の影響	故障検知方法	故障分類	
1	加熱装置	冷却系冷却水の加熱	加熱不能	ピーターの故障 電源喪失 制御系異常	サブシステム不可	ベーキング不可	電流計 電流計	大 中 小	
2	循環系 (ポンプ)	加熱冷却水の循環	停止	電気系統不良 ポンプ不良 電源喪失 制御系異常	加熱水循環不可	ベーキング不可	流量計 温度計	ベーキング不可	
3	配管	加熱冷却水の循環	破裂	異常応力 制御系異常	トリチウム含有水の炉室内 漏洩	トリチウムモニター	温度計 温度計	同 上	
4	バルブ	加熱冷却水の切り換 え	バルブ機能不可	内部破損 空気系統故障 電源喪失	加熱水制御不可	ベーキング不可	温度計 圧力計	同 上	
5	生成物除去装置								

Table 4.4.50 Failure modes and effects analysis for FER

No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障障壁の影響システム		故障の検知方法	故障箇所 大・中・小	処置・対処
					サブシステム	F E R F M E A			
1	炉内外点検・補修システム （内燃式炉内点検・炉外点検・炉内炉外点検・炉外炉内点検）	・異常時を行なつて ・炉内を点検する	・点検機能不可 ・異常走行	・駆動装置故障 ・計量機のダウン暴走 ・各種センサの故障 ・停電	・点燃附加 ・炉内機器物の損傷 ・冷却配管の損傷			・負荷配管の冷却水供給停止	
2	本体室内点検・補修システム	・炉内点検・補修シス テム	・点検機能不可 ・異常走行	・駆動装置故障 ・計量機のダウン暴走 ・各種センサの故障 ・停電	・点燃不可 ・炉室内部機器の損傷 ・炉室内部配管の損傷			・負荷配管の冷却水供給停止	
3	真空リーグ探知・補修システム	・真空リーグ探知・補 修	・点検機能不可 ・異常走行	・駆動装置故障 ・計量機のダウン暴走 ・各種センサの故障 ・停電	・点燃不可 ・炉内機器物の損傷 ・配管の損傷			・負荷配管の冷却水供給停止	
4									
5									
6									
7									
8									
9									
10									
11									
12									
13									
14									
15									
16									
17									
18									
19									
20									
21									
22									
23									
24									
25									
26									
27									
28									
29									
30									
31									
32									
33									
34									
35									
36									
37									
38									
39									
40									
41									
42									
43									
44									
45									
46									
47									
48									
49									
50									
51									
52									
53									
54									
55									
56									
57									
58									
59									
60									
61									
62									
63									
64									
65									
66									
67									
68									
69									
70									
71									
72									
73									
74									
75									
76									
77									
78									
79									
80									
81									
82									
83									
84									
85									
86									
87									
88									
89									
90									
91									
92									
93									
94									
95									
96									
97									
98									
99									
100									
101									
102									
103									
104									
105									
106									
107									
108									
109									
110									
111									
112									
113									
114									
115									
116									
117									
118									
119									
120									
121									
122									
123									
124									
125									
126									
127									
128									
129									
130									
131									
132									
133									
134									
135									
136									
137									
138									
139									
140									
141									
142									
143									
144									
145									
146									
147									
148									
149									
150									
151									
152									
153									
154									
155									
156									
157									
158									
159									
160									
161									
162									
163									
164									
165									
166									
167									
168									
169									
170									
171									
172									
173									
174									
175									
176									
177									
178									
179									
180									
181									
182									
183									
184									
185									
186									
187									
188									
189									
190									
191									
192									
193									
194									
195									
196									
197									
198									
199									
200									
201									
202									
203									
204									
205									
206									
207									
208									
209									
210									
211									
21									

Table 4.4.51 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 本体分解移動システム		F E R F M E A		(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	サブシステムの影響
1	床面走行型マニピュレータシステム	床面走行マニピュレータ	停止・暴走	駆動装置故障 各種センサの故障 停電	・駆動機のダウン暴走 ・各種センサの故障 ・停電
2	クレーン吊載マニピュレータシステム	クレーン吊載マニピュレータ	停止・暴走	駆動装置故障 各種センサの故障 停電	・駆動機のダウン暴走 ・各種センサの故障 ・停電
3	配管自動溶接切断システム	配管自動溶接と切断	停止・暴走	駆動装置故障 各種センサの故障 停電	・駆動装置故障 ・各種センサの故障 ・停電
4	真空シール自動溶接切断システム	・真空シール自動溶接 ・切断	停止・暴走	駆動装置故障 各種センサの故障 停電	・駆動装置故障 ・各種センサの故障 ・停電
5	治工具類	各種治工具	駆動不能	駆動部故障	

Table 4.4.52 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 本体分解移動システム		F E R F M E A						(1 / 1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	故障箇所	影響	故障分類	故障の検知方法	処置・対処
1	ダイバー交換システム	ダイバータ交換	交換不可能	* 駆動装置故障	サブシステム	システィム	大・中	・交換機器修理	
2	ダイバータ冷却	冷却不可	冷却装置故障	* コンボーネントの温度上昇	炉室内トリチウム放出増大	トリチウムモニタ	・TCS起動		
3	ダイバータダスト閉じ込め	ダストト雷斯上閉じ込め不可	シャッターグル	炉室内ダスト放出	放射能モニタ				
4	可動遮蔽交換システム	可動遮蔽交換	可動遮蔽交換不可	駆動装置故障	分離不可	・交換機器修理			
5	可動遮蔽冷却	冷却不可	冷却装置故障	* コンボーネントの温度上昇	炉室内トリチウム放出増大	トリチウムモニタ	・TCS起動		
6	可動遮蔽ダスト閉じ込め	ダストトレス上閉じ込め不可	シャッターグル	炉室内ダスト放出	放射能モニタ				
7	加熱装置交換システム	加熱装置交換	交換不可	駆動装置故障	分離不可	・交換機器修理			
8	加熱装置冷却	冷却不可	冷却装置故障	* コンボーネントの温度上昇	炉室内トリチウム放出増大	トリチウムモニタ	・TCS起動		
9	加熱装置ダスト閉じ込め	ダストトレス上閉じ込め不可	シャッターグル	炉室内ダスト放出	放射能モニタ				
10	テストモジュール交換システム	テストモジュール交換	交換不可	駆動装置故障	分離不可	・交換機器修理			
11	テストモジュール冷却	冷却不可	冷却装置故障	* コンボーネントの温度上昇	炉室内トリチウム放出増大	トリチウムモニタ	・TCS起動		
12	テストモジュールダスト閉じ込め	ダストトレス上閉じ込め	シャッターグル	炉室内ダスト放出	放射能モニタ				
13				*	計測機のダスト暴走				
14				*	各センサの故障				
15				*	停止				

Table 4.4.53 Failure modes and effects analysis for FER

Table 4.4.54 Failure modes and effects analysis for FER

システム : 炉 サブシステム : ブランケット燃焼用テストジャケット		F E R F M E A		(1/1)	
No.	対象機器	機能	故障モード	推定原因	故障の検知方法
				サブシステム	異常感知装置
1	テストジャケット	(1)真空境界を 維持する 炉本体真空境界	①異常応力(熱、電池 力、重力)、エローシ ョン	・真空容器の真空度低下 (プラスマディスクラブシ ョン) ・炉室へのドリミウムリーフ ・炉室(蒸発槽)内への水 もれ。 ・異常感知装置内の水もれ (プラスマディスクラブシ ョン)	・真空度 (プラスマディスクラブシ ョン) ・炉室漏洩 ・テストジャケット内への水 もれ。 ・炉室漏洩 ・プラスマ停止
2	テストジャケット	(2)冷却槽(流路)の破 損			

Table 4.4.55 Failure modes and effects analysis for FER

F E R F M E A							(1/1)
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	サブシステムの影響	故障の検知方法	故障分類
							大 中 小
1. プロワ1	処理ガス入移送	燃焼低下	プロワ性能低下	・處理ガス量減少 ・ベレット入射装置排氣浸入 ・量減少 ・不能	・ベレット入射装置排氣浸入 ・ベレット入射装置排氣浸入		
2. 燃温M.S.(2)下	不純物除去	燃焼低下	ベッコ温度上昇 ・偏流	・不純物除去性能低下 ・ISS(2)への移送ガス中に不純物混入→ISS隔壁 ・再生用ガス生成不能	・ISS(2)への移送ガス中に不純物混入→ISS隔壁 ・再生用ガス生成不能		
3. プロワ2	ISS(2)へ精製ガス、燃焼ガス、 移送	燃焼低下	・プロワ性能低下 ・燃焼失火	・不純物除去能力低下 ・不純物除去不能 ・ISS(2)への移送不能	・ISS(2)への移送不能 ・入不能 ・ISS(2)への移送不能	・ベレット入射装置からの受 入不能	
4. 底燃機	プロペラントガス供給 角に着圧	燃焼低下	・底燃性能低下 ・燃焼失火	・底燃器漏減少 ・同上	・ベレット入射装置からの受 入能力低下 ・ベレット入射装置からの受 入不能		
5. ビニタ	MSベッコ下再生ガス昇 温	燃焼低下	・エレメント故障 ・制御系不調	・規定温度までの昇温不可 ・MSベックド再使用時の不 能 ・物除去性能低下	・MSベックド再使用時の不 能 ・MSベックド昇温不可 ・制御系故障 ・〃 ・再生不能	・MSベックド再使用時の不 能 ・MSベックド昇温不可 ・制御系故障 ・〃 ・再生不能	

Table 4.4.56 Failure modes and effects analysis for FER

システム : NBIまわり燃料ガス処理装置		F E R F M E A	(1/1)		
No.	対象機器	機能	故障モード	確定原因	影響の評定
				サブシステム	故障分類 大 中 小
1. プロワ1	廻転ガス移送	機能低下	プロワ性能低下	廻転ガス量減少	NBI排気受入量減少
		機能喪失	プロワトリップ	廻転不能	NBI排気受入不可
2. 低温MSベッド	不純物除去	機能低下	ベッド温度上昇 偏流	不純物除去性能低下	I.S.(2)(又はNBI) への移動ガス中に不純物混入→I.S.漏露
		機能喪失	廻	不純物除去不能	再利用ガス生成不能
3. プロワ2	NBIへ精製ガス移送	機能低下	プロワ性能低下	不純物除去能力低下	I.S.(2)への精製流量減少
		機能喪失	プロワトリップ	不純物除去不能	NBI排氣受入不可 I.S.(2)への移送不能
4. 压縮機1 新庄	NBI供給用D <sub>2</sub> ガス	機能低下	圧縮性低下	供給圧調節不調	NBIからの受入能力低下
		機能喪失	圧縮機トリップ	同 上	NBIからの受入不可
5. ヒータ	MSベッド再生ガス昇温	機能低下	エレメント故障 制御系不調	規定温度までの昇温不可 MSベッド再使用時の不純物除去能力低下	MSベッド再使用時の不純物除去能力上昇
		機能喪失	ヒータ故障 制御系故障	MSベッド昇温不可 〃 削除不可	MSベッド昇温不可 〃 削除不可
6. 壓縮機	D <sub>2</sub> ガス一時貯蔵用 昇圧	機能低下	圧縮性低下	貯蔵容器減少	I.S.(2)からの受入能力 低下
		機能喪失	圧縮機トリップ	同 上	I.S.(2)からの受入不可

## 4.5 通常運転時の電源喪失時の異常事象のシーケンス分析

### (1) 緒 言

3大トカマク(JT-60<sup>(1)</sup>, JET<sup>(2)</sup>, ITER<sup>(3)</sup>)の成果を踏えて、次期装置である核融合実験炉の設計研究が近年盛んに行われている。プラントとして核融合実験炉が成立するには、核分裂炉と同様に、安全解析が重要な課題となる。

安全解析の研究では、核分裂炉の安全解析が参考になると考えられるが、核分裂炉の安全解析はECCS(緊急炉心冷却装置)の研究が中心であり、核融合実験炉の安全解析の研究にはあまり参考にならない。それは、核分裂炉にはない核融合実験炉の特性による。それを以下に示す。

- (i) プラズマは自己消滅型で、プラズマ自身による暴走はない。
- (ii) 物質透過性の大きい放射性物質であるトリチウムがプラント内に分散分布する。
- (iii) D-T反応で生成される14.2MeVの高エネルギーを持つ中性子によってできる放射化生成物による崩壊熱が発生する。
- (iv) 超高真空技術、電磁場技術を利用する。

上記の特性により核融合実験炉の安全解析はその対象が多岐にわたり、核分裂炉で考えられているLOCA (Loss of Coolant Accident), LOFA (Loss of Flow Accident), LOPA (Loss of Power Accident), に加えて, LOVA (Loss of Vacuum Accident), SC (superconductor) クエンチ事故, トリチウム漏洩事故等が考えられる。

核融合の安全解析では、上記の各事故対象とその規模を把握しその対処法を考案し、プラント全体にわたる安全保護装置を構築していく必要がある。従来の研究では、プラントの周辺環境へ悪影響を最も与え易いトリチウム漏洩事故の解析<sup>(4) - (6)</sup>や、事故時に能動的に安全保護装置を駆動させなくても安全にプラントを停止させる「passive safety」の概念の提案（これはITER案で一例として崩壊熱による自然循環を提示）<sup>(7)</sup>等がある。本研究では、事故の規模・波及効果の大きいLOPAを検討する。本研究の目的は、LOPAの事故シーケンスを作成し、事故の規模及び波及効果を調べ、又、DEG(非常用電源)の規模を明確にすることである。

### (2) 事故シーケンスの作成法

#### 2-1 主要系統構成

ITERの事故シーケンスを作成するに先立ち、事故の波及について共通の認識を得るために、主要系統の構成図を示す。Fig. 4.5. 1は真空系とトリチウム処理系の構成を示す。図中、真空容器(V.V)はクライオスタットで覆われ、クライオスタット内は大気に比べて $10^{-5}$ Torr程度の負圧に保持されている。クライオスタットの周辺に、NB(中性粒子ビーム)系、RF系、真空排気系、トリチウム処理系が炉室に配備される。炉室は炉建屋内に納められ、炉建屋外にガス状放射性廃棄物処理系が置かれる。トリチウム処理系は燃料ガス精製系、燃料ガス同位体分離系、燃料ガス貯蔵系、燃料注入用ペレット入射系、プランケット循環系、プランケットトリチウム処理系から成る。

トリチウム拡散防止用のトリチウム遮蔽は、真空容器内のプラズマから見て、少なくとも3重にする。例えば、炉室の壁、上記各系の壁、各系内にある各機器のケースの3重にする。真空容器ポートから出て、クライオスタッフ部を通り、各機器へ向うダクトは、不活性ガスで覆い、ダクトの破損に伴なうトリチウム漏洩を防ぐ構成とする。雰囲気トリチウム浄化系を、トリチウム漏洩の可能性の大きいトリチウム処理室と炉室に取り付ける。緊急用ガス浄化系は、炉室に設け、トリチウムが炉建屋を通って大気へ拡散するのを防ぐ構成とする。雰囲気トリチウム浄化系等で集められたガスは上記ガス状放射性廃棄物処理系で安全レベルまで希釈されて大気へスタックから放出される。

Fig. 4.5. 2 は冷凍系の構成を示す。冷凍系は冷媒の種類により、ヘリウムと窒素の2系統に分類される。図中、太線がヘリウム系統、細線が液体窒素系統を示す。液体窒素は、各冷凍対象機器の熱シールド、ヘリウム冷凍・液化機の熱交換器等に供給される。これらの熱負荷パターンはヘリウム系統の熱負荷パターンと大きく異なり、比較的安定した変動の少ないものである。このため、液体窒素系統は一系統の構成である。

ヘリウム系では、コイル系、プラズマ排気（クライオポンプ）系、NBI（クライオポンプ）系、トリチウム処理系、ECRF用ジャイロトロンマグネットを冷凍する。コイル系では、300Kから20K迄は冷凍機で温度コントロールされた低温ヘリウムガスを用い、20K以下は液体ヘリウムと熱交換した4.5Kヘリウムガスを超臨界圧ヘリウム(SHE)ポンプで循環して用いる。プラズマ排気（クライオポンプ）系では炉本体の各セクター毎に例えば2基づつ設置して、これらのポンプが一定時間毎に排気・再生サイクルを繰り返していく。これらのポンプへの液体ヘリウムの供給を他系統の供給サイクルの異なるものと同一に行うことはできない。NBI（クライオポンプ）系も、プラズマ排気（クライオポンプ）系と同様に排気・再生サイクルを繰り返すため、制御性の観点から単独ループとする必要がある。ECRF用ジャイロトロンや、トリチウム処理系内の燃料ガス精製系のコールドトラップ、燃料ガス同位体分離系の深冷蒸留塔、燃料ガス貯蔵系も各熱負荷パターンが異なるため各運転パターンも異なる。上記系統を全て単独ループにすると機器システムの集約効率化や熱損失等の点で不利であるが、上記理由で現状ではFig. 4.5. 2 に示すように全て別系統とする。

Fig. 4.5. 3 と Fig. 4.5. 4 は冷却系の構成を示す。図中、Loop-1A～Loop-1F は1次冷却系を、Loop-2A～Loop-2F は2次冷却を示し、2次冷却系は冷却塔に接続される。1次冷却水系は冷却水循環ポンプ、熱交換器、加圧器、バッファータンクより構成されている。1次冷却水の循環は、冷却水循環ポンプと窒素を用いる加圧器で行う。炉運転により発生した冷却水廃液は、冷却水条件に応じた廃液処理が行われる。

1次冷却水は、炉本体冷却の目的で、ブランケット、遮蔽体、上側ダイバータ、下側ダイバータ、BCRF（電子サイクロトロン共鳴周波数帯）、LHRF（低減混成波共鳴周波数帯）、ICRF（イオンサイクロトロン共鳴周波数帯）、NBI（中性粒子ビーム入射）の加熱装置、上側第1壁、下側第1壁の各部へ供給される。1次冷却系は6ループに分け、各ループの除熱負荷が均一になるように上記冷却部を振り分け、Fig. 4.5. 3 と Fig. 4.5. 4 のようにしてある。また、1次冷

却水の供給温度は50°Cで供給圧力は1 MPa(プランケット内は15 MPa)であり、2次冷却水の供給温度は35°Cで、供給圧力は0.4 MPaである。

## 2-2 作成の方針

事故シーケンスを作成するには、事故時に何が作動し何が作動しないか、事故シーケンスのレベルをどこまで詳細に記述するか等の作成の方針を決めておく必要がある。本報告では以下の方針を設定した。

- (1) 事故時でも計測・制御系は正常に作動するものとする。ITERの電源系<sup>(8)</sup>と同様に、上記計測・制御系は交流無停電系・直流停電系で作動するものとする。
- (2) 事故シーケンスを作成する際の詳細化のレベルは、最小機器コンポネントまでとする。最小機器コンポネントとは、例えば、冷却配管、真空ポンプ等で一覧表は文献<sup>(9)</sup>を参考にする。
- (3) 単一初期事故を想定し、その事故の発展は考え得る全ての事故を最終状態まで追いかける。
- (4) 複合事故は单一初期事故の組み合わせとして表わす。

以上の方針で、LOPA(電源喪失事故)時の事故シーケンスを作成した。

## (3) 結果の検討

### 3-1 複合事故の事故シーケンス

LOPA事故のみに限定しても、想定される事故の数は多く、限られた紙面では全てを説明しきれない。ここでは主なもののみを説明し残りの複合事故及び单一初期事故の事故シーケンスは付録に載せた。

複合事故の事故シーケンスとしては、緒言で述べた核融合炉の特性に関係するものの中で、次の3つを説明する。事故シーケンス中の記号の意味をFig. 4.5. 5に示す。

#### (i) 電磁気系の複合事故

電磁気系の複合事故の1例をFig. 4.5. 6(a)に示す。図中の番号はTable 4.5. 1に示す单一初期事故の事故シーケンスに対応する。Fig. 4.5. 6(a)において、LOPA発生により、まず、NB系、ECRF、LHFRF、ICRFのRF系が停止する。これにより、プラズマはパワーバランスを崩しディスラプションを起こす。制御系の作動でプラズマ対向機器は重大な事故に至らず、プラズマは消えSCコイル系もその電流が正常に減少する場合でも、クライオスタットの排気用ポンプはダウンし、クライオスタット内の真密度は低下する。これに伴なう事故が事故シーケンスV-1として発展し得る。

#### (ii) トリチウム系の複合事故

トリチウム系の複合事故の1例を、Fig. 4.5. 6(b)に示す。Fig. 4.5. 6(a)と同様に、プラズマ対向機器が重大な事故に至らず、プラズマは消滅した場合でも、LOPAでトリチウム系の冷却水は停止するので、事故シーケンスT-4へと発展する。

#### (iii) 冷却系の複合事故

冷却系の複合事故をFig. 4.5. 7に示す。Fig. 4.5. 6(a)と同様にプラズマ対向機器が重大な

事故に至らずプラズマは消滅した場合でも、放射化生成物の崩壊熱により各機器の温度は上昇する。しかし、LOPAで冷却系は停止しており、事故シーケンスC-1～C-7へと発展していく。

### 3-2 単一初期事故の事故シーケンス

上記複合事故に現われた单一初期事故を説明する。事故シーケンスに出てくる記号は、Fig. 4.5.6, Fig. 4.5.7で用いたものと同じである。

#### (i) クライオスタットの排気ポンプの停止 (V-1)

LOPA（電源喪失事故）が起きて、クライオスタット内の真空を保つポンプがダウンした場合の事故シーケンスをFig. 4.5.8に示す。クライオスタットの排気ポンプの停止が起こると、クライオスタット内の真空度が悪くなる。Fig. 4.5.1に示すクライオスタットとクライオスタットの排気ポンプ間のダクトを閉じ、クライオスタット内真空度の低下速度を遅らせる。このダクトの閉動作に成功するか否かで分岐する。

ダクトの閉動作に失敗した場合、閉動作に成功した場合に比べ、クライオスタット内真空度は急速に低下し、クライオスタット内温度は上昇する。これに伴ない、液体窒素の除熱負荷、ひいては液体ヘリウムの除熱負荷が増加する。液体ヘリウム用循環ポンプも停止しており、SCコイル及びコイルへのリード線の温度が増加する。SCコイルがクエンチするかどうかの分岐、リード線がクエンチするかどうかの分岐において、SCコイルがクエンチすると事故シーケンスV-2へ、リード線がクエンチすると事故シーケンスV-3へと事故は発展していく。SCコイルとリード線がクエンチしなかった場合、安全のために緊急用ガス浄化系を作動しておく。

ダクトの閉動作に成功した場合、クライオスタット内真空度の低下速度は小さくなり、ダクトの閉動作に失敗した時に比べ、クライオスタット内温度は徐々に上昇する。この温度が液体ヘリウムの除熱能力の範囲内であれば事故は終結し、除熱能力の範囲を越えれば事故シーケンスV-2へと事故は発展していく。Fig. 4.5.9に、コイルクエンチ時の事故シーケンスV-2を示す。リード線のクエンチもコイルクエンチの事故過程とほぼ同じである。コイルの超電導部の温度が上がると、超電導部に常電導部が現われる。保護回路が作動し、SCコイル部に蓄積されているエネルギーをSCコイル外で消費すれば、SCコイルは壊れることなく事故は終結する。

保護回路が作動しなかった場合、SCコイル内で絶縁破壊が起こり次の事故が並列で起こる。

- ① SCコイル内に常電導領域が拡大し、そこに高電圧が発生し、アークを起こす事故シーケンスV-4へと事故が発展する。
- ② SCコイル内の温度が上昇し、ヘリウム圧力が増大し、ヘリウム吹出しへと事故シーケンスV-5へと事故が発展する。
- ③ SCコイル内の放電で、機械的に非対称な力が発生し、コイルの破断を導びく。その破断箇所でアークが起こる事故シーケンスV-4へと事故が発展する。

- ④ SCコイル内の抵抗の不均一性よりコイル内の電流チャンネルが変わり、近接SCコイルに誘起電流を発生させる。これにより、近接SCコイルがクエンチして、事故シーケンスV-2へと事故が発展する。
- ⑤ SCコイル内の温度上昇で、熱応力が発生する。これがコイル許容値以下であれば、SCコイルは健全性が保てるが、許容値以上であると、SCコイルは破損する。

Fig. 4.5.10に、事故シーケンスV-4, V-5を示す。事故シーケンスV-4において、SCコイル内でアークが起きると、コイルが溶ける。このアークで近接炉構造材を破損する場合と、アークでちぎれた自分自身のSCコイルの一部が、 $I \times B$ 力でミサイルのように飛び出しクライオスタッフの真空境界を破壊する事故シーケンスV-11と真空容器を破壊する事故シーケンスV-12へ発展することが考えられる。

ヘリウム吹出しの事故シーケンスV-5では、安全弁が作動してヘリウムを逃せばよいが、安全弁が作動せずヘリウム管が破裂し、ヘリウムが拡散する場合には、緊急ガス浄化系を作動すると共に、液体ヘリウム系統のバルブを閉じる。

Fig. 4.5.11に、クライオスタッフの真空境界の破壊が起きた時の事故シーケンスV-11を示す。クライオスタッフの真空境界が破壊し、真空度が低下すると、クライオスタッフのポンプダウン事故シーケンスV-1と同様の状態となる。しかし、クライオスタッフの真空境界破壊では、クライオスタッフ内は完全に大気と同じ状態となるので、温度上昇に伴なう液体ヘリウムの蒸発・拡散量はクライオスタッフのポンプダウン事故により多くなることが予想される。通常クライオスタッフ内は負圧にして、トリチウムの拡散を防止しているが、この事故においてクライオスタッフ内は大気と同程度になるので、緊急ガス浄化系を作動させておく必要がある。

Fig. 4.5.12に、真空容器が破壊した場合の事故シーケンスV-12を示す。真空容器内の真空度の低下に伴ない、次の事故が並列で発生しうる。

- ① 真空容器内にあったトリチウムがクライオスタッフへ漏れる。
- ② 真空容器の排気用ポンプ系へのダクトを閉にする動作に成功すれば、真空容器排気用ポンプ系は故障しない。閉動作に失敗すると、事故シーケンスV-7へと続く。
- ③ NBダクトを閉にする動作に成功すれば、NBクライオポンプの故障に至らないが、失敗すると事故シーケンスV-8へと続く。
- ④ ペレット入射用ダクトを閉にする動作に成功すれば、ペレット入射系への故障までには至らないが、失敗すると事故シーケンスV-9へと続く。
- ⑤ RF用ダクトには、ECRF, LHRF, ICRF用ダクトがある。これらのダクトを開にする動作に成功すれば、RF系へ事故は波及しないが、失敗すると事故シーケンスV-10へと続く。
- ⑥ 上記ダクトの閉動作に成功しても、Fig. 4.5.1に示すようにクライオスタッフ内のダクトが破断すると、そこからクライオスタッフ内へトリチウムが拡散していく。

事故シーケンスV-7～V-10は单一初期事故である真空容器排気系の事故からも発展して

くるものであり、以下の説明は打切る。

#### (ii) トリチウム処理室の電源喪失事故

トリチウム系の事故の中で、トリチウム処理室の電源喪失事故をFig. 4.5.13(a)に示す。上記事故で、冷却系が停止する。これによりトリチウム処理室の温度が上がる。トリチウムの物質透過性は温度が高くなるにつれて大きくなるので、Fig. 4.5.1に示すトリチウム処理室の各機器を連ぐパイプの接続部等からトリチウムが漏洩する。このトリチウムがトリチウム処理室外へ出ると大気を汚染する危険がある。大気へ出なくてもトリチウム処理室はトリチウムで汚染される。

#### (iii) 第一壁冷却系の事故

冷却系の複合事故は事故シーケンスC-1～C-7は似た事故シーケンスをたどるので、ここでは代表として第1壁冷却系の事故シーケンスC-5とC-6をFig. 4.5.13(b), (c)に示す。Fig. 4.5.13(b)において、上側第一壁冷却水循環ポンプがLOPAで停止し水圧が下がる。これにより冷却水流量が減り、崩壊熱で冷却水の温度が上がる。上側第一壁の冷却水バッファータンクは炉本体より上部に設置してあるので、上側第一壁の冷却水の出入口で温度差が生じ、冷却水の自然循環が起こる。これにより冷却され上側第1壁へ事故は発展しない。

しかし、Fig. 4.5.13(c)に示す下側第1壁の事故シーケンスでは、冷却水バッファータンクを炉本体の下部にしか置けないので、上記のような自然循環は期待できない。このため、非常用電源(DEG)を駆動して冷却水を循環させる必要がある。非常用電源の立上げに失敗すると、下側第一壁熱応力が発生し、下側第一壁が損傷する可能性がある。下側第一壁が損傷すると真空容器内へ冷却水、ブランケットで生成したトリチウム、そのキャリアであるヘリウム等が真空容器内へ吹込む。すると、真空容器内の真圧度が下がり、Fig. 4.5.14に示す事故シーケンスが起こる。Fig. 4.5.11の事故シーケンスV-12で示したように、各ダクトへ上記の冷却水、トリチウム、ヘリウム等が流入する。これにより、事故シーケンスV-12と同様の事故が発展していく。

### 3-3 事故の時間発展

以上の事故シーケンスを基に、各事故の時間発展をFig. 4.5.15に示す。LOPA発生後、加熱系(H-1～H-4)がmsのオーダーで停止する。コイル系(M-1～M-2)は超電導無負荷モードで運転していないので、LOPAが起こるとコイル系の電流は徐々に減少を始める。このために平衡配位が崩れる。これらによって、プラズマディスラプション(P-1, P-2)が起こる。これによって、プラズマ対向機器が損傷すると冷却水、ヘリウム、トリチウムが各ダクトに流入する事故C-9が起こる。この流入で各機器の真圧度が悪くなり温度が上がり、各機器が破損しトリチウムがトリチウム処理室等へ漏洩するまでに10分程度かかる。

プラズマ対向機器が損傷をのがれた場合でも、クライオスタッフの排気ポンプは停止しているので、真圧度の低下と共にクライオスタッフ内のSCコイルの温度は上昇する。圧力の上昇率 $\dot{P} \sim 10^{-6}$ Torr/sであり、LOPA後1分程度で真圧度は $10^{-4}$ Torrになる。これ以上の圧力から熱伝

導が効き始め、事故V-1からV-2～V-5への事故が連がる。

プラズマディスラプションで、プラズマ対向機器が損傷しなくとも、真空容器内の真圧度は低下するので、事故V-6（付録参照）はLOPA後10ms程度には発生する。

プラズマ対向機器の損傷なくプラズマは消滅したとしても、冷却冷凍系は停止するので、事故後1分程度から、トリチウム系T-1～T-4、冷却系C-1～C-9及びそれに続く真空系V-7～V-10、冷凍系L-1～L-6の事故が進む。

以上の検討から、次の事が言える。

- ① LOPA発生後、プラズマはmsのオーダでディスラプションするので、msのオーダでは立上がらない現状の非常用電源では、これを抑止するには間に合わない。従って、非常用電源の使命は、大気へのトリチウム漏洩防止のための緊急ガス浄化系の作動と、トリチウム漏洩を引き起こす自然循環を期待できない冷却系冷却水の循環用ポンプの作動である。トリチウムがトリチウム処理室等へ漏洩するまでに10分程度、また、自然循環の期待できない冷却系の事故は事故後30秒から1分程度で起こるので、この間に非常用電源を立上げる必要がある。このため、非常用電源の立上げを事故後30秒から1分の間に行うことを探査し、Fig. 4.5.15に図示した。
- ② 自然循環の期待できない下側ダイバータと下側第一壁は他の冷却系とは別系統として、非常用電源で作動する冷却水循環用ポンプを設置する必要がある。Fig. 4.5.3は、下側ダイバータと下側第一壁が他の冷却系と別系統になるように、既に書き直してある。

#### (4) 結 言

核融合実験炉の安全解析の中で、事故の規模及び波及効果が最大級レベルと考えられる電流喪失事故について、事故シーケンスを作成し、電流喪失事故の特性を調べた。事故シーケンスを作成するに当たり、

- (i) 事故時でも計測・制御系は正常に作動する
- (ii) 事故シーケンス詳細化のレベルは最小機器コンポネントまでとする
- (iii) 単一初期事故を想定し、事故の発展は考え得る全ての事故を最終状態まで追いかけるという方針を採った。

40個の事故シーケンスを作成し、次の結果を得た。

- (1) 電源喪失事故の時間発展は、プラズマ加熱系の停止と、SCコイル系電流の減少によりプラズマディスラプションのように、10ms程度までに起こる早い現象の事故と、冷却系や冷凍系の熱に関するもの、トリチウム処理系のトリチウム拡散に関するもの、真空系の真圧度に関するもののように分のオーダで発展していく遅い事故がある。
- (2) 非常用電源の立上げは上記の早い現象の事故には間に合わない。非常用電源では、トリチウム漏洩を防止するための緊急ガス浄化系と、放射化生成物の崩壊熱による自然循環が適用できない冷却系冷却水の循環用ポンプとを駆動することにするのが妥当で、その立上げは事故後30秒から1分の間の行う必要があることがわかった。
- (3) 上記自然循環の期待できない下側ダイバータと、下側第一壁は他の冷却系とは別系統とし、非常用電源で作動する冷却水循環用ポンプ設置する必要があることがわかった。

今後に残された問題は電源喪失事故以外の各事故についても事故のシーケンスを作成し、各事故の特性を把握し、炉の安全性を高めていくことである。

### 記号の説明

V.V 真空容器

NB 中性粒子ビーム

IHX 热交換器

WPU 冷却水循環ポンプ

ECRF 電子サイクロトロン共鳴周波数帯

LHRF 低減混成波共鳴周波帯

ICRF イオンサイクロトロン共鳴周波帯

DEG 非常用電源

F/W 第一壁

SHE 超臨界圧ヘリウム

I コイル電流 (A)

B トロイダル磁場 (T)

### 参考文献

- 1) JT-60 team : Review of JT-60 Experimental Results from January to October, 1989 : JAERI-M 90-066 (1990).
- 2) T.T.C. Jones et al : The fusion performance of JET limiter plasma using Be coated graphite and solid Be surfaces : Proc. 17th EPS Conf. on Cont. Fusion and Plasma Heating 14B, part I pp.9(1990).
- 3) M.C. Zarnstoff et al : Test of ITG-mood marginal stability in TFTR : Proc. 17th EPS Conf. on Cont. Fusion and Plasma Heating 14B, part I , pp.46 (1990).
- 4) 関泰, 飯田 浩正, 本多 力: 核融合次期装置設計(安全性) : JAERI-M 87-111 (1987).
- 5) A. Boschi et al : A First Approach to the Safety Analysis of a Tokamak Test Reactor by a System Study Methodology : Fusion Technology , 5 , pp.803 (1989).
- 6) G. Cambi et al : System Study Application to the Safety Analysis of the Exhaust and Tritium Systems of a Fusion Reactor : Fusion Eng. and Design, 10, pp.391 (1989).
- 7) ITER team : ITER Concept Difintion : ITER Documentation Series , No.3 , Vol.2, IAEA , Vienna , 1989.
- 8) H. Brunnader, D. Robinson : Electrical Distribution System : ITER レポート ITER-IL-SA-5-0-19 (1990).

- 9) 斎藤 龍生 他：核融合次期装置設計（プラントシステム設計）：  
JAERI-M 88-083 (1989).

付 錄

本文で説明しきれなかった事故シーケンスの内、複合事故の事故シーケンスをFig. 4.5.A1に示す。  
また、単一初期事故の事故シーケンスは、Table 4.5.1に示す分類の番号に従って、Fig. 4.5.A2～  
Fig. 4.5.A18に示す。

Table 4.5.1 Accident initiating event categorization

No.	Symbol	contents
1	P	Plasma events
	P - 1	Plasma out of control
	P - 2	Plasma out of control (cont'd)
2	V	Vacuum system failures
	V - 1	Pump down of cryostat
	V - 2	Coil quench (cont'd)
	V - 3	Leed quench (cont'd)
	V - 4	Arcing (cont'd)
	V - 5	Blow off system (cont'd)
	V - 6	Pump down of exhaust system
	V - 7	Failure of isolation of cryosystem for V.V. (cont'd)
	V - 8	Failure of isolation of cryosystem for NB (cont'd)
	V - 9	Failure of isolation of pellet injection system (cont'd)
	V - 10	Failure of isolation of RF system (cont'd)
	V - 11	Damage of Cryostat vacuum boundary (cont'd)
	V - 12	Damage of V.V. boundary (cont'd)
3	T	Tritium system failures
	T - 1	Loss of power in fuel gas isotope separation system
	T - 2	Loss of power in fuel gas storage system
	T - 3	Loss of power in fueling system
	T - 4	Loss of power in tritium processing room
4	C	Cooling system failures
	C - 1	Stop of circulation pump in shield and blanket cooling system
	C - 2	Stop of circulation pump in upper divertor cooling system
	C - 3	Stop of circulation pump in lower divertor cooling system
	C - 4	Stop of circulation pump in cooling systems for plasma heating
	C - 5	Stop of circulation pump in upper F/W cooling system
	C - 6	Stop of circulation pump in lower F/W cooling system
	C - 7	Stop of circulation pump in guard limiter cooling system
	C - 8	Stop of circulation pump in cooling system for active position control coil
	C - 9	Failures of vacuum condition in the V.V. (cont'd)
	C - 10	Loss of power in cooling tower
5	L	Cryogenic system failures
	L - 1	Liq. N <sub>2</sub> pump down
	L - 2	Heat exchange system down
	L - 3	Liq. He system for leeds pump down
	L - 4	SHE heat exchange system down
	L - 5	SHE pump down
	L - 6	Decrease of pressure of Liq. He
6	M	Magnet failures
	M - 1	Loss of poloidal field coil current
	M - 2	Loss of toroidal field coil current
7	H	NB/RF system failures
	H - 1	Loss of power of NB system
	H - 2	Loss of power of LHRF system
	H - 3	Loss of power of ICRF system
	H - 4	Loss of power of ECRF system

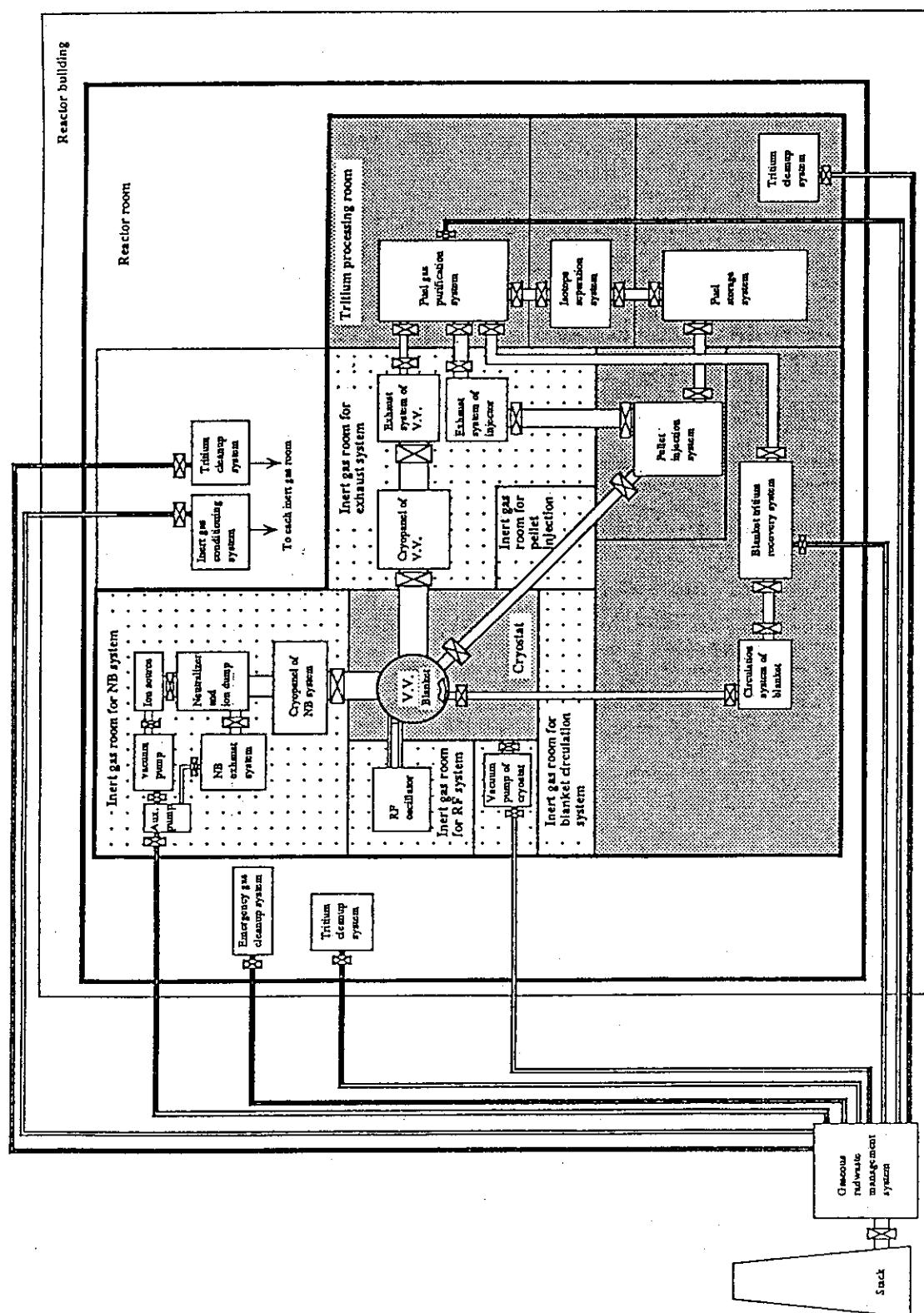


Fig. 4.5.1 Vacuum system and tritium processing system for ITER

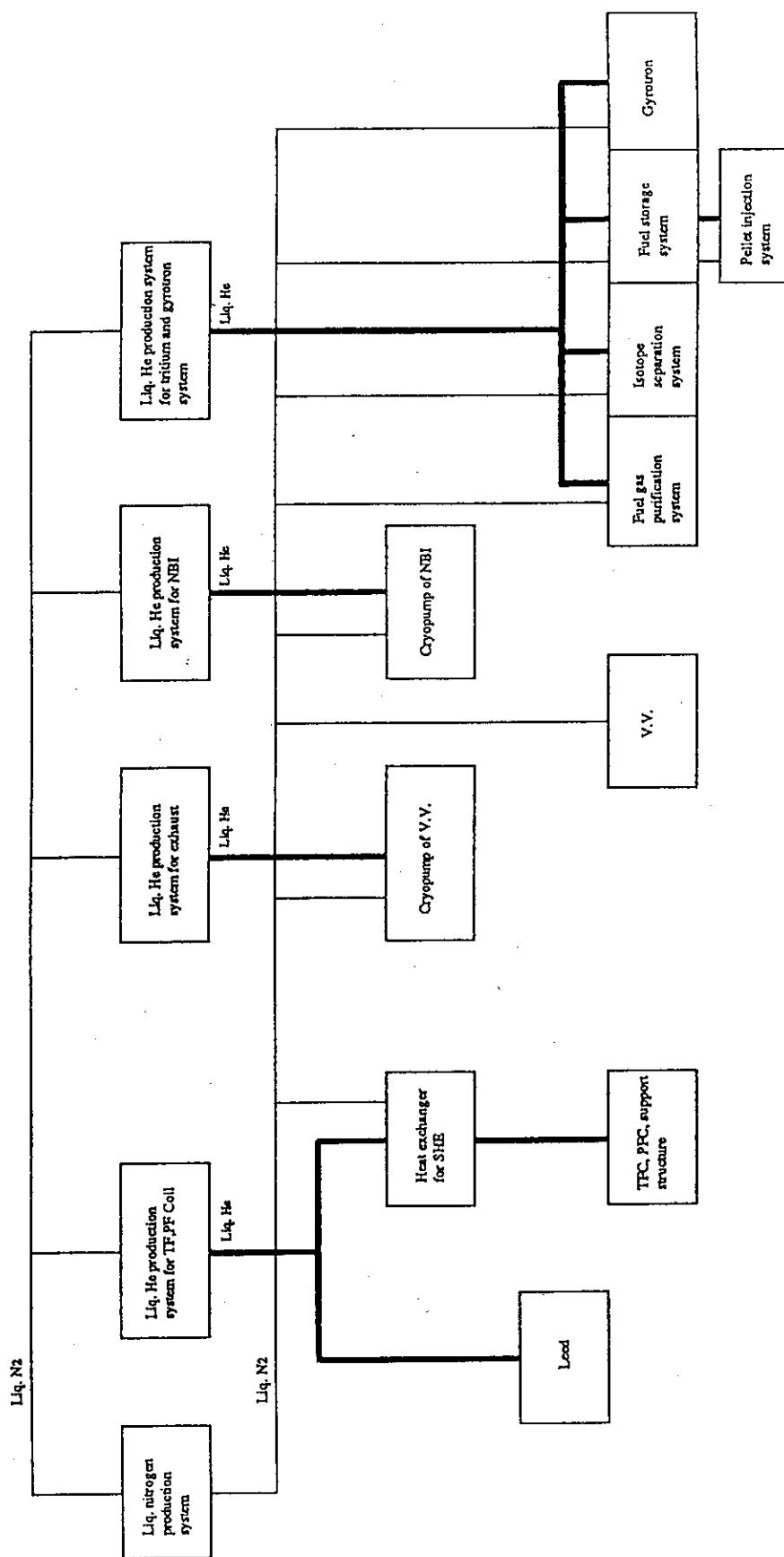


Fig. 4.5.2 Cryogenic system for ITER

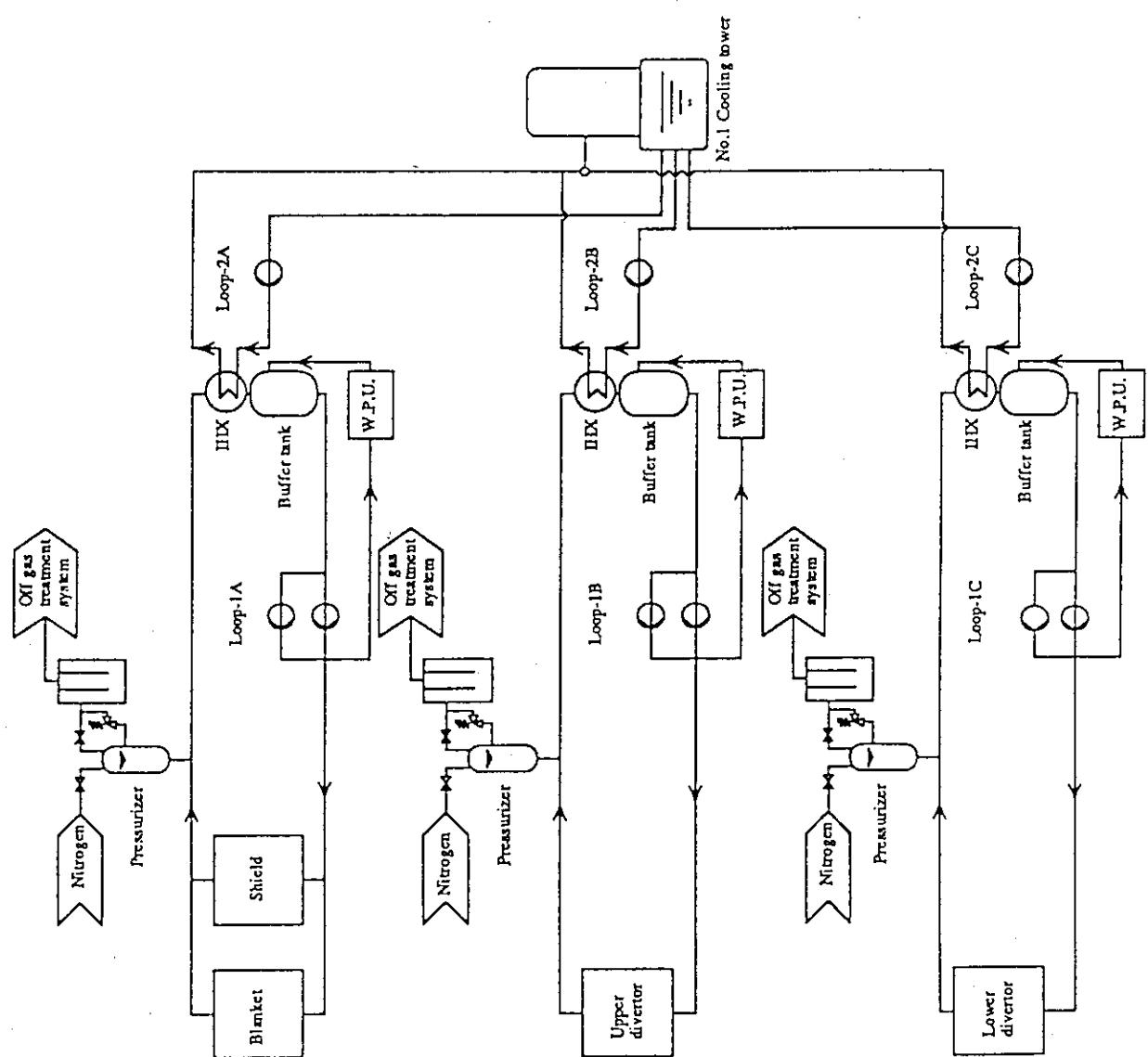


Fig. 4.5.3 Cooling system for ITER (No. 1)

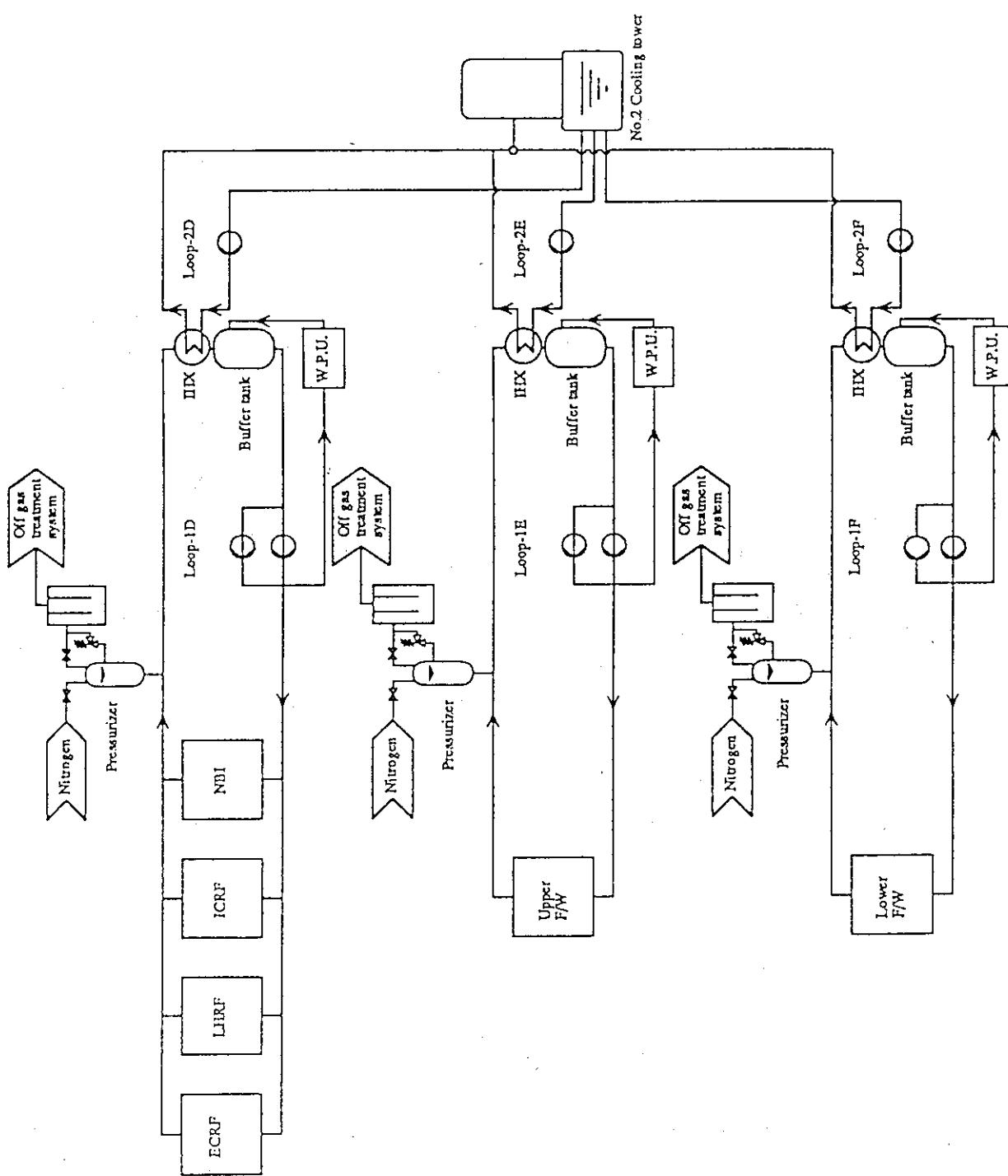


Fig. 4.5.4 Cooling system for ITER (No. 2)

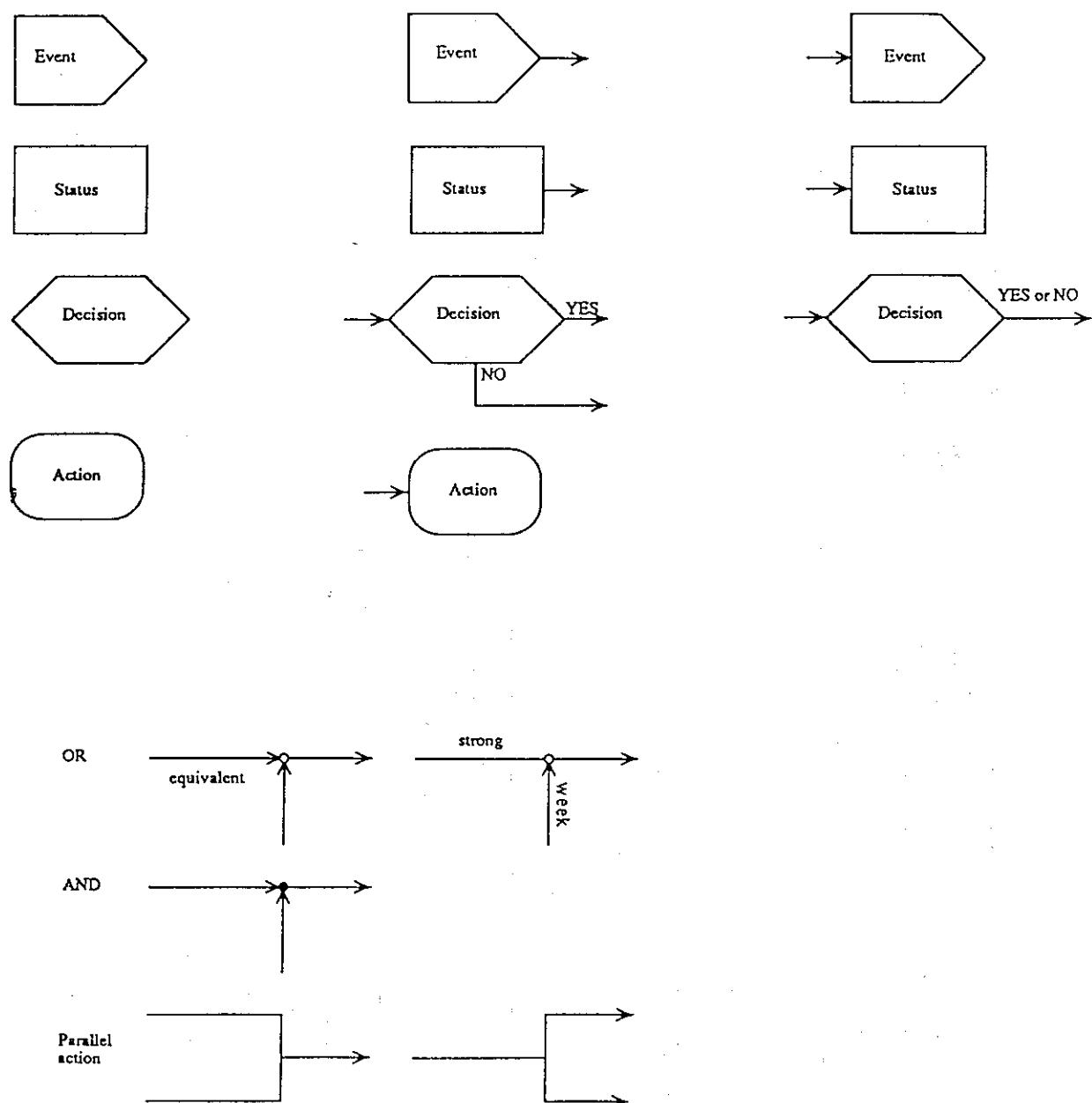


Fig. 4.5.5 Explanations for marks

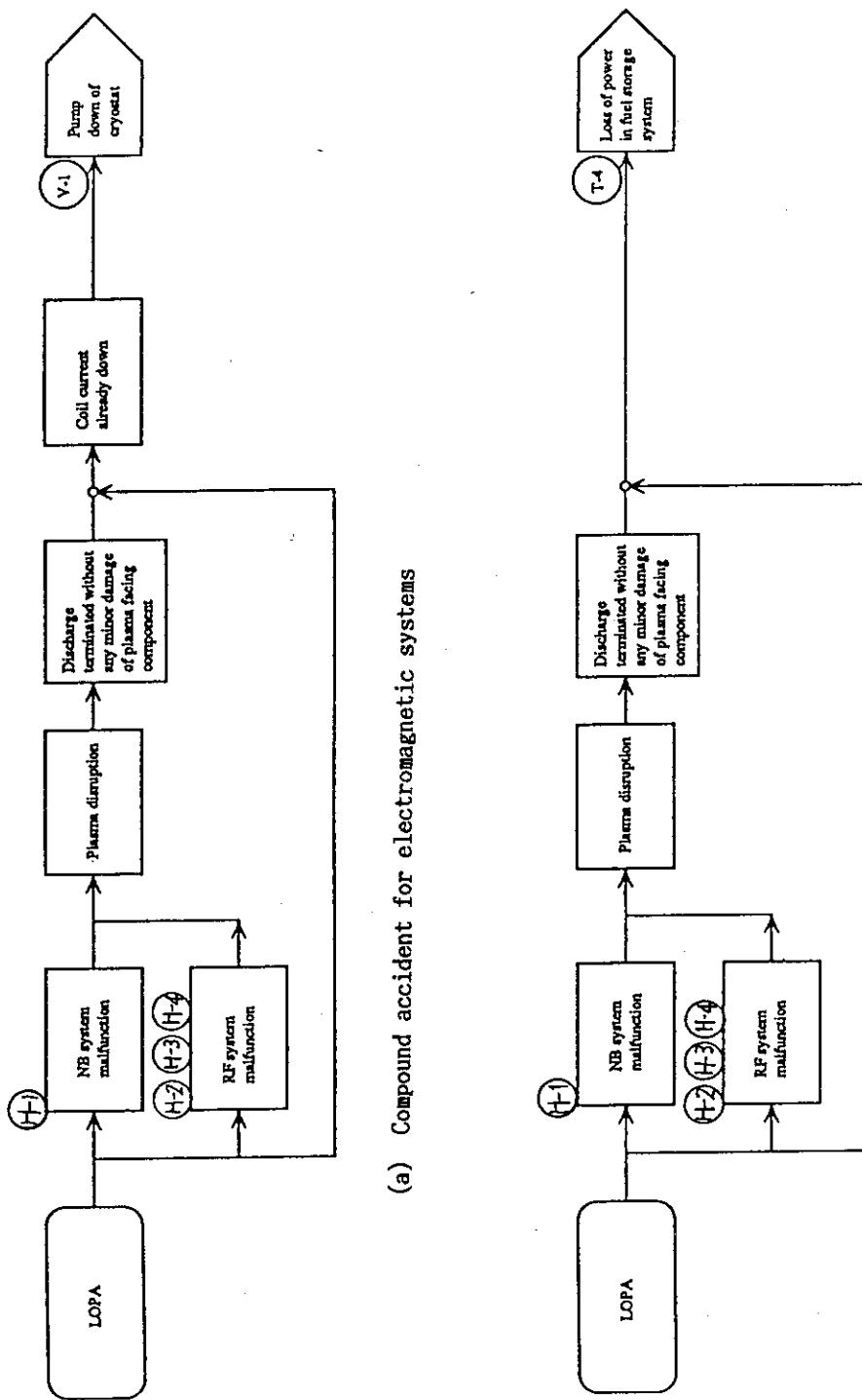


Fig. 4.5.6 Accident processing sequences of compound accidents

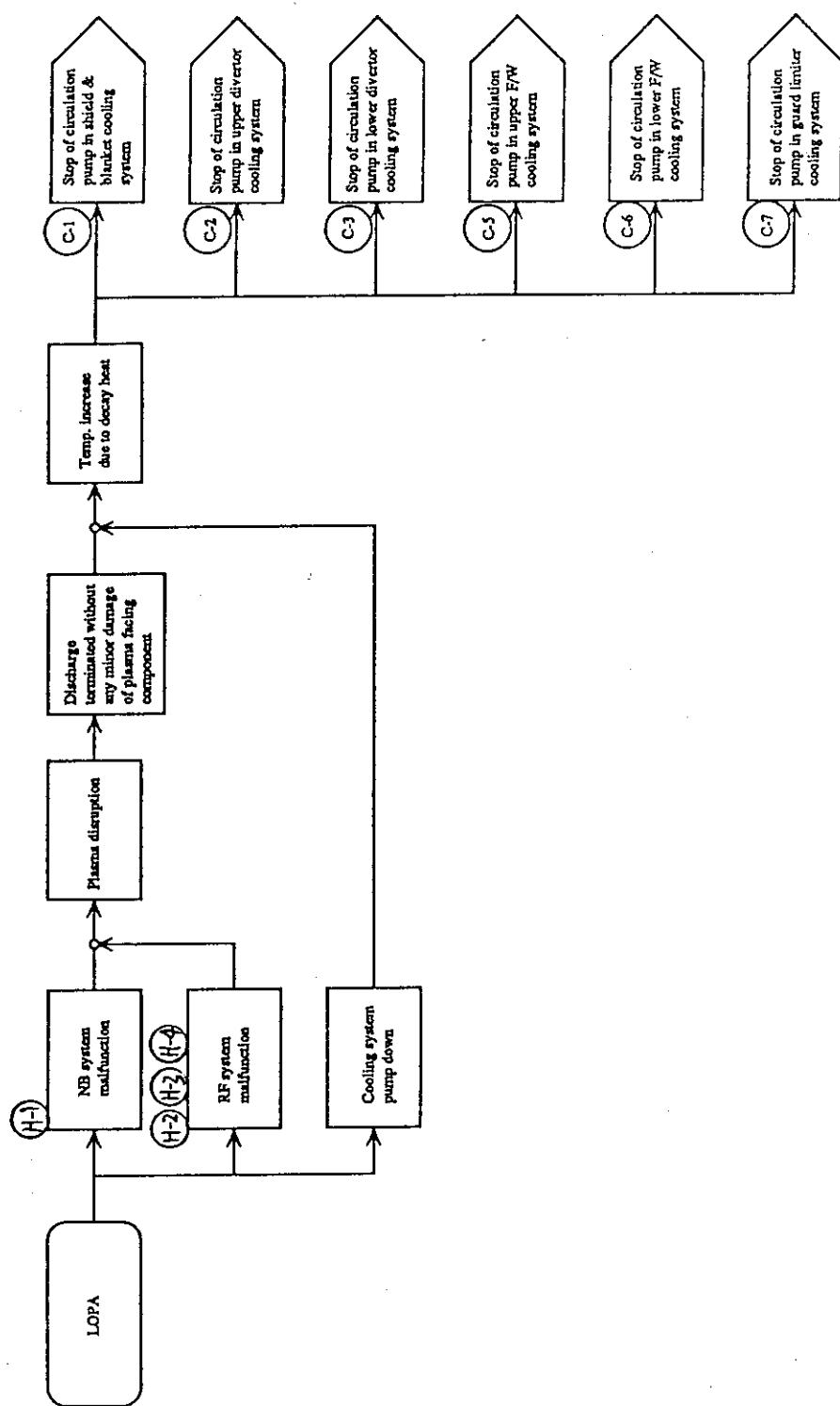


Fig. 4.5.7 Accident processing sequences of compound accidents in cooling systems

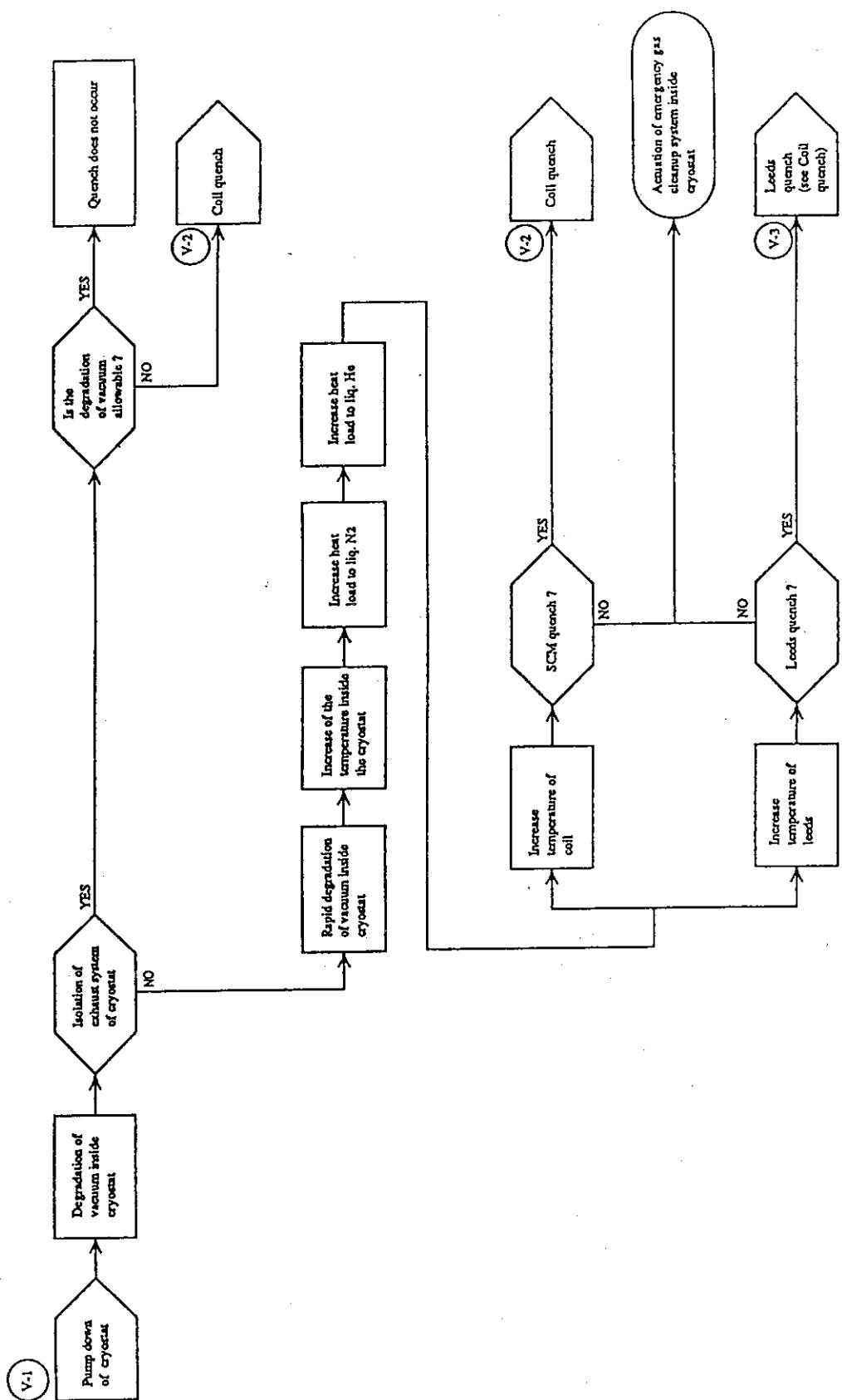


Fig. 4.5.8 Accident processing sequences for pump down of cryostat

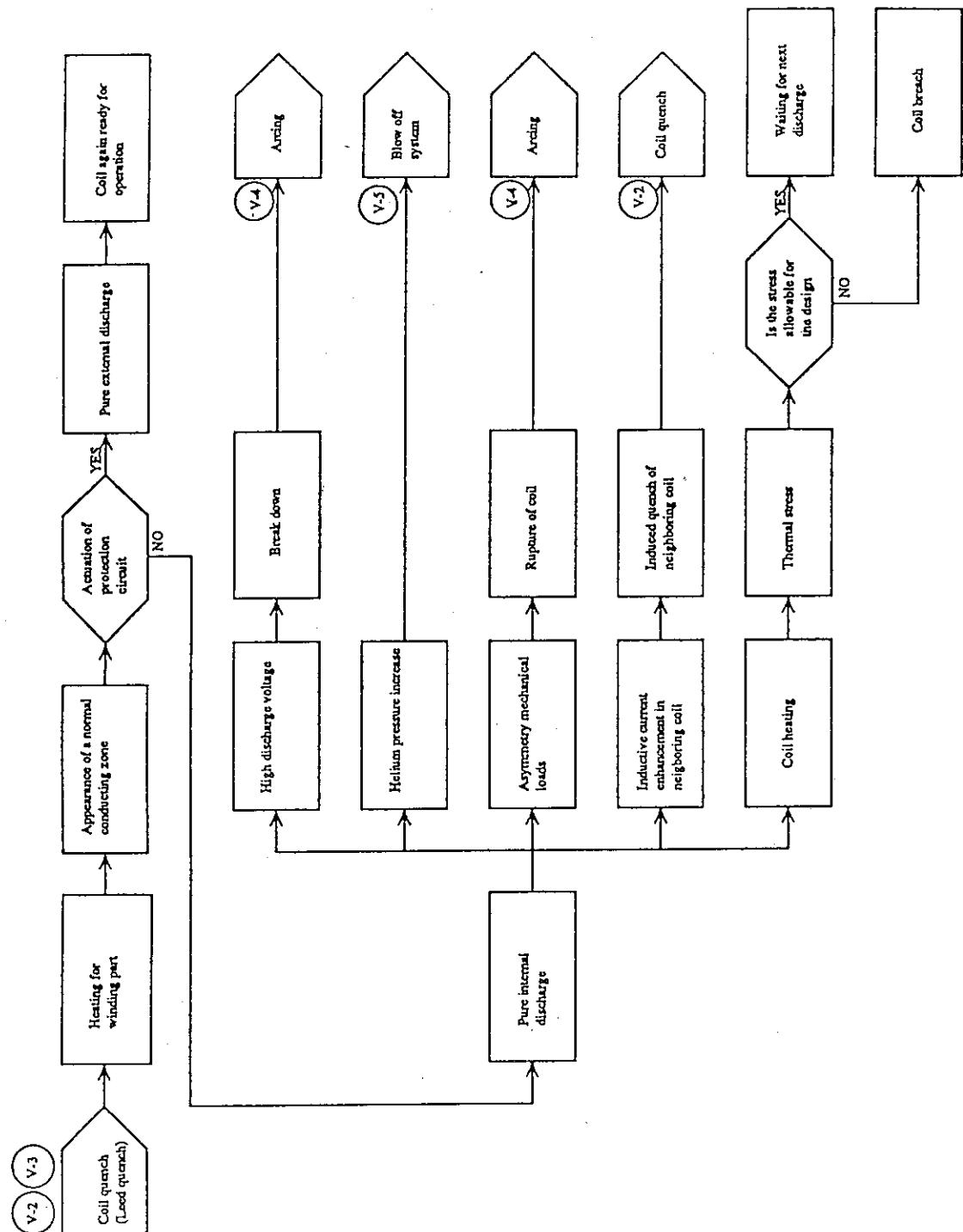


Fig. 4.5.9 Accident processing sequences for SC coil and lead quench

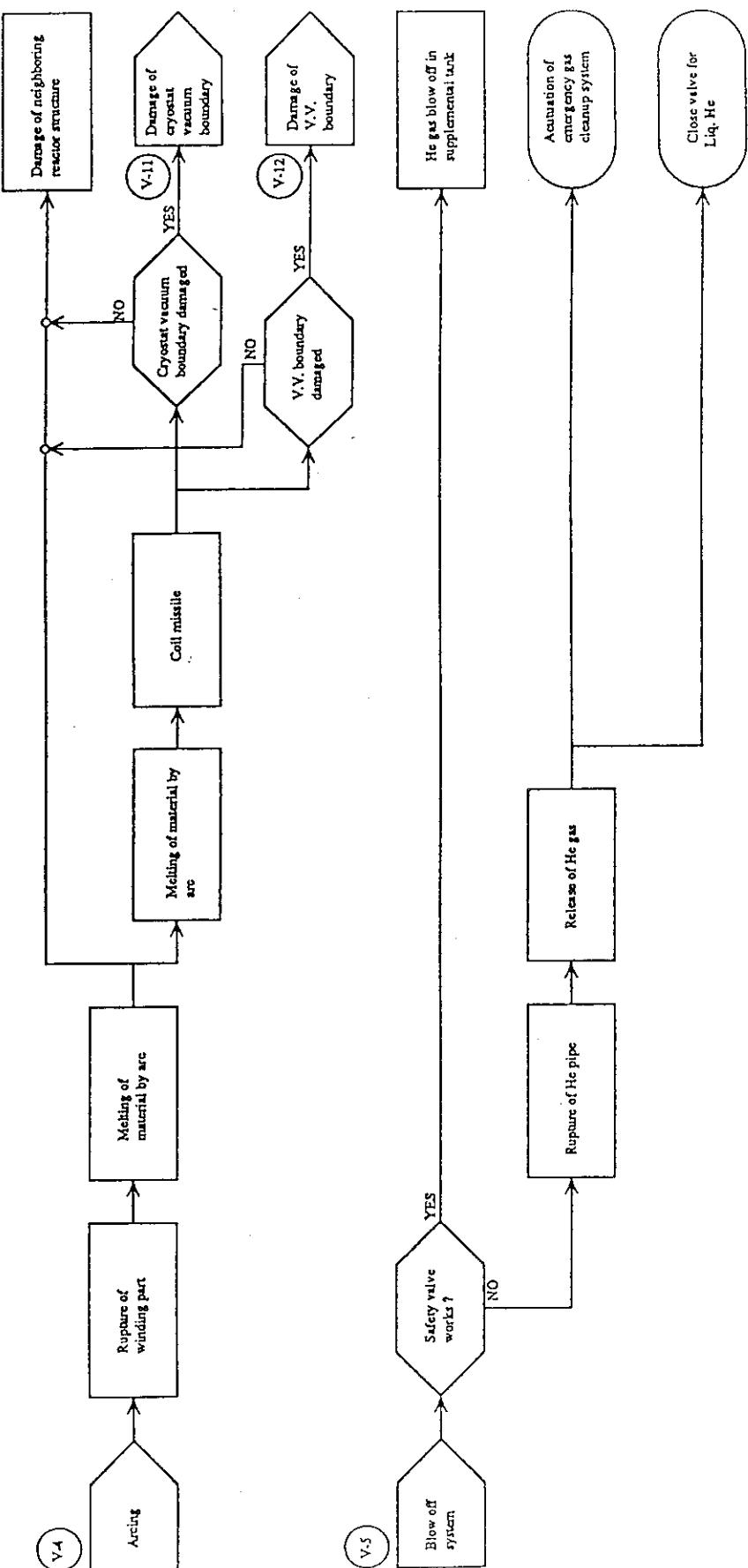


Fig. 4.5.10 Accident processing sequences for arcing and blow off system

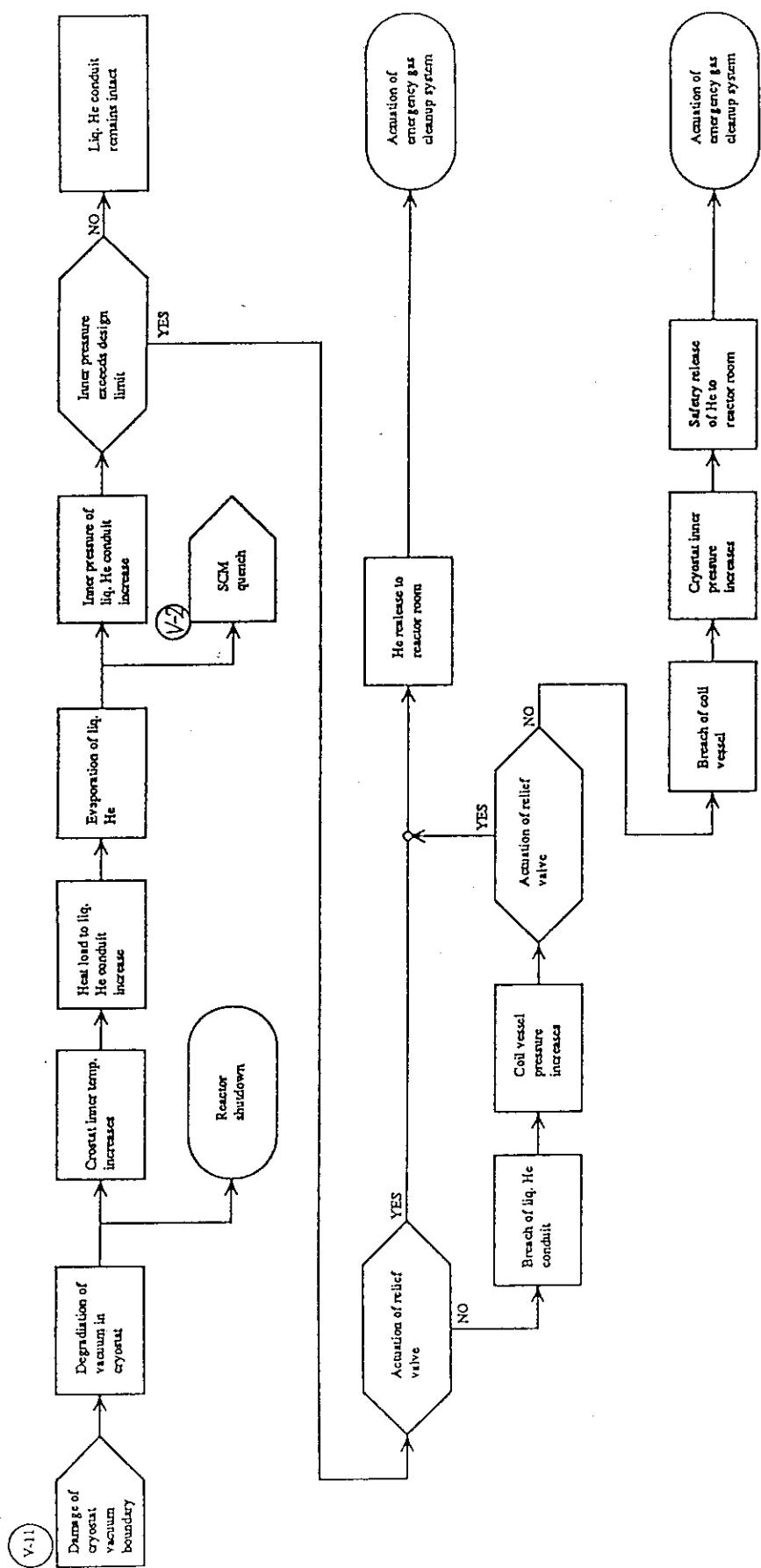


Fig. 4.5.11 Accident processing sequences for damage of cryostat vacuum boundary

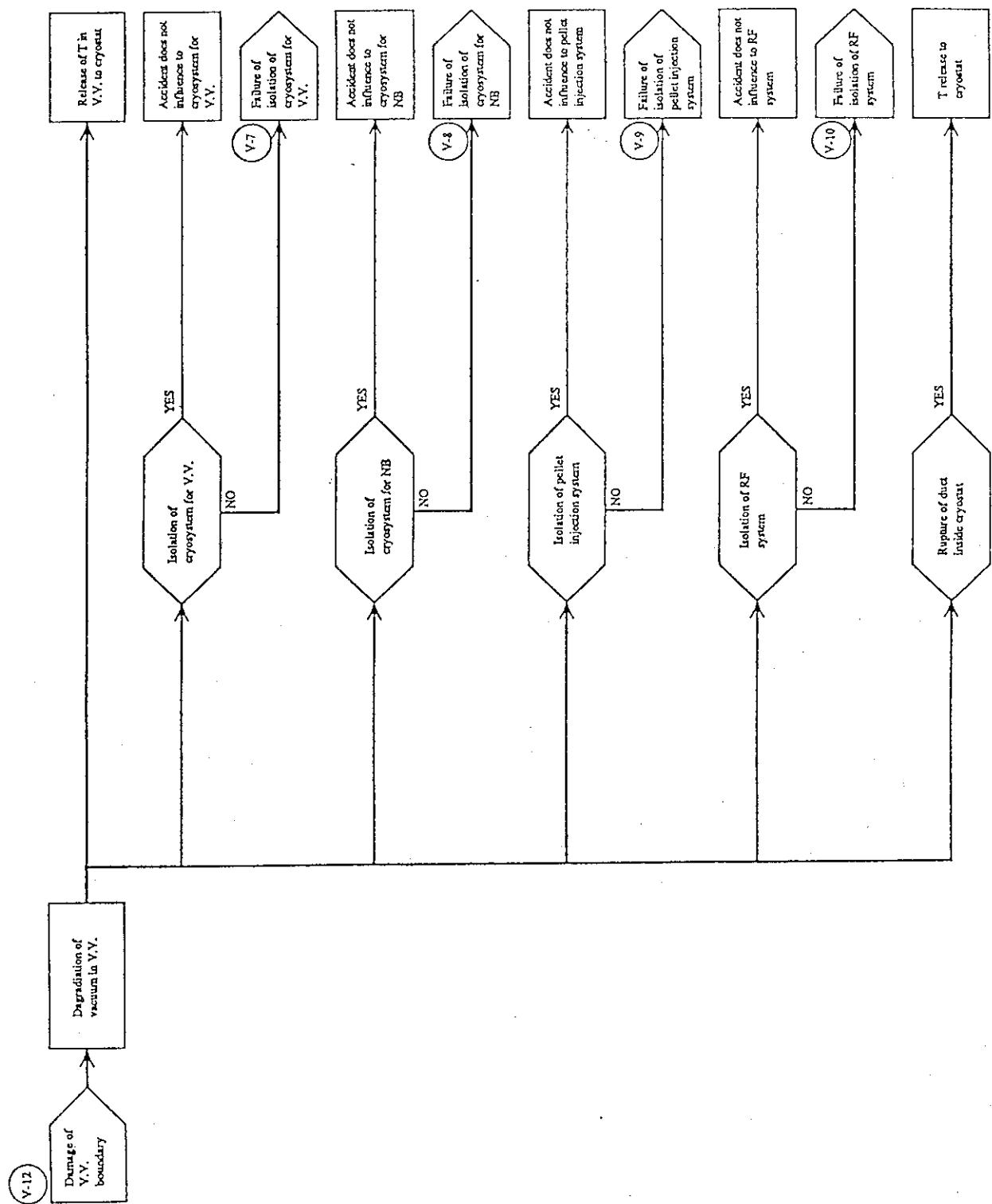


Fig. 4.5.12 Accident processing sequences for damage of V.V. boundary

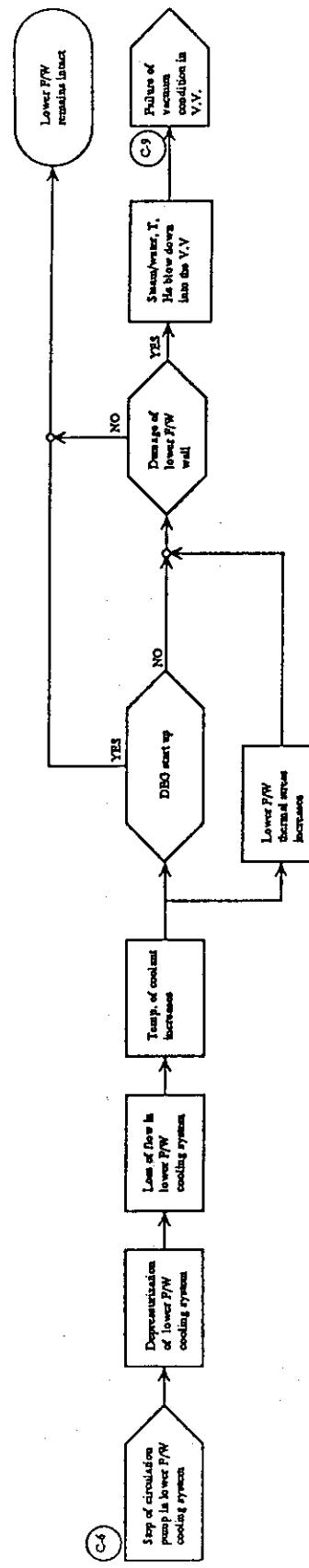
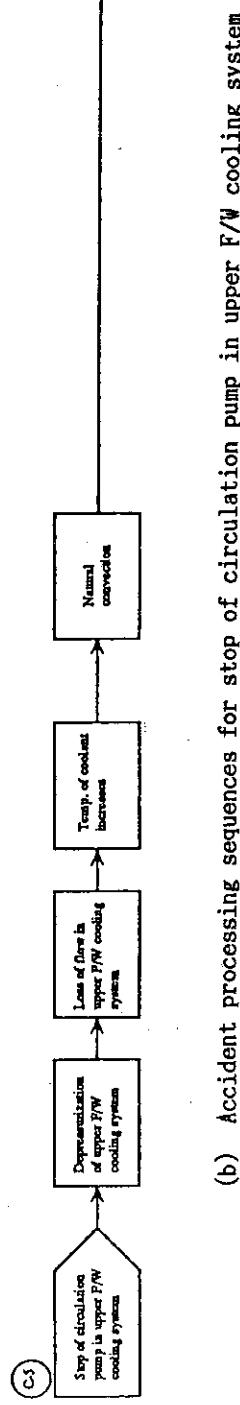
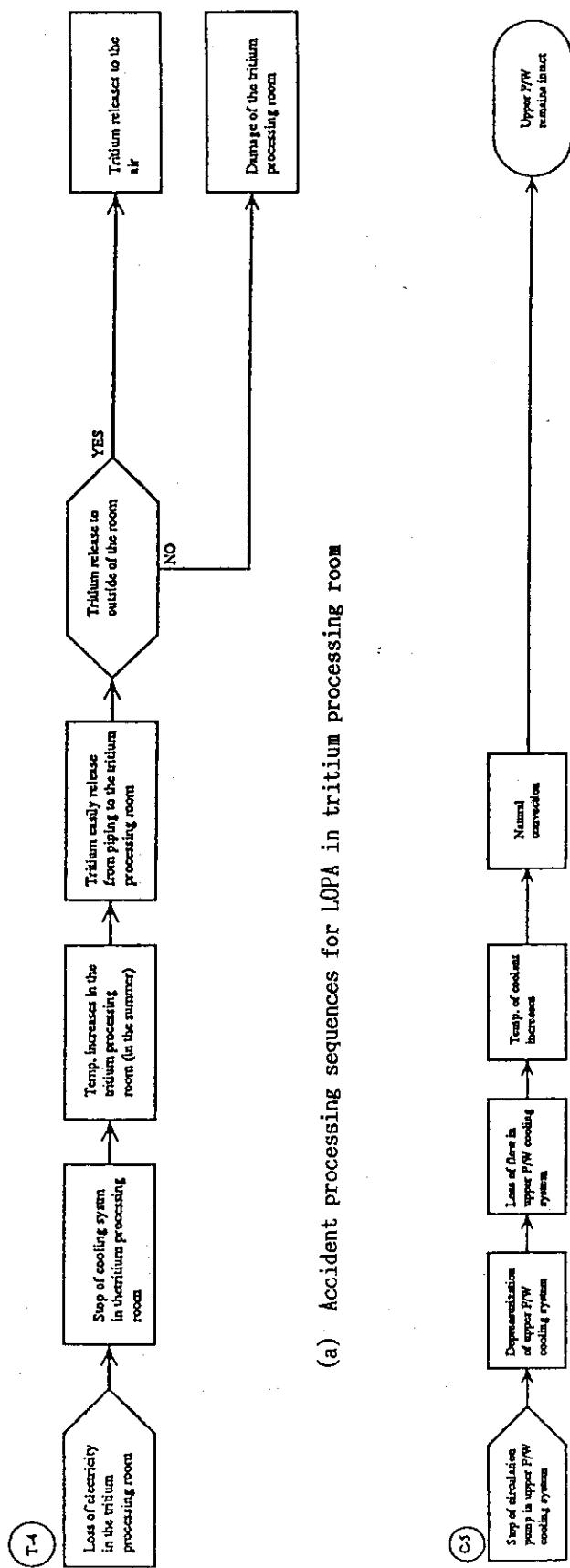


Fig. 4.5.13 Accident processing sequences for tritium processing room and cooling system

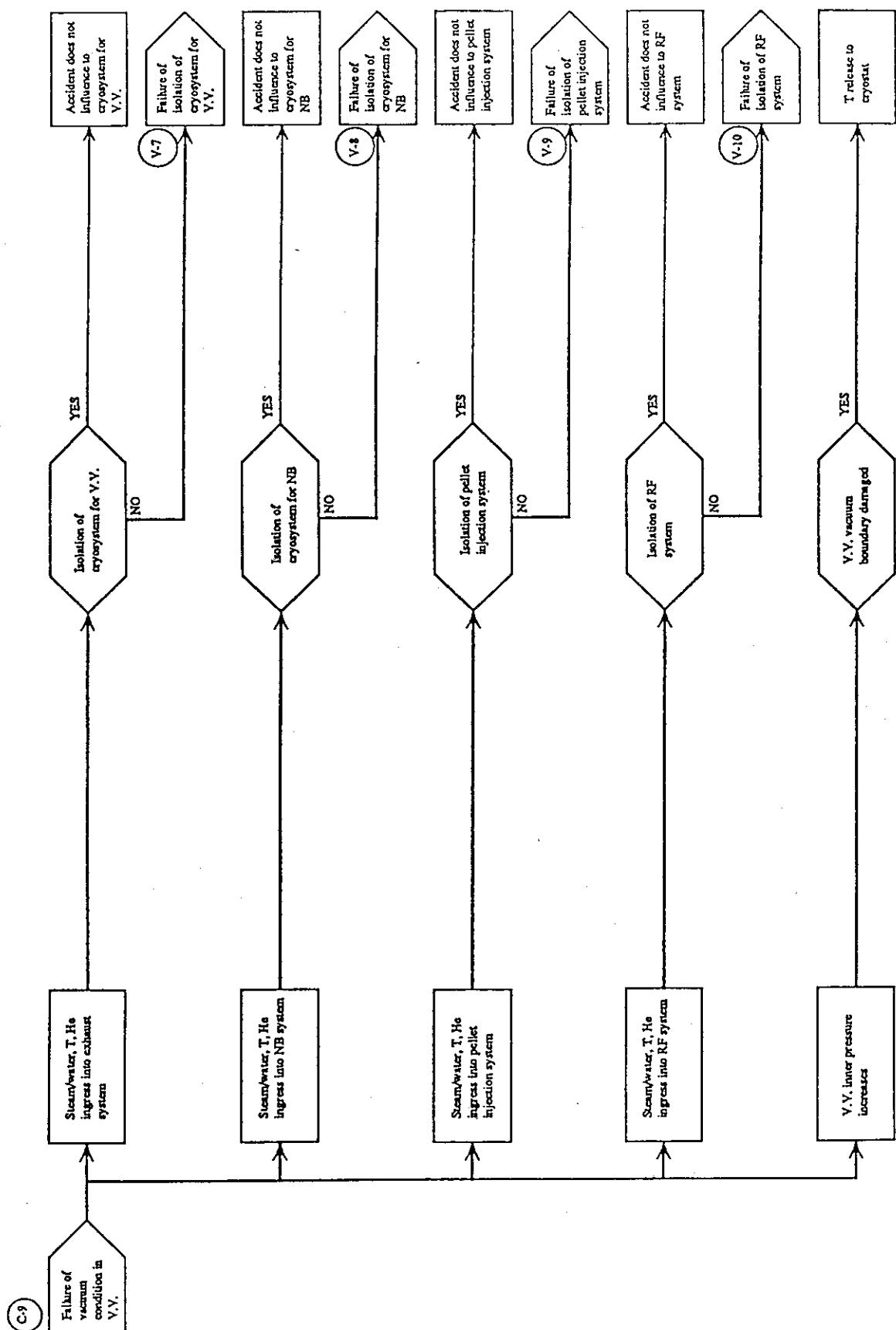


Fig. 4.5.14 Accident processing sequences for failure of vacuum condition in V.V.

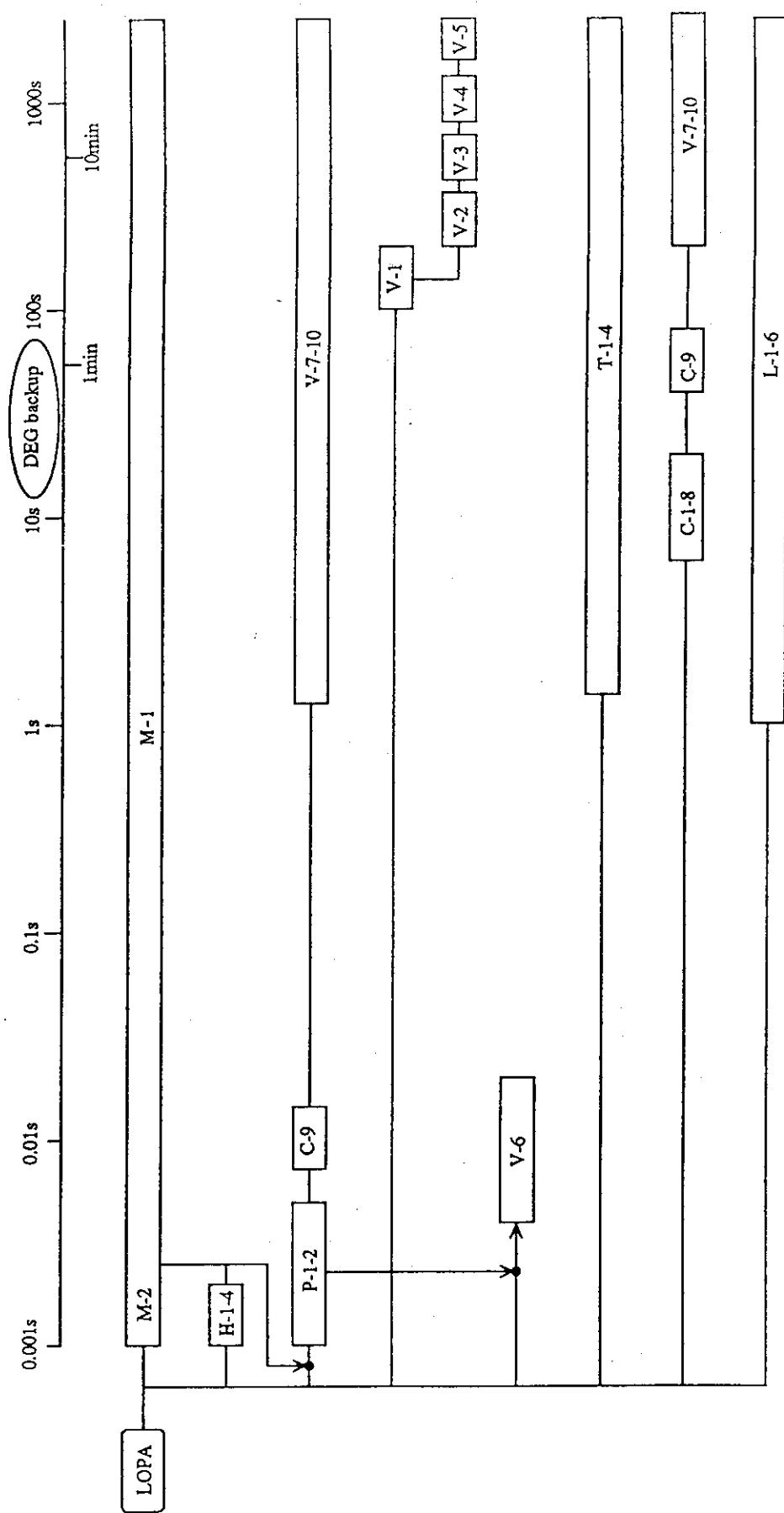
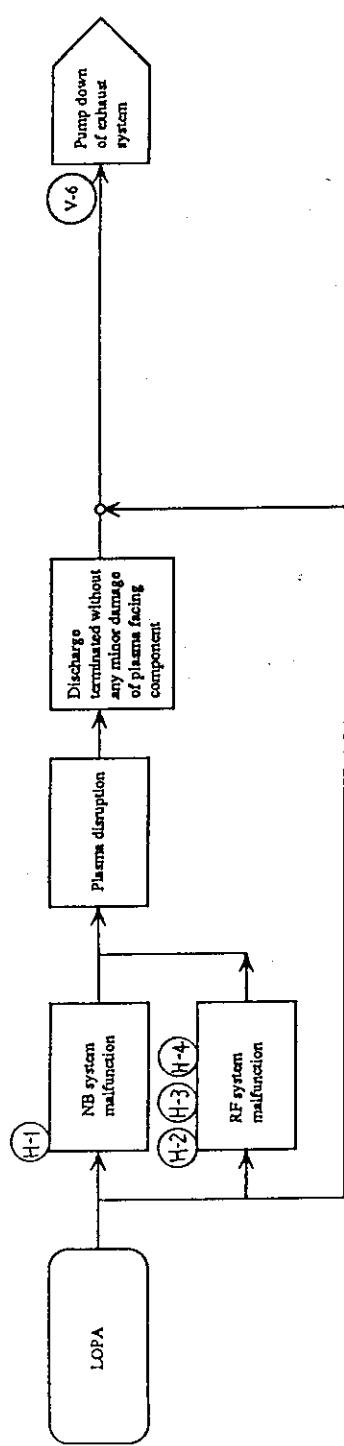
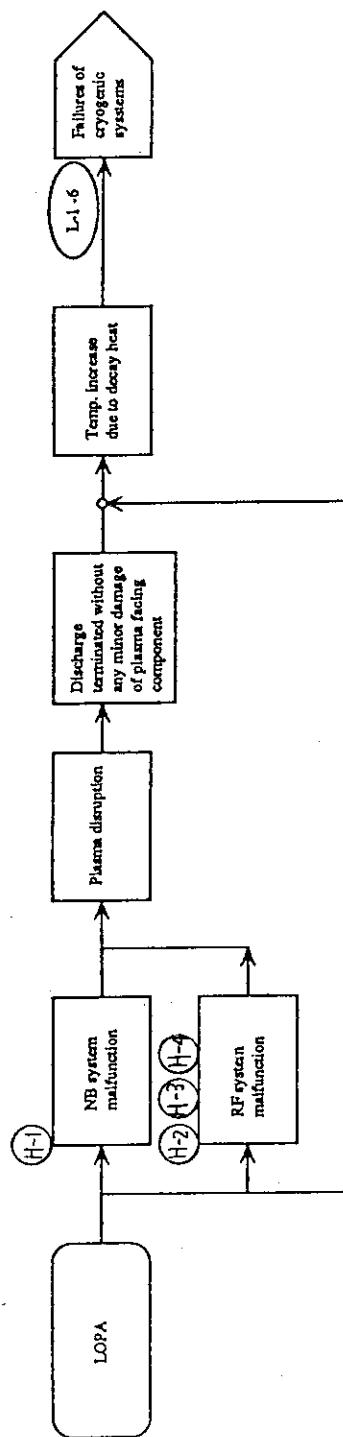


Fig. 4.5.15 Time evolution of LOPA



(a) Compound accident for electromagnetic system



(b) Compound accident for cryogenic system

Fig. 4.5.A1 Accident processing sequences for compound accidents

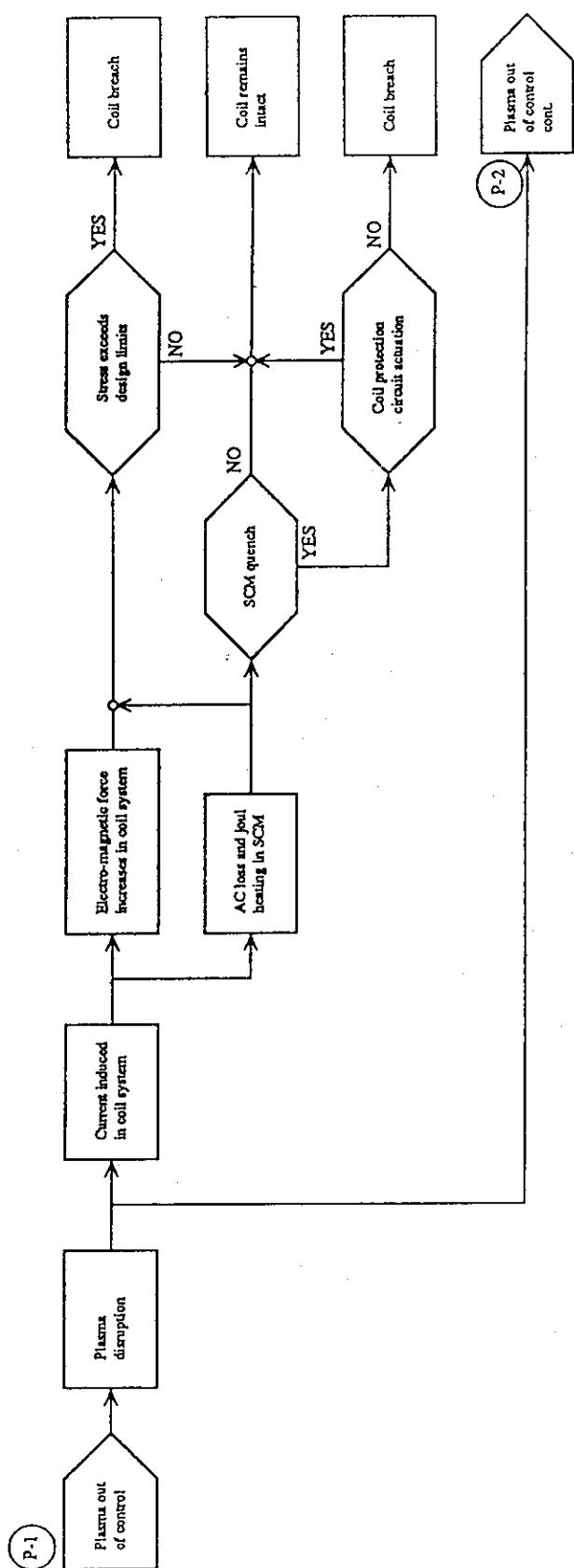


Fig. 4.5.A2 Accident processing sequences for plasma out of control (No.1)

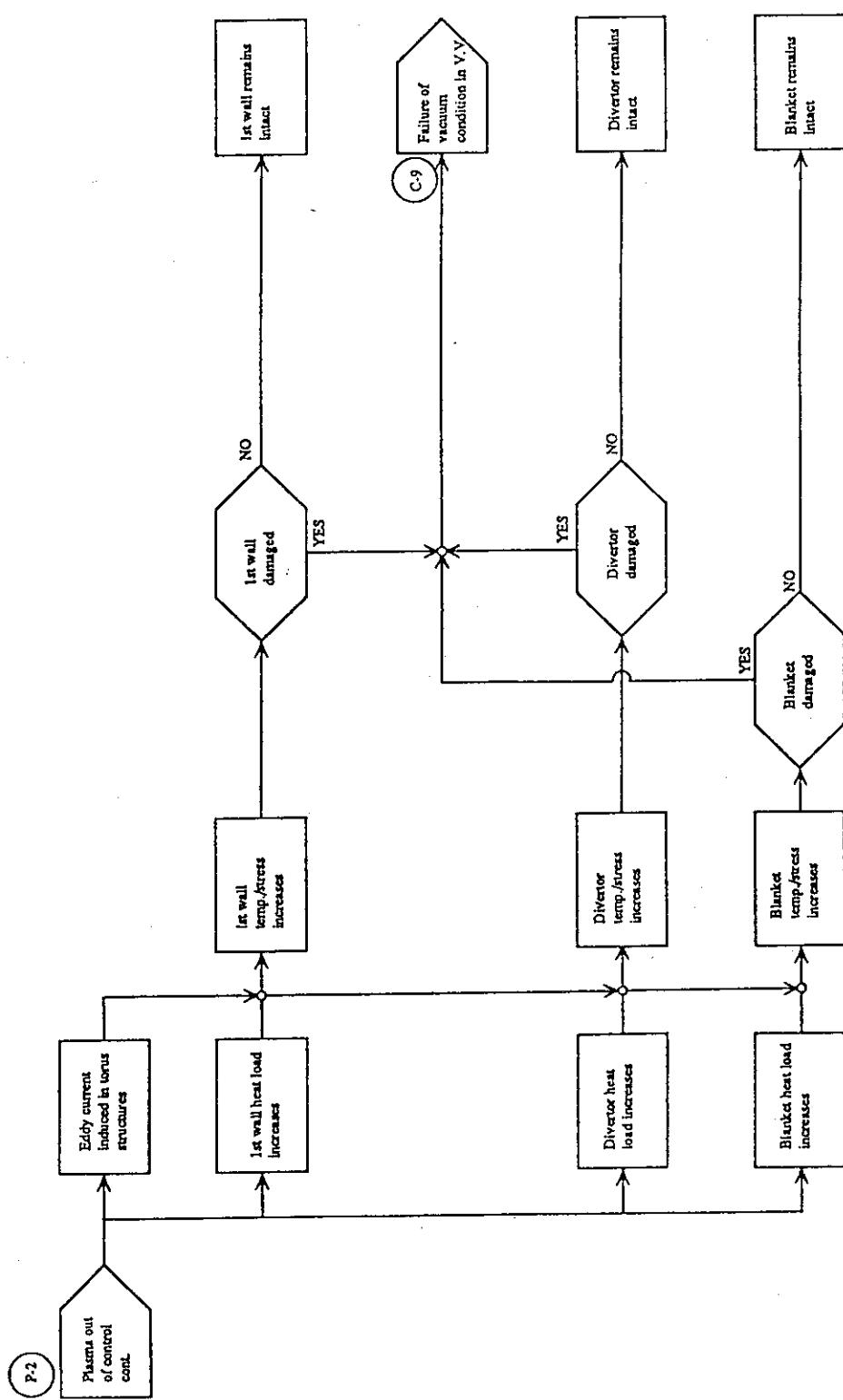


Fig. 4.5.A3 Accident processing sequences for plasma out of control (cont'd)

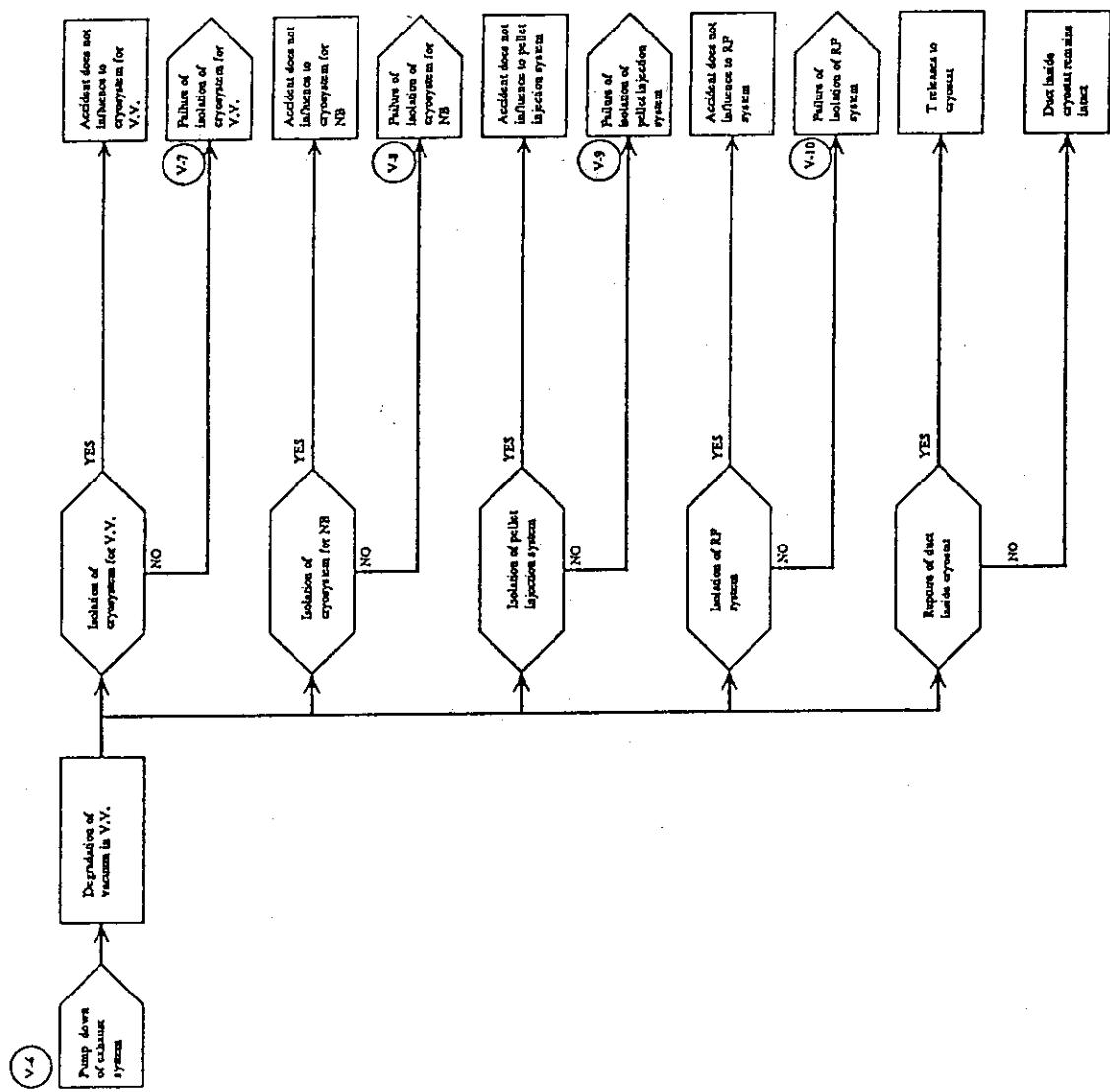


Fig. 4.5.A4 Accident processing sequences for pump down of exhaust system

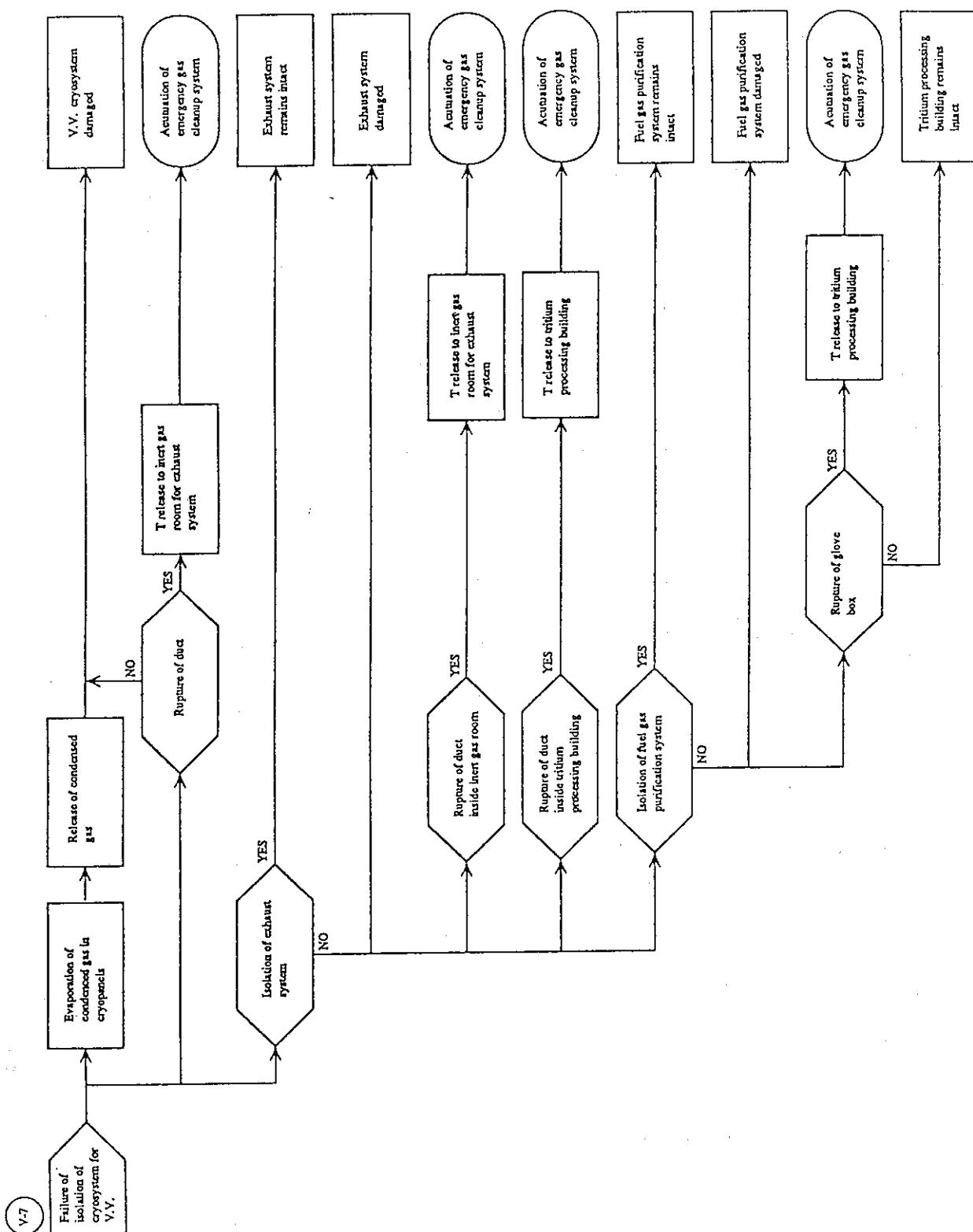


Fig. 4.5.A5 Accident processing sequences for failure of isolation of cryosystem for V.V.

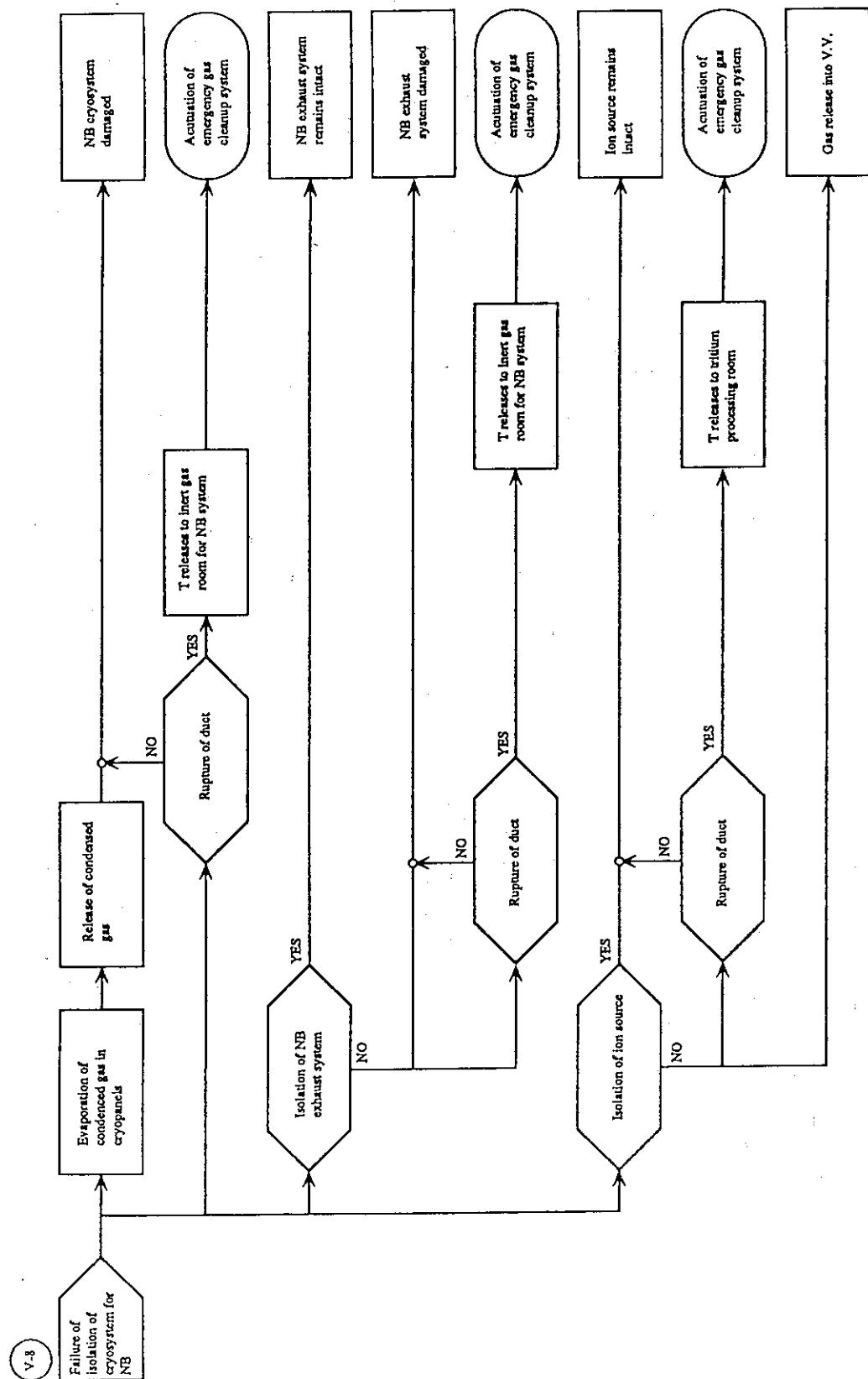


Fig. 4.5.A6 Accident processing sequences for failure of isolation cryosystem for NB

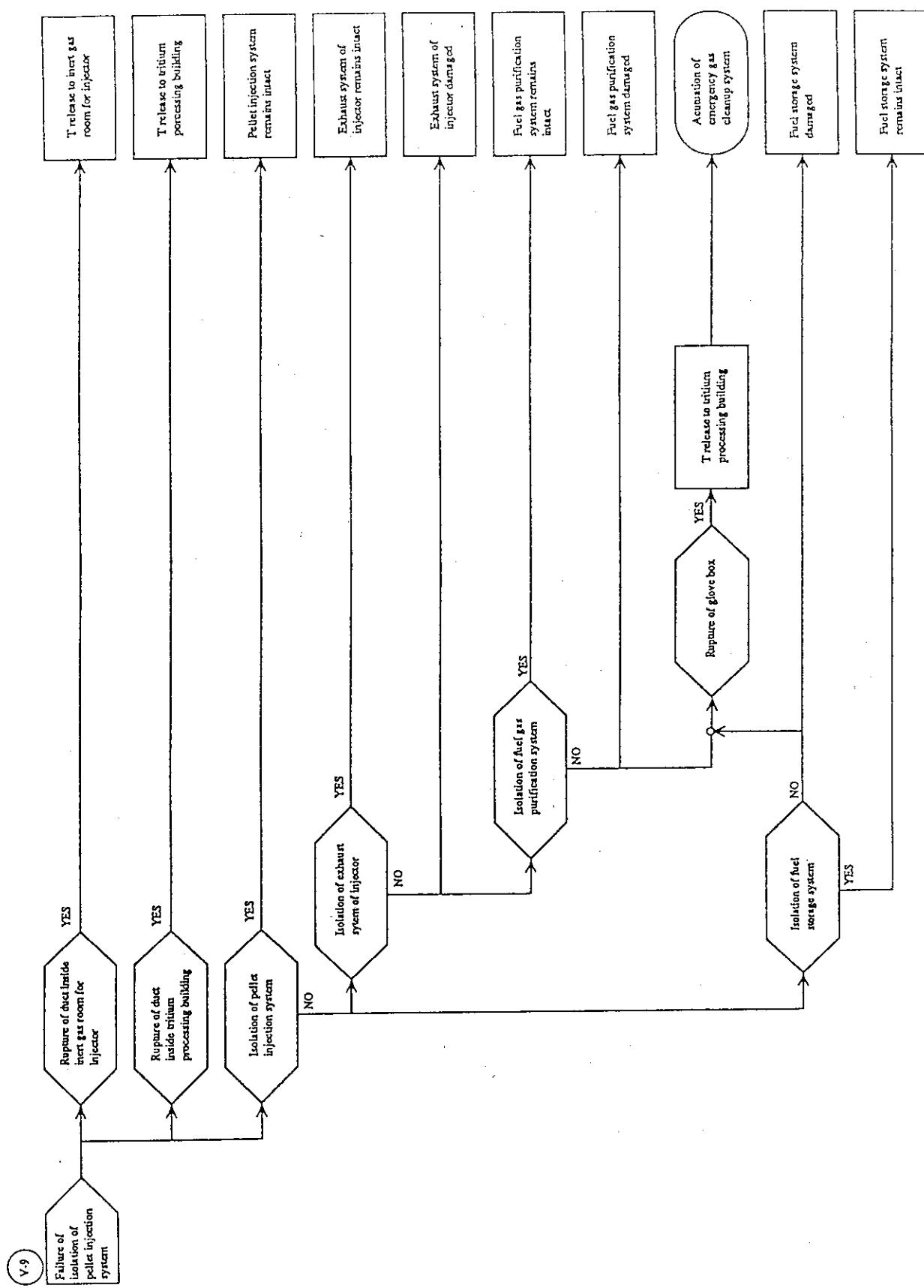


Fig. 4.5.A7 Accident processing sequences for failure of isolation of pellet injection system

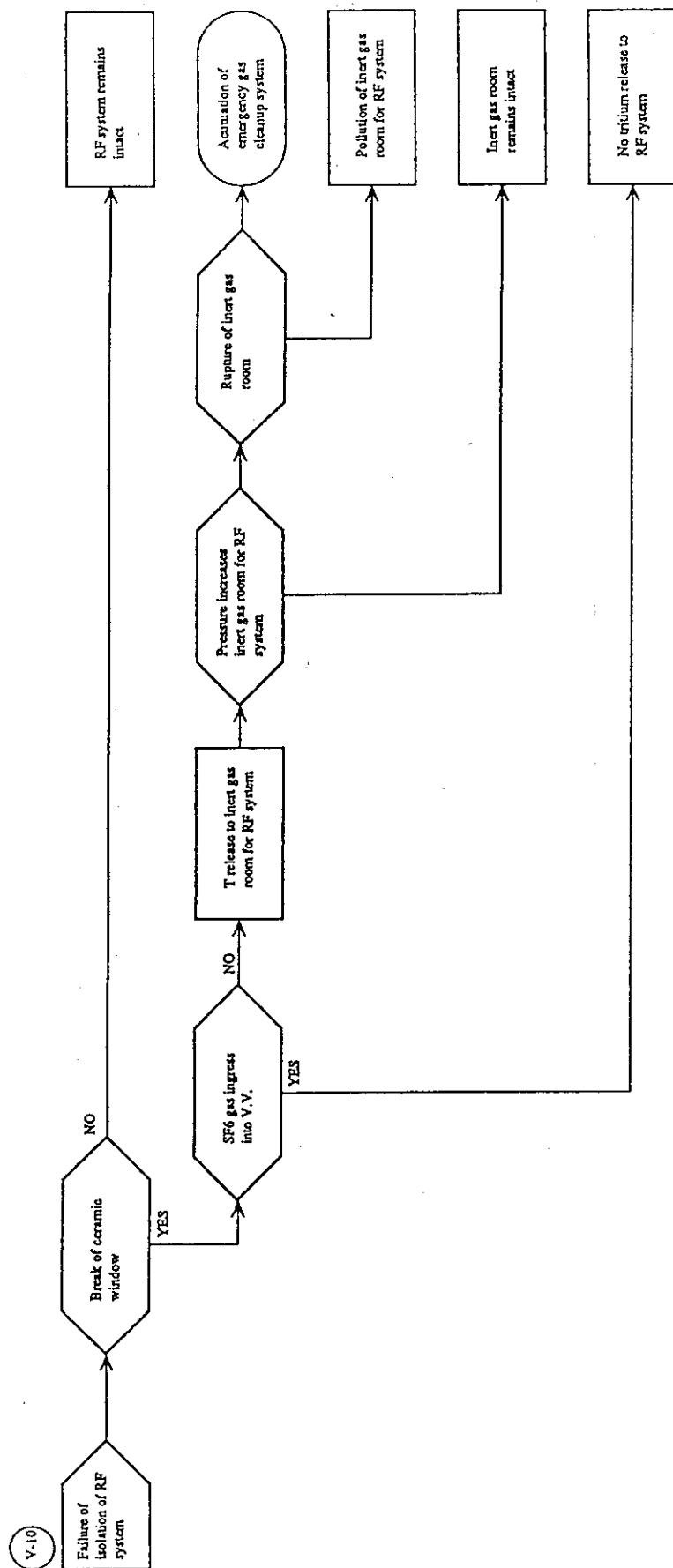


Fig. 4.5.A8 Accident processing sequences for failure of isolation of RF system

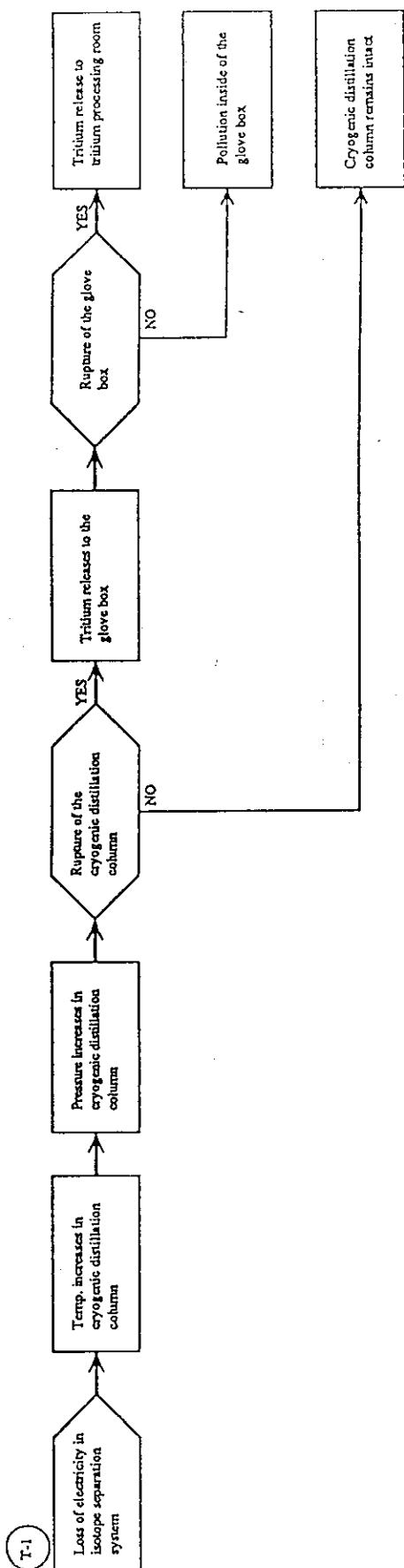


Fig. 4.5.A9 Accident processing sequences for LOPA in isotope separation system

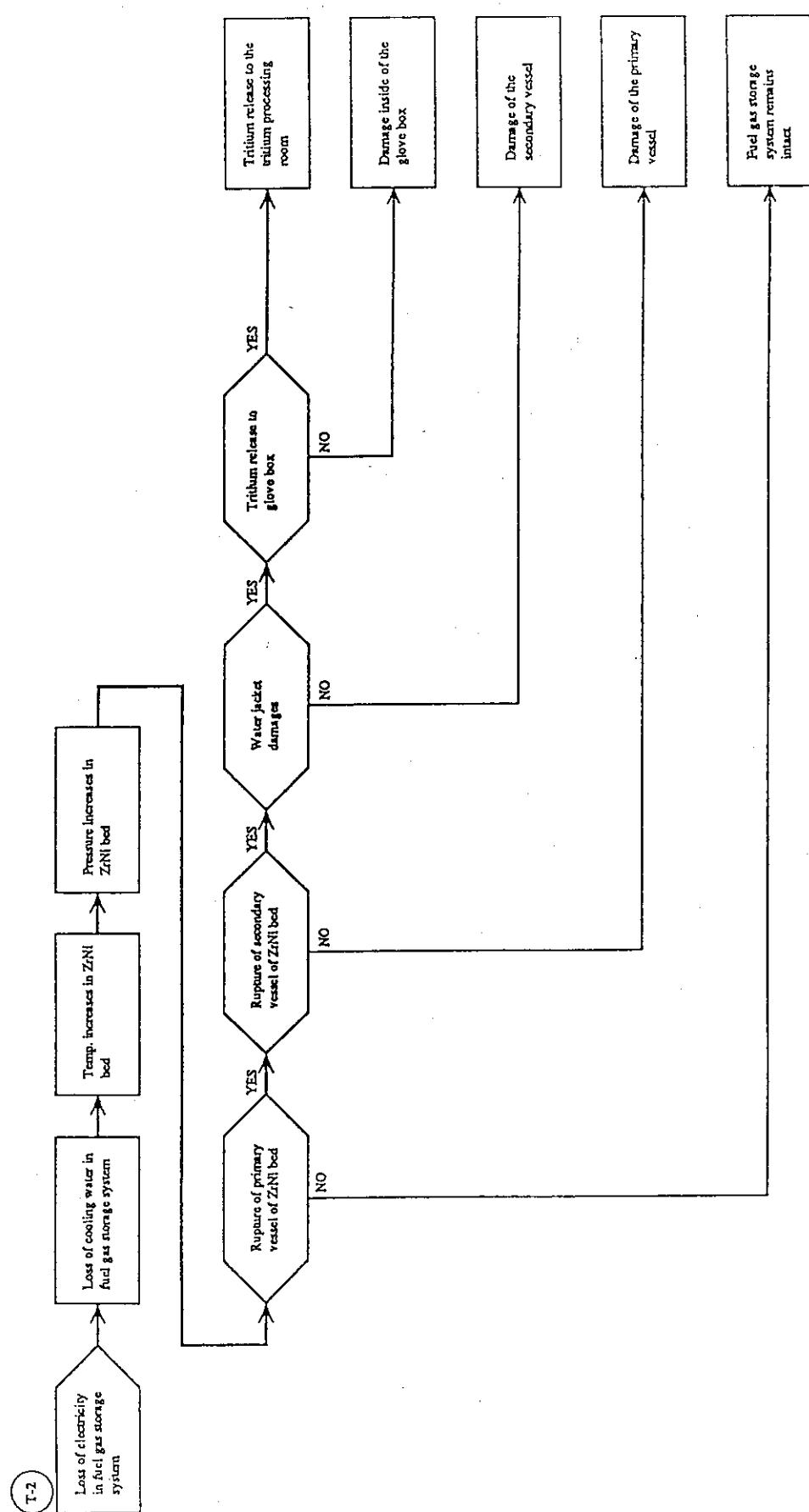


Fig. 4.5.A10 Accident processing sequences for LOPA in fuel gas storage system

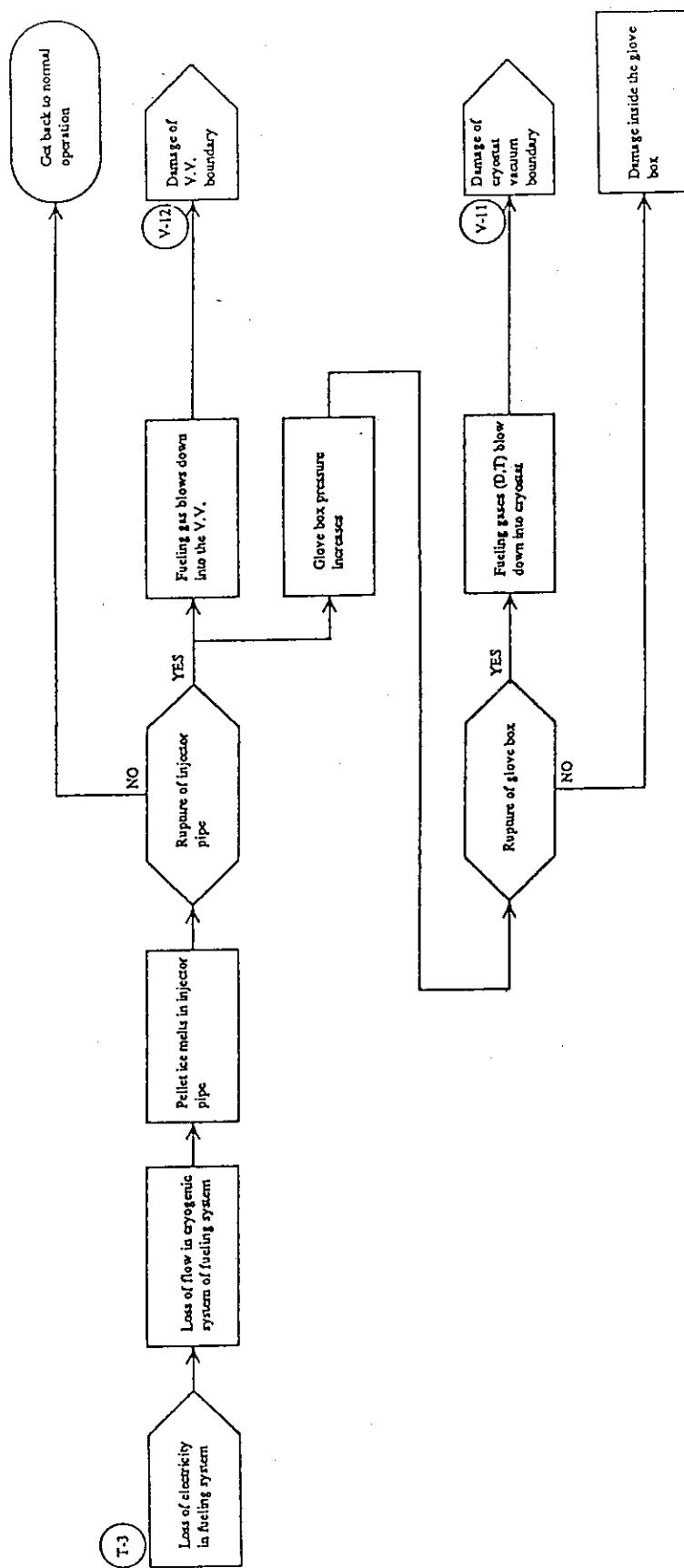


Fig. 4.5.A11 Accident processing sequences for LOPA in fueling system

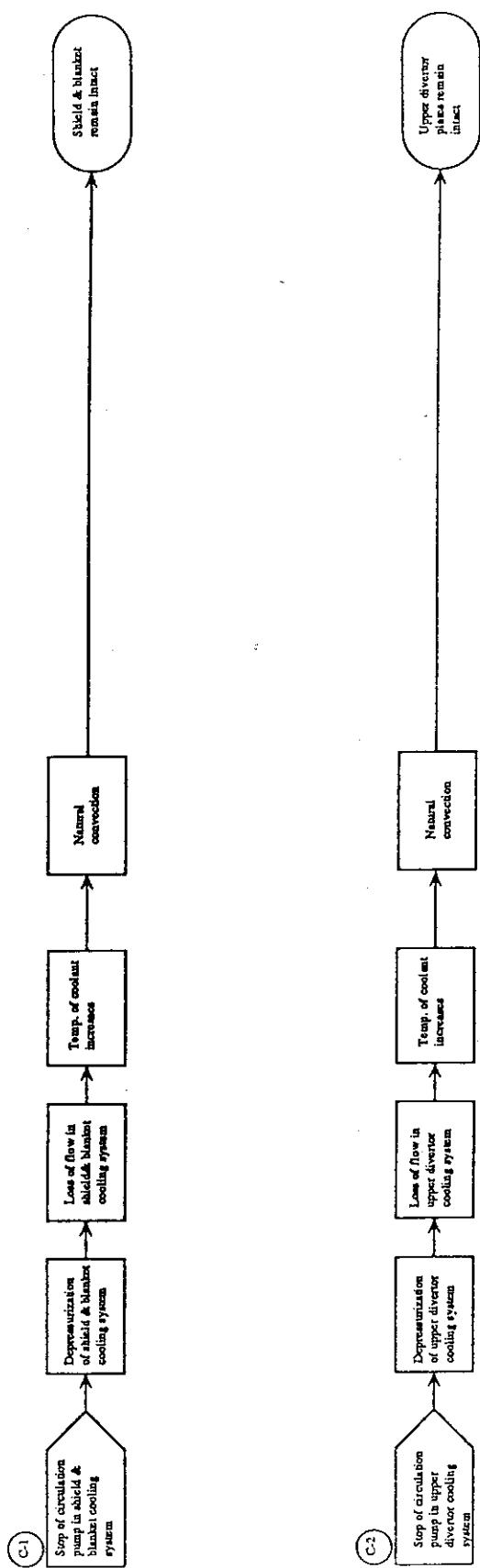


Fig. 4.5.A12 Accident processing sequences for stop of circulation pump in shield, blanket and upper divertor cooling systems

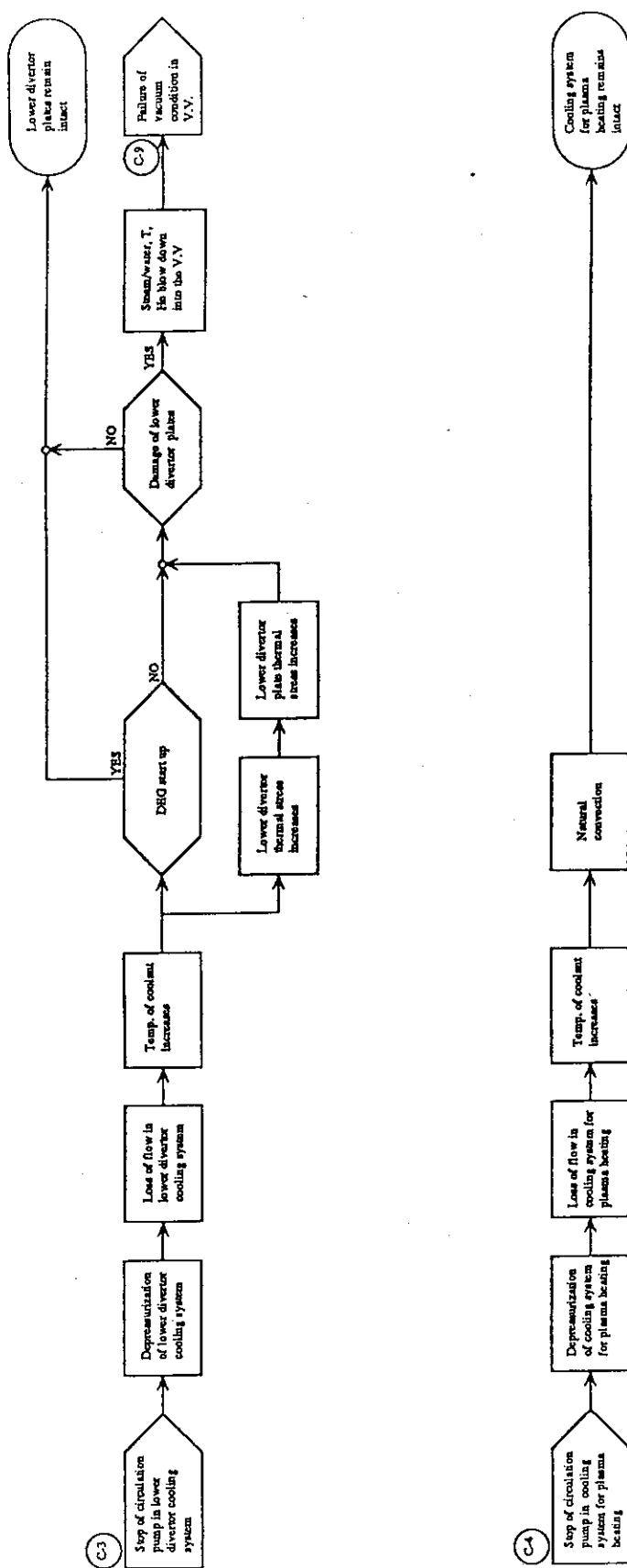


Fig. 4.5.A13 Accident processing sequences for stop of circulation pump in lower-divertor and plasma-heating cooling systems

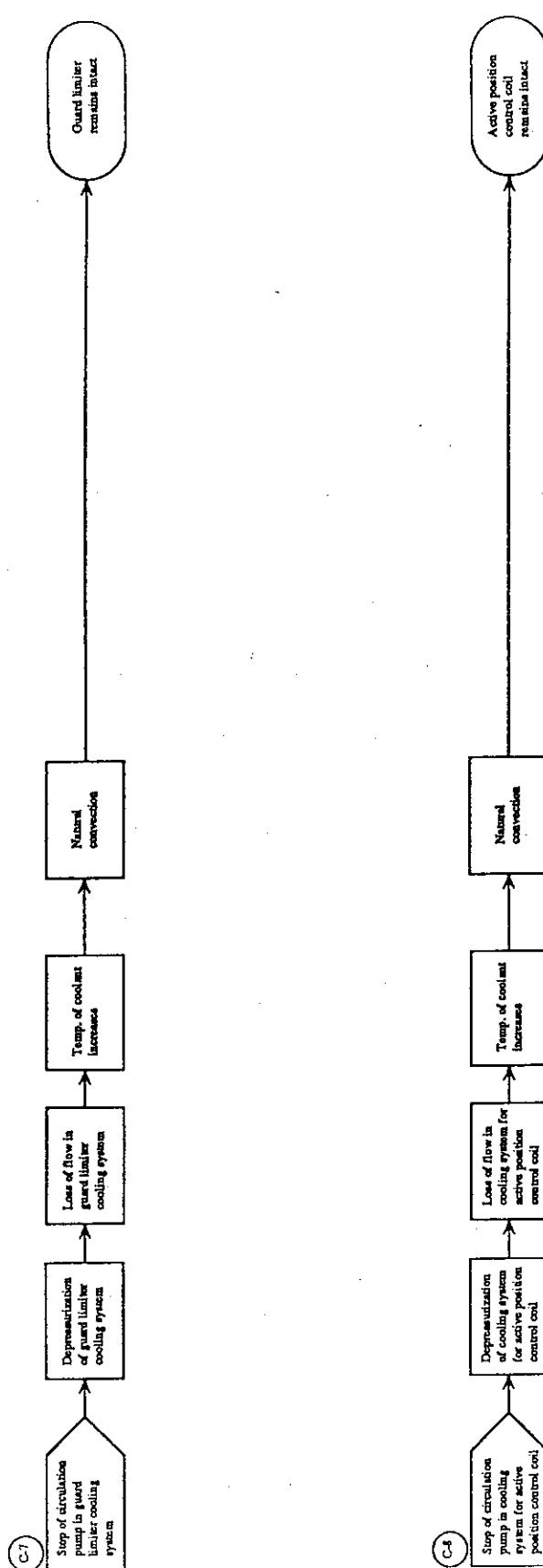


Fig. 4.5.A14. Accident processing sequences for stop of circulation pump in guard limiter and active-position-control-coil cooling system

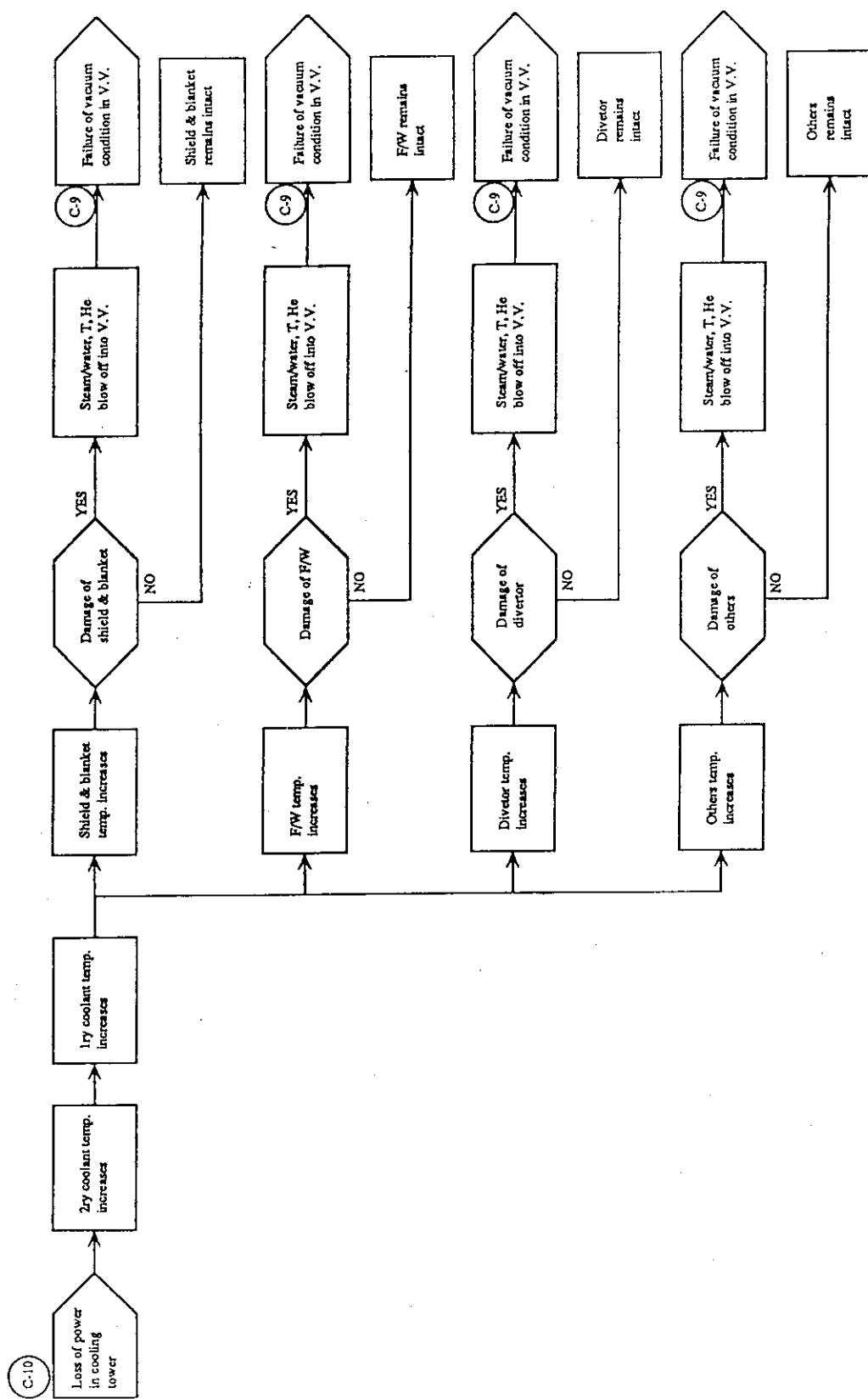


Fig. 4.5.A15 Accident processing sequences for LOPA in cooling tower

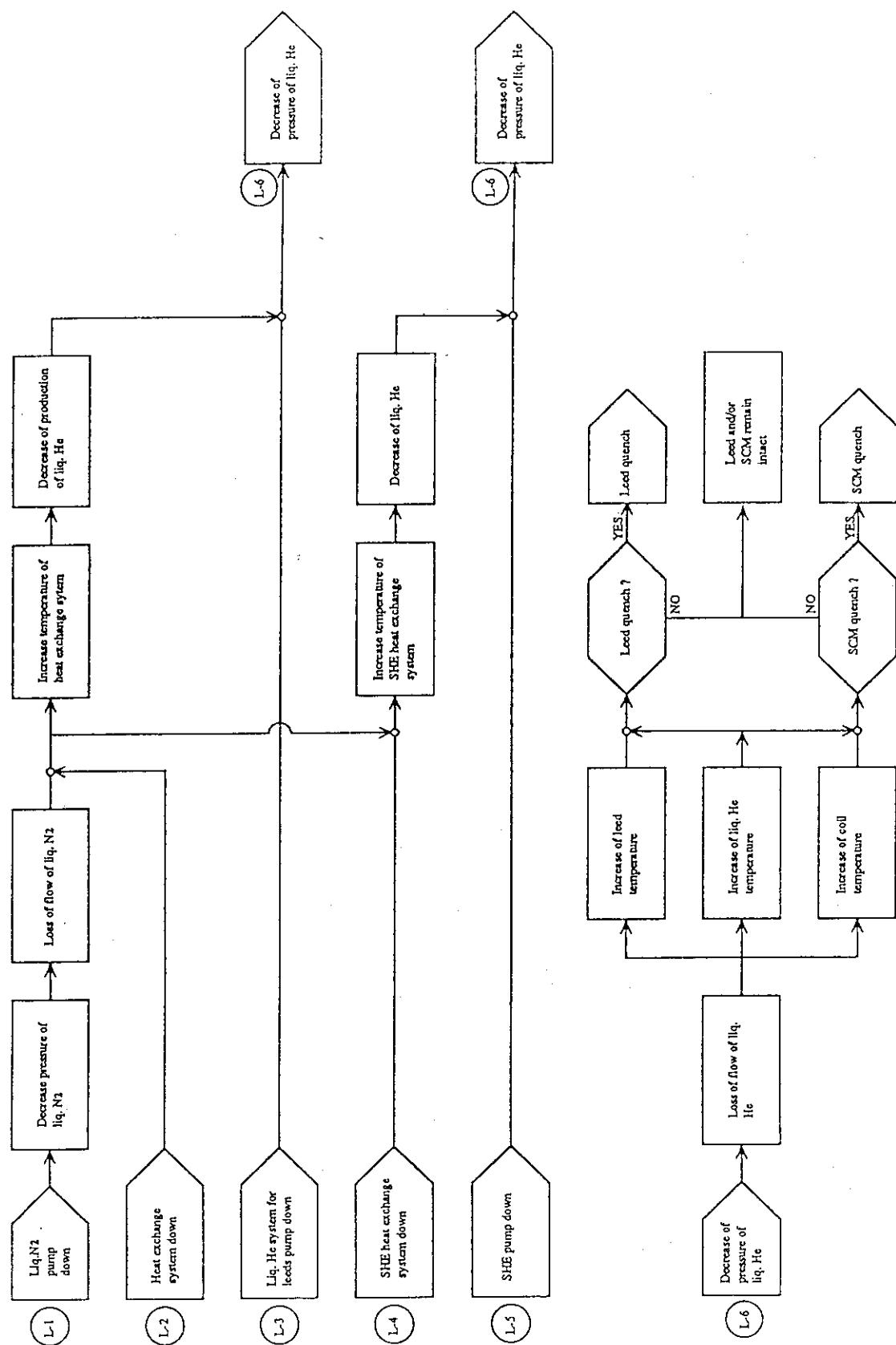


Fig. 4.5.A16 Accident processing sequences for cryogenic system

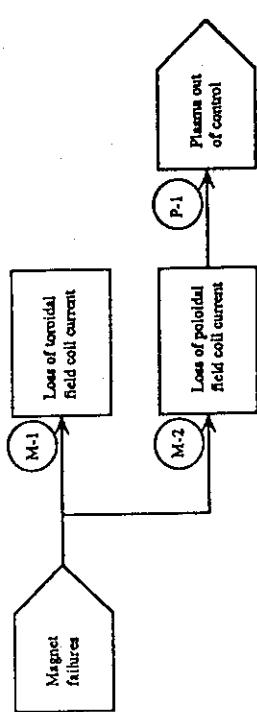


Fig. 4.5.A17 Accident processing sequences  
for magnet failures

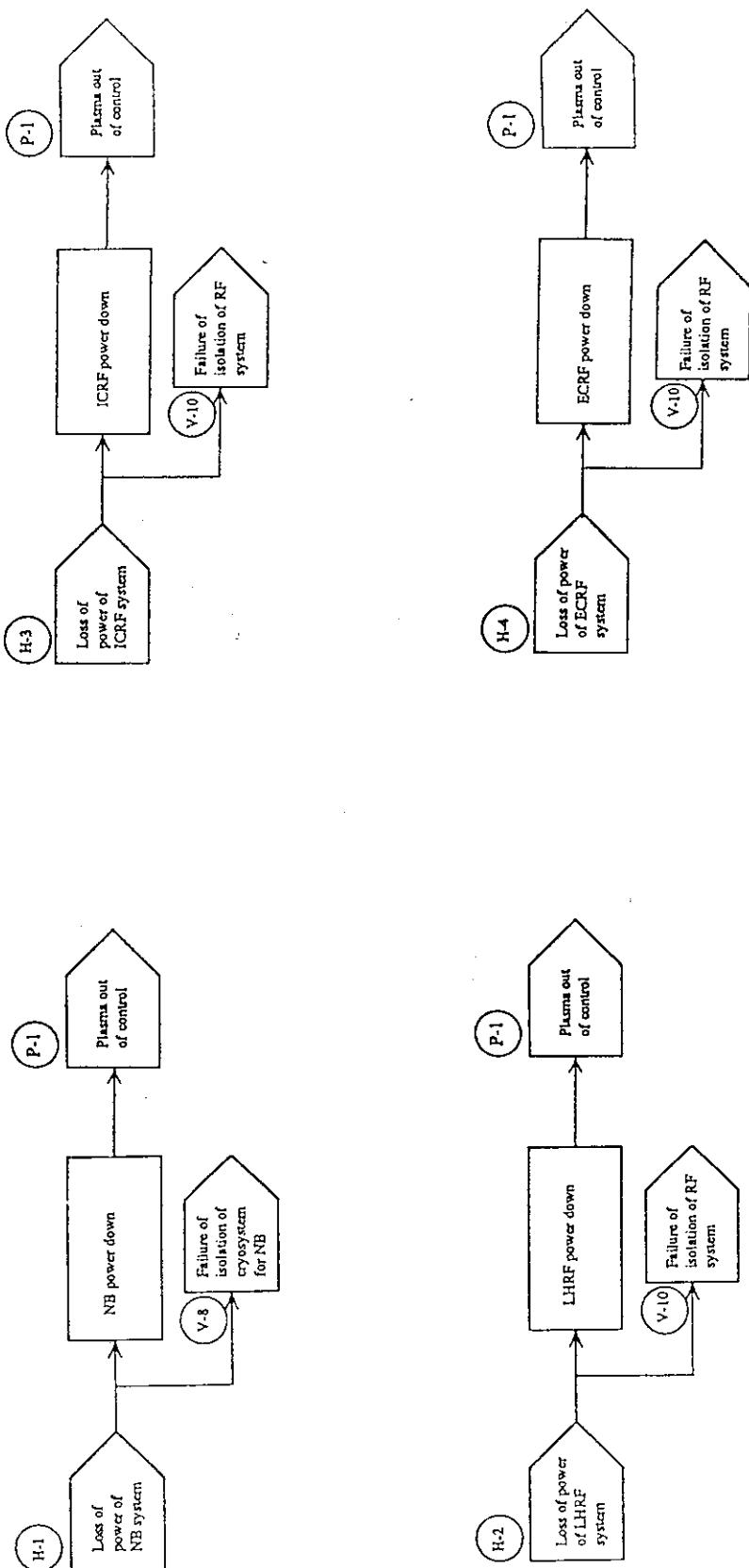


Fig. 4.5.A18 Accident processing sequences for LOPA in plasma heating system

## 5. 安全性に係わる現象の解析評価

### 5.1 材料中のトリチウムの拡散

ここでは第一壁（アーマーを含む）材およびダイバータ材中のトリチウムの拡散挙動を評価する。

材料の中で、グラファイトは以前使われなかったものであるが、ここでは次の2ケースを検討対象とした。

- ① 表面にグラファイト・アーマーが内張りされている場合。
- ② 表面にグラファイト・アーマーが内張りされておらず、金属面が表面にさらされている場合。

インプランテーションされたトリチウムのグラファイト中での固相内拡散は極めて遅く、実質的にほとんど移動しないと思われる。しかし、細孔が多数開いており気相での拡散が支配的となる。これに対して、金属中では、逆に気相での拡散は小さく、インプランテーションされたトリチウムの固相内拡散の効果が比較的大きいと考える。

#### 5.1.1 第一壁

##### (1) プラズマ・インプランテーションによるトリチウム透過の評価

TPERM コードにより評価する。コードのモデルをFig. 5.1. 1 に示す。また、評価対象の第一壁について、評価上のモデルをFig. 5.1. 2 に示す。ここで、 $f_{GS}$  は、グラファイトがアーマーとしてステンレスに内張りされているケース、 $f_S$  はグラファイトのない場合である。Table 5.1. 1 に評価に必要な物性定数等を示す。Fig. 5.1. 3 にグラファイトがステンレスに内張りされていない場合の、トリチウム透過率の時間変化を示す。約1日で透過することが分かる。Table 5.1. 2 にITERとINTORでのステンレス第一壁の透過率、インベントリーの評価結果を示す。ITERの方がいずれも小さくなっている。

Table 5.1. 3 はグラファイトとステンレスの材料中での有効拡散係数の比較をしたものである。グラファイト中では極めて拡散しにくいことが分かる。

Fig. 5.1. 4 にグラファイト中へのインプランテーション深さの確率を図示した<sup>1)</sup>。また、Fig. 5.1. 5 はトリチウムの飽和量の温度変化の図である<sup>2)</sup>。この2つの図からグラファイト中でのトリチウムインベントリーが計算される (Table 5.1. 4)。なお、Fig. 5.1. 3(b)にグラファイト中のトリチウム分布の時間変化を示す。5年たってもほとんど移動しないことが分かる。

##### (2) トリチウムガス濃度差によるステンレス中の透過

計算式をAPPENDIX 5.1. 1 に示す。評価結果はTable 5.1. 5 の通り。細孔のあるグラファイト中での透過率が大きい。ステンレス中での透過率は、インプランテーションの場合に比べ3桁も

小さく、グラファイトによってステンレスへのインプランテーションが阻止されるので、グラファイトがステンレスに内張りされる効果は極めて大きいことが分かる。他のデメリットを無視すれば、この内張りによって、冷却水中へのトリチウム透過率が極めて低減され、浄化系統の負荷が軽減される。

### 5.1.2 ダイバータ

評価体系をFig. 5.1. 6 に示す。Table 5.1. 6 に評価に必要な物性定数等を示す。

Fig. 5.1. 7 にMo/Cu中のインプランテーションに基づく、透過率の時間変化を示す。Table 5.1. 7 に評価結果を示す。第一壁のケースよりは量が多いが、傾向は同じであり、同様の事が結論される。

### 参考文献

- 1) D. K. Brice et al : Retention and recycling of plasma edge hydrogen isotopes in C and TiC : Journal of Nuclear Materials 114 (1983) 277-291
- 2) M. I. Baskes et al : Tritium inventroy and permeation in TFTR : Journal of Nuclear Materials 128 & 129 (1984) 629-635



R : Gas Constant( $\text{kg} \cdot \text{m}^2 \text{ sec}^{-2} \text{mol}^{-1} \text{K}^{-1}$ )

T : Temperature(K)

M : Molecular weight(kg/mol)

r : Pore radius(m)

$$r = 3 \times 10^{-6}, R = 8.3144 \times 10^3, T = 1188, M = 6$$

$$\Rightarrow D_{KA} = 4.09 \times 10^3$$

$$\varepsilon_p = 0.153, k^2 = 4.0 \Rightarrow D_p = 1.564 \times 10^{-4}$$

$$\Delta C = 1.13 \times 10^{-7}, \Delta \ell = -2 \times 10^{-3}$$

$$\Rightarrow N_A = 8.84 \times 10^{-10} \text{ mol/m}^2 \text{sec}$$

$$= 7.635 \times 10^{-5} \text{ mol/m}^2 \text{day}$$

$$= \underline{\underline{4.581 \times 10^{-4} \text{ g/m}^2 \text{day}}}$$

Table 5.1.1 Input parameters used for assessment (first wall: SS)

Material Parameters	ITER	INTOR phase 2A-I
Diffusivity [D= D <sub>0</sub> exp(-E <sub>d</sub> /kT)]		
D <sub>0</sub> (m <sup>2</sup> /sec)	8.6 × 10 <sup>-6</sup>	8.6 × 10 <sup>-6</sup>
E <sub>d</sub> (eV)	0.61	0.61
q*	-0.065	-0.065
Solubility [S= S <sub>0</sub> exp(-E <sub>s</sub> /kT)]		
S <sub>0</sub> (m <sup>-3</sup> atm <sup>-1/2</sup> )	7.65 × 10 <sup>25</sup>	7.65 × 10 <sup>25</sup>
E <sub>s</sub> (eV)	0.091	0.091
Sticking Coefficient		
α <sub>inner</sub> (—)	5 × 10 <sup>-3</sup>	5 × 10 <sup>-3</sup>
α <sub>outer</sub> (—)	0	0
Incident Flux		
T (m <sup>-2</sup> sec <sup>-1</sup> )	5 × 10 <sup>19</sup>	1.25 × 10 <sup>20</sup>
Energy (eV)	200	200
Thickness (mm)	3	5
Area (m <sup>2</sup> )	1000?	400
Temperature		
Inlet (°C)	300	180
outlet (°C)	180	100
Trapping		
C <sub>T</sub> (atom%)	1.0	1.0
E <sub>T</sub> (eV)	0.85	0.85
SS atom density (m <sup>-3</sup> )	8.5 × 10 <sup>28</sup>	8.5 × 10 <sup>28</sup>

## — STAINLESS STEEL

Table 5.1.2 Comparison of ITER and INTOR (first wall: SS)

	Tritium Permeation Rate (g/day/m <sup>2</sup> )	Tritium Inventory (g/m <sup>2</sup> )
ITER	$3.2 \times 10^{-3}$	1.3
INTOR	$3.75 \times 10^{-4}$	7.5

## — GRAPHITE

Table 5.1.3 Comparison of effective diffusivities

D <sub>e</sub> (m <sup>2</sup> /sec)	1183 K	573 K	453 K
SS	—	$2.8 \times 10^{-13}$	$3 \times 10^{-15}$
C	$6.3 \times 10^{-18}$	$3.6 \times 10^{-30}$	—

$$\therefore D_e(C) \ll D_e(SS) \Rightarrow$$

Atomic tritium will not permeate the graphite armor.

$$\text{Diffusivity : } D_e = D_0 \exp(-E_e/kT) \quad \dots \quad (1)$$

$$\text{If } E_T \geq E_d \Rightarrow E_e = E_T \quad (\text{i.e. SS})$$

$$\text{Effective Diffusivity : } D_e = D_0 \exp(-E_T/kT) \quad (2)$$

Table 5.1.4 Tritium inventory in graphite

Operated Period	1 day	10 days	1 month	1 year	10 years
TRITIUM INVENTORY (g/m <sup>2</sup> )					
(300 °C)	1.2 × 10 <sup>-2</sup>	1.3 × 10 <sup>-2</sup>	1.3 × 10 <sup>-2</sup>	1.4 × 10 <sup>-2</sup>	1.5 × 10 <sup>-2</sup>
(910 °C)	5.6 × 10 <sup>-4</sup>	6.1 × 10 <sup>-4</sup>	6.2 × 10 <sup>-4</sup>	6.7 × 10 <sup>-4</sup>	7.2 × 10 <sup>-4</sup>

Table 5.1.5 Tritium permeation and inventory in first wall

	Tritium Permeation by Plasma Implantation			
	Rate (g/m <sup>2</sup> /day)	Inventory (g/m <sup>2</sup> )	Rate (g/m <sup>2</sup> /day)	Inventory (g/m <sup>2</sup> )
STAINLESS STEEL	3.2 × 10 <sup>-3</sup>	1.3	1.5 × 10 <sup>-6</sup>	—
Graphite	—	1.3 × 10 <sup>-2</sup>	4.6 × 10 <sup>-4</sup>	—

- Tritium Permeation in SS is assumed to be in steady state. (>10 days)
- Graphite is assumed to be operated 10 days.
- When the graphite armor does not exist, the tritium permeation amounts to  $3.2 \times 10^{-3} \text{ g/m}^2/\text{day}$ . But the Graphite armor prevents the Plasma Implantation, and reduces the Tritium Permeation rate to negligible value. Because the Tritium permeation becomes to be only driven by the Difference of Gaseous Tritium Concentration.

Table 5.1.6 Input parameters used for assessment (ITER divertor)

Material Parameters	Mo	Cu
Diffusivity [D= D <sub>0</sub> exp(-E <sub>d</sub> /kT)]		
D <sub>0</sub> (m <sup>2</sup> /sec)	5.85 × 10 <sup>-8</sup>	2.26 × 10 <sup>-7</sup>
E <sub>d</sub> (eV)	0.169	0.304
q* (eV)	0	0
Solubility [S= S <sub>0</sub> exp(-E <sub>s</sub> /kT)]		
S <sub>0</sub> (m <sup>-3</sup> atm <sup>-1/2</sup> )	5.14 × 10 <sup>26</sup>	5.25 × 10 <sup>25</sup>
E <sub>s</sub> (eV)	0.568	0.324
Sticking Coefficient		
α <sub>inner</sub> (—)	5 × 10 <sup>-3</sup>	—
α <sub>outer</sub> (—)	—	0.5
Incident Flux		
T (m <sup>-2</sup> sec <sup>-1</sup> )	1.62 × 10 <sup>22</sup>	—
Energy (eV)	300	—
Thickness (mm)	1	4
Area (m <sup>2</sup> )	—	—
Temperature		
Inlet (°C)	300	300
outlet (°C)	—	180

Trapping data of Mo/Cu are not clear, then in the assessment of this case the effects of the tritium trapping are not included.

Table 5.1.7 Tritium permeation and inventory in divertor

Tritium Permeation by Plasma Implantation	Tritium Permeation Driven by the Difference of Tritium Gas Concentration			
	Rate (g/m <sup>2</sup> /day)	Inventory (g/m <sup>2</sup> )	Rate (g/m <sup>2</sup> /day)	Inventory (g/m <sup>2</sup> )
Mo-Cu	$2.9 \times 10^{-2}$	$3.3 \times 10^{-2}$	—	—
Graphite	—	$1.6 \times 10^{-2}$	$9.2 \times 10^{-4}$	—

— Mo-Cu is assumed to be in steady state. (>10 days)  
 — Graphite is assumed to be operated 10 days.  
 — When the graphite armor does not exist, the tritium permeation amounts to  $2.9 \times 10^{-2}$  g/m<sup>2</sup>/day. But the Graphite armor prevents the Plasma Implantation, and reduces the Tritium Permeation rate to negligible value. Because the Tritium permeation becomes to be only driven by the Difference of Gaseous Tritium Concentration.

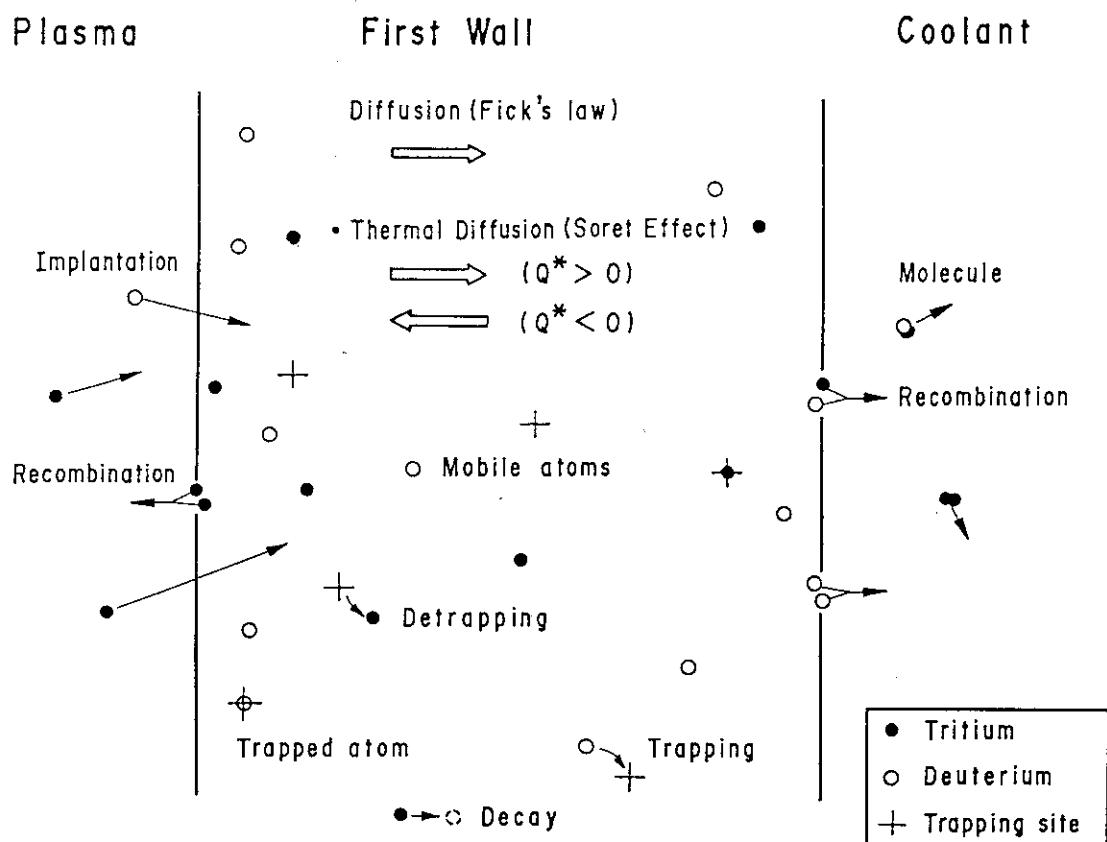


Fig. 5.1.1 Modeled interactions in a structure such as a first wall

fgs	..._firstwall&(Graphite+SS)
200eV T ----->	graphite
$5 \times 10^{19} [\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}]$	SS
width ->	20
temp. ->	910
	300 180 [mm] [°C]
fs	..._firstwall&(SS)
200eV T ----->	SS
$5 \times 10^{19} [\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}]$	(water)
width ->	3
temp. ->	300 180 [mm] [°C]

Fig. 5.1.2 First wall

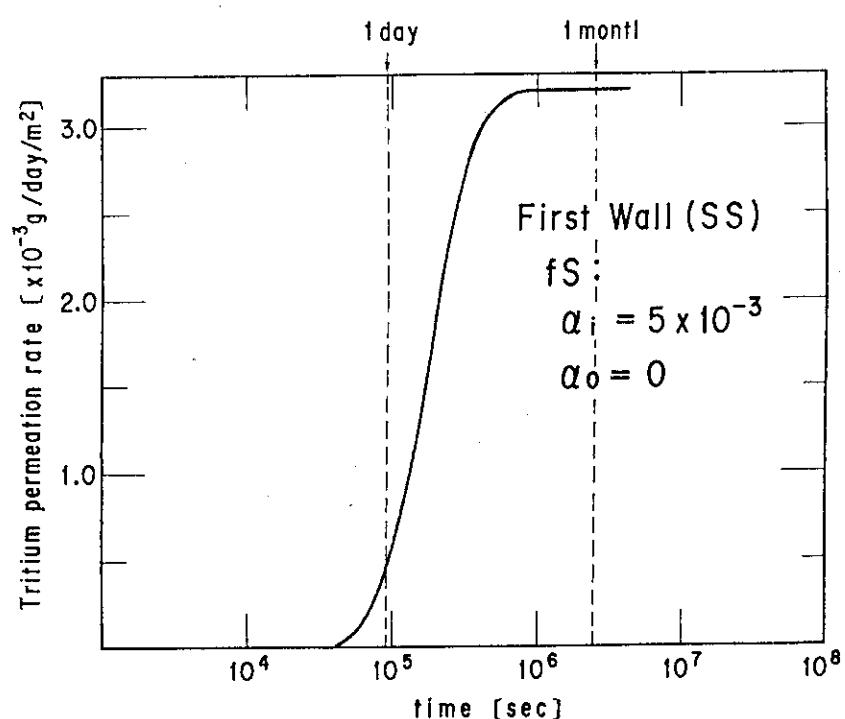


Fig. 5.1.3(a) Time dependence of tritium permeation rate

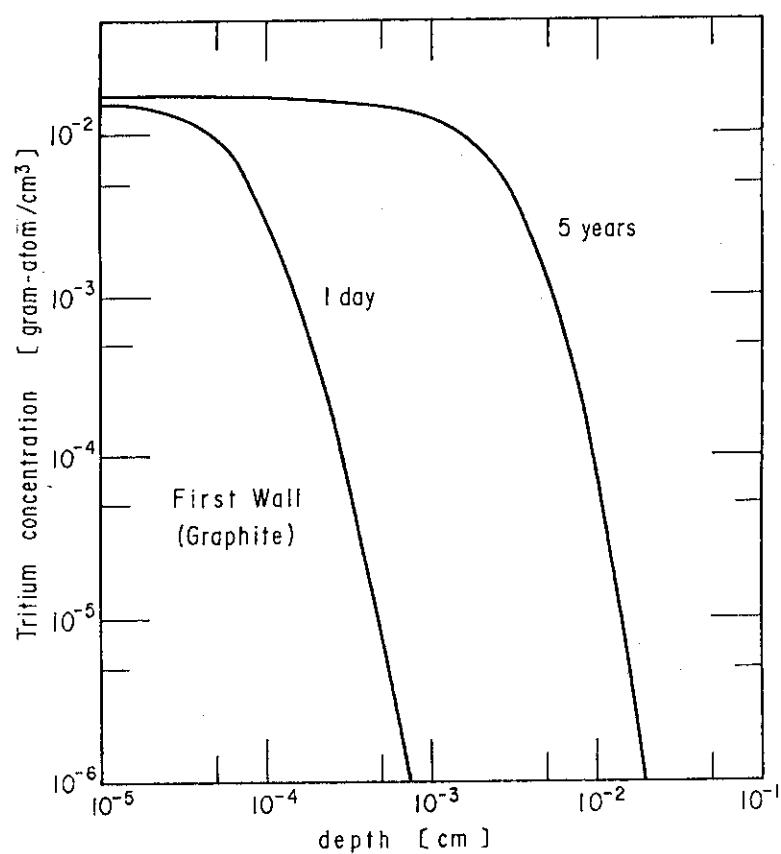


Fig. 5.1.3(b) Tritium permeation in graphite

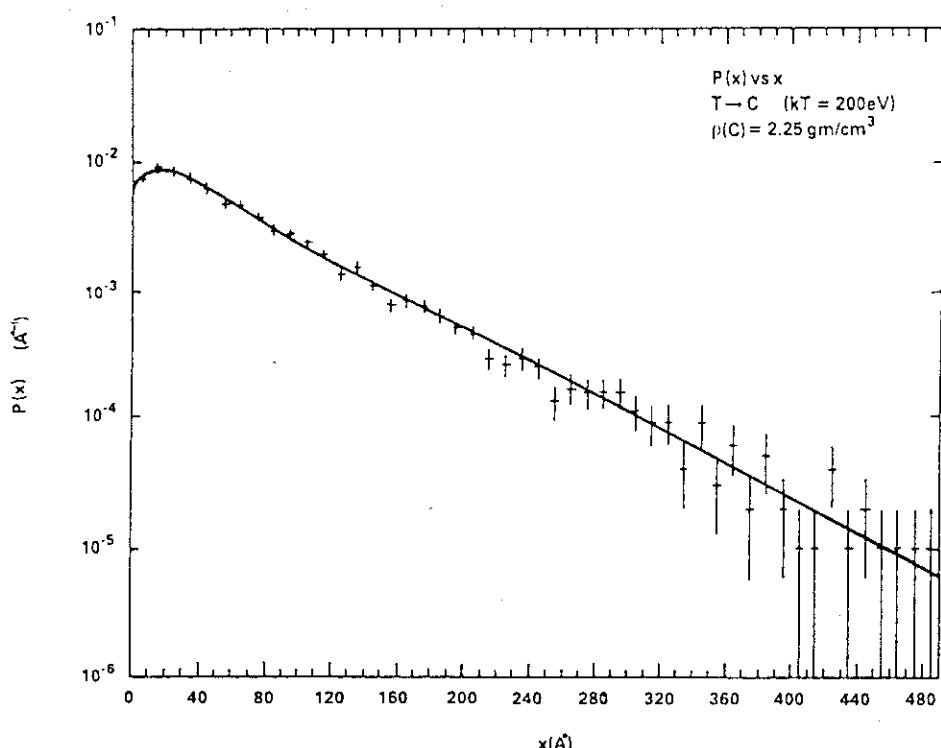


Fig. 5.1.4 Depth profile,  $P(x)$ , of tritium implanted into carbon as a function of depth  $x$  for a Maxwellian distribution with characteristic energy,  $kT$ , of 200 eV<sup>1)</sup>

— TRITIUM INVENTORY IN GRAPHITE

$$T = 573 \text{ K} \quad N_s / N_c = 0.29$$

$$T = 1183 \text{ K} \quad N_s / N_c = 0.013$$

$$N_s / N_c = P(x_0) f - t$$

$$x \leq x_0 :$$

Graphite is saturated with tritium

$$x \geq x_0 :$$

Graphite is not saturated with tritium

Tritium Inventory :

$$(N_s / N_c) \times (x_0) + [ \int P(x_0) f - t dx ]_{x_0}$$

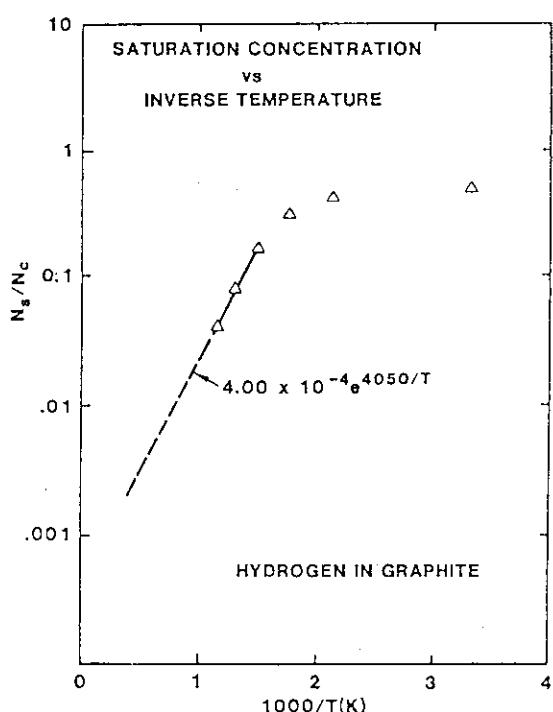


Fig. 5.1.5 Relative saturation concentration,  $N_s / N_c$ , versus inverse temperature.  $N_c$  is the graphite atomic density. Triangles are experimental results. Dashed line indicates extrapolation to higher temperatures.<sup>2)</sup>

dGMC	...divertor&(Graphite+Mo+Cu)
300eV T ----->	graphite   Mo   Cu
$1.62 \times 10^{22} [\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}]$	(water)
width ->	10      1      4      [mm]
temp. ->	910      300      180      [°C]
dMC	...divertor&(Mo+Cu)
300eV T ----->	Mo   Cu
$1.62 \times 10^{22} [\text{m}^{-2}\text{s}^{-1}]$	(water)
width ->	1      4      [mm]
temp. ->	300      180      [°C]

Fig. 5.1.6 Divertor

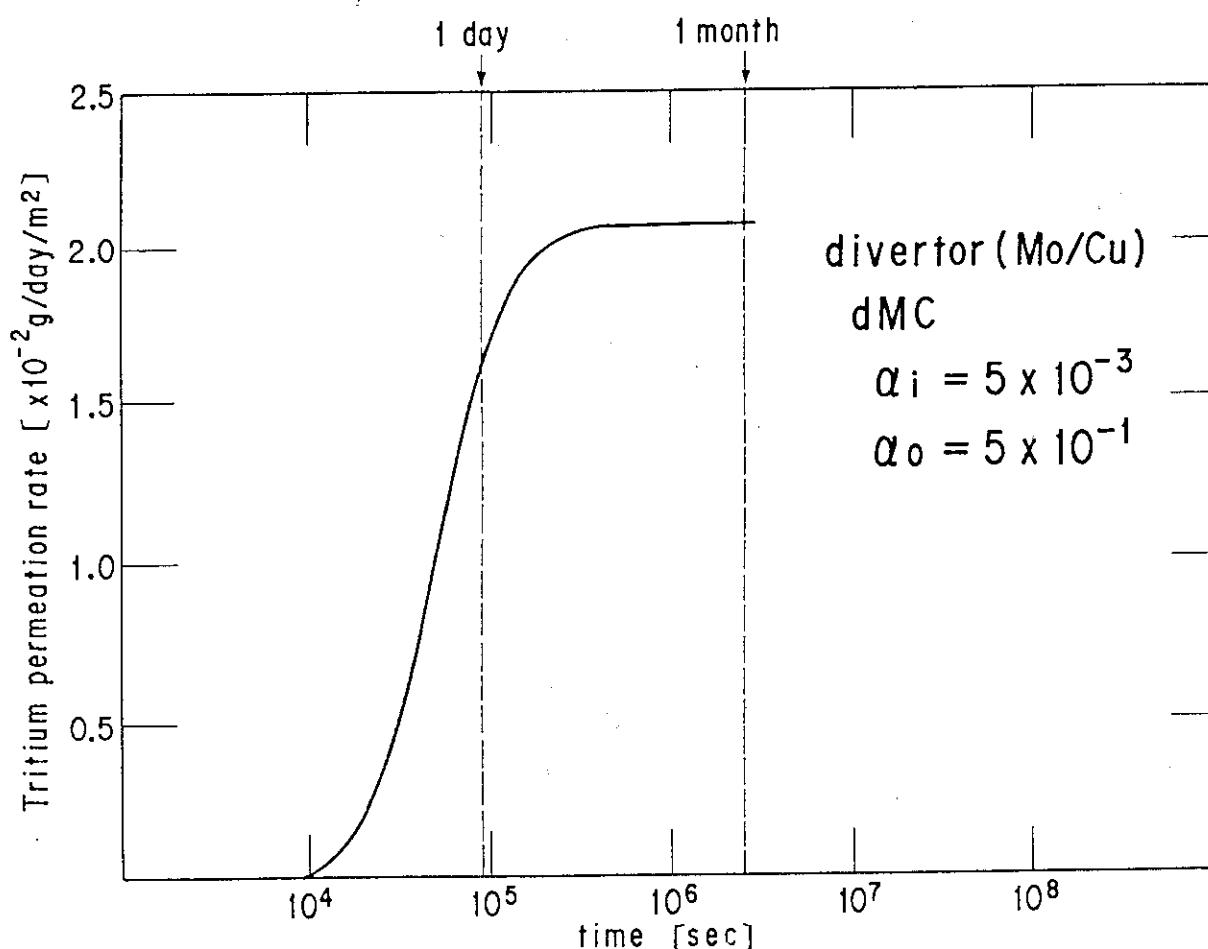


Fig. 5.1.7 Time dependence of tritium permeation rate

## 5.2 黒鉛系材料中のトリチウムの挙動評価

### 5.2.1 評価解析モデルの評価

前節の評価検討では2通りの方法でグラファイトアーマー材中のトリチウムの挙動を評価した。1つはLocal Mixing Model(LMM)<sup>1)</sup>であり、他の1つはTPERMコード<sup>2)</sup>による平板形状拡散である。グラファイト中のトリチウム(水素同位体)の見かけの拡散速度はステンレス鋼などの金属材中よりも非常に小さい。LMMではプラズマ側からグラファイト中へ入射したトリチウムはその位置でトラップされて動かないとし、トリチウム濃度は飽和レベルに到達するまで増加するモデルである。飽和のレベルは材料温度の関数として実験的に調べられた例がある。またトラップされたトリチウムは後から入射するトリチウム及び重水素との置換が起るとしている。この評価方法は簡単に計算できる長所がある反面、材料温度が高くなり拡散効果が無視出来なくなった場合に過小評価となる短所がある。TPERMコードによる拡散計算はこれを補う目的で行ったものである。ただしLM Mによる評価も、TPERMによる拡散計算もグラファイトの気孔構造は考えてないので、トリチウムインベントリーはアーマー表面近傍に限定され、アーマーの内部にまでは到達できないモデルになっていた。本節ではグラファイトの気孔構造に着目し、アーマー材の内部へ気孔中を拡散して到達したトリチウムガスが再び内部のグラファイト(grain)表面に吸着して蓄積されるインベントリーも評価することを検討した。また対象とするグラファイトとして等方黒鉛、炭素複合材(C/C)、熱分解炭素を考えた。検討の詳細は5.2.3節で説明する。

### 5.2.2 実験データの調査

グラファイト中のトリチウム挙動評価モデルを検討する過程で文献調査した結果等を着目する項目毎に以下にまとめて示す。

#### (1) レビュー一般

グラファイト中の水素同位体の挙動についてレビューしているものとしてJ. Winter<sup>3)</sup>、W. Maeller<sup>4)</sup>、田辺哲朗次<sup>5)</sup>らの研究がある。

#### (2) グラファイト表面飽和層

表面から入射して表面近傍に形成される高い水素同位体飽和層についての実験とLMMによる評価方法を示したものとしてW. R. Wampler<sup>6)</sup>らの研究がある。また飽和濃度の温度依存性についてはM. I. Baskes<sup>7)</sup>らによりまとめて示されている。グラファイトの温度1,000K～300K程度の範囲でH/C=0.01～0.4程度となっている。

#### (3) グラファイト中の拡散挙動

H. Atsumi<sup>8)</sup>らによる、グラファイトにおける水素同位体の吸蔵・放出実験からグラファイト中の水素の拡散(移動)挙動には大きく2つの相があることがわかる。

グラファイトのgrain中に入射したトリチウム原子は主として結晶の基底面に沿って拡散し、grain界面に到達すると再結合してT<sub>2</sub>ガスとなって空孔内を拡散する。このgrain内のT原子拡散速度と空孔内T<sub>2</sub>ガス拡散速度では後者が非常に大きいのでT<sub>2</sub>ガスの昇温放出曲線は2つのピーク

となって現われる。Atsumiらは重水素を使ったこの放出曲線から grain内拡散係数と空孔内拡散係数を求めている。グラファイト結晶配向度と拡散についての実験的検討はSaekid<sup>19)</sup>によって報告されている。

またここでは照射効果によって見かけの拡散係数が小さくなる傾向にあることも指摘されている。この照射効果とはグラファイト結晶内でC-H結合を可能とする活性格子端(C-)あるいはトラップサイトが増加するためだと考えられている。このトラップサイトは未照射グラファイトにも存在しているが、先のAtsumiらの実験ではgrain内の重水素濃度が、トラップされているものを無視出来る程度に高いので見かけの拡散係数(grain内拡散係数)には影響していないと考えられる。一方Causey<sup>10), 11)</sup> らのイオン打ち込みによる吸蔵・放出実験は、Atsumiらの実験よりも実際の核融合炉心に近い環境で行われたものである。

この場合にはガラス放出特性にgrain内拡散のピークより更に高い温度領域にピークが現われる。Causeyらはこれを約4eVの活性化エネルギーを持つトラップサイトとして、その濃度をフィッティングしている。この4eVという値がC-H結合エネルギー相当であることからこのトラップサイトが活性化格子端(C-)と見なされる訳である。なおCauseyらの実験からはgrain内拡散係数及び拡散の活性化エネルギーとトラップサイト濃度及び結合エネルギーが一意にフィッティングされる訳ではない。つまり grain内拡散係数にトラップの効果が一部含まれていると考えられる。この点が先の Atumiらの実験と違う点である。なおその他に報告されている見かけの拡散係数が小さく(あるいは拡散の活性化エネルギーが大きく)なっている場合にはCauseyらの実験で示されたようなトラップサイトの影響が含まれていると考えるべきであろう。Causeyらの実験解析からはトラップサイト濃度はC原子数比で 10ppm~100ppm程度に見積られる。ただしこの値は実験の核融合炉での中性子による照射効果がない時の値である。中性子照射によるトラップサイトの変化は現在の知見では未だ定量化できていない。

#### (4) 材質(等方黒鉛, C/C熱分解黒鉛)による違い

これまで等方黒鉛を用いた水素同位体の吸蔵・放出実験が比較的多く、C/C及び熱分解黒鉛についての実験はまだ少ない。等方黒鉛についてはT. Yamashina<sup>12)</sup> らにより18種類の製品について幅広く特性調査が実施されている。ここではまず等方黒鉛についての知見をまとめ、その後でC/C、熱分解黒鉛について考える。先に挙げたAtsumi及びCauseyらの実験解析等からアーマー材中のトリチウムの移行をまとめると以下のようになる。プラズマ側からアーマー材グラファイトに入射したトリチウム原子は表面積で高濃度の飽和層を形成し、また移動性のものはgrain内でトラップされるが拡散してgrain表面に到達する。grain表面で再結合しトリチウムとなり空孔内に放出されたものは、grain内拡散速度に比べてずっと速く空孔内を移動し、グラファイト内部に到達する。グラファイト内部のgrain表面に吸着したトリチウムは再びgrain内部に拡散し、あるものはここでトラップされる。したがって空孔内のトリチウムガス分圧と、グラファイト比表面積が重要となる。そこでまずグラファイト内部の空孔が、主としてプラズマ側表面積で再結合して放出されたトリチウムガスで速やかに均一に充満すると考えて妥当かどうか検討した。

空孔内でのトリチウムガスの平均自由行程を $\lambda$ とすると

$$\lambda = 1/(2^{0.5}\pi a^2) \times (V/N)$$

$$= 1/(2^{0.5}\pi a^2) \times (kT/P)$$

ただし,  $a \sim 5.4 \times 10^{-10} [\text{m}]$   $T^2$  分子の大きさ (共有結合原子間距離×2)

$k = 1.38 \times 10^{-23} [\text{J/K}]$  ボルツマン定数

$T \sim 1173 [\text{K}]$  アーマー材温度程度

$P$  トリチウムガス分圧

したがって $P$ と $\lambda$ の関係は

$$P[\text{Pa}] \quad 1 \times 10^{-3} \quad 1. \quad 100. \quad (60)$$

$$\lambda[\text{m}] \quad 12 \quad 1.2 \times 10^{-2} \quad 1.2 \times 10^{-4} \quad (2 \times 10^{-7})$$

となる。ところで先のYamashina らの調査から空孔サイズの代表として $4 \times 10^{-7} [\text{m}]$  程度を考えると、核融合炉の環境では $\lambda$ より空孔サイズの方が小さいと判断できる。つまり空孔内の拡散はクヌッセン拡散となる。次にクヌッセン拡散係数 $D_{ka}$ 及びグラファイト全体での空孔内実効拡散係数 $D_p$ を計算すると

$$\begin{aligned} D_{ka} &= (2/3) \times (8RT/\pi M)^{0.5} \times r \\ &= 3.067 \times (T/M)^{0.5} \times r \\ &= 2.7 \times 10^{-4} [\text{m}^2/\text{sec}] \end{aligned}$$

ただし,  $r \sim 0.2 [\mu\text{m}]$

$T \sim 1173 [\text{K}]$

$M = 6$

$$\begin{aligned} D_p &= (\varepsilon p/k^2) D_{ka} \\ &= 7.5 \times 10^{-6} [\text{m}^2/\text{sec}] \end{aligned}$$

ただし,  $\varepsilon p \sim 0.11$  空隙率 (上記Yamashinaらの調査を参考)

$k^2 \sim 4$  空孔の屈曲率

ところで平均拡散距離は

$$X = (D_p t)^{0.5} \quad \text{ただし } t \text{ は拡散時間}$$

で与えられるから

$$t = 1.0 [\text{sec}] の時 \quad X = 3.9 \times 10^{-3} [\text{m}]$$

$$t = 10^3 [\text{sec}] の時 \quad X = 0.12 \quad [\text{m}]$$

となる。つまり空孔内を拡散するトリチウムガスの grain 表面での吸着等による遅れ時間を無視した範囲においては、速やかにアーマー内部全体 (厚さ 1 cm程度) に行きわたると判断できる。

次にグラファイトの比表面積については、先のYamashinaらの測定でグラファイト厚さが 0.5 mm 以上になると比表面積がほぼ一定になっており、また J. Bohdansky<sup>13)</sup> は 2 種の立方体試料 (0.5 cm 角及び 2.5 cm 角)において吸着 (吸蔵) 特性は (幾何表面積ではなく) 体積に依存している。実験結果が報告されていることから判断して、アーマー材 (1 cm 厚さ) 程度の大きさの等方黒鉛では比表面積は幾何学的な外回りの表面積には依存せず、一定であると考えてよい。以上 2 点から等

方黒鉛については比表面積を反映するようなモデル粒子(grain)を考え、このgrainが空孔に均一に分布しているトリチウムガスの雰囲気にあるとして評価する妥当性の根拠とする。

次に炭素複合材(C/C)であるが、広畠ら<sup>14)</sup>によるとC/Cの表面積(0.2~1.5m<sup>2</sup>/g)は等方黒鉛と同程度であること、またC/Cの立体織り次数と比表面積の相関は特にないことがわかる。また、A. E. Pontauら<sup>15)</sup>の脱ガス特性実験の結果、等方黒鉛とC/Cが同様の挙動であるとの報告がある。これらのことからC/Cも等方黒鉛と同程度の開気孔性及び比表面積を持つものとし、トリチウムの挙動及びイベントリー評価においては等方黒鉛と同様として扱う。

一方熱分解黒鉛は等方黒鉛やC/Cよりもずっと比表面積が小さくなる。これは熱分解黒鉛の結晶面が高い配向度を持っておりこれが黒鉛内部への気孔性を低くしていると考えられる。柳沢ら<sup>16)</sup>によれば熱分解炭素を被覆した等方黒鉛は被覆膜厚を10mm以上にすれば脱ガス量が1オーダー低下することから判断して、等方黒鉛の平均気孔径3.0μmの3~4倍の被覆膜厚で気孔が塞がると推定されている。比表面積も20μm以上の被覆ではほぼ一定になっていることから、アーマー材として考えた場合トリチウムは熱分解炭素被覆部に限定されて、殆ど内部には移行しないと考えられる。

### 5.2.3 評価方法の検討

前節の検討をもとにグラファイトアーマー材でのトリチウムの挙動を以下のように評価する。アーマー材のプラズマ側表面近傍はエネルギーを持ったトリチウム原子が直接入射し一様に高い濃度飽和層を形成する。また高温であるため拡散により高濃度領域は入射トリチウム原子の飛程よりも深い範囲に及ぶ。アーマー表面近傍を平板形状で近似し、プラズマ側からトリチウム原子が入射する条件で拡散計算し、表面での高濃度層の形成及び内部への拡散量を評価する。このアーマー材表面部でのトリチウムの挙動は等方黒鉛、C/C、熱分解黒鉛で同様と考える。アーマー材内部でのトリチウムの挙動は、トリチウムガスが均一に分布する空孔に面したグラファイトのgrainを考えアーマー材内部全体のgrainは全て同じ環境下にあるとする。grainは球形状で近似し、トリチウム原子がgrain表面に吸着し内部に拡散する量を評価する。ただしこれは等方黒鉛を対象に考えているが前節の検討からC/Cも等方黒鉛と同様の吸着(吸蔵)特性を示すと考える。熱分解黒鉛の場合は気孔を通じて内部へは移動できないと考える。

評価にあたっては以下の項目をパラメータとして結果への影響を調べた。

- グラファイトgrain径

Yamashina<sup>12)</sup>らの調査を参考に特に材質を特定せず10[μm]を代表値とするが、仮想的に1[mm]の大きさについても検討した。grainの径が大きくなるとgrain表面からトリチウムがgrain全体に拡散するのに時間が長くなるのでアーマー材全体のトリチウムインベントリーの飽和が遅くなる。

- 空孔中のトリチウムガス分圧

第1章で示したようにトリチウムガス分圧はアーマー材表面ヘトリチウムガス原子が入射するフラックスから評価したものであり、( $1.1 \times 10^{-8}$ [atm])、実際のアーマーの内部での分圧を評

価するのは難しい。ここでは参考の為さらに大きい分圧( $1 \times 10^{-6}$  [atm])を想定して、影響度を調べた。

- トランプサイト

アーマー材表面のトリチウムの高い濃度飽和層は除いて、内部でのトランプサイトは Causey<sup>10), 11)</sup> らの実験解析から C 原子数比で 10 [ppm] 程度と見積る。ただしこれは中性子による照射効果のない場合の値である。現在の知見では実際の核融合炉での使用環境下でのトランプサイトがどの程度増加するかを見積るのは難しい。ここでは仮想的にトランプサイトが C 原子数で 0.01 まで増加しているとした場合についても評価した。

計算は全て TPERM コード<sup>2)</sup> を使用した。結果は先の第 2 章で説明した通りである。

#### 5.2.4 評価コード

解析に使用したのは TPERM コード<sup>2)</sup> である。TPERM コードは従来平板形状のみ扱う 1 次元拡散計算コードであったが、グラファイト grain を対象とするため球形状（及び円柱形状）も扱えるように機能拡張した。またこれまで主として対象としてきた SUS などと異なりグラファイトのトランプサイトは高い結合エネルギーを持つことになる。この場合トランプサイトは全てトリチウムをトランプした状態に近くなり（飽和），トリチウム濃度計算の収束が遅くなっていた。このため計算フローを見直し収束を速くした。

#### 参考文献

- 1) M. I. Baskes et al. J. Nucl. Mater. 128/129(1984)629
- 2) 中原克彦, 関泰, JAERI-M 87-118
- 3) J. Winter, J. Nucl. Mater. 161(1989)265
- 4) W. Maeller, J. Nucl. Mater. 162/164(1989)138
- 5) 田辺哲朗, 核融合研究 第61巻 第6号 (1989)
- 6) W. R. Wampler et al., J. Nucl. Mater. 102(1981)304
- 7) M. I. Baskes et al., J. Nucl. Mater. 128/129(1984)629
- 8) H. Atsumi et al. J. Nucl. Mater. 155/157(1988)241
- 9) M. Saeki, J. Nucl. Mater. 131(1985)32
- 10) R. A. Causey et al. J. Nucl. Mater. 138(1986)57
- 11) R. A. Causey et al. J. Vac. Sci. Technol. A, vol. 4, No. 3 (1986)
- 12) T. Yamashina et al., J. Nucl. Mater. 162/164(1989)841
- 13) J. Bohdansky et al., J. Nucl. Mater. 162/164(1988)861
- 14) 広畑 他, 日本原子力学会「昭和63年秋の大会」, G43
- 15) A. E. Pontau et al., J. Nucl. Mater. 141/143(1986)124
- 16) 柳沢 他, 日本原子力学会「1989年会」, G38

### 5.3 炉室内におけるトリチウムの挙動評価

#### 5.3.1 評価コードの概要

事故時及び解体修理時、炉室に放出されたトリチウムは、トリチウム水への転換、炉室壁表面での吸着・脱着・壁内部への溶解・拡散、及びトリチウム除去系(TCS)による除去を経て、その濃度を低下させていく<sup>1)~3)</sup>。以下評価コードの概要を示す。

##### (1) トリチウムの放出と濃度

###### ① トリチウムの放出

事故時瞬時に一定量のトリチウムが放出される場合と、分解修理時に所定時間、一定の割合で放出される場合を取り扱う。

###### ② 換気系によるトリチウムの除去

換気系にはトリチウム除去系(TCS)を設け、事故時には大量の炉室内空気を循環させ、炉室に外気が流入する分をスタックを通して環境に放出するリサイクル放出の場合と、分解修理時のように循環させることなく、トリチウム除去系を通して環境に放出するワンス・スルー放出の場合を取り扱う。

換気系による炉室内トリチウム濃度の変化は以下のように表される。

###### a) 全量リサイクルの場合

$$dN/dt = -(\varepsilon Q/V) \cdot N \quad (5.3-1)$$

$Q$  : 換気流量 [ $m^3 \cdot s^{-1}$ ]

$\varepsilon$  : トリチウム除去効率 [-]

$V$  : 炉室容積 [ $m^3$ ]

$N$  : 炉室空気中トリチウム濃度 [ $\mu Ci \cdot m^{-3}$ ]

###### b) 一部リサイクルの場合

$$(5.3-2)$$

$$dN/dt = -\{\varepsilon Q/V + (1-\varepsilon) \cdot Q_2/V + AL/V\} \cdot N$$

$Q_2$  : 外気への放出流量 [ $m^3 \cdot s^{-1}$ ]

$AL$  : 外気からの流入量 [ $m^3 \cdot s^{-1}$ ]

###### c) ワンス・スルーの場合

$$dN/dt = -(Q/V) \cdot N \quad (5.3-3)$$

###### ③ 気相中のトリチウムガス( $T_2$ , HT)のトリチウム水蒸気( $T_2O$ , HTO)への変換

###### a) 変換反応





炉室内では  $[\text{H}_2\text{O}] > [\text{T}_2] \sim [\text{HTO}]$  であることから、意味のある交換反応は(5.3-4)及び(5.3-7)である。 $[\text{H}_2\text{O}] > [\text{T}_2]$  条件では水蒸気濃度は交換反応速度に影響しないことが知られている。

$$dD_{\text{T}_2}/dt = -2 \cdot dN_{\text{HT}}/dt = -2dN_{\text{HTO}}/dt = -R_1 N_{\text{T}_2} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-8)$$

$R_1$  : 交換反応速度定数  $(\text{m}^3 \cdot \mu\text{Ci}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$

$N_r$  : 総トリチウム濃度  $(\mu\text{Ci} \cdot \text{m}^{-3})$

### b) 酸化反応



$$dN_{\text{T}_2\text{O}}/dt = R_9 \cdot N_{\text{T}_2} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-11)$$

$$dN_{\text{HTO}}/dt = R_{10} \cdot N_{\text{HT}} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-12)$$

### ④ 炉室壁表面触媒作用によるトリチウムガスのトリチウム水蒸気への転換

#### a) 交換反応

(5.3-4), (5.3-7) 式の  $R_1, R_7$  を  $R_{1,J} \cdot SA \cdot R_{7,J} \cdot SA$  に置き換える。

$$dN_{\text{HT}}/dt = dN_{\text{HTO}}/dt = \frac{1}{2} R_{1,J} \cdot SA \cdot N_{\text{T}_2} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-13)$$

$$dN_{\text{HTO}}/dt = R_{7,J} \cdot SA \cdot N_{\text{HT}} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-14)$$

$R_{1,J}, R_{7,J}$  : 単位表面積当たりの反応速度  $(\text{m}^3 \cdot \mu\text{Ci}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{m}^{-2})$

SA : 炉室表面積  $(\text{m}^3)$

#### b) 酸化反応

(5.3-11), (5.3-12) 式の  $R_9, R_{10}$  を  $R_{9,J} \cdot R_{10,J} \cdot SA$  に置き換える。

$$dN_{\text{T}_2\text{O}}/dt = R_{9,J} \cdot SA \cdot N_{\text{T}_2} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-15)$$

$$dN_{\text{HTO}}/dt = R_{10,J} \cdot SA \cdot N_{\text{HT}} \cdot N_{\text{T}} \quad (5.3-16)$$

### ⑤ 材料表面での吸着・脱着

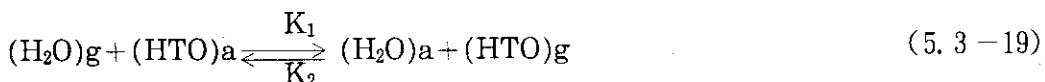
科学種  $X (X = \text{T}_2\text{O}, \text{HTO})$  の炉室壁表面への吸着量が  $S_X$   $(\mu\text{Ci} \cdot \text{m}^{-3})$  を定義し、吸着係数、脱着係数を各々  $E_X$   $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$ ,  $F_X$   $(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$  とする。

$$dN_X/dt = -E_X N_X \cdot SA/V + F_X S_X \cdot SA/V \quad (5.3-17)$$

$$dS_X/dt = E_X N_X \cdot SA/V - F_X S_X \cdot SA/V \quad (5.3-18)$$

⑥ 炉室壁内での吸着成分と気相成分との交換反応

気相中成分を  $g$ , 炉室壁吸着成分を  $a$  と添付で表わし, 以下の反応を考慮する。



$$dN_{HTO}/dt = SA \cdot K_1 \cdot N_{H_2O} \cdot S_{HTO} \quad (5.3-20)$$

$K_1$  : 材料表面交換反応速度 [ $m^3 \cdot \mu Ci^{-1} \cdot s^{-1} \cdot m^{-2}$ ]

⑦ 炉壁内部への拡散

材料 J への科学種 X の拡散は以下のように記述される。材料中の位置  $Z_J$ , 時刻  $t$  における X の濃度を  $C_{X,J}(Z_J, t)$  とする。

$$\partial C_{X,J} / \partial t = D_{X,J} \cdot \partial^2 C_{X,J} / \partial Z_J^2 \quad (5.3-21)$$

ここで,  $D_{X,J}$  : 材料 J 中の X の拡散係数 [ $m^2 \cdot s^{-1}$ ]

初期条件

$$C_{X,J}(Z_J, t) = 0 \quad (5.3-22)$$

境界条件

$$C_{X,J}(0, t) = SB_{X,J} \cdot N_X(t) \quad (5.3-23)$$

ここで,  $SB_{X,J}$  : 材料 J への X の溶解度

$$C_{X,J}(\infty, t) = 0 \quad (5.3-24)$$

$$(\partial N_X / \partial t)_J = [(D_{X,J} \cdot SA_J/V) \cdot (\partial C_{X,J}(0, t) / \partial Z_J)] \quad (5.3-25)$$

上記 (5.3-23) 式は金属中への水素の溶解のように溶解度が求まっているものについては適用可能であるが, コンクリートのように溶解度という形のデータが見当らない場合, 適用は困難である。そこでコンクリートの場合, 以下の仮定により計算を進める。

- ・コンクリート中の拡散は自由水中の拡散によって決まる。
- ・コンクリート中の自由水の濃度を一定とし, 気相中の  $H_2O$  と平衡にあるとし表面近傍での  $T_2O$ ,  $HTO$  濃度は分圧,  $P_{T_2O}$ ,  $P_{HTO}$  に比例するとする。

$$C_{X,J}(0, t) = (\text{自由水濃度}) \times (P_{T_2O} / P_{H_2O}) \quad (5.3-26)$$

or

$$(P_{HTO} / P_{H_2O}) \quad (5.3-27)$$

## (2) 計算手順

## (2-1) 炉室内化学種濃度の計算

## ① 気相中の濃度変化

a)  $T_2$  の変化 ( $N_{T2}=y_1$ )

$$\frac{dy_1}{dt} = -\{E(1, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V} + (R_1 + R_9$$

$$+ R_1(J) \cdot SA(J) + R_9(J) \cdot SA(J)) \cdot y_7\} \cdot y_1$$

$$+ F(1, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_8 + \frac{D_{1,J} \cdot SA(J)}{V} \cdot \frac{dC_1(O, t)}{dZ_J} + \left(\frac{S_0}{V} \cdot B_{11}\right)$$

(5.3-28)

$\frac{S_0}{V} \cdot B_{11}$  は漸次放出モード時のみ考慮

b)  $HT$  の変化 ( $N_{HT}=y_2$ )

$$\frac{dy_2}{dt} = -\{E(2, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V} + (R_7 + R_{10}$$

$$+ R_{20}(J) \cdot SA(J)) \cdot y_2 + \left(\frac{1}{2} \cdot R_1 + \frac{1}{2} \cdot R_1(J) \cdot SA(J)\right) \cdot y_1 \cdot y_7$$

$$+ F(2, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_9 + \frac{D_{2,J} \cdot SA(J)}{V} \cdot \frac{dC_2(O, t)}{dZ_J} + \left(\frac{S_0}{V} \cdot B_{12}\right)$$

(5.3-29)

$\frac{S_0}{V} \cdot B_{12}$  は漸次放出モード時のみ考慮

c)  $H_2$  の変化 ( $N_{H2}=y_3$ )

$$\frac{dy_3}{dt} = -\left\{E(3, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V}\right\} \cdot y_3$$

$$+ F(3, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{10} + \left(\frac{Q}{V} \cdot B_{30}\right)$$

(5.3-30)

$\frac{Q}{V} \cdot B_{30}$  はワンス・スルーモード時のみ考慮

d)  $T_2O$ の変化 ( $N_{T2O}=y_4$ )

$$\begin{aligned} \frac{dy_4}{dt} = & - \left\{ E(4, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V} \right\} \cdot y_4 \\ & + F(4, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{11} + (R_9 + R_{19}(J) \cdot SA(J)) \cdot y_1 \cdot y_7 \\ & + \frac{D_{4,J} \cdot SA(J)}{V} \cdot \frac{dC_4(O, t)}{dZ_J} + \left( \frac{S_0}{V} \cdot B_{14} \right) \end{aligned} \quad (5.3-31)$$

 $\frac{S_0}{V} \cdot B_{14}$  は漸次放出モード時のみ考慮e)  $HTO$ の変化 ( $N_{HTO}=y_5$ )

$$\begin{aligned} \frac{dy_5}{dt} = & - \left\{ E(5, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V} \right\} \cdot y_5 \\ & + F(5, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{12} + \left( \frac{1}{2} \cdot R_1 + \frac{1}{2} \cdot R_{11}(J) \cdot SA(J) \right) \cdot y_1 \cdot y_7 \\ & + (R_7 + R_{10} + R_{20}(J) \cdot SA(J)) \cdot y_2 \cdot y_7 + AK_1 \cdot SA(J) \cdot y_6 \cdot y_{12} \\ & + \frac{D_{5,J} \cdot SA(J)}{V} \cdot \frac{dC_5(O, t)}{dZ_J} + \left( \frac{S_0}{V} \cdot B_{15} \right) \end{aligned} \quad (5.3-32)$$

 $\frac{S_0}{V} \cdot B_{15}$  は漸次放出モード時のみ考慮f)  $H_2O$ の変化 ( $N_{H2O}=y_6$ )

$$\begin{aligned} \frac{dy_6}{dt} = & - \left\{ E(6, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} + \frac{\varepsilon \cdot Q}{V} + \frac{(1-\varepsilon) \cdot Q_2}{V} + \frac{AL}{V} \right\} \cdot y_6 \\ & + F(6, 1) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{13} + \left( \frac{Q}{V} \cdot B_{60} \right) \end{aligned} \quad (5.3-33)$$

 $\frac{Q}{V} \cdot B_{60}$  はワンス・スルーモード時のみ考慮

g) 総トリチウムの変化 ( $N_T = y_7$ )

$$\frac{dy_7}{dt} = \frac{dy_1}{dt} + \frac{dy_2}{dt} + \frac{dy_4}{dt} + \frac{dy_5}{dt} \quad (5.3-34)$$

## ② 壁表面の吸着量の変化

a)  $T_2$ の吸着量 ( $S_{T2} = y_8$ )

$$\frac{dy_8}{dt} = -F(1, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_8 + E(1, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_1 \quad (5.3-35)$$

b) HTの吸着量 ( $S_{HT} = y_9$ )

$$\frac{dy_9}{dt} = -F(2, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_9 + E(2, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_2 \quad (5.3-36)$$

c)  $H_2$ の吸着量 ( $S_{H2} = y_{10}$ )

$$\frac{dy_{10}}{dt} = -F(3, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{10} + E(3, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_3 \quad (5.3-37)$$

d)  $T_2O$ の吸着量 ( $S_{T2O} = y_{11}$ )

$$\frac{dy_{11}}{dt} = -F(4, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{11} + E(4, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_4 \quad (5.3-38)$$

e) HTの吸着量 ( $S_{HTO} = y_{12}$ )

$$\frac{dy_{12}}{dt} = -F(5, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{12} + E(5, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_5 \quad (5.3-39)$$

f)  $H_2O$ の吸着量 ( $S_{H2O} = y_{13}$ )

$$\frac{dy_{13}}{dt} = -F(6, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_{13} + E(6, J) \cdot \frac{SA(J)}{V} \cdot y_6 \quad (5.3-40)$$

以上の式の内 (5.3-34) を除く12の常微分方程式を連立させ、ルンゲ・クッタ・ギル法により毎ステップ積分計算を行い、各化学種の変化を求める。ここで、微係数の計算は前タイムステップの値を用いて行う。

以上の計算式では壁材を1種類のみの式で表わしているが、本コードでは最大2種類の壁材への吸・脱着を計算できるようになっている。その場合は、壁表面の吸着量の変化がさらに6式加わることになる。

## (2-2) 材料内拡散分布項の計算

次に  $T_2$ , HT, HTO,  $T_2O$  の化学種について考慮する材料内の拡散分布項の計算モデルを以下に示す。

## ① 材料内拡散分布計算

$$\frac{\partial C_i(Z_j, t)}{\partial t} = D_{i,j} \cdot \frac{\partial^2 C_i(Z_j, t)}{\partial Z_j^2} \quad (5.3-41)$$

ここで, i : 化学種 ( $i=1 \text{ T}_2, i=2 \text{ HT}, i=3 \text{ T}_2\text{O}, i=4 \text{ HTO}$ )

j : 材料数  $1 \sim 2$

C : 化学種の濃度 [ $\mu\text{Ci}/\text{m}^3$ ]

D : 拡散係数 [ $\text{m}^2/\text{s}$ ]

Z : 材料の厚さ [m]

t : 時 刻 [s]

材料内を厚さ方向に  $\Delta Z$  で分割する。分割点の化学種濃度を  $C_\ell$  ( $\ell = 1, m$  は分割数) とする  
式 (5.3-41) を差分法により展開すると

$$\frac{C_{\ell+1}^{n+1} - C_\ell^n}{\Delta t} = \frac{D}{\Delta Z^2} (C_{\ell+1}^n - 2C_\ell^n + C_{\ell-1}^n) \quad (5.3-42)$$

ここで, n : 時 刻

これらを以下の初期条件及び境界条件を計算する。

a) 初期条件  $C_\ell(Z, 0) = 0.0 \quad (5.3-43)$

b) 境界条件  $C_\ell(\infty, t) = 0.0 \quad (5.3-44)$

$$C_\ell(0, t) = AS \quad (5.3-45)$$

AS : 気相中化学種の溶解量 [ $\mu\text{Ci} \cdot \text{m}^{-3}$ ]

(= 溶解度  $S_B \times N(t)$ )

気相中の各成分濃度より、式 (5.3-23) を求め、式 (5.3-42) 及び条件 (5.3-43),

(5.3-44) より各ステップ各点の濃度  $C_2^n \sim C_{m-1}^n$  を求める。

#### (2-3) 基本式への考慮

基本式 (5.3-28), (5.3-29), (5.3-31), (5.3-32) 中の下記項で拡散を考慮する。

$$\frac{D_{i,j} \cdot SA(J)}{V} \cdot \frac{dC_i(O, t)}{dZ_j} \quad (5.3-46)$$

(5.3-46) の  $\frac{dC_i(O, t)}{dZ_j}$  は①で求めた濃度 C より

$$\frac{dC_i(O, t)}{dZ_j} = \frac{C_1 - C_2}{\Delta Z} \quad (5.3-47)$$

で求める。

#### (2-4) 材料物性の取扱い

拡散分布計算に必要な拡散係数・溶解度の計算について以下に示す。

##### ① 拡散係数 D

$$D = \left( D_0 / \sqrt{M_r} \right) \cdot \exp(-E_D / KT) \quad (5.3-48)$$

$M_r$  : トリチウムの原子量

$E_D$  : 拡散エネルギー (eV)

$\kappa$  : ボルツマン定数 ( $= 8.617 \times 10^{-5} \text{ eV/K}$ )

$D_0$  : 拡散定数 ( $\text{m}^2/\text{s}$ )

T : 壁温度 (K)

## (2) 溶解度 S

$$S = S_0 \cdot \exp(-E_S/RT) \quad (5.3-49)$$

 $E_S$  : 溶解エネルギー (eV) $S_0$  : 溶解定数 ( $\mu\text{Ci}/\text{m}^3 \cdot \text{atm}^{1/2}$ )

溶解度 S より、材料への溶解量は下式で毎時刻計算する。

$$AS_{T2} = S_{T2} \cdot \sqrt{P_{T2}} \quad (5.3-50)$$

$$AS_{HT} = S_{HT} \cdot \sqrt{P_{HT}} \quad (5.3-51)$$

ここで、 $P_{T2}, P_{HT}$  は  $T_2, HT$  の分圧であり下式で計算する。

$$P_{T2} = (22.4/10^3) \cdot (N_{T2}/2.895 \times 10^{10})$$

$$P_{HT} = (22.4/10^3) \cdot (N_{HT}/2.895 \times 10^{10})$$

 $N_{T2}, N_{HT}$  : 気相中の  $T_2, HT$  の濃度 ( $\mu\text{Ci}/\text{m}^3$ )材料がコンクリートの場合、 $T_2O$  と  $HTO$  のみを考慮する。コンクリート中の水の含水量は以下の式で表わされる。

$$S = S_0 \cdot \rho$$

 $\rho$  : コンクリートの密度 [ $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ ] $S_0$  : 水の含水量 [-] $T_2O, HTO$  は分圧に比例して溶解するとする。

$$AS_{T2O} = S \cdot \frac{6.032}{22.032} \times 9.6 \times 10^9 \cdot \frac{P_{T2O}}{P_{H2O}} \quad (5.3-52)$$

$$AS_{HTO} = S \cdot \frac{6.032}{22.032} \times 9.6 \times 10^9 \cdot \frac{P_{HTO}}{P_{H2O}} \quad (5.3-53)$$

ここで、 $P_{T2O}, P_{HTO}$  及び  $P_{H2O}$  は下式で計算する。

$$P_{T2O} = \frac{22.4}{10^3} \cdot \frac{N_{T2O}}{2.8954 \times 10^{10}} \text{ (atm)}$$

$$P_{HTO} = \frac{22.4}{10^3} \cdot \frac{N_{HTO}}{2.8954 \times 10^{10}} \text{ (atm)}$$

$$P_{H2O} = \frac{22.4}{10^3} \cdot N_{H2O} \text{ (atm)}$$

## (3) 基礎データ

(3-1) 交換反応速度定数  $R_1, R_7$ 

## 報告例

Yang, Gevantman ( $52 - 714 C_1 / \text{m}^3$ )

$$dN_{HTO}/dt = 4.2 \times 10^{-16} N_{T2} \cdot N$$

Smith, Gevantman ( $460 - 830 \text{ Ci/m}^3$ )

$$dN_{\text{HTO}}/dt = 3.6 \times 10^{-16} N_{\text{T}_2} \cdot N$$

(3-2) 酸化反応速度定数  $R_9, R_{10}$

Casletto, Gevantman, Nash

乾燥空気雰囲気中 ( $15 - 830 \text{ Ci/m}^3$ )

$$dN_{\text{T}_{20}}/dt = 1.72 \times 10^{-16} N_{\text{T}_2} \cdot N$$

Easterly, Phillips

乾燥空気雰囲気中 ( $0.22 \text{ Ci/m}^3$ )

$$dN_{\text{T}_{20}}/dt = 2.64 \times 10^{-14} N_{\text{T}_2} \cdot N$$

(3-3) 壁表面トリチウムガスのトリチウム水蒸気への転換

① 交換反応

交換反応は金属触媒によって促進されると思われるが、酸素の含まれていない系での報告例は見当たらない。

② 酸化反応

Pt等金属表面の触媒効果が大きいことが知られている。

乾燥雰囲気中 ( $20 \text{ Ci/m}^3$ , 容器  $250 \text{ ml}$ , 金属表面積  $90 \text{ cm}^2$ )

$$\text{brass} \quad dN_{\text{T}_{20}}/dt = 1.7 \times 10^{-16} N_{\text{T}_2} \cdot N$$

$$\text{steel} \quad = 1.2 \times 10^{-15}$$

$$\text{Pt} \quad = 6.6 \times 10^{-15}$$

(3-4) 壁表面での吸脱着係数

ANLのTSOAKコードでは実験によるフィッティングの結果、吸着係数  $R_x$ 、脱着係数  $F_x$  に  $10^{-4} - 10^{-6} \text{ m/s}$  の値を使用。

(3-5) 壁表面での吸着成分(HTO)と気相成分(H<sub>2</sub>O)との交換反応速度実験報告例見当らず。

(3-6) 壁中拡散係数、溶解度

SUSに対しては以下の値で代表する。

$$D = \left( D_0 / \sqrt{M_T} \right) \cdot \exp(-E_D/kT) \quad (\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1})$$

$M_T$  : 3.016

$D_0$  :  $2.15 \times 10^{-6}$

$\kappa$  : ボルツマン定数 ( $= 8.617 \times 10^{-5} \text{ eV K}^{-1}$ )

T : 壁温度 [K] k

$$S = S_0 \cdot \exp(E_S/RT)$$

$E_S$  : 溶解エネルギー (0.094 eV)

$S_0$  : 溶解定数 ( $= 1.01 \times 10^{20} \text{ atom cm}^{-3} \text{ atm}^{-1/2}$ )

コンクリートに対し、Dをインプットして与える<sup>4)</sup>。

$$D = 1.4 \times 10^{-11} \quad (\text{m}^2/\text{s})$$

### 5.3.2 評価コードの検証

炉室内トリチウム挙動解析コードを検証するには、限られた空間内への放出と、換気によるトリチウム除去システムを考慮した。挙動実験と対比する必要がある。

数  $\ell$  規模の小型容器内の金属等へのトリチウムの付着実験については数多く報告されているが、数  $10 \ell \sim m^3$  規模で、トリチウムの放出と減衰を調べ、挙動解析コードと比較した例は少なく、わずかに東京大学及び米国ANLから報告されている。

#### (1) トリチウム放出、減衰挙動実験

##### ① 東京大学の実験例<sup>3)</sup>

ステンレス製容器（内容積  $0.68m^3$ ）内にトリチウムを放出させ、換気系を循環させてトリチウムを除去しながら、容器内のトリチウムの濃度の変化を測定している。

ステンレス製容器表面を  $290^\circ\text{C}$  に加熱した場合と、室温の場合の 2 ケースについて実施している。ここでは、本挙動解析コードの検証という意味で、室温の場合の実験結果に着目した。

Fig. 5.3.1 にトリチウム濃度変化を示す。容器内放出トリチウムの化学形はHTで、 $1\text{mCi}(3.7 \times 10^7 \text{Bq})$ 、除去系への循環流量は  $13.0 \ell/\text{min}$  である。HT濃度は、放出開始後除々に増加し、1h 後で最大値、約  $2 \times 10^3 \mu\text{Ci}/m^3(7.4 \times 10^7 \text{Bq}/m^3)$  を示した後、HT濃度は減少する。一方HTの一部は交換、酸化によりHTOが生成する。HTOの場合、ステンレス鋼表面での吸脱着を繰り返すため、HTに比べ減衰速度は小さくなっている。

##### ② ANLの実験例<sup>2)</sup>

ANLではT-SOAKコードのパラメータをきめるためにベンチスケールのトリチウム放出、減衰挙動実験を行った。内容積  $0.05m^3$  の容器内にトリチウムを放出する。トリチウムガスの放出量は、 $T_2$  約  $50 \mu\text{Ci}$  である。除去系への循環流量は  $\sim 1.7 \times 10^{-5} m^3/s$  である。なお除去系でのトリチウム除去効率は 98.1% である。

Table 5.3.1 に実験結果を示す。

#### (2) 炉室内トリチウム挙動解析コードと実験値との比較

トリチウム挙動解析コードにおいて、炉室内容積、表面積、換気系流量、除去効率、トリチウム放出量を、東京大学及び ANL のそれぞれの実験例に合わせる。また計算で使用する交換反応速度定数、酸化反応速度定数、材料表面への吸脱着係数等を Table 5.3.2 にまとめた。

Fig. 5.3.1 に東京大学の実験例と計算結果とを比較する。トリチウム濃度測定及び、トリチウムの導入が瞬時にできないため、計算との比較がむずかしい 1 時間までの結果を除いて全トリチウム濃度及びHTO濃度ともオーダ的には計算と実験値とは一致している。

Fig. 5.3.2 には、ANLの実験例と計算結果とを比較する。放出後  $10^4$  秒までは実験値と計算値は良く一致している。 $1.5 \times 10^4$  秒以後実験値と計算値とは解離している。トリチウム水、HTO、 $T_2O$  の壁との相互作用、すなわち吸着、脱着による減少の時間遅れにより実験値における全トリチウムの濃度の減少が  $1 \times 10^4$  秒以降で遅くなると考え、 $T_2$ 、HTのトリチウム水への変換反応速度定数を、標準状態の  $10^{-10}$  から  $10^{-5} m^3 \cdot \mu\text{Ci}^{-1} \cdot s^{-1}$  に、パラメータスタディーを実施した。その結果、 $1 \times 10^{-7} m^3 \mu\text{Ci}^{-1} \cdot s^{-1}$  の時実験値とほぼ一致した。交換反応速度定数は何によって決まってくる

かについては、現時点では良くわかっていない。現在は各実験点から、パラメータスタディーにより求めている。今後、トリチウムの濃度、トリチウムの化学形、容器内の湿度、温度、及び壁面の影響が大きくなない体系、すなわち、大規模な容積を持つチャンバー内の精密な実験により、何が影響因子となるか、きちんと押さえることが重要と考える。

### 5.3.3 パラメータスタディ

#### (1) トリチウム除去系の影響

FER 体系で使用するパラメータをTable 5.3.3にまとめる。瞬時放出時、換気系はリサイクルモードとし、標準条件は、全換気量を $3,000\text{m}^3/\text{h}$ に対し、その一部 $500\text{m}^3/\text{h}$ を除去システム(TCS)を通して、スタックから排気するものとする。ここでは、ステンレス鋼ライニングを施した炉室に対し、瞬時放出事故時、除去系の運転条件を変化させた場合について調べる。

標準換気条件での結果は、4.3で述べているので、ここでは所定時間後、換気を停止した場合、換気容量を2倍大きくした場合、10倍大きくした場合の3ケースについて調べる。

##### 1) 換気停止時の炉室内トリチウム濃度変化

$20\text{g}$ のトリチウムが炉室に放出し、 $2 \times 10^7$ 秒(241.5日)後に換気系が停止した場合、壁表面に吸着したHTOが脱着によって、炉室内に再放出されることが予想される。結果を換気を継続した場合と比較して、Fig. 5.3.3に示す。換気を継続した場合に較べ、HTOの濃度が換気停止後若干上昇しているのがわかる。

##### 2) 換気容量の影響

Fig. 5.3.4に換気容量を標準 $3,000\text{m}^3/\text{h}$ の2倍、及び10倍に増加させた場合の炉室内の全トリチウム濃度の減少を示す。

標準の10倍の換気容量の場合、炉室に循環する風量を増加させるかわりに、TCSでの除去効率を標準の0.99から0.90に低下している。その結果、除去効率を低下させても換気容量を増加させることにより短時間に炉室内のトリチウム濃度を低下できることを示す。

Fig. 5.3.5には外部へのトリチウム放出量の時間毎の値と積分値を示す。換気容量を増加させることは炉室内でのトリチウム濃度の低下が大きいので外部へのトリチウムの放出量を低下させるのに効果的であることがわかる。

#### (2) 炉室気密度の影響

通常炉室内の気圧は外部より $100\text{Pa}$ 程度の負圧に保たれている。したがって標準条件では $500\text{m}^3/\text{h}$ のインリーク量を見込んでおり、 $3,000\text{m}^3/\text{h}$  TCSを循環させながら、 $500\text{m}^3/\text{h}$ を外部に放出している。ここではインリーク量が1日に炉室容積10万 $\text{m}^3$ あるとした場合の、炉室内トリチウム濃度変化と環境へのトリチウム放出量を調べた。Fig. 5.3.6には炉室内のトリチウム濃度を示す。インリーク量が $4,167\text{m}^3/\text{h}$ の場合、TCSを通して循環させることは不可能であり、ワنس・スルーで処理することになる。換気容量が大きくなつた分、及び常に新しいインリーク空気による希釈効果で、標準条件に較べ炉室内トリチウム濃度の減少は著しい。

Fig. 5.3.7には環境へのトリチウムの放出量を示すが、インリーク量が大きい場合、環境への

放出量の積分値は標準条件と較べ約4倍大きく、 $3.6 \times 10^{13}$ Bq(約1,000Ci)に達する。

#### 参考文献

- 1) Sherwood, A. E., UCRL-80572(1978)
- 2) Land, R. H., Maroni, V. A., Minkoff, M., ANL-79-82(1980)
- 3) Tanaka, S., Ono, F., Masegi, T., Takahashi, Y., Fusion Engineering and Design, 7, 353(1989)
- 4) 沼田 茂生 外, 日本原子力学会「昭和63秋の大会」H54(1988)

Table 5.3.1 Tritium concentration change after release  
(Experimental Results of ANL)

EXPERIMENTAL DATA		EXPERIMENTAL DATA	
TIME SECONDS	N EXPERIMENTAL MICRO CI/M <sup>3</sup>	TIME SECONDS	N EXPERIMENTAL MICRO CI/M <sup>3</sup>
0.0	1.10000000D 03	2.250000 03	4.33000000D 02
3.000000 01	1.050000000 03	2.500000 03	4.000000000 02
6.000000 01	1.000000000 03	2.750000 03	3.650000000 02
9.000000 01	9.900000000 02	3.000000 03	3.300000000 02
1.200000 02	9.810000000 02	3.250000 03	3.000000000 02
1.500000 02	9.750000000 02	3.500000 03	2.750000000 02
1.800000 02	9.650000000 02	3.750000 03	2.500000000 02
2.100000 02	9.500000000 02	4.000000 03	2.290000000 02
2.400000 02	9.400000000 02	4.250000 03	2.090000000 02
2.700000 02	9.300000000 02	4.500000 03	1.900000000 02
3.000000 02	9.200000000 02	4.750000 03	1.700000000 02
3.300000 02	9.100000000 02	5.000000 03	1.550000000 02
3.600000 02	9.000000000 02	5.250000 03	1.450000000 02
3.900000 02	8.900000000 02	5.500000 03	1.300000000 02
4.200000 02	8.800000000 02	5.750000 03	1.200000000 02
4.500000 02	8.720000000 02	6.000000 03	1.100000000 02
4.800000 02	8.610000000 02	6.250000 03	1.000000000 02
5.100000 02	8.500000000 02	6.500000 03	9.200000000 01
5.400000 02	8.410000000 02	6.750000 03	8.300000000 01
5.700000 02	8.350000000 02	7.000000 03	7.550000000 01
6.000000 02	8.250000000 02	7.250000 03	7.000000000 01
6.300000 02	8.190000000 02	7.500000 03	6.400000000 01
6.600000 02	8.110000000 02	7.750000 03	5.900000000 01
6.900000 02	8.000000000 02	8.000000 03	5.350000000 01
7.200000 02	7.910000000 02	8.250000 03	4.950000000 01
7.500000 02	7.850000000 02	8.500000 03	4.550000000 01
7.800000 02	7.750000000 02	8.750000 03	4.150000000 01
8.100000 02	7.650000000 02	9.000000 03	3.800000000 01
8.400000 02	7.550000000 02	9.250000 03	3.550000000 01
8.700000 02	7.490000000 02	9.500000 03	3.250000000 01
9.000000 02	7.360000000 02	9.750000 03	3.000000000 01
9.300000 02	7.290000000 02	1.000000 04	2.820000000 01
9.600000 02	7.210000000 02	1.250000 04	1.250000000 01
9.900000 02	7.110000000 02	1.500000 04	7.500000000 00
1.020000 03	7.030000000 02	1.750000 04	5.500000000 00
1.250000 03	6.450000000 02	2.000000 04	4.500000000 00
1.500000 03	5.850000000 02	2.250000 04	3.800000000 00
1.750000 03	5.280000000 02		
2.000000 03	4.800000000 02		

ROOM VOLUME IN CU M = 4.6000000-02
TOTAL TRITIUM RELEASE IN GRAMS = 5.0600000-09
PROCESS EFFICIENCY = 9.8100000-01
VOLUMETRIC FLOW RATE IN CU M/SEC = 1.66700000-05
SURFACE AREA OF ROOM IN SQ M = 7.7000000-01

Table 5.3.2 Parameters for calculation

## (1) Comparison with Results of Univ. of Tokyo

項目	内 容	
容 積	0. 68 m <sup>3</sup>	
壁 表 面 積	5. 28 m <sup>2</sup>	
壁 材 質	ステンレス鋼	
換 気 モード	リサイクル	
換 気 量、除 去 効 率	2. 17 × 10 <sup>-4</sup> m <sup>3</sup> /s, 0. 99	
漏 液 量	0. 0	
トリチウムの化学形、放出量	HT, 1 mCi (3.7 × 10 <sup>7</sup> Bq)	
トリチウム放出モード	瞬時	
主要計算 パラメータ	気相中 交換反応速度定数	1 × 10 <sup>-10</sup> m <sup>3</sup> · μCi <sup>-1</sup> · s <sup>-1</sup>
	気相中 酸化反応速度定数	1 × 10 <sup>-16</sup> m <sup>3</sup> · μCi <sup>-1</sup> · s <sup>-1</sup>
	吸着係数	1 × 10 <sup>-4</sup> m · s <sup>-1</sup>
	脱着係数	1 × 10 <sup>-6</sup> m · s <sup>-1</sup>

## (2) Comparison with Results of ANL

項目	内 容	
容 積	0. 046 m <sup>3</sup>	
壁 表 面 積	0. 77 m <sup>2</sup>	
壁 材 質	ステンレス鋼	
換 気 モード	リサイクル	
換 気 量、除 去 効 率	1. 67 × 10 <sup>-4</sup> m <sup>3</sup> /s, 0. 981	
漏 液 量	0. 0	
トリチウムの化学形、放出量	T <sub>2</sub> , 5. 06 × 10 <sup>-3</sup> g (50 μCi)	
トリチウム放出モード	瞬時	
主要計算 パラメータ	気相中 交換反応速度定数	1 × 10 <sup>-10</sup> ~ 1 × 10 <sup>-5</sup> , m <sup>3</sup> · μCi <sup>-1</sup> · s <sup>-1</sup>
	気相中 酸化反応速度定数	1 × 10 <sup>-16</sup> m <sup>3</sup> · μCi <sup>-1</sup> · s <sup>-1</sup>
	吸着係数	1 × 10 <sup>-4</sup> m · s <sup>-1</sup>
	脱着係数	1 × 10 <sup>-6</sup> m · s <sup>-1</sup>

Table 5.3.3 Calculation condition for FER

項 目		内 容
炉 室 容 積		1 0 0 0 0 0 m <sup>3</sup>
壁 表 面 積		1 3 0 0 0 m <sup>2</sup>
換 気 量	壁 材 質	ステンレス鋼ライニング(厚さ 5 mm)
	瞬 時 放 出 時	リサイクルモード $Q = 3000 \text{m}^3/\text{h}$ $Q_2 = 500 \text{m}^3/\text{h}$ $\Delta L = 500 \text{m}^3/\text{h}$
	漸 次 放 出 時	ワンス・スルーモード $Q = 5100 \text{m}^3/\text{h}$ $\Delta L = 5100 \text{m}^3/\text{h}$
$T_2$ 放 出 モード	瞬時放出 (事故時)	$T_2$ 20 g が炉室に瞬時放出
	漸次放出 (分解修理時)	$T_2$ が $100 \text{C}_1/\text{d}$ の割合で 3 日間放出
主要計算 パラメータ	気 相 中 交換反応速度定数	$R_1 = R_7 = 1 \times 10^{-10} \text{ m}^3 \cdot \mu \text{C}_1^{-1} \cdot \text{s}^{-1}$
	吸 着 係 数	$E = 1 \times 10^{-4} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$
	脱 着 係 数	$F = 1 \times 10^{-5} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

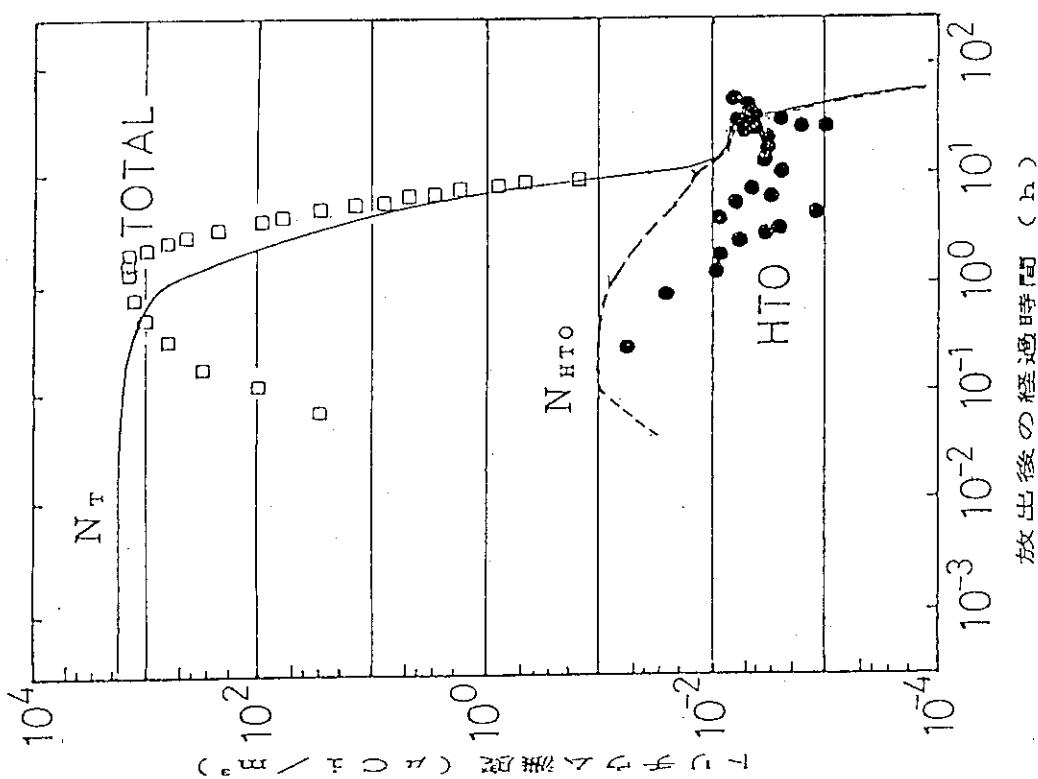


Fig. 5.3.1 Comparison of experimental result  
(Univ. of Tokyo) and calculation  
(This Work)

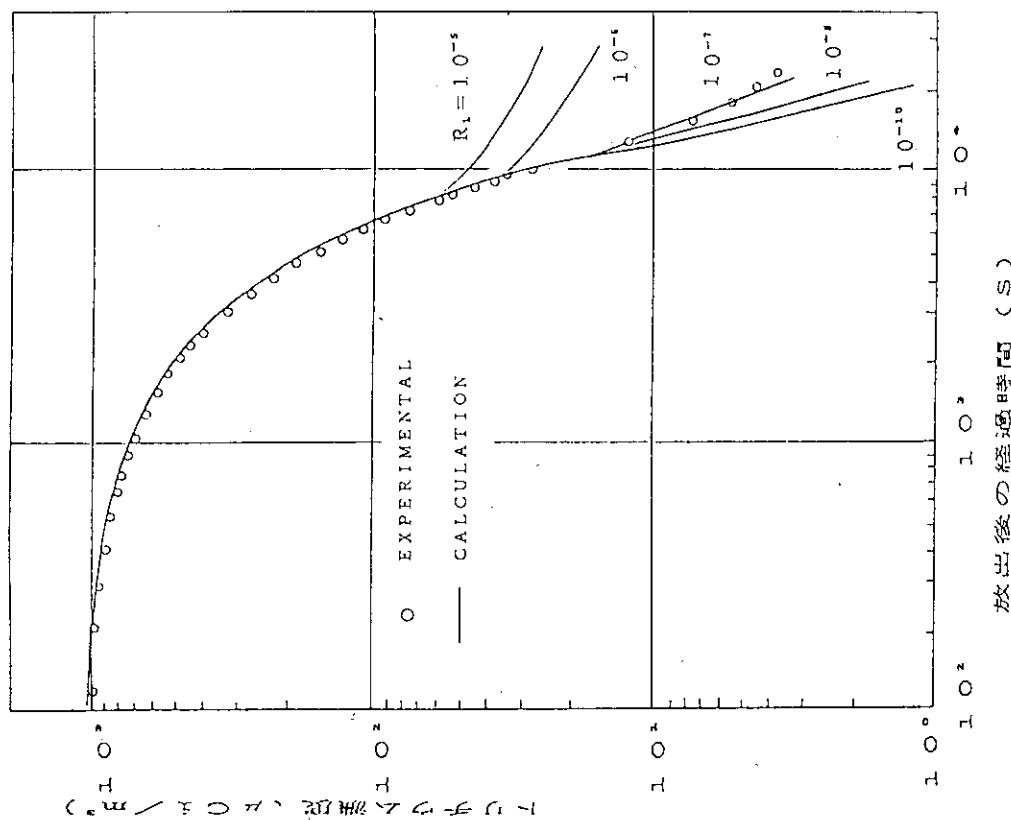


Fig. 5.3.2 Comparison of experimental result  
(ANL) and calculation (This Work)

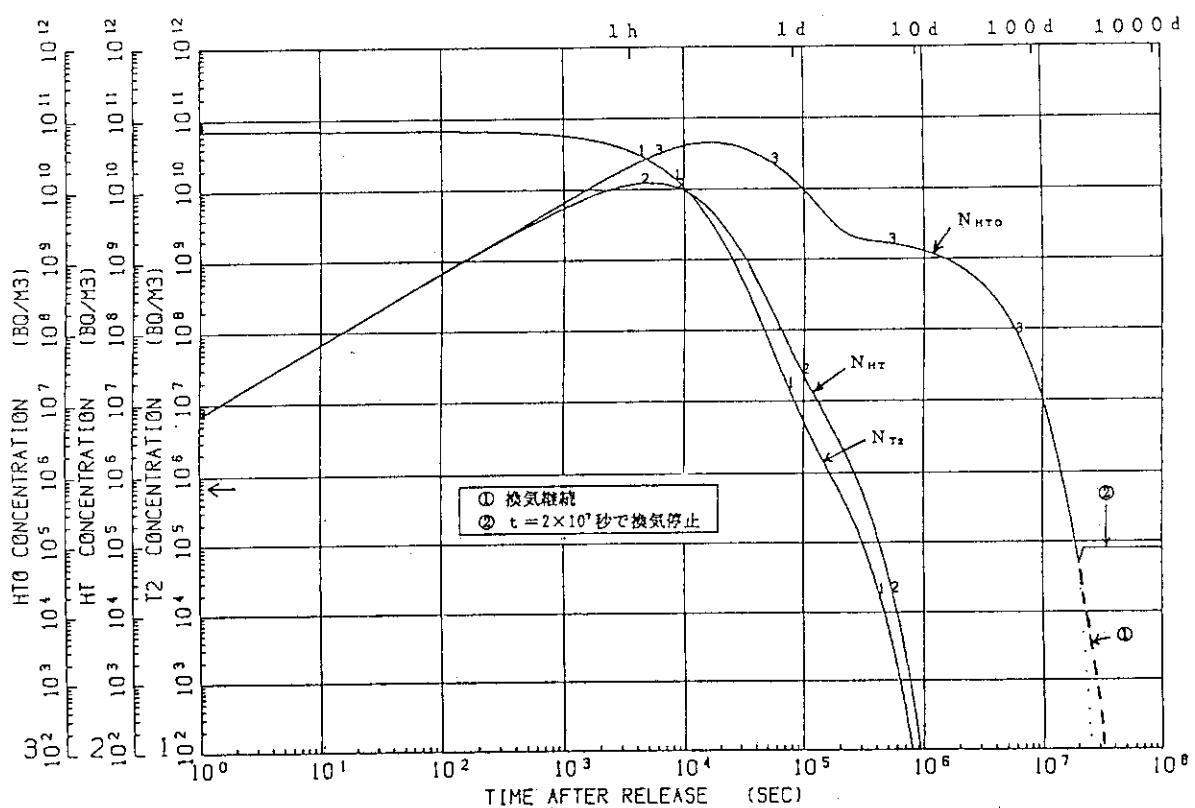


Fig. 5.3.3 Increase of HTO concentration after ventilation stopping

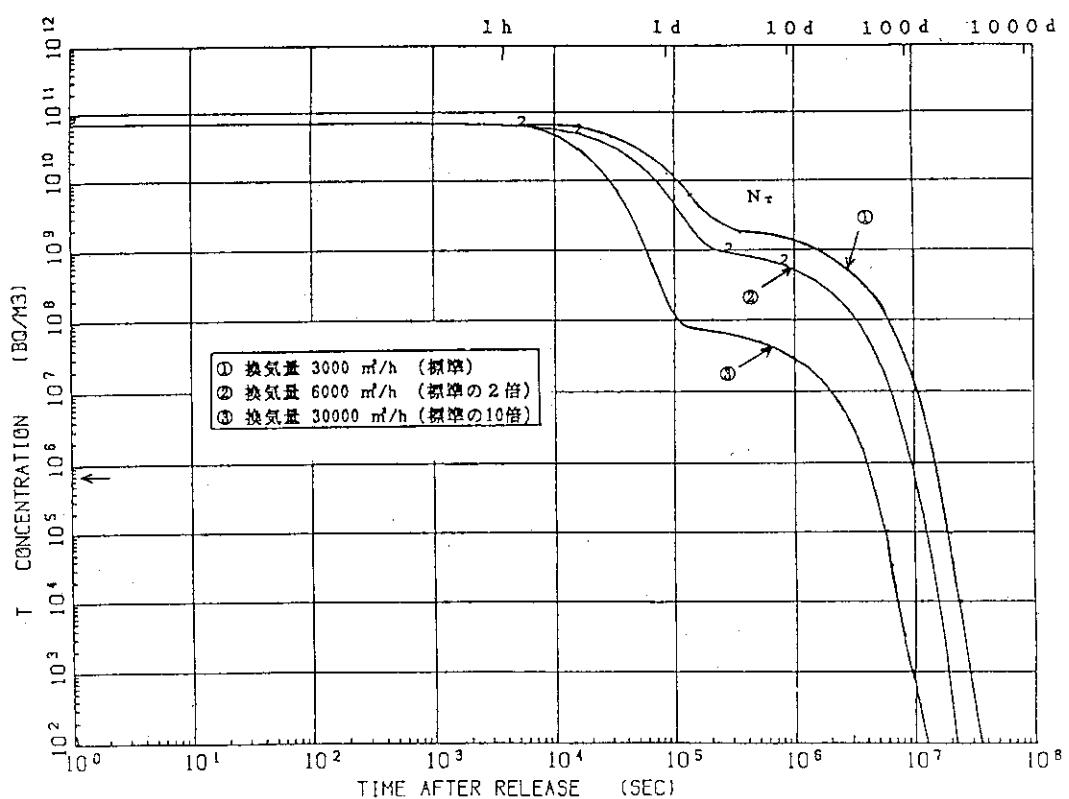


Fig. 5.3.4 Effect of ventilation capacity on tritium concentration

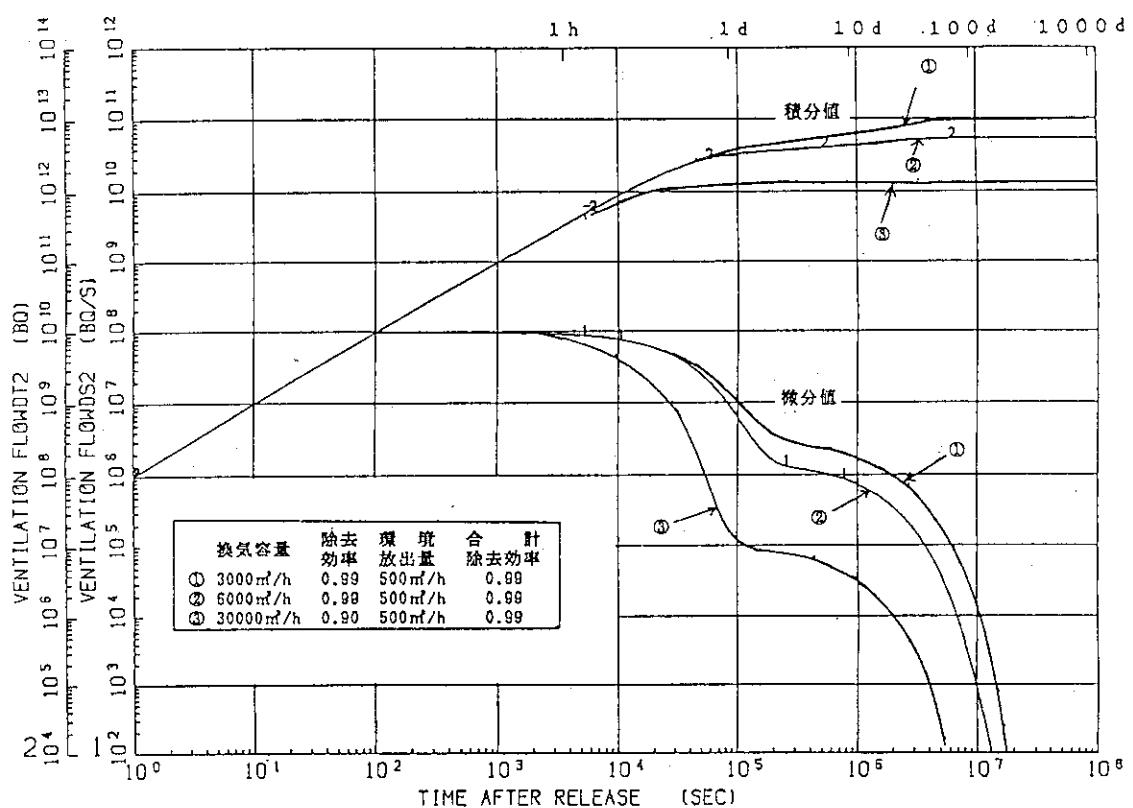


Fig. 5.3.5 Effect of ventilation capacity on tritium release into environment

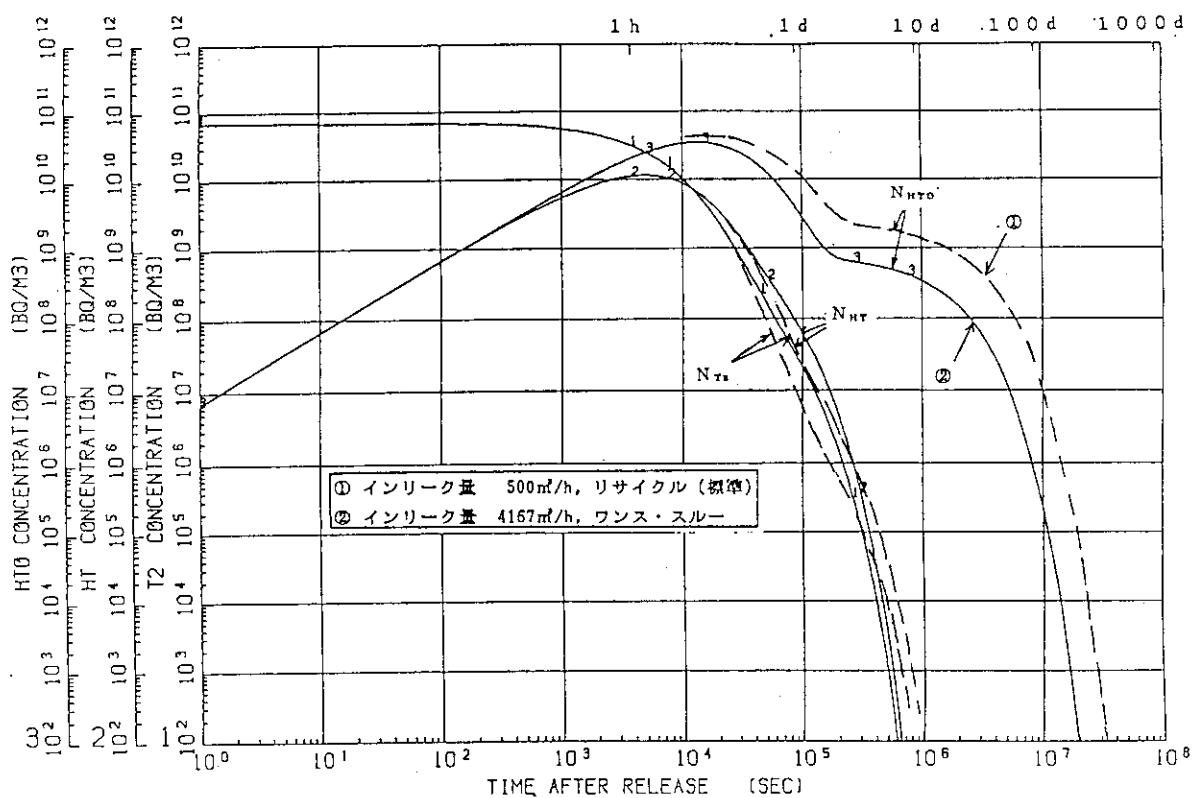


Fig. 5.3.6 Effect of inleak on tritium concentration in reactor room

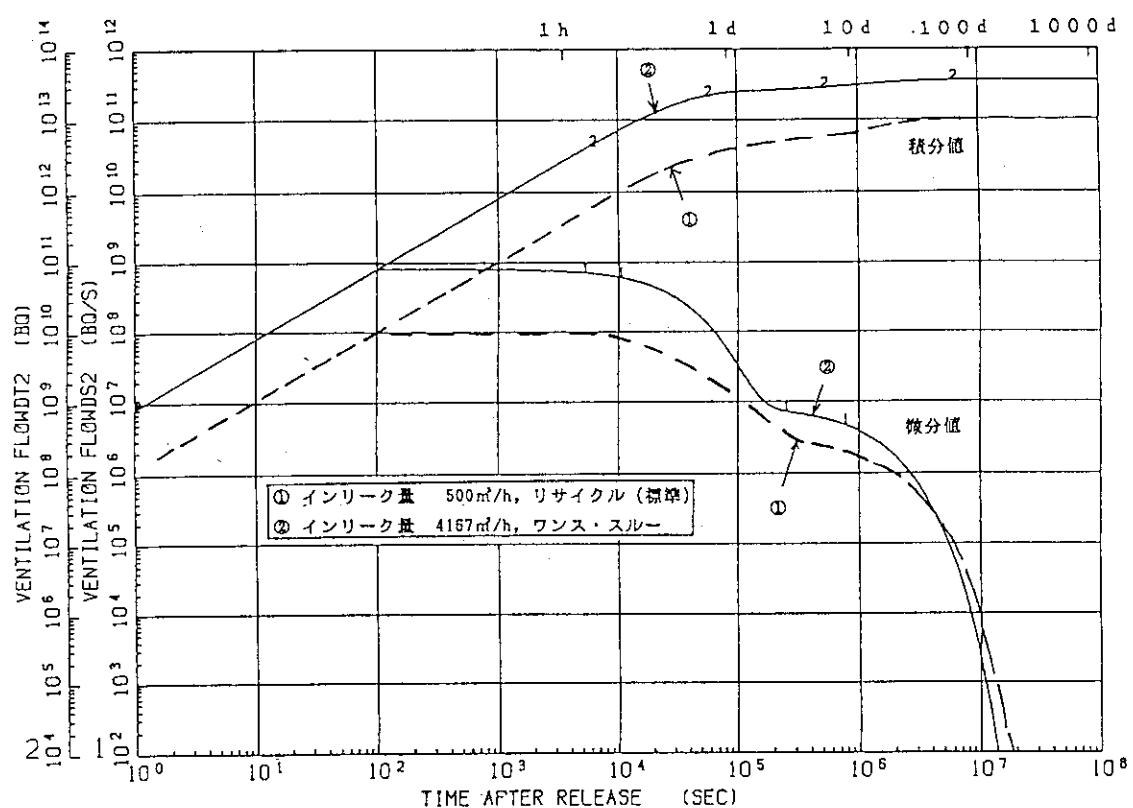


Fig. 5.3.7 Effect on inleak on tritium release into environment

## 5.4 放射性廃棄物量の評価

### 5.4.1 放射化計算の概要と廃棄物量の評価結果

#### (1) 放射化計算の概要

放射性廃棄物の貯蔵場所の大きさを調べるために、放射化生成物の量を求める。以下に、計算条件を示す。

(i) 中性子束はITER(工学フェーズ)の炉心を赤道面で切った一次元体系で、ANISNコードを用いる。一次元体系をFig. 5.4.1に示す。誘導放射能はCINACコードで計算する。

(ii) 炉のシャットダウンから100年後に解体すると、その時の誘導放射能を求める。

(iii) 放射性廃棄物は $10^{-3} \sim 10^3 \mu\text{Ci/cc}$ の低レベル廃棄物と、 $10^3 \mu\text{Ci/cc}$ 以上の高レベル廃棄物の2通りに分けるものとする。

(iv) 各機器の重量は次の文献を参考にした。

- 上下ダイバータは文献(1)を参照。ダイバータは、タイル、ヒートシンク、遮蔽体を含む。
- 真空容器(パーマネント遮蔽体はここに含める)。コイルは文献(2)を参照。

Fig. 5.4.2に誘導放射能の時間変化を示す。第1壁部はC(カーボン)で作られる場合である。炉のシャットダウン 100年後ごろから誘導放射能が減少し始めることがわかる。

Fig. 5.4.3とFig. 5.4.4に外側第1壁(プラズマに近いSUSの部分)と外側第1壁(増殖ブランケットに近いSUSの部分)の崩壊熱の時間変化を示す。計算条件はFig. 5.4.2と同じ。

Fig. 5.4.5とFig. 5.4.6に炉のシャットダウン後10年と 100年の誘導放射能の空間分布を示す。各領域は縦線で区別した。TFCはトロイダル磁場コイル、V.Vは真空容器、F/Wは第1壁を表わす。10年後と100年後とでは、100年後の誘導放射能のレベルが2桁位小さいことがわかる。

ダイバータ部にW(タンゲステン)を使用する場合について、中性子束から再計算したものを次に示す。Fig. 5.4.7は誘導放射能の時間変化、Fig. 5.4.8は崩壊熱の時間変化、Fig. 5.4.9は炉のシャットダウン後100年の誘導放射能の空間分布を示す。計算上は、第1壁のCをWにかえて、W使用のダイバータを模擬した。

Fig. 5.4.9からW(タンゲステン)部の誘導放射能レベルはC(カーボン)の場合より2桁程度小さいことがわかる。

#### (2) 廃棄物量の評価結果

廃棄物量を、C(カーボン)使用の場合について評価した。Fig. 5.4.6に従い、各領域毎に誘導放射能のレベルを高レベルと低レベルに分けて、廃棄物量を評価する。Table 5.4.1は炉寿命中の分解修理時に発生する廃棄物量を、Table 5.4.2は炉シャットダウン 100年後に発生する廃棄物量である。使用した密度はSUSが8g/cc、銅が9g/cc、カーボンが2g/ccである。(1)の(iv)で述べた各機器以外の重量Gは、Fig. 5.4.1に示す赤道面上での各部の面積Sと体積占有率、Fig. 5.4.10に示すITER形状に基づく高さH及び一次元モデルを2次元化するための形状因子Fとで表

す。すなわち、

$$G = S \times H \times F \times (\text{密度}) \quad (5.4-1)$$

である。Fは、Fig. 5.4.10で示すようにトーラス赤道面から上に向うに従って小さくなる中性子壁負荷と、一様と考えた点線で示した中性子壁負荷との比率である。例えば、内側遮蔽体の物量 $G'$ は

$$\begin{aligned} G' &= (2.0 \times 0.7 + 5.8 \times 0.8) \times 4.4 \times 2 \times 0.8 \times 8 \\ &\quad \overbrace{\qquad\qquad\qquad}^{\uparrow} \quad \overbrace{\qquad\qquad\qquad}^{\uparrow} \\ &S \text{ SUS/H}_2\text{O比}, \quad S \text{ SUS/H}_2\text{O比}, \text{高さ 上下対称 } F \text{ (密度)} \\ &= 342.0(\text{t}) \end{aligned} \quad (5.4-2)$$

となる。

次に、炉シャットダウン後 100年に発生する廃棄物量をドラム缶に詰めて保管する場合のドラム缶本数を求める。ドラム缶の体積は200 lであり、SUSを充填すると、1.6tになる。実際には廃棄物から崩壊熱があるために 100%充填することは難しい。充填率を20%，すなわち、0.3tとすると、Table 5.4.2から低レベル廃棄物のドラム缶数は 4,944本、高レベル廃棄物のドラム缶数は66,456本となる。

#### 参考文献

- 1) K. Maki, JA88-JA644(1989)
- 2) Sato et al., JA89-JA466(1989)

Table 5.4.1 Radwaste produced during the maintenance  
(unit : ton)

		Inboard		Outboard	
		high level	low level	high level	low level
F/W	SS	16.2	-	79.1	-
	C	-	6.55	-	31.5
Blanket	SS	-	63.3	-	1651.2
	C	-	-	-	-
Shield	SS	-	342.0	-	1224.1
	C	-	-	-	-

		Upper		Lower	
		high level	low level	high level	low level
Divertor	Cu	13.4	-	13.4	-
	C	-	3.6	-	3.6
	SS	839.0	-	522.0	-

Table 5.4.2 Radwaste produced in the reactor shutdown

(unit : ton)

	high level	low level
Inboard		
F/W	16.2	6.55
blanket		63.3
shield		342.0
Outboard		
F/W	79.1	31.5
blanket		1651.2
shield		1224.1
Upper divertor	852.4	3.6
Lower divertor	535.4	3.6
Vacuum vessel		6792.9
Toroidal field coil		7593.0
Poloidal field coil		2225.1
Total	1483.1	19936.9

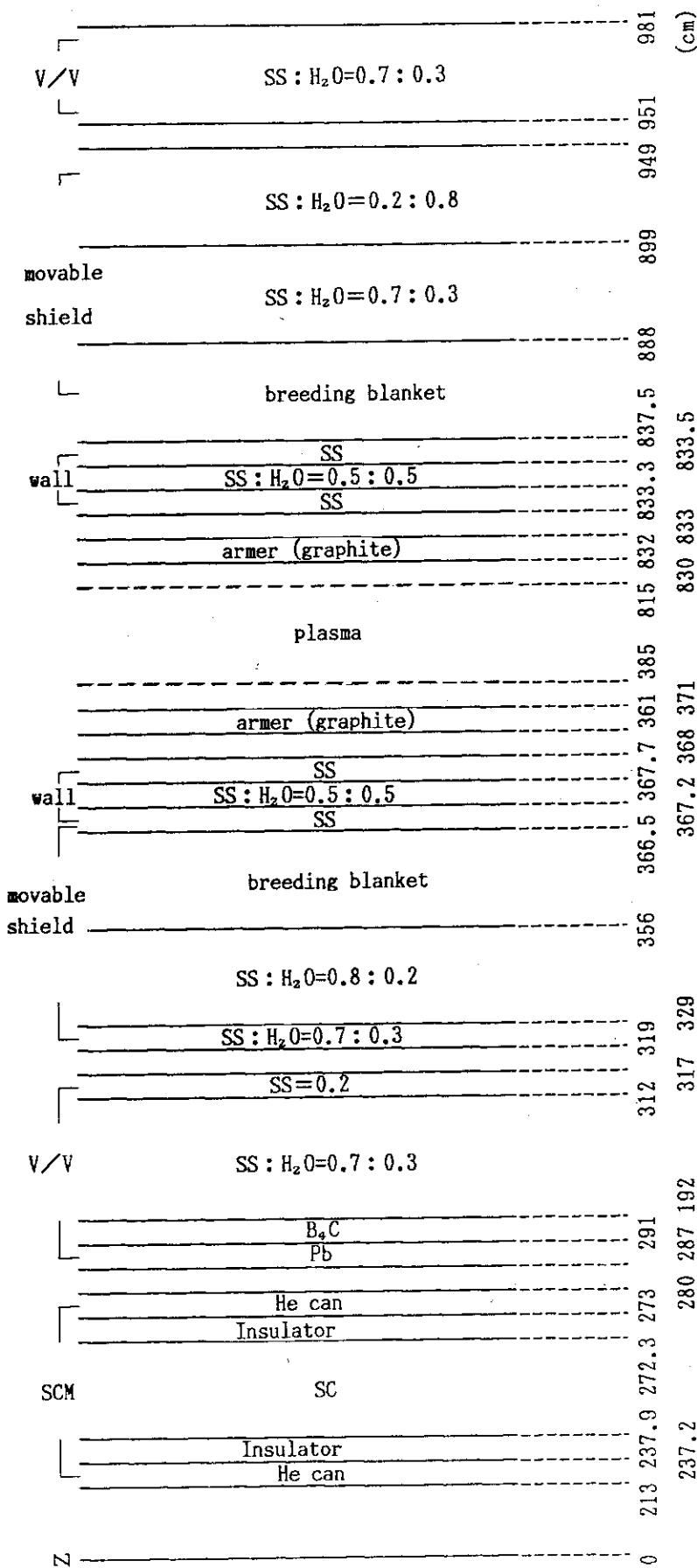


Fig. 5.4.1 1-dimensional torus model for ANISN code

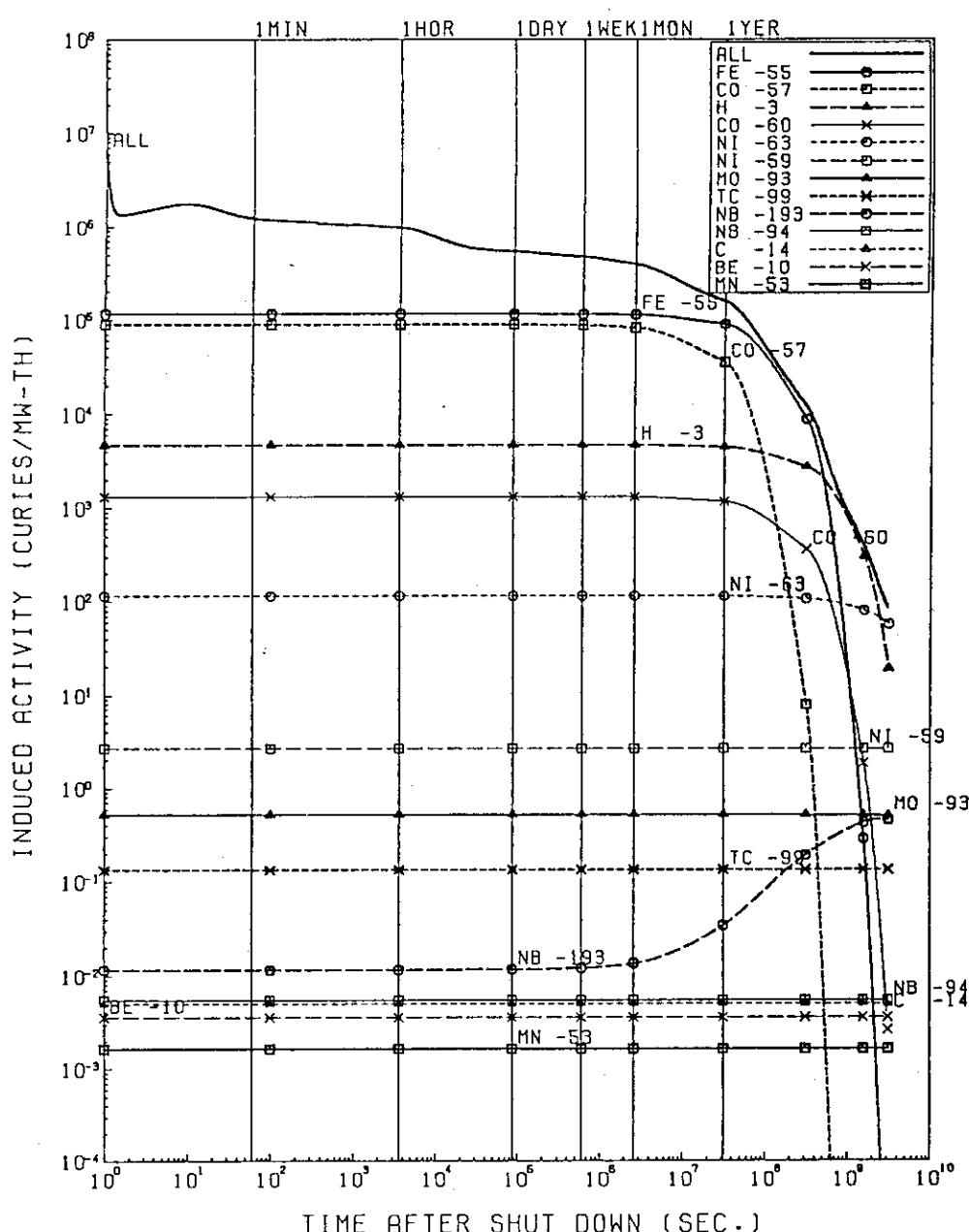


Fig. 5.4.2 Time evolution of the induced activity  
in the case of 1st wall armor made with carbon

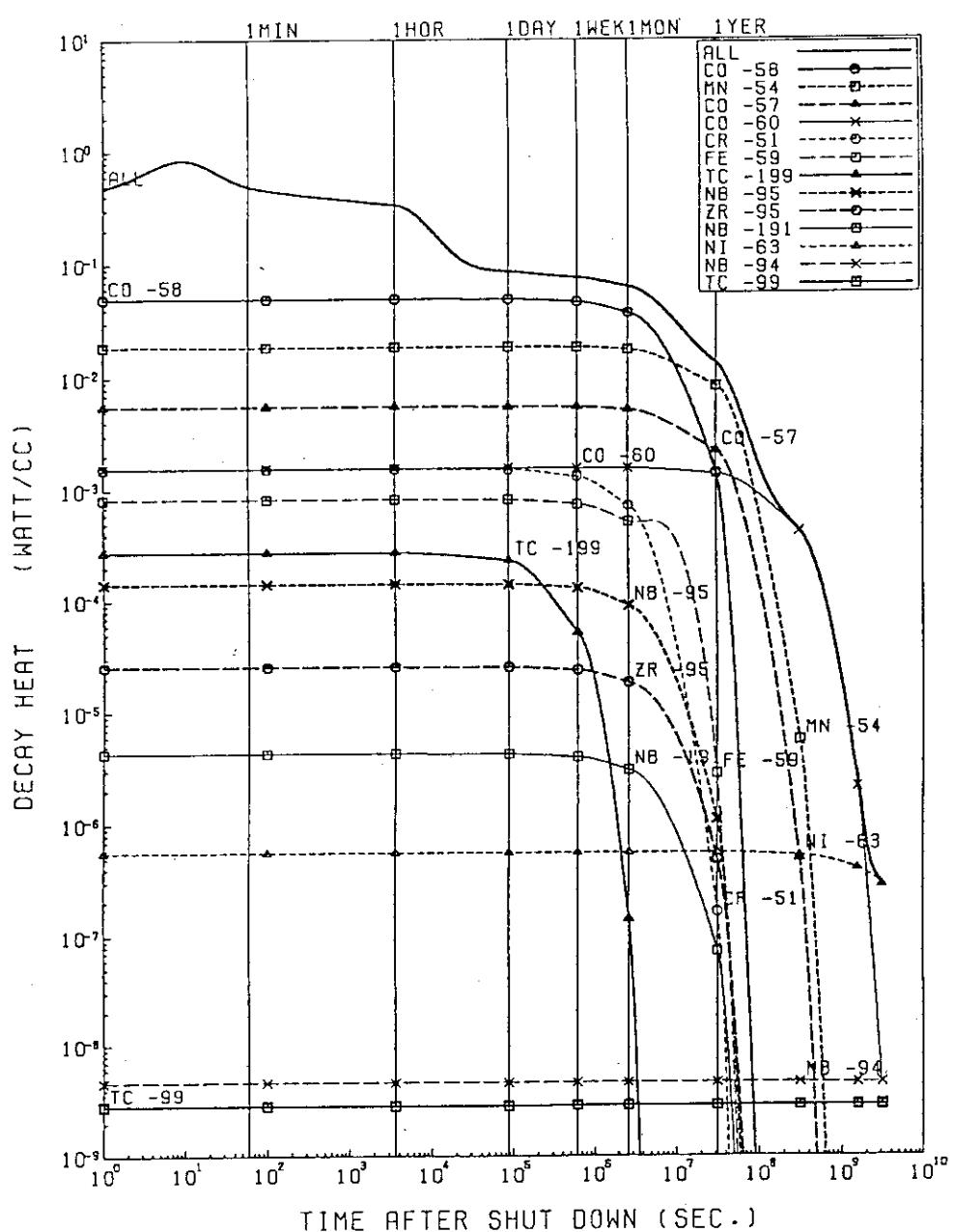


Fig. 5.4.3 Time evolution of the decay heat for outer first wall (SUS near plasma), in the case of 1st wall armor made with carbon

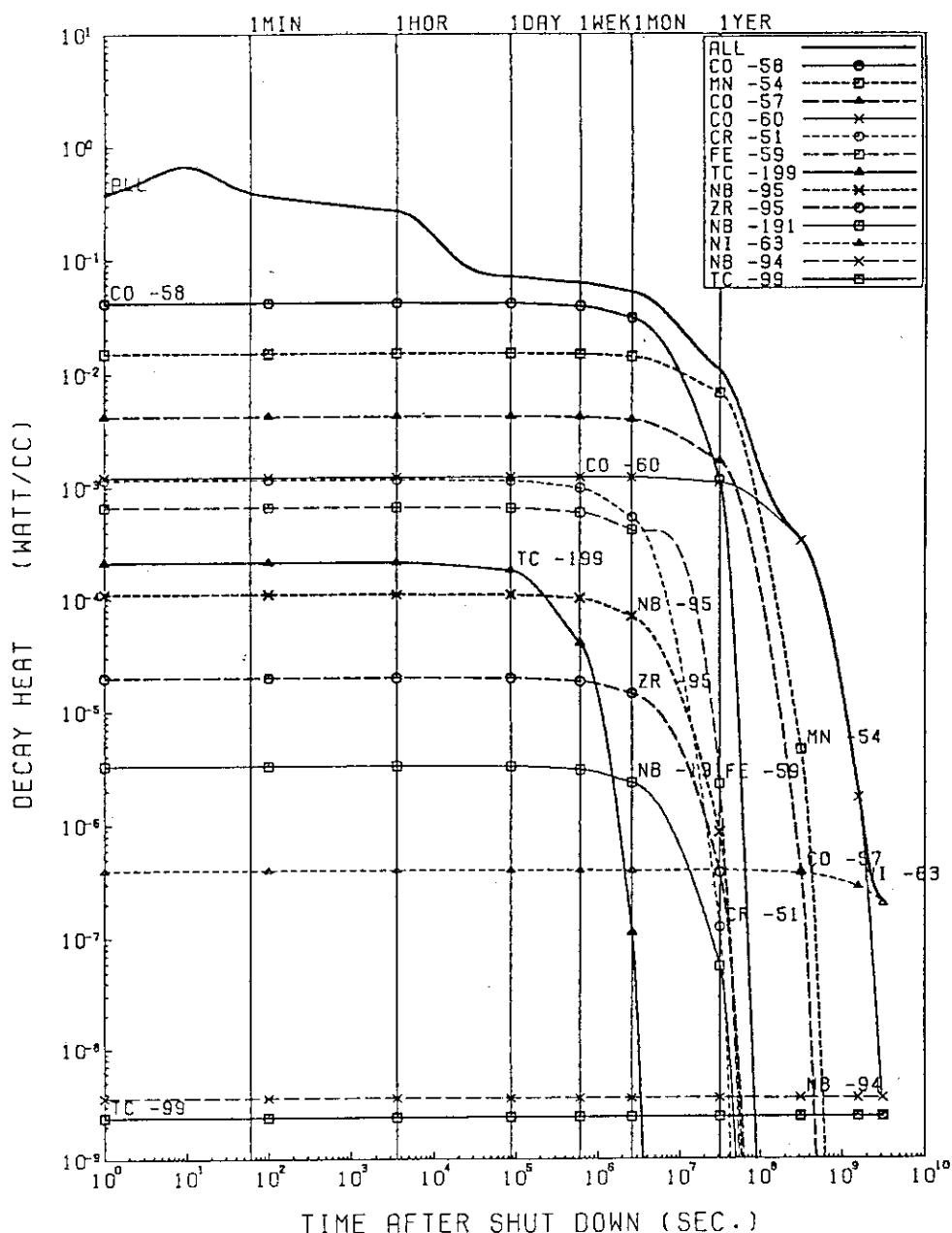
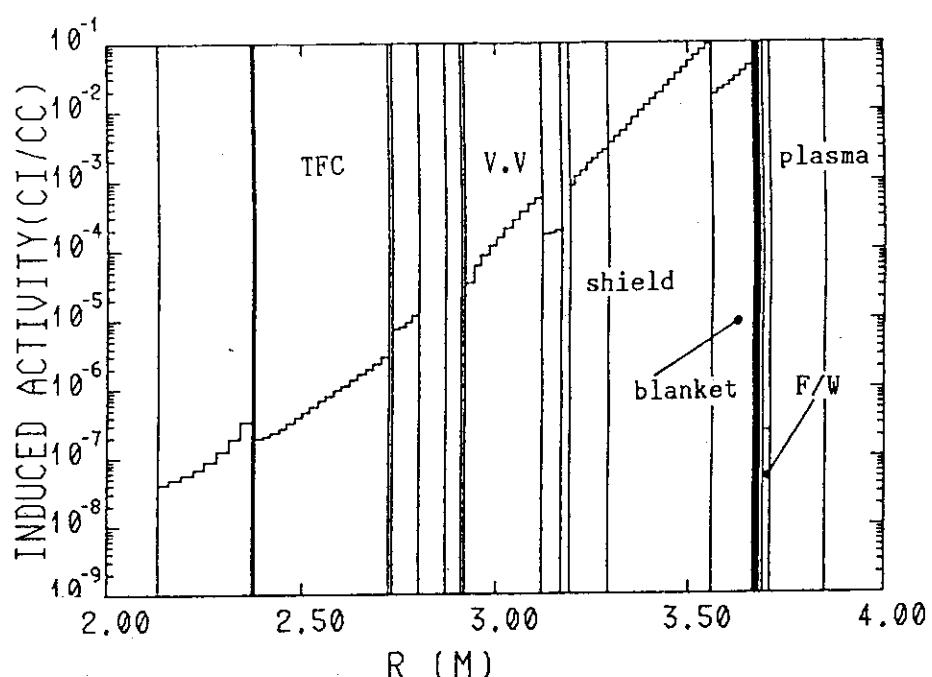
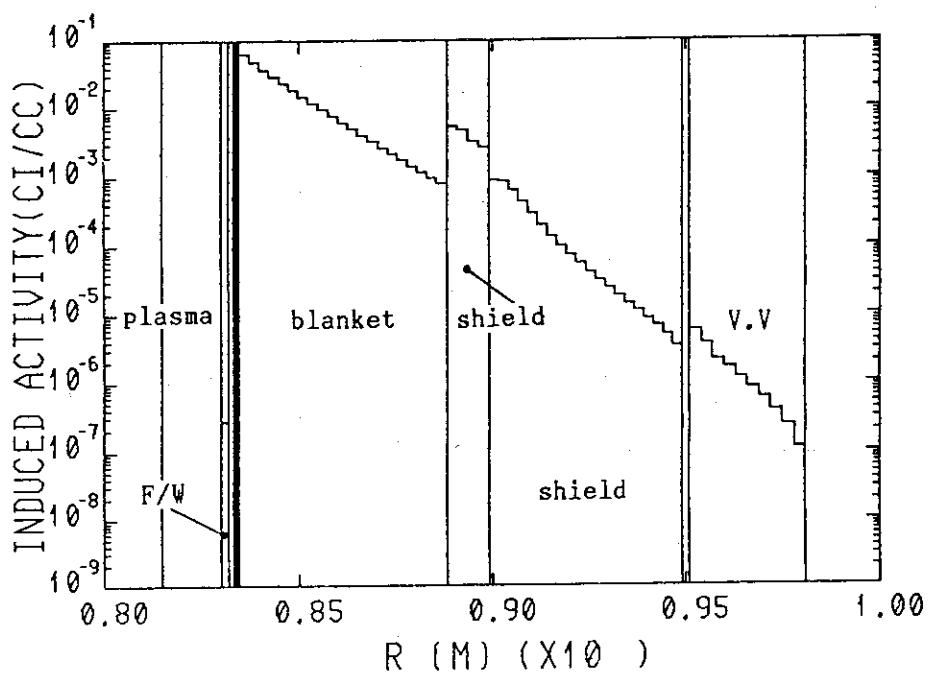


Fig. 5.4.4 Time evolution of the decay heat for outer first wall (SUS near breeding blanket), in the case of 1st wall armor made with carbon

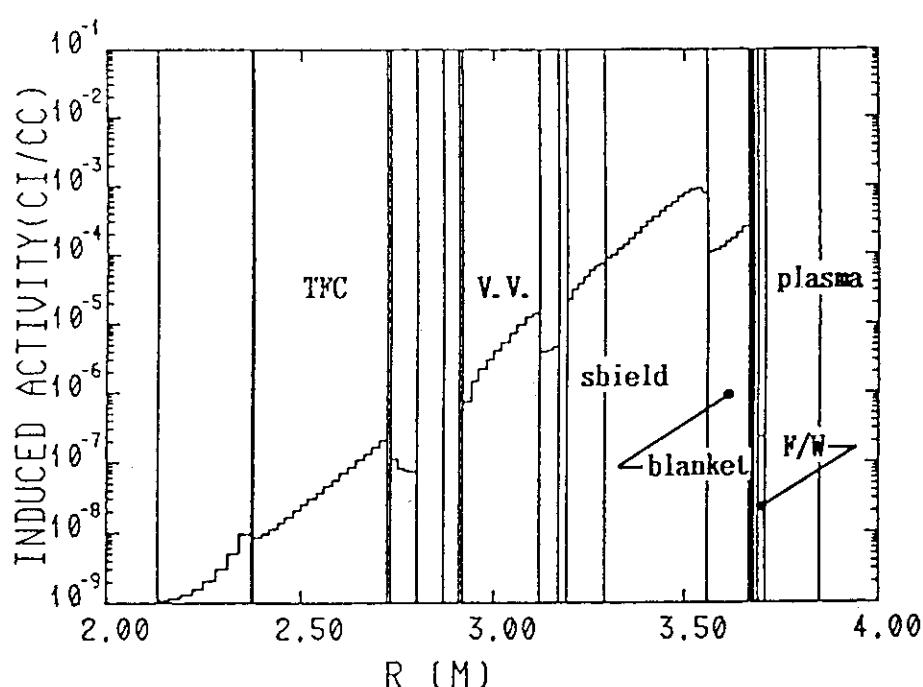


(a) Inboard side

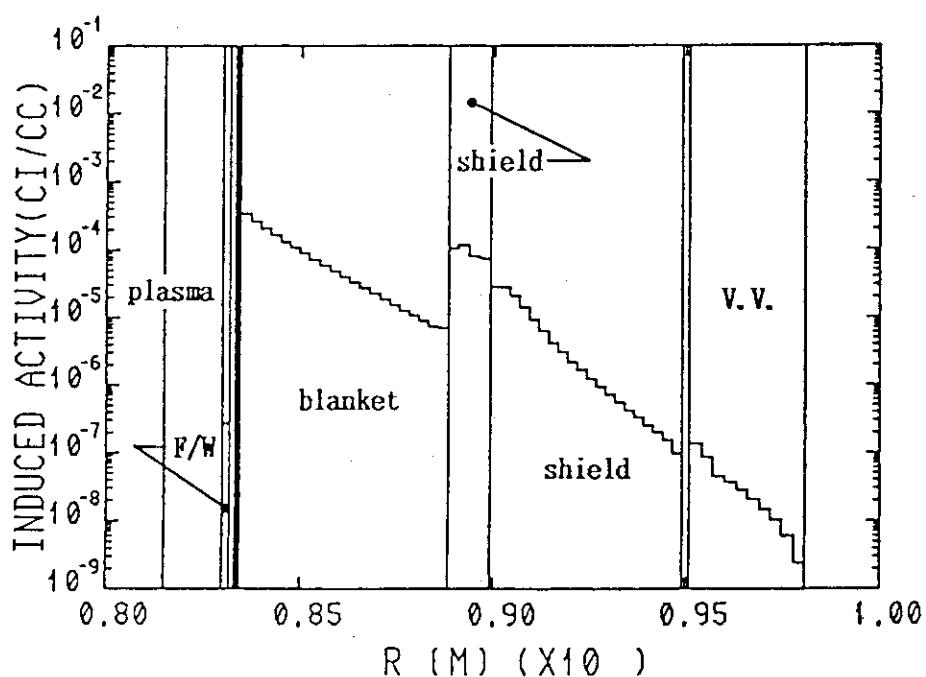


(b) Outboard side

Fig. 5.4.5 Distribution for the induced activity after 10 years in the case of 1st wall armor made with carbon



(a) Inboard side



(b) Outboard side

Fig. 5.4.6 Distribution for the induced activity after 100 years in the case of 1st wall armor made with carbon

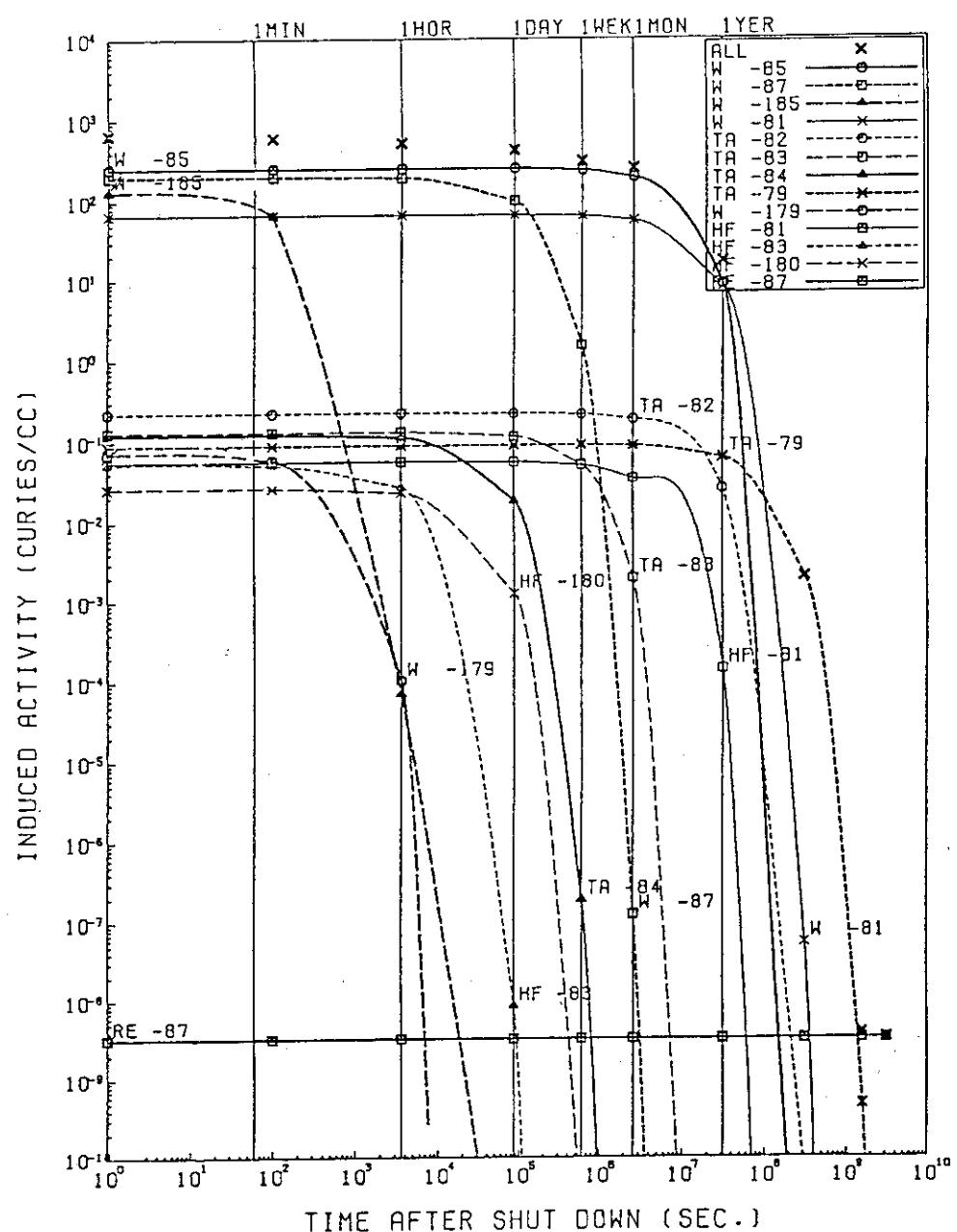


Fig. 5.4.7 Time evolution of the induced activity for divertor made with tungsten

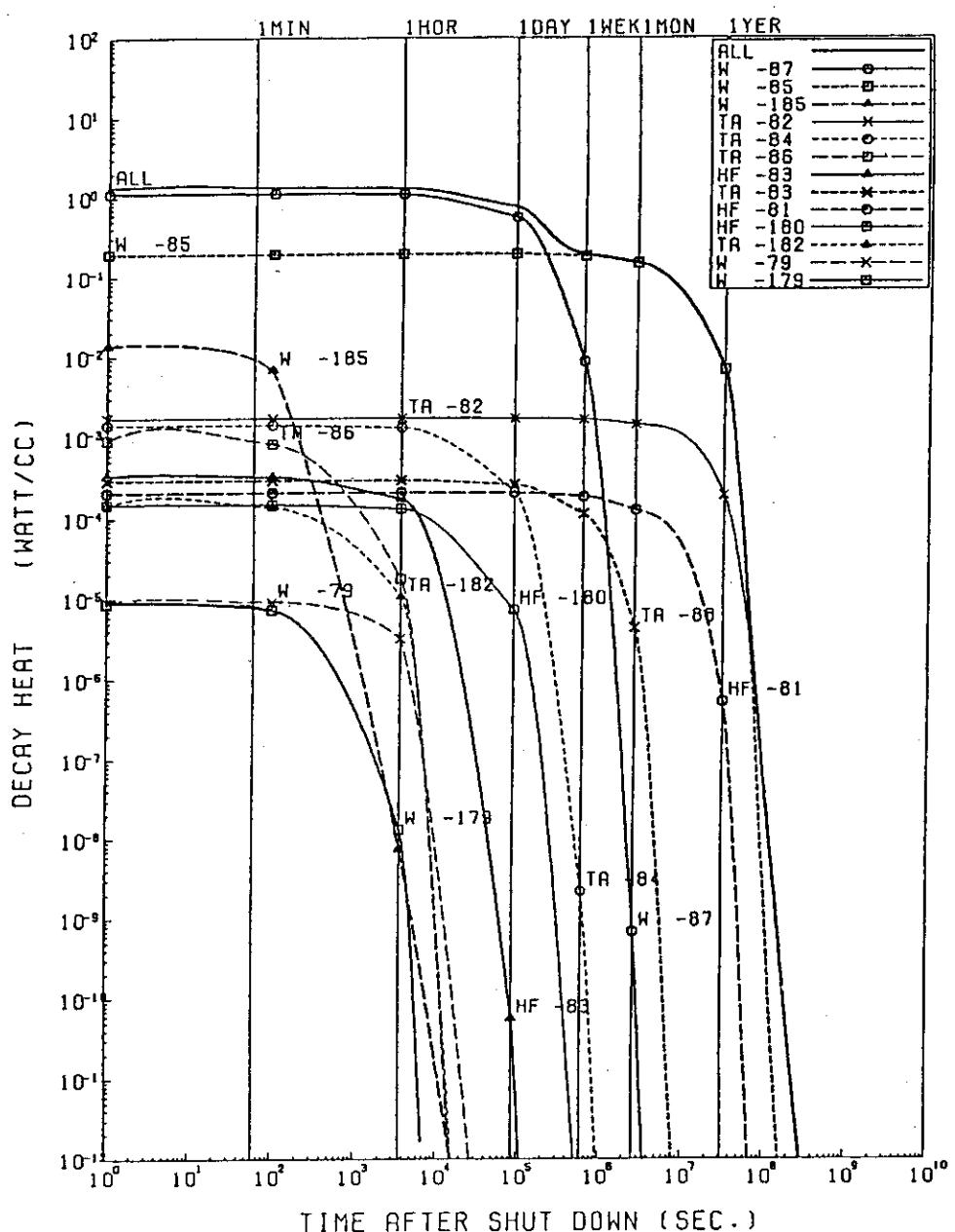
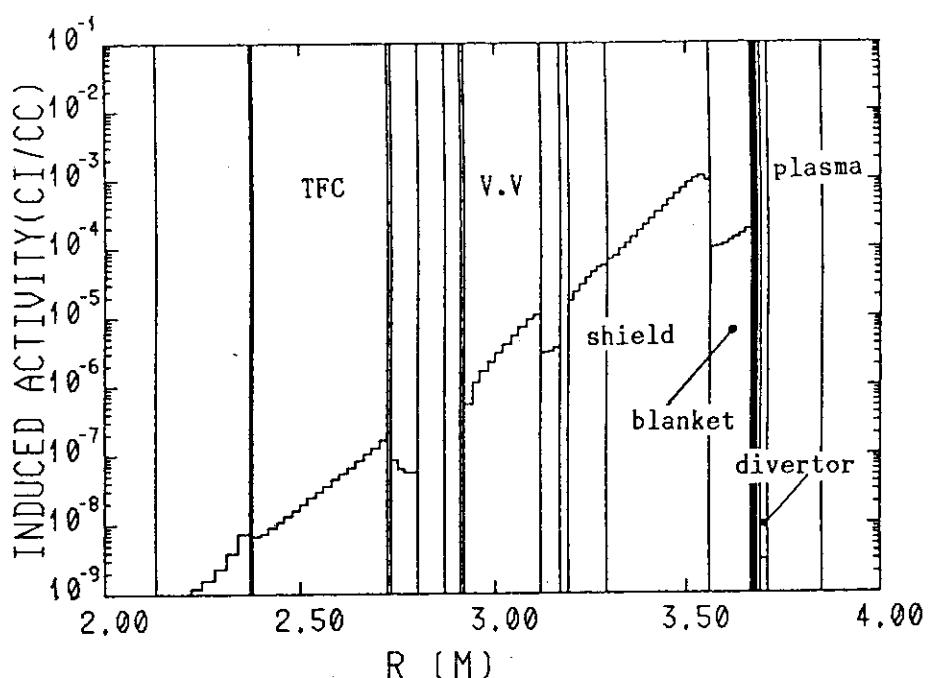
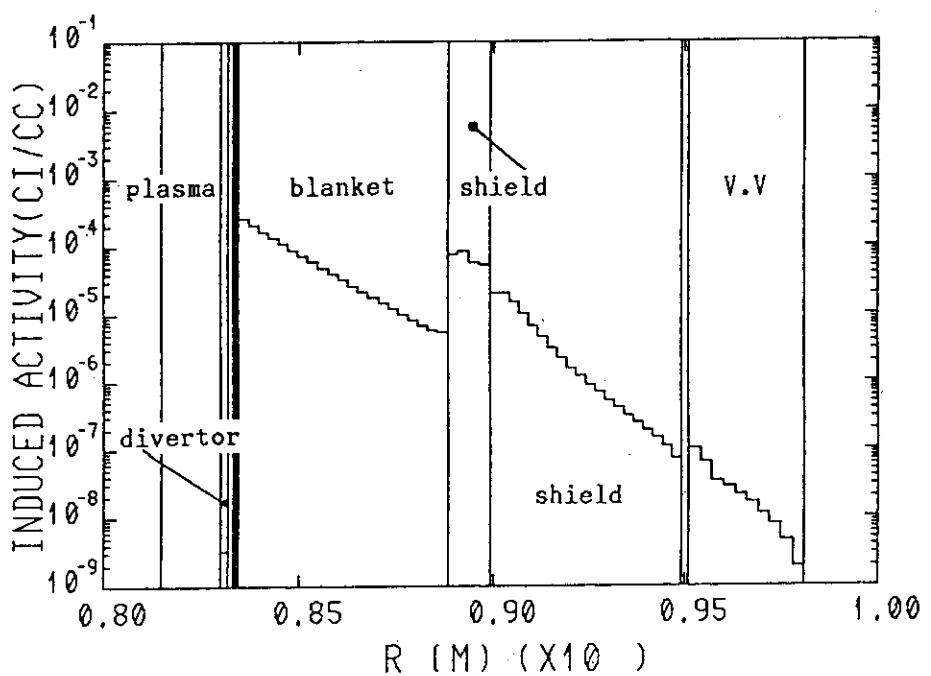


Fig. 5.4.8 Time evolution of the decay heat for divertor made with tungsten



(a) Inboard side



(b) Outboard side

Fig. 5.4.9 Distribution for the induced activity after 100 years in the case of the divertor made with tungsten

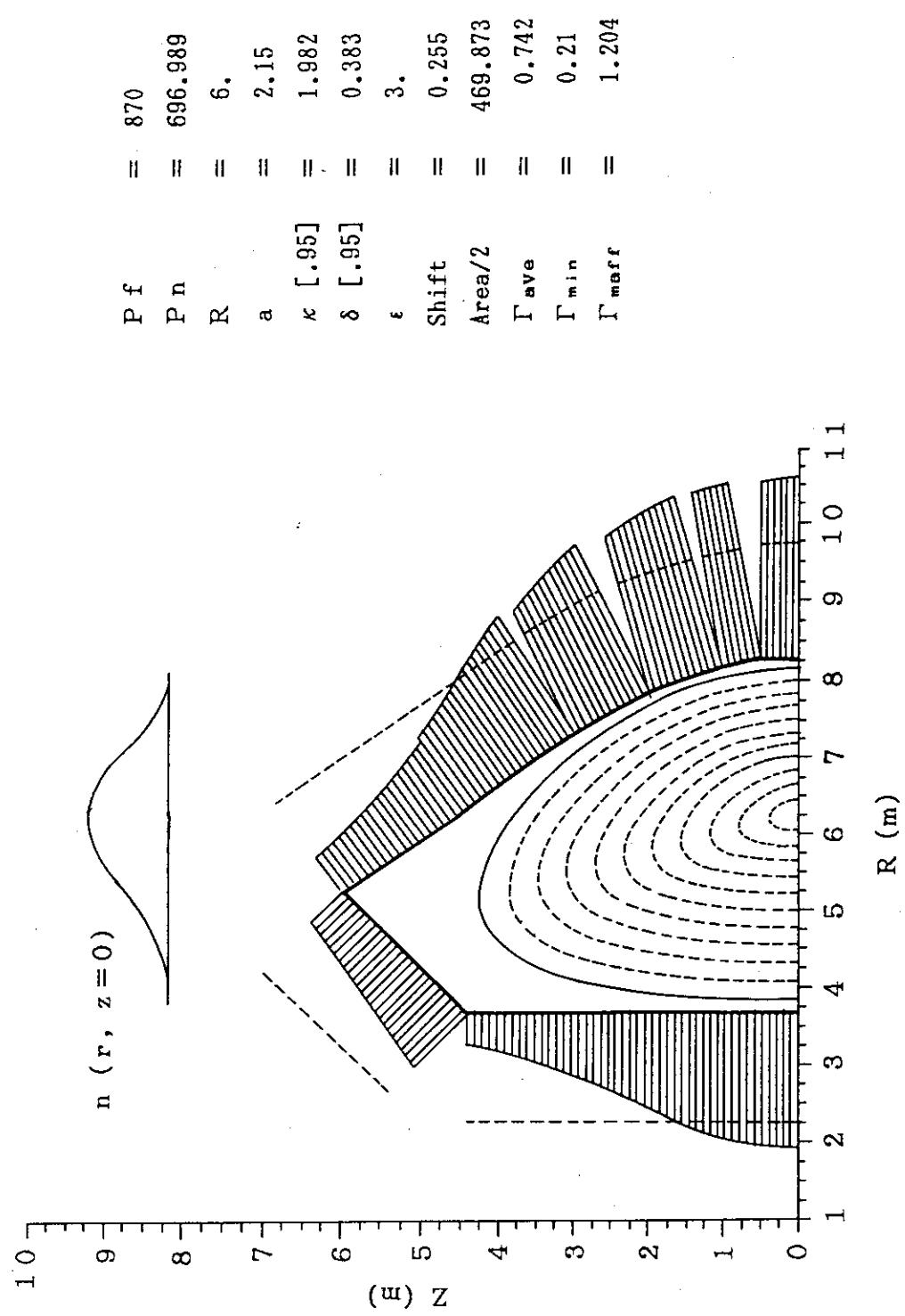


Fig. 5.4.10 ITER neutron wall load distribution for the technology phase

### 5.4.2 低放射化材料の検討

#### (1) 概要と計算方法

FERにおいて6通りの候補材料を用いた場合の長期の放射化の効果を評価した。1年間FERを連續運転してから100年後、及び1000年後の放射化レベルを計算し比較した。

候補とした6種類の構造材料の組成をTable 5.4.3に示す。鋼AとBは現在日本原子力研究所で(株) NKKと共同で開発している低放射化フェライト鋼である。鋼Cは標準的なフェライト鋼HT-9であり、鋼Dは高Mn鋼である。そして鋼EとFは、それぞれオーステナイト鋼SUS304とSUS316にスウェーリング特性改善のためにTiを添加したものである。Table 5.4.3には、不純物も含めた組成が重量%として示してある。測定されていない不純物については、トレース量として0.01%が含まれているものとした。

計算の対象としたFERの1次元モデルをTable 5.4.4に示す。このモデルでは、内側遮蔽体と超電導磁石が、円柱状のプラズマを取り巻いている。この表に見られるように、内側遮蔽体はステンレス鋼と水からなっており、遮蔽体の外側にはガンマ線を遮蔽するための鉛層が設置されている。本計算では遮蔽体、ヘリウム容器と超電導磁石に使用されているステンレス鋼を、順次Table 5.4.3に示された候補材料で置き換えてその各ケースについて誘導放射能を計算した。つまり、領域3, 4, 6 及び 8 のステンレス鋼及びTFコイル銅の誘導放射能を計算した。その他の材料の誘導放射能の全体に対する寄与は小さいので計算に含めなかった。

1 MW/m<sup>2</sup> の中性子壁負荷で1年間連続運転した後の誘導放射能を、炉停止後1000年後まで計算した。計算された低放射化フェライト鋼Aと鋼Bの誘導放射能は、その組成がほとんど同じことから、類似であることが示された。同様に、鋼EのSUS304と鋼FのSUS316も類似の誘導放射能となった。そこで、以下の結果の紹介では鋼Aと鋼Bを鋼Bで代表させ、鋼Eと鋼Fを鋼Fで代表させることとする。

#### (2) 長期誘導放射能に寄与する放射性核種

4種の候補材料の長期の誘導放射能に寄与する放射性核種をTable 5.4.5に示す。高Mn鋼Dの長期の放射化に寄与する核種は、主として<sup>14</sup>N(n, p)<sup>14</sup>C反応からできる<sup>14</sup>Cである。この核種は半減期が5740年があるので、1000年後でも支配的である。<sup>60</sup>Coと<sup>94</sup>Nbの生成は100年後のガンマ線の線量率に寄与する。

鋼D以外の候補材料においては、100年後の誘導放射能は主に<sup>62</sup>Ni(n, γ)<sup>63</sup>Ni反応で生成する<sup>63</sup>Niが支配的である。1000年後には<sup>63</sup>Niが支配的である。1000年後には<sup>63</sup>Niはかなり減衰して<sup>59</sup>Niや<sup>93m</sup>Nb及びその娘核種である<sup>93m</sup>Nbが鋼CとFでは支配的になる。この2種の鋼においては、1000年後には<sup>99</sup>Tcもまたかなりの寄与がある。鋼Bにおいては、不純物であるとCoとNbからできる<sup>60</sup>Coと<sup>94</sup>Nbが100年後のガンマ線線量率に寄与していくおり、1000年後の線量率を2倍以上にしている。

Table 5.4.5において、<sup>14</sup>Cと<sup>59</sup>Mn以外の長期の放射性核種はいずれも主にNi, Co, Nb及びMoから生成したものである。そこで、長期の誘導放射能を減らすためには、Ni, Co, Nb, Mo及びNをもとの組成から除くことが有効であることが判る。

誘導放射能の総量が、表の下部に不純物としてのCoとNbのない場合とある場合について示してある。誘導放射能の総量は、鋼Bが最も小さく、その次が高Mn鋼Dである。CoとNbの不純物を考慮すると、鋼Bの低放射化材料としての優位性は小さくなることが示された。

### (3) 誘導放射能とガンマ線線量率分布

Fig. 5.4.11からFig. 5.4.14にFERの第1壁を各々鋼B, C, D, Fで構成した場合の長期の放射性核種の単位体積当りの誘導放射能( $\text{Ci}/\text{cm}^3$ )の時間変化を示す。これらの図には半減期が1週間より短い放射性核種の誘導放射能は示していない。各核種の誘導放射能の総和は太い実線で示している。

低放射化鋼Bの場合には、総放射能は炉停止1年後以降には急激に減衰し、100年後には $10^{-5}\text{Ci}/\text{cm}^3$ 以下になる。

鋼CのHT-9の場合には、炉停止100年後には $10^{-4}\text{Ci}/\text{cm}^3$ 程度になる。

注目すべきは高Mn鋼Dであり、炉停止100年後には低放射化鋼Bと鋼程度の $10^{-5}\text{Ci}/\text{cm}^3$ になる。

鋼FのSUS316は、100年後でも、 $^{63}\text{Ni}$ の生成により、 $10^{-3}\text{Ci}/\text{cm}^3$ 程度になる。

Fig. 5.4.15に不純物としてのCoとNbを含めない場合の4種の鋼の各々の場合の炉停止100後のガンマ線線量率分布を示す。低放射化フェライト鋼Bを用いた場合には最も高い第1壁のところでも、線量率はほぼ $2.5\text{mrem/hr}$ であり、作業員の近接を許容できるレベルと考えられた。また高Mn鋼Dの場合にはさらに低くなっている。これに対してSUS316の鋼Fの場合には最高値は $200\text{mrem/hr}$ にもなり、この場合には遠隔操作が必要となろう。HT-9の鋼Cの場合には僅かに $100\text{mrem/hr}$ より低くなっている。これらのガンマ線線量率の結果は、Table 5.4.5のガンマ線放出核種である $^{93m}\text{Nb}$ ,  $^{94}\text{Nb}$ と $^{99}\text{Tc}$ の100年後の生成量にはほぼ比例している。Table 5.4.5の不純物としてのCoとNbが加わった場合の結果から判断すると、CoとNbが加わった場合には、鋼Bと鋼Dのガンマ線線量率は、ほぼ1桁大きくなると推定され作業員の近接は制限され、鋼Bと鋼Dの低放射化材料としての優位性は小さくなろう。

Table 5.4.3 Detailed composition of the candidate steels (wt.%)

Composition (Wt.%)	Steel Type					
	A	B	C	D	E	F
B	0.0035	0.0034	-	-	0.0008	0.0038
C	0.100	0.093	0.188	0.249	0.021	0.060
N	0.0018	0.0019	0.0022	0.0234	0.0013	0.0019
Al	0.01	0.01	0.02	0.01	0.01	0.01
Si	0.17	0.09	0.22	0.20	0.51	0.53
P	0.003	0.005	0.018	tr.	0.016	0.028
S	0.002	0.001	0.001	0.004	0.001	0.001
Ti	0.005	0.005	0.005	0.15	0.27	0.23
V	0.19	0.18	0.29	-	-	-
Cr	7.52	7.65	12.01	13.57	18.08	14.93
Mn	0.49	0.49	0.48	25.71	1.48	1.78
Fe	89.25	89.43	84.66	60.06	61.97	63.91
Ni	0.05	0.01	0.59	tr.	17.63	16.14
Co	0.005	0.005	0.005	0.003	0.010	0.010
Nb	0.00007	0.00007	0.00007	0.00005	0.00005	0.00005
Mo	tr.	tr.	1.01	-	tr.	2.38
Ta	-	0.038	-	-	-	-
W	2.19	1.98	0.51	-	-	-

In the table, tr. represents trace amount for which 0.01Wt.% is assigned.

The values have been supplied by Dr. A. Hishinuma of JAERI. The Co and Nb content values for steels other than F82H steel are estimated values based on the measured values for F82H steel.

Table 5.4.4 One-dimensional geometrical model of activation calculation for the inboard shield and superconducting magnets of FER

<u>Region name</u>	<u>Composition*</u> <u>(Fraction)</u>	<u>Outer Radius(cm) (Thickness)</u>	<u>Materials for which activity were calculated</u>
1. Plasma	D-T gas	124.9	
2. Scrape-off layer	D-T gas	144.9(20)	
3. Inboard shield(I)	SS(0.95)+Water(0.05)	174.9(30)	SS(0.95)
4. Inboard shield(II)	SS(0.70)+Water(0.30)	212.9(38)	SS(0.70)
5. Lead	Pb(1.0)	227.8(14.9)	
6. Helium can	SS(1.0)	236.4(8.6)	SS(1.0)
7. Void		237.7(1.3)	
8. TF coil	SS(0.34)+Cu(0.33) +Liquid He(0.23) +Epoxy(0.10)	276.7(39)	SS(0.34) +Cu(0.33)
9. Void		278 (1.3)	
10. Helium can	SS(1.0)	295.5(17.5)	
11.OH coil & Bucking	SS(0.5)	320.0(24.5)	

\* SS stands for a candidate steel.

Table 5.4.5 Nuclides contributing to long-term activation of 4 steels

Nuclide	Half-life in years	Major radiation generated with the decay	Induced activity per unit fusion power(Ci/MWt) at 100 years (and 1000 years) after operation				Major activation reaction to produce the nuclide
			Reduced activity Steel:B	HT-9	High Mn steel	SS 316 F	
			C	D			
<sup>14</sup> C	5740	$\beta^-$	0.037 (0.033)	0.043 (0.038)	0.459 (0.411)	0.038 (0.034)	<sup>14</sup> N(n,p) <sup>14</sup> C <sup>13</sup> C(n, $\gamma$ ) <sup>14</sup> C
<sup>53</sup> Mn	$3.7 \times 10^6$	X	0.006 (0.006)	0.005 (0.005)	0.004 (0.004)	0.004 (0.004)	<sup>54</sup> Fe(n,np)
<sup>59</sup> Ni	$7.5 \times 10^4$	X		0.335 (0.328)		9.45 (9.25)	<sup>60</sup> Ni(n,2n)
<sup>60</sup> Co	5.27	$\beta^-$ , $\gamma$	0.030	0.030	0.018	0.007 0.068	<sup>60</sup> Ni(n,p) <sup>59</sup> Co(n, $\gamma$ )
<sup>63</sup> Ni	100	$\beta^-$	0.124	7.15 (0.014)	0.128	202 (0.396)	<sup>62</sup> Ni(n, $\gamma$ )
<sup>93m</sup> Nb	13.6	$\gamma$	0.005 (0.004)	0.463 (0.390)		1.14 (0.962)	$\beta^-$ decay of <sup>93</sup> Mo
<sup>93</sup> Mo	3500	X	0.005 (0.004)	0.515 (0.431)		1.27 (1.06)	<sup>92</sup> Mo(n, $\gamma$ )
<sup>94</sup> Nb	20300	$\beta^-$ , $\gamma$		0.005 (0.005)		0.012 (0.012)	<sup>94</sup> Mo(n,p) <sup>93</sup> Nb(n, $\gamma$ )
<sup>99</sup> Tc	$2.1 \times 10^6$	$\beta^-$ , $\gamma$	0.002 (0.002)	0.206 (0.205)		0.508 (0.506)	<sup>100</sup> Mo(n,2n) <sup>99</sup> Mo: $\beta$ -decay
TOTAL without Co & Nb			0.178 (0.049)	8.72 (1.42)	0.591 (0.416)	214 (12.2)	
TOTAL with Co & Nb impurities			0.268 (0.108)	8.82 (1.48)	0.616 (0.458)	214 (12.3)	

Values lower than 0.001 Ci/MWt is omitted from the table. Values in parenthesis are the induced activity 1000 years after the operation. Values shown with bold letters are the ones affected by the consideration of Co and Nb impurities.

## \*\*\*\*\* STEEL-B ( F82H) WITH CO &amp; NB \*\*\*\*\*

MAT.ZONE3

CAL.ZONE1

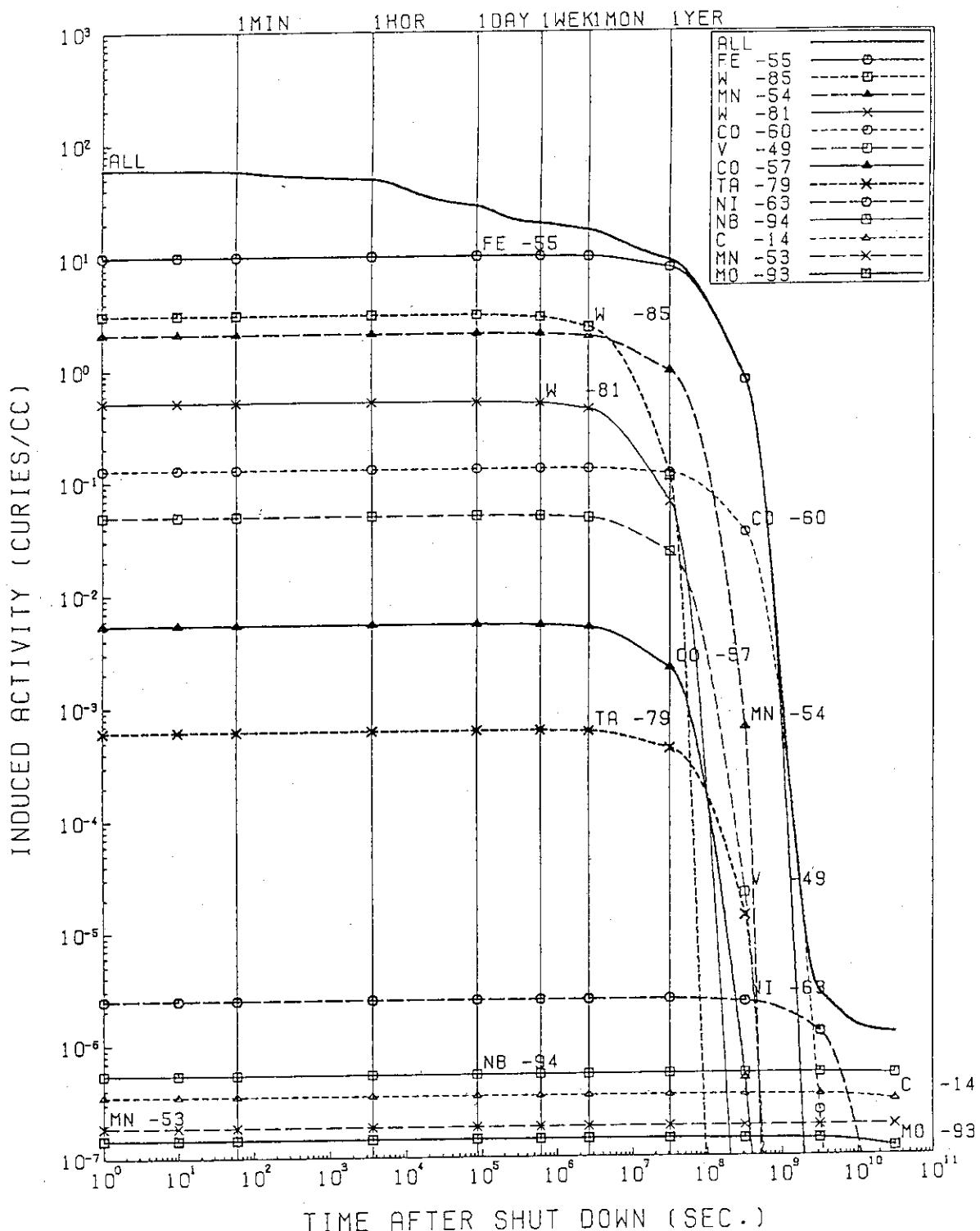


Fig. 5.4.11 Change of specific induced activity in the first wall of type-B reduced activation steel F82H with Co and Nb impurities after continuous operation of 1 year at 1 MW/m<sup>2</sup>

## \*\*\*\*\* STEEL-C (HT-9) WITH CO &amp; NB \*\*\*\*\*

MAT.ZONE3

CAL.ZONE1

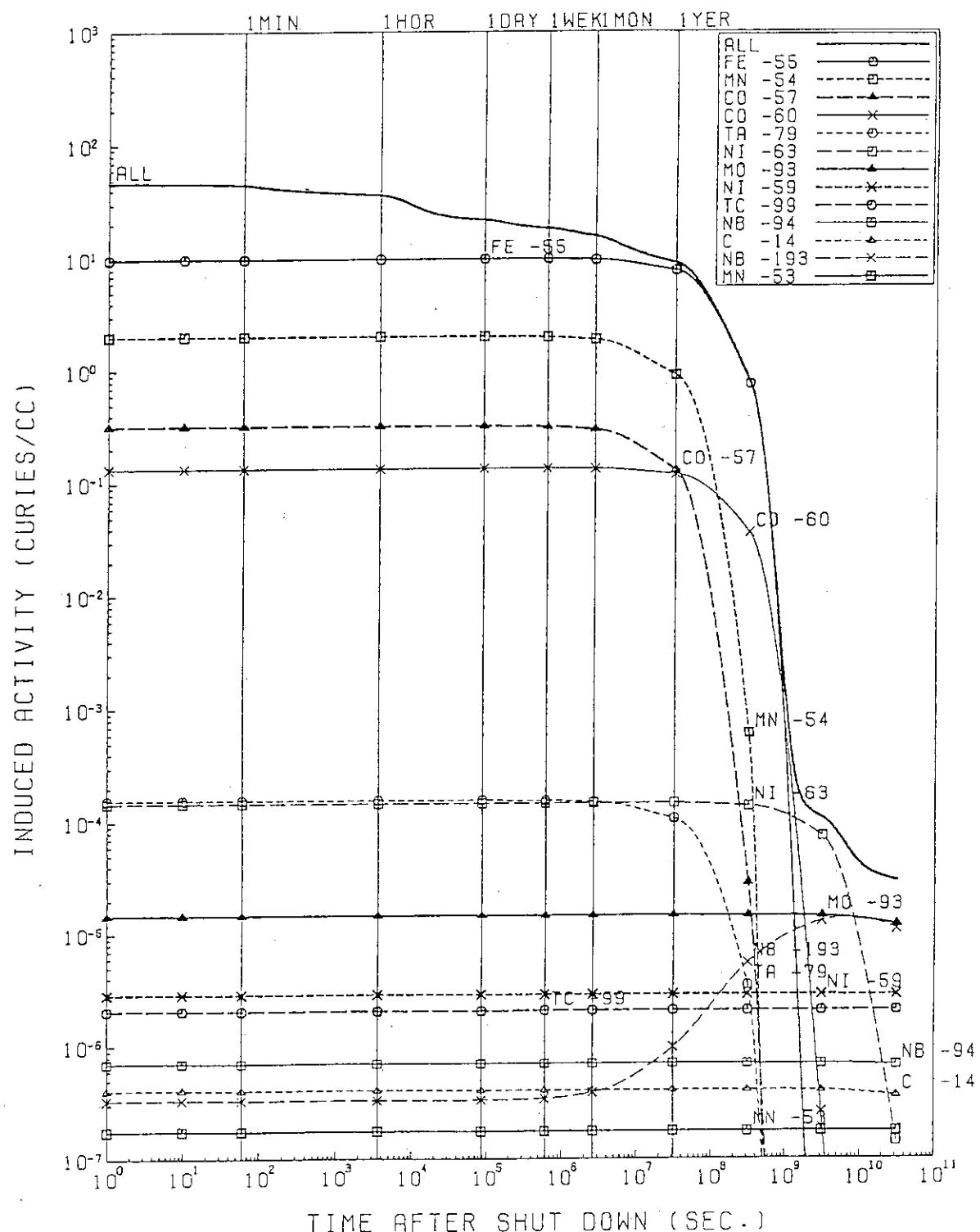


Fig. 5.4.12 Change of specific induced activity in the first wall of type-C ferritic steel HT-9 with Co and Nb impurities after continuous operation of 1 year at  $1 \text{ MW/m}^2$

## \*\*\*\*\* STEEL-D (HIGH MN STEEL) WITH CO AND NB \*\*\*\*\*

MAT.ZONE3

CAL.ZONE1

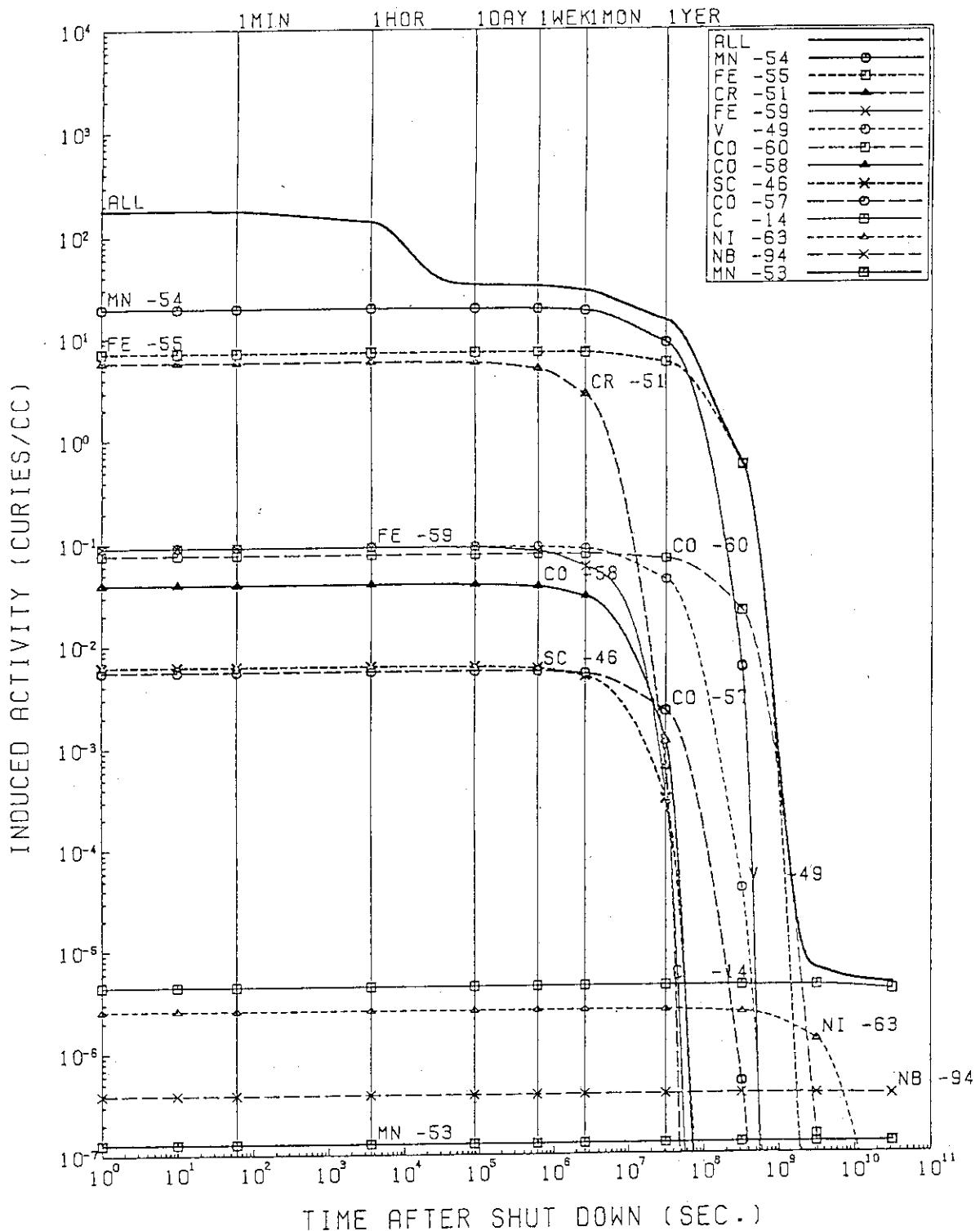


Fig. 5.4.13 Change of specific induced activity in the first wall of type-D high Mn steel with Co and Nb impurities after continuous operation of 1 year at  $1 \text{ MW/m}^2$

## \*\*\*\*\* STEEL-F(SS316) WITH CO &amp; NB\*\*\*\*\*

MAT.ZONE3

CAL.ZONE1

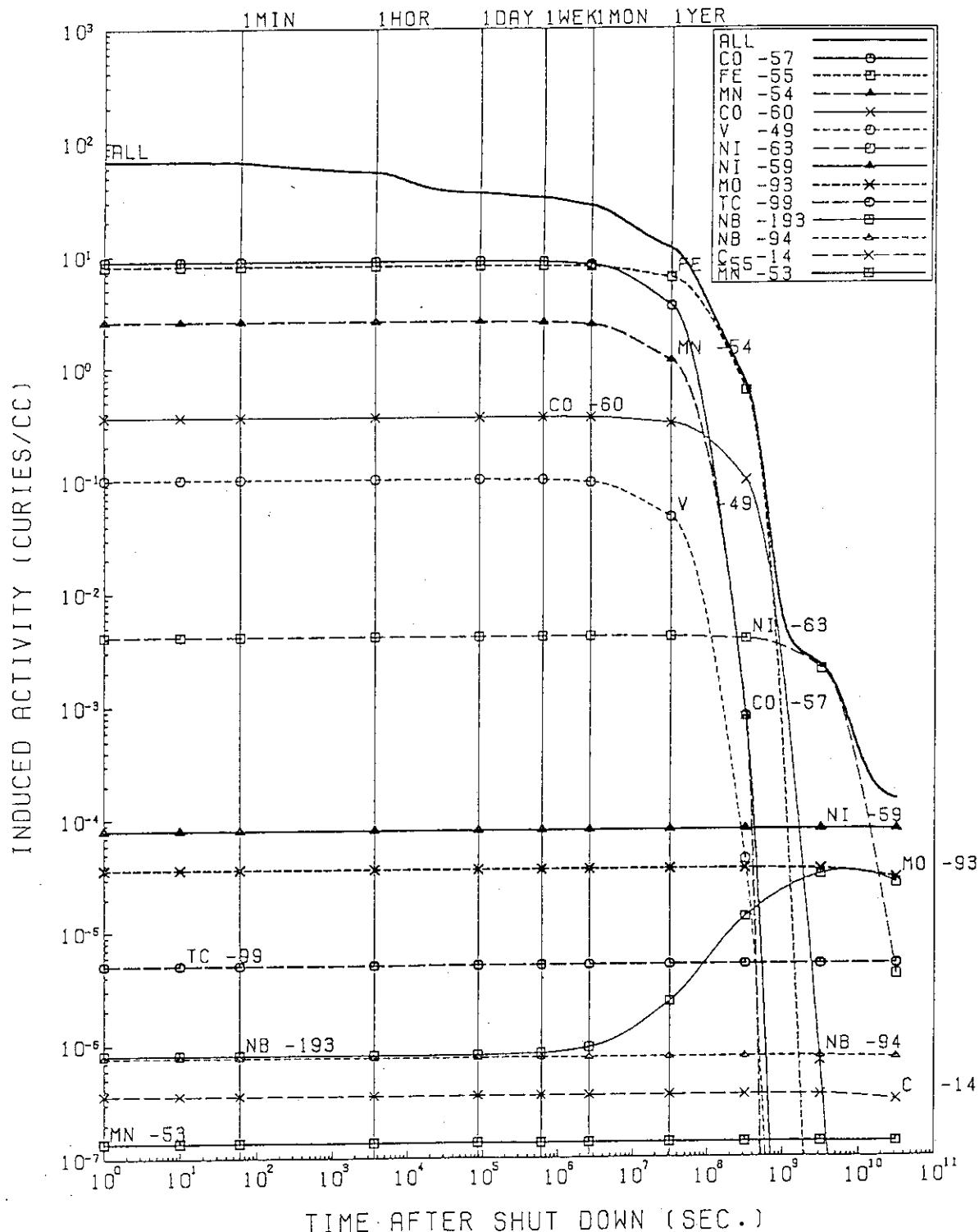


Fig. 5.4.14 Change of specific induced activity in the first wall of type-F steel SS 316 with Co and Nb impurities after continuous operation of 1 year at  $1 \text{ MW/m}^2$

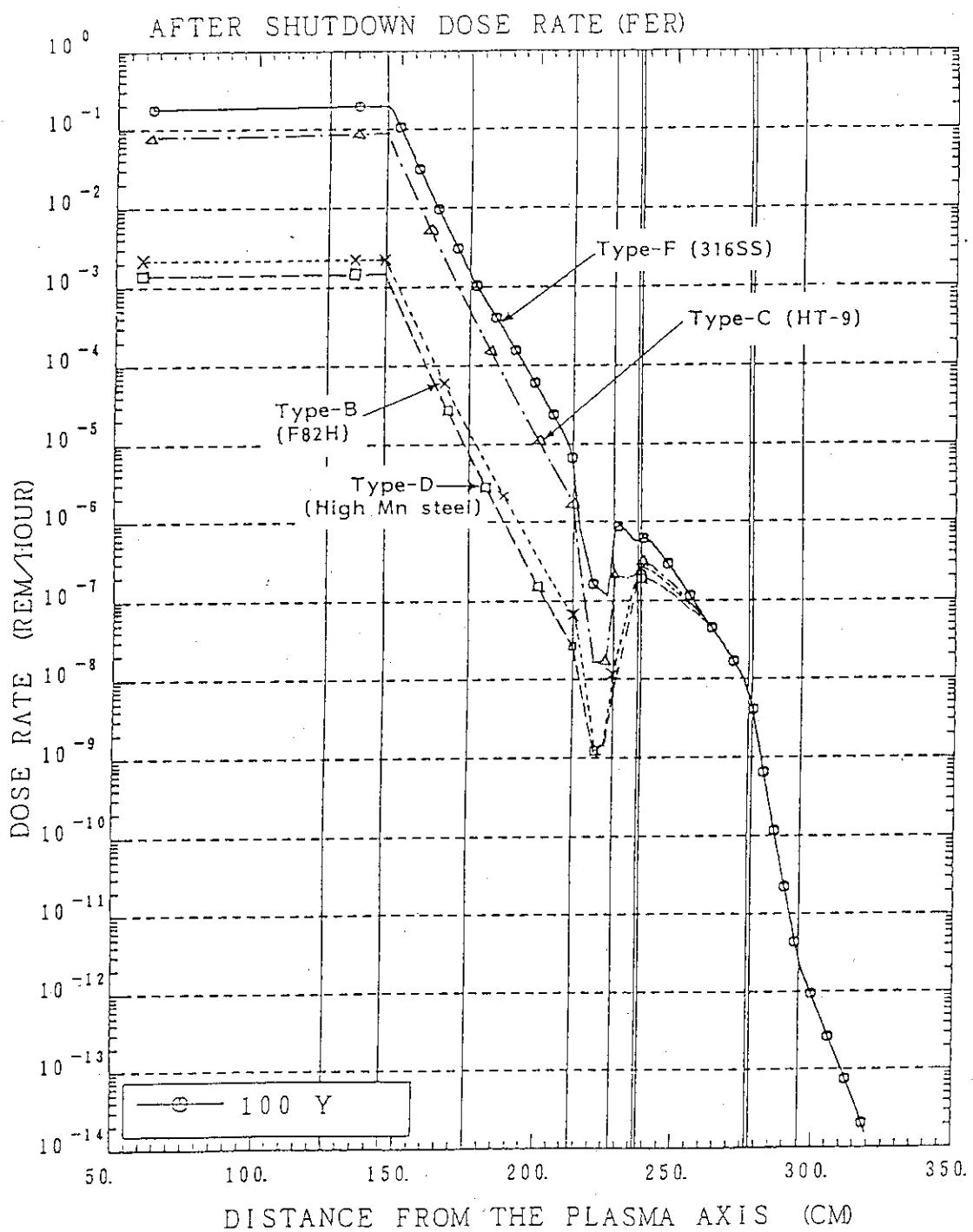


Fig. 5.4.15 Radial distribution of dose rate (mrem/hour) for the four steels without Co and Nb impurities in the FER inboard shield and superconducting magnets at 100 years after shutdown following 1-year full power operation at  $1 \text{ MW/m}^2$

## 5.5 受動的プラズマ停止装置の検討

受動的プラズマ停止装置は確実で安全に核融合炉を停止させる装置として考えられている。原理的には動力を必要とせず、自然の力を利用する（例えば、水の対流など）停止装置である。この種の装置は、軽水炉では比較的早くから考えられているが、核融合炉でもシステムが複雑になってきて必要性が高まっている。以下で、この受動的プラズマ停止装置を検討する。

### (1) 受動的プラズマ停止装置の位置づけ

確実で安全に炉を止めるためには多くの機能が要求されるが、ここでは次の機能を持たせることとした。

- (a) LOCAやLOFA、冷却水の圧力低下時に、センサーや制御系なしでプラズマをディスラプションさせる。
- (b) 通常の制御系で炉を停止させようとしても、放電が停止しないときに装置が働く。
- (c) 電力なしに作動する。
- (d) プラズマディスラプション後の核融合炉の回復時間は特に考慮しなくてもよい。
- (e) 放電中の事故による外部へのトリチウム放出を防ぐ。
- (f) 装置は事故が起こったときにのみ作動する。

### (2) 事故時に利用できるトリガー

一般的に、事故に続く現象は温度上昇や圧力低下等である。これらの現象は受動的装置を作動させるトリガーに利用できる。Table 5.5.1に、トリガーに出来る可能性のある現象と方法を示す。また、Table 5.5.2にこれらを使用した受動的プラズマ停止装置の比較を示す。次にTable 5.5.2のうちいくつかの方法の具体例を示す。

Fig. 5.5.1は、冷却水の圧力低下をトリガーとした不純物ガス注入弁を示す。通常時では、ばねの力と冷却水の圧力による力が釣り合っており、バルブは閉じている。異常が起こり、冷却水の圧力が低下したとき、ばねの力は、冷却水の圧力による力を上回りバルブが開状態になる。このとき、不純物ガスが真空容器に放出され、プラズマをディスラプションさせる。

Fig. 5.5.2は、圧力差をトリガーに利用した装置で、Fig. 5.5.2(a)は水を入れると注入弁、Fig. 5.5.2(b)はリミター等を駆動するピストンである。この装置は、ボールバルブを付けた可動な隔壁を管内にもつ配管で冷却配管同士をつなぎ簡単なものである。通常時は圧力が釣り合っており、隔壁は動かない。今、事故が起こって冷却配管同士で圧力差が生じたとき、Fig. 5.5.2(a)では、ロックが外れ、隔壁が低圧の配管側へ動く。このとき、ボールバルブが開き、高圧側の冷却水がバルブの奥にあるラプチャーディスクを破り、真空容器に流れ込みプラズマをディスラプションさせる。水が真空容器に入り出すと、高圧側の配管内圧力が下がり再び隔壁が動く。このため、ボールバルブは逆回転し、閉じる。従って、トリチウムがこの経路から外部にもれ出することはない。もし、必要ならインターロックをつけ、装置の誤動作を防ぐことも可能である。また、この装置を、他の装置（例えば、可動リミター）のトリガーとしても使用できる。Fig. 5.5.2(b)は可動リミター等を作動させるトリガーとした例で動作はFig. 5.5.2(a)と同様で、隔壁が動

くことによりボールバルブが回転しピストンを押すようになっている。この装置はFig. 5.5. 2(a)と相違して構造的に破れる所がないので、複数回の使用が可能である。

Fig. 5.5. 3 は、他の可動リミターの例である。図 3(a)は、重力と大気圧を利用して真空容器内に入るリミターで、Fig. 5.5. 3(b)は重力のみを利用したリミターである。両方とも、トリガーとして外部の力が必要であり、Fig. 5.5. 3(a)はベローズによって真空の境界を作り、リミターは通常時フックが支えている。事故が起こると例えば、Fig. 5.5. 2 の装置がトリガーになり、フックを押す。フックが外れると、リミターは自然落下する。リミターはプラズマ電流を遮断し、多量の熱エネルギーを吸収するため、駆動機構とは絶縁しておく。ベローズは機械的に弱く、トリチウム漏洩や、リークを防ぐためには2重にする方がよい。リミターの可動距離は50cmあれば充分であるから、ベローズのストロークは1m程度である。Fig. 5.5. 3(b)は他の可動リミターの例である。このリミターはトリガーを利用してプラズマ内に倒れる様になっている。このリミターは初期状態に戻しやすく、かつ、冷却しやすい。

Fig. 5.5. 4(a)は不純物ガスカプセルの概略図を示す。このカプセルはあるしきい値以上の温度で不純物ガスを放出し、プラズマをディスラップションに導く。しきい値の温度は、ガスの初期充填圧、カプセルの最大せん断応力で調整できる。この最大せん断応力はカプセルの形状と材質で決るため、しきい値の温度範囲を広くとれる。Fig. 5.5. 4(b)は、材質強度と応力の温度依存性を示す。カプセルの最大せん断応力 $\sigma_t$ は

$$\sigma_t = \frac{r_2^2 + r_1^2}{r_2^2 - r_1^2} \times P \sim \frac{r_1}{\Delta r} \times P \quad (5.5-1)$$

$$r = r_2 - r_1 \quad (5.5-2)$$

で表される。ここに、 $r_1, r_2$ はカプセルの内径と外径、 $P$ は不純物ガスの初期充填圧である。

カプセルが破れる応力はおよそ数十kg/mm<sup>2</sup>なので、例えばカプセルの厚さ $\Delta r$ と内径 $r_1$ の比を20とした時、充填圧 $P$ は100気圧程度(1kg/mm<sup>2</sup>程度)になる。ディスラップションを引き起こすのに必要なガスの量は数gなのでこのガス圧を作るために、水素ガスを混合した不純物ガスをカプセルに封入する。混合ガスの圧力 $P$ は、しきい値温度 $T_d$ 、充填時の温度 $T_b$ とすると

$$P(T_d) = P(T_b) \cdot T_d/T_b = P(T_b) \cdot R_p \quad (5.5-3)$$

と表せる。ここに、 $R_p$ は $T_b$ から $T_d$ に温度上昇したときの圧力変化率である。通常、温度 $T_b$ は室温である。

カプセルの誤動作を防ぐためには充填時のカプセルの圧力は弾性限界( $\sigma_e$ )以下にしなければならない。従って、 $R_p$ は $\sigma_t/\sigma_e$ 以上にとる必要がある。ディスラップションの条件からしきい値の温度が決まり、 $R_p$ が決定される。この $R_p$ からカプセルの材質を選ぶ。Fig. 5.5. 4(c), (d)は、カプセルを第一壁につけた例を示す。Fig. 5.5. 4(c)では、第一壁はCC材と金属でできており、カプセルはタイル取付用のナットについている。Fig. 5.5. 4(d)では、金属でできた第一壁にカプセルを取り付けた例である。破裂したカプセルを見つけやすくするために、少量の色インクをカプセルに入れる方法が考えられる。

Table 5.5.1 Trigger forces and methods

Trigger force	Method
Temperature increase	Rupture of capsule with impurity gas at definite temperature
Thermal stress and thermal distortion	Usage of shape memory alloy
Depressurization	Trigger valve of cooling water
Pressure difference	Trigger valve using pressure imbalance

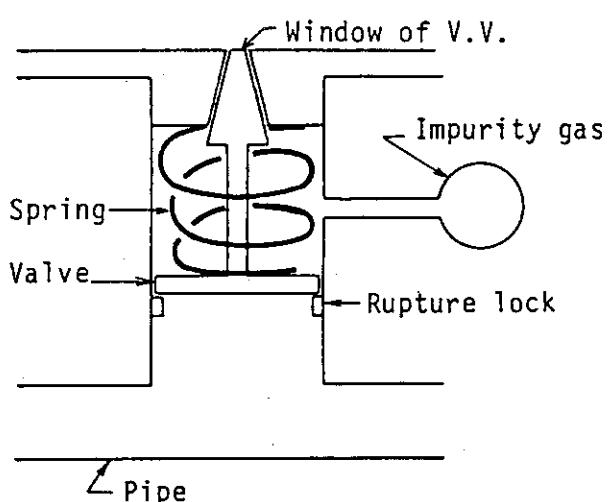


Fig. 5.5.1 Rupture valve used by depressurization

Table 5.5.2 Comparison of passive plasma shutdown devices

No.	Way to lead disruption	Operation device	Actual way	Features
1		Impurity gas	Capsules filled with gas are installed behind tiles of first wall	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Capsules rupture at definite temperature and release the gas.</li> <li>• It is difficult to identify their location. → usage of various kinds of gases</li> <li>• First wall structure becomes complicated.</li> </ul>
2	Imbalance of energy	Pellet	Plastic pellet is injected with high pressure gas after trigger valve of cooling water. Or gas puff.	<ul style="list-style-type: none"> <li>• It surely works if trigger valve works correctly.</li> <li>• It takes time to collect plastic.</li> </ul>
3		Water jet	Cooling water itself is injected by the trigger valve.	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Many devices are necessary to be installed in each pipe system.</li> <li>• Fine control of pressure is necessary.</li> </ul>
4		NB/RF	NB/RF are turned off by the trigger valve	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Impurity material is not mixed.</li> <li>• Electric control system has to be used for switching.</li> </ul>
5		R F	Plasma - RF mismatching is induced by moving stubtuner by the trigger valve	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Impurity material is not mixed.</li> <li>• Electric control system is not used.</li> </ul>
6	Current decay	Limiter	Limiter is dropped by the gravity after opening the trigger valve.	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Impurity material is not mixed.</li> <li>• Damage of first wall may be small since limiter becomes current channel.</li> </ul>
7	Destroy of equilibrium configuration	P F C	Plasma is led to softlanding by voltage control of PFC system using a generator whose power is converted from the stored energy of TFC system	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Reality is questionable.</li> </ul>

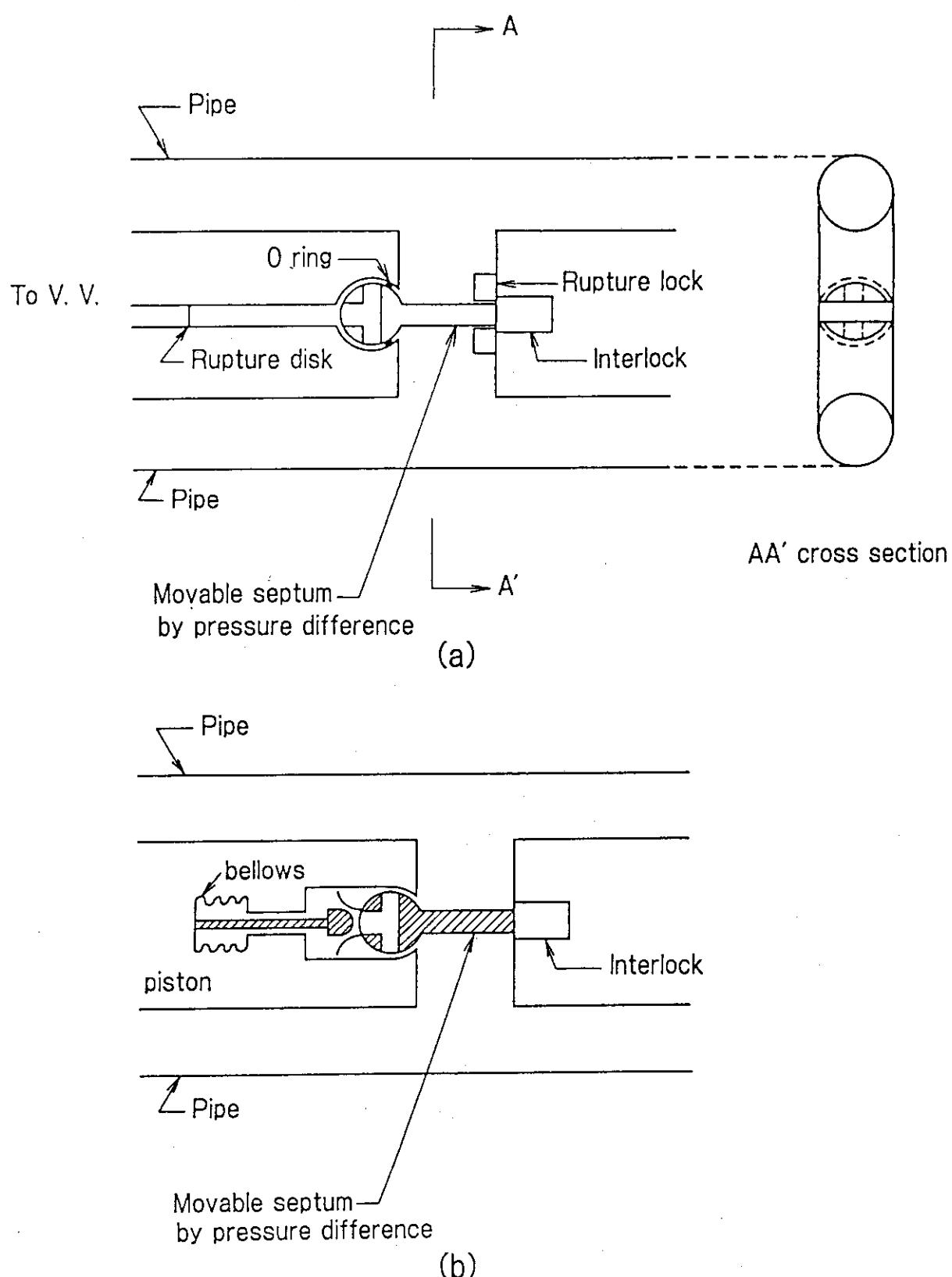


Fig. 5.5.2 Rupture valve used by pressure difference

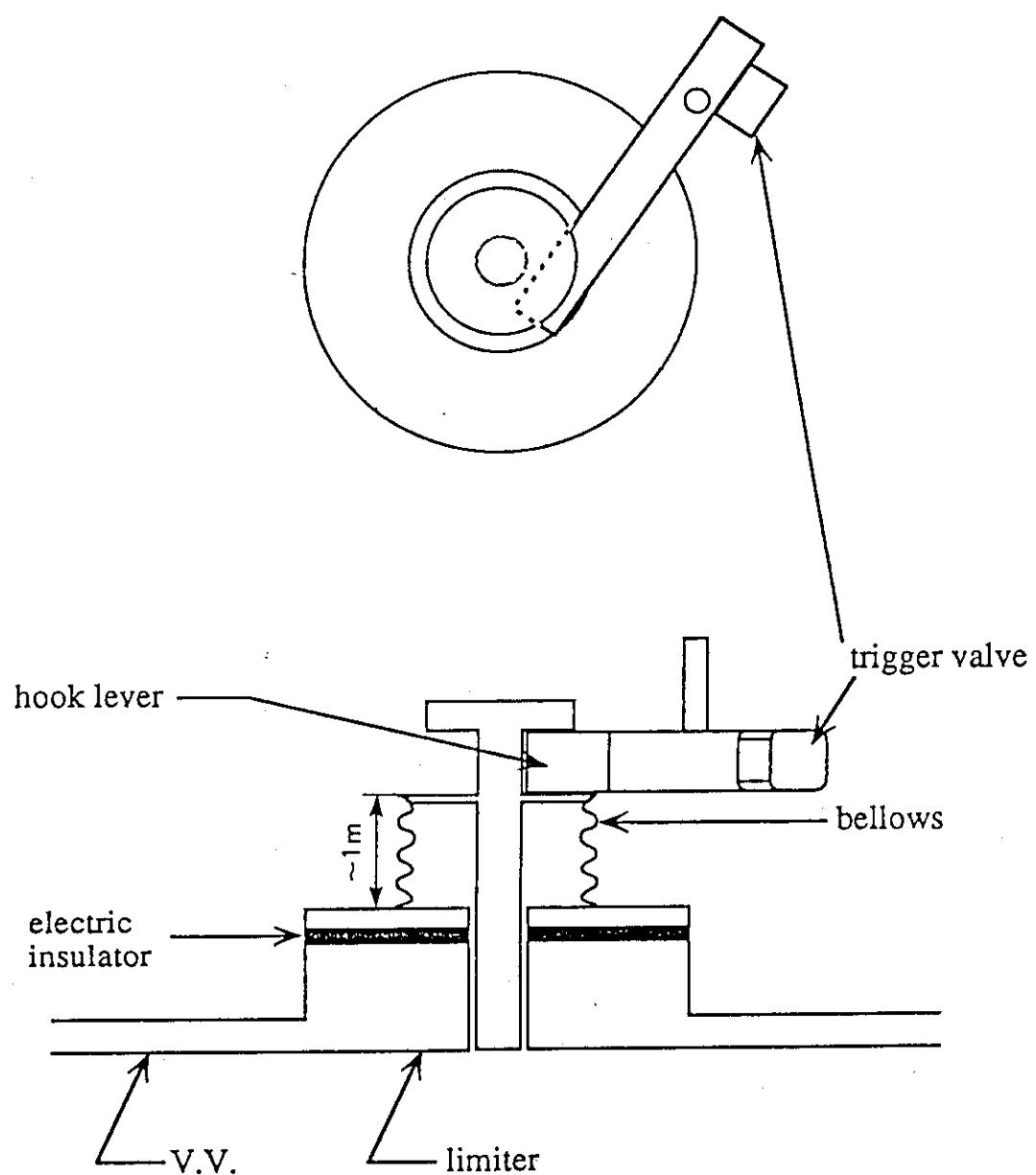


Fig. 5.5.3(a) Movable limiter  
The movable limiter drops down  
by the gravity.

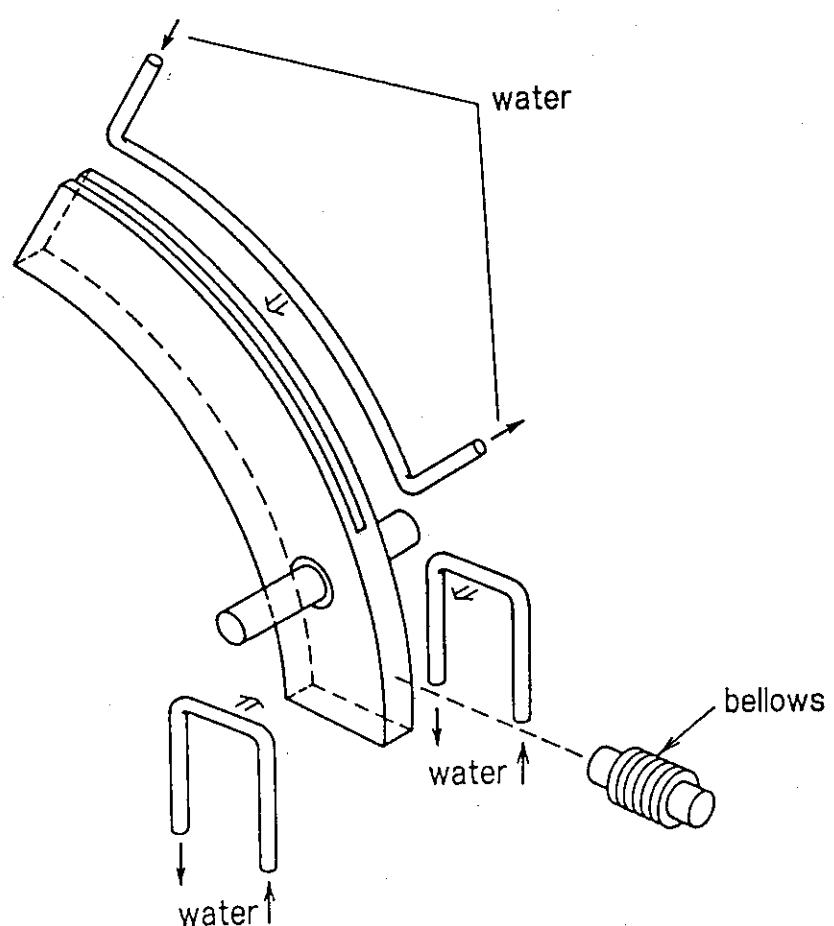
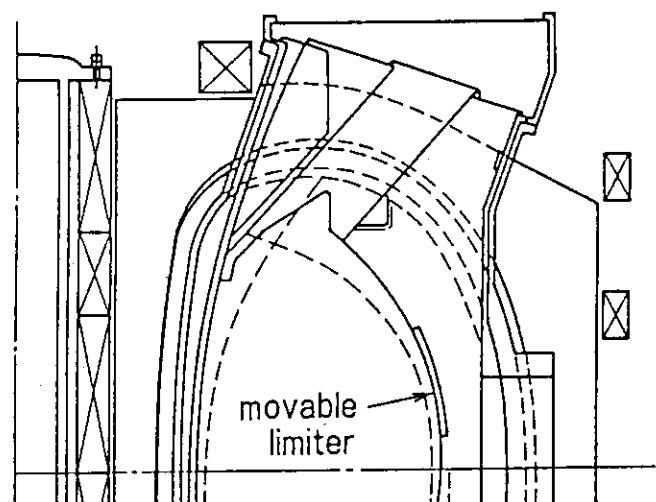


Fig. 5.5.3(b) Movable limiter

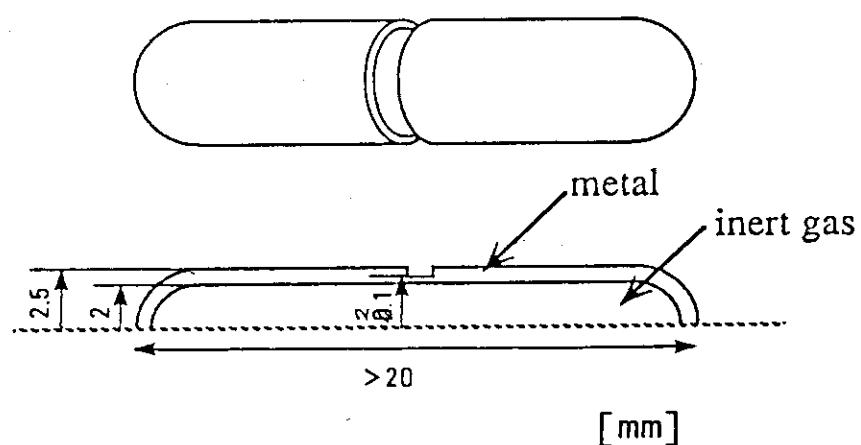


Fig. 5.5.4(a) Schematic drawing of the inert gas capsule

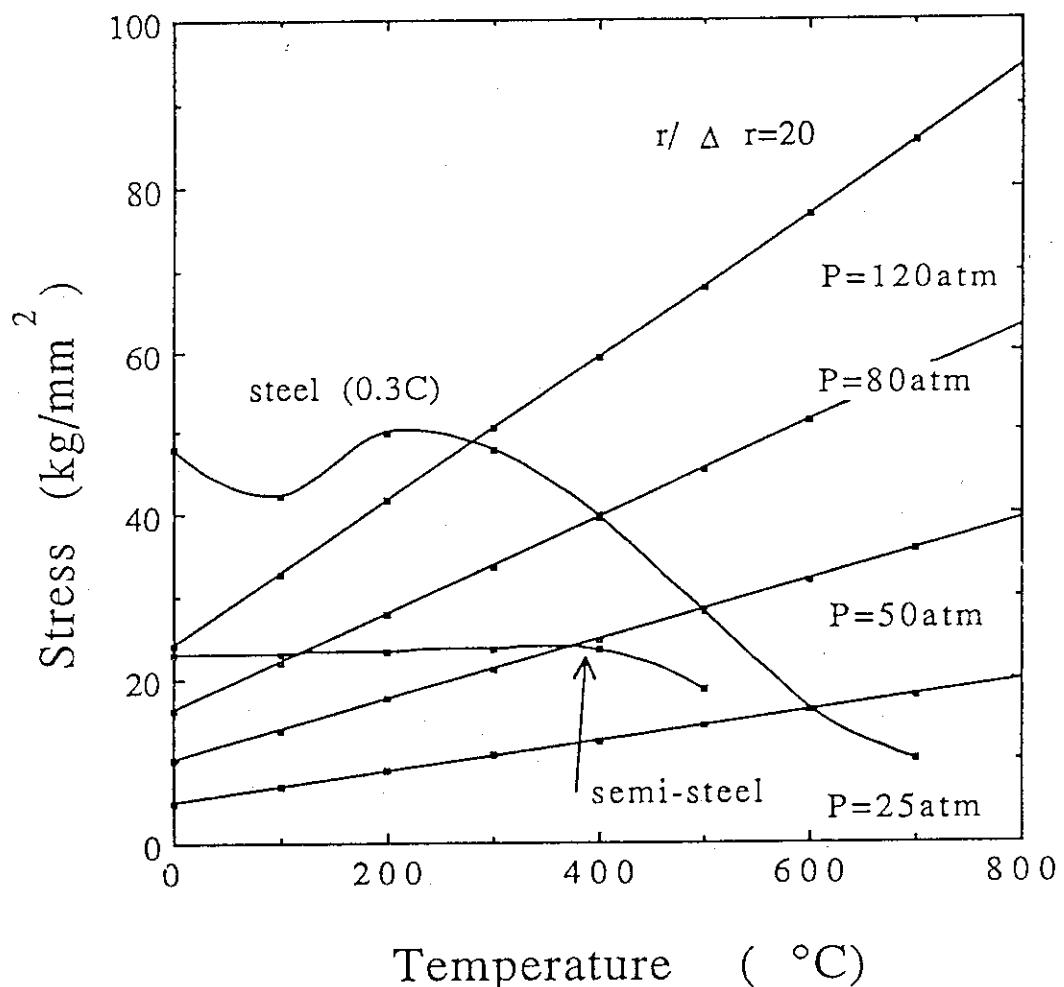


Fig. 5.5.4(b) Dependence of the strength and the stress on the temperature

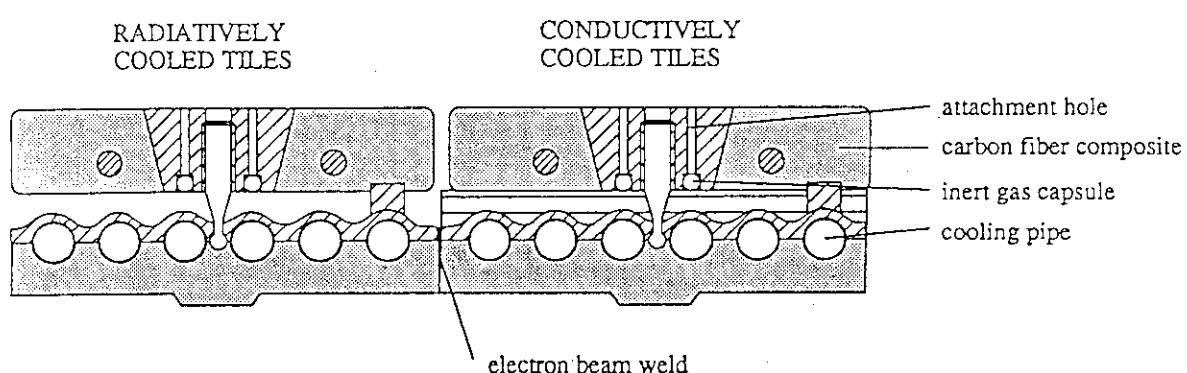


Fig. 5.5.4(c) Inert gas capsule in the carbon tile attachment

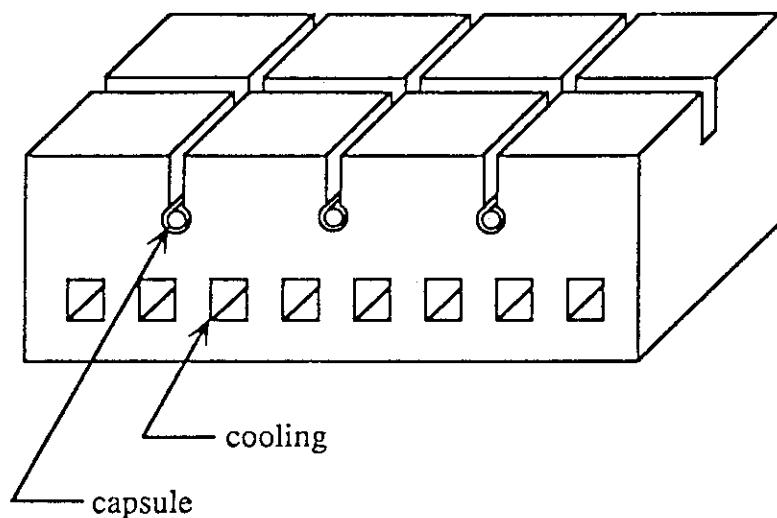


Fig. 5.5.4(d) Inert gas capsule in the first wall  
made with bare steel

## 6. 稼動率及び信頼性

ここでは、核融合炉の安全性の一環として、稼動率や信頼性を検討する上で、必要となる基本事項を調査した。

### 6.1 稼動率及び信頼性に関する基本事項の調査

#### 6.1.1 稼動率及び信頼性に関するモデルの一般的特徴

##### (1) モデルのタイプ

- ・解析モデルもモンテカルロモデルも使える。
- ・システムの信頼性（頂上事象）の中央値を評価するプール代数法

##### (2) 計算手順

- ・Fig. 6.1.1 に稼動率と信頼性の評価フローチャートを、入出力の情報とともに示す。
- ・稼動率と信頼性の評価用の計算機コードが作られている。

##### (3) 要求される入力条件 (Fig. 6.1.1)

- ・システム設計データ …… システムの図面  
コンポーネント／サブシステム等の設計上の特性。
- ・運転計画。
- ・コンポーネントの故障率とその不確かさ。  
(故障率の分布または上下限値)

##### (4) 得られる出力 (Fig. 6.1.1)

- ・プラントまたはシステムの信頼性。
- ・運転期間を通しての稼動率の値。

#### 6.1.2 モデルの適応性と限界

##### (1) 故障率データの扱い

- ・故障率の時間依存はモデルから除いている。
- ・データベースはTable 6.1.1 を使う。

##### (2) 故障率データの不確かさ

- ・システム信頼性の不確かさはモンテカルロ法または解析法により評価できる。

##### (3) 共通原因故障

- ・ $\beta$ ファクター法を使っている。

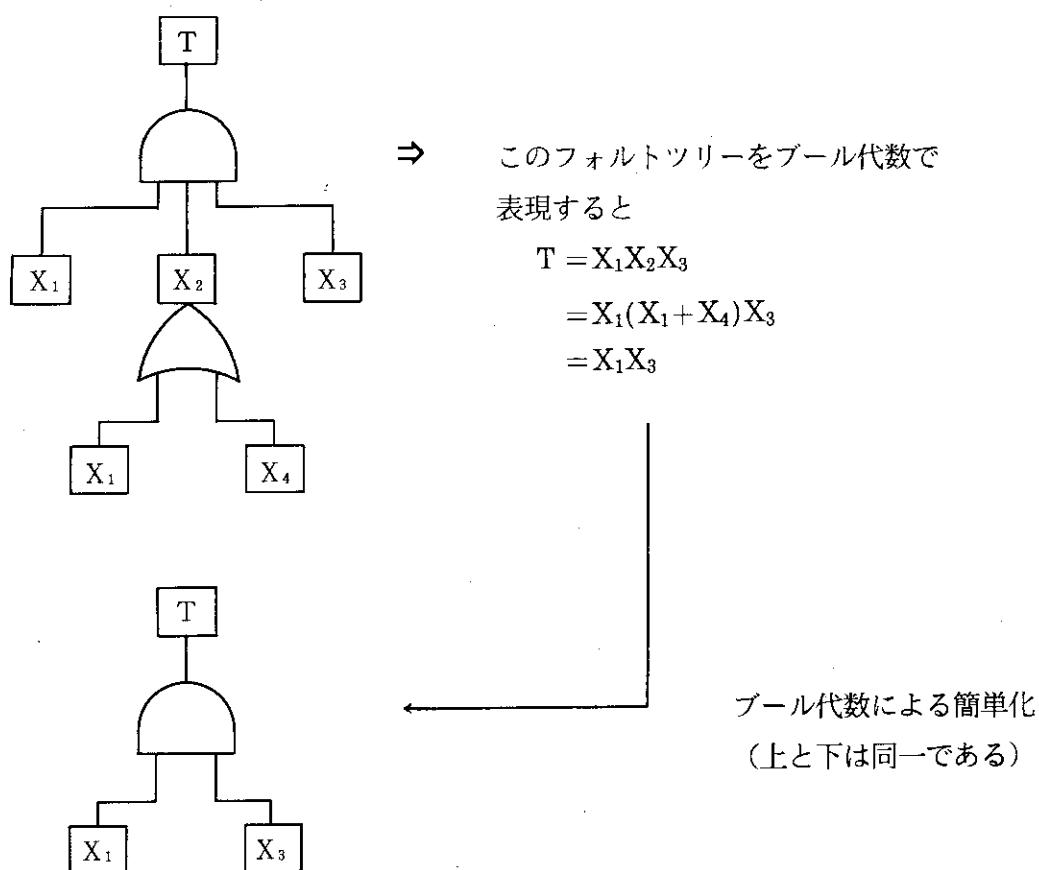
### 6.1.3 適用

信頼性解析はTable 6.1.1にリストアップされているデータベースを使って、軽水炉及びFBRのいくつかのシステムについてなされた。(例えば崩壊熱除去系、原子炉停止法) 但しこうした成果については市販されていない。

### 6.1.4 用語の説明

#### (1) ブール代数によるFT(フォルトツリー)の簡単化

大規模なシステムの故障を表わすFTを作成すると、構成因子が大きくなるため図がきわめて大きくなる。これを簡単化して、故障を支配する最低限の因子でもって、FTを表わすのに、ブール代数を用いる。この方法が有効なのは、同一の因子あるいは事象がFTの中に多数含まれている場合である。例を次に示す。



べき等律	$A + A = A$ $A \cdot A = A$
吸収律	$A + A \cdot B = A$ $A \cdot (A + B) = A$
分配律	$A + (B \cdot C) = (A + B) \cdot (A + C)$ $A \cdot (B + C) = (A \cdot B) + (A \cdot C)$

## (2) 故障率の不確かさについて

故障率の不確かさ分布は、通常対数正規分布で表わされ、故障率のデータベースの中には、中央値とエラーファクターが記載されているものもある(WASH-1400)。

また、IEEE Std 500には、中央値と90%信頼区間での上限値、下限値が記載されている。

## (3) 不確かさ分布を考慮した解析

不確かさの分布、すなわち故障率のばらつきがデータベース等により与えられていれば、乱数により試行的に故障率を抽出して、システムの故障確立及びその不確かさが計算できる。

また、不確かさ分布が対数正規分布のように解析的なものは、システムの故障確立及びその不確かさを解析的に求めることも可能である。

(4)  $\beta$  ファクター法について

共通原因故障の簡易評価方法の一つである。ある機器の故障がシステム全体の故障に至ると仮定した場合の故障率を評価する方法で、機器の故障率を  $\lambda$ 、この機器の故障によりシステム全体の故障に至る故障率を  $\lambda_c$  とすると

$$\lambda_c = \beta \lambda$$

とするものである。 $\beta$  は通常0.1~0.001程度の値である。 $\beta$  が記載されている文献はごくまれであり、大部分の場合技術的判断による。

## (5) 故障率のデータベースについて

Table 6.1.1 のように系統的に故障率をまとめたものは国内にはない。しかしながら、重要な機器（非常用ディーゼル発電器など）に関しては、国内データを使用する場合もある。

## (6) 解析手法に関して

## 1) 入力データ

System Design Information

ブロック線図、操作手順書

Operating Schedule

保守規定、運転記録

Failure Rates of Components

Table 6.1.1 参照

Uncertainty data of Component Failure Rates

Table 6.1.1 参照

## 2) 出力

Fault Treeの作成

reliability

Order of importance of components

システムの故障確率に及ぼす機器の感度及び重要度の評価。

Minimum Cut Set : トップの事象を引起こすのに必要かつ十分な基本事象の組合せ。

(1)のケースでは T を引起こす Minimum Cut Set は ( $X_1 \cap X_3$ )

Table 6.1.1 Data basis reliability/availability analysis

Reference	Failure data for components
IEEE Std 500 (1984)	Electric parts Mechanical Components
MIL - HDBK - 217D	Electric parts
NUREG / CR - 1205 Rev.1	Pumps
NUREG / CR - 1363 Rev.1	Values
NUREG / CR - 1362	Diesel Generator
NUREG / CR - 1740 Rev.1	Instrumentation and Control components
NUREG / CR - 1730	Vessel penetrations
NUREG / CR - 1278	Human Reliability Handbook
WASH - 1400	
NUREG / CR - 2815Rev.1	PSA Procedures Guide

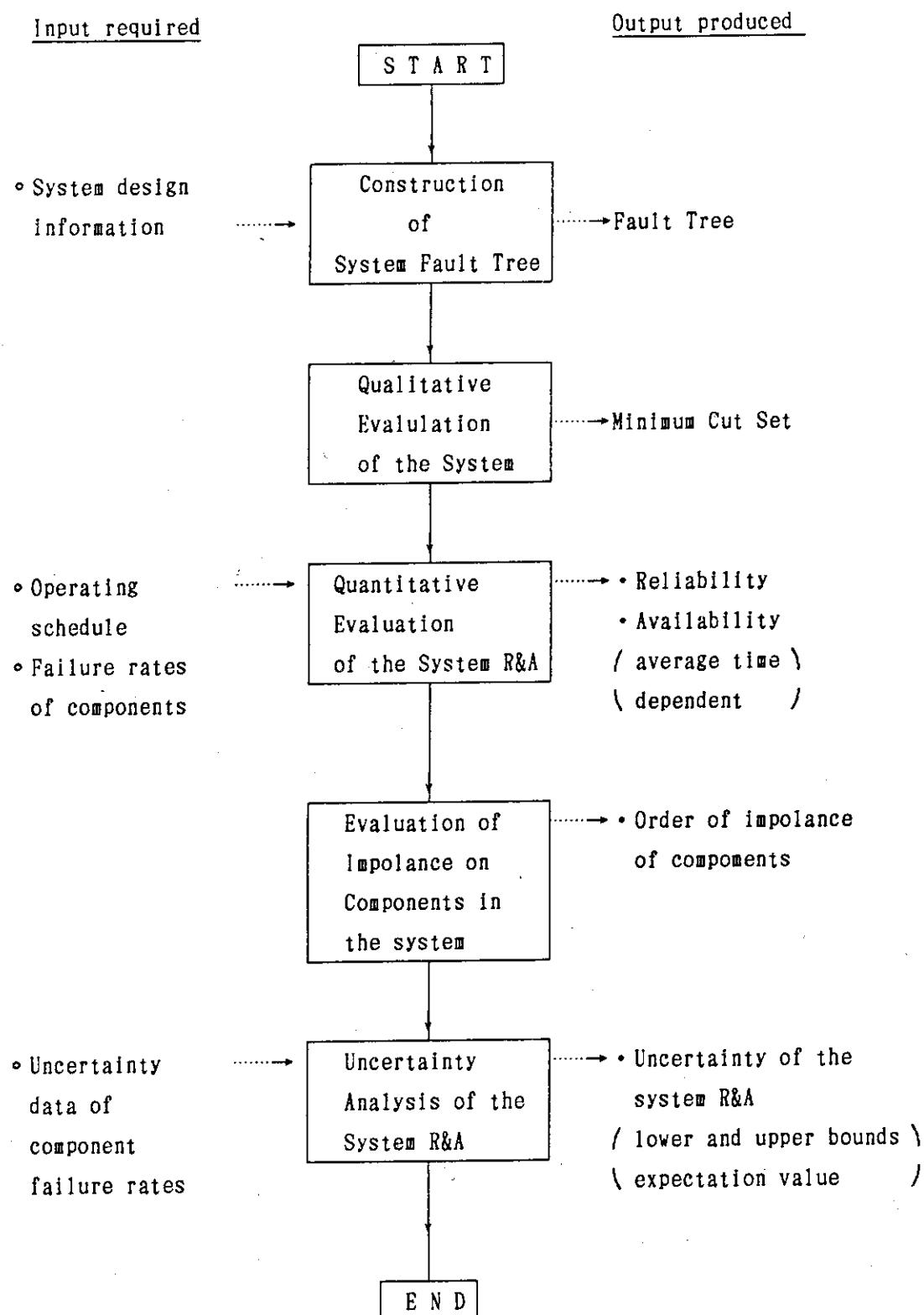


Fig. 6.1.1 Flow of system reliability/availability analysis

## 6.2 核融合実験炉の稼動率及び信頼性の検討

核融合実験炉の稼動率及び信頼性の検討は、故障率データとしてTable 6.1.1からピックアップするだけではなく、そこに存在しない核融合特有のコンポーネントもあるので、その場合は仮定を設けるなどの検討が必要である。またFMEA評価として4.4節で実施したものは参考になるが、さらに全体の整合性を考えた検討が必要である。確率論的評価手法による解析は従来の概念検討において実施しているが（第7章），今後ITERで設計が詳細化された段階で見直すこととする。

## 7. 従来の安全性評価のまとめ

### 7.1 FER安全性評価の概要

本章は1987年度までの FER設計において検討していた安全性評価についてまとめたものである。平常時における作業従事者及び一般公衆に対する被曝、分解修理時における作業従事者及び、一般公衆に対する被曝、事故時的一般公衆に対する被曝に関して、JAERI-M85-178, JAERI-M86-134, 及びJAERI-M87-111の結果をまとめ、さらにJAERI-M88-251での検討の結果に事故解析等を付加して整理したものである。

通常運転時に関してはトリチウム漏洩率、腐蝕生成物、水、空気の放射化、炉運転時、炉停止時の放射線線量率の評価、分解修理時に関しては崩壊熱、トリチウム放出量、誘導放射能、放射性ダストの発生による外部内部被曝評価、事故時に関してはシステムのトリチウムインベントリーに基づき、炉室及び環境へのトリチウム放出量、放出されたトリチウムによる線量効果を整理したものである。なお、本検討の対象はオプションC炉であるが検討すべき項目としてここであげたものは他のオプションに対しても共通である。

### 7.2 平常運転時における安全性評価

#### 7.2.1 炉運転時、炉停止時の放射線線量率分布 (JAERI-M86-134)。

Fig. 7.2. 1 に FERの一次元体系モデルで計算した運転時の放射線線量率の径方向分布を示す。炉室内の線量率は約100mrem/hrとなっており、運転中に炉室内に立入ることは出来ない。Fig. 7.2. 2 に FERの水平方向に二次元R-θ体系で計算した炉停止一日後の水平方向放射線線量率分布を示す。線量率は遮蔽体厚のうすいセミパーマネントシールド背後で基準値である2.5mrem/hrを上回っているが、鉛の外張等によって対処可能である。

炉停止一日後の炉心構成機器表面の生体線量率をTable 7.2. 1 に示す。

#### 7.2.2 崩壊熱分布 (JAERI-M86-134より)

放射性核種の崩壊による単位体積あたりの発熱率 (W/cc) の分布と時間変化の評価によれば、トーラスの外側構造では最も内側の第一壁においては停止直後に  $3.2 \times 10^{-1} \text{ W/cc}$ , 2~3日後に約  $2 \times 10^{-2} \text{ W/cc}$ , 1ヶ月後には  $1.5 \times 10^{-2} \text{ W/cc}$ となる。

炉の下側については、Fig. 7.2. 3 に崩壊熱の分布形を示す。最もプラズマ寄りにはタンクステン、銅及びSUSから成るダイバータがある。最大値は炉停止から100秒後まで銅プレート中にあり、 $6.2 \times 10^{-1} \text{ W/cc}$ 程度である。

100 秒をすぎるとタンクステンアーマ中で最大となり、17分後に  $5.5 \times 10^{-1} \text{ W/cc}$ , 1ヶ月後に

4.  $2 \times 10^{-2} \text{ W/cc}$ となる。Table 7.2. 2にモジュールごとの炉構造物の崩壊熱を示す。

### 7.2.3 トリチウム以外の放射性物質の分布 (JAERI-M86-134より)

Fig. 7.2. 4に炉停止後の可動遮蔽体における放射性物質の分布を示す。また、Fig. 7.2. 5には炉停止後のダイバータ及びその下側遮蔽体での放射性物質の分布を示す。炉停止一日後では第一壁では約15Ci/ccを示すが、ダイバータではタンクステンアーマーに於いて約 150Ci/cc、銅プレートに於いて約20Ci/ccを示す。主要核種は、第一壁で<sup>51</sup>Cr, <sup>55</sup>Fe, <sup>57</sup>Co, タングステンアーマー<sup>185</sup>W, <sup>187</sup>W, <sup>181</sup>W, 銅プレートで<sup>64</sup>Cuである。

### 7.2.4 通常運転時トリチウム漏洩量

トリチウムインベントリ分布図及びトリチウム漏洩分布図をFig. 7.2. 6～7に示す。

プランケットテストモジュール、トリチウム回収系及び燃料ガス精製系、同位体分離系、貯蔵系、注入系はいずれもグローブボックスないしは保冷槽により格納されていることも考慮し、室内への漏れ量は～0とする。室内への漏洩は主として一次冷却系の漏れ～3 Ci/dayである。これはダイバータ一次冷却系への透過したトリチウム (800Ci/day)で漏洩したものである。プランケットテストモジュールから冷却系への漏洩量をTable 7.2. 3に示すが、室内への漏れは～3 Ci/dayと比較して小さいものと考えられる。

### 7.2.5 一次冷却水腐蝕生成物 (JAERI-M86-134)

連続4ヶ月運転とし停止一日後の一次冷却水中の濃度及び配管、機器表面の付着放射能密度を求めたものをTable 7.2. 4に示す。また冷却用配管のまわりの空間線量率(配管の寸法は外径10cm、管の肉厚が0.4cm)をFig. 7.2. 8に示す。

### 7.2.6 水の放射化

FBR の第一壁冷却系及びダイバータ冷却系の放射化量をTable 7.2. 5に示す。放射化反応としては、<sup>16</sup>O(n, p)<sup>16</sup>N, <sup>17</sup>O(n,  $\alpha$ )<sup>14</sup>Cを考えた。前者の反応で生じる<sup>16</sup>Nについては、半減期が7.1秒と短いのでループ循環中に十分減衰する。<sup>14</sup>Cは半減期が5730年と長く放射能は蓄積されるが4ヶ月の積分炉運転期間後でも総放射能は第一壁冷却系での0.13Ci、ダイバータ冷却系で0.017Ciと小さい。

### 7.2.7 空気の放射化量

FBR の炉本体建家内空気の放射化量をTable 7.2. 6に示す。この時、換気率は0.6回/日、建家内空気体積 $2.1 \times 10^5 \text{ m}^3$ とした。半減期の長い<sup>14</sup>C、Tについては積分炉運転期間4ヶ月間にその濃度は上昇するが、炉停止直後での放射能は空気中の最大許容値よりも十分低い値である。半減期の短い<sup>41</sup>Ar, <sup>16</sup>N, <sup>13</sup>N、については、運転開始後、半減期の数倍の経過時間で飽和状態になり、炉停止直後には急激に減衰する。<sup>41</sup>Arの炉停止直後の濃度は最大許容濃度を上回っているが、一日

経過後には十分低い値となる。

### 7.2.8 液体窒素冷媒系の放射化量

FER 炉内には、断熱材、冷却材として液体窒素が用いられている。窒素は、炉内からの中性子の照射により、<sup>14</sup>C、<sup>3</sup>T等の放射性同位元素を生成する。以下では、トーラス断熱シールドの液体窒素及び真空排気系クライオポンプ内液体窒素について、放射化量の検討を行った。

#### (1) 検討条件

検討条件をTable 7.2.7に示す。照射面積、照射体積については、Fig.7.2.9及びFig.7.2.10により体系をモデル化して概算した。

#### (2) 計算法

液体窒素は、閉ループ中を循環しており、この中のインベントリが均一に照射されると考えた。

この場合、放射化量は以下のように算出できる。

$$\frac{\Delta N}{\Delta t} = P \times \frac{V_{IR}}{V_T}$$

N : 放射性同位元素数密度 ( $n/m^3$ )

t : 運転時間 (sec)

$V_{IR}$  : 照射体積 ( $m^3$ )

$V_T$  : 閉ループインベントリ ( $m^3$ )

#### (3) 検討した生成反応

液体窒素より、生成される放射性同位元素とその生成反応、半減期は以下のとおりである。

生成元素	生成 反 応	半 減 期
<sup>13</sup> N	<sup>14</sup> N (n, 2n) <sup>13</sup> N	9.96min,
<sup>14</sup> C	<sup>14</sup> N (n, P) <sup>14</sup> C	5730yr,
<sup>3</sup> T	<sup>14</sup> N (n, 3T) <sup>13</sup> C	12.6yr,

<sup>14</sup>C、<sup>3</sup>Tについては、運転期間に対し、半減期が長く、運転中は、運転時間に比例して増大し、生成したもののが崩壊による減衰はほとんどない。一方、<sup>13</sup>Nについては、半減期が短く、閉ループ循環中に十分減衰する。(循環時間は100hr.)

ここでは、<sup>14</sup>C、<sup>3</sup>Tについて生成量を検討した。

#### (4) 検討結果

Table 7.2.8に検討結果を示す。同表より、以下のことがいえる。

正味の運転期間を4ヶ月として、液体窒素の取替がない場合には、<sup>14</sup>C、<sup>3</sup>Tの窒素中濃度

は、

- トーラス断熱シールド

$$^{14}\text{C} : 1.0 \times 10^{-3} \text{Ci/m}^3$$

$$^3\text{T} : 9.0 \times 10^{-4} \text{Ci/m}^3$$

- 真空排気系クライオポンプ

$$^{14}\text{C} : 8.1 \times 10^{-7} \text{Ci/m}^3$$

$$^3\text{T} : 9.1 \times 10^{-6} \text{Ci/m}^3$$

となっている。

これが、なんらかの原因で全インベントリが一様に炉建家内に流出したとすると、炉建家容積を  $2.5 \times 10^5 \text{m}^3$  として、炉建家空気中濃度は、

- トーラス断熱シールド

$$^{14}\text{C} : 4.0 \times 10^{-9} \text{Ci/m}^3$$

$$^3\text{T} : 3.6 \times 10^{-9} \text{Ci/m}^3$$

- 真空排気系クライオポンプ

$$^{14}\text{C} : 3.2 \times 10^{-12} \text{Ci/m}^3$$

$$^3\text{T} : 3.6 \times 10^{-11} \text{Ci/m}^3$$

となる。

一方、法律で定められている空気中の許容濃度は、

$$^{14}\text{C} : 1 \times 10^{-6} \text{Ci/m}^3$$

$$^3\text{T} : 2 \times 10^{-6} \text{Ci/m}^3$$

である。

従って、液体窒素の取替なし、全インベントリ流出を考えても、窒素放射化生成物の濃度は許容濃度を十分下回っている。

### 7.2.9 その他の有毒物質

プラント施設内に多量に存在する有毒物質としてつきのものが考えられる。

#### 1) ベリリウム及び酸化ベリリウム

酸化ベリリウムの塵を吸収するとベリリウム中毒症（慢性の肺の炎症）にかかる。従って、ベリリウムの法律により取扱いが規定されており、空気中のベリリウム粉塵の許容量は  $0.002 \text{mg/m}^3$  となっている。ベリリウムはブランケットテストモジュール内に中性子増倍材として装荷されている。

#### 2) 鉛は放射線遮蔽用に各所に使用される。

### 7.2.10 施設周辺の線量率

#### 1) スカイシャイン線量率

Fig. 7.2.11に炉中心から距離の関数として施設周辺の空間線量率 ( $\text{mR/y}$ ) を示す。線量率に

寄与する中性子はプラズマ中のDT反応によって生じたものであるが、2次ガンマ線は中性子が炉本体及び建家の天井を漏洩するとき発生するものと、大気中を透過する際に発生するものとに分かれる。これらの和である全線量率は、炉心から100mで $2.4\text{mR}/\text{y}$ と急激減少しており、敷地境界を炉心から400mの距離にとれば、FERで設計目標である $5\text{mrem}/\text{y}$ (ガンマ線の場合 $5\text{mR}/\text{y}$ )に比べて約60分の一ほどの小さな値となっている。

### 2) スタックから放出されるトリチウムによる線量率。

通常運転時にスタックから放出されるトリチウムによる環境線量率の評価である。被曝経路としては、トリチウム水蒸気の吸収による内部被曝、食物摂取による内部被曝、トリチウムからの放出ベータ線による外部被曝の3つが主要なものであるが、ここではそのなかでも最も寄与が大きい、トリチウム水蒸気の吸入による内部被曝のみを考えた。評価方法は原子力安全委員会の定めた安全審査指針を参考としている。気象データは東海研究所のデータを参照したが、保守的な評価を行うために、風向は一定とし、風下方向での線量率を求めた。また、スタックの高さは100mとし、トリチウム放出率は $100\text{Ci/day}$ とする。

Fig. 7.2.12に、スタックからの水平距離と、地表付近の空気中トリチウム濃度及び線量率の関係を示す。トリチウムの濃度はスタックから水平距離600mの所で最大約 $2 \times 10^{-9}\text{Ci/m}^3$ を示し、線量率もこの地点で最大約 $2\text{mrem}/\text{y}$ となる。1)で評価したスカイシャインによる線量率とあわせると、敷地境界を炉心から400mとした場合、線量率は約 $3\text{mrem}/\text{y}$ 以下である。

### 3) 放射性気体の環境放出について

トリチウム、放射化空気の一般環境への放出については法律上の基準に基き対処する必要がある。「放射性同位元素等による放射線障害の防止に関する法律施行規則」第14条の11第5号口において、「排気設備は、排気口における排気中の放射性同位元素の濃度を長官が定める許容濃度以下とする能力を有するものとする。」とあり、関連する「放射線を放出する同位元素の数量等を定める件」第7条において「8時間についての平均濃度が前条件各号に規定する濃度の10分の1」とある。「定める件」別表第一の数値から計算すると、Table 7.2.6に示すMPCの0.25(2.5倍 $\times 1/10$ )倍になる。また、「法律施行規則」第14条の11第5号口のただし書きとして「ただし、排気口における排気中の放射性同位元素の濃度を長官が定める許容濃度以下とすることが著しく困難である場合において・・・事業所等の境界の外の空気の放射性同位元素の濃度を長官が定める許容濃度以下とするときは、このかぎりではない。」とあり、関連する「定める条件」第7条2において「3ヶ月間にについて平均濃度が前章各号に規定する濃度の10分の1とする」とある。これは「定める件」別表第一の数値の $1/10$ 、即ちTable 7.2.6のMPC値の $1/10$ に該当する。

### 7.2.11 漏洩磁場

漏洩磁場はPFコイルからの寄与が大部分である。

Fig. 7.2.13は $Z = 0\text{ m}$ の水平面上での漏れ磁場分布である。Fig. 7.2.14は $R = 0\text{ m}$ の装置中心軸上での漏れ磁場分布である。Fig. 7.2.15に FERプラント上での漏れ磁場分布( $Z = 0\text{ m}$ )である。

$R = 100\text{m}$ の位置では2Gauss、 $R = 200\text{m}$ においては0.24Gaussとなっている。

Table 7.2.1 炉停止 1 日後の炉心構成機器表面の生体線量率

第1壁表面	$1.3 \times 10^4$ rem/h
外側可動遮蔽外表面	$1.1 \times 10^4$ rem/h
ダイバータ表面	$9 \times 10^3$ rem/h
アクセスドア外表面	$2.4 \times 10^4$ rem/h

Table 7.2.2 炉構成機器の崩壊熱 (モジュールごと)

(JAERI-M86-139 より)

Components	at 1 day after reactor shutdown (kW)	at 1 week after reactor shutdown (kW)
Divertor	4.9	3.4
Movable shield	58	40
RF launcher	3.2	2.2
Test module	1.0	0.7

Table 7.2.3 冷却材へのトリチウム透過 (JAERI-M 86-134)

透 過 量	低 温 テ 斯 ト モ デ ュ ル (A)	低 温 テ 斯 ト モ デ ュ ル (B)	低 温 テ 斯 ト モ デ ュ ル
第1壁インプラテーション (Ci / day)	2.86 1) 2.25 2) ( 160°C) 3.62 × 10 <sup>2</sup> ( 300°C)		
テストモジュール内冷却管 (Ci / day)	< 2.5 × 10 <sup>3</sup>	8.0 × 10 <sup>2</sup>	7.7
合計 (Ci / day)	2.9 1) 2.3 2) ( 160°C) 3.6 × 10 <sup>2</sup> ( 300°C)		7.7

1) 寿命末期における値

2) 1回の試験期間終了時の値

Table 7.2.4 一次冷却水放射能濃度と非照射場付着放射能密度  
(連続4ヶ月運転停止1日経過時)

核種	Loop A		Loop B		Loop C	
	濃度 p Ci/ml	付着密度 p Ci/cm <sup>2</sup>	濃度 p Ci/ml	付着密度 p Ci/cm <sup>2</sup>	濃度 p Ci/ml	付着密度 p Ci/cm <sup>2</sup>
<sup>45</sup> Ti	5.5E-4	7.1E-3	1.8E-5	1.6E-3	1.5E-6	1.6E-5
<sup>46</sup> Sc	1.8E-2	1.1E+1	7.3E-6	8.1E-3	3.1E-6	4.0E-3
<sup>47</sup> Sc	2.0E-1	8.0E-0	3.7E-2	1.1E-2	4.7E-5	5.5E-3
<sup>48</sup> Sc	2.5E-1	3.0E+1	4.9E-3	4.2E-2	2.1E-4	2.2E-2
<sup>47</sup> Ca	1.6E-3	2.2E-1	5.6E-5	2.3E-4	1.0E-6	1.4E-5
<sup>31</sup> Si	3.5E-2	-	3.0E-4	-	1.6E-4	-
<sup>51</sup> Cr	7.3E+1	1.0E+4	1.4E+1	8.1E+2	1.2E-1	1. E+1
<sup>52</sup> Mn	1.1E-1	1.7E+1	3.7E-3	8.9E-2	7.6E-5	9.7E-3
<sup>54</sup> Mn	1.4E+1	6.8E+3	1.8E+0	1.8E+2	5.9E-3	9.2E-1
<sup>56</sup> Mn	2.4E+1	3.1E+3	6.6E-1	1.3E+1	3.8E-2	2.6E+0
<sup>55</sup> Fe	5.8E+1	4.5E+4	3.9E+0	2.9E+3	1.3E-2	1.6E+1
<sup>59</sup> Fe	1.7E+0	8.9E+2	4.4E-3	3.2E+0	3.5E-4	3.0E-1
<sup>57</sup> Co	4.7E+0	3.1E+3	1.1E-1	3.9E+0	7.3E-3	2.6E+0
<sup>58m</sup> Co	5.7E+0	8.3E+1	6.8E+0	9.9E+1	3.4E+0	5.0E+1
<sup>58</sup> Co	1.0E+1	5.8E+3	4.2E-2	9.9E+0	2.0E-2	4.6E+0
<sup>60</sup> Co	4.6E-1	1.8E+2	2.0E-1	5.3E+1	3.3E+0	6.6E+3
<sup>61</sup> Co	7.0E-4	8.8E-2	1.5E-5	4.7E-4	1.4E-3	2.1E-2
<sup>57</sup> Ni	5.6E-5	4.4E-3	2.8E-7	2.1E-4	5. E-0	1.2E-8
<sup>59</sup> Ni	6.8E+0	2.0E+2	1.6E+0	4.1E+1	2.6E-1	5.7E+0
<sup>65</sup> Ni	5.9E-5	1.3E-3	4.2E-5	6.9E-4	1.4E+0	3.9E+1
<sup>64</sup> Cu	6.9E-2	1.0E+0	2.1E-2	3.0E-1	2.8E+3	4.1E+4
<sup>67</sup> Cu	-	-	-	-	3.1E-4	4.7E-3
<sup>65</sup> Zn	-	-	-	-	1.0E-2	8.0E-1
<sup>89</sup> Zr	1.9E-3	4.0E+0	1.9E-3	7.5E-1	1.1E-3	1.9E-2
<sup>95</sup> Zr- <sup>95</sup> Nb	5.0E-5	8.9E+0	4.7E-5	1.6E-0	3.0E-5	3.8E-3
<sup>97</sup> Zr- <sup>97</sup> Nb	1.1E-3	4.5E-1	1.0E-3	8.9E-2	6.6E-4	9.4E-3
<sup>92m</sup> Nb	1.5E-3	9.2E+1	1.2E-3	1.4E+1	8.8E-4	2.6E-2
<sup>92</sup> Nb	1.3E-7	5.5E-2	1.3E-7	9.6E+1	8.0E-8	1.9E-5
<sup>94</sup> Nb	1.9E-8	7.6E-3	1.7E-8	1.3E-4	1.1E-8	2.7E-7
<sup>115m</sup> Cd	-	-	-	-	1.9E-5	-
<sup>115</sup> Cd	-	-	-	-	1.6E-5	-
<sup>113</sup> Sn	-	-	-	-	9.3E+0	-
<sup>125</sup> Sn	-	-	-	-	1.2E-7	-
<sup>76</sup> As	-	-	-	-	2.0E-0	-
<sup>108m</sup> Ag	-	-	-	-	1.2E-2	-
<sup>110m</sup> Ag	-	-	-	-	1.3E-2	-
<sup>105</sup> Rh	-	-	-	-	3.6E-6	-
<sup>109</sup> Pd	-	-	-	-	4.6E-6	-
<sup>198</sup> Au	-	-	-	-	3.7E-1	-

Table 7.2.5 Radioactivity of  $^{16}\text{N}$  and  $^{14}\text{C}$  in the coolant of 1st wall and divertor

	系 統	照射時生成率 (Ci/m <sup>3</sup> /sec)	比放射能 (Ci/m <sup>3</sup> )	総放射能 (Ci)
$^{16}\text{N}$ (半減期 7.1秒)	第 1 壁	$3.5 \times 10^6$	$1.3 \times 10^6$ **	ループ循環中に 減衰 "
	ダイバータ	$3.5 \times 10^6$ *	$3.2 \times 10^5$ **	
$^{14}\text{C}$ (半減期 5730年)	第 1 壁	$3.0 \times 10^{-9}$	$5.2 \times 10^{-4}$ ***	0.13
	ダイバータ	$3.0 \times 10^{-9}$ *	$1.0 \times 10^{-4}$ ***	0.017

\* 第1壁と同じと仮定

\*\* 第1壁またはダイバータ通過直後の比放射能

\*\*\* 積分炉運転時間 = 4ヶ月

注) 第1壁およびダイバータ冷却系のデータとして以下を使用

	第 1 壁	ダイバータ
冷却材循環時間(秒)	300	300
中性子照射時間(秒)	4	1
総 水 量 (m <sup>3</sup> )	248	166

Table 7.2.6 炉室空気の誘導放射能

NUCLIDE	REACTION	KPC (Ci/l)	HALF LIFE	PRODUCTS (n/m <sup>2</sup> /sec)	Concentration in the reactor room at shutdown (Ci/m <sup>3</sup> )	AMOUNT OF RELEASE PER DAY (Ci/day)
$^{41}\text{Ar}$	$^{40}\text{Ar} (\text{n}, \gamma) ^{41}\text{Ar}$	$4 \times 10^{-7}$	1.83hr	$1.1 \times 10^5$	$1.12 \times 10^{-6}$	0.24
$^{16}\text{N}$	$^{16}\text{O} (\text{n}, \gamma) ^{16}\text{N}$		7.13sec	$5.7 \times 10^2$	$1.53 \times 10^{-8}$	$3.2 \times 10^{-3}$
$^{13}\text{N}$	$^{14}\text{N} (\text{n}, 2\text{n}) ^{13}\text{N}$		9.96min	$2.5 \times 10^2$	$5.80 \times 10^{-9}$	$1.2 \times 10^{-3}$
$^{14}\text{C}$	$^{14}\text{N} (\text{n}, \text{p}) ^{14}\text{C}$	$1 \times 10^{-6}$	5730yr	$3.2 \times 10^7$	$2.0 \times 10^{-11}$	$4.2 \times 10^{-6}$
T	$^{14}\text{N} (\text{n}, \text{T}) ^{13}\text{C}$	$2 \times 10^{-6}$	12.8yr	$1.8 \times 10^3$	$5.11 \times 10^{-13}$	$1.1 \times 10^{-7}$

Ventilation ratio : 0.6/hr Volume of reactor room :  $2.1 \times 10^5$  m<sup>3</sup>

Table 7.2.7 Conditions for liquid nitrogen activation calculation

対象 条件	トーラス 断熱シールド 液体窒素	真空排気系 クライオポンプ 液体窒素
照射面積*	トーラス外側 $434\text{ m}^2$ 〃 内側 $145\text{ m}^2$ 〃 上側 $157\text{ m}^2$ 〃 下側 $157\text{ m}^2$	$5\text{ m}^3 / 1\text{ 台} \times 24\text{ 台}$ (クライオポンプ台数) (この面積の中で 50 mm 間隔の配管を流れる)
流路形状*	間隔 5 mm で配置された 2枚のパネル間に流路形 成	直径 3 mm のパイプ
照射体積	トーラス外側 $2.17\text{ m}^3$ 〃 内側 $0.73\text{ m}^3$ 〃 上側 $0.79\text{ m}^3$ 〃 下側 $0.79\text{ m}^3$	$0.017\text{ m}^3$
液体窒素 閉ループインベントリ (循環時間)	$100\text{ m}^3$ (100 hr.)	$100\text{ m}^3$ (100 hr.)
液体窒素 密度	$\sim 804.2\text{ kg/m}^3$ (77 °K)	同上
炉運転期間	正味 4 ヶ月 ( $0.25 \times \frac{800}{1000} \times 20$ ) ・稼働率 25 % ・1 サイクル 1000 秒、内燃焼時間 800 秒 ・寿命 20 か月	

Table 7.2.8 Activation of liquid nitrogen coolant in the reactor

対象 項目	トーラス断熱 シールド液体窒素		真空排気系クライオポンプ 液体窒素	
生成放射性核種	$^{14}\text{C}$	$^{3}\text{T}$	$^{14}\text{C}$	$^{3}\text{T}$
反応	$^{14}\text{N}(\text{n}, \text{p})^{14}\text{C}$	$^{14}\text{N}(\text{n}, \text{T})^{13}\text{C}$	$^{14}\text{N}(\text{n}, \text{p})^{14}\text{C}$	$^{14}\text{N}(\text{n}, \text{T})^{13}\text{C}$
半減期	5730 y	12.6 y	5730 y	12.6 y
生成率(1)* <sup>1</sup> (個/sec)	$9.46 \times 10^{13}$	$1.84 \times 10^{11}$	$7.55 \times 10^{10}$	$1.86 \times 10^9$
生成率(2)* <sup>2</sup> (個/ $\text{m}^3$ , sec)	$9.46 \times 10^{11}$	$1.84 \times 10^9$	$7.55 \times 10^8$	$1.86 \times 10^7$
放射化率 (Ci/ $\text{m}^3$ , sec)	$9.80 \times 10^{-11}$	$8.68 \times 10^{-11}$	$7.82 \times 10^{-14}$	$8.74 \times 10^{-13}$
4ヶ月運転後 放射化量* <sup>3</sup> (Ci/ $\text{m}^3$ )	$1.02 \times 10^{-3}$	$9.00 \times 10^{-4}$	$8.11 \times 10^{-7}$	$9.06 \times 10^{-6}$
4ヶ月運転後 炉建家内流出時 濃度* <sup>4</sup> (Ci/ $\text{m}^3$ )	$4.01 \times 10^{-9}$	$3.60 \times 10^{-9}$	$3.24 \times 10^{-12}$	$3.62 \times 10^{-11}$

\*1 系全体での生成率  $\Sigma \phi V_{IR}$ \*2 液体窒素単位体積当たり生成率  $\Sigma \phi V_{IR} / V_T$ 

\*3 正味の炉運転時間を4ヶ月とした。

$$25\% \times \frac{800\text{ 秒}}{1000\text{ 秒}} \times 20\text{ か月} = 4\text{ か月}$$

\*4 炉建家内 ( $2.5 \times 10^5\text{ m}^3$ ) へ一様流出の場合

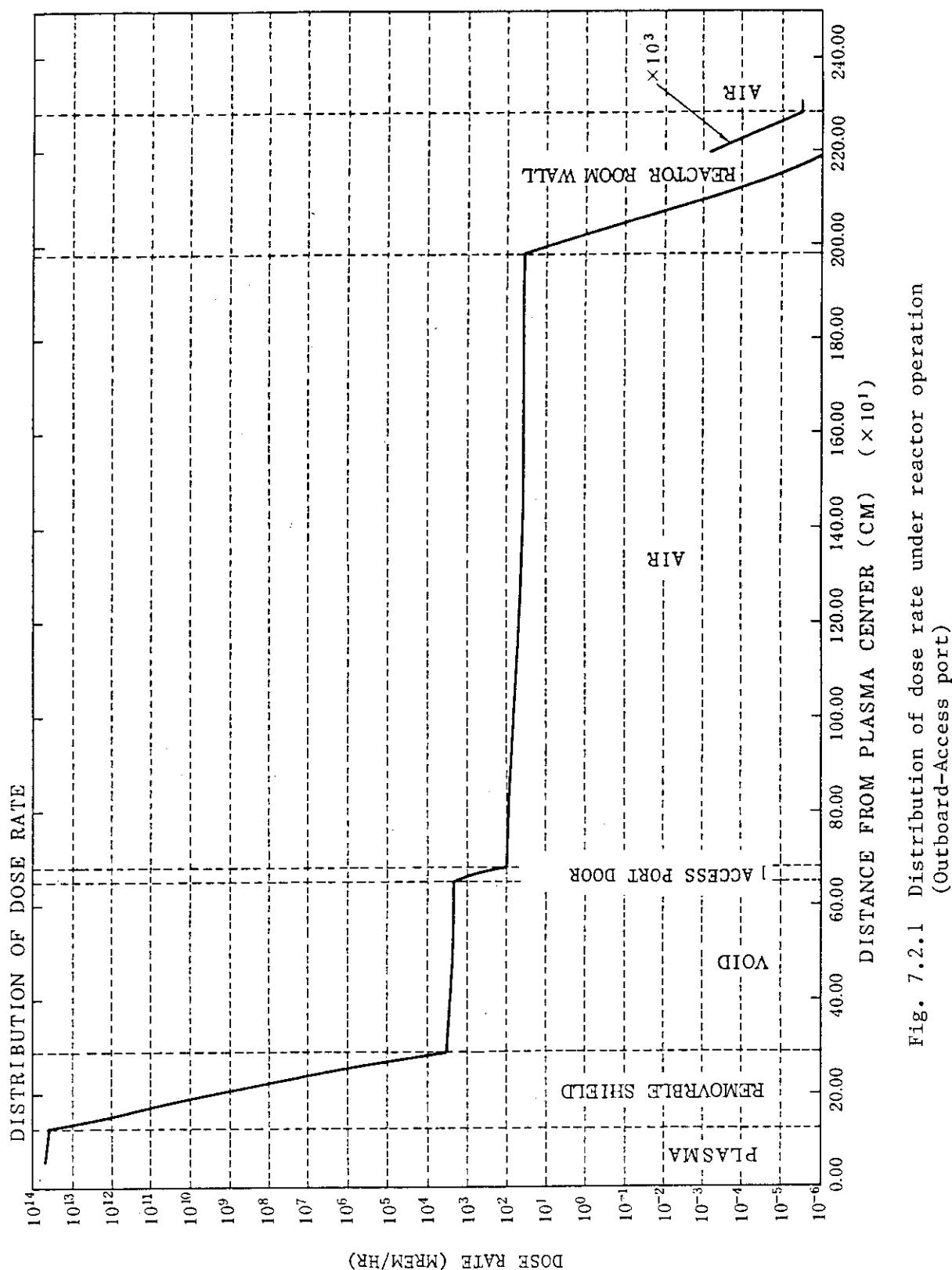


Fig. 7.2.1 Distribution of dose rate under reactor operation  
(Outboard-Access port)

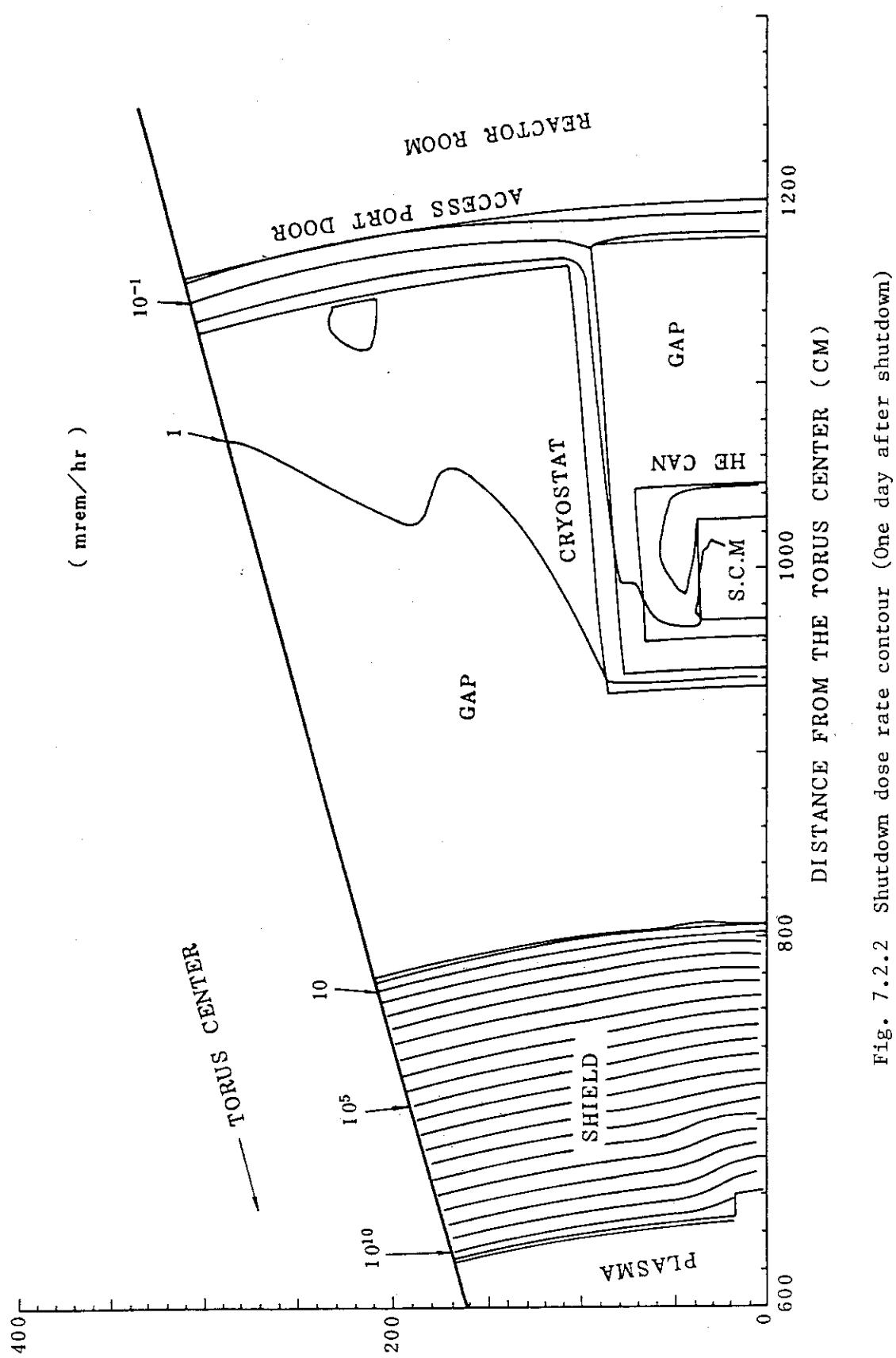


Fig. 7.2.2 Shutdown dose rate contour (One day after shutdown)

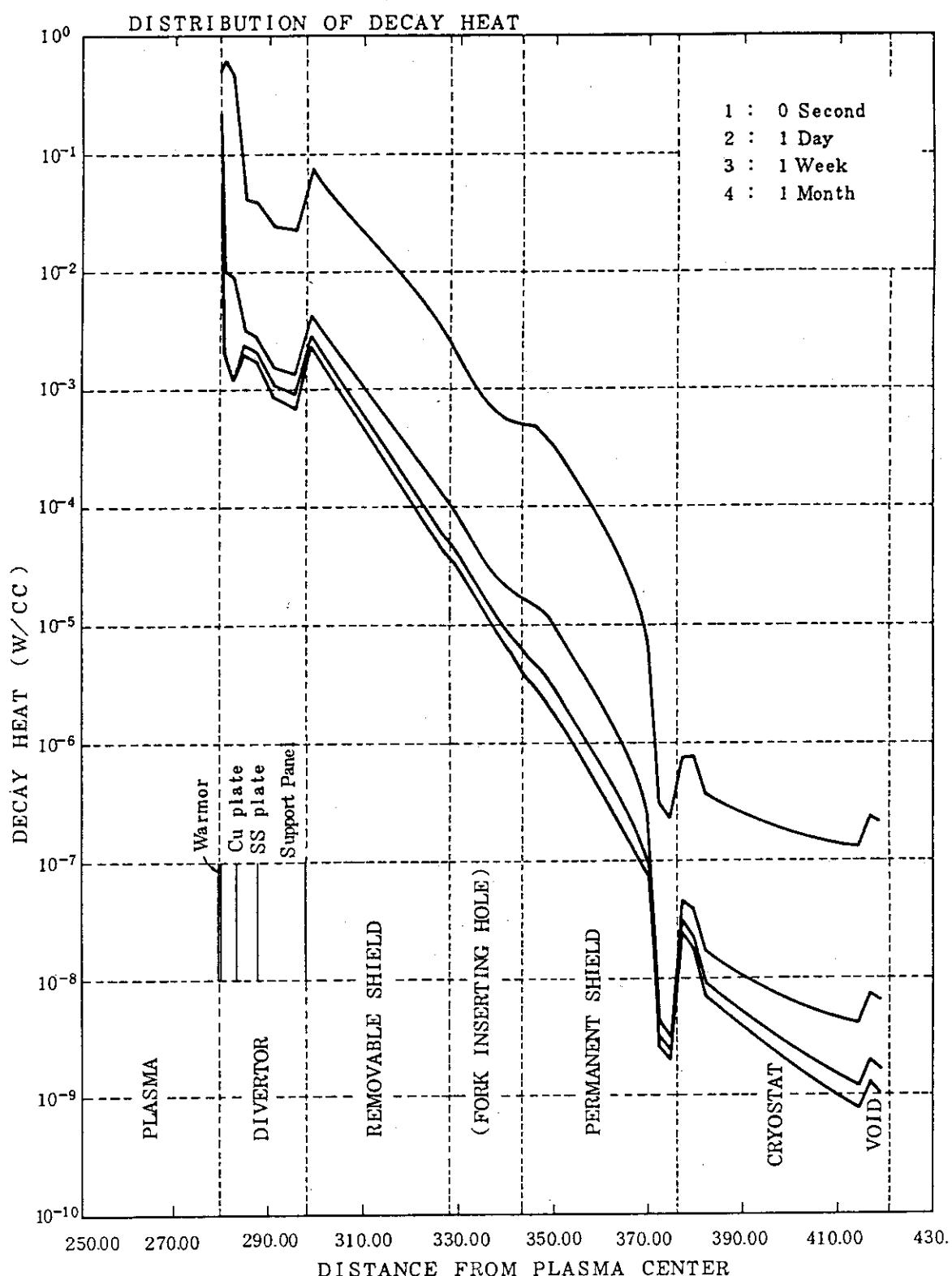


Fig. 7.2.3 Decay heat distribution along the downward structure with the divertor

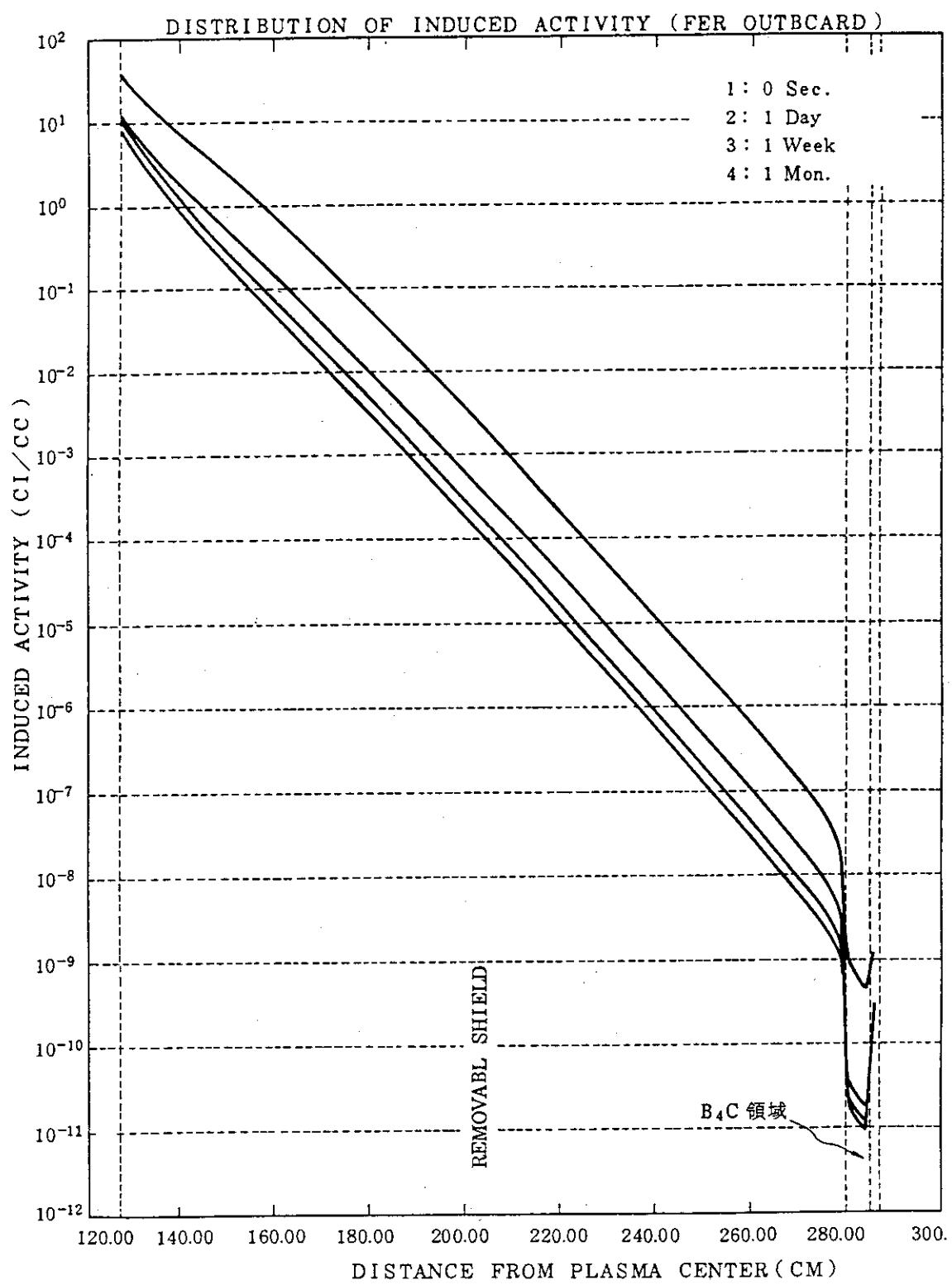


Fig. 7.2.4 Distribution of induced activity  
(Outboard-Access port)

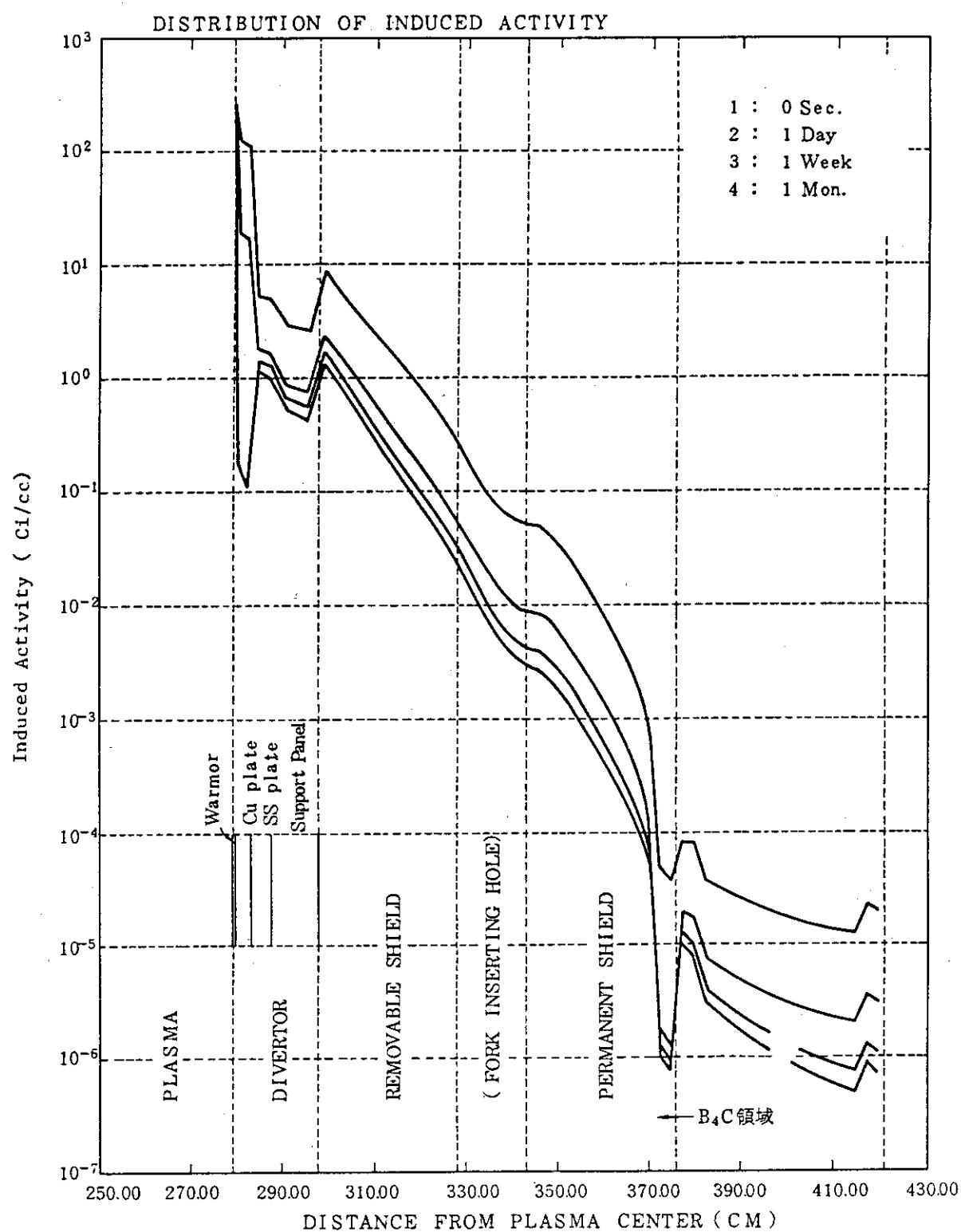


Fig. 7.2.5 Distribution of induced activity (downward)

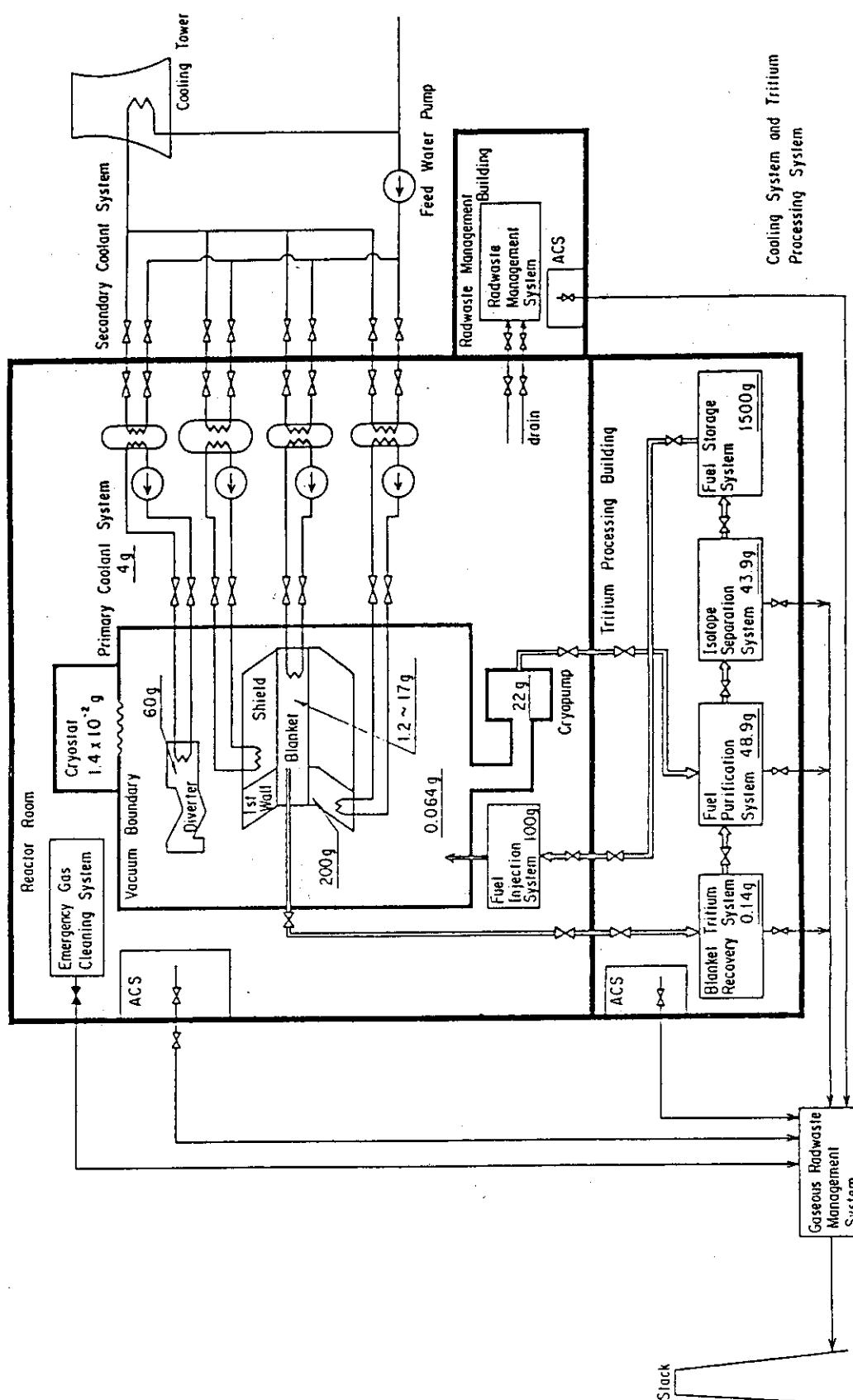


Fig. 7.2.6 Tritium inventory (Option C)

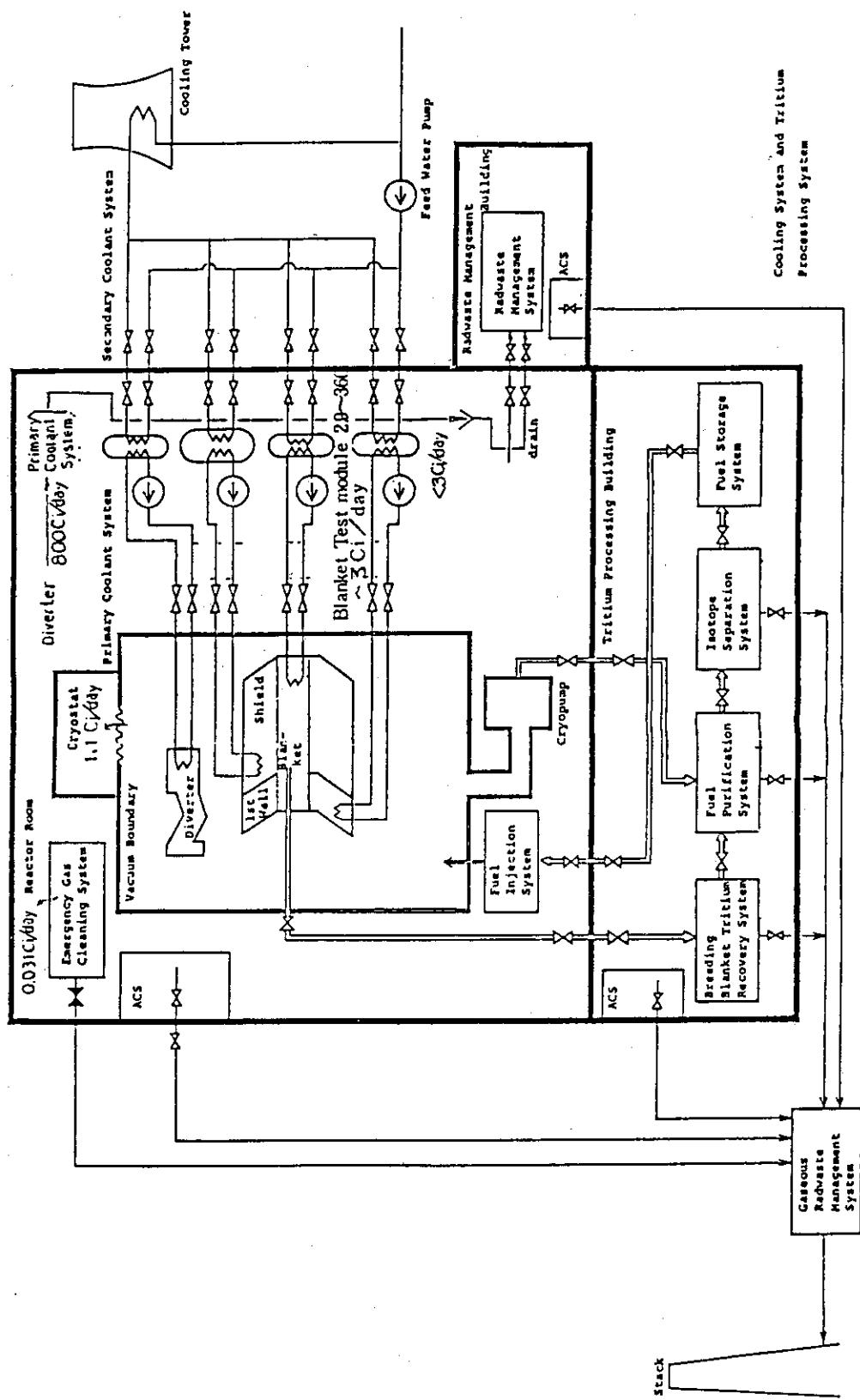


Fig. 7.2.7 Tritium release profile

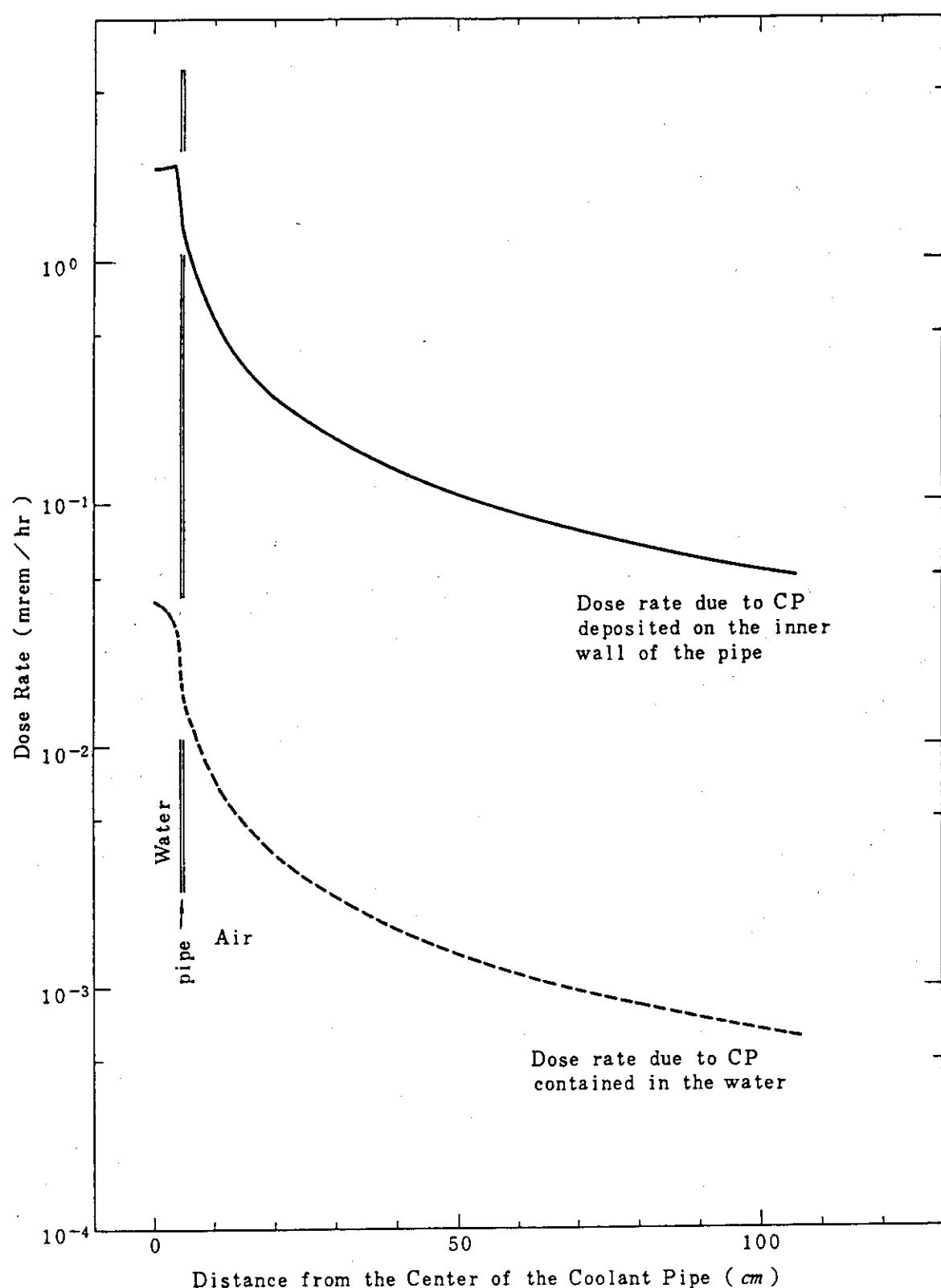


Fig. 7.2.8 Dose rate distributions due to corrosion product around the coolant pipe (Loop A) of FER

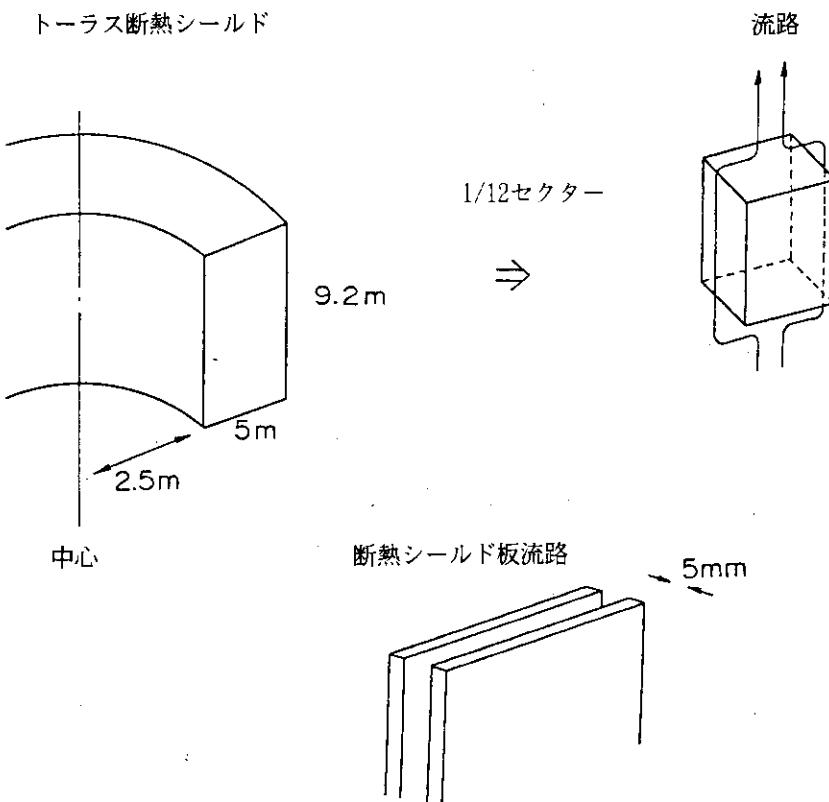


Fig. 7.2.9 トーラス断熱シールド概念図

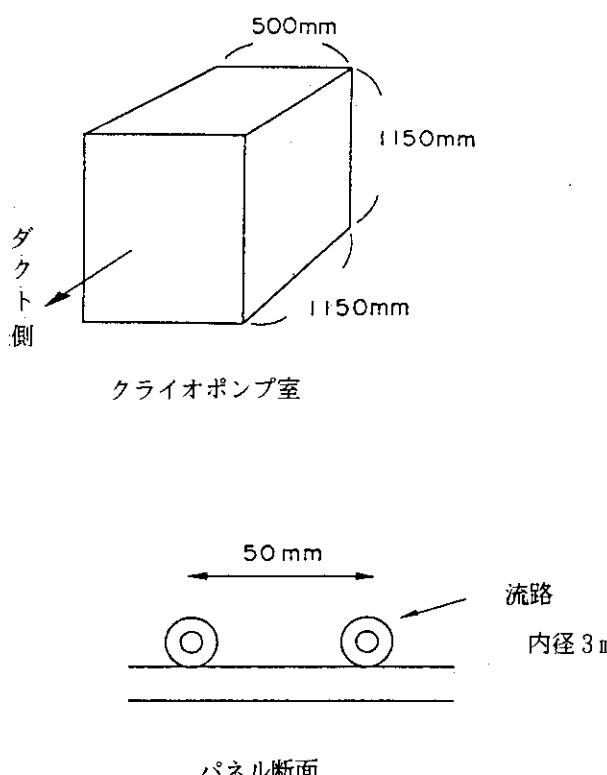


Fig. 7.2.10 クライオポンプ室概念図

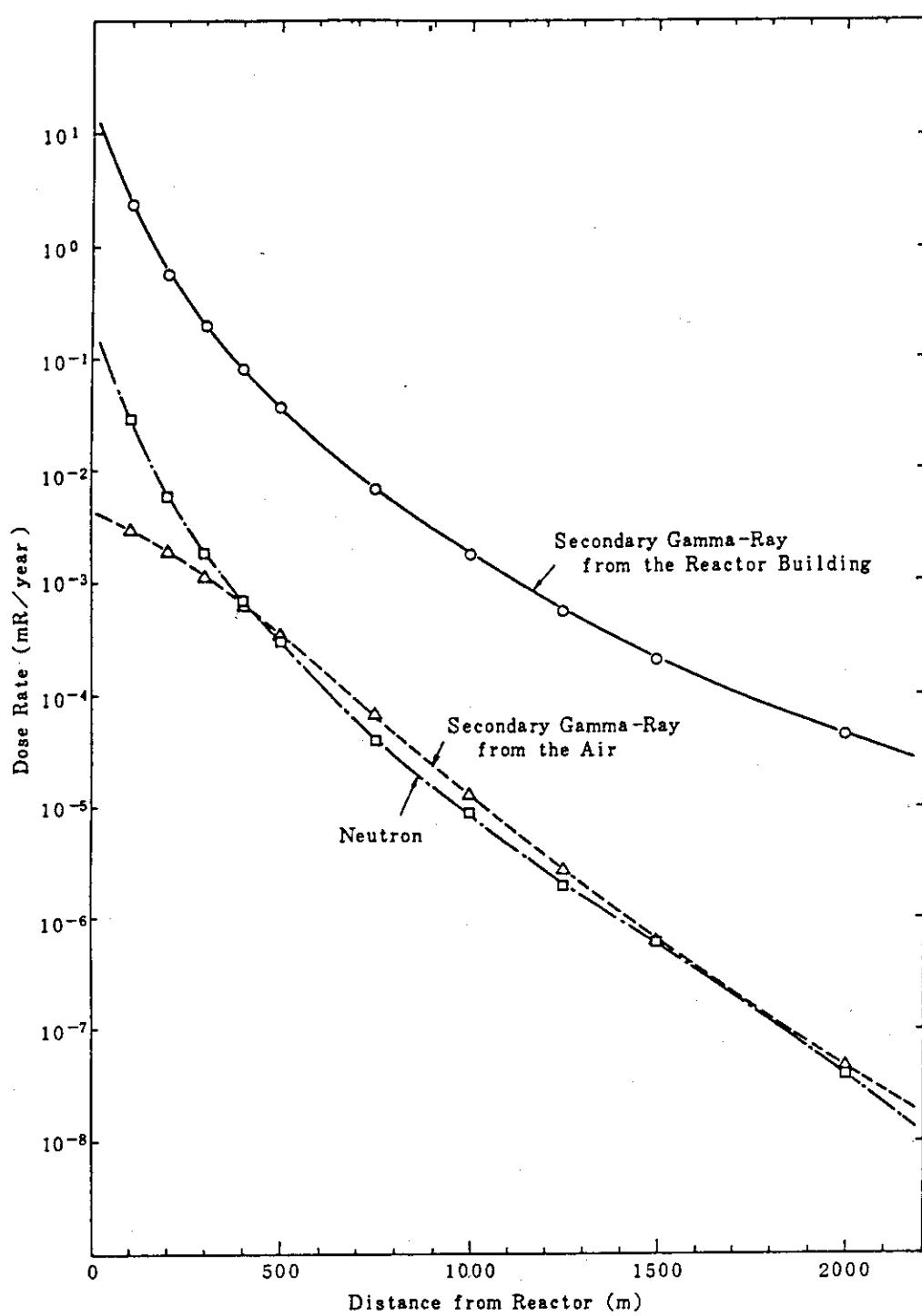


Fig. 7.2.11 Skyshine dose rate distributions as a function of distance from the reactor

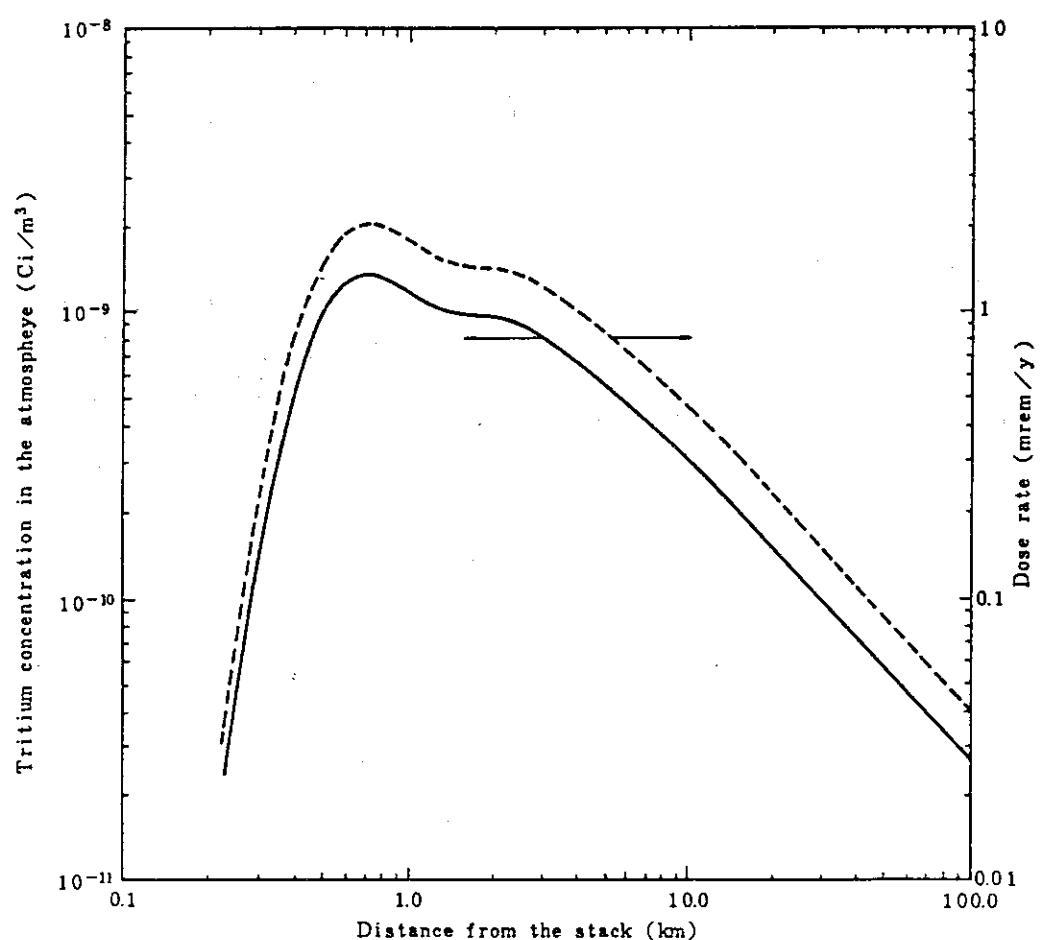


Fig. 7.2.12 Distribution of tritium concentration and dose rate in normal operation

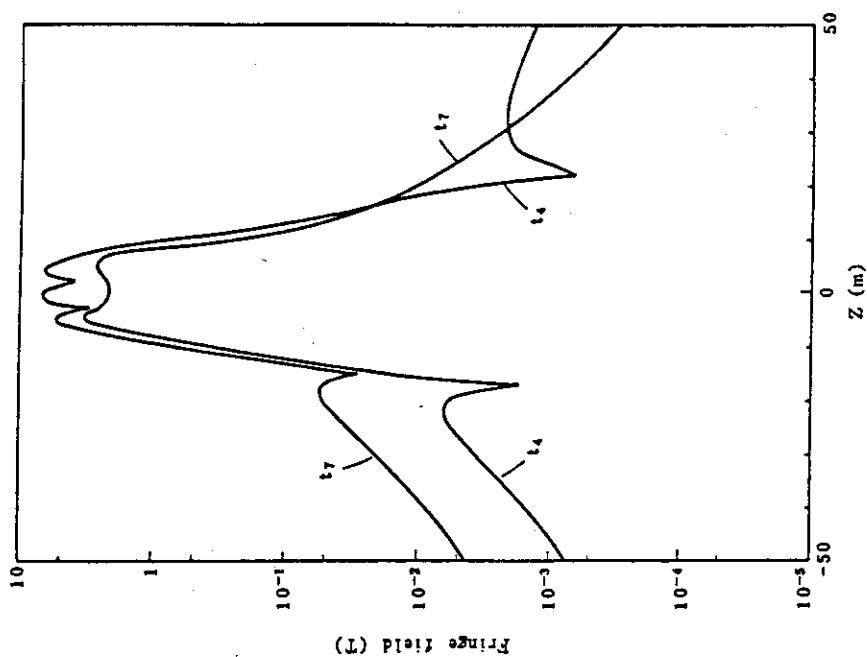


Fig. 7.2.14 Fringe field on the line  
of  $R = 0$ m

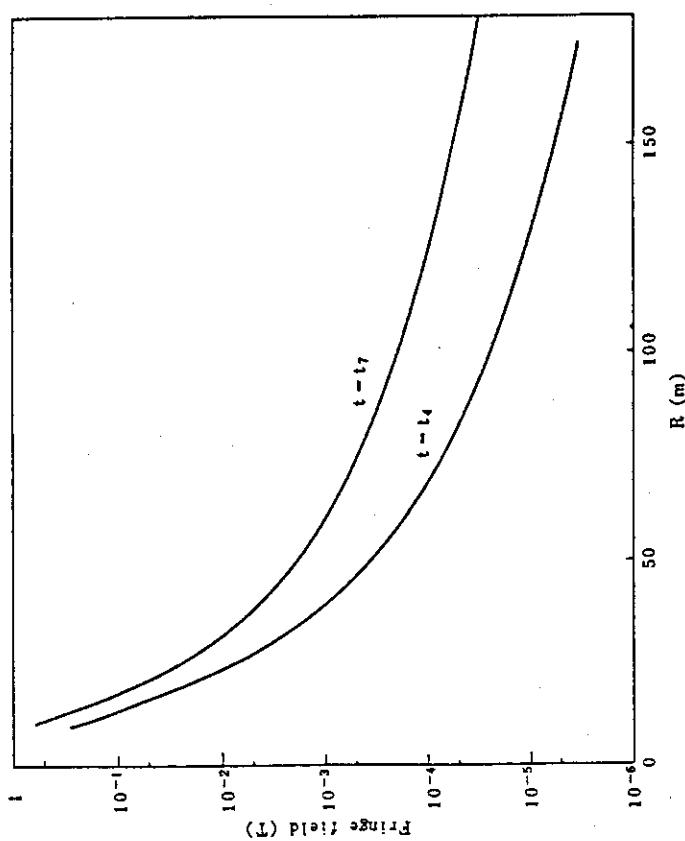
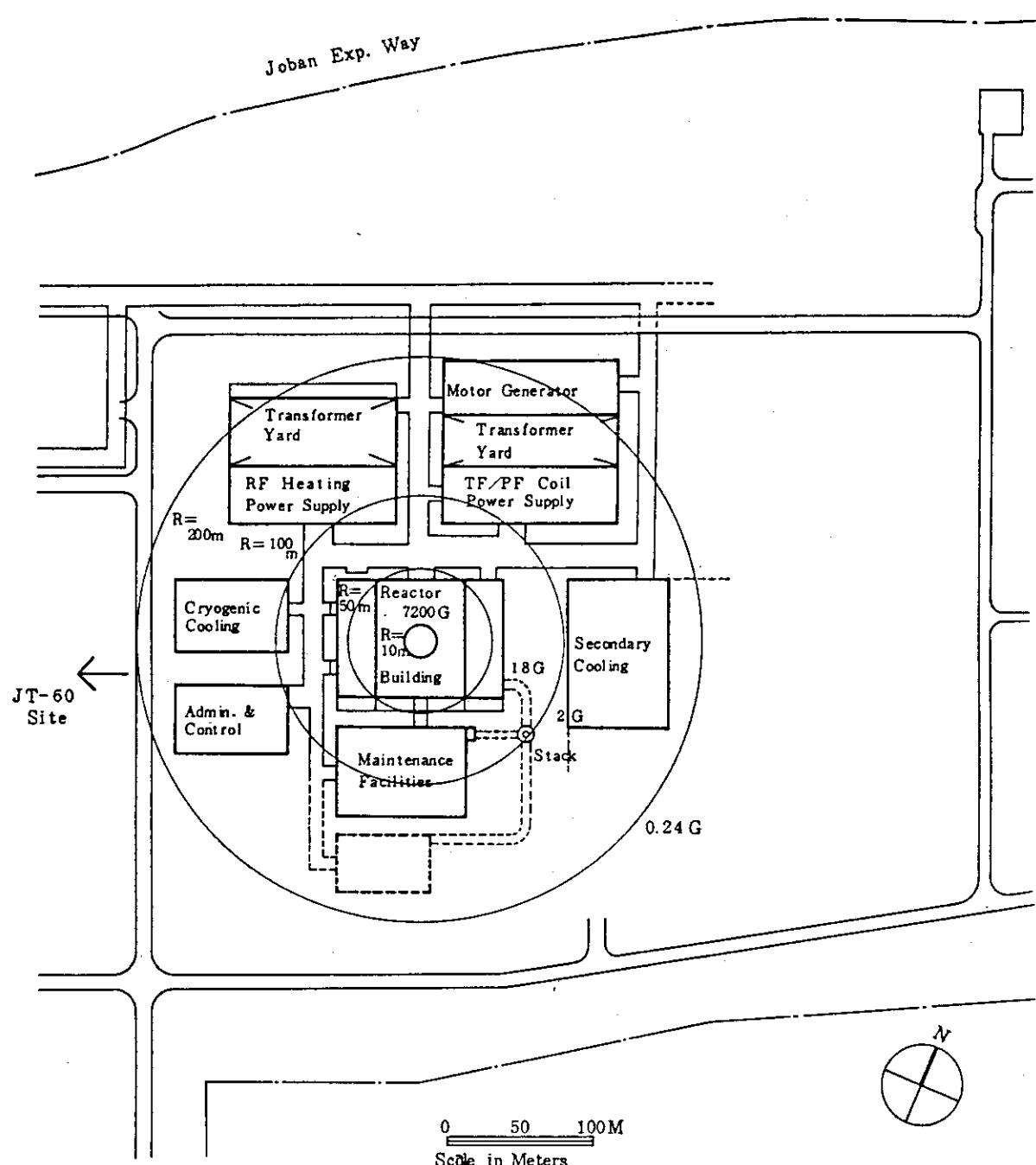


Fig. 7.2.13 Fringe field on the plane  
of  $Z = 0$ m

Fig. 7.2.15 Fringe field on the FER plant ( $Z = 0\text{m}$ )

### 7.3 分解修理時の安全性評価

分解修理時の安全性については、プラズマ真空容器を炉室に開放するため炉壁内面に浸入したトリチウムの再放出と炉壁内面のスパッタリング／エロージョンによって発生した放射性ダストの飛散が重要である。

トリチウムに関しては炉停止後 150°C の温度10日間ベーキングを行いトリチウム追出しを行った後の炉心構造物からのトリチウム放出量は、材料温度が50°Cの時、第一壁、ダイバータ各々 5 Ci/day であり、材料温度が40°Cの時は、トリチウム放出量は概略 2 Ci/day, 0.7 Ci/day となり、材料温度を下げるによりトリチウム放出量を低減できる。

炉本体開放時にトーラス内を吸引（負圧維持）することによって、トリチウムの放出を押えることができれば、室内へのトリチウム放出は、引抜いたセクターの部分からの放出分のみであり、第一壁引抜きの時50°C としても炉室内トリチウム濃度は  $1.7 \times 10^{-6} \text{ Ci/m}^3$  であり、最初から防護服なしで入室できる濃度となる。

一方、FER の分解修理時に作業員は炉本体構造物の誘導放射能や冷却系の放射性腐食生成物からの崩壊ガンマ線による外部被曝を受ける。また、従来評価が行われなかった放射性ダストによる外部被曝ならびに内部被曝を受ける可能性がある。本節では、それらの放射線による被曝について検討・評価する。7.3.1 項では放射性核種の発生量とその分布を述べる。次いで7.3.2 項で分解修理時近接する可能性のある外側遮蔽背後の炉本体誘導放射能を冷却系放射性腐食生成物による被曝線量率について評価する。7.3.3 項では、放射性ダストの影響について述べる。ダスト発生量は、その評価の基礎となる情報がないため、便宜上環境基準相当の濃度を仮定し、それによる被曝線量率を国際防護委員会の推奨する方法 (ICRP Publication 26<sup>1)</sup>, 30<sup>2)</sup> に準拠して評価した。

#### 7.3.1 放射性核種の発生量及びその分布

今回の評価対象の昭和61年度設計 FER の標準炉心オプション C<sup>3)</sup> の炉心およびブランケットでの主要設計パラメータは、昭和60年度設計 FER<sup>4)</sup> と比較して、トーラス外側遮蔽の厚さが 5 cm 削減された点を除くと殆んど差がない。そのため、被曝評価のベースデータは、昭和60年度検討で得られたもので充當できる。昭和60年度検討では、放射性核種の生成消滅計算を以下の条件にて行った。

- ・中性子輸送計算 ANISN (1次元平板モデル) S<sub>8</sub>-P<sub>3</sub>近似、断面積GICX 40
- ・中性子壁負荷 1MW/m<sup>2</sup>, 0.33MWy/m<sup>2</sup>
- ・核種生成消滅計算 ACT 4

以下に昭和60年度設計FERの結果をレビューし、また、オプション上での適用に関して言及する。

##### (1) トーラス外側

Fig. 7.3.1 にトーラス外側遮蔽体中の誘導放射能の空間分布を示す。プラズマに近い所では、減衰勾配が空間とともに変化しているが、プラズマ中心から 200cm 以上離れると殆んど直線状であり、しかも炉停止後の時間が異なるもの同士ほど平行となっている。また、Fig. 7.3.

2には、炉停止24時間後の放射能の空間分布を核種別に示す。それぞれプラズマ近傍では減衰勾配が変動しているが、プラズマ中心から200cm以上離れたところでは、Fig. 7.3. 1同様に減衰勾配がそろい、ほど平行になっている。尤も、B<sub>4</sub>C庶蔭領域に近づくと、中性子束はその境界の影響を受けゆらぐことになる。その程度はエネルギーによって多少の差があり、そのため空間分布が核種別にまた差が生じている。

ところで、昭和61年度設計FERの標準炉心オプションCでは、前述したように外側庶蔭厚が約5cm薄くなっている。その削減の割合は外側遮蔽全体の高々3%であり、Fig. 7.3. 1およびFig. 7.3. 2の放射能分布をすっかり変えてしまう程の量ではない。即ち、上記グラフでの準定常的な減衰を示す（即ち、直線的な減衰を示す領域）が5cmだけ短くなったものと解釈できる。従って、グラフにおいては、直線的な減衰を示す領域（プラズマ中心から200cm～260cm）で5cmだけ縮め、それより外側の分布に対して2.1倍の補正した値を本設計にて使用した。

Fig. 7.3. 3には、第1壁中の放射性核種の誘導放射能を炉停止後の時間の関数として示す。炉停止1日後の誘導放射能に寄与する主な核種は、<sup>51</sup>Cr、<sup>55</sup>Fe、<sup>57</sup>Co、<sup>58</sup>Coである。それらの核種のうち、短寿命の<sup>51</sup>Crは比較的早く減衰し、1年後には<sup>55</sup>Fe、<sup>57</sup>Co、<sup>58</sup>Coに加え<sup>54</sup>Mnや<sup>60</sup>Coの寄与が高くなって来る。<sup>55</sup>Feは、その崩壊過程が電子捕獲であり、放射線の外部被曝について殆んど無視できるが、7.3.3節で検討する放射性ダストによる内部被曝に対しては重要である。

### (2) トーラス下側

Fig. 7.3. 4にはダイバータを含む下側体系での炉停止後1ヶ月以内の誘導放射能の空間分布を示す。また、Fig. 7.3. 5にダイバータプレート中の放射性核種の誘導放射能の時間的变化を示す。ダングステンアーマー中では<sup>185</sup>W、<sup>181</sup>Wの寄与が高い。銅プレート中では、炉停止直後短寿命核種（半減期12.7時間）の<sup>64</sup>Cuの寄与が大きいが、それは急激に減衰して<sup>60</sup>Coにとって代られる。その影響を受けて、ダイバータ中の誘導放射能の空間分布はかなり大きく変化している。

なお、分解修理時の放射線被曝に対してこの部分の誘導放射能は、放射性ダスト源として考慮した。

### (3) 一次冷却系の放射性腐食生成物

被曝評価の対象となる線源としては、一次冷却系の放射性腐食生成物がある。Table 7.3. 1は、炉停止1日後における放射性腐食生成物の1次冷却水中濃度と配管内壁付着密度を示す。<sup>4)</sup>放射生核種については、第1壁同様、<sup>51</sup>Cr、<sup>54</sup>Mn、<sup>55</sup>Fe、<sup>58</sup>Coの寄与が大きい。また、<sup>59</sup>Feの割合も比較的大きい。

## 7.3.2 分解修理時炉本体放射能による被曝線量率

### (1) 外側体系

昭和60年度設計での1次元計算で得た炉停止1日後の線量率分布をFig. 7.3. 6（アクセスポート方向）、Fig. 7.3. 7（コイル方向）に示す。その結果は遮蔽厚が昭和60年度設計より約5cm薄

くなっていることによる効果（遮蔽体外側の線量率を2.1倍高める）を考慮して分解修理時に作業員が炉本体に近づく場所での線量率を評価し、下記の値を得た。

アクセスポート方向遮蔽体背後 : 0.11mrem/hr

トロイダルコイル方向遮蔽体背後 : 1.1mrem/hr

どちらも基準値の2.5mrem/hrを下まわっている。

しかし、Fig. 7.3. 8 で示す2次元計算の結果においては遮蔽体外側全体が約3mrem/hrと基準値を超える一部は10mrem/hrと基準値の4倍となっている。1次元計算の結果より高い値となっているのは、形状効果と空間メッシュやSn-P1オーダー等の計算条件の違いや、2次元計算の収束精度が1次元計算より低いこと全体を反映したものであると考える。

1次元計算、2次元計算の結果を総合し、炉停止1日後の遮蔽体背後の線量率は、セミパーマネットシールドの背後で基準値を最大4倍超える可能性があるが、その場合でも約6mmの鉛の外張りによって十分対応できる。

### (2) 1次冷却系配管

1次冷却系配管内壁に付着した放射性腐食生成物による被曝評価として、炉停止1日後の放射線線量率の空間分布をFig. 7.3. 9 に示す。これによれば、配管表面でも1.2mrem/hrであり、基準値2.5mrem/hrの約半分であることがわかる。また、1次冷却水中の腐食生成物の寄与は、内壁付着腐食生成物に比べて2桁低く、ほとんど無視できる。

### 7.3.3 放射性ダストによる被曝評価

前節は、炉本体放射能による被曝線量率について述べた。核融合炉ブランケット第1壁やダイバータ等プラズマに対向する構造物は、高速中性子によるスパッタリングやプラズマの振動やディスラプション等によって可成り損耗する。その機構はまだ十分にわかっていないが、その際構造物の表面から剥離しデブリとして下部に落下集積している可能性がある。そのデブリも放射能を有しており、分解修理時には放射性ダストとして舞い上がり作業員の被曝源となる可能性がある。従って、本節では、放射性ダストによる被曝量を試算し、その重要性を示す。

尚、設計に先立って核融合炉での放射性ダストの発生と挙動およびそれによる被曝評価に関する先行研究についてINIS文献情報検索システムを用いて調べたが、対象文献が2件しか見出せなかった。そこで、さらに検索の範囲を拡げデブリ(debris)も対象としたが、本設計で用いるのに足る実用的な情報は得られなかった。従って、以下の議論は全て推測に基くものである。

### (1) 放射性ダストの発生

Fig. 7.3. 10に核融合炉の分解修理時の放射性ダストの発生の機構に関する概念図を示す。核融合の炉心プラズマに対向して第1壁、ダイバーターやRFアンテナ等の構造材がある。これらの材料は、炉心プラズマの高速粒子によるスパッタリング、さらにプラズマ振動やディスラプション等の過程を通じて高温プラズマに触れて損耗する。その際、加熱蒸発した物質はイオン状態にあり、プラズマの作る磁力線に沿ってダイバータに集められ、そして真空排気系を通じて炉心部から排気される。また残存する部材の表面は、核融合炉の長期運転中に相当に荒れ、そのうちにデ

ブリとして剥離する。剥離したデブリは、炉心部が真空であるため、その粒径の大小に拘らず自由落下し、炉心下部に蓄積する。そして、分解時の機械的振動や真空密閉が破れた時に流入する空気によって飛散し、その結果、粒径の小さいものがダスト又はエアロゾルとして空気中に浮遊すると考えられる。これらのダスト又はエアロゾルは、デブリとして剥離する前は勿論、炉心下部においても高速中性子に照射されて相当放射化されており、ここに放射性ダストの発生を見ることになる。

参考までに通常我々が経験しているダストについて、その平均的な粒径を示すと以下の通りである。

塵 挨 : ~0.4ミクロン

機械加工のダスト : 4~6ミクロン

溶接で発生するダスト : ~0.9ミクロン

タバコの煙 : ~0.2ミクロン

核融合炉で発生するものは、デブリを経由するとすれば、機械加工のダストか、あるいはプラズマでの加熱を考えると溶接によるダストと同程度と考えられ、その粒径は塵挨より大きいと考えられるが、その粒径分布ならびに全体の発生量に関する文献情報はない。

従って、以下の分解修理時の作業員の被曝線量率の評価において、ダスト濃度として環境基準相当の値を想定した。即ち、ダストに関する環境基準は以下の通りである。

一般  $0.1\text{mg}/\text{m}^3$

事務所  $0.15\text{mg}/\text{m}^3$

煤煙排出基準  $50\sim500\text{mg}/\text{m}^3$

そして、FERにおいては、放射性ダスト物質100gが炉本体室中（容量250.900m<sup>3</sup>）に一様に飛散し、ダストとして浮遊しているとした。その結果、ダスト濃度は、 $0.4\text{mg}/\text{m}^3$ となる。これは一般基準の4倍であり、溶接工場現場担当である。また、放射性ダストの源としては、プラズマに最隣接するブランケット第1壁アーマ（ステンレス鋼）およびダイバータプレートのタンクステンアーマとその第2層目の銅プレートを考える。Table 7.3. 2~4には、それぞれの層の放射性核種の誘導放射能を炉停止後冷却時間の関数として示す。

## (2) 外部被曝線量率

放射性ダストによる外部被曝線量率の評価は、国際放射線防護委員会勧告に準拠し、直径30cmの（人体）等価球の1cm深部線量当量指標で評価した。即ち、中心に直径30cmの水球を置き、そのまわりに半径39mの空気層によりなる球形モデルを取り、1次元Sn計算によってガンマ線エネルギー吸収量を求めた。尚線源は、上記空気層にTable 7.3. 2~3の各放射性ダスト源である第1壁アーマ材、ダイバータのタンクステンアーマ及び銅プレートのそれぞれの誘導放射能に対応した崩壊ガンマ線の一様分布源を与えた。

Table 7.3. 4 及びFig. 7.3. 11に各部材100gが炉本体中にダストとして分布する場合の水等価球表面から1cmでのガンマ線のエネルギー吸収量と1cm深部線量当量指標を示す。尚、後者は放射線管理の量としてICRPが求める実効線量当量に代わるものである。表にて明らかなように炉停止

1日後では、どのダスト源でも基準の  $2.5\text{mrem}/\text{hr}$  を越えている。ダスト濃度として一般環境基準の  $0.1\text{mg}/\text{m}^3$  以下とした場合、第1壁及びダイバータ銅プレートについては基準の約半分となるが、タンクステンアーマを主源とするダストにおいては基準値を超えており、ダストの防止策あるいは空気の浄化が必要である。

### (3) 内部被曝量

放射性ダストによる内部被曝の評価は、吸入あるいは経口摂取による被曝に対し、放射線作業従事者の年間被曝の管理上の基準である  $5\text{ rem}$  の預託実効線量当量以下に抑えるべく ICRP Publication 30 補遺で与えられている年摂取限度 (ALI) のデータを用いて行った。尚、ALIはダスト粒径 (空気力学的放射能中央径、AMAD) や生体組織中の生物学的半減期の関数である。本評価では、不確定要素も多いため、AMADの値として便宜的に 1 ミクロンを採った。また、生物学的半減期の区分は、ダスト科学形態として金属又は酸化物のものを採った。

Table 7.3. 4～6 には、放射性ダスト源となる部材に含まれる放射性核種の ALI 値を生物学的半減期の区分とともに示す。

上記 ALI 値から放射性核種  $1\text{Ci}$  摂取当たりの預託実効線量率量  $D_0(\text{rem}/\text{year}/\text{Ci})$  を求めた。次いでこの値をベースにして、FER の第1壁、ダイバータのタンクステンアーマや銅プレート放射化物質を  $1\text{ g}$  摂取した場合の預託実効線量を算出し、Table 7.3. 5～7 に示した。一方、分解修理作業 1 時間の場合、放射性ダストの摂取量は、

$$0.4\text{mg}/\text{m}^3 \times 20 (\ell/\text{分}) \times 60\text{分} = 0.48\text{mg}$$

である。この値に Table 7.3. 5～7 の最下段の値を乗ずることによって内部被曝での預託実効線量当量が求まる。結果を Table 7.3. 8 及び Fig. 7.3. 12 に示すが、被曝量は外部被曝に比べて 3 衍高く、その影響は重大である。しかも、冷却時間を一部とってもその減衰は 2～3 分の 1 であり、いつまでも放射性ダスト対策が必要であることを示している。

### 7.3.4 まとめ

FER の分解修理時の作業員の放射線被曝量を評価した。評価対象は、昭和61年度設計炉心オプション C である。炉心停止 1 日後での炉本体の誘導放射能による被曝は下記の通りである。

炉心外側庶蔽背後：最大  $10\text{mrem}/\text{hr}$

1 次冷却系配管 :  $1.2\text{mrem}/\text{hr}$  以下

前者は、基準の 4 倍である。一応、 $6.0\text{mm}$  厚の鉛の外張りで対応できるが、安全性の観点から設計を見直すことと、計算モデルのあいまいさ等、遮蔽計算の誤差検討が今後の課題である。

また、放射性ダストによる被曝は、ダスト濃度として  $0.4\text{mg}/\text{m}^3$  (炉本体室全体に放射性物質  $100\text{g}$  が飛散一様分布した場合) を想定して、ICRP Publication 26 および 30 に基いて評価した。その結果、炉停止 1 日後の 1 時間作業について下記の値を得た。

ダスト源	外部被曝量	内部被曝量
	[1 cm深部線量当量 mrem/hr]	(預託実効線量rem/y)
第一壁	5.4	3.2
ダイバータタングステンアーマ	13.5	2.4
ダイバータ銅プレート	5.9	1.6

上記の値の中で内部被曝量は、単に1時間の作業によるもので、外部被曝に比べてその重大さがわかる。また、これは炉停止後1年経過しても数分の1しか減らない。従って、今後放射性ダスト発生量の評価が重要な課題として残る。

#### 参考文献

- 1) "Recommendations of the International Commission on Radiological Protection, ICRP Publication 26, Press, Oxford (1977).
- 2) "Limits for Intakes of Radionuclides by Workers", ICRP Publication 30, Pergamon Press, Oxford (1980).
- 3) "核融合実験炉(FER)概念設計", JAERI-M86-134 (1986).
- 4) "核融合次期装置設計(昭和61年度設計報告書) - 炉本体構造設計-", JAERI-M87-139 (1987).

Table 7.3.1 ループAの一次冷却水中の放射性腐食生成物

Isotope	Density in the Water (pCi/ml)	Deposition on the Inner Wall (pCi/cm <sup>2</sup> )	Comment
<sup>51</sup> Cr	7.3 + 1	1.0 + 4	
<sup>54</sup> Mn	1.4 + 1	6.8 + 3	
<sup>56</sup> Mn	2.4 + 1	3.1 + 3	
<sup>55</sup> Fe	5.8 + 1	4.5 + 4	EC only
<sup>59</sup> Fe	1.3 + 1	8.3 + 3	
<sup>57</sup> Co	6.2 + 0	4.7 + 3	
<sup>58</sup> Co	1.3 + 1	8.4 + 3	
<sup>60</sup> Co	4.6 - 1	1.8 + 2	
<sup>59</sup> Ni	6.8 + 0	2.0 + 2	EC and $\beta^+$ decay only

Table 7.3.2 Induced activities in the first wall  
(unit: Ci/cm<sup>3</sup>)

Radio Isotope	T <sub>1/2</sub>	Activity at the cooling time of			
		1 day	1 week	1 month	1 year
<sup>48</sup> V	322.3 day	0.0422	0.0416	0.0396	0.020
<sup>51</sup> Cr	3.957 yr.	4.41	3.80	2.11	$4.9 \times 10^{-4}$
<sup>54</sup> Mn	307.7 day	0.714	0.704	0.669	0.318
<sup>56</sup> Mn	2.579 hr	0.027	<<1	<<1	<<1
<sup>55</sup> Fe	2.685 yr.	3.07	3.06	3.01	2.37
<sup>59</sup> Fe	43.92 day	0.0476	0.0433	0.0301	$1.65 \times 10^{-4}$
<sup>57</sup> Co	268 day	2.30	2.27	2.14	0.909
<sup>58</sup> Co	69.75 day	2.01	1.90	1.51	0.057
<sup>58m</sup> Co	9.15 hr	0.489	$9.0 \times 10^{-6}$	<<1	<<1
<sup>60</sup> Co	5.272 yr.	0.028	0.028	0.028	0.025
<sup>57</sup> Ni	1.5 day	0.248	0.0155	$3.1 \times 10^{-7}$	<<1
<sup>89m</sup> Y	60.06 s	0.0106	$3.0 \times 10^{-3}$	$2.1 \times 10^{-5}$	<<1
<sup>89</sup> Zr	3.268 day	0.0106	$3.0 \times 10^{-3}$	$2.1 \times 10^{-5}$	<<1
<sup>91m</sup> Nb	61.1 day	$8.16 \times 10^{-3}$	$7.7 \times 10^{-3}$	$5.9 \times 10^{-3}$	$1.4 \times 10^{-4}$
<sup>92m</sup> Nb	10.1 day	0.0183	0.0121	$2.4 \times 10^{-3}$	<<1
<sup>95</sup> Nb	34.5 day	0.0117	0.0116	$7.7 \times 10^{-3}$	$8.0 \times 10^{-5}$
<sup>99</sup> Mo	2.75 day	0.556	0.033	$5.1 \times 10^{-7}$	<<1
<sup>99m</sup> Tc	6.02	0.584	0.064	$9.3 \times 10^{-3}$	$7.7 \times 10^{-4}$
<sup>101</sup> Tc	14.3 min	0.0111	$1.6 \times 10^{-3}$	$3.7 \times 10^{-4}$	$3.1 \times 10^{-5}$

Table 7.3.3 Induced activities in the divertor

(unit: Ci/cm<sup>3</sup>)

Radio Isotope	T <sub>1/2</sub>	Activity at the cooling time of			
		1 day	1 week	1 month	1 year
<b>Tungsten Armor</b>					
<sup>181</sup> Hf	41.85 day	0.027	0.024	0.017	$7.0 \times 10^{-5}$
<sup>179</sup> Ta	1.820 yr.	0.023	0.023	0.022	0.016
<sup>182</sup> Ta		0.039	0.037	0.032	$4.3 \times 10^{-3}$
<sup>183</sup> Ta	5 day	0.129	0.056	$2.2 \times 10^{-3}$	<<1
<sup>184</sup> Ta	8.7 hr.	0.021	$2.1 \times 10^{-7}$	<<1	<<1
<sup>181</sup> W	119.2 day	22.35	21.59	18.88	2.77
<sup>185</sup> W	74 day	70.19	66.4	53.5	2.43
<sup>187</sup> W	23.85 hr.	38.2	0.58	$4.6 \times 10^{-8}$	<<1
<b>Copper Plate</b>					
<sup>60</sup> Co	5.272 yr.	0.120	0.120	0.119	0.105
<sup>63</sup> Ni	100 yr.	0.036	0.036	0.036	0.036
<sup>64</sup> Cu	12.7 hr.	18.45	$7.1 \times 10^{-3}$	<<1	<<1

Table 7.3.4 External dose equivalent due to radiative dust exposure

Dust Source	Cooling Time	Photon Energy Absorption at 1 cm Depth in Sphere (Watt/g/Numerical Source*)	Dose Equivalent Index due to dust** (mrem/hr)
First Wall (7.116g/cm <sup>3</sup> )	1 Day	$2.68 \times 10^{-1}$	5.40
	1 Week	$2.15 \times 10^{-1}$	4.34
	1 Month	$1.73 \times 10^{-1}$	3.49
	1 Year	$3.30 \times 10^{-2}$	0.67
Tungsten Armor of Divertor (19.102g/cm <sup>3</sup> )	1 Day	$1.80 \times 10^0$	13.52
	1 Week	$3.19 \times 10^{-2}$	0.24
	1 Month	$3.15 \times 10^{-3}$	0.024
	1 Year	$3.29 \times 10^{-4}$	$2.5 \times 10^{-3}$
Copper Plate of Divertor (8.057g/cm <sup>3</sup> )	1 Day	$3.33 \times 10^{-1}$	5.93
	1 Week	$1.92 \times 10^{-2}$	0.34
	1 Month	$1.89 \times 10^{-2}$	0.34
	1 Year	$1.68 \times 10^{-2}$	0.30

N.B. \*) Source intensity due to ordinary material density which is given in the finit column.

\*\*) Dust density is 100g/FER whole volume i.e. 0.4mg/m<sup>3</sup>.\*\*\*) 1 Watt/g =  $3.6 \times 10^{11}$  mrem/hr.

Table 7.3.5 Internal exposure dose equivalent due to intake of 1g first-wall dust

	ALI (Bq)	$D_0$ (rem/y/Ci)	Dose Equivalent (rem/y) at the cooling time of			
			1 day	1 week	1 month	1 year
<sup>49</sup> V	W $9 \times 10^8$	260	1.54	1.52	1.45	0.73
<sup>51</sup> Cr	Y $7 \times 10^8$	260	161	139	77	0.017
<sup>54</sup> Mn	W $3 \times 10^7$	6200	622	613	583	277
<sup>56</sup> Mn	W $8 \times 10^8$	230	0.87	<<1	<<1	<<1
<sup>55</sup> Fe	W $2 \times 10^8$	930	401	400	394	310
<sup>59</sup> Fe	W $2 \times 10^7$	9300	62.2	56.6	39.3	0.216
<sup>57</sup> Co	Y $2 \times 10^7$	9300	3010	2970	2800	1190
<sup>58m</sup> Co	Y $3 \times 10^7$	6200	426	0.008	<<1	<<1
<sup>58</sup> Co	Y $2 \times 10^9$	93	26.3	24.8	19.7	0.74
<sup>60</sup> Co	Y $1 \times 10^6$	190,000	748	748	748	668
<sup>57</sup> Ni	W $1 \times 10^8$	1900	66.2	4.14	<<1	<<1
<sup>89my</sup> Y	Y $(4 \times 10^8)$	460	0.69	0.19	0.001	<<1
<sup>89</sup> Zr	W $9 \times 10^7$	2100	3.13	0.89	0.006	<<1
<sup>91m</sup> Nb	Y $(4 \times 10^7)$	4500	5.27	4.98	3.81	0.091
<sup>92m</sup> Nb	Y $(4 \times 10^7)$	4600	11.83	7.82	1.55	<<1
<sup>95</sup> Nb	Y $4 \times 10^7$	4600	7.56	7.50	4.98	0.052
<sup>99</sup> Mo	Y $5 \times 10^7$	3700	289	17.2	<<1	<<1
<sup>99m</sup> Tc	W $2 \times 10^7$	9300	763	83.6	12.2	1.01
<sup>101</sup> Tc	W $1 \times 10^{20}$	19	0.03	0.002	0.001	<<1
overall	(7.716g/cc)		6610	5080	4680	2450

$$D_0 \text{ (rem/year/Ci)} = (5 \text{ rem/year}) / (\text{ALI} \times 2.7 \times 10^{-11} \text{ Ci})$$

Table 7.3.6 Internal exposure dose equivalent due to intake of 1g tungsten armor dust

Radio Isotope	ALI(Bq)	Do (rem/y/Ci)	Dose Equivalent (rem/y) at the cooling time of			
			1 day	1 week	1 month	1 year
$^{181}\text{Hf}$	$\text{W } 2 \times 10^7$	9300	13.1	11.7	8.3	0.034
$^{178}\text{Ta}$	$\text{Y } 3 \times 10^7$	6200	7.5	7.5	7.1	5.2
$^{182}\text{Ta}$	$\text{Y } 5 \times 10^6$	37000	75.5	71.7	62.0	8.3
$^{183}\text{Ta}$	$\text{Y } 4 \times 10^7$	4600	31	13.5	0.53	<<1
$^{184}\text{Ta}$	$\text{Y } 2 \times 10^8$	930	1.02	<<1	<<1	<<1
$^{181}\text{W}$	$\text{D } 1 \times 10^9$	190	222	215	188	28
$^{185}\text{W}$	$\text{D } 2 \times 10^8$	930	3420	3230	2600	118
$^{187}\text{W}$	$\text{D } 3 \times 10^8$	620	1240	18.9	<<1	<<1
overall	(19.102g/cm <sup>3</sup> )	-	5,010	3,570	2,870	160

Table 7.3.7 Internal exposure dose equivalent due to intake of 1g copper plate dust

Radio Isotope	ALI	Do	Dose Equivalent (rem/y) at the cooling time of			
			1 day	1 week	1 month	1 year
$^{60}\text{Co}$	$\text{Y } 1 \times 10^6$	190000	2830	2830	2810	2480
$^{63}\text{Ni}$	$\text{W } 1 \times 10^8$	1900	8.5	8.5	8.5	8.5
$^{64}\text{Cu}$	$\text{Y } 8 \times 10^8$	230	527	0.20	<<1	<<1
	(8.057g/cm <sup>3</sup> )	-	3370	2840	2820	2490

$$1 \text{ Bq} = 2.7 \times 10^{-11} \text{ Ci}$$

$$\text{Do} = (5 \text{ rem/year}) / (\text{ALI} \times 2.7 \times 10^{-11} \text{ Ci})$$

Table 7.3.8 Internal exposure dose equivalent per 1 hour work in FER

Dust density is 0.4mg/m<sup>3</sup>  
(100g diluted in FER volume 250,900m<sup>3</sup>).

(unit: rem/y)

Dust Source	Committed Dose-Equivalent at the cooling time of			
	1 day	1 week	1 month	1 year
First Wall	3.17	2.44	2.25	1.18
Tungsten Armor	2.40	1.71	1.38	0.77
Copper Plate	1.62	1.36	1.35	1.20

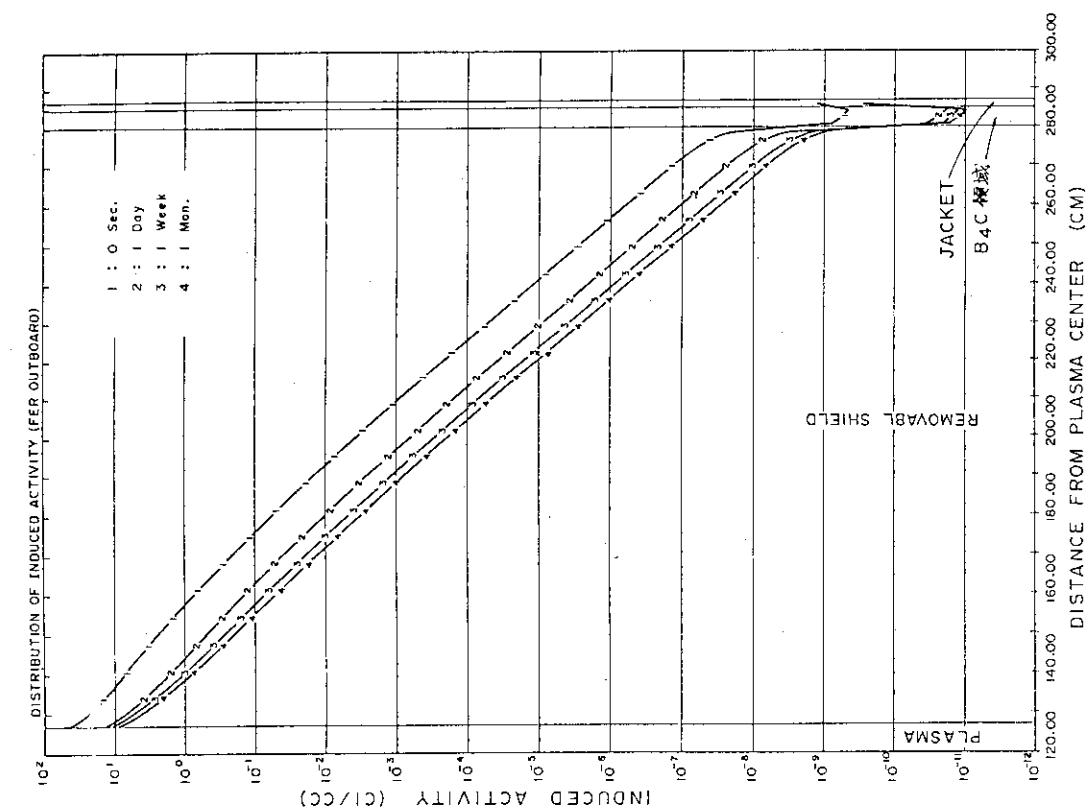


Fig. 7.3.1 Distribution of induced activity  
(Outboard - access port)

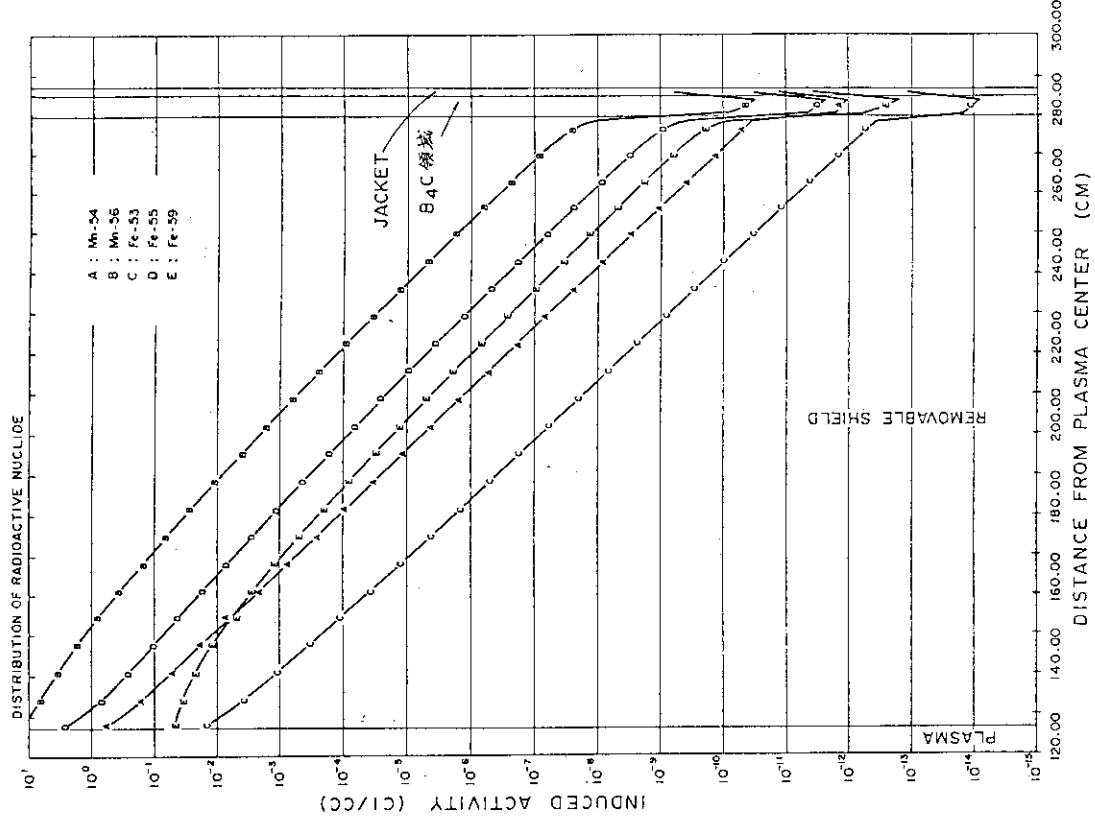


Fig. 7.3.2 Distribution of radioactive nuclide  
in 1st wall after reactor shutdown (1)

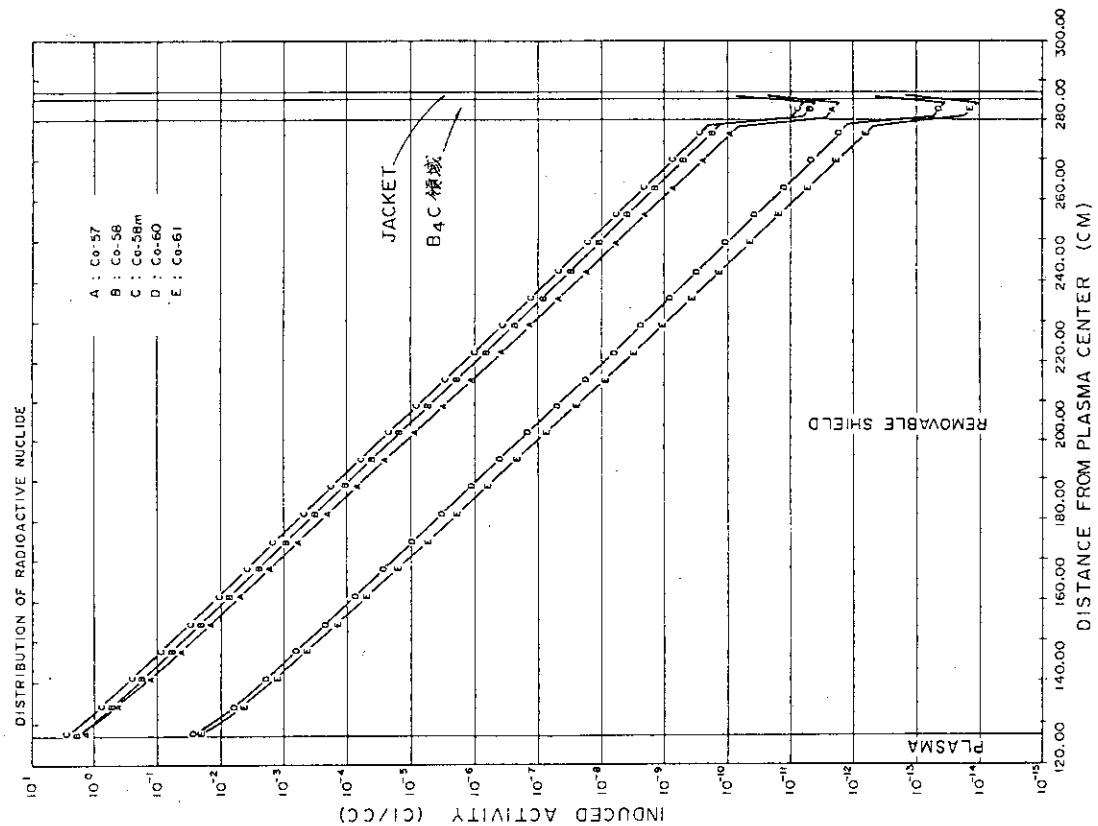


Fig. 7.3.2 Continued (2)

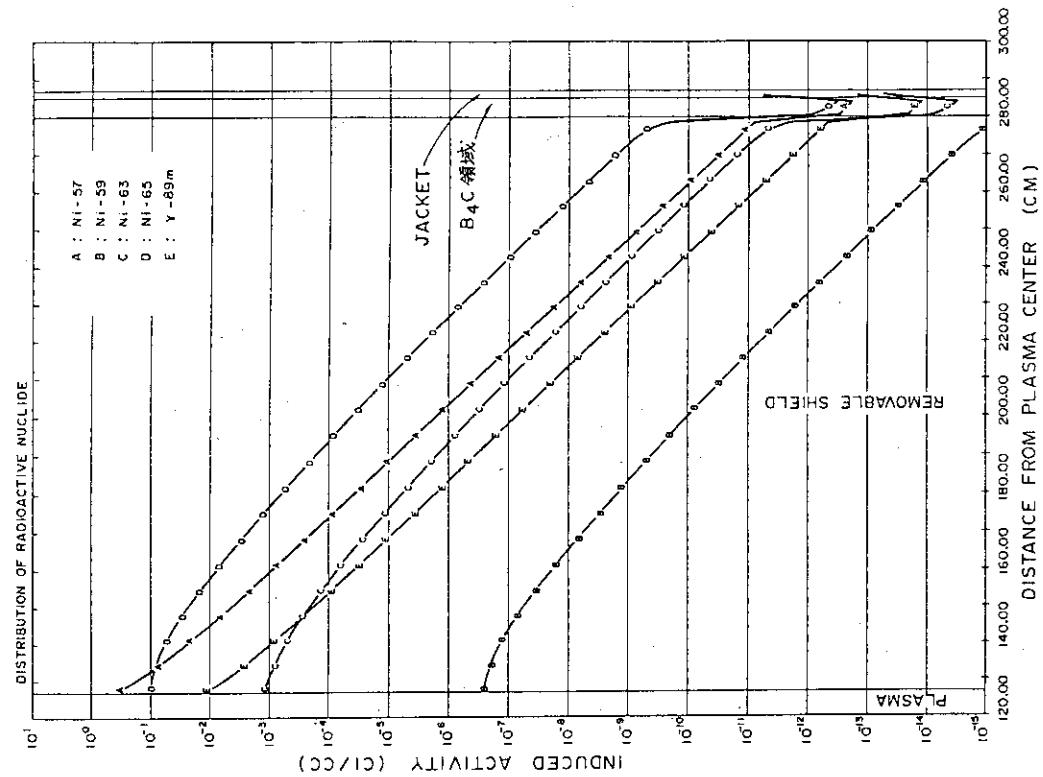


Fig. 7.3.2 Continued (3)

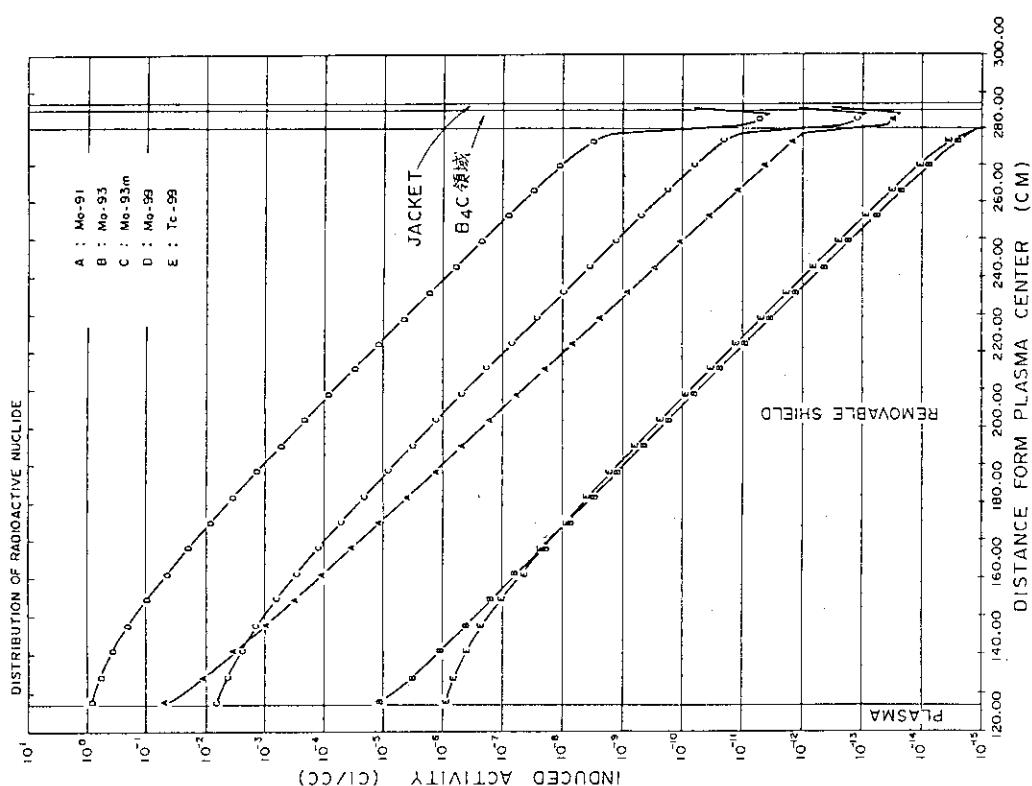


Fig. 7.3.2 Continued (4)

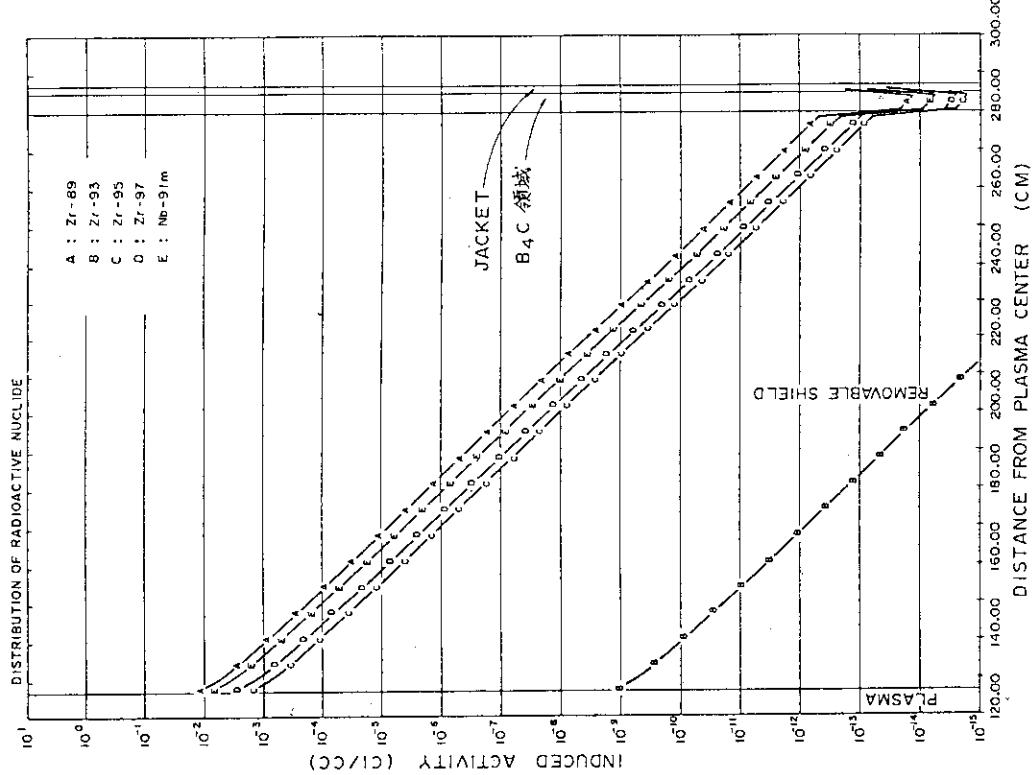


Fig. 7.3.2 Continued (5)

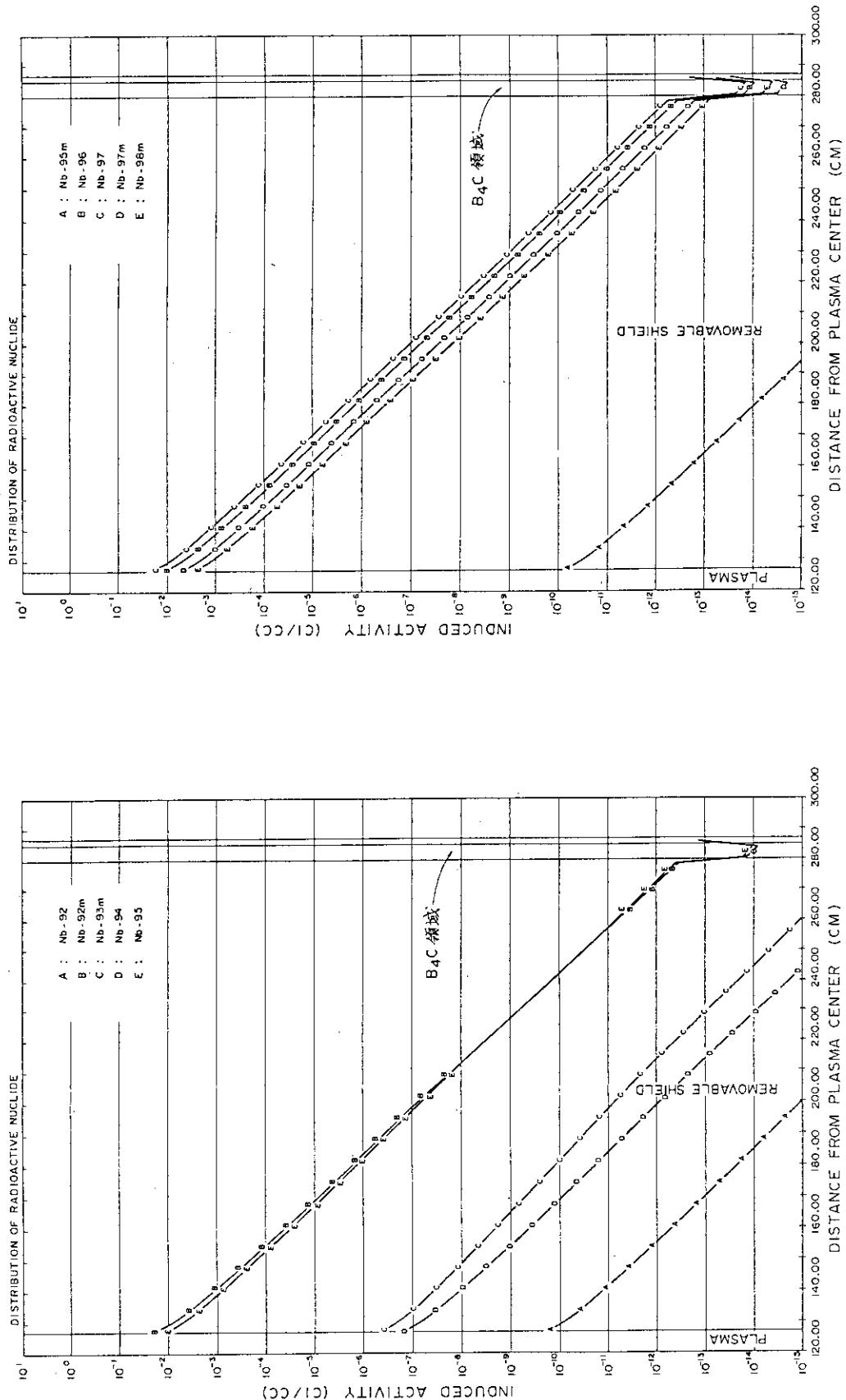


Fig. 7.3.2 Continued (7)

Fig. 7.3.2 Continued (6)

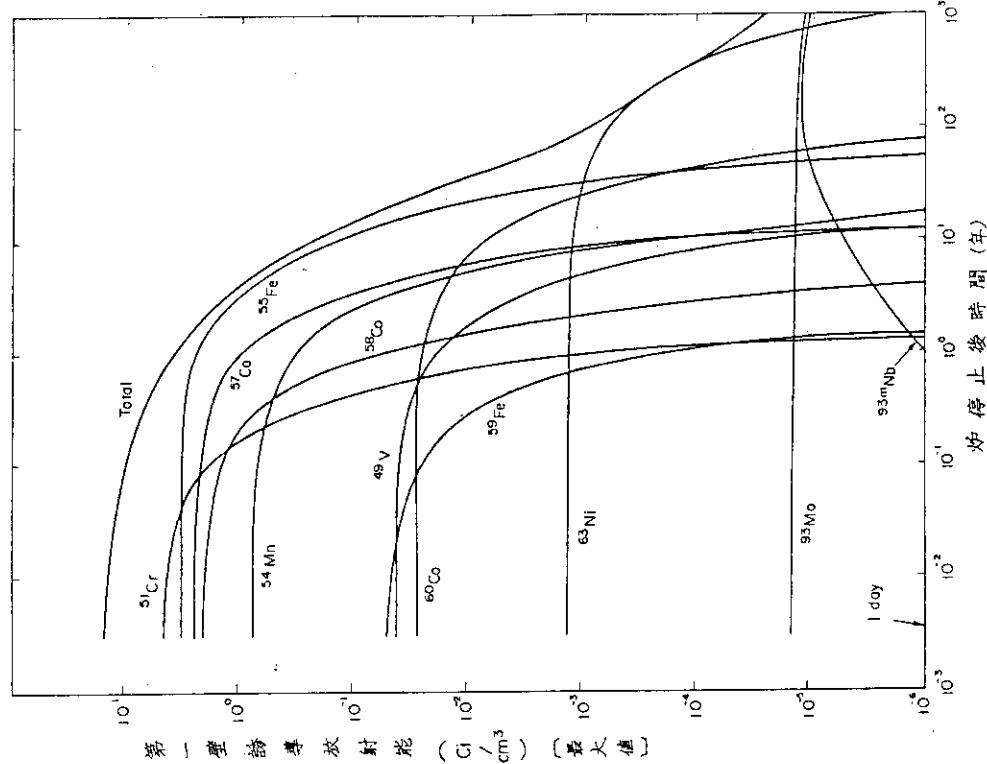


Fig. 7.3.3 Induced activity of 1st wall as a function of time after reactor shutdown

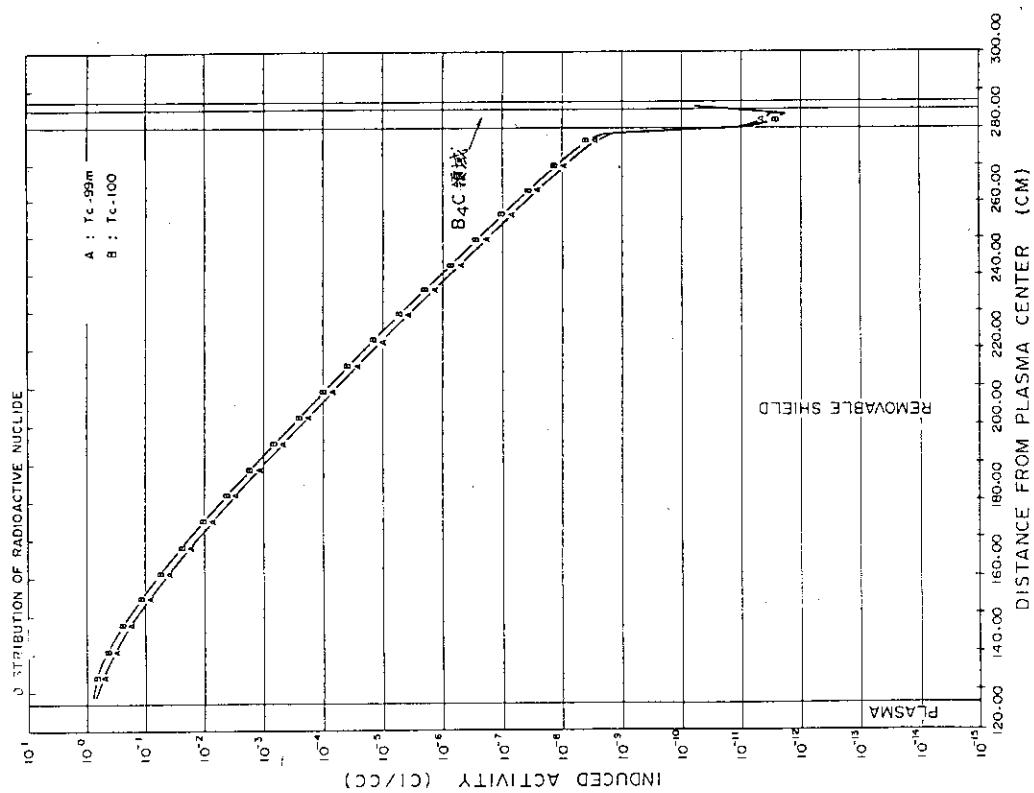


Fig. 7.3.2 Continued (8)

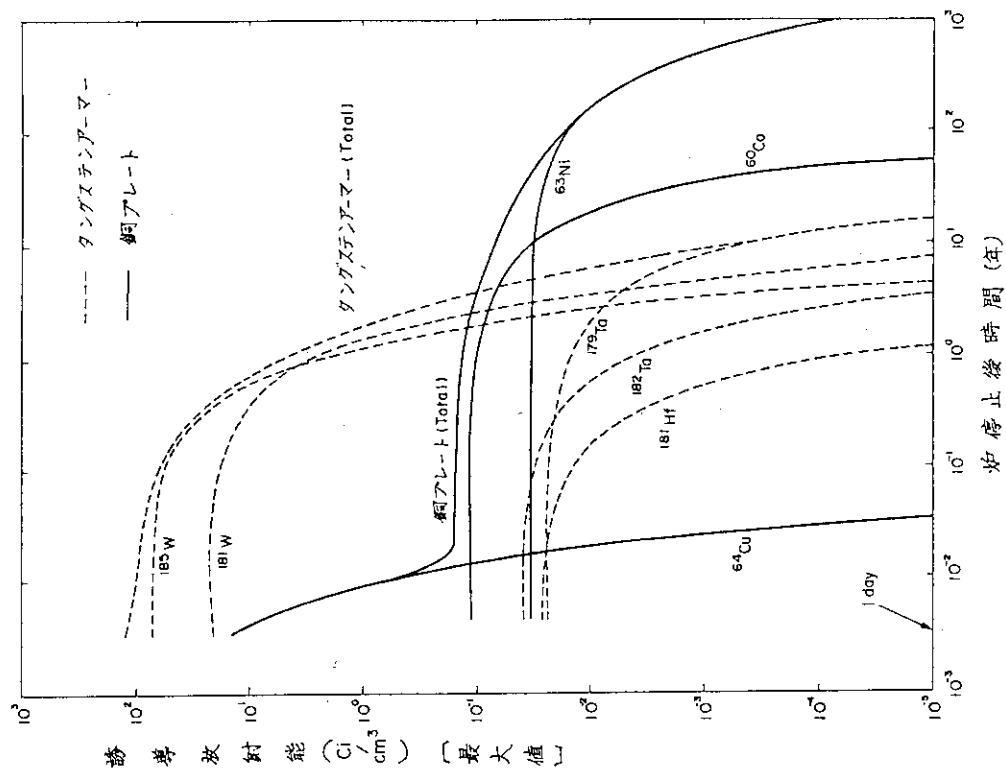


Fig. 7.3.5 Induced activity of divertor plate as a function of time after reactor shutdown

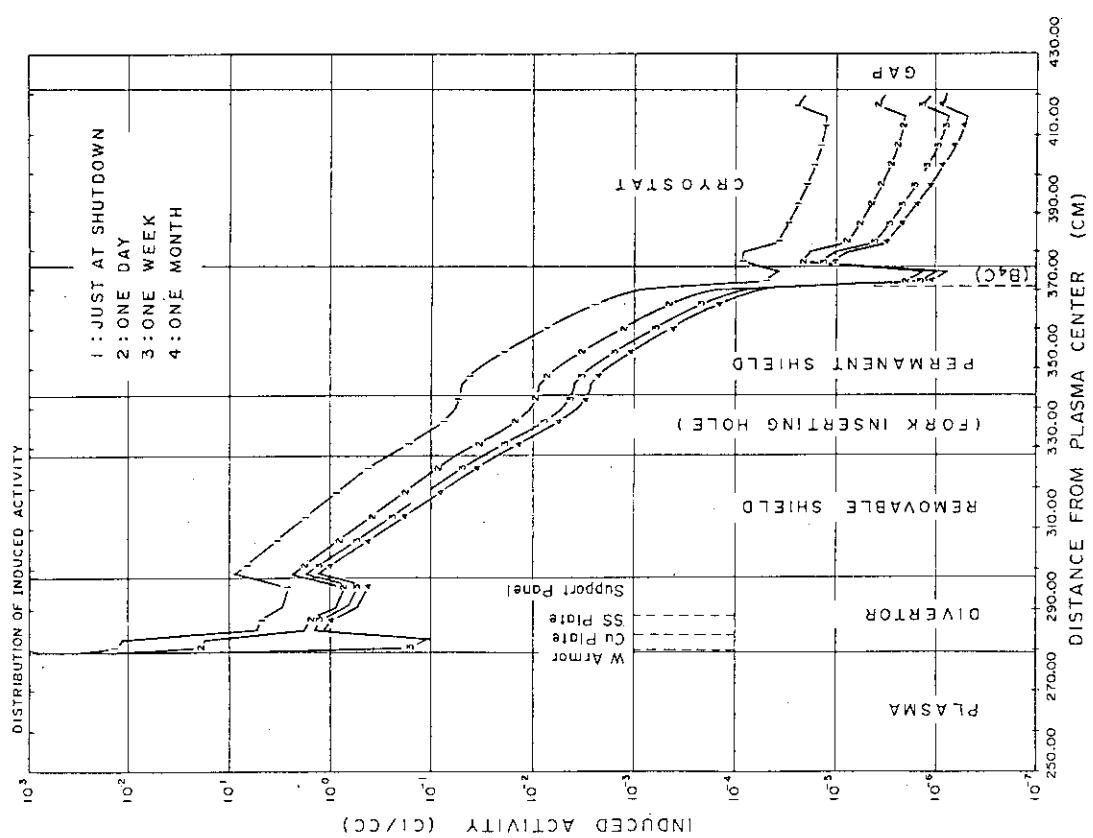


Fig. 7.3.4 Distribution of induced activity around the divertor

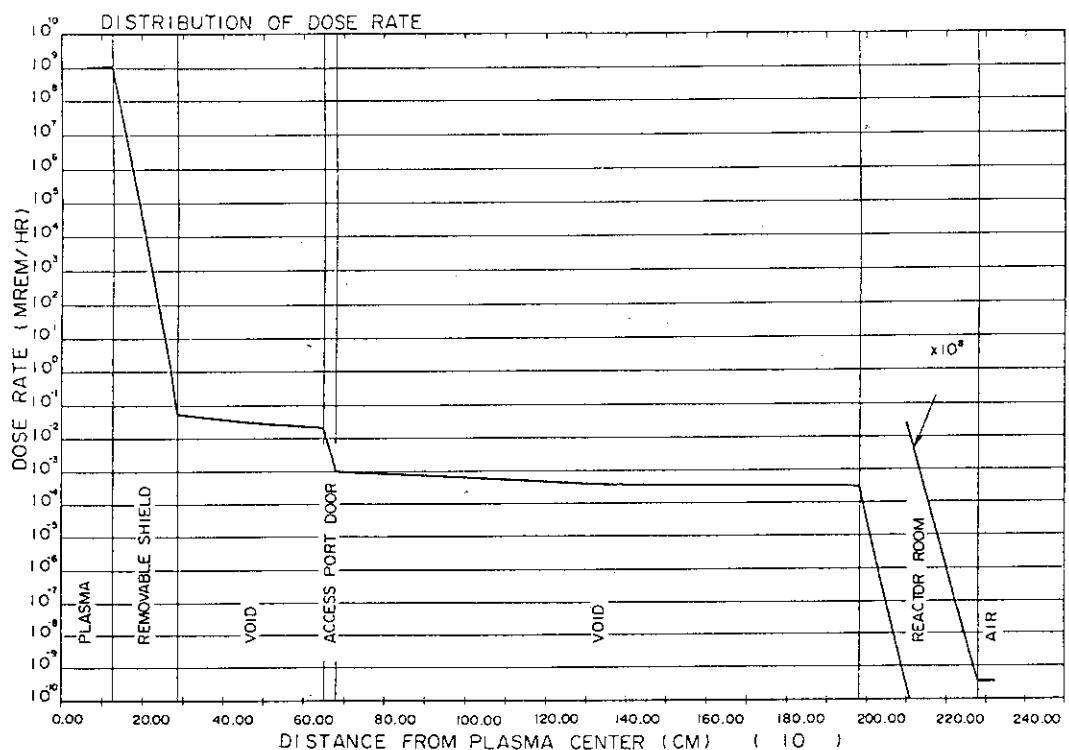


Fig. 7.3.6 Distribution of dose rate at one day after reactor shutdown  
(Outboard-access port)

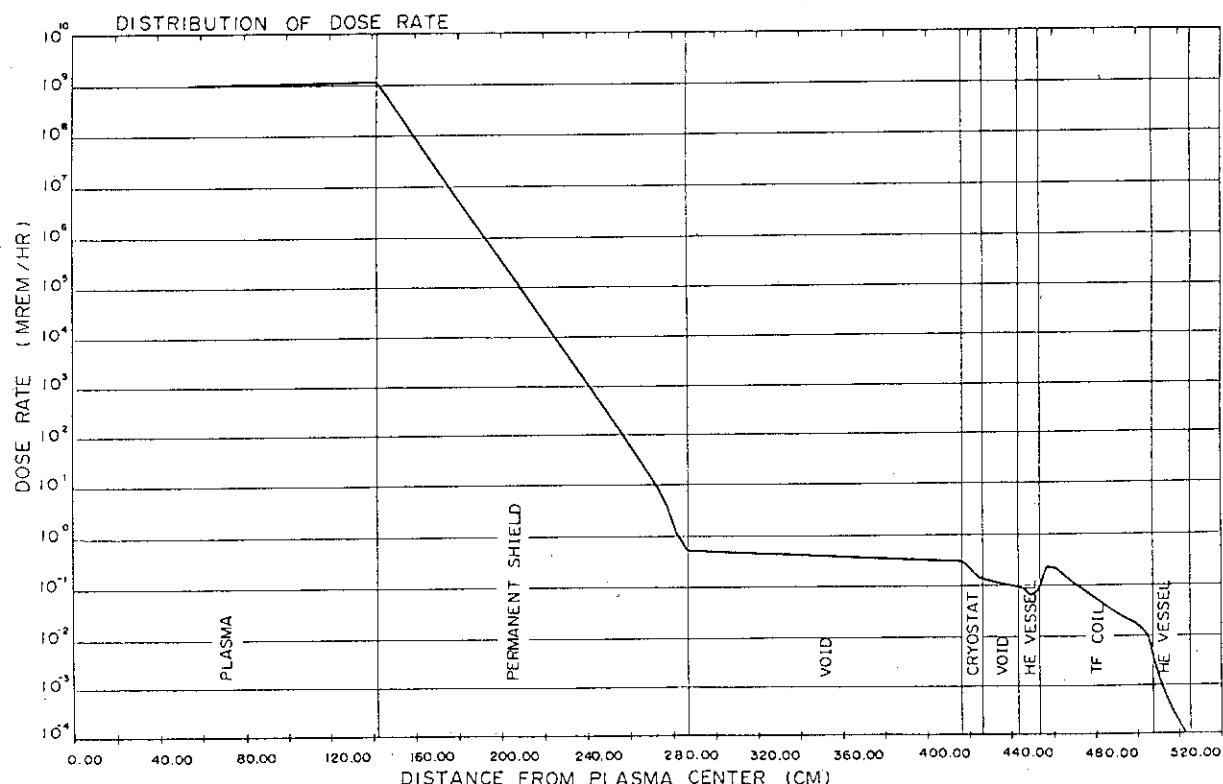


Fig. 7.3.7 Distribution of dose rate at one day after reactor shutdown  
(Outboard-TF coil)

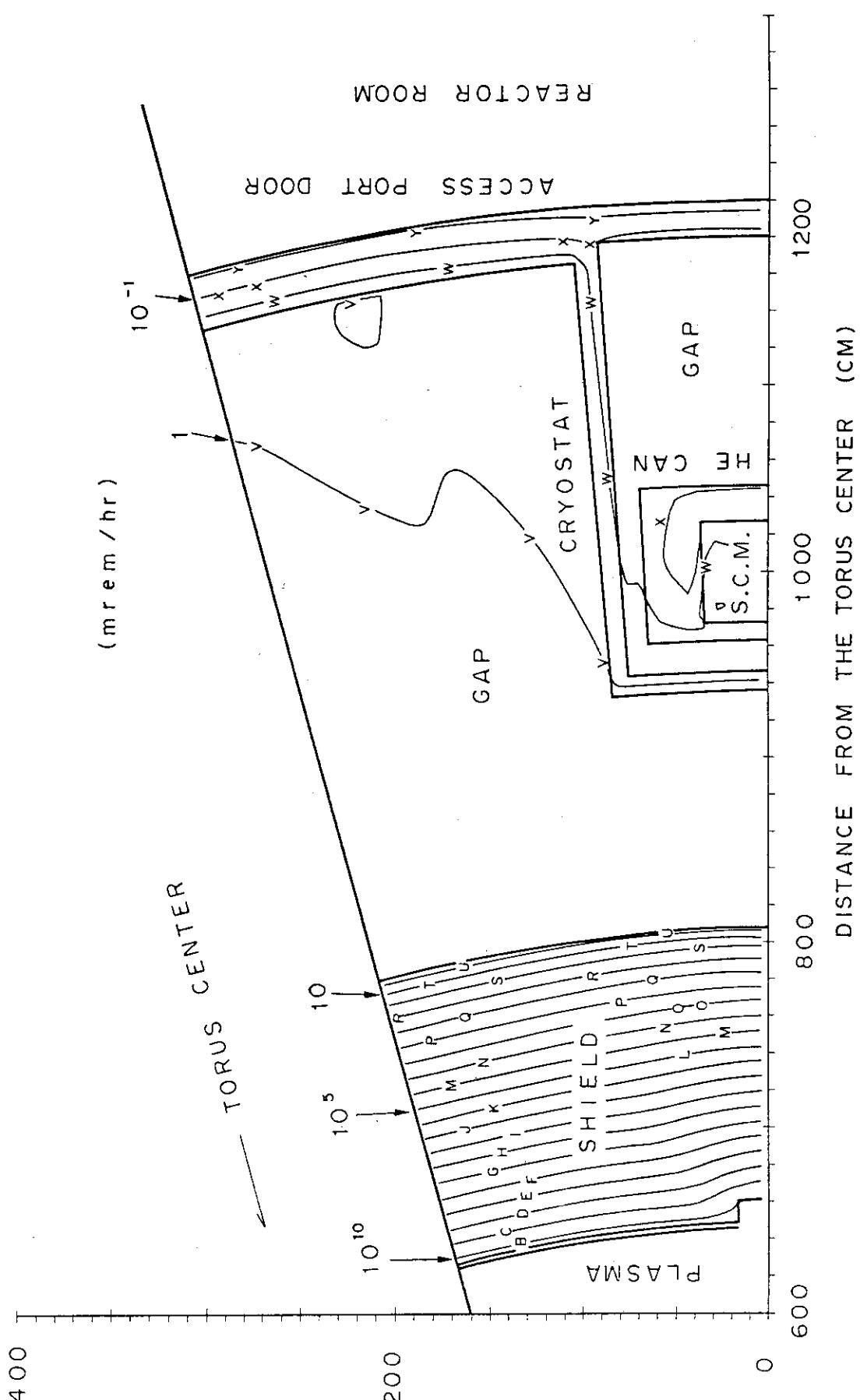


Fig. 7.3.8 Shutdown dose rate contour (one day after shutdown)

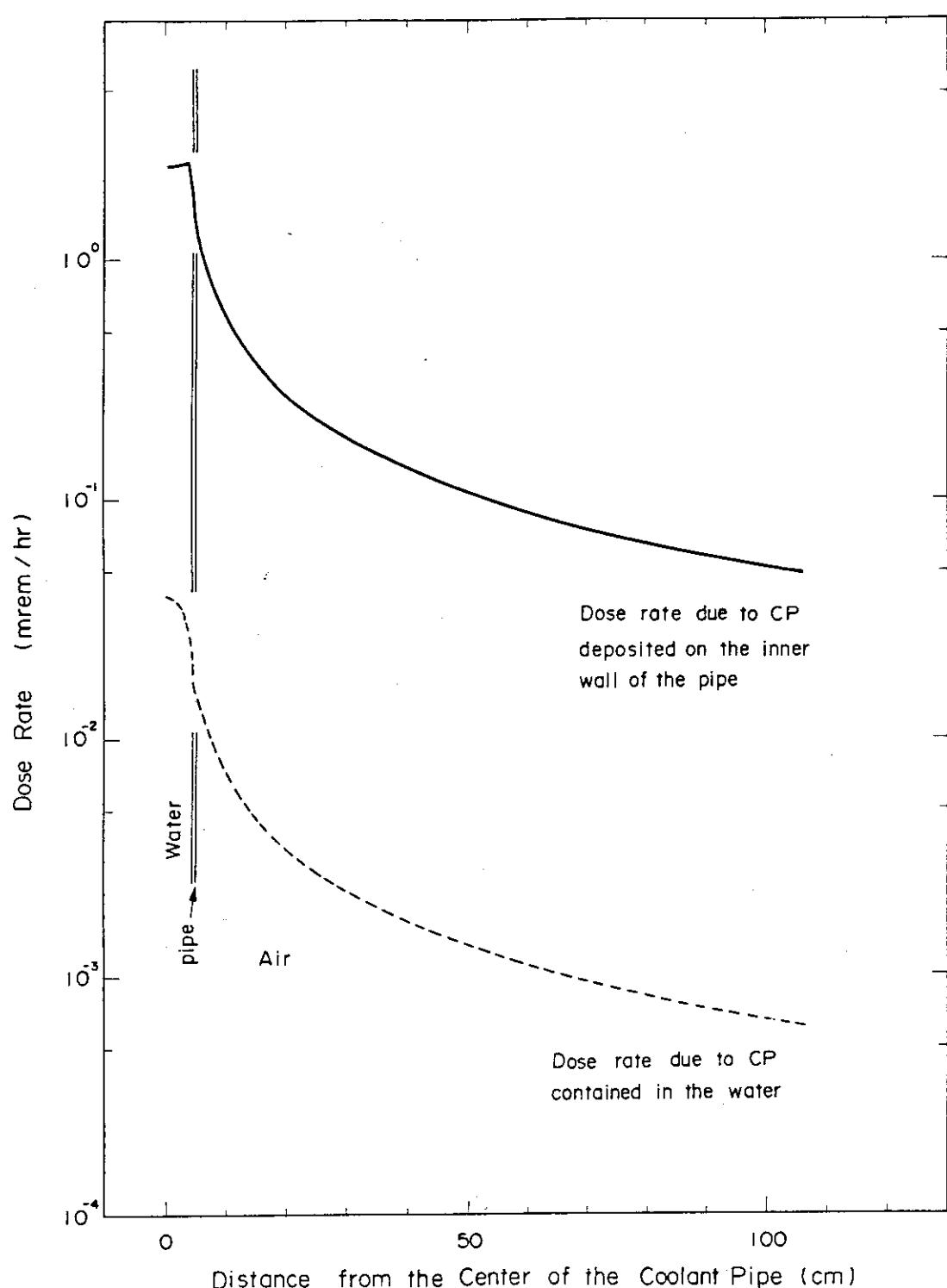


Fig. 7.3.9 Dose rate distributions due to corrosion product around the coolant pipe (Loop A) of FER

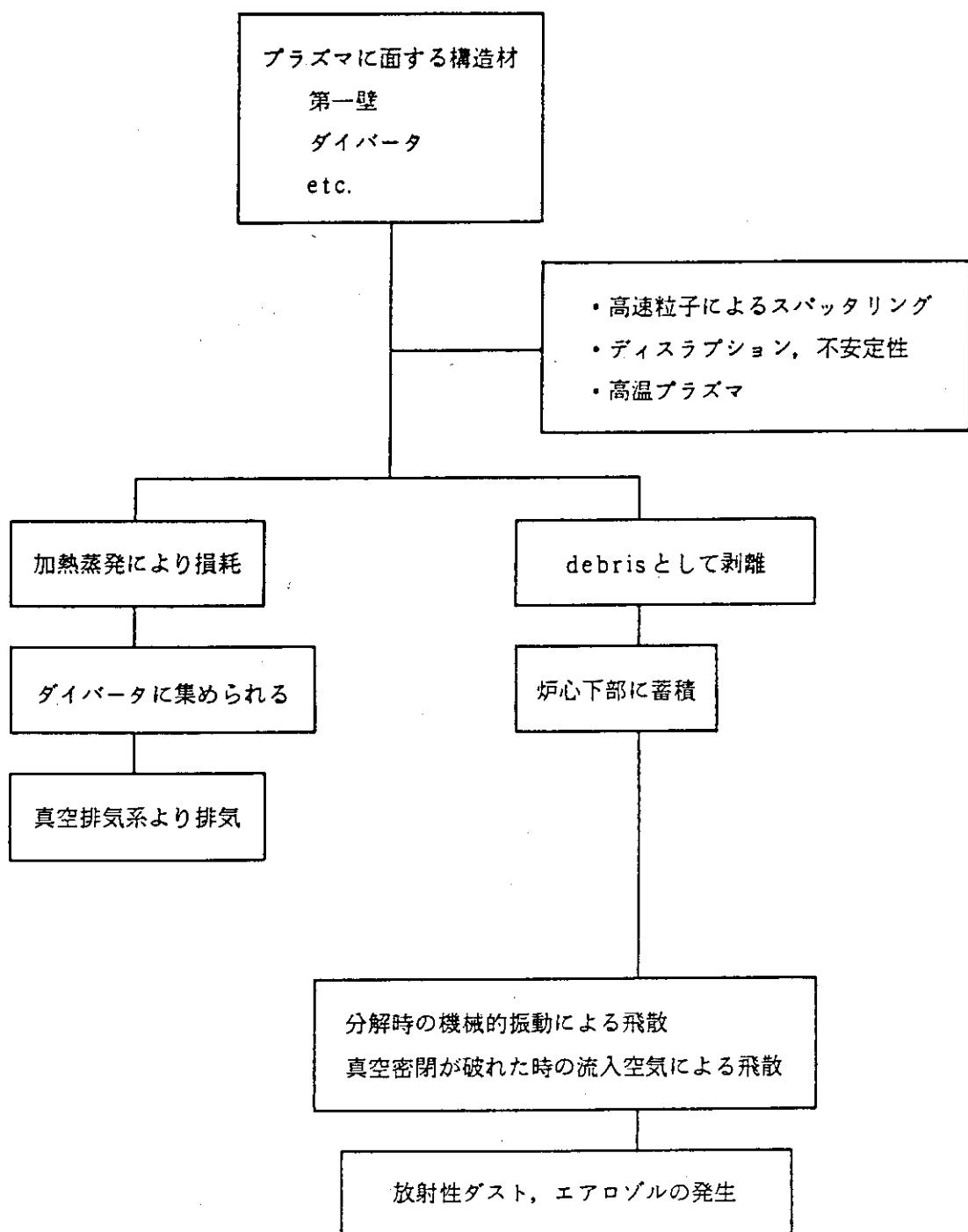


Fig. 7.3.10 Conceptual scheme of radioactive dust generation in fusion reactor

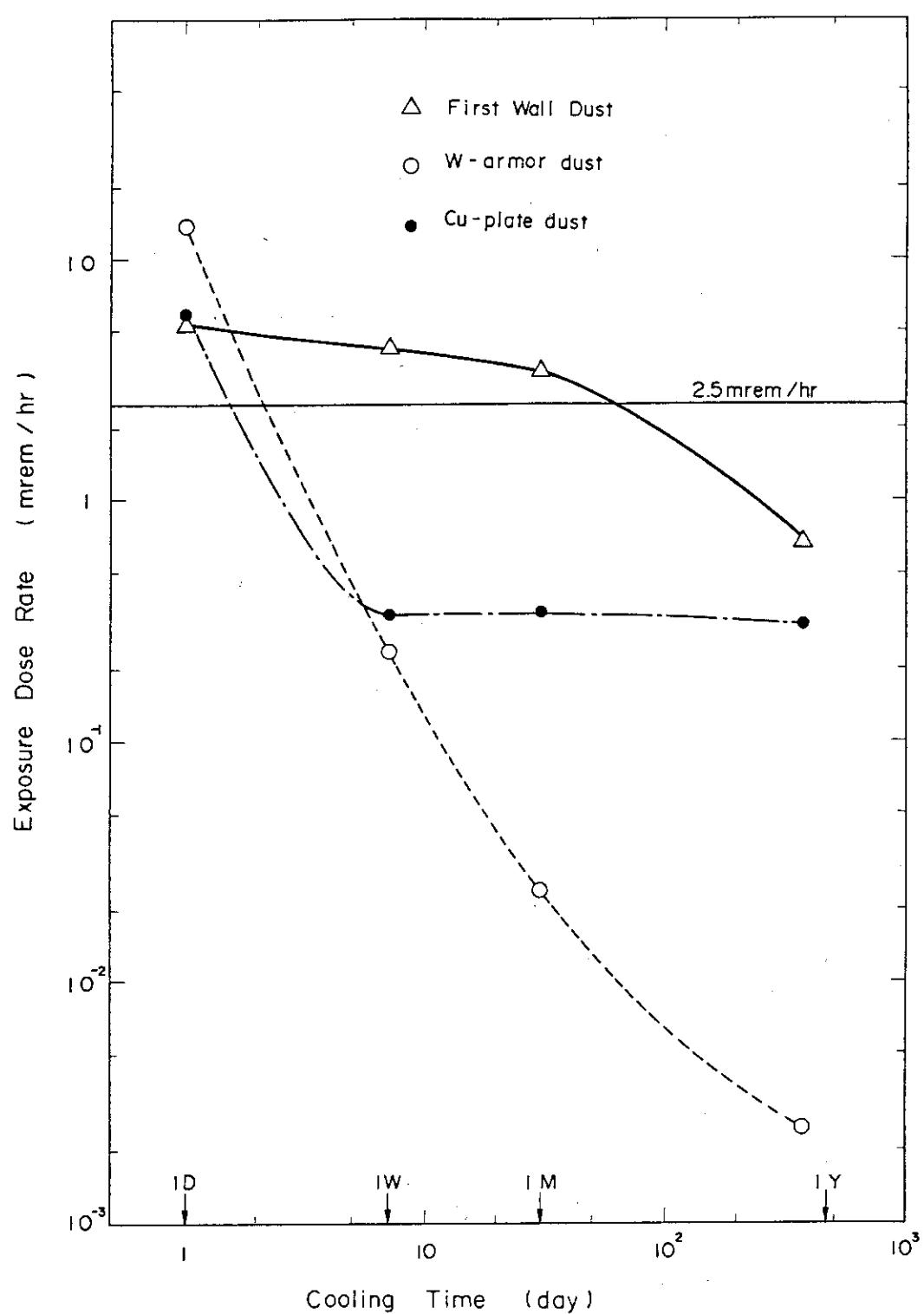


Fig. 7.3.11 External exposure dose rate due to radiative dust

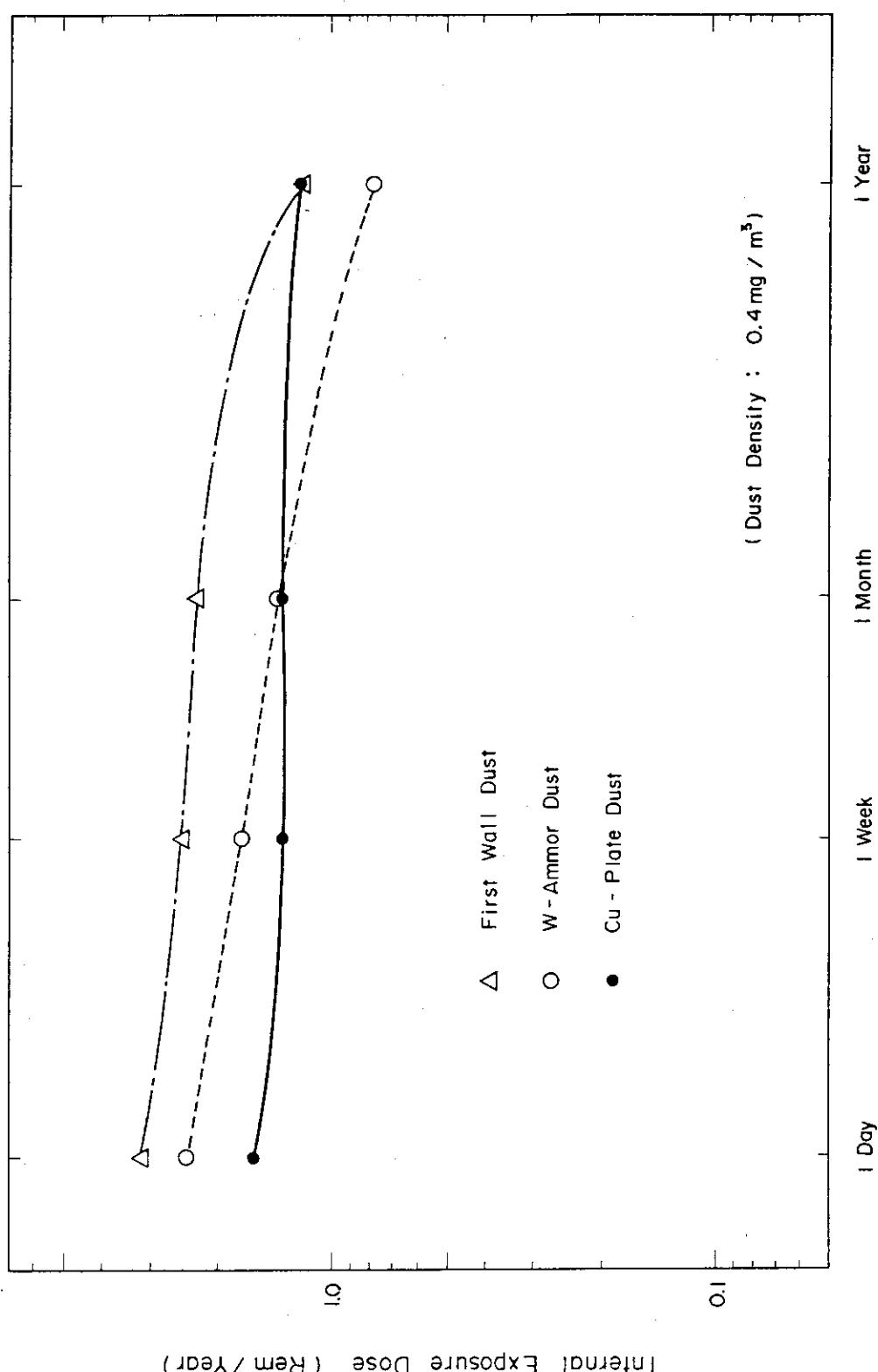


Fig. 7.3.12 Internal exposure dose-equivalent per 1 hour work

## 7.4 事故時の安全性評価

### 7.4.1 炉室及び環境へのダスト及びトリチウムの放出

JAERI-M85-178では FERの各系統構成を明確にし、これら系統構成機器に対してFMEAを行い故障、事故原因の体系化を行い事故シーケンスを検討し各起因事象に原因する事故の波及過程を明確にしている。Fig. 7.4.1がその一例である。

JAERI-M85-178の検討結果によれば、事故シーケンスの中で最も環境へ放射性物質を多量に放出する可能性を有するシーケンスはダイバータ冷却管の破断を起因事象とするシーケンスである。ダイバータは熱的な負荷の最も苛酷な機器の一つであり、これを冷却する冷却管の損傷は当然想定される。又、ダイバータには未燃焼のトリチウム粒子が入射するので、ダイバータ冷却系は他の冷却系と比較してトリチウムによる汚染が多いために安全上考慮を要する重要な系統である。又そのシーケンスはブランケットモジュール冷却管破断、第一壁冷却管破断、シールド冷却管破断等、真空容器内に水／蒸気が噴出する場合の事故シーケンスとほとんど同じである。

プラズマ真空容器内に冷却水が侵入し、炉本体システムでトリチウムインベントリが最も高いと考えられている排気系クライオパネルのバルブ遮断に失敗し、圧力上昇をともない真空容器を破損した場合、炉室内にダストとトリチウムが放出される場合も考えている。

クライオパネル上のトリチウム～22 gが 100mのスタックよりすべて放出されたと仮定した場合敷地境界で0.1remである。Table 7.4.1に通常時、分修時も含めた環境へのインパクトを示す。放射性ダストについては炉室に放出された場合、炉室外へ出ようとするダストはフィルターによって除去されるため、少なくとも環境への放出はないものと考える。

起因事象の解析については7.4.4事故解析に示す。

### 7.4.2 崩壊熱

崩壊熱が問題になるのは冷却材事故が生じたとき崩壊熱除去が不十分となり事故が拡大することである。事故の拡大要因として以下の項目が挙げられる。

- 1) 構造物の不均一な温度上昇が起り局部的に大きな熱応力が発生する。その結果、真空境界が破損し真空容器内の放射性物質が炉室内へ移行する。
  - 2) 構造物の変形が生じ、冷却管の破損、構造物のギャップ拡大による放射線ストリーミング量の増大が生じる。
  - 3) 昇華性放射化構造物、例えば三酸化モリブデン（昇華温度795°C）が昇華し移行する。
- 以上のような問題が考えられるが、崩壊熱が比較的小さいこと、冷却系統構成及び冷却経路に工夫をこらす等により、温度上昇が大きな問題とならない可能性がある。

解析結果は7.4.4事故解析に示す。

### 7.4.3 超電導磁石事故 (JAERI-M86-134より)

超電導磁石の事故は種々のレベルが考えられるが、ここで対象とする事故は最も重大と考えられる事故とし、このような事故が起った場合の装置や建家への影響を検討する。運転状態の超電導磁石は、磁場による電磁エネルギーと液体ヘリウムのエンタルピーによるエネルギーを保有している。重大事故は、これらの蓄積エネルギーがコントロールできない状態で開放される場合とする。超電導磁石事故はトリチウム放出に直接結びつくとは考えにくい。

#### (1) 電磁エネルギーによる事故

TFコイルがクエンチした場合、コイルの焼損や過大な熱応力をさけるため、当該コイルの電流をすみやかに放電する必要がある。この場合、クエンチしたコイルと他の正常コイルの間に電流のアンバランスが生じ、大きな面外電磁力が発生する可能性がある。FERの保護システムにおいては、 $120^\circ$ 離れた3個のTFコイルを直列にコイル電源に接続している。このようにすると、面外電磁力は極めて小さくなり、コイル支持構造物の剛性で十分耐えることができる。TFコイルの導体が断線した場合、アークが発生する。アークは單一アークから複数アークへと進展し、極端な場合には、電磁力によるミサイルが想定される。コイルにアークが生じた場合、保護抵抗を入れてコイルのエネルギーをすみやかに外部に放出し、アークで消費されるエネルギーを減少させる対策がとられる。

導体のミサイルが生ずるためには、TFコイル導体の全ターンアークが異なる2ヵ所で生ずる必要がある。1ヵ所のTFコイルの導体がすべて同時に破断してアークを生ずる場合、アーク持続時間はJAERI-M86-134によれば0.87秒である。このような短かい時間に別の箇所で同様の全ターンアークが生ずることは考えにくい。従って、この事故の発生可能性は極めて小さいと考えられる。

#### (2) Heエンタルピによる事故

コインがクエンチした場合に導体内部に発生する最大圧力は次に示すMillerらの半実験式を用いて求められる。クエンチ時に導体コンジットに発生する最大圧力は300気圧、この圧力はコンジットの強度で十分耐えることができる。

断熱容器の破壊では、He蒸発による内圧上昇によってコイルの枠の一部が破壊する場合とコイル枠が瞬時に破壊する場合が想定される。コイル枠が一部破壊する場合では、リークによってHeの内圧が徐々に低下し、装置の外部に重大な影響を及ぼさないと考えられる。コイル枠が瞬時に破壊する場合を考え、高圧ガスの爆発時の評価方法を用いて建家に与える最大圧力を検討している。

建屋の壁までの距離は35m、天井までは50mである。距離35mの位置では、最大圧力は14 kPaである。実験炉クラスの建屋は内圧荷重として166kPaに対して設計されており、強度は十分である。

### 7.4.4 事故解析

増殖ブランケット(テストモジュール) LOFA、増殖ブランケット(テストモジュール) LOCA、真

空容器内冷却水漏洩事故、及び崩壊熱による温度上昇解析の結果を以下に示す。

### 1) LOFAの解析

(JAERI-M85-178及びJAERI-M86-134)

増殖ブランケットを対象に、LOFA時の温度分布の過渡応答を評価している。増殖ブランケットの充填層はLi<sub>2</sub>OとBeからなる固定ブランケットで、この中に、定格出力運転時の充填層部温度が400°C～1000°Cの温度範囲に入るよう、SUSの2重管からなる水冷却管が配置されている。この冷却管内での流路閉塞等の発生により流量が減少した場合、スペース的な制約から冷却管毎に流量検出器を取り付ける事の困難さの故に、事故の伝播の可能性があり、安全解析上評価しておく必要がある。当解析では、発熱密度の高い位置にある第一壁近傍の1冷却管及び隣接した冷却管3管の完全閉塞を想定した2ケースを行い、ブランケットを構成する物質が融点に達するまでの時間的余裕を評価している。

計算は形状の対称性を利用してFig. 7.4. 2の右半分に限定している。境界条件は、ブランケット周囲壁ではすべて断熱とし、冷却管部は等価熱伝達率を有する層を介して冷却水(100°C)に相対するものとしている。使用コードは汎用有限要素法コードMARCで、計算は定常温度状態を求めた後、閉塞冷却管部の等価熱伝達率を0として、300秒間の非定常計算を実施している。

計算結果はJAERI-M85-178 P. 842～843に示されている。ブランケット構成物質の内、最も早く融点に達するのは、閉塞管と第一壁の間にあるBe(融点；1284°C)である。これらの結果から次のことが明らかになっている。

- ① 1本閉塞の場合も、3本閉塞の場合も構成物質の溶融(今の場合はBe)に至までの溶融箇所の温度変化は同様である。
- ② ブランケットを構成する物質の内、最も早く融点に達するのはBeで、事故発生から約200秒後である。
- ③ 閉塞管と第一壁の構造健全性の評価を待たないと評価を下せないが、Beの溶融を防ぐには事故発生後、遅くとも200秒以内に事故を感知して炉を停止させる安全システムが必要である。

### 2) LOCAの解析

JAERI-M85-178の解析で、Fig. 7.4. 3, Fig. 7.4. 4に示す様に、第一壁に隣接した冷却管がギロチン破断したと仮定し、その後の事象の進展を2次元2相流熱流動解析コード「CAT WALK」で解析している。同図に示すごとく、解析は、冷却管破断口にX-Z 2次元体系でブランケットを表現し、高温ペブルベッドと噴出水の熱的相互作用に起因する圧力挙動を中心に検討している。Table 7.4. 2に使用した主なデータを、又得られた圧力履歴の結果をFig. 7.4. 5に示す。解析結果(以下ベースケースと称する)によると、噴出水の蒸発に伴う圧力は、急激に立ち上がり、第一壁近傍では、事故発生後0.1秒で冷却管内の水圧1.5MPaに到達し、設計圧力0.3～0.4MPaの第一壁は、破断する可能性の大きいことが示されている。

これらの解析結果を基に、JAERI-M86-134では、①噴出水の蒸気圧の効果、②炉停止時のLOCA、及び③破損口径の影響、に焦点を当て、検討を行っている。①は、1.5MPaもの冷却管内水

圧により、蒸気圧に因らなくても、第一壁破壊に至るかも知れないという懸念に対する検討である。②は炉停止時に破壊事故が発生した場合の現象の把握を目的としている。③は、定常運転時の冷却管破壊口がギロチン破壊よりも小さい場合を想定し、破壊口の影響を検討することが目的である。

#### a) 噴出水の蒸気圧の効果

ベースケースに対し、ペブルベッドの温度を噴出水と同一温度にし、噴出水との熱的相互作用を除き、噴出水のみに原因する圧力挙動（ケース1）を比較検討している。Fig. 7.4.5にベースケースと、ケース1の圧力挙動を比較している。図に於て、蒸気圧を無視したケース1では、破壊口付近の圧力は振動しているものの、圧力は初期の0.1MPaから徐々に増加していき、4秒付近では大体0.2MPa弱に到達している。ベースケースに於ては、高温ペブルベッドと噴出水の熱的相互作用で発生する蒸気圧のため0.1秒で、破壊口近くの圧力が1.5MPaに到達する。一方Fig. 7.4.7にベースケースとケース1の噴出水量を示す。両者の圧力挙動を反映し、蒸気圧を考慮していないケース1の方が噴出水の量は数倍多くなっている。

両者の比較（特に（1.1）セルの圧力挙動）より、冷却管内水圧は、破壊口及びその付近のペブルベッドでの圧力損失により急激に減衰し、LOCA時の圧力挙動は、主に噴出水—高温ペブル間熱的相互作用で発生する蒸気圧に支配されていることが判っている。

#### b) 炉停止時のLOCA現象

FERの運転パターンは、炉の運転／停止のくり返しである。この間ブランケット部の冷却系は連続的に運転されている。従って、冷却系稼働状態での炉停止時にLOCAの発生する可能性があることから、炉停止時のLOCA現象を把握するため、ケース1（ギロチン破壊を仮定）の解析を長時間実施した。但し、炉停止時のブランケット内ペブルベットは冷却され冷却水と同一の温度になっているものとし、 $\gamma$ —発熱については、保守的に炉運転時のものを用いている。Fig. 7.4.6に炉停止時のLOCAに対するブランケット内圧力の過渡挙動を示す。図に示すごとく、破壊口付近の圧力は、振動しながらも、初期0.1MPaからほぼ線型に増加していき、50秒後には大きなパルスを除いて、約0.35MPa程度に到達し、その後圧力増加の傾向は示していない。従って、第一壁の設計圧力（～0.4MPa）を考慮すると、事故発生後第一壁が破壊すると仮定しても、大体1分以上かかると考えられ、炉運転時のLOCA（破壊までに約0.1秒）に比べ事故は緩慢であり、安全保護系の設計如何で、第一壁の破壊を防ぐ余裕があると判断される。

#### c) 冷却間破壊口径の影響

JAERI-M86-134では、炉運転時のLOCAに於いて、冷却管破壊口径がどの様に現象に影響するかについて検討している。JAERI-M85-178でのLOCAの検討では、冷却管1本のギロチン破壊を想定し、破壊口を決定した。既に述べた様に、ギロチン破壊の仮定の下では、LOCAによる圧力上昇が大きく第一壁の短時間破壊の可能性のあることが判った。従って、1本ギロチン破壊以上の破壊規模は、現象をより厳しいものにする為考慮外とし、JAERI-M86-134では、それ以下の破壊口を想定し、破壊口が現象に与える影響について検討している。解析ケースは、Table 7.4.2に示す様に、ベースケースの破壊口（ギロチン破壊を仮定）に対し、ケース2で

は、その50%，ケース3では、10%の破損口を仮定し、ベースケースとの違いを検討した。

Fig. 7.4.7～Fig. 7.4.10にベースケース、ケース2、ケース3の解析結果を比較している。

Fig. 7.4.7に於いて、ベースケースの圧力挙動は次の様に説明される。

時刻  $t = 0\text{sec}$ でギロチン破断を起した冷却管の破断口より、 $1.5\text{MPa}$ の圧力で(1.1)セルに噴出した水は、高温Be/Li<sub>2</sub>O粒子層と激しく熱交換し( $1\text{cm}^3$ 内に存在する粒子の伝熱面積は $42\text{cm}^2$ )、蒸発することにより圧力を急激に高める。(1.1)セルの圧力が上昇すると冷却管内の圧力と(1.1)セル圧力の差が縮まり、噴出流量は減少していく。約67msecで、(1.1)セルの圧力は、 $1.5\text{MPa}$ に到達する為、水の噴出は停止する。その後も(1.1)セル内の水は蒸発を続けながら、圧力勾配にそって外側セルへと移動していく。その為、(1.1)セル内の水が完全にドライアウトしてしまう圧力は低下し始め、 $1.5\text{MPa}$ 以下となり、再び水の噴出が開始される。水の供給により蒸発が開始され、圧力は再び上昇を始めるという現象が繰返し起り、圧力は激しく振動しながら上昇していく。破損口を小さくしていると、噴出水量はFig. 7.4.10に示す様に減少する。Fig. 7.4.8に主な領域に於ける水のマクロ密度の過渡挙動を、又、Fig. 7.4.9に高温Li<sub>2</sub>O/Beの温度挙動を比較している。これらの図より、4秒程度までではどのケースに於ても、噴出した水は、水の状態で空間的に移動する前に、破損口付近で蒸気状態で空間的に移動していることが判る。一方破損口が小さくなると、水の噴出量が減少し、水のマクロ密度も小さくなっている。それ故、その蒸発量も少くなり、ペブルベットの温度降下量も小さくなっている。Fig. 7.4.10に各ケースの圧力挙動を示す。破損口面積の減少に従い、水の量が少なくなる為、ペブルベットを噴出水の熱的相互作用が弱くなり、圧力が小さくなる傾向を示している。

ケース2では、依然ベースケースと類似の現象を示しており、圧力はパルス的に $1.5\text{MPa}$ を越え、破損口からの水の噴出/噴出停止を繰返している。しかし、ケース3では、水は、常に噴出しており、噴出/噴出停止に起因する圧力の大きな振動は見られない。しかし、最も圧力の小さいケース3に於ても0.2秒付近で既に $0.7\text{MPa}$ を越えており、第一壁の破損を示唆している。

以上、冷却管の破断面積を変えたパラメトリックサーベイの結果、ギロチン破損を仮定した場合の破断面積に対し、その $1/10$ の破損面を想定しても、圧力は第一壁の設計圧力( $0.4\text{MPa}$ )を越える可能性の高いことが判った。

### 3) 真空容器水漏洩事故

#### a) 概要

プラズマ真空容器の第一壁は、核融合炉運転中のプラズマ不純物によるスパッタリングやプラズマディスラプションによる熱及び磁気エネルギーの衝撃を受け、クラックの発生、進展とともに第一壁冷却管が破断し、容器内に水が噴出する可能性がある。この時、漏洩水と第一壁やダイバータとの熱過渡減少による圧力応答は、零次元モデルによる解析(JAERI-M83-216)では6気圧程度に到達すると見積られ、真空容器ベローズ部の健全性が懸念されている。しかし、そこでも指摘されている通り、実際の現象は非常に複雑であり、詳細解析が望まれていた。そこでJAERI-M85-178ではCATWALKコードにより、Fig. 7.4.11に示す2次元系

で、水漏洩後の真空容器圧力応答を評価した。しかし、計算時間の制約上、約50秒までの履歴を追ったに留まり、圧力ピークを把握することができなかった。そこでJAERI-M86-134では計算体系を1次元とし、2次元計算との比較を行うとともに、長時間（約1000～2000秒）計算を実施した。また本事事故象の主要パラメータと考えられる第一壁破断面積と漏洩水一壁間の接触面積に関してパラメータサーベイを行っている。

Fig. 7.4.12に、事故事象の概念図とCATWALKコードで扱う熱水力的相互作用を示す。解析モデルは2次元をFig. 7.4.11に、1次元をFig. 7.4.13に示す。

### b) 解析結果と検討

#### (i) 2次元計算との比較

2次元計算では、計算時間節約のため、真空容器内初期圧力を $4.87 \times 10^4$ Pa(80°Cの水の飽和蒸気圧)としていた。2次元計算の、48秒までの計算結果の一部をFig. 7.4.14に示す。これに対して、Fig. 7.4.15は同じ条件の1次元計算で得られた真空容器内圧力で500秒までの結果である。40秒までの結果は以下の通りである。

time (sec)	Pressure (kPa)	
	1-dim	2-dim
0	48.7	48.7
1	48.9	48.8
5	51.4	52.1
10	56.5	56.7
20	63.6	65.9
40	81.8	84.1

1次元と2次元の結果が良く一致するのは、壁面メッシュセルに到達した水がほぼ瞬時に蒸発するためである。Fig. 7.4.14の水の単位体積当たりの水量に残存しているのは、中空メッシュセル部で、水の挙動を示していることに注意されたい。過渡初期に1次元と2次元で殆ど同一の結果となっているのは、解析条件が両者で殆ど同一に設定されていることを示す。また、その後時間の経過につれて2次元の圧力がわずかであるが大きくなってくるのは、噴出水が拡散し（中空メッシュ部の水が重力で降ってくる）壁との接触面積が1次元のそれより大きくなるためであると考えられる。Fig. 7.4.15の1次元計算では、解析モデルの制約上、重力降下は零としており、噴出水はZ方向の流速をもたないとしているための差異が現われたと見られる。

こうした効果を考慮するため、次項に述べるパラメータサーベイでは、Z方向に2メッシュを設定し、水一壁間の接触面積を拡げた解析も行っている。

#### (ii) パラメータサーベイ

真空容器内圧の過渡変化に顕著な影響を有すると思われる破断メッシュ孔面積と、前項に

述べた理由から水一壁間接触面積をパラメータとしていくつかの計算を行っている。

各ケースの比較を示す前に、ノミナルケースの結果を説明する。Fig. 7.4.16(1)～(5)にCATWALKで計算したいくつかの特性変数

- (1) 容器内圧力 (Pa)
- (2) 漏洩水単位体積当り質量 (Kg/m<sup>3</sup>)
- (3) 水蒸気単位体積当り質量 (Kg/m<sup>3</sup>)
- (4) 水蒸気温度 (K)
- (5) 壁温 (K)

を示す。同図(3)に示す水蒸気密度のZ方向温度差は、(4)に示す水蒸気のZ方向温度勾配によって支えられた結果である。このケースでは(2)から分かるように漏洩水は第1メッシュセルに殆どの量が存在している。これに対して、破断孔面積を10倍としたケースFig. 7.4.16では、初期に微小な圧力勾配がつくるので微量ながら水が移動する。

圧力があるピークをもち、以後減少するのは、水蒸気凝縮による結果である。

なお、Fig. 7.4.17(1)～(3)は破断面積が10倍 ( $S = 10 \times S_1$ ) のケースで、Fig. 7.4.18(1)～(3)は破断面積はノミナルであるが、水一壁間接触面積を3倍 (Z方向分割を6→2, Jmax=2)としたケースである。また、Fig. 7.4.19(1)～(5)は ( $S = 10 \times S_1$ , Jmax=2) ケースである。

#### 真空容器内圧力過渡挙動の比較

Fig. 7.4.20は圧力過渡挙動を、各ケースで比較したものである。同図から以下の諸点が判る。

(1) 破断孔面積が大きくなると、圧力がピークに到達する時間は顕著に短くなるが、ピーク圧力の大きさにはさ程影響しない。

またピーク圧力への到達が早期に起これば、減衰も早い。

(2) 水一壁間接触面積の増加はピーク圧力を顕著に上昇させる。また漏洩水量が大きい場合にはピーク到達時間には余り影響しないが、それが小さい場合ピーク到着時間の遅れは大きくなる。

(3) 漏洩水量が小さい場合、圧力の上昇勾配は、接触面積の影響を殆ど受けないが、それが大きい場合、わずかではあるが影響を受けるようになる。

ここで実施した1次元計算の直接的な結論は上記の通りではあるが、総合的に考えると本解析のメッシュ体系を前提として2次元計算に関して次のように予測できる。2次元の場合の、水一壁間接触面積は、水の挙動から見て、全面積のせいぜい半分を覆うに過ぎないから、1次元の2メッシュ (Jmax=2) 計算のピーク圧力が小さく、しかも徐々に接触面積が拡がるため、ピーク時点は1次元のそれより遅れると考えられる。従って、ノミナルケースの場合、Fig. 7.4.20の1点鎖線で示したような圧力応答となるであろう。

#### 4) LOFA, LOCA, 真空容器水漏洩事故についてのまとめと今後の課題

核融合炉の安全上重要と考えられているLOFA, LOCA, 真空容器水漏洩事故に関して得られた結

果を以下にまとめておく。

- (i) LOFA。冷却間の1本完全閉塞及び3本完全閉塞冷却材流量減少事故を解析した。  
その結果、事故の発生から200秒でペブルベット中のBeが溶融する可能性がある為、それ以前に炉を停止する為の安全システムの必要なことが判った。
- (ii) LOCA。炉停止中のLOCAでは、約1分以内に循環ポンプを停止させ水圧を落とす様な安全系があれば、事故を終息させ得ることが判った。炉運転中のLOCAに於ては、ギロチン破断口面積の1/10の破損口を仮定しても、圧力上昇の為第一壁破損の可能性の高いことが判った。
- (iii) 真空容器水漏洩事故。真空容器水漏洩事故では、噴出水と第一壁の接触面積をパラメータとし約2000秒までの長時間計算を行った結果、最も保守的な評価に於ても真空容器内圧力ピークは0.6MPaを上回らないことが判った。

今後の課題として、これまでに1つの事故を独立させ、現象論的に評価してきたが、これらの結果を統合し、最終的に、トリチウム放出量の評価に結びつけ、事故の発生から被曝評価までの一連の事故シナリオを構築していくことが必要である。

#### 5) 主冷却系LOCA時の崩壊熱による温度上昇検討

63年度でのLOCA解析のシナリオは、次の2つのケースについてダイバータ及びプラズマ第一壁の熱的健全性を評価した。

case 1：冷却材が時刻0で瞬時に喪失し、その後炉停止失敗

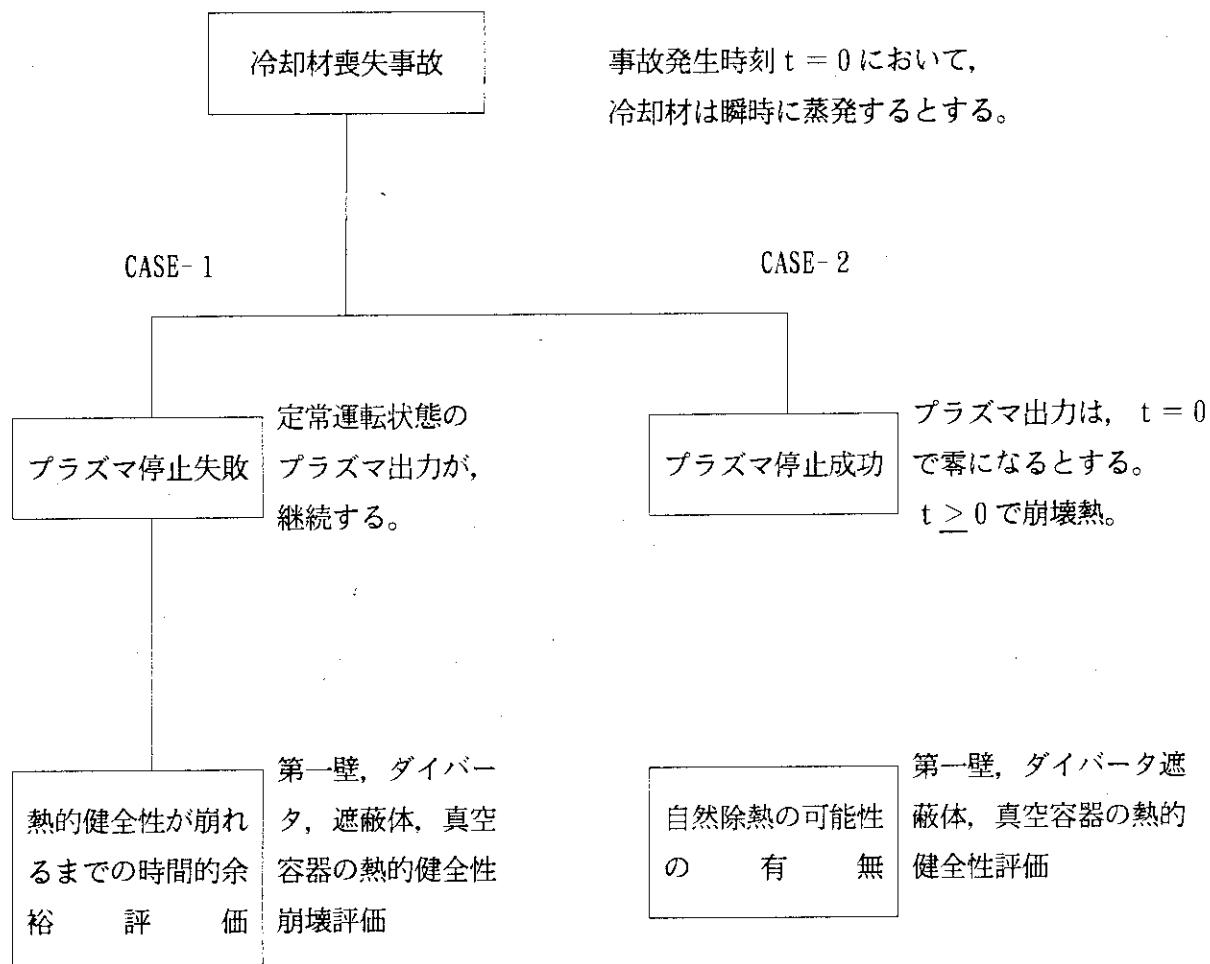
case 2：冷却材が時刻0で瞬時に喪失し、その後炉停止成功

case 1では、事故後もダイバータと第一壁へプラズマから定常入熱がある条件で解析を行った。

case 2では、事故後のプラズマは瞬時に停止し、崩壊熱による温度上昇が起るという条件で解析を行った。

## a) 核融合実験炉FERのLOCA時過渡温度評価条件

## ① &lt;LOCAシナリオ及び評価項目&gt;



## ② &lt;評価モデル&gt;

第一壁、ダイバータ及び自然除熱源（熱屏蔽 - 1 iq. N<sub>2</sub>、自然通風）を含む体系において過渡輻射伝熱計算を実施した。

計算手法

- ・ガラーキン有限要素法
- ・4節点アイソパラメトリック要素
- ・時間積分（コンシスタンスマスマトリクス法、セミインプリシット手法）  
インプリシット項（時間項、伝導項、第3種境界条件）

セミインプリシット項(輻射)

↓

$$q = \varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma F_{12} (T_1^4 - T_2^4)$$

↓ 線形化

$$q = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma F_{12} [(T_1^n + T_2^n) (T_1^{n+2} + T_2^{n+2})] - (T_1^{n+1} - T_2^{n+1})}{\text{輻射による実熱伝達率}}$$

n : 前の時間ステップ

n + 1 : 現在の時間ステップ

計算体系とモデル Fig. 7.4.21, 22に示す。

### ③ <解析条件>

物性値 一定値を使用(但し、保守的評価になるように温度伝導率が、低目になる値を選んだ。) “伝熱工学資料”より

	比重 γ g/cm³	定圧比熱 Cp Wsec/g°C	熱伝導率 λ W/cm°C	評価 温 度
SS	7.81	0.556	0.19	600° K
W	19.0	0.155	1.15	1200° K
Cu	8.46	0.492	3.42	1200° K

### 熱輻射

黒体輻射とする。

形態係数  $F_{12}$

接平面への投影長さより算出する図式的手法により決定 “伝熱工学資料”より  
(10接平面について平均処理)

### 自然循環熱伝達率

Nu数は以下の式を使用 “伝熱工学資料”より

$$Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} Pr^{0.4}$$

air 20°C Pr = 0.71

$$\lambda = 2.57 \times 10^{-4} W/cm°C$$

$$\gamma = 0.001166 g/cm³$$

$$\nu = 0.156 cm²/sec$$

$$Cp = 1.00 Wsec/g°C$$

垂直壁除熱とし、代表長さは、壁高さを950cm、airの循環流速を10cm/secとした。

$$a = 0.058 W/cm²°C$$

### 定常温度分布

Fig. 7.4.23に示す。

プラズマからの入熱 Fig. 7.4.22に示す。

崩壊熱分布 JAERI-M88-251に示す。

b) 核融合実験炉FERのLOCA時過渡温度解析 (CASE 1)

プラズマ停止失敗時のCASE 1について、以下の条件に基づき計算した。

(1) 热輻射率

黒体輻射条件を以下に変更

Cu表面  $\epsilon = 0.03$

SUS表面  $\epsilon = 0.1$

※伝熱工学資料より保守的値を採用

※ダイバータ、支持構造および全ての遮蔽体に適用

(2) 热負荷

核発熱を加えた、ダイバータ及びプラズマ第一壁への入熱量をFig. 7.4.24の値とする。

※JAERI-M86-134 3.2節および核発熱空間分布Fig. 7.4.25に基づく

(3) 初期温度分布

遮蔽体部の温度を50°Cに設定

ベルジャー外側の空気温度は、20°C。

熱遮蔽の温度は、20°C（液体窒素は気化したものとした）。

結 果

過渡温度分布をFig. 7.4.26に示す。また空間分布をFig. 7.4.27~29に示す。この結果、ダイバータ溶融までの余裕は34.2秒であった。

<u>温 度 評 価 点</u>	<u>溶融温度に到着するまでの時間(秒)</u>
1 ( W )	120
2 ( Cu )	34.2
3 ( Cu )	35.2
4 ( SUS )	290
5 "	290
6 "	290
7 "	300
8 "	300
9 "	400

C) 核融合実験炉FERのLOCA時過渡温度評価 (CASE 2)

ここで対象としたケースは、LOCA発生時に瞬時にプラズマが停止し、崩壊熱による温度上昇が起こるケースであり、熱輻射がどの程度除熱に影響を与えるかを以下の4ケースの計算を行って調べた。計算で考慮した熱輻射は、大きく分けて

- ① ダイバータと遮蔽体間の熱輻射
- ② 遮蔽体外側境界と熱遮蔽体 ( $1\text{iq}-\text{N}_2$ )間の熱輻射

の2つに分類できる。①はダイバータの温度を決める唯一の除熱機構として採用しており、最

も大きな効果を持つ。②は、プラズマ第一壁温度への影響を与える要因のひとつとして利用した。

#### <計算ケース>

- CASE 2 - 1 热輻射①の効果を見る為、ダイバータ下面及びそれと対面する遮蔽体面の輻射率を0.5とした。
- CASE 2 - 2 热輻射②の効果を見る為、热遮蔽体(1 iq. N<sub>2</sub> 80° K)のN<sub>2</sub>が全て蒸発し常温(20°C)になった条件で計算した。
- CASE 2 - 3 極端なケースとして热輻射による除熱がない条件で計算した。(断熱条件+自然対流除熱)
- CASE 2 - 4 CASE 2 - 3に加えて自然対流による除熱効果も喪失した条件で計算した。  
(全て断熱条件)

#### <計算結果>

過渡温度評価点は、Fig. 7.4.30に再記した。CASE 2 - 1 ~ 4 の各評価点の過渡温度分布を Fig. 7.4.32~41に示す。またCASE 2の結果をFig. 7.4.31に再記する。

Table 7.4.2には、各点での最大温度又は溶融に到るまでの時間を示した。

#### d) まとめ

- ① ダイバータの熱輻射による除熱効果については、CASE 2 と CASE 2 - 1 の比較結果から、輻射効果から、輻射効率が1/4に減少した場合温度上昇量は、約 150°Cであり、溶融までにはまだ十分な余裕がある。断熱という極端な条件CASE 2 - 3, 4 ではCu部分が約 19170秒(約 5.3時間)で溶融温度に達する。
- ② 遮蔽体外側と熱遮蔽間の熱輻射による除熱効果については、CASE 2 (80° K温度境界)と CASE 2 - 2 (20°C温度境界)との比較結果では、半径方向内側の第一壁温度が約 1°C上昇する程度で大きな差異は見られず、大きな効果は無いと思われる。断熱という極端な条件CASE 2 - 3では、半径方向内側の第一壁面で約 50°C温度上昇、上側の第一壁面で約 3°Cの温度上昇、その他の評価点では、ほとんど温度上昇は見られない。

以上の結果から、熱輻射による除熱が減少した時、SS材の物量の多い半径方向外側で温度上昇が小さく、物量の少ない半径方向内側で温度上昇量が大きいという傾向が見られる。この傾向からプラズマ第一壁温度を決定する主要な要因は、熱輻射ではなく遮蔽体であるSS材の熱容量であることがわかった。この結果から、遮蔽体の初期温度が十分低く保たれ、かつ十分な物量があれば、LOCA時の崩壊熱は熱容量によって十分吸収しうるものと考えられる。

- ③ ベルジャー外壁の自然対流除熱は、前記の計算から除熱機構としては、ほとんど問題となるないと推測できるが、これを確認する為、CASE 2 - 4 の計算(熱輻射無視+自然対流除熱無視=外部への除熱は零)を行った。CASE 2 - 3との比較結果から前記の推測を確認した。

Table 7.4.1 Tritium release to the environment (through 100m stack)

Operation mode		Release in reactor building	Release to environment	Design Criteria	Remarks
Normal Operation	Operation	<3 Ci/day	<3Ci/day*	100Ci/day	* Tritium is released directly to the environment through HVAC
	Maintenance	~100Ci/day	<100Ci/day** 0.042Ci/day		** Tritium is released to the environment through the tritium clean up system
Accident		22 g	22 g (dose 0.1 rem)	25 rem	In the evaluation, the tritium clean up system (TCS) is assumed not to operate.

Table 7.4.2 Calculational conditions applied to the LOCA analysis of FER/blanket test section

Items	Value
. Blanket type	. Tube-in-shell type
. Components of Breeder	. Li <sub>2</sub> O/Be pebbles
. Volume ratio of components	. 25% (Li <sub>2</sub> O) : 75% (Be)
. Packing fraction of pebbles	. 70%
. Diameter of pebbles	. 10 <sup>-3</sup> m
. Average $\gamma$ -heating energy	. 1.9 x 10 <sup>6</sup> w/m <sup>3</sup>
. Initial temperature of pebbles	. 1173°K (Base Case, Case 2,3)
Case 1	. 253°K
. Coolant	. Simulated by solid steel with infinite heat capacity
. Inner/outer diameter of coolant tube	. 0.008m/0.01m
. Position of pipe break	. Axial center of the pipe in the nearest of the first wall
. Failure area of pipe break	
Base Case	. Assume guillotine break of one tube 5.03 x 10 <sup>-3</sup> m <sup>2</sup>
{ Case 1	. do.
{ Case 2	. 50% of the area in Base Case
{ Case 3	. 10% of the area in Base Case
. Pressure of leak water	. 1.5 MPa
. Temperature of leak water	. 253°K
. Purge gas	. He
. Pressure	. 0.1 MPa
. He flow rate	. 200m <sup>3</sup> /hr
. Initial He gas temperature	. 1173°K
. Wall	. Assumed insulated

Table 7.4.3 Time (sec) to reach the maximum temperature  
or melting temperature ( $^{\circ}$ C)

評価点 ケース	CASE 2	CASE 2-1	CASE 2-2	CASE 2-3	CASE 2-4
ダ (W) 1	326.9	478.3	326.9	<溶融> 98130 秒	98130 秒
イ バ (Cu) 2	326.7	478.1	326.6	19170 秒	19170 秒
タ (Cu) 3	326.5	478.0	326.5	19170 秒	19170 秒
-----	-----	-----	-----	-----	-----
4	239.7	239.8	239.8	243.0	243.0
ブ ラ ズ マ 第 一 壁	5 6 7 8 9	1087 376.9 326.9 377.3 238.7	1087 378.1 327.2 378.8 232.2	1087 426.1 326.9 427.6 232.3	1087 426.2 326.3 427.8 232.2

溶融温度 W-3387  $^{\circ}$ C, Cu - 1084.5  $^{\circ}$ C

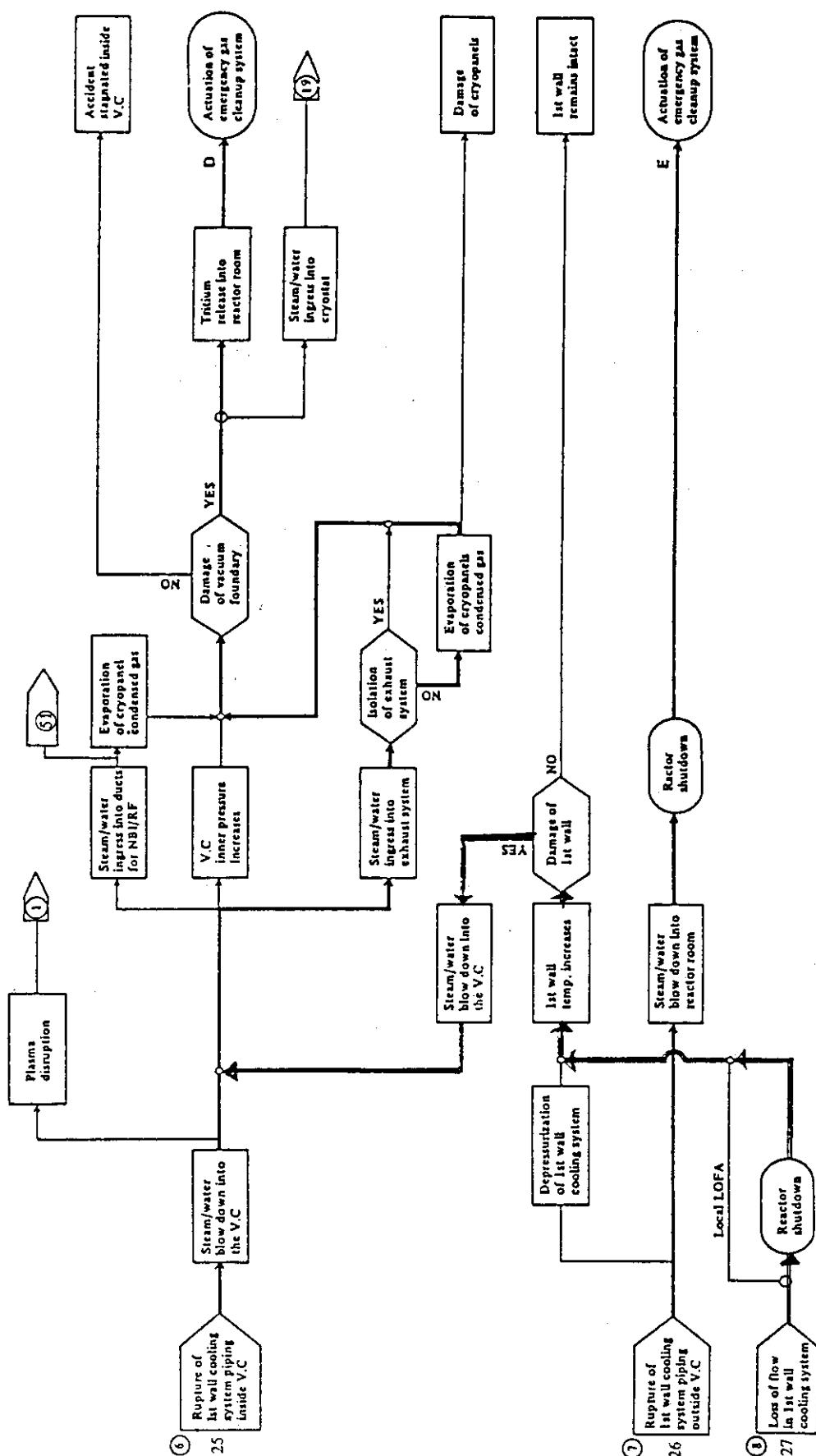


Fig. 7.4.1(a) FER accident progression sequences (Subsystem No.16)

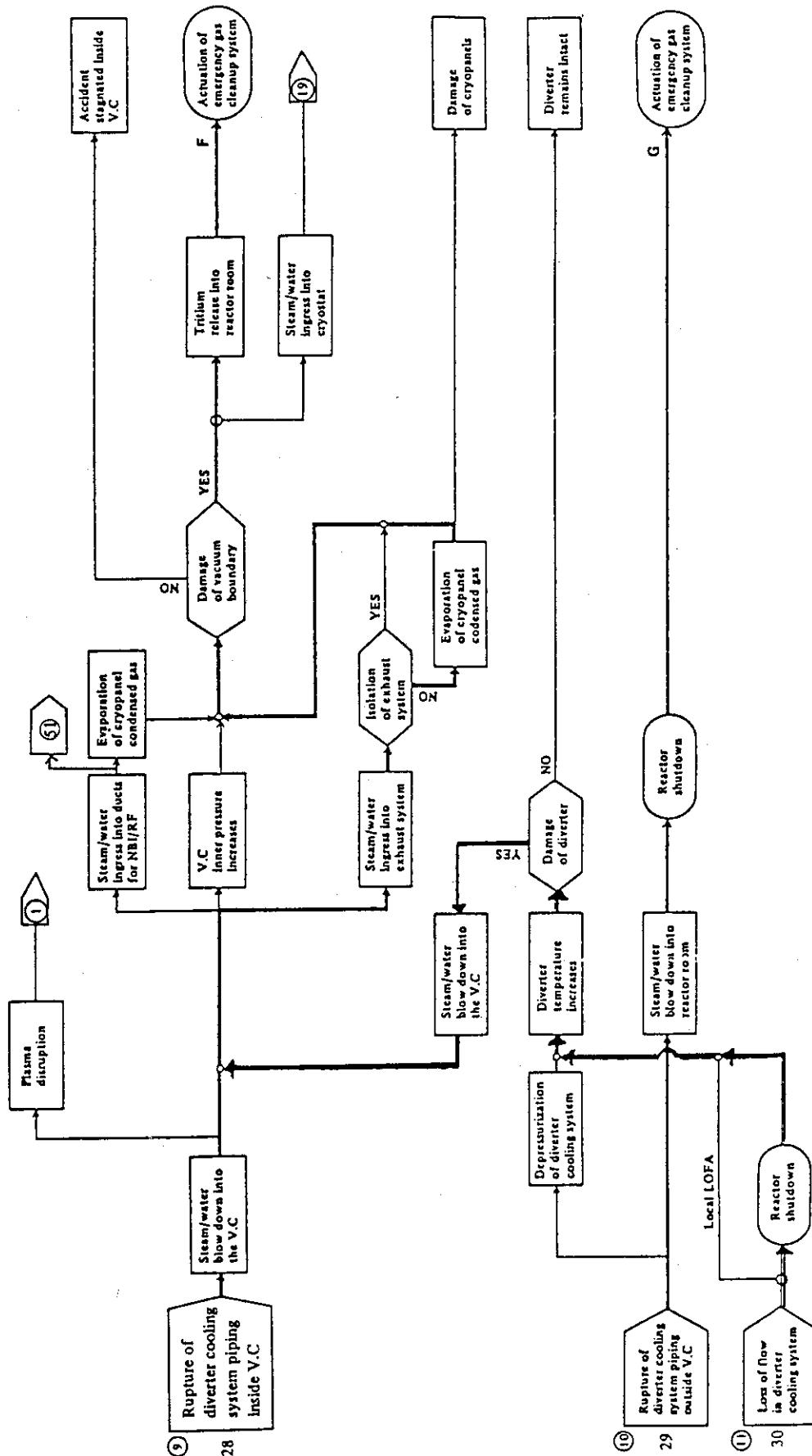


Fig. 7.4.1(b) FER accident progression sequences (Subsystem No. 17)

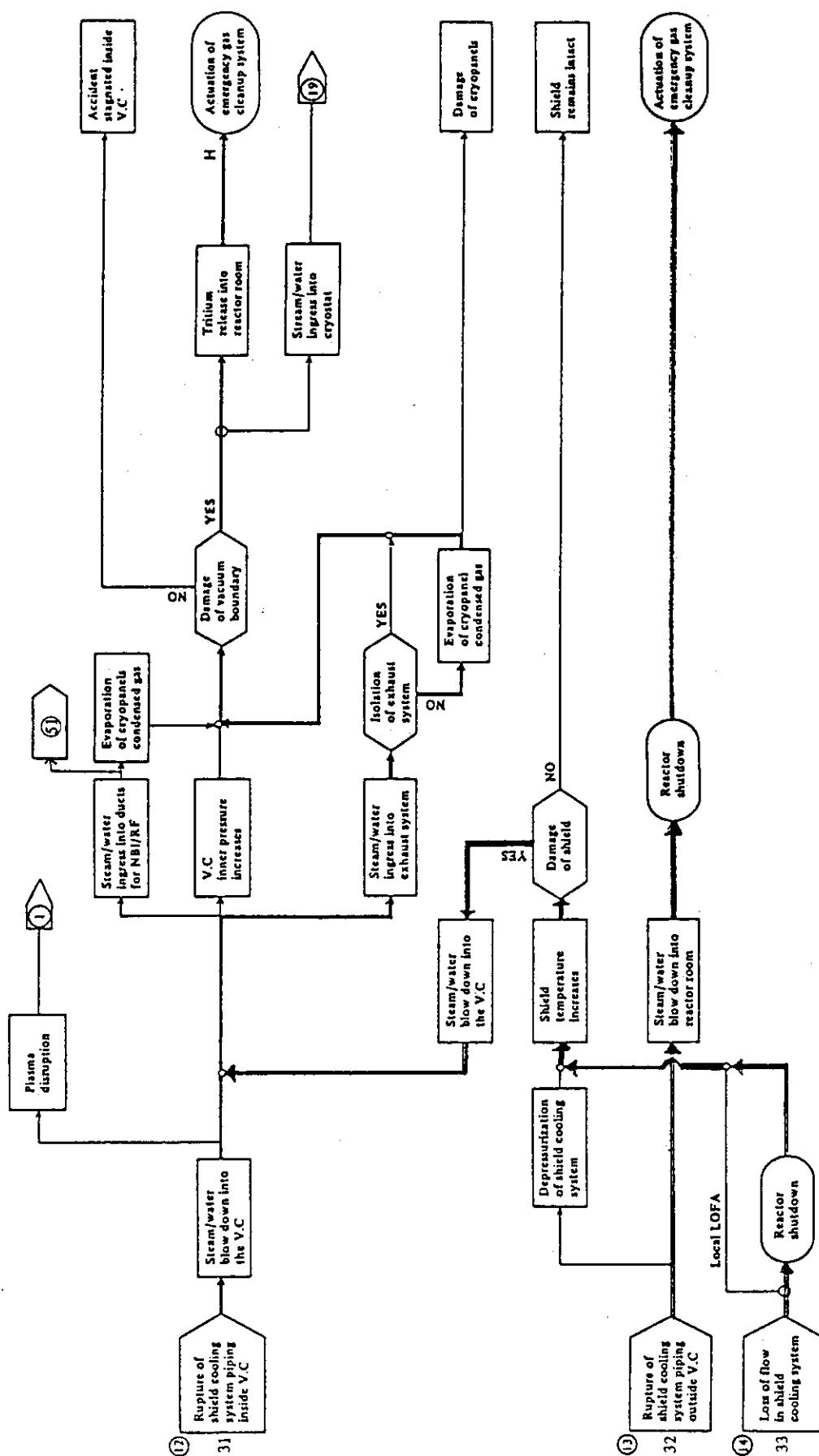


Fig. 7.4.1(c) FER accident progression sequences (Subsystem No. 18)

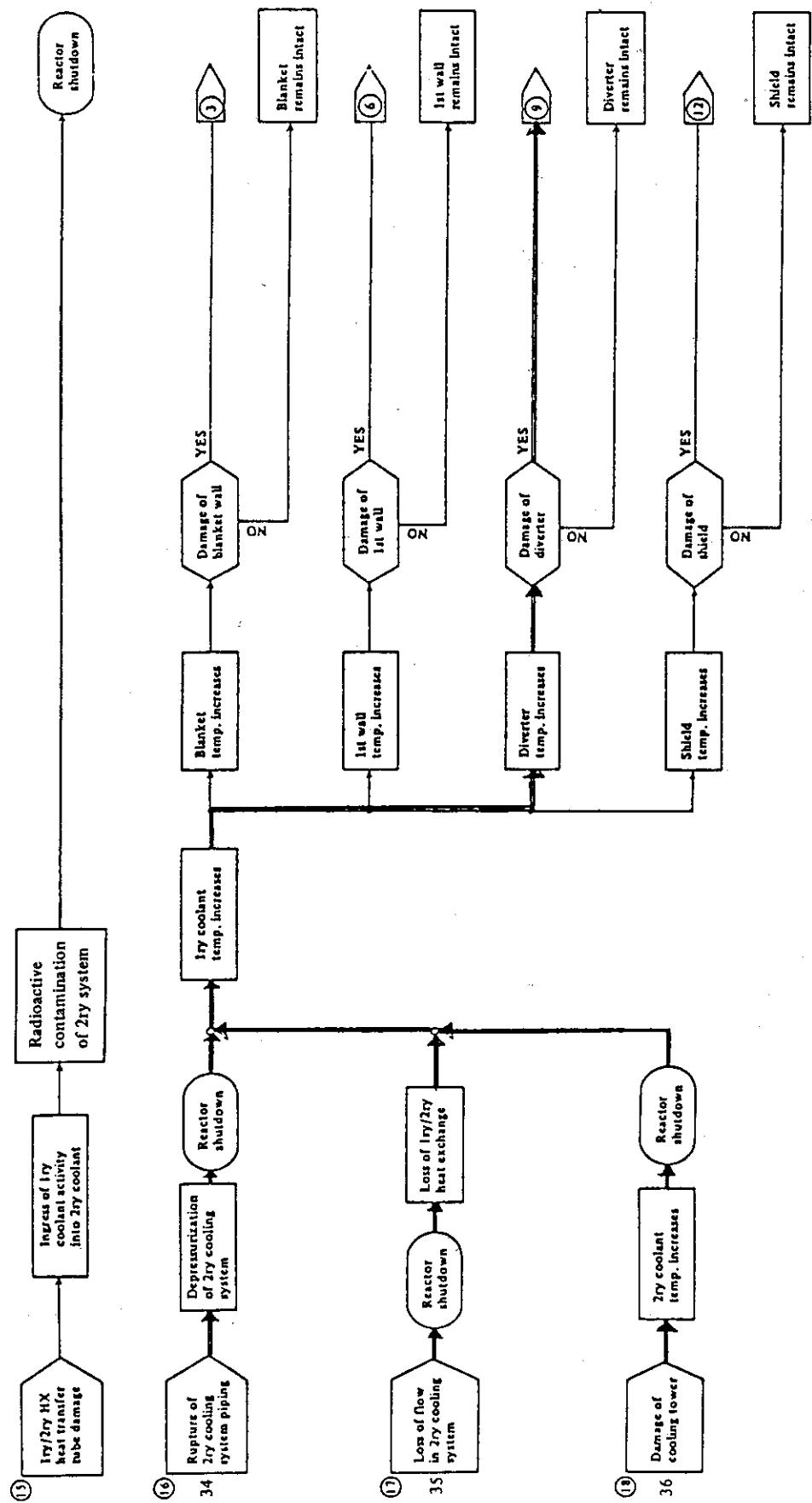


Fig. 7.4.1(d) FER accident progression sequences (Subsystem No.19)

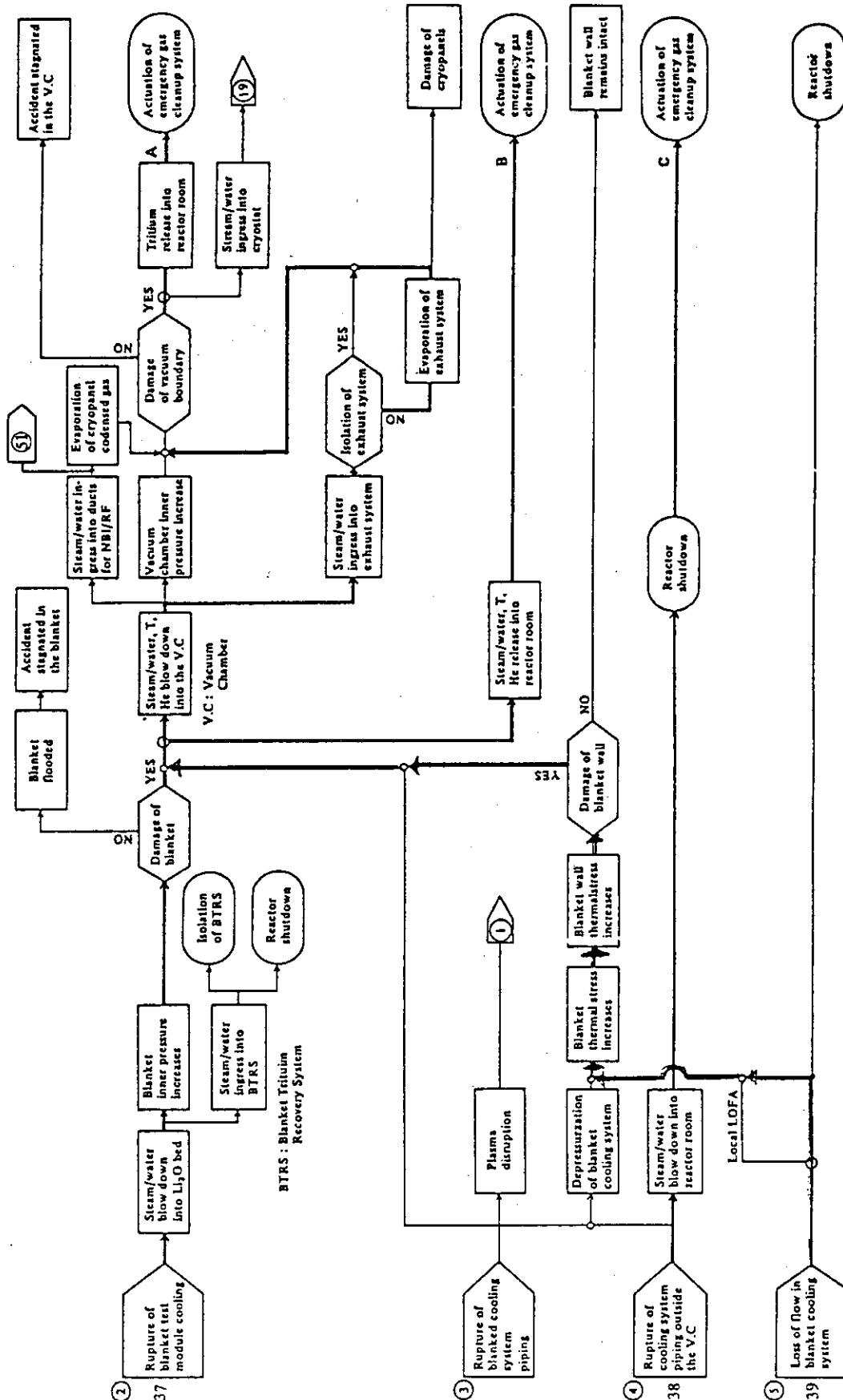


Fig. 7.4.1(e) FER accident progression sequences (Subsystem No.20)

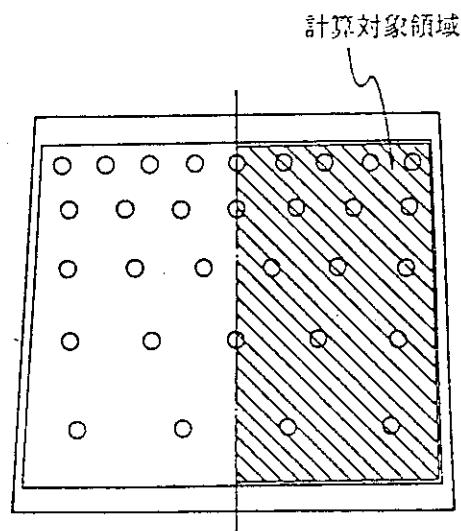


Fig. 7.4.2 ブランケット断面図

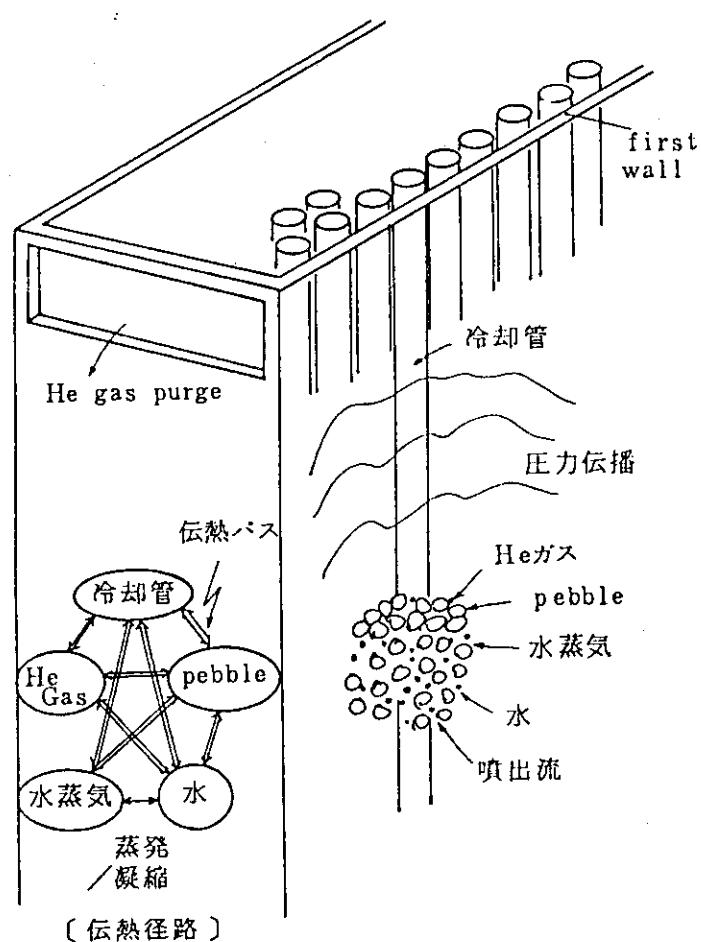


Fig. 7.4.3 LOCA and heat transfer paths

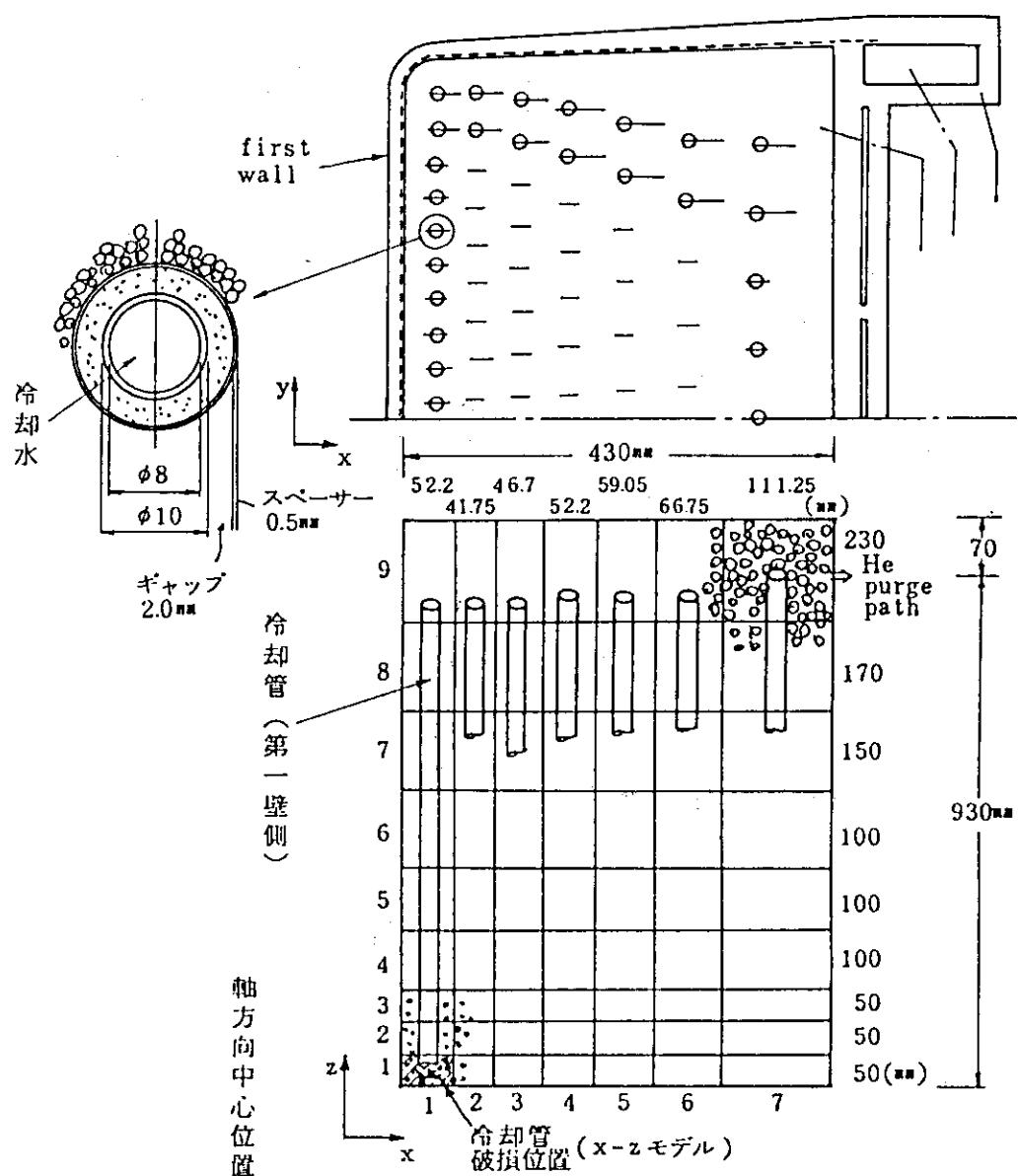
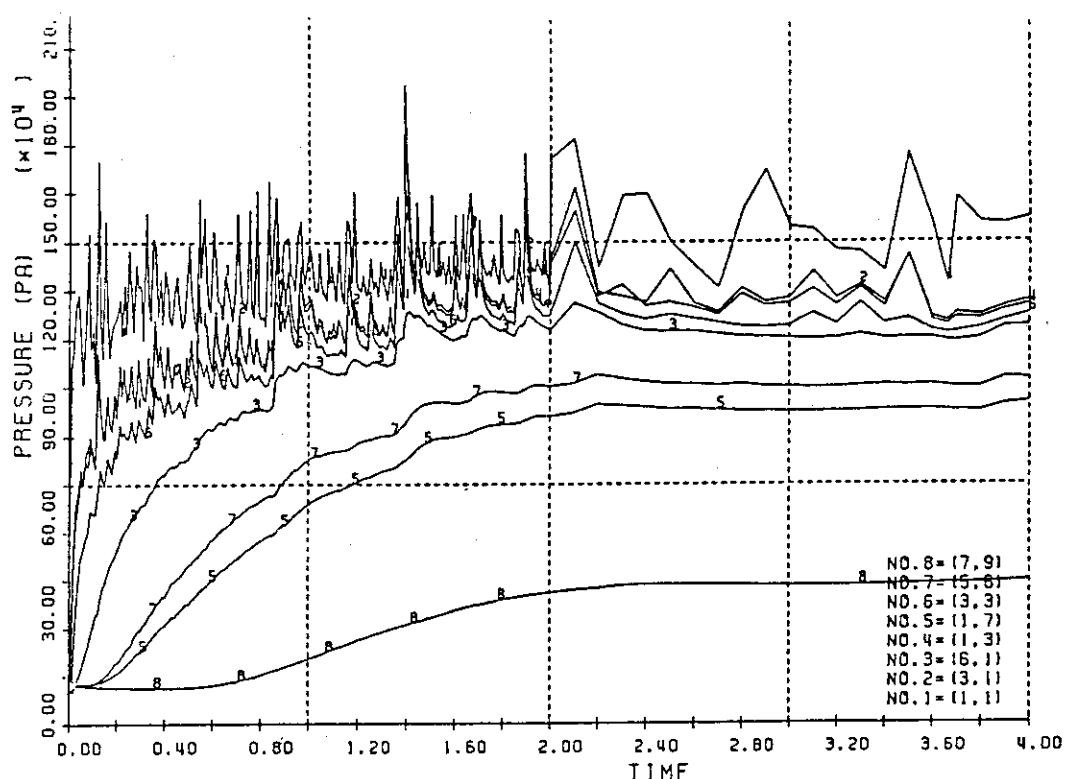
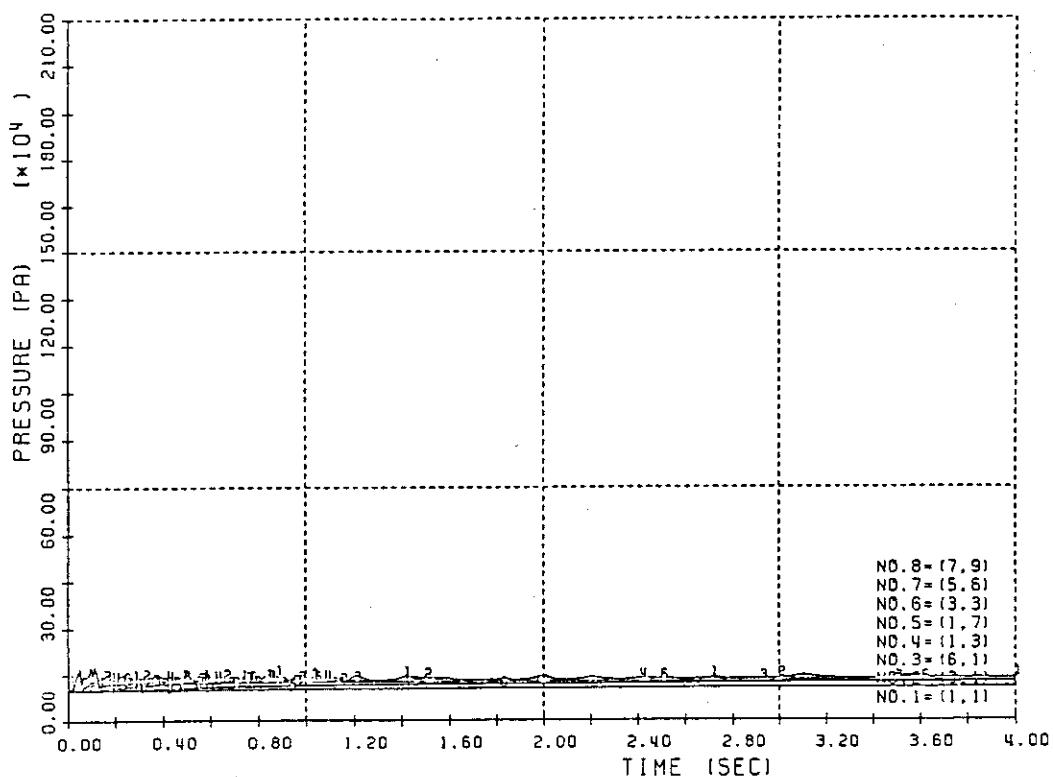


Fig. 7.4.4 Scheme of R-Z mesh cells

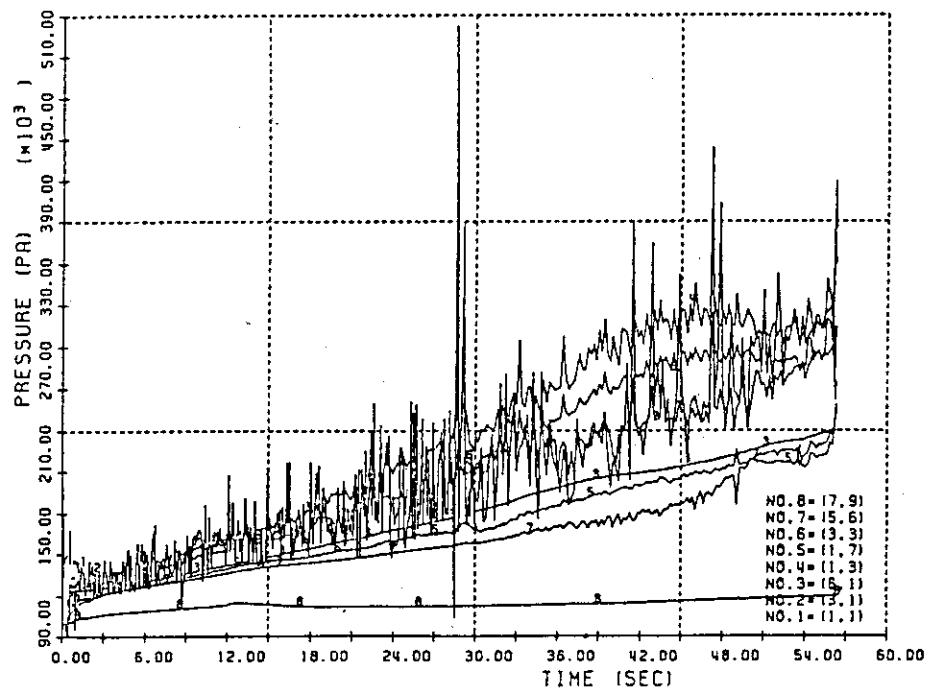


ANALYSIS OF LOCA IN FER/BLANKET [ Base Case ]



LOCA-ANALYSIS IN FER/BLANKET (COLD-LI) [ Case 1 ]

Fig. 7.4.5 Effect of vaporization of water to pressure



ANALYSIS OF LOCA IN FER/BLANKET [ Case 1 ]

Fig. 7.4.6 Transient pressure during cold state LOCA (Case 1).

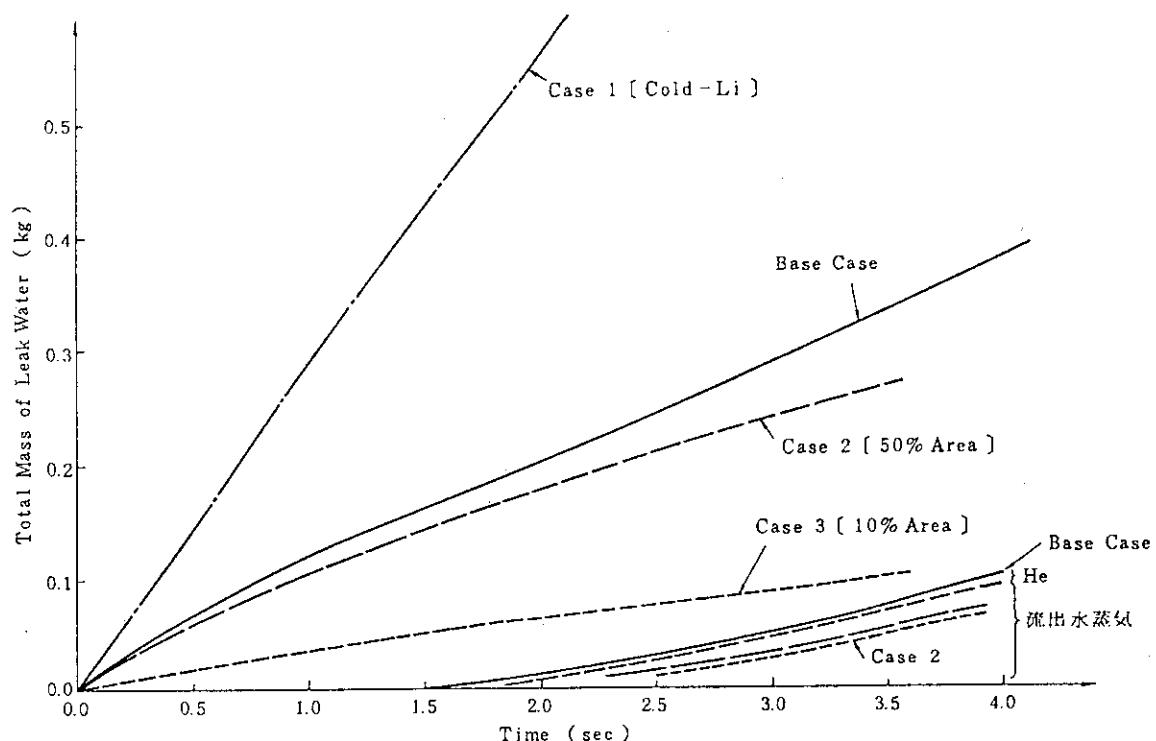


Fig. 7.4.7 Total mass of leak water and purged He/vapor water vs. time

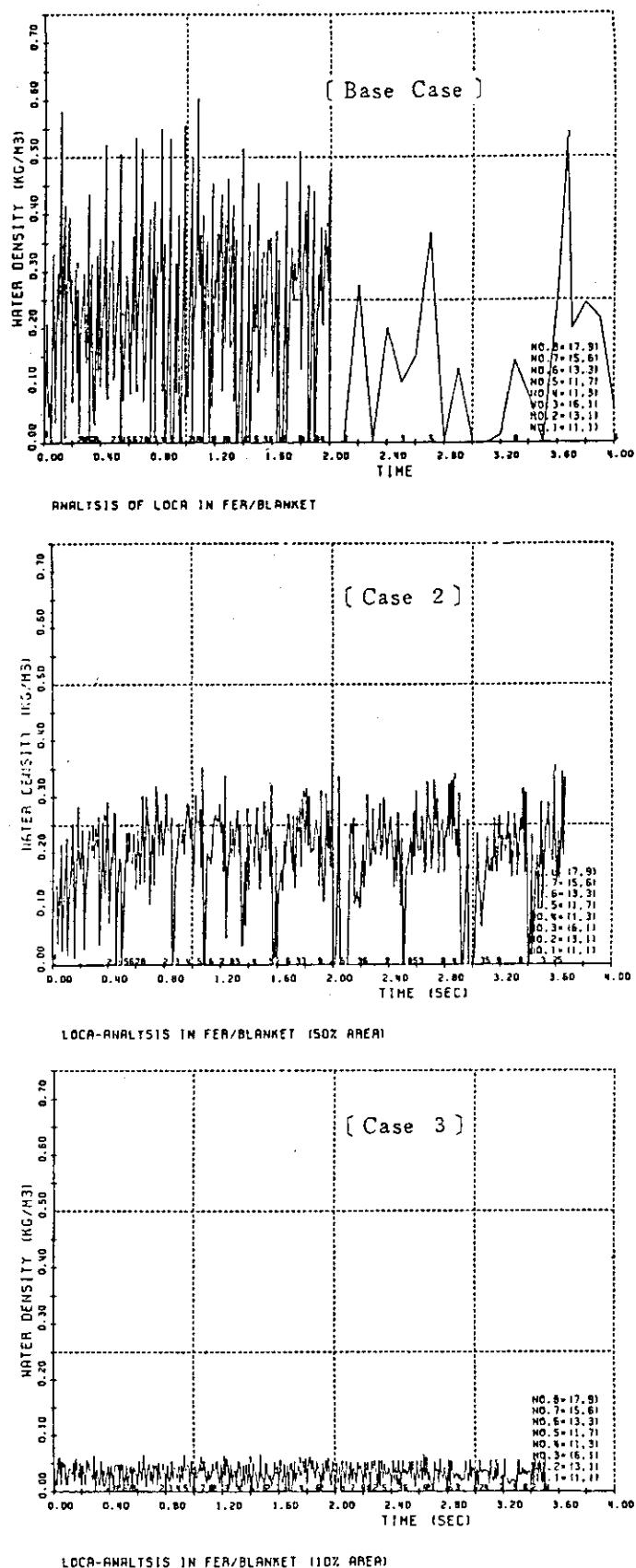


Fig. 7.4.8 Behavior of water density during LOCA

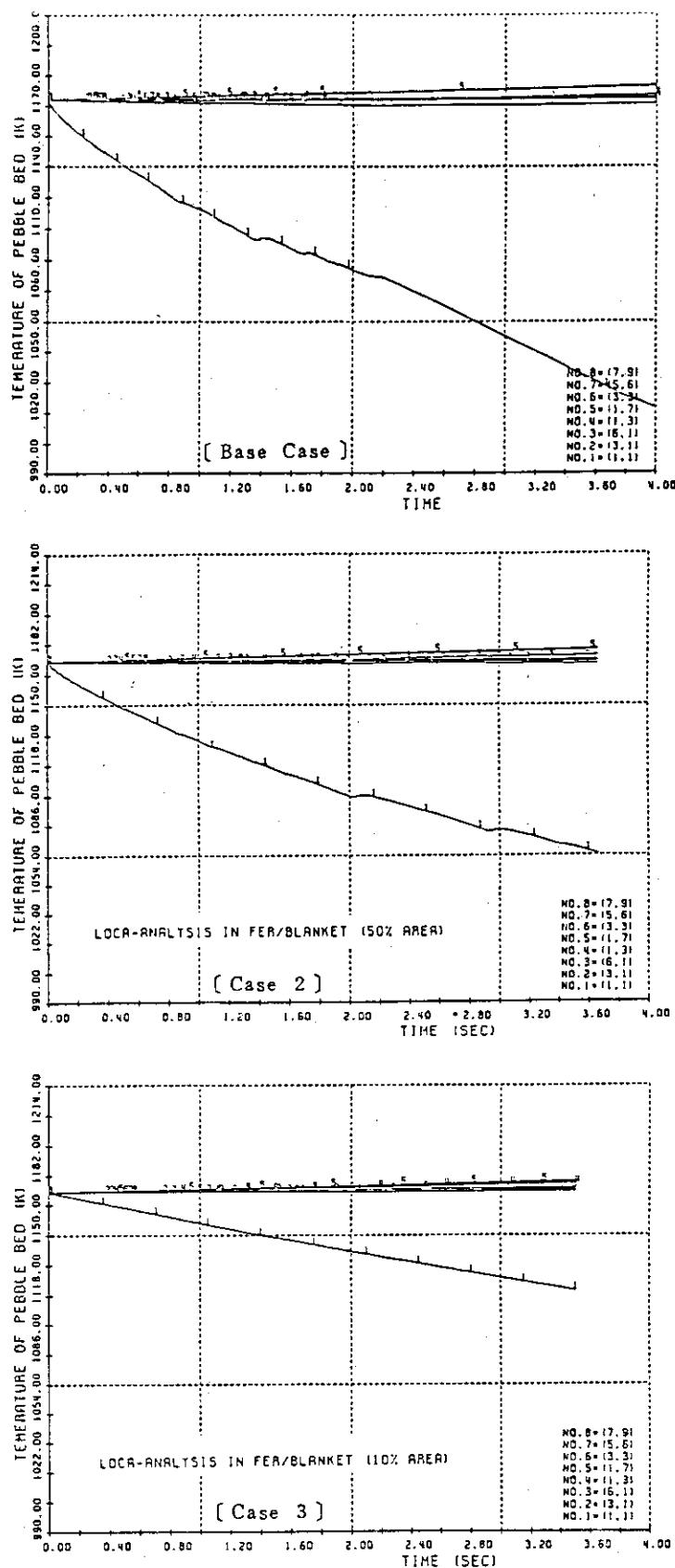


Fig. 7.4.9 Transient temperature behavior of pebble bed

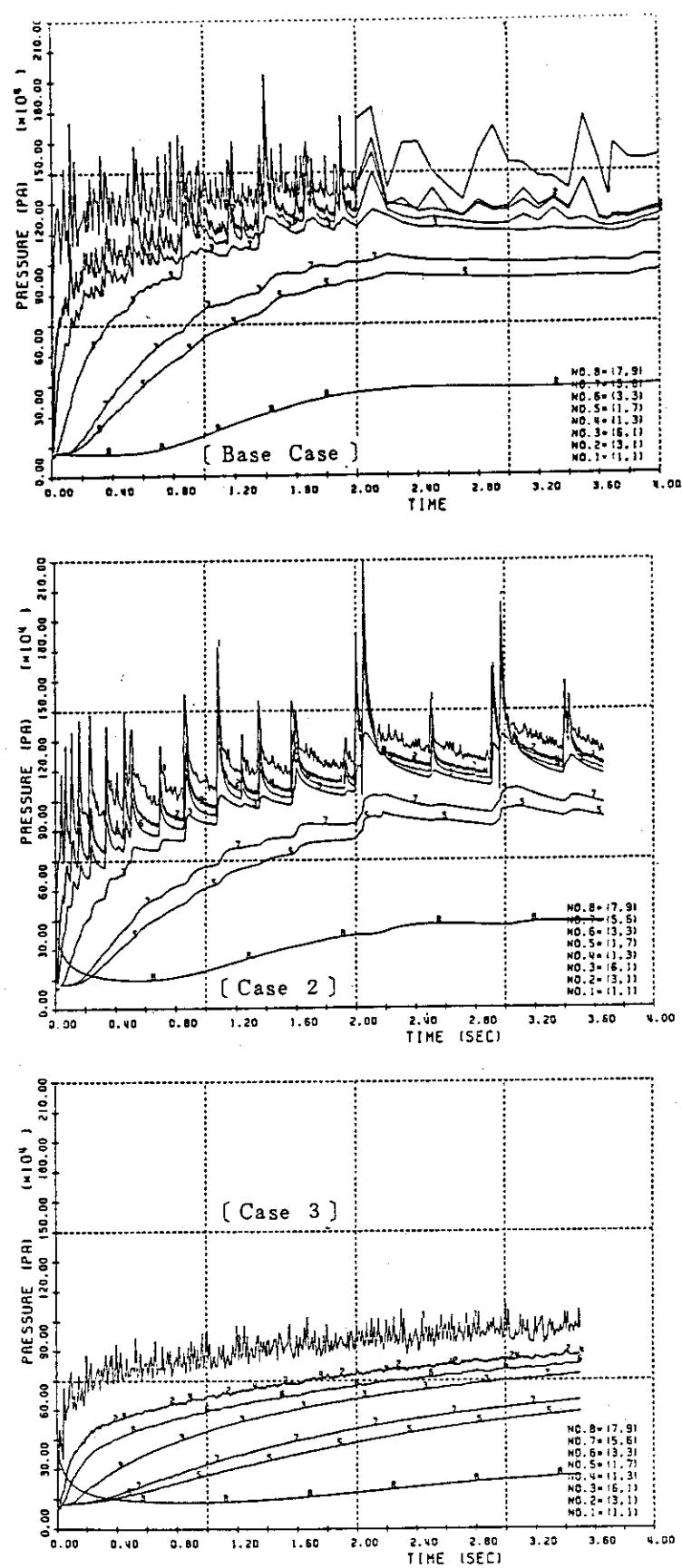


Fig. 7.4.10 Pressure vs. time during LOCA

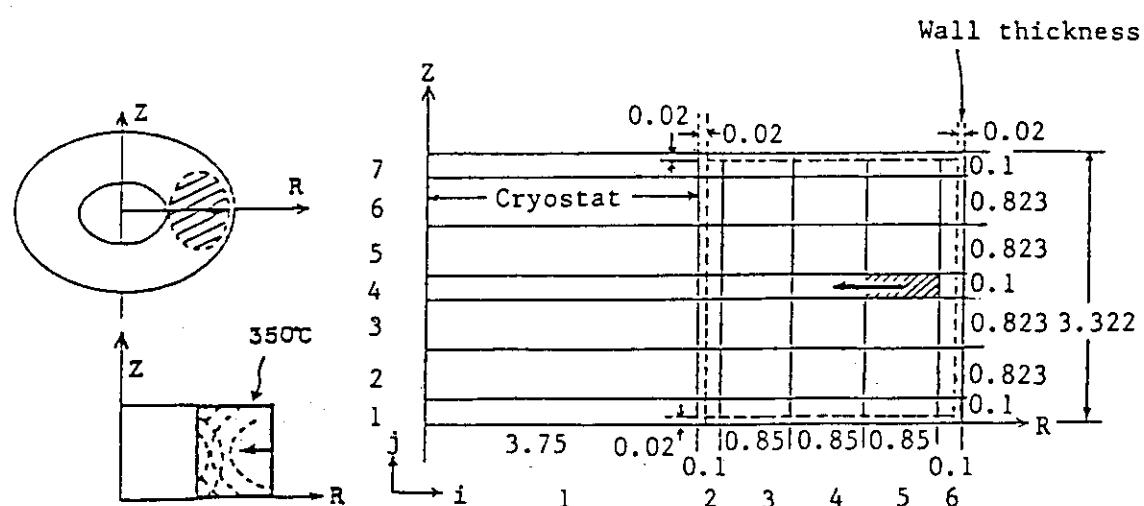


Fig. 7.4.11 2次元計算のメッシュ構成

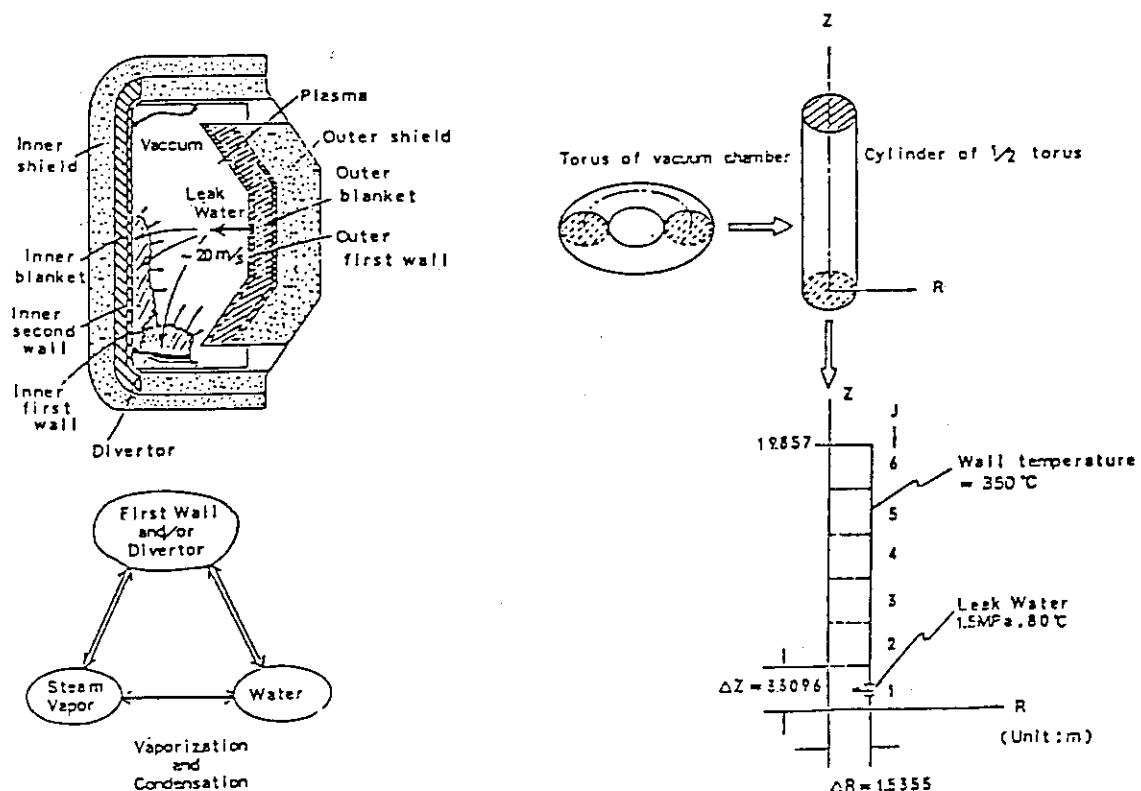
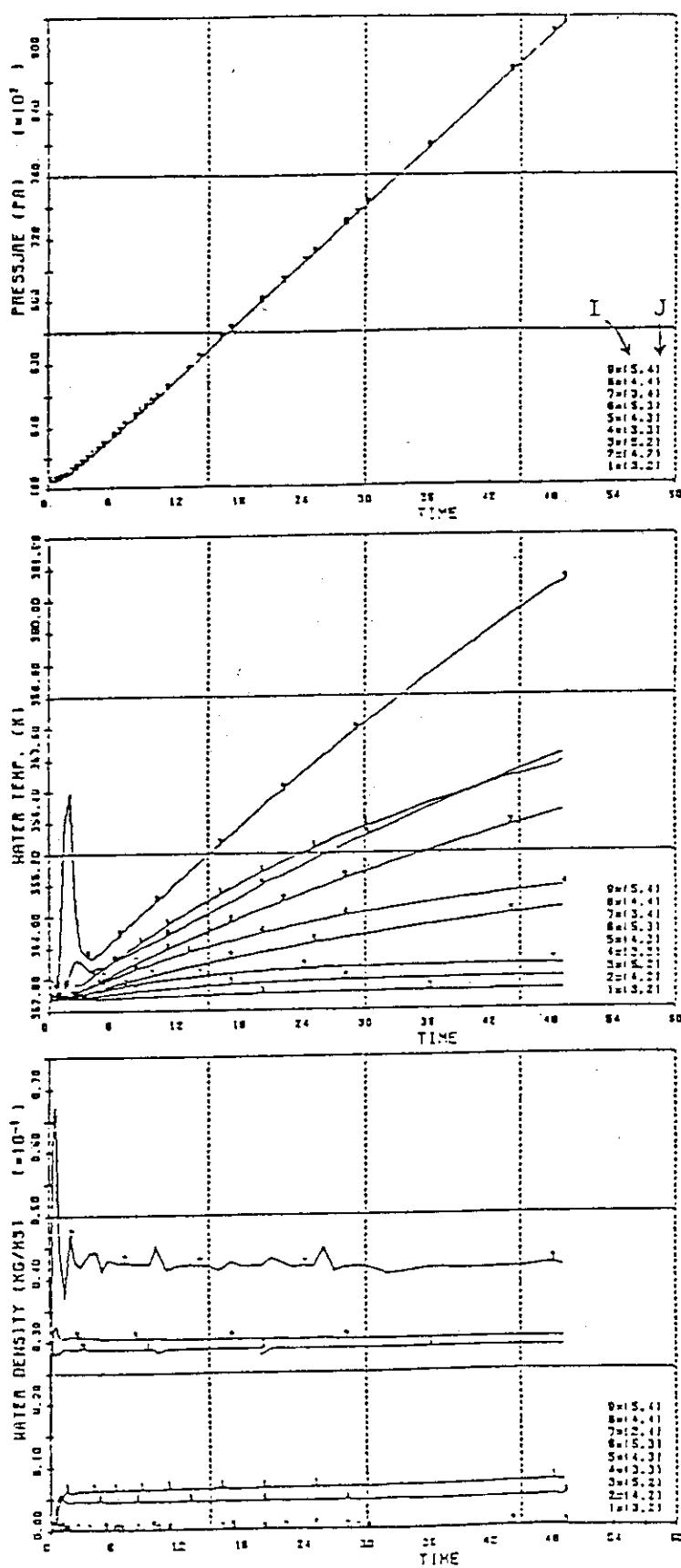


Fig. 7.4.12 事故と熱水相互作用

Fig. 7.4.13 1次元計算のメッシュ構成



See Fig.

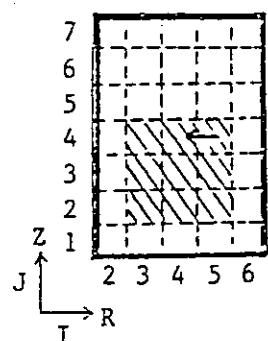


Fig. 7.4.14 2次元計算の結果

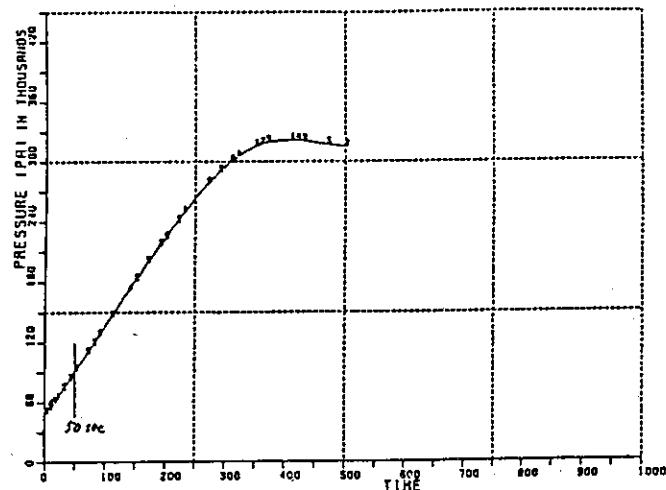


Fig. 7.4.15 Pressure response of 1-dim. calculation on the same initial condition to 2-dim. calculation

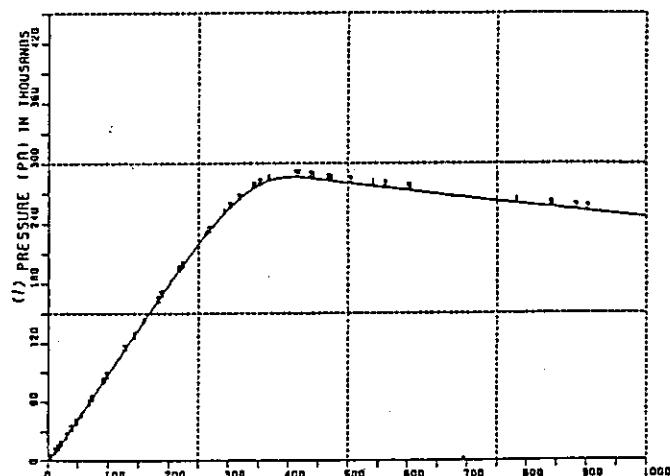


Fig. 7.4.16(1) Pressure vs. time ( $S = S_1$ )

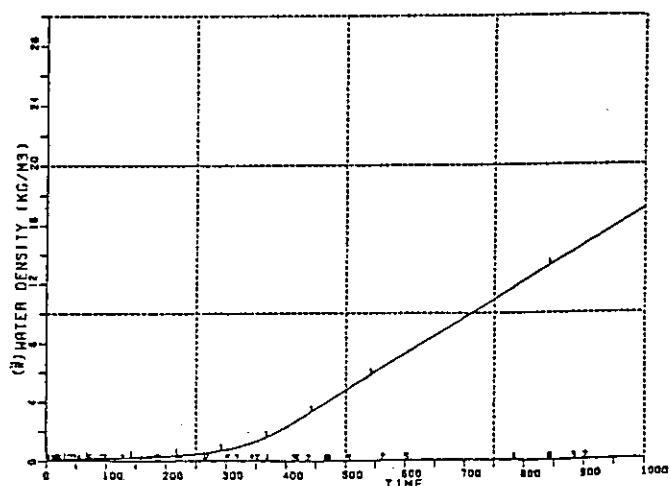


Fig. 7.4.16(2) Water density vs. time ( $S = S_1$ )

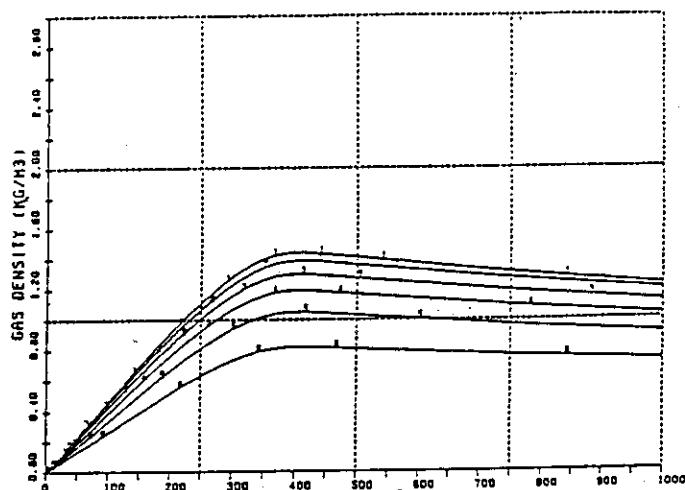


Fig. 7.4.16(3) Vapor density vs. time ( $S = S_1$ )

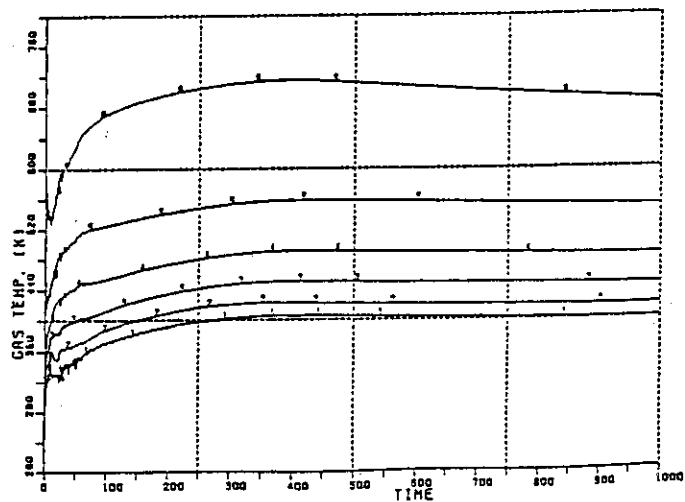


Fig. 7.4.16(4) Vapor temperature vs. time ( $S = S_1$ )

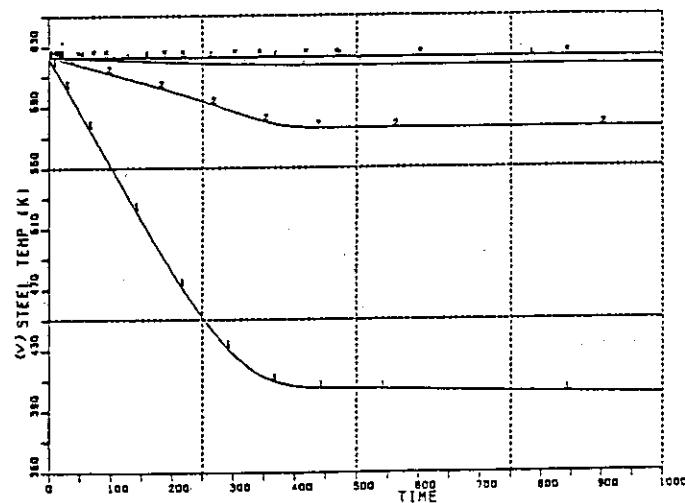


Fig. 7.4.16(5) Wall temperature vs. time ( $S = S_1$ )

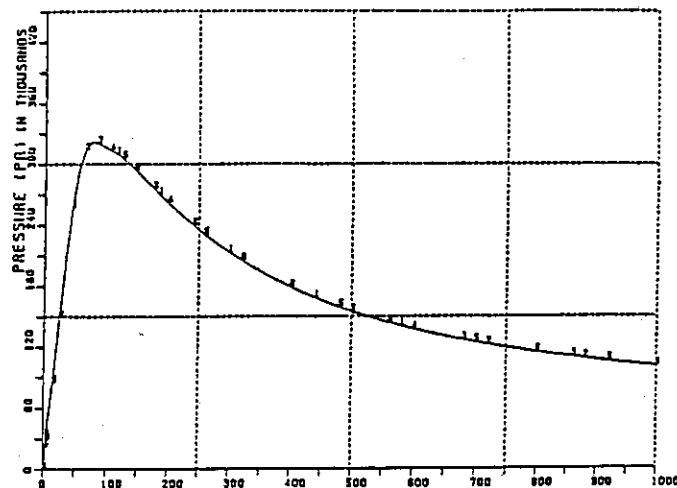


Fig. 7.4.17(1) Pressure vs. time ( $S = 10 \times S_1$ )

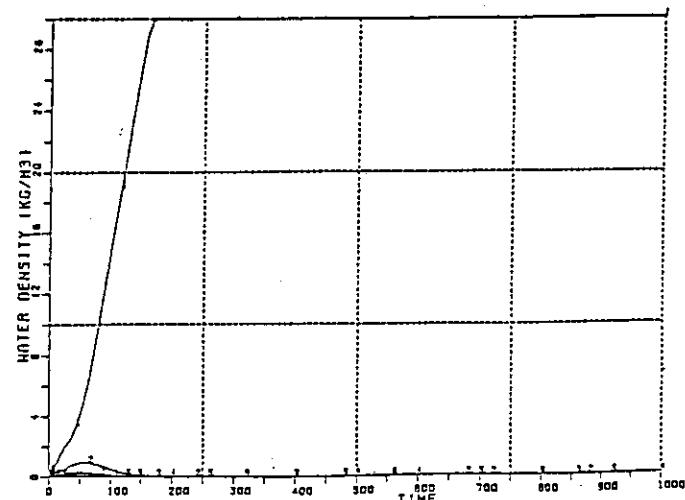


Fig. 7.4.17(2) Water density vs. time ( $S = 10 \times S_1$ )

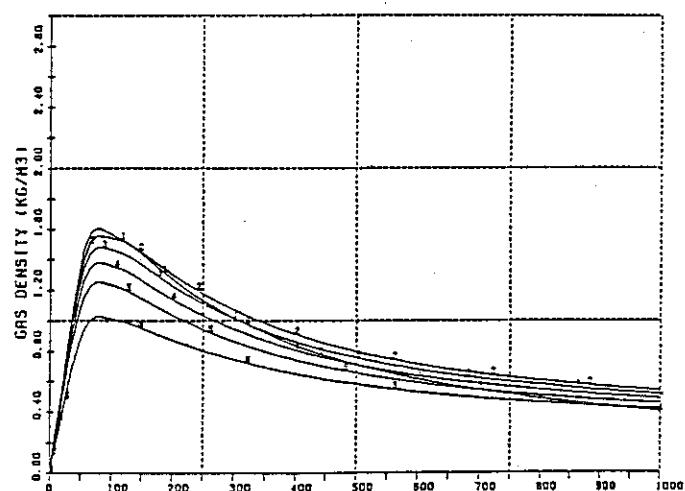


Fig. 7.4.17(3) Vapor density vs. time ( $S = 10 \times S_1$ )

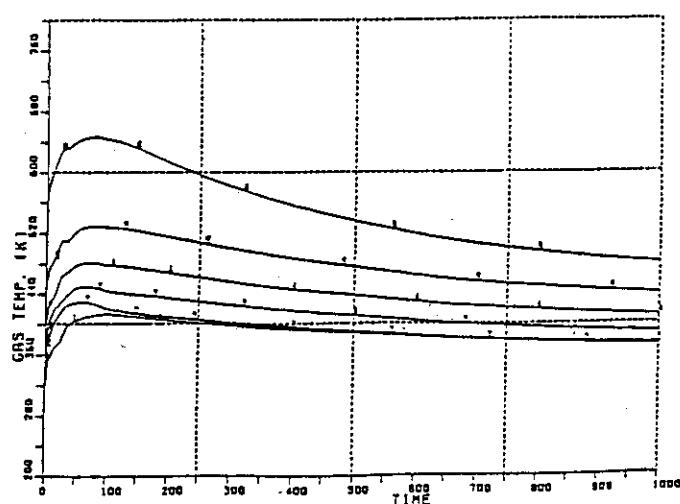


Fig. 7.4.17(4) Vapor temperature vs. time ( $S = 10 \times S_1$ )

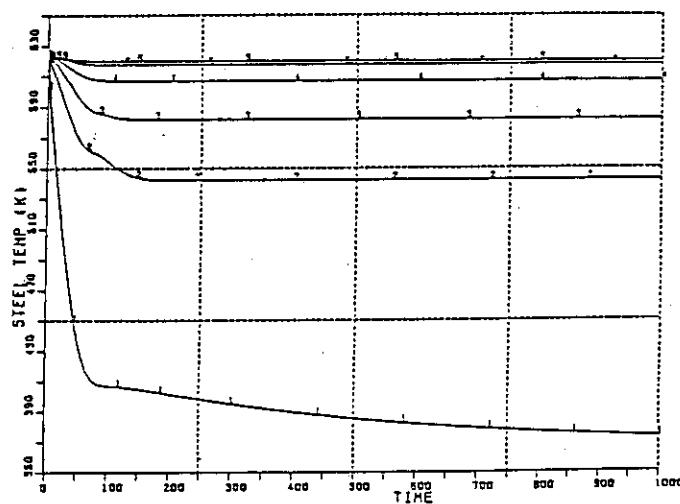


Fig. 7.4.17(5) Wall temperature vs. time ( $S = 10 \times S_1$ )

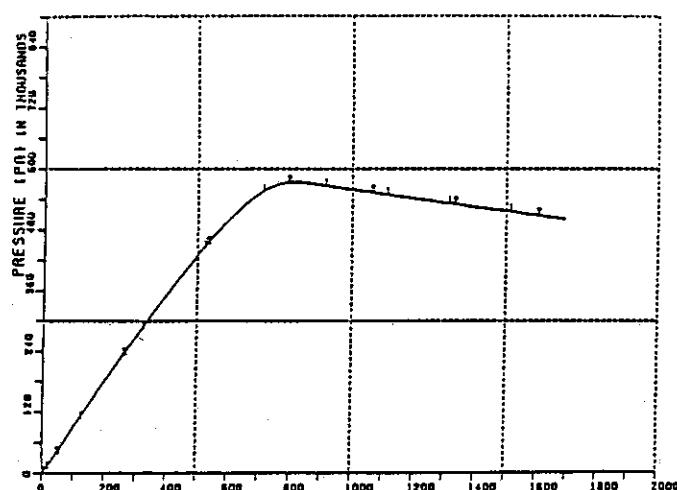


Fig. 7.4.18(1) Pressure vs. time ( $S = S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

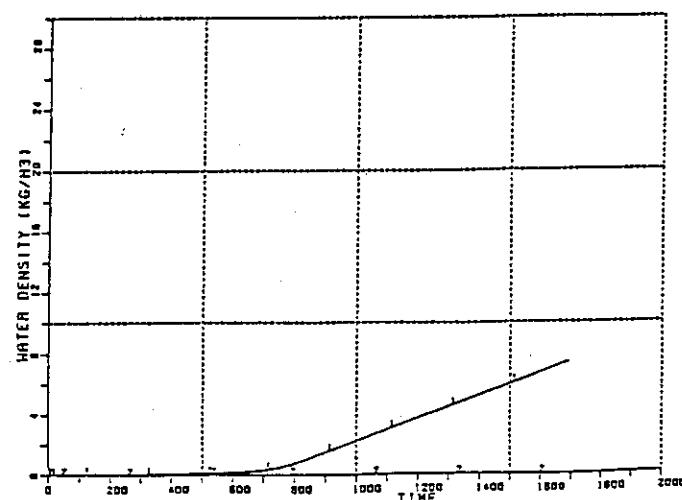


Fig. 7.4.18(2) Water temperature vs. time ( $S = S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

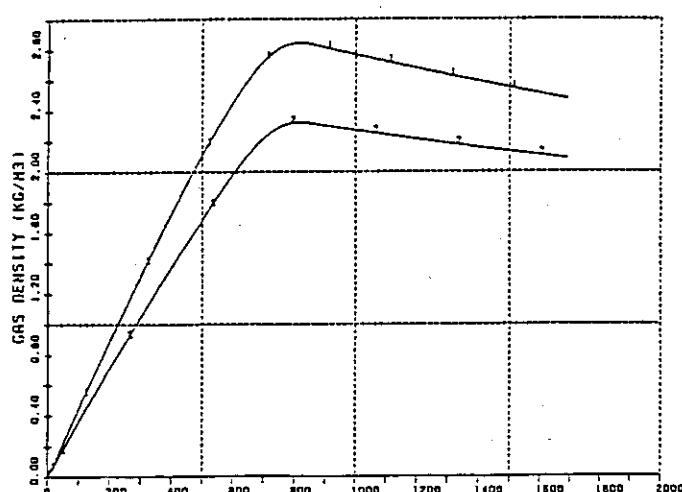


Fig. 7.4.18(3) Vapor density vs. time ( $S = S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

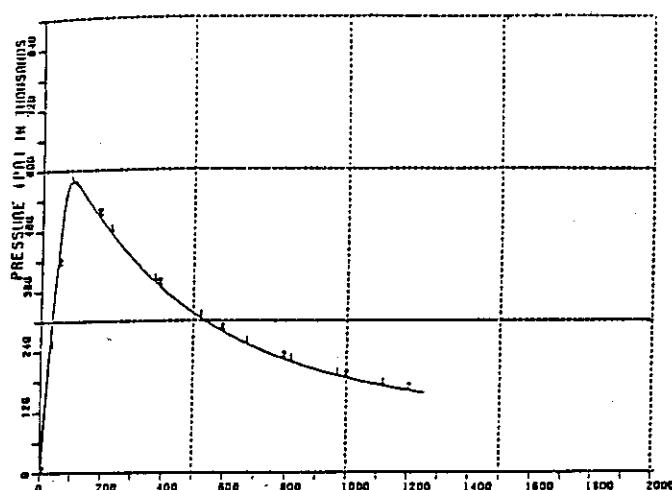


Fig. 7.4.19(1) Pressure vs. time ( $S = 10 \times S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

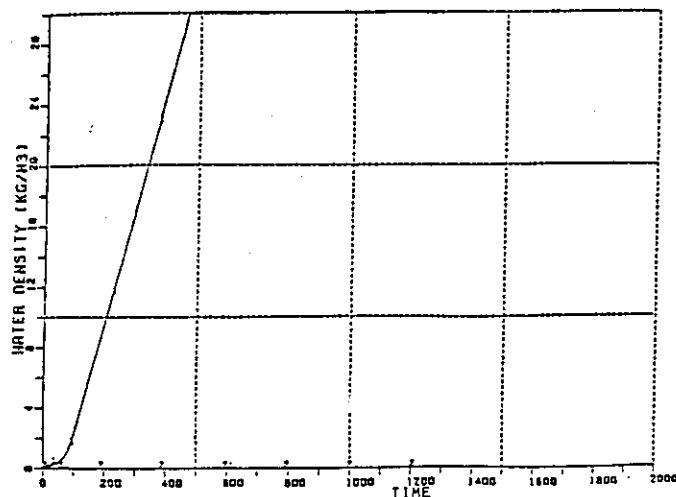


Fig. 7.4.19(2) Water density vs. time ( $S = 10 \times S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

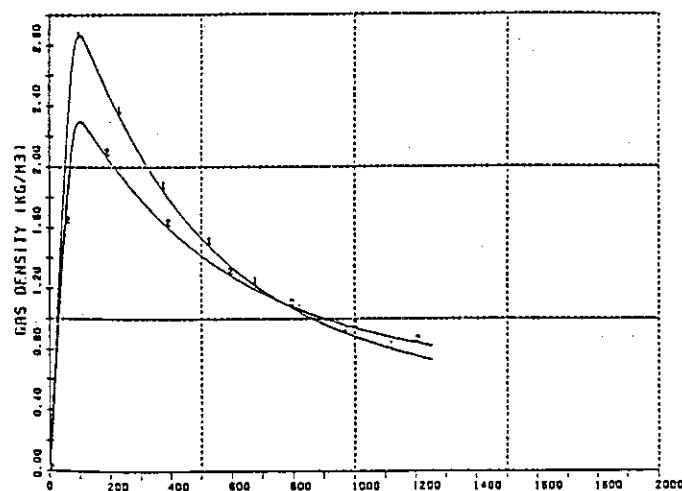


Fig. 7.4.19(3) Vapor density vs. time ( $S = 10 \times S_1$ ,  $J_{\max} = 2$ )

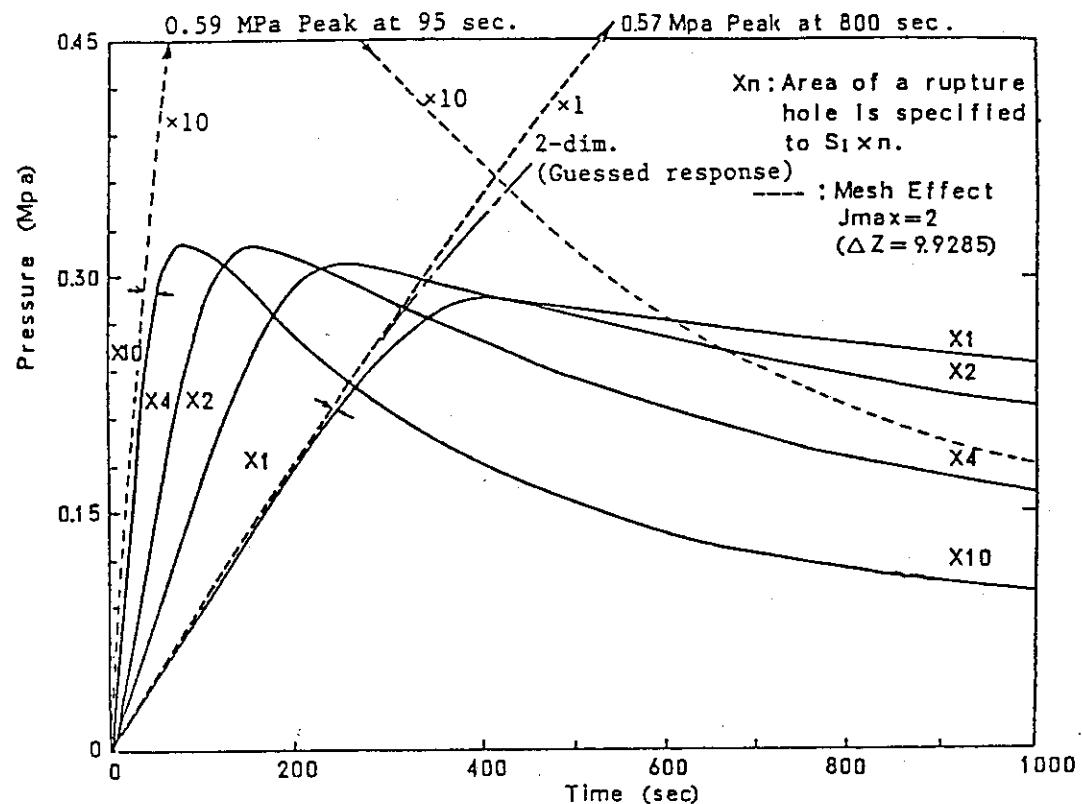


Fig. 7.4.20 真空容器圧力の時間変化

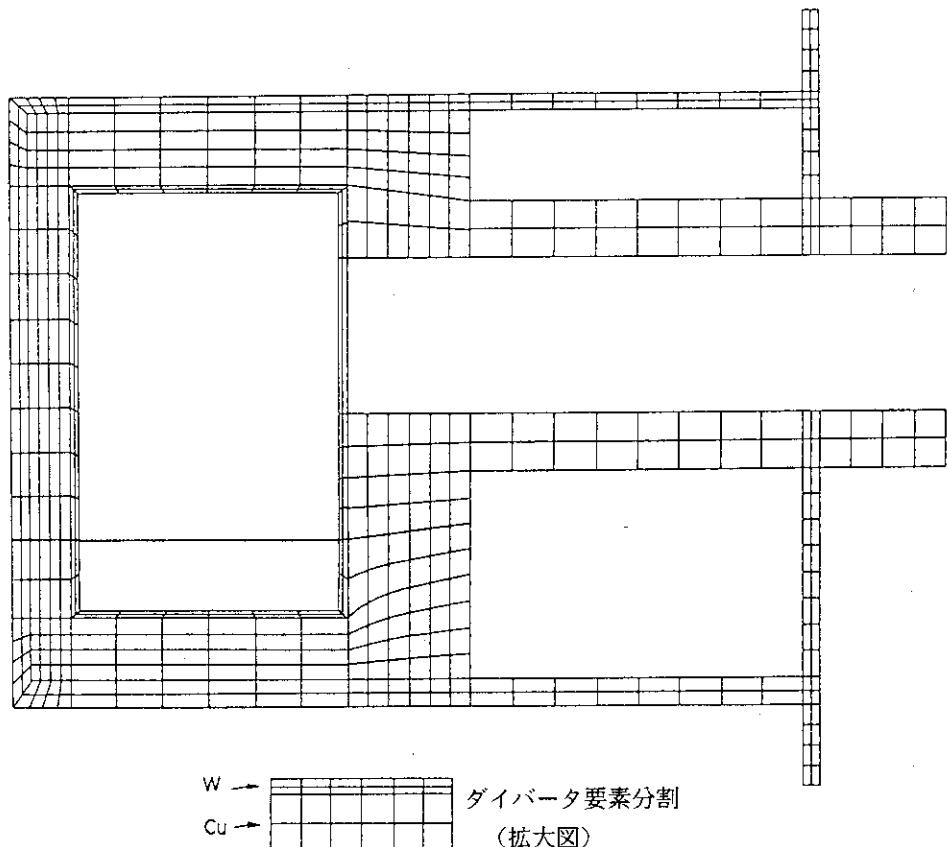


Fig. 7.4.21 要素分割図(CASE 1, 2) r-Z 2次元体系で近似

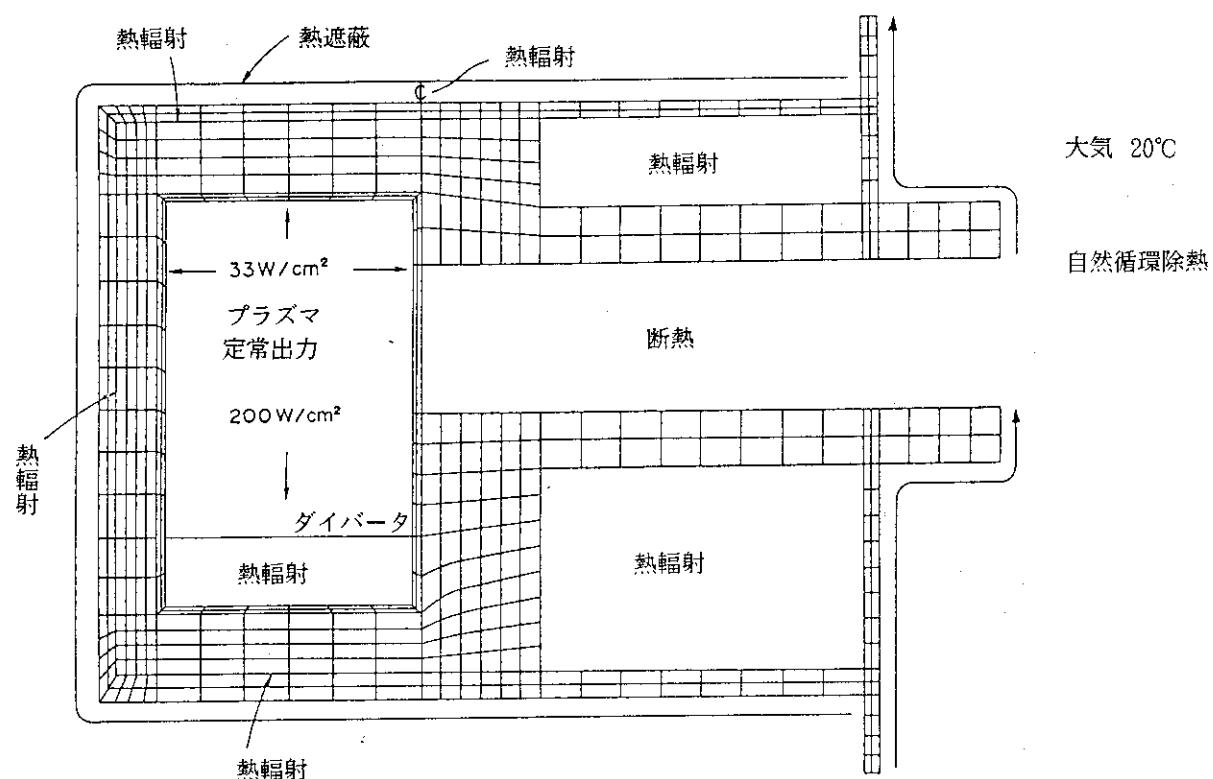


Fig. 7.4.22 解析モデル(CASE 1, 2)

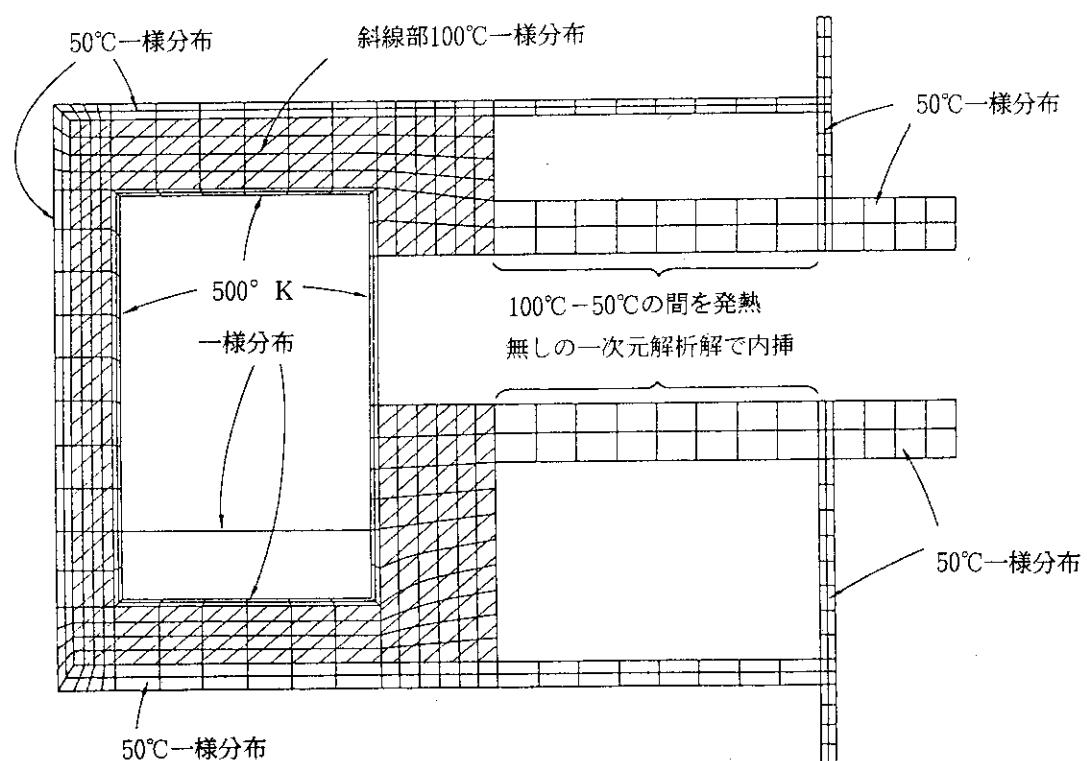


Fig. 7.4.23 定常温度分布

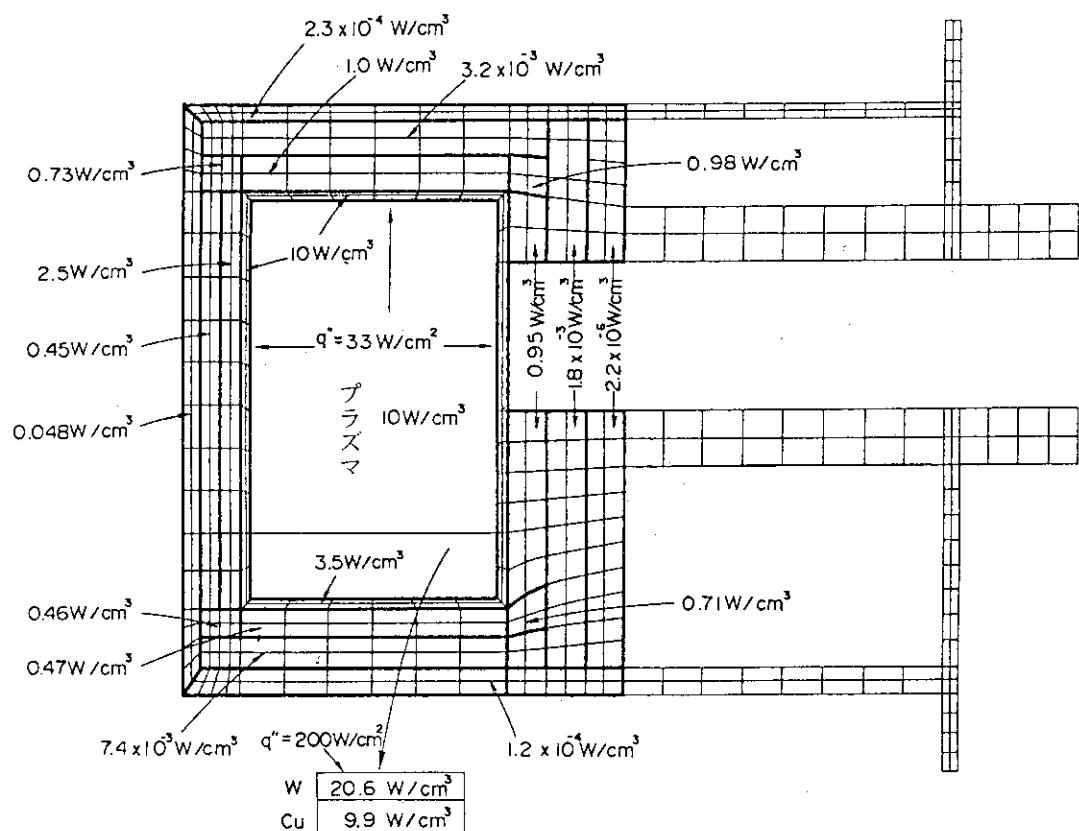


Fig. 7.4.24 プラズマ停止失敗時の熱負荷条件

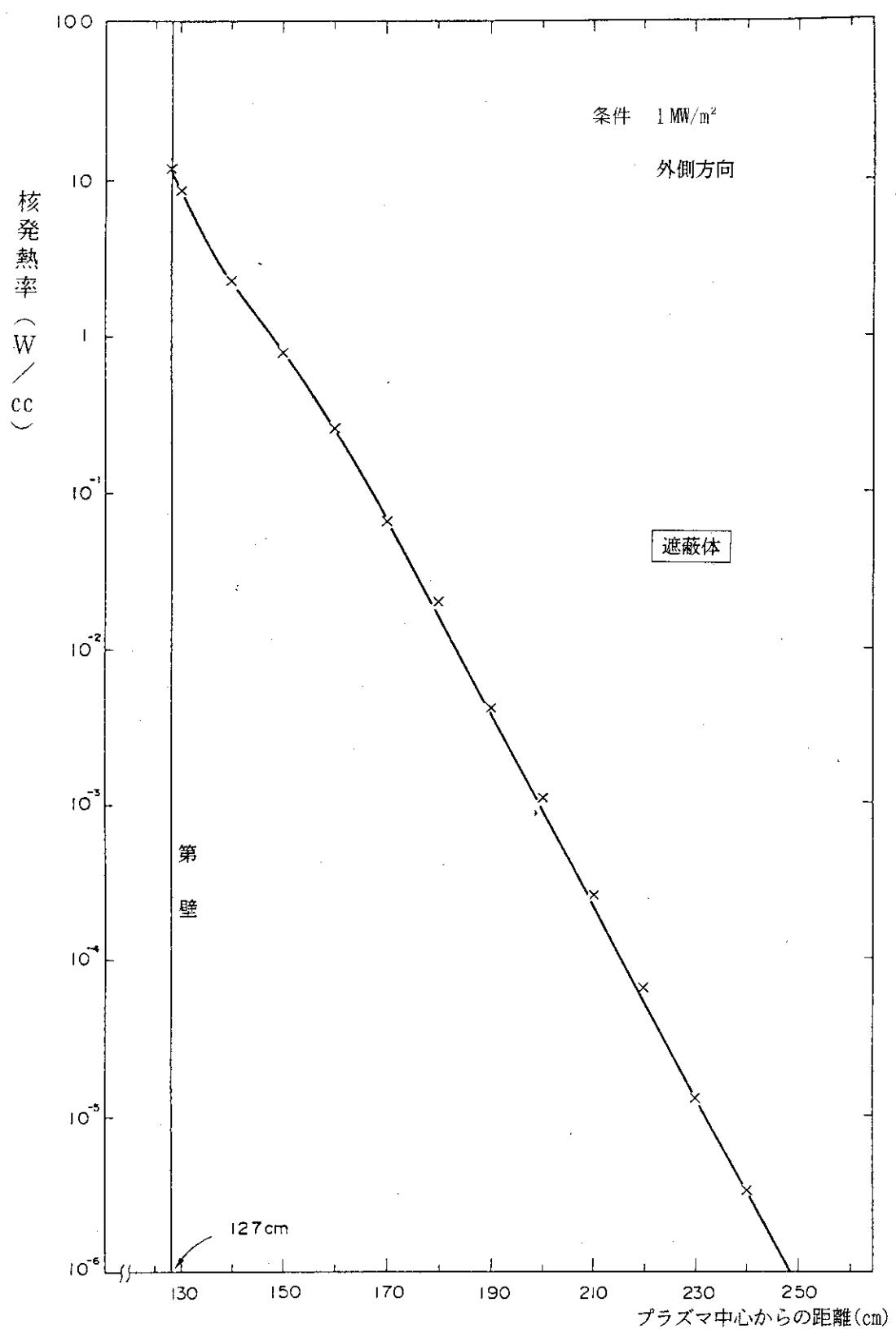


Fig. 7.4.25 核発熱空間分布

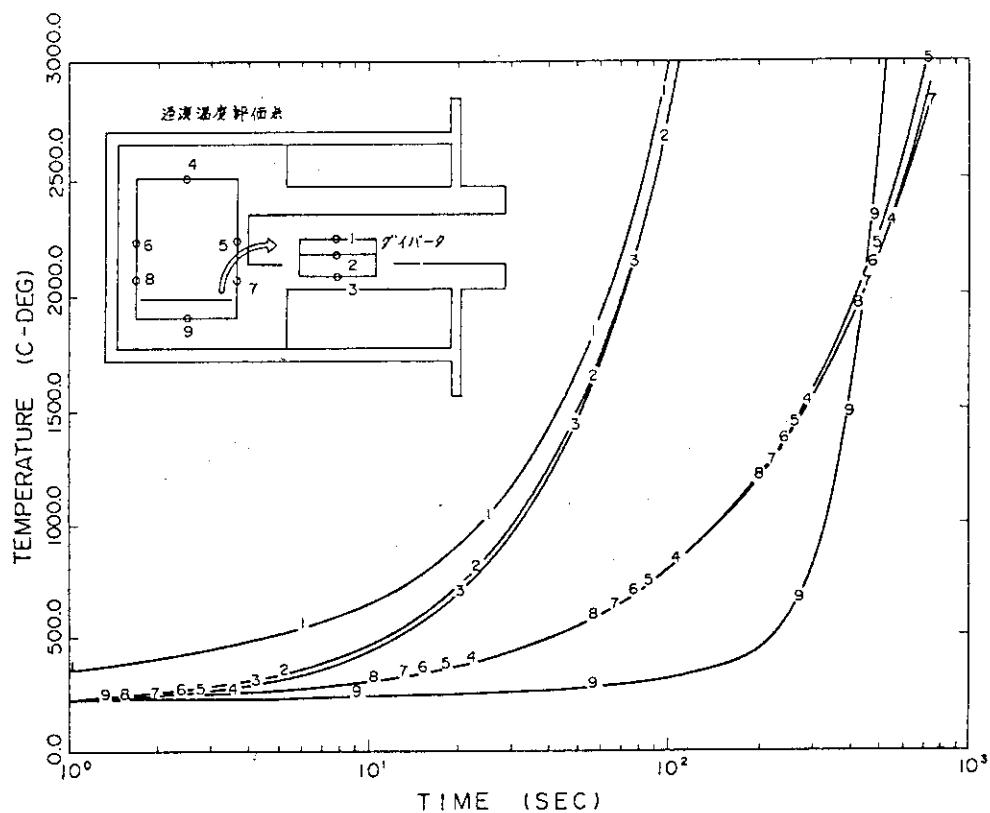


Fig. 7.4.26 過渡温度分布（プラズマ停止失敗）

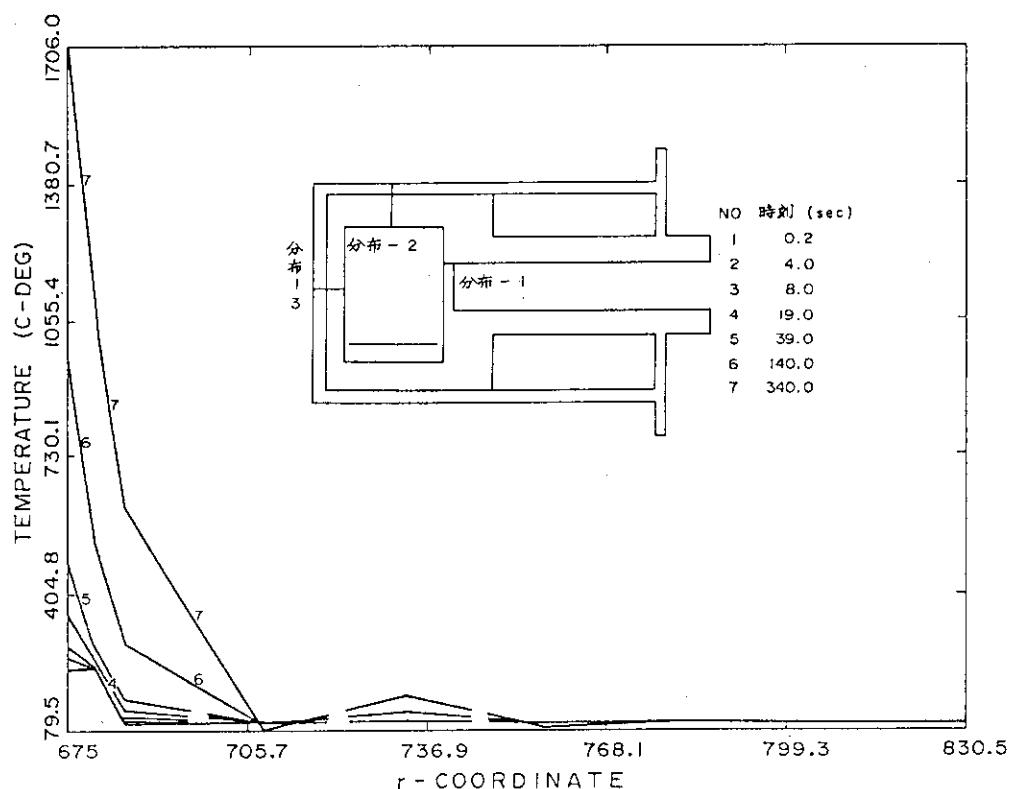


Fig. 7.4.27 CASE 1 空間分布 (1)方向

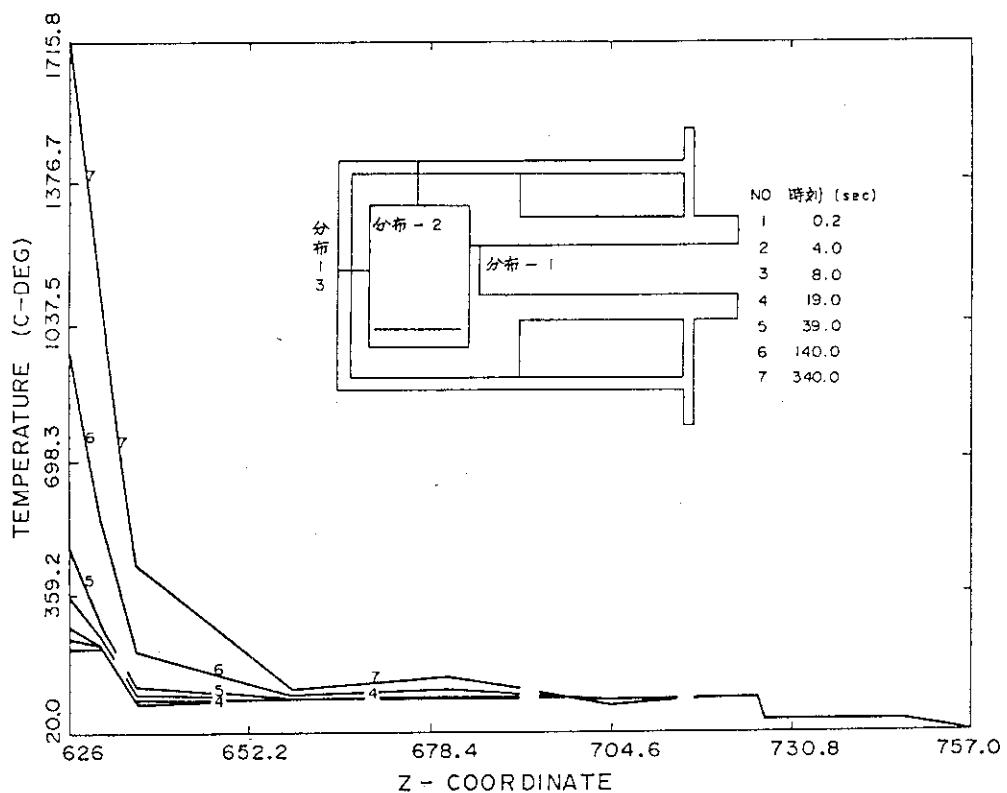


Fig. 7.4.28 CASE 1 空間分布 (2)方向

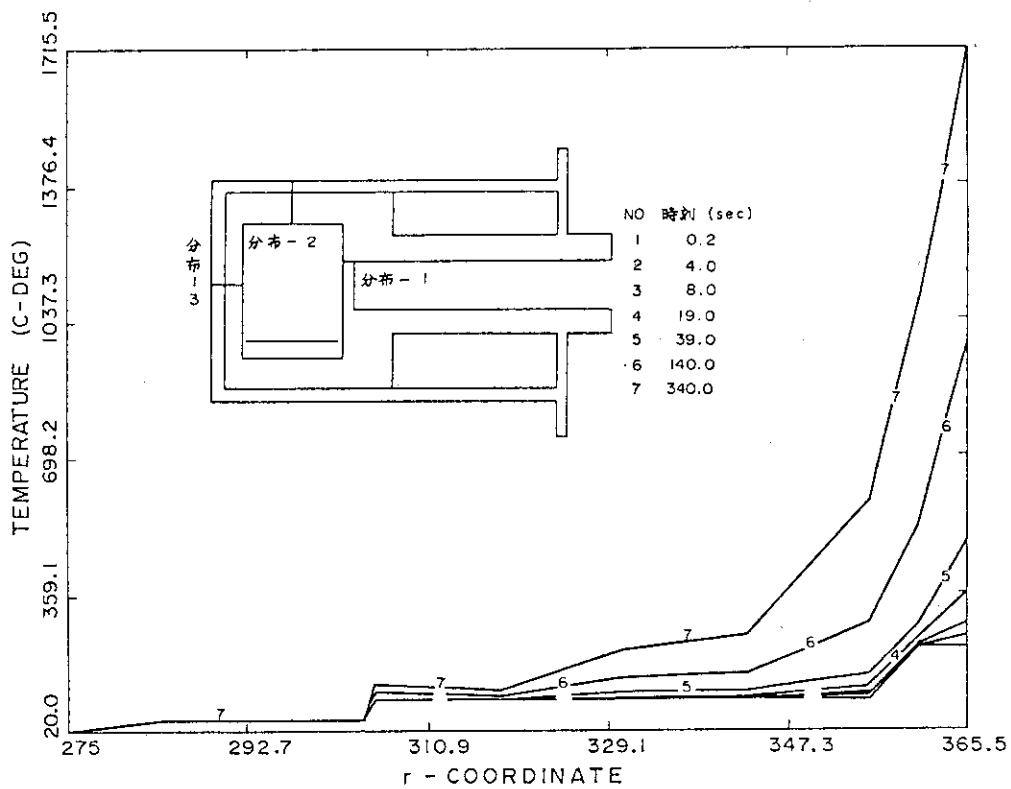


Fig. 7.4.29 CASE 1 空間分布 (3)方向

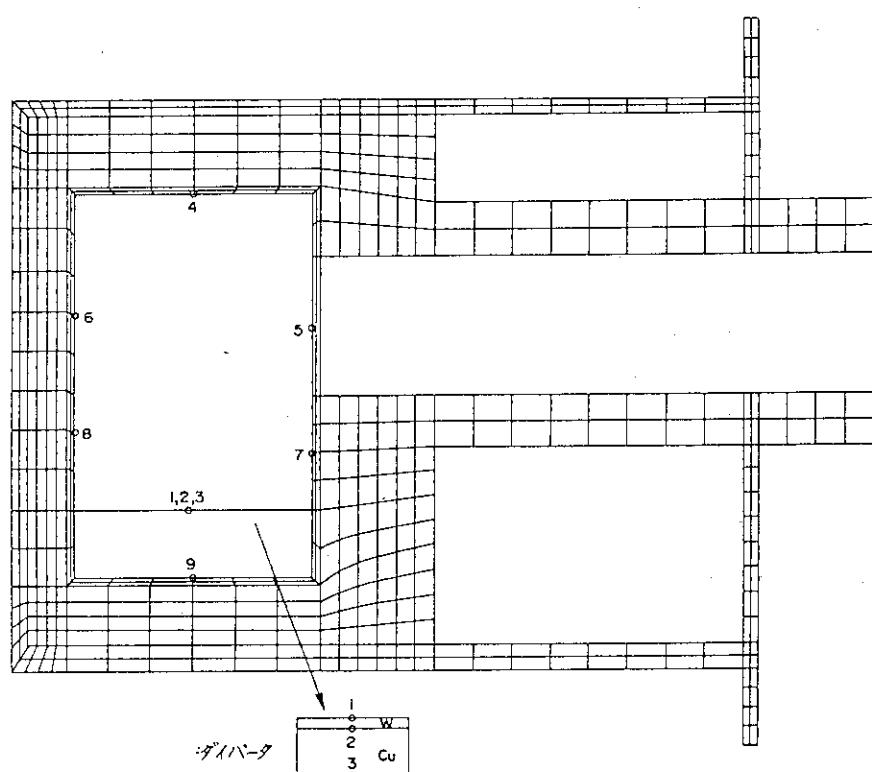


Fig. 7.4.30 過渡温度評価点

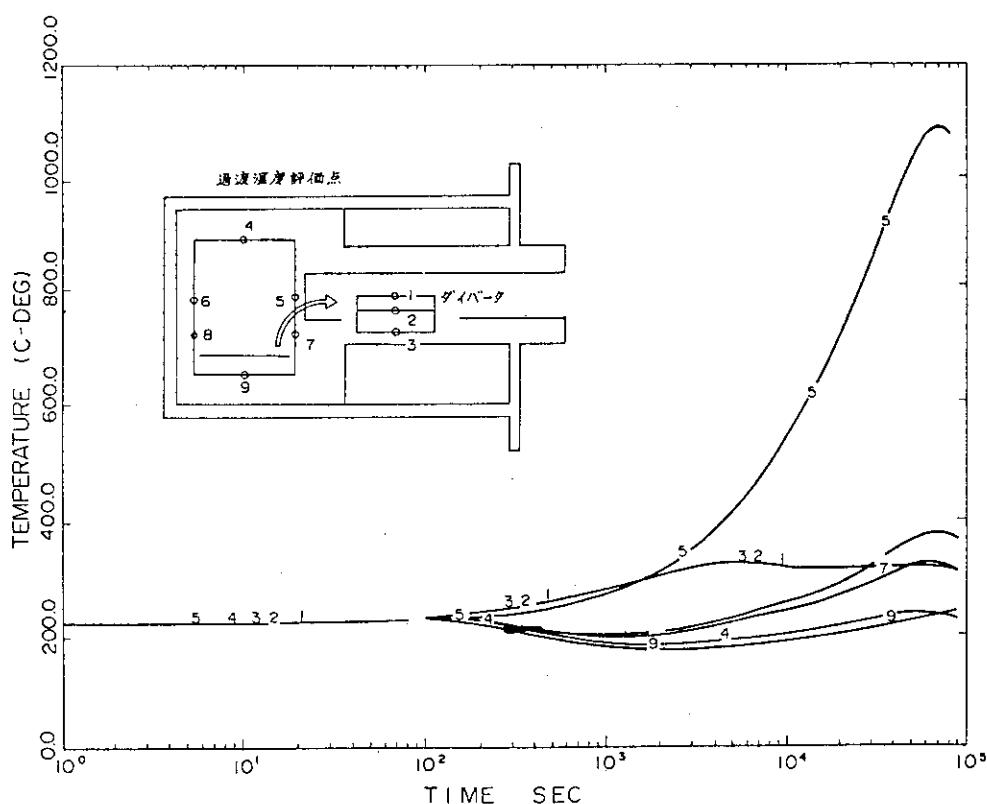


Fig. 7.4.31 CASE 2 溫度過渡分布

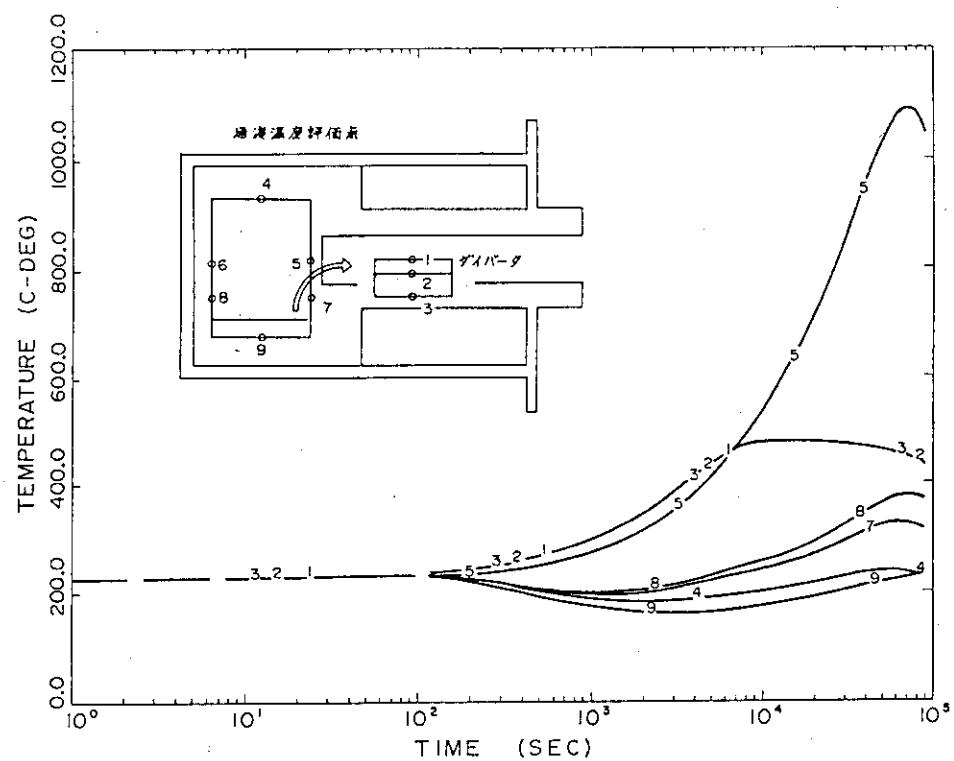


Fig. 7.4.32 CASE 2 - 1 温度過渡分布

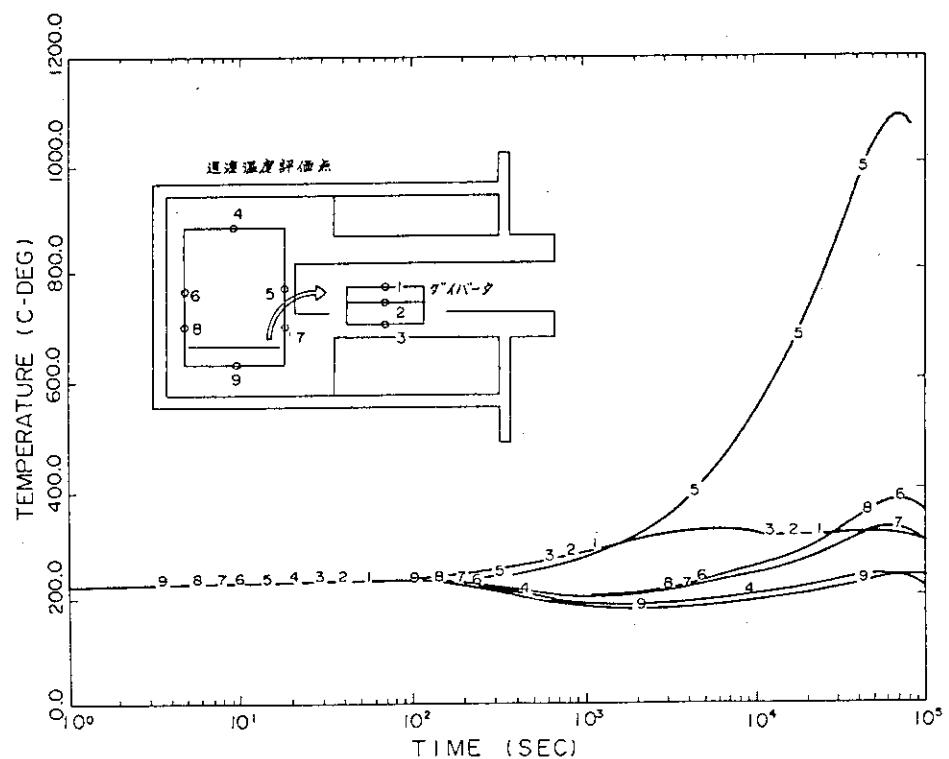


Fig. 7.4.33 CASE 2 - 2 温度過渡分布

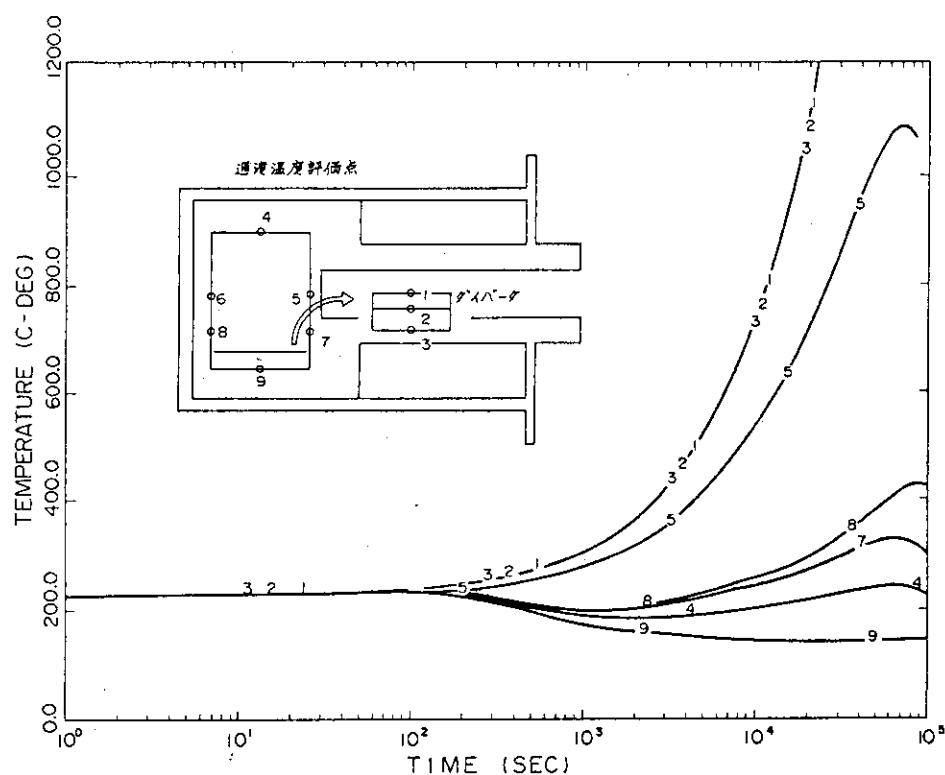


Fig. 7.4.34 CASE 2 - 3 温度過渡分布

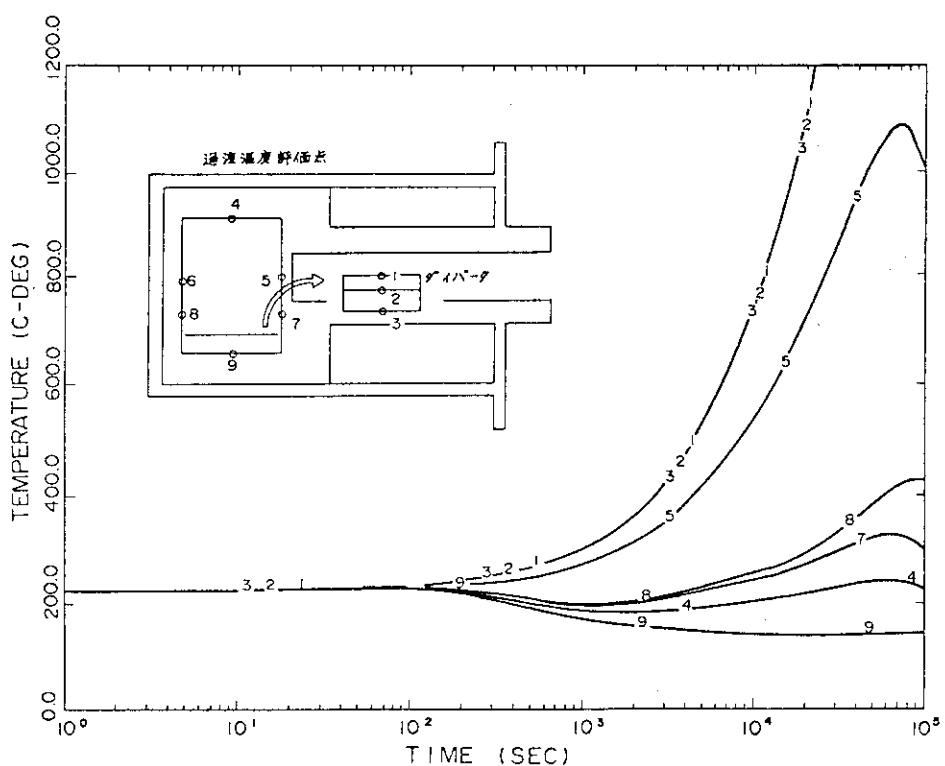


Fig. 7.4.35 CASE 2 - 4 温度過渡分布

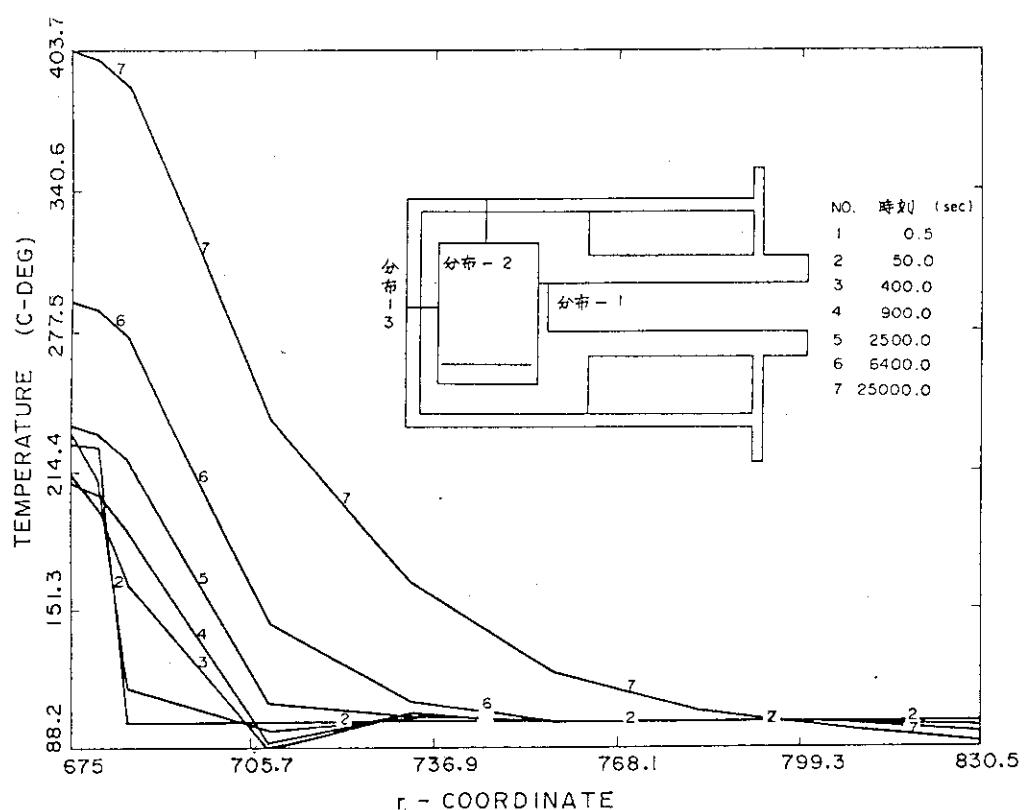


Fig. 7.4.36 CASE 2 - 2 空間分布 (1)方向

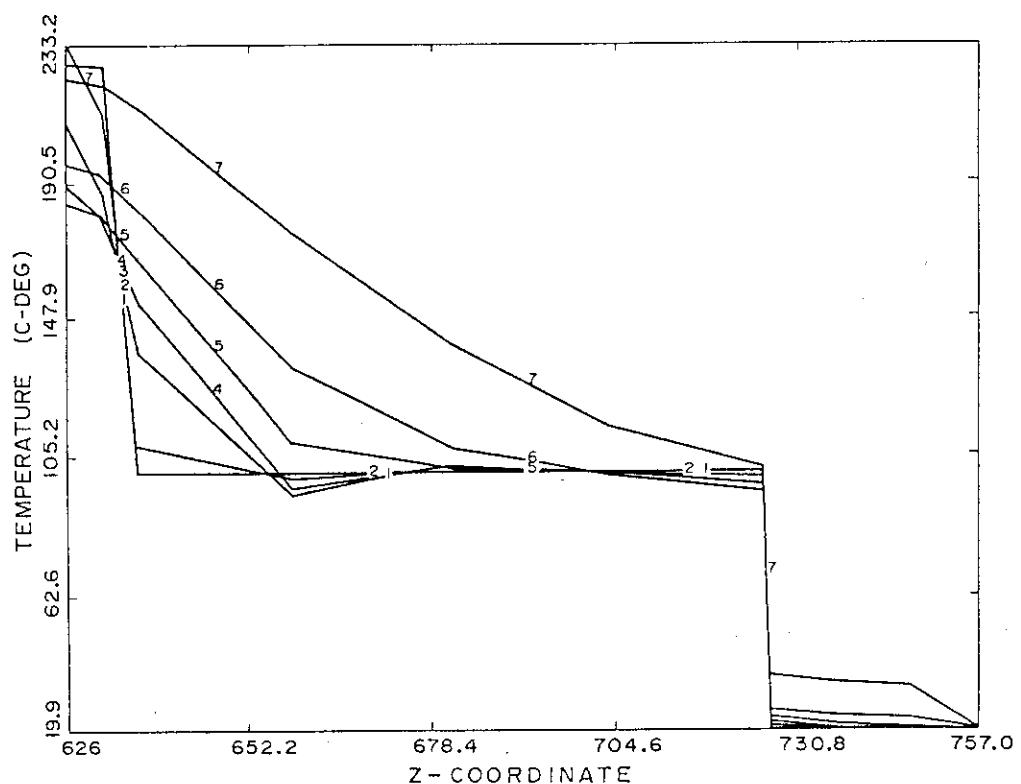


Fig. 7.4.37 CASE 2 - 2 空間分布 (2)方向

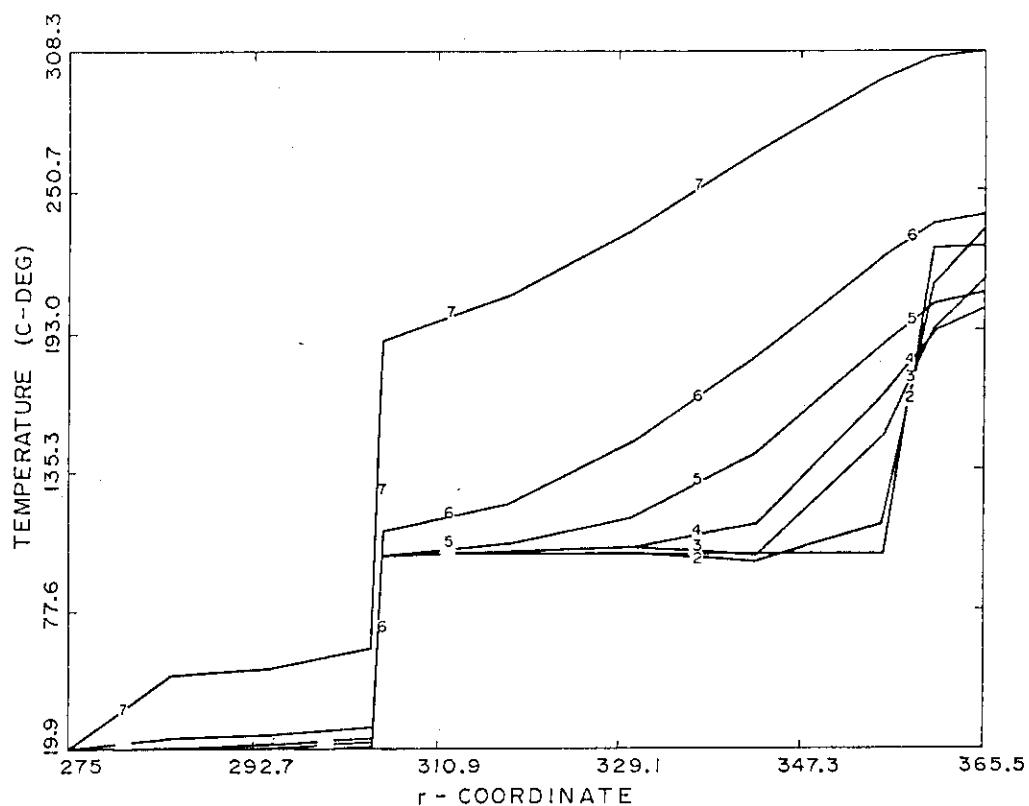


Fig. 7.4.38 CASE 2 - 2 空間分布 (3)方向

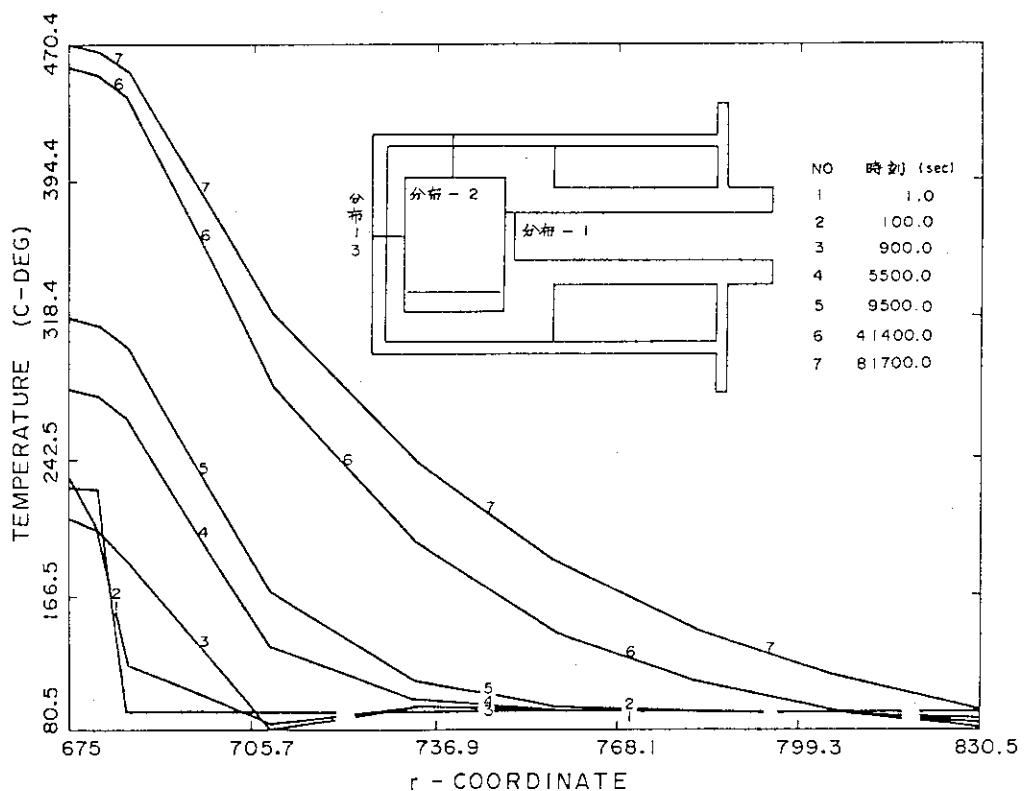


Fig. 7.4.39 CASE 2 - 4 空間分布 (1)方向

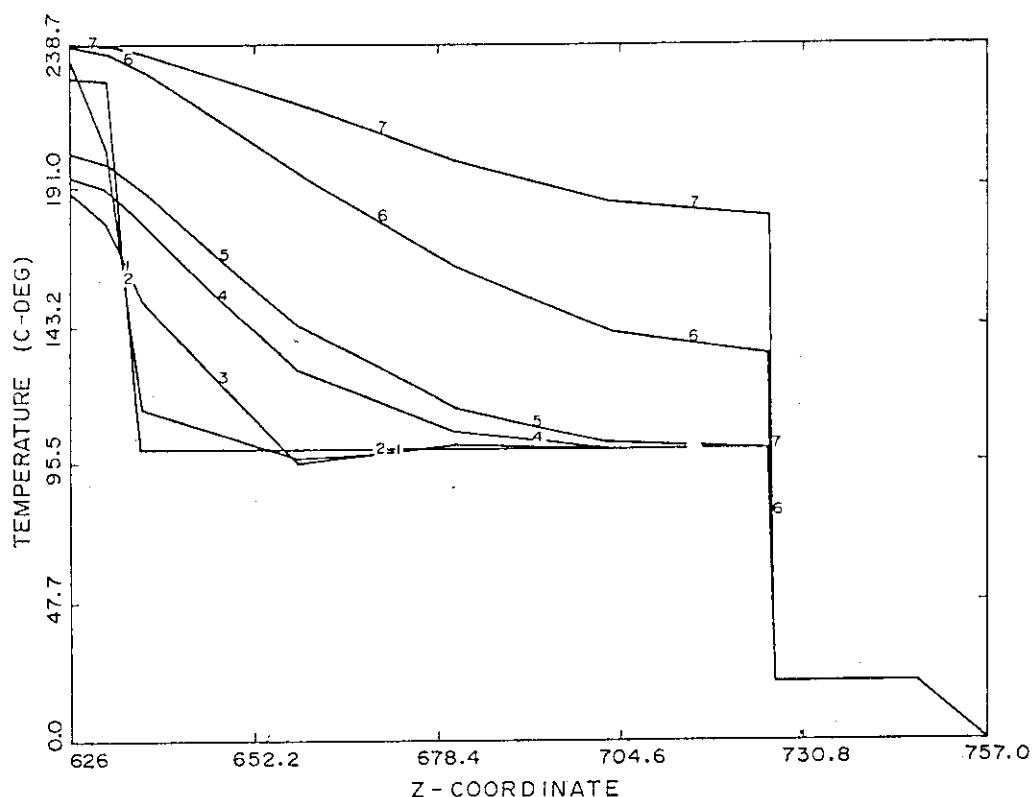


Fig. 7.4.40 CASE 2 - 4 空間分布 (2)方向

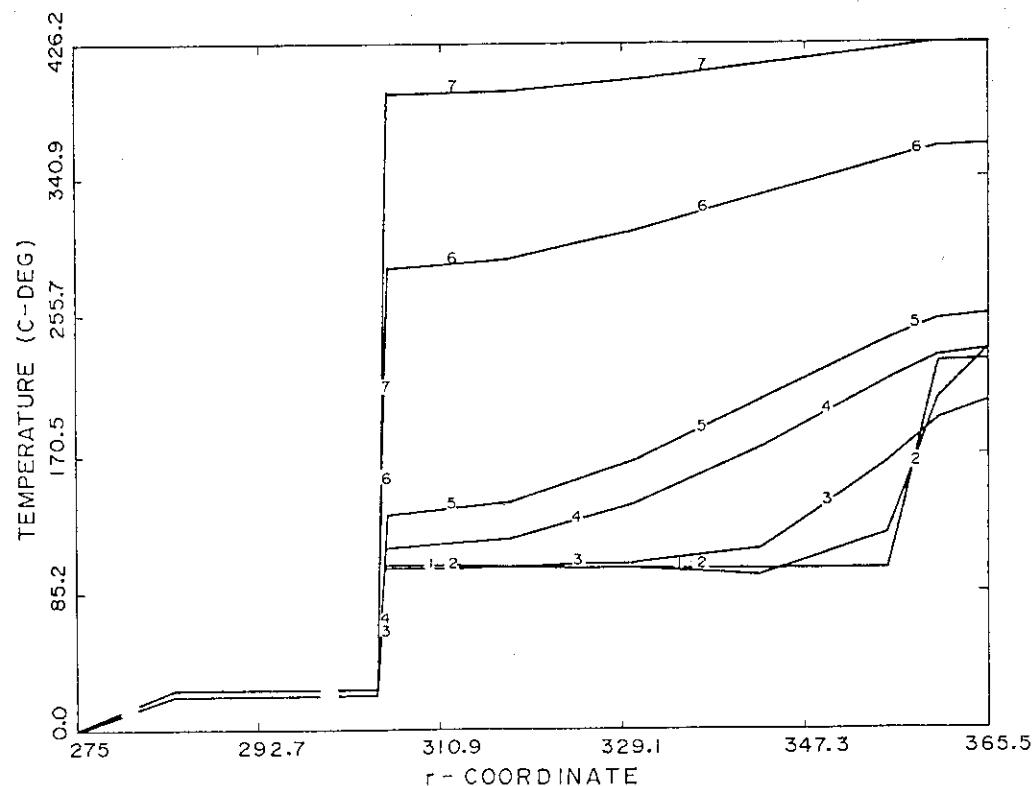


Fig. 7.4.41 CASE 2 - 4 空間分布 (3)方向

## 7.5 確率論的リスク評価

従来の検討においてはFig. 7.5.1のように、次のような手順で評価した。

- ① FMEAによる事象の整理
- ② 事故シーケンスの検討
- ③ インベントリーの作成
- ④ フォールト・ツリー解析
- ⑤ シーケンスの発生確率
- ⑥ リスク評価

検討結果に基づき、トリチウム放出につながる事故起因事象を抽出し、Table 7.5.1に示す。

各事象につき、ET、FT等を検討した。

イベント・ツリーの結果より、事故起因事象はほぼ次の6種類に分類出来る。

- (1) 真空容器内冷却水配管破損
- (2) 真空容器外冷却水配管破損
- (3) プラズマ真空容器破損
- (4) コイル・クライオスタッフの破損
- (5) 燃料ガス循環系の破損
- (6) 真空容器外ガス配管破損

Table 7.5.1の各事象を上の6種類に分類してTable 7.5.2に示す。

### 7.5.1 事故起因事象の評価

ここでは、前述の5種類に分類した。起因事象について内容を説明する。

故障確率のデータベースは、IEEE-Std500-1984<sup>1)</sup>、あるいはWASH-1400<sup>2)</sup>等を参照した。また、シーケンスの発生確率はそれらデータベースの他FTAも用いた。

- (1) 真空容器内冷却水配管破損 (Table 7.5.2の1)

この型はTable 7.5.1で抽出したトリチウム放出につながる事故起因事象全48ケースのうち過半数の27ケースが含まれる。いずれも真空容器内側での冷却水系統の破損により、水が真空容器内側に放出されるケースであり、ここで発生した蒸気が真空排気系のクライオポンプに流入し中にトラップされているトリチウムを蒸発させるとともに、真空容器が破損し炉室内へトリチウムが拡散するケースを含んでいる。

この最初の起因事象となる冷却管破損原因は種々考えられ27ケースにものぼった。しかし、この中には、たとえばダイバータ冷却系配管の破損のケースは、①、③、⑩、⑪、⑫、⑯の6ケースを含んでいる。これらがトータルされて、 $1.0 \times 10^{-9} / \text{hr}$ の故障率になると考へるべきであるか、別個に考へるべきか、故障率導出の根拠にさかのぼって、検討する必要があり、何とも言えない。いずれにせよ、最初の起因事象の故障率を1.0として、後続のシーケンスを追って行くと、結局は、各波及シーケンス毎の発生確率は同じ数値となった。

このケースのトリチウム放出過程については、Fig. 7.5. 2 の通り、炉室内に最大 $2.2 \times 10^5$  Ci、環境へは最高7.6 Ciが放出される場合がある。

#### (2) 真空容器外冷却水配管破損 (Table 7.5. 2 の 2)

この型はTable 7.5. 1で摘出した48ケースのうち9ケースが該当する。このケースはいずれも対象となる冷却管が真空容器内から真空容器外へとつながっており、真空容器内でトリチウムの透過、漏洩を受けるので、冷却水はトリチウムを含んでいる。真空容器外での配管破損であるので、(1)のケースのように、真空排気系へ影響することなく、したがって、クライオポンプ内に蓄積しているトリチウムの放出はなく、炉室内へのトリチウム放出量は比較的少ない。蒸気として、約6000Ciが炉室に、環境へは0.2Ciが放出する場合が考えられる。このケースのトリチウム放出過程については、Fig. 7.5. 3 の通り。

#### (3) プラズマ真空容器壁破損 (Table 7.5. 2 の 3)

このケースは、冷却水の洩れは関係しない。ベローズ等が破損することによって、真空境界が破れ空気が炉内に流入する。場合によっては、真空排気系へ影響し、クライオポンプ内に蓄積しているトリチウムの放出もありうる。その量は(1)のケースと同じである。このケースのトリチウム放出過程についてはFig. 7.5. 4 の通り。

#### (4) コイルクライオスタッフの破損 (Table 7.5. 2 の 4)

このケースは3ケースあるが、1ケースのみ選んで、イベントツリーを展開した。クライオスタット内には若干のトリチウムが漏洩するので、破損により炉室内に拡散する。このケースの事象は、トリチウムよりも、コイル破損に伴う大量のガス放出のケースが考えられるので、その場合は他のケースとは別の異なる事故になる。このケースのトリチウム放出過程については、Fig. 7.5. 5 の通り。

#### (5) 燃料ガス循環系の破損 (Table 7.5. 2 の 5)

このケースはJAERI-M87-111<sup>3)</sup>で実施した。トリチウムの放出量はTable 7.5. 3～6のようない、最悪の時の炉室内トリチウム量が125gにのぼるケースを含む。

#### (6) 真空容器外冷却水配管破損 (Table 7.5. 2 の 6)

ベーリング系、テストモジュールトリチウム回収系ガス配管の破損はいずれも、真空排気系へ影響することなく、したがって、クライオポンプ内に蓄積しているトリチウムの放出はない。ただし、テストモジュールトリチウム回収系は増殖されたトリチウムを含んでいる。このケースのトリチウム放出過程については、Fig. 7.5. 6 の通り。

### 7.5.2 リスク評価

リスクプロット図をFig. 7.5.-7以下に示す。

なお、[リスク] = [発生確率] × [トリチウム放出量] である。

発生確率の計算において起因事象の発生確率が必要であるが、ここでは、1.0として比較した。そのためリスクの計算結果は比較的大きな値になっている。起因事象の発生確率は、たとえば、配管破損の場合、1かける $10^{-8}/\text{hr}$ という数値が与えられている<sup>2)</sup>。この数値を用いると、1か月で

は、 $7.5 \times 10^{-7}$ ，即ち，1時間あたりの確率の約1000倍，1年では更にその10倍，10年で更にその10倍である。したがって，リスクのもっとも大きな結果の出たシーケンス(33)(リスク：4.67 Ci/RM)\*の場合でも，起因事象の発生確率をこの程度と考えれば，1か月では $4.67 \times 10^{-5}$ ，10年では $4.67 \times 10^{-4}$ と見積られる。

全体にリスクの大きな事象は，必ずしもトリチウムの発生量の大きさによらず，むしろ，バリアの数によって決まるように考えられる。というのは，クライオスタットの破損の場合のように，比較的トリチウム発生量の小さなケースであっても，事故が発生すれば，直ちに炉室に拡散してしまう。これに対して，真空容器内での冷却水配管破損のケースでクライオポンプのトリチウムが蒸発するケースでも，バリアの数が多いのでリスクの数値は低い。

上記より，各系統のトリチウムインベントリーを低減することは悪くはないが，むしろ，多重のバリアに格納することの効果が極めて大きいように考えられる。

#### 参考文献

- 1) IEEE Guide to the Collection and Presentation of Electrical, Electronic Sensing Component, and Mechanical Equipment Reliability Data for Nuclear Power Generating Station ; IEEE Std 500 -1984.
- 2) Reactor Safety Study-An Assessment of the Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014 (October 1975).
- 3) 関泰, ら : 核融合次期装置設計(昭和61年度設計報告書) - 安全性 -, JAERI-M-111 (1987年8月).

---

\* RM: Reactor Month

Table 7.5.1(1) Initiating events leading to tritium release

1. 真空容器への渦電流発生
2. 第一壁の熱負荷増大
3. ダイバータ（ガードリミタ）の熱負荷増大
4. ブランケットテストモジュールの熱負荷増大
5. クライオスタット真空境界の破損
6. クライオスタット断熱不良
7. 冷凍系故障
8. LHRF 真空境界内グリルアンテナ冷却系の破損
9. LHRF 真空境界外グリルアンテナ冷却系の破損
10. LHRF グリルアンテナ冷却系流量喪失
11. ICRF 真空境界内アンテナ冷却系の破損
12. ICRF 真空境界外冷却系の破損
13. ICRF 冷却系流量喪失
14. ICRF 真空境界内ファラディーシールド冷却系の破損
15. ICRF アンテナの破損
16. ECRH 真空境界内ミラー冷却系の破損
17. ECRF 真空境界外冷却系の破損
18. ECRF 冷却系流量喪失
19. NBI 真空境界内イオンダンプ冷却系の破損
20. NBI 真空境界外イオンダンプ冷却系の破損
21. NBI 冷却系流量喪失
22. NBI ドリフトダクトの破損
23. ICRF フィードスルーの破損
24. ICRF ウィンドウの破損
25. 第一壁冷却系真空境界内配管破損
26. 第一壁冷却系真空境界外配管破損
27. 第一壁冷却系流量喪失
28. ダイバータ冷却系真空境界内配管破損
29. ダイバータ冷却系真空境界外配管破損
30. ダイバータ冷却系流量喪失
31. 遮蔽体冷却系真空境界内配管破損
32. 遮蔽体冷却系真空境界外配管破損
33. 遮蔽体冷却系流量喪失
34. 2次冷却系配管破損
35. 2次冷却系流量喪失
36. 冷却タワー破損

Table 7.5.1(2) Initiating events leading to tritium release

- 
- 37. ブランケットテストモジュール冷却系真空境界内配管破損
  - 38. ブランケットテストモジュール冷却系真空境界外配管破損
  - 39. ブランケットテストモジュール冷却系流量喪失
  - 40. 真空容器壁破損
  - 42. 燃料ガス精製系貯蔵タンク(I)破損
  - 43. 燃料ガス精製系希釈用ヘリウム供給装置故障
  - 44. 燃料ガス同位体分離系深冷蒸溜塔破損
  - 45. 燃料ガス貯蔵系金属合金ベッド冷却水系故障
  - 46. 燃料注入系制御不能
  - 47. ブランケットテストモジュールトリチウム回収系真空境界外配管破損
  - 48. ベーキング系故障
-

Table 7.5.2(1) Classification of initiating events  
by mode of propagation

- 
- (1) 真空容器内冷却水配管破損
- ① 真空容器への渦電流発生
  - ② 第一壁への熱負荷増大
  - ③ ダイバータ（ガードリミタ）の熱負荷増大
  - ④ ブランケットテストモジュールの熱負荷増大
  - ⑤ LHRF 真空境界内グリルアンテナ冷却系の破損
  - ⑥ LHRF グリルアンテナ冷却系流量喪失
  - ⑦ ICRF 真空境界内アンテナ冷却系の破損
  - ⑧ ICRF 冷却系流量喪失
  - ⑨ ICRF 真空境界内ファラディーシールド冷却系の破損
  - ⑩ ICRF アンテナの破損
  - ⑪ ECRH 真空境界内ミラー冷却系の破損
  - ⑫ ECRH 冷却系流量喪失
  - ⑬ NBI 真空境界内ミラー冷却系の破損
  - ⑭ NBI 冷却系流量喪失
  - ⑮ NBI ドリフトダクトの破損
  - ⑯ ICRF フィードスルーの破損
  - ⑰ ICRF ウィンドウの破損
  - ⑱ 第一壁冷却系真空境界内配管破損
  - ⑲ 第一壁冷却系流量喪失
  - ⑳ ダイバータ冷却系真空境界内配管破損
  - ㉑ ダイバータ冷却系流量喪失
  - ㉒ 遮蔽体冷却系真空境界内配管破損
  - ㉓ 遮蔽体冷却系流量喪失
  - ㉔ 2次冷却系配管破損
  - ㉕ 2次冷却系流量喪失
  - ㉖ ブランケットモジュール冷却系真空境界内配管破損
  - ㉗ ブランケットテストモジュール冷却系流量喪失
- (2) 真空容器外冷却水配管破損
- ① LHRF 真空境界外グリルアンテナ冷却系の破損
  - ② ICRF 真空境界外冷却系の破損
  - ③ ECRH 真空境界外冷却系の破損
  - ④ NBI 真空境界外イオンダンプ冷却系の破損
  - ⑤ 第一壁冷却系真空境界外配管破損
  - ⑥ ダイバータ冷却系真空境界外配管破損
  - ⑦ 遮蔽体冷却系真空境界外配管破損
-

Table 7.5.2(2) Classification of initiating events  
by mode of propagation

- 
- (9) ブランケットテストモジュール冷却系真空境界外配管破損
  - (3) プラズマ真空容器壁破損
  - (4) コイルクライオスタッフの破損
    - (1) クライオスタッフ真空境界の破損
    - (2) クライオスタッフ断熱不良
    - (3) 冷凍系故障
  - (5) 燃料ガス循環系の破損
    - (1) 燃料ガス精製系貯蔵タンク(I)破損
    - (2) 燃料ガス精製系希釈用ヘリウム供給装置故障
    - (3) 燃料ガス同位体分離系深冷上流塔破損
    - (4) 燃料ガス貯蔵系金属合金ベッド冷却水系故障
    - (5) 燃料注入系制御不能
  - (6) 真空容器外ガス配管破損
    - (1) ブランケットテストモジュールトリチウム回収系真空境界外配管破損
    - (2) ベーキング系故障
-

Table 7.5.3 Tritium release by large leak from storage tank (I)

	事故区分	シーケンス番号	トリチウム放出量		算定根拠
			g	Ci	
①	ZrNiゲッターへのガス移送が成功した場合	A-1	21.37	$2.05 \times 10^5$	貯蔵タンク(I)のインベントリーのうちZrNiゲッターへ移送された分(8.5%)を除いた量が放出される。 ( $23.36 \times 91.5\% = 21.37$ g) <sup>(注1)</sup>
②	ZrNiゲッターへのガス移送が失敗した場合 (吸収運転準備失敗又は2次側容器破損)	A-3 A-5 A-6 A-7	23.36    	$2.24 \times 10^5$	貯蔵タンク(I)のインベントリー(23.36 g)の全量が放出される。

(注1)

タンク大リーグとして破口の大きさを接続配管の肉厚程度と想定し、3mmφ以上の孔を考えた場合。タンク内圧は1分以内にグローブボックス圧力まで低下する。従ってZrNiゲッター(2基)への移送、回収分のみ放出量算定で考慮した。

Table 7.5.4 Tritium release by failure of diluting helium supply system

	事故区分	シーケンス番号	トリチウム放出量		算定根拠
			g	Ci	
①	触媒反応器破損で反応器入口弁閉成功の場合 (ガス爆発は起こらないと考える。)	B-6 B-7 B-15 B-16	$8.7 \times 10^{-3}$	$8.4 \times 10^1$	触媒反応器1基分( $8.7 \times 10^{-3}$ g)のインベントリーが放出される。
②	触媒反応器破損、かつ反応器入口弁閉失敗の場合。 (ガス爆発は起こると考える。(注2))	B-9 B-18	0.27	$2.59 \times 10^3$	1) 貯蔵タンク(IV)のインベントリー(0.26 g) 2) 触媒反応器1基分( $8.7 \times 10^{-3}$ g) 1), 2) の合計が放出される。
③	オペレーターが異常発見失敗の場合。 ガス爆発は起こると考える。	B-19	0.27	$2.59 \times 10^3$	同上

(注2) 爆発の可能性に関しては(5)項参照。

Table 7.5.5 Tritium release by rupture of cryogenic distillation column

	事故区分	シーケンス番号	トリチウム放出量		算定根拠
			g	Ci	
①	蒸留塔破損で、かつ保冷槽破損	C-9	44.62	4.28×10 <sup>5</sup>	(イ) インベントリーが最大のカランム4のインベントリー (ロ) ( 22.8 g )
		C-12			(ロ) 同位体分離系への流入量として貯蔵タンク(II)のインベントリー ( 21.82 g )
		C-15			イ), ロ) の合計が放出される。 (注3)

(注3) 上流側のイベントの成功／失敗により、トリチウム放出量は、変わらが保守的に見積って各シーケンスとも同じ放出量とした。

Table 7.5.6 Tritium release by failure of cooling system of ZrNi alloy tritium storage bed

	事故区分	シーケンス番号	トリチウム放出量		算出根拠
			g	Ci	
①	2次側容器破損で冷却水側容器健全の場合	D-3	125	1.2×10 <sup>6</sup>	ZrNi合金ベット(T <sub>2</sub> )1基分のインベントリーが放出される。 (1500g/12基=125g) (注4)
		D-9			
		D-14			
②	2次側容器破損でかつ、冷却水側容器破損の場合	D-5	125	1.2×10 <sup>6</sup>	同上
		D-11			
		D-16			

(注4) ZrNi合金ベットは、構造上2次側容器破損の場合、グローブボックスへのトリチウム放出をもたらす。又、放出量は容器内の圧力、温度によって変わるが、全量が放出されるものとした。

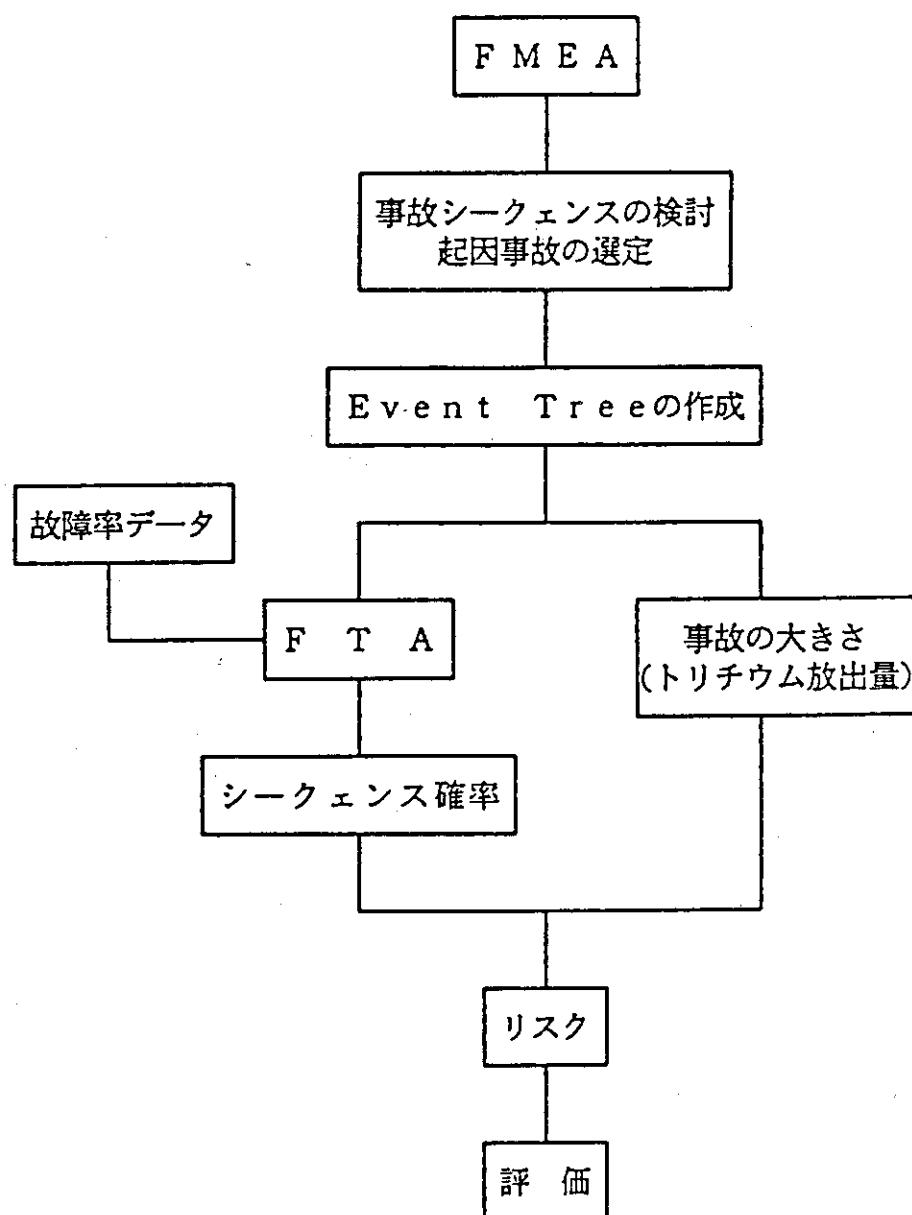


Fig. 7.5.1

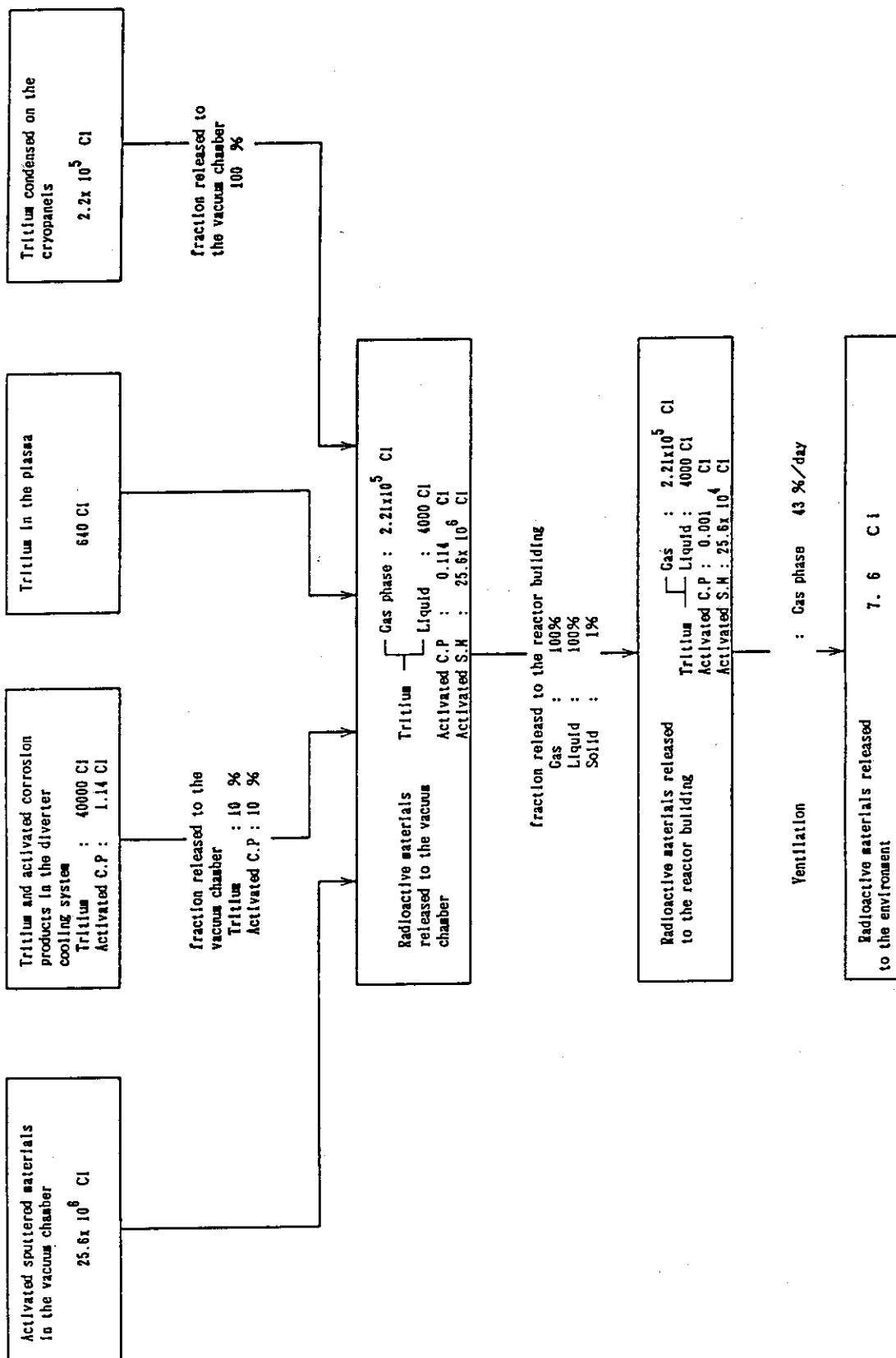


Fig. 7.5.2 Flow of accidental release of radioactive materials during divertor cooling pipe rupture accident

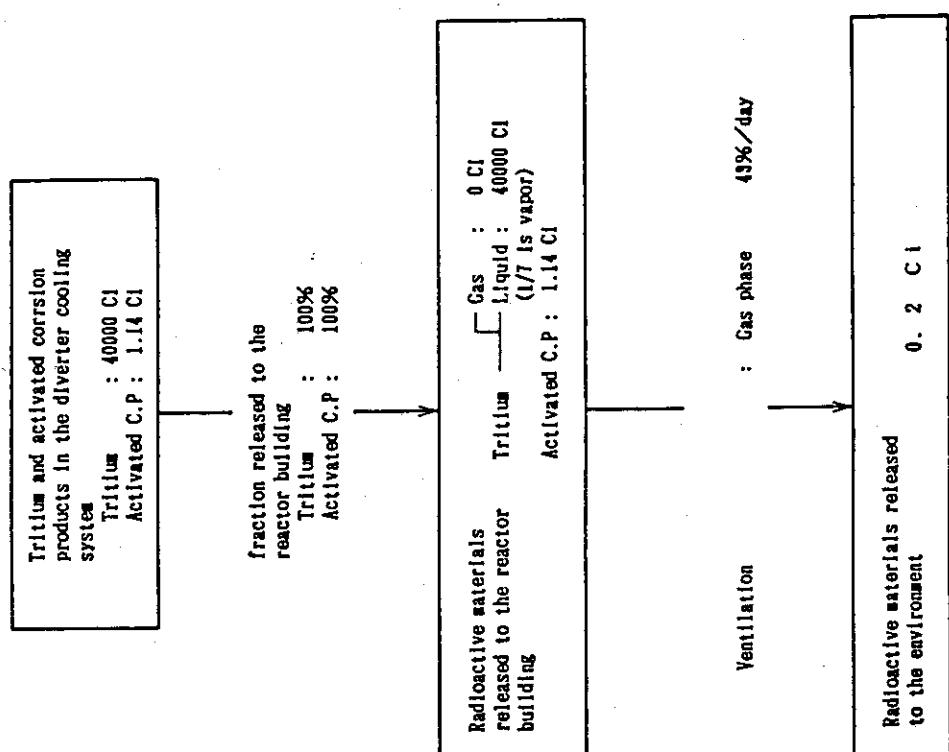


Fig. 7.5.3 Flow of accidental release of radioactive materials during divertor cooling pipe rupture accident outside V.C.

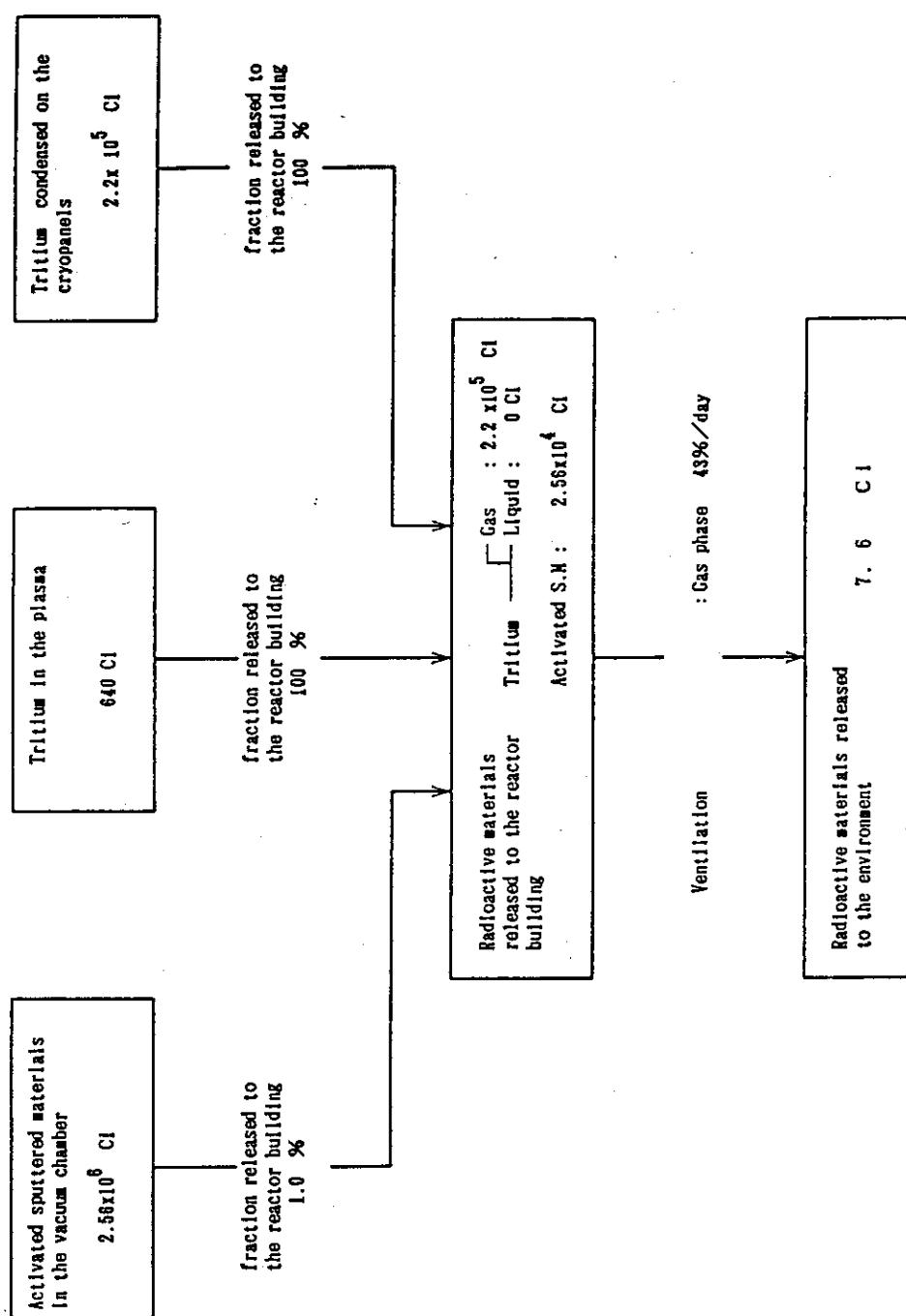


Fig. 7.5.4 Flow of accidental release of radioactive materials during vacuum chamber rupture accident

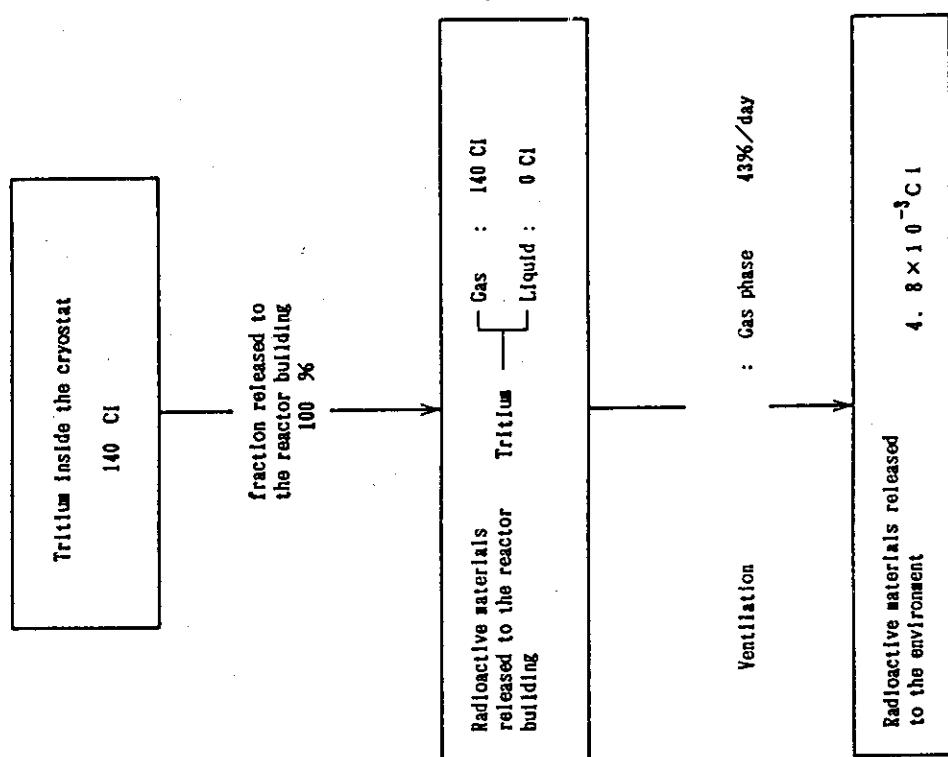


Fig. 7.5.5 Flow of accidental release of radioactive materials during cryostat rupture accident

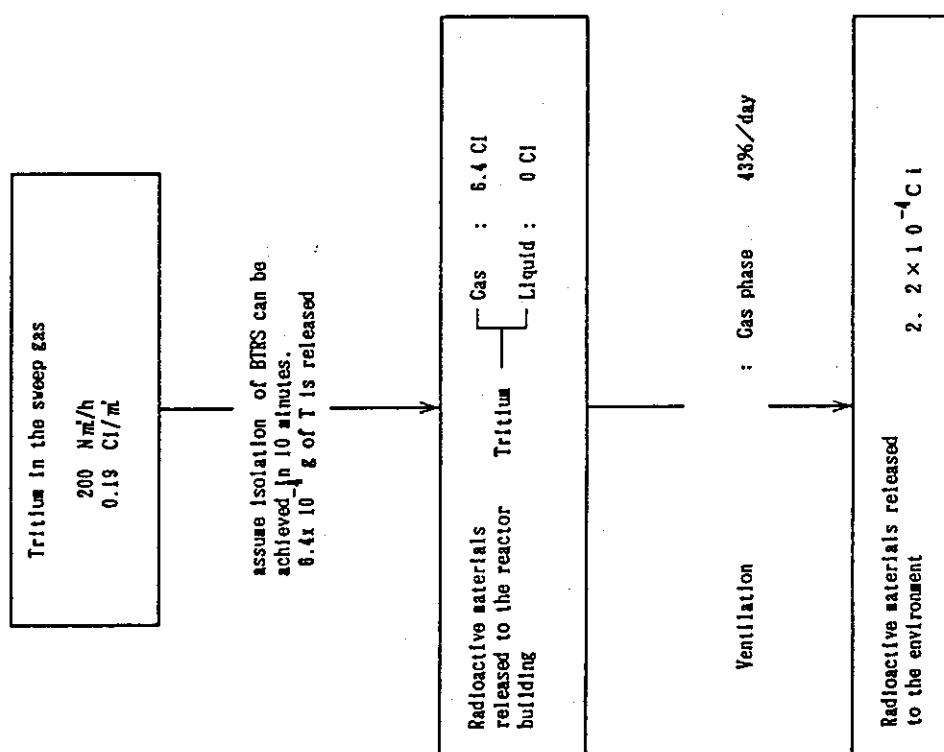


Fig. 7.5.6 Flow of accidental release of radioactive materials during breeding blanket sweep gas piping rupture accident outside V.C.

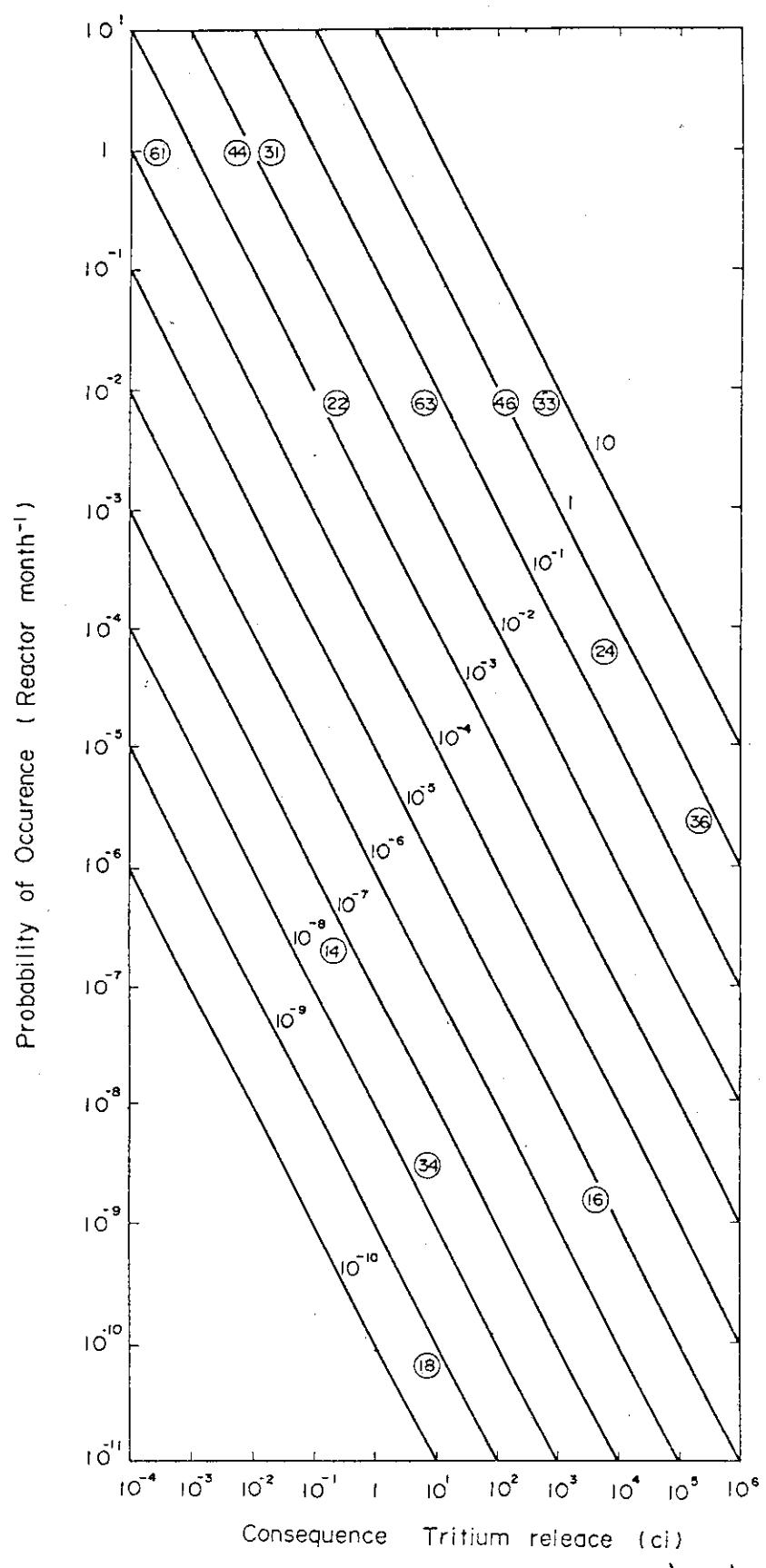


Fig. 7.5.7 Risk plot

## 7.6 安全解析コード

次のようなコードがある。

- (1) 真空容器水漏洩事故 : TIARA, CATWALK
- (2) LOCA (崩壊熱による炉心構造材の健全性) : DENDHO
- (3) ブランケット中の冷却管の破断 : TIARA, CATWALK
- (4) 炉室中のパイプ破断 : MARC
- (5) トリチウムの透過およびインベントリー : TPERM, TRIP
- (6) 腐蝕生成物 : BALN
- (7) トリチウムの拡散および線量率評価 : 名称なし

各コードの内容は、Appendix 7.6.に示す。

APPENDIX 7.6 List of Code1. Calculation for Transient Water Leakage in the FER Blanket Module  
(CATWALK)

The limiter divertor plate, first wall, and tritium breeding blanket are components of fusion devices that require an active cooling system. Due to the high heat loads, these components will be cooled by water system of moderate pressure and low temperature. As a consequence of these high heat loads, coolant interruptive accidents such as the loss of coolant accident (LOCA) and loss of flow accident (LOFA) can be particularly hazardous. In addition to loss of component integrity, these accidents could propagate to cause failure of other reactor components by: inducing a plasma disruption, thermal shock of high temperature surfaces, overpressurization of the vacuum vessel, thermal interaction with the vacuum pumps, etc.

The water leakage accident in vacuum vessel induce evaporation of water, and pressurization due to the heat transfer phenomena between the surrounding high temperature materials. In order to treat this phenomena, 2-phase flow analysis technique is required. On the base of the fast breeder reactor safety analysis code, mass transfer, energy transfer and momentum transfer model in RELAP5-MOD1 are modified for accommodation to FER accident analysis.

This code permits to calculate the 1-dimensional (x-, r- co-ordinates) and 2-dimensional (x-y, r-z co-ordinates) water two phase flow analysis by resolving the equation of energy in solid, the equations of conservation of mass, energy and momentum for both liquid and gas (7-equations). Further, the water jet modelling from the damaged part is also included.

The details on basic equations, momentum, energy, momentum transfer modellings, water jet modelling from the damaged part and data base of physical properties are shown in JAERI-M85-178.

2. Thermal Interaction and Chemical Reaction Analysis Code  
(TIARA)

This code was developed on the basis of 1-dimensional non-equilibrium 2 phase flow analysis code SOLA-LOOP.

The three new items, that are, the lithium oxide/water reaction, heat transfer in structure material and modelling of vacuum condition are considered.

As numerical calculation method, time integration is performed by Euler's method. The pressure is not an independent variable but is a function of density and inner energy, etc.

As for new items, heat transfer correlation equation between high temperature structural materials and high temperature lithium oxide pebbles, evaporation rate in vacuum condition and equation of condition treating the condition under the freezing point are included.

### 3. Loss of Coolant Accident (after heat) Analysis Code (DENDHO)

This code performs an analysis of the transient heat transfer by thermal radiation on vacuum vessel including the first wall, divertor plate, shielding structure, thermal shield for superconducting magnets and access port where natural convection cooling is expected.

As numerical calculation model, the galerkin finite element method and 4 points isoparametric element, and as time integration, constant matrix method and semi-implicit method are adopted. (implicit term-time, heat transfer, semi-implicit term-thermal radiation)

### 4. Tritium Permeation and Inventory Analysis Code (TPERM)

TPERM code treats the transient behavior for diffusion of hydrogen isotope in structural materials by one-dimensional flate plate system. This code includes the following models such as

- diffusion model following the Fick's law
- Soret effect
- trapping and detrapping in/from lattice defects
- decay constant of tritium
- recombination on surface

Further, this code performs pararelly the transient thermal calculation of structural material which permits the accurate estimation of the results by temperature dependent physical constant.

## 5. Activated Corrosion Products Analysis in Primary Coolant (BALN)

For coolant, corrosion appears to be the dominant pathway for structural materials to be released from the wall and entrained in coolant. The deposited corrosion products could actually be released from the coolant system in the event of a leak or rupture.

The schematic of the calculation model of the dynamics of the corrosion products in coolant is shown in Fig. 7.6. In this model, the loop is composed by irradiation field, non-irradiation field and purification system (coolant processing system).

Activated corrosion products are generally produced by following three processes.

- Activated piping materials located in irradiation field are corroded and released in coolant.
- The production rate of activated corrosion products is proportional to the multiplication of the release rate of corroded material by relative activation.
- The suspended cladds and ions in coolant are subject to irradiation during passage in irradiation field.

The production rate of activated corrosion products is the products among the concentration of the suspended cladds and ions, coolant inventory and activation rate of suspended materials.

- The cladds once deposited on the surface of pipe in irradiation field are irradiated and re-released to coolant.

The production rate of re-released activated cladds is proportional to the re-release rate and the activation of deposited cladds.

The cladds or ions produced as corrosion products according to the above mentioned processes, are eliminated partially by coolant processing system or deposited partially on the surface of pipe or components. The calculations are performed with the similar condition supposed from the BWR case by using mathematical model describing above mentioned corrosion product behavior.

## 6. Calculation of the Dose by Tritium Released from the Stack

The dose to the public around a site due to tritium release from

a fusion reactor are estimated from the atmospheric concentration of tritium. Calculation of the tritium concentration in normal and accident around a site is made with the observed meteorological data and the Gaussian plume diffusion model. The Meteorological Guide for Safety Analysis of Nuclear Power Reactor is used.

The calculation of the internal dose is made for the intake via inhalation as form of tritiated water vapour (HTO). The calculation in air above the ground of radioactive materials released continuously are calculated based on the equation for plain topography under the assumption that the meteorological conditions such as wind direction and speed are constant and that the concentrations are in normal or Gaussian distribution both horizontally and vertically.

For the dose calculation for accidents, the most severe dispersion factor (relative concentration) covering the 97% of observed meteorological data is used to estimate the dose in accidents. The dispersion factor ( $x/Q$ ) is calculated for every direction, using hourly meteorological data and the effective release duration (T) which is defined by considering the time change of release rate of radioactive material.

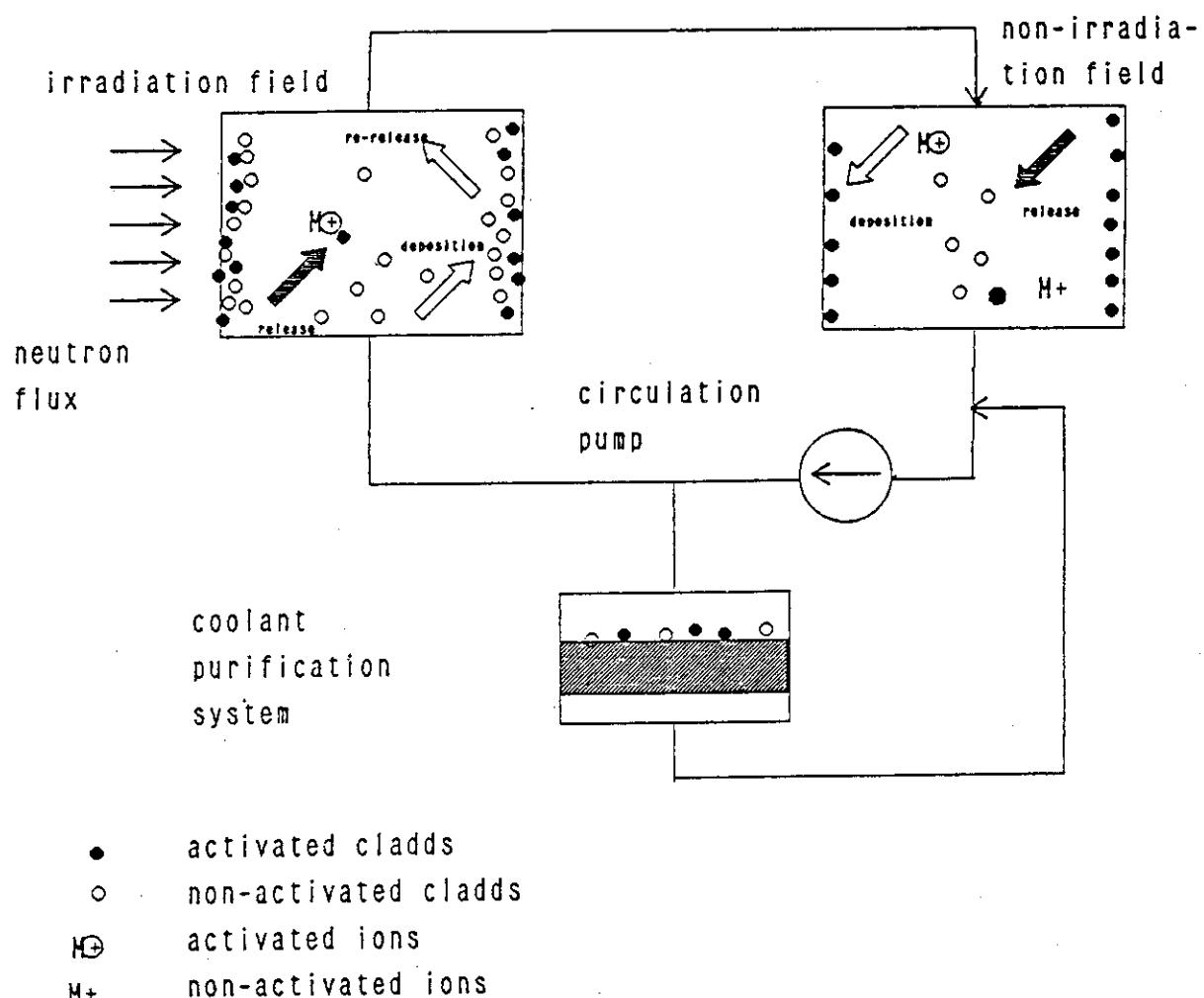


Fig. 7.6 Schematic of behavior of corrosion products

## 7.7 国内関連法規

次期大型装置を構成する機器、設備等の設計、製作、据付、試験、および検査にあたっては、次に示す各種法規と共に、下記の規格、基準および方針等が参考になる。

### (1) 関係法規

- 原子力基本法
- 放射性同位元素等による放射線障害の防止に関する法律並びに関係法令
- 労働基準法
- 労働安全衛生法
- 電気事業法
- 水素製造施設危害防止規則
- 高圧ガス取締法
- 電波法
- 消防法
- 建築基準法
- 災害対策基本法
- 大気汚染防止法
- 県条件
- その他関係法規、諸法令等

### (2) 規格、基準など

- 日本工業規格 (JIS)
- 日本電気工業会標準基準 (JEM)
- 日本電気規格調査会標準規格 (JEC)
- 日本電線工業会標準規格 (JCS)
- 日本電気協会規格内線規定 (JEAC-8001)
- 電気設備技術基準
- 日本建築学会「鋼構造設計基準」
- ボイラー及び圧力容器安全規則
- 圧力容器構造規格
- ボイラー構造規格
- ASME圧力容器コード
- トリチウム大量取扱施設安全審査専門家検討会報告書
- 原研内諸規定 (安全衛生管理規定、那珂研究所一般高圧ガス製造施設危害予防規定、電気工作物保安規定等)
- その他関係する諸規格、基準

## (3) 方針

- 核融合施設の安全解析に関する気象方針について
- 核融合施設の安全設計の方針（含放射線遮蔽設計方針、耐震設計方針）
- 核融合施設安全評価の方針

## 7.8 国内耐震基準

各種の原子力施設に関する耐震設計の考え方及び実施方法について、Table 7.8. 1 にまとめる。

例えば、発電用原子炉では、耐震設計の目的として、発電所が大地震に遭遇した場合にも、付近の公衆または従業員に放射線障害を与えないように施設を設計することが掲げられている。従って、その損傷が放射線障害の原因となるもの、及び放射線障害の拡大を防止するものは他の発電所施設よりさらに厳しい耐震設計が必要となる。

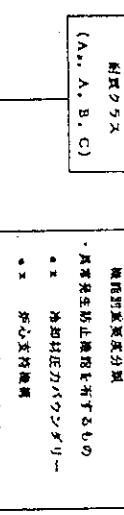
上記目的を達成するため、重要度に応じて耐震クラスを分類し、機器設計の基準が示される。

ウラン加工施設や再処理施設についても程度の差はある、同様の考え方を取り入れられている。従って、核融合炉についても国内に建設する場合には、DT燃焼を前提とする限り、実験炉といえども、国内の原子力施設に適用される基準に準拠した耐震基準が示されると考えられる。

Table 7.8.1 Concept of earthquake proof design in nuclear facilities (1/2)

項目	核施設 発電用原子炉	ウラン加工施設 ウラン加工施設	再処理施設 PNC東海再処理施設の場合
基本的な考え方	<p>原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて (原子力委員会)</p> <p>発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針について (原子力委員会)</p> <p>発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針について (原子力安全委員会)</p> <p>原子力発電用耐震設計技術指針 (社)日本電気協会 電気技術基準調査委員会</p>	<p>原子炉立地審査指針及びその適用に関する判断のめやすについて (原子力委員会)</p> <p>発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針について (原子力委員会)</p> <p>発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針について (原子力安全委員会)</p> <p>原子力発電用耐震設計技術指針 (社)日本電気協会 電気技術基準調査委員会</p>	<p>ウラン加工施設安全審査指針</p> <p>ウラン加工施設安全審査指針</p> <p>ウラン加工施設安全審査指針</p> <p>ウラン加工施設安全審査指針</p>

〈耐震設計審査指針〉 (影響の観点から)



(環境への影響の観点から)

- ① 設備・機器 (配管、ダクト等を含む。以下同じ。)
- 第1類：非密封ウランを取り扱う設備・機器及び非密封ウランを閉じ込めるための設備・機器及び設備安全上の技術的保護を有する設備・機器及びその制限値を保持するための設備・機器であ

つて、その機能を失うことによる影響、効果の大さいもの。  
第2類：非密封ウランを取り扱う設備・機器及び非密封ウランを閉じ込めるための設備・機器及び設備安全上の技術的保護を有する設備・機器及びその制限値を保持するための設備・機器であ  
って、その機能を失うことによる影響、効果が小さいもの及び  
化学的制限又は熱的制限値を行する設備・機器。

- 第3類：第1類、第2類以外のもの。
- ② は物・機器物
- 第1類：第1類の設備・機器を取扱するは物・機器物。  
第2類：第2類の設備・機器を取扱するは物・機器物。  
第3類：第1類、第2類以外のもの。

被曝防護要求分類	A	B	C
・非密封圧力バounダリー	・キャビティ内機器		
・非密封圧力バounダリー	・ブールドア開閉装置		
・緊急制御装置	・鋼鉄ケーンセーフティ装置		
・主制御室	・非密封ガラス窓ガラス		
・主制御室	・PVC、PE、PP、PEHD		
・主制御室	・非密封ガラス窓		
・サンプリング装置			
・中性子吸収材			
・放射性廃棄物			
・放射性廃棄物			

これらの製造物設備等の使用に応じて耐震クラスを定める。

- (例えはB以下のA、クラスに該するものの例)
- 主要装置：原子炉圧力容器、使用済み核燃料、  
遮蔽遮心スライダー系など。
- 補助装置：原子炉冷却水系、電気供給装置、  
精算用電磁流体冷却装置云浦海水系など。
- 周辺支機器：原子炉水素吸収スカート、機器・配管、  
風呂は水素吸収等の外部機器物など。
- 相応部位とあわせては、原子炉運転部など。

〈耐震設計技術指針〉 (構造物、設備等の具体的な重要度分類)

- 〈基本方針〉
- 耐震設計は、原則として静的設計法によること。
  - 上位の分類に属するものは、下位の分類に属するものの範囲によって波及的破壊が生じないこと。
  - 上位分類の建物、構造物と構造物に一体に設計することが必要な場合には、上位分類の設計によること。
  - 設備・機器の設計に当たっては構造となることを基本とし、それが困難な場合には動的解析等適切な方法により設計すること。

- 建屋及び構造物並びに機器・配管は、原則として耐震造とする。
- 建屋は原則として基盤で直接支持する。

- Table 7.8.1 Concept of earthquake proof design in nuclear facilities (1/2)

Table 7.8.1 Concept of earthquake proof design in nuclear facilities (2/2)

## 7.9 飛行機事故検討結果

### 7.9.1 日本の現状

- (1) 現時点までのところ、原子力発電所に対する航空機事故インパクトについてはほとんど重要視されてこなかった為、これに関する検討評価は、昭和50年9月に原子力安全研究協会から出された「原子力発電所に関する航空機事故の確立評価について」\*が唯一の資料である。
- (2) 飛行データの入手は、正確なデータが日本の大手民航3社のみで、外国機、自衛隊機、米軍機については全く得られなかった。従って、検討評価はこのような条件で実施したものである。
- (3) 近年EC諸国で航空機事故が多発した結果、この点について強い関心が持たれ、多数の検討がなされている。そのため、日本においても原子力発電所の安全性との関連で最近関心が持たれつつある。

\*原子力発電所安全性評価小委員会第二分科会報告書

### 7.9.2 航空機事故の調査統計

- (1) 原子力発電所への衝突確立の調査に限定した。すなわち、衝突の結果生じる安全性に係る事象の発生確立は検討外とした。  
但し、米国、西独では、原子力発電所に衝突し、安全性に係る事象の発生確立が $10^{-7}$ /年以上の場合、安全性評価の対象としている。(S50年の時点において)

#### (2) 調査項目の分類

- 1) 離陸時、着陸時、巡航中の各事故
- 2) 離陸回数、着陸回数、飛行距離、飛行時間
- 3) 航空機の機種（重量等との関連で分類するため）
- 4) 航空機の仕様、飛行場の配置と航空路

### 7.9.3 資料の収集

- ・飛行データ：民間航空3社の航空輸送統計年報
- ・事故データ：航空宇宙年鑑の航空日誌、運輸省航空局事故調査報告書
- ・調査期間：昭和38年～昭和47年間

#### 1) 飛行データ

- 日本の大手民航3社のみ対象にした。
- ・年度別に離着陸回数、飛行時間、飛行距離の集計
  - ・機種別の離着陸回数、飛行時間、飛行距離の集計  
但し、国際線については離着陸回数のみ
  - ・年度別の国内空港別の離着陸回数（第1種～第3種）

## 2) 事故データ

国内外の全ての民間機（貨客輸送機）に対して、機種別、年度別かつ運航の段階別（離陸、着陸、巡航中）に集計、但し、軽飛行機と飛行上場への不時着事故は除外

## 3) 航空機の仕様

国内における登録航空機については、ピストンエンジン、ターボプロップ、ジェットエンジン等ごとに設計仕様を示す。

## 4) 飛行機の配置と航空路

- ・国内飛行場の総面積、滑走路（長さ×幅）の現況（昭和48年4月1日現在）
- ・飛行場の配置と航空路（ジェット機とプロペラ機について）

## 5) データの検討

## (a) 民航3社の10年間の飛行データの集約

離着陸回数	: 1,927,877回
飛行時間	: 2,255,596時間
飛行距離	: 900,432,046km

但し、国内全空港の10年間の離着陸回数の45%である。（民航3社以外を含むため、大型貨客機の大部分は3社に含まれる）

## (b) 10年間の事故件数合計

	貨客輸送機	自衛隊機*	米軍機*	軽飛行機*	ヘリコプター*
離陸	5 (2)	11	4	6	4
着陸	8 (5)	5	—	2	4
巡航中	8 (4)	87	38	47	132
合計	21 (11)	103	42	55	140

( ) 内は民航3社に属するもの、但し訓練飛行を除く

\* 参考用

## (c) 事故確率

- ・離陸時 :  $1.0 \times 10^{-6}$  (fd)
- ・着陸時 :  $2.6 \times 10^{-6}$  (fa)
- ・巡航中 :  $4.4 \times 10^{-9}$  (飛行距離当り) (fc)

また、(b)での集計表から貨客輸送機以外の場合、大半の事故は巡航中に発生しているが、これらの航空機は発電所上空を飛行しないことになっているため、事故確率への影響はないと考える。

## 7.9.4 安全評価

## (1) 発電所への墜落確率

## 1) 離陸時の年間墜落確率 (Pd)

$$P_d = N \cdot f_d \cdot \frac{A_d}{A_{td}} Q_d \times T_i$$

$A_{td}$  : 事故発生区域面積 ( $\pi r_0^2 \text{km}^2$ ) a

但し,  $r_0$ は滑走路端からの距離で, この範囲内に発電所がある。

$A_d$  : 事故標的面積 ( $\text{km}^2$ )

発電所の建屋面積 (重要施設)

$f_d$  : 離陸時の事故確率

$N$  : 当該飛行場の年間離陸回数

$Q_d$  :  $f_d$ の発生分布確率

$T_i$  : ある重量以上の機種の発着回数割合

着陸時の場合も同様に評価できる。

## 2) 巡航中の年間墜落確率 (Pc)

$$P_c = \frac{f_c}{L} \times N \cdot A_c \times D(\ell)$$

$f_c$  : 巡航中事故確率 ( $\text{km}$ 当たり)

$N$  : 航空路の年間巡航便数

$A_c$  : 標的面積 ( $\text{km}^2$ )

$L$  : 航空路巾 ( $\text{km}$ )

$D(\ell)$  : 航路巾から  $\ell \text{ km}$ 離れている発電所への墜落確率

3)  $A_{td}, A_d L$  の評価(a)  $A_{td}$ 

現実の事故データから  $r_0 = 10 \text{ km}$  である数

$$A_{td} = 314 \text{ km}^2$$

(b)  $A_d$  :  $0.025 \sim 0.01 \text{ km}^2$  (50~100mの正方形)

(c)  $L$  :  $18 \text{ km}, 32 \text{ km}$

## (2) 計算例

## 1) 離陸時

昭和46年の名古屋空港を対象にする。

$$\left\{ \begin{array}{l} N : 3.6 \times 10^4 \text{ 回/年} \\ A_d : 2 \times 0.01 \text{ km}^2 \text{ (滑り込み効果や墜落角度を考慮)} \\ Q_d, T_i \text{ は除く (データがないため)} \end{array} \right.$$

$$P_d = 2 \times 10^{-6} \quad (\text{墜落事故/年})$$

2) 巡航中

$$\left. \begin{array}{l} N = 1.5 \times 10^4 \text{ (}\sim 40\text{便/日)} \\ A_c = 0.01, \quad L = 18\text{km} \quad D(\ell) \text{ は除く} \\ P_c = 3.8 \times 10^{-8} \text{ (墜落事故/年)} \end{array} \right.$$

3) Qdの考慮

滑走路方向と45°, 距離が4.8kmのところにある場合,

$P_d = 2 \times 10^{-8}$ 程度になる。(ZIONの評価)

$T_i$ を含めるとさらに小さくなる。

## 謝 辞

本検討を実施するにあたり、吉川允二理事、苦米地顕特別研究員、飯島勉所長、松田慎三郎核融合実験炉チームリーダ、藤沢登炉システム室長から御支援と多くの御助言を頂いたことを感謝致します。