

軽水型動力炉の安全評価

1964年3月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所は、研究成果、調査結果の報告のため、つぎの3種の刊行物を、それぞれの通しナンバーを付して、不定期に発行しております。

- | | | |
|---------|----------------------------------|-----------------|
| 1. 研究報告 | まとまった研究の成果あるいはその一部における重要な結果の報告 | JAERI 1001-3999 |
| 2. 調査報告 | 総説、展望、紹介などを含め、研究の成果、調査の結果をまとめたもの | JAERI 4001-5999 |
| 3. 資料 | 研究成果の普及、開発状況の紹介、施設共同利用の手引など | JAERI 6001-6999 |

このうち既刊分については「JAERI レポート一覧」にタイトル・要旨をまとめて掲載し、また新刊レポートは雑誌『原研』でその都度紹介しています。これらの刊行物に関する著作権、複写のお問合せは、日本原子力研究所技術情報部あてお申し越してください。

なお、上記3種の報告は、日本原子力研究所生活協同組合（茨城県那珂郡東海村）で実費頒布をいたしております。

Japan Atomic Energy Research Institute publishes the nonperiodical reports with the following classification numbers.

1. **JAERI 1001-3999** Research Reports.
2. **JAERI 4001-5999** Survey Reports and Reviews.
3. **JAERI 6001-6999** Information and Guiding Booklets.

Any inquiries concerning copyright and reprint of the above reports should be addressed to the Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan

軽水型動力炉の安全評価

要 旨

原子炉施設の安全評価の諸問題に関する考察をおこなった。安全性の内容につき“絶対的安全性”と“社会的安全性”のあることを指摘し、後者の構成因子について検討をおこなった。また、安全評価の論理構成につき詳細なる検討をおこなった。

ついで、軽水型動力炉の最大想定事故 (MCA) に関連して、きわめて重要な意味を有する、core spray 系統、enclosure spray 系統について、あらゆる角度から詳細な検討をおこなった。core spray 系統の検討にあたっては、冷却材そう失事故の詳細解析をおこない、core spray 系統の設計値 (始動時間、スプレー流量、スプレー分布など) が、F.P. 放出量にどのように影響するかを定量的に解析した。Enclosure spray 系統の検討にあたっては、格納容器への放出量を減少する各因子を定量的に計算し、enclosure spray 系統の相対的重要性につき検討した。最後に、spray 系統が作動しない仮想的事故についての検討をおこなった。

1963 年 3 月

東海研究所動力試験炉建設部
都 甲 泰 正*

Safety Evaluation of Light Water Moderated Power Reactor

Summary

Important problems associated with safety evaluation are reviewed. In contrast to "absolute safety", concept of "social safety" is explained and factors to compose "social safety" are evaluated. Some comments are made on the philosophy of safety evaluation.

A core spray and enclosure spray systems, which are essential with respect to safety evaluation of the maximum credible accident of light-water-moderated power reactors, are analysed in detail. In evaluation of a core spray system, detailed analysis is made on loss-of-coolant accident, and effects of core spray system design (spray initiation time, spray flow rate, spray distribution, etc.) on F.P. release are quantitatively clarified. In evaluation of a enclosure spray system, various F.P. release reduction factors are calculated and relative importance of an enclosure spray system is discussed. In Appendix, a hypothetical accident is analysed.

March 1963

YASUMASA TOGO
JPDR Construction Division
Tokai Research Establishment

* 東京大学工学部 原子力工学科

目 次

概要および結論	1
1 安全評価の基本的諸問題に関する考察	4
1.1 安全性の内容	4
1.2 原子炉施設の安全性の内容	5
1.3 安全設計と安全評価	6
1.4 安全評価の philosophy	7
1.5 安全評価の基準	10
1.6 安全評価の手法についての提案	12
2 軽水型動力炉の重大事故の解析	18
2.1 記号および定義	18
2.2 軽水型動力炉の MCA 時の現象概説	21
2.3 定常状態における燃料セグメント温度分布および被覆温度の計算	23
2.4 燃料束の flux peaking factor (f_{Bm}) および燃料セグメントの flux peaking factor (f_{sm}) の計算	30
2.5 燃料セグメントの比燃焼度 (ϕ_{sm}) の計算	36
2.6 蓄積 F.P. ガス量の計算	39
2.7 炉心冷却水の流出速度の計算	46
2.8 燃料棒熱源の計算	48
2.9 セグメント被覆破損温度の検討	55
2.10 Core spray による熱除去の検討	59
2.11 MCA 時 F.P. 放出量の計算	65
2.12 Core spray 系統の検討	68
2.12.1 Core spray 流量の変化した場合の計算	68
2.12.2 ジルカロイ-2 (cold work, irradiated) の高温における特性の検討	72
2.12.3 燃料束スプレー流量率 (F_B) が一様でない場合の検討	74
2.12.4 ステンレス鋼 collapsible 被覆を使用する場合の検討	79
2.12.5 燃料燃焼度が大きくなる場合の検討	84
2.12.6 プレナムに蓄積されるガスの温度の検討	96
2.12.7 Core spray 作動時の被覆温度経時変化 (transient) の検討	99
2.12.8 ジルカロイ-2 被覆の腐食速度を考慮する場合の検討	116
2.12.9 Core spray の安定性の検討	118
2.13 格納容器内圧の経時変化	121
2.14 格納容器外への F.P. ガス放出量の計算	122
2.15 格納容器スプレー系統の検討	131
2.16 F.P. 放出量減少係数の検討	137
3 軽水型動力炉の安全性に関する研究課題	142
謝 辞	145
参考文献	146
Appendix 1 JPDR 概要	147
Appendix 2 Core spray が作動しない場合の F.P. 放出量経時変化の計算	160
Appendix 3 燃料セグメント温度の過渡変化の計算	167

Contents

Summary and Results	1
1 Discussions on Basic Problems of Safety Evaluation.....	4
1.1 Contents of safety	4
1.2 Contents of safety of reactor facility	5
1.3 Safety design and safety evaluation	6
1.4 Philosophy of safety evaluation	7
1.5 Criteria for safety evaluation	10
1.6 Suggestion on the process of safety evaluation	12
2 Analysis of Loss-of-Coolant Accidents of Light Water Moderated Power Reactors	18
2.1 Nomenclature and definitions	18
2.2 Summary of "maximum credible accident" of light water moderated power reactor	21
2.3 Temperature distribution in fuel segments under steady state condition	23
2.4 Fuel bundle flux peaking factor (f_{Bm}) and segment flux peaking factor (f_{sm})	30
2.5 Relative burn-up of fuel segments (ψ_{sm})	36
2.6 Amount of accumulated F. P. gases	39
2.7 Blow-down of reactor coolant	46
2.8 Heat source of fuel segments	48
2.9 Segment clad rupture temperature (T_d)	55
2.10 Heat removal by core spray water	59
2.11 F. P. release at MCA	65
2.12 Evaluation of a core spray system	68
2.12.1 Effect of core spray flow rate	68
2.12.2 Effect of properties of zircaloy-2 at high temperature	72
2.12.3 Effect of non-uniformity of spray flow rate across core	74
2.12.4 Evaluation of "collapsible" fuel clads	79
2.12.5 Effect of higher burn-up	84
2.12.6 Effect of temperature of plenum gas	96
2.12.7 Transient of clad temperature with core spray in operation	99
2.12.8 Effect of corrosion of fuel clad	116
2.12.9 Stability criteria of core spray flow	118
2.13 Transients of enclosure internal pressure	121
2.14 F. P. release to outside of the enclosure vessel	122
2.15 Evaluation of an enclosure spray system	131
2.16 F. P. release reduction factors	137
3 Subjects to be Researched with respect to Safety of Light Water Moderated Power Reactors	142
Acknowledgement	145
Reference	146
Appendix 1 Summary of JPDR	147
Appendix 2 F. P. release without core spray	160
Appendix 3 Analog computation of temperature transient of fuel segments	167

概要および結論

近年、各種産業施設の発展に伴い、施設の安全性に関する共通の問題を論ずるのに、安全工学という工学の一部門が形成されつつある。万一の事故時に発生する災害が、潜在的に大きい原子炉施設においては、安全性の問題は特に重要であり、初期の頃から安全設計に力が注がれてきた。さらに、安全評価という手法で、施設の安全性を系統的に評価するようになった。

本研究では、現在、実用動力炉として、最も多く利用されている軽水型動力炉を対象とし、安全評価をおこなう上の問題点を究明し、いわゆる、最大想定事故 (MCA) について、詳細な解析および評価をおこなった。

第1章においては、安全評価の基本的諸問題に関する考察をおこなった。

まず、安全性の内容につき、“絶対的安全性”と、社会通念としての“社会的安全性”とを対比し、“社会的安全性”の内容および構成因子について検討をおこなった。

ついで、安全設計と安全評価との関連について論じ、さらに安全評価の philosophy (論理構成) について、詳細なる検討をおこなった。

最後に、“社会的安全性”を充足すべき条件につき仮定を設け、それを基礎として、具体的に原子炉施設の安全評価をおこなう1つの手法を提案した。これは、確率論的考え方の基礎の上に立ち、しかも、実際に適用できるように近似した“安全評価のモデル”である。

第2章においては、軽水型動力炉の最大想定事故 (MCA) に関連して、きわめて重要な意味を有する、core spray 系統、enclosure spray 系統について、詳細な検討をおこなった。

Core spray 系統の検討に当っては、定常状態と過渡変化の2つに分けて、現象の解析をおこなった。

軽水型動力炉の安全評価に際し、MCA として一般に採用されている1次冷却水配管の瞬時破断が起ると、冷却系の圧力が急激に低下するので、飽和に近かった原子炉冷却水は過飽和となる。そして破損口から2相流となり外に流出し、炉内水位が低下し、やがて燃料が露出する。

Core spray 系統が始動すると、スプレー水冷却により、燃料棒被覆の破損 (燃料棒内に蓄積されている F.P. ガスの内圧による) と、燃料棒の溶融を防ぐ。しかし、実際には、core spray 流量が、必ずしも一様に配分されないで、一部の燃料棒被覆は、蓄積 F.P. ガスの圧力により破損する。

この過程の解析をおこなうのに、core spray が始動し、燃料棒温度が準定常状態 (燃料棒の温度が崩壊熱の減少とともに、きわめて緩かに下降する状態) に達した温度に着目して解析をおこなったのが、定常状態の解析であり、MCA 直後 (0~20 sec) の燃料棒および被覆材温度の急激な過渡変化により、燃料被覆材の破損が生ずるか否かを検討したのが、後者の過渡変化解析である。なお、実際の計算は設計データのよく分かっている、日本原子力研究所の JPDR (動力試験炉) を対象としておこなった。

定常状態の解析において得られたおもな結果は、次の通りである。

- a) 30 ミル、ジルカロイ-2 被覆燃料の場合、core spray 作動時に最大約 3.9%、最小約 1.1% の volatile F. P. が炉外に放出される。
- b) 炉心スプレー流量が増加すると、炉外 F. P. 放出量は減少するが、JPDR の 150 gpm という炉心スプレー流量設計値は、妥当な値である。
- c) 照射後のジルカロイ-2 の高温における引張応力については十分なデータがない。しかし、最大引張応力として、外挿値の $1/2$ の値を使用して計算しても、炉外 F. P. 放出量最大値は、3.9% から 4.6% 位に増加するのみであり、この程度の差は、現在の安全評価の精度、余裕度から考えて、それほど重要ではない。
- d) 各燃料束ごとに、スプレー流量配分が不均一な場合についての検討をおこなった結果、かなり極端な不均一流量配分を仮定しても、F. P. 放出量最大値は、5% 以下であることが分かった。このため、燃料束スプレー流量配分の不均一性は、安全評価上大して重要ではない。
- e) 燃料被覆材として、ジルカロイ-2、30 ミルのかわりに、薄肉の“collapsible” ステンレス鋼を使用すると、公称 7~8 ミル程度までは、MCA 時の F. P. 放出量が limiting factor になることはない。
- f) 燃料燃焼度が増加すると、MCA 時 F. P. 放出量は ^{90}Sr のように飽和しない F. P. は、燃焼度増加に伴って、放出量がかなり増加するが、I のように飽和する F. P. は多少増加する程度である。
- g) 燃料棒にかかる内圧を計算するのに、プレナム温度を F. P. ガス温度とすると、燃料被覆破損温度はかなり高くなり、F. P. 放出量最大値も、3.9% から 3.2% に減少する。
- h) 炉心スプレー 束が、安定に燃料にかかり、熱除去をおこなう条件としては、次の 2 つを満足しなければならない。
 - i) スプレー水滴直径が、0.25~0.4 mm (燃料棒熱出力により異なる) 以上のこと。
 - ii) 最小スプレー流量配分係数が、0.07~0.21 (燃料棒熱出力により異なる) 以上であること。

過渡変化の解析で得られたおもな結果は次の通りである。

- a) 炉心スプレー流量配分が小さくなると、過渡的溫度上昇により燃料被覆破損の可能性を生ずる。
- b) 燃料棒が水浸している間の水への熱伝達がかかなり重要な因子である。
- c) 制御棒スクラムがおこなわれなくても、水位低下により臨界未満となり、炉は停止する。しかしその場合、残留中性子束による発熱量が大きくなるので、燃料被覆材の過渡的溫度上昇がかかなり大きくなり、燃料棒被覆破損の可能性を生ずる。
- d) 制御棒スクラム開始時刻が遅れると、一部燃料棒被覆破損の可能性を生ずる。
- e) Core spray 始動時刻が遅れることは、ほとんど影響がない。このことから、MCA 時に core spray 系統に要求されることは、一刻を争って始動することではなく、確実に作動して、燃料溶融を防ぐことである。
- f) 大型軽水動力炉の core spray 系統は、次の点でさらに有利になる。
 - i) 燃料棒露出までの時間が長くなるので、制御棒スクラム開始時刻が遅れても問題にならない。

さらに、水への伝熱量が増加するので、過渡温度上昇が低くなる。

- ii) 燃料棒露出前に core spray 系が作動するので、燃料棒露出により起こる被覆温度の急上昇がなくなる。

Enclosure spray 系統の検討に当っては、格納容器外への F. P. 放出量を減少する各因子を定量的に計算し、enclosure spray 系統の相対的重要性につき検討を加えた。

得られたおもな結論は、次の通りである。

- a) Core spray による F. P. 放出量減少効果は、volatile F. P. (ヨウ素、希ガスなど) に対して、20 程度であり、かなり重要である。しかし、core spray の被覆破損防止効果は 2.5 であり、 UO_2 溶解防止効果 8 に比べ小さく、後者の方が重要な意味をもつ。
- b) Core spray 効果は solid F. P. に対しては 2,000 ときわめて大きい。
- c) 格納容器効果は、volatile F. P. に対しては、core spray 効果より 2 桁以上大きい。その中で shell 効果 (格納容器鋼殻が存在することに起因する F. P. 放出量減少効果) が 180 位で最大である。
- d) Enclosure spray 系統の効果は、希ガスに対しては 4 程度であるが、その他の F. P. に対しては 20~50 程度の効果があり、かなり重要である。

第 3 章では、第 2 章で解析をおこなった結果、安全評価の結論に重要な影響を及ぼすと思われる因子の中で、十分実験データなどのないものにつき、“今後の研究課題”として指摘した。

Core spray が作動しない仮想的な事故については、APPENDIX 2 において F. P. 放出量の経時変化の解析をおこなった。

1 安全評価の基本的諸問題に関する考察

1.1 安全性の内容

原子炉施設の安全評価をおこなうに際して、評価者は当該施設の設計を検討し、“万一起こるかも知れない”種々の場合について、“安全性”が保障されるか否かを検討するというのが通常のやり方である。

ここで問題となるのは、“万一起こるかも知れない”という表現と“安全性”という言葉の内容である。この両者とも、安全評価の論理構成にとって最も重要な問題である。前者については「1.4 安全評価の philosophy」で論ずることとし、本章では“安全性”の内容につき考察する。

1) 絶対的安全性と社会的安全性

「理論的に可能な最悪の事態が生じた際にも、なんら被害を生じない」という理想的状態を仮に“絶対的安全性”と呼んでおく。例を交通産業（地上）にとるならば、“絶対的安全性”を実現することは理論的には可能である。第3者の被害を常に0とするには、車道、軌道等をすべてトンネル式にすれば実現可能であり、関係者の被害を常に0とするには、万一、衝突などの不測の事故が生じても、人命に別条のない程度にまで、車輛の最大速度を設計により制限すればよい。

原子炉施設の場合には、第3者（公衆）に対する“絶対的安全性”を確保することは、敷地（立入禁止区域）をどんどん拡大してゆけば、理論的には可能であろうが、関係者（従業員）に対しては困難である。

一方、社会通念として容認されている“安全性”とは何であろうか。東京の地下に、史上類を見ない大地震が発生したとしたならば、東京は瞬時にして壊滅するであろう。また、その発生確率が数的に0であることは、誰も証明していない。それでも、皆安心して日常の生活を営んでいる。この事実が“安全性”の考え方の礎をにぎるものであると考えられる。つまり、このような状態は社会的に安全と認められていることに外ならない。この種の状態を“社会的安全性”と呼ぶことにする。上述の交通産業の現状は、日々被害を生じているが、その存在が社会的に容認されるかぎり“社会的安全性”を満足していると思えざるをえない。

2) 社会的安全性の内容

社会的安全性の内容を分析してみると、次のような因子に分けることができよう。

- a) その状態の発生確率が小さく、ほとんど起こらないだろうという考え方。
- b) 問題としている産業（あるいは状態）から、個人あるいは社会の受ける利益、恩恵などが大きいので、ある程度の不利益、被害などはやむをえないという考え方。
- c) その状態を避けることが不可能かまたは非常な不利益を伴うのでやむをえないという考え方。

以上のような考え方が基礎となって、社会的安全性の概念が構成される。したがって、社会的安全性の内容は、次のような因子に左右されよう。

a) 産業の種類

その産業の社会生活に対する必須度、利益度の大きいものほど、社会的に容認される、万一の場合の被害度は大きくなるであろう。つまり、利益度と被害度のバランスが社会的安全性を形成する1つの重要な因子になる。

この考え方は、1つの産業にどの程度の安全対策を要求すべきかという問題にも適用できる。一般的に被害度を減少せしめようとする、利益度の低下を伴うのが常であり、それぞれの社会に最も適したバランスを考えて、必要かつ十分な安全対策を施すべきであろう。

b) 過去の経験

c) 各国の国民性、国情

各民族によって、物の考え方が異なるので、安全性に対する考え方も異なり、社会的安全性の内容も異なってくる。また、それぞれの社会に対し、1つの産業の利益度、被害度は異なってくるので、国情によっても社会的安全性の内容は相違するであろう。

3) 原子炉施設に要求される安全性

原子炉施設に要求されるべき安全性は、他の産業施設の場合と同様に“社会的安全性”であるのは当然である。ところで、一般の産業施設については、過去において幾多の災害経験があり、被害度、利益度ともに経験的にある程度の社会感覚が形成されており、“社会的安全性”の概念がほぼ定まっている。これに反し、原子炉施設は実用に供せられるようになっていまだ日が浅いため、過去における原子炉災害の例が少なく、さらに、放射線の人体に対する影響についても未知の分野が多いなどの事由のために、その被害度について正確な社会感覚ができ上がっていない。加えて、世界唯一の原爆被災国のわが国においては、原子炉災害の被害の可能性に対し、特に敏感である。他方、原子力産業がいまだ十分実用に供されていない現状においては、その利益度に対する解釈が人によって異なってくる。

以上のような事情のために、原子炉施設の安全性については“社会的安全性”に対する社会通念が十分に形成されていないのが現状である。

原子力産業に携わるものは、合理的な社会通念の形成のため、折に触れて世論を啓き啓くことが原子力産業の健全な発達を計るために必要である。

1.2 原子炉施設の安全性の内容

1) 原子炉施設の安全性の内容は、次のように分類できる。

a) 従業員の安全性と公衆の安全性

b) 通常時の安全性と重大事故時の安全性

敷地外の公衆に被害を及ぼさない程度の小事故は、通常時の安全性として取り扱う。

c) 放射能、毒物などに対する安全性と、爆発エネルギーに対する安全性、核分裂生成物などの放

射能による放射線障害は、原子力施設特有の問題である。

毒物 (Pu, Po, Be など) による障害は、原子力施設特有のものではないが、問題になることがある。

爆発エネルギーは、他の産業施設の災害としてもしばしば現われるものであり、また、その規模も Borax の暴走実験の結果、中規模の化学工場の爆発程度に過ぎぬことが実証されており、原子力施設で特に問題となることはない。

d) 内部事故原因に対する安全性と、外部事故原因に対する安全性

機器の破損、誤動作、運転員の誤りなどは前者に属し、地震、航空機落下などは後者に属す。

1.3 安全設計と安全評価

1) 原子力施設の安全確保の基本的考え方

原子力施設の安全確保のため、次にのべるような事項が設計にとり入れられる。

1.1) 運転員の保護

a) 通常時 (小事故を含む)

遮蔽設計により原子力施設内の放射線々量率を下げ、運転員の被ばく量を極力低く抑える。他方、保物管理を厳重におこない、運転員が過度の被ばく量を受けぬよう監視する。

通常運転時に運転員の受ける線量は、許容線量ギリギリまで使わず、余裕をもたせておく必要がある。このことは、万一の事故時の処置、実験目的、将来許容線量の下がる可能性などに備えるために必要である。

b) 重大事故時

万一、原子力の重大事故が起こった場合に運転員を保護するために、制御室、退避通路などの遮蔽を適当に設計する必要がある。これは重大事故時に運転員が必要な処置をすべて施し、退避するまでに“許容線量”以上を受けぬようするために必要である。“許容線量”として、計画被ばく線量 (12 rem) を採用するか、緊急被ばく線量 (25 rem) を採用するかは問題があるが、いずれにしてもなるべく低く抑えるべきである。

また、事故後制御室などに長時間滞在する必要があるときは、呼吸による内部被ばくに対し、適当な対策を講ずる必要がある。

1.2) 公衆の安全確保

a) 通常時 (小事故を含む)

直接ばく射のおそれのあるときは、遮蔽設計をおこなう。原子力施設からの放射性排気、排液は放出量を制限するか、または希釈して放出する。

他方、放射線野外管理を厳重におこなう。

b) 重大事故時

最大想定事故 (MCA) が起こったと仮定しても、施設敷地外になんら被害を及ぼさないように原子力施設を設計し、立地条件を選ぶことが大原則である。

万一、重大事故が起こった場合にはすみやかに緊急野外管理をおこない、必要に応じ退避区域、農作物使用制限区域、ミルク使用制限区域などを設ける。

1.3) 原子炉施設機器の保全

原子炉施設機器を保全することは安全性の確保よりむしろ信頼性の確保や経済性の要求などから必要とされる。

2) 安全設計の基礎

安全設計の基礎になるものは次の2種類に分類できる。

a) 論理的に失われることと考えられないもの

たとえば、重力、自然循環、輻射、伝導による熱除去、冷却材、構成材の熱容量、原子炉の固有の安全性、敷地、低人口区域などの立地条件など。

b) 過去の経験、現在の技術水準に基づく各機器、部品の信頼度

上記 a), b) に依存することによって、原子炉施設の安全設計はおこなわれる。

3) 安全設計と安全評価

安全設計をおこなうに当たっては、次のような安全性増加策を考慮する。

a) 設計上、必要かつ十分の余裕を見込む。

b) “Fail-safe” な設計にする。

c) “Fool-proof” な設計にする。

d) 系統を独立、多重に設計する。

c) 予備、後備を設ける。

以上のように、各種の工夫を施し、もし機器が故障したり、運転員の誤操作があった場合にも、原子炉施設の安全性を確保しようとするのが、安全設計の立場である。

一方、それとは別の観点から、設計者が施設の設計に当たって考慮した以上の苛酷な条件をとり上げ、“万一の事故が起こってもその影響はたかだかこの位である”ということの評価するのが、安全評価である。この意味で安全評価の立場は、安全設計の立場より“conservative”なものであると言えよう。

安全評価をおこなうに際して考慮すべき“苛酷な条件”としては、どの程度まで考慮すべきであろうか。2) a) の論理的に失われることのないものに対しては、評価者の立場も設計者と同一でよいであろう。問題は 2) b) の各機器、部品の信頼度をどの程度まで安全評価にあたって容認するかである。また、運転員の誤操作をどの程度まで考慮すべきかも重要な問題である。これらはいずれも、安全評価の“philosophy”に直接関連するので、後章でさらに検討する。

1.4 安全評価の philosophy

原子炉施設の安全評価の論理構成について検討を加えてみる。「安全評価」とは、原子炉施設の設計および立地条件を詳細に検討し、それが「1.1 安全性の内容」で説明した“社会的安全性”を満足しているか否かを評価することである、と考えてよいであろう。

“社会的安全性”の内容については、1.1で一般的に論じたが、実際に安全評価をおこなう立場に立って、もう少し具体的に考えてみよう。

一般の産業施設の災害例から類推すると、災害発生確率 p と、その確率 p 以上の確率で起こり得る災害の最大値 $C(p)$ との間には、Fig. 1.1 のような関係があると考えてよいであろう。これは p の小さいほど $C(p)$ は大きくなり得るという社会通念と合致するものである。

一般に $C(p)$ は最小値 C_{min} と、最大値 C_{max} を有すると考えてよい。

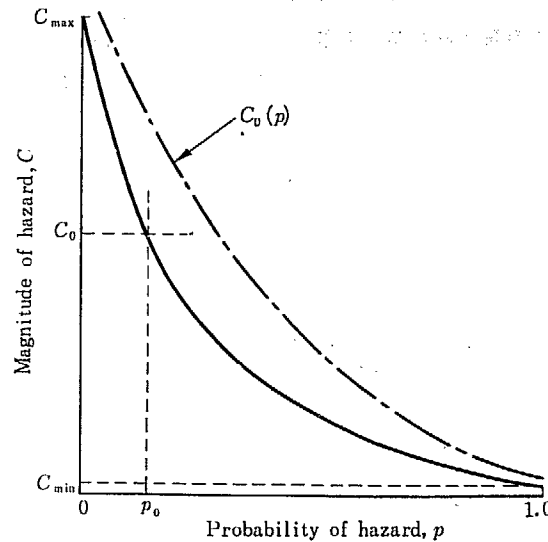


Fig. 1.1 Magnitude of hazard

さて、このような災害経験を有する一般の産業施設が社会的に安全と認められるためには、どのような条件を満足すべきであろうか。この問題は、社会学、経済学などの人文科学の分野と密接な関連を有し、結論を導くことは困難であろう。しかし、ここでは安全評価の論理構成をおこなう必要上、合理的と考えられる2、3の考え方を提案し、その考え方に基いて以降の議論を進めてゆくことにする。第1の考え方は、災害の大きさ $C(p)$ そのものに着目する考え方で、第2の考え方は、災害期待値 $p \cdot C(p)$ として災害を考える方法である。

1) 災害の大きさ $C(p)$ を考える方法

この場合には任意の p_1 に対し

$$C(p_1) \leq C_0(p_1) \dots \dots \dots (1.1)$$

を満足すれば、社会的安全性を満すものと考えてよいであろう。ただし、 C_0 は最大許容災害値で発生確率 p 、その産業の利益度、過去の災害経験、国民性、国情などの諸因子により決定されるべきものである。

つまり、Fig. 1.1 で $C(p)$ が常に $C_0(p)$ の曲線の下にあれば、この条件を満足することになる。

2) 災害の大きさ $C(p)$ と発生確率 p を共に考慮する方法

$p \geq p_0$ の範囲を“起り得る (credible)”事象と考え、その範囲での C の最大値 $C(p_0)$ が

$$C(p_0) \leq C_0 \dots\dots\dots (1.2)$$

を満足すればよい、という考え方も成立つであろう。この場合 $p < p_0$ の事象については、“起り得ない (incredible)” ものとして、考慮の対象外とする。

3) 災害期待値 $\int_0^1 p \cdot C(p) dp$ として考える方法

確率的に起こる事象を取扱うのに、その期待値として取扱うやり方は保険事業その他社会一般によく採用される手法であるので、確率事象と考えられる産業施設からの災害を、災害期待値として考えることは合理的な方法であろう。

この場合には、

$$\int_0^1 p \cdot C(p) dp \leq A_0 \dots\dots\dots (1.3)$$

ただし、 A_0 : 最大許容災害期待値

を満足すれば、社会的安全性の条件を満足していると思なしてよからう。 A_0 は $C_0(p)$ と同じくその産業の利益度、過去の災害経験、国民性、国情などにより決定されるべきものである。

この考え方の欠陥は、発生確率 p は非常に小さいが、それに伴う災害値 $C(p)$ が非常に大きい場合に、 $p \cdot C(p)$ の積で判断することが果して妥当かどうかという点にある。この危惧から逃れるためには、(1.3) 式のほかに次の条件を考えればよいであろう。

$$C_{\max} \leq (C_{\max})_0 \dots\dots\dots (1.4)$$

4) 1), 3) を組合せた考え方

$$\left. \begin{array}{l} C(p) \leq C_0(p) \quad \text{for } 1.0 \geq p \geq p_0 \\ \text{かつ, } \int_0^{p_0} p \cdot C(p) dp \leq B_0 \quad \text{for } 0 < p < p_0 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (1.5)$$

ただし、 B_0 は通常起こるとは考えられない (incredible) 事象に対する最大許容災害期待値。

以上いずれの考え方に従うとしても、これを実際に適用するには、次のような種々の困難な問題にぶつかるであろう。

- a) 災害発生確率 p が意味をもつ程度の精度で推定できるか否か。過去に幾多の災害経験を有する既存産業では、統計などにより、ある程度まで可能である。しかし、非常に p の小さい範囲の事象は、それが論理的には起り得ることが予測されても、実際に起きた経験がなく、推定困難であろう。原子力産業のような新興産業についてはなおさらである。

b) 災害値を定量化できるか

“物の価値”の本質は古来、経済学で種々論議されているが、一義的な定義は、いまだくされていないようである。“災害値”の本質も、多分“物の価値”と同種の概念に基いて論議されるべき性質のものであろう。とすると、“災害値”を定量化することには、かなりの困難が予想されよう。

しかし、物に対しては、その本質的な価値と別個に“価格”というものが形成されており、それが経済学で議論を進めてゆく1つの尺度になっている。これと同じように、災害の大きさについても、“災害価格”というものを考えて安全評価をおこなう上の1つの尺度にすることが可能と思われる。

c) 災害値 $C(p)$ が意味をもつ程度の精度で推定できるか否か。

災害値が、もし、定量化可能であったとしても、 p と同じく、それが有意の精度で推定できるかどうか、の問題が残る。

d) 最大許容災害値 $C_0(p)$ 、最大許容災害期待値 A_0 、 B_0 が社会的に容認され得るように客観的に定め得るか。

本章の議論は“社会的安全性”という漠然たる概念を最大許容災害値、最大許容災害期待値といった、より明確な概念に集約したところに重点がある。これにはもちろん、 p 、 $C(p)$ が推定でき、災害値が定量化され得るという前提がある。

すでに検討したように、 $C_0(p)$ 、 A_0 などは、その産業の利益度、被害度、国情などの諸因子により左右される。

利益度と被害度のバランスを考えるにあたっては、それぞれを一定の尺度に置換える必要があるが、これは上述の b) と同一の問題である。その他に、利益および被害が社会全般に及ぶもの（公共的なもの）が、特定の個人あるいはグループに属するもの（私的なもの）かによって、取扱い方が異なってくるであろう。

交通産業の例で考えると、利益は私的な面もあるが、社会に属する人がまんべんなくその恩恵に浴し得ることから考えて、公共的であると考える方がよいであろう。また、それに伴う被害も、特定の個人の被害となって現われることが多いが、その被害の生ずる以前に判断するならば、これは明らかに確率事象であり、社会に属する個人個人が危険を分担していると判断できるから、やはり公共的なものと考えることができる。

一方、原子炉施設の場合には利益は公共的利益であることに異論はないが、被害が私的被害、公共的被害の両方の側面を有している。万一の原子炉事故を考えると、直接の被害を受けるのは敷地周辺に居住している特定の個人またはグループであり、しかも、これは確率事象ではなく、因果事象であるため、私的被害と考えざるをえないであろう。遺伝線量という形においてのみ公共的被害と結びつくものといえる。

このような場合の利益度と被害度のバランスを考える場合には、当然、前の例と別の立場から検討を加える必要がある。

つぎに、 $C_0(p)$ 、 A_0 などの決定に、国情などそれぞれの社会の特殊事情をどのように反映させるべきかということも重要な問題である。

以上、種々検討を加えたように、安全評価をおこなうに際しては、事故解析、安全解析などの技術的な側面のほかに、社会通念との調和を計るための、社会的な面のあることを忘れてはならない。

1.5 安全評価の基準

- 1) 原子炉施設の安全評価をおこなうにあたっては、評価の方式が確立されており、明確な判定基準が存在していることが望ましいが、現在までは case by case で原子炉施設ごとに評価をおこない、判例を集積しているのが実情である。

しかし、大型原子炉施設が設置されるようになって 10 年以上を経過している今日では、ある程度の一般通念が形成されつつある。たとえば“軽水型動力炉においては、最大想定事故 (maximum credible accident, MCA) として、1 次冷却水配管 1 本の瞬時破断を考慮し、圧力容器、格納容器等の破損は考慮しない”といった類である。

2) 安全評価をおこなうに際し、一般的に採用されている方法は、評価者の洞察により原子炉施設の事故を“通常起こりうる事故 (credible accident)”と“通常起こりえない事故 (incredible accident)”に分類し、credible な事故の範囲で最大の被害を与えるものを、最大想定事故 (MCA) と呼び、これを中心として評価を進めてゆくやり方である。Credible か、incredible かという判定については、その事故の“起りやすさ”という確率論的な考え方が基礎になっていることは明らかであるが、この点を明確にせず、すべてを識者の判断に委ねているところに現在の安全評価のやり方の論理的な最大欠陥がある。

さらに、MCA の考え方自体についても、上のように明確に定義されていない場合が多く、現在までの安全評価の論理的根拠をきわめてあいまいなものとしている。

3) U. S. AEC の原子炉立地基準

1961 年 U. S. AEC より原子炉立地基準が提出された。

その骨子は、

a) 軽水型動力炉の事故想定としては、1 次冷却水配管 1 本の瞬時破断を考慮する。

b) Core spray 系統は作動しないものとして解析する。

この結果、崩壊熱により全炉心が溶融し、F. P. を炉外に放出する。

c) 格納容器 spray による wash-out 効果は考慮しない。

d) 格納容器はその機能を失わず、設計漏洩率を保持する。

以上の事故想定で解析をおこない、次の条件を満足しなければならない。

a) 原子炉施設の敷地境界において、事故後 2 時間までの累積線量が全身に対し 25 rem、または甲状腺に対し 300 rem 以下であること。

b) 敷地周辺の低人口地域の外側で、事故終了時までの累積線量が全身に対し 25 rem、または甲状腺に対し 300 rem 以下のこと。

c) 都市 (population center) までの距離が、敷地周辺の低人口地域外側までの距離の $1\frac{1}{3}$ 倍以上のこと。

以上が、この立地基準の概要であるが、以下、これについての主要問題点につき、論評を加える。

この立地基準は安全評価の 1 つの基準を作るという点で、重要な前進であったが、基準案の時点から、日本はもとより米国内においてさえかなりの反論が出された。

この基準でまず問題となるのは、この立地基準の評価のやり方に、個別の原子炉の設計条件がまったく考慮されていないことである。

つぎに、core spray の作動を考慮しないという点である。この点に関しては、なんら説明がなされていないので、U. S. AEC がこのような仮定を立地基準にとり入れた理由は知るよしもないが、この基準が提案される少し以前 (1961 年 1 月) に、Idaho Falls で起こった SL-1 の暴走事故が考慮され

ているものと思われる。

SL-1 の事故後の写真を見ると、圧力容器内の構成物はかなりの損傷を受けており、炉心近くに配置される core spray 母管は、万一の事故の際には破損することを考えるべきである、という結論で引出されるであろう。しかし、SL-1 の事故はその後の調査の結果、核反応度事故であったことは明らかである。それゆえ、明言できることは、核反応度事故に際しては、core spray 系統は従属事故で破損する可能性が大きいということである。通常、軽水型動力炉で MCA として採用されている 1 次冷却水そう失事故時に、なおかつ core spray 系統が従属事故（1 次冷却水の噴出エネルギーなど）によって破損の可能性があるか否かは、実験により確めるなど別途検討の必要があろう。

Enclosure spray 系統については、wash-out 効果を考慮しないとのべられているのみで、作動の信頼度を認めているか否かは明らかでない。

いずれにしても、これら事故時安全処置施設である spray 系統の信頼度が格納容器系統に比べ一段劣っているという仮定のなされていることは確かである。

遺憾なことは、なにゆえにかなり複雑な構造を有し、事故時に数多くの貫通孔の完全閉鎖をおこなわなければならない格納容器系統の機能を 100% 信頼しながら、他方、spray 系統の信頼度をまったく無視するかについて、何も説明がなく、この基準の論理的根拠を薄弱なものとしている。

さらに、この立地基準が万一の事故時に周辺公衆の退避を前提としている点に大きな問題がある。現在の時点において、周辺の住民を短時間に退避させるということが、わが国において物理的に実現可能であるか、はたまた国民感情として、原子炉事故時の公衆退避という概念が容認されるか否かという点についても、慎重に検討の必要がある。

1.6 安全評価の手法についての提案

以上のべたように、安全評価のやり方の現状はすべてを識者の判断に委ねており、論理的根拠を明確にしていない。これは「1.4 安全評価の philosophy」で考察したように、論理的根拠 (philosophy) を明確にしようと試みると、必然的にその実際面への適用にあたって、幾多の困難に直面するので、それを避けるための便法であろう。

1) 本章では、具体的に原子炉施設の安全評価をおこなう 1 つの方法を提案する。安全評価の手順を具体化するには“安全評価のモデル”を考える必要がある。この“モデル化”は安全評価手順をなるべく簡略化するための手法である。以下説明する安全評価モデルの主要点は次の通りである。

a) 確率論的考え方の基礎の上に立ち、しかも、実際に適用できるよう近似した。

“社会的安全性”を満す条件としては 1.4 d) を採用する。

b) 事故原因から出発して、事故解析をおこなう。

今までの事故解析では「1 次冷却水管の瞬時破断」というように、事故原因に触れずに、事故現象を事故解析の出発点としている例が多い。

c) なるべく識者の判断が明確な形でとり入れられるようにすること。

d) 評価の結果が安全側に出るようにすること。

“モデル化”をおこなうためには、どうしても近似がはいるので、すべて安全側に近似する。

e) 判定基準には安全性の確保のほか、信頼度（供給の確実性）の評価も同時に考慮した。

2) 安全評価のモデル

2.1) 安全評価の判定基準

安全評価をおこなうにあたっては、事故解析をおこなってその得られた結果を基準と照合することが必要であるが、ここでは次の2つを“社会的安全性”を満す条件と考える。

a) 想定原因*の範囲内では、公衆に対しなら被害を及ぼさないこと。また、従業員に対する被

* 原子炉施設の事故原因は、次のように分類することが可能である。

事故原因 — 予測可能原因
 — 予測不能原因

予測可能原因は、論理的に起こることが可能であると予測される事故原因で、その発生確率 p は $0 < p \leq 1.0$

の範囲にある。

いま、すべての予測可能原因を $p=p_0$ の点で2つにわけ、 $1.0 \geq p \geq p_0$ の範囲を、想定原因 (credible cause)、 $p_0 > p > 0$ の範囲を非想定原因 (incredible cause) と呼ぶことにする。

非想定原因というのは、たとえば巨大ないん石落下のようなもので、地球上の過去の事例から考えて、それが論理的に可能なことは否定できないが、同じく過去の経験から、それが原子炉施設の寿命中に、原子炉施設上に落下するとは信じられないものをいう。

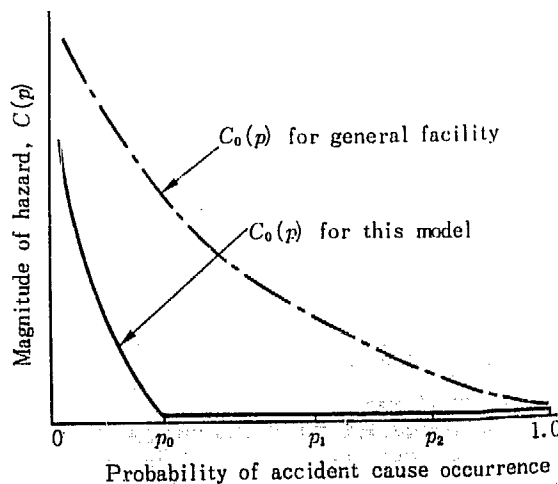


Fig. 1.2 Maximum allowable hazard, $C_0(p)$

上と同じく確率論的考え方で、 $1.0 \geq p \geq p_2$ (Fig. 1.2 参照) の範囲を通常起こると考えられる事故原因、 $p_2 > p \geq p_1$ の範囲をときに起こると考えられる事故原因と定義する。

p_0 , p_1 , p_2 は、識者の判断により決められるべきものであるが、 $p_1 \approx 1/1 \sim 1/3$ 回/年、 $p_2 \approx 1 \sim 2$ 回/年位を考えれば妥当であろう。

p_0 については、事故原因の種類により、大きさが変わるべきものと考えられる。その理由は、“社会的安全性”の方から要求されることは、原子炉施設が敷地周辺に被害を及ぼす可能性のある事故を発生する確率を p_0 以下にする、ということであろう。そうすると大地震のように万一それが発生すると、安全保護施設（格納容器を含む）すべてが同時に破損するような事故原因に対しては、 p_0 を十分小さくしておくことが必要である。一方、運転員の誤操作、機器の誤動作（破損を含む）などの事故原因に対して、 p_0 は大きくてよいであろう。

害が社会通念として容認される程度をこえないこと.*

- b) 想定原因をこえる場合(非想定原因(前頁の脚注参照)の範囲)でも、公衆および従業員に対する被害が社会通念として容認される程度をこえないこと.**

社会的安全性充足の条件としては、上記2つで十分であるが、信頼度の評価のために次の3つの条件を付加する。

- c) 通常起ると考えられる事故原因(前頁の脚注参照)に対しては、供給停止を生じないこと.***
 d) ときに起ると考えられる事故原因に対しては、長期間にわたり供給停止を生じてはならない.***
 e) c), d) をこえる事故原因に対しては供給継続は考慮しないでもよい.***

2.2) 事故原因の分類

事故原因の種類は、次のように大別できる。

a) 自然現象

地震、噴火、地すべり、雷、いん石、台風、暴風雨、積雪、高潮、洪水、その他の異常天然現象など。

b) 社会現象

火災、航空機墜落、電力系統よりの外乱など。

c) 人的原因

過誤および判断の誤りなど。

d) 機器、設備の故障、破損など。

施設、設備、装置および機器の機能および特性の不良。

e) 社会動乱

戦争、テロ行為、内乱など。

注) 確率論的に考えると、これらは過去における発生頻度から考えて、いずれも当然上記の想定原因の範囲に含まれる。しかし、これら社会動乱に起因する原子力災害については別の観点から検討すべき問題であり、原子炉施設者もその責任を免除されている。したがって、安全評価の対象としないことにする。

* 通常考える範囲では、想定原因に対しては従業員の被害も0とすべきであるが、たまたま、事故時に格納容器内とか、破損機器の側に居合せたとかで、被害を受ける可能性もあるので、このような表現を用いた。

なお最近の ICRP などの考え方は、「人体に被害をまったく与えないような放射線ばく射量の下限は存在しない」ということのようなのであるが、ここでは ICRP 勧告のばく射量以下の被ばくは、被害0として取扱う。

** Fig. 1.2 において、 $p=p_0 \sim 1.0$ の範囲(想定原因)に対しては、 $C_0(p)=0$ としたのであるから、Fig. 1.1 の $C_0(p)$ に対し、本モデルの最大許容災害値の方が下にあることは明らかであり、安全側である。

*** 信頼度の評価については Fig. 1.2 において、
 $1.0 \geq p \geq p_2$: 供給停止をしてはならない(年1~2回以上停電しないこと)。ただし、系統全体として、この条件を満たせばよく、個々の施設についての要求は緩和されることもある。
 $p_2 > p \geq p_1$: 長期間供給停止をしてはならない(1~3年に1回以上、長時間停電をしないこと)。
 $p_1 > p > 0$: この範囲の事故原因については、機器破損等により、供給不能になってもよい。安全性の条件 a), b) のみを満足すればよい。

2.3) 設備、機器の信頼度による分類

「1.3 安全設計と安全評価」で考察したように、各機器、部品などの信頼度を安全評価にあたって、どの程度考慮すべきか、ということは非常に重要な問題である。

本モデルでは、あらかじめ原子炉施設に含まれるすべての機器を、その信頼度に応じて分類しておき、信頼度の低いものほど評価にあたって、多数の破損を考慮しようとするものである。

a) 第 0 種

原子炉施設の安全性に対して、きわめて重要な設備、機器であり、過去における同種のものの経験、現在の設計、製作および施工の技術水準から考慮して、設計条件以内での破損を安全評価に際してまったく考えなくてもよいと判断されるもの。

当然、可動部を有しないもの、構造が単純で過去に同種のものの製作、使用経験が豊富なことなどが必要条件となろう。

原子炉圧力容器、格納容器鋼殻部などはこの範囲にはいる可能性がある。

b) 第 1 種

安全性を第 1 条件として設計、施工されるもので、構造は第 0 種のものより少し複雑であっても、過去の実績があるなどの理由で、現在の技術水準に基く工学的判断により、設計条件以内で破損するとは考えられないもの。

重要配管類、重要タンク類などが考えられる。

c) 第 2 種

安全性を第 1 条件として設計、施工されるが、機構が複雑であったり、同種のものの十分の実績がないなどの理由で、設計条件以内で破損する可能性が第 1 種の設備、機器よりも大きいと判断されるもの。

主要ポンプ類、主要弁類、主要モータ類などが考えられる。

d) 第 3 種

その他の設備、機器。

2.4) 設備、機器の破損、故障

2.3) にのべた設備、機器の分類に応じ、安全評価上の破損、故障について次のように考えることとする。

a) 設計条件以内の事故原因に対して

i) 第 0 種の機器については、設計条件以内での破損、故障は考慮しない。

ii) 第 1 種の機器については、設計条件以内で同時に 2 つまたはそれ以上の破損、故障は考慮しない。

iii) 第 2 種の機器については、設計条件以内では第 1 種の機器とあわせて、同時に 3 つまたはそれ以上の破損、故障は考慮しない。

iv) 第 3 種の機器については、設計条件内でも適当数同時破損を考慮する。

b) 設計条件をこえた事故原因に対して

事故原因が設計条件をこえた場合には、すべての設備、機器について適当に破損、故障を考

るものとする。

2.5) 想定原因の同時発生について

- a) 同時もしくは従属的に発生する事象はすべてを組合せるものとする。この組合せを考える場合には、各原因の最大値の組合せをおこなうことなく、原因の発生状況を考察し、各原因の大きさを合理的に組合せるものとする。
- b) 同時発生の頻度が少ない独立事象は、組合せを考慮しない。

2.6) 本モデルによる安全評価の手順

a) 想定原因の範囲の決定

- i) 2.2) a) の自然現象の各事象ごとに、当該原子炉施設の寿命期間中に起こると考えられる最大規模を考慮し、想定原因の範囲を決定する。この範囲の決定に当たっては、その地点および日本全国の過去の記録を参考として識者が判断する。
- ii) 2.2) b) に定める社会現象については、同じく寿命期間中に起こると考えられる最大規模までをとって想定原因の範囲を決定する。この範囲の決定にあたっては過去の経験を参考にし、さらに将来の発展まで考慮に入れなければならない。
たとえば、当該施設が飛行場、定期航空路から相当離れており、将来、飛行場設置、定期航空路新設の予定などがなければ航空機墜落事故は想定原因として考えないのでよいであろう
- iii) 2.2) c) の人的原因については、運転員が操作可能な装置すべてにつき検討し、想定原因の範囲を決定する。
- iv) 以上 i), ii), iii) の各原因について、起こると考えられる合理的組合せを考えて想定原因組合せの範囲を決定する。

v) 設備、機器の破損、故障についての想定原因の範囲の決定

- v-1) すべての設備、機器について、その仕様を検討し、設計、製作、施工方法、過去の実績などを考慮して、2.3) にのべた、0, 1, 2, 3種の種別を決める。
- v-2) 上記 i)~iv) で決定されている想定原因の範囲と、それぞれの設備、機器の設計条件を比較検討し、設計条件が上記の想定原因の範囲を十分包括している場合には、2.4) a) の基準に従って、当該設備、機器の破損数を決定する。もし、設計条件が想定原因の範囲を一部満たしていない場合には、2.4) b) の基準に従うものとする。

b) 最大想定事故 (MCA) の決定

以上の方法で、設備、機器の破損、故障のあらゆる組合せを考えて、安全評価をおこない、想定原因に起因する事故の中で、最大の被害をもたらすものを最大想定事故 (MCA) とする。

c) 判定

上記の評価の結果が 2.1) a), b) の基準に合致するか否かを検討する。

3) 本モデルに対する考察

- a) 2.1) a), b) の基準に関しては、当然異なった判定基準に準拠する方法も考えられる。
- b) 識者の判断に頼らざるをえない各要因の決定については、その決定の当否に関して論議が分かれることは当然予想されるが、これはいかなる安全評価の手法をとっても避けることのできない

問題である。

- c) このモデルは、確率論的な考え方を非常に簡略化して近似をおこなったモデルであるため、手順は比較的簡単になっているが、評価の精度はよくないであろう。

しかし、常に安全側に評価の答がでるよう*ので、このモデルにより評価をおこない、基準を満足した場合には十分その安全性が確認されたことになる。万一基準を満足しない場合にも、その原子炉施設に対し、ただちに否定的な答を出すことは早計であり、さらに別の手順により精度を上げた安全評価をおこなうことが必要であろう。

また将来、この評価の安全度を合理的にすることが要求される場合には、別の、より洗練された手法を考える必要が生じよう。

- d) この手法は、特に安全性の評価に重点を置いたが、安全性のほかに、信頼性の評価をおこなうためには、この手順では不可能であり、別途検討の必要がある。

- e) 安全評価の判定基準をより詳細に規定し、さらに、信頼性の基準まであわせて考えた別の基準を作成して評価をおこなうモデルについても考察を加えた。しかし、いたづらにモデルを複雑化することは、実験、実績などを伴わなければ意味がなく、具体性を欠くことにもなる。さらに、現状において要求される安全評価の精度、識者の判断の可能な限界などの因子より考えて、実用的モデルにはなりがたいと考えられる。

* このモデルに従って安全評価をおこなうと“安全側”に評価することになる理由は次の通りである。もし、確率論的な考え方をを用いるならば、機器破損確率は Fig. 1.3 のように表わされる。いま第1種の機器が n 個あるとすると、このモデルでは第1種の機器1つの破損を考慮しているので、設計点以下の大きさの事故原因に対し、事故原因の大きさによらず破損割合として $1/n$ を考えていることになる。つまり $a'-a$ のとき曲線を $b'-b$ のような点線で近似していることに相当する (n は通常 10 以下である)。したがって、機器種別の判断さえ誤らねば $b-b'$ の点線が $a'-a$ の遙かに上方にあり、結果は常に安全側である。

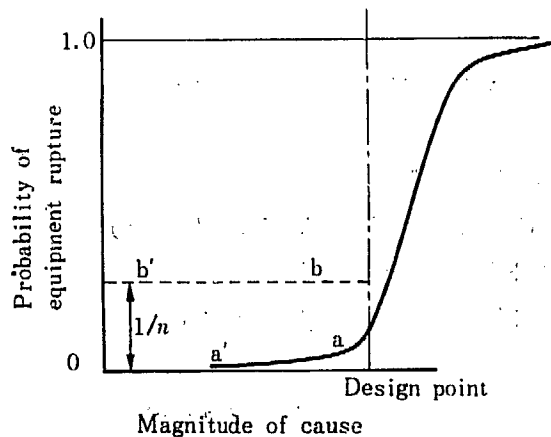


Fig. 1.3 Probability of equipment rupture

2 軽水型動力炉の重大事故の解析

2.1 記号および定義

本章で用いる記号および定義は次の通りである。

A_i	上部燃料束
A_{ij}	上部燃料セグメント
B_i	下部燃料束
B_{ij}	下部燃料セグメント
C	熱容量 (cal/°C·cm)
F	F. P. 放出量減少係数
F_B	燃料束スプレー流量配分係数
F_s	セグメント "
F_{sd}	セグメント被覆を破損する F_s の最大値
H	炉心高さ (cm)
K	原子炉核反応度
L	燃料セグメント有効長 (cm)
M	質量 (g)
N	燃料セグメント内に貯えられるガス量 (モル)
N_τ	各 F. P. ガスの生成量 (モル)
(ΣN_τ)	全 F. P. ガスの生成量 (モル)
$(\Sigma N_\tau)_p$	プレナムに貯えられる全 F. P. ガスの量 (モル)
P_{in}	セグメント内圧 (kg/cm ²)
P_d	セグメント被覆破損を生ずる内圧 (kg/cm ²)
$Q'(t)$	原子炉停止後の燃料棒全発熱量 (cal/sec·cm)
	$Q'(t) = \phi'(t) + q'(t) \dots\dots\dots (2.1.1)$
$Q'_i(t)$	$f_s=1.00$ の燃料セグメントの $Q'(t)$ (cal/sec·cm)
Q_L	水の気化熱 (cal/g)
R	炉心等価半径 (cm)
S	放射能源の強さ (キュリー)

T	温 度 ($^{\circ}\text{C}$)
T_d	セグメント被覆破損を生ずる温度 ($^{\circ}\text{C}$)
W	スプレー流量 (g/sec)
W_B	燃料束 1 本当りのスプレー流量 (g/sec)
W_{cs}	全炉心スプレー流量 (g/sec)
W_s	セグメント 1 本あたりのスプレー流量 (g/sec)
a	UO_2 ペレット半径 (cm)
b	燃料被覆内半径 (cm)
c	” 外半径 (cm)
c_c	被覆材比熱 (cal/g)
c_U	UO_2 ” (cal/g)
f_B	燃料束出力ピーキング係数 (一水平面内の燃料束出力平均値) \div (全炉心平均出力)
f_s	燃料セグメント出力ピーキング係数 (一水面内の燃料セグメント出力平均値) \div (全炉心平均出力)
f_l	燃料束内局部出力ピーキング係数 (同一燃料束内の 1 つの水平面内の各セグメント出力) \div (同水平面内のセグメント 36 本の平均出力)
f_{Bm}	各燃料束の $f_B(z)$ の最大値
f_{sm}	各セグメントの $f_s(z)$ ”
g	重力の加速度 (cm/sec^2)
h	熱伝達係数 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}^2\cdot^{\circ}\text{C}$)
k	熱伝導度 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}\cdot^{\circ}\text{C}$)
l	中性子寿命 (sec)
n	中性子管数
q'	燃料セグメント 1 cm あたりの熱出力 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}$)
q''	熱 束 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}^2$)
q'''	出力密度 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}^3$)
$q_1'(t)$	$f_s=1.00$ に対応するセグメントの崩壊熱 ($\text{cal}/\text{sec}\cdot\text{cm}$)
r	セグメント半径距離 (cm)
t	時 間 (sec)
v	速 度 (cm/sec)

x	変数
y	"
z	炉心高さ方向距離 (cm)

Suffix 一覧表

B: 燃料束	es: 格納容器スプレー
C: 被覆	s: セグメント
C1: 被覆内面	U: UO_2
C2: " 外面	U1: UO_2 中心
cs: 炉心スプレー	U2: UO_2 表面
d: 被覆破損	

ϕ	中性子束 ($n/sec \cdot cm^2$)
α	格納容器スプレーによる wash-out 係数 (sec^{-1})
β	遅発中性子割合
γ	スプレー水冷却熱伝達常数 ($cal/sec \cdot cm^2 \cdot ^\circ C^{4/3}$)
δ_H	軸方向 reflector saving (cm)
δ_R	半径方向 " (cm)
ϵ	被覆材のスプレー水による腐食速度 (cm/sec)
ζ_{max}	被覆材の最大引張応力 (kg/cm^2)
η	炉心スプレー効率
κ	UO_2 内に生成された核分裂生成物ガスのプレナムに出てゆく割合
λ	放射性同位元素の崩壊常数 (sec^{-1})
μ	粘性係数 (poise)
$\xi_1(t)$	格納容器よりの漏洩率 (sec^{-1})
$\xi'_1(t)$	格納容器よりの漏洩率 (enclosure spray のない場合) (sec^{-1})
$\xi_2(t)$	時刻 t において, 自然崩壊を受けずに, 格納容器空間に残存する割合
$\xi_3(t)$	時刻 t において, wash-out をせずに, 格納容器空間に残存する場合
ρ	密度 (g/cm^3)
σ_f	核分裂断面積 (cm^2)
τ	燃料の炉内照射時間 (sec)
$\phi'(t)$	残留中性子束による発熱量 ($cal/sec \cdot cm$)

$\phi_1'(t)$ $f_s=1.00$ に対応するセグメントの $\phi'(t)$ (cal/sec·cm)

ϕ_B 燃料束燃焼度ピーキング係数
(1つの燃料束の平均燃焼度) ÷ (全炉心平均燃焼度)

ϕ_s 燃料セグメント燃焼度ピーキング係数
(1つのセグメントの平均燃焼度) ÷ (全炉心平均燃焼度)

$$\phi_B = \frac{1}{L} \int_0^L f_B(z) \cdot dz \dots\dots\dots (2.1.2)$$

$$\phi_s = \frac{1}{L} \int_0^L f_s(z) \cdot dz \dots\dots\dots (2.1.3)$$

2.2 軽水型動力炉の MCA 時の現象概説

軽水型動力炉の安全評価で対象とする事故の種類には次のようなものがある。

- 1) 核反応度事故
 - a) 起動時事故
 - b) 出力運転時制御棒駆動事故
 - c) 制御棒挿入不能事故
 - d) 燃料アセンブリー誤挿入事故
 - e) 電力系統よりの外乱
 - f) 原子炉冷却水々位の低下事故
 - g) 冷水事故
 - h) 冷却水中のボロン濃度の急変事故
 - i) タービン塞止弁閉塞事故
- 2) 化学的事故
- 3) 冷却能力減少事故
 - a) 主給水ポンプの故障
 - b) 1次冷却水配管の破断

日本原子力研究所に建設中の JPDR については、上記の各種事故についてすでに検討をおこなったので²⁰⁾、最大想定事故 (MCA) 時の詳細な解析、検討をおこなうことが本研究の目的である。

実際に事故解析をおこなうために、設計値のよくわかっている JPDR をその対象に選ぶが、大型軽水炉で異なった傾向を有すると思われる現象については、その都度検討を加えた。

1) 最大想定事故 (MCA) の設定

軽水型動力炉の安全評価で MCA として一般に採用されている、1次冷却水配管1本の瞬時破断を JPDR の MCA と考える

ただし JPDR では、1次冷却水配管 (給水管) は内径 4" であり、主蒸気配管は内径 8" であるが、そのほかに将来の強制循環への改造に備えて、圧力容器下部に 12" の配管 2 対を備えている

(現在は生体遮蔽のすぐ外側でメクラ・フランジ止めになっている)。それゆえ、12" 配管1本の瞬時破断を MCA とする。

2) MCA 時の現象概説

- a) 1次冷却水配管が破損すると、冷却系の圧力が急激に低下するので、飽和に近かった原子炉冷却水は過飽和となる。そのため、破損口から2相流となり、critical speed で外に流出する。
- b) この際に、原子炉压力容器内部に、どのような衝撃力を生ずるかは、実験によらなければ十分解明することはできない。しかし、燃料要素、制御棒、core spray 母管などを破損するほどではないと考えられるので、以下の解析では MCA 時に core spray は作動するものとした。
- c) 問題になるのは、制御棒による原子炉スクラムである。TABLE 2. B. 3 に示すように MCA 時に直接役に立つスクラム信号は、原子炉水位低下、格納容器内圧上昇、復水器真空度低下、手動などである。原子炉水位低下の検出器以外は、いずれも炉心の近くにはないので、上記のスクラム信号が MCA 時にすべて同時に破損するとは考えられない。また、制御棒は16本あり、それぞれ独立である²⁰⁾ので、1~2本以上の挿入不能が同時に起こるとは考え難い。また、1~2本の制御棒が挿入されなくても原子炉は高温の状態ですクラム可能である。

これらのことから、MCA 時に制御棒による原子炉スクラムを考えるのが妥当であるので、それを標準ケースとした。

万一、制御棒スクラムがおこなわれないうちは、原子炉水の流出に伴って原子炉水位は低下し、 K_{eff} がだんだん小さくなり、やがて減速材がなくなり炉は停止する。参考のために、このケースについても解析をおこなった。

- d) Core spray 系統は、MCA 後 15 sec で始動する設計になっているので、それを解析の標準ケースとした。その上、core spray 始動時刻が遅れた場合の検討をおこなった。
- e) 1次冷却水配管が破損すると、1次系の圧力が低下するため、炉心内、反射体部に気泡が発生し、炉心は間もなく臨界未満になると考えられる。
しかし、安全側をとって炉心および反射体部に含まれる気泡の体積比は不変とし、水位低下により、 $K_{eff} < 1.0$ になり始めるまでは、定格運転状態が続くとし、 $K_{eff} < 1.0$ になり始める時点をも、MCA 解析の時間の原点とした。
- f) 燃料要素に蓄積される核分裂生成物の最大の時点(炉心寿命末期)に、1次冷却水配管の破断が生じると仮定する。

定常運転中は、燃料要素被覆には、1次系の外圧と蓄積核分裂生成物ガスによる内圧の両方がかかっているが、MCA 後には外圧はほとんど0となり、内圧のみとなる。

- g) MCA 後に core spray が作動するので、大部分の燃料被覆温度は十分低く押えられ被覆破損を生じない。温度過渡変化の計算は 2. 12. 7 に示す。

しかし、core spray の流量配分の極端に少ない燃料セグメントは、冷却能力が不足するので、崩壊熱により被覆温度の上昇を来し、やがて被覆が機械的に破損するおそれがある。

- h) UO_2 温度は融点まで相当余裕があるので、core spray が作動すれば、 UO_2 の溶融は生じないと考えてよい。

- i) 被覆が破損すると、燃料セグメント内のプレナムに蓄積されていた核分裂生成物ガス全量が燃料外に放出される。
- j) 1次系外に放出された高温冷却水により、格納容器内圧は急上昇し 2.0~3.0 kg/cm² Gに達する。やがて、格納容器鋼殻などへの熱吸収のため、内圧は少しさがるが、崩壊熱のため再び上昇を始める。MCA 後 900 sec で格納容器スプレー系統が作動し、内圧は低下する (Fig. 2.13.1)。
- k) 格納容器スプレーの wash-out 効果のため、格納容器自由空間に存在する放射性物質 (希ガスを除く) はかなり格納容器底部に沈降する。また、一部は自然崩壊で消滅する。残存する放射性物質が、その時刻の漏洩率に従って格納容器外部に放出される。

以下、core spray 作動時における F. P. の炉外放出量を計算する。Static の場合の計算手順は、Fig. 2.2.1 に示す通りである。

なお、MCA 直後の燃料棒温度の transient については、2.12.7 において検討をおこなう。

さらに、core spray が作動しない仮想的事故の場合の F. P. 放出の過程については、APPENDIX 2 で検討する。

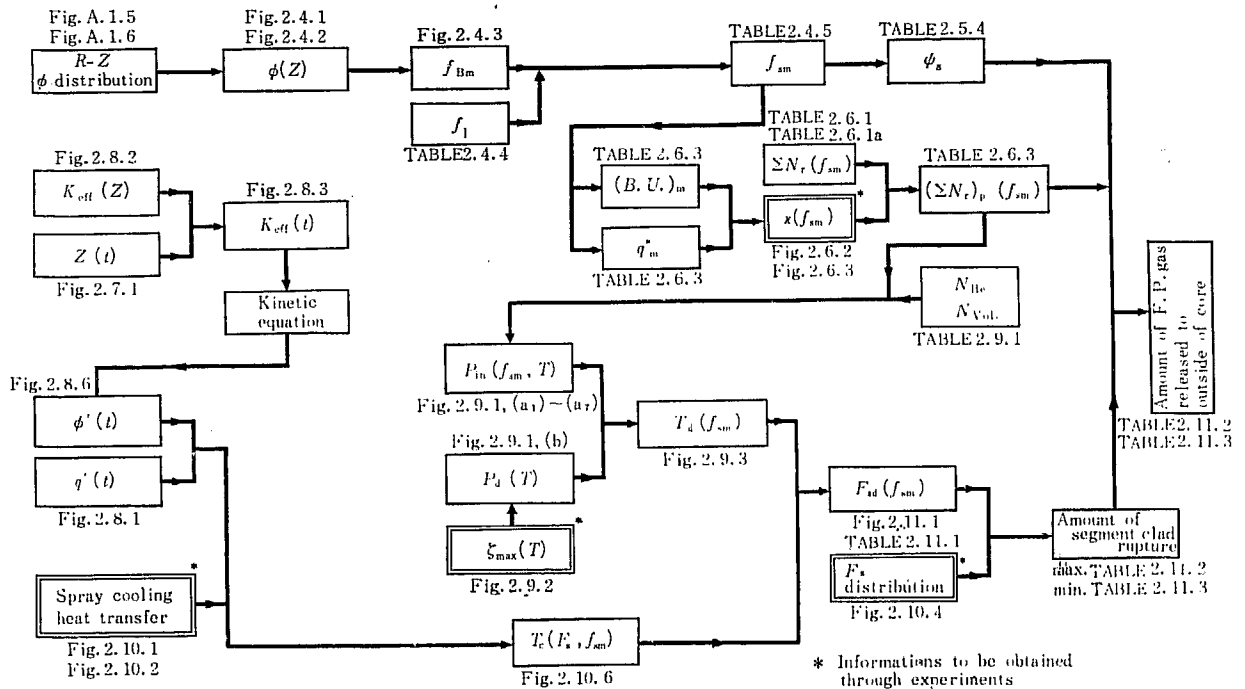


Fig. 2.2.1 Calculation chart of released F. P. at maximum credible accident

2.3 定常状態における燃料セグメント温度分布および被覆温度の計算

JPDR の定格出力運転時 (45.01 MWt) における UO_2 および ジルカロイ-2 被覆内の温度分布を、セグメント peaking factor f_s を種々変えて計算する。

1) 計算の仮定

- a) UO_2 内の熱発生は一様とする.
- b) セグメント軸方向の熱伝導は無視する.
- c) UO_2 の熱伝導度は, Fig. 2.3.3 のように温度とともに変化するが, 同一水平面内では, その UO_2 の平均温度 $\bar{T}_U(z)$ に対応する値で一定とする.
- d) ジルカロイ被覆表面より水への熱伝達係数は, fouling 効果を考慮した値をとる.

2) 計算式

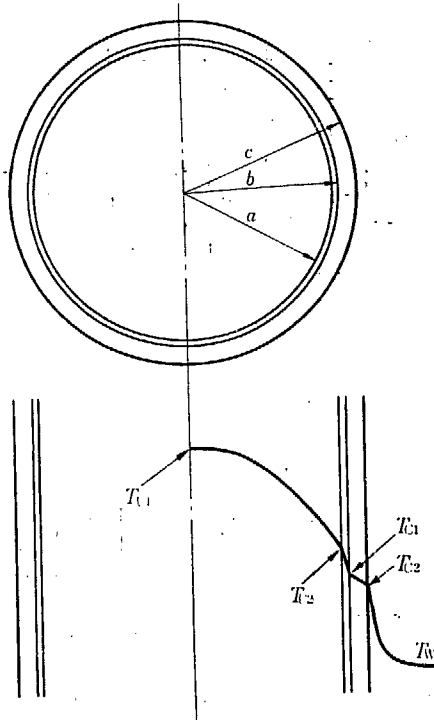
- a) UO_2 内の温度分布および平均温度

UO_2 内熱発生が一様であるから, UO_2 内温度分布 $T_U(r)$ は次のように与えられる.

$$T_U(r) = \frac{q'''}{4k_U} (a^2 - r^2) + T_{U_2}, \quad 0 \leq r \leq a \quad \dots\dots\dots (2.3.1)$$

平均温度 \bar{T}_U は

$$\bar{T}_U = \frac{\int_0^a 2\pi r \cdot T_U(r) dr}{\pi a^2} = \frac{\int_0^a 2\pi r^2 [q'''/4k_U (a^2 - r^2) + T_{U_2}] dr}{\pi a^2} = q''' a^2 / 8k_U + T_{U_2} \quad \dots\dots\dots (2.3.2)$$



- a : UO_2 pellet radius 0.625 cm
- b : zircaloy clad inner radius 0.630 cm
- c : zircaloy clad outer radius 0.706 cm
- d : zircaloy clad thickness 0.076 cm
- T_{U_1} : UO_2 center temperature (°C)
- T_{U_2} : UO_2 surface temperature (°C)
- T_{C_1} : zircaloy clad inner surface temperature (°C)
- T_{C_2} : zircaloy clad outer surface temperature (°C)
- T_w : coolant bulk temperature (°C)

Fig. 2.3.1 Temperature distribution of fuel segment

- b) UO_2 とジルカロイ被覆間の温度降下 (ΔT_{UC})

UO_2 表面の熱束を $q''(a)$, UO_2 とジルカロイ被覆間の熱伝達係数を h_{UC} とすると

$$q''(a) = h_{UC} \cdot \Delta T_{UC}$$

$$\therefore \Delta T_{UC} = T_{U_2} - T_{C_1} = \frac{q''(a)}{h_{UC}} \quad \dots\dots\dots (2.3.3)$$

c) ジルカロイ被覆内温度分布および平均温度 \bar{T}_C

ジルカロイ被覆内の温度 $T_C(r)$ は、次式で与えられる¹⁾。

$$T_C(r) = \frac{q'' a^2}{2 \cdot k_C} \cdot \ln r + \text{const}$$

$$\therefore T_{C1} - T_{C2} = \frac{q'' a^2}{2 \cdot k_C} \cdot \ln \frac{c}{b} \dots\dots\dots (2.3.4)$$

$$\bar{T}_C = \frac{1}{2} (T_{C1} + T_{C2}) \dots\dots\dots (2.3.5)$$

d) ジルカロイ被覆外面温度 T_{C2}

被覆と冷却水の間熱伝達係数を hc_w とすると

$$q''(c) = hc_w (T_{C2} - T_w)$$

$$T_{C2} = \frac{q''(c)}{hc_w} + T_w = \frac{f_s \cdot q_1'(c)}{hc_w} + T_w \dots\dots\dots (2.3.6)$$

ただし、 $q_1''(c) : f_s = 1.00$ に対応する水平面内における、ジルカロイ被覆表面の熱束

3) 計 算

a) T_{C2}

TABLE 2.3.1 のように計算される。

TABLE 2.3.1 Calculation of T_{C2}

f_s	$q''(c)^{*1)}$ cal/sec·cm ²	$hc_w^{*2)}$ cal/sec·cm ² ·°C	$T_{C2} - T_w^{*3)}$ °C	$T_{C2}^{*4)}$ °C
0.75	4.90	0.407	12.0	289
1.00	6.53		16.0	293
1.50	9.79		24.0	301
2.00	13.1		32.2	309
2.50	16.3		40.1	317
3.00	19.6		48.2	325
3.47	22.7		55.8	333

*1) cf. Eq.(2.8.1)

At JPDR rated power, $q_1' = 29.0$ cal/sec·cm (for $f_s = 1.00$)

$\therefore q_1''(c) = q_1' / 2\pi c = 6.53$ cal/sec·cm² (2.3.7)

*2) Taking account of fouling effect, hc_w is given as follows (p.59, GEAP-3767⁴⁾)

$hc_w = 3,000$ Btu/hr·ft²·°F = 0.407 cal/sec·cm²·°C

*3) cf. Eq.(2.3.6)

$(T_{C2} - T_w) = f_s \cdot q_1''(c) / hc_w$

*4) $T_w = 277^\circ\text{C}$

b) T_{C1} および \bar{T}_C

TABLE 2.3.2 のように計算される。

c) UO_2 とジルカロイ被覆間の温度差

GEAP-3767⁴⁾ p.58 より

$$h_{UC} = 1,000 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F} = 0.1356 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2\cdot^\circ\text{C}$$

TABLE 2.3.2 Calculation of T_{C1} and \bar{T}_C

f_s	$1/kc \ln c/b^{*1)}$	$q''' a^2/2^{*2)}$	$q''' a^2/2kc / \ln c/b^{*3)}$	$T_{C2}^{*4)}$	$T_{C1}^{*5)}$	$\bar{T}_C^{*6)}$
	sec·cm·°C/cal	cal/sec·cm	°C	°C	°C	°C
0.75	3.76	3.47	13.0	289	302	296
1.00	"	4.62	17.3	293	310	302
1.50	"	6.93	26.0	301	327	314
2.00	"	9.25	34.7	309	344	327
2.50	"	11.6	43.7	317	361	339
3.00	"	13.9	52.2	325	377	351
3.47	"	16.0	60.0	333	393	363

*1) Thermal conductivity of zircaloy is shown in Fig. 2.3.2.

Constant value of 0.0301 cal/sec·cm·°C is used for kc .

Therefore,

$$\frac{1}{kc} \ln \frac{c}{b} = \frac{1}{0.0301} \ln \frac{0.706}{0.630} = 3.76 \text{ sec·cm·°C/cal}$$

*2) cf. Eq. (2.8.1), $q_1' = 29.0 \text{ cal/sec·cm}$

$$\therefore q_1''' = \frac{q_1'}{\pi a^2} = \frac{29.0}{1.225} = 23.7 \text{ cal/sec·cm}^3$$

$$q_1''' \frac{a^2}{2} = 4.62 \text{ cal/sec·cm}$$

*4) cf. TABLE 2.3.1

*5) cf. Eq. (2.3.4)

$$T_{C1} = ^{*3)} + ^{*4)}$$

*6) cf. Eq. (2.3.5)

$$\bar{T}_C = \frac{1}{2} [^{*4)} + ^{*5)}]$$

TABLE 2.3.3 Calculation of T_{U2}

f_s	$q''(a)^{*1)}$	h_{UC}	$T_{U2} - T_{C1}^{*2)}$	$T_{C1}^{*3)}$	T_{U2}
	cal/sec·cm ²	cal/sec·cm ² ·°C	°C	°C	°C
0.75	5.53	0.1356	40.8	302	343
1.00	7.38	"	54.4	310	364
1.50	11.1	"	81.9	327	409
2.00	14.8	"	109	344	453
2.50	18.5	"	136	361	497
3.00	22.2	"	164	377	541
3.47	25.6	"	189	393	582

*1) cf. Eq. (2.3.7)

$$q_1''(c) = 6.53 \text{ cal/sec·cm}^2$$

$$\therefore q_1''(a) = q_1''(c) \cdot \frac{2\pi c}{2\pi a} = 6.53 \times \frac{0.706}{0.625} = 7.38 \text{ cal/sec·cm}^2$$

*2) cf. Eq. (2.3.3)

$$T_{U2} - T_{C1} = \frac{q''(a)}{h_{UC}}$$

*3) cf. TABLE 2.3.2

d) UO₂ 平均温度の計算

i) UO₂ の熱伝導度 k_U は、温度により Fig. 2.3.3 のように変化する⁶⁾.

$$k_U (\text{W/cm}\cdot\text{K}) = \frac{30}{10 + T_U} \cdot \frac{\rho}{\rho_0} + 2.55 \times 10^{-12} T_U^3$$

$$k_U (\text{W/cm}\cdot\text{C}) = \frac{30}{283.2 + T_U} \cdot \frac{\rho}{\rho_0} + 2.55 \times 10^{-12} \cdot (T_U + 273.2)^3$$

..... (2.3.8)

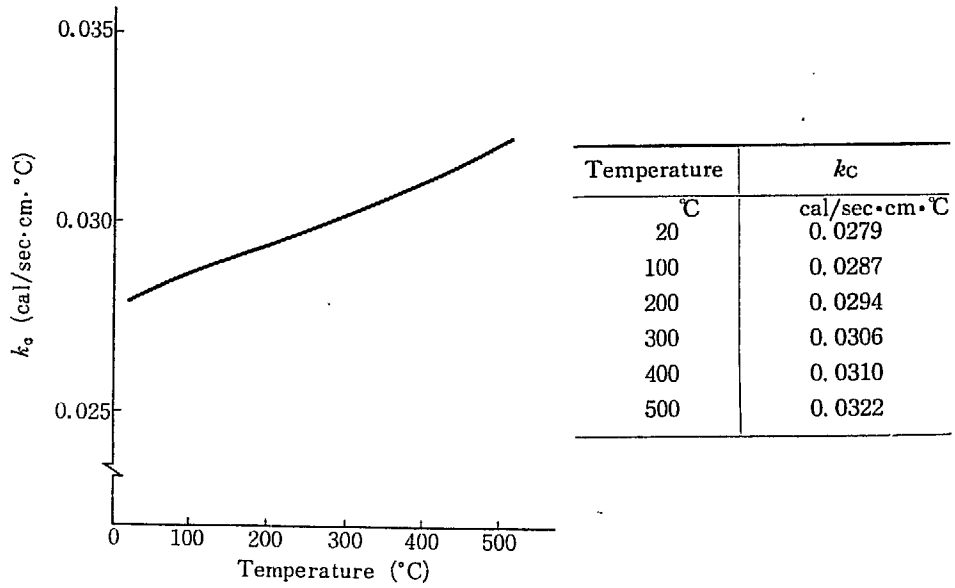


Fig. 2.3.2 Thermal conductivity of zircaloy-2 (k_c)

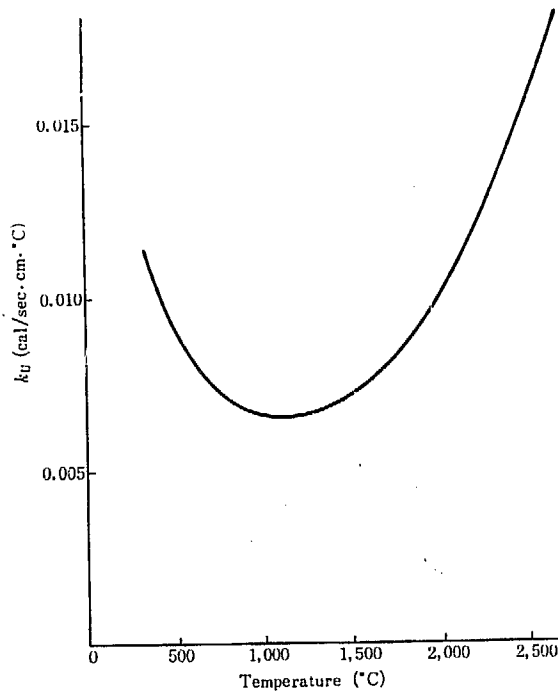


Fig. 2.3.3 Thermal conductivity of UO₂ (k_U)

$\rho_0 = 10.96$ ("Property of UO_2 " U. S. AEC⁷⁾, p. 91)

$\rho = 10.41$ (GEAP-3767⁴⁾)

ii) \bar{T}_U の計算

各 f_s に対し, $ku(T_1)$ を仮定し, この ku を用いて, (2.3.2) 式より求めた \bar{T}_U が T_1 に等しくなるように, iteration をおこない, \bar{T}_U を求める.

TABLE 2.3.4 にその計算を示す.

e) 定格出力時における UO_2 内温度分布の計算

TABLE 2.3.2, TABLE 2.3.5 の結果より, セグメントの r 方向温度分布を示したのが Fig. 2.3.4 である.

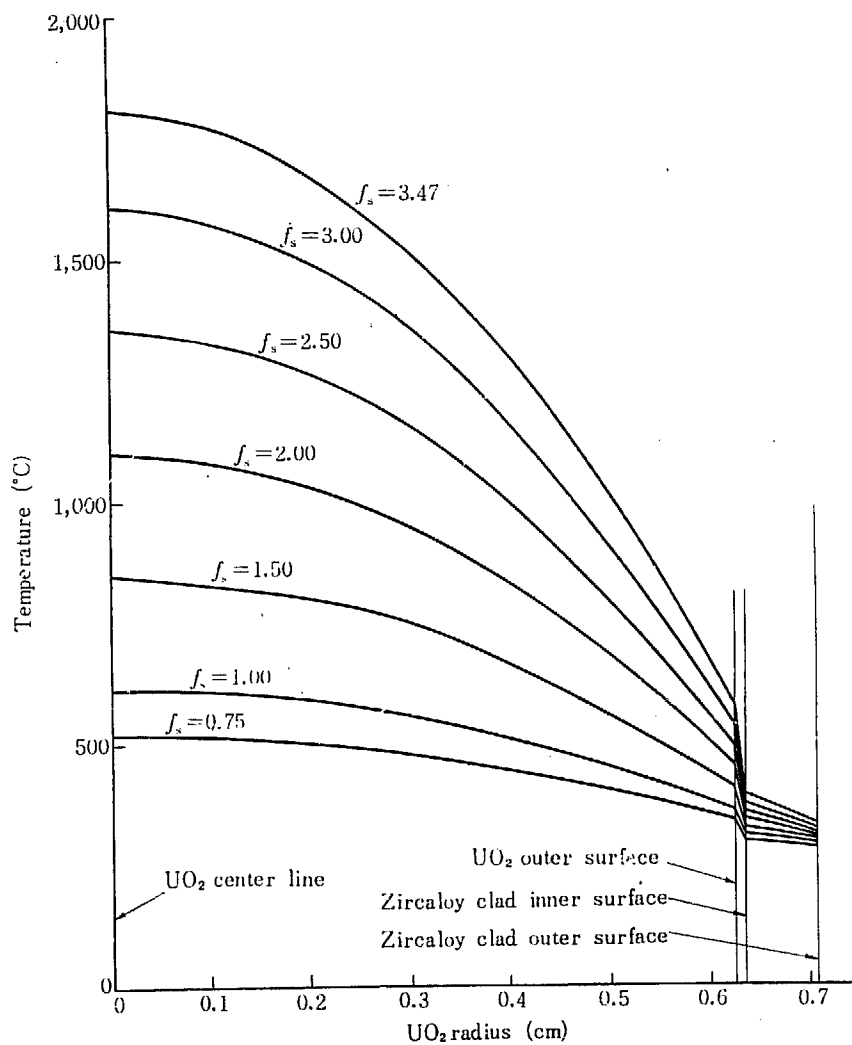


Fig. 2.3.4 Temperature distribution in UO_2 segment

TABLE 2.3.4 Calculation of \bar{T}_U

f_s	(T_i)	$kU^{*1)}$	$q'' \cdot a^2/8kU^{*2)}$	$T_{U_2}^{*3)}$	\bar{T}_U temporary ^{*4)}	$\bar{T}_U^{*5)}$
	°C	cal/sec·cm·°C	°C	°C	°C	°C
0.75	(450)	0.00960	90.3	343	(431)	432
	(410)	0.00101	85.9		(427)	
1.00	(500)	0.00900	129	364	(491)	492
	(470)	0.00935	124		(486)	
1.50	(660)	0.00770	225	409	(630)	626
	(620)	0.00795	218		(623)	
2.00	(720)	0.00740	313	453	(761)	778
	(780)	0.00716	323		(771)	
2.50	(920)	0.00673	429	497	(920)	926
3.00	(1,060)	0.00655	529	541	(1,063)	1,075
	(1,070)	0.00654	531		(1,065)	
3.47	(1,150)	0.00652	614	582	(1,188)	1,198
	(1,180)	0.00655	612		(1,186)	

*1) cf. Fig. 2.3.3

*2) cf. TABLE 2.3.2

$$q_1''' \cdot a^2/2 = 4.62 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm} \quad (\text{for } f_s = 1.00)$$

*3) cf. TABLE 2.3.3

*4) cf. Eq. (2.3.2)

$$\bar{T}_U = *3) + *4)$$

*5) \bar{T}_U is given by interpolating (or extrapolating) \bar{T}_U temporary.

TABLE 2.3.5 Calculation of $T_U(r)$

f_s	$\bar{T}_U^{*1)}$	$kU(\bar{T}_U)^{*2)}$	$q'''/4kU^{*3)}$	$(a^2 - r^2)^{*4)}$			$T_{U_2}^{*5)}$	$T_U^{*6)}$		
				$r=0$	0.2cm	0.4cm		0	0.2cm	0.4cm
	°C	cal/sec·cm·°C	°C/cm ²	cm ²	cm ²	cm ²	°C	°C	°C	°C
0.75	432	0.00985	452	0.391	0.351	0.231	343	519	502	447
1.00	492	0.00912	650	"	"	"	364	618	592	514
1.50	626	0.00795	1,115	"	"	"	409	845	800	667
2.00	778	0.00718	1,650	"	"	"	453	1,098	1,031	834
2.50	926	0.00673	2,190	"	"	"	497	1,354	1,265	1,003
3.00	1,075	0.00653	2,730	"	"	"	541	1,606	1,499	1,172
3.47	1,198	0.00656	3,130	"	"	"	582	1,806	1,680	1,305

*1) cf. TABLE 2.3.5

*2) cf. TABLE 2.3.2

*3) cf. TABLE 2.3.2

$$q_1''' = 23.7 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^3 \quad (f_s = 1.00)$$

*4) $a^2 = 0.391 \text{ cm}^2$

*5) cf. TABLE 2.3.3

*6) cf. Eq. (2.3.2)

$$T_U = *3) \times *4) + *5)$$

2.4 燃料束の flux peaking factor (f_{Bm}) および燃料セグメントの flux peaking factor (f_{sm}) の計算

APPENDIX 1 で述べるとおり、JPDR には 72 本の燃料束が挿入されており、各燃料束は、上部燃料束と下部燃料束にわかれている。上下各燃料束は、それぞれ $6 \times 6 = 36$ 本の燃料セグメントを有する。

以下、上部、下部各燃料束および各燃料セグメントの flux peaking factor を計算する。

1) 熱中性子束分布 (または出力分布)

JPDR 定格出力運転時の熱中性子束 R - Z 方向 2 次元分布は Fig. A. 1. 5 および Fig. A. 1. 6 に示す通りである。炉心半径を 10 等分し、 R_0 ($R=0$), R_I ($R=R_0/10$), R_{II} ($R=3R_0/10$), R_{III} ($R=5R_0/10$), R_{IV} ($R=7R_0/10$), R_{V1} ($R=8R_0/10$), R_{V2} ($R=9R_0/10$), R_{V3} ($R=R_0$) の 8 つの炉心半径における軸方向出力分布を求めたのが、Fig. 2. 4. 1 および Fig. 2. 4. 2 である。ただし、 $R_0=65.3$ cm (51.49")……炉心等価半径。

2) 燃料束 peaking factor f_{Bm} の計算

a) 燃料束の組分け

上部燃料束を A 燃料束、下部燃料束を B 燃料束と呼ぶ。A, B 燃料束とも、それぞれ 72 本あるが、Fig. A. 1. 3 から明らかなように、炉の中心に対し点対称であるので、中心からの距離は R_1, R_2, \dots, R_{11} の 11 通りある。Fig. A. 1. 3 を参照して R_1, R_2, \dots, R_{11} を計算すると、

$$R_1 = \sqrt{2} \left(\frac{l}{2} + \frac{m}{2} \right) = 9.35 \text{ cm}$$

$$R_2 = \sqrt{\left(\frac{l}{2} + \frac{n}{2} \right)^2 + \left(\frac{3}{2}l + m + \frac{n}{2} \right)^2} = 21.8 \text{ cm}$$

$$R_3 = 29.3 \text{ cm}$$

$$R_4 = 34.5$$

$$R_5 = 39.7$$

$$R_6 = 48.0$$

$$R_7 = 48.4$$

$$R_8 = 52.4$$

$$R_9 = 58.7$$

$$R_{10} = 68.0$$

$$R_{11} = 61.6$$

$$\text{ただし、 } l = 12.21 \text{ cm}$$

$$m = 1.903$$

$$n = 1.003$$

(DWG 762 D 177 SH 1 Rev. 1)

以上のうち $R_6 \approx R_7 = 48.2 \text{ cm}$ とし, R_{10} と R_{11} を一緒にして, 等価炉心半径 $R_0 (65.3 \text{ cm})$ にあるものとして計算すると, A, B 燃料束とも中心からの距離に応じ次の9種に分類できる.

TABLE 2.4.1 Classification of fuel bundles

Upper fuel bundle	Lower fuel bundle	Distance from core center	Number
A ₁	B ₁	9.35 cm	4 each
A ₂	B ₂	21.8	8
A ₃	B ₃	29.3	4
A ₄	B ₄	34.5	8
A ₅	B ₅	39.7	8
A ₆	B ₆	48.2	12
A ₇	B ₇	52.4	8
A ₈	B ₈	58.7	8
A ₉	B ₉	65.3	12

Total A₁~A₉=72 B₁~B₉=72

b) 燃料束 peaking factor 最大値 f_{Bm}

A₁~A₉, B₁~B₉ の 18 種の燃料束につき peaking factor 最大値 f_{Bm} を求める. 軸方向出力分布のうち, Fig. 2.4.1 は制御棒挿入時であるので, 運転初期に対応し, Fig. 2.4.2 は制御棒がまったく引抜かれた状態であり, 炉心寿命末期に対応する. いま, MCA は, 炉心寿命末期に

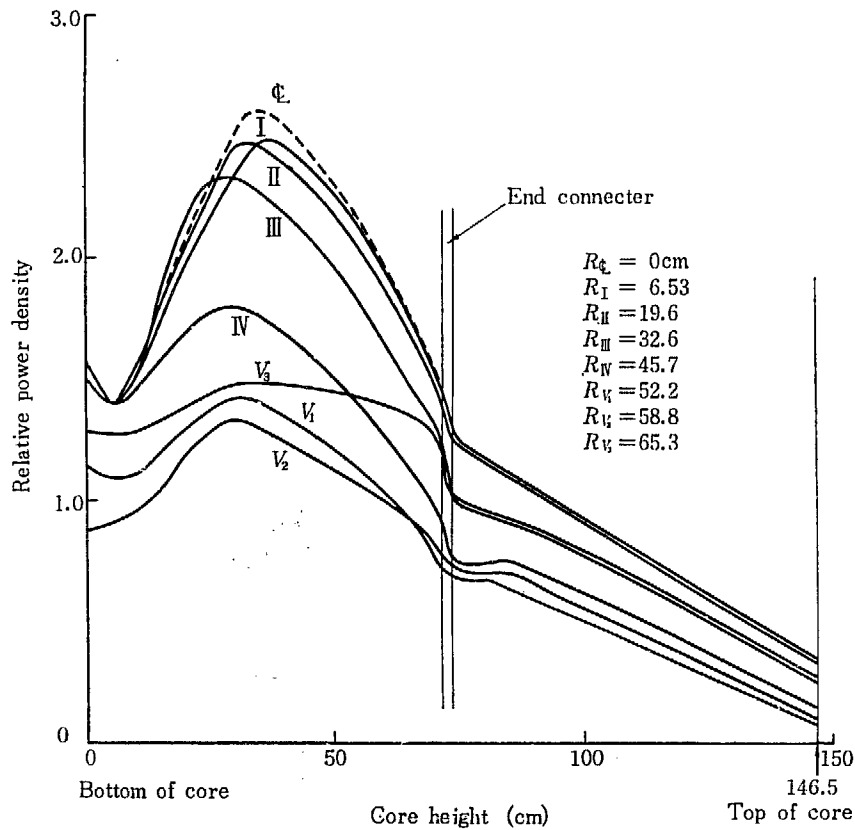


Fig. 2.4.1 Axial power distribution of JPDR (with void and control rod, 0.6% ΔK)

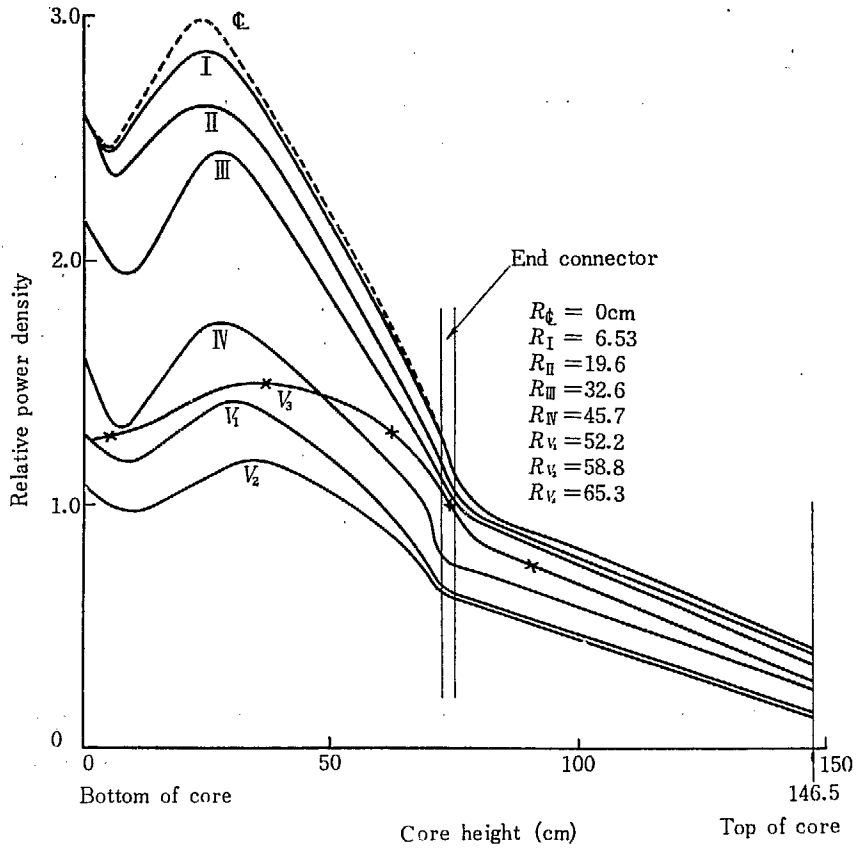


Fig. 2.4.2 Axial power distribution of JPDR (with void, without control rod)

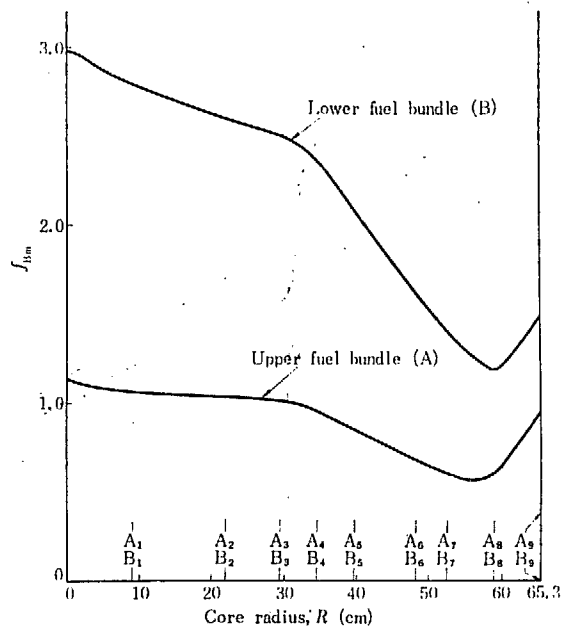


Fig. 2.4.3 Fuel bundle peaking factor, f_{Bm}

事故が生ずることを考えるので、Fig. 2.4.2 より f_{Bm} を計算する。

Fig. 2.4.2 の $R_{\bar{c}}$, R_I , R_{II} , …, R_{V3} の各曲線のピーク値を、炉心半径 R を横軸にとり、プロットしたのが Fig. 2.4.3 である。Fig. 2.4.3 の下部燃料束の曲線は、Fig. 2.4.2 の 0~72 cm 間のピーク値をとったものであり、同じく上部燃料束の曲線は、Fig. 2.4.2 の 74.5~146.5 cm 間のピーク値 (end connector 部) をとったものである。

Fig. 2.4.3 より TABLE 2.4.2 をうる。

TABLE 2.4.2 Fuel bundle peaking factor, f_{Bm}

Upper fuel bundle	f_{Bm}	Lower fuel bundle	f_{Bm}
A_1	1.07	B_1	2.80
A_2	1.08	B_2	2.60
A_3	1.02	B_3	2.50
A_4	0.97	B_4	2.38
A_5	0.86	B_5	2.09
A_6	0.69	B_6	1.62
A_7	0.61	B_7	1.40
A_8	0.61	B_8	1.19
A_9	0.86	B_9	1.40

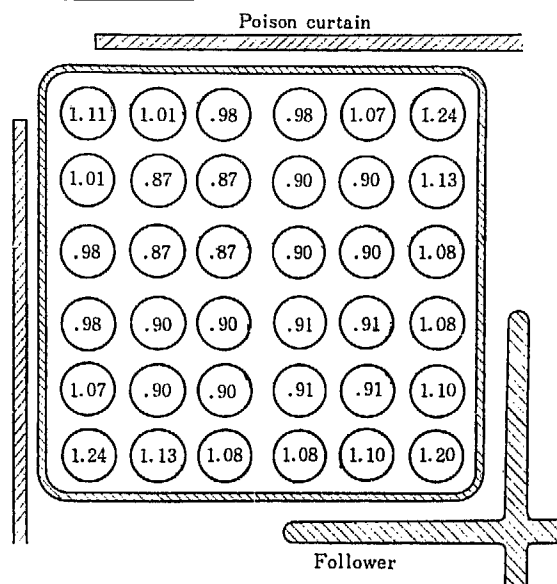


Fig. 2.4.4 Fuel segment local peaking factor, f_l

3) セグメント peaking factor 最大値 f_{sm} の計算

a) セグメントの組分け

各燃料束の1つの水平面内において、36本のセグメントは、Fig. 2.4.4 に示すような local peaking factor を有す*。これより TABLE 2.4.3 を得る。

* 次頁脚注参照のこと

この 36 本のセグメントを計算の便宜上 TABLE 2.4.4 に示す 4 組に分けて近似する。

TABLE 2.4.3 List of segment local peaking factor

f_i	Number	f_i	Number
0.87	4	1.08	4
0.90	8	1.10	2
0.91	4	1.11	1
0.98	4	1.13	2
1.01	2	1.20	1
1.07	2	1.24	2

Total 36

TABLE 2.4.4 Calculation of f_i

f_i	Number
0.91	16 1st group
1.01	6 2nd "
1.13	11 3rd "
1.24	3 4th "

Total 36

上部燃料束 A_i に含まれる j 組のセグメントを A_{ij} ($i=1, 2, \dots, 9; j=1, 2, 3, 4$)

下部燃料束 B_i " j 組 " B_{ij} ($i=1, 2, \dots, 9; j=1, 2, 3, 4$)

と呼ぶ。

たとえば,

セグメント A_{11} $f_i=0.91$, 本数=16 本
 A_{12} =0.01, =6
 A_{13} =1.13, =11
 A_{14} =1.24, =3

b) セグメント peaking factor 最大値 f_{sm}

A_{ij}, B_{ij} ($i=1, 2, \dots, 9; j=1, 2, 3, 4$) の 72 種のセグメントにつき peaking factor f_{sm} を求める。

定義により,

$$f_{sm} = f_{Bm} \cdot f_l \dots\dots\dots (2.4.1)$$

これより TABLE 2.4.5 を得る。

4) セグメント peaking factor f_{sm}^* の累積度数曲線

TABLE 2.4.5 より f_s の度数分布および累積度数を求めたのが TABLE 2.4.6 である。

以上をグラフに示したのが Fig. 2.4.5 である。

* 1つのセグメントをある水平面で切ると, その水平面上の f_s が求まる。一般に,
 $f_s = f_s(z)$
 である。いま, 1つのセグメントの $f_s(z)$ の最大値を f_{sm} で表わす (Fig. 2.4.6)。

TABLE 2.4.5 Maximum value of segment peaking factor, f_{sm}

Fuel bundle No.	$f_{Bm}^{*1)}$	Number ^{*2)}	Segment No.	f_i	$f_{sm}^{*3)}$	Number ^{*4)}	Fuel bundle No.	$f_{Bm}^{*1)}$	Number ^{*2)}	Segment No.	f_i	$f_{sm}^{*3)}$	Number ^{*4)}
A ₁	1.07	4	A ₁₁	0.91	0.98	64	B ₁	2.80	4	B ₁₁	0.91	2.55	64
			A ₁₂	1.01	1.08	24				B ₁₂	1.01	2.83	24
			A ₁₃	1.13	1.21	44				B ₁₃	1.13	3.17	44
			A ₁₄	1.24	1.33	12				B ₁₄	1.24	3.47	12
A ₂	1.04	8	A ₂₁	0.91	0.95	128	B ₂	2.60	8	B ₂₁	0.91	2.37	128
			A ₂₂	1.01	1.05	48				B ₂₂	1.01	2.63	48
			A ₂₃	1.13	1.18	88				B ₂₃	1.13	2.94	88
			A ₂₄	1.24	1.29	24				B ₂₄	1.24	3.23	24
A ₃	1.02	4	A ₃₁	0.91	0.93	64	B ₃	2.50	4	B ₃₁	0.91	2.27	64
			A ₃₂	1.01	1.03	24				B ₃₂	1.01	2.53	24
			A ₃₃	1.13	1.15	44				B ₃₃	1.13	2.83	44
			A ₃₄	1.24	1.27	12				B ₃₄	1.24	3.10	12
A ₄	0.97	8	A ₄₁	0.91	0.88	128	B ₄	2.38	8	B ₄₁	0.91	2.17	128
			A ₄₂	1.01	0.98	48				B ₄₂	1.01	2.40	48
			A ₄₃	1.13	1.10	88				B ₄₃	1.13	2.69	88
			A ₄₄	1.24	1.20	24				B ₄₄	1.24	2.95	24
A ₅	0.86	8	A ₅₁	0.91	0.78	128	B ₅	2.09	8	B ₅₁	0.91	1.90	128
			A ₅₂	1.01	0.87	48				B ₅₂	1.01	2.11	48
			A ₅₃	1.13	0.97	88				B ₅₃	1.13	2.36	88
			A ₅₄	1.24	1.06	24				B ₅₄	1.24	2.59	24
A ₆	0.69	12	A ₆₁	0.91	0.63	192	B ₆	1.62	12	B ₆₁	0.91	1.47	192
			A ₆₂	1.01	0.70	72				B ₆₂	1.01	1.64	72
			A ₆₃	1.13	0.78	132				B ₆₃	1.13	1.83	132
			A ₆₄	1.24	0.86	36				B ₆₄	1.24	2.01	36
A ₇	0.61	8	A ₇₁	0.91	0.56	128	B ₇	1.40	8	B ₇₁	0.91	1.27	128
			A ₇₂	1.01	0.62	48				B ₇₂	1.01	1.41	48
			A ₇₃	1.13	0.69	88				B ₇₃	1.13	1.58	88
			A ₇₄	1.24	0.76	24				B ₇₄	1.24	1.74	24
A ₈	0.61	8	A ₈₁	0.91	0.56	128	B ₈	1.19	8	B ₈₁	0.91	1.08	128
			A ₈₂	1.01	0.62	48				B ₈₂	1.01	1.20	48
			A ₈₃	1.13	0.69	88				B ₈₃	1.13	1.34	88
			A ₈₄	1.24	0.76	24				B ₈₄	1.24	1.47	24
A ₉	0.86	12	A ₉₁	0.91	0.78	192	B ₉	1.40	12	B ₉₁	0.91	1.27	192
			A ₉₂	1.01	0.87	72				B ₉₂	1.01	1.41	72
			A ₉₃	1.13	0.97	132				B ₉₃	1.13	1.58	132
			A ₉₄	1.24	1.07	36				B ₉₄	1.24	1.74	36

Total : 5,184

*1) cf. TABLE 2.4.2

*2) cf. TABLE 2.4.1

*3) $f_{sm} = f_{Bm} \cdot f_i$ *4) (Number of fuel bundle) \times (Number of segment per fuel bundle)For example, number of A₁₄ is

$$4 \times 3 = 12$$

TABLE 2.4.6 Distribution of f_{sm} magnitude

f_{sm}	Number of segment	Cumulative number	Cumulative percentage
0.56 ~ 0.70	782	5,184	100 %
0.71 ~ 1.00	1,308	4,402	85.0
1.01 ~ 1.50	1,412	3,094	59.7
1.51 ~ 2.00	622	1,682	32.5
2.01 ~ 2.50	540	1,060	20.4
2.51 ~ 3.00	428	520	10.0
3.01 ~ 3.47	92	92	1.8

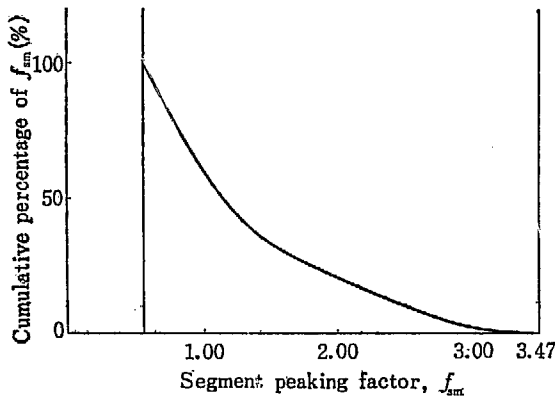


Fig. 2.4.5 Cumulative percentage of segment peaking factor

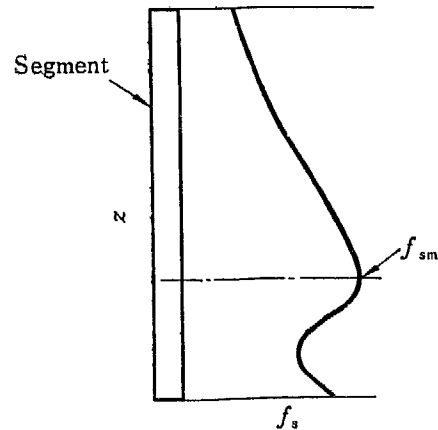


Fig. 2.4.6 $f_s(z)$

2.5 燃料セグメントの比燃焼度 ϕ_s の計算

セグメント A_{ij} , B_{ij} のそれぞれの比燃焼度 ϕ_s を計算する。 f_s を計算するには、炉心寿命末期の熱中性子束分布（または出力分布）が問題となるが、 ϕ_s を計算するには炉心寿命期間中の平均出力分布が問題となる。平均出力分布を求め、それに対応する各セグメントの比燃焼度を求めるかわりに、炉心初期および末期出力分布に対応する ϕ_{s1} , ϕ_{s2} を求め、その平均値として ϕ_s を計算する。

1) 燃料束比燃焼度 ϕ_B

Fig. 2.4.1 の出力分布曲線を R_{I} , R_{II} , ..., R_{V} の炉心半径において、上部、下部各燃料束に分けて図式積分をおこなうと、炉心初期における比燃焼度 ϕ_{B1} が求まる。同様に、Fig. 2.4.2 より炉心末期における比燃焼度 ϕ_{B2} が求まる。

TABLE 2.5.1 および TABLE 2.5.2 をグラフに示したのが Fig. 2.5.1 曲線 (A) および (B) である。曲線 (C) が炉心寿命中の平均比燃焼度 ϕ_B を与える。

A_i , B_i 各燃料束につき ϕ_B を求めたのが TABLE 2.5.3 である。

2) 燃料セグメント比燃焼度

Local peaking factor f_i が、炉心高さにより不変とすると次の関係がある。

$$\psi_s = \psi_B \cdot f_1 \dots\dots\dots (2.5.1)$$

ψ_s を計算したのが TABLE 2.5.4 である.

TABLE 2.5.1 Relative burn-up of fuel bundle for fresh core, ψ_{B1}

Core radius	Upper fuel bundle		Lower fuel bundle	
	Area	ψ_{B1}^*	Area	ψ_{B1}^*
R_{C} (0 cm)	27.8 cm ²	0.773	74.2 cm ²	2.06
R_{I} (6.53)	27.8	0.773	71.9	2.00
R_{II} (19.6)	26.9	0.747	71.4	1.98
R_{III} (32.7)	23.4	0.650	67.5	1.87
R_{IV} (45.7)	18.0	0.500	54.5	1.51
R_{V_1} (52.2)	14.3	0.399	43.2	1.20
R_{V_2} (58.7)	16.1	0.447	40.0	1.11
R_{V_3} (65.3)	23.4	0.650	50.3	1.40

* cf. Fig. 2.4.1

$$\psi_{B1} = 1.00 \equiv 5.0 \text{ cm} \times 7.2 \text{ cm} = 36 \text{ cm}^2$$

TABLE 2.5.2 Relative burn-up of fuel bundle at the end of core life, ψ_{B2}

Core radius	Upper fuel bundle		Lower fuel bundle	
	Area	ψ_{B2}^*	Area	ψ_{B2}^*
R_{C}	25.8 cm ²	0.716	86.9 cm ²	2.41
R_{I}	25.5	0.708	85.2	2.37
R_{II}	24.8	0.688	80.5	2.24
R_{III}	23.1	0.642	70.9	1.97
R_{IV}	17.5	0.486	52.1	1.45
R_{V_1}	13.6	0.378	43.2	1.20
R_{V_2}	12.8	0.356	37.4	1.04
R_{V_3}	20.8	0.578	49.8	1.39

* $\psi_{B2} = 1.00 \equiv 36 \text{ cm}^2$

TABLE 2.5.3 Relative burn-up of fuel bundle, ψ_B

Core radius	Upper fuel bundle		Lower fuel bundle	
	Fuel bundle No.	ψ_B	Fuel bundle No.	ψ_B
9.35 cm	A_1	0.750	B_1	2.24
21.8	A_2	0.730	B_2	2.12
29.3	A_3	0.715	B_3	2.00
34.5	A_4	0.690	B_4	1.88
39.7	A_5	0.660	B_5	1.73
48.2	A_6	0.540	B_6	1.36
52.4	A_7	0.465	B_7	1.16
58.7	A_8	0.400	B_8	1.10
65.3	A_9	0.580	B_9	1.35

TABLE 2.5.4 Relative burn-up of segments, ϕ_s

Fuel bundle No.	Segment No.	ϕ_s	Fuel bundle No.	Segment No.	ϕ_s
A ₁	A ₁₁	0.68	B ₁	B ₁₁	2.03
	A ₁₂	0.76		B ₁₂	2.26
	A ₁₃	0.85		B ₁₃	2.53
	A ₁₄	0.93		B ₁₄	2.77
A ₂	A ₂₁	0.66	B ₂	B ₂₁	1.93
	A ₂₂	0.74		B ₂₂	2.14
	A ₂₃	0.83		B ₂₃	2.39
	A ₂₄	0.91		B ₂₄	2.63
A ₃	A ₃₁	0.65	B ₃	B ₃₁	1.82
	A ₃₂	0.72		B ₃₂	2.02
	A ₃₃	0.81		B ₃₃	2.26
	A ₃₄	0.89		B ₃₄	2.48
A ₄	A ₄₁	0.63	B ₄	B ₄₁	1.71
	A ₄₂	0.70		B ₄₂	1.90
	A ₄₃	0.78		B ₄₃	2.13
	A ₄₄	0.86		B ₄₄	2.33
A ₅	A ₅₁	0.60	B ₅	B ₅₁	1.57
	A ₅₂	0.67		B ₅₂	1.75
	A ₅₃	0.75		B ₅₃	1.95
	A ₅₄	0.82		B ₅₄	2.15
A ₆	A ₆₁	0.49	B ₆	B ₆₁	1.24
	A ₆₂	0.55		B ₆₂	1.37
	A ₆₃	0.61		B ₆₃	1.54
	A ₆₄	0.67		B ₆₄	1.68
A ₇	A ₇₁	0.42	B ₇	B ₇₁	1.05
	A ₇₂	0.47		B ₇₂	1.17
	A ₇₃	0.53		B ₇₃	1.31
	A ₇₄	0.58		B ₇₄	1.44
A ₈	A ₈₁	0.36	B ₈	B ₈₁	1.00
	A ₈₂	0.40		B ₈₂	1.11
	A ₈₃	0.45		B ₈₃	1.24
	A ₈₄	0.50		B ₈₄	1.36
A ₉	A ₉₁	0.53	B ₉	B ₉₁	1.23
	A ₉₂	0.59		B ₉₂	1.36
	A ₉₃	0.66		B ₉₃	1.53
	A ₉₄	0.72		B ₉₄	1.67

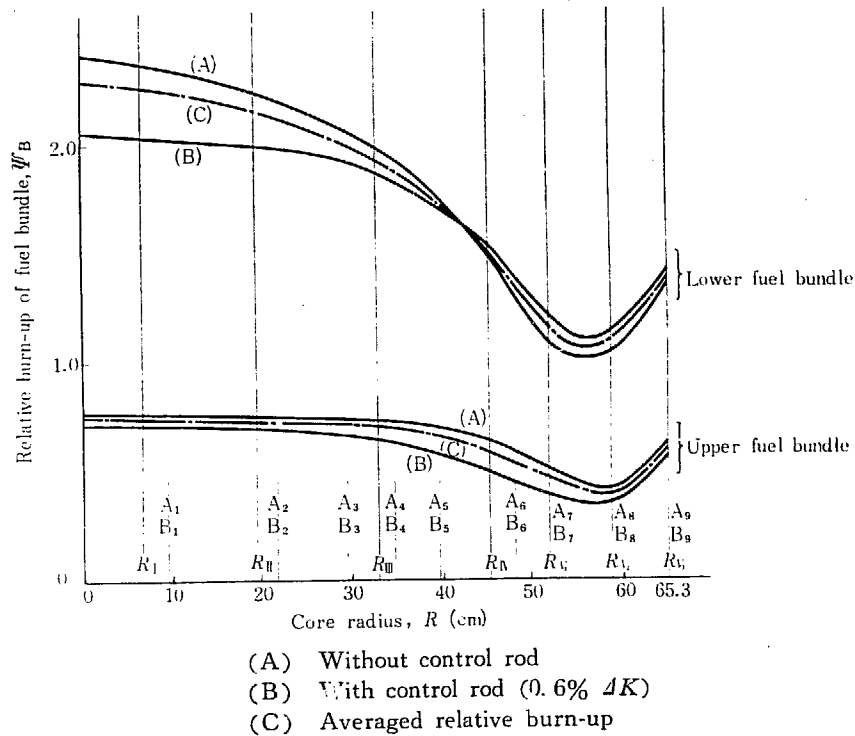


Fig. 2.5.1 Relative burn-up of fuel bundles

2.6 蓄積 F.P. ガス量の計算

原子炉を運転するにつれて、燃料中に F.P. が蓄積されてくる。固体状 F.P. は、大部分が UO_2 中に留るので*、 UO_2 が溶融しないかぎり、外部に放出されず、問題にならない。一方、ガス状 (volatile) F.P. は、生成量の一部が燃料セグメント・プレナムに蓄積され、それがセグメント内圧の上昇に寄与し、さらに被覆が破損した場合には、炉心外に放出される。

1) 炉心に蓄積される F.P. ガス量

a) 燃料の平均燃焼度 $\overline{B.U.}$

Fig. A.1.7 より $K_{eff}=1.0$ になり、第1回の燃料交換をおこなうまでに、570 等価全出力日の運転が可能である。

一方、炉心中の全ウラン量 ($^{238}U + ^{235}U$) は、4.20 ton であるから、

$$\frac{(45.01 \text{ MWt}) \times 570 \text{ day}}{4.20 \text{ ton}} = 6,100 \text{ MWd/ton}^{**}$$

核計算の誤差を考慮し、上の値の 7% 増しまで燃焼可能とすると、

$$\overline{B.U.} = 6,100 \text{ MWd/ton} \times 1.07 = 6,540 \text{ MWd/ton} \dots\dots\dots (2.6.1)$$

* 固体状 F.P. の 1% が volatile (ガス状) と仮定する。

** 炉心全燃料の平均燃焼度の目標値は、9,400 MWd/ton である。第1次炉心寿命末期では、平均 6,100 MWd/ton しか燃焼しないので、取出燃料を1時、プールに貯蔵し、第3次炉心以降にふたたび炉心に挿入して使用する。

b) 燃料照射時間 τ

全出力運転を継続するとすると、燃料照射時間 τ は、

$$\tau = 570 \text{ day} \times 1.07 = 610 \text{ day} = 5.27 \times 10^7 \text{ sec} \dots\dots\dots (2.6.2)$$

c) 平均熱中性子束 $\bar{\phi}$ の計算

ORNL-2127, Part 1, 1 and 2¹ のグラフを用いて、F.P. 蓄積量を計算する。ORNL-2127 で、計算の根拠として $\sigma_f^{235} = 580$ バーンを用いているので、それに対応する $\bar{\phi}$ を計算すると、

$$\bar{\phi} = \frac{(45.01 \text{ MWt}) (3.2 \times 10^{16} \text{ fission/sec/MWt})}{(N_{235}^0) \cdot (\sigma_f^{235})} \dots\dots\dots (2.6.3)$$

$$\text{ただし, } \sigma_f^{235} = 580 \times 10^{-24} \text{ cm}^2$$

$${}^{235}\text{U} = (4.20 \times 10^6) \times 0.026 = 1.09 \times 10^5 \text{ g}$$

$$\therefore N_{235}^0 = \frac{1.09 \times 10^5 \text{ g}}{235 \text{ g/モル}} = 4.64 \times 10^2 \text{ モル} \dots\dots\dots (2.6.4)$$

$$\begin{aligned} \therefore \bar{\phi} &= \frac{(45.01 \text{ MWt}) (3.2 \times 10^{16} \text{ fission/sec/MWt})}{(4.64 \times 10^2 \text{ モル}) (6.023 \times 10^{23} \text{ atom/モル}) (580 \times 10^{-24} \text{ cm}^2)} \\ &= 8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec} \dots\dots\dots (2.6.5) \end{aligned}$$

d) 各 F.P. ガス isotope 生成量

生成 F.P. ガスのうち、セグメント内圧上昇に問題となるのは、⁸¹Br, ¹²⁷I, ¹²⁹I, ¹³¹I, ¹³³I, ¹³⁵I, ⁸³Kr, ⁸⁴Kr, ⁸⁵Kr, ⁸⁶Kr, ¹³⁰Xe, ¹³¹Xe, ¹³²Xe, ¹³³Xe, ¹³⁴Xe, ¹³⁶Xe である。

また、放射能の方から問題となるのは、¹³¹I, ¹³³I, ¹³⁵I, ⁸⁵Kr, ¹³³Xe, ⁸⁹Sr, ⁹⁰Sr (Sr は生成量の 1% が volatile と仮定) などである。

$\bar{\phi}$ としては、ORNL-2127 のグラフを用いる都合上、 10^{13} , 3×10^{13} , 10^{14} で計算し、外挿して $8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ に対応する値を求める。TABLE 2.6.1 に計算およびその結果を示す。

TABLE 2.6.1 より、 $\tau = 5.27 \times 10^7 \text{ sec}$ の場合のセグメント 1 本あたりの ΣN_τ を求めたのが、TABLE 2.6.2 である。

TABLE 2.6.2 の結果を図示したのが、Fig. 2.6.1 である。 $\bar{\phi}$ を横軸にとると、 ΣN_τ は 0 点を通る直線できわめてよく近似できる。

$$\therefore \Sigma N_\tau = (\text{const}) \cdot \bar{\phi} \dots\dots\dots (2.6.7)$$

$\bar{\phi} = 8.90 \times 10^{12}$ の点が、 $\phi_s = 1.00$ のセグメントに対応し、そのときの (ΣN_τ) は Fig. 2.6.1 より、

$$(\Sigma N_\tau)_1 = 7.15 \times 10^{-3} \text{ モル/セグメント} \dots\dots\dots (2.6.8)$$

$$\therefore \Sigma N_\tau = 7.15 \times 10^{-3} \cdot \phi_s \text{ モル/セグメント} \dots\dots\dots (2.6.9)$$

2) セグメントプレナムに蓄積される F.P. ガス量

$$\begin{aligned} (\Sigma N_\tau)_p &= \Sigma N_\tau \cdot \kappa \\ &= 7.15 \times 10^{-3} \cdot \phi_s \cdot \kappa \text{ モル/セグメント} \dots\dots\dots (2.6.10) \end{aligned}$$

ただし、

$(\Sigma N_\tau)_p$: プレナムに蓄積される F.P. ガス量 (モル/セグメント)

ϕ_s : セグメント比燃焼度

κ : 生成 F.P. ガスのプレナムに出てゆく割合

TABLE 2.6.1 Calculation of F. P. gas production ($\tau = 5.27 \times 10^7$ sec)

Isotope	Figure*1)	Saturation value (N_r/N_{25}^0)*2)		Figure*1)	Fraction of saturation value			Figure*1)	Production (N_r/N_{25}^0)				
		1×10^{13}	3×10^{13}		1×10^{14}	1×10^{13}	3×10^{13}		1×10^{14}	1×10^{13}	3×10^{13}	1×10^{14}	
⁸¹ Br			Stable*3)					D-10	6.0×10^{-5}	1.8×10^{-4}	6.0×10^{-4}		
¹²⁷ I			Stable					D-66	7.0×10^{-4}	2.1×10^{-3}	7.0×10^{-3}		
¹²⁹ I			"					D-69	2.9×10^{-3}	8.7×10^{-3}	2.9×10^{-2}		
¹³¹ I	A-2 a	1.65×10^{-4}	5.0×10^{-4}	1.6×10^{-3}	1.0	1.0	1.0		1.65×10^{-4}	5.0×10^{-4}	1.60×10^{-3}		
¹³³ I	A-2 e	4.0×10^{-5}	1.2×10^{-4}	4.0×10^{-4}	1.0	1.0	1.0		4.0×10^{-5}	1.2×10^{-4}	4.0×10^{-4}		
¹³⁵ I	A-2 e	1.2×10^{-5}	3.6×10^{-5}	1.2×10^{-4}	1.0	1.0	1.0		1.2×10^{-5}	3.6×10^{-5}	1.2×10^{-4}		
⁸³ Kr			Stable					D-13	1.35×10^{-3}	3.50×10^{-3}	8.70×10^{-3}		
⁸⁴ Kr			"					D-14	3.30×10^{-3}	1.03×10^{-2}	4.00×10^{-2}		
⁸⁵ Kr	A-2 f	7.5×10^{-3}	2.0×10^{-2}	4.8×10^{-2}	0.106	0.124	0.170		8.0×10^{-4}	2.5×10^{-3}	8.2×10^{-3}		
⁸⁶ Kr			Stable					D-16	6.5×10^{-3}	1.90×10^{-2}	6.50×10^{-2}		
¹³⁰ Xe			Stable					D-72	9×10^{-6}	8×10^{-5}	9×10^{-4}		
¹³¹ Xe			"					D-73	8.3×10^{-3}	2.30×10^{-2}	6.00×10^{-2}		
¹³² Xe			Stable					D-74	1.30×10^{-2}	4.30×10^{-2}	1.60×10^{-1}		
¹³³ Xe	A-2 b	2.5×10^{-4}	7.5×10^{-4}	2.5×10^{-3}	1.0	1.0	1.0		2.5×10^{-4}	7.5×10^{-4}	2.5×10^{-3}		
¹³⁴ Xe			Stable					D-76	2.30×10^{-2}	7.00×10^{-2}	2.30×10^{-1}		
¹³⁵ Xe			"					D-79	2.95×10^{-2}	1.00×10^{-1}	3.50×10^{-1}		
⁸⁹ Sr	A-2 f	1.85×10^{-5}	5.5×10^{-5}	1.75×10^{-4}	1.0	1.0	1.0		1.85×10^{-5}	5.5×10^{-5}	1.75×10^{-4}		
⁹⁰ Sr*4)	A-1 a	4.4×10^{-3}	1.3×10^{-2}	3.2×10^{-2}	0.042	0.042	0.046		1.85×10^{-4}	5.5×10^{-4}	1.47×10^{-3}		
									$\Sigma N_r/N_{25}^0$		0.899×10^{-1}	2.84×10^{-1}	9.64×10^{-1}

*1) Figure No. in ORNL-2127
 *2) N_r : F. P. gas in mol N_{25}^0 : ²³⁵U (mol) in new fuel
 *3) Stable isotope
 *4) 1% of Sr is assumed volatile

TABLE 2.6.1 b Change of rare gas activity

Isotope	Relative amount of rare gas*									Time 0
	Time after shut-down									
	0	100	360	10^3	3.6×10^3	10^4	3.6×10^4	10^5	3.6×10^5	
^{83m}Kr	1.0	1.0	1.0	1.0	0.98	0.82	0.20	0.0015	—	2.72×10^5
^{85m}Kr	1.0	1.0	0.98	0.95	0.84	0.65	0.21	0.012	0.0034	5.68×10^5
^{86}Kr	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.15×10^4
^{87}Kr	1.0	1.0	0.95	0.90	0.59	0.23	0.005	—	—	1.05×10^6
^{88}Kr	1.0	1.0	0.97	0.92	0.78	0.49	0.078	0.0094	—	9.27×10^5
^{89}Kr	1.0	0.80	0.25	0.025	—	—	—	—	—	1.77×10^5
^{90}Kr	1.0	0.115	0.0004	—	—	—	—	—	—	1.99×10^6
^{131m}Xe	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.99	0.95	1.03×10^4
^{133m}Xe	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.97	0.88	0.42	6.00×10^4
^{133}Xe	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	0.98	0.93	0.67	2.55×10^6
(15 min) ^{135}Xe	1.0	1.0	1.0	0.99	0.93	0.76	0.35	0.058	—	6.97×10^5
^{135}Xe	1.0	1.0	1.0	1.0	1.05	1.13	1.18	0.51	0.0033	1.00×10^6
^{137}Xe	1.0	0.84	0.60	0.05	—	—	—	—	—	4.37×10^6
^{138}Xe	1.0	0.92	0.82	0.50	0.087	0.0011	—	—	—	2.18×10^6
^{139}Xe	1.0	0.17	0.0023	—	—	—	—	—	—	1.81×10^6
^{140}Xe	1.0	0.013	—	—	—	—	—	—	—	1.46×10^6

* cf. ORNL-2127, Fig. C

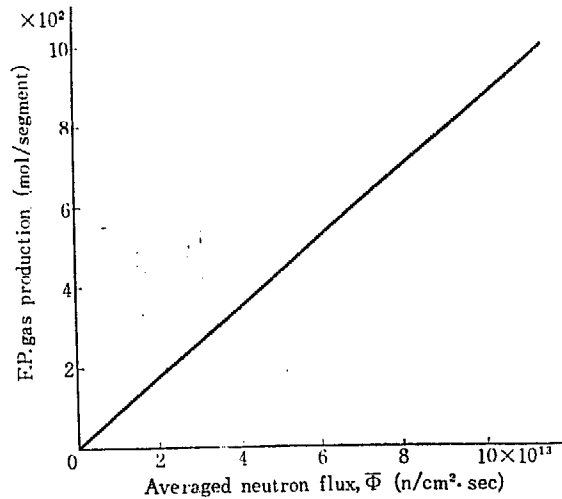
Total = 1.91×10^7 $\xi_c(t) = 1.00$ 

Fig. 2.6.1 F.P. gas production per segment
($\overline{B.U.} = 9,400 \text{ MWd/ton}$)

with time after reactor shut-down

$$(\phi = 8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}, \overline{B.U.} = 9,400 \text{ MWd/ton})$$

Rare gas in curies							
after shut-down							
100	360	10^3	3.6×10^3	10^4	3.6×10^4	10^5	3.6×10^5
2.72×10^5	2.72×10^5	2.72×10^5	2.66×10^5	2.23×10^5	5.44×10^4	4.07×10^2	—
5.68×10^5	5.57×10^5	5.40×10^5	4.77×10^5	3.69×10^5	1.19×10^5	6.82×10^3	1.93×10^3
1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4	1.15×10^4
1.05×10^6	9.97×10^5	9.45×10^5	6.20×10^5	2.41×10^5	5.25×10^3	—	—
9.27×10^5	8.98×10^5	8.52×10^5	7.22×10^5	4.53×10^5	7.22×10^4	8.70×10^3	—
1.42×10^5	4.42×10^4	4.42×10^3	—	—	—	—	—
2.29×10^5	7.97×10^2	—	—	—	—	—	—
1.03×10^4	1.03×10^4	1.03×10^4	1.03×10^4	1.03×10^4	1.03×10^4	1.02×10^4	9.78×10^3
6.00×10^4	6.00×10^4	6.00×10^4	6.00×10^4	6.00×10^4	5.82×10^4	5.28×10^4	2.52×10^4
2.55×10^6	2.55×10^6	2.55×10^6	2.55×10^6	2.55×10^6	2.50×10^6	2.37×10^6	1.71×10^6
6.97×10^5	6.97×10^5	6.90×10^5	6.47×10^5	5.30×10^5	2.44×10^5	4.03×10^4	—
1.00×10^6	1.00×10^6	1.00×10^6	1.05×10^6	1.13×10^6	1.18×10^6	5.10×10^5	3.30×10^2
3.67×10^6	2.62×10^6	2.18×10^5	—	—	—	—	—
2.02×10^6	1.79×10^6	1.09×10^6	1.90×10^5	2.40×10^3	—	—	—
3.08×10^5	4.17×10^3	—	—	—	—	—	—
1.90×10^4	—	—	—	—	—	—	—
1.35×10^7	1.15×10^7	8.24×10^6	6.60×10^6	5.58×10^6	4.25×10^6	3.01×10^6	1.76×10^6
0.707	0.602	0.431	0.345	0.293	0.222	0.157	0.0922

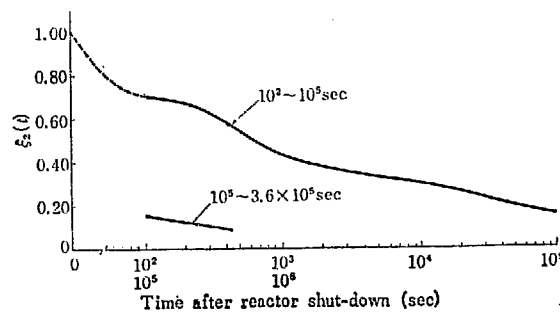


Fig. 2 4.2 Relative amount of F. P. rare gas after reactor shut-down

TABLE 2.6.1 a Accumulated rare gas (Kr, Xe) activity in core

 $(\Phi = 8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}, \overline{B.U.} = 9,400 \text{ MWd/ton})$

Isotope*1)	Half life	λ	Saturation value (N_7/N_{25}^0)	Fraction of saturation value	Production (N_7/N_{25}^0)	Curies
^{83m}Kr	114m	$1.01 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$	3.56×10^{-7}	1.0	3.56×10^{-7}	2.72×10^5 C
^{85m}Kr	4.4 hr	4.37×10^{-5}	1.69×10^{-6}	1.0	1.69×10^{-6}	5.68×10^5
^{85}Kr	10.3 y	2.14×10^{-9}	6.67×10^{-3}	0.106	7.12×10^{-4}	1.15×10^4
^{87}Kr	78m	1.48×10^{-4}	9.35×10^{-7}	1.0	9.35×10^{-7}	1.05×10^6
^{88}Kr	2.8 hr	6.88×10^{-5}	1.78×10^{-6}	1.0	1.78×10^{-6}	9.27×10^5
^{89}Kr	3.2m	3.60×10^{-3}	6.50×10^{-8}	1.0	6.50×10^{-8}	1.77×10^5
^{90}Kr	33sec	2.10×10^{-2}	1.25×10^{-8}	1.0	1.25×10^{-8}	1.99×10^6
^{131m}Xe	12 d	6.68×10^{-7}	2.27×10^{-6}	0.9	2.04×10^{-6}	1.03×10^4
^{133m}Xe	2.3 d	3.49×10^{-6}	2.27×10^{-6}	1.0	2.27×10^{-6}	6.00×10^4
^{133}Xe	5.27 d	1.52×10^{-6}	2.22×10^{-4}	1.0	2.22×10^{-4}	2.55×10^6
(15 min) ^{135}Xe	15.6m	7.37×10^{-4}	1.25×10^{-7}	1.0	1.25×10^{-7}	6.97×10^5
^{135}Xe	9.2 hr	2.09×10^{-5}	6.40×10^{-6}	1.0	6.40×10^{-6}	1.00×10^6
^{137}Xe	3.9m	2.95×10^{-3}	1.96×10^{-7}	1.0	1.96×10^{-7}	4.37×10^6
^{138}Xe	17m	6.77×10^{-4}	4.27×10^{-7}	1.0	4.27×10^{-7}	2.18×10^6
^{139}Xe	41sec	1.69×10^{-2}	1.42×10^{-8}	1.0	1.42×10^{-8}	1.81×10^6
^{140}Xe	16sec	4.33×10^{-2}	4.45×10^{-9}	1.0	4.45×10^{-9}	1.46×10^6

Total 1.91×10^7

* Other F. P. gases with shorter half-lives (^{91}Kr , ^{92}Kr , ^{93}Kr , ^{94}Kr , ^{97}Kr , ^{141}Xe , ^{143}Xe , ^{144}Xe , ^{145}Xe etc.) are neglected.

TABLE 2.6.2 Calculation of F. P. gas production per segment

$\overline{\Phi}$	F. P. gas production*
$10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$	$0.804 \times 10^{-2} \text{ mol/segment}$
3×10^{13}	2.54
10^{14}	8.62

* $N_7 = 0.899 \times 10^{-1} \cdot N_{25}^0$, for $\overline{\Phi} = 10^{13}$

And from Eq. (2.6.4)

$N_{25}^0 = 4.64 \times 10^2 \text{ mol} \div (144 \times 36 \text{ segment}) = 0.0895 \text{ mol/segment} \dots (2.6.6)$

$\therefore N_7 = (0.899 \times 10^{-1}) (0.0895) = 0.804 \times 10^{-2} \text{ mol/segment}$

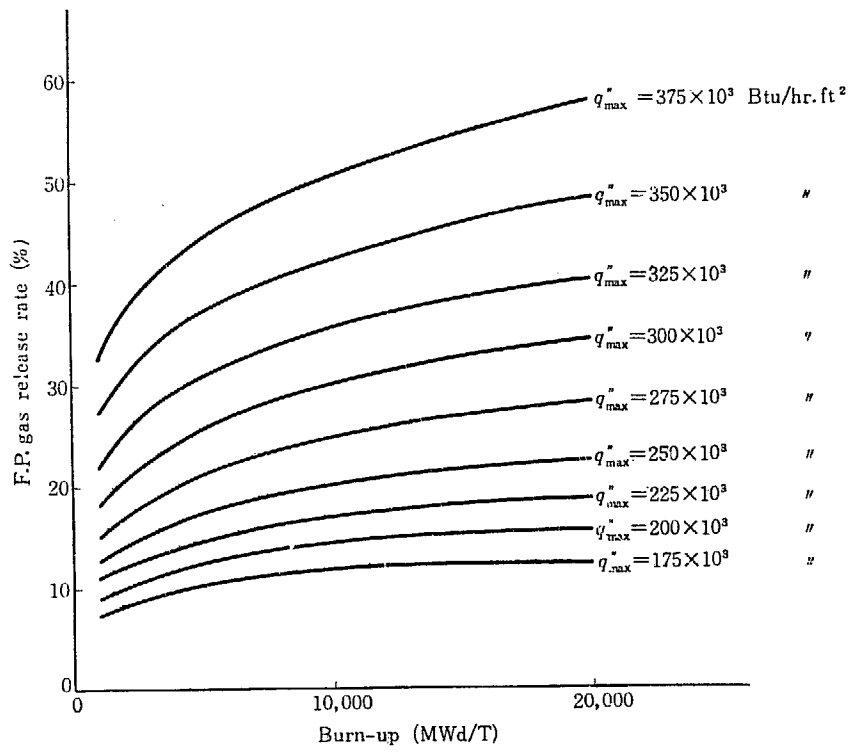
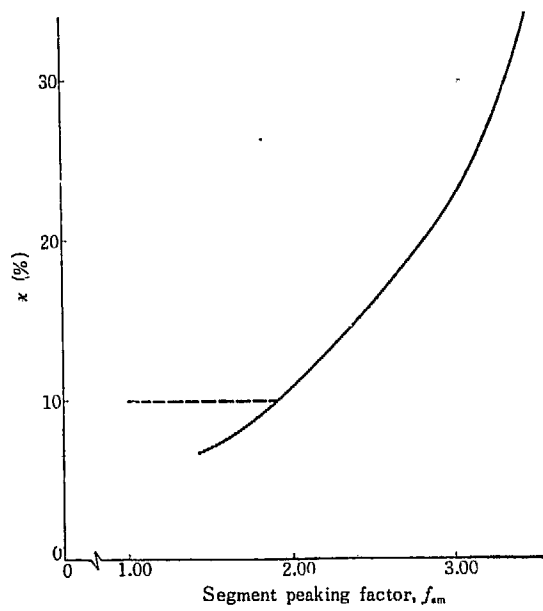


Fig. 2. 6. 3 F. P. gas release rate



Value of κ less than 10% is assumed to be 10% for conservation

Fig. 2. 6. 4 F. P. gas release rate to segment plenum, κ

κ は UO_2 燃焼度 (MWd/ton), 熱束 (q''_{\max}) の関数になる. 実験により求められた κ の値を Fig. 2.6.3 に示す³⁾.

代表的なセグメント peaking factor f_{sm} を有するセグメントにつき, $(\Sigma N_T)_p$ を求めたのが, TABLE 2.6.3 である. TABLE 2.6.3 の κ と f_{sm} の関係を示したものが Fig. 2.6.4 である.

3) 希ガス生成量と, 原子炉停止後の経時変化

希ガス生成量の計算を TABLE 2.6.1 a に示す.

希ガス量の原子炉停止後の経時変化を計算したのが, TABLE 2.6.1 b であり, その結果を Fig. 2.6.2 に示す.

TABLE 2.6.3 Calculation of F.P. gas accumulated in segment plenum

Segment No.	$\phi_s^{*1)}$	$B. U. ^{*2)}$	$\Sigma N_T^{*3)}$	$f_{sm}^{*4)}$	$q''_{\max}^{*5)}$	$\kappa^{*6)}$	$(\Sigma N_T)_p^{*7)}$
		MWd/ton	mol		Btu/hr·ft ²	%	mol
B ₁₄	2.77	18,100	19.8×10^{-3}	3.47	289×10^3	34	6.87×10^{-3}
B ₄₄	2.33	15,300	16.8	2.95	246	21	3.53
B ₃₂	2.02	13,100	14.4	2.53	211	16	2.30
B ₆₄	1.69	11,100	12.1	2.01	167	11	1.34
B ₈₄	1.36	8,800	9.64	1.47	122	10	0.96
B ₈₁	1.00	6,500	7.12	1.08	90	10	0.71
A ₅₁	0.61	3,750	4.10	0.78	65	10	0.41

*1) cf. TABLE 2.5.4

*2) $B. U. = \overline{B. U.} \cdot \phi_s = 6,540 \text{ MWd/ton} \cdot \phi_s$ (cf. Eq.(2.6.1))

*3) cf. Eq.(2.6.9)

*4) cf. TABLE 2.4.5

*5) $q''_{\max} = \overline{q''} \cdot f_{sm} = 83,360 \cdot f_{sm} \text{ Btu/hr} \cdot \text{ft}^2$
 $\overline{q''} = 83,360 \text{ Btu/hr} \cdot \text{ft}^2$ ⁴⁾

*6) cf. Fig. 2.6.4

*7) cf. Eq.(2.6.10) ³⁾ × ⁶⁾

Value of κ less than 10% is made 10% in calculation.

2.7 炉心冷却水の流出速度の計算

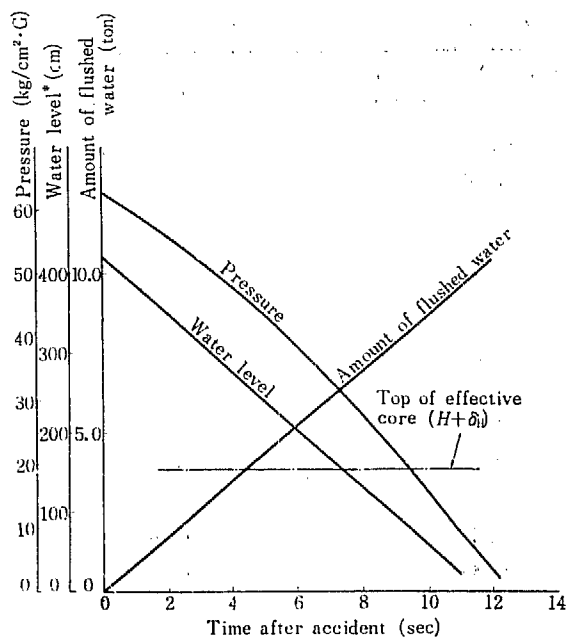
沸騰水型原子炉は通常運転時に, 圧力容器内にかなりの水蒸気 (20~30% 体積比) を含有しており, 気水混合の状態になっている.

MCA 時に, 冷却水管1本が破断すると仮定すると, 原子炉保有水はその破断口から2相流となり, 格納容器中に流出する. この流出の様子は, ボイラー等の安全弁からの気水混合体の流出と類似のものと考えられるので, 安全弁の流出容量の計算によく用いられる Allen の式¹⁶⁾を用いて, 炉内圧力, 水位, 流出量などの経時変化を求めた.

その結果を Fig. 2.7.1 に示す²²⁾.

なお、計算に用いた数値は次の通りである。

- a) 破断管直径 : 29.38 cm
 - b) 炉内圧力 : 62.7 kg/cm²·abs (890 psia)
 - c) 炉内温度 : 277°C
 - d) 全保有水量 : 17.08 m³
 - e) 体積
 - V_1 : steam dome 4.35 m³
 - V_2 : 上部プレナム 3.09
 - V_3 : chimney 2.20
 - V_4 : 炉心 1.57
 - V_5 : down-comer 4.57
 - V_6 : 下部プレナム 5.65
- 合計 = 21.43 m³



* Reference water level is at the bottom of effective core.

Fig. 2.7.1 Changes of amount of flushed water, water level and pressure after pipe rupture accident

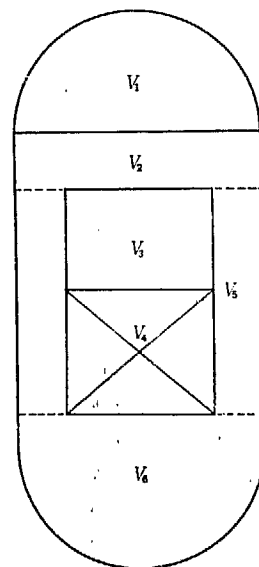


Fig. 2.7.2. Volume of pressure vessel inside

2.8 燃料棒熱源の計算

MCA 時の燃料棒の熱発生 $Q'(t)$ は、次の2つに分けて考える必要がある。

- 1) 崩壊熱 $q'(t)$
- 2) 減衰中性子束による熱発生 $\phi'(t)$

軽水炉の MCA 後、水位は時間とともに低下する (Fig. 2.7.1)。制御棒によるスクラムがおこなわれる場合には、Fig. 2.8.3 に示すように、炉心上面が露出する以前に、 K_{eff} は 0.82 位まで低下するので、この項はあまり重要でない。しかし、万一制御棒スクラムがおこなわれない場合には、炉心が露出し始めるまで、 $K_{eff} < 1.0$ にならないので、 $\phi'(t)$ も考慮する必要がある。

以下、これらにつき検討する。

- 1) 崩壊熱 $q'(t)$

燃料セグメント 1 cm あたりの崩壊熱 $q'(t)$ は TABLE 2.8.1 に示す通りである。

TABLE 2.8.1 の結果を図示したのが、Fig. 2.8.1 である。

Fig. 2.8.1 は次の近似式で表わせる。

TABLE 2.8.1 Calculation of $q_1'(t)$ [Decay heat of segment with $f_s=1.00$]

t	Decay heat/Rated heat output*1)	$q_1'(t)$ *2)
0 sec	6.84×10^{-2}	1.98 cal/sec·cm
1	6.22	1.80
3	5.66	1.64
6	5.33	1.54
10	4.93	1.43
30	4.16	1.21
(1 min) 60	3.62	1.05
(3) 180	2.85	0.827
(6) 360	2.42	0.702
(10) 600	2.13	0.617
(30) 1,800	1.54	0.447
[1 hr] 3,600	1.25	0.363
[3] 1.08×10^4	0.859	0.249
[6] 2.16×10^4	0.684	0.198
[10] 3.60×10^4	0.588	0.170
[30] 1.08×10^5	0.433	0.125

*1) From Fig. 5 in P/1071, '58⁵

*2) Rated heat output of JPDR = 45.01 MWt

Effective length of fuel segment = 72.0 cm

$\therefore q_1'(t) = 45.01 \text{ MWt} \div (144 \text{ fuel bundle} \times 36 \text{ segment/fuel bundle})$

$\div 72 \text{ cm} \times 240 \text{ cal/kWt}$

$= 29.0 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm of segment} \dots \dots \dots (2.8.1)$

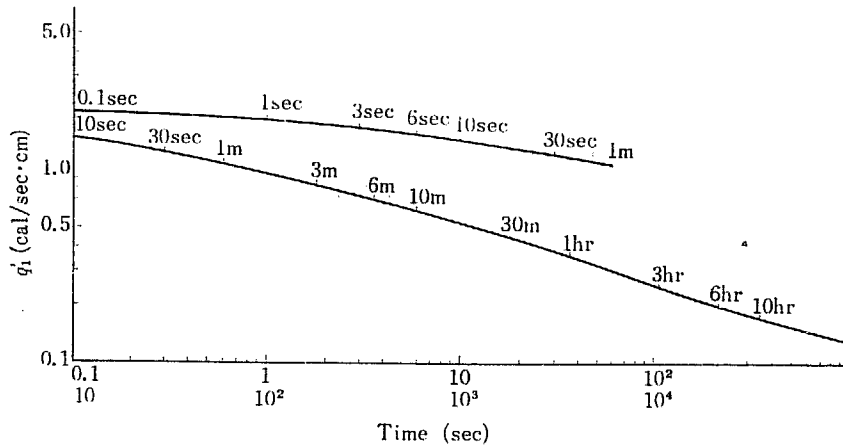


Fig. 2.8.1 Decay heat per unit length of segment with $f_s=1.00$

$$\left. \begin{aligned} q_1'(t) &= 2.54 - 0.743 t^{1/6} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}, & 0 \leq t < 100 \text{ sec} \\ q_1'(t) &= 0.945 \left(\frac{t}{100}\right)^{-0.284} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}, & 100 \leq t < 10^5 \text{ sec} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.8.2)$$

一般に、セグメント peaking factor f_s を有する点の崩壊熱 $q'(t)$ は

$$q'(t) = f_s \cdot q_1'(t) \dots\dots\dots (2.8.3)$$

で与えられる。

2) 減衰中性子束による熱発生 $\phi'(t)$

2.1) MCA 時の反応度 K_{eff} の経時変化の計算

a) 計算の仮定

- i) MCA が1次炉心の寿命末期に起こるとする。(制御棒なし, ボイドあり, 炉内水温度 277°C, F.P. あり, ポイズン・カーテンなしの状態 で $K_{eff}=1.00$ とする)
- ii) 水位低下に伴い, 炉心内ボイド含有率は不変とする。

b) 計 算

$$K_{eff} = \frac{K_{\infty}}{1 + M^2 B_g^2(z)} \dots\dots\dots (2.8.4)$$

$$B_g^2 = \left(\frac{2.405}{R + \delta_R}\right)^2 + \left(\frac{\pi}{H + 2\delta_H}\right)^2 \dots\dots\dots (2.8.5)$$

ただし, $\delta_R=11 \text{ cm}$, $\delta_H=12 \text{ cm}$ (2.8.6)

$$\therefore B_g^2(H) = \left(\frac{2.405}{65.3 + 11.0}\right)^2 + \left(\frac{\pi}{146.5 + 24.0}\right)^2 = 1.33 \times 10^{-3} \text{ cm}^{-2} \dots\dots (2.8.7)$$

一方, 制御棒なし, ボイドあり, 炉内水温度 277°C, F.P. なし, ポイズン・カーテンなしのときの K_{∞} は 1.1809 である²¹⁾。1次炉心末期における F.P. の等価反応度を, -0.060 (Xe, Sm が -0.035 , その他の F.P. が -0.025) とすると,

制御棒なし, ボイドあり, 炉内水温度 277°C, F.P. あり, ポイズン・カーテンなしのときの K_{∞} は 1.121 であり, 上記仮定 i) により, このときの K_{eff} は 1.00 である。

\therefore (2.8.4) 式より

$$1.00 = \frac{1.121}{1 + M^2 \cdot 1.33 \times 10^{-3}} \dots\dots\dots (2.8.8)$$

$$M^2 = 91 \text{ cm}^2 \dots\dots\dots (2.8.9)$$

$$K_{\text{eff}}(z) = \frac{1.121}{1 + 91 \cdot B_G^2(z)} \dots\dots\dots (2.8.10)$$

(2.8.10) 式より $K_{\text{eff}}(z)$ を計算したのが TABLE 2.8.2 である.

TABLE 2.8.2 の K_{eff} と水位 z の関係を示したのが Fig. 2.8.2 である. K_{eff} と t の関係を示したのが Fig. 2.8.3 曲線 (C) である.

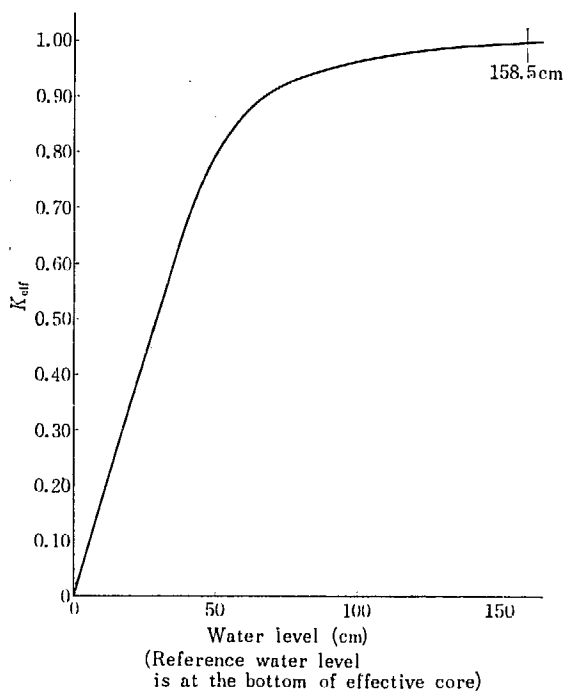


Fig. 2.8.2 K_{eff} vs. water level (without control rod)

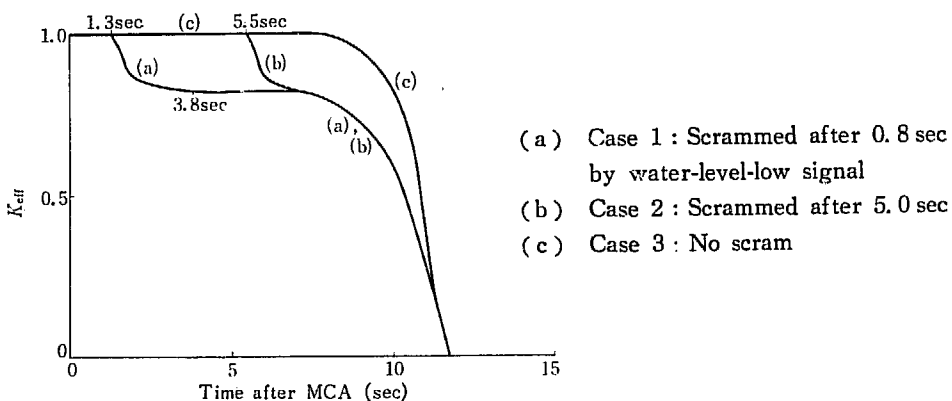


Fig. 2.8.3 Reactivity change after MCA

TABLE 2.8.2 Calculation of $K_{eff}(z)$

z	$H+\delta_H$	$\frac{\pi}{(H+\delta_H)^2}$	$B_g^2(z)^{*11}$	$1+91 B_g^2$	K_{eff}^{*21}	$(t)^{*31}$
≥ 158.5 cm	170.5 cm				1.00	7.2 sec
146.5	158.5	$3.92 \times 10^{-4} \text{ cm}^{-2}$	$1.385 \times 10^{-3} \text{ cm}^{-2}$	1.126	0.996	7.6
125	137	5.24	1.517	1.138	0.985	8.1
100	112	7.84	1.777	1.162	0.965	8.8
75	87	13.05	2.308	1.210	0.927	9.5
50	62	25.68	3.561	1.324	0.848	10.2
0					0	11.7

*11 cf. Eq.(2.8.5)
 *21 cf. Eq.(2.8.10)
 *31 cf. Fig. 2.7.1

2.2) 制御棒スクラムによる反応度変化

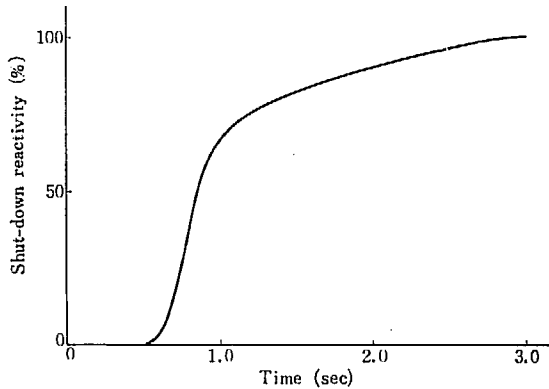
スクラム信号がはいってからスクラム完了までの反応度変化は、Fig. 2.8.4 に示す通りである。また、第1次炉心末期の hot の状態における反応度バランスは、Fig. 2.8.5 の通りである²¹⁾。

炉心末期において、スクラム直前には制御棒はほとんど完全に炉心から引抜かれており、 K_{eff} は 1.0 である。それを全挿入して“hot スクラム”の状態にするので、 K_{eff} 減少は、

$$2.3 + (3.5 + 2.5) + 5.7 + 4.0 = 18\%$$

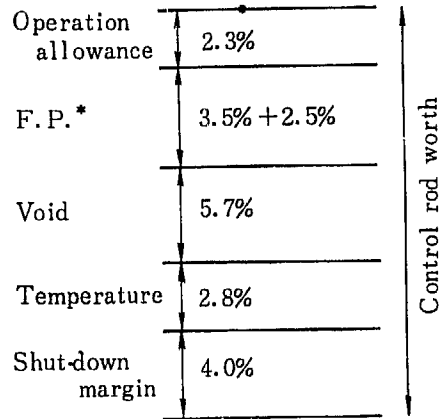
$$\therefore K_{eff} = 82\% \dots \dots \dots (2.8.11)$$

(炉心末期, hot スクラム状態)



Shut-down reactivity 100%... $K_{eff} = 0.82$
 " " 0%... " = 1.00

Fig. 2.8.4 Change of shut-down reactivity



* Xe, Sm 3.5%
 Other F.P. 2.5%

Fig. 2.8.5 Reactivity balance (JPDR)

炉心寿命末期より前の時点で事故が起こると、hot スクラム状態の K_{eff} は、(2.8.11) 式より大きくなるが、F.P. 蓄積量が少ないので、全発熱量 ($q_1' + \phi_1'$) は、炉心末期が最大となる。

2.3) 種々の case の検討

MCA に関係のあるスクラム信号を TABLE 2.8.3 に示す。

次の3つの case につき、 $K_{eff}(t)$ を求める。

Case 1 水位低下を検知し、0.8 sec 後にスクラム信号がはいる。

Case 2 水位検出装置が破損、この時は蒸気が減少し、タービンがトリップし、復水器真空度低下により数秒後にスクラム、または数秒後に手動スクラム。

Case 3 制御棒スクラムがおこなわれず、水位低下により K_{eff} が減少し、炉が停止する。

a) Case 1 の $K_{eff}(t)$

MCA 後、水位低下の信号がはいるまでに、0.8 sec かかる (Fig. 2.7.1)。それより制御棒運動開始までに 0.5 sec かかる (Fig. 2.8.4)。つまり、1.3 sec 後に制御棒が動き始め、3.8 sec 後に $K_{eff}=0.82$ となる。3.8 sec 以降はしばらく $K_{eff}=0.82$ であるが、水位が炉心有効上面 + $\delta_H(158.5 \text{ cm})$ に達する 7.2 sec 以降、 K_{eff} はさらに減少する。

7.2 sec 以降の $K_{eff}(t)$ を計算したのが TABLE 2.8.4 である。

TABLE 2.8.4 の結果を図示したのが Fig. 2.8.3 曲線 (a) である。

b) Case 2 の $K_{eff}(t)$

MCA 後、5.0 sec にスクラム信号がはいる、5.5 sec に制御棒が運動開始するとして計算したのが Fig. 2.8.3 曲線 (b) である。

c) Case 3 の $K_{eff}(t)$

Fig. 2.8.3 曲線 (c) のようになる。

TABLE 2.8.3 Scram signals related to MCA

Scram signal	Scram condition	Initiation time after accident
Enclosure pressure high	0.14 kg/cm ² ·G	1 ~ 2 sec
Reactor level low	-30.5 cm	0.8 sec
Condenser vacuum low	20.3 mm·Hg·abs	several sec

TABLE 2.8.4 Calculation of $K_{eff}(t)$ (with control rod scram)

z	$B_g^{2*1)}$	$1+278 B_g^2$	$K_{eff}^{*2)}$	$t^{*1)}$
$\geq 158.5 \text{ cm}$			0.820	7.2 sec
146.5	$1.385 \times 10^{-3} \text{ cm}^{-2}$	1.385	0.809	7.6
125	1.517	1.422	0.788	8.1
100	1.777	1.493	0.752	8.8
75	2.308	1.642	0.682	9.5
50	3.561	1.990	0.563	10.2
0			0	11.7

*1) cf. TABLE 2.8.2

*2) cf. Eq.(2.8.8)

$$M^2 = \frac{1.121/0.82-1}{1.33 \times 10^{-3}} = 278 \text{ cm}^2$$

$$\therefore K_{eff}(z) = \frac{1.121}{1+278 B_g^2(z)}$$

2.4) 減衰中性子束による熱発生 $\phi'(t)$ の計算

a) 動特性方程式

MCA 後の K_{eff} 変化は, Fig. 2.8.3 に計算したようになる. それに対応する中性子束の変化を計算する. 時間の起点としては $K_{eff} < 1.0$ になり始める時点をとる, それ以前は定格運転の状態 (熱発生, 熱除去とも) にあるとする.

動特性方程式は次式で与えられる¹⁰⁾.

$$\frac{dn}{dt} = \frac{K_{eff} - 1 - \beta}{l} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i \dots\dots\dots (2.8.12)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{K_{eff} \beta_i}{l} n - \lambda_i C_i \dots\dots\dots (2.8.13)$$

$$K_{eff} = K_{eff}(t) \dots\dots\dots (2.8.14)$$

ただし, λ_i, β_i は TABLE 2.8.5 で与えられる¹⁰⁾.

$K_{eff}(t)$ は Fig. 2.8.3 で与えられる.

b) K_{eff} が step 状に 0 となる場合の検討

$t=0$ で K_{eff} が瞬時に 0 となる場合の中性子束の経時変化を検討する. まず, 即発中性子の $t=+0$ sec における値を求める. (2.8.13) 式より

$$C_{i0} = \frac{\beta_i}{\lambda_i l} n_0 \dots\dots\dots (2.8.15)$$

(2.8.12) 式より

$$0 = \frac{-1 - \beta}{l} n_1 + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_{i1} = -\frac{1 + \beta}{l} n_1 + \frac{\beta}{l} n_0$$

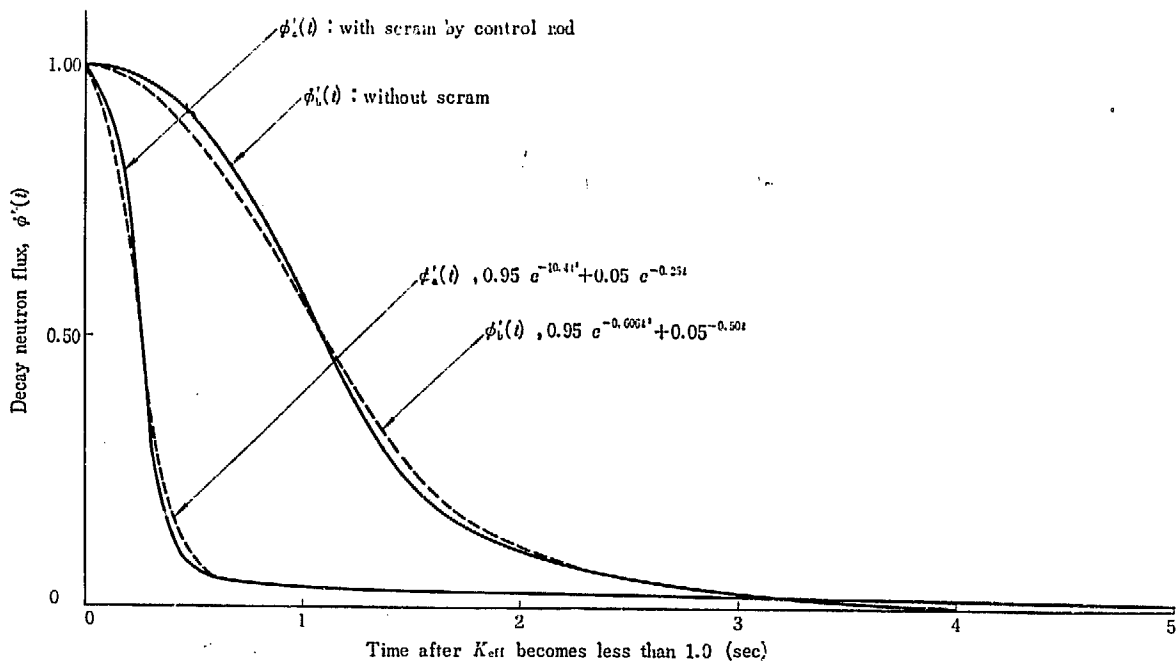


Fig. 2.8.6 Change of decay neutron flux, $\phi'(t)$

$$\therefore n_1 = \frac{\beta}{1+\beta} n_0 \simeq \beta n_0 \dots\dots\dots (2.8.16)$$

ただし, n_0 : $t = -0$ sec の中性子個数
 n_1 : $t = +0$ " "
 C_{i0} : $t = -0$ sec の遅発中性子 precursor の個数
 C_{i1} : $t = +0$ " "
 $C_{i0} \simeq C_{i1}$ とする.

一方, 遅発中性子の経時変化は (2.8.13) 式より

$$C_i = C_{i0} e^{-\lambda_i t}$$

$$\therefore n_d = \sum_{i=1}^6 \beta_i n_0 e^{-\lambda_i t} \dots\dots\dots (2.8.17)$$

以上を図に示すと Fig. 2.8.7 のようになる.

$t=0$ で ϕ は 0.0064ϕ まで瞬時に下がり, 以後 (2.8.17) 式により徐々に減少する.

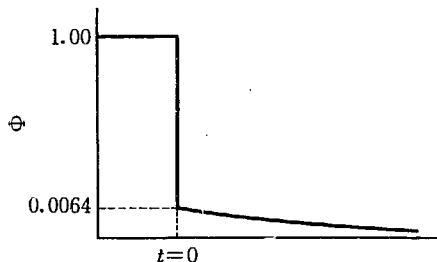


Fig. 2.8.7 Delayed neutron flux

TABLE 2.8.5 Delayed neutron constants (thermal fission of ^{235}U)

Delayed neutron group	λ_i	β_i
1	3.01 sec ⁻¹	0.00027
2	1.14	0.00074
3	0.301	0.00253
4	0.111	0.00125
5	0.0305	0.00140
6	0.0124	0.00021

$\beta = 0.0064$

c) K_{eff} が Fig. 2.8.3 に従って変化するとき

(2.8.12), (2.8.13), (2.8.14) 式をアナコンで解析したのが Fig. 2.8.6 である. Fig. 2.8.6 において, $\phi_a'(t)$ は制御棒でスクラムする場合で, Fig. 2.8.3 の (a), (b) 曲線の K_{eff} に対応し, $\phi_b'(t)$ は制御棒でスクラムしない場合で Fig. 2.8.3 の (c) 曲線の K_{eff} に対応する.

- Case 1 (0.8 sec 後にスクラム信号) } $\dots\dots\phi_a'(t)$
- Case 2 (5.0 " ") } $\dots\dots\phi_a'(t)$
- Case 3 (制御棒スクラムなし) $\dots\dots\phi_b'(t)$

$\phi_a'(t)$, $\phi_b'(t)$ を式で近似するのに一番問題となるのは総発熱量であるので, $\int_0^\infty \phi'(t) \cdot dt$ が

同一になるように近似式を作る.

Fig. 2.8.6 を図式積分おこなうと

$$\left. \begin{aligned} \int_0^\infty \phi_a'(t) \cdot dt &= 0.461 \text{ sec} \\ \int_0^\infty \phi_b'(t) \cdot dt &= 1.18 \text{ sec} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.8.17)$$

$\phi'(t)$ を $(a_1 e^{-b_1 t^2} + a_2 e^{-b_2 t})$ の形でそれぞれ近似し, $\int_0^\infty (a_1 e^{-b_1 t^2} + a_2 e^{-b_2 t}) \cdot dt$ が, それぞれ (2.8.17) 式に等しく, $t=0$ のときに $\phi'(t)=1.00$ になるように a_1, a_2, b_1, b_2 を選ぶと次式のようなになる.

$$\left. \begin{aligned} \phi_a'(t) &= 0.95 e^{-10.4t^2} + 0.05 e^{-0.25t} \\ \phi_b'(t) &= 0.95 e^{-0.606t^2} + 0.05 e^{-0.50t} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.8.18)$$

(2.8.18) 式を Fig. 2.8.6 に $\phi_a'(t), \phi_b'(t)$ と同時に示す.

一方, 燃料セグメントの発熱量 (100% 定格出力時) は, (2.8.1) 式より 29.0 cal/sec·cm ($f_s=1.00$ のセグメント 1 cm あたり) である.

$$\therefore \phi_{a1}'(t) = 27.5 e^{-10.4t^2} + 1.45 e^{-0.25t} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm of segment} \dots\dots\dots (2.8.19)$$

$$\phi_{b1}'(t) = 27.5 e^{-0.606t^2} + 1.45 e^{-0.50t} \quad \text{''} \quad \dots\dots\dots (2.8.20)$$

ただし, $\phi_{a1}'(t) : f_s=1.00$ に対応する $\phi_a'(t)$

$\phi_{b1}'(t) : \quad \quad \quad \text{''} \quad \quad \quad \phi_b'(t)$

3) MCA 時の全熱発生 $Q_1'(t)$

$$Q_1'(t) = q_1'(t) + \phi_1'(t) \dots\dots\dots (2.8.21)$$

$$\therefore Q'(t) = f_s \cdot Q_1'(t) = f_s [q_1'(t) + \phi_1'(t)] \dots\dots\dots (2.8.22)$$

ただし, $Q'(t) : \text{セグメント 1 cm あたり熱発生 (cal/sec}\cdot\text{cm)}$

$f_s : \text{セグメント peaking factor}$

$q_1'(t) : \text{崩壊熱 (cal/sec}\cdot\text{cm)} \dots\dots (2.8.2) \text{ 式より}$

$\phi_1'(t) : \text{減衰中性子束熱発生 (cal/sec}\cdot\text{cm)}$

Case 1 and Case 2..... (2.8.19) 式より

Case 3..... (2.8.20) 式より

2.9 セグメント被覆破損温度の検討

MCA 時に, 原子炉冷却水がそう失すると, 崩壊熱により燃料セグメントの温度が上昇する. 設計通り core spray 系統が作動すれば, セグメント被覆温度は崩壊熱と core spray 流量で決まる一定の値にやがて落ち着き, 時間とともに崩壊熱が徐々に減少するにつれ, 被覆温度も低下する. しかし, core spray 流量の少ないセグメントでは, 被覆温度が過度に上昇し, プレナムに蓄積された F.P. カス等の内圧上昇に耐えなくなり, 被覆を破損する可能性がある.

以下, セグメント被覆の破損する温度を計算する.

1) 計算の仮定

- a) Core spray が作動した後の準定常状態（崩壊熱の経時変化によって T_{c2} がきわめてゆるやかに下がる状態）につき計算する。

Core spray 始動前後の T_{c2} の過渡的変化については 2.12.7 で検討する。

- b) セグメント被覆表面温度 T_{c2} は、平均温度 T_c に等しいとする。
 c) プレナムガスの温度は、同一セグメント内の f_{sm} の点の T_c に等しいとする。実際にはプレナム部の f_s は f_{sm} よりかなり低いので、この仮定はかなり安全側の仮定である。2.12.6 で詳細に検討する。
 d) ジルカロイ被覆の spray 水による腐食は考慮しない。

ジルカロイ-2 の spray 水による腐食率 $\epsilon(T)$ が与えられたときの計算方法は 2.12.8 で検討する。

- e) ジルカロイ-2（冷間加工，照射後）の高温における引張応力 ζ_{max} は、400°C までの実験値を外挿して用いる。

ζ_{max} が 1/2 になったときの検討は 2.12.2 でおこなう。

- f) ジルカロイ-2 管（冷間加工，照射後）の高温における破壊前の uniform elongation として 5% を仮定する。

Uniform elongation を 0 としたときの検討は 2.12.2 でおこなう。

2) 計 算

- a) セグメント内のガス圧の計算

セグメント内圧は次式で与えられる⁴⁾。

$$P_{in} = 85.0 \frac{\Gamma N T}{V} \dots \dots \dots (2.9.1)$$

ただし、 P_{in} ：セグメント内圧 (kg/cm²)
 Γ ：圧縮係数=1.08
 N ：プレナムに蓄積されたガス量 (モル)
 T ：絶対温度 (°K)
 V ：プレナム体積 (cm³)
 $V=9.77 \text{ cm}^3$ (uniform elongation 5%)
 (0.596 in^3)

$$\therefore P_{in} = 85.0 \times \frac{1.08 N T}{9.77} = 9.40 N T \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots \dots \dots (2.9.2)$$

$$N = N_{He} + N_{vol} + (\sum N_{\tau})_p \dots \dots \dots (2.9.3)$$

ただし、 N_{He} ：セグメント内 He 量 (モル)
 N_{vol} ：セグメント内水分などの量 (モル)
 $(\sum N_{\tau})_p$ ：プレナム内 F. P. 量 (モル)

温度による P_{in} の変化を計算したのが TABLE 2.9.1 である。

TABLE 2.9.1 の結果をグラフに示したのが Fig. 2.9.1 直線 (a₁) ~ (a₇) である。

- b) ジルカロイ-2 管の破損する内圧 P_d の計算

TABLE 2.9.1 Calculation of internal pressure of segment, P_{in}

Segment No.	$f_{sm}^{*1)}$	$(\frac{N_{He} + N_{vol}}{N_{vol}})^{*2)}$	$(\sum N_{\tau})_p^{*3)}$	$N^{*4)}$	$P_{in}^{*5)}$	T_1	P_{in}	T_2	P_{in}
B ₁₄	3.47	$\times 10^{-3} \text{mol}$ 3.55	$\times 10^{-3} \text{mol}$ 6.72	$\times 10^{-3} \text{mol}$ 10.27	0.0965 T	600°C (873°K)	kg/cm ² 84.2	900°C (1,173°K)	kg/cm ² 113.4
B ₄₄	2.95	"	3.53	8.08	0.0759 T	"	66.2	"	89.2
B ₃₂	2.53	"	2.30	5.85	0.0550 T	"	48.0	"	64.6
B ₆₄	2.01	"	1.34	4.89	0.0460 T	"	40.2	"	54.1
B ₈₄	1.47	"	0.96	4.51	0.0423 T	"	37.0	"	49.8
B ₈₁	1.08	"	0.71	4.26	0.0400 T	"	34.9	"	47.0
A ₅₁	0.78	"	0.41	3.96	0.0372 T	"	32.5	"	43.7

*1) cf. TABLE 2.4.5

*2) cf. p. 57, GEAP-3767⁴⁾

$$N_{He} = 0.44 \times 10^{-3} \text{ mol}$$

$$N_{vol} = 3.11 \times 10^{-3} \text{ mol}$$

*3) From TABLE 2.6.3

*4) *2) + *3)

*5) From Eq.(2.9.2)

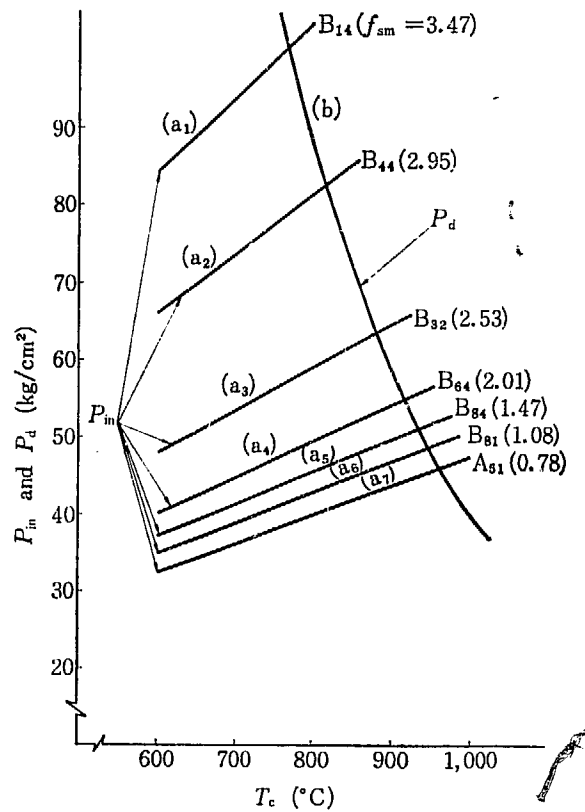


Fig. 2.9.2 Calculation of segment clad rupture temperature, T_d

ジルカロイ-2 管の破損内圧は次式で与えられる.

$$P_d = \frac{\zeta_{\max} \cdot d}{b} \text{ (kg/cm}^2\text{)} \dots\dots\dots (2.9.4)$$

ただし, P_d : 被覆破損内圧 (kg/cm²)

ζ_{\max} : 円周方向最大引張応力 (kg/cm²)

d : 被覆管厚さ=0.0686 cm (0.027") (仕様最小値)

b : " 内半径=0.662 cm (0.2604") (5% elongation)

ジルカロイ-2 (冷間加工, 照射) の高温における引張応力 ζ_{\max} は Fig. 2.9.2 の値を使用する.

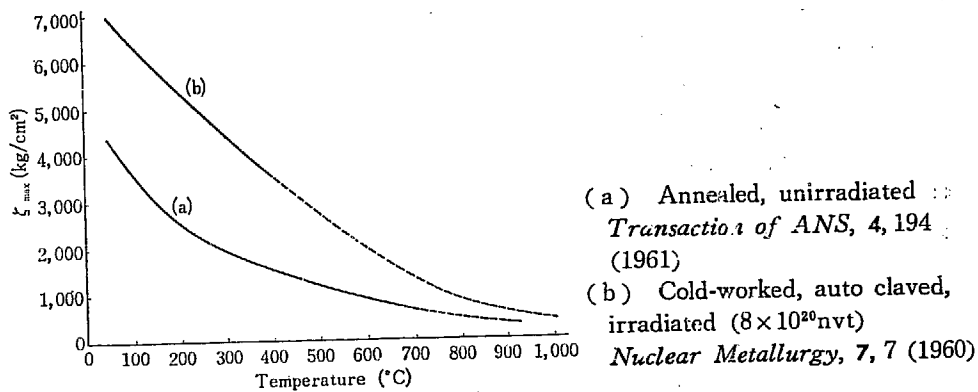


Fig. 2.9.2 Tensile strength of zircaloy-2

TABLE 2.9.2 の P_d をグラフにしたものが Fig. 2.9.1 曲線 (b) である.

c) セグメント被覆破損温度 T_d の計算

セグメント被覆の破損する温度は, Fig. 2.9.1 の曲線 (a₁) ~ (a₇) と (b) の交点として求められる.

それを表にしたのが TABLE 2.9.3 である.

TABLE 2.9.3 をグラフにしたのが Fig. 2.9.3 である.

TABLE 2.9.2 Calculation of segment clad rupture pressure, P_d

T	$\zeta_{\max}^{*1)}$	$P_d^{*2)}$
600°C	1,940 kg/cm ²	201 kg/cm ²
700	1,340	139
800	845	87.6
850	695	70.5
900	570	59.2
950	460	47.7

*1) From curve (b) in Fig. 2.9.2

*2) cf. Eq.(2.9.4)

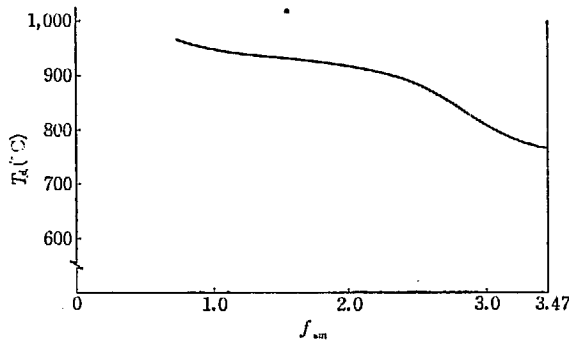


Fig. 2.9.3 Segment clad rupture temperature, T_d

TABLE 2.9.3 Segment clad rupture temperature, T_d

f_{sm}	T_d
3.47	767°C
2.95	815
2.53	880
2.01	915
1.47	935
1.08	945
0.78	960

2.10 Core Spray による熱除去の検討

1) 加熱された燃料棒を spray 水によって冷却する場合、その熱伝達の過程は、次のうちの1つになるであろう。

a) 非沸騰領域

すべての加熱棒の温度が飽和温度以下の場合の熱伝達。

b) 遷移沸騰領域

この領域の検討はあまりおこなわれていないが、この領域はきわめて不安定で、わずかの熱を加えるだけで、次の膜沸騰領域に移行する。

c) 膜沸騰領域

通常の炉心の熱束と spray 流量の範囲ではこの領域になる。この過程は水に加熱体が浸されているが、熱束が大となり、表面が蒸気で覆われている場合の膜沸騰熱伝達と多少似ている。

2) Spray cooling 熱伝達の実験結果

G. E. 社では、西ドイツの RWE, BWR に core spray 系統を設けた場合に、燃料要素のモックアップを作り spray cooling のテストをおこなった⁸⁾。JPDR の燃料要素の構造、寸法は RWE, BWR とほとんど同じであり、core spray の設計条件も似ているので、RWE の実験結果は JPDR の spray cooling に応用できよう。

実験の結果、spray cooling 熱伝達は次式で与えられることがわかった。

$$\frac{q''}{(T_{c2} - T_{cs})^{3/4}} = \gamma \dots\dots\dots (2.10.1)$$

ただし、 q'' : 表面熱束 (cal/sec·cm²)

T_{c2} : 被覆表面温度 (°C)

T_{cs} : core spray 水温度 (°C)

γ : Fig. 2.10.1 より得る (cal/sec·cm²·°C^{4/3})

セグメントの位置、ノズルの種類、圧力などを変えておこなった実験結果を Fig. 2.10.1 に示し

である。流量配分実験の結果、セグメント位置 2 において、セグメント・スプレー流量率 F_s がほとんど 1.0 に近い。それゆえ、位置 2 における実験結果のうち、最低の熱伝達率を与える曲線（平均セグメント・スプレー流量曲線）を以下の計算に使用する。この曲線を拡大したのが Fig. 2.10.2 である。

3) Core spray 流量配分の検討

a) Core spray 効率 η

Core spray 母管は、圧力容器内側のチムニー上部に取付けられており、8 箇のスプレー・ノ

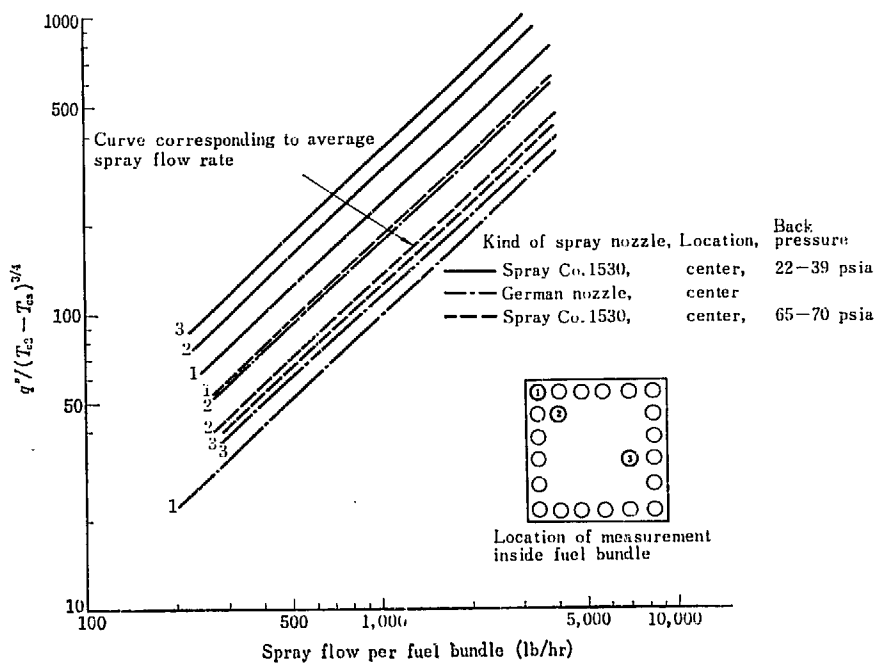


Fig. 2.10.1 Experimental results of spray cooling heat transfer [cf. GEAP-3318⁸¹]

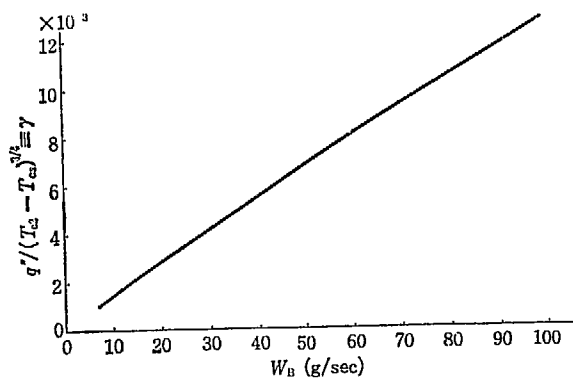


Fig. 2.10.2 Spray cooling heat transfer

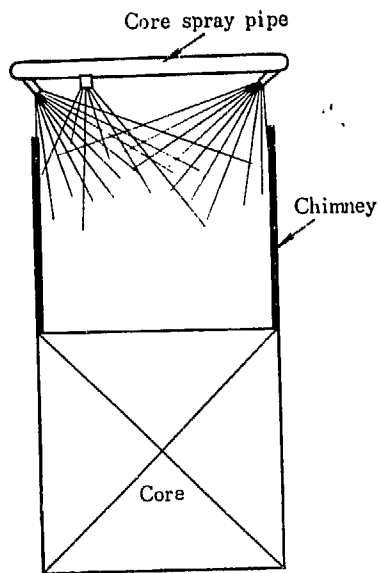


Fig. 2.10.3 Sketch of core spray

ズルを有す (Fig. 2.10.3).

スプレー・ノズルはいずれも炉心中央に向って傾斜して取付けられており、ノズルからのスプレー水の噴出角度は 66~70° である。

幾何学的配置より検討すると、スプレー水のうち 95% 以上はチムニー内側に噴射される。

安全をとって以下の計算には、スプレー効率 $\eta=90\%$ を標準ケースとする。

b) 燃料束スプレー・流量配分率 F_B

8 箇のスプレー・ノズルより噴出されたスプレー水が各燃料束に不均等に分布することが考えられる。燃料束スプレー流量配分率 F_B を次のように定義する。

$$F_B \equiv \frac{W_B}{\bar{W}_B} = \frac{W_B}{W_{cs}/72} \dots\dots\dots (2.10.2)$$

ただし、 W_B : 燃料束のスプレー流量 (g/sec)
 \bar{W}_B : " の平均スプレー流量 (g/sec)
 W_{cs} : Core spray 流量 (g/sec)

実際には炉心中央部の熱束の大きい部分において、各ノズルからのスプレー水の衝突が大となるので、中央部の燃料束の F_B が他より大となり、安全側となるであろう。それゆえ計算上は燃料束スプレー流量率 F_B は 1.0 を標準ケースとする。

しかし、スプレー・ノズルの 1 箇がつまったり、あるいはなんらかの理由で燃料束スプレー流量配分の悪くなる場合の検討も 2.12.3 においておこなう。

c) セグメント・スプレー流量配分率 F_s

1 つの燃料束の上面に、一様なスプレー水が注がれたとしても、燃料束の構造が複雑であり、ことに上部に、上部燃料棒支持板、把手などがあり、さらに、周囲にチャンネルボックスがあるので、各セグメントによりスプレー流量配分が異なってくる。

セグメント・スプレー流量配分率 F_s を次のように定義する。

TABLE 2.10.1 Distribution of segment spray flow rate, F_s

RUN No. W_B F_s	1	2	3	4	5	6	7	8	9	Sum	Cumulative sum	Cumulative %
	lb/hr 1,100	1,010	1,010	1,010	960	960	950	950	900			
>2.01	2	3	5	2	2	2	2	2	2	22	324	100
1.51~2.00	9	5	6	6	10	9	5	10	6	71	302	93.3
1.01~1.50	8	9	5	10	6	7	6	6	10	67	231	71.3
0.81~1.00	2	2	1	2	3	3	2	3	4	22	164	50.6
0.61~0.80	0	4	1	2	1	0	1	1	0	10	142	43.8
0.41~0.60	3	2	6	4	3	5	4	3	3	33	132	40.7
0.31~0.40	5	3	2	1	3	2	3	3	3	25	99	30.6
0.21~0.30	4	5	5	7	5	5	5	5	7	48	74	22.8
0.11~0.20	3	2	4	1	3	3	3	3	1	23	26	8.0
<0.10	0	1	1	1	0	0	0	0	0	3	3	0.9

Total=324

$$F_s \equiv \frac{W_s}{\bar{W}_s} = \frac{W_s}{W_B/36} \dots\dots\dots (2.10.3)$$

ただし、 W_B : 燃料束のスプレー全流量 (g/sec)
 W_s : セグメント1本のスプレー流量 (g/sec)
 \bar{W}_s : セグメントの平均スプレー流量 (g/sec)

G. E. 社でおこなったモックアップ・テストの結果⁸⁾を整理したのが TABLE 2.10.1 である。

TABLE 2.10.1 の累計百分率をグラフに示したのが, Fig. 2.10.4 である。Fig. 2.10.4 には、実験のバラッキを見るために、RUN No. 1~4 の平均値、および RUN No. 5~9 の平均値を、それぞれ曲線 (a), (b) で示してあるが、非常に良い一致を示している。

以下の計算には平均曲線 (c) を使う。

- (a) - - - - $W_B = 1,100 \sim 1,010$ lb/hr (mean value of 4 runs)
- (b) - - - - $W_B = 900 \sim 960$ lb/hr (mean value of 5 runs)
- (c) ——— mean value curve

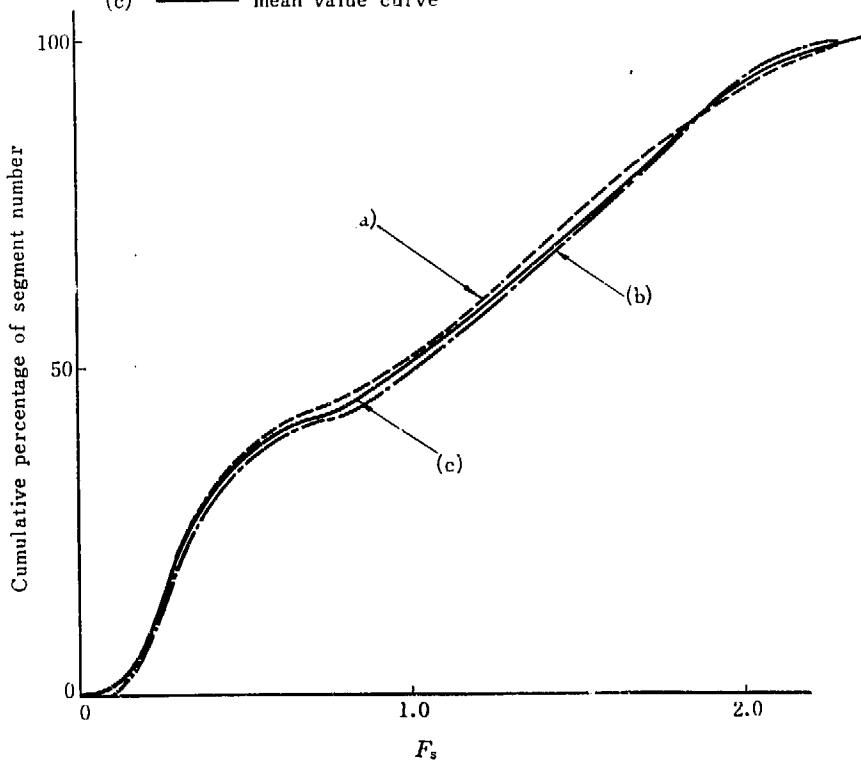


Fig. 2.10.4 Cumulative percentage of segment flow rate distribution

4) セグメント被覆温度の計算

Core spray が作動したときの被覆温度 T_c を計算する。

a) セグメント熱発生 $Q'(t)$

「2.8 燃料棒熱源の計算」で検討したように、MCA 後の燃料棒の熱発生は次式で与えられる。

$$Q'(t) = q'(t) + \phi'(t)$$

ただし、 $Q'(t)$: 燃料棒の全発熱量 (cal/sec·cm) (2.10.4)
 $q'(t)$: " 崩壊熱 (cal/sec·cm)
 $\phi'(t)$: " 減衰中性子束熱発生 (cal/sec·cm)

TABLE 2. 10. 2 Calculation of segment clad temperature, T_c ($F_B=1.0$)

f_0	$q''^{*1)}$	F_s	$W_B^{*2)}$	$\gamma^{*3)}$	$(T_c - T_{cs})^{3/4*4)}$	$T_c^{*5)}$
3.47	cal/sec·cm ² 1.06	1.0	119 g/sec	15.1×10^{-3}	70.2	385°C
		0.8	95.2	12.2	86.8	484
		0.6	71.3	9.50	112	640
		0.4	47.7	6.45	164	1,000
		0.2	23.8	3.41	311	
3.00	0.915	1.0		15.1×10^{-3}	60.5	330
		0.8		12.2	75.0	415
		0.6		9.50	96.2	540
		0.4		6.45	142	840
		0.2		3.41	268	1,840
2.50	0.762	1.0		15.1×10^{-3}	50.4	280
		0.8		12.2	62.3	345
		0.6		9.50	80.2	445
		0.4		6.41	118	680
		0.2		3.41	223	1,460
2.00	0.610	1.0		15.1×10^{-3}	40.4	235
		0.8		12.2	50.0	280
		0.6		9.50	64.2	355
		0.4		6.41	94.5	530
		0.2		3.41	179	1,115
1.50	0.458	1.0		15.1×10^{-3}	30.3	190
		0.8		12.2	37.6	220
		0.6		9.50	48.2	270
		0.4		6.41	71.1	390
		0.2		3.41	134	785
1.00	0.305	1.0		15.1×10^{-3}	20.2	155
		0.8		12.2	25.0	170
		0.6		9.50	32.1	200
		0.4		6.41	47.2	265
		0.2		3.41	89.4	500
0.75	0.229	1.0		15.1×10^{-3}	15.2	140
		0.8		12.2	18.8	150
		0.6		9.50	24.1	170
		0.4		6.41	35.5	215
		0.2		3.41	67.2	370

*1) From Eqs.(2.10.6) and (2.10.8)

*2) $F_B=1.0$, $W_{cs}=150 \text{ gpm} \times \gamma$

\therefore From Eq.(2.10.2)

$$W_B = \frac{W_{cs}}{72} = \frac{150 \text{ gpm} \times 0.9}{72} = 119 \text{ g/sec (943 lb/hr)} \dots\dots\dots (2.10.9)$$

*3) cf. Fig. 2.10.2

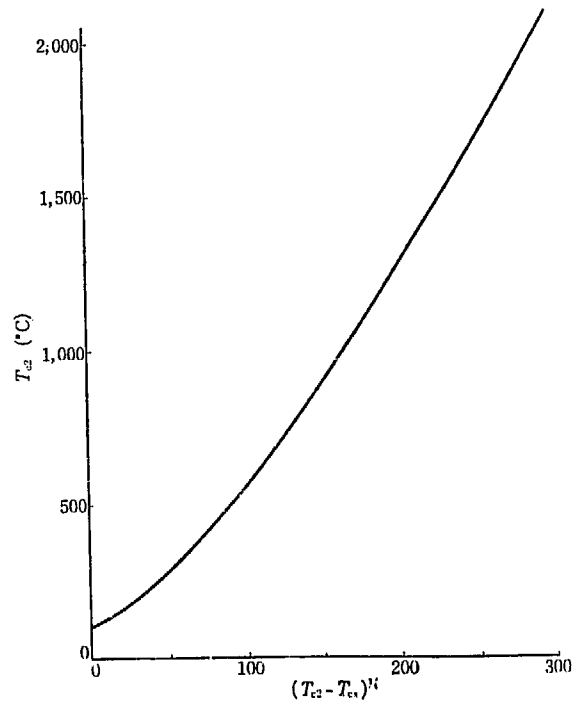
*4) cf. Eq.(2.10.1) *4) = *1) \div *3)

*5) Assumed $T_{cs}=100^\circ\text{C}$ in Fig. 2.10.5

Fig. 2.8.6 からわかるように $\phi'(t)$ は最初の数秒間しか問題にならず、それ以降は $q'(t)$ のみになる。

$K_{eff} < 1.0$ になり始める点を時間の 0 点にとれば、Fig. 2.8.3 より、この時刻は MCA 後約 6 sec である。それゆえ core spray は約 9 sec 後 (MCA 後 15 sec) に始動する。

今の計算では 15 sec 後の崩壊熱が、それ以降連続して UO_2 に加わるとして、セグメント被覆表面温度 ($T_{c2} \approx T_c$) を計算する。



(T_{cs} is assumed 100°C)

Fig. 2.10.5 Calculation chart for T_{c2}

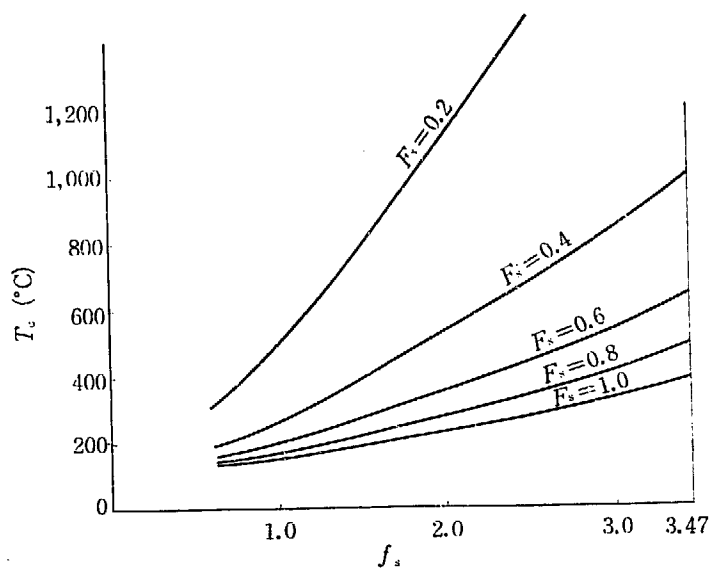


Fig. 2.10.6 Segment clad temperature, T_c

Fig. 2.8.1 より 15 sec 後の q_1' は

$$q_1' = 1.36 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm} \dots\dots\dots (2.10.5)$$

$$\therefore q_1'' = q_1' \div 2\pi c$$

$$= 1.36 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm} \div (3.14 \times 1.412) \text{ cm}^2/\text{cm}$$

$$= 0.305 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2 \text{ (} f_s = 1.00, 15 \text{ sec 後)} \dots\dots\dots (2.10.6)$$

セグメント peaking factor が, f_s であるセグメントについては,

$$q'' = f_s \cdot q_1'' = 0.305 \cdot f_s \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2 \dots\dots\dots (2.10.8)$$

$f_s = 3.47 \sim 0.75$ の範囲で, 各セグメント・スプレー流量率 F_s に対応する. セグメント被覆温度 T_c を計算したのが TABLE 2.10.2 である.

TABLE 2.10.2 の結果を図示したのが Fig. 2.10.6 である.

2.11 MCA 時 F.P. 放出量の計算

MCA 時に, セグメント被覆の破損温度は Fig. 2.9.3 に示すように, セグメント peaking factor f_{sm} が大きいほど小さくなる. 一方, セグメント被覆温度は Fig. 2.10.6 に示すように, f_{sm} の大きいほど, F_s の小さいほど大きくなる. セグメント peaking factor f_{sm} の大きいほど, 大きいセグメント・スプレー流量率 F_s で破損を生ずる.

F.P. ガスの放出量を計算するには, 各セグメントごとに被覆が破損するか否かを検討する必要がある. 1つの燃料束内におけるスプレー流量配分率 F_s は, セグメントの燃料束内位置と, ある程度相関々係があるかも知れないが, 計算の目的で F_s の燃料束内における分布は一様な確率現象と仮定し, F_s の頻度は Fig. 2.10.4 に従うものとする.

各燃料束ごとに f_{sm} と F_s の最悪, 最良の組合せを考慮し, F.P. 放出量の最大値と最小値を計算する. もちろん, 実際の F.P. 放出量は, この中間になる.

TABLE 2.11.1 Spray flow rate to give clad rupture, F_{sd}

f_{sm}	$T_d^{*1)}$ °C	$(T_c - T_{cs})^{*2)}$ °C	$q''^{*3)}$ cal/sec·cm ²	$\gamma^{*4)}$ × 10 ⁻³	$W_B^{*5)}$ g/sec	$F_{sd}^{*6)}$
3.47	767	131	1.06	8.08	60.0	0.50
3.00	810	137	0.915	6.67	48.6	0.41
2.50	885	148	0.762	5.15	37.4	0.31
2.00	917	152	0.610	4.02	28.6	0.24
1.50	933	155	0.458	2.96	21.0	0.18
1.00	948	157	0.305	1.94	13.5	0.11
0.75	963	159	0.229	1.44	10.0	0.08

*1) cf. Fig. 2.9.3

*2) cf. Fig. 2.10.5

*3) cf. TABLE 2.10.2

*4) cf. Eq.(2.10.1), $\gamma = *3) \div *2)$

*5) cf. Fig. 2.10.2

*6) cf. Eq.(2.10.9), $W_B = 119 \text{ g/sec}$ (for $F_s = 1.00$)

TABLE 2.11.2 Calculation of maximum F. P. gas release

Fuel bundle No.	*1) Number of fuel bundle	Segment No.	*2) f_{sm}	*3) Number of segment	*4) F_{sd}	*5) Cumulative sum of F_s	*6) Amount of ruptured segments	Core *7)	κ *8)	ϕ_s *9)	F. P. gas release *10)
	%			%		%	%	%	%		%
A ₁	2.78	A ₁₄	1.33	8.3	<0.15	3	3.0	0.08	10	0.93	0.008
		A ₁₃	1.21	30.5	0.13		0	0			0
		A ₁₂	1.08	16.7			0	0			0
		A ₁₁	0.98	44.5			0	0			0
A ₂	5.55	A ₂₄	1.29	8.3	0.14	3	3.0	0.17	10	0.91	0.015
		A ₂₃	1.18								
		A ₂₂									
		A ₂₁									
A ₃	2.78	A ₃₄	1.27	8.3	0.13	3	3.0	0.09	10	0.89	0.008
		A ₃₃	1.15								
A ₄	5.55	A ₄₄	1.20	8.3	0.13	3	3.0	0.17	10	0.86	0.014
		A ₄₃									
A ₅	5.55	A ₅₄	1.06	8.3	0.11	2	2.0	0.11	10	0.82	0.009
		A ₅₃									
A ₆	8.35	A ₆₄	0.86	8.3	0.09	1	1.0	0.08	10	0.67	0.005
		A ₆₃									
A ₇	5.55	A ₇₄	0.76	8.3	0.09	1	1.0	0.06	10	0.58	0.004
		A ₇₃									
A ₈	5.55	A ₈₄	0.76	8.3	0.09	1	1.0	0.06	10	0.50	0.004
		A ₈₃									
A ₉	8.35	A ₉₄	1.07	8.3	0.11	2	2.0	0.17	10	0.72	0.012
		A ₉₃									
Sub-total = 0.08%											
B ₁	2.78	B ₁₄	3.47	8.3	<0.50	37	8.3	0.23	34	2.77	0.22
		B ₁₃	3.17	30.5	0.43	32	28.7	0.80	26	2.53	0.53
		B ₁₂	2.83	16.7	0.37	28	0	0			0
		B ₁₁	2.55	44.5	0.32	24	0	0			0
B ₂	5.55	B ₂₄	3.23	8.3	0.44	33	8.3	0.46	28	2.63	0.34
		B ₂₃	2.94	30.5	0.39	29	24.7	1.37	25	2.39	0.82
		B ₂₂	2.63	16.7	0.33						
		B ₂₁	2.37	44.5							
B ₃	2.78	B ₃₄	3.10	8.3	0.42	31	8.3	0.23	23	2.48	0.13
		B ₃₃	2.83	30.5	0.37	28	22.7	0.63	20	2.26	0.29
		B ₃₂	2.53	16.7							
B ₄	5.55	B ₄₄	2.95	8.3	0.39	29	8.3	0.46	21	2.33	0.23
		B ₄₃	2.69	30.5	0.34	25	20.7	1.15	17	2.13	0.42
		B ₄₂	2.40	16.7							
B ₅	5.55	B ₅₄	2.59	8.3	0.32	24	8.3	0.46	17	2.15	0.17
		B ₅₃	2.36	30.5	0.29	21	15.7	0.87	14	1.95	0.24
		B ₅₂	2.11	16.7							
B ₆	8.35	B ₆₄	2.01	8.3	0.24	12	8.3	0.69	11	1.68	0.13
		B ₆₃	1.83	30.5	0.21	9	3.7	0.31	10	1.54	0.05
		B ₆₂	1.64	16.7							
B ₇	5.55	B ₇₄	1.74	8.3	0.20	8	8.0	0.44	10	1.44	0.06
		B ₇₃	1.58	30.5							
B ₈	5.55	B ₈₄	1.47	8.3	0.16	5	5.0	0.28	10	1.36	0.04
		B ₈₃	1.34								
B ₉	8.35	B ₉₄	1.74	8.3	0.20	8	8.0	0.67	10	1.67	0.11
		B ₉₃	1.58								
Sub-total = 3.78%											
Total = 3.86%											

*1) cf. TABLE 2.4.1, Total number of fuel bundle is 144, and number of B₁ is 4.

*2) cf. TABLE 2.4.5

*3) cf. TABLE 2.4.4, Number of B₁₄ is 3 and number of segments per fuel bundle is 36.

*4) cf. Fig. 2. 11. 1

*5) cf. Fig. 2. 10. 4

*6) Only 8.3% of total segments is B₁₄. Cumulative sum from the top line in column *6) must not exceed percentage shown in column *5), for instance, for fuel bundle B₁, amount of ruptured segments are 8.3% for B₁₄ (B₁₄ is ruptured entirely), 28.7% for B₁₃ and none for B₁₂ and B₁₁, respectively. If assumption is made that more than 28.7% of B₁₃ is ruptured, it is unreasonable because ruptured segments of B₁₄ plus B₁₃ exceeds 37% (cumulative sum of F_s). It is self-explaining that such combination as to rupture segments with larger f_{sm} first, gives maximum F. P. gas release.

*7) Amount of ruptured segments/total number of segments in whole core = *1) × *6)

*8) cf. Fig. 2. 6. 4

*9) cf. TABLE 2. 5. 4

*10) *7) × *8) × *9)

TABLE 2. 11. 3 Calculation of minimum F. P. gas release

Fuel bundle No.	Number of fuel bundle	Segment No.	f _{sm}	Number of segment	F _{sd}	Cumulative sum of F _s	Amount of ruptured segments ^{*11)}	Core	κ	ψ _s	F. P. gas release
A ₁	2.78%	A ₁₁	0.98	44.5%	<0.10	2%	2.0%	0.06%	10%	0.68	0.004%
		A ₁₂	1.08	16.7	0.12	2	0	0			0
A ₂	5.55	A ₂₁	0.95	44.5	0.10	2	2.0	0.11	10	0.66	0.007
A ₃	2.78	A ₃₁	0.93	"	"	2	2.0	0.06	10	0.65	0.004
A ₄	5.55	A ₄₁	0.88	"	0.09	1	1.0	0.06	10	0.63	0.004
A ₅	5.55	A ₅₁	0.78	"	0.08	1	1.0	0.06	10	0.60	0.004
A ₆	8.35	A ₆₁	0.63	"	0.07	1	1.0	0.08	10	0.49	0.004
A ₇	5.55	A ₇₁	0.56	"	"	1	1.0	0.06	10	0.42	0.003
A ₈	5.55	A ₈₁	0.56	"	"	1	1.0	0.06	10	0.36	0.002
A ₉	8.35	A ₉₁	0.78	"	0.08	1	1.0	0.08	10	0.53	0.004
Sub-total=0.04%											
B ₁	2.78	B ₁₁	2.55	44.5	0.32	24	24.0	0.67	16	2.03	0.22
		B ₁₂	2.83	16.7	0.37	28	0	0			0
		B ₁₃	3.17	30.5	0.43	32	0	0			0
B ₂	5.55	B ₂₁	2.37	44.5	0.29	21	21.0	1.16	15	1.93	0.34
B ₃	2.78	B ₃₁	2.27	"	0.28	20	20.0	0.56	14	1.82	0.14
B ₄	5.55	B ₄₁	2.17	"	0.26	15	15.0	0.83	12	1.71	0.17
B ₅	5.55	B ₅₁	1.90	"	0.22	10	10.0	0.56	10	1.57	0.09
B ₆	8.35	B ₆₁	1.47	"	0.16	5	5.0	0.42	10	1.24	0.05
B ₇	5.55	B ₇₁	1.27	"	0.14	3	3.0	0.17	10	1.05	0.02
B ₈	5.55	B ₈₁	1.08	"	0.11	2	2.0	0.11	10	1.00	0.01
B ₉	8.35	B ₉₁	1.27	"	0.14	3	3.0	0.25	10	1.23	0.03

Sub-total=1.07%

Total=1.11%

*11) To calculate minimum F. P. gas release, segments with smaller f_{sm} should be combined with smaller F_s, in one fuel bundle.

1) セグメント被覆破損を生ずるセグメント・スプレー流量率 F_{sd} の計算

1つのセグメント peaking factor f_{sm} を有するセグメントに、ある程度以上のスプレー流量がかかれば、被覆温度 T_c は Fig. 2.9.3 の曲線より低くなり、被覆破損は生じない。

それぞれの f_{sm} に対し、被覆破損を生ずる温度と生ずるセグメント・スプレー流量率 F_{sd} を計算したのが TABLE 2.11.1 である。

以上をグラフにしたのが Fig. 2.11.1 である。

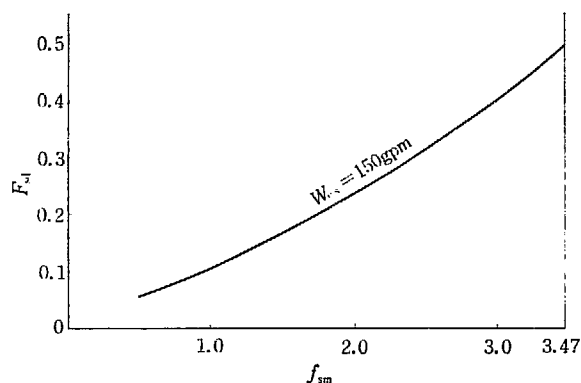


Fig. 2.11.1 Core spray flow rate to give segment clad rupture, F_{sd} ($\eta=0.9$)

2) F. P. ガス放出量の計算

a) F. P. ガス放出量最大値 (TABLE 2.11.2)

b) F. P. ガス放出量最小値 (TABLE 2.11.3)

2.12 Core Spray 系統の検討

軽水型動力炉の安全評価をおこなう上に、core spray 系統はきわめて重要な意味を有するので、種々の角度から詳細な検討を加える。

2.12.1 Core spray 流量の変化した場合の検討

JPDR の core spray 流量 W_{cs} の設計値は 150 gpm である。 W_{cs} が 75 gpm, 300 gpm になった場合の MCA 時 F. P. ガス放出量を「2.11 MCA 時 F. P. 放出量の計算」と同様の方法で計算する。計算の仮定として、スプレー流量 W_{cs} が $1/2$, 2倍になっても、セグメント・スプレー流量率 F_s の累積曲線は Fig. 2.10.4 の曲線 (c) で不変とする。

1) セグメント被覆破損を生ずる F_{sd} の計算

TABLE 2.11.1 を参照して TABLE 2.12.1 をうる。

これを図示したのが Fig. 2.12.1 である。

2) F. P. ガス放出量最大値の計算 ($W_{cs}=75$ gpm, 300 gpm)

TABLE 2.11.2 と同様に TABLE 2.12.2 をうる。これを図示したのが Fig. 2.12.2 の曲線 (a) である。

3) F. P. ガス放出量最小値の計算 ($W_{cs}=75$ gpm, 300 gpm)

TABLE 2.11.3 と同様に, TABLE 2.12.3 をうる. これを図示したのが Fig. 2.12.2 の曲線 (b) である.

4) 結 論

Fig. 2.12.2 より次のことが結論できる.

a) JPDR の core spray 流量の設計値 150 gpm はかなり妥当な値である. たとえば core spray 流量を2倍の 300 gpm に増加しても, Fig. 2.12.2 より分かるように, 最大 1.3% 以上, 最小

TABLE 2.12.1 Calculation of F_{sd} ($W_{cs}=75$ gpm and 300 gpm)

W_{cs}	f_{sm}	W_B to rupture segment* ¹⁾	F_{sd} * ²⁾
75 gpm	3.47	60.0 g/sec	1.01
	3.00	48.6	0.82
	2.50	37.4	0.63
	2.00	28.6	0.48
	1.50	21.0	0.35
	1.00	13.5	0.23
	0.75	10.0	0.17
300 gpm	3.47	60.0	0.25
	3.00	48.6	0.20
	2.50	37.4	0.16
	2.00	28.6	0.12
	1.50	21.0	0.09
	1.00	13.5	0.06
	0.75	10.0	0.04

*¹⁾ Smaller value of W_B than this gives clad rupture. (cf. TABLE 2.11.1)

*²⁾ cf. Eq. (2.10.9)

for $W_{cs}=150$ gpm, $W_B=119$ g/sec (for $F_s=1.00$)

$\therefore W_{cs}=75$ gpm, $W_B=59.5$ g/sec (")

$W_{cs}=300$ gpm, $W_B=238$ g/sec (")

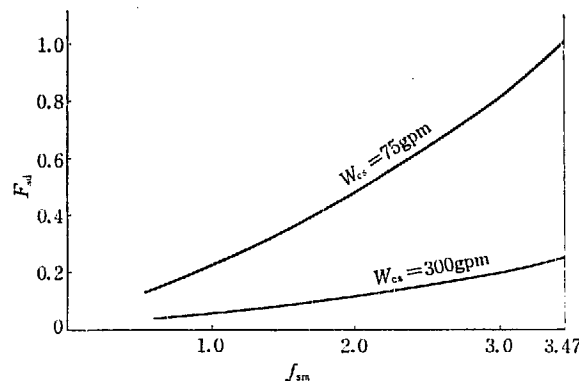


Fig. 2.12.1 Core spray flow rate to give segment clad rupture, F_{sd} ($W_{cs}=75$ gpm, 300 gpm, $\eta=0.9$)

TABLE 2.12.2 Calculation of maximum F. P. gas release ($W_{cs}=75$ gpm, 300 gpm)

W_{cs}	Fuel bundle No.	%	Segment No.	f_{sm}	Number of segment	$F_{sd}^{*1)}$	Cumulative sum of F_s	Amount of ruptured segments	Core	κ	ϕ_s	F. P. gas release
gpm					%		%	%	%	%		%
75	B ₁	2.78	B ₁₄	3.47	8.3	1.01	51	8.3	0.23	34	2.77	0.22
			B ₁₃	3.17	30.5	0.88	46	30.5	0.85	26	2.53	0.56
			B ₁₂	2.83	16.7	0.75	43	12.2	0.34	20	2.26	0.15
	B ₂	5.55	B ₂₄	3.23	8.3	0.90	47	8.3	0.46	28	2.63	0.34
			B ₂₃	2.94	30.5	0.79	44	30.5	1.69	25	2.39	1.01
			B ₂₂	2.63	16.7	0.68	42	8.2	0.46	18	2.14	0.18
	B ₃	2.78	B ₃₄	3.10	8.3	0.85	45	8.3	0.23	23	2.48	0.13
			B ₃₃	2.83	30.5	0.75	43	30.5	0.85	20	2.26	0.38
			B ₃₂	2.53	16.7	0.65	41	6.2	0.17	16	2.02	0.06
	B ₄	5.55	B ₄₄	2.95	8.3	0.79	44	8.3	0.46	21	2.33	0.23
			B ₄₃	2.69	30.5	0.70	42	30.5	1.69	17	2.13	0.61
			B ₄₂	2.40	16.7	0.61	41	5.2	0.29	14	1.90	0.08
	B ₅	5.55	B ₅₄	2.59	8.3	0.67	41	8.3	0.46	17	2.15	0.17
			B ₅₃	2.36	30.5	0.59	40	30.5	1.69	14	1.95	0.46
			B ₅₂	2.11	16.7	0.51	37	2.2	0.12	12	1.75	0.03
	B ₆	8.35	B ₆₄	2.01	8.3	0.48	36	8.3	0.69	11	1.68	0.13
			B ₆₃	1.83	30.5	0.43	33	27.7	2.31	10	1.54	0.36
	B ₇	5.55	B ₇₄	1.74	8.3	0.41	31	8.3	0.46	10	1.44	0.07
			B ₇₃	1.58	30.5	0.37	28	22.7	1.26	10	1.31	0.17
	B ₈	5.55	B ₈₄	1.47	8.3	0.34	26	8.3	0.46	10	1.36	0.06
			B ₈₃	1.34	30.5	0.31	23	17.7	0.98	10	1.24	0.12
	B ₉	8.35	B ₉₄	1.74	8.3	0.41	31	8.3	0.69	10	1.67	0.11
			B ₉₃	1.58	30.5	0.37	28	22.7	1.90	10	1.53	0.29
	Sub-total=5.91											
75	A ₁	2.78	A ₁₄	1.33	8.3	0.31	23	8.3	0.23	10	0.93	0.02
			A ₁₃	1.21	30.5	0.28	19	14.7	0.41	"	0.85	0.03
	A ₂	5.55	A ₂₄	1.29	8.3	0.30	22	8.3	0.46	10	0.91	0.04
			A ₂₃	1.18	30.5	0.27	17	13.7	0.76	"	0.83	0.06
	A ₃	2.78	A ₃₄	1.27	8.3	0.29	21	8.3	0.23	10	0.89	0.02
			A ₃₃	1.15	30.5	0.26	16	12.7	0.35	"	0.81	0.03
	A ₄	5.55	A ₄₄	1.20	8.3	0.28	20	8.3	0.46	10	0.86	0.04
			A ₄₃	1.10	30.5	0.25	14	11.7	0.65	"	0.78	0.05
	A ₅	5.55	A ₅₄	1.06	8.3	0.24	13	8.3	0.46	10	0.86	0.04
			A ₅₃	0.97	30.5	0.22	10	4.7	0.26	"	0.75	0.02
	A ₆	8.35	A ₆₄	0.86	8.3	0.20	8	8.0	0.67	10	0.67	0.04
	A ₇	5.55	A ₇₄	0.76	"	0.18	6	6.0	0.33	"	0.58	0.02
A ₈	5.55	A ₈₄	0.76	"	0.18	6	6.0	0.33	"	0.50	0.02	
A ₉	8.35	A ₉₄	1.07	8.3	0.24	13	8.3	0.69	10	0.72	0.05	
		A ₉₃	0.97	30.5	0.22	10	4.7	0.39	"	0.66	0.03	
Sub-total=0.51												
Total=6.42%												
300	B ₁	2.78	B ₁₄	3.47	8.3	0.25	14	8.3	0.23	34	2.77	0.22
			B ₁₃	3.17	30.5	0.22	10	5.7	0.16	26	2.53	0.10
	B ₂	5.55	B ₂₄	3.23	8.3	0.22	11	8.3	0.46	28	2.63	0.34
			B ₂₃	2.94	30.5	0.19	7	2.7	0.15	25	2.39	0.09
	B ₃	2.78	B ₃₄	3.10	8.3	0.20	8	8.0	0.22	23	2.48	0.13
	B ₄	5.55	B ₄₄	2.95	"	0.19	7	7.0	0.39	21	2.33	0.19
	B ₅	5.55	B ₅₄	2.59	"	0.16	5	5.0	0.28	17	2.15	0.10
	B ₆	8.35	B ₆₄	2.01	"	0.12	2	2.0	0.17	11	1.68	0.03
	B ₇	5.55	B ₇₄	1.74	"	0.10	1	1.0	0.06	10	1.44	0
	B ₈	5.55	B ₈₄	1.47	"	0.08	1	1.0	0.04	10	1.36	0
	B ₉	8.35	B ₉₄	1.74	"	0.10	1	1.0	0.08	10	1.67	0
	A ₁	2.78	A ₁₄	1.33	8.3	0.08	<1	<1.0				0
	A ₂ ~A ₉										≈	0.02
Total=1.22%												
150	cf. TABLE 2.11.2											Total=3.86%
*1) cf. Fig. 2.12.1												

0.2% 程度の F. P. ガス放出量を予期しなければならず、配管、ポンプなどの設備が大きくなる割には効果が少ない。

- b) Core spray 流量が 150 gpm より小さくなると、F. P. 放出量は急速に増大する傾向がある。燃料束スプレー流量率 F_B 、その他に不明確因子があるので、あまり spray 流量を減らすことは望ましくない。
- c) また、2.12.9 で検討する上昇気流の影響から考えても、spray 流量を減らすことは望ましくないであろう。
- d) Fig. 2.12.2 は、core spray 効率 η が 90% の場合の計算結果である。 $\eta = \eta_1$ の場合の F. P. 放出量は、 W_{cs} のかわりに $(W_{cs} \cdot \eta_1 / 0.9)$ をとることによりただちに求めることができる。

TABLE 2.12.3 Calculation of minimum F. P. gas release ($W_{cs} = 75$ gpm, 300 gpm)

W_{cs}	Fuel bundle No.	%	Segment No.	f_{sm}	Number of segments	F_{sd}^*	Cumulative sum of F_s	Amount of ruptured segments	Core	κ	ψ_s	F. P. gas release
		%			%		%	%	%	%		%
75	B ₁	2.78	B ₁₁	2.55	44.5	0.65	41	41	1.14	16	2.03	0.37
			B ₁₂	2.83	16.7	0.75	43	0				0
	B ₂	5.55	B ₂₁	2.37	44.5	0.60	40	40	2.22	15	1.93	0.64
	B ₃	2.78	B ₃₁	2.27	"	0.56	39	39	1.08	14	1.82	0.28
	B ₄	5.55	B ₄₁	2.17	"	0.53	38	38	2.11	12	1.71	0.43
	B ₅	5.55	B ₅₁	1.90	"	0.45	34	34	1.89	10	1.57	0.30
	B ₆	8.35	B ₆₁	1.47	"	0.34	26	26	2.17	10	1.24	0.27
	B ₇	5.55	B ₇₁	1.27	"	0.29	21	21	1.16	10	1.05	0.12
	B ₈	5.55	B ₈₁	1.08	"	0.25	14	14	0.78	10	1.00	0.08
	B ₉	8.35	B ₉₁	1.27	"	0.29	21	21	1.75	10	1.23	0.22
A ₁ ~A ₉											≈	0.08
Total = 2.79%												
300	B ₁	2.78	B ₁₁	2.55	44.5	0.16	5	5	0.14	16	2.03	0.05
	B ₂	5.55	B ₂₁	2.37	"	0.14	3	3	0.17	15	1.93	0.05
	B ₃	2.78	B ₃₁	2.27	"	0.14	3	3	0.08	14	1.82	0.02
	B ₄	5.55	B ₄₁	2.17	"	0.13	3	3	0.17	12	1.71	0.03
	B ₅	5.55	B ₅₁	1.90	"	0.11	2	2	0.11	10	1.57	0.02
	B ₆	8.35	B ₆₁	1.47	"	0.08	1	1	0.08	10	1.24	0.01
	B ₇ ~B ₉											≈
A ₁ ~A ₉											≈	0.01
Total = 0.20%												
150	cf. TABLE 2.11.3											Total = 1.11%

* cf. Fig. 2.12.1

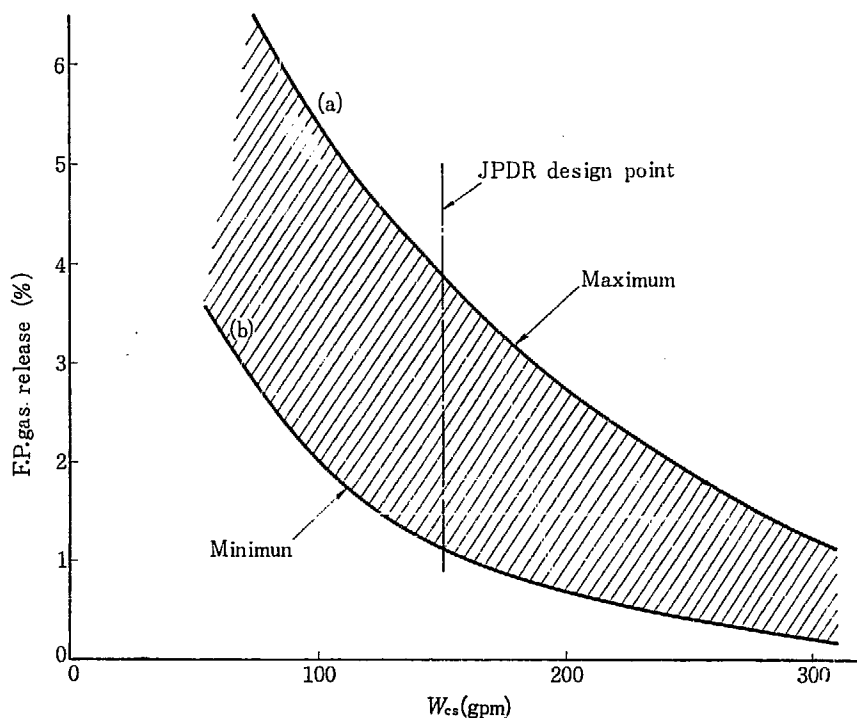


Fig. 2.12.2 F. P. gas release vs. spray flow rate ($\eta=0.9$)

2.12.2 ジルカロイ-2 (cold work, irradiated) の高温における特性の検討

1) Uniform elongation および引張応力 ζ_{\max} の検討

高温におけるジルカロイ-2管の uniform elongation として、「2.11 MCA 時 F. P. 放出量の計算」では 5% を仮定して、ジルカロイ管の破損を計算した。これは妥当な工学的判断であると考えられるが、十分な実験データがないので、最も極端な severe case として、uniform elongation 0 の場合を計算し、この不明確因子の影響をしらべる。

さらに、 ζ_{\max} が $1/2$ になった場合についても検討する (cf. Fig. 2.9.2)。

2) セグメント被覆破損温度の計算

a) セグメント内圧 P_{in} (uniform elongation=0)

Uniform elongation が 0 になると、プレナム体積 V が $1/1.05^2$ になる。ゆえに、TABLE 2.9.1

TABLE 2.12.4 Calculation of segment internal pressure, P_{in}
(uniform elongation=0)

Segment No.	f_{sm}	T_1	P_{in}	T_2	P_{in}
		°C	kg/cm ²	°C	kg/cm ²
B ₁₄	3.47	600	92.6	900	124.6
B ₄₄	2.95		72.7		98.1
B ₃₂	2.53		52.8		71.1
B ₆₄	2.01		44.2		59.5
B ₈₄	1.47		40.7		54.8
B ₈₁	1.08		38.4		51.7
A ₅₁	0.78		35.7		48.0

の P_{in} が $1.05^2=1.10$ 倍になる. よって, TABLE 2.12.4 をうる.
 以上をグラフにしたのが Fig. 2.12.3 直線 (a₁) ~ (a₇) である.

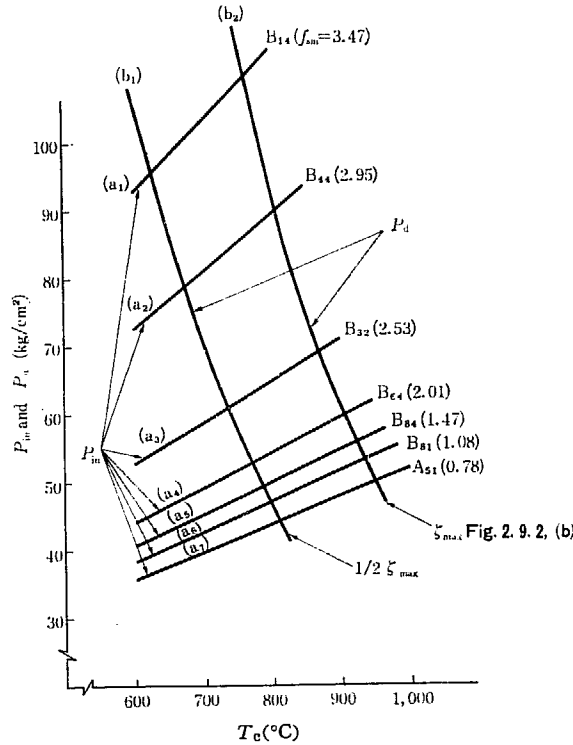


Fig. 2.12.3 Segment clad rupture temperature, T_d
 (uniform elongation=0)

b) ジルカロイ管の破損内圧 P_d (uniform elongation=0)

(2.9.4) 式において, 管内径 b が $1/1.05$ になる. したがって, TABLE 2.9.2 の P_d が 1.05 倍になる. ジルカロイ管の最大引張応力 ζ_{max} が, Fig. 2.9.2 の曲線 (b) の場合と, それが $1/2 \zeta_{max}$ になった場合の2つの場合につき, 破損内圧 P_d を計算したのが TABLE 2.12.5 である.

以上の結果をグラフに示したのが Fig. 2.12.3 曲線 (b₁), (b₂) であり, (a₁)~(a₇) と (b₁), (b₂) の交点がセグメント被覆破損温度 T_d を与える. 結果を Fig. 2.12.4 に示す.

TABLE 2.12.5 Calculation of segment rupture pressure, P_d
 (uniform elongation=0, ζ_{max} and $1/2 \zeta_{max}$)

T °C	ζ_{max}^* kg/cm ²	P_d kg/cm ²	$1/2 \zeta_{max}$ kg/cm ²	P_d kg/cm ²
600	1,940	211	970	106
750	1,050	114	575	57.0
800	845	92.0	423	46.0
850	695	74.0	348	37.0
900	570	62.1	285	31.1
950	460	50.0	230	25.0

* cf. Fig. 2.9.2 (b)

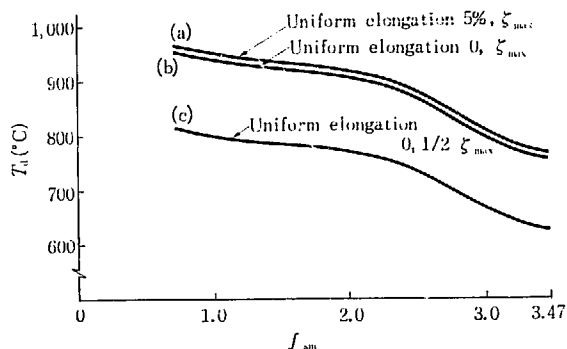


Fig. 2.12.4 Segment clad rupture temperature, T_d
(uniform elongation=0 and 5% : ζ_{max} and $1/2 \zeta_{max}$)

3) F.P. ガス放出量の推定

a) Uniform elongation=0, ζ_{max} のとき

セグメント被覆破損温度 T_d の曲線 [Fig. 2.12.4, (b)] は, uniform elongation=5% の場合 (Fig. 2.9.3) のわずか下であり, Fig. 2.12.10 曲線 (b) より少し上である。

ゆえに, F.P. ガス放出量最大値は 4.0% 程度であり, uniform elongation をたとえ 0 としなくても, uniform elongation 5% の場合とほとんど同じである。

b) Uniform elongation=0, $1/2 \zeta_{max}$ のとき

Elongation が 0 で, ジルカロイ-2 の引張応力が $1/2$ になるという極端な仮定をした場合, [Fig. 2.12.4, (c)] の T_d は, Fig. 2.12.10 の $d=0.006''$ の曲線より少し下である。

$d=0.006''$ (ステンレス鋼) の場合の F.P. ガス放出量最大値は TABLE 2.12.11 より 4.54% であるので, この場合の F.P. ガス放出量最大値は 4.7% 程度である。

4) 結 論

a) ジルカロイ-2 の高温特性は十分データがないが, uniform elongation=0 の場合と 5% の場合で, F.P. 放出量最大値は大差ない。それゆえ, ジルカロイ-2 の高温における uniform elongation の不明確さは安全評価上問題とならない。

b) ジルカロイ-2 の高温における最大引張応力が, 推定値の $1/2$ に低下するとして計算すると, F.P. ガス放出量最大値は 3.9% から 4.7% に増加する。しかし, この程度の差は現在の安全評価の精度および裕度から考えて,それほど重要でない。

2.12.3 燃料束スプレー流量率 (F_B) が一様でない場合の検討

1) 今までにおこなった計算は, F_B が常に 1.0 (各燃料束に spray 配分一様) の場合であるが, 実際には各燃料束毎に F_B が異なってくる。 $F_B = F_B(R)$ になる場合の F.P. ガス放出量の計算法を示す。

TABLE 2.11.2, TABLE 2.12.2 より, spray flow が変化した場合の各燃料束の F.P. ガス放出量最大値を示したのが TABLE 2.12.6 である。

TABLE 2.12.6 と同じように, spray flow が変化した場合の各燃料束の F.P. ガス放出量最小値を示したのが TABLE 2.12.6 a である。

TABLE 2.12.6, TABLE 2.12.6 a の燃料束1本あたりの F.P. ガス放出量をグラフにしたのが Fig. 2.12.5, Fig. 2.12.5 a である。このグラフから、炉心内の F_B 分布が与えられれば、全炉心の F.P. ガス放出量の最大値、最小値が計算できる。

2) F_B 分布の代表的例として $F_B(R, \theta) = F_B(R)$ である, Fig. 2.12.6 の例につき計算をおこなう。

曲線 (a) $y = 1.5 - x^2$

“ (b) $y = 1$: uniform flow (計算済み)

“ (c) $y = \frac{9}{2}x^4 - 3x^2 + 1$

“ (d) $y = x^2 + \frac{1}{2}$

TABLE 2.12.6 Calculation of maximum F.P. gas release for each bundle ($F_B = 0.5, 1.0$ and 2.0)

Fuel bundle No.	Number ^{*1)}	F_B ^{*2)}	F.P. gas release ^{*3)}	F.P. gas release per fuel bundle ^{*4)}	Fuel bundle No.	Number ^{*1)}	F_B ^{*2)}	F.P. gas release ^{*3)}	F.P. gas release per fuel bundle ^{*4)}
B ₁	4	0.5	0.93%	0.232%	A ₁	4	0.5	0.008%	0.002%
		1.0	0.75	0.188					
		2.0	0.32	0.080					
B ₂	8	0.5	1.53	0.191	^{*1)} cf. TABLE 2.4.1 ^{*2)} For $W_{cs} = 150$ gpm $F_B = 1.0$ ^{*3)} cf. TABLE 2.11.2 and TABLE 2.12.2 ^{*4)} As F.P. gas release for A ₁ ~A ₉ is small, F.P. release for uniform spray distribution can be added as a correction term.				
		1.0	1.16	0.145					
		2.0	0.43	0.054					
B ₃	4	0.5	0.57	0.142					
		1.0	0.42	0.105					
		2.0	0.13	0.033					
B ₄	8	0.5	0.92	0.115					
		1.0	0.65	0.080					
		2.0	0.19	0.024					
B ₅	8	0.5	0.66	0.083					
		1.0	0.41	0.050					
		2.0	0.10	0.013					
B ₆	12	0.5	0.49	0.041					
		1.0	0.18	0.015					
		2.0	0.03	0.003					
B ₇	8	0.5	0.24	0.030					
		1.0	0.06	0.008					
		2.0	0	0					
B ₈	8	0.5	0.18	0.023					
		1.0	0.04	0.005					
		2.0	0	0					
B ₉	12	0.5	0.40	0.030					
		1.0	0.11	0.008					
		2.0	0	0					

W_{cs}	Correction term	cf.
75 gpm	0.51%	TABLE 2.12.2
150 "	0.08	TABLE 2.11.2
300 "	0.02	TABLE 2.12.2

TABLE 2.12.6 a Calculation of minimum F. P. gas release for each bundle
($F_B=0.5, 1.0$ and 2.0)

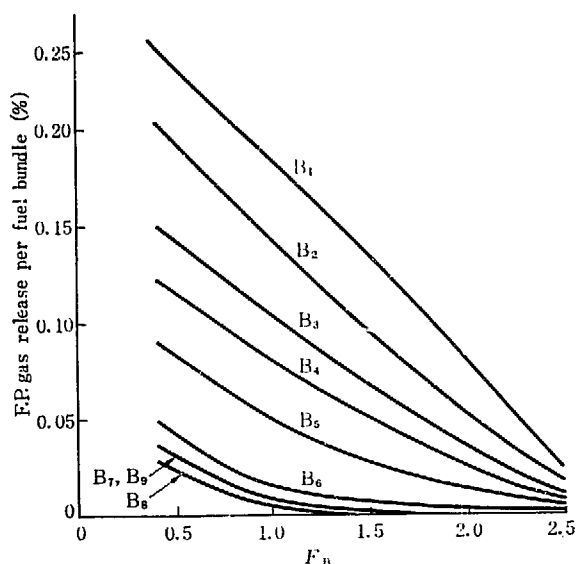
Fuel bundle No.	Number	F_B	F. P. gas release ^{*1)}	F. P. gas release per fuel bundle	Fuel bundle No.	Number	F_B	F. P. gas release	F. P. gas release per fuel bundle
B ₁	4	0.5	0.37%	0.0925%	B ₆	12	0.5	0.27%	0.0225%
		1.0	0.22	0.0550			1.0	0.05	0.0042
		2.0	0.05	0.0125			2.0	0.01	0.0008
B ₂	8	0.5	0.64	0.0800	B ₇	8	0.5	0.12	0.0150
		1.0	0.34	0.0425			1.0	0.02	0.0025
		2.0	0.05	0.0063			2.0	0	0
B ₃	4	0.5	0.28	0.0700	B ₈	8	0.5	0.08	0.0100
		1.0	0.14	0.0350			1.0	0.01	0.0013
		2.0	0.02	0.0050			2.0	0	0
B ₄	8	0.5	0.43	0.0538	B ₉	12	0.5	0.22	0.0183
		1.0	0.17	0.0411			1.0	0.03	0.0025
		2.0	0.03	0.0038			2.0	0	0
B ₅	8	0.5	0.30	0.0375	A ₁ ~A ₉ correction term		0.5 (75 gpm)	0.06 ^{*2)}	
		1.0	0.09	0.0112			1.0 (150 ")	0.04 ^{*3)}	
		2.0	0.02	0.0025			2.0 (300 ")	0.01 ^{*4)}	

*1) cf. TABLE 2.11.3 and TABLE 2.12.3

*2) cf. TABLE 2.12.3

*3) cf. TABLE 2.11.3

*4) cf. TABLE 2.12.3



Fuel bundle No.	Number
B ₁	4
B ₂	8
B ₃	4
B ₄	8
B ₅	8
B ₆	12
B ₇	8
B ₈	8
B ₉	12

Fig. 2.12.5 Maximum F. P. gas release per fuel bundle

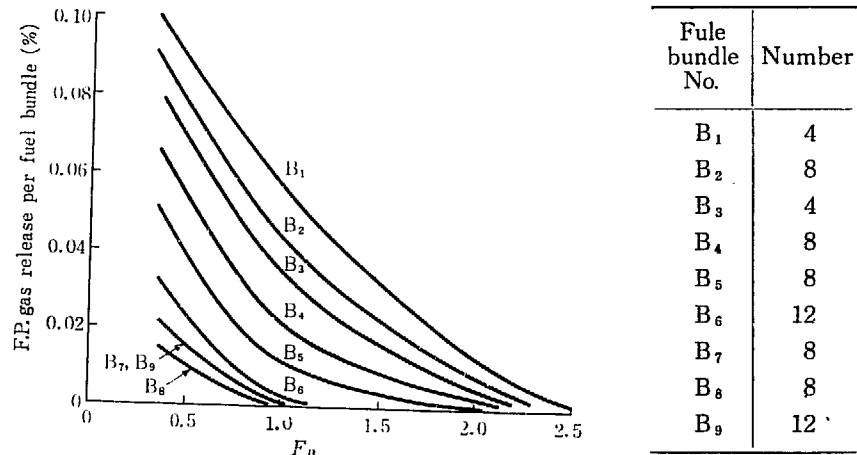


Fig. 2.12.5 a Minimum F. P. gas release per fuel bundle

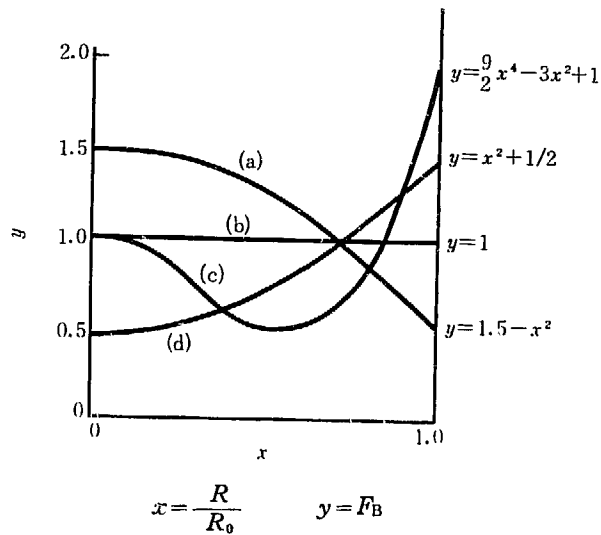


Fig. 2.12.6 F_B distribution model

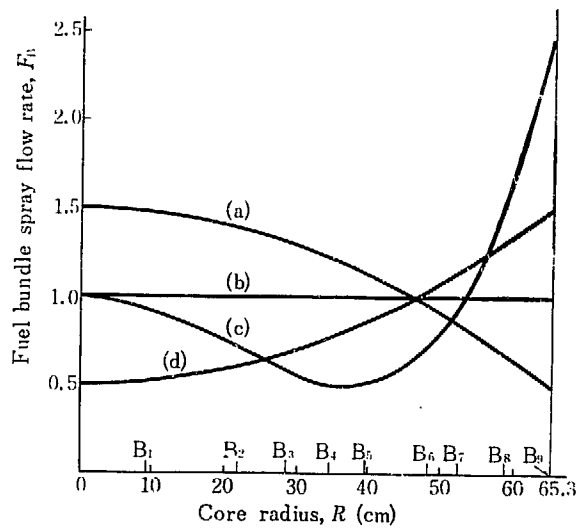


Fig. 2.12.7 F_B distribution model

TABLE 2.12.7 Calculation of maximum and minimum F. P. gas release
(Non-uniform F_B distribution)

F_B distribution	Fuel bundle No.	F_B * ¹⁾	F. P. gas release per fuel bundle		Number	F. P. gas release	
			Maximum* ²⁾	Minimum* ³⁾		Maximum	Minimum
Fig. 2.12.7 (a)	B ₁	1.44	0.140%	0.035%	4	0.56%	0.14%
	B ₂	1.40	0.104	0.026	8	0.83	0.21
	B ₃	1.30	0.082	0.023	4	0.33	0.09
	B ₄	1.23	0.065	0.015	8	0.52	0.12
	B ₅	1.14	0.042	0.009	8	0.34	0.07
	B ₆	0.96	0.016	0.004	12	0.19	0.05
	B ₇	0.85	0.009	0.004	8	0.07	0.03
	B ₈	0.68	0.015	0.006	8	0.12	0.05
	B ₉	0.55	0.021	0.014	12	0.25	0.02
	A ₁ ~A ₉ correction						0.08
Total						3.29	0.82
Fig. 2.12.7 (b)	cf. TABLE 2.11.2					3.86%	1.11%
Fig. 2.12.7 (c)	B ₁	0.92	0.193	0.062	4	0.77	0.25
	B ₂	0.72	0.171	0.061	8	1.37	0.49
	B ₃	0.56	0.138	0.064	4	0.55	0.26
	B ₄	0.50	0.115	0.054	8	0.92	0.43
	B ₅	0.52	0.081	0.036	8	0.65	0.29
	B ₆	0.72	0.027	0.012	12	0.32	0.14
	B ₇	0.91	0.011	0.003	8	0.09	0.02
	B ₈	1.50	0	0	8	0	0
	B ₉	2.19	0	0	12	0	0
	A ₁ ~A ₉ correction						0.08
Total						4.75	1.92
Fig. 2.17.7 (d)	B ₁	0.53	0.229	0.086	4	0.92	0.34
	B ₂	0.61	0.182	0.069	8	1.45	0.55
	B ₃	0.70	0.127	0.054	4	0.51	0.22
	B ₄	0.78	0.095	0.033	8	0.76	0.26
	B ₅	0.87	0.058	0.017	8	0.46	0.14
	B ₆	1.03	0.015	0.003	12	0.18	0.04
	B ₇	1.14	0.006	0	8	0.05	0
	B ₈	1.31	0.002	0	8	0.02	0
	B ₉	1.45	0.001	0	12	0.01	0
	A ₁ ~A ₉ correction						0.08
Total						4.44	1.59

*¹⁾ cf. Fig. 2.12.7

*²⁾ cf. Fig. 2.12.5

*³⁾ cf. Fig. 2.12.5 a

なお、上記曲線はいずれも平均値 $\frac{\int_0^1 2\pi x \cdot y \cdot dx}{\pi}$ が、1.0 になるよう normalize してある。

Fig. 2.12.6 を実際の scale で書いたのが Fig. 2.12.7 である。

3) 計 算

TABLE 2.12.7 に F.P. ガス放出量の最大値、最小値の計算を示す。

4) 結 論

- a) Fig. 2.12.7 の曲線 (c) のような極端に不均一な F_B 分布を仮定しても、F.P. ガス放出量最大値は uniform flow の場合より 1% 弱増加するに過ぎない。
 - b) 実際には、スプレー・ノズル 8 箇所がいずれも中心に向かっているので中央部で $F_B > 1.0$ のような F_B 分布になるので、F.P. ガス放出量は少なくなる。
- 以上 2 つの理由から、燃料束スプレー流量配分は、F.P. ガス放出量にそれほど大きな影響はない。

2.12.4 ステンレス鋼 collapsible 被覆を使用する場合の検討

軽水炉燃料開発の 1 つの方向として、ステンレス鋼 (あるいはジルカロイ-2) 被覆を段々薄肉にして中性子経済を上げ、発電コストを下げようとする研究がなされている。

通常の BWR 設計では、ジルカロイ-2 では 30 ミル、ステンレス鋼では 20~25 ミル 程度の管厚とし、いわゆる “free-standing” (内圧 0 のとき、炉内圧力が外圧としてかかってもつぶれない) な設計としている。ステンレス鋼を 12 ミル 以下にしてゆくと、“free standing” ではなくなり、“collapsible” 設計となる。この場合、運転初期には、セグメント内圧が 0、外圧が 62.7 kg/cm^2 なので、ステンレス鋼は一部変形し、内容物の UO_2 によって支えられている。運転を続けるにつれて F.P. ガスが蓄積されてくると、セグメント内圧は最高 105 kg/cm^2 位まで上昇するが、外圧 62.7 kg/cm^2 がかかっているので、ゲージ圧力としては 40 kg/cm^2 程度であり、通常運転時に被覆破損を生ずることはない。

しかし、MCA 時には、外圧が急速に低下しほとんど 0 になるので、最大 105 kg/cm^2 の内圧がかかり、core spray の作動にかかわらず、一部のセグメントは “burst” するかも知れない。また、MCA 直後に burst しないでも、セグメントの一部は、その後スプレー流量不足のため、「2.11 MCA 時 F.P. ガス放出量の計算」の計算と同じ過程で破損するであろう。

この章では、ステンレス鋼被覆の厚さを 6, 8, 10, 12 ミル と変化した場合の F.P. ガス放出量を計算する。

なお、計算の都合上、JPDR の 30 ミル ジルカロイ-2 被覆を、そのままステンレス鋼 (6~12 ミル) に置換えたものとし、燃料燃焼度も JPDR 燃料と同一とする。

1) セグメント被覆破損温度 T_d の計算

a) セグメント内圧 P_{in} の計算

Fig. 2.9.1 (a₁)~(a₇) と同じ。

TABLE 2.12.8 Tensile strength of 316 stainless steel*¹¹ (10% cold work)

T	ζ_{max}
1,400°F (760°C)	34,150 psi (2,505 kg/cm ²)
1,600°F (872°C)	21,000 " (1,410 ")
1,800°F (983°C)	11,000 " (774 ")

*¹¹ 316 stainless steel: Cr 17.30, Ni 12.15, Mo 2.20, Mn 1.23, Si 0.30, C 0.07, P 0.027, S 0.020

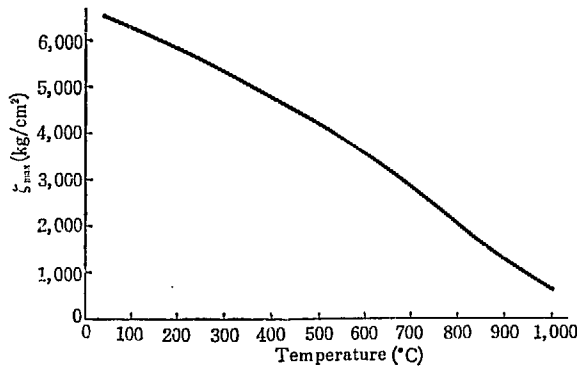


Fig. 2.12.8 Tensile strength of stainless steel (Type 316, 10% cold work)

b) ステンレス鋼の高温における引張応力

ASME paper 60-WA-11⁹⁾ にある 316 ステンレス鋼の値を使用する。10% cold work の値を TABLE 2.12.8 に示す。これをグラフに示したのが Fig. 2.12.8 である。

c) ステンレス鋼管の破損内圧 P_d

(2.9.4) 式と同じく

$$P_d = \frac{\zeta_{max} \cdot d}{b} \dots \dots \dots (2.12.1)$$

- ただし, ζ_{max} : 円周方向最大応力 (kg/cm²)
- P_d : セグメント破損内圧 (kg/cm²)
- b : 管内半径 (0.2604".....5% elongation 考慮)
- d : 管肉厚* 0.006", 0.008", 0.010", 0.012"

TABLE 2.12.9 に計算を示す。これをグラフにしたのが Fig. 2.12.9 (b₁)~(b₄) である。

d) ステンレス鋼管の破損する温度 T_d

Fig. 2.12.9 の (a₁)~(a₇) と (b₁)~(b₄) の交点が T_d を与える。これを図示したのが Fig. 2.12.10 である。

2) セグメント被覆破損を生ずる F_{sd}

TABLE 2.11.1 と同じ過程で計算をおこない、TABLE 2.12.10 をうる。これを図示したのが Fig. 2.12.11 である。

* 最低設計値, 公称値は 1~2 ミル 大きくなる。

TABLE 2.12.9 Calculation of segment clad rupture pressure, P_d (SS clad)

d	T	ζ_{max}^*	P_d
0.006"	550°C	3,900 kg/cm ²	89.8 kg/cm ²
	650	3,250	74.8
	750	2,480	57.2
	850	1,650	38.0
0.008"	650	3,250	100
	750	2,480	76.2
	850	1,650	50.7
	950	950	29.2
0.010"	650	3,250	125
	750	2,480	95.2
	850	1,650	63.3
	950	950	36.5
0.012"	750	2,480	114
	850	1,650	76.1
	950	950	43.8

* cf. Fig. 2.12.8

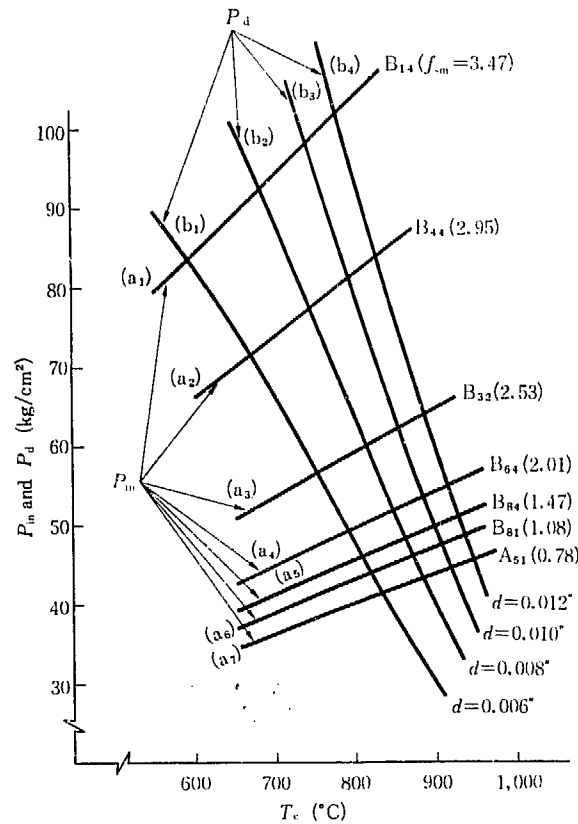


Fig. 2.12.9 Stainless steel clad rupture temperature, T_d (uniform elongation 5%)

TABLE 2.12.10 Calculation of segment clad rupture spray flow rate, F_{sd}
(SS clad)

d	f_{sm}	$T_d^{*1)}$	$(T_d - T_{cs})^{*2)}$	$q''^{*3)}$	$\frac{q''}{(T_d - T_{cs})^{3/4}}$	$W_B^{*4)}$	$F_{sd}^{*5)}$
0.006"		°C		cal/sec·cm ²		g/sec	
	3.47	593	105	1.06	10.1×10^{-3}	76.5	0.64
	3.00	660	115	0.915	7.95	59.0	0.50
	2.50	760	131	0.762	5.82	42.5	0.36
	2.00	794	135	0.610	4.52	32.6	0.27
	1.50	810	137	0.458	3.35	23.8	0.20
	1.00	824	139	0.305	2.19	15.3	0.13
	0.75	835	141	0.229	1.62	11.2	0.09
0.008"	3.47	684	119	1.06	8.92	66.9	0.56
	3.00	737	127	0.915	7.20	53.0	0.45
	2.50	817	139	0.762	5.48	39.8	0.34
	2.00	848	143	0.610	4.27	31.0	0.26
	1.50	860	145	0.458	3.16	22.3	0.19
	1.00	874	146	0.305	2.09	14.6	0.12
	0.75	885	147	0.229	1.56	11.0	0.09
	0.010"	3.47	742	127	1.06	8.35	62.1
3.00		787	134	0.915	6.82	50.1	0.42
2.50		857	145	0.762	5.25	38.0	0.32
2.00		885	148	0.610	4.12	29.5	0.25
1.50		898	150	0.458	3.06	21.8	0.18
1.00		909	151	0.305	2.02	14.1	0.12
0.75		919	153	0.229	1.49	10.1	0.08
0.012"		3.47	780	133	1.06	7.98	59.2
	3.00	824	139	0.915	6.58	48.4	0.41
	2.50	888	148	0.762	5.15	37.2	0.31
	2.00	915	152	0.610	4.02	28.7	0.24
	1.50	925	154	0.458	2.97	21.2	0.18
	1.00	938	155	0.305	1.97	13.8	0.12
	0.75	947	156	0.229	1.47	10.0	0.08

*1) cf. Fig. 2.12.10

*2) cf. Fig. 2.10.5

$$T_{cs} = 100^\circ\text{C}$$

*3) cf. TABLE 2.10.2

*4) cf. Fig. 2.10.2

*5) cf. Eq. (2.10.9)

$$W_B = 119 \text{ g/sec (for } F_s = 1.0)$$

TABLE 2.12.11 Calculation of maximum F. P. gas release (SS clad)

d	Fuel bundle No.	%	Segment No.	f_{sm}	Number of segment	$F_{sd}^{*1)}$	Cumulative sum of F_s	Amount of ruptured segments*2)	Core %	κ	ϕ_s	F. P. gas release
0.006"	B ₁	2.78	B ₁₄	3.47	8.3	0.64	41	8.3	0.23	34	2.77	0.22
			B ₁₃	3.17	30.5	0.54	38	30.5	0.85	26	2.53	0.56
			B ₁₂	2.83	16.7	0.44	33	2.2	0.06	20	2.26	0.03
	B ₂	5.55	B ₂₄	3.23	8.3	0.56	39	8.3	0.46	28	2.63	0.34
			B ₂₃	2.94	30.5	0.47	35	30.5	1.69	25	2.39	1.01
	B ₃	2.78	B ₃₄	3.10	8.3	0.52	38	8.3	0.23	23	2.48	0.13
			B ₃₃	2.83	30.5	0.44	33	29.7	0.83	20	2.26	0.37
	B ₄	5.55	B ₄₄	2.95	8.3	0.48	36	8.3	0.46	21	2.33	0.23
			B ₄₃	2.69	30.5	0.41	31	27.7	1.54	17	2.13	0.56
	B ₅	5.55	B ₅₄	2.59	8.3	0.39	30	8.3	0.46	17	2.15	0.17
			B ₅₃	2.36	30.5	0.33	25	21.7	1.20	14	1.95	0.33
	B ₆	8.35	B ₆₄	2.01	8.3	0.27	18	8.3	0.69	11	1.68	0.13
			B ₆₃	1.83	30.5	0.24	12	9.7	0.81	10	1.54	0.12
	B ₇	5.55	B ₇₄	1.74	8.3	0.23	11	8.3	0.46	10	1.44	0.06
			B ₇₃	1.58	30.5	0.20	8	2.7	0.15	"	1.31	0.02
	B ₈	5.55	B ₈₄	1.47	8.3	0.19	7	7.0	0.39	10	1.36	0.04
			B ₈₃	1.34	30.5			0				
	B ₉	8.35	B ₉₄	1.74	8.3	0.23	11	8.3	0.69	10	1.67	0.11
B ₉₃			1.58	30.5	0.20	8	2.7	0.22	"	1.53	0.03	
Sub-total												4.46
0.006"	A ₁	2.78	A ₁₄	1.33	8.3	0.18	Same as in TABLE 2.11.2					0.08
	A ₂	5.55	A ₂₄	1.29	"	0.17						
	A ₃	2.78	A ₃₄	1.27	"	0.17						
	A ₄	5.55	A ₄₄	1.20	"	0.16						
	A ₅	5.55	A ₅₄	1.06	"	0.14						
	A ₆	8.35	A ₆₄	0.86	"	0.11						
	A ₇	5.55	A ₇₄	0.76	"	0.09						
	A ₈	5.55	A ₈₄	0.76	"	0.09						
	A ₉	8.35	A ₉₄	1.07	"	0.14						
Total												4.54

*1) cf. Fig. 2.12.11

*2) cf. Fig. 2.10.4

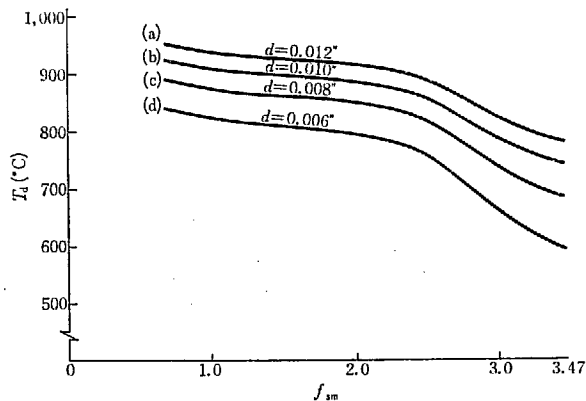


Fig. 2.12.10 Stainless steel clad rupture temperature, T_d (uniform elongation 5%)

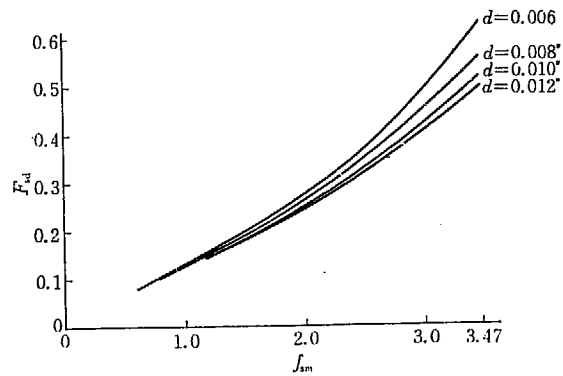


Fig. 2.12.11 Spray flow rate to give segment clad rupture, F_{sd} (uniform elongation 5%, 10% cold work)

3) F. P. ガス放出量最大値の計算

TABLE 2.11.2 と同様に、316 ステンレス鋼被覆の場合の F. P. ガス放出量最大値を計算したのが TABLE 2.12.11 である。

管厚が 0.006" の時でも、F. P. ガス放出量最大値は 4.54% で、27 ミル ジルカロイ-2 被覆の場合の 3.86% と比べそれほど差はない。0.008" の場合は最大値 4.0%、最小値 1.1%、0.012" の場合は 27 ミル ジルカロイ-2 の場合とほとんど同じである。

4) 結 論

a) 316 ステンレス鋼 (10% cold work) の被覆を使用すれば、公称 7~8 ミル 程度の薄肉の collapsible な設計でも、MCA 時 W_B が 100 g/sec 程度あれば、F. P. ガス放出量は "free-standing" の 30 ミル ジルカロイ-2 被覆の場合に比べ大差ない。ただし、放射線損傷等により被覆にしわが寄ったりすれば、少し多くの F. P. ガスを放出する可能性がある。

b) したがって、collapsible ステンレス鋼被覆がどこまで薄く設計できるかは、MCA 時の考慮は設計上の limiting factor にならない。

おそらく、通常運転時の放射線損傷 (可能な燃焼度) により決定されると思われる。

c) MCA 時に炉内圧が急激に低下することにより、セグメントが F. P. 内圧により瞬時に burst することは心配しなくてよい。

2.12.5 燃料燃焼度が大きくなる場合の検討

以上の検討は、JPDR の設計燃焼度 (全取出燃料平均 9,400 MWd/ton) を用いて計算をおこなった。JPDR は小型 BWR であるので、燃料の燃焼度は核的寿命の方で押えられる。一方、大型軽水炉では燃料の冶金的寿命まで燃焼度を上げることができるので、全取出燃料平均で 15,000~20,000 MWd/ton 程度に達するであろう。その場合の core spray の効果を検討するのがこの章の目的である。

1) 計算の仮定

a) 熱出力、中性子束分布などは JPDR と同一であり、ただ、燃料の炉内滞在時間を延長することにより、15,000~20,000 MWd/ton の燃焼度をうるものとする。

- b) 燃料交換スケジュールは、今の JPDR のものを直線的に伸ばしたものとする。
- c) 蓄積 F. P. ガスの計算をおこなうには、全出力連続運転を仮定する。
- d) その他「2.6 蓄積 F. P. ガス量の計算」と同様の仮定に従う。

2) 炉心に蓄積される F. P. ガス量

a) 燃料の平均燃焼度 ($\overline{B.U.}$)

(2.6.1) 式より 1 次炉心末期の $\overline{B.U.}_{9,400}$ は

$$\left. \begin{aligned} \overline{B.U.}_{9,400} &= 6,540 \text{ MWd/ton} \\ \text{同様に } \overline{B.U.}_{15,000} &= 10,400 \text{ " } \\ \overline{B.U.}_{20,000} &= 13,900 \text{ " } \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.12.2)$$

ただし、(2.6.1) 式と同様にいずれも計算値の 7% の余裕を見込んである。

b) $\overline{\phi}$ の計算

上述の仮定により $\overline{\phi}$ は常に (2.6.5) 式と同一である。

$$\overline{\phi} = 8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec} \dots\dots\dots (2.12.3)$$

c) 燃料照射時間 (τ)

(2.6.2) 式より

$$\left. \begin{aligned} \tau_{9,400} &= 5.27 \times 10^7 \text{ sec} \\ \text{同様に } \tau_{15,000} &= 8.40 \times 10^7 \text{ sec} \\ \tau_{20,000} &= 11.2 \times 10^7 \text{ sec} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.12.4)$$

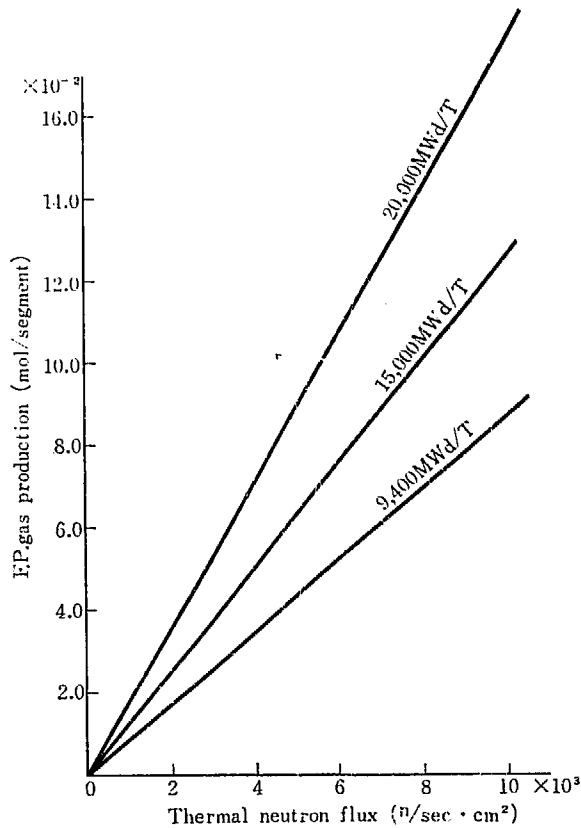


Fig. 2.12.12 F. P. gas production

TABLE 2.12.12 Calculation of F. P. gas production ($\tau_{15,000} = 8.40 \times 10^7$ sec)

Isotope	Saturation value (N_7/N_{25}^0)* ²⁾		Fraction of saturation value		Production (N_7/N_{25}^0)	
	* ¹⁾ Figure	10^{13}	* ¹⁾ Figure	10^{13}	* ¹⁾ Figure	10^{13}
⁸¹ Br		Stable			D-10	9.5×10^{-5}
¹²⁷ I		Stable			D-66	1.18×10^{-3}
¹²⁹ I		"			D-69	4.8×10^{-4}
¹³¹ I	A-2 a	5.0×10^{-4}	B-26	1.0		1.65×10^{-4}
¹³³ I	A-2 e	1.2×10^{-4}	B-6	1.0		4.5×10^{-5}
¹³⁵ I	A-2 e	1.2×10^{-5}	B-31	1.0		1.2×10^{-5}
⁸³ Kr		Stable			D-13	2.15×10^{-3}
⁸⁴ Kr		"			D-14	5.2×10^{-3}
⁸⁵ Kr	A-2 f	7.5×10^{-3}	B-10	0.163		1.22×10^{-3}
⁸⁶ Kr		Stable			D-16	1.00×10^{-2}
¹³⁰ Xe		Stable			D-72	2.2×10^{-5}
¹³¹ Xe		"			D-73	1.32×10^{-2}
¹³² Xe		Stable			D-74	1.04×10^{-2}
¹³³ Xe	A-2 b	2.5×10^{-4}	B-29	1.0		2.5×10^{-4}
¹³⁴ Xe		Stable			D-76	3.80×10^{-2}
¹³⁶ Xe		"			D-79	4.70×10^{-2}
⁸⁹ Sr* ³⁾	A-2 f	1.85×10^{-5}	B-12	1.0		1.85×10^{-5}
⁹⁰ Sr	A-1 a	4.4×10^{-3}	B-13	0.067		2.95×10^{-4}

 $\Sigma N_7/N_{25}^0 = 1.29 \times 10^{-1}$
*¹⁾ Fig. No. in ORNL-2127*²⁾ N_7 : F. P. gas in mol N_{25}^0 : ^{235}U (mol) in new fuel*³⁾ 1% of Sr is assumed volatile

TABLE 2.12.13 Calculation of F.P. gas production ($\tau_{20,000} = 11.2 \times 10^7$ sec)

Isotope	Saturation value (N_s/N_{25}^0)		Fraction of saturation value		Production (N_p/N_{25}^0)	
	Figure	10^{13}	Figure	10^{13}	Figure	10^{13}
^{81}Br		Stable			D-10	1.2×10^{-4}
^{127}I		Stable			D-66	1.25×10^{-3}
^{129}I		"			D-69	6.03×10^{-3}
^{131}I	A-2 a	1.65×10^{-4}	B-26	1.0		5.0×10^{-4}
^{133}I	A-2 e	4.0×10^{-5}	B-6	1.0		4.0×10^{-4}
^{135}I	A-2 e	1.2×10^{-5}	B-31	1.0		1.2×10^{-4}
^{83}Kr		Stable			D-13	2.70×10^{-3}
^{84}Kr		"			D-14	6.60×10^{-3}
^{85}Kr	A-2 f	7.5×10^{-3}	B-10	0.200		1.5×10^{-3}
^{86}Kr		Stable			D-16	1.03×10^{-2}
^{130}Xe		Stable			D-72	4×10^{-5}
^{131}Xe		"			D-73	1.75×10^{-2}
^{132}Xe		Stable			D-74	2.95×10^{-2}
^{133}Xe	A-2 b	2.5×10^{-4}	B-29	1.0		2.5×10^{-4}
^{134}Xe		Stable			D-76	4.95×10^{-2}
^{135}Xe		"			D-79	6.00×10^{-2}
^{89}Sr	A-2 f	1.85×10^{-5}	B-12	1.0		1.85×10^{-5}
^{90}Sr	A-1 a	4.4×10^{-3}	B-13	0.086		3.78×10^{-4}

$$\Sigma N_p/N_{25}^0 = 1.86 \times 10^{-1} \quad 5.80 \times 10^{-1} \quad 20.0 \times 10^{-1}$$

TABLE 2.12.14 F. P. gas production vs. burn-up

$\overline{B.U.}$	τ	ΣN_{τ} (mol/segment)*		
		$\phi = 10^{13}$	3×10^{13}	10^{14}
MWd/ton				
9,400	5.27×10^7 sec	0.804×10^{-2}	2.54×10^{-2}	8.62×10^{-2}
15,000	8.4×10^7	1.15×10^{-2}	3.69×10^{-2}	12.6×10^{-2}
20,000	11.2×10^7	1.67×10^{-2}	5.18×10^{-2}	17.9×10^{-2}

* cf. Eq. (2.6.6)

$$N_{25^0} = 0.0895 \text{ mol/segment}$$

$$\therefore \Sigma N_{\tau} = 0.0895 (\Sigma N_{\tau} / N_{25^0}) \text{ mol/segment} \dots\dots\dots (2.12.5)$$

d) 各 F. P. ガス isotope 生成量の計算

TABLE 2.6.1 と同様の計算を $\tau_{15,000}$, $\tau_{20,000}$ についておこなったのが, TABLE 2.12.12 および TABLE 2.12.13 である.

TABLE 2.12.12, TABLE 2.12.13 および TABLE 2.6.1 の結果をまとめたのが TABLE 2.12.14 である.

これを図示したのが Fig. 2.12.12 である. $\bar{\phi}$ を横軸にとると, いずれも 0 点を通る直線で近似できる.

$$\therefore \Sigma N_{\tau} = (\text{const}) \cdot \bar{\phi} \dots\dots\dots (2.12.6)$$

一方, $\bar{\phi} = 8.90 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ の点が比燃焼度 $\phi_s = 1.00$ に対応する. そのときの $(\Sigma N_{\tau})_1$ は Fig. 2.12.12 より

$$\left. \begin{aligned} (\Sigma N_{\tau})_1 &= 7.15 \times 10^{-3} \text{ mol/segment (9,400 MWd/ton, } \phi_s = 1.00) \\ &= 11.2 \times 10^{-3} \quad \text{"} \quad (15,000 \quad \text{"} \quad , \quad \text{"} \\ &= 15.9 \times 10^{-3} \quad \text{"} \quad (20,000 \quad \text{"} \quad , \quad \text{"} \end{aligned} \right\} (2.12.7)$$

ゆえに (2.12.6) 式は次のように書ける.

$$\left. \begin{aligned} \Sigma N_{\tau} &= 7.15 \times 10^{-3} \cdot \phi_s \text{ (9,400 MWd/ton)} \\ \Sigma N_{\tau} &= 11.2 \times 10^{-3} \cdot \phi_s \text{ (15,000 \quad \text{"} \quad)} \\ \Sigma N_{\tau} &= 15.9 \times 10^{-3} \cdot \phi_s \text{ (20,000 \quad \text{"} \quad)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.12.8)$$

3) セグメント・プレナムに蓄積される F. P. ガス量 (TABLE 2.12.15)

4) セグメント内圧の計算

TABLE 2.9.1 と同様に TABLE 2.12.16 をうる. その結果を図示したのが Fig. 2.12.13 および Fig. 2.12.14 の直線 (a₁)~(a₇) である.

5) セグメント被覆破損温度の計算

被覆材としては, ジルカロイ-2 (0.027"), 316-ステンレス鋼 (0.012" および 0.008") を考え, 炉心平均燃焼度 15,000 MWd/ton, 20,000 MWd/ton の2つの case につき検討する.

a) 15,000 MWd/ton

ジルカロイ-2 (0.027") の破損内圧と被覆温度の関係.....TABLE 2.9.2

316 ステンレス鋼 (0.012" および 0.008") "TABLE 2.12.9

TABLE 2.12.15 F. P. gas stored in plenum

$\overline{B.U.}$	Segment No.	ϕ_s ^{*1)}	$B.U.$ ^{*2)}	F. P. gas production ^{*4)}	q''_{c2} ^{*5)}	κ ^{*6)}	F. P. gas in plenum ^{*7)}
MWd/ton			MWd/ton	mol	Btu/hr·ft ²	%	mol
15,000	B ₁₄	2.77	28,900	31.0×10^{-3}	289×10^3	36	11.1×10^{-3}
"	B ₄₄	2.33	24,100	26.1×10^{-3}	246×10^3	23	6.00×10^{-3}
"	B ₃₂	2.02	21,000	22.6×10^{-3}	211×10^3	15	3.39×10^{-3}
"	B ₆₄	1.68	17,600	18.8×10^{-3}	167×10^3	12	2.25×10^{-3}
"	B ₈₄	1.36	14,100	15.2×10^{-3}	122×10^3	10	1.52×10^{-3}
"	B ₈₁	1.00	10,400	11.2×10^{-3}	90×10^3	10	1.12×10^{-3}
"	A ₅₁	0.60	6,230	6.72×10^{-3}	65×10^3	10	0.67×10^{-3}
20,000	B ₁₄	2.77	38,500 ^{*3)}	44.0×10^{-3}	289×10^3	38	16.7×10^{-3}
"	B ₄₄	2.33	32,300	37.0×10^{-3}	246×10^3	24	8.88×10^{-3}
"	B ₃₂	2.02	28,100	32.1×10^{-3}	211×10^3	16	5.13×10^{-3}
"	B ₆₄	1.68	23,400	26.7×10^{-3}	167×10^3	12	3.20×10^{-3}
"	B ₈₄	1.36	18,900	21.6×10^{-3}	122×10^3	10	2.16×10^{-3}
"	B ₈₁	1.00	13,900	15.9×10^{-3}	90×10^3	10	1.59×10^{-3}
"	A ₅₁	0.60	8,330	9.53×10^{-3}	65×10^3	10	0.95×10^{-3}

*1) cf. TABLE 2.5.4
 *2) cf. Eq. (2.12.2), $B.U. = 10,400 \cdot \phi_s$ MWd/ton
 *3) cf. Eq. (2.12.2), $B.U. = 13,900 \cdot \phi_s$ MWd/ton
 *4) cf. Eq. (2.12.8)
 *5) cf. TABLE 2.6.3
 *6) cf. Fig. 2.6.2
 *7) *4) \times *6)

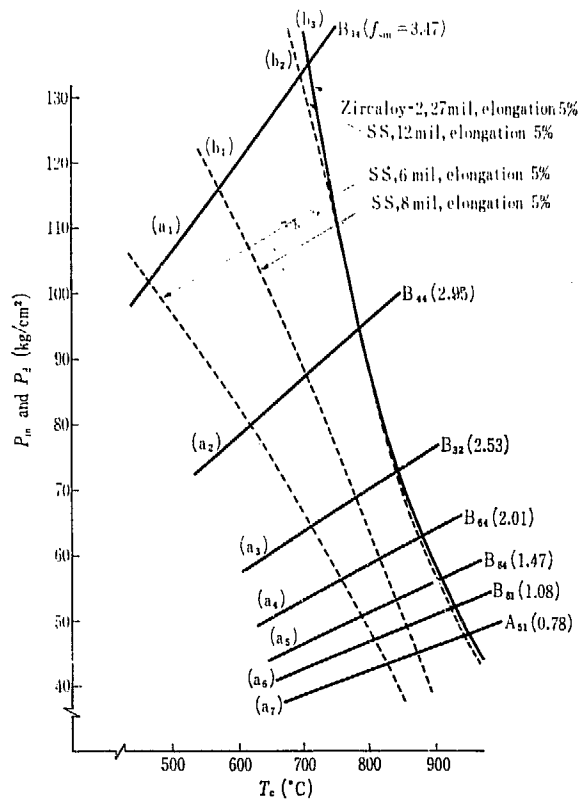


Fig. 2.12.13 Temperature to rupture fuel segment clad (15,000 MWd/ton)

TABLE 2.12.16 Calculation of segment internal pressure, P_{in}

a) $\overline{B.U.} = 15,000 \text{ MWd/ton}$

Segment No.	$f_{sm}^{*1)}$	$(N_{He} + N_{vol})^{*2)}$	$(\sum N_{\tau})_p^{*3)}$	$N^{*4)}$	$P_{in}^{*5)}$	T_1	P_{in}	T_2	P_{in}
B ₁₄	3.47	3.55 × 10 ⁻³	11.1 × 10 ⁻³	14.65 × 10 ⁻³	0.138 T	600°C (873°K)	120.4	900°C (1,173°K)	162
B ₄₄	2.95	"	6.00 × 10 ⁻³	9.55 × 10 ⁻³	0.0897 T	"	78.3	"	105
B ₃₂	2.53	"	3.39 × 10 ⁻³	6.94 × 10 ⁻³	0.0653 T	"	57.0	"	76.7
B ₆₄	2.01	"	2.25 × 10 ⁻³	5.80 × 10 ⁻³	0.0545 T	"	47.7	"	64.0
B ₈₄	1.47	"	1.52 × 10 ⁻³	5.07 × 10 ⁻³	0.0477 T	"	41.7	"	56.0
B ₈₁	1.08	"	1.12 × 10 ⁻³	4.67 × 10 ⁻³	0.0438 T	"	38.3	"	51.5
A ₅₁	0.78	"	0.67 × 10 ⁻³	4.22 × 10 ⁻³	0.0396 T	"	34.6	"	46.5

b) $\overline{B.U.} = 20,000 \text{ MWd/ton}$

B ₁₄	3.47	3.55 × 10 ⁻³	16.7 × 10 ⁻³	20.25 × 10 ⁻³	0.190 T	600°C	166	900°C	223
B ₄₄	2.95	"	8.88 × 10 ⁻³	12.43 × 10 ⁻³	0.117 T	"	102	"	137
B ₃₂	2.53	"	5.13 × 10 ⁻³	8.68 × 10 ⁻³	0.0817 T	"	71.3	"	95.9
B ₆₄	2.01	"	3.20 × 10 ⁻³	6.75 × 10 ⁻³	0.0635 T	"	55.5	"	74.5
B ₈₄	1.47	"	2.16 × 10 ⁻³	5.71 × 10 ⁻³	0.0537 T	"	46.8	"	63.0
B ₈₁	1.08	"	1.59 × 10 ⁻³	5.14 × 10 ⁻³	0.0483 T	"	42.2	"	56.7
A ₅₁	0.78	"	0.95 × 10 ⁻³	4.50 × 10 ⁻³	0.0423 T	"	37.0	"	49.7

*1) cf. TABLE 2.4.5

*2) "

*3) cf. TABLE 2.12.15

*4) *2) + *3)

*5) cf. Eq. (2.9.2), $P_{in} = 9.40 N \cdot T$, where, P_{in} : kg/cm², T : °K (uniform elongation = 5%)

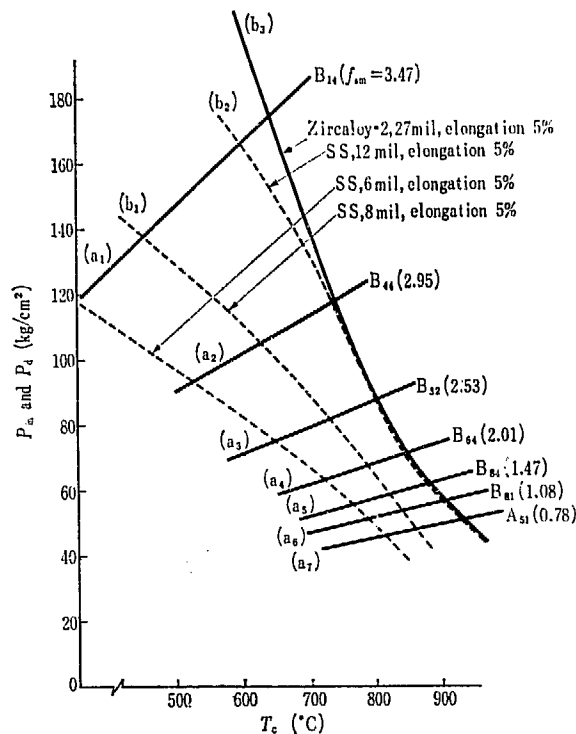


TABLE 2.12.14 Temperature to rupture fuel segment clad (20,000 MWd/ton)

ただし、TABLE 2.12.9 は elongation=0 の値であるので、その 1/1.05 を P_a として使用する。

以上をグラフに示したのが Fig. 2.12.13 であり、これからセグメント被覆破損温度を求めたのが Fig. 2.12.15 曲線 (a₁) および (b₁) である。

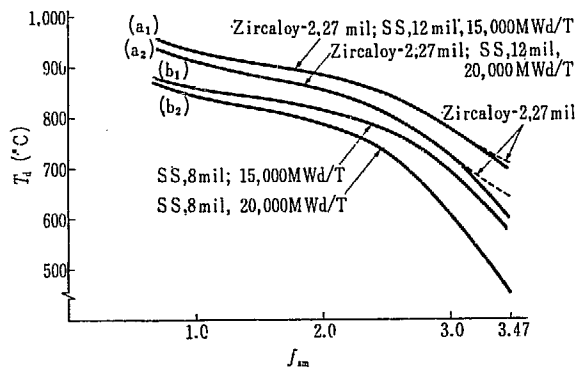


Fig. 2.12.15 Temperature to rupture segment clad, T_d

b) 20,000 MWd/ton

上と同じく、TABLE 2.9.2, TABLE 2.12.9 および TABLE 2.12.16 (20,000 MWd/ton) より Fig. 2.12.14 を描き、これから被覆破損温度を求めたのが Fig. 2.12.15 曲線 (a₂) および (b₂) である。Fig. 2.12.15 の曲線 (a₁) および (a₂) は、 f_{sm} が 3.00~3.47 の範囲でジルカロイ-2 と 316 SS (12 ミル) で少しずつくるが、大差ないので 316 SS (12 ミル) の曲線で双方を代表させ、以下の計算をおこなう。

6) セグメント被覆破損を生ずるセグメントスプレー流量率 F_{sd} の計算

TABLE 2.11.1 と同様の計算をおこない、TABLE 2.12.17 をうる。

7) F.P. ガス炉外放出量の最大値および最小値

今までに計算した種々の場合における F_{sd} と f_{sm} の関係をまとめ、各場合の F.P. ガス放出量の最大値および最小値を示したのが Fig. 2.12.16 である。

TABLE 2.12.17 より、15,000 MWd/ton, ステンレス鋼 (8 ミル) と、20,000 MWd/ton, ジルカロイ-2 (27 ミル) とはほとんど同じである。

Fig. 2.12.16 より推定して TABLE 2.12.18 の値をうる。

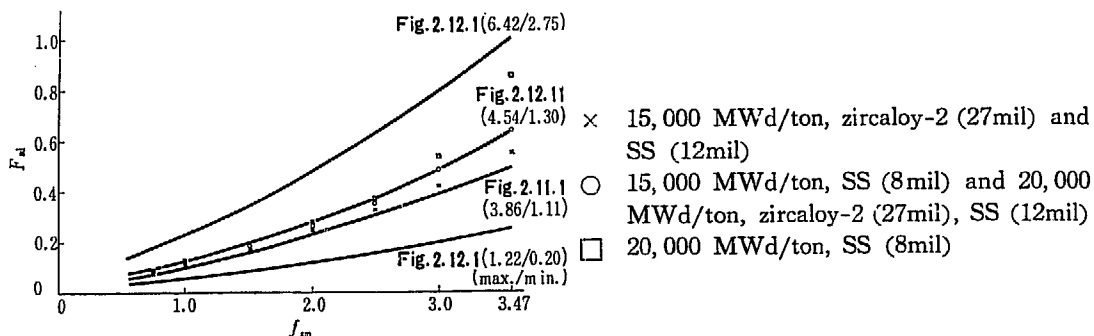


Fig. 2.12.16 Estimation of F.P. gas release

TABLE 2.12.17 Calculation of segment spray flow rate
to give clad rupture, F_{sd}

$\overline{B.U.}$ clad material	f_{sm}	^{*1)} T_d	^{*2)} $(T_c - T_{cs})^{3/4}$	^{*3)} q''	$\frac{q''}{(T_c - T_{cs})^{3/4}}$	^{*4)} W_B	^{*5)} F_{sd}
MWd/ton 15,000	3.47	695	121	1.06	8.77×10^{-3}	65.5	0.55
Zircaloy-2 (27 mil)	3.00	780	133	0.915	6.88×10^{-3}	50.6	0.42
	2.50	845	142	0.762	5.37×10^{-3}	38.8	0.33
and SS (12 mil)	2.00	882	148	0.610	4.12×10^{-3}	30.3	0.25
	1.50	905	151	0.458	3.03×10^{-3}	21.5	0.18
	1.00	930	154	0.305	1.98×10^{-3}	13.8	0.12
	0.75	950	157	0.229	1.46×10^{-3}	10.1	0.08
MWd/ton 15,000	3.47	570	101	1.06	10.5×10^{-3}	76.0	0.64
SS (8 mil)	3.00	690	120	0.915	7.62×10^{-3}	56.5	0.48
	2.50	775	132	0.762	5.77×10^{-3}	41.9	0.35
	2.00	814	138	0.610	4.42×10^{-3}	31.7	0.27
	1.50	838	141	0.458	3.25×10^{-3}	23.0	0.19
	1.00	858	144	0.305	2.12×10^{-3}	15.0	0.13
	0.75	873	146	0.229	1.57×10^{-3}	11.0	0.09
MWd/ton 20,000	3.47	598	105	1.06	10.1×10^{-3}	75.9	0.64
Zircaloy-2 (27 mil)	3.00	725	125	0.915	7.32×10^{-3}	54.0	0.45
	2.50	807	137	0.762	5.57×10^{-3}	40.5	0.34
and SS (27 mil)	2.00	853	143	0.610	4.27×10^{-3}	30.7	0.26
	1.50	880	147	0.458	3.12×10^{-3}	22.1	0.19
	1.00	910	151	0.305	2.02×10^{-3}	14.1	0.12
	0.75	933	155	0.229	1.48×10^{-3}	10.2	0.09
MWd/ton 20,000	3.47	450	81	1.06	13.1×10^{-3}	103	0.86
SS (8 mil)	3.00	610	107	0.915	8.55×10^{-3}	63.8	0.54
	2.50	733	127	0.762	6.00×10^{-3}	43.7	0.37
	2.00	788	134	0.610	4.55×10^{-3}	32.8	0.28
	1.50	818	138	0.458	3.23×10^{-3}	23.0	0.19
	1.00	844	142	0.305	2.15×10^{-3}	15.0	0.13
	0.75	868	145	0.229	1.58×10^{-3}	11.0	0.09

*1) cf. Fig. 2.12.15

*2) cf. Fig. 2.10.5

*3) cf. TABLE 2.10.2

*4) cf. Fig. 2.10.2

*5) cf. Eq. (2.10.9)

$$W_B = 119 \text{ g/sec (for } F_s = 1.0), \gamma = 0.90$$

TABLE 2.12.18 F. P. gas release vs. burn-up*1)

$\overline{B.U.}$	Clad material	F. P. gas release*2)		Remarks
		Maximum	Minimum	
MWd/ton 9,400	zircaloy-2 (27 mil)	3.9 %	1.1 %	TABLE 2.11.2, TABLE 2.11.3
	SS (12 mil)	3.9	1.1	2.12.4
	SS (8 mil)	4.0	1.1	"
15,000	zircaloy-2 (27 mil)	4.2	1.2	Fig. 2.12.16
	SS (12 mil)	4.2	1.2	"
	SS (8 mil)	4.6	1.3	"
20,000	zircaloy-2 (27 mil)	4.6	1.3	Fig. 2.12.16
	SS (12 mil)	4.6	1.3	"
	SS (8 mil)	5.4	2.0	"

*1) Assumption, $W_{cs} = 150$ gpm, $\eta = 90$ %

*2) F. P. gas release to outside of the core/stored F. P. gas in the core.

There are three kinds of F. P. isotope as follows ;

a) Isotopes which saturate within irradiation period, ^{131}I , ^{133}I , ^{135}I , ^{133}Xe , ^{89}Sr , etc. N_{τ} is constant for these isotopes independent of $B.U.$

b) Isotopes which do not saturate within irradiation period, ^{85}Kr , ^{90}Sr , etc.

$N_{\tau} = (\text{saturation value}) \times \text{fraction}$ for these isotopes.

c) Stable isotopes, ^{81}Br , ^{127}I , ^{129}I , ^{83}Kr , ^{84}Kr , ^{86}Kr , ^{130}Xe , ^{131}Xe , ^{132}Xe , ^{134}Xe , ^{136}Xe , etc.

These isotopes have no radioactivity, however, they increase segment internal pressure.

TABLE 2.12.19 F. P. gas activity stored in core (curies)

Isotope	Half life*1)	λ *2)	$N_{\tau}/N_{25}^{0*3)}$			λN_{τ} *4)		
			MWd/ton 9,400	MWd/ton 15,000	MWd/ton 20,000	MWd/ton 9,400	MWd/ton 15,000	MWd/ton 20,000
^{131}I	8.05 day	$9.98 \times 10^{-7} \text{ sec}^{-1}$	1.47×10^{-4}	1.47×10^{-4}	1.47×10^{-4}	1.11×10^6	1.11×10^6	1.11×10^6
^{133}I	20.8 hr	9.27×10^{-6}	3.56×10^{-5}	3.56×10^{-5}	3.56×10^{-5}	2.49×10^6	2.49×10^6	2.49×10^6
^{135}I	6.7 hr	2.88×10^{-7}	1.07×10^{-5}	1.07×10^{-5}	1.07×10^{-5}	2.33×10^6	2.33×10^6	2.33×10^6
^{85}Kr	10.3 y	2.14×10^{-9}	7.12×10^{-4}	1.09×10^{-3}	1.33×10^{-3}	1.15×10^4	1.76×10^4	2.15×10^4
^{133}Xe	5.27 day	1.52×10^{-6}	2.22×10^{-4}	2.22×10^{-4}	2.22×10^{-4}	2.55×10^6	2.55×10^6	2.55×10^6
^{89}Sr	51 day	1.57×10^{-7}	1.64×10^{-5}	1.64×10^{-5}	1.64×10^{-5}	1.95×10^4	1.95×10^4	1.95×10^4
^{90}Sr *5)	28 y	7.87×10^{-10}	1.64×10^{-4}	2.62×10^{-4}	3.36×10^{-4}	9.77×10^2	1.56×10^3	2.00×10^3

*1) ANL-5800¹¹⁾

*2) $\lambda = 0.693/\text{half-life}$

*3) TABLE s 2.6.1, 2.12.12 and 2.12.14 are extrapolated to obtain values corresponding to $\phi = 8.90 \times 10^{12}$ n/cm²·sec.

*4) cf. Eq. (2.6.4)

$$\begin{aligned}
 N_{25}^0 &= 4.64 \times 10^2 \text{ mol} \\
 &= 4.64 \times 10^2 \text{ mol} \times (6.023 \times 10^{23} \text{ atom/mol}) \\
 &= 2.80 \times 10^{26} \text{ atom} \dots\dots\dots (2.12.9)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \therefore \lambda N_{\tau} &= *3) \times \lambda \times 2.80 \times 10^{26} \div (3.7 \times 10^{10}) \\
 &= *3) \times \lambda \times (7.57 \times 10^{15}) \text{ c} \dots\dots\dots (2.12.9 a)
 \end{aligned}$$

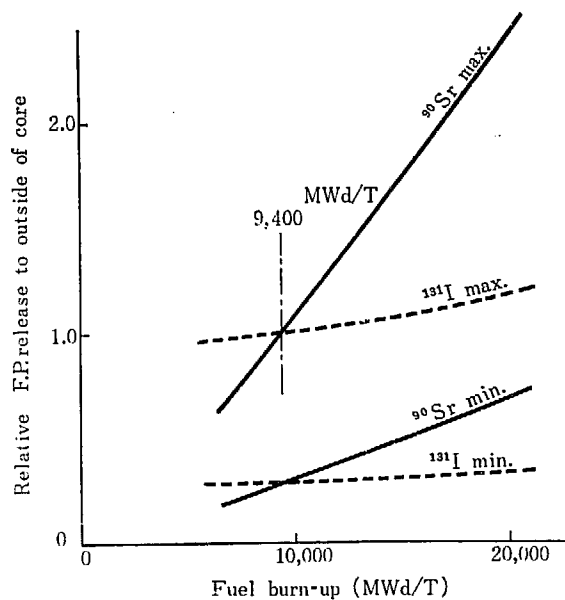
*5) 1 % of Sr is assumed volatile.

TABLE 2.12.20 F.P. gas activity released to outside of core—(1)

Clad material	$\overline{B.U.}$	Isotope	Activity ^{*1)} in core	Percentage release ^{*2)}		Release to outside of core	
				maximum	minimum	maximum	minimum
Zircaloy-2 (27 mil) and SS (12 mil)	MWd/ton 9,400	¹³¹ I	1.11×10^6 ^c	3.9%	1.1%	4.32×10^4 ^c	1.22×10^4 ^c
		¹³³ I	2.49×10^6	"	"	9.71×10^4	2.74×10^4
		¹³⁵ I	2.33×10^6	"	"	9.10×10^4	2.56×10^4
		⁸⁵ Kr	1.15×10^4	"	"	4.48×10^2	1.26×10^2
		¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	9.95×10^4	2.81×10^4
		⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	7.60×10^2	2.15×10^2
		⁹⁰ Sr	9.77×10^2	"	"	3.81×10^1	1.07×10^1
	15,000	¹³¹ I	1.11×10^6	4.2	1.2	4.67×10^4	1.33×10^4
		¹³³ I	2.49×10^6	"	"	1.05×10^5	2.99×10^4
		¹³⁵ I	2.33×10^6	"	"	9.80×10^4	2.80×10^4
		⁸⁵ Kr	1.76×10^4	"	"	7.40×10^2	2.11×10^2
		¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	1.07×10^5	3.06×10^4
		⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	8.20×10^2	2.34×10^2
		⁹⁰ Sr	1.56×10^2	"	"	6.55×10^1	1.87×10^1
	20,000	¹³¹ I	1.11×10^6	4.6	1.3	5.10×10^4	1.44×10^4
		¹³³ I	2.49×10^6	"	"	1.15×10^5	3.24×10^4
		¹³⁵ I	2.33×10^6	"	"	1.07×10^5	3.03×10^4
		⁸⁵ Kr	2.15×10^4	"	"	9.90×10^2	2.80×10^2
		¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	1.17×10^5	3.32×10^4
		⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	8.96×10^2	2.54×10^2
		⁹⁰ Sr	2.00×10^2	"	"	9.20×10^1	2.60×10^1

*1) cf. TABLE 2.12.19

*2) cf. TABLE 2.12.18

Maximum of ¹³¹I and ⁹⁰Sr release is normalized to 1.0¹³¹I, 1.0 \equiv 4.32×10^4 c⁹⁰Sr, 1.0 \equiv 3.81×10^1 c

(zircaloy-2, 27 mil; SS, 12 mil)

TABLE 2.12.17 Relative value of ¹³¹I and ⁹⁰Sr release to outside of core—(1)
[clad material: zircaloy-2 (27 mil); SS (12 mil)]

TABLE 2.12.21 F. P. gas activity released to outside of core—(2)

Clad material	$\overline{B.U.}$	Isotope	Activity ^{*1)} in core	Percentage release ^{*2)}		Release to outside of core	
				maximum	minimum	maximum	minimum
SS (8 mil)	9,400	¹³¹ I	1.11×10^6 ^c	4.0%	1.1%	4.44×10^4 ^c	1.22×10^4 ^c
		¹³³ I	2.49×10^6	"	"	9.95×10^4	2.74×10^4
		¹³⁵ I	2.33×10^4	"	"	9.32×10^4	2.56×10^4
		⁸⁵ Kr	1.15×10^4	"	"	4.60×10^2	1.27×10^2
		¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	1.02×10^3	2.81×10^4
		⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	7.80×10^2	2.15×10^2
		⁹⁰ Sr	9.77×10^2	"	"	3.90×10^1	1.07×10^1
		15,000	¹³¹ I	1.11×10^6	4.6	1.3	5.10×10^4
	¹³³ I	2.49×10^6	"	"	1.15×10^5	3.24×10^4	
	¹³⁵ I	2.33×10^6	"	"	1.07×10^5	3.03×10^4	
	⁸⁵ Kr	1.76×10^4	"	"	8.10×10^2	2.29×10^2	
	¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	1.17×10^5	3.31×10^4	
	⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	8.96×10^2	2.53×10^2	
	⁹⁰ Sr	1.56×10^2	"	"	7.18×10^1	2.03×10^1	
	20,000	¹³¹ I	1.11×10^6	5.4	2.0	6.00×10^4	2.22×10^4
	¹³³ I	2.49×10^6	"	"	1.35×10^5	4.98×10^4	
	¹³⁵ I	2.33×10^6	"	"	1.26×10^5	4.66×10^4	
	⁸⁵ Kr	2.15×10^4	"	"	1.16×10^3	4.30×10^2	
	¹³³ Xe	2.55×10^6	"	"	1.38×10^5	5.10×10^4	
	⁸⁹ Sr	1.95×10^4	"	"	1.05×10^3	3.90×10^2	
	⁹⁰ Sr	2.00×10^3	"	"	1.08×10^2	4.00×10^1	

*1) cf. TABLE 2.12.19

*2) cf. TABLE 2.12.18

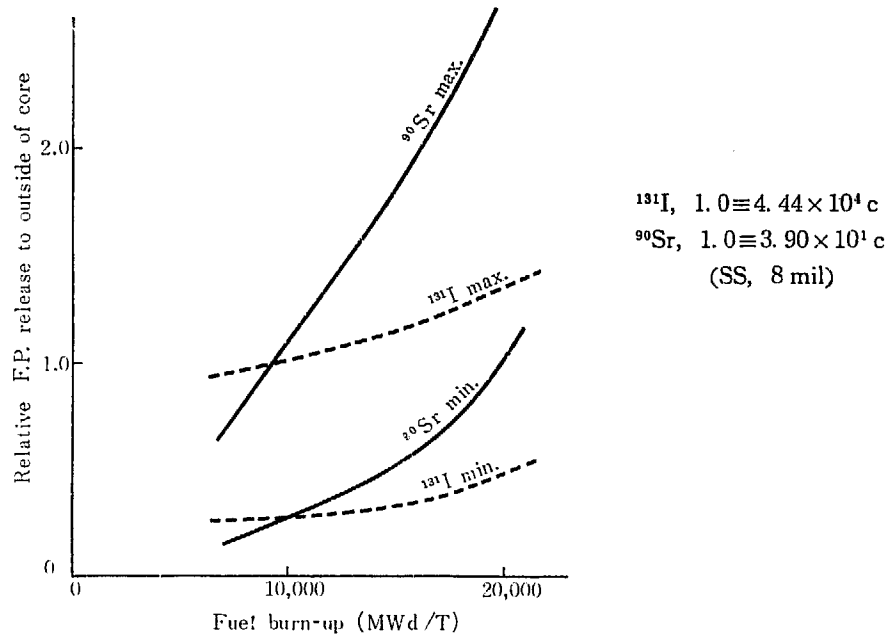


Fig. 2.12.18 Relative value of ¹³¹I and ⁹⁰Sr release to outside of core—(2)
[clad material: SS, 8 mil]

8) 炉外放出 F.P. ガスの キュリー数の計算

a) 炉内に蓄えられる F.P. ガスのキュリー数

プラント周辺への影響を考える場合に、問題となる F.P. ガスは ^{131}I , ^{133}I , ^{135}I , ^{85}Kr , ^{133}Xe , ^{89}Sr , ^{90}Sr である。これらの各 isotope ごとに炉内に蓄えられているキュリー数を計算する。

TABLE 2.6.1 (9,400 MWd/ton), TABLE 2.12.12 (15,000 MWd/ton) および TABLE 2.12.13 (20,000 MWd/ton) より外挿して、各 isotope ごとに、 $\bar{\Phi}=8.9 \times 10^{12}$ n/cm²·sec に対応する値を求めたのが TABLE 2.12.19 である。

b) 炉外放出 F.P. ガスのキュリー数

炉外へ放出される F.P. ガスのキュリー数を計算したのが TABLE 2.12.20 および TABLE 2.12.21 である。それらの ^{131}I , ^{90}Sr の値をグラフに示したのが Fig. 2.12.17 および Fig. 2.12.18 である。

2.12.6 プレナムに蓄積されるガスの温度の検討

(Φ_{\max} の点とプレナム温度の差による F.P. ガス放出量の相異)

以上の F.P. ガス放出量の計算には、すべて“プレナムガスの温度は同一セグメント内の Φ_{\max} の点の被覆温度 T_c に等しい”という仮定を用いた。〔2.9 セグメント被覆破損温度の検討〕, 1〕

この仮定が、どの程度安全側であるかを検討するのが、この章の目的である。

1) セグメント被覆温度分布

B_{ij} セグメントの被覆温度, f_s , q'' などの様子を示したのが Fig. 2.12.19 である。(A_{ij} セグメントは TABLE 2.11.2 よりわかるように、F.P. ガス放出量が少なく問題にならぬので、 B_{ij} セ

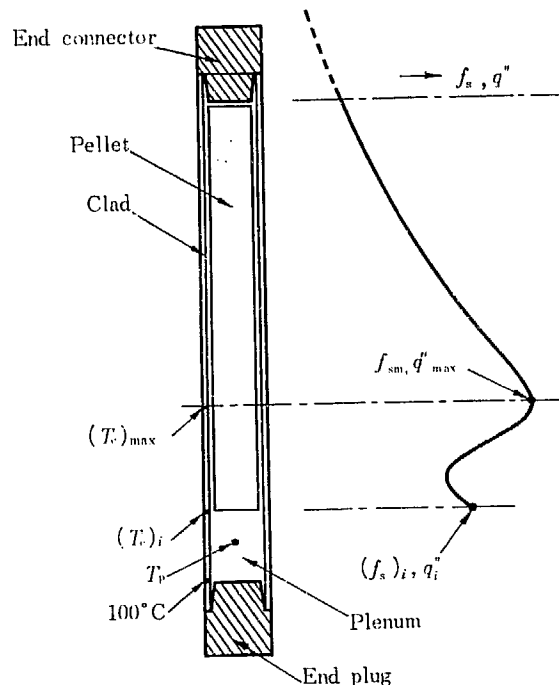


Fig. 2.12.19 Temperature of segment clad and plenum (B_{ij} segment)

グメントのみについて検討する)

ただし, $(T_c)_{\max} : f_{sm}$ の点の被覆温度

$(T_c)_i$: ペレット下端 "

T_p : プレナムガスの平均温度

以上は, いずれも core spray 作動後の温度を表わす.

今までの F.P. ガス放出量の計算では, $T_p \approx (T_c)_{\max}$ としていたことになる.

近似的に T_p は次式で与えられる.

$$T_p = \frac{1}{2} \{ (T_c)_i + 100 \} \text{ } ^\circ\text{C} \dots\dots\dots (2.12.10)$$

ただし, 100°C はスプレー水の温度である.

2) プレナムガス温度 T_p の計算

B_{ij} セグメントの炉心スプレー流量率を F_s とすれば, それに対応するスプレー熱伝達係数 γ は Fig. 2.10.2 より求められる.

同一セグメントでは, F_s は等しいと仮定すると γ も等しくなる. よって (2.10.1) 式と同様に次式をうる.

$$\frac{q''_{\max}}{\{ (T_c)_{\max} - 100 \}^{3/4}} = \gamma \dots\dots\dots (2.12.11)$$

$$\frac{q''_i}{\{ (T_c)_i - 100 \}^{3/4}} = \gamma \dots\dots\dots (2.12.12)$$

一方, (2.10.8) より

$$\left. \begin{aligned} q''_{\max} &= f_{sm} \cdot q_1'' \\ q''_i &= (f_s)_i \cdot q_1'' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.12.13)$$

$$\therefore \frac{(T_c)_i - 100}{(T_c)_{\max} - 100} = \left[\frac{(f_s)_i}{f_{sm}} \right]^{4/3} \dots\dots\dots (2.12.14)$$

(2.12.10) 式を入れて整理すると,

$$T_p = \frac{1}{2} \cdot \left[\frac{(f_s)_i}{f_{sm}} \right]^{4/3} \cdot \{ (T_c)_{\max} - 100 \} + 100^\circ\text{C} \dots\dots\dots (2.12.15)$$

代表的な B_{ij} セグメントにつき $(f_s)_i/f_{sm}$ を計算したのが TABLE 2.12.22 である.

TABLE 2.12.22 より $(f_s)_i/f_{sm}$ はいずれも約 0.90 であるので, (2.12.15) 式は次のようになる.

$$T_p = 0.43 \{ (T_c)_{\max} - 100 \} + 100 = 0.43 (T_c)_{\max} + 57^\circ\text{C} \dots\dots\dots (2.12.16)$$

3) セグメント内圧 P_{in} の計算

TABLE 2.9.1 の $T[(T_c)_{\max}]$ のかわりに (2.12.16) 式の T_p で内圧 P_{in} を計算したのが TABLE 2.12.23 である.

これをグラフに示したのが Fig. 2.12.20 で, それよりセグメント被覆破損を求めたのが Fig. 2.12.21 である.

4) 被覆破損を生ずるセグメントスプレー流量率 F_{sd} の計算

TABLE 2.11.1 と同様に, F_{sd} を計算したのが TABLE 2.12.24 である.

TABLE 2.12.22 Calculation of $(f_s)_i/f_{sm}$

Segment No.	$f_{sm}^{*1)}$	$(f_s)_i$	$(f_s)_i/f_{sm}$	$[(f_s)_i/f_{sm}]^{4/3}$
B ₁₄	3.47	3.16	0.912	$(f_s)_i/f_{sm} \approx 0.90$ $\therefore [(f_s)_i/f_{sm}]^{4/3} = 0.86$
B ₄₄	2.95	2.73	0.926	
B ₃₂	2.53	2.27	0.897	
B ₆₄	2.01	1.80	0.897	
B ₈₄	1.47	1.34	0.912	
B ₈₁	1.08	0.983	0.912	

*1) cf. TABLE 2.4.4

*2) For example, for B₁₄, peaking factor of fuel bundle B₁ at z=0 cm is 2.55 (cf. Fig. A.1.6)

$\therefore (f_s)_i = (f_B)_i \cdot (f_i) = 2.55 \times 1.24 = 3.16$
 $f_i = 1.24$ (cf. TABLE 2.4.5)

TABLE 2.12.23 Calculation of segment internal pressure, P_{in}

Segment No.	f_{sm}	$P_{in}^{*1)}$	$(T_c)_{max}$	$T_p^{*2)}$	P_{in}	$(T_c)_{max}$	T_p	P_{in}
B ₁₄	3.47	$\times T_p$ 0.0965	600°C (873°K)	315°C (588°K)	kg/cm ² 56.8	900°C (1,173°K)	444°C (717°K)	kg/cm ² 69.2
B ₄₄	2.95	0.0759	"	"	44.7	"	"	54.3
B ₃₂	2.53	0.0550	"	"	32.4	"	"	39.5
B ₆₄	2.01	0.0460	"	"	27.1	"	"	33.0
B ₈₄	1.47	0.0423	"	"	24.9	"	"	30.3
B ₈₁	1.08	0.0400	"	"	23.5	"	"	28.7

*1) cf. TABLE 2.9.1

*2) cf. Eq. (2.12.16)

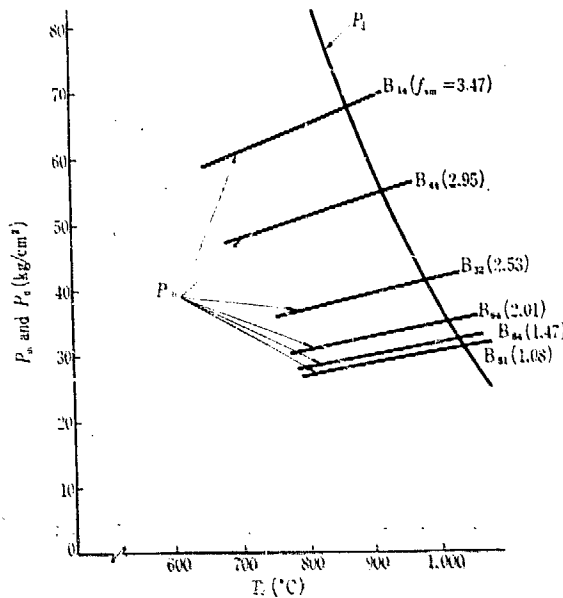


Fig. 2.12.20 Temperature to rupture segment clad
 (Plenum gas temp. = T_p , zircaloy-2, 27 mil.)

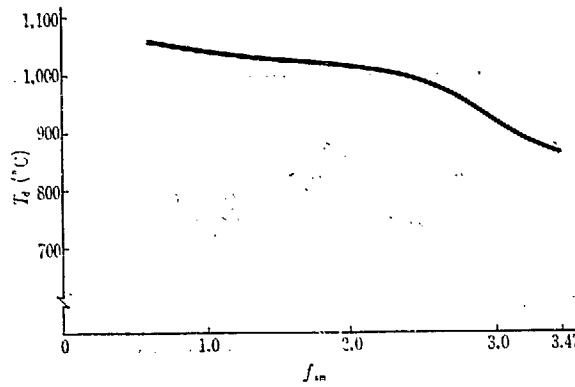


Fig. 2.12.21 Temperature to rupture segment clad, T_d
(plenum gas temp. = T_p , zircaloy-2, 27 mil)

TABLE 2.12.24 Calculation of F_{sd} to give clad rupture*¹¹

f_{sm}	$(T_c)_{max}^{*21}$ to give clad rupture °C	$(T_c - 100)^{3/4}$	q'' cal/sec·cm ²	r	W_B g/sec	F_{sd}
3.47	865	145	1.06	7.31×10^{-3}	54.1	0.45
3.00	920	153	0.915	5.98×10^{-3}	43.5	0.37
2.50	982	161	0.762	4.72×10^{-3}	34.0	0.29
2.00	1,010	165	0.610	3.70×10^{-3}	26.4	0.22
1.50	1,025	167	0.458	2.75×10^{-3}	19.5	0.16
1.00	1,040	169	0.305	1.80×10^{-3}	12.6	0.11

*¹¹ cf. TABLE 2.11.1

*²¹ cf. Fig. 2.12.21

TABLE 2.12.24 の F_{sd} を Fig. 2.12.16 にプロットしてみると、この場合の F.P. ガス放出量の最大値は約 3.2%、最小値は 0.8% 程度である。

2.12.7 Core spray 作動時の被覆温度経時変化 (transient) の検討

以上の検討は、core spray 作動時の準定常状態に達した際の検討をおこなったものであるが、準定常状態に達するまでの T_c の transient を計算するのが本章の目的である。計算は UO_2 およびジルカロイ被覆をそれぞれ一点近似でおこなう。

1) 計算式

a) UO_2 , ジルカロイをそれぞれの平均温度 \bar{T}_U , \bar{T}_c で代表する。その温度勾配は Fig. 2.3.3 に示す通りである。 UO_2 とジルカロイ間の熱伝導は近似的に次式で与えられる。

$$q''_{U_2} = ku \left(\frac{dT}{dr} \right)_a \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2 \dots\dots\dots (2.12.17)$$

一方, (2.3.1), (2.3.2) 式より \bar{T}_U になる半

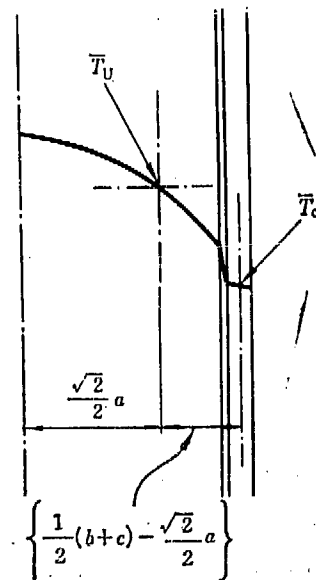


Fig. 2.12.22 Temperature distribution in segment

径 $r(\bar{T}_U)$ は

$$r(\bar{T}_U) = \frac{\sqrt{2}}{2} a \dots\dots\dots (2.12.18)$$

$$\therefore r(\bar{T}_c) - r(\bar{T}_U) = \frac{1}{2}(b+c) - \frac{\sqrt{2}}{2} a = 0.227 \text{ cm}$$

近似的に

$$\left(\frac{dT}{dr}\right)_a = \frac{\bar{T}_U - \bar{T}_c}{r(\bar{T}_c) - r(\bar{T}_U)} = \frac{1}{0.227} (\bar{T}_U - \bar{T}_c) = 4.42 (\bar{T}_U - \bar{T}_c) \text{ }^\circ\text{C/cm}$$

\dots\dots\dots (2.12.19)

(2.12.17), (2.12.19) 式より

$$q''_{U2} = 4.42 k_U (\bar{T}_U - \bar{T}_c) \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2 \dots\dots\dots (2.12.20)$$

b) ジルカロイ被覆外側よりの熱除去 q''_{c2}

i) 被覆が水中に浸されている間はかなりの熱除去がある。 ($0 \leq t < t_1$)

$$h_{cw} = 0.136 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2\cdot^\circ\text{C} \text{ (1,000 Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F)}$$

$$q''_{c2} = h_{cw} (T_{c2} - T_w) = h_{cw} (T_{c2} - 277) \dots\dots\dots (2.12.21)$$

なお, h_{cw} が $1/2$, 2倍の場合の検討もおこなう。

ii) 被覆が露出してから, core spray 始動まで ($t_1 \leq t \leq t_{cs}$)

$$h_{cw} = 0$$

$$q''_{c2} = 0 \dots\dots\dots (2.12.22)$$

iii) Core spray 始動後 ($t \geq t_{cs}$)

(2.10.1) 式より

$$\frac{q''_{c2}}{(T_{c2} - T_{cs})^{3/4}} = \gamma \dots\dots\dots (2.12.23)$$

$$q''_{c2} = \gamma (T_{c2} - T_{cs})^{3/4} \dots\dots\dots (2.12.24)$$

c) 熱源 $Q'(t)$

(2.8.22) 式より

$$Q'(t) = f_s [q_1'(t) + \phi_1'(t)] \dots\dots\dots (2.12.25)$$

ただし, $Q'(t)$: セグメント 1 cm あたり全熱発生 (cal/sec\cdot cm)

$q_1'(t)$: 崩壊熱 (cal/sec\cdot cm)

$\phi_1'(t)$: 減衰中性子束熱発生 (cal/sec\cdot cm)

いずれも $K_{eff} < 1.0$ になり始めた時点 transient 計算の $t=0$ にとる。

d) 各 case の検討

Case 1 MCA 後 2 sec 後に, 制御棒スクラム開始

Case 2 " 6 sec " "

Case 3 制御棒によるスクラムを考慮しない

} cf. Fig. 2.8.3

以上3つの case につき, 重要事項を表に示したのが TABLE 2.12.25 である。

e) 各時刻における燃料セグメントからの熱除去

$$0 \leq t < t_1 \quad f_{sm} \text{ の点は水に浸っている} \dots\dots (2.12.21) \text{ 式より}$$

$t_1 \leq t < t_{cs}$ f_{sm} の点は露出, 熱除去なし……(2.12.22) 式より
 $t_{cs} \leq t < t_{es}$ $W_{cs} = 185 \text{ gpm}^*$ ……(2.12.24) 式より
 $t \geq t_{es}$ $W_{cs} = 150 \text{ gpm}$ …… "

TABLE 2.12.25 List of analysed cases

	$K_{eff}(t)$	$q_1'(t)$	$\phi_1'(t)$	$t_0^{*1)}$	$t_1^{*2)}$	$t_{cs}^{*3)}$	$t_{es}^{*4)}$
Case 1	Fig. 2.8.3 (a)	Eq. (2.8.2)	Eq. (2.8.19)	2 sec after MCA	9 sec	13 sec	$\approx 900 \text{ sec}$
Case 2	" (b)	"	"	6 sec "	5 "	9 "	"
Case 3	" (c)	"	Eq. (2.8.20)	7 sec "	4 "	8 "	"

- *1) Time to become $K_{eff} < 1.0$. (cf. Fig. 2.8.3)
- *2) t_1 : Time to exposure f_{sm} point of each segment. B segments are important and elevation of f_{sm} point of B segments is approximately 30 cm (cf. Fig. 2.4.2) and time for water level to reach 30 cm is 11 sec. t_0 minus 11 sec gives t_1 .
- *3) t_{cs} : core spray initiation time
 $t_{cs} = 15 - t_0 \text{ sec}$ ……(2.12.26)
- *4) t_{es} : enclosure spray initiation time
 $t_{es} = 900 - t_0 \approx 900 \text{ sec}$ ……(2.12.27)

TABLE 2.12.26 Calculation of C_U

T_U	$c_U^{*1)}$	$M_U^{*2)}$	C_U
100 °C	0.063 cal/g·°C	12.75 g/cm	0.803 cal/°C·cm
200	0.067	"	0.853
500	0.074	"	0.943
1,000	0.078	"	0.995
1,500	0.082	"	1.045

- *1) cf. Reference⁷⁾
- *2) $M_U = \rho_U \cdot V_U = \rho_U \cdot \pi a^2 = 10.41 \text{ g/cm}^3 \times 3.14(0.625)^2 \text{ cm}^3/\text{cm} = 12.75 \text{ g/cm}$

TABLE 2.12.27 Calculation of C_c

T_c	$c_c^{*1)}$	$M_c^{*2)}$	C_c
100 (373.2) °C °K	6.62 cal/mol·°C	2.11 g/cm	0.153 cal/°C·cm
200 (473.2)	6.97	"	0.161
500 (773.2)	7.55	"	0.175
862 (1,135)	8.02	"	0.185
862 < T_c < 1,127	7.27	"	0.168

- *1) cf. Eq. (2.12.31 a)
- *2) $\rho_c V_c = 6.60 \times \pi (b+c)(c-b) = 2.11 \text{ g/cm}$

* enclosure spray が始動するまでは, core spray 流量 W_{cs} は設計値の 150 gpm より多く, 185 gpm になる.

f) 計算式

$$f_s \cdot Q_1' \cdot dt = C_U \cdot d\bar{T}_U + 2\pi a q''_{U_2} \cdot dt \dots \dots \dots (2.12.28)$$

$$2\pi a \cdot q''_{U_2} \cdot dt = C_c \cdot d\bar{T}_c + 2\pi c q''_{c_2} \cdot dt \dots \dots \dots (2.12.29)$$

ただし, f_s : セグメント peaking factor Q_1' : セグメント全熱発生 (for $f_s=1.00$), (cal/sec·cm) C_U : UO_2 熱容量 (cal/°C·cm) C_c : 被覆材熱容量 (cal/°C·cm)(2.12.20) 式を代入し, さらに, $T_{c_2} \approx \bar{T}_c$ と置くと

$$C_U \frac{d\bar{T}_U}{dt} + 17.3 k_U (\bar{T}_U - \bar{T}_c) - f_s \cdot Q_1'(t) = 0 \dots \dots \dots (2.12.30)$$

$$C_c \frac{d\bar{T}_c}{dt} - 17.3 k_U (\bar{T}_U - \bar{T}_c) + 4.43 q''_{c_2} (\bar{T}_c) = 0 \dots \dots \dots (2.12.31)$$

2) 計算

a) C_U (TABLE 2.12.26)b) C_c (TABLE 2.12.27)

$$C_c = 6.83 + 1.12 \times 10^{-3} T_c (^{\circ}K) - 0.87 \times 10^5 T_c^{-2} (^{\circ}K)^{12}) \text{ cal/mol} \cdot ^{\circ}C \dots (2.12.31a)$$

Zr 1 モル \equiv 91.22 gZr 密度: 6.60 g/cm³

3) 計算方程式

(2.12.30), (2.12.31) 式より

$$A \frac{dx}{dt} + B(x-y) f_s \cdot Q_1'(t) = 0 \dots \dots \dots (2.12.32)$$

$$C \frac{dy}{dt} - B(x-y) + E(y) = 0 \dots \dots \dots (2.12.33)$$

ただし,

a) $x = \bar{T}_U$, $y = \bar{T}_c$ b) $A = 0.995 \text{ cal/}^{\circ}C \cdot \text{cm}$ (TABLE 2.12.26 より)c) $B = 17.3 k_U$

(2.8.3) 式より

$$k_U = \frac{6.83}{283.2+x} + 6.12 \times 10^{-13} (x+273.2)^3 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm} \cdot ^{\circ}C$$

$$\therefore B = 17.3 k_U = \frac{119}{283.2+x} + 1.06 \times 10^{-11} (x+273.2)^3 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm} \cdot ^{\circ}C \dots \dots (2.12.34)$$

d) f_s : セグメント peaking factore) $Q_1'(t) = \phi_1'(t) + q_1'(t)$

ただし, Case 1* and Case 2

$$\phi_1'(t) = 27.5 e^{-10.4t^2} + 1.45 e^{-0.25t} \text{ cal/sec} \cdot \text{cm} \dots \dots \dots (2.12.35)$$

* [2.8 燃料棒熱源の計算] 参照

Case 3

$$\phi_1'(t) = 27.5 e^{-0.606t^2} + 1.45 e^{-0.50t} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm} \dots\dots\dots (2.12.36)$$

$$\left. \begin{aligned} q_1'(t) &= 2.54 - 0.743 t^{1/6} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}, \quad 0 \leq t < 100 \text{ sec} \\ q_1'(t) &= 0.945 \left(\frac{t}{100}\right)^{-0.284} \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}, \quad 100 \leq t < 10^5 \text{ sec} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.12.37)^*$$

f) $C = 0.170 \text{ cal/}^\circ\text{C}\cdot\text{cm}$ (TABLE 2.12.27 より)

g) $E(y) = 4.43 q''_{c2}(y) \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}$

i) $0 \leq t < t_1$

(2.12.21) 式より

TABLE 2.12.28 Calculation of $E(y)$ ($W_{cs} = 185 \text{ gpm}$)

f_s	F_s	W_B^{*11} g/sec	γ^{*21}	$E(y)^{*31}$ cal/sec·cm
3.47	0.60	88.0	11.5×10^{-3}	$0.0510 (y-100)^{3/4}$
	0.50	73.4	9.70×10^{-3}	0.0430 "
	0.40	58.7	7.90×10^{-3}	0.0350 "
	0.30	44.0	6.03×10^{-3}	0.0267 "
	0.20	29.3	4.11×10^{-3}	0.0182 "
	0.10	14.7	2.10×10^{-3}	0.0093 "
3.00	0.50			0.0430 "
	0.40			0.0350 "
	0.30			0.0267 "
	0.20			0.0182 "
	0.10			0.0093 "
2.50	0.40			0.0350 "
	0.30			0.0267 "
	0.20			0.0182 "
	0.10			0.0093 "
2.00	0.30			0.0267 "
	0.20			0.0182 "
	0.10			0.0093 "
1.50	0.20			0.0182 "
	0.10			0.0093 "
1.00	0.20			0.0182 "
	0.10			0.0093 "

*11 cf. Eq. (2.10.9)

$$W_{cs} = 119 \times \frac{185}{150} = 147 \text{ g/sec}$$

for $F_s = 1.00$

*21 cf. Fig. 2.10.2

*31 cf. Eq. (2.12.39)

* (2.8.2) 式より

4) 温度過渡変化の解析

(2.12.32), (2.12.33) 式は非線形であるので、これを直線形に近似して解析をおこなう。

i) まず, $x(=\bar{T}_U)$ の範囲は 500~1,200°C であるので, Fig. 2.3.2 より ku の平均値として 0.007 cal/sec·cm·°C とする。

∴ (2.12.34) 式より

$$B=0.117 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}\cdot^\circ\text{C}$$

ii) つぎに, $Q_1'(t)$ を Fig. 2.12.23 に示すように階段状に近似する。Fig. 2.8.1, Fig. 2.8.6 より TABLE 2.12.30, TABLE 2.12.31 をうる。

iii) Spray cooling の近似

$y(=\bar{T}_c)$ は, 300°C~1,000°C の間を問題にすればよい。

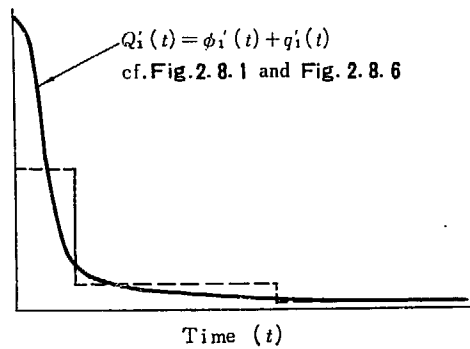


Fig. 2.12.23 Stepwise approximation of $Q_1'(t)$

TABLE 2.12.30 Approximation of $Q_1'(t)$
(Case 1 and Case 2, with control rod scram)

t	Q_1'
0 ~ 0.5 sec	15.9 cal/sec·cm
0.5 ~ 13	2.22
13 ~ 28	1.29
28 ~ 100	1.08
100 ~ 500	0.790

TABLE 2.12.31 Calculation of $Q_1'(t)$
(Case 3, without control rod scram)

t	Q_1'
0 ~ 1.0 sec	26.4 cal/sec·cm
1.0 ~ 4	4.89
4 ~ 13	1.49
13 ~ 28	1.29
28 ~ 100	1.08
100 ~ 500	0.790

Fig. 2.12.24 より

$$(y-100)^{3/4} \approx 0.159y + 9.00, \quad 300 \leq y \leq 1,000 \quad \dots\dots\dots (2.12.40)$$

以上 i), ii), iii) の近似により (2.12.32), (2.12.33) 式は直線化できる.

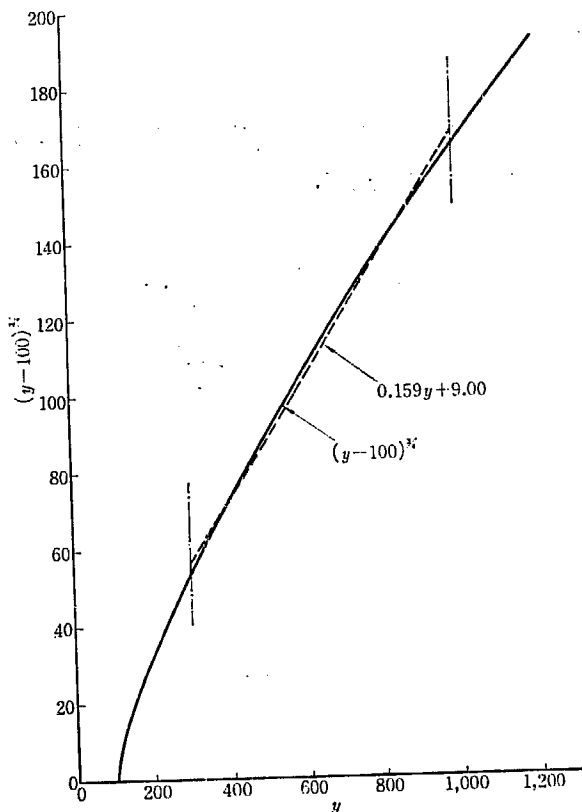


Fig. 2.12.24 Linear approximation of $(y-100)^{3/4}$

a) $0 \leq t < t_1$ ($K_{eff} < 1.0$ になり始めてから燃料が露出するまで)

$$Dx + b(x-y) - f = 0 \quad \dots\dots\dots (2.12.41)$$

$$Dy - b'(x-y) + e(y-277) = 0 \quad \dots\dots\dots (2.12.42)$$

ただし, $D = \frac{d}{dt}$

$$b = \frac{B}{C_U} = 0.1175, \quad b' = \frac{B}{C_c} = 0.688$$

$$f = \frac{f_s Q_1'}{C_U} = \frac{f_s Q_1'}{0.995}$$

$$e = \frac{2\pi c h_{cw}}{C_c} = 3.55 (h_{cw} = 0.136 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2\cdot\text{C})$$

これを解くと

$$\{D^2 + (b+b'+e)D + be\}x = (b'+e)\cdot f + 277\cdot be \quad \dots\dots\dots (2.12.43)$$

$$\therefore \begin{cases} x = Ae^{-at} + Be^{-\beta t} + x_1 \quad \dots\dots\dots (2.12.44) \end{cases}$$

$$\begin{cases} y = \left(1 - \frac{a}{b}\right) \cdot A \cdot e^{-at} + \left(1 - \frac{\beta}{b}\right) B \cdot e^{-\beta t} + y_1 \quad \dots\dots\dots (2.12.45) \end{cases}$$

ただし、 $(b+b'+e) \gg be$ なるゆえ

$$\alpha \approx \frac{be}{b+b'+e} \dots \dots \dots (2.12.46)$$

$$\beta \approx (b+b'+e) - \frac{be}{b+b'+e} \dots \dots \dots (2.12.47)$$

$$x_1 = \frac{(b'+e)}{be} f + 227 \dots \dots \dots (2.12.48)$$

$$y_1 = \frac{b'f}{be} + 277 \dots \dots \dots (2.12.49)$$

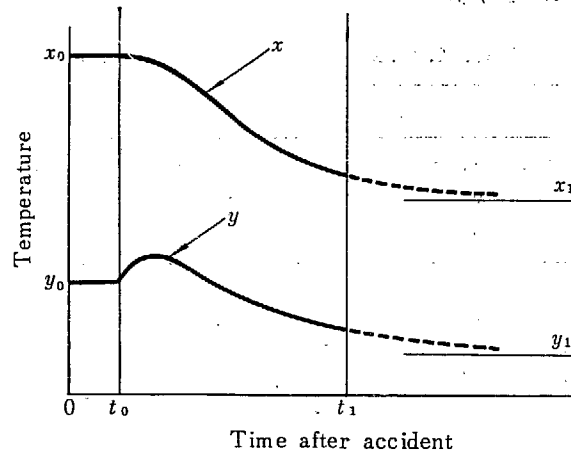


Fig. 2.12.25 Temperature change for $t_0 \leq t \leq t_1$

この様子を示したのが Fig. 2.12.25 である。

UO₂ 温度 x は時間とともに減少する。

(2.12.44) 式において $\beta \gg \alpha$ であるから、まもなく、第2項 ≈ 0 となり、 x は一次遅れで減少する。その時定数 τ_1 は (2.12.46) 式より

$$\tau_1 = \frac{1}{\alpha} = \frac{b+b'+e}{be} = \frac{1}{b} + \left(1 + \frac{b'}{b}\right) \cdot \frac{1}{e} \dots \dots \dots (2.12.50)$$

$\frac{1}{b}$ は UO₂ 中の熱伝導による時定数 (燃料の時定数) であり、 $\left(1 + \frac{b'}{b}\right) \cdot \frac{1}{e}$ は表面よりの熱伝達の時定数である。

数値計算の結果、主として燃料の時定数が効いていることがわかる。

($h_{cw} = 0.136 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}\cdot^\circ\text{C}$ のとき τ_1 は 10 sec である)

そのため、 τ_1 に影響するのは h_{cw} のみであるが、 h_{cw} が factor 2~3 変化しても τ_1 は約 10 sec と考えてよい。

最終値 x_1 は (2.12.48) 式で与えられる。実際には $t = t_1$ で、燃料が露出するので $t > t_1$ では x は Fig. 2.12.26 に示すようになる。

被覆温度 y は、最初しばらくの間は定常運転中に UO₂ 中に蓄えられている熱の流出と、比較的大きい減衰中性子束による発熱 $\phi_1'(t)$ のため少し上昇する。やがて、水への熱流出がきいてくるので下がり始める。そのため、最初に小さいコブができる。*

* 定常状態のときの $h_{cw} = 3,000 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F}$ を MCA 後は $1,000 \text{ Btu/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F}$ に小さくしていることによる。

(2.12.45) 式の第2項の係数がかかなり大きいので、一次おくれになるのが x より少しおそくなる。

一次おくれの時定数は x と同じく τ_1 で、最終値 y_1 は (2.12.49) 式で与えられる。

さきに述べたように、時定数 τ_1 は h_{cw} によって変る。(2.12.50) 式より τ_1 の値を求めたのが TABLE 2.12.32 である。

x_1, y_1 はともに f_s, h_{cw} によって左右される。(2.12.48), (2.12.49) 式よりその値を求めたのが TABLE 2.12.33 である。

TABLE 2.12.32 Time constant τ_1 vs. h_{cw}

h_{cw}	τ_1
2,000 Btu/hr·ft ² ·°F (0.272 cal/sec·cm ² ·°C)	9.5 sec
1,000 " (0.136 ")	10.4
500 " (0.068 ")	12.4

TABLE 2.12.33 Values of x_1 and y_1

f_s	h_{cw}	$x_1^{*1)}$	y_1
	cal/sec·cm	°C	°C
3.47	0.272	321	280
	0.136	325	283
	0.068	333	289
2.50	0.272	309	279
	0.136	312	281
	0.068	317	286
1.50	0.272	296	278
	0.136	298	280
	0.068	301	282

*1) $Q_1' = 1.36 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}$ (Q_1' at $t = 15 \text{ sec}$, cf. Fig. 2.8.1)

b) $t_1 \leq t < t_{cs}$ (燃料が露出してから core spray 始動まで)

$$Dx + b(x - y) - f = 0 \dots\dots\dots (2.12.51)$$

$$Dy - b'(x - y) = 0 \dots\dots\dots (2.12.52)$$

これを解くと

$$D\{D + (b + b')\}x = b'f$$

$$\left\{ \begin{aligned} x &= A + B \cdot e^{-(b+b')t} + \frac{b'f}{b+b'} t \dots\dots\dots (2.12.53) \\ y &= A + \frac{b'f}{b(b+b')} - \frac{b'}{b} B \cdot e^{-(b+b')t} + \frac{b'f}{b+b'} t \dots\dots\dots (2.12.54) \end{aligned} \right.$$

この様子を示したのが Fig. 2.12.26 である。

UO₂ 温度 x は最初はゆるやかに上昇(または下降)するが、やがて (2.12.53) 式の最後の項が効いてきて、毎秒 $\frac{b'f}{b+b'}$ °C の割合で上昇するようになる。

TABLE 2.12.34 Final increasing rate of temperature x and y

f_s	Final increasing rate
3.47	4.0 °C/sec
2.50	2.9
1.50	1.8

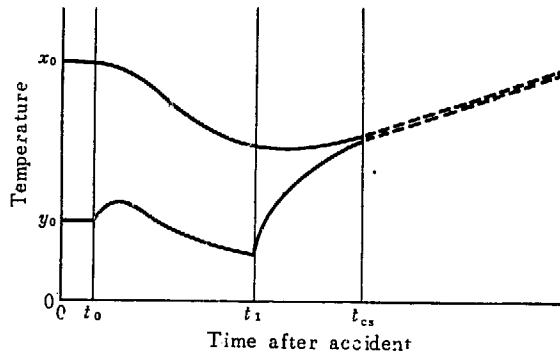


Fig. 2.12.26 Temperature change for $t_0 \leq t \leq t_{cs}$

被覆温度 y は、外への熱伝達が 0 となるので、最初は急速に上昇する (UO_2 からの流入熱量による)。

やがて x と同じく、毎秒 $\frac{b'f}{b+b'}$ °C の割合で上昇するようになる。この漸近線は x より $\frac{b'f}{b(b+b')}$ °C だけ下にある ($f_s=3.47$ のとき約 34°C)。

最終的溫度上昇率は、 f_s によって左右される (TABLE 2.12.34)。

c) $t \geq t_{cs}$

近似計算であるので、 $t_{cs} < t \leq t_{es}$ の間も spray 流量は 150 gpm/core としして計算する。

$$Dx + b(x - y) - f = 0 \dots\dots\dots (2.12.55)$$

$$Dy - b'(x - y) + e'(0.159y + 9.00) = 0 \dots\dots\dots (2.12.56)$$

$$\text{ただし、} e' : \text{TABLE 2.12.29 の } E(y) \text{ の係数}/0.170 \dots\dots\dots (2.12.57)$$

これを解くと

$$\{D^2 + (b + b' + 0.159e')D + 0.159 \cdot be'\}x = (b' + 0.159e')f - 9.0be' \dots (2.12.58)$$

$$\begin{cases} x = Ae^{-\alpha t} + Be^{-\beta t} + x_2 \dots\dots\dots (2.12.59) \\ y = \left(1 - \frac{\alpha}{b}\right) \cdot A \cdot e^{-\alpha t} + \left(1 - \frac{\beta}{b}\right) B \cdot e^{-\beta t} + y_2 \dots\dots\dots (2.12.60) \end{cases}$$

ただし、 $b + b' + 0.159e' \gg 0.159 \cdot be'$ であるから

$$\alpha \approx \frac{0.159 \cdot be'}{b + b' + 0.159e'} \dots\dots\dots (2.12.61)$$

$$\beta \approx (b + b' + 0.159e') - \frac{0.159 \cdot be'}{b + b' + 0.159e'} \dots\dots\dots (2.12.62)$$

$$x_2 = \frac{(b' + 0.159e')f - 9.0be'}{0.159 \cdot be'} \dots\dots\dots (2.12.63)$$

$$y_2 = \frac{b'f - 9.0be'}{0.159 \cdot be'} \dots\dots\dots (2.12.64)$$

この様子を示したのが Fig. 2.12.27 である。

UO₂ 温度 x , 被覆温度 y とも接近してくる。

(2.12.60) 式において $\beta = O(1)$, $\alpha = O(10^{-2})$ なので, x, y ともまもなく一次おくれとなり, $1/\alpha$ の時定数で最終値 y_2 に徐々に接近する。

時定数 τ_2 は spray 流量 W_s によって変わり, TABLE 2.12.35 に示すようになる。

TABLE 2.12.35 Time constant τ_2

F_s	$e'^{*1)}$	$\tau_2^{*2)}$
1.0	0.366	127 sec
0.8	0.322	143
0.6	0.247	184
0.4	0.171	262
0.2	0.0888	496

*¹⁾ cf. Eq. (2.12.57)

$$*2) \tau_2 = \frac{1}{\alpha} = \frac{1}{b} + \frac{1}{0.159 e'} \left(1 + \frac{b'}{b}\right) = 8.5 + \frac{43.2}{e'} \dots\dots\dots (2.12.65)$$

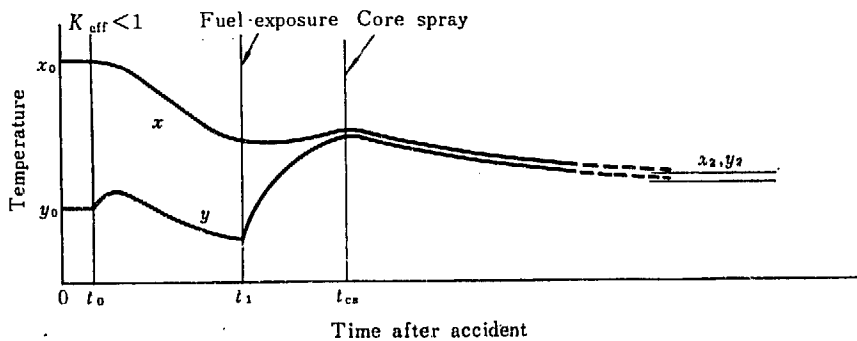


Fig. 2.12.27 Change of x and y after accident

いずれにしても τ_2 は 100~500 sec であり, 非常にゆっくりした現象であることを示している。

なお, (2.12.65) 式の τ_2 の第1項が燃料の時定数, 第2項の $\frac{(1+b'/b)}{0.159 e'}$ が spray cooling の時定数である。この場合には τ_2 はほとんど後者によって決まっており, 燃料の時定数は無視できる。

つぎに, 最終値 y_2^* は「2.10 Core spray による熱除去」の方法で静的に求めた値と一致する**。

* 実際には $Q_1'(t)$ が Fig. 2.8.1 のようにきわめて徐々に減少するので, それにつれて y_2 もゆるやかに下降する。

** いまの計算は, いくつかの近似がはいっているので, (2.12.64) 式から得られる y_2 と Fig. 2.10.6 の値では多少 (10~30°C) の差がある。

結論として言えることは、炉心スプレー開始時点までに y が被覆破損温度に達することがないかぎり、炉心スプレー水の分布不良に基づくセグメント被覆破損の量は「2.10 Core spray による熱除去の検討」で静的に計算したものと変わらない。

5) 計算結果および検討

(2.12.41), (2.12.42) 式をアナコンにより解いた結果を Appendix 3 に示してある。以下その検討をおこなう。

a) T_u, T_c の経時変化

Case 1 の $f_s=3.47$ のセグメントの T_u, T_c の経時変化を Fig. 2.12.28 に示してある。この様子は 4) で解析した通りである。

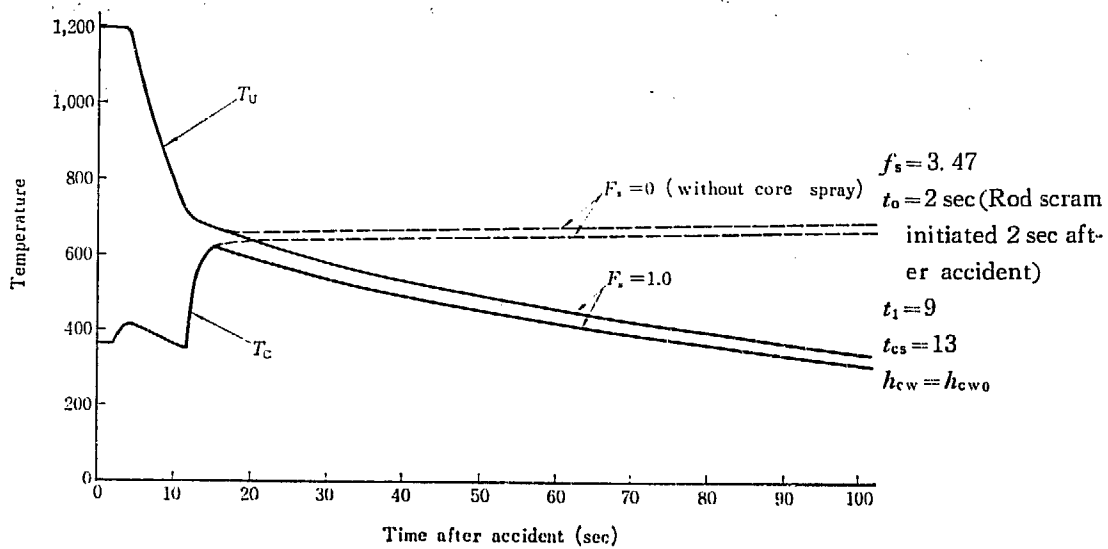


Fig. 2.12.28 T_u, T_c vs. time

b) Core spray 流量 (F_s) の影響

Case 1. $f_s=3.47$ のセグメントにつき、 $F_s=0\sim 1.0$ に変化させて、セグメント被覆温度 T_c の経時変化を求めたのが Fig. 2.12.29 である。

Static の計算では、 $q_1'(t)$ として 15 sec 後の値が constant に継続するとしているので、 $f_{sm}=3.47$ の場合の被覆破損を生ずる core spray 流量は、 $F_s \leq 0.42$ (TABLE 2.12.24) または $F_s \leq 0.48$ (TABLE 2.11.!) である。

しかし、 $q_1'(t)$ は (2.8.2) 式のように時間とともに減少するので、その効果を考慮すると、Fig. 2.12.29 より $F_s=0.2$ の場合でも、spray cooling の結果 T_c は減少するので被覆破損を生じない。*

いま Fig. 2.12.30 のように T_c の各値を名付ける。

$(T_c)_0$: 定常運転の値

* この場合、Fig. 2.12.26 より $(T_c)_3=620^\circ\text{C}$

一方、 $f_{sm}=3.47$ のセグメントの被覆破損温度は Fig. 2.12.21 より 865°C 、また Fig. 2.9.3 によっても 770°C である。

$(T_c)_1$: セグメントが露出するまでのピーク

$(T_c)_2$: " " 直前の値

$(T_c)_3$: Core spray 開始時の値

このため、被覆破損の量は安全側に定常状態で計算した場合よりも減少する。ただし、制御棒スクラムが遅れると $(T_c)_3$ が大きくなり、spray の開始前に被覆破損を生ずる可能性を生ずる。

c) f_s の影響

Case 1 の解析を Fig. 2.12.31 に示す。

f_s が小さいほど、 $(T_c)_0$, $(T_c)_1$, $(T_c)_2$, $(T_c)_3$ とともに低くなる。

d) h_{cw} の影響

Case 1. $f_s=3.47$ の場合につき h_{cw} を 0.068, 0.136, 0.272 cal/sec·cm²·°C の3通りに変化させた結果を Fig. 2.12.32 に示す。

この計算で標準値として用いた $h_{cw0}=0.136$ cal/sec·cm²·°C (1,000 Btu/hr·ft²·°F) は、定常状態の h_{cw} の $1/5 \sim 1/10$ であり、安全側の妥当な値と考えられる。

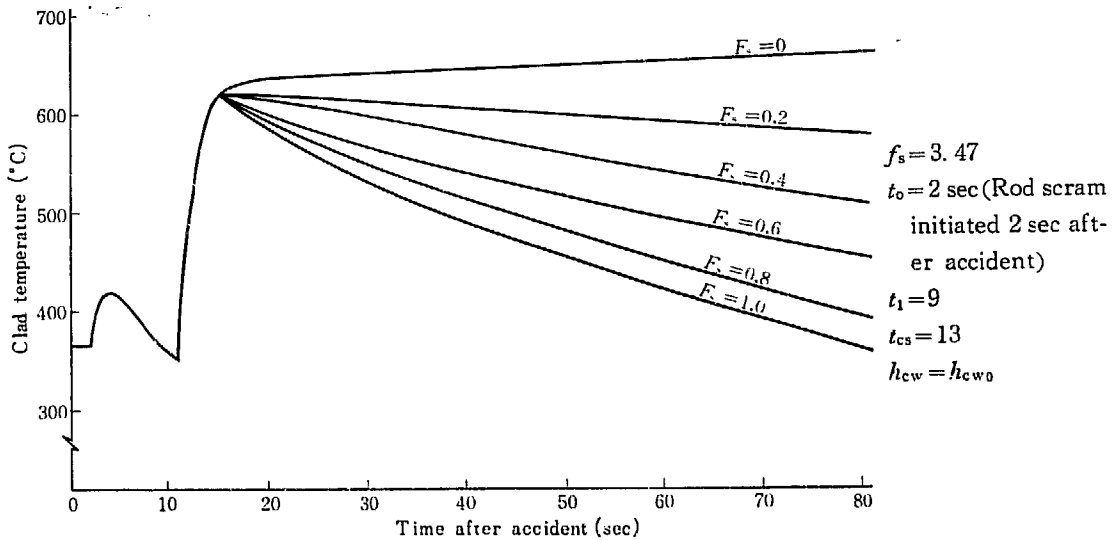


Fig. 2.12.29 Effect of core spray flow on clad temperature

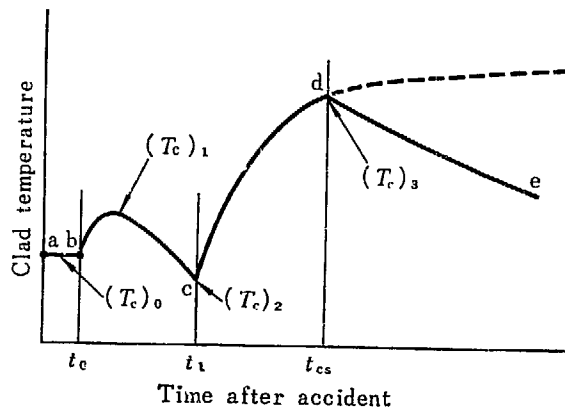


Fig. 2.12.30 Clad temperature

h_{cw} を変化させて計算をおこなった結果、次のことがわかった。

- i) h_{cw} が小さいと、最初の peak(T_c)₁ はどんどん大きくなる。
- ii) h_{cw} が小さいと、水に浸っている期間に除去される熱量が小さくなり (T_c)₂ が高くなり、したがって (T_c)₃ も大きくなる。
- iii) h_{cw} が $2 h_{cw0}$ 以上になると、最初の peak は現われない。

結論として、 $h_{cw} = 1/2 h_{cw0}$ ($0.068 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm}^2\cdot\text{C}$) 程度以上なら、(T_c)₁、(T_c)₃ とともに被覆破損温度に達しないので差支えない。

e) 制御棒スクラム開始時刻 t_0 の影響

$f_{sm} = 3.47$, $f_{sm} = 2.50$ の2つのセグメントにつき、制御棒スクラム開始時刻 t_0 の影響を求めたのが Fig. 2.12.33 および Fig. 2.12.34 である。

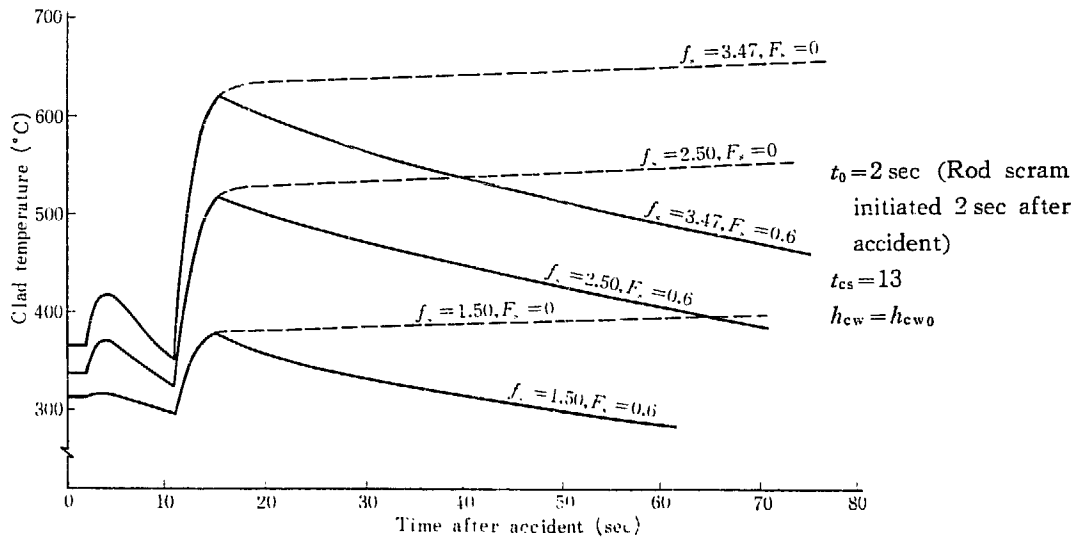


Fig. 2.12.31 Effect of segment peaking factor on clad temperature

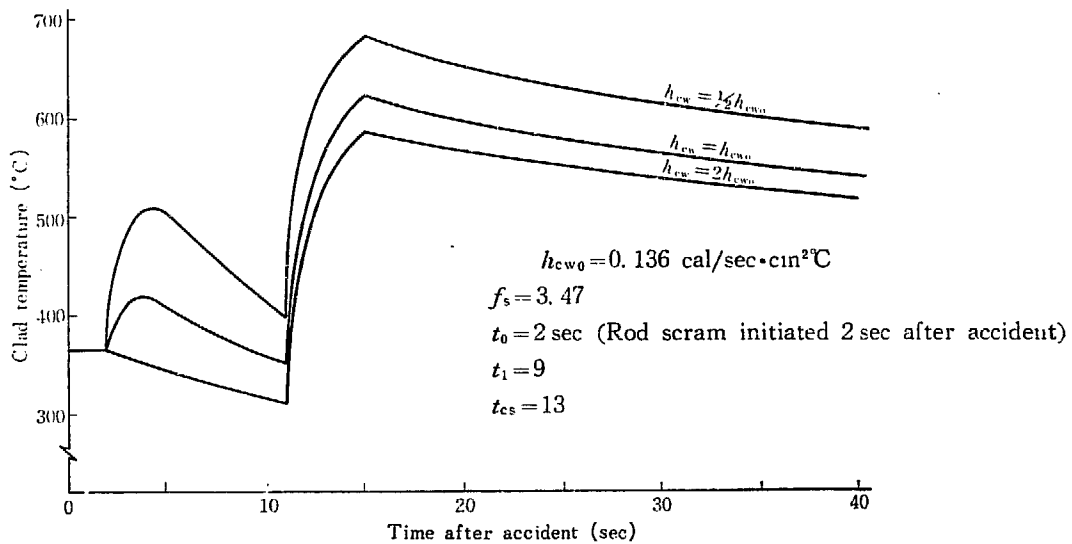


Fig. 2.12.32 Effect of h_{cw} on clad temperature

TABLE 2.12.36 Effect of rod scram initiation time on $(T_c)_1$, $(T_c)_2$ and $(T_c)_3$

f_{sm}	t_0 (rod scram initiation time)	$(T_c)_1$	$(T_c)_2$	$(T_c)_3$	Clad rupture temperature, T_d
3.47	2 sec	415°C	350°C	620°C	865°C* ¹¹ or 770°C* ²¹
	6 "	"	380	780	
	without control rod scram	"	400	900	
2.50	2 sec	375	325	515	990°C* ¹¹ or 880°C* ²¹
	6 "	"	355	630	
	without control rod scram	"	365	720	

*¹¹ cf. Fig. 2.12.21 [Plenum gas temperature is obtained by Eq. (2.12.16)]

*²¹ cf. Fig. 2.9.3 [Plenum gas temperature is $(T_c)_{max}$]

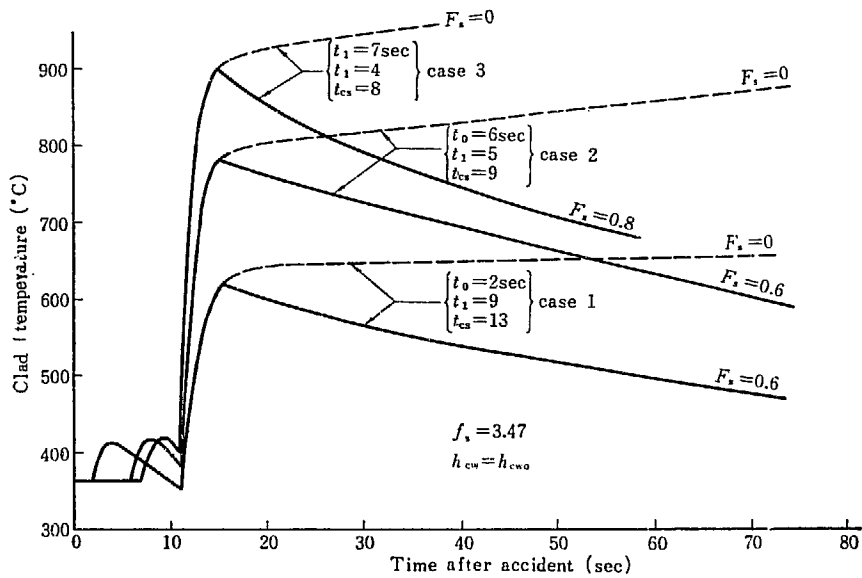


Fig. 2.12.33 Effect of rod scram initiation time on clad temperature—(1)

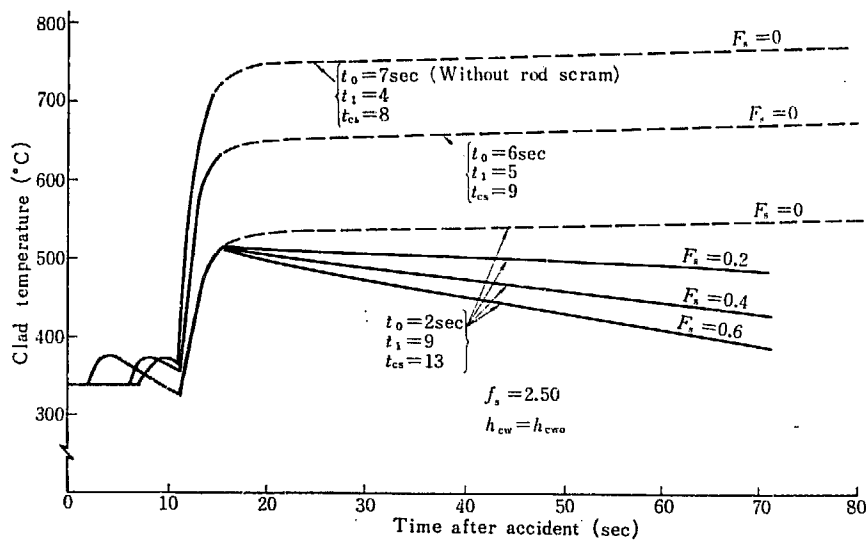


Fig. 2.12.34 Effect of rod scram initiation time on clad temperature—(2)

これより $(T_c)_1$, $(T_c)_2$, $(T_c)_3$ を求めたのが TABLE 2.12.36 である。

以上の結果, 制御棒スクラムの有無およびその開始時刻は, MCA 時の F.P. 放出量にかなり大きな影響を及ぼすことがわかる。

スクラム開始が数秒遅れると (case 2), 被覆破損温度として Fig. 2.9.3 を採用すると, $f_{sm}=3.47$ のセグメントは, core spray 開始前に破損の可能性がある。

Static の F.P. 放出量最大値の計算では B_{14} セグメントは全部破損する計算になっているので, 最大値 (TABLE 2.11.2) が増加することはないが, 実際の放出量は少し増加するであろう。

f) Core spray 開始時刻 t_{cs} の影響

Case 1, $f_s=3.47$ のセグメントにつき, $t_{cs}=13\text{ sec}$, 28 sec , ∞ と変えた場合の T_c の変化を示したのが Fig. 2.12.35 である。

JPDR の設計では燃料が露出し, UO_2 中に貯えられた熱量が外に出るのに MCA 後約 15 sec かかる (Fig. 2.12.35 より)。

そのため, 設計通り core spray が MCA 後 15 sec で始動したとしても, T_c の初期の急激な上昇は終了している。そのため, t_{cs} が 30 sec~60 sec 程度に遅くなったとしても $(T_c)_3$ は 20~30°C ($f_s=3.47$ のセグメントの場合) 上昇するに過ぎず, 問題にならない。

このことは, MCA 時に core spray 系統の始動時刻が安全性確保のきめ手にはなっていないことを示すもので安全評価上きわめて重要である。

t_{cs} を 10 sec 程度に早めることができれば, Fig. 2.12.35 から明らかに $(T_c)_3$ はかなり低下するので F.P. 放出量は減少する。

g) 制御棒スクラムをしない場合の検討

Case 3 について, T_c の温度変化を示したのが Fig. 2.12.36 である。初期温度上昇の終る 20 sec の時刻における T_c を求めたのが TABLE 2.12.37 である。

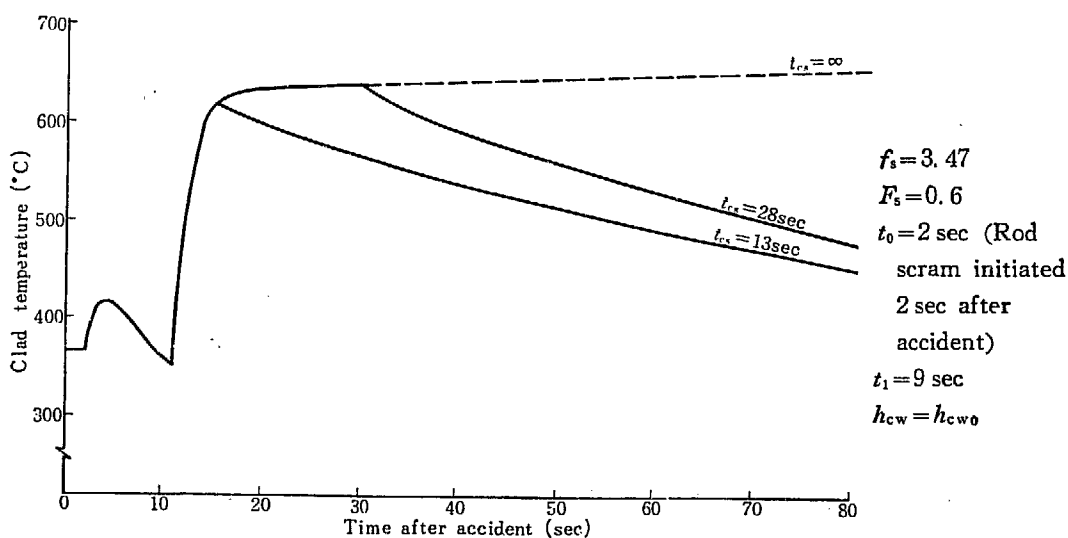


Fig. 2.12.35 Effect of core spray initiation time on clad temperature

TABLE 2.12.37 Value of T_c at 20 sec after accident

f_s	T_c
3.47	925°C
3.00	845
2.50	745
2.00	620
1.00	435

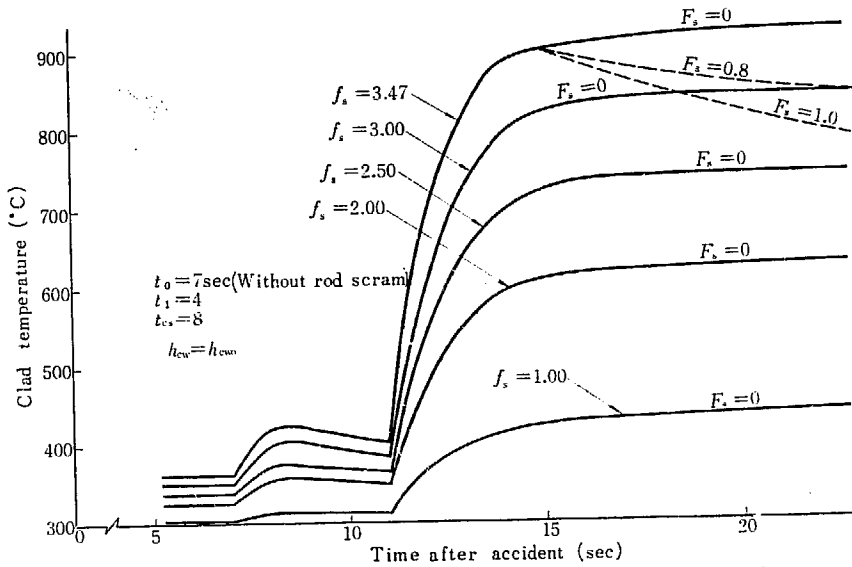


Fig. 2.12.36 Clad temperature in case no rod scram

6) 大型軽水動力炉の検討

大型軽水動力炉の場合には、保有水量に比べ MCA 時の破断々面積が相対的に小さくなるので、冷却水の流出時間が長くなり (20~30 sec 程度)、燃料セグメントの露出までに時間がかかる。

そのため、JPDR のような小型軽水炉に比べ、次のような点が異なってくる。

- a) t_1 が大きくなるので、制御棒スクラム開始時間が遅れても問題にならない。
- b) 燃料セグメントが水に浸っている時間が 10~20 sec 延びるので $(T_c)_2$ がかなり低くなる。したがって $(T_c)_3$ も低くなる。
- c) Core spray 系が設計通り始動すれば、 t_1 以前に働くと思われるので、燃料露出による T_c の急上昇がなくなる。
- d) 万一、core spray が作動しない場合でも $(T_c)_2$ が低くなり、また、 UO_2 に貯えられている熱量が、燃料露出前に冷却水に失われるので $(T_c)_3$ はかなり低くなる。したがって、セグメント被覆が破損するまでの時間が長くなる。

2.12.8 ジルカロイ-2 被覆の腐食速度を考慮する場合の検討

以上の被覆破損の検討に際しては、ジルカロイ-2 被覆材の spray 水による腐食を考慮していない。

次にのべる理由で、ジルカロイ-2 被覆の spray 水による腐食は、MCA 時の評価に 2 次的重要

性しか有しないものと考えられる。

- a) ジルカロイ被覆材の初期温度変化はかなり急速である (spray 水腐食速度に比べ)。
- b) Fig. 2.12.29 などに示すように spray cooling が始まると、ジルカロイの温度は徐々に下降する。

しかし、ジルカロイ-2 の高温における spray 水との反応については実験データがないので、本章では、ジルカロイ-2 の spray 水との反応速度がジルカロイ-2 の温度 (T_c) の関数として与えられた場合の被覆破損時刻の計算方法を示す。

- 1) ジルカロイ-2 の spray 水との反応速度を $\varepsilon(T_{c2})\text{cm/sec}$ とする。

$$\varepsilon(T_{c2}) \simeq \varepsilon(T_c) \text{ cm/sec} \dots \dots \dots (2.12.66)$$

- 2) 被覆破損内圧 P_d は、(2.9.4) 式より

$$P_d = \frac{\zeta_{\max}(T_c)}{b} \cdot d(t) \text{ kg/cm}^2 \dots \dots \dots (2.12.67)$$

$$d(t) = d_0 - \int_0^t \varepsilon(T_c) \cdot dt \text{ cm} \dots \dots \dots (2.12.68)$$

$$\therefore P_d(t) = \frac{\zeta_{\max}(T_c)}{b} \left[d_0 - \int_0^t \varepsilon(T_c) \cdot dt \right] \text{ kg/cm}^2 \dots \dots \dots (2.12.69)$$

- 3) 被覆内圧 P_{in} は、(2.9.2) 式より

$$P_{in} = 9.40 N \cdot T_c \text{ kg/cm}^2 \dots \dots \dots (2.12.70)$$

- 4) 計算方法 (Fig. 2.12.37)

- a) 2.12.7 で求めた T_c の経時変化, $T_c(t)$ を (2.12.70) 式に代入し, $P_{in}(t)$ を求める。
- b) Core spray 開始までは、被覆肉厚 d は d_0 で一定とし、(2.12.67) 式より破損内圧 P_d を求める。ただし、 $\zeta_{\max}(T_c)$ は、Fig. 2.9.2 曲線 (b) より求める。
- c) 時刻 t_1 における T_c' を求め、(2.12.66) 式より $1/2(T_c^0 + T_c')$ に相当する ε_1 を求めると $0 \sim t_1$ の間の腐食量は $\varepsilon_1 \cdot \Delta t$ 。

\therefore (2.12.69) 式より

$$P_d^1 = \frac{\zeta_{\max}(T_c^1)}{b} (d_0 - \varepsilon_1 \cdot \Delta t)$$

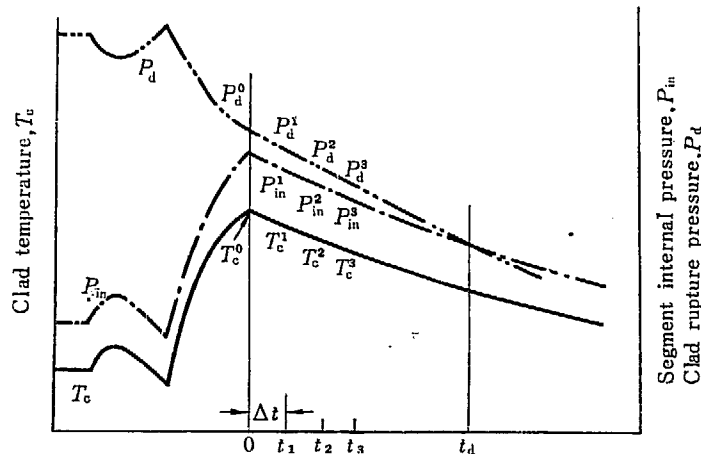


Fig. 2.12.37 Time to rupture segment clad, t_d

d) 以下同様に P_d^2 , P_d^3 , …… が求まる.

e) もし, P_d と P_{in} の両曲線が交叉すれば, その時刻 t_d が被覆破損時刻を与える.

2.12.9 Core spray の安定性の検討

Core spray の水滴が燃料セグメントにかかると, 熱を除去して一部は蒸発し, 上昇気流を形成する. そのため spray の水滴があまり小さくなると, この上昇気流のため spray 流量配分が変化する. つまり, 温度の高いセグメントほど上昇気流が大きくなり, spray がかかり難くなることが考えられる.

以下, このような不安定性を生ずる限界につき検討を加える.

1) 仮定

- a) Spray が燃料アセンブリー上面に達した時には, 下方向の速度ベクトルを有す.
- b) Spray の水滴は上昇気流により Stokes の法則に従う抵抗を受ける.
- c) Spray の水温は 100°C とする.
- d) 1つのセグメントにより生じた蒸気は, そのセグメントの占める面積を流上し, 上昇気流を形成する.

2) 安定限界の計算 (水滴直径)

a) 1つの spray 水滴についての運動方程式は

$$m_s \frac{dv_s}{dt} = m_s g - 6\pi\mu_s r_s v_s \quad \dots\dots\dots (2.12.71)$$

$$m_s = \frac{4}{3}\pi r_s^3 \rho_s \quad \dots\dots\dots (2.12.72)$$

ただし, v_s : spray 水滴の燃料アセンブリー上面における速度 (cm/sec)
 μ_s : 上昇気流の粘性係数 (g/sec·cm)
 r_s : spray 水滴半径 (cm)

$$\therefore \frac{dv_s}{dt} + \omega v_s = g \quad \dots\dots\dots (2.12.73)$$

ただし,

$$\omega = \frac{9}{2} \cdot \frac{\mu_s}{r_s^2 \rho_s} \text{ (sec}^{-1}\text{)} \quad \dots\dots\dots (2.12.74)$$

$$\therefore v_s = v_{s0} e^{-\omega t} + \frac{g}{\omega} (1 - e^{-\omega t}) \quad \dots\dots\dots (2.12.75)$$

一方, 燃料アセンブリー入口 (上面) における spray 水滴の運動方程式は (2.12.71) 式と同様に求まる.

上昇気流の速度を v_{up} cm/sec とすると,

$$m_s \frac{dv_s}{dt} = m_s g - 6\pi\mu_s r_s (v_s + v_{up}) \quad \dots\dots\dots (2.12.76)$$

$$m_s \frac{dv_s}{dt} = (m_s g - 6\pi\mu_s r_s v_{up}) - 6\pi\mu_s r_s v_s$$

安定条件は

$$m_s g - 6\pi\mu_s r_s v_{up} > 0 \quad \dots\dots\dots (2.12.77)$$

(2.12.72) 式より

$$r_s > \sqrt{\frac{9}{2} \cdot \frac{\mu_s}{\rho_s \cdot g} \cdot v_{up}} \dots \dots \dots (2.12.78)$$

b) v_{up} の計算

Spray 水の蒸発量を G_s cm³/sec とすると, spray 水の温度は 100°C と仮定しているから

$$G_s = \frac{v_s' \int_0^L f_s q_1'(t) dL}{Q_L} \dots \dots \dots (2.12.79)$$

ただし, v_s' : 蒸気の比容積 (cm³/g)

f_s : セグメント peaking factor

$q_1'(t)$: $f_s=1.00$ のセグメントの崩壊熱 (cal/sec·cm)

Q_L : 水の気化熱 (cal/g)

1つのセグメント当りの蒸気の通過面積を A_c cm² とすると (Fig. 2.12.38)

$$v_{up} = \frac{G_s}{A_c} = \frac{v_s' \cdot q_1'(t)}{A_c \cdot Q_L} \int_0^L f_s(z) \cdot dz = \frac{v_s' \cdot q_1'(t)}{A_c \cdot Q_L} \cdot L(\psi_{sA} + \psi_{sB}) \dots \dots (2.12.80)$$

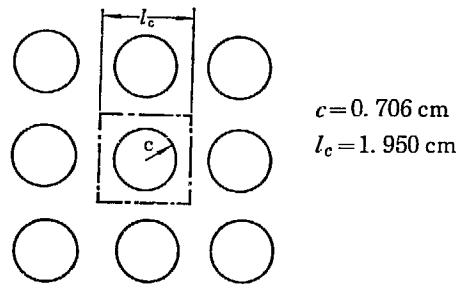


Fig. 2.12.38 Fuel cell

c) 数値計算

発熱量が最大の燃料棒 ($A_{14} + B_{14}$) につき v_{up} を計算する.

$$\mu_s = 2.5 \times 10^{-4} \text{ g/sec}\cdot\text{cm}^{18)}$$

$$\rho_s = 0.995 \text{ g/cm}^3$$

$$A_c = 2.25 \text{ cm}^2$$

$$v_s' = 1.18 \times 10^3 \text{ cm}^3/\text{g} \text{ (1.5 kg/cm}^2 \text{ の値)}^{19)}$$

$$q_1'(t) = 1.36 \text{ cal/sec}\cdot\text{cm} \text{ (15 sec 後の値 (2.10.5) 式より)}$$

$$Q_L = 539 \text{ cal/g}$$

$$L = 72 \text{ cm}$$

$$\psi_{sA}(A_{14}) = 0.93 \text{ (TABLE 2.5.4 より)}$$

$$\psi_{sB}(B_{14}) = 2.77 \text{ (")}$$

∴ (2.12.80) 式より

$$v_{up} = \frac{1.18 \times 10^3 \cdot 1.36}{2.25 \cdot 539} \cdot 72(0.93 + 2.77) = 353 \text{ cm/sec}$$

∴ 安定条件は (2.12.78) 式より

$$r_s > \sqrt{\frac{9}{2} \cdot \frac{2.5 \times 10^{-4} \cdot 353}{0.995 \cdot 980}}$$

$$\therefore r_s > 2.05 \times 10^{-2} \text{ cm} \dots\dots\dots (2.12.81)$$

以上は発熱量最大の燃料棒 (A₁₄+B₁₄) についての計算であるが、種々の燃料棒に対する安定条件を計算したのが TABLE 2.12.38 である。

発熱量により core spray 水滴の必要最小直径は 0.25~0.4 mm となる。0.4 mm 以上あれば、すべての燃料棒に対し問題ない。

TABLE 2.12.38 Stability criteria of core spray flow

Fuel rod	$\phi_{sA} + \phi_{sB}$	v_{up} cm/sec	Stability criteria cm	Remarks
A ₁₄ +B ₁₄	3.70	353	$r_s > 2.05 \times 10^{-2}$	max. heat generation
A ₁₂ +B ₁₂	3.02	288	$r_s > 1.86 \times 10^{-2}$	
A ₃₁ +B ₃₁	2.47	237	$r_s > 1.68 \times 10^{-2}$	
A ₆₂ +B ₆₂	1.92	183	$r_s > 1.47 \times 10^{-2}$	
A ₈₁ +B ₈₁	1.36	130	$r_s > 1.24 \times 10^{-2}$	min. heat generation

3) Spray 流量の安定限界

1つのセグメントの spray 流量が少なく、F_s が非常に小さくなると、蒸発量に比べ spray 流量が過少となり、安定な spray cooling は期待できない。

同じく (A₁₄+B₁₄) 燃料棒につき、この安定限界を計算してみる。

(2.10.3) 式より1つのセグメントあたりの spray 流量 W_s は

$$W_s = F_s \cdot \overline{W}_s = F_s \cdot \frac{\overline{W}_B}{36} \dots\dots\dots (2.12.82)$$

一方、(A₁₄+B₁₄) 燃料棒よりの spray 水蒸発量は (2.12.79) と同様に

$$M_s = \frac{\int_0^L f_s(z) \cdot q_1' \cdot dz}{h_{ws}} = \frac{q_1' \cdot L}{Q_L} (\phi_{sA} + \phi_{sB}) \dots\dots\dots (2.12.83)$$

ただし、Q_L: 水の気化熱 (cal/g)

∴ 安定限界は W_s > M_s であるから

$$F_s > \frac{L \cdot q_1'}{Q_L \cdot W_s} \cdot (\phi_{sA} + \phi_{sB}) \dots\dots\dots (2.12.84)$$

(2.12.84) 式の数値計算をおこなったのが TABLE 2.12.39 である。

TABLE 2.12.39 Minimum required core spray flow rate

Fuel rod	$\phi_{sA} + \phi_{sB}$	Minimum required flow rate
A ₁₄ +B ₁₄	3.70	F _s > 0.21
A ₁₂ +B ₁₂	3.02	> 0.16
A ₃₁ +B ₃₁	2.47	> 0.14
A ₆₂ +B ₆₂	1.92	> 0.11
A ₈₁ +B ₈₁	1.30	> 0.07

2.13 格納容器内圧の経時変化

MCA 時に 1 次冷却水配管 1 本の破断により、高温の原子炉冷却水が格納容器へ放出されるため、格納容器内圧は上昇する。

格納容器内圧の経時変化を GEAP-3515⁶¹ の方法により計算した。

この方法は、格納容器内の空気、水蒸気、水が常に熱的な平衡状態を保つという仮定に基いて計算をおこなう。

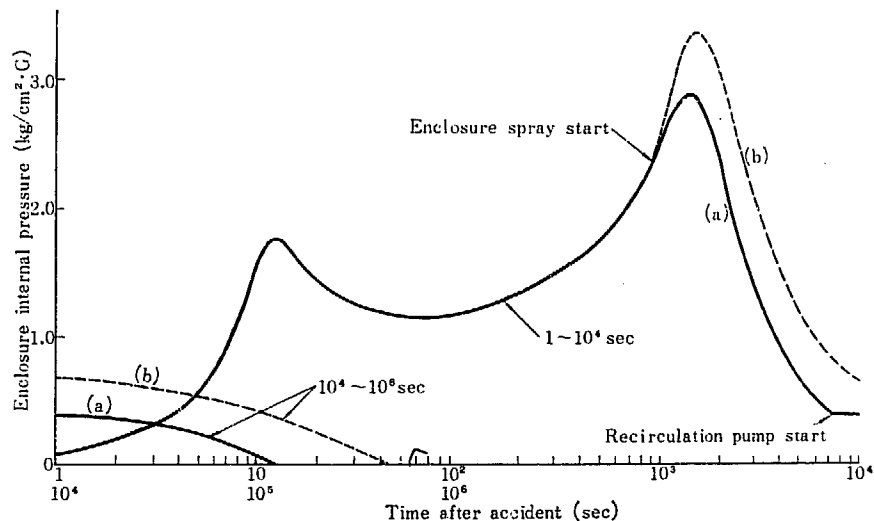
計算に考慮したエネルギーは次の通りである。

- 1) 格納容器内部の空気および蒸気（湿分）の初期全エネルギー
- 2) 1 次冷却水の有するエネルギー
- 3) Core spray, enclosure spray により加えられるエネルギー
- 4) 格納容器内部にある熱源からの熱量（高温金属部など）
- 5) 炉心からの崩壊熱
- 6) 格納容器内部構造物（主としてコンクリート）に吸収されるエネルギー
- 7) 格納容器鋼殻に蓄積され、外表面から除去される熱量
- 8) 再循環開始後に、格納容器に留っている高温水を外部に取出すことにより失われる熱量。

計算結果を Fig. 2.13.1 に示す。

なお、計算に使用した数値は次の通りである。

- 1) 格納容器内自由空間 = 134,800 ft³
- 2) 露出した鋼殻重量 = 292,000 lb, 内面凝縮熱伝達係数 = 700 Btu/hr·ft²·°F
- 3) 鋼殻外部熱絶縁物 = 0.375" 厚, 熱伝導度 = 0.0416 Btu/hr·ft·°F

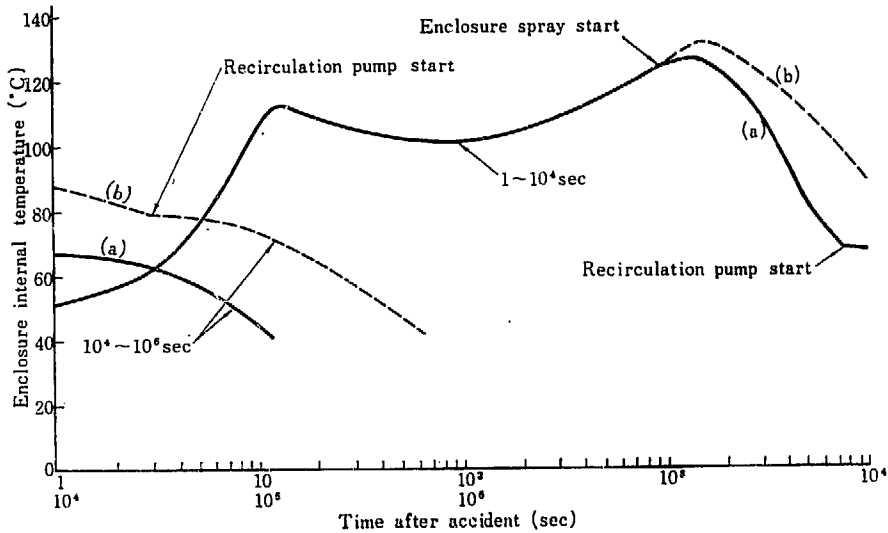


- (a) Enclosure spray starts at $t=900$ sec. Recirculation pump starts at $t=7,500$ sec.
 (b) Enclosure spray does not operate. Recirculation pump starts at $t=30,000$ sec.

Fig. 2.13.1 Enclosure internal pressure vs. time

外部熱伝達係数 = 1.43 Btu/hr·ft²·°F

- 4) 高温金属重量 = 278,000 lb, 熱輻射 = 1.4×10^7 Btu, 9,050 Btu/sec
 5) コンクリート = 24,400 ft², 比熱 = 0.156 Btu/lb·°F, 熱伝達係数 = 240 Btu/hr·ft²·°F
 6) 内部空気温度 = 100°F, 湿度 = 100% R. H. 7) 外部空気 = 85°F
 8) スプレー水温度 = 105°F 9) Core spray 流量 = 150 gpm
 10) Enclosure spray 流量 = 250 gpm 11) 給水量 = 4,000 gallon
 12) 炉心からの崩壊熱 = Fig. 2.8.1 13) Enclosure spray 始動時刻 = 事故後 900 sec
 14) 再循環開始時刻 = 事故後 7,500 sec



- (a) Enclosure spray starts at $t=900$ sec. Recirculation pump starts at $t=7,500$ sec.
 (b) Enclosure spray does not operate. Recirculation pump starts at $t=30,000$ sec.

Fig. 2.13.2 Enclosure internal temperature vs. time

2.14 格納容器外への F. P. ガス放出量の計算

以上に検討したところによると, JPDR の MCA 時には core spray 系統が作動するので, 炉心外に放出される F. P. の量は炉心に蓄積された F. P. ガスの 1~5% 程度に押えられる。

本章では, 炉心から格納容器中に放出された F. P. ガスの格納容器外への放出量およびその経時変化を検討する。

1) F. P. が格納容器外へ放出されるまでの減衰因子

炉心に蓄積された F. P. が, 格納容器外に洩れ出るまでに次の 4 つの減衰因子が考えられる。

- a) セグメント被覆が破損して, 炉心外に出る割合.
- b) Enclosure spray による wash-out 効果
- c) 自然崩壊による減衰
- d) 格納容器外への漏洩率

以下、これらにつき検討する。

a) 炉心外に出る割合

炉心外に放出される F.P. ガスの量を S_0 キュリーとする。 S_0 は炉心に蓄えられている F.P. ガス全量の 1~5% 程度であり、実際には $S_0 = S_0(t)$ なる時間関数として炉心外に放出される。ここでは 5% が瞬時に放出されるとして解析をおこなう。

ヨウ素, 希ガス (^{85}Kr , ^{135}Xe) は全部, Sr は 1% がガス状として計算した。

b) Wash-out 効果

i) MCA 時に, 炉心外に放出される F.P. のうち, 希ガスは気体状のまま存在する。 Sr は 1,430°C という高い沸点から考えて, 細粒になると考えられる。 他方, I はヨウ化物となるかまたは細粒になると考えられるが, 38.7°C においても 1 mmHg という高い蒸気圧を有する。 格納容器内に放出される I の分子数は, ^{131}I , ^{133}I , ^{135}I を合計して 4×10^{21} 個程度であり, これが $3,820 \text{ m}^3 (134,800 \text{ ft}^3)$ の格納容器自由空間に分散した場合の I 蒸気 の分圧は, 室温において約 $3.3 \times 10^{-6} \text{ mmHg}$ 程度である。 それゆえ, 格納容器中では I は蒸気またはヨウ化物として存在するであろう。

Fig. 2.14.1 に示すように, enclosure spray による wash-out 効果は, I が蒸気として存在

TABLE 2.14.1 Boiling point

Element	Boiling point
Kr	-152°C
Xe	-109
I	182
Sr	1,430

TABLE 2.14.2 Vapor pressure of iodine

138°C	760 mmHg
116.5	100
84.7	20
38.7	1

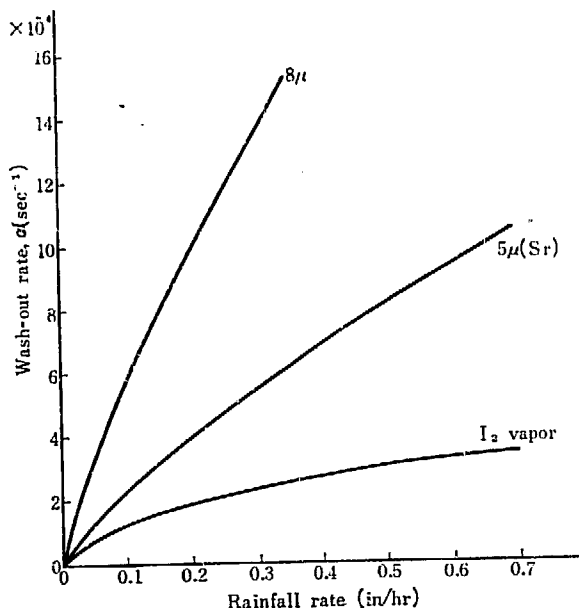


Fig. 2.14.1 Wash-out rate, α [cf. Fig. 7.5, AECU-3066⁽¹⁹⁾]

するときが最小であるので、計算には I はすべて蒸気で存在するとした。

ii) Enclosure spray 始動 (MCA 後 900 sec) 後の粒子および I₂ 蒸気に対する wash-out 率としては AECU-3066, ¹³¹ Fig. 7.5 (Fig. 2.14.1) の値を使用する。ただし, Sr の粒度は 5μ と仮定する。

Enclosure spray が始動する前でも、蒸気其自然凝縮でかなりの wash-out 効果が期待できるが、今の計算では 0 とする。

iii) 降水量の計算

$$\text{Enclosure spray rate} = 250 \text{ gpm} = 5.68 \times 10^7 \text{ cm}^3/\text{hr}$$

$$\text{格納容器断面積} = \frac{\pi}{4} (15.25 \times 10^2)^2 = 1.82 \times 10^6 \text{ cm}^2$$

$$\begin{aligned} \therefore \text{降水量} &= 5.68 \times 10^7 \text{ cm}^3/\text{hr} \div 1.82 \times 10^6 \text{ cm}^2 \\ &= 31.2 \text{ cm/hr} = 12.3''/\text{hr} \end{aligned}$$

Enclosure spray が一様に分布するとは限らないので、0.6''/hr に対応する wash-out 係数を計算には採用する。

iv) Wash-out 係数, α(sec⁻¹)

α は TABLE 2.14.3 に示す通りである。

c) 自然崩壊

崩壊常数 λ は TABLE 2.14.4 の通りである。

TABLE 2.14.3 Wash-out rate

Isotope	α	
	0 < t ≤ 900	t > 900*
¹³¹ I, ¹³³ I, ¹³⁵ I	0	3.3 × 10 ⁻⁴ sec ⁻¹
⁸⁹ Sr, ⁹⁰ Sr, Solid F. P.	0	9.3 × 10 ⁻⁴
Rare gas (⁸⁵ Kr, ¹³³ Xe etc.)	0	0

* α corresponding to 0.6'' per hour rainfall rate

TABLE 2.14.4 Decay constants*

Isotope	Half-life	λ
¹³¹ I	8.05 day	9.98 × 10 ⁻⁷ sec ⁻¹
¹³³ I	20.8 hr	9.27 × 10 ⁻⁶
¹³⁵ I	6.7 hr	2.88 × 10 ⁻⁵
⁸⁹ Sr	51 day	1.57 × 10 ⁻⁷
⁹⁰ Sr	28 y	7.87 × 10 ⁻¹⁰

* Reference 11)

d) 漏洩率 ξ₁(t)

格納容器のゲージ圧力を P(t) とすると

$$\xi_1(t) = k_1 \cdot \sqrt{P(t)} \dots\dots\dots (2.14.1)$$

一方、設計圧力 P₀(3.65 kg/cm²・G) における漏洩率 ξ₁₀ は 0.5%/day = 5.78 × 10⁻⁸ sec⁻¹ で

あるから

$$\xi_{10} = k_1 \sqrt{P_0} \dots\dots\dots (2.14.2)$$

$$\therefore \xi_1(t) = \xi_{10} \sqrt{\frac{P(t)}{P_0}} = 5.78 \times 10^{-8} \cdot \sqrt{\frac{P(t)}{P_0}} \text{ sec}^{-1} \dots\dots\dots (2.14.3)$$

これを計算したのが TABLE 2.14.5 である.

2) 格納容器外への F.P. 放出量の計算

S_0 : $t=0$ において, 燃料から格納容器中に放出された F.P. 量 (キュリー)

$S(t)$: 時刻 t において格納容器空間に存在する F.P. 量 (キュリー)

$S_1(t)$: 時刻 t における格納容器外への F.P. 放出率 (キュリー/sec)

$S_2(t)$: 時刻における格納容器下部への F.P. 沈降率 (キュリー/sec)

a) 以下よび Sr

$$-dS = S_1 \cdot dt + S_2 dt + \lambda S dt \dots\dots\dots (2.14.4)$$

$$S_1 dt = \xi_1 \cdot S dt \dots\dots\dots (2.14.5)$$

$$S_2 dt = \alpha \cdot S dt \dots\dots\dots (2.14.6)$$

$$\therefore \frac{dS}{dt} + [\alpha + \lambda + \xi_1(t)] S = 0$$

TABLE 2.14.5 Leak rate, $\xi_1(t)$

t	$P(t)^*$	$\frac{P(t)}{P_0}$	$\sqrt{\frac{P(t)}{P_0}}$	$\xi_1(t)$	Remarks
1 sec	kg/cm ² ·G			sec ⁻¹	
1	0.075	0.0205	0.143	0.826×10^{-8}	Initial peak
5	0.550	0.151	0.389	2.25×10^{-8}	
12	1.75	0.480	0.693	4.02×10^{-8}	
25	1.33	0.365	0.604	3.49×10^{-8}	
50	1.16	0.318	0.565	3.26×10^{-8}	
75	1.15	0.315	0.562	3.25×10^{-8}	
100	1.16	0.318	0.565	3.26×10^{-8}	
250	1.40	0.384	0.620	3.58×10^{-8}	
500	1.75	0.480	0.694	4.02×10^{-8}	
750	2.13	0.584	0.765	4.42×10^{-8}	
900	2.38	0.652	0.808	4.67×10^{-8}	Enclosure spray start
1,430	2.50	0.795	0.892	5.16×10^{-8}	Peak
2,500	1.78	0.488	0.699	4.04×10^{-8}	Recirculation start
3,600	1.10	0.301	0.549	3.17×10^{-8}	
5,000	0.688	0.189	0.434	2.51×10^{-8}	
7,500	0.400	0.110	0.332	1.92×10^{-8}	
10^4	0.396	0.109	0.330	1.91×10^{-8}	
1.5×10^4	0.375	0.103	0.321	1.86×10^{-8}	
2.5×10^4	0.337	0.0924	0.304	1.76×10^{-8}	
5×10^4	0.250	0.0685	0.262	1.51×10^{-8}	
10^5	0.0750	0.0205	0.143	0.826×10^{-8}	
1.2×10^5	0	0	0	0	

* cf. Fig. 2.13.1

$$\therefore S = S_0 \exp\left\{-\int[\alpha + \lambda + \xi_1(t)] \cdot dt\right\} \dots\dots\dots (2.14.7)$$

(2.14.5) 式より

$$\begin{aligned} S_1(t) &= \xi_1(t) S_0 \exp\left\{-\int[\alpha + \lambda + \xi_1(t)] \cdot dt\right\} \\ &= \xi_1(t) \cdot S_0 \left[e^{-(\alpha + \lambda)t} \cdot e^{-\int \xi_1(t) dt} \right] \dots\dots\dots (2.14.8) \end{aligned}$$

一方, TABLE 2.14.5 より $0 \leq t < 10^6 \text{ sec}$ の範囲で $\xi_1(t) \leq 5.16 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$

$$\therefore \int \xi_1(t) \cdot dt < 5.16 \times 10^{-8} \cdot t < 5.16 \times 10^{-2}$$

$$\therefore \exp\left[-\int \xi_1(t) \cdot dt\right] \simeq 1 - \int \xi_1(t) \cdot dt \simeq 1$$

\(\therefore\) (2.14.8) 式は

$$S_1(t) = \xi_1(t) \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t} \cdot S_0 \dots\dots\dots (2.14.9)$$

$0 \leq t \leq t_{es}$ の間は $\alpha = 0$ であるから, (2.14.9) 式は次のようになる.

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq t \leq t_{es} \quad S_1(t) &= S_0 \cdot \xi_1(t) \cdot e^{-\lambda t} \\ t > t_{es} \quad S_1(t) &= S(t_{es}) \cdot \xi_1(t) \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.14.10)$$

ただし,

$$S(t_{es}) = S_0 \cdot e^{-\lambda t_{es}} \dots\dots\dots (2.14.10 a)$$

$$t' = t - t_{es} = t - 900 \dots\dots\dots (2.14.10 b)$$

格納容器外への F. P. 放出量は

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq t \leq t_{es} \quad \int_0^t S_1(t) dt &= S_0 \int_0^t \xi_1(t) \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt \\ t > t_{es} \quad \int_0^t S_1(t) dt &= S_0 \int_0^{t_{es}} \xi_1(t) \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt + S_0 \cdot e^{-\lambda t_{es}} \int_{t_{es}}^t \xi_1(t) \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} \cdot dt' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2.14.11)$$

b) 希ガス (Xe, Kr)

希ガスに対しては, wash-out 効果はほとんど期待できない ($\alpha = 0$).

さらに, 希ガスは TABLE 2.6.1 a に示すように, ^{83m}Kr , ^{85m}Kr , ^{85}Kr , ^{87}Kr , ^{88}Kr , ^{89}Kr , ^{90}Kr , ^{91}Kr , ^{92}Kr , ^{93}Kr , ^{94}Kr , ^{97}Kr , ^{131m}Xe , ^{133m}Xe , ^{133}Xe , ^{135}Xe (15 min), ^{135}Xe , ^{137}Xe , ^{138}Xe , ^{139}Xe , ^{140}Xe , ^{141}Xe , ^{143}Xe , ^{144}Xe , ^{146}Xe など数多くの isotope があり, 原子炉停止後に先行核から新しく生ずるものもあり, 原子炉停止後の挙動がきわめて複雑である. ここでは TABLE 2.6.1 b で計算した値を用いて, 数値積分により希ガスの格納容器外への放出量を計算する.

$\xi_1(t)$: 格納容器外への洩漏率 (sec^{-1})

$\xi_2(t)$: 時刻 t において, 自然崩壊を受けずに格納容器空間に残存する割合*

$\xi_3(t)$: 時刻 t において, wash-out を受けずに格納容器空間に残存する割合**.

* 単純に自然崩壊する isotope では

$$\xi_2(t) = e^{-\lambda t} \dots\dots\dots (2.14.13)$$

** 一般に

$$\xi_3(t) = e^{-\alpha t} \dots\dots\dots (2.14.14)$$

希ガスについては次のように与えられる。

$$\xi_1(t) : \text{TABLE 2.14.5}$$

$$\xi_2(t) : \text{Fig. 2.6.1 } \alpha$$

$$\xi_3(t) = e^{-\alpha t} = 1.0$$

格納容器外への F. P. 放出量減少係数 F_2 は

$$F_2 = \left[\int_0^\infty \xi_1(t) \cdot \xi_2(t) \cdot \xi_3(t) \cdot dt \right]^{-1} \dots\dots\dots (2.14.12)$$

3) 各 isotope の格納容器外放出量の計算

a) $0 \leq t \leq t_{es}$ (^{131}I , ^{133}I , ^{135}I , ^{89}Sr , ^{90}Sr 共通)

(2.14.11) 式より

$$\int_0^t S_1(t) \cdot dt = \int_0^t \xi_1(t) \cdot e^{-\lambda t} \cdot S_0 \cdot dt$$

しかるに, TABLE 2.14.4 より λ の最大の ^{135}I でも $\lambda = 2.88 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$

$$\therefore \int_0^t S_1(t) \cdot dt \simeq S_0 \int_0^t \xi_1(t) \cdot dt \dots\dots\dots (2.14.15)$$

$\int_0^{900} \xi_1(t) dt$ は TABLE 2.14.6 のようになる。

TABLE 2.14.6 $\int_0^{900} \xi_1(t) \cdot dt$

t	$\xi_1(t)^*$	$\int_0^t \xi_1(t) \cdot dt$
1 sec	$0.826 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	
5	2.25×10^{-8}	
12	4.02×10^{-8}	
25	3.49×10^{-8}	
50	3.26×10^{-8}	
75	3.25×10^{-8}	
100	3.26×10^{-8}	
250	3.58×10^{-8}	
500	4.02×10^{-8}	
750	4.42×10^{-8}	
900	4.67×10^{-8}	3.52×10^{-5}

* cf. Eq. TABLE 2.14.5

b) $t > t_{es}$

(2.14.11) 式より

$$\begin{aligned} \int_0^t S_1(t) \cdot dt &= S_0 \int_0^{t_{es}} \xi_1(t) \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt + S_0 \cdot e^{-\lambda t_{es}} \int_{t_{es}}^t \xi_1(t) \cdot e^{-(\alpha+\lambda)t'} \cdot dt' \\ &\simeq S_0 \left[\int_0^{t_{es}} \xi_1(t) \cdot dt + \int_{t_{es}}^t \xi_1(t) \cdot e^{-(\alpha+\lambda)(t-t_{es})} \cdot dt \right] \dots\dots (2.14.16) \end{aligned}$$

各 isotope の格納容器外放出量の計算を TABLE 2.14.7~TABLE 2.14.11 に示す。

これらの結果をグラフに示したのが Fig. 2.14.2 である。また, F. P. 放出量を % で表わしたのが Fig. 2.14.3 である。

4) 格納容器外への F. P. 放出量

各 F. P. isotope の格納容器外への放出量を表にしたのが TABLE 2. 14. 12 である。

TABLE 2. 14. 7 ¹³¹I release to outside of enclosure

t	$\alpha + \lambda$ ^{*1)}	$(\alpha + \lambda) t'$ ^{*2)}	$e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\xi_1(t)$ ^{*3)}	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} dt$ ^{*4)}	%
sec 0~900						3.52×10^{-5}	23.9
900	3.3×10^{-4} ^{sec⁻¹}	0	1.0	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}		
1,430		0.175	0.839	5.16×10^{-8}	4.33×10^{-8}	5.91×10^{-5}	40.3
2,500		0.528	0.588	4.04×10^{-8}	2.38×10^{-8}	9.50×10^{-5}	64.6
3,600		0.891	0.410	3.17×10^{-8}	1.30×10^{-8}	11.5×10^{-5}	78.2
5,000		1.35	0.260	2.51×10^{-8}	0.653×10^{-8}	12.9×10^{-5}	87.7
7,500		2.18	0.113	1.92×10^{-8}	0.217×10^{-8}	14.0×10^{-5}	95.2
10 ⁴		3.00	0.0497	1.91×10^{-8}	0.0950×10^{-8}	14.4×10^{-5}	98.0
1.5 × 10 ⁴		4.65	0.0095	1.86×10^{-8}	0.0177×10^{-8}	14.6×10^{-5}	99.3
2.5 × 10 ⁴		7.96	0.0004	1.76×10^{-8}	0.0007×10^{-8}	14.7×10^{-5}	100
5 × 10 ⁴			0	1.51×10^{-8}	0	14.7×10^{-5}	100

*1) cf. TABLE 2. 14. 3 and TABLE 2. 14. 4

*2) $t' = t - t_{es} = t - 900$ sec

*3) cf. TABLE 2. 14. 5

*4) $\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} \cdot dt \equiv \int_0^{900} \xi_1 \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt + \int_{900}^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} \cdot dt'$

TABLE 2. 14. 8 ¹³³I release to outside of enclosure

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'$	$e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} dt$	%
sec 0~900						3.52×10^{-5}	24.1
900	3.39×10^{-4} ^{sec⁻¹}	0	1.0	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}		
1,430		0.179	0.837	5.16×10^{-8}	4.32×10^{-8}	5.90×10^{-5}	40.4
2,500		0.542	0.582	4.04×10^{-8}	2.35×10^{-8}	9.46×10^{-5}	64.8
3,600		0.916	0.400	3.17×10^{-8}	1.27×10^{-8}	11.5×10^{-5}	78.8
5,000		1.39	0.250	2.51×10^{-8}	0.628×10^{-8}	12.9×10^{-5}	88.4
7,500		2.23	0.108	1.92×10^{-8}	0.207×10^{-8}	13.9×10^{-5}	95.2
10 ⁴		3.08	0.0462	1.91×10^{-8}	0.0858×10^{-8}	14.3×10^{-5}	98.0
1.5 × 10 ⁴		4.78	0.0085	1.86×10^{-8}	0.0158×10^{-8}	14.5×10^{-5}	99.3
2.5 × 10 ⁴		8.17	0.0003	1.76×10^{-8}	0.0005×10^{-8}	14.6×10^{-5}	100
5 × 10 ⁴			0	1.51×10^{-8}	0	14.6×10^{-5}	100

TABLE 2.14.9 ¹³⁵I release to outside of enclosure

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda)t'$	$e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} dt$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	25.0
900	3.59×10^{-4} ^{sec⁻¹}	0	1.0	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}		
1,430		0.190	0.826	5.16×10^{-8}	4.27×10^{-8}	5.89×10^{-5}	41.7
2,500		0.574	0.563	4.04×10^{-8}	2.28×10^{-8}	9.39×10^{-5}	66.5
3,600		0.970	0.379	3.17×10^{-8}	1.20×10^{-8}	11.3×10^{-5}	80.2
5,000		1.47	0.230	2.51×10^{-8}	0.578×10^{-8}	12.6×10^{-5}	89.3
7,500		2.37	0.0935	1.92×10^{-8}	0.180×10^{-8}	13.5×10^{-5}	95.7
10 ⁴		3.27	0.0382	1.91×10^{-8}	0.0730×10^{-8}	13.8×10^{-5}	97.8
1.5 × 10 ⁴		5.07	0.0063	1.86×10^{-8}	0.0117×10^{-8}	14.0×10^{-5}	99.3
2.5 × 10 ⁴		8.66	0.0002	1.76×10^{-8}	0.00035×10^{-8}	14.1×10^{-5}	100
5 × 10 ⁴			0	1.51×10^{-8}	0	14.1×10^{-5}	100

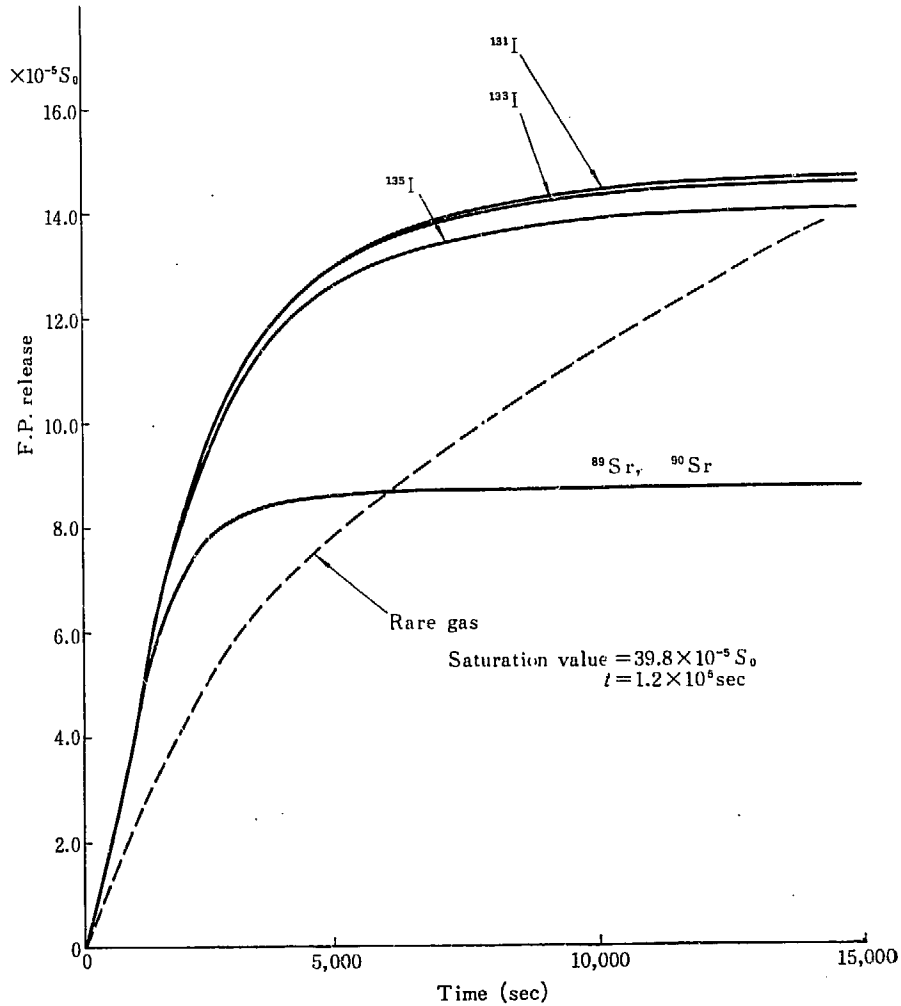


Fig. 2.14.2 F.P. release to outside of enclosure vs. time

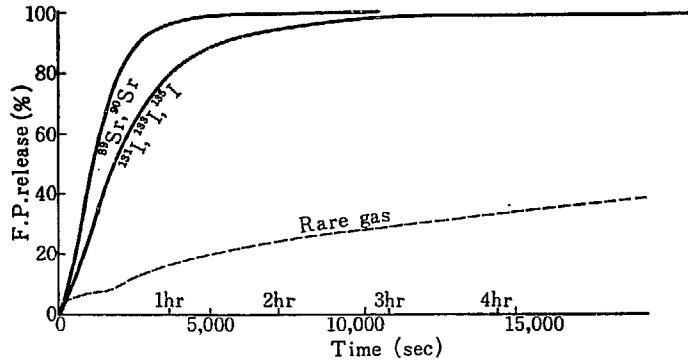


Fig. 2.14.3 Relative F.P. release to outside of enclosure vs. time

TABLE 2.14.10 Release of ⁸⁹Sr and ⁹⁰Sr to outside of enclosure

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'$	$e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda)t'} dt$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	40.3
900	9.3×10^{-4} ^{sec⁻¹}	0	1.0	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}	4.67×10^{-8} ^{sec⁻¹}		
1,430		0.493	0.612	5.16×10^{-8}	3.16×10^{-8}	5.59×10^{-5}	64.3
2,500		1.49	0.225	4.04×10^{-8}	0.910×10^{-8}	7.76×10^{-5}	89.2
3,600		2.51	0.0814	3.17×10^{-8}	0.258×10^{-8}	8.40×10^{-5}	96.5
5,000		3.81	0.0223	2.51×10^{-8}	0.0560×10^{-8}	8.62×10^{-5}	99.0
7,500		6.13	0.0022	1.92×10^{-8}	0.0042×10^{-8}	8.70×10^{-5}	100
10 ⁴		7.96	0.0004	1.91×10^{-8}	0.0008×10^{-8}	"	"
1.5 × 10 ⁴		13.1	0	1.86×10^{-8}	0	"	"

TABLE 2.14.11 Release of rare gas to outside of enclosure

t	$\xi_1(t)$ ^{*1)}	$\xi_2(t)$ ^{*2)}	$\xi_3(t)$ ^{*3)}	$\xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3$	$\int_0^t \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$	%
0 ^{sec}	0 ^{sec⁻¹}	1.0	1.00	0 ^{sec⁻¹}		
12	4.02×10^{-8}		0.90	3.61×10^{-8}		
50	3.26×10^{-8}		0.800	2.61×10^{-8}		
100	3.26×10^{-8}		0.707	2.31×10^{-8}		
250	3.58×10^{-8}		0.650	2.33×10^{-8}		
500	4.02×10^{-8}		0.540	2.17×10^{-8}		
900	4.67×10^{-8}		0.447	2.08×10^{-8}	2.03×10^{-5}	5.1
1,430	5.16×10^{-8}		0.400	2.07×10^{-8}	3.13×10^{-5}	7.9
2,500	4.04×10^{-8}		0.366	1.48×10^{-8}	5.03×10^{-5}	12.7
3,600	3.17×10^{-8}		0.345	1.09×10^{-8}	6.44×10^{-5}	16.2
5,000	2.51×10^{-8}		0.330	0.829×10^{-8}	7.89×10^{-5}	19.8
7,500	1.92×10^{-8}		0.310	0.595×10^{-8}	9.73×10^{-5}	24.5
10 ⁴	1.91×10^{-8}		0.293	0.560×10^{-8}	11.3×10^{-5}	28.4
2.5 × 10 ⁴	1.76×10^{-8}		0.243	0.428×10^{-8}	18.6×10^{-5}	46.7
5 × 10 ⁴	1.51×10^{-8}		0.203	0.307×10^{-8}	27.6×10^{-5}	69.3
10 ⁵	0.826×10^{-8}		0.157	0.130×10^{-8}	38.5×10^{-5}	96.7
1.2 × 10 ⁵	0		0.120	0	39.8×10^{-5}	100

*1) cf. TABLE 2.14.5

*2) cf. Eq. (2.14.14)

*3) cf. Fig. 2.6.1 b

TABLE 2.14.12 F. P. release to outside of enclosure

Isotope	Stored in core*1)	S_0 *2)	$\int_0^\infty S_1(t) \cdot dt$ *3)
¹³¹ I	1.11×10^6 c	5.55×10^4 c	8.2 c
¹³³ I	2.49×10^6	1.24×10^5	18.1
¹³⁵ I	2.33×10^6	1.16×10^5	16.4
⁸⁹ Sr	1.95×10^4	9.76×10^2	0.08
⁹⁰ Sr	9.77×10^2	4.88×10^1	0.0043
Rare gas	1.91×10^7	9.55×10^5	380

*1) cf. TABLE 2.12.19; For rare gas, cf. TABLE 2.6.1 a

*2) *1) $\times 0.05$

*3) cf. TABLE 2.14.7 ~ TABLE 2.14.11

2.15 格納容器スプレー系統の検討

前節でのべたように、格納容器スプレー系統には次の2つの効果がある。

- a) 格納容器内圧を低下させ、外部への F. P. 放出量を減少せしめる効果
- b) スプレー水により、格納容器内自由空間に存在する I₂ ガス、F. P. 微粒子を wash-out 効果により下部に沈降せしめ、F. P. の外部放出量を減少する効果

以上2つの効果を検討するのが本章の目的である。

1) 格納容器内圧降下の効果

この効果を検討するため、格納容器スプレー系がない場合の外部への F. P. 放出量の計算をおこなう。格納容器スプレー系が作動しない場合の漏洩率を $\xi_1'(t)$ とする。

a) 漏洩率 $\xi_1'(t)$ の計算 (TABLE 2.15.1)

b) $\lambda=0$ の場合の格納容器外放出量

この場合には $\alpha=0, \lambda=0$ であるので、 $\xi_2(t)=\xi_3(t)=1.0$

ゆえに、格納容器外 F. P. 放出量は TABLE 2.15.1 より

$$\int_0^\infty S_1(t) \cdot dt = S_0 \int_0^\infty \xi_1'(t) \cdot dt = 559.2 \times 10^{-5} \cdot S_0 \dots\dots\dots (2.15.1)$$

となる。

TABLE 2.15.7 より格納容器スプレーがあり、 $\alpha=0, \lambda=0$ の場合 (内圧下降の効果のみを考える場合) の外部放出量は $165.7 \times 10^{-5} \cdot S_0$ であるので、 $\lambda=0$ の場合における格納容器スプレー系統の F. P. 放出減少効果は factor 3.4 であると考えることができる。

c) ¹³¹I の格納容器外放出量 (TABLE 2.15.2)

d) ¹³³I の格納容器外放出量 (TABLE 2.15.3)

e) ¹³⁵I の格納容器外放出量 (TABLE 2.15.4)

f) ⁸⁹Sr, ⁹⁰Sr の格納容器外放出量

TABLE 2.14.4 より、 $\lambda^{89}=1.57 \times 10^{-7}, \lambda^{90}=7.87 \times 10^{-10} \text{ sec}^{-1}$

TABLE 2.15.1 Calculation of $\xi_1'(t)$ and $\int_0^t \xi_1'(t) \cdot dt$
(without enclosure spray)

t	$P(t)$ ^{*1)}	$\frac{P(t)}{P_0}$ ^{*2)}	$\sqrt{\frac{P(t)}{P_0}}$	$\xi_1'(t)$ ^{*3)}	$\int_0^t \xi_1'(t) \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}					3.52×10^{-5} ^{*4)}	0.63
	kg/cm ² ·G			sec ⁻¹		
900				4.67×10^{-8}		
1,430	3.38	0.925	0.962	5.57×10^{-8}	6.23×10^{-5}	1.1
2,500	2.50	0.685	0.827	4.78×10^{-8}	11.8×10^{-5}	
3,600	1.73	0.474	0.688	3.99×10^{-8}	16.6×10^{-5}	
5,000	1.20	0.329	0.574	3.32×10^{-8}	21.7×10^{-5}	3.9
7,500	0.814	0.223	0.473	2.74×10^{-8}	29.3×10^{-5}	
10 ⁴	0.685	0.188	0.434	2.51×10^{-8}	35.9×10^{-5}	6.4
1.5 × 10 ⁴	0.650	0.178	0.422	2.44×10^{-8}	48.2×10^{-5}	8.6
2.5 × 10 ⁴	0.600	0.165	0.407	2.35×10^{-8}	72.1×10^{-5}	12.9
5 × 10 ⁴	0.527	0.144	0.380	2.20×10^{-8}	127.2×10^{-5}	22.7
10 ⁵	0.425	0.117	0.342	1.98×10^{-8}	229.2×10^{-5}	41.0
2.5 × 10 ⁵	0.180	0.0493	0.222	1.29×10^{-8}	449.2×10^{-5}	80.3
4.6 × 10 ⁵	0	0	0	0	559.2×10^{-5}	100

*1) cf. Fig. 2.13.1, (b)

*2) cf. 2.14, 1), d) $P_0 = 3.65 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{G}$

*3) cf. Eq. (2.14.3)

*4) cf. TABLE 2.14.6

TABLE 2.15.2 ¹³¹I release to outside of enclosure
(without enclosure spray)

t	λ	λt	$e^{-\lambda t}$	$\xi_1'(t)$ ^{*1)}	$\xi_1' \cdot e^{-\lambda t}$	$\int \xi_1' \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	0.7
	sec ⁻¹			sec ⁻¹	sec ⁻¹		
900	9.98×10^{-7}	0.0009	1.00	4.67×10^{-8}	4.67×10^{-8}		
1,430		0.0014	0.999	5.57×10^{-8}	5.56×10^{-8}	6.22×10^{-5}	1.2
2,500		0.0025	0.997	4.78×10^{-8}	4.77×10^{-8}	11.7×10^{-5}	
3,600		0.0036	0.996	3.99×10^{-8}	3.97×10^{-8}	16.5×10^{-5}	
5,000		0.0050	0.995	3.32×10^{-8}	3.31×10^{-8}	21.6×10^{-5}	4.3
7,500		0.0075	0.993	2.74×10^{-8}	2.72×10^{-8}	28.8×10^{-5}	
10 ⁴		0.0100	0.990	2.51×10^{-8}	2.49×10^{-8}	35.0×10^{-5}	7.0
5 × 10 ⁴		0.0499	0.952	2.20×10^{-8}	2.09×10^{-8}	122.0×10^{-5}	24.4
10 ⁵		0.0998	0.905	1.98×10^{-8}	1.79×10^{-8}	206.2×10^{-5}	41.2
2.5 × 10 ⁵		0.2495	0.779	1.29×10^{-8}	1.00×10^{-8}	405.2×10^{-5}	81.1
4.6 × 10 ⁵				0	0	499.7×10^{-5}	100

*1) cf. TABLE 2.15.1

ゆえに、今問題となる $t < 4.6 \times 10^{-5}$ の範囲では、いずれも $\lambda t \ll 1$ と考えてよい。

∴ 格納容器外放出量は

$$\int_0^\infty S_1(t) \cdot dt = S_0 \int_0^\infty \xi_1' \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt \approx S_0 \int_0^\infty \xi_1'(t) \cdot dt$$

$$= 559.2 \times 10^{-5} \cdot S_0 \dots \dots \dots (2.15.2)$$

g) 希ガスの格納容器外放出量 (TABLE 2.15.5)

TABLE 2.15.1 ~ TABLE 2.15.5 の結果を図示したのが Fig. 2.15.1 である。

TABLE 2.15.3 ¹³³I release to outside of enclosure (without enclosure spray)

t	λ	λt	e ^{-λt}	ξ ₁ '(t)	ξ ₁ ' · e ^{-λt}	∫ ₀ ^t ξ ₁ ' · e ^{-λt} · dt	%
0~900 ^{sec}						3.52 × 10 ⁻⁵	1.6
900	9.27 × 10 ⁻⁶ ^{sec⁻¹}	0.00833	0.992	4.67 × 10 ⁻⁸ ^{sec⁻¹}	4.62 × 10 ⁻⁸ ^{sec⁻¹}		
1,430		0.0132	0.987	5.57 × 10 ⁻⁸	5.48 × 10 ⁻⁸	6.19 × 10 ⁻⁵	
2,500		0.0231	0.977	4.78 × 10 ⁻⁸	4.67 × 10 ⁻⁸	11.6 × 10 ⁻⁵	5.2
3,600		0.0333	0.967	3.99 × 10 ⁻⁸	3.86 × 10 ⁻⁸	16.3 × 10 ⁻⁵	7.3
5,000		0.0463	0.955	3.32 × 10 ⁻⁸	3.17 × 10 ⁻⁸	21.2 × 10 ⁻⁵	9.5
7,500		0.0695	0.933	2.74 × 10 ⁻⁸	2.56 × 10 ⁻⁸	28.4 × 10 ⁻⁵	
10 ⁴		0.0927	0.911	2.51 × 10 ⁻⁸	2.29 × 10 ⁻⁸	34.5 × 10 ⁻⁵	15.4
5 × 10 ⁴		0.463	0.629	2.20 × 10 ⁻⁸	1.38 × 10 ⁻⁸	104.1 × 10 ⁻⁵	46.4
10 ⁵		0.927	0.395	1.98 × 10 ⁻⁸	0.712 × 10 ⁻⁸	153.1 × 10 ⁻⁵	68.3
2.5 × 10 ⁵		2.31	0.0990	1.29 × 10 ⁻⁸	0.128 × 10 ⁻⁸	212.9 × 10 ⁻⁵	94.5
4.6 × 10 ⁵		25	0.0142	0	0	224.5 × 10 ⁻⁵	100

TABLE 2.15.4 ¹³³I release to outside of enclosure (without enclosure spray)

t	λ	λt	e ^{-λt}	ξ ₁ '(t)	ξ ₁ ' · e ^{-λt}	∫ ₀ ^t ξ ₁ ' · e ^{-λt} · dt	%
0~900 ^{sec}						3.52 × 10 ⁻⁵	3.5
900	2.88 × 10 ⁻⁵ ^{sec⁻¹}	0.0259	0.974	4.67 × 10 ⁻⁸ ^{sec⁻¹}	4.53 × 10 ⁻⁸ ^{sec⁻¹}		
1,430		0.0412	0.960	5.57 × 10 ⁻⁸	5.34 × 10 ⁻⁸	6.13 × 10 ⁻⁵	6.1
2,500		0.0720	0.930	4.78 × 10 ⁻⁸	4.45 × 10 ⁻⁸	11.4 × 10 ⁻⁵	11.4
3,600		0.104	0.901	3.99 × 10 ⁻⁸	3.59 × 10 ⁻⁸	15.8 × 10 ⁻⁵	15.8
5,000		0.144	0.866	3.32 × 10 ⁻⁸	2.87 × 10 ⁻⁸	20.3 × 10 ⁻⁵	20.3
7,500		0.216	0.806	2.74 × 10 ⁻⁸	2.21 × 10 ⁻⁸	26.7 × 10 ⁻⁵	26.7
10 ⁴		0.288	0.749	2.51 × 10 ⁻⁸	1.88 × 10 ⁻⁸	31.8 × 10 ⁻⁵	31.8
5 × 10 ⁴		1.44	0.237	2.20 × 10 ⁻⁸	0.522 × 10 ⁻⁸	77.2 × 10 ⁻⁵	77.2
10 ⁵		2.88	0.0560	1.98 × 10 ⁻⁸	0.111 × 10 ⁻⁸	92.7 × 10 ⁻⁵	92.7
2.5 × 10 ⁵		7.20	0.00074	1.29 × 10 ⁻⁸	0.00095 × 10 ⁻⁸	100.3 × 10 ⁻⁵	100
4.6 × 10 ⁵		13.2	0	0	0	100.4 × 10 ⁻⁵	100

2) Wash-out 効果による F. P. 外部放出量減少係数の検討

Wash-out 係数 α の大きさが、F. P. 外部放出量にどのように影響するかを検討するため、 $\alpha = 0, 1 \times 10^{-5}, 3 \times 10^{-5}, 1 \times 10^{-4}, 3 \times 10^{-4}, 1 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$ の各場合につき、 ^{131}I の格納容器外放出量を計算する。 t_{es} はいずれも 900 sec とする。

- a) $\alpha=0, \lambda=0$ (wash-out 効果, 自然崩壊, いずれも 0 とする. (TABLE 2.15.7))
- b) ^{131}I の格納容器外放出量, $\alpha=0$. (TABLE 2.15.8)
- c) ^{131}I の格納容器外放出量, $\alpha=1 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$. (TABLE 2.15.9)
- d) ^{131}I の格納容器外放出量, $\alpha=3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$. (TABLE 2.15.10)

TABLE 2.15.5 Release of rare gas to outside of enclosure (without enclosure spray)

t	$\xi_1'(t)$ *1)	$\xi_3(t)$ *2)	$\xi_2(t)$ *3)	$\xi_1' \cdot \xi_2 \cdot \xi_3$	$\int_0^t \xi_1' \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}					2.03×10^{-5}	2.1
900	4.67×10^{-8}	1.0	0.447	$2.09 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430	5.57×10^{-8}		0.400	2.23×10^{-8}	3.17×10^{-5}	3.2
2,500	4.78×10^{-8}		0.366	1.75×10^{-8}	5.30×10^{-5}	5.4
3,600	3.99×10^{-8}		0.345	1.38×10^{-8}	7.02×10^{-5}	7.1
5,000	3.32×10^{-8}		0.330	1.09×10^{-8}	8.75×10^{-5}	8.9
7,500	2.74×10^{-8}		0.310	0.850×10^{-8}	11.2×10^{-5}	11.3
10 ⁴	2.51×10^{-8}		0.293	0.735×10^{-8}	13.2×10^{-5}	13.3
2.5 × 10 ⁴	2.35×10^{-8}		0.243	0.572×10^{-8}	23.0×10^{-5}	23.2
5 × 10 ⁴	2.20×10^{-8}		0.203	0.447×10^{-8}	35.5×10^{-5}	35.9
10 ⁵	1.98×10^{-8}		0.157	0.311×10^{-8}	54.0×10^{-5}	54.6
2.5 × 10 ⁵	1.29×10^{-8}		0.110	0.142×10^{-8}	86.3×10^{-5}	87.3
4.6 × 10 ⁵	0		0.090	0	98.9×10^{-5}	100

*1) cf TABLE 2.15.1
 *2) cf. Eq. (2.14.13)
 *3) cf. Fig. 2.6.1 b

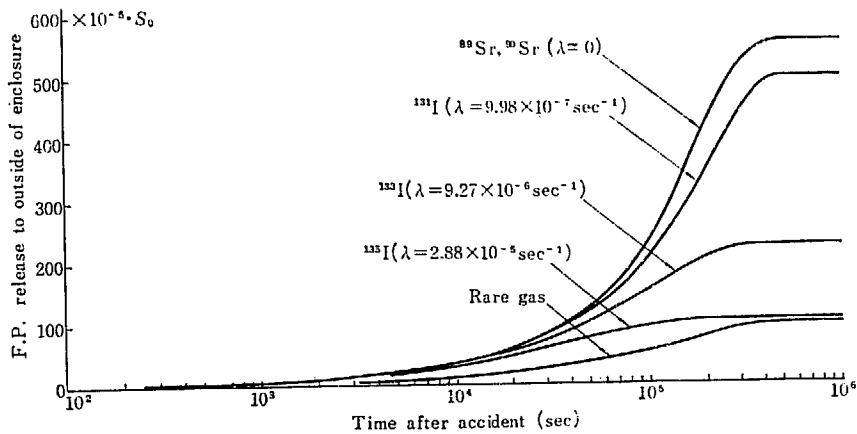


Fig. 2.15.1 F. P. gas release to outside of enclosure (without enclosure spray)

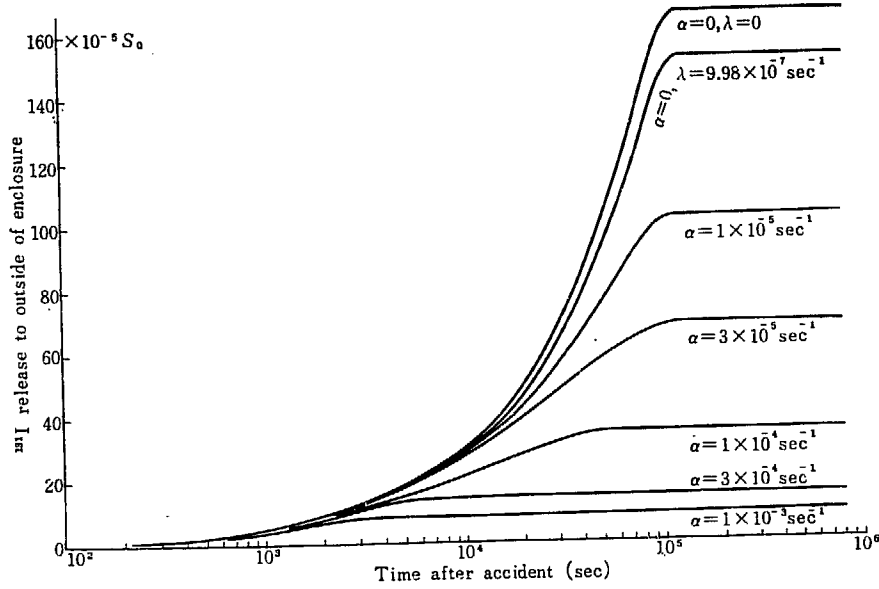


Fig. 2. 15. 2 Effect of enclosure spray wash-out on F. P. release

e) ¹³¹I の格納容器外放出量, $\alpha = 1 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$. (TABLE 2. 15. 11)

f) ¹³¹I の格納容器外放出量, $\alpha = 3 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$. (cf. TABLE 2. 14. 7)

g) ¹³¹I の格納容器外放出量, $\alpha = 1 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$. (TABLE 2. 15. 12)

TABLE 2. 15. 7 ~ TABLE 2. 15. 12 の結果を図示したのが Fig. 2. 15. 2 である.

h) 格納容器スプレーシステムの wash-out 効果の検討

格納容器スプレーシステムの wash-out 効果の大小により, ¹³¹I の格納容器外放出量減少係数がどう変るかを示したのが TABLE 2. 15. 13 である.

TABLE 2. 15. 7 F. P. release to outside of enclosure
($\alpha = 0, \lambda = 0$)

t	$\xi_1(t)$ ^{*1)}	$\xi_2(t)$ ^{*2)}	$\xi_3(t)$ ^{*3)}	$\xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3$	$\int_0^t \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}					3.52×10^{-5}	2.1
900	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	1.0	1.0	$\xi_1(t)$	6.12×10^{-5}	3.7
1,430	5.16×10^{-8}				11.0×10^{-5}	6.6
2,500	4.04×10^{-8}				15.0×10^{-5}	9.1
3,600	3.17×10^{-8}				20.4×10^{-5}	12.3
5,000	2.51×10^{-8}				25.9×10^{-5}	15.6
7,500	1.92×10^{-8}				30.7×10^{-5}	18.4
10 ⁴	1.86×10^{-8}				57.9×10^{-5}	34.9
2.5 × 10 ⁴	1.76×10^{-8}				98.9×10^{-5}	59.7
5 × 10 ⁴	1.51×10^{-8}				157.4×10^{-5}	94.8
10 ⁵	0.826×10^{-8}				165.7×10^{-5}	100
1.2 × 10 ⁵	0					

*1) cf. TABLE 2. 14. 5 *2) cf. Eq. (2. 14. 13) *3) cf. Eq. (2. 14. 14)

TABLE 2.15.8 ^{131}I release to outside of enclosure
($\alpha=0, \lambda=9.98 \times 10^{-7} \text{ sec}^{-1}$)

t	λ	λt	$e^{-\lambda t}$	$\xi_1(t)^{*1)}$	$\xi_1 \cdot e^{-\lambda t}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	2.3
900	$9.98 \times 10^{-7} \text{ sec}^{-1}$	0.0009	1.0	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430		0.0014	0.999	5.16×10^{-8}	5.16×10^{-8}	6.12×10^{-5}	4.0
2,500		0.0025	0.998	4.04×10^{-8}	4.04×10^{-8}	11.0×10^{-5}	7.3
5,000		0.0050	0.995	2.51×10^{-8}	2.50×10^{-8}	19.1×10^{-5}	12.6
10^4		0.0100	0.990	1.86×10^{-8}	1.85×10^{-8}	29.7×10^{-5}	19.6
5×10^4		0.0499	0.951	1.51×10^{-8}	1.44×10^{-8}	89.7×10^{-5}	59.0
10^5		0.0998	0.905	0.826×10^{-8}	0.747×10^{-8}	144.2×10^{-5}	95.0
1.2×10^5		0.120	0.887	0	0	151.7×10^{-5}	100

*1) cf. TABLE 2.14.5

TABLE 2.15.9 ^{131}I release to outside of enclosure ($\alpha=1 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$)

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'^{*1)}$	$e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt'^{*2)}$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	3.4
900	$1.1 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$	0	1.0	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430		0.0058	0.994	5.16×10^{-8}	5.13×10^{-8}	6.11×10^{-5}	6.0
2,500		0.0176	0.983	4.04×10^{-8}	3.97×10^{-8}	11.0×10^{-5}	10.7
5,000		0.0450	0.956	2.51×10^{-8}	2.40×10^{-8}	18.8×10^{-5}	18.4
10^4		0.100	0.905	1.86×10^{-8}	1.68×10^{-8}	28.8×10^{-5}	28.0
5×10^4		0.540	0.583	1.51×10^{-8}	0.882×10^{-8}	74.6×10^{-5}	72.5
10^5		1.09	0.336	0.826×10^{-8}	0.277×10^{-8}	100.1×10^{-5}	97.5
1.2×10^5				0	0	102.9×10^{-5}	100

*1) $t' = t - t_{es} = t - 900 \text{ sec}$

*2) $\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt = \int_0^{900} \xi_1 \cdot e^{-\lambda t} \cdot dt + \int_{900}^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt'$

TABLE 2.15.10 ^{131}I release to outside of enclosure ($\alpha=3 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$)

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'^*$	$e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt$	%
0~900 ^{sec}						3.52×10^{-5}	5.2
900	$3.1 \times 10^{-5} \text{ sec}^{-1}$	0	1.0	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430		0.0164	0.984	5.16×10^{-8}	5.07×10^{-8}	6.10×10^{-5}	9.0
2,500		0.0497	0.952	4.04×10^{-8}	3.85×10^{-8}	10.9×10^{-5}	16.0
5,000		0.127	0.881	2.51×10^{-8}	2.21×10^{-8}	18.5×10^{-5}	27.2
10^4		0.282	0.754	1.86×10^{-8}	1.40×10^{-8}	27.0×10^{-5}	39.6
5×10^4		1.52	0.218	1.51×10^{-8}	0.330×10^{-8}	57.6×10^{-5}	84.5
10^5		3.07	0.0464	0.826×10^{-8}	0.0384×10^{-8}	67.8×10^{-5}	99.5
1.2×10^5				0	0	68.2×10^{-5}	100

* $t' = t - 900 \text{ sec}$

TABLE 2.15.11 ¹³¹I release to outside of enclosure ($\alpha=1 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$)

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'$	$e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt$	%
^{sec} 0~900						3.52×10^{-5}	10.1
900	$1.01 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$	0	1.0	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430		0.0535	0.948	5.16×10^{-8}	4.89×10^{-8}	6.05×10^{-5}	17.4
2,500		0.162	0.850	4.04×10^{-8}	3.44×10^{-8}	10.5×10^{-5}	30.3
5,000		0.414	0.661	2.51×10^{-8}	1.04×10^{-8}	15.9×10^{-5}	45.8
10^4		0.918	0.399	1.86×10^{-8}	0.743×10^{-8}	20.2×10^{-5}	58.2
5×10^4		4.95	0.0070	1.51×10^{-8}	0.0105×10^{-8}	34.4×10^{-5}	99.2
10^5		10.0	0	0.826×10^{-8}	0	34.7×10^{-5}	100
1.2×10^5				0	0	34.7×10^{-5}	100

TABLE 2.15.12 ¹³¹I release to outside of enclosure ($\alpha=1 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$)

t	$\alpha + \lambda$	$(\alpha + \lambda) t'$	$e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\xi_1(t)$	$\xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'}$	$\int_0^t \xi_1 \cdot e^{-(\alpha + \lambda) t'} \cdot dt$	%
^{sec} 0~900						3.52×10^{-5}	40.8
900	$1.00 \times 10^{-3} \text{ sec}^{-1}$	0	1.0	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$	$4.67 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$		
1,430		0.530	0.588	5.16×10^{-8}	3.03×10^{-8}	5.48×10^{-5}	63.7
2,500		1.60	0.201	4.04×10^{-8}	0.813×10^{-8}	7.53×10^{-5}	87.5
5,000		4.90	0.0074	2.51×10^{-8}	0.0186×10^{-8}	8.56×10^{-5}	99.5
10^4		9.90	0	1.86×10^{-8}	0	8.61×10^{-5}	100
5×10^4							
10^5							
1.2×10^5							

TABLE 2.15.13 ¹³¹I release reduction factor due to enclosure spray wash-out

α	¹³¹ I release to outside of enclosure	F. P. release reduction factor
0 ^{sec} ⁻¹	$151.7 \times 10^{-5} S_0$	1.0
1×10^{-5}	102.9×10^{-5}	1.5
3×10^{-5}	68.9×10^{-5}	2.2
1×10^{-4}	34.7×10^{-5}	4.4
3×10^{-4}	14.7×10^{-5}	10.3
1×10^{-3}	8.61×10^{-5}	17.6

2.16 F. P. 放出量減少係数の検討

燃料の中で生成され、蓄積されている核分裂生成物 (F. P.) が、燃料外に放出され、さらに格納容器外に放出されるまでに各種の減少因子が存在する。

これらにつき、定量的に検討をおこなうのが本章の目的である。

TABLE 2.16.1 F. P. release reduction factor of core spray system, F_1

Isotope	$F_{11}^{*1)}$	$F_{12}^{*2)}$	F_1
^{131}I	8	2.5	20
^{133}I	8	2.5	20
^{135}I	8	2.5	20
Sr	800	2.5	2,000
Solid F. P.	800	2.5	2,000
Rare gas	8	2.5	20

*1) For instance, only one-eighth of ^{131}I stored in the core is released outside, unless UO_2 melts down.

*2) As discussed in 2.11 and 2.12, it is adequate to assume 5% of volatile F. P. is released outside. Volatile F. P. stored in the plenum is 12.5% of total amount produced in the core.

Therefore, $F_{12} = 12.5/5 = 2.5$

1) Core spray 系統による F. P. 放出量減少係数 F_1

UO_2 中に生成される F. P. のうち, volatile F. P. (希ガス, I など) は 12.5% がプレナム中に貯えられ, 残りが UO_2 中に貯えられる. (cf. TABLE A.2.2)

また, solid F. P. (Sr, Cs, その他) は, その 1% が volatile と仮定すると, 0.125% がプレナム中に貯えられ, 残りは UO_2 中に貯えられる.

さて, core spray 系統には UO_2 溶融防止と, セグメント被覆破損防止の 2つの機能がある. 前者による F. P. 放出量減少係数を F_{11} , 後者によるものを F_{12} とすると,

$$F_1 = F_{11} \cdot F_{12} \dots\dots\dots (2.16.1)$$

なる関係がある.

F_{11} , F_{12} は TABLE 2.16.1 で与えられる.

2) 格納容器による F. P. 放出量減少係数 F_2

これは次の 4つの因子に分けることができる.

a) Shell 効果 F_{21}

格納容器鋼殻が存在することにより F. P. 放出量を減少せしめる割合で, 次式で与えられる.

$$F_{21} \equiv \frac{1}{\int_0^\infty \xi_1'(t) \cdot dt} \dots\dots\dots (2.16.2)$$

ただし, $\xi_1'(t)$: enclosure spray のない場合の漏洩率 (sec^{-1})

$\xi_1'(t) \propto \sqrt{P(t)}$ という仮定に基き計算すると, $\int_0^\infty \xi_1'(t) \cdot dt = 559.2 \times 10^{-5}$ (TABLE 2.15.1)

となるので,

$$F_{21} = \frac{1}{559.2 \times 10^{-5}} = 180 \dots\dots\dots (2.16.3)$$

また, もし $\xi_1'(t) \propto P(t)$ として計算すると $F_{21} \approx 540$ となる

b) Enclosure spray による圧力下降効果 F_{22}

F_{22} を次式で定義する.

$$F_{22} \equiv \frac{\left[\int_0^{\infty} \xi_1'(t) \cdot dt \right]}{\left[\int_0^{\infty} \xi_1(t) \cdot dt \right]} \dots\dots\dots (2.16.4)$$

F_{22} の値は TABLE 2.15.1, TABLE 2.15.7 より次のようになる.

$$F_{22} = \frac{559.2}{165.7} = 3.4 \dots\dots\dots (2.16.5)$$

c) 自然崩壊による減少係数 F_{23}

F_{23} は次式で与えられる.

$$F_{23} \equiv \frac{\left[\int_0^{\infty} \xi_1(t) \cdot dt \right]}{\left[\int_0^{\infty} \xi_1(t) \cdot \xi_2(t) \cdot dt \right]} \dots\dots\dots (2.16.6)$$

TABLE 2.15.2 と同様に $\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot dt$ を計算し, (2.16.6) 式より F_{23} を計算したのが TABLE 2.16.2 である.

これをグラフに示したのが Fig. 2.16.1 であり, これより各 isotope の F_{23} を求めることができる.

d) Wash-out 効果 F_{24}

F_{24} は次のように表わせる.

$$F_{24} \equiv \frac{\left[\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot dt \right]}{\left[\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt \right]} \dots\dots\dots (2.16.7)$$

I, 希ガスについては, すでに $\int_0^{\infty} \xi_2 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$ を計算してあるので, solid F.P. についてこれを計算したのが TABLE 2.16.3 である.

ただし, solid F.P. に対する wash-out 係数としては, Sr と同じ $9.3 \times 10^{-4} \text{ sec}^{-1}$ (cf. TABLE 2.14.3) を使用する.

TABLE 2.16.3 の結果をグラフに示したのが Fig. 2.16.2 である.

なお, 次の関係があることは明らかである.

$$F_2 = F_{21} \cdot F_{22} \cdot F_{23} \cdot F_{24} \dots\dots\dots (2.16.8)$$

$$= \frac{1}{\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt} \dots\dots\dots (2.16.9)$$

3) 全 F.P. 放出量減少係数 F

$$F = F_1 \cdot F_2 \dots\dots\dots (2.16.10)$$

以上の結果をまとめたのが TABLE 2.16.4 である.

4) 結 論

- a) Core spray 効果は, volatile F.P. (I, 希ガス) に対しては 20 程度であり, かなり重要である. しかし, core spray の被覆破損防止効果は 2.5 に過ぎない. この事実からも core spray 系統に要求さるべきことは, MCA 後に短時間に始動することよりも, むしろ時間が多少遅れても確実に始動し, UO_2 の溶融を防止することである.
- b) Core spray 効果は, Sr, solid F.P. に対しては 2,000 ときわめて大きい.
- c) 格納容器効果は volatile F.P. に対しては, core spray 効果より 2 桁以上大きい. その中で

TABLE 2.16.2 Calculation of $\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot dt$ and F_{23}

t	$\xi_1(t) \cdot \xi_2(t)$ (sec ⁻¹)				Rare gas
	$\lambda = 10^{-6} \text{sec}^{-1}$	$\lambda = 10^{-5}$	$\lambda = 10^{-4}$	$\lambda = 10^{-3}$	
1 sec	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}	
12	4.02×10^{-8}	4.02×10^{-8}	4.02×10^{-8}	4.02×10^{-8}	
50	3.26×10^{-8}	3.26×10^{-8}	3.26×10^{-8}	3.26×10^{-8}	
250	3.58×10^{-8}	3.58×10^{-8}	3.49×10^{-8}	2.79×10^{-8}	
500	4.02×10^{-8}	4.00×10^{-8}	3.82×10^{-8}	2.43×10^{-8}	
900	4.67×10^{-8}	4.62×10^{-8}	4.26×10^{-8}	1.89×10^{-8}	
1,430	5.16×10^{-8}	5.07×10^{-8}	4.47×10^{-8}	1.24×10^{-8}	
2,500	4.04×10^{-8}	3.94×10^{-8}	3.14×10^{-8}	0.331×10^{-8}	
5,000	2.50×10^{-8}	2.39×10^{-8}	1.52×10^{-8}	0.017×10^{-8}	
10^4	1.89×10^{-8}	1.73×10^{-8}	0.704×10^{-8}	0	
2.5×10^4	1.71×10^{-8}	1.37×10^{-8}	0.144×10^{-8}	0	
5×10^4	1.44×10^{-8}	0.917×10^{-8}	0.0103×10^{-8}	0	
10^5	0.747×10^{-8}	0.304×10^{-8}	0	0	
1.2×10^5	0	0	0	0	
$\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot dt =$	158.3×10^{-5}	119.9×10^{-5}	27.4×10^{-5}	3.61×10^{-5}	39.8×10^{-5} *
$F_{23} =$	1.05	1.52	6.06	45.8	4.2

* cf. TABLE 2.14.11

TABLE 2.16.3 Calculation of $\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$ and F_{24} (Solid F.P., $\alpha = 9.3 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$)

t	$\xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3$ (sec ⁻¹)			
	$\lambda = 10^{-5} \text{sec}^{-1}$	$\lambda = 10^{-4}$	$\lambda = 10^{-3}$	$\lambda = 10^{-2}$
1 sec	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}	0.826×10^{-8}
12	4.02×10^{-8}	4.02×10^{-8}	4.02×10^{-8}	3.56×10^{-8}
50	3.26×10^{-8}	3.26×10^{-8}	3.26×10^{-8}	1.97×10^{-8}
250	3.58×10^{-8}	3.49×10^{-8}	2.97×10^{-8}	0.294×10^{-8}
500	4.00×10^{-8}	3.82×10^{-8}	2.43×10^{-8}	0
900	4.62×10^{-8}	4.26×10^{-8}	1.89×10^{-8}	0
1,430	3.10×10^{-8}	2.73×10^{-8}	0.760×10^{-8}	0
2,500	0.887×10^{-8}	0.707×10^{-8}	0.0745×10^{-8}	0
5,000	0.0534×10^{-8}	0.0339×10^{-8}	0.00038×10^{-8}	0
10^4	0.00069×10^{-8}	0	0	
2.5×10^4	0			
5×10^4	0			
10^5	0			
1.2×10^5	0			
$\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt =$	8.70×10^{-5}	4.76×10^{-5}	1.20×10^{-5}	0.40×10^{-5}
$\int_0^{\infty} \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot dt^*$	111.9×10^{-5}	27.4×10^{-5}	3.16×10^{-5}	
$F_{24} =$	12.9	5.77	3.00	

* cf. TABLE 2.16.2

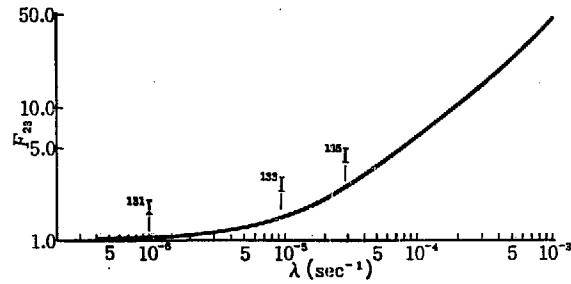


Fig. 2.16.1 F. P. release reduction factor due to natural decay, F_{23}

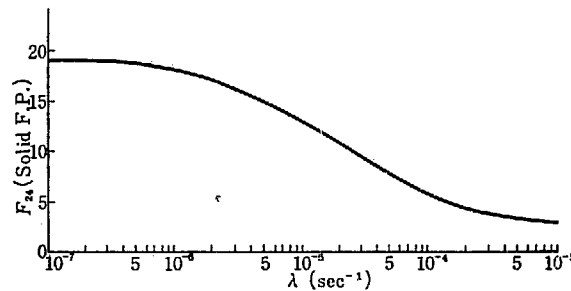


Fig. 2.16.2 F. P. release reduction factor due to enclosure spray wash-out, F_{24} (solid F. P.)

TABLE 2.16.4 F. P. release reduction factor

	¹³¹ I	¹³³ I	¹³⁵ I	Sr	Solid F. P.	Rare gas
Core spray F_1^{*11}	20	20	20	2,000	2,000	20
(Prevention of UO ₂ melt-down) F_{11}	(8)	(8)	(8)	(800)	(800)	(8)
(Prevention of clad perforation) F_{12}	(2.5)	(2.5)	(2.5)	(2.5)	(2.5)	(2.5)
Enclosure F_2	6.8×10^3	6.9×10^3	7.1×10^3	11.5×10^3	—	2.5×10^3
(Shell effect) F_{21}^{*21}	(180)	(180)	(180)	(180)	(180)	(180)
(Internal pressure reduction due to enclosure spray) F_{22}^{*31}	(3.4)	(3.4)	(3.4)	(3.4)	(3.4)	(3.4)
(Natural decay) F_{23}	(1.05) ^{*41}	(1.5) ^{*41}	(2.5) ^{*41}	(1.0) ^{*41}	*4	(4.2) ^{*51}
(Wash-out effect) F_{24}	(10.7) ^{*61}	(7.6) ^{*61}	(4.7) ^{*61}	(19) ^{*71}	*7	(1.0)
Total reduction factor F	1.4×10^5	1.4×10^5	1.4×10^5	2.3×10^7	—	5.0×10^4

*11) cf. TABLE 2.16.1

*21) cf. Eq. (2.16.3)

*31) cf. Eq. (2.16.5)

*41) cf. Fig. 2.16.1

*51) cf. TABLE 2.16.2

*61) $F_{24} = \int_0^\infty \xi_1 \cdot dt / F_{23} \cdot \int_0^\infty \xi_1 \cdot \xi_2 \cdot \xi_3 \cdot dt$

(cf. TABLE 2.14.7~TABLE 2.14.9 and TABLE 2.15.7)

*71) cf. Fig. 2.16.2

shell 効果が最大であるので、格納容器が MCA 時に設計漏洩率を確保するよう、設計、施工、および定期点検をおこなうことが第 1 に要求される。

d) Enclosure spray 系統も、希ガスに対しては 4 位であるが、その他に対しては 20~50 程度の効果がある。これはかなり重要な因子であるので、実験などによりその効果を実証する必要がある。

3 軽水型動力炉の安全性に関する研究課題

原子炉施設の安全性を大別すると、通常運転（一時的出力上昇などを含む）に関連したものと、重大事故とに別けることができる。前者は原子炉施設の運転をおこなう上に不可避な問題であるので、原子炉メーカーが施設の設計にあたって、当然考慮し、十分な実験、研究をおこなっている。原子炉材料の放射線損傷、制御棒駆動機構および原子炉スクラム機構の信頼度、寿命などはこれに属する。

後者は、起こるとは考えられない万一の原子炉事故を対象としているだけに、原子炉メーカーの立場としてはどうしても重要性が2次的となりがちであり、また、問題の性質からしても、この種の実験、研究の責任をすべて原子炉メーカーに委ねるのは適当でなく、より国家的規模での実験、研究などが必要となってくる。

具体的な研究手段としては、国立研究所、大学あるいはメーカーへの研究委託、また、一步進んで国家間の研究協力なども有力な手段となろう。

以下、軽水型動力炉の安全性に関する研究課題のうち、後者の範ちゅうに属するものにつき考察する。

1. 燃料要素関係

1) 核分裂生成物ガス蓄積による内圧上昇

UO₂ ペレット内で生成される F. P. ガスのうち、燃料要素の内圧上昇に直接寄与するのは、UO₂ 外に放出される部分のみである。この UO₂ 外に放出される割合が、UO₂ 密度、UO₂ 温度、UO₂ 燃焼度などにより、どのように変化するかを究明する必要がある。

2) F. P. の炉心外への放出状況

燃料被覆破損時（ピンホールが生じた時および大破損時）および燃料溶融時に、各 F. P. の燃料外放出率が時間とともにどのように変化するかを求める。

また、各 F. P. の放出形態（気体か、固体か、固体の場合には粒度）を知ることも重要である。これらは、いずれも UO₂ 密度、UO₂ 温度、UO₂ 燃焼度などの関数になろう。さらに、燃料要素外に出た F. P. のうち、格納容器内に出る割合および格納容器内に出た F. P. が格納容器外に出る割合なども必要となる。

3) 被覆材の高温における性質

a) 機械的性質

原子炉冷却材のそう失事故時における、燃料被覆の機械的破損（核分裂生成物ガスの内圧による）を評価するには、被覆材の高温における強度、管の一樣伸び限度などの実験結果が必要である。

現在、照射ジルカロイ-2 の引張強度に関しては、400°C 以上はほとんどデータがない。通常運転に関するかぎり、400°C までのデータで十分であるが、万一の事故時を考えると、1,000°C あ

るいはそれ以上にわたって実験をおこなう必要がある。

b) 化学的性質

水、蒸気、空気、スプレー水などと高温被覆材との化学反応につき実験をおこなう必要がある。

ジルカロイ-2 と水との反応については、同じく通常運転で問題となる 400°C 以内ではかなりのデータがあるが、それ以上の温度に対してはほとんど皆無である。

また、スプレー水との反応についてもデータは見当たらない。このような点にも、万一の事故時に関連した研究課題については原子炉メーカーのみに依存することなく、国家的規模で強力に研究を推進する必要があることを示している。

2. 制御、計測系統機器の寿命、信頼度

1) 計測器 (sensor)

2) リレー、スイッチ類

3) 電子回路部品

これらの寿命および信頼度については、他の産業分野における過去の経験、統計などが大いに参考となろう。これらはまた、必要な保守、点検の頻度を定める上にも役立つ。

3. 安全処置施設の信頼度の実証

安全処置施設の大部分は、通常運転時には休止しており、しかも、万一の原子炉事故時には高い信頼度で作動することを要求される、という非常に苛酷な条件を満さなければならない。もちろん、既存の産業施設にも、これらと類似の設備を備えているものもあるが、原子炉施設の場合に要求される信頼度は一段と高度のものであろう。それゆえ、これらの安全処置施設につき、万一の場合の作動信頼度をモックアップテストなどにより実証しておくことが望ましい。

1) バッテリー……通常、充電しながら使用されるので、作動信頼度は問題ない。ただ、その構造からして、支持架台、容器をも含めた耐震強度について検討の必要がある。

2) ディーゼル発電機……作動信頼度

3) 非常用ポンプ……作動信頼度

4) 検出器、計器、リレー類……作動信頼度

5) バルブ類……作動信頼度および漏洩率

6) 重要配管類、配線類

現在、軽水型動力炉の MCA として、主要配管の破損を考慮しない例は見当たらないが、主要配管類に圧力容器と同じ程度の信頼度を与えるように、設計、施工できないかを検討してみる必要がある。

7) 格納容器漏洩率の定期的測定

4. 耐震設計

地震の多いわが国ではとくに重要である。

5. MCA 関係

1) 1次系破損事故のモックアップテスト

現在、軽水型動力炉の MCA として一般に採用されている 1 次系破損事故モックアップテストをおこない、冷却水流出時間の測定、冷却水流出に基因する衝撃エネルギー、機械的力の測定などをおこなう。

後者は、1 次系配管の破損事故時に従属事故として、core spray 系統あるいは燃料要素、制御棒などの破損を考慮する必要があるか否かを決定する上にきわめて重要な事項である。

2) Core spray の熱除去能力の実験

Spray の流量配分、spray cooling の熱除去の実験をおこなう。Spray 流量、spray ノズル（ノズルの角度、spray 粒度）、spray 水頭などの関数となるであろう。

各燃料要素につき、モックアップテストをおこなう必要がある。

3) 格納容器 spray 系の wash-out 効果の実験

この wash-out 効果の大小は、格納容器外への放射能放出量に大きく響くので、wash-out 効果を実験によって確める必要がある。

4) MCA 後の格納容器内圧の経時変化のモックアップテスト

現在、計算に依存しているが、spray 水と空間蒸気との熱伝達、格納容器内壁への蒸気の凝縮熱伝達、その他不明確因子が多い。

5) 1 次系破損事故の起こる可能性の検討

モックアップを作り起震機により振動を加える。これに関連して、耐震設計コードの確立が必要となる。

6) 実際の小型軽水炉で 1 次系配管破損事故のテストをおこなう。USAEC で計画がある。

謝 辞

本研究をおこなうにあたり、全般的な御指導をいただいた東京大学工学部原子力工学科大山教授に深甚なる感謝の意を表す。

また、本研究を可能ならしめ、いろいろの面で御援助いただいた、日本原子力研究所の久布白理事ならびに動力試験炉建設部木村部長、平田課長、その他動力試験炉建設部全員の方々に心から感謝の意を表す。

さらに、次の方々には本研究の計算にあたって御援助いただいた。

1. 日本原子力研究所計測制御研究室 須田信英・白井甫積の両氏
2. 8, Fig. 2. 8. 6 のアナコンによる計算をお願いした。
2. 船舶技術研究所 黒沢昭氏
2. 7 および 2. 13 の計算をお願いした。
3. 日本原子力研究所計測制御研究室 三井田純一、白井甫積の両氏
日本原子力研究所動力試験炉建設部 石塚信氏
A. 3 のアナコン計算の検討ならびに援助をお願いした。
4. 関西電力 山崎吉秀氏
燃料セグメント温度過渡変化のディジコンによる別途検討をお願いした。
いずれも快く御協力いただいたことに、心から感謝する。

参 考 文 献

- 1) GLASSTONE: "Principles of Nuclear Reactor Engineering" p. 662
- 2) J. O. BLOMEKE, M. F. TODD: "U-235 Fission Product Production as a Function of Thermal Neutron Flux, Irradiation, Time, and Decay Time" ORNL-2127 Part 1, 1 & 2
- 3) F. A. BRANDT, et al.: "N. S. Savannah Core II, Irradiation Results" GEAP-3559 (1959)
- 4) D. A. VENIER, J. JACOBSON: "Reactor Design Report for JPDR" GEAP-3767 (1961)
- 5) J. R. STEHN, E. F. CLANCY: "Fission Product Radioactivity and Heat Generation" A/CONF 15/P/1071, (1958)
- 6) *Nucleonics*, 19 (No. 6), (1961)
- 7) "UO₂ Properties and Nuclear Applications; USAEC, p. 91 (1961)
- 8) S. LEVY, J. A. HODDE: "Spray Cooling of a Multirod Fuel Assembly" GEAP-3318 (1961)
- 9) T. W. GIBBS, H. W. WYATT: "Short Time Tensile Properties of Type 316 Stainless Steel at Very High Temperature" ASME Paper 60-WA-11 (1960)
- 10) SCHULTZ: "Control of Nuclear Reactor and Power Plants 2nd Ed." (1961)
- 11) "Reactor Physics Constants" ANL-5800 (1958)
- 12) 日本原子力船研究協会: 原子炉設計資料集 (1960)
- 13) "Meteorology and Atomic Energy" USAEC, AECU-3066 (1955)
- 14) "Radiation Dose from JPDR Accidents" GE Report (1962)
- 15) W. F. ALLEN: Flow of a Flashing Mixture of Water and Steam through Pipes and Valves; ASME Transaction (1951)
- 16) "Enclosure Pressure and Temperature corresponding to Additions and/or Extractions of Water Phases and Heat" GEAP-3515
- 17) "Supplement to a Report to the AEC of the Proposed Argonne Research Reactor (CP-5)" ANL-WHZ-299 (1951)
- 18) "The Reactor Hand Book 2" AECU-3646 p. 382
- 19) 機械工学便覧, p. 11-73 (1951)
- 20) "動力試験炉 (JPDR) の概要とその安全対策" JAERI 6005 (1960)
- 21) N. H. BARTH: "Physics Report for 12,500 kWe Boiling Water Reactor Japan Power Demonstration Reactor Plant" GEAP-3809 (1961)
- 22) 都甲, 黒沢: JPDR の安全評価 (II), 昭38, 原子力学会年会 (1963)
- 23) 都甲: JPDR の安全評価 (III), 昭38, 原子力学会年会 (1963)
- 24) 都甲: JPDR の安全評価 (IV), 昭38, 原子力学会年会 (1963)

Appendix 1 JPDR 概要

まえがき

日本原子力研究所に設置する動力試験炉 (JPDR) は、自然循環直接サイクル沸騰水型原子炉からなる蒸気供給系統、表面復水器をもったタービン発電機およびその補助系統で形成される。

原子炉の熱出力は 45.01 MW、プラントの発電端電気出力は 12.5 MW である。

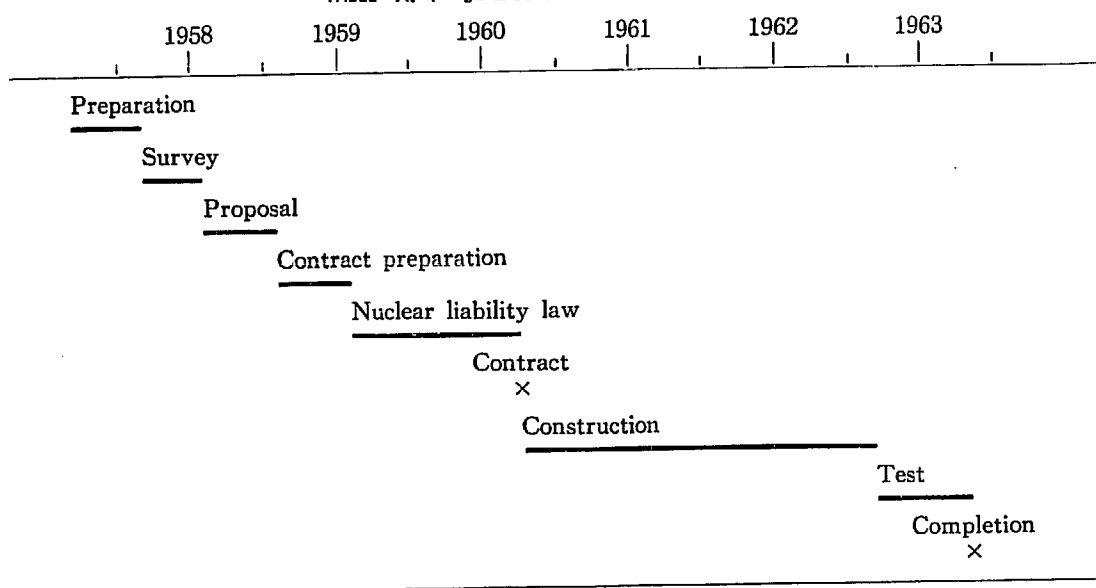
原子炉は圧力容器内にあり、燃料として 2.6% の酸化ウランをペレットの形で使用する。減速材、冷却材および反射材としては軽水が使用される。

JPDR は沸騰水型原子炉固有の負の反応度係数を持っている。さらに、多重センサーおよび後備安全系統を使った “fail safe” な設計がなされているので、きわめて安全である。原子炉および建物の設計には地震に対して十分な考慮が払われている。プラント周辺に対する付随的安全設備として格納容器があり、蒸気供給系統を格納し、系の破壊の際、放射性物質の飛散を防止するようになっている。

総工費は建家を含め約 43 億円であり、別にウラン燃料およびその加工費約 7 億円を必要とする。

現在、東海村で完工に近づいており、昭和 38 年 3 月頃より燃料を挿入し、7 月頃に全出力に到達する見込みである。現在までの建設スケジュールは下記の通りである。

TABLE A. 1 JPDR construction schedule



A.1 JPDR 構造概要

A.1.1 原子炉本体

1) 圧力容器および内容物

原子炉容器は円筒形圧力容器で、冷却材および減速材を収容している。圧力容器および内部装置は、将来強制循環ポンプと配管が追加できるようになったもので、自然循環用としても十分に運転できるように設計されている。

冷却水は下方から炉心にはいり、各燃料棒間の間隙を流上する。蒸気は冷却水の一部が沸騰して生成され、気水混合体は炉心部のチムニーを通過して上方へ流れる。

チムニーの上部では気水分離が起こり、蒸気は上昇し、容器最上部にある蒸気分離装置を通過して蒸気出口ノズルから容器外へ出ていく。

水は炉心外套と圧力容器の壁の間の円環状の間隙を通過して下方へ流れ、ふたたび炉心にはいる。

強制循環の場合には下の炉心支持板の一部が閉ざされ、水は支持板の下にある2本の直径 304.8 mm (12 インチ) のノズルから流入し、支持板の上にある2本の直径 304.8 mm (12 インチ) のノズルから流出するようになる。

圧力容器は内径 2,083 mm であり、母材は 63.5 mm 厚の炭素鋼からなり、内面に厚さ 6.35 mm のステンレス鋼でクラッドをしてある。高さは約 8.3 m である。

2) 内容物

炉心、炉心支持板、炉心外套、上部案内グリッド、チムニーおよび熱しゃへいなどがある。燃料アセンブリーは炉心支持板の上にささえられる。炉心支持板には各燃料アセンブリーの間を適当に離すために、上方に傾斜のついた孔が設けられている。燃料アセンブリーの下端は炉心支持板の孔の傾斜に合うような傾斜が設けられ、水密を保つ。

炉心外套は、上部グリッドおよびチムニーの支持、降水路の内壁および1次熱しゃへいの役をする。外套は炉心支持板に取りつけられている。この外套と円形の炉心支持板の間の4箇所の隙間が自然循環時の流路となる。強制循環時には蓋板でこの隙間をふさぐ。

熱しゃへい板は、外套と圧力容器壁の間に設けられた円筒で、炉心支持板によってささえられている。

上部グリッドは炉心外套によってささえられる。チムニーは、上部グリッドをはさんで外套上端にボルトどめされる。ボルトは上方から取りはずすことができ、必要があれば遠隔操作でチムニーを取りはずすことができる。円環状の給水スパーチャーはチムニー上端のすぐ下の位置に設けられている。また、炉心チムニー上部に後備炉心冷却系の母管が設けられている。

3) 燃料アセンブリー (Fig. A.1.1)

燃料は焼結し、円筒形 (19.0 mm 長さ, 12.5 mm 外径) に成形した低濃縮酸化ウランである。これらの円筒の1組は 0.76 mm 肉厚のジルカロイ-2 管につめられ、端接続子を溶接して約 750 mm の長さの燃料棒セグメントを形つくる。

2本の燃料棒セグメントが「ねじ」を切った端接続子で結合され、1本の1,540 mmの燃料棒を形成する。

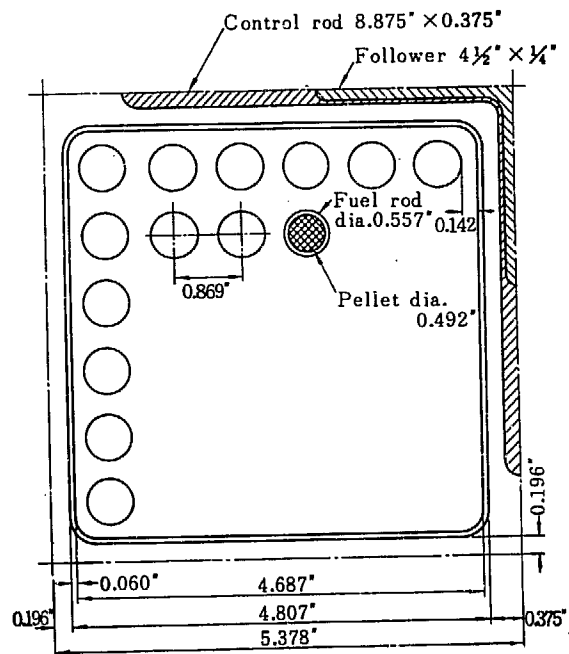
燃料棒は36本がスペーサープレートおよび上下の結合板で所定の関係位置を保って支持され、1本の燃料束を形成する。各燃料束は燃料チャンネルで包まれ、燃料アセンブリを形成する。

個々の燃料棒は合計1,450 mmの燃料物質と約50 mmのジルカロイ製の端接続子を1箇含んでいる。

相隣る2本の燃料棒間隔は22 mm。チャンネルボックスは1辺122 mm(外径)の正方形である。

すべての燃料アセンブリには、アセンブリの最下端に1箇のノズピースがある。燃料束は上端でキャップスクリューによりチャンネルユニットに取りつけられて一体となっている。このような構造であるので、燃料束とチャンネルを簡単に切り離すことができる。

つり上げ用取手は、各燃料束アセンブリの上端についている。



Control rod pitch = 10.756"

Volume ratio = 2.7

Fig. A. 1. 1 Cross-section of JPDR fuel assembly

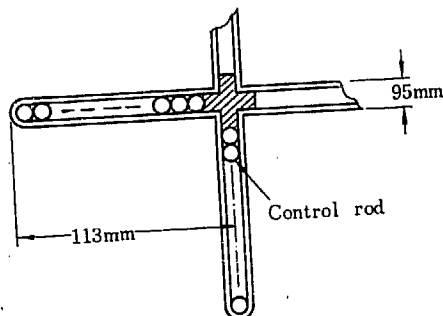


Fig. A. 1. 2 Control rod assembly

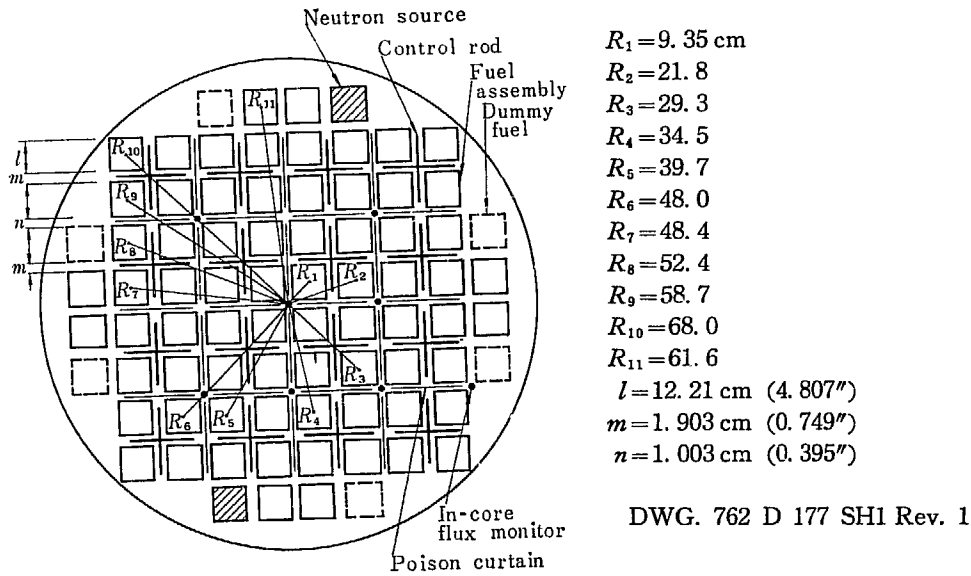


Fig. A. 1. 3 Arrangement of JPDR core

これら支持金具の構造は、燃料束が全体として変化するのはもちろん、個々の燃料棒の変化を十分防止しうるように設計されている。燃料とりかえ操作が事故なしにおこなえるように、取り扱いおよび照射中にゆがまないように、燃料アセンブリーは十分に剛性をもたせてある。

炉心には、制御棒および各種の計装要素を貫通させるために、燃料アセンブリーの配列には適当な空間が残されている。

4) 制御棒

制御棒は直径約 7.5 mm のステンレス鋼の管の中に B_4C およびステンレス鋼球を交互につめ、両端溶接後 swaging をおこない外径約 6 mm、長さ 1,540 mm に仕上げたものである。それを Fig. A. 1. 2 に示すような十字形の制御棒アセンブリーに組立てる。制御棒アセンブリー 16 本を炉心に挿入し、原子炉の制御に使用する。

5) ポイズン・カーテン (Fig. A. 1. 3)

原子炉の運転初期には、上記制御棒アセンブリーの外に 24 枚のボロン鋼ポイズン・カーテンを炉心に挿入し、反応度の抑制に用いる。このポイズン・カーテンは原子炉を運転するに従い適当に取出される。

A. 1. 2 原子炉冷却系統

1) 主冷却系統

原子炉の冷却には高純度の軽水が使用される。自然循環運転中は飽和温度に近い水が原子炉炉心の底部からはいり、燃料棒の周囲を通過して熱を受け取って沸騰を開始する。気水混合体が炉心を離れ、チムニーにはいるまでは水は沸騰を続ける。このチムニーの高さにより、自然循環をおこなうための水頭の大部分が得られる。チムニーを出た蒸気は水面で最初の気水分離がおこなわれる。気水分離した蒸気は原子炉容器からタービンに送り込まれる。脱気のための別置の脱気加熱器はなく脱気は復水器でおこなわれる。復水器ホットウエルを出た復水は、復水ポンプ、復水脱塩器、原

子炉給水ポンプおよび給水加熱器を経て原子炉にもどる。

復水ポンプ、給水ポンプはいずれも全容量2台を備えている。その他、緊急用給水ポンプがあり、主電源喪失の際、補助電源により駆動され、給水を炉内に送り込む。

2) 非常用冷却系統

a) 非常用熱交換器系統

非常用熱交換器系統は原子炉スクラムが起これ、蒸気供給系を隔離したのち、原子炉崩壊熱を除去するために用いられる。

非常用熱交換器は復水を原子炉容器にもどすのに適するように原子炉格納容器内の十分高い場所にある。

熱交換器のシェルとなっている冷却水タンクは、再充てんするまでに約4時間運転できる大きさである。

タンク内における発生蒸気は、ベントを通して格納容器の外側に排出される。原子炉からの蒸気は管内で復水し、ドレンは原子炉にもどされる。

b) 停止時冷却系統

原子炉停止時冷却系統は、炉停止後の原子炉の崩壊熱を除去するように設計されている。蒸気供給系統は最初は炉停止後、手動バイパスバルブで復水器への蒸気流を制御しながら、蒸気の圧力および温度を低下させることにより冷却される。冷却率は系統構成の温度低下率の最大許容量で決定される。

系が約116°Cに到達すると、ポンプで停止時熱交換器へ送られ、崩壊熱を除去する。

系統の容量は原子炉定格出力時の発生熱量の約1%としてある。この熱量は炉停止8時間後に発生する原子炉崩壊熱に対応するものである。

熱交換器およびポンプは低圧力に設計されている。

c) 後備炉心冷却系統

後備炉心冷却系統は、原子炉冷却系統に破損を起こし、炉心が露出した場合にも自動的に作動し、炉心の溶融を防ぐように設計されている。

後備炉心冷却系統は、1次系に大きな破損が生じて冷却水がそう失したのちに炉心が溶融しないように保護する。すなわち、炉心チムニーの上部に母管が取りつけてあって炉水位大幅低下の作動信号が生じたとき、自動的にここから炉心に水をふきつける。スプレー水は非常電源によるモーター駆動ポンプ、またはディーゼルエンジン駆動ポンプのいずれかで非常用水池から汲み上げられる。

A. 1. 3 計測制御系統

1) 計測装置

a) 中性子束計測

JPDR の中性子計測装置には次の2通りがある。

i) 原子炉制御用中性子計測

ii) 炉内中性子束計測

i) 原子炉制御用中性子計測

原子炉の起動から全出力までにわたって中性子束レベルを監視し、原子炉制御系に必要な情報を与えるものである。この計測は、起動領域（全出力の $10^{-11} \sim 10^{-6}$ ）、炉周期領域（ $10^{-6} \sim 10^{-2}$ ）および出力領域（ $10^{-2} \sim$ 全出力）の3つに分けておこなわれる。中性子計測器は、生体遮へいのコンクリート中に置かれている。起動領域には、2チャンネルの比例計数管、原子炉炉周期領域には2チャンネルの γ 線補償電離箱、出力領域には3チャンネルの γ 線補償型電離箱がそれぞれ使用される。

ii) 炉内中性子計測

炉内中性子計測には、小型 fission chamber を使用する。Fission chamber の大きさは $1/4$ " 直径 \times 1" 長さである。JPDR には 16 箇の炉内中性子計測用 fission chamber を使っている。

b) 計装燃料

72 本の燃料アセンブリーのうち1本を改造して、計装燃料としている。

計装燃料は次のような計測器を装備している。

- i) 入口流量測定用コイルおよびタービン
- ii) 出口流量
- iii) 熱電対6本（アルメル、クロメル）

2) 出力制御

JPDR の出力制御は制御棒によりおこなわれる。その方法には手動制御、自動制御の2通りがある。

手動制御は、中央制御室のコンソールにある制御棒選択スイッチで任意の制御棒1本を選択したのち、制御棒駆動スイッチにより手動で制御棒を上下しておこなう。

制御棒は誘動電動機で駆動されている。

自動制御は、16本の制御棒のうち、4本を自動調整して原子炉の圧力を設定値に保持するものである。自動制御可能な範囲は全出力の10%~100%である。

制御方式はPID制御方式である。Fig. A. 1.4 にブロック線図を示す。

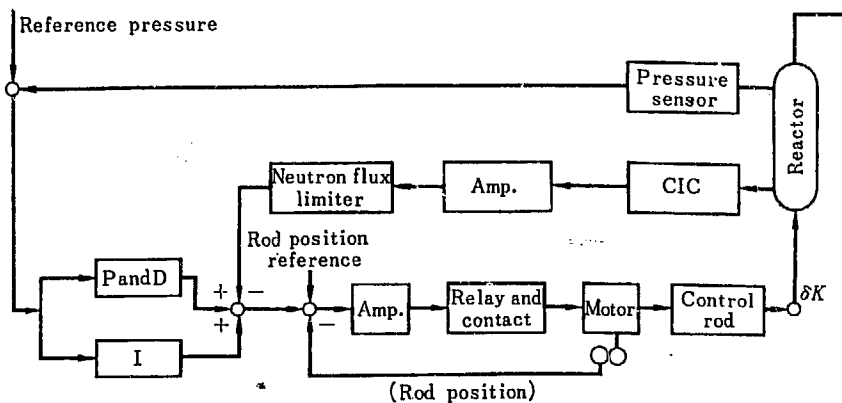


Fig. A. 1.4 Block diagram of JPDR automatic control system

3) 原子炉保護系統

原子炉保護系統の機能は、事故あるいは危険な誤操作の場合に制御棒を挿入し、原子炉を停止したり、アラームを発して運転員に警告する。

a) スクラム

異常時に制御棒を圧縮空気により緊急挿入し、原子炉をスクラムする。

スクラムの条件は次の通りである。

- i) 中性子束上昇 (定格の 125% 以上)
- ii) 原子炉周期 (7 sec 以下)
- iii) 格納容器圧力上昇 (0.14 kg/cm²G 以上)
- iv) 原子炉圧力上昇 (65.5 kg/cm²G 以上)
- v) 原子炉水位低下 (-30.5 cm)
- vi) 制御棒駆動電源喪失
- vii) 主蒸気隔離弁閉 (50% 閉)
- viii) 復水器真空度低下 (20.3 cm Hg abs 以下)
- ix) 格納容器貫通弁閉
- x) 地震 (垂直 0.03~0.1 g, 水平 0.03~0.1 g)
- xi) 補助電源喪失
- xii) 手動スクラム

b) スロースクラム

軽微の異常が発生したときは、16本の制御棒をモーターで一斉に挿入し原子炉を停止する。

スロースクラムの条件は次の通りである。

- i) スクラム用空気圧タンク 16 箇のうち、2 箇圧力低下
- ii) スクラムシリンダー背圧低下
- iii) 制御棒手動挿入
- iv) D. C. ブス電圧低下

4) 液体ポイズン系統

制御棒駆動機構の故障により、制御棒挿入不能の場合でも原子炉を安全に停止できるよう、液体ポイズン系統を備えている。

液体ポイズンとしては五ほう酸ソーダ溶液を使用し、液体ポイズンタンクの中に窒素ガスで加圧され貯えられている。緊急時には弁を開くことにより、液体ポイズンが自動的に炉内に注入され、炉を停止する。

A.1.4 原子炉格納容器

原子炉格納容器中には原子炉と種々の付属装置および使用済み燃料貯蔵池、20 ton 天井回転クレーンなどを設置する。

原子力発電所で事故とか誤動作の場合、格納容器は内部圧力を受けるが、同時に内部温度も上昇する。なお放射性物質による危険を防ぐため、十分な構造強度と気密性を保持しなければならない。

格納容器は全高 38 m, 内径 15.5 m で, 高さ 22.5 m の円筒部分および半球状の頭部と底部からなる鋼板製円筒容器である。地表面から格納容器の頂点までの高さは 23.5 m で, 地表面下の部分は鉄筋コンクリートのケーソン基礎で包まれる。鋼板の板厚は半球状部分が 15~16 mm で, 円筒部分が 29~31 mm である。格納容器の設計荷重に自重, 温度上昇 120°C をともなう 3.65 kg/cm^2 (52 psig) の内圧, 60.0 kg/m^2 の積雪荷重, 内容物の容器におよぼす活荷重 0.07 kg/cm^2 の外圧である。

格納容器の気密性については, 内圧が 3.65 kg/cm^2 のとき 24 時間の漏洩量が格納容器内空気の 0.5% 以下となるよう設計, 施工する。

原子炉格納容器は施工中および施工完了後せっけん泡試験・耐圧試験・漏洩率試験などの空気圧試験をおこない, 構造の適切さを確認するとともに洩れを検出する。せっけん泡試験は低圧でおこなって洩れの場所を検出し, 耐圧試験は設計圧の 125% でおこない, 格納容器が構造的に十分であるかどうかを検査する。また, 漏洩試験は, 漏洩量が予定値以下であるかどうかを検査する。

A. 2 JPDR 設計概要

A. 2.1 設計要目

JPDR の設計要目を次に示す。

1) 一般

熱出力 (MWt)	45.01
発電端出力 (MWe)	12.5
送電端出力 (MWe)	11.7

2) 原子炉設計要目

平均熱中性子束 ($\text{n/cm}^2 \cdot \text{sec}$)	1.42×10^{13}
平均熱束 (定格出力) (kcal/hr/m^2)	226,100
最大熱束 (125% 出力) (kcal/hr/m^2)	1,005,600
最大/平均 熱束	4.55
全伝熱面積 (m^2)	170
平均出力密度 (定格出力) (KW/l)	37.3 (炉心減速材全量に対し)
燃料被覆外表面	
最高温度 (125% 出力) ($^{\circ}\text{C}$)	297
平均温度 (定格出力での平均熱束) ($^{\circ}\text{C}$)	282
UO ₂ ペレット表面	
最高温度 (125% 出力) ($^{\circ}\text{C}$)	
平均温度 (定格出力での平均熱束) ($^{\circ}\text{C}$)	360
UO ₂ ペレット中心	
最高温度 (125% 出力) ($^{\circ}\text{C}$)	1,900
最高温度 (定格出力) ($^{\circ}\text{C}$)	

炉心入口温度 (°C)	271
炉心出口温度 (沸騰温度) (°C)	277
給水温度 (°C)	127
炉心出口における蒸気重量流量比 (%)	5.4
炉心中におけるボイドの割合 (%)	27.0
冷却材流量 (kg/hr)	1.87×10^6
原子炉系統圧力 (kg/cm ² ・G)	61.4
3) 炉 心	
炉心直径 (等価面積の円) (mm)	1.295
炉心高さ (有効長) (mm)	1.441
ペレット	
高 さ (mm)	19.0
直 径 (mm)	12.5
被 覆 管	
材 質	ジルカロイ-2
外 径 (mm)	14.3
厚 み (mm)	0.76
長 さ (mm)	1.540
燃料アセンブリー	
格子ピッチ (mm)	136
断面 (チャンネルボックス外側) (mm × mm)	122.0 × 122.0
重 量 (kg)	約 100
燃料棒 1 本あたりのペレット数	約 78
1 燃料アセンブリーあたりの燃料棒の数	36
4) 燃 料	
U の全重量 (kg)	4,260
UO ₂ の密度 (g/cm ³)	10.41
²³⁵ U の全重量 (初期) (kg)	111
(炉心寿命末期) (kg)	68
UO ₂ の重量/燃料棒 (g)	1,842
5) 核 設 計	
K _∞	
20°C clean no curtain	1.3394
28°C clean with curtain	1.2281
277°C, void 0%, clean	1.2085
277°C, void 27%, clean	1.1809

反応度バランス

原子炉停止余裕	0.04
Cold to hot	0.028
Void 効果	0.057
ポイズン (平衡 Xe, Sm)	0.035
運転余裕	0.023
合計	0.183

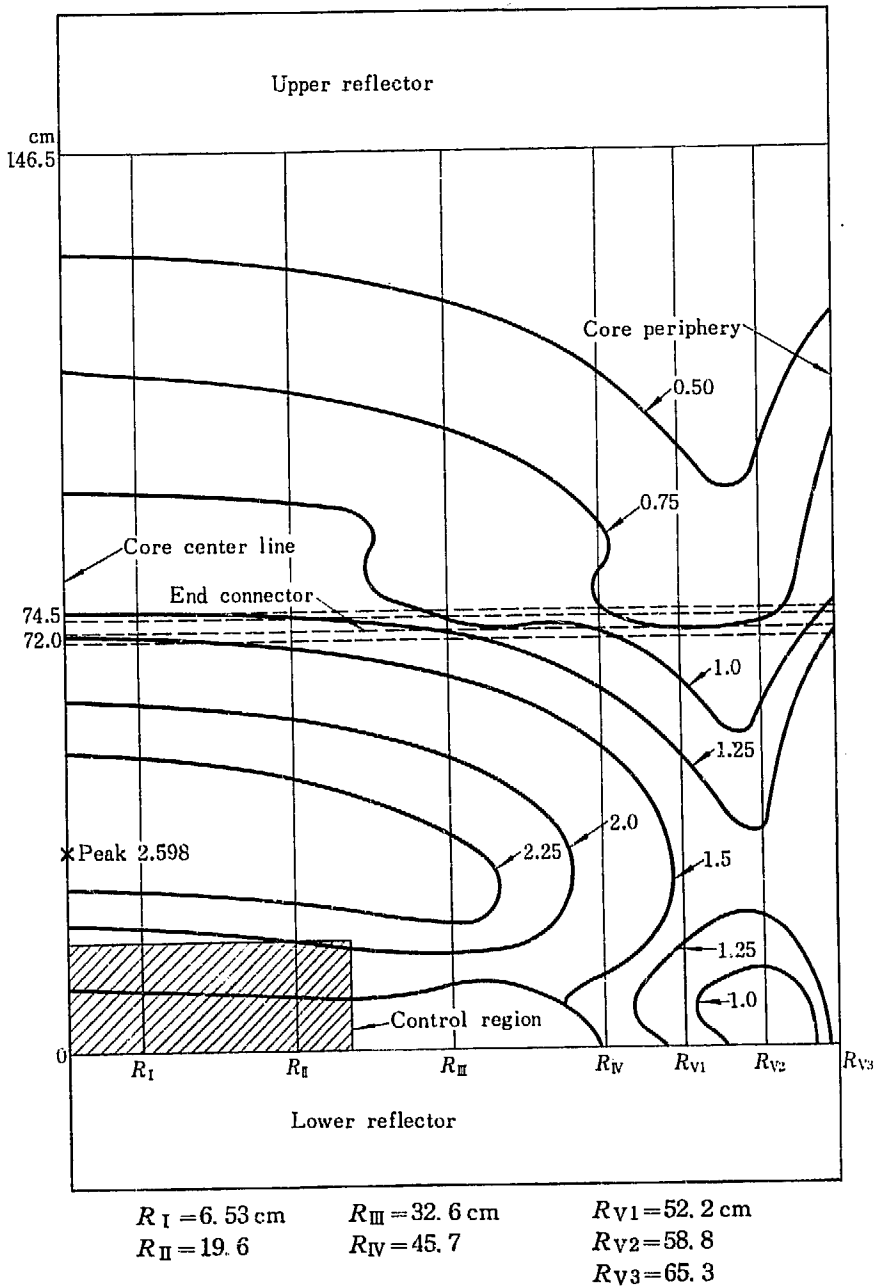
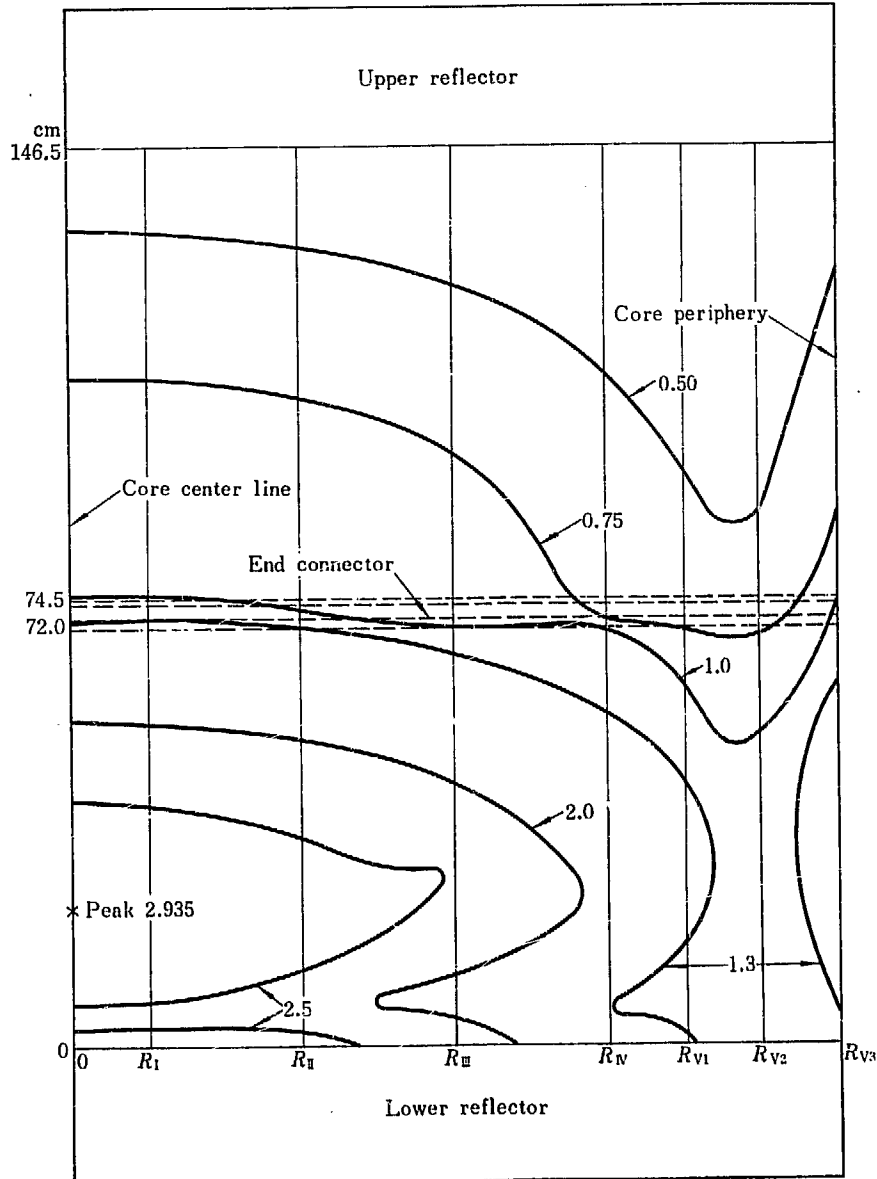


Fig. A. 1.5 JPDR R-Z power distribution
(with void, control 0.6% ΔK, power 45.01 MWt)

A. 2. 2 核 設 計

設計要目は A. 2. 1 に示してある. 定常運転状態における熱中性子束分布は Fig. A. 1. 5 および Fig. A. 1. 6 に示す通りである. 初期ウラン濃縮度は 2.6% で cold, clean における K_{eff} は 1.29, ポイズン・カーテン挿入時に 1.18 である. つまり, ポイズン・カーテンに約 11% の ΔK を吸収させておく.



$R_I = 6.53$ cm	$R_{V1} = 52.2$ cm
$R_{II} = 19.6$	$R_{V2} = 58.8$
$R_{III} = 32.6$	$R_{V3} = 65.3$
$R_{IV} = 45.7$	

Fig. A. 1. 6 JPDR R-Z power distribution (with void, no control, power 45.01 MWt)

原子炉を運転するにつれ、反応度は Fig. A. 1.7 のように変化する。1～2間は ^{239}Pu の蓄積が効いて、反応度は一時上昇する。しかし、やがて ^{235}U の損耗により反応度は減少し、約 330 日（全出力）運転後、5 の点で反応度が 1.00 になり、定格出力運転が継続できなくなる。

その時点でポイズン・カーテンの半分を炉外にとり出すと反応度は 6 の点まで上がり、ふたたび運転を続けることが可能となる。8 の点で残りの $\frac{1}{2}$ のポイズン・カーテンをとり出し、10 の点で $\frac{1}{6}$ の燃料アセンブリを取り出し新燃料と交換する。このように複雑な運転様式を採用するのは、初期燃料の平均燃焼度を上げるため（9,400 MWd/ton 目標）である。

A. 2.3 熱設計

軽水炉の炉心熱設計は、通常次の 3 点で制限される。

- 燃料中心温度が UO_2 の融点を越えないこと。
- 燃料被覆材の温度が、機械強度が急速に低下する温度に達しないこと。
- 燃料棒の焼き切れを生じないこと。

1) 燃料棒中心温度

JPDR では、F. P. ガスの放出を抑えるため、 UO_2 中心温度を 125% 出力時においても再結晶温度（1,900°C）以下に抑えている。

この点、かなり conservative な設計である。（ UO_2 の融点は 2,750°C）

2) 燃料被覆材最高温度

通常、運転時のジルカロイ-2 被覆の最高温度は、350°C であり、問題にならない。

3) 燃料棒焼き切れ安全係数 (Burn-out safety factor)

JPDR では burn-out safety factor が最低 1.7 以上になるように熱束を設計している。

A. 2.4 安全設計

原子炉停止系統および原子炉冷却系統はいずれも 2 重 3 重に設計されており、さらに、万一の重大事故時に備えて原子炉格納容器を備えている。

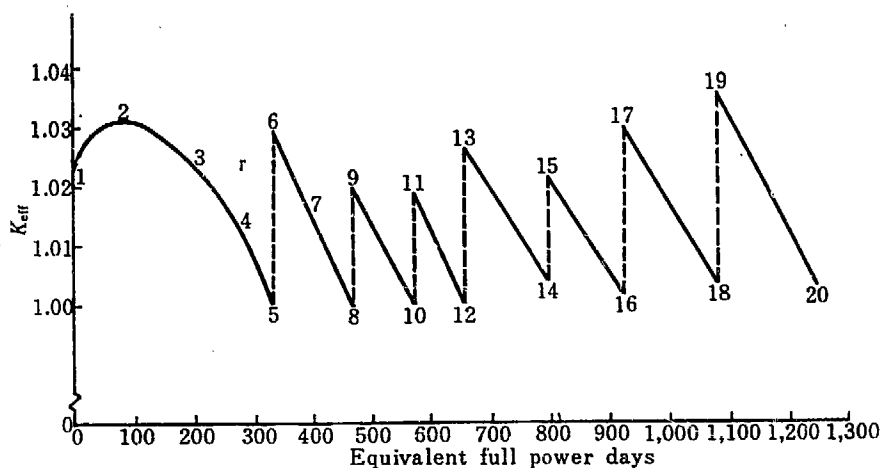


Fig. A. 1.7 K_{eff} vs time
(without control rod)

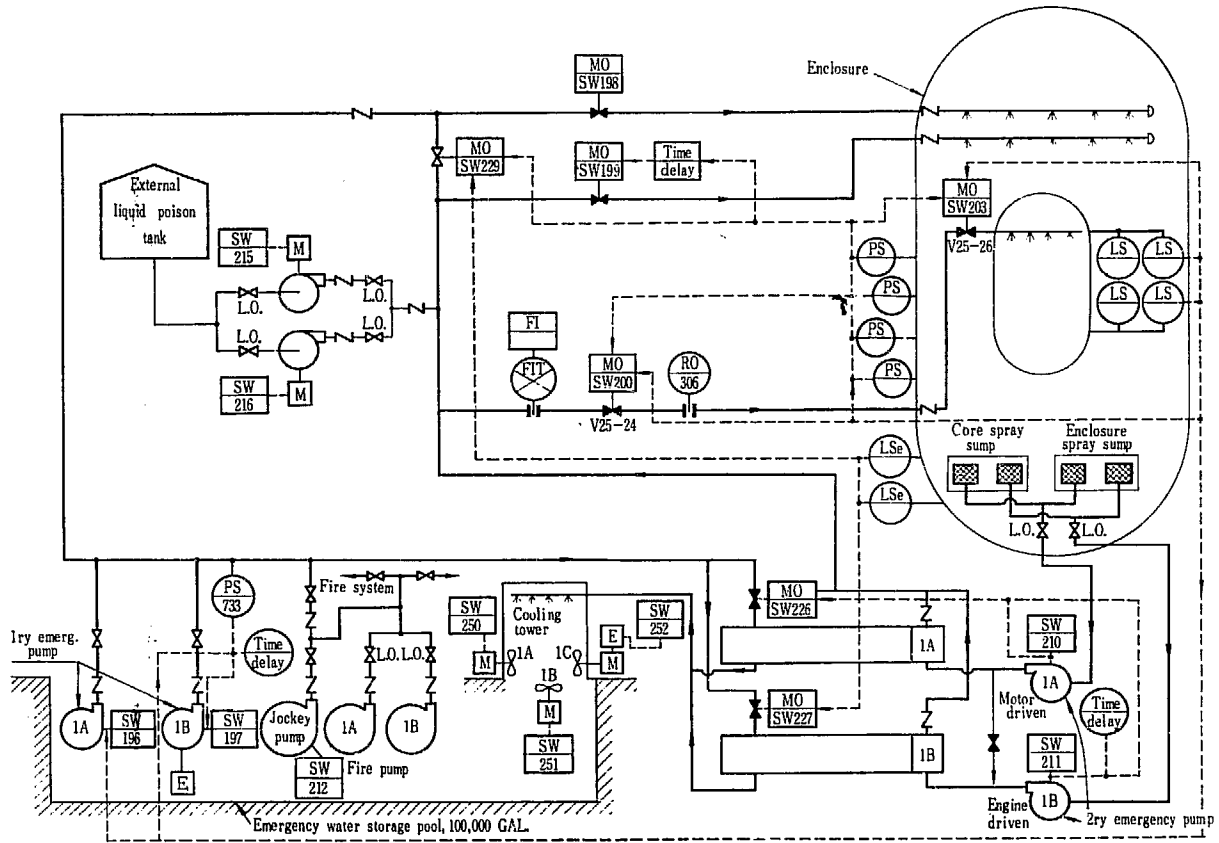


Fig.A. 1.8 Emergency cooling system of JPDR

原子炉の重大事故時に作動する後備冷却系統（炉心スプレー系統および格納容器スプレー系統）の配管図を Fig. A. 1.8 に示す。

炉内水位低下信号 LS, または格納容器内圧上昇信号 PS がはいると, SW 200 および SW 203 が開かれ core spray が開始される。一方, 格納容器内圧上昇信号 PS がはいてから 15 min の時間おくれで, SW 199 が開かれ enclosure spray が始動する。格納容器の底部の水位が上昇してくると LSe により, 格納容器底部に留った水が事故後熱交換器で冷却され, core spray 系, enclosure spray 系に再循環されるようになる。

Appendix 2

Core spray が作動しない場合の F. P. 放出量経時変化の計算

JPDR の 1 次冷却水配管破損事故時に、core spray 系統が作動することを考慮するのが JPDR の最大想定事故 (MCA) であり、その場合の F. P. 放出量については本文で詳細な検討をおこなった。

ここでは、1 次冷却水配管破損事故時に制御棒スクラムがおこなわれず、しかも、core spray も作動しないという極端な仮定に基く仮想事故の場合における F. P. 放出量の経時変化につき検討する。

1 炉内に蓄積された F. P. の放出過程

1) 2.12.7 で検討したように、燃料が露出すると被覆温度は急激に上昇し、やがて崩壊熱による温度上昇の割合で緩かに上昇を続ける。

そのため、やがてセグメント・プレナムに蓄積されている F. P. ガスによる内圧のために、 f_{sm} の大きいセグメントの被覆から逐次破損する。

セグメント被覆が破損すると、セグメント・プレナムに留っている F. P. ガスは瞬時に放出される。この過程による F. P. の放出が第 1 に生ずる。

2) 次の過程は UO_2 の温度上昇に伴ない、 UO_2 格子中に留っていた F. P. ガスが放出される。 UO_2 の温度が高いほど UO_2 外に放出される F. P. ガス量は多くなるので、この過程による F. P. ガスの放出は連続的に起こり、 UO_2 が溶融をはじめるまでに、すべての F. P. ガスが放出されるであろう。

3) 第 3 の過程は UO_2 の溶融に伴う固体状 F. P. の放出である。

以下、これらの F. P. 放出量の経時変化を計算する。

2 被覆破損による F. P. ガス放出量の経時変化

Fig. 2.12.36 より T_c の経時変化は、初期の急激な変化の後 20 sec 位以降は崩壊熱による温度上昇の割合で上昇するようになる。20 sec 以後になると、 T_u 、 T_c はほぼ等しくなるので、温度上昇 ΔT は次式で与えられる。

$$(C_u + C_c) \cdot \Delta T = \int_{13}^{t'} f_{sm} q_1'(t) dt^* \dots\dots\dots (A. 2. 1)$$

(2.8.2) 式を (A. 2.1) に代入すると、

$$(C_u + C_c) \cdot \Delta T = f_{sm} \left[\int_{13}^{100} (2.54 - 0.743 t^{1/6}) dt + \int_{100}^{t'} 0.945 \left(\frac{t}{100} \right)^{-0.284} \cdot dt \right]$$

$$1.165 \cdot \Delta T = f_{sm} (4.88 t^{0.716} - 45) \dots\dots\dots (A. 2. 2)$$

$$\therefore t' = \left(0.239 \cdot \frac{\Delta T}{f_{sm}} + 9.22 \right)^{1.40}$$

$$t = \left(0.239 \cdot \frac{\Delta T}{f_{sm}} + 9.22 \right)^{1.40} + 20 \dots\dots\dots (A. 2. 3)$$

* MCA 後 20 sec は、 $K_{eff} < 1.0$ になり始めてから 13 sec に相当 (Fig. 2.8.3 より)。

(A. 2. 3) 式より, 各セグメント peaking factor に対し, 被覆破損時間を求めたのが, TABLE A. 2. 1 である. それを図示したのが Fig. A. 2. 1 である.

F. P. ガス放出量の計算をしたのが TABLE A. 2. 2 であり, その結果を整理したのが TABLE A. 2. 3 である. TABLE A. 2. 3 を図示したのが Fig. A. 2. 3 である.

3 UO₂ 温度上昇による UO₂ 中残存 F. P. ガス放出量の経時変化

1) MCA 後 20 sec 位経過すると, UO₂ 中の温度はかなり平坦になり, もし燃料セグメントが露出した以降, 完全に熱絶縁の状態にあるとし, 軸方向伝熱を無視すると, UO₂ 内の同一水平面上温度は一定となり, また $\bar{T}_U = \bar{T}_c$ となる.

TABLE A. 2. 1 Calculation of clad rupture time

f_{sm}	Clad rupture temperature	T_c at $t=13$ sec ^{*2)}	ΔT ^{*3)}	t ^{*4)}
	°C ^{*1)}	°C	°C	sec
3.47	915	925		16
3.00	950	845	105	76
2.50	1,000	745	255	160
2.00	1,030	620	410	320
1.50	1,040	530*	510	570
1.00	1,050	435	615	1,200
0.75	1,050	380*	670	1,930
0.56	1,055	340*	715	3,200

*1) cf. Fig. 2. 12. 21

*2) cf. Fig. 2. 12. 32 * Extrapolated or interpolated value

*3) $\Delta T = (\text{Clad rupture temperature}) - (T_c \text{ at } t=13 \text{ sec})$

*4) cf. Eq. (A. 2. 3)

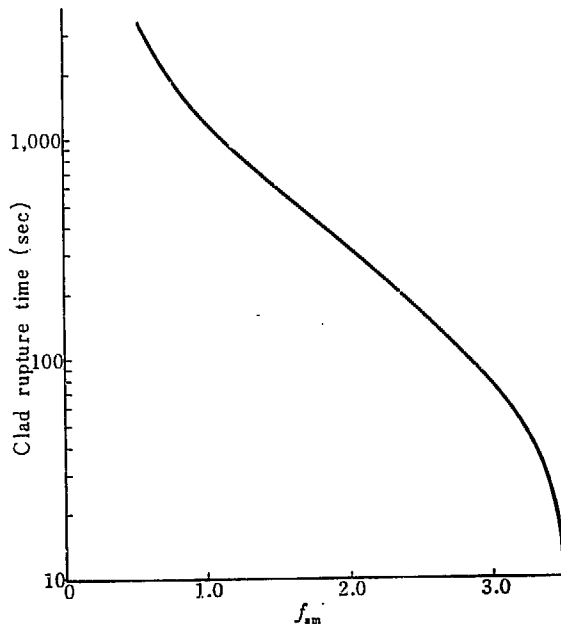


Fig.A. 2. 1 Clad rupture time

TABLE A. 2. 2 F. P. gas release vs. time*¹⁾

Fuel bundle No.	%	Segment No.	f_{sm}	Core %	ψ_s	κ	F. P. gas in plenum %	Release time ^{*2)} sec
B ₁	2.78%	B ₁₄	3.47	0.23%	2.77	34%	0.21%	16
		B ₁₃	3.17	0.85	2.53	26	0.56	56
		B ₁₂	2.83	0.465	2.26	20	0.21	100
		B ₁₁	2.55	1.24	2.03	17	0.43	150
B ₂	5.55	B ₂₄	3.23	0.42	2.63	27	0.30	46
		B ₂₃	2.94	1.54	2.39	22	0.81	80
		B ₂₂	2.63	0.845	2.14	18	0.33	135
		B ₂₁	2.37	2.25	1.93	15	0.65	200
B ₃	2.78	B ₃₄	3.10	0.23	2.48	24	0.14	61
		B ₃₃	2.83	0.85	2.26	20	0.39	100
		B ₃₂	2.53	0.465	2.02	16	0.15	160
		B ₃₁	2.27	1.24	1.82	14	0.32	230
B ₄	5.55	B ₄₄	2.95	0.42	2.33	22	0.22	82
		B ₄₃	2.69	1.54	2.13	18	0.59	120
		B ₄₂	2.40	0.845	1.90	15	0.24	190
		B ₄₁	2.17	2.25	1.71	13	0.50	260
B ₅	5.55	B ₅₄	2.59	0.42	2.15	17	0.15	145
		B ₅₃	2.36	1.54	1.95	15	0.45	200
		B ₅₂	2.11	0.845	1.75	12	0.18	280
		B ₅₁	1.90	2.25	1.57	10	0.35	330
B ₆	8.35	B ₆₄	2.01	0.693	1.68	11	0.13	310
		B ₆₃	1.83	2.55	1.54	10	0.39	390
		B ₆₂	1.64	1.39	1.37	10	0.19	490
		B ₆₁	1.47	3.72	1.24	10	0.46	610
B ₇	5.55	B ₇₄	1.74	0.42	1.44	10	0.06	430
		B ₇₃	1.58	1.54	1.31	10	0.20	530
		B ₇₂	1.41	0.845	1.17	10	0.10	670
		B ₇₁	1.27	2.25	1.05	10	0.24	830
B ₈	5.55	B ₈₄	1.47	0.42	1.36	10	0.06	610
		B ₈₃	1.34	1.54	1.24	10	0.19	720
		B ₈₂	1.20	0.845	1.11	10	0.09	880
		B ₈₁	1.08	2.25	1.00	10	0.23	1,060
B ₉	8.35	B ₉₄	1.74	0.693	1.67	10	0.12	430
		B ₉₃	1.58	2.55	1.53	10	0.39	530
		B ₉₂	1.41	1.39	1.36	10	0.19	670
		B ₉₁	1.27	3.72	1.23	10	0.46	830

(Continued on next page)

Fuel bundle No.	%	Segment No.	f_{sm}	Core %	ϕ_s	κ	F. P. gas in plenum	Release time ^{*2)}
A ₁	2.78	A ₁₄	1.33	0.23	0.93	10	0.02	720
		A ₁₃	1.21	0.85	0.85	10	0.07	880
		A ₁₂	1.08	0.465	0.76	10	0.04	1,060
		A ₁₁	0.98	1.24	0.68	10	0.08	1,230
A ₂	5.55	A ₂₄	1.29	0.42	0.91	10	0.04	770
		A ₂₃	1.18	1.54	0.83	10	0.13	900
		A ₂₂	1.05	0.845	0.74	10	0.06	1,100
		A ₂₁	0.95	2.25	0.66	10	0.15	1,300
A ₃	2.78	A ₃₄	1.27	0.23	0.89	10	0.02	830
		A ₃₃	1.15	0.85	0.81	10	0.07	950
		A ₃₂	1.03	0.465	0.72	10	0.03	1,150
		A ₃₁	0.93	1.24	0.65	10	0.08	1,350
A ₄	5.55	A ₄₄	1.20	0.42	0.86	10	0.04	880
		A ₄₃	1.10	1.54	0.78	10	0.12	1,020
		A ₄₂	0.98	0.845	0.70	10	0.06	1,230
		A ₄₁	0.88	2.25	0.63	10	0.14	1,480
A ₅	5.55	A ₅₄	1.06	0.42	0.82	10	0.03	1,080
		A ₅₃	0.97	1.54	0.75	10	0.12	1,280
		A ₅₂	0.87	0.845	0.67	10	0.06	1,520
		A ₅₁	0.78	2.25	0.60	10	0.14	1,800
A ₆	8.35	A ₆₄	0.86	0.693	0.67	10	0.05	1,520
		A ₆₃	0.78	2.55	0.61	10	0.16	1,800
		A ₆₂	0.70	1.39	0.55	10	0.08	2,160
		A ₆₁	0.63	3.72	0.49	10	0.18	2,550
A ₇	5.55	A ₇₄	0.76	0.42	0.58	10	0.02	1,900
		A ₇₃	0.69	1.54	0.53	10	0.08	2,200
		A ₇₂	0.62	0.845	0.47	10	0.04	2,650
		A ₇₁	0.56	2.25	0.42	10	0.09	3,200
A ₈	5.55	A ₈₄	0.76	0.42	0.50	10	0.02	1,800
		A ₈₃	0.69	1.54	0.45	10	0.07	2,170
		A ₈₂	0.62	0.845	0.40	10	0.03	2,620
		A ₈₁	0.56	2.25	0.36	10	0.08	3,200
A ₉	8.35	A ₉₄	1.07	0.693	0.72	10	0.05	1,070
		A ₉₃	0.97	2.55	0.66	10	0.17	1,340
		A ₉₂	0.87	1.39	0.59	10	0.08	1,500
		A ₉₁	0.78	3.72	0.53	10	0.20	1,800

Total 12.54 %

*1) cf. TABLE 2.11.2

*2) cf. Fig. A.2.1

TABLE A. 2. 3 F. P. gas release vs. time

t	F. P. release	Cumulative release
16 sec	0. 21%	0. 21%
17 ~ 60	0. 86	1. 07
61 ~ 120	1. 33	2. 40
121 ~ 250	2. 72	5. 12
251 ~ 500	1. 92	7. 04
501 ~ 1, 000	2. 77	9. 81
1, 001 ~ 2, 000	2. 09	11. 90
2, 001 ~ 3, 200	0. 64	12. 54

TABLE A. 2. 4 Calculation of time when \bar{T}_U reaches 1, 800°C, 2, 000°C and 2, 750°C

f_s	T_U at $t=13$ sec ^{*1)}	ΔT_1	t^{1800} ^{*2)}	ΔT_2	t^{2000} ^{*2)}	ΔT_3	t^{2750} ^{*2)}
	°C	°C	sec	°C	sec	°C	sec
3. 47	950	850	385	1, 050	492	1, 800	970
3. 00	850	950	520	1, 150	660	1, 900	1, 180
2. 50	750	1, 050	740	1, 250	930	2, 000	1, 700
2. 00	630	1, 170	1, 120	1, 370	1, 400	2, 120	2, 440
1. 50	540*	1, 260	1, 800	1, 460	2, 200	2, 210	3, 820
1. 00	440	1, 360	3, 180	1, 560	4, 140	2, 310	7, 070
0. 75	380*	1, 420	5, 380	1, 620	6, 450	2, 370	10, 800
0. 50	300*	1, 500	10, 100	1, 700	12, 000	2, 450	19, 100
0. 25	200*	1, 600	29, 000	1, 800	34, 000	2, 550	55, 500
0. 15	150*	1, 650	61, 700	1, 850	71, 800	2, 600	116, 000

*¹⁾ cf. Fig. A. 3. 46 ~ Fig. A. 3. 50 * Extrapolated or interpolated value*²⁾ cf. Eq. (A. 2. 3)TABLE A. 2. 5 F. P. stored in UO₂

f_s	f_s ^{*1)}	Solid F. P. ^{*2)}	Cumulative %	F. P. gas ^{*3)}	Cumulative %
	%	%	%	%	%
2. 935 ~ 2. 51	2. 9	7. 9	7. 9	6. 0	6. 0
2. 50 ~ 2. 01	8. 0	18. 0	25. 9	15. 2	21. 2
2. 00 ~ 1. 31	12. 4	20. 5	46. 4	18. 5	39. 7
1. 30 ~ 1. 01	19. 7	22. 7	69. 1	20. 4	60. 1
1. 00 ~ 0. 76	11. 4	10. 0	79. 1	9. 0	69. 1
0. 75 ~ 0. 51	20. 8	13. 0	92. 1	11. 7	80. 8
0. 50 ~ 0. 21	20. 9	7. 3	99. 4	6. 6	87. 4
0. 20 ~ 0. 10	4. 0	0. 6	100. 0	0. 54	87. 9 ^{*4)}

*¹⁾ Obtained by volume integral of Fig. A. 1. 6*²⁾ *1) $\times f_s$ *³⁾ *2) $\times (1 - \kappa)$, κ is given in Fig. 2. 6. 4*⁴⁾ Remaining 12. 1 % is stored in segment plenum.

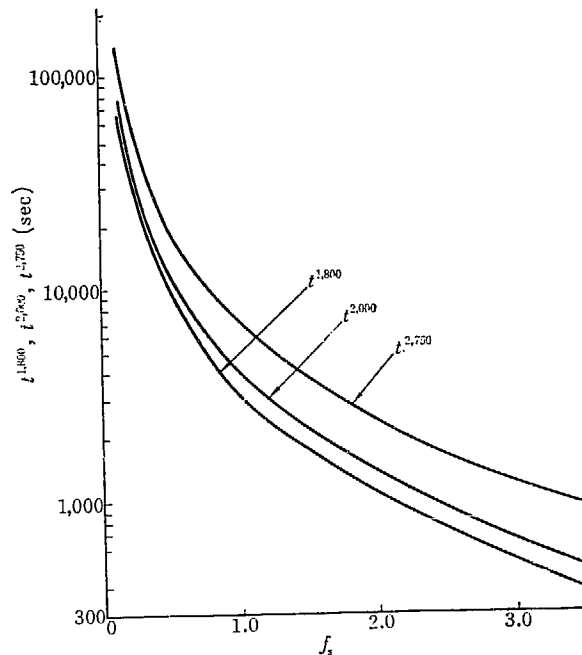


Fig. A. 2. 2 Time when T_U reaches 1,800°C, 2,000°C and 2,750°C

UO_2 中残存 F. P. ガスの放出割合は, Fig. 2. 3. 3, Fig. 2. 6. 3 の2つのグラフから推定できる。 \bar{T}_U が 1,800°C に達したら, 残存量の 50% が放出され, 2,000°C に達したら全部が放出されると仮定する。

\bar{T}_U は \bar{T}_0 と等しいので, \bar{T}_U の温度上昇は (A. 2. 3) 式で求められる。

\bar{T}_U が 1,800°C, 2,000°C および 2,750°C に達する時間を計算したのが TABLE A. 2. 4 である。それをグラフに示したのが Fig. A. 2. 2 である。

2) UO_2 中の F. P. 量の計算

Fig. A. 1. 6 より全炉心中の f_s 百分率を求め, さらに, 固体状 F. P. およびガス状 F. P. の UO_2 中存在量を計算したのが TABLE A. 2. 5 である。

3) F. P. 放出量経時変化

UO_2 温度上昇による F. P. 放出量の経時変化を TABLE A. 2. 6 に示す。

これを図示したのが Fig. A. 2. 3 である。

TABLE A. 2. 6 Summary of F. P. release vs. time*¹¹

F. P. gas* ²¹		Solid F. P.	
Time	Cumulative release	Time	Cumulative release
sec	%	sec	%
620	3.0	1,430	7.9
800	6.0	2,000	25.9
890	13.6	3,300	46.4
1,140	21.2	5,600	69.1
1,500	30.5	8,500	79.1
1,930	39.7	14,000	92.1
2,550	49.9	33,000	99.4
3,300	60.1	111,000	100.0
3,900	64.6		
5,100	69.1		
8,500	80.8		
18,000	87.4		
71,800	87.9		

*¹¹ cf. TABLE A. 2. 5 and Fig. A. 2. 2

*²¹ Total release of F. P. gas is sum of TABLE A. 2. 3 and TABLE A. 2. 6

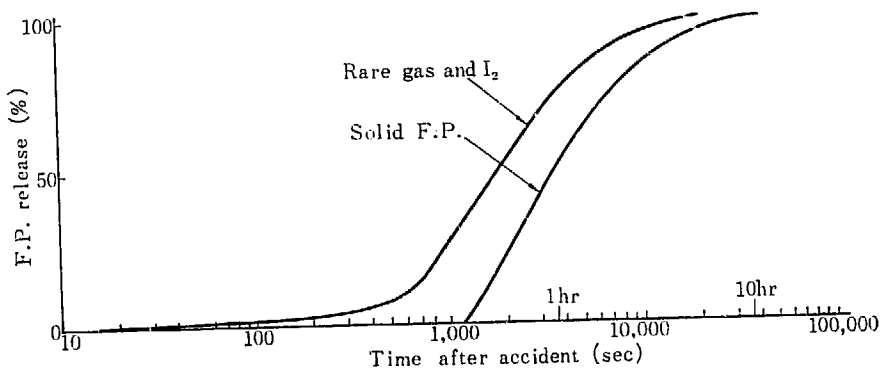


Fig. A. 2. 3 F. P. release vs. time

Appendix 3 燃料セグメント温度の過渡変化の計算

燃料セグメント温度の transient をアナコンにより計算した。使用したアナコンは日本原子力研究所の PACE Analog Computer である。

1. 基礎方程式

(2. 12. 41), (2. 12. 42), (2. 12. 51), (2. 12. 52), (2. 12. 55) および (2. 12. 56) 式より

$$Dx + b(x - y) - f_s \cdot f_1'(t) = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 1)$$

$$Dy - b'(x - y) + E(y) = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 2)$$

ただし, $D = \frac{d}{dt}$

$$b = \frac{17.3 \text{ kU}}{C_U} = \frac{(17.3)(0.00675)}{0.995} = 0.1175$$

$$b' = \frac{17.3 \text{ kU}}{C_C} = \frac{(17.3)(0.00675)}{0.170} = 0.688$$

$$f_1'(t) = \frac{Q_1'(t)}{C_U} = \frac{1}{0.995} \cdot [\phi_1'(t) + q_1'(t)] \dots\dots\dots (A. 3. 2 a)$$

$E(y)$:

$0 \leq t < t_1$ ($K_{eff} < 1.0$ になり始めてから燃料が露出するまで)

$$E(y) = \frac{2\pi ch_{cw}}{C_c} = 3.55 \quad (\text{for } h_{cw0} = 0.136 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm}^2 \cdot ^\circ\text{C})$$

$t_1 \leq t < t_{cs}$ (燃料が露出してから core spray 始動まで)

$$E(y) = 0$$

$t \geq t_{cs}$ (core spray 始動後)

$$E(y) = e'(0.159y + 9.00)$$

e' : spray 流量率 F_s により変わる定数. (2. 12. 57) 式より求める.

2. 計算方程式

$$x' = x - 400 \dots\dots\dots (A. 3. 3)$$

と置き (A. 3. 1), (A. 3. 2) 式に入れると,

$$Dx' + b(x' + 400 - y) - f_s \cdot f_1'(t) = 0$$

$$Dy - b'(x' + 400 - y) + E(y) = 0$$

$$\therefore Dx' + 0.1175(x' - y) + \{47.0 - f_s \cdot f_1'(t)\} = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 4)$$

$$Dy - 0.688(x' - y) - 275.2 + E(y) = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 5)$$

$$X = \frac{x'}{10} = \frac{x - 400}{10}, \quad Y = \frac{y}{10} \dots\dots\dots (A. 3. 6)$$

とおくと,

$$DX + 0.1175(X - Y) + \left\{4.70 - \frac{f_s}{10} \cdot f_1'(t)\right\} = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 7)$$

$$DY - 0.688(X - Y) - 27.52 + E'(y) = 0 \dots\dots\dots (A. 3. 8)$$

ただし, $E'(y)$:

$$\begin{cases} 0 \leq t < t_1 & E'(y) = e(Y - 27.7) \\ t_1 \leq t < t_{cs} & E'(y) = 0 \\ t > t_{cs} & E'(y) = e'(0.159Y + 0.90) \end{cases}$$

初期条件 $X_0 = \left(\frac{x_0 - 400}{10}\right)$, $Y_0 = \frac{y_0}{10}$ (A. 3. 9)

以上を block 線図に示したのが Fig. A. 3. 1 である。

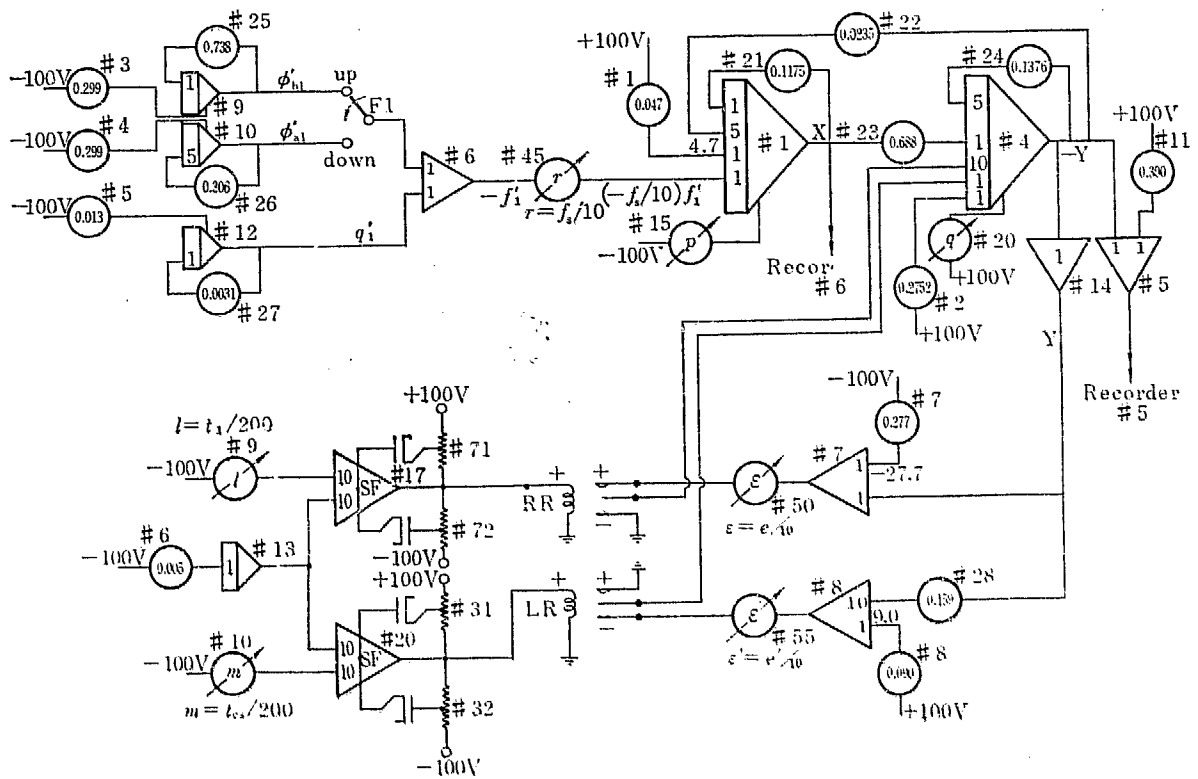


Fig. A. 3. 1 Block diagram

3 $f'_1(t)$ の exponential 近似

2. 8 の Case 1, Case 2 (制御棒によりスクラムする場合) を $Q'_{a1}(t)$, Case 3 (制御棒によりスクラムしない場合) を $Q'_{b1}(t)$ とすると

$$f'_{a1}(t) \equiv \frac{Q'_{a1}(t)}{0.995} = \frac{1}{0.995} [\phi'_{a1}(t) + q'_1(t)] \dots \dots \dots (A. 3. 10)$$

$$f'_{b1}(t) \equiv \frac{Q'_{b1}(t)}{0.995} = \frac{1}{0.995} [\phi'_{b1}(t) + q'_1(t)] \dots \dots \dots (A. 3. 11)$$

いま, 演算時間は 0~120 sec を考えるので, その範囲で $[\phi'_{a1}(t) + q'_1(t)]$ および $[\phi'_{b1}(t) + q'_1(t)]$

を exponential 近似すると、次のようになる.*

$$Q'_{a1}(t) = \phi'_{a1}(t) + q_1'(t) \simeq 29.7 e^{-1.53t} + 1.30 e^{-0.0031t} \dots\dots\dots (A. 3. 12)$$

$$Q'_{b1}(t) = \phi'_{b1}(t) + q_1'(t) \simeq 29.7 e^{-0.738t} + 1.30 e^{-0.0031t} \dots\dots\dots (A. 3. 13)$$

$$\therefore f'_{a1}(t) = 29.9 e^{-1.53t} + 1.31 e^{-0.0031t} \dots\dots\dots (A. 3. 14)$$

$$f'_{b1}(t) = 29.9 e^{-0.738t} + 1.31 e^{-0.0031t} \dots\dots\dots (A. 3. 15)$$

$Z = ae^{-bt}$ は $\frac{dZ}{dt} + bZ = 0$ を満足し、Fig. A. 3. 2 のような回路で表わせる。

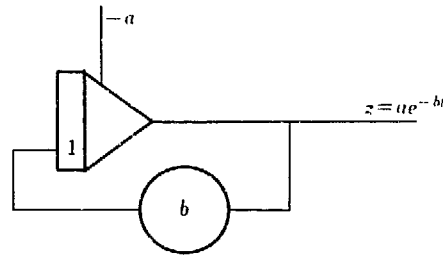


Fig. A. 3. 2 $Z = ae^{-bt}$

TABLE A. 3. 1 List of pot. #

# 1	+0.047	# 9	$-l$	# 24	0.1376
# 2	+0.2752	# 10	$-m$	# 25	0.738
# 3	-0.299	# 11	+0.300	# 26	0.306
# 4	-0.299	# 15	$-p$	# 27	0.0031
# 5	-0.013	# 20	$+q$	# 28	0.159
# 6	-0.005	# 21	0.1175	r	
# 7	-0.277	# 22	0.0235	s	
# 8	+0.009	# 23	0.688	s'	

* 0~120 sec の間で積分すると (2. 8. 2), (2. 8. 19), (2. 8. 20) 式より

$$\int_0^{120} Q'_{a1}(t) dt = \int_0^{120} \phi'_{a1}(t) dt + \int_0^{120} q_1'(t) dt = 13.4 + 136 = 149 \text{ cal/cm}$$

$$\int_0^{120} Q'_{b1}(t) dt = 34.2 + 136 = 170 \text{ cal/cm}$$

(A. 3. 12), (A. 3. 13) 式は

$$\int_0^{120} Q'_{a1}(t) dt = 149$$

$$\int_0^{120} Q'_{b1}(t) dt = 170$$

になるように近似した。

よって、(A. 3.12), (A. 3.13) 式は Fig. A. 3.1 の左上のようなブロック線図で表わすことができる。

4. Pot 一覧表 (TABLE A. 3. 1)

5. Run No. 一覧表 (TABLE A. 3. 2)

6. 計算結果

計算結果のおもなものを Fig. A. 3. 3 ~ Fig. A. 3. 50 に示す

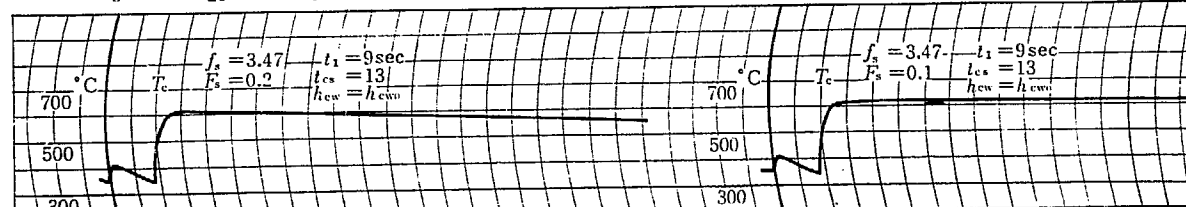
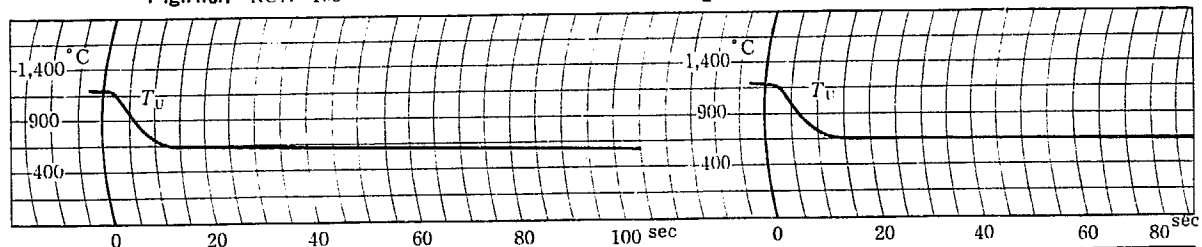
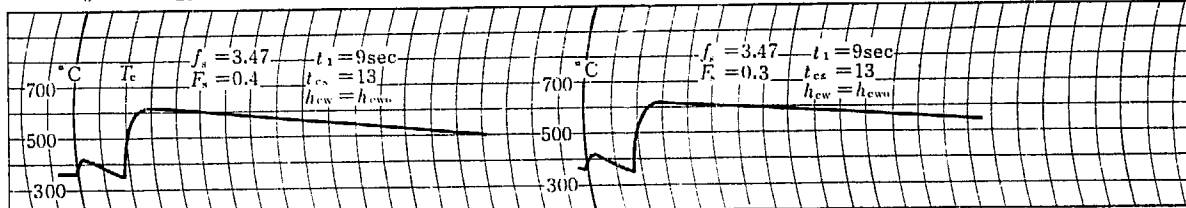
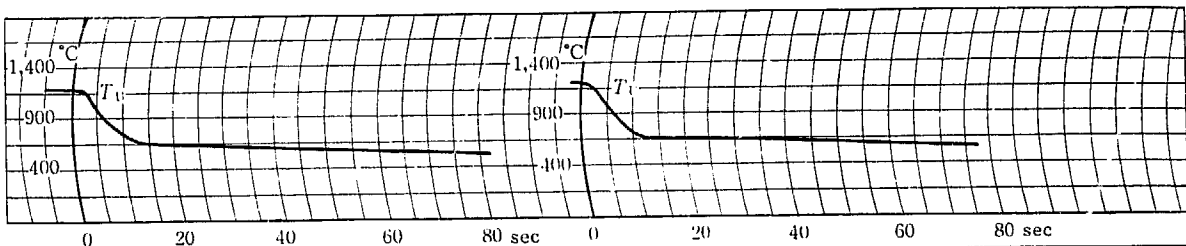
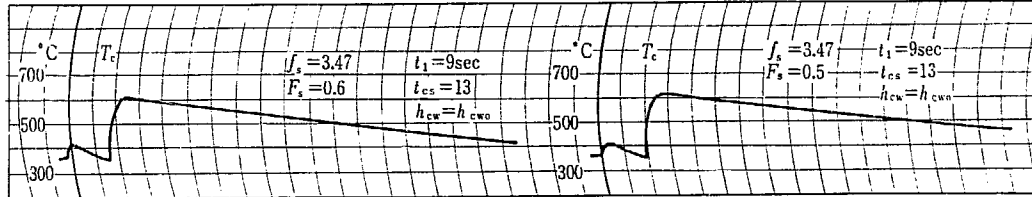
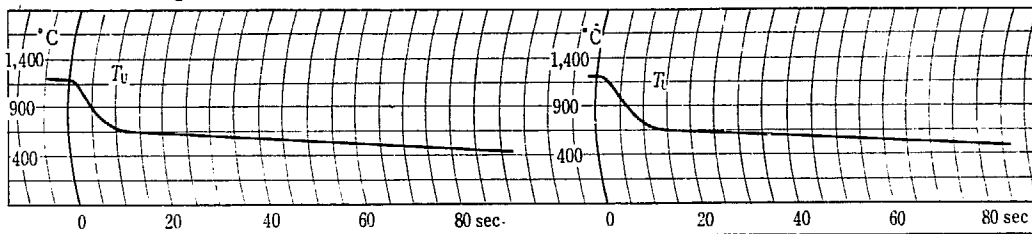
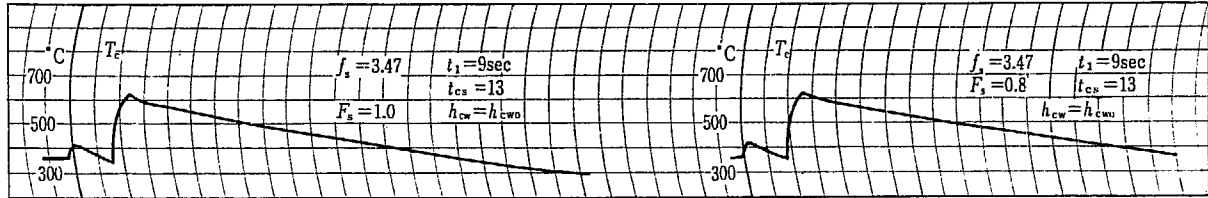
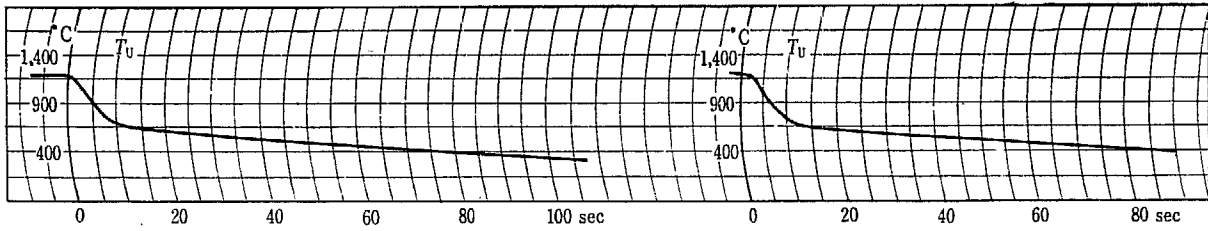


Fig.A.3.9 RUN 107

Fig.A.3.10 RUN 108

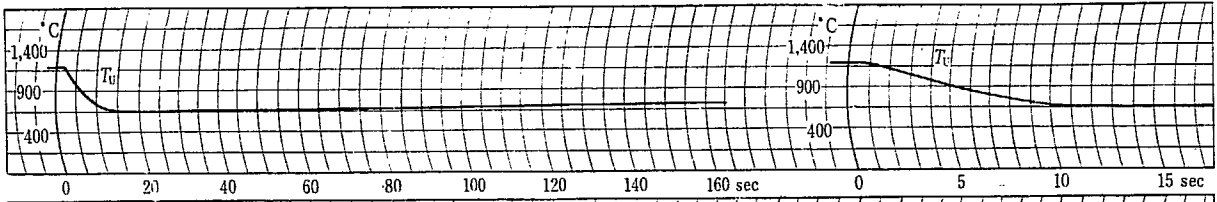


Fig.A.3.11 RUN 109

Fig.A.3.12 RUN 109

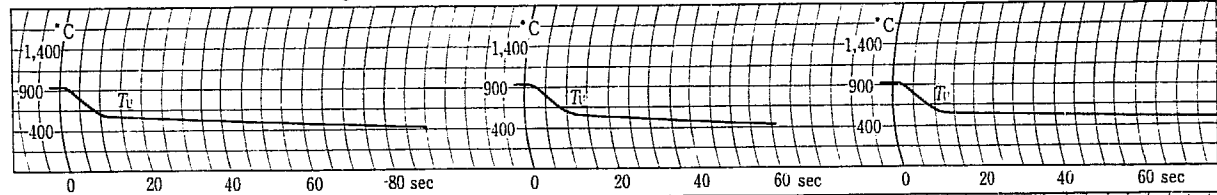
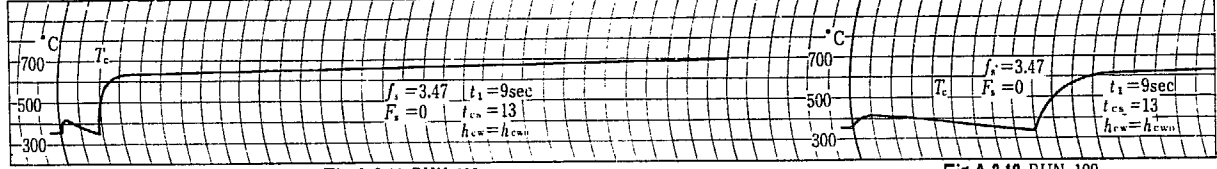


Fig.A.3.13 RUN 1010

Fig.A.3.14 RUN 1011

Fig.A.3.15 RUN 1012

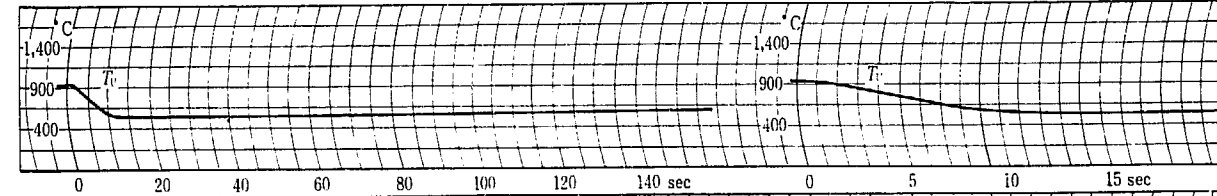
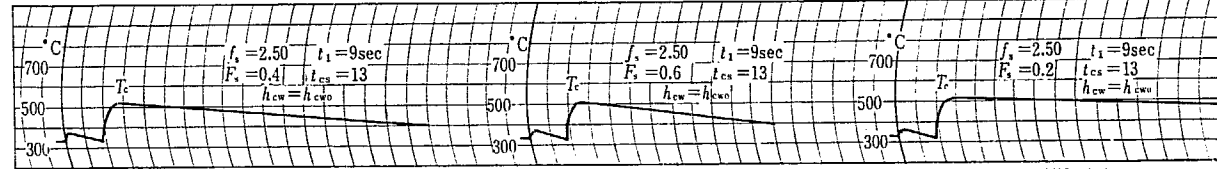


Fig.A.3.16 RUN 1014

Fig.A.3.17 RUN 1014

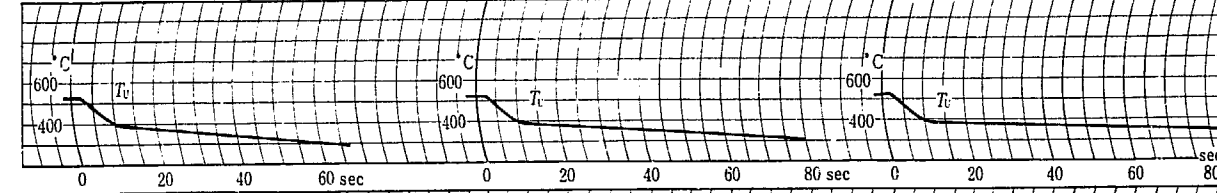
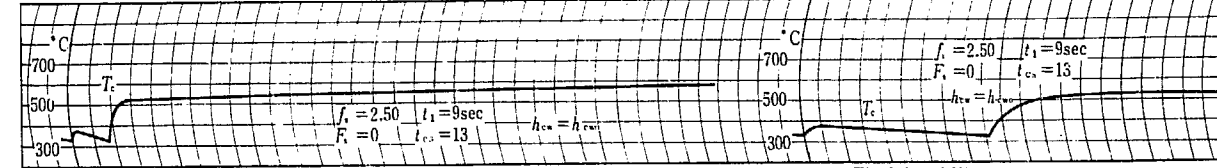
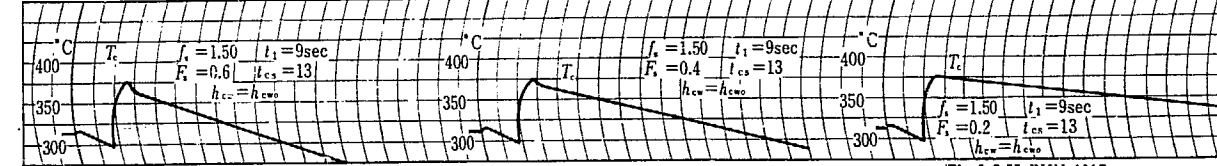


Fig.A.3.18 RUN 1015

Fig.A.3.19 RUN 1016

Fig.A.3.20 RUN 1017



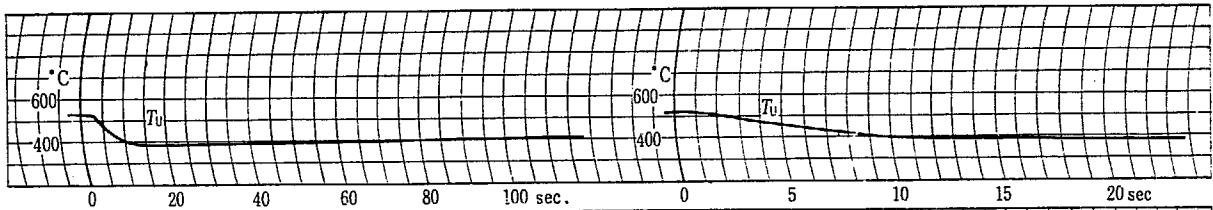


Fig.A.3.21 RUN 1018

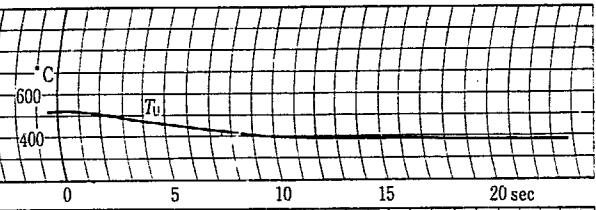


Fig.A.3.22 RUN 1018

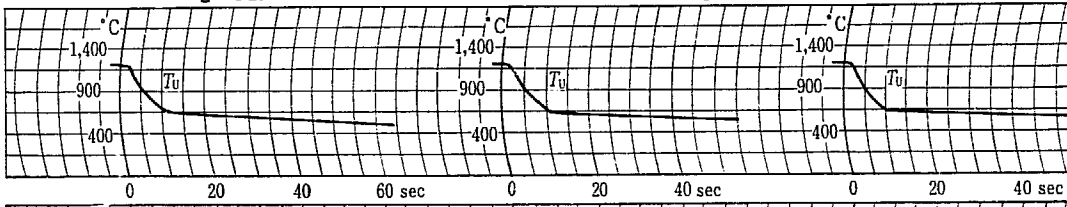
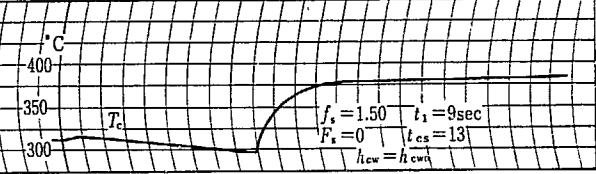
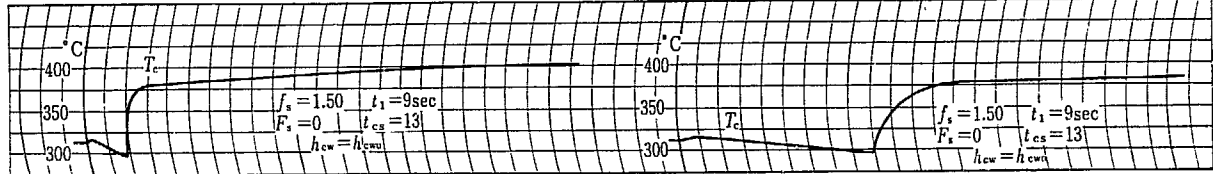


Fig.A.3.23 RUN 111

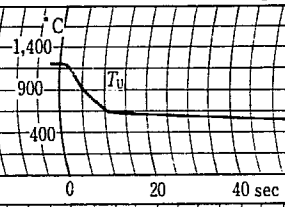


Fig.A.3.24 RUN 112

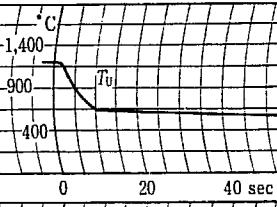


Fig.A.3.25 RUN 113

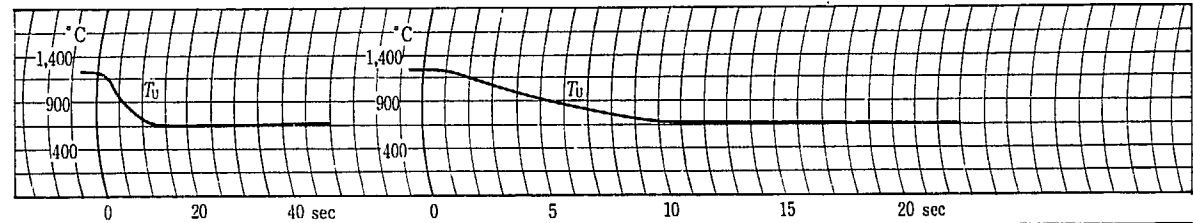
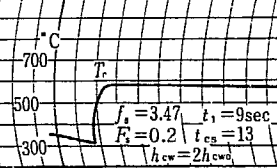
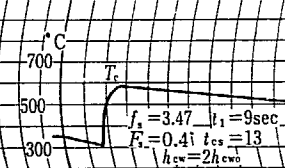
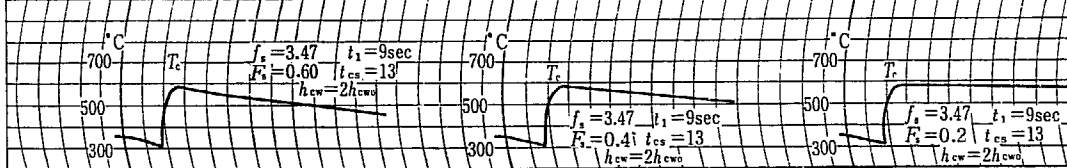


Fig.A.3.26 RUN 114

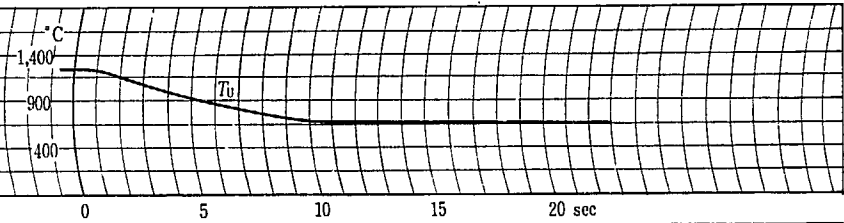


Fig.A.3.27 RUN 114

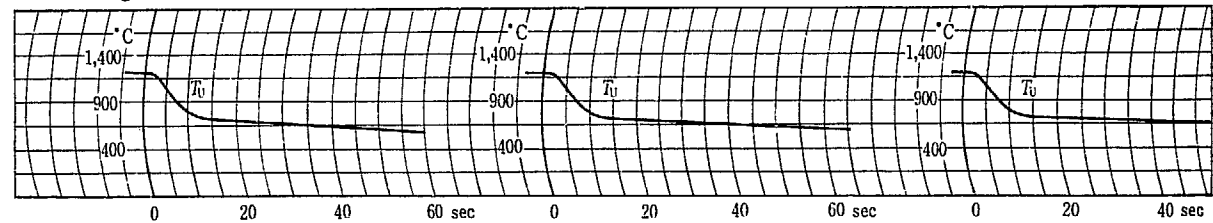
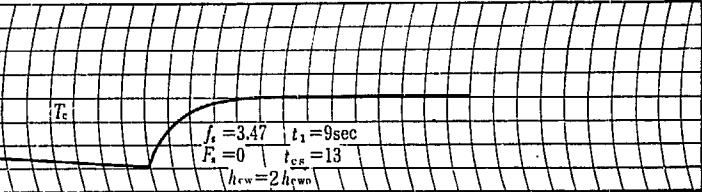
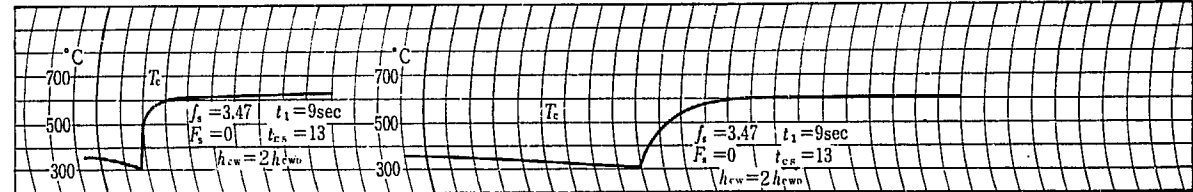


Fig.A.3.28 RUN 115

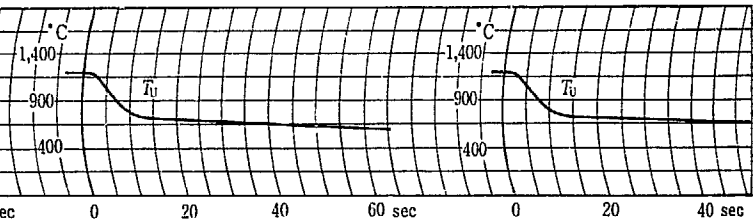


Fig.A.3.29 RUN 116

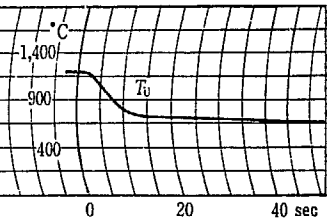
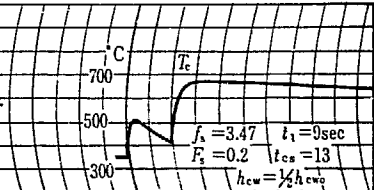
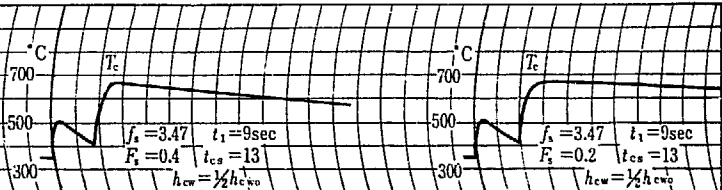
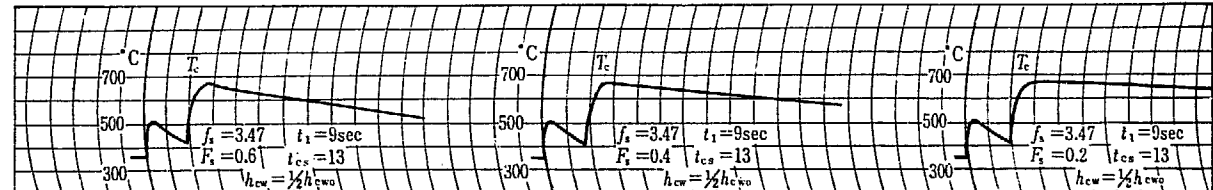


Fig.A.3.30 RUN 117



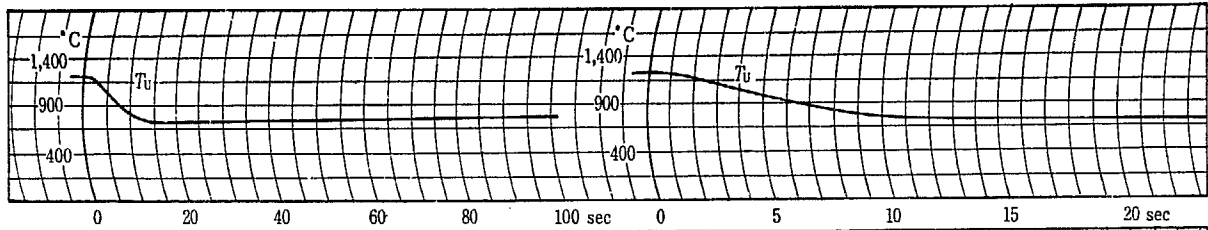


Fig.A.3.31 RUN 118

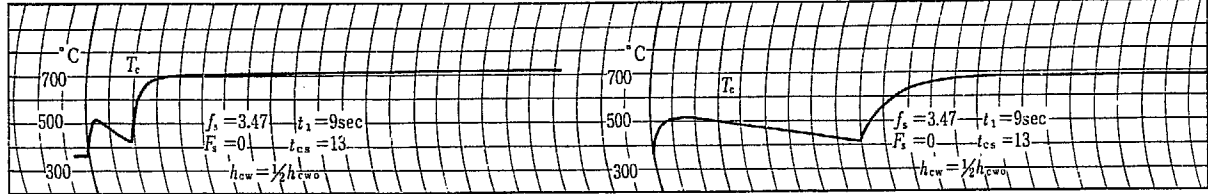


Fig.A.3.32 RUN 118

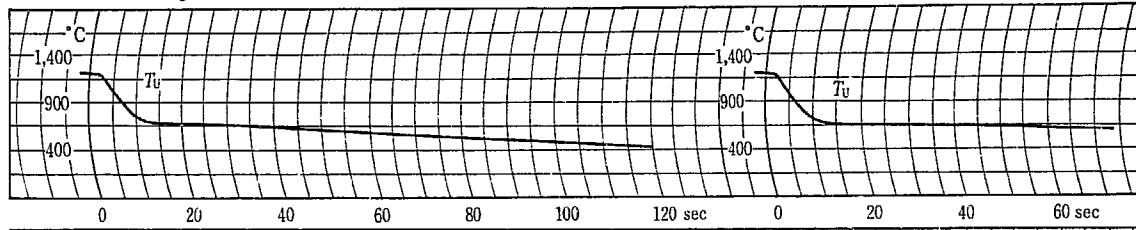


Fig.A.3.33 RUN 121

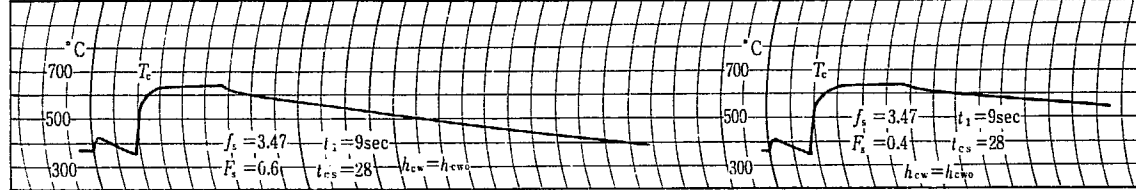


Fig.A.3.34 RUN 122

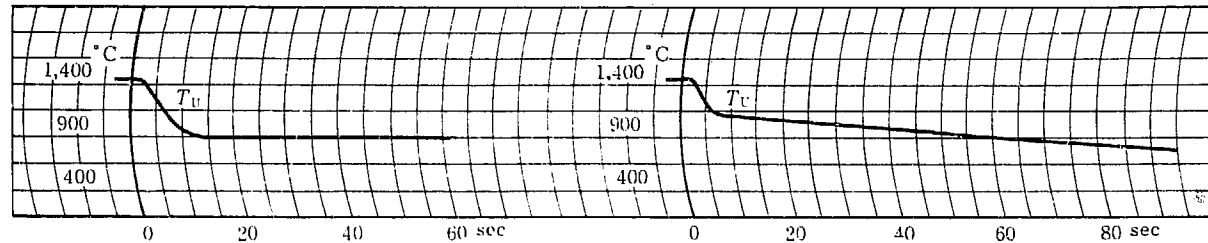


Fig. A.3.35 RUN 123

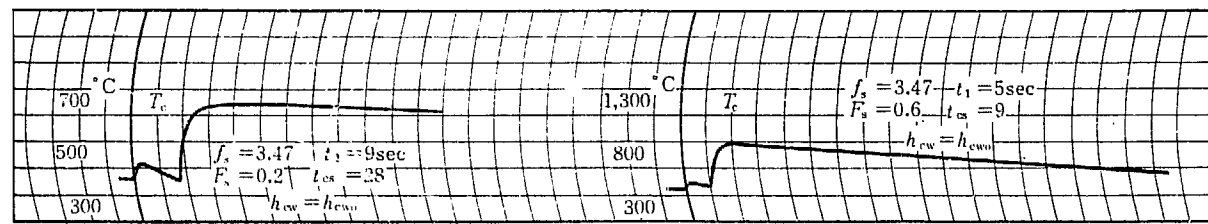


Fig.A.3.36 RUN 201

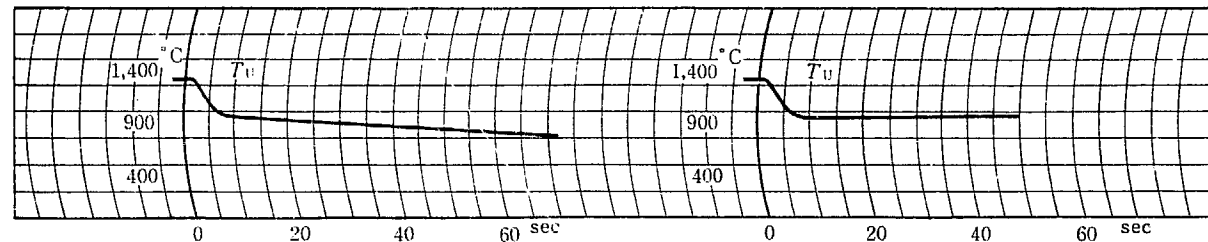


Fig.A.3.37 RUN 202

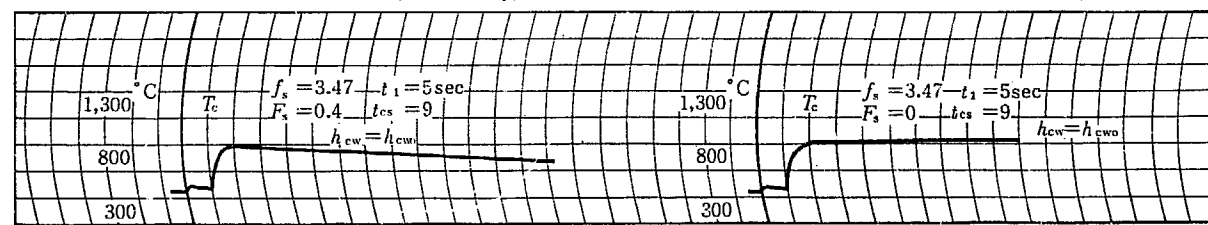


Fig.A.3.38 RUN 204

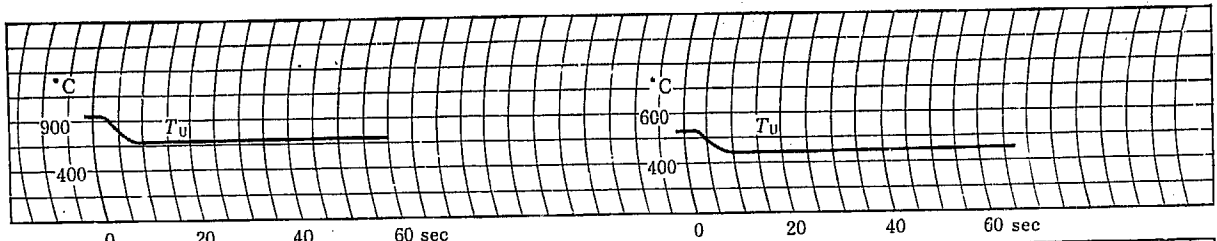


Fig.A.3.39 RUN 206

Fig.A.3.40 RUN 208

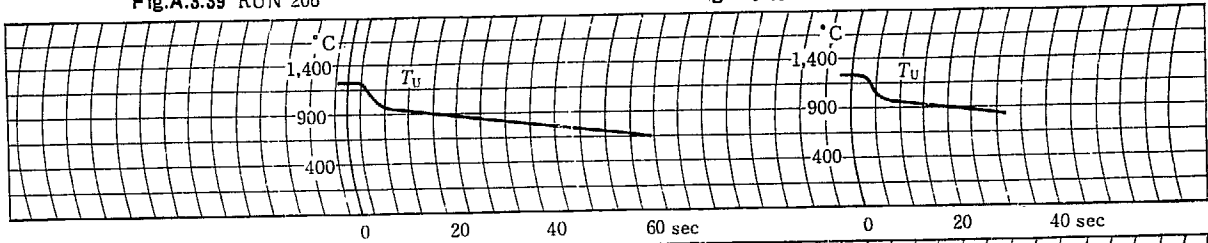


Fig.A.3.41 RUN 301

Fig.A.3.42 RUN 302

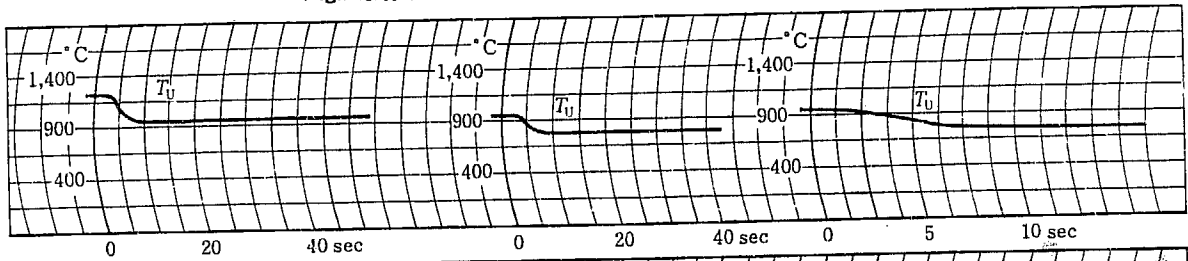


Fig.A.3.43 RUN 303

Fig.A.3.44 RUN 314

Fig.A.3.45 RUN 314

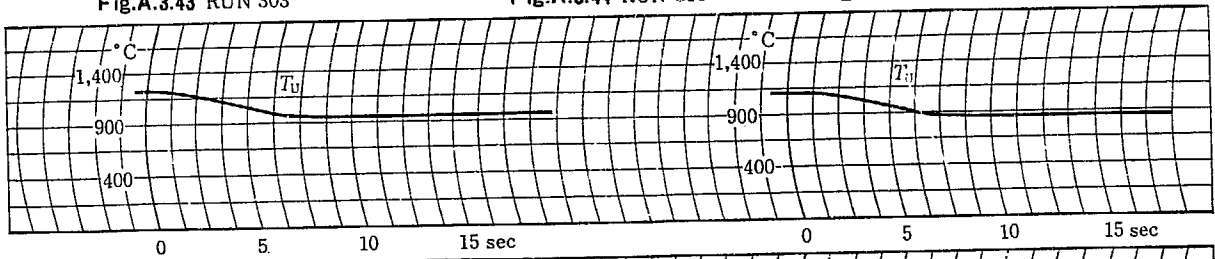


Fig.A.3.46 RUN 321

Fig.A.3.47 RUN 322

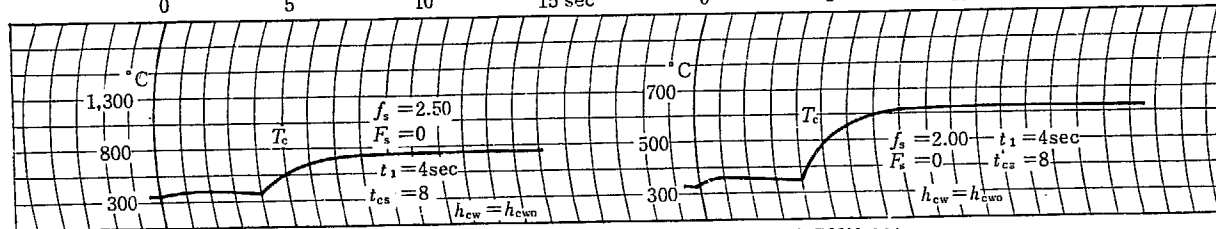
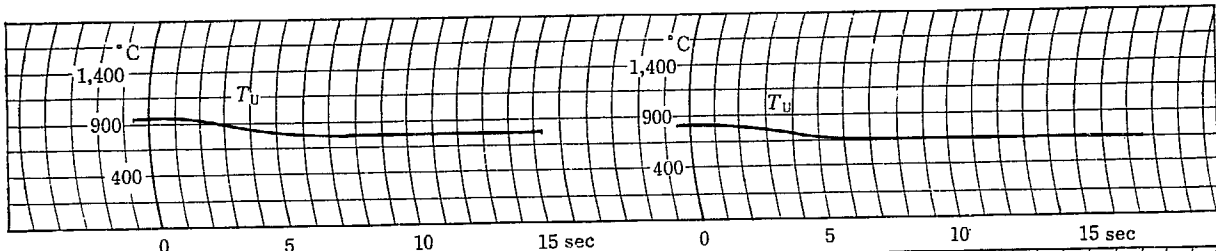


Fig.A.3.48 RUN 323

Fig.A.3.49 RUN 324

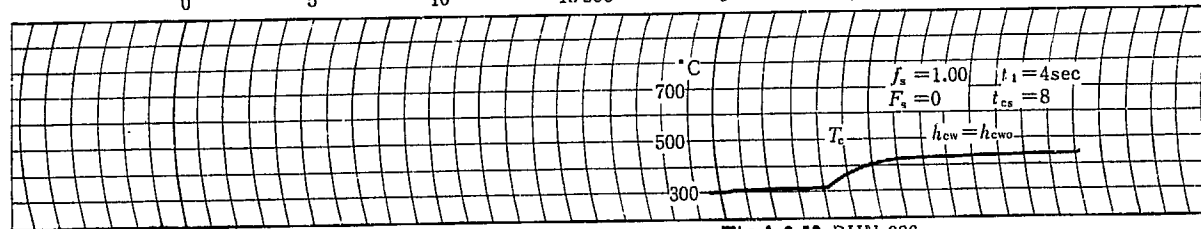
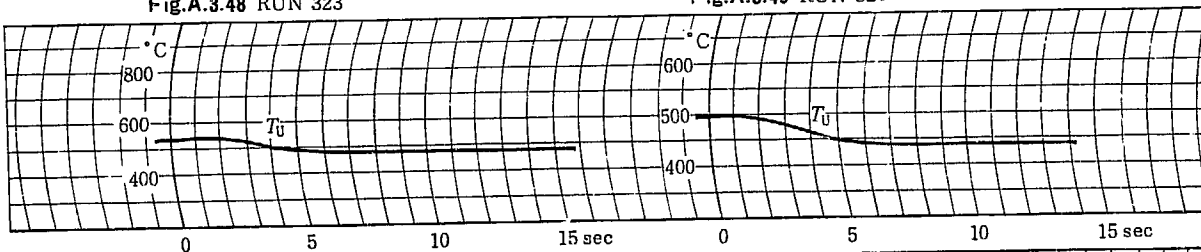


Fig.A.3.50 RUN 326

TABLE A.3.2 List of RUN No.

RUN No.	# 9 l	# 10 m	f_s	F_s	# 50 ϵ	# 55 ϵ'	# 15 p	# 20 q	# 45 r	F1	Remarks	
RUN 101	0.045	0.065	3.47	1.0	0.355	0.0366	0.798	0.363	0.347	down	Control rod scram initiated 2sec after accident Core spray starts 15 sec after accident ($h_{cw} = h_{ew0} = 0.136 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{C}$) ($t_1 = 9 \text{ sec}, t_{cs} = 13 \text{ sec}^{*11}$)	
RUN 102	"	"	"	0.8	"	0.0322	"	"	"	"		
RUN 103	"	"	"	0.6	"	0.0247	"	"	"	"		
RUN 104	"	"	"	0.5	"	0.0211	"	"	"	"		
RUN 105	"	"	"	0.4	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 106	"	"	"	0.3	"	0.0131	"	"	"	"		
RUN 107	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 108	"	"	"	0.1	"	0.00488	"	"	"	"		
RUN 109	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 1010	"	"	2.50	0.4	"	0.0171	0.526	0.339	0.250	"		
RUN 1011	"	"	"	0.6	"	0.0247	"	"	"	"		
RUN 1012	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 1013	"	"	"	0.1	"	0.00488	"	"	"	"		
RUN 1014	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 1015	"	"	1.50	0.6	"	0.0247	0.126	0.314	0.150	"		
RUN 1016	"	"	"	0.4	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 1017	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 1018	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 111	0.045	0.065	3.47	0.60	0.710	0.0247	0.798	0.363	0.347	down	Control rod scram initiated 2sec after accident Core spray starts 15 sec after accident ($h_{cw} = 2h_{ew0}, 1/2 h_{ew0}$) ($t_1 = 9 \text{ sec}, t_{cs} = 13 \text{ sec}$)	
RUN 112	"	"	"	0.40	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 113	"	"	"	0.20	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 114	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 115	"	"	3.47	0.60	0.178	0.0247	"	"	"	"		
RUN 116	"	"	"	0.40	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 117	"	"	"	0.20	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 118	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 121	0.045	0.140	3.47	0.60	0.355	0.0247	0.798	0.363	0.347	down		Control rod scram initiated 2sec after accident Core spray starts 30 sec after accident ($h_w = h_{ew0}$) ($t_1 = 9 \text{ sec}, t_{cs} = 28 \text{ sec}$)
RUN 122	"	"	"	0.40	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 123	"	"	"	0.20	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 124	"	"	2.50	0.40	"	0.0171	0.526	0.339	0.250	"		
RUN 125	"	"	"	0.20	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 201	0.025	0.045	3.47	0.60	0.355	0.0247	0.798	0.363	0.347	down	Control rod scram initiated 6sec after accident Core spray starts 15 sec after accident ($h_{cw} = h_{ew0}$) ($t_1 = 5 \text{ sec}, t_{cs} = 9 \text{ sec}$)	
RUN 202	"	"	"	0.40	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 203	"	"	"	0.20	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 204	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 205	"	"	2.50	0.20	"	0.00888	0.526	0.339	0.250	"		
RUN 206	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 207	"	"	1.50	0.20	"	0.00888	0.126	0.314	0.150	"		
RUN 208	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 301	0.020	0.040	3.47	1.0	0.355	0.0366	0.798	0.363	0.347	up		No control rod scram. Reactor shut down by water level decrease. Core spray starts 15 sec after accident. ($h_{cw} = h_{ew0}$) ($t_1 = 4 \text{ sec}, t_{cs} = 8 \text{ sec}$)
RUN 302	"	"	"	0.8	"	0.0322	"	"	"	"		
RUN 303	"	"	"	0.6	"	0.0247	"	"	"	"		
RUN 304	"	"	"	0.5	"	0.0211	"	"	"	"		
RUN 305	"	"	"	0.4	"	0.0171	"	"	"	"		
RUN 306	"	"	"	0.3	"	0.0131	"	"	"	"		
RUN 307	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 308	"	"	"	0.1	"	0.00488	"	"	"	"		
RUN 309	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 310	"	"	2.50	0.4	"	0.0171	0.526	0.339	0.250	"		
RUN 311	"	"	"	0.3	"	0.0131	"	"	"	"		
RUN 312	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 313	"	"	"	0.1	"	0.00488	"	"	"	"		
RUN 314	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 315	"	"	1.50	0.3	"	0.0131	0.126	0.314	0.150	"		
RUN 316	"	"	"	0.2	"	0.00888	"	"	"	"		
RUN 317	"	"	"	0.1	"	0.00488	"	"	"	"		
RUN 318	"	"	"	0	"	0	"	"	"	"		
RUN 321	0.020	0.040	3.47	0	0.355	0	0.798	0.363	0.347	up		
RUN 322	"	"	3.00	0	"	0	0.675	0.351	0.300	"		
RUN 323	"	"	2.50	0	"	0	0.526	0.339	0.250	"		
RUN 324	"	"	2.00	0	"	0	0.378	0.327	0.200	"		
RUN 325	"	"	1.50	0	"	0	0.126	0.314	0.150	"		
RUN 326	"	"	1.00	0	"	0	0.092	0.302	0.100	"		

*11 cf. TABLE 2.12.25

*12 $p = \frac{x_0 - 400}{1000}, x_0$: cf. TABLE 2.3.5

*13 cf. Eq. (2.12.42) $e = \frac{2\pi r h_{cw}}{C_c} = 3.55$ for $h_{cw} = 0.136 \text{ cal/sec} \cdot \text{cm}^2 \cdot \text{C}$

*14 $q = \frac{y_0}{1000}, y_0$: cf. TABLE 2.3.2

*15 cf. Eq. (2.12.57), $e = e/10, \epsilon' = e'/10$

*16 $r = \frac{f_s}{10}$