

1979年度 研究報告書

高速増殖炉의 炉心核熱設計

LMFBR Core Design Analysis

KAERI

韓國原子力研究所

提 出 文

韓國原子力研究所長 貴 下

이 報告書를 1979年度 研究報告書로 提出합니다.

課題名： 高速增殖炉의 炉心核·熱設計
(高速增殖炉 技術追跡)

1980年1月31日

研究責任者	趙	滿 (炉物理研究室)
研 究 員	梁 在 春	
	柳 健 重	
	石 壽 東	
	蘇 東 燮	
	金 永 鐵	

要 約

본 報告書에는, 현재 概念設計가 完成되어 建設中에 있는 商用規模 高速增殖炉의 設計數值를 再生産함으로써 高速增殖炉에 대한 豫備的 分析을 수행하였다. 특히 高速增殖炉 初期炉心の 核的, 熱的 特性值 및 安全性에 대한 分析에 重点이 두어졌으며, 또한 上記의 高速增殖炉体系에 대한 初期炉心の 動特性值 및 制禦棒体系에 대한 計算이 一部 수행되었다. 동시에 高速增殖炉의 冷却材인 소듐의 流量分布와 炉心部分에 대한 溫度分布가 計算되었다.

ABSTRACT

In this report, a preliminary technical review is made of the design parameters of a commercial-scale fast breeder reactor which is currently under construction by regeneration of these data. Special emphasis is laid upon the analysis of nuclear and thermal characteristics as well as safety features of this reactor. And the evaluation of the initial core mentioned in the system description is carried out in the areas of its kinetics and control system, and, at the same time, the flow distribution of sodium and temperature distribution of the initial FBR core system are calculated.

目 次

I. 序 論	7
II. 結論 및 建議	10
III. 本 論	12
1. 概 說	12
2. 高速增殖炉의 炉心核設計	16
가. 要 約	16
나. 序 論	17
다. 核設計計算	20
라. 設計된 炉心体系	23
마. 初期炉心の 核의 特性	26
바. 制御棒	35
사. 燃燒特性	41
아. 核設計 計算의 結論	44
3. 炉心 熱水力設計	46
가. 概 說	46
나. 設計基準 및 計算方法	47
다. 流量分布設計	57
라. 炉心の 熱特性	59
마. 問題点	62
4. 'Super-Phenix' 冷却流量損失事故解析	63
가. 序 論	63
나. 冷却流量損失事故	66
다. SACO 電子計算코드	69
参考文献	163

表 目 次

1. 초기 炉心の 주요特性値	79
2. 核設計資料의 要約	89
3. 計算코드	92
4. ABBN-26, 12, 6, 5 에너지群	93
5. 각 領域의 集合体 (Assembly) 수	95
6. 각 領域에서의 物質의 体積率	96
7. 각 物質의 実効密度	97
8. 線型熱팽창율	98
9. 각 領域에서의 原子数密度 (Atomic Number Density)	99
10. 制御棒에 요구되는 反應度値	103
11. 設計된 초기 炉心の 出力特性	104
12. 에너지群의 領域별 中性子束	105
13. 소더움 Void 效果	106
14. 制御棒 구성	107
15. 制御棒 諸元	107
16. Main 制御棒의 구성体積率	108
17. 制御棒의 設計條件	108
18. X - Y 計算에 의한 反應度値	108
19. R - Z 計算에 의해 수정된 制御棒反應度値	109
20. 熱水力学的 媒介變數	110

21. LMFBR 의 不確正因子 및 Hot-Channel Factor	111
22. 核燃料集合体の 幾何学的 変数	113
23. 각 領域별 熱發生分率 및 Peaking Factor	113
24. 炉心内の 流量分布	114
25. 炉心内の 流量조절 領域별 最大온도	115
26. 流量별 压力강하	116

그 립 목 차

1. 炉心の 수평 단면	117
2. 노심의 수직 단면	118
3. EXP-COLAP 의 FLOW CHART	119
4. 2 - D 計算体系로서의 円에 대응되는 炉心の 수평 단면	120
5. 核燃料棒集合体の 水平断面	121
6. 2 - D 計算体系로서의 炉心の 수직 단면	122
7. 초기 炉心の 半径방향 出力分布	123
8. 초기 炉心の 軸방향 出力分布	124
9. 中性子 스펙트럼	125
10. 炉心領域별 平均中性子 스펙트럼	126
11. 초기 炉心の 半径방향 中性子束分布	127
12. 초기 炉心の 軸방향 中性子束分布	128
13. 炉心中央에서의 中性子 Importance 스펙트럼	129
14. 半径방향 中性子 Importance 分布度	130
15. 炉心の 水平断面	131
16. 2 - D 計算体系로서의 炉心の 수직断面	132
17. 2 - D X - Y 計算体系로서의 炉心の 수평断面	133
18. 炉心中央에서의 制御棒에 의한 中性子束降下	134
19. X - Y 計算의 反應度値를 R - Z 計算으로 修正	135
20. 核燃料集合体の 断面 및 燃料棒內部の Pellet 배치	136
21. 核燃料棒의 3領域 解析모델	137
22. 核燃料集合체內의 最大線出力密度에 따른 冷却材 流量曲線	138
23. 炉心中央領域의 線出力密度	139

24. 核燃料集合体の 出力分布	140
25. 가. 冷却材 온도 및 被覆材 온도 (炉心下端)	141
나. 冷却材 온도 및 被覆材 온도 (炉心中央)	142
다. 冷却材 온도 및 被覆材 온도 (炉心上端)	143
26. 集合体の 冷却材出口 온도分布	144
27. 가. 核燃料 온도 (炉心下端)	145
나. 核燃料 온도 (炉心中央)	146
다. 核燃料 온도 (炉心上端)	147
28. Hot-Channel 集合体の 위치	148
29. 단위 Cell 의 軸방향 온도分布 (炉心中央核燃料集合체)	149
30. 단위 Cell 의 半径방향 온도分布	150
31. 炉心集合체의 熱水力学的 解析계통도	151
32. Super-Phenix 의 冷却流量 손실 사고 經路	152
33. Super-Phenix 의 冷却流量 손실 사고에서의 出力, 反應度 및 冷却材出口 온도分布	153
34. Super-Phenix 의 격납용기 系統	154
35. SACO 의 대표燃料棒 및 관련冷却材, 被覆材, 구조재의 幾何学的 形態	155
36. SACO 2 차원 燃料 온도 計算 모델에 의한 燃料 온도 분포	156
37. SACO 의 冷却材 沸騰 모델	157
38. SAS 모델에 의한 冷却材 沸騰 特性	158
39. 核燃料 移動 모델 도해	159
40. SAS 및 SACO 에 의한 冷却材 沸騰 前 온도 분포 비교	160
41. SAS 및 SACO 에 의한 온도 분포 및 反應度 比較	161
42. SAS 및 SACO 에 의한 半径 방향의 燃料 온도 분포 比較	162

빈

면

I . 序 論

1983년 10월을 完工目標로 建設中에 있는 世界的으로 가장 앞서있는 高速增殖炉 実証炉인 프랑스의 'Super-Phenix'에 관한 蒐集possible한 技術資料를 土台로, 일본의 高速增殖炉 実驗炉 'Joyo'의 概念設計方法에 따라, 각종 主要設計資料를 再生産하여 우리의 計算方法 및 入力資料를 보다 改善시키기 위한 研究를 수행하였다. 上記의 研究方法은 高速增殖炉 技術追跡을 위한 效果的인 方法으로 생각된다. 本論 2에서는 Super-Phenix의 炉心核設計 一次計算을 ABBN-26 에너지群 断面積 set, 拡散코드 Expanda, Citation 및 動特性值計算코드 ARGO 등을 利用하여 수행되었다. 本論 3에서는 安全性을 確保할 수 있는 6種類의 炉心冷却材 流量配定을 위한 核·熱水力学的 計算을 수행하였다. 또한 프랑스가 行한 'Super-Phenix' 安全性 評價基準 및 認許可節次를 살펴 보았으며, 主安全性 評價技術인 冷却流量損失事故解析과 이를 위한 SACO 計算體系를 本論 4에서 다루었다. 이는 完成된 報告書는 아니며, 高速增殖炉에 대한 技術追跡의 일환으로 먼저 알아야 할 것을 찾아내고 현재 우리나라에서 알고있는 部分은 무엇인가를 明確히 把握하여, 앞으로 수행해야 할 作業部分을 찾아내기 위한 첫 단계 報告書이다.

原子力研究所 高速增殖炉 技術現況分析報告書에 의하면, 장래의 人間社会生活의 經濟開發과 密接한 關係를 맺고있는 에너지에 대한 消費의 증가는, 人間이 좀 더 편리한 생활을 영위하기 위해서 새로운 文明의 利器를 계속하여 發明하고 사용함에 따라, 또한 세계의 모든 국가들이 自國內의 國民복지와 국가의 富強을 이룩하기 위한 경제개발에 박차를 가함에 따라 점점 더 증가하는 추세에

있다. 이에 따라 2000년 이후에는 현재의 再來式 賦存에너지源 즉 化石燃料로는 이러한 증가하는 에너지消費를 모두 충당할 수는 없으며, 재래식 에너지원의 격심한 부족이 예상되고 있다. 따라서 이러한 不足되는 에너지에 대한 새로운 代替에너지원의 必要性이 대두되었으며, 그러한 代替에너지의 구성조건으로, 장기적인 供給安定과 예측할 수 없는 장애로 인한 공급중단의 우려가 없는, 또한 지역적 분포에 구애받지 않는 새로운 代替에너지원에 대한 세계적인 요구사항을 충족시켜야 한다. 이에 현재도 供給되고 있는 核分裂에너지의 拡張이 대단히 有力하게 되었다. 代替에너지로서의 核分裂에너지의 이용은 1960년대 이후에 경수형 원자로에 의하여 이루어졌으며, 실제로 이러한 原子力發電을 이용하는 국가들에 대해서는 상당한 量의 化石燃料 消費量을 줄일 수 있었다. 그러나 代替에너지로서의 원자력발전도 우라늄을 연료로 하여 이루어지는 것이며, 地球上에 賦存되어 있는 核分裂性 우라늄인 U-235의 부존량도 천연중의 우라늄에 0.7% 정도밖에 포함되어 있지 않아, U-235을 核燃料로 하는 경수형로에 의한 원자력발전량의 한계성이 이미 노출되고 있는 단계이다. 高速增殖炉는 天然中の 우라늄 속에 대부분을 차지하고 있는 豊富한 자원의 U-238을 효용화하여, 우라늄 자원의 供給과 需要에 대한 범 世界的인 균형을 維持시켜 나갈 수 있으며, 核에너지의 燃料를 自国内에서 생산함에 따라 에너지공급의 对外独自性을 기할 수 있다는 관점에서 큰 特色을 가지고 있다. 이러한 國家의 에너지정책에 잠재적 힘을 보유하고 있는 高速增殖炉에 대한 研究는 先進 各國에서 일찍부터 시작되었으며, 현재에 이르러서는, 지금까지 개발하여 利用되어온 原子力發電技術과 天然中の 豊富한 U-238의 效用化를 結合한 새로운 原子力發電体系

로서, 향후 수세기 이상 安定된 核分裂에너지를 供給하는 代替에너지로서의 役割이 期待된다. 現在段階에서의 高速增殖炉 技術水準은 선진각국에서 실험로, 원형로의 단계를 지나서 대형 상용 고속증식로의 건설단계에 있으며, 1990 년대를 전후하여 실증되리라 전망된다. 經濟적인 관점에서도 우라늄 국제가격의 상승은 원자력 發電 單價의 比較에서, 경수형로 발전단가에 對比된 고속증식로 발전단가의 競爭力을 높여주고 있으며, 앞으로 계속될 고속증식로 건설의 반복되는 경험을 통하여, 現在段階에서의 高速增殖炉 建設에 經濟적인 마이너스 要因인 初期 投資費의 過多支出을 상당히 減少시킴으로서 高速增殖炉의 利用을 더욱 有利하게 이끌 것이다.

II. 結論 및 建議

高速增殖炉 技術追跡의 일환으로 프랑스가 開發·建設中인 Super-phenix의 設計資料 및 安全性 關聯資料를 蒐集·檢討하였고 蒐集된 設計資料를 토대로 Super Phenix의 初期炉心に 對한 核·熱 設計 計算을 수행하였다.

初期炉心の 臨界特性, 核特性, 出力特性 등은 ABBN 斷面積 set 와 擴算코드를 利用하여 計算하였고 動特性值 및 制禦에 對하여서도 動特性 parameter 計算코드와 擴散코드를 利用하여 部分的인 計算을 수행하였다. 大型 高速增殖炉의 核特性을 理解하고 效率的인 技術追跡을 기하기 위해서는 앞으로 燃燒度計算을 통하여 平衡炉心에서의 核特性值 및 動特性值, 制禦棒 反應度係數 等의 計算을 수행하여야 한다.

熱水力學的 計算으로는 核設計에서 計算된 初期炉心の 出力分布에 따라 炉心內의 冷却材 流量分布를 구하고 數學的인 解析모형을 利用하여 溫度分布, 壓力降下 등을 概算하였다. 燃料棒사이의 Spacer로 存在하는 wire-wrap의 影響으로 發生되는 spiral flow의 效果 및 冷却材 混合效果를 고려하지 못하였으며 이와같은 效果를 고려하기 위해서는 subchannel 解析코드를 이용한 詳細計算이 수행되어야 한다. 또한 低流量狀態時 및 自然對流時의 各 集合體 流量分布와 subchannel 解析코드를 통한 溫度分布 및 壓力損失을 計算分析하여 設計基準에의 適合性을 檢討하여야 한다. 블랑킷領域에서의 流量分布에 따른 溫度分布 및 壓力損失을 評價하기 위하여 subchannel 코드의 정비가 필수적이며 炉心內의 各 集合體에 對한 流量配分을 決定하기 위해서는 初期炉心보다 平衡炉心을 이용한 熱

水力学的 計算이 試圖되었야 한다.

한편 Super-Phenix 安全性研究의 일환으로, 프랑스 電力会社 및 관련研究陣이 Super-Phenix 建設計劃의 立案初期에 作成한 豫備安 全性分析報告書에 格納용기의 設計基準事故로 選定한 一次펌프의 冷 却材 流量減少에 따른 炉心破裂事故의 進行經路와 放出에너지 및 이에 대한 公衆의 安全을 위한 格納용기계통의 設計를 調查하였다. 또한 高速增殖炉의 炉心破裂事故解析을 위하여 蒐集整備中에 있는 SACO 코드의 現況, 計算모델 및 信賴度を 檢討하여 Super-Phenix 冷却流量損失事故의 解析可能性与否를 調查하였다. 計算信賴도가 立 証된 核·熱設計体系에 의하여 算出된 初期炉心資料 및 앞으로 수 행될 結果를 SACO 의 入力資料로 使用하고, 蒐集된 安全性關聯資料 를 利用하여 Super-Phenix 冷却流量損失事故 및 反應度挿入事故를 現象力学的으로 追跡, 計算할 수 있을 것이다.

Ⅲ. 本 論

1. 概 說

가. 高速增殖炉 設計의 일반적 및 특수한 觀點
설계작업을 수행하기 위해서는 다음과 같은 항목이 결정되어
졌다.

1) 冷却材로서 소듐(Na)을 사용한다.¹⁾

원자력연구소 고속증식로 기술현황분석보고서에 의하면, 고
속증식로의 냉각재로서 헬륨, 수증기, 소듐 등이 주로 논의되고
있으며, 이들의 장단점을 熱水力学的인면, 核的인면, 冷却材-被覆材
共存性 등으로 나누어서 평가한 결과로서 현단계에서는 소듐이
고속증식로의 冷却材로서 가장 좋다는 結論을 내리고 있다. 소듐
의 냉각재 사용은 구조재질로서, 소듐과 구조재질의 共存性
(Compatability)을 고려하여 스테인리스鋼(Stainless Steel)의
사용을 요구한다.²⁾ 스테인리스鋼은 熱전도도가 매우 나쁘며 열팽창
계수가 크다. 고속증식로는 熱中性子炉와 비교해서, 비교적 높은
온도에서 운전된다. 이러한 사실은 설계의 어려운 면을 보여준다.
예를들어 원자로 容器(Vessel)내에 核燃料集合체를 고정시키는 支
持板(Support Plate)의 팽창구조물, 원자로 格納容器內的 冷却系統
部品の 배열 및 이들사이의 配管등의 設計를 예로 들 수 있다.
일반적으로 고속증식로의 설계에서는 소듐燃焼와 원자로 内部構造
物의 豫熱(Preheating)에 대한 사전 주의로서, 모든 일차냉각계
통은 二重壁으로 가정되어진다. 이 이중벽 사이의 틈을 통하여
질소개스가 통과하며, 이 질소개스에 의하여 豫熱된다.

2) 核燃料

핵연료는 옥사이드 형태의 우라늄-플루토늄 혼합핵연료를 사용하였다. 한국원자력연구소 고속증식로 기술현황분석보고서의 核燃料 分析에 의하면, 고속증식로의 핵연료로서는 금속, 옥사이드, 카바이드 및 니트라이드, 카본옥사이드, 세르멧 등을 비교한 결과, 현재의 대부분의 고속로에 UO_2-PuO_2 혼합핵연료가 채택되고 있으며 또한 가장 잘 개발되어 있으므로, 고속증식로의 핵연료로 혼합옥사이드핵연료의 사용성에 타당성이 있다.

3) 核的特性 및 核燃料集合体の 설계^{3,4,5,6)}

炉心の 체적은 10,766 ℓ 정도이다. 고속증식로의 중성자 에너지 스펙트럼은 아주 強(Hardening)하며, 따라서 중성자의 平均自由行路(Mean Free Path)는 아주 길다. 이에 따라 非均質效果(Heterogeneity Effect)는 무시될 수 있다. 熱中性子炉의 설계와 비교해서, 고속증식로의 핵연료 설계는 중성자의 效果的인 效用化의 관점에서 核燃料棒 間隔에 따른 문제점은 없다. 원자력연구소 고속증식로 기술현황분석보고서에 의하면, 고속증식로 핵연료 설계의 중요 쟁점은 핵연료집합체의 機械的인 면과 熱水力學的인 면에 있다. 본 보고서의 炉心 概念設計에서는 핵연료봉(Hollow 形)의 외부지름이 8.5 mm로 결정되었고, 핵연료봉 사이의 間隔이 약 9.8 mm로 결정되었다. 이것은 노심의 수평斷面積의 단위단면적에 대한 핵연료 펠리트(Pellet)의 단면적을 약간 적게함을 의미한다. 이는 핵연료봉의 膨潤(Swelling)이나 크립(Creep)현상에 의해 誘発될 冷却路閉鎖에 따르는 冷却材 流量변화에 다소간 덜 영향을 줄 것으로 기대된다.

4) 制禦棒 配列³⁾

노심내의 냉각재 채널(Channel)을 포함해서, 여러 많은 내부구조물의 설치를 보다 容易하게 하기 위하여, 또한 大型 原子 炉心에 의한 炉心中央부분의 出力피킹(Power Peaking)을 고려하여서 制禦棒은 内部核燃料속에 6개의 제어봉을 육각형의 각 꼭지점 위치에 배열하였으며, 15개의 제어봉은 내부핵연료(Internal Fuel)과 外部核燃料(External Fuel) 사이에 원을 그리며 일정한 간격으로 배열하였다. (그림. 1)

5) 核燃料棒 中心과 被覆材의 온도 제한

노심의 熱出力의 設計기준으로서, 다음과 같은 두가지 상태가 제한조건으로 사용되었다.

가) 핵연료봉 중심의 온도는 정상운전 상태에 대한 15%의 초과출력(Over Power)에서 融点온도(Melting Point)를 초과해서는 안된다.

나) 평균 피복재 온도는 정상상태에서 650℃를 초과해서는 안된다.^{7,8)}

가) 조건은 혼합옥사이드의 液体상태가 固体상태보다 더 많은 부피를 차지함으로, 이를 고려한 조건이며 나) 조건은 스테인리스鋼(Stainless Steel) Type-316의 機械的 強度(Strength)에 대한 믿음만한 資料가 650℃까지 보장되어 있다는 이유 때문이다.^{7,8)}

6) 核燃料 취급系統(Fuel Handling System)

본 報告書에서는 설계되지 않았으나, 고속증식로의 운전에는 원자로의 運轉停止(Shutdown)없이 核燃料를 교체할 수 있으며,^{3,8)} 따라서 이를 고려한 설계가 이루어져야 한다.

7) 核燃料 感知(Monitoring) 体系

본 보고서에서는 다루어지지 않았다. 원자로의 安全運轉을 위해서는, 원자로내에서 타고 있는 핵연료에 대한 주기적인 검사가 계획되어야 한다. 炉心内の 핵연료에 대한 초기상태에서 최종상태까지의 모든 燃燒 과정을 얻는 것이 바람직하다. 핵연료봉은 燃燒과정중에, 핵연료의 구성물질의 形態에 변화를 일으키며, 이러한 형태변화에 따라 핵연료봉으로부터의 冷却材로에 대한 熱伝達特性에 변화를 일으킨다. 열전달특성의 변화는 핵연료봉의 형태에 대한 변화를 가속화시키며, 따라서 이런 변화에 대한 점검은 고속증식로의 핵연료연구에 아주 중요하다. 액체금속 나트륨이 不透明하기 때문에 노심내에 있는 핵연료에 대한 視覺에 의한 관찰은 現技術로는 실천이 불가능하며, 핵연료의 어떤 연소량에 대한 주기적인 검사가 계획되어야 한다. 핵연료검사의 주요사항들은, 核分裂生成物の 漏出, 표면관찰, 燃燒度 측정, 冷却材流量 특성, 핵연료봉의 振動 형태 등이다.

8) 假想的 사고에 대한 安全性 考慮

고속증식로의 설계에서는, 炉心の 熔融(Melt-down)과 反應事故에 대한 설명이 필요하다. 公共의 위험성은 모든 방법을 동원해서 극소화해야 할 것이다.

나. 高速增殖炉의 炉心 概念設計의 주요 特性들

설계된 炉心の 주요 특성값들이 (표. 1)에 있다. 핵연료와 노심특성설계의 115% 過出力因子(Overpower Factor)는 운전의 안전성을 고려한 관점에서는 필수적인 조건이 아닐지도 모른다?) 주요 제한조건들은 被覆材의 온도에 대한 온도제한조건의 설계기준

으로부터 나온다. 이러한 설계기준은 고속증식로 기술의 개발이
進展됨에 따라 변해질 수 있는 기준이다. 원자로의 熱出力은
3000 Mwt이며, 이중 약 40% 정도를 效率化하여 1200 Mwe 정도를
發電한다는 설계기준에 의하여 모든 특성치들이 나왔다.

2. 高速增殖炉의 炉心核設計

가. 要 約

고속증식로의 核的 炉心設計는 주어진 노심体系에 의해서 수행
된다. 이때의 플루토늄核燃料의 核分裂物質의 濃度分布는 가정되어
져 있게 된다. 즉 $Pu^{239}/Pu^{240}/Pu^{241}$ 의 比率은 약 48.95/36.55/
14.50으로 가정되었으며, 이는 核分裂性플루토늄/총 플루토늄의
比率이 63.45 %가 된다. 이 값은 加圧경수형로에서 燃燒度
35,000 MWD 이상 40,000 MWD에 이르러서 引出되는 核燃料에 포
함되어 있는 플루토늄의 濃度分布에 해당된다.⁹⁾ 사용된 断面積群定數
는 ABBN set로서 多群拡散에 의한 근사법이 設計 계산에 사용되었
다.¹⁰⁾ 炉心に 사용된 플루토늄과 우라늄의 혼합 옥사이드 核燃料
의 초기상태는 다음과 같다.

1) 그림. 1에서 보는 바와같이 대부분의 出力이 생산되는
노심은 364 개의 核燃料棒集合体和 24 개의 制禦棒集合체로 이루어
진다. 노심체적은 약 10,766 ℓ (Cold Core)이며, 핵연료의 実效
密度는 91.3% T.D.이다.

2) 364 개의 핵연료집합체는 우라늄-플루토늄 혼합옥사이드
핵연료중에 플루토늄이 15.65 w/o 함유되어 있는 193 개의 내부
핵연료집합체와 플루토늄이 18.75 w/o 함유되어 있는 171 개의

외부핵연료집합체로 구성된다.

3) 24개의 제어봉집합체는 그림. 1에서 보는 바와같이 21개의 Main 제어봉집합체와 3개의 Safety 제어봉집합체로 구성된다. 21개의 Main 제어봉집합체는 6개가 내부핵연료집합체 속에서 육각형을 이루며 배열되어 있고 15개는 내부핵연료와 외부핵연료가 접하는 곳에 거의 동심원을 이루며 배열되어 있다. 3개의 Safety 제어봉집합체는 내부Main제어봉과 외부Main제어봉 사이에 삼각형을 이루며 배열되어 있다.

나. 序 論

1) 設計條件과 目的

原子炉는 炉心, 블랑켈, 반사체로 구성된다. 원자로의 수평 및 수직 断面이 (그림. 1) 및 (그림. 2)에 있다. 노심의 형태는 거의 pan cake형 cylinder이며 100 cm의 높이와 대응되는 지름이 약 370 cm (Equivalent Diameter)이다. 블랑켈은 축방향 블랑켈과 반경방향블랑켈으로 이루어졌으며, 축방향 블랑켈은 노심의 상단부분과 하단부분으로 구성되고 각각의 높이가 30 cm이다. 반경방향 블랑켈은 노심의 반경방향 외부를 담당하며 높이 160 cm와 대응되는 두께가 약 49 cm (Equivalent Thickness)이다. 反應度 制御를 위해서는 boron-carbide 制御棒이 사용된다(B^{10} 90% 濃縮 制御棒 사용). 設計작업은 위에 주어진 數値의 노심体系에 대한 대로의 다음과 같은 設計目的을 달성할 것이 기대된다.

가) 炉心の 높이 100 cm와 반경 185 cm는 大型 高速增殖炉에서 요구되는 安定性を 고려한 數値로서, 이러한 평평한 모양

의 실린더 (Cylinder) 모양을 구성함으로써, 예상되는 冷却材인 소듐의 유출이 發生할 경우에라도 소듐의 氣泡效果 (Void Effect) 가 축방향의 중성자유출이 큼으로 인하여, 炉心내의 反應度는 陰을 나타내도록 한다. 또한 노심체적 10,766 ℓ 는 이와같은 높이와 반경에서 초기의 최대출력운전을 위하여 요구되는 核燃料量을 포함하는 炉心体積이다.

나) 核燃料로서 우라늄-플루토늄 Mixed Oxide (PuO_2-UO_2) 핵연료가 사용되었다. 고속증식로의 핵연료중 플루토늄 옥사이드의 함유량은 노심의 임계 및 출력특성으로 10 w/o 이상으로¹¹⁾, 또한 연소에 따른 ceramography적인 관점에서 25%이하의 범위로 정하는 것이 세계적 추세이며⁸⁾ 본 보고서에서는 내부핵연료에 15.65 w/o 외부핵연료에 18.75 w/o 을 사용하였다.

다) 原子炉의 熱出力은 약 3,000 Mwt이며 40%정도의 熱效率을 가진다. 이 값은 핵연료 1 ℓ 당 0.82 Mw의 열출력을 의미하며 (핵연료체적 - 약 3,660 ℓ) 장래의 商用高速增殖炉에서 목표로하는 1 Mw/ℓ^{1,2)}에 가깝다.

라) 운전중의 反應度補償 (Reactivity Compensation)에 사용되는, 제어봉價值 (Control Rod Worth)는 即發中性子臨界 (Prompt Criticality)을 고려하여, 제어봉하나의 반응도價值는 1 \$을 크게 넘지 않으며, 원자로운전시에 노심에 미치는 반응도는 1 \$이하이다.

고려된 炉心体系는 다음과 같다. 초기 全出力운전에서의 炉心은 - 대부분의 熱出力이 나오는 노심은 364 개의 핵연료집합체와 24 개의 제어봉집합체로 이루어진다. 핵연료집합체는 實效密度가 91.3% T.D. 로 내부핵연료가 193 개이며 플루

토늄 함유량이 15.65 w/o 이고, 171 개의 외부핵연료집합체는 18.75 w/o 이다. 플루토늄은 가압경수형로에서 燃燒되어 (약 35,000 이상 40,000 MWD에 이르는) 나오는 既使用核燃料에 포함되어 있는 플루토늄으로 Pu-f/Pu의 比는 약 63.45 a/o 이다.

- 핵연료의 외부에는 233 개의 블랑켈 핵연료봉집합체가 핵연료를 둘러싸고 있다. 블랑켈핵연료는 UO_2 로 구성되며, 여기서의 우라늄은 U-235가 0.2% 포함되어 있는 濃縮과정에서 나오는 減損우라늄 (Depleted U)을 쓴다.?) 따라서 U-238의 중성자흡수로 인한 대부분의 핵연료增殖이 이곳에서 일어나며, UO_2 의 実効密度도 상당히 높은 95% T.D. 이다.
- 블랑켈 외부에는 中性子反射体 (Reflector)로서 197 개의 집합체가 블랑켈을 둘러싸면서 중성자의 流出을 減少시키는 동시에 遮蔽效果에도 기여한다. 反射体の 材質로는 스테인리스鋼 (Type 316 s.s.)이 사용된다.
- 反射体外部에는 1076 개의 遮蔽集合体 (Shielding Assembly)가 있어서, 原子炉 内部構造物과 中間熱交換器 (Intermediate Heat Exchanger)들에 이르는 中性子線量を 減少시킨다. 遮蔽体の 構造는 反射体和 거의 동일하며, 材質도 스테인리스鋼 Type 316 s.s. 이다.
- 原子炉의 反應度는 21 개의 Main 制御棒集合体에 의하여 制御된다. 出力조정, 反應度 shim (Reactivity shim) 및 安全을 위한 原子炉 運轉停止 등의 目的으로 Main 制御棒 이외에, 비상시의 보다 效果的인 安全을 지원하기 위하여

3 개의 Safety 제어봉이 있다.

2) 核設計 資料의 要約

核的 設計에서의 기본적인 數値들이 (표. 2)에 있다.

다. 核設計 계산

1) 群定數

核設計계산은 ABBN 斷面積 set로서 多群擴散理論을 이용하여 수행될 수 있다. 계산은 熱中性子 에너지영역을 제외한 25 에너지群에 의한 단면적 수치들을 사용하여 수행된다. ABBN 단면적 Set의 주요 구성은 다음과 같다.

가) 가벼운 核種과 무거운 핵종에서의 공명영역에 의한 Self-Shielding 效果를 고려한다.

나) Doppler 效果가 고려된다.

다) 核分裂생성 핵종의 단면적 수치가 주어진다.

라) Macro-단면적은 각 구성물질의 Micro-단면적으로 구성되며, 따라서 擴散계수가 정확히 기록될 수 있다.

ABBN 斷面積 群定數 set의 각 에너지群의 간격(Lethargy)은 다음과 같은 점을 고려하여 결정된다.

가) 대부분의 元素에서의 彈性散亂에 의한 최대에너지손실은 각 에너지군의 간격을 넘어서는 않된다(계산의 정확을 기하기 위하여).

나) 100 KeV이하의 에너지영역(9~25 에너지군)에서는 각 에너지군의 경계선들은 Lethargy 体系로서 일정한 값을 가지도록 한다. 왜냐하면 이들 에너지군에서는 각 에너지군의 경계선들은 實效斷面積들이 거의 일정한 중성자 반응에 의해, 중성자는 한 에

너지군에서 다음 에너지군으로 넘어간다. 각 에너지군에서 Lethargy 증가는 $\Delta U = 0.77$ 로 정해지며, 이것은 3개 에너지군의 Lethargy 증가량 $\Delta U = 0.77 \times 3 = 2.21$ 은 에너지 체계로는 10배의 에너지 증가에 해당된다.

※ (참고)

큰 규모의 컴퓨터가 주어지면, 많은 에너지군으로 나누어 보다 정확히 계산할 수 있으며, 실제로 선진 각국에서는 자국의 평가핵자로 즉 미국의 ENDF/B, 영국의 UKNDL, 독일의 KEDAK 및 소련의 USSR Evaluated Data Library 등으로 부터 수백 에너지군에 이르는 다군 균정수 Set을 만들어 고속증식로의 설계로부터 해석에 이르는 모든 핵 계산에 사용하고 있다.

※ (참고)

ABBN set는 에너지군을 나누는 데에 다음과 같은 기준으로 이루어진다. 중성자의 여러 가능한 intragroup 스펙트럼에 대한 중성자 実効断面積의 평균을 취하는 작업은, 중성자 효과 단면적의 초기자료에 허용되어 있는 誤差를 초과하지 않는 값을 취하도록 해야 한다.

다) 100 Kev 이상의 에너지군에서는, Lethargy의 관점에서, 始端(Threshold) 反應을 보다 정확히 취급하기 위해서 에너지군의 간격이 보다 좁게 나뉘어졌다. 예를들어 U-238의 핵분열반응에 대한 始端값은 1.4 Mev로, 또한 核分裂物質의 동위원소의 (n, 2n) 반응 및 (n, nf) 반응의 始端값은 6.5 Mev로서 에너지군의 경계 선으로 취해진다.

다음의 스펙트럼은, 각 에너지군에 대한 実効断面積을 만들기 위하여 평균을 취하는 weighting 함수로서 사용된다.

가) 처음의 3개 에너지군에 대해서는, 核分裂 스펙트럼이 사용된다.

나) 위의 3개 에너지군 이외의 에너지군에 대해서는 Fermi 스펙트럼, 즉 $1/E$ 스펙트럼이 사용된다.

다) 에너지군에 共鳴영역이 있으면, 표준 스펙트럼 $\rho_0(u)$ 에 총 巨視 단면적 $\Sigma_t(u)$ 에 역비례하는 스펙트럼 depression이 있을 것이라 가정하여, 즉

$$\rho(u) \sim \rho_0(u) \frac{1}{\Sigma_t(u)} \text{ 으로 가정하여 사용한다.}$$

이러한 방정식은 중성자 충돌밀도가 에너지에 따라 변하지 않을 때에는 정확하다.

ABBN 断面積 set는 다른 단면적 set, 예를들어 HR set, YOM set, YOM set를 Davey가 개량한 YOMD set 등 보다는 구성과 실제의 적용면에서 보다 정확하다고 알려져 있다.^{2,8,12)}

2) 計算方法

노심에서의 中性子束 (Flux) 分布와 実效増倍係數 (Effective Multiplication Factor) K_{eff} 의 계산은 ABBN Set를 단면적으로 사용하는 확산방정식 코드인, 1-D 코드 EXPANDA¹³⁾ 및 2-D 코드 CITATION¹⁴⁾을 이용하여 수행된다. 또한 Adjoint 중성자속에 대한 分布도 나오며, 이는 섭동 (Perturbation) 코드의 입력자료로서 사용되어, 노심의 온도변화에 따른 반응도 변화의 계산에 이용된다. 본 보고서에서는 섭동코드를 이용하지 않고, 노심의 온도를 변화시켜서 이러한 온도변화에 따른 炉心내의 諸 물질의 자기차폐 효과의 변화에 의한 단면적 변화를 원인으로 하여

반응도변화를 구하는 標準方法을 사용하여, 온도변화에 따른 일부의 반응도변화를 구하였다. 即 發中性子平均寿命 (Prompt Neutron Mean Life Time) 과 實效遲發中性子率 (Effective Delayed Neutron Fraction) 같은 動特性值가 1-D 동특성치 계산코드인 ARGOS¹⁵⁾에 의해 계산되었다. 계산에 사용된 코드가 (표. 3)에 있으며, 사용된 ABBN 25군 단면적 set를 2-D이상의 계산을 위하여, 1-D 확산코드로서 축약 (Collapsing)시키는 에너지군수가 (표. 4)에 있다. 본 보고서에서는 燃燒에 따른 핵특성변화가 계산되지 않았다. 연소에 따른 핵특성변화를 구하기 위해서는 연소계산 코드의 입력형태에 맞는 축약된 微視 (Micro-) 단면적 라이브러리 (Library)를 만들어야 한다. 1-D 확산코드 EXPANDA의 중성자속분포를 weighting 함수로 사용하여, 炉心の 각 영역에서의 각 원소에 대한 원하는 에너지군수의 축약된 微視斷面積을 계산하는 코드 EXP-COLAP를 만들었으며, 이를 사용되는 연소계산코드의 入力形態에 맞추는 단면적 라이브러리 作成작업이 남았다. (그림. 3)는 EXP-COLAP 코드의 Flow Chart를 보여준다.

라. 設計된 炉心体系

1) 炉心영역 및 사용된 物質

가) 炉心体系

노심의 수평 및 수직단면이 그림. 1과 그림. 2에 있다. 노심의 구조는 193개의 내부핵연료집합체, 171개의 외부핵연료집합체 및 24개의 制御棒集合체로 이루어졌으며 노심체적은 10,766 ℓ 정도이다. 각 炉心領域의 세부항목들이 (표. 5)에 있다.

나) 각 領域에서의 諸物質體積率
 각 炉心体系領域에서의 諸물질의 體積율 (Volume Fraction)이 (표. 6)에 있다.

다) 각 물질의 實效密度 (Effective Density)^{7,16,17,18)}

○ 理論的 밀도 (Theoretical Density), g/cm³

PuO₂ 11.45

(格子常数 (Lattice Constant.)

a = 5.3960 ± 0.0003 에서 계산)

UO₂ 10.96

(격자상수 a = 5.4704 ± 0.0002 에서
 계산)

PuO₂ - UO₂ 11.45 - 10.96(1-x)

(x : PuO₂ 의 무게 分率)

B₄C 2.385

○ 實效密度 (Effective Density)

炉心核燃料물질의 密度는 91.3 % 理論밀도이다. 핵연료의 實效밀도는 플루토늄의 함유량에 따른 2종류가 있으며, 플루토늄의 함유량 15.65 %인 내부핵연료와 플루토늄 함유량이 18.75 %인 외부핵연료의 實效밀도가 서로 다르다. 블랑켄핵연료의 밀도 95 % 이론밀도 (T.D.)로 이루어졌으며, 製禦棒에서의 B₄C의 理論밀도는 77.5 %로 구해졌다. 상온인 20 °C에서의 각 物質의 實效密度는 (표. 7.)에 있다.⁷⁾

○ 核燃料의 O/M 比

PuO₂ , 1.98

UO₂ , 1.98

○ 線形熱膨脹率 (Linear Thermal Expansion Rate)

선형열팽창율, 즉 각 物質의

$\int_0^T \alpha(t) dt$ 로 표시되는 선형열팽창율이 (표. 8)에 있다.

여기서 $\alpha(t)$ 는 온도에 따라 변하는 선형熱膨脹계수이다.

2) 物質의 構成

가) 炉心の 核燃料

○ 초기노심의 핵연료, 91.3 % T.D.

○ 내부핵연료

PuO₂ 15.65 (w/o)

Pu-239/240/241 = 48.95/36.55/14.50

UO₂ 84.35 (w/o) -0.2 % 감손우라늄

○ 외부핵연료

PuO₂ 18.75 (w/o)

Pu-239/240/241 = 48.95/36.55/14.50

UO₂ 81.25 (w/o) -0.2 % 감손우라늄

나) 블랑켄핵연료 95 % T.D.

U-235/238 = 0.2/99.8

다) 구조물 (Structural Material)

Type 316 Stainless Steel

316 S.S.의 구성물질중의 Mn은 断面積의 편의상 Fe로 대체되었으며, N와 B는 구성分率이 微量이라 무시되었다. Type 316 Stainless Steel의 구성성분은 다음과 같다.¹⁹⁾

C 0.057 (w/o)

Cr 17.7 (w/o)

Fe 66.043 (w/o)

Ni	13.4	(w/o)
Cu	0.18	(w/o)
Mo	2.26	(w/o)
Si	0.36	(w/o)

라) 制禦物質

B₄C, 77.5 % T.D.

B-10/11 = 90/10

B₄C의 농축은 제어봉에 대한 反應度値를 만족시키도록 해야 한다.

3) 各領域의 原子數密度 (Atomic Density)

各 영역의 원자수밀도 (Atomic Density)가 (표. 9)에 있다. Na를 제외한 모든 원소는 20°C에서의 원자수밀도이며, Na는 470°C에서의 원자수 밀도이다. Fission Chamber에서의 기체물질은 없는 것으로 하여 계산하였다.

4) 計算體系

계산에 사용된 체제는 2-D 실린더이다.

各 영역의 Dimension은 (그림. 4)~(그림. 6)에 있다.

마. 초기노심의 核的特性

1) 臨界特性

가) 炉心핵연료의 濃縮度等價

노심구성물질에서의 PuO₂의 질량은 프랑스의 1200 Mwe급 고속중식로인 Super-Phenix의 6310 kg이 사용되었으며, Pu 동위원소의 구성성분은 25에너지군의 ABBN 단면적 Set를 12에너지군으로 축약하여 2-D 拡散코드로 구해진다. 따라서 實效增

倍係數 (Effective Multiplication Factor)는 다음과 같은 단계로 결정되어진다. 여기서의 계산에는 制御領域의 제어봉집합체는 원자로 밖으로 뽑아져 있게된다.

○ 制御棒에 대한 反應度價值

제어봉은 원자로의 start-up, 出力증강, 정상운전에서의 연소에 따른 반응도감소를 相殺시킬 것이다. (표. 10)은 設計기준으로서의 Super-Phenix에서의 값으로 제어봉의 운용에 따라 상쇄되어야 하는 反應度변화의 값이다.

○ 設計된 体系의 K_{eff} 값

계산의 편의상 모든 제어봉이 뽑혀져 있는 상태에서 K_{eff} 의 값이 구해지며, 2-D 확산코드와 12에너지군의 축약된 ABBN 단면적을 이용하여 구해진 값은 $K_{eff} = 1.061$ 이다.

○ 核燃料濃縮度等價

핵연료에 대한 제반 자료가 표. 1에 있다. 결정된 플루토늄의 함유량은 다음과 같다.

$$\text{내부핵연료 } \text{PuO}_2 / (\text{PuO}_2 + \text{UO}_2) = 15.65 \text{ w/o}$$

$$\text{외부핵연료 } \text{PuO}_2 / (\text{PuO}_2 + \text{UO}_2) = 18.75 \text{ w/o}$$

나) 초기노심의 체적과 질량

연소에 따르는 과잉反應度 및 출력增強에 따르는 負反應度を 상쇄시킬 초기과잉반응도를 포함한 초기全出力에 대한 노심 체적은, 내부핵연료집합체 193개와 외부핵연료집합체 171개 및 제어봉집합체 24개를 포함한 총 388개의 集合체에 이르는 10.766ℓ 부피를 가지며 핵연료의 질량은 약 36,910 kg에 이른다. 핵연료에 대한 세부사항은 다음과 같다.

○ 초기 핵연료

핵연료체적	3,660 ℓ
핵연료질량	36,910 kg
PuO ₂	6,310 kg
UO ₂	30,600 kg
Pu	5,567 kg
U	26,975 kg
Pu/(U+Pu)	17.1 w/o
U-235	53.26kg
Pu-fissile	3,529 kg
Pu-fissile/Mwe	2.94kg/Mwe
Pu-fissile/Pu	63.4 w/o

○ 내부핵연료, 193 개 핵연료집합체

핵연료체적	1,941 ℓ
핵연료질량	19,570 kg
PuO ₂	3,060 kg
UO ₂	16,510 kg
Pu	2,700 kg
U	14,554 kg
Pu/(U+pu)	15.65 w/o
U-235	28.74 kg
Pu-fissile	1,712 kg
Pu-fissile/Pu	63.4 w/o

○ 외부핵연료, 171개 핵연료집합체

핵연료체적	1,719 ℓ
핵연료질량	17,339 kg
PuO ₂	3,250 kg
UO ₂	14,089 kg
Pu	2,867 kg
U	12,421 kg
Pu/(U+Pu)	18.75 w/o
U-235	24.52 kg
pu-fissile	1,817 kg
pu-fissile/Pu	63.4 w/o

다) 플루토늄 - fissile의 濃縮度변화에 따른 반응도변화는

$$\Delta k/k = 0.321 \Delta CH/CH \quad \text{여기서} \quad CH = \frac{\text{Pu-fissile}}{\text{Pu}}$$

2) 出力特性

출력특성의 다음항목들이 12 에너지군의 단면적 Set와

2 - D 拡散코드를 사용하여 계산되어졌다.

가) 각 領域에 해당하는 出力分布

나) 出力分布

다) 平均出力密度

라) 最大出力密度

마) 平均 比出力

바) 最大 比出力

계산을 편리하게 하기 위하여 가)에서 바)까지의 각 항목이,

원자로 각 지점에서 나오는 出力은 그 지점에서의 핵분열수에 비례한다고 가정되어졌다.²⁰⁾ 핵분열에 의해 나오는 감마선에너지도 그 지점에서 흡수된다고 가정되어졌으나, neutrino는 원자로 밖으로 流出된다고 가정하였다. 총 원자로출력은 3000 Mwt이다. (표. 11)는 설계된 초기노심의 출력특성을 보여준다. 노심의 중앙을 지나는 반경방향과 축방향의 출력분포가 (그림. 7) 및 (그림. 8)에 있다. 그림. 7에서 보여주는 바와같이 制御領域의 출력은, 핵분열물질이 없으므로 0이다.

3) 中性子束分布

중성자스펙트럼과 중성자속분포는 12에너지군의 단면적 set 와 2-D 확산코드로서 구해진다.

가) 중성자스펙트럼

다음사항의 중성자스펙트럼이 초기노심에 대하여 구해졌으며, (그림. 9)에서 보여준다.

- 노심중앙에서,
- 노심중앙을 지나는 반경방향의 노심끝부분에서,
- 炉心축방향의 아래블랑켈 끝부분에서,

각 領域의 평균중성자스펙트럼이 (그림. 10)에 있다. 평균 중성자스펙트럼은 다음의 방정식에 의하여 구해진다.

$$\frac{\int_K dv \int_{u_i}^{u_{i+1}} \phi(u) du}{\Delta U \int_K dv}$$

여기서, u_i : i 번째의 최소 lethargy

u_{i+1} : i 번째의 최대 lethargy

$$\Delta U = U_{i+1} - U_i$$

K : 각 영역

v : 체적

각 영역의 중성자스펙트럼은 全出力에서 normalize되었다.

나) 중성자분포

(그림. 11)와 (그림. 12)은 炉心中央을 지나는 반경 방향과 축방향의 중성자속분포를 보여준다. 각각의 分布는 노심의 全出力상태에서 normalize되었다.

다) 中性子束

平均 및 最大中性子束密度가 (표. 12)에 주어져있다.

각각의 값들은 全出力에서의 절대값들이다.

4) 增殖率 (Breeding Ratio)

증식비 BR (Breeding Ratio)는 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$BR = \frac{\sum_i^N \int_{\text{영역}} \{ \Sigma_{c_i}^{238}(r) + \Sigma_{c_i}^{240}(r) \} \phi_i(r) dr}{\sum_i^N \int_{\text{원자로}} [\Sigma_{a_i}^{235}(r) + \Sigma_{a_i}^{239}(r) + \Sigma_{a_i}^{241}(r)] \phi_i(r) dr}$$

여기서, N : 에너지군수

i : 각각의 에너지군

r : 원자로내의 각 지점

$\Sigma_{c_i}^{238}$: U-238의 i 에너지군에 대한 Macro-捕獲단면적

$\Sigma_{c_i}^{240}$: P-240의 i 에너지군에 대한 Macro-捕獲단면적

$\Sigma_{a_i}^{235}$: U-235의 i 에너지군에 대한 Macro-吸收단면적

$\Sigma_{a_i}^{239}$: P-239의 i 에너지군에 대한 Macro-吸收단면적

$\Sigma_{a_i}^{241}$: P-241의 i 에너지군에 대한 Macro-吸收단면적

이다. 증식비 (Breeding Ratio)는 노심외 연소계산이 수행된 후에 계산된다.

5) 動特性值 (Kinetic Parameters)

即發中性子平均壽命 (Prompt Neutron Mean Life Time), ℓ_p 와 實效遲發中性子率 (Effective Delayed Neutron Fraction), β_{eff} 가 1-D 동특성치 계산코드 ARGO로서 계산되어졌다. 삽입된 反應度 $\rho(T)$ 와 주기 T사이의 관계식이 다음 방정식을 이용하여 주어진다.

$$\rho(T) = \frac{\ell_p}{\lambda_{eff} T \beta_{eff}} + \sum_f \sum_i \frac{\beta_{eff,i}^f / \beta_{eff,f}}{1 + \lambda_i^f T}$$

여기서, $\beta_{eff,f}$ 와 ℓ_p 는 다음식으로 나타내어진다.

$$\beta_{eff,f} = \frac{\beta_f \int_g [\sum_f (\nu \Sigma_f)_f^g \phi_g] [\sum_g X_{d,f}^g \phi_g^*] dv}{\sum_f \int_g [\sum_f (\nu \Sigma_f)_f^g \phi_g] [\beta_f \sum_g X_{d,f}^g \phi_g^* + (1 - \beta_f) \sum_g X_p^g \phi_g^*] dv}$$

$$\ell_p = \frac{\int_g \sum_g (\phi_g \phi_g^* / \bar{V}_g) dv}{\sum_f \int_g [\sum_f (\nu \Sigma_f)_f^g \phi_g] [\sum_g X_p^g \phi_g^*] dv}$$

- 윗식에서의
- i : 에너지군
 - f : 핵분열성 물질
 - ν : 핵분열에서 나오는 중성자수 / 핵분열
 - Σ_f : Macro - 핵분열 단면적
 - λ^f : i 에너지군, f 핵분열성 물질의 붕괴상수

- g : 에너지군
- X_d : delayed 중성자스펙트럼
- X_p : prompt 중성자스펙트럼
- \bar{v}_g : g 에너지군의 평균중성자 속력

가) 即発中性子平均寿命, $\ell_p = 4.56 \times 10^{-7}$ sec

나) 実効遅発中性子率, $\beta_{eff.} = 0.0039$

6) 中性子 임폴턴스 (Neutron Importance)

neutron importance의 에너지스펙트럼과 space 분포도가 25 - 에너지군의 ABBN 단면적 Set와 1 - D 계산코드의 adjoint 방정식을 사용하여 구해졌다. (그림. 13)와 (그림. 14)은 중성자 importance의 에너지스펙트럼과 space 분포도를 보여준다.

7) 온도 및 출력계수

가) 온도계수

$K_{eff.}$ 의 온도계수는 섭동(Perturbation)코드를 사용하여 계산된다. Doppler 효과, 밀도변화, 체적율변화와 System size 변화에 따르는 각각의 반응도변화가 계산되며 등온온도계수는 상기의 반응도변화값을 사용하여 구해진다. 계산에는 다음 항목들이 고려된다.

- 核燃料膨脹
- 冷却材膨脹
- 構造物膨脹

위와같은 炉心내의 온도증가에 따른 각 물질의 팽창에 의한 반응도변화 이외에, 炉心の 온도증가에 따라 중성자에 상대적으로 단면적이 변하여 반응도에 변화를 일으키는 Doppler 효과가 있다.

본 報告書에서는, 炉心 및 블랑꼴의 온도증가에 따른 諸 물질의 공명영역에서의 단면적변화를, ABBN 단면적 Set의 自己遮蔽因子 (Self-Shielding Factor)를 적절히 변화시켜줌으로써 구하였다. 이 단면적과 1-D 확산코드를 사용하여 구한 값은 $750^{\circ}\text{K} \rightarrow 1500^{\circ}\text{K}$ 사이에서의 Doppler계수는

$$DC = -1.071 \times 10^{-5} \Delta K/K (^{\circ}\text{C})^{-1}$$

(Doppler Coefficient)

이다.

나) 소듐 Void 效果

300°K 에서의 노심 및 블랑꼴에서 소듐의 밀도를 변화시켜서 K_{eff} 의 값을 비교하는 계산결과가 (표. 13)에 있다. 계산은 1-D 확산코드와 25 에너지군의 ABBN 단면적 Set을 사용하였다.

다) 出力계수

본 報告書에서는 出力계수가 구해지지 않았다. 出力계수는 다음과 같은 사항들을 고려하여 구할 수 있다. 炉心の 全出力상태에서의 온도분포와 핵연료집합체의 휨 (Bowing)을 고려하며, 반응도변화는 出力에 비례한다고 가정한다.

○ 全出力상태에서의 온도분포

노심의 핵연료, 냉각재, 구조물, 핵연료피복재 등이 고려된다. 블랑꼴 및 핵연료의 높은 온도에 주의한다.

○ 核燃料集合体の 휨 (Bowing)은 출력증강에 따른 불균형한 온도분포에 의해 일어난다고 예상되며, 핵연료집합체의 휨에 따른 반응도변화의 효과는, 계산의 편의상, 반경방향으로 일정하게 팽창하는 것으로 가정하는 것이 좋다.

○ 出力계수의 계산

출력계수는 다음항목을 합한다.

- ① Doppler 계수
- ② 핵연료팽창
- ③ 냉각재팽창
- ④ 구조물팽창

바. 制御棒 (Control Rod)

1) 제어봉의 概要

設計된 초기炉心은 24개의 制御棒集合体에 의해 제어된다. 制御体系는 (표. 14)에 있다. 모든 제어봉은 B₄C로 만들어지며 모양은 클러스터 (Cluster)형이다. 제어봉의 반응도係數, 배열 및 제어봉수는 다음 조건을 만족시킨다.

가) 제어봉 하나가 원자로의 정상운전시에, 원자로에 미치는 반응도係數는 1 \$보다 작은 값이다 (即 零中性子臨界를 고려).

나) scram시에 Safety 제어봉집합체가 삽입되지 않더라도 원자로는 Main 제어봉에 의해 정지하도록 해야한다.

다) Safety 제어봉집합체의 반응도係數는 충분히 커야한다. 등으로 設計기준으로서의 出力增強에 의한 반응도감소는 약 3.3 \$이며, 연소에 따른 반응도 감소는 약 8.0 \$ 정도이다. 따라서 Main 제어봉의 반응도係數는 11.3 \$ 이상이어야 하며, 여기에 安全을 위한 과잉반응도 10 \$ 정도를 고려한다면, 제어봉의 반응도係數는 대략 21 \$ 이상이어야 할 것이다. 제어봉의 配列은 (그림. 15)에 있다. 초기상태로 부터 nominal 出力상태까지의 출발은 Main 제어봉을 조금씩 노심내에서 뽑아냄으로서 시작된다. Stationary

상태의 出力변화와 연소에 따른 반응도감소는 Main 제어봉에 의해 조절된다. 21개의 내부와 외부 Main 제어봉의 實效(Effective) 길이는 (표. 15)에서 보여주는 바와 같이 노심높이보다 약간 길다. 이것은 반응도値와 노심의 出力을 平平(flattening)하게 하는 것을 고려하여 결정된다. 원자로의 Scram시에 Safety 제어봉은 뽑아진 상태에서 노심의 밑바닥까지 신속히 떨어질 것이다. 떨어질 당시의 충격에 의한 탄성운동효과는 α cm의 범위내에서 일어날 것이며, α 는 약 30 cm 정도로 고려된다. 제어봉의 最大引出 위치는 노심의 윗부분 가장자리가 되도록 설계된다. 이것은 원자로의 scram 당시 원자로에 餘의 반응도상입율을 더 크고 신속히 하기 위해서다. 이러한 위치결정은 殘餘反應度(Residual Reactivity)와 B^{10} 의 연소 및 熱生産 등의 복합적인 分析을 통해 결정된다. (표. 16)에는 Main 제어봉 구성의 체적율을 보여준다 B^{10} 을 90% 함유한 B_4C 의 T.D.는 약 2.385 g/cm^3 이며, 설계에서는 약 1.85 g/cm^3 값이 사용되었다. 제어봉이 소더움 속을 약 2 g/cm^3 의 중력가속에 의해 빨리 떨어지는 것은 무리이며, 또한 B_4C 의 열전도도는 매우 낮기 때문에 제어봉 내부의 온도가 너무 높아지므로, 제어봉의 운전속도에는 적당한 제한이 있어야 한다. 즉 제어봉에 의한 반응도의 삼입율은 제한이 있다.

2) 制禦棒의 核的設計

가) 設計條件

핵적설계조건은 (표. 17)에 있다. 이 조건을 만족시키는 B^{10} 의 농축값이 계산된다. 제어봉의 삼입에 따르는 반응도 계산은 제어봉 상호간의 간섭(Interference) 효과를 고려하여 수행된다. 반응도値 1%은 $0.39 \Delta k/k$ 에 해당되는 값이다.

나) 計算방법

열중성자로에 비교하여 고속중성자로에서는 B^{10} 의 중성자 흡수단면적이 매우 작기 때문에 제어봉에서 큰 중성자속降下가 일어나지 않는다. 90% B^{10} 농축인 Main 제어봉이 삽입된 계산이 (그림. 16)과 (그림. 17)에서 보여주는 것처럼 2-D의 R-Z 구조와 X-Y 구조에서 수행되었다. 제어봉을 횡단하는 중성자속이 (그림. 18)에 있다. 제어봉에서의 중성자속의 降下(Flux Depression)가 별로 크지 않기 때문에 확산 근사치 계산법이 제어봉의 반응도値 계산에 사용되었다. 서로 다른 제어봉의 간섭효과가 2-D X-Y 계산에 의해 구해졌다. 또한 B^{10} 의 농축의 근사치가 1-D 계산코드와 ABBN 단면적 Set로서 구해졌으며, 2-D 계산을 위하여 ABBN 25군 단면적 Set는 1-D의 스펙트럼 weighting에 의하여 12에너지군으로 축약되었다. 축약되는 에너지간격은 앞서의 표. 4에 있다. Main 제어봉에 의하여 원자로의 出力증강에 따른 약 3.3%와 연소에 따른 약 8%의 반응도감소를 상쇄한다.

3) Main 制御棒

Main 제어봉의 体積率과 원자로내의 위치가 표. 15와 그림. 17에 있다. 2-D X-Y 계산에 의한 1개의 제어봉집합체의 반응도値와 B_4C 의 밀도사이의 관계가 (표. 18)에 있다. 制御棒은 B_4C 의 밀도가 높을수록 반응도値가 더 크다. B^{10} 이 90% 농축된 B_4C 의 밀도가 77.5% T.D.인 제어봉과 95% T.D.인 제어봉의 삽입에 따른 제어봉집합체 하나당의 간섭효과를 고려하지 않은 反應度値의 차이는, 77.5% T.D.를 기준으로하여 내부제어봉은 약 2.6%, 외부제어봉은 약 3.6%의 차이를 표. 18

이 보여주고 있다. Main 제어봉은 원자로 Shut-down 시의 탄성 효과 및 운전의 편의를 고려하여 노심높이보다 30 cm 정도 더 긴 130 cm의 높이를 가지고 있다. 2-D X-Y 계산에 의한 반응도 값은 (그림. 19)의 ρ_i 에 해당한다. 제어봉길이에 해당하는 반응도 값의 수정은 ρ_{act}/ρ_i 를 곱해주므로써 구해진다. 최대인출 위치에 대한 수정은 ρ_{st}/ρ_{act} 를 곱해주므로써 이루어진다. 결과적으로, 2-D X-Y 계산으로 얻어진 반응도 값 ρ_{X-Y} 는

$$\rho_{eff.} = \rho_{X-Y} (\rho_{act}/\rho_i) (\rho_{st}/\rho_{act})$$

에 의하여 효율적인 값으로 수정된다. ρ_{st}/ρ_{act} 는 B^{10} 의 농축에 따라 다소간 변하며 90% B^{10} 농축인 B_4C 의 実効密度가 1.85 g/cm^3 에서 약 0.9787이다. 制御棒의 최대인출위치와 원자로 外部로 제어봉을 뽑아내는 두가지 경우의 차이는 반응도 증가 면에서 약 2.18%의 차이를 가지고 있다. 위의 수정에 의한 내부제어봉과 외부제어봉의 実効反應度値 계산 결과는 (표. 19)가 보여준다. 2-D X-Y 계산에 의하여 제어봉들사이의 간섭효과를 고려한 반응도 값은, 모든 제어봉을 삽입하였을때에 약 39% 정도의 과잉반응도를 보여준다. 표. 19에서의 제어봉反應度値는, B_4C 의 実効密度가 77.5% T.D.인 경우에 총반응도가치는 22.5%이며, 95% T.D.인 경우에는 24.5%이다. 여기에 모든 제어봉이 삽입되었을 경우의 간섭효과로 39% 정도의 과잉반응도를 고려한다면, 77.5% T.D.인 경우에는 21개 Main 제어봉의 총반응도 값은 31.3%이며, 95% T.D. 경우에는 34.1%이다. 설계기준으로서의 총반응도가치는 29%이며, B_4C 의 実効密度가 77.5% T.D.인 경우에서의 계산 결과는 약 8%의 과잉반응도 값을 보여준다. 그러나

본 報告書의 계산에서는, 계산의 편의상 制禦棒集合體를 집합체영역 내에서 均質한 물질로 이루어졌다는 가정하에서 계산이 수행되었다. 즉 제어봉영역내에서 B₄C가 균질하게 分布함으로써, 실제의 B₄C가 차지하는 부피영역보다 넓게 分布된 상태에서 계산이 이루어졌으며, 실제로 제어봉이 가진 反應度値보다 과잉된 값으로 계산결과가 나왔을 것이다. 이의 수정을 위해서는 큰 규모의 컴퓨터에 의한 보다 자세한 계산이 필요하다. 2-D R-Z 계산에서 모든 제어봉을 삽입한 상태에서의 제어봉에 대한 평균반응도値는 1.62 \$/Rod을 나타내며, 이와같은 R-Z 계산에서의 크게 과잉된 간섭효과는, 제어봉이 핵연료를 완전히 둘러싸는 円形구조로 계산되었기 때문이다. 따라서 그림. 16에서 보여준 炉心體系를 그림. 17과 같은 2-D R-Z 계산으로 구한 반응도値를 정확하다고 할 수 없으며, X-Y체계에서의 계산결과를 R-Z체계로 수정하는 위와같은 계산방법이 바람직하다.

4) Safety 制禦棒

본 報告書에서는 Safety 제어봉에 대한 계산이 수행되지 않았다. Safety 제어봉은 원자로의 긴급사고시에 Main 제어봉에 의한 원자로 긴급運轉停止를 지원하는 역할로서 큰 反應度値를 필요로 한다. 제어물질로는 90% B¹⁰으로 濃縮된 B₄C를 쓰며, B₄C의 양을 결정하는 계산방법은 Main 제어봉에 대한 계산방법과 다를 바가 없다. 계산방법으로는 처음에 1-D 계산으로써 설계조건을 만족시키는 반응도値를 구한다. Safety 제어봉의 반응도値는, Safety 제어봉의 역할이 Main 제어봉에 의한 원자로의 Shut-down 지원이므로, Main 제어봉이 모두 원자로속에 삽입된 상태에서 계산되어야 한다. 1-D 계산결과를 근거로 하여 2-D 계산으로

써 자세한 계산을 수행하는 것이 바람직하다.

5) 制裂棒의 위치에 따른 效果

21개의 Main 제어봉이 그림. 17에서 보는 바와같이 배열되어 있다. 내부제어봉은 외부제어봉보다 반응도係數가 더 크다 X - Y 계산에서의 결과는,

$$\rho(\text{내부}) / \rho(\text{외부}) = 2.07 \text{이다.}$$

이 값은 90% B¹⁰ 농축의 B₄C 実效密度가 77.5% T.D.인 제어봉에 대하여 구해진 값이다.

6) 制裂棒에서의 B₄C의 效果

B¹⁰ 없이, 즉 모두가 B⁰으로 이루어진 제어봉이 원자로 속으로 삽입될 때 양(positive)반응도가 주어진다. 왜냐하면, B⁰의 흡수斷面積은 거의 0에 가까우며, B⁰의 탄성산란斷面積(Elastic Scattering Cross Section)은 탄소와 유사하다. 따라서 이러한 棒의 삽입은 중성자스펙트럼을 약간 약화(Soften)시키며 약간의 負반응도를 주게되나, 제어봉영역에서의 강한 反射(reflection)效果에 의한 중성자 流出效果의 감소가 보다 더 큰 효과를 나타낸다. 결과적으로 K_{eff}의 값은 대체로 커진다.

7) B¹⁰ 및 核燃料의 燃焼에 따른 效果

B¹⁰ 과 중성자의 반응에 의한 제어봉의 반응도係數의 감소와 핵연료의 연소에 따른 炉心の 반응도係數의 변화를 고려해야 한다.

8) 制裂棒의 寿命

제어봉의 핵적 및 기술적인 특성은 여러요인들에 의하여 사용된 시간에 따라 변한다. 사용제한조건에 영향을 미치는 수치들로서 다음의 항목들이 있다.

- 가) B¹⁰의 燃燒에 따른 제어봉의 반응도價值 감소
- 나) B¹⁰의 연소에 따른 B₄C 펠렛 (pellets)의 膨潤 (swelling)
- 다) 핵연료의 연소에 따른 반응도 worth의 변화
- 라) 정상 및 Scram 운전에 따른 損傷 (damage)
- 마) 제어봉 구조물질의 방사선 損傷
- 바) 소듐에 의한 腐蝕 (Corrosion) 및 blockage

사. 燃燒特性 (Burn-up Characteristics)

본 報告書에서는 燃燒特性계산이 수행되지 않았다. 연소특성 계산이 수행되기 위해서는 연소계산코드와 Micro - 단면적 라이브러리가 주어져야 한다. 燃燒계산을 수행하기 위하여 금년에 수행한 작업은, 26군의 ABBN 단면적 라이브러리를 2 - D 이상의 연소특성계산을 수행하기 위하여 축약시키는 (연구소 컴퓨터의 기억량으로는 26에너지군의 단면적을 사용할 수 없음) 1 - D 축약계산 코드 EXP-COLAP을 만들었으며, 이 계산코드의 계산결과를 연소계산 코드 (CITATION)의 入力형태에 맞추는 작업을 수행중이다. Micro - 단면적 축약코드인 EXP-COLAP의 모델은 EXPANDA-4를 사용하였으며, 계산의 Flow Diagram은 그림. 3에 있다. 본 報告書의 概念設計에서 핵연료는 2종류가 있다. 내부핵연료는 15.65 a/o pu-fissile으로, 외부핵연료는 18.75 a/o pu-fissile이 함유된 91.3% T.D.의 UO₂-PuO₂ 혼합핵연료이다.

이와같은 핵연료를 사용한 연소특성계산은 다음항목들로서 이루어진다.

1) 核燃料 교체 계획

여러 핵연료교체계획이 고려될 수 있다. 최적의 핵연료

교체계획은 設計된 炉心체계의 각 수치에 대한 weighting 함수를 적절하게 곱하여 구해질 수 있으며, 이러한 수치들로는 시간을 고려한 적분된 (Integrated) 臨界質量, 熱水力学的 特性值들 및 核燃料管理의 편익성 등등이다. 이들 수치들은 경제적인 관점과 안전 및 핵연료관리를 위한 분야에 매우 큰 역할을 하며, 이들 수치들에 대한 계산은 핵연료 관리의 편익상 강조되는 핵연료 교체계획을 가장 명확하게 하기 위하여 수행된다.

2) 反應度相殺 (Reactivity Compensation)

연소에 따른 반응도감소는 21개의 Main 제어봉에 의하여 보상된다.

3) 계산방법

연소계산은 핵연료교체와 원자로의 反應度補償 (Compensation)을 고려하여 수행될 수 있으며, 임계계산을 위한 확산코드와 연소계산코드 및 축약된 단면적 라이브러리를 사용한다. 본 보고서의 설계된 炉心に 대한 계산모델이 그림. 16 및 그림. 17에 있다.

4) 핵특성변화

臨界質量, 임계体積, 增殖比 등의 연소와 핵연료교체에 따르는 핵특성변화 및 이러한 변화를 다루는 연소과정의 분석을 위한 항목들은 다음과 같다.

가) 燃焼度와 反應度변화

반응도변화는 최대연소도와 핵연료교체를 고려하여 계산되어야 한다. 각각의 핵연료에 대한 반응도변화가 계산되어야 하며, 이는 pu -fissile 함량에 따라 다를 것이다.

나) 燃燒度와 핵연료구성核種의 原子密度 (Atomic Density) 변화

연소도 B a/o는 다음과 같이 정의된다.

$$B(r, t) = \frac{\sum_m \{ N^m(o, r) - N^m(t, r) \}}{\sum_m N^m(o, r)} \times 100 \text{ a/o}$$

여기서 $m : P_u-239, 240, 241, 242, U-235, 236, 238$ 이며 이들의 원밀도 (Atomic Density)는 $N^m(r, t)$ 이다.

각각의 핵연료 layer에서의 평균 및 최대연소도를 구해야 하며, 연소도변화의 크기는 연소시간이 지남에 따라 감소하리라 예상된다.

다) 臨界特性변화

초기단계의 고속증식로에서의 炉心增殖炉는 적으므로, 노심의 총 fissile 核種量은 연소에 따라 적어진다. 따라서 임계체적은 커져야 한다. fissile 및 fertile 核種의 구성비는 fissile 및 fertile 핵종의 反應率 (Reaction Rate)이 다르므로 인하여 연소에 따라 변하며 따라서 增殖比도 연소에 따라 변한다. 임계질량, 임계체적, 증식비 등의 임계특성이 계산되어야 하며, 증식비는 다음과 같이 표현된다.

$$B.R. = \frac{\int_E \int_{R_i} \sum_c^{fertile} \phi \, dE dV}{\int_E \int_R \sum_a^{fissile} \phi \, dE dV}$$

여기서 R은 원자로를 나타내며 R_i 는 원자로내의 ;영역을 나타낸다.

라) 出力分布 변화

일정한 出力에서의 위치에 따른 出力分布는 연소나 핵 연료 교체에 따라 변한다.

마) 스펙트럼 변화

원자밀도 (Atomic Density) 변화에 대한 계산결과로부터, Ba/o 연소에 대한 fissile 핵종의 원자밀도 변화는 Ba/o가 클 수록 클 것이다. 따라서 炉心에서의 스펙트럼 변화가 계산되어야 한다.

5) 핵특성에 대한 제어봉이 미치는 효과

炉心속으로 삽입된 제어봉을 고려한 체제와 제어봉이 없는 炉心체제를 비교분석함으로써 구해진다. 분석되는 항목은 다음과 같다.

가) 스펙트럼

나) 중성자속

다) 出力分布 (Peaking Factor 포함)

라) 增殖比, 등이며

계산이 수행되기 이전에, 계산을 수행하기 위한 出力 목표, 연소에 따른 반응도 감소, 축방향에서의 고려 등이 결정된 계산체제 및 계산방법이 정해져야 한다.

아. 核設計 계산의 結論

본 報告書의 핵설계계산은, 高速增殖炉의 일반적인 항목이 원자력연구소의 고속증식로에 대한 技術現況分析報告書에 의하여 決定되고, 設計작업을 수행하기 위한 細部항목들이 프랑스의 Pool형 대형 고속증식로 Super-Phenix (1200 Mwe)에서의 설계치를 基準으

로하여 설정된 炉心体系에 대하여 수행되었다. 설계된 炉心体系 및 계산결과의 주요특성치들이 표. 1, 표. 2 및 그림. 1, 그림. 2 등에서 보여준다. 사용된 균정수는, 각국에서 고속증식로에 대한 기본적인 설계작업에서 사용되거나, 또한 자국의 평가핵자료와의 비교분석을 위해 사용되는 ABBN 群定数 Set (26 에너지群)을 사용하였다. 본 報告書에서는 核設計계산의 모든 특성치들이 계산되지는 못하였으며, 설계된 노심에 대한 완전한 分析을 위해서는 다음과 같은 항목이 추가로 구해져야 한다.

1) 臨界特性

가) Material 臨界조정 코드에 의한 0出力에서의 炉心 제 특성을 구한다.

나) 정상출력 운전시에, 각각의 核燃料集合体에 대한 反應度値를 구한다.

2) 燃燒特性계산을 통한 增殖比계산이 이루어져야 한다.

3) 動特性계산코드를 이용한, 원자로 過渡現狀에 대한 分析이 이루어져야 한다.

4) 중성자 Danger 係수와 2 - D 계산을 통한 정확한 중성자 Importance 계산이 이루어져야 한다.

5) 온도 및 출력계수를 섭동코드를 이용하여 정확히 구한다.

가) 온도계수를 Doppler 효과, 밀도변화, 체적율변화와 炉心体系의 크기변화에 따르는 각각의 온도계수를 구한다.

나) 위의 온도계수에 의한 정확한 출력계수를 구한다.

다) 섭동코드에 의한 Sodium-Void 계수를 구한다.

6) 制禦棒계산에서의 Safety 제어봉에 대한 계산 및 핵연료의 연소에 따른 효과 및 제어봉의 연소에 따른 제어봉수명

이며 設計基準으로는

첫째 最大核燃料棒温度 (Hot Spot 温度)는 115% 過出力인 경우에도 넘지 않아야 하며,

둘째 燃料棒被覆材 最大温度는 正常狀態에서 620℃를 초과하지 않고 hot spot 温度도 700℃를 초과하지 않아야 한다.

上記의 두가지 基準中 첫번째 基準은 初期炉心の 경우를 計算하였기 때문에 本 計算에서는 적용시키지 않았다.

나. 設計基準

原則的인 設計制限條件은 LMFBR의 技術現況分析報告書¹⁾ 3장에 주어진 熱水力學的 設計條件을 적용하였으며 앞에서 記述한 設計基準에 따라 計算하였다. 一次系統의 펌프特性에서 방출펌프헤드 (Discharged Pump Head)가 395℃에 63 m·Na 이므로 压力降下가 이보다 적게 일어나도록 流量을 決定하였다.

1) 單位 cell內에서의 温度分布⁸⁾

單位 cell 이라함은 核燃料集合体内에 271개의 核燃料棒중에서 한개의 燃料봉을 고려하여 그 주위로 흐르는 冷却材를 일컫으며 單位 cell 내의 冷却材는 다른 單位 cell 내로 흘러나가거나 흘러들어오는 것을 고려치않는, 즉 混合效果 (Mixing Effect)가 없다는 가정하에서 計算에 사용되는 物理的 常數는 入口와 出口温度의 平均温度에서의 값을 사용한다.

가) 冷却材温度

冷却材温度는 冷却材의 엔탈피 (Enthalpy)를 이용하여 계산하였다. 炉心入口에서의 冷却材엔탈피를 H_{ci} 라 하면

$$H_{ci} = H_i + \frac{Q_1 / F_2^N \cdot L_c \cdot P_{ab} / P_c}{2 W_w} \quad (1)$$

로 주어지며 여기서,

H_i : 原子炉入口의 冷却材엔탈피

Q_l : 核燃料棒의 最大線出力密度 (Maximum Linear Heat Rate)

P_c : 炉心出力 L_c : 炉心길이

W_w : 单位 cell 내의 冷却材流量 P_{ab} : 軸方向 블랑켈의 出力

F_z^N : 軸방향 peaking factor 이다.

炉心내의 核燃料棒의 軸方向 出力分布는 chopped cosine 型으로 ⁷⁾ 볼 수 있으므로 軸方向 Peaking factor F_z^N 은

$$F_z^N = \frac{\pi L_c}{2 L_e \sin(\pi/L_e \cdot L_c/2)} \dots\dots\dots (2)$$

로 주어지며 L_e 는 외삽노심길이이다. 한편 半径方向 블랑켈核燃料에서는 軸方向 出力分布와 軸方向 peaking factor는 数值解析的으로 취급해야 한다.

炉心出口에서의 冷却材 엔탈피 H_{co} 는

$$H_{co} = H_i + \frac{(Q_l/F_z^N) \cdot L_c [1 + \frac{1}{2} \frac{P_{ab}}{P_c}]}{W_w} \dots\dots\dots (3)$$

이 되며 核燃料棒上端에서의 冷却材엔탈피 H_o 는

$$H_o = H_i + \frac{(Q_l/F_z^N) \cdot L_c [1 + P_{ab}/P_c]}{W_w} \dots\dots\dots (4)$$

의 관계식이 된다. 노심내의 軸方向 位置에 따른 冷却材엔탈피의 分布는

$$H(z) = H_{ci} + \frac{1}{2}(H_{co} - H_{ci}) \left[1 + \frac{\sin(\pi z/L_e)}{\sin(\pi L_e/2L_e)} \right] \dots (5)$$

의 관계식을 가지게 되며 $H(z)$ 로 부터 冷却材温度 $T_f(z)$ 를 구할 수 있다.

나) 被覆材 表面温度

炉心中央에서 被覆材表面温度와 냉각재온도의 차이를 ΔT_{fc} 라 하면,

$$\Delta T_{fc} = (Q_L / h_{fc} \cdot \pi \cdot D_{co}) \dots \dots \dots (6)$$

으로 주어지며 여기서,

D_{co} : 被覆材外部直径 h_{fc} : 冷却材와 被覆材表面사이의 film temperature coefficient이다. 이로부터 皮복재 표면온도 $T_{co}(z)$ 는

$$T_{co}(z) = T_f(z) + \Delta T_{fc} \cdot \cos(\pi z/L_e) \dots \dots \dots (7)$$

의 관계식으로부터 구할 수 있다.

다) 被覆材平均温度

炉心中央에서 皮복재 외부표면과 내부표면의 온도차이를 ΔT_{ci} 이라 하면,

$$\Delta T_{ci} = Q_L \cdot \ln(D_{co}/D_{ci}) / 2\pi \cdot K_{ci} \dots \dots \dots (8)$$

이고 여기서 D_{ci} 는 皮복재의부직경을 나타내고 K_{ci} 은 皮복재의 熱伝導係수이다. 따라서 被覆材内部表面温度 $T_{ci}(z)$ 는 $T_{co}(z)$ 와 ΔT_{ci} 로 부터

$$T_{ci}(z) = T_{co}(z) + \Delta T_{ci} \cdot \cos(\pi z/L_e) \dots \dots \dots (9)$$

이며 皮복재의 평균온도 $T_{cm}(z)$ 는

$$T_{cm}(z) = T_{co}(z) + \frac{1}{2} \cdot \Delta T_{ci} \cdot \cos(\pi z/L_e) \dots \dots \dots (9)$$

이다.

라) 核燃料 表面温度

被覆材内部表面温度와 核燃料表面温度와의 차이를 ΔT_{gp} 라 하면,

$$\Delta T_{gp} = Q_1 / h_{gp} \cdot \pi \cdot D_{fs} \dots\dots\dots (10)$$

이고, 여기서 h_{gp} 는 gap conductance, D_{fs} 는 핵연료직경 이다. 따라서 핵연료표면온도 $T_{fuo}(z)$ 는 ΔT_{gp} 와 T_{ci} 로부터,

$$T_{fuo}(z) = T_{ci}(z) + T_{gp} \cdot \cos(\pi \cdot z / L_e) \dots\dots\dots (11)$$

이다.

마) 核燃料 中央温度

LMFBR의 核燃料棒은 일반적으로 中央部位에 void영역이 형성되며, 온도의 상승에 따라 (그림. 21)과 같이 3영역이 생긴다. 燃燒에 따라 온도가 상승하게 되면 영역 I, II는 多孔質(Porosity)이 中央으로 이동하게 되어 密度가 증가하며, 따라서 영역 I은 columnar grain, 영역 II는 equiaxed grain이 형성되고 영역 III은 加工時의 밀도를 유지하게 되며 따라서 영역 I, II는 熱傳導度가 좋아지게 된다.²¹⁾ 본 계산모델에서는 가공시의 密度를 사용하고 中央에 void영역(Hollow)을 고려하여 핵연료 中央温度를 구하였다. 核燃料의 熱傳導度를 $K_f(T)$ 라 하면 연료중앙부위의 온도 $T_{fh}(z)$ 는 다음 관계식을 이용하여 구할 수 있다.²²⁾

$$\int_{T_{fs}(z)}^{T_{fh}(z)} K_f(T) dT = \{Q_1 \cdot \cos(\pi z / L_e) / 4\pi\} \left[1 - \frac{2 \cdot D_{fh}^2}{(D_{fs}^2 - D_{fh}^2)} \ln(D_{fs} / D_{fh}) \right] \dots (12)$$

여기서 D_{fh} 는 hollow의 直径을 나타낸다. 115%의 過出力상태

에 있으므로 핵연료 중앙온도는 식 (12)의 Q_f 에 1.15배하여 구할 수 있다. mixed oxide 연료 (80% UO_2 와 20% PuO_2)의 熱伝導度 $K_f(T)$ 는²³⁾

$$K_f(T) = 1.133[(0.78 + 0.02935T)^{-1} + (6.6 \times 10^{-13} T^3)] \cdot$$

$$(1 - P_o) / (1 + P_o + 10P_o^2) \dots \dots \dots (13)$$

으로 주어지며, $K_f(T)$ 는 열전도도 ($W/cm^{\circ}K$), P_o 는 fractional porosity, [$P_o = 1 - (\% T.D. / 100)$]이며 T 는 절대온도 ($^{\circ}K$)이다.

바) 熱伝導관계식

液体金屬을 冷却材로 사용하는 燃料棒集團의 熱伝導관계식은 다음과 같은 관계식을 사용하였다.²⁴⁾ rod pitch를 P_i , 연료봉의 외부직경을 D_{co} 라 하면,

① $1.15 \leq P_i / D_{co} \leq 1.3$, $10 \leq P_e \leq 5000$ 인 경우
 $N_u = 4.0 + 0.33(P_i / D_{co})^{3.8} (P_e / 100)^{0.86} + 0.16 \cdot$
 $(P_i / D_{co})^{5.0} \dots \dots \dots (14)$

② $1.05 \leq P_i / D_{co} \leq 1.15$, $150 \leq P_e \leq 1000$ 인 경우
 $N_u = [-16.15 + 24.96(P_i / D_{co}) - 8.55(P_i / D_{co})^2] \cdot$
 $(P_e)^{0.8} \dots \dots \dots (15)$

③ $P_e \leq 150$ 인 경우
 $N_u = 4.50[-16.15 + 24.96(P_i / D_{co}) - 8.55(P_i /$
 $D_{co})^2] \dots \dots \dots (16)$

이고, 여기서의 P_e 는 Peclet number, R_e 는 Reynolds number을 나타낸다. 식 (14), (15), (16)을 이용하면,

$$h_{film} = N_u \cdot K_{cool} / D_e \dots \dots \dots (17)$$

로 부터 film temperature coefficient, h_{film} 을 얻을 수 있다. 윗식의 K_{cool} 은 冷却材熱伝導度, D_c 는 水力学的 等価直径이다 한편 gap의 熱伝導係數 h_{gh} 는 피복재와 연료봉사이의 gap가스에 의한 열전달과 접촉점으로 인한 열전달의 합으로 나타낼 수 있지만 LMFBR의 경우에 적용하고 있는 관계식²⁶⁾

$$h_{gp} = 2.21 + 12.25 / \{0.61 + (x + 0.000132) / K_{gas}\} \quad (\text{Btu}/\text{h} \cdot \text{in}^2 \cdot \text{F}) \dots\dots\dots (18)$$

을 이용하였으며 여기서 x 는 gap width, K_{gas} 는 gas의 熱伝導度를 나타낸다.

2) hot spot 温度分布

hot spot factor는 LMFBR에서 일반적으로 쓰이고 있는 semistatistical方法²⁶⁾을 사용하여 처리하였으며 이때에 사용된 hot spot factor는 (표. 21)과 같다. hot spot factor를 非統計的 因子와 統計的 因子로 分離하여 冷却材의 엔탈피증가, film, 피복재, gap, 연료, heat flux 등에 대한 각각의 非統計的 因子를 $F_{en}, F_{fm}, F_{cd}, F_{gp}, F_{fl}, F_{ht}$ 로 나타내고, 統計的 因子를 $F_{sen}, F_{sfm}, F_{scd}, F_{sfl}, F_{sht}$ 로 나타내면 各成分別 hot spot 温度는 다음과 같이 주어진다.

가) 冷却材의 hot spot 温度 $T_f'(z)$

$$T_f'(z) = T_f(z) + \Pi_i F_{en, i} \cdot \Delta T_f(z) \cdot \left[1 + \sqrt{\sum_i (F_{sen, i} - 1)^2}\right] \dots\dots\dots (19)$$

나) 被覆材의 中央壁 hot spot 温度 $T_{cm}'(z)$

$$T'_{cm}(z) = T'_f(z) + \Pi_i F_{ht, i} \cdot \Delta T_{fc}(z) \left[1 + \sqrt{\sum_i (F_{sfm, i} - 1)^2 + \sum_i (F_{sht, i} - 1)^2} \right] + \Pi_i F_{cd, i} \cdot \frac{\Delta T_{cl}(z)}{2} \left[1 + \sqrt{\sum_i (F_{scd, i} - 1)^2 + \sum_i (F_{sht, i} - 1)^2} \right] \dots\dots (20)$$

다) 燃料中央 hot spot 温度 $T'_{fh}(z)$

$$T'_{fh}(z) = T'_{ci}(z) + \Pi_i F_{gp, i} \cdot \Pi_i F_{ht, i} \cdot \Delta T_{gp}(z) \left[1 + \sqrt{\sum_i (F_{sgp, i} - 1)^2 + \sum_i (F_{sht, i} - 1)^2} \right] + \Pi_i F_{fl, i} \cdot \Pi_i F_{ht, i} \cdot \Delta T_{fuel}(z) \cdot \left[1 + \sqrt{\sum_i (F_{sfl, i} - 1)^2 + \sum_i (F_{sht, i} - 1)^2} \right] \dots\dots (21)$$

로 주어지며 $T'_{ci}(z)$ 는 (20)식에서 $\Delta T_{cl}(z)/2$ 를 $\Delta T_{cl}(z)$ 로 치환하여 얻을 수 있으며, 식(21)의 $\Delta T_{fuel}(z)$ 는 $T'_{fh}(z)$ 와 $T'_{fs}(z)$ 의 차이를 나타낸다.

3) 内部領域 channel과 外部領域 channel의 流量分布⁸⁾
 集合体内的 中心部 channel과 duct부근의 外部領域 channel은 流量分布가 서로 다르게 되는데, 이는 流路断面積이 서로 다르기 때문이다. 따라서 본節에서는 燃料集合体 全体流量과 内部領域의 channel 流量사이의 관계식에 대하여 記述한다.
 燃料集合体的 全体 流路断面積 A_T 는,

$$A_T = \frac{\sqrt{3}}{2} P_w^2 - n \cdot \frac{\pi}{4} (D_{co}^2 + \frac{D_w^2}{\cos \theta}) \dots\dots\dots (22)$$

로 주어지며, 여기서

P_w : duct 내부 平板사이의 거리

n : 集合体内部의 燃料棒数

D_{co} : 燃料棒 外部直径

D_w : wire의 直径

t : wire의 pitch

θ : $\tan^{-1} (\pi \cdot D_w / t)$ 이다.

内部領域의 Channel 流路断面積을 A_c , 单位 cell의 等価直径을 D_{ec} 로 나타내면

$$A_c = \frac{\sqrt{3}}{2} P_i^2 - \frac{\pi}{4} (D_{co}^2 + \frac{D_w^2}{\cos \theta}) \dots \dots \dots (23)$$

$$D_{ec} = 4 \cdot A_c / (\pi \cdot D_{co} + U) \dots \dots \dots (24)$$

이고, P_i 는 연료봉 pitch, U 는 wire의 wetted perimeter로 $\pi \cdot D_w (\frac{1}{2 \cos \theta} + \frac{1}{2})$ 이다. 한편 外部領域의 channel 流路断面積을 A_w , 单位 cell의 等価直径을 D_{ew} 로 나타내면,

$$A_w = P_i \cdot (D_{co} + \frac{2 D_w}{\cos \theta}) - \frac{\pi}{4} (D_{co}^2 + \frac{D_w^2}{\cos \theta}) \dots \dots \dots (25)$$

$$D_{ew} = 4 \cdot A_w / (2P_i + \pi \cdot D_{co} + U) \dots \dots \dots (26)$$

이다. 만일 内部領域의 燃料棒数를 n_1 , 外部領域의 燃料棒数를 n_2 라 하고 单位길이당 压力降下가 똑같이 일어난다고 가정하면 流量比 K_1 은,

$$K_1 = \frac{W_{ew}}{W_{ec}} = \sqrt{A_w^2 \cdot D_{ew} / A_c^2 \cdot D_{ec}} \dots \dots \dots (27)$$

로 주어지며, W_{wc} 는 内部領域 单位 cell당 流量率, W_{wo} 는 外部
 領域 单位 cell당 流量率이다. 따라서 内部領域에서의 流速 V_c 는

$$V_c = \frac{W_{wc}}{r A_c} = \frac{G}{r A_T} \cdot \frac{n_1 + n_2 \cdot A_w / A_c}{n_1 + n_2 \cdot W_{wo} / W_{wc}} \dots\dots\dots (28)$$

$$\text{즉, } V_c = \frac{G}{r A_T} \cdot \frac{n_1 + n_2 \cdot K_2}{n_1 + n_2 \cdot K_1} \dots\dots\dots (29)$$

로 주어지고, 여기서

- r : 冷却材의 比重
- G : 集合体の 流量率
- K_2 : A_w / A_c 을 나타낸다.

따라서, W_{wc} 와 G 와의 관계식은,

$$G = (n_1 + n_2 \cdot K_1) W_{wc} \dots\dots\dots (30)$$

으로 주어진다.

4) 压力損失

正常狀態에서 集合体の 压力損失은, 正常狀態의 流量에너지
 방정식의 機械的 에너지 平衡式으로부터 구할 수 있다. 炉心集合
 体の 压力損失에는 流路断面積의 급격한 변화에 의한 压力損失과
 rod bundle 을 통한 压力損失, spacer 에 의한 压力損失 등이
 있는데 LMFBR 의 炉心集合体는 orificing에 의한 前者 즉, 流
 路断面積의 급격한 변화에 의한 压力損失로 集合体の 压力均衡을
 유지시킨다. LMFBR 의 冷却材는 正常狀態下에서 单相流를 이루기
 때문에 본 節에서는 单相流만 考慮하기로 한다. 流路断面積의
 급격한 변화에 의한 压力損失은²⁷⁾ 压缩에 의한 压力損失과 팽창

(Expansion)에 의한 压力損失로 区分되는데 이들을 ΔP_c 및 ΔP_e 라 表示하면,

$$\Delta P_c = \frac{\rho u^2}{2g_c} (1-\sigma^2) + K_c \frac{\rho u^2}{2g_c} \dots\dots\dots (31)$$

$$\Delta P_e = \frac{\rho u^2}{2g_c} (1-\sigma^2) - K_e \frac{\rho u^2}{2g_c} \dots\dots\dots (32)$$

로 주어지고 여기서 u 는 流路의 작은쪽에서의 流体平均速度이고, σ 는 큰쪽의 流路断面積에 대한 작은쪽의 流路断面積의 比率이다. 또한 K_c 및 K_e 는 각각 压缩 또는 膨脹表面의 형태와 Reynolds number에 따른 压缩压力損失係數와 膨脹压力損失係數를 나타낸다. K_c 와 K_e 는 参考文献 28에서 얻을 수 있으며 ρ 는 流体의 밀도, g_c 는 重力加速度이다. rod bundle에서의 压力損失은 grid spacer와 wire spacer의 경우 서로 다르게 나타나는데, Super-Phenix의 炉心集合体는 wire spacer를 사용하기 때문에 wire spacer에 의한 压力損失 關係式을 기술한다. wire-wrapped rod bundle의 压力損失은 燃料棒直径에 대한 pitch의 比率(P_i/D_{co})와 helicoidal spacer wire pitch H 및 rod 數에 따라 결정되며, Rehme이 提案한 關係式을 보면 28).

$$\Delta P = f' \cdot \frac{S_b}{S_i} \cdot \frac{\rho U_{eff}^2}{2g_c} \cdot \frac{L}{D} \dots\dots\dots (33)$$

이고, 여기서의 f' 는 수정된 마찰係數이며, S_b/S_i 는 全体 wetted perimeter에 대한 rod의 wetted perimeter를 나타내고 J_{eff} 는 wire wrap에 의해서 일어나는 spiral flow를 고려한 冷却

材有效速度를 나타낸다. 또한 L 은 rod의 길이, D_e 는 流路의 等価直径을 표시한다. 冷却材有效速度 U_{eff} 는 rod bundle의 幾何学的 構造에 따라서

$$(U_{eff} / U_b)^2 = (P_i / D_{co})^{0.5} + [7.6 \cdot \frac{D_w}{H} \cdot (P_i / D_{co})^2]^{2.16} \dots\dots\dots (34)$$

로 주어지고, U_b 는 冷却材의 平均流体速度를, D_w 는 wire wrap의 平均直径을 나타낸다. 한편 수정된 마찰계수 f' 는 수정된 Reynold number로 결정되는데, 수정된 Reynold number N'_{Re} 는,

$$N'_{Re} = \frac{\rho U_{eff} D_e}{\mu} \dots\dots\dots (35)$$

이다. 수정된 마찰계수 f' 는

$$f' = \frac{64}{N'_{Re}} + \frac{0.0816}{(N'_{Re})^{0.133}} \dots\dots\dots (36)$$

의 관계식으로 표현된다.

위와같은 計算式에 사용된 炉心核燃料集合体의 幾何学的 변수는 (표. 22)에 있다.

다. 流量分布 設計

核燃料棒의 熱發生率은 炉心内の 位置에 따라 다르다. 따라서 安全性限界를 벗어나지 않으면서, 冷却材出口温度를 높이도록 冷却材流量을 調節하는 orificing을 하는데 이에는 두가지 형태가 있다. 첫째는 주위 核燃料棒에서 發生되는 熱量에 비례하도록

冷却材流量을 決定하는 方法이고, 다른 하나는 炉心全体에 걸쳐서 最大燃料温度 또는 被覆材温度를 最大許容値 이내에 들도록 流量을 決定하는 것이다. LMFBR의 炉心内集合体에 대한 orificing을 決定하는 데에는 다음과 같은 制限條件을 만족하도록 設計한다.⁷⁾

1) 最大被覆材温度는 장기간의 正常狀態 및 過度狀態下에서 燃料集合体, 블랑켈集合体, 制禦集合体的 燃燒目的에 付合되어야 한다.

2) 集合体的 出口温度는 上部炉心構造物的 制限條件 즉, 炉心集合体的 混合平均温度의 許容限界와 半径方向温度구배 등을 만족시켜야 한다.

3) 現實的 理由로 選別器(Discriminator)의 數가 最少化되어야 한다. 必要한 選別器의 數는 流量 orificing과 燃料濃縮領域의 조합에 따른다.

4) 燃料集合体和 블랑켈集合体的 流量配分은 다른 構造物的 冷却必要條件을 만족시켜야 한다.

일반적으로 LMFBR의 炉心集合体 orificing系統에는 두가지가 사용되는데, 燃料集合体内的 條件에 맞게 設置하는 것과 블랑켈集合体에 Inlocation orificing으로 서플링을 가능하게 하는 것 등이다. 또한 orificing의 設計基礎로서 初期炉心狀態의 條件보다 平衡炉心狀態를 이용하는데, 그 이유는 첫째로, 원자로의 수명기간중 80% 이상을 平衡狀態로 運轉하며, 둘째로, 全出力狀態의 温度는 平衡狀態에서보다 初期炉心狀態에서 대부분 낮게 나타나고, 셋째로, 필요하다면 初期年度의 運轉은 出力을 낮추어서 稼動할 수 있기 때문이다. 위와같은 諸條件을 만족시키는 범위내에서 流量 orifice의 數와 크기를 決定하는 것이 일반적인 設計方法이지만, 본 計算의 모델로 되어있는 Super-Phenix의 炉心内에는 11가지 형태의

orificing 集合체가 주어져 있기 때문에 이를 이용하여 계산을 수행하였다.³⁾ 즉 核燃料集合体에는 6 가지 種類, 半径方向블랑켈集合体에는 3 가지 種類, 制御棒集合体에는 2 가지 種類로 된 Orificing 系統이 있으며, 反射体나 半径方向 遮蔽領域에는 自然対流로 冷却시킨다. 한편 流量分布計算에 必要한 平衡炉心の 出力分布를 구할 수 없었기 때문에 본 절의 2章에서 구한 初期炉心 全出力狀態를 基準으로 하여 流量分布를 決定하였다. 여기에 사용된 制限條件은 正常狀態에서 核燃料被覆材溫度를 620 °C이하로, hot spot溫度를 700 °C이하로 되도록 流量을 決定하고 核燃料 中央部位의 hot spot溫度는 2,750 °C 이하가 되도록 하였다. 원래 平衡狀態를 基準으로하여 115 %過出力下에서도 연료의 hot spot溫度가 연료의 융점보다 낮게 設計하는 것이 正常的인 設計方法이지만, 初期炉心狀態를 基準으로 하였기 때문에 이를 考慮하지 않았으며, 블랑켈領域이나 制御集合体에 대하여서도 數値解法을 이용한 계산이 필요하여 구하지 않았다. (그림. 22)는 核燃料集合体内的 燃料棒 中心의 最大出力에 따른 流量下限曲線이다. 上限曲線은 一次系統 pump의 head와 冷却材의 集合体出口溫度를 考慮하여 구해야 하며, 여기서는 集合体的 冷却材出口混合平均溫度가 545 °C 이상이 되는 條件으로부터 구하였다.

라. 炉心の 熱特性

炉心の 熱出力은 3,000 Mwt이며 一次冷却系統에 있는 4 개의 一次冷却펌프의 流量比는 각 4100 Kg/sec이다. 冷却材溫度 395 °C에서 放出점프헤드 (Pump Head)는 63 m·Na로 이는 5.4 Kg중/cm²의 壓力으로 燃料集合体的 平均壓力降下는 이보다 작도

록 流量을 決定하였으며, 상세한 炉心熱水力設計 매개변수는 (표. 20) 및 (표. 22)에 나타내었다.

1) 出力分布

炉心の 各 領域別 熱發生分率 (표. 23)에 주어져 있다. 各 Channel의 單位 cell에 대한 燃料棒의 最大線出力密度를 (그림. 23)에 나타내었으며, 各 집합체의 熱出力을 初期炉心に 대하여 (그림. 24)에 나타내었다. 이는 全体炉心の 1/6에 해당되지만, 대칭성을 고려할 때 全体炉心을 표현할 수 있다. 出力分布는 核分裂分布를 이용하여 계산되었기 때문에 γ -線이나 中性子の 散亂, 吸收 등에 의한 效果가 무시되었다. 實際적으로 이러한 과정에 의한 出力은 全体出力의 5%보다 적기 때문에 熱特性計算에 큰 영향을 끼치지 않는다. 핵연료영역의 軸方向 出力分布는 active 炉心에서 chopped cosine⁷⁾ 형태를 이루는 것으로 가정하여 구하였다.

2) 流量分布

炉心內로 흘러 들어가는 全体冷却流量을 W_T 로 나타내면,

$$W_T = Q (M_w) \times 10^3 / \Delta H (K_w \cdot \text{sec} / \text{Kg})$$

으로 나타낼 수 있으며, 여기서 Q 는 原子炉의 熱出力, ΔH 는 冷却材의 엔탈피 (Enthalpy) 增加를 나타낸다. 冷却材의 原子炉心入口의 온도를 395 °C, 出口溫度를 545 °C로 하여 溫度上昇을 150 °C로 보며, ΔH 는,

$$\Delta H = H(545 \text{ } ^\circ\text{C}) - H(375 \text{ } ^\circ\text{C}) = 189.71 (K_w \cdot \text{sec} / \text{Kg})$$

이 된다. 즉, 全体冷却材流量중에서 $15.81 \times 10^3 \text{ Kg/sec}$ 는 炉心

内に 흐르지만, 3.59 %에 해당하는 나머지는 炉心の 燃料領域이나, 블랑켓領域을 흐르지않는 漏洩冷却材가 된다. 각 流量調節領域의 Channel 당 流量을 보면 (표. 24)와 같으며 이를 이용하여 溫度分布를 구하였다.

3) 溫度分布

炉心内の 각 集合체별 單位 cell의 冷却材溫度와 被覆材溫度를 核燃料領域의 下端, 中央, 上端에 대하여 (그림. 25가)에서 (그림. 25다)에 걸쳐 나타내었다. 그리고 (그림. 26)에 集合체内の 冷却材가 완전한 混수를 이루는 경우의 出口分布를 나타내었다. 한편 (그림. 27.가)에서 (그림. 27.다)에 걸쳐 核燃料의 中央部位溫度를 核燃料의 表面溫度와 함께 각 level별로 圖示하였다. 각 流量 조절 영역번호별 單位 cell에 대한 最大冷却材溫度, 最大被覆材溫度, 最大燃料溫度를 正規溫도와 hot spot溫度로 구분하여 (표. 25)에 수록하였는데, 여기서 被覆材溫度라 함은 被覆材中央壁溫度를 나타낸다. (그림. 28)에 最大溫度가 나타내는 集合체의 位置를 나타내었는데 炉心全体的으로 볼 때에 核燃料의 最大溫度는 炉心中央에서 나타나며, 이때의 正規最大溫度는 2,324 °C이고 hot spot溫度로 2,731 °C이다. 被覆材의 最大溫度는 流量調節領域번호 2에 나타나는데 正規溫度 618.3 °C로 設計制限值 620 °C보다 낮으며, hot spot溫度는 690 °C로서 700 °C보다 낮다. 冷却材의 最大溫度는 流量 조절 영역번호 5에 나타난다. 115 %의 過出力의 경우에 대한 온도는 앞에서 언급한 바와같이 나타내지 않았다. 單位 cell內的 軸方向溫度分布를 核燃料最大溫度가 나타나는 炉心中央의 集合체에 대하여 (그림. 29)에 나타내고, 單位 cell에서 炉心中央으로부터 6.25 cm 上部의 半徑方向溫度를 나타내었다. (그림.

30)에서 被覆材와 Pellet 간의 gap에서의 급격한 온도변화는 gap에서의 熱傳導係數가 작기 때문이다.

4) 圧力降下

核燃料集合体の 流量調節領域에 따른 流量의 차이로, 같은 形態의 集合체일지라도 圧力降下가 다르게 나타난다. (표. 26)에 流量에 따른 集合체의 核燃料棒길이에 해당하는 2,700 mm 길이에서의 圧力降下를 나타낸다. 領域번호 1의 圧力損失 4.524 Kg/cm^2 는 一次系統 Pump의 放出펌프헤드 5.4 Kg/cm^2 보다 낮음을 알 수 있다. 각 流量을 조절하는 방법은 Orifice의 直径을 조절하여 圧力損失을 일으켜서 圧力均衡을 유지시키는 것이다.

마. 問題点

LMFBR의 熱水力学的 設計에는 (그림. 31)에서 볼 수 있는 바와 같이 炉心集合体の 熱水力学的 解析이 뒤따라야 한다. 그리고 炉心集合体の 流量分布를 決定하는 데에는 初期炉心の 出力分布보다 平衡炉心の 出力分布를 使用하여야 함을 '流量分布設計'에서 밝혔다. 또한 半徑方向의 블랑켈領域 流量分布는 数值解析的方法을 사용하여 구하여야 된다. 본 報告書에서는 初期炉心の 出力分布에 따라 炉心集合体の 流量比를 구하고 数学的 解析모형을 이용하여 温度分布, 圧力損失을 구하였으나, 燃料棒사이의 Spacer로 존재하는 Wire-wrap의 영향으로 생기는 Spiral-flow의 效果 및 流量混合效果가 고려되지 않았다. 이와 같은 效果를 고려하기 위해서는 Subchannel 解析코드를 이용하여 圧力損失, 流量分布, 温度分布 등의 詳細計算을 해야되며 아울러 低流量 및 自然対流下에서의 集合体流量比와 Subchannel 流量 및 温度分布를 計算하여

設計基準에 適合性を 檢討하여야 된다. 만일 設計基準에 맞지 않으면 流量分布를 바꾸어가며 熱水力學的 解析을 수행하여, 그 결과가 設計基準에 맞을 때에 하드-웨어 설계치가 확정된다. Sub-channel 解析코드로는 일반적으로 COTEC²⁹⁾, THI-3D³⁰⁾, COBRA³¹⁾, ENERGY³²⁾가 있으며 過度期狀態를 다루는 코드로는 FORE-IM³³⁾, DEMO³⁴⁾ 등이 쓰이지만, 아직 설계용으로 公認된 코드는 없다. 앞으로 해야 할 일은 COBRA나 ENERGY 같은 Subchannel 전산코드를 정비하여, 이용방법을 습득하며 (그림. 12)에 圖示된 바와같이 正常狀態下에서 詳細溫度, 流量 및 壓力計算을 수행하고, 이를 토대로 炉心集合體 流量比를 再計算하여야 한다. 이렇게 하여 얻은 流量比를 使用하여 Orifice의 直徑을 決定하고 低流量時 및 過度期狀態에서의 解析이 시도되어야 한다.

4. Super-Phenix 冷却流量 損失事故 解析

가. 序 論

프랑스가 Creys-Malville에 建設中에 있으며, 1983년 10월에 完工豫定인 大型高速增殖炉 Super-Phenix (3000 Mwt, 1200 Mwe)의 安全特性은, 프랑스가 과거 20년간 段階적으로 開發·建設해온 高速增殖炉의 開發過程 즉, 1967년 臨界에 도달한 RAPSODIE (40 Mwt) 및 1973년 임계에 도달하여 수년간 電力을 生産해온 Phenix (590 Mwt, 275 Mwe)의 그것과 거의 同一하다. 다만 Super-Phenix의 設計·建設에 서독·기타리 등이 공동참여하고 있고, 原子炉의 出力增強과 프랑스가 새로이 制定한 認許可過程 등으로 인하여, Super-Phenix의 安全特性은 몇가지 獨特性을 지니고 있다.

프랑스의 안전規制 당국은 Super-Phenix의 建設事業이 확정된 1972년부터 Stper-Phenix에 관한 安全指針을 마련하여 1973년에 프랑스電力(EDF, Electricite De France)에 통보한 바, 이것은 Super-Phenix의 安全性解析指標가 되고있다. Super-Phenix의 安全性確保方案 및 解析研究現況을 파악하기 위하여, Super-Phenix의 認許可過程 및 計劃을 時期別로 살펴보면 다음과 같다.³⁵⁾

- 1) 1971 ~ 1972 Super-Phenix 安全規制指針 作成
- 2) 1973 프랑스電力(EDF)에 安全規制指針 通報
- 3) 1974.3.28 NERSA의 建設許可 申請
- 4) 1973.10 ~ 1975.1 豫備安全性分析報告書 作成
- 5) 1974.10 ~ 1975:5 認許可委員會 PSAR 검토
- 6) 1975.7 認許可委員會 同意
- 7) 1976.2 內閣 核設備委員會(Nuclear Facilities Interministerial Commission) 同意
- 8) 1977.4 保健省 同意
- 9) 1977.5 建設許可
- 10) 中間 安全性分析報告書 作成
- 11) 核燃料 장진
- 12) 臨界到達 및 Start-up test
- 13) 최종 安全性分析報告書 作成

현재까지 進行된 認許可過程中에서 1973년 10월부터 1975년 1월까지의 기간동안에 作成된 豫備安全性分析報告書는 技術的인 面에서 核心部分이며, 여기에는 다음 事項들이 Super-Phenix의 安全性確保方案 및 考慮사항으로 記述되어있다.

- 1) 發電所 系統防護手段 確保
 - 가) 炉心狀態 測定手段 確保
 - 나) 비행체 및 Missile에 대한 防護手段 確保
 - 다) 地震에 대한 방호수단 확보
- 2) 安全設備 첨가
 - 가) 原子炉 S/D系統 신뢰도 확보
 - 나) 붕괴열 제거능력 확보
- 3) 放射性 기체 및 액체流出物의 特性 및 流出地点 確認
- 4) 격납용기 設計基準事故 (Containment Design Basis Accident) 選定 및 解析

公衆의 保健과 安全을 考慮할 때, 모든 原子炉의 炉心事故는 必須的으로 격납용기內에 制限되어야 한다. 이와 관련하여 LMFBR 炉心破裂事故의 發生可能性, 事故發端要因 究明 및 事故結果로서 초래될 수 있는 放出에너지의 격납용기內에서의 吸收問題는 LMFBR 安全性解析研究의 焦點이 되어왔고, 많은 노력이 집중되고 있다. 炉心破裂事故의 設計基準事故 (Design basis accident)로서의 選定与否는 現在까지도 論難의 대상이 되고 있으며, 事故의 發端要因選定問題 또한 發電炉의 安全系統設備 및 安全性 전문가의 見解에 따라 서로 다른 실정에 있다.³⁶⁾ Super-Phenix의 豫備 安全性分析報告書에는 'Scram作動失敗時의 一次펌프 冷却材 Level 減少 事故'를 炉心破裂事故의 主要發端要因으로 選定하고 격납용기의 設計基準事故로 채택하였다. 4장에서는 Super-Phenix의 'Scram作動失敗時의 一次펌프 冷却材 Level 減少'로 인한 事故에 관하여 프랑스의 高速增殖炉 安全性研究陣이 수행한 해석결과 및 자료를 略述한 후, 우리 研究陣이 수집·정비중에 있는 LMFBR 炉心

破裂事故의 現象力學的 解析을 위한 SACO 電子計算코드를 記述함으로써 LMFBR의 炉心破裂事故 解析可能性을 밝히고 앞으로 수행될 事故解析研究의 基本資料 및 手段을 마련하고자 한다.

나. Super-Phenix 冷却流量 損失事故³⁵⁾

1) 格納容器的 設計基準事故 選定

Super-Phenix의 格納容器 設計基準事故는 다음 몇가지 事項을 考慮하여 선정되었다.

- 가) Ropsodie 및 Phenix 등 既存 高速炉에서의 경험
- 나) 國際動向
- 다) 事故解析用 전자계산코드 등을 이용한 理論的 解析結果
- 라) 事故의 관련現狀에 관한 實驗結果(冷却材 沸騰, 核燃料 集合體의 流路에서의 冷却기능 상실, 용융연료와 냉각재의 열반응 등)

高速增殖炉 技術現況分析報告書¹⁾에 言及된 바와같이 現在의 高速增殖炉의 炉心破裂事故 解析傾向은 事故를 假想的 進行經路에 따라 事故現象間의 因果를 段階적으로 追跡하는, 이른바 現象力學的 解析方法을 導入하고 있다. Super-Phenix의 安全性解析研究陣은 核燃料集合體의 流路閉鎖, 核分裂氣體 放出 등이 局部事故와 制禦棒 引出, 燃料取扱事故, 冷却流量 損失事故 등의 全炉心事故를 評價하고 "Scram 作動失敗時의 一次펌프 冷却材 Level 減少"로 인한 冷却流量 損失事故를 格納容器的 設計基準事故로 選定한 후 事故關聯現象들을 現象力學的으로 解析하였다.

2) 事故進行經路

事故初期條件으로서, 外部電力 斷切후에 디젤에 의한 非常

電力도 一次펌프의 Pony motor에 공급되지 않고, 펌프의 冷却材 Level은 慣性에 의해 減少되며 安全制禦棒도 作動失敗한다고 가정된다. 이에따라 事故는 (그림. 32)에서 보는 바와 같은 經路로 進行된다. 事故經路를 段階別로 살펴보면 다음과 같다. (그림. 33 참조)

가) 冷却材 沸騰前 段階

펌프의 慣性法則에 따라 50초후, 炉心の Na 冷却流量은 50%로 減少하며, 이에따라 Na 出口溫度 및 炉心構造物の 溫度는 增加한다. 이때의 炉心膨脹으로 인한 負反應度效果로 出力은 減少한다. 펌프의 冷却材 Level 減少 事故發生 9분후 炉心中央流路의 冷却材는 沸騰하기 시작하며, 이때 一次系統 冷却流量과 出力水準은 正常狀態의 각각 9%, 24%이다.

나) 冷却材 沸騰段階

中心流路의 冷却材 沸騰 0.4초후에 비등에 의한 壓力으로 인하여 액체냉각재는 流路밖으로 분출되고 Na 증기발생으로 인한 反應度삽입에 의하여 出力은 增加한다. 4초후에는 두번째 流路에서 沸騰現象이 일어나고, 以後로 비등현상은 다른 流路로 波及·加速化된다.

다) 核燃料溶融 및 核燃料破損 段階

炉心 Na 冷却材의 沸騰波及現象으로 인하여 反應度は 增加하고 出力은 폭주하여 燃料溶融現象이 일어난다. 이때의 燃料溫度上昇으로 인한 Doppler 反應度 補償효과는 Na 冷却材 Voiding으로 인한 반응도증가를 상쇄하지 못하며, 용융연료의 核分裂氣體에 의한 流路에로의 擴散·분출로 인한 負反應度效果에 의해 炉心은 未臨界에 도달하고 出力폭주는 종결된다. 出力폭주 종결시의 最大

反應度 挿入率은 $7 \sim 8 \text{ } \$/\text{sec}$ 에 이른다. 溶融燃料의 총질량은 核燃料장전량의 27%에 해당하는 10 tone에 이르며 축적된 熱에너지는 1100 MJ에 이른다. 以上の 初期出力爆走 종결시까지는, 그 사고진행과정이 因果法則에 의한 現象力學的인 計算方法으로 解析되었으나, 以後의 事故經路에 대해서는 事故범위의 最大值를 임의로 가정한 해석방법이 사용되었다.

라) 燃料과 冷却材 반응

炉心上端의 액체 Na 은 重力에 의하여 核燃料集合體의 流路内로 降下하여 溶融燃料과 混合된다고 가정할 경우, 그 混合時間은 50 msec이다. 再流入될 수 있는 Na질량은 炉心自由體積 즉 冷却流路, 被覆材와 燃料사이의 間격, 燃料중심부의 空洞, 원래의 被覆材의 體積 등에 해당되며, Na질량의 溶融燃料質量에 대한 比率은 $\sim 10 \%$ 에 이른다. 또한 모든 용융연료와 再流入 Na 冷却材는 熱水力學的 反應을 하고, 反應연료는 半徑 100μ 의 球形粒子라 가정되며, 이때에 연료는 열에너지를 액체냉각재에 전달하여 冷却材의 溫度를 높혀주어, 冷却材가 氣體化한다고 가정된다. Na bubble은 인접하는 液体冷却材를 급격히 變化시켜 原子炉의 構造物에 대한 負荷를 增加시키며, 이에 의한 機械的에너지는 총반응효율 5%에 해당하는 550 MJ에 이른다.

3) 關聯格納容器系統

Super-Phoenix의 格納容器系統은 800 MJ의 機械的 放出 에너지를 지탱할 수 있으며, 이는 550 MJ로 計算된 最大事故 放出에너지와 비교할 때 충분한 방호수단이 될 수 있다. 800 MJ의 방출에너지로 인한 中間格納容器(Main tank와 원자로 Cover로 구성)의 變形(Deformation)은 許容범위内에 있으며 一次格納

容器(안전탱크 및 Vault로 구성)의 原形은 保存된다. Creys-Malville 發電所의 格納容器系統은 核分裂生成物과 公衆사이에 다음 4가지의 연속적인 방호벽으로 이루어진다. (그림. 34 참조)

- 가) 燃料被覆材
- 나) 中間格納容器
- 다) 一次格納容器
- 라) 原子爐 빌딩

正常運轉時에는 中間格納容器만으로서 一次系統 Na 冷却材와 그것의 Cover gas (Argon)을 수용할 수 있으며, 事故發生時 局所的인 變形이 있을 수 있다. 正常運轉時와 事故條件下에서 원자로 빌딩은 대기압 이하로 유지되고, 환기계통은 氣體流出物을 여과한 후 방출량을 조절한다.

다. SACO 電子計算코드³⁷⁾

1) 코드現況

SACO 전자계산코드는 LMFBR의 炉心破裂事故(CDA, Core disruptive accident)解析을 위하여 1975년 미국의 ANL에서 開發하였으며, 事故炉心이 未臨界狀態에 도달하여 초기출력폭주가 終結될 때까지 또는 溶融燃料와 冷却材間의 반응 등으로 인한 노심의 再次即發臨界 出力暴走의 發端時点까지의 現象들을 解析한다. 현재 炉心破裂事故 관련현상들의 現象力學的(Mechanistic)解析을 위한 綜合的 전자계산코드인 SAS-3D³⁸⁾는 계산시간이 길고, 큰 전자계산기용량을 필요로 하기때문에 계산가능한 핵연료집합체 Channel 수가 제한된다. SACO 전자계산코드는 SAS-3D의 계산모델을 여러 가지 가정을 사용하여 단순화시켜 계산시간을 30 ~ 300 배 단축시

켰고, 이로 인하여 더 많은 Channel을 취급할 수 있게 되었다. 그러므로 SACO는 SAS-3D로서는 경제적으로 계산이 불가능한 事故의 變數變化에 따른 事故結果의 感度解析計算에 적절한 전자계산 코드이다. SAS-3D에서처럼 각 핵연료집합체는 한개의 연료봉과 관련봉각재 및 구조재로 대표된다. 각 代表燃料棒은 軸方向으로 炉心部, 增殖部, 反射体 등의 3가지 領域으로 区分되어 계산되며 全炉心은 이러한 代表燃料棒의 集合体로 간주된다(그림. 35참조). SACO로서 다음 2가지 종류의 類型의 事故가 解析된다.

가) 制禦系統의 作動失敗 등으로 인한 反應度插入으로 초래되는 全炉心 出力擾動

나) 펌프作動失敗 또는 冷却配管 機能不實 등으로 인한 冷却 流量損失

SACO의 사고해석과정을 살펴보면, 우선 事故前 원자로 正常狀態의 設計出力을 入力資料로 하여 炉心の 熱水力學的 計算을 수행하여 事故初期條件을 設定하고, 反應度插入으로 초래되는 出力 및 流量의 擾動 또는 冷却流量의 減少 등으로 인한 원자로 과도상태가 해석된다. 이때 모든 계산에서 原子炉心の 幾何學的 形態는 原形대로 보존된다고 가정된다. 그러나 용융연료 移動으로 인한 炉心 形態變化效果와 연료再配置現象으로 인한 效果는 考慮될 수 있다. Scram 作動失敗時의 冷却流量事故에 관한 SACO 계산결과, 연료 및 피복재의 移動이 시작되는 時点까지의 SAS-3A 계산결과와의 比較에 의해 그 正確度가 立証되었다. 연료이동 이후는 Parametric study에 의하기 때문에 그 正確도가 검증되지 않았다. 연료이동모델은 코드使用者가 연료再配置, 용융연료의 최종상태모델을 설정하여 연료재배치에 따른 反應度效果를 計算할 수 있도록 作成

되어 있다. 피복재 이동현상 자체는 計算되지 않으나 연료이동 모델에 의하여 內在的으로 고려된다. 현재 본 연구팀이 수집·정비중에 있는 SACO 전산코드는 Common block의 Dimension이 10 Channel, 20노드를 취급할 수 있게 되어 있으나 프로그램 Logic은 Channel 및 노드數를 可變的으로 다룰 수 있게 되어 있다.

2) 入力資料

SACO 전자계산 코드의 主要 必須入力資料 및 選擇的 入力資料로서 다음이 있다.

가) 必須的 入力資料

- (1) 各 核燃料集合体の 初期 出力分布
- (2) 出力分布 形態
- (3) 各 核燃料集合体の Doppler 계수
- (4) 各 核燃料集合体の Material-worth profile
- (5) 動特性因子
- (6) 各 核燃料集合体の 初期流量
- (7) 冷却流量 減少曲線
- (8) 幾何學的 形態 物質 및 열전달 특성

나) 選擇的 入力資料

- (1) 時間의 函數로서의 Voiding interfaces
- (2) 時間의 函數로서의 設定 反應度
- (3) 時間의 函數로서의 Dryout interfaces

3) 計算모델

SACO의 계산모델은 時期別로 냉각재 沸騰 以前과 以後로 나누어진다. SACO에 의해 계산되는 주요인자別로 간단히 계산

모델을 살펴보면 다음과 같다.

가) 出力 및 反應度 計算

各 核燃料集合体の 初期 溫度條件을 算出키 위해 定常 狀態 計算이 遂行되며 事故 後, 各 時間간격마다의 出力과 反應度 는 1 group point kinetics 式을 Kaganove 法³⁹⁾을 修正·使用 함으로써 外插되고, 이에 의해 계산된 出力으로 원자로 온도분포를 計算한다.

Kaganove 法은 시간간격이 커도 안정된 解를 가지며 문제의 특성변화에 따라 시간간격을 변화시킬 수 있는 장점이 있다.

Doppler 効果, 냉각재 voiding, 피복재 및 연료의 再配置現象等 으로 인한 補償효과가 계산되며 入力資料의 選擇에 따라 제어봉 Scram에 따른 반응도 변화도 계산될 수 있다.

나) 冷却材 沸騰以前 모델

(1) 炉心 溫度分布 計算

냉각재 비등以前의 냉각재 및 피복재의 온도를 計算키 위해 Eulerian Box Model⁴⁰⁾, Fractional energy Model, Constant Profile Model 等 세가지의 열전달 모델이 사고진행 단계에 따라 選擇적으로 사용된다.

Eulerian Box 모델은 모든 事故의 경우 一般的으로 適用될 수 있는 基準 모델로 使用되며, 液体냉각재 에너지 보존式에서 냉각재, 온도 및 미분계수는 'Box 法'에 의해 近似된다. SAS 2A의 모델과 類似하나 熱伝達係數로서 常數를 使用하고, 中性子와 伽馬線에 의한 피복재 및 냉각재의 직접적인 가열현상이 고려되지 않고 핵연료집합체의 duct wall과 wire wrap의 온도는 計算되지 않으며 다만 이들의 열용량이 피복재의 열용량 계산에 포함된다는

점이 다르다.

Fractional energy 모델은 stainless steel 과 Na 냉각재의 탁월한 열전달 특성으로 피복재와 냉각재 사이의 열전달시간은 실질적으로 0 이라는 기본가정에서 출발한다. 이러한 기본가정下에서 냉각재 온도변화율은 피복재 온도변화율과 같으며 ($T_c \approx T_{c,i}$), 또한 炉心区域 入口에서는 연료, 피복재 및 냉각재의 온도변화가 없고 ($T_c(z, t)_{z=z_{in}} = 0$), 出力은 같은 時間간격内에서는 一定하다고 假定된다. 이러한 假定들은 냉각재 沸騰以前에 適用可能하다. 또한 냉각재의 軸方向 온도분포가 주로 出力分布에 의해 決定되는 下部 增殖部와 연료부위의 냉각재 온도계산에 適用된다.

Constant Profile 모델은 비등현상이 발생하지 않은 流路에서 냉각재의 軸方向溫度 分布 shape 은 냉각유량 감소 이후의 어떤 時点의 出力分布 shape 과 같다는 가정을 사용한다. 이 모델은 냉각 유량 손실사고에서만 適用할 수 있으며, 대체로 hottest channel 에서 沸騰이 일어나는 時間부터 해당 流路에서 비등이 일어나는 時点까지 適用可能하다.

연료溫度의 계산을 위해 一次元 모델과 二次元 모델이 선택적으로 使用될 수 있다. 一次元 계산모델에서는 반경방향 온도분포의 平均溫度가 軸方向으로 計算된다.

二次元 計算모델에서는 燃料의 半徑方向과 軸方向으로 溫度分布가 時間의 函數로서 計算되며 또한 各 核燃料集合体 代表燃料핀의 軸方向의 各 区間에서의 Doppler 補償효과를 計算키 위한 平均溫度 計算, 연료용융時 solidus 및 liquidus front 계산, 피복재 용융후의 온도계산등도 遂行된다.

燃料溫度는 事故進行 順序에 따라 다음 7 단계로 나뉘어져 계산

된다.

- ① 定常狀態
- ② 準定常狀態
- ③ 燃料용융 以前狀態
- ④ 燃料中心部位 용융점 도달狀態
- ⑤ 연료中心部位 完全용융狀態
- ⑥ 大部分의 燃料가 完全히 용융된 狀態
- ⑦ 燃料表面 용융狀態

(그림. 36)에 一段階부터 七段階까지의 典型的인 溫度分布曲線이 그려져 있다.

(2) 冷却材 熱水力學的 計算

가장 溫度가 높은 流路에서 沸騰이 일어난 後(t_b) 入力資料에 의해 주어지는 一定時間(t_c)까지, 모든 流路에서의 냉각유량은 다음식에 따라 減少한다고 가정된다.

$$G(t) = G_0 e^{A_1 t + A_2 t^2 + A_3 t^3}, \quad t < t^* = t_b + t_c$$

여기에서 A_1, A_2, A_3 는 各各 入力變數이며 G_0 는 各 流路마다 入力에 의해 주어지는 mass flow rate ($g/cm^2\text{-sec}$)이다.

t^* 以後에는, 비등현상이 일어나지 않은 모든 流路에서의 流量은 t^* 에서의 유량과 같다고 가정된다. 이러한 假定은 CRBR (Clinch River Breeder Reactor)의 냉각유량 손실사고를 아주 잘 近似함이 SAS 3A를 使用한 計算에 의해 立證되었다.

다) 냉각재 비등단계

SACO는 비등유로에서의 복잡한 현상에 관한 계산모형을 단순케 하기 위해, 그림 37에서 보는 바와 같이 流路를 軸方向의,

서로 다른 특성의 구역으로 나누어 각 区域마다 독특한 모델을 설정하여 계산한 後 다시 綜合하여 비등과정을 記述한다. 각 구역의 境界는 그림 38에 나타나 있는, SAS 計算에 의한 경계를 SACO에 의해 단순화한 것이다.

Voiding 관련현상을 알아보기 위해 SAS 모델에 의한 계산결과와 SACO에 의한 近似모델을 比較해보면 다음과 같다.

燃料部位의 最上端 바로 위에서 비등이 시작되고, 비등發端後 ~ 0.5초 동안에는 一次냉각펌프 壓力은 비등구역에서의 증기壓力과 平衡을 이루어 냉각재는 계속 流路에 供給된다. 비등발단후 ~ 0.5초경에 비등구역에서의 증기 발생으로 인한 壓力은 펌프壓力 보다 커지기 시작하고 下端 액체 냉각재는 流路를 따라 下降한다. 이러한 냉각재의 하강현상은 0.5 ~ 0.8초에서의, 下端 증기와 액체의 접촉면의 급격한 기울기로 표시된다.

비등 初期의 급격한 냉각재 下降 以後, 냉각재의 증기화 및 응축현상의 각축으로 인해 voiding interface는 'chugging', 즉 진동현상을 보인다.

two-phase Na film구역은 비등초기에는 (그림. 38)에서 보는 바와같이 voiding interface의 境界에 의해 결정된다. 증기발생 ~ 0.8초 후에는 증기壓力 증가로 비등구역의 直線運動을 하는 一連의 증기 (steaming vapor)가 film을 벗겨내게 된다. 피복재로 부터 film이 벗겨진 区域을 'dryout'구역이라 칭한다. 피복재와 film사이의 열상실로 인해 film구역과 dryout구역의 열제거율은 서로 다르고 각 구역의 계산 모델도 서로 다르다.

dryout현상이 일어난 後, 피복재는 가열되고 결국에는 용융케되며 연료는 파손케 된다.

라) 燃料移動모델

SACO는 연료핀 破損條件으로서 다음 두가지를 채택하고 있으며 이러한 조건들이 滿足될 때 燃料 移動이 시작된다.

(1) 연료 반경방향의 평균온도가 연료 solidus (2747°C)에 到達할 때

(2) solidus 등온곡선이 코드 使用者가 選定한 半徑에 도달했을 때

첫번째 조건은 1次元, 2次元 모델에서 共히 사용될 수 있으나 두번째 조건은 2次元 모델에서만 使用될 수 있다.

또한 1次元 모델에서는 破損 노드에서의 연료 및 피복재의 온도계산을 수행치 않으나, 2次元 모델에서는 연료이동이 온도계산에 미치는 효과를 고려치 않고 연료 및 피복재의 온도계산을 계속 수행한다. 이러한 계산은 연료운동 속도가 느릴때 유효하다. 그것은 연료이동 초기에는 연료밀도와 출력밀도가 같은 비율로 감소하기 때문이다.

(그림. 39)에 연료이동 모델이 圖解되어 있다.

燃料移動 初期에는 피복재는 용융되어 있으나 움직이지 않는다고 假定된다. 流路는 거의 증기화 되었고 연료와 냉각재의 반응효과는 고려되지 않는다. 移動 燃料源은 연료핀 空洞內的 용융연료로 제한된다. 모델 자체는 연료, steel, 氣體가 균질 forth를 이루고 流路에서 이동하는 'frothing scenario'에 그 기본을 두고있다.

4) 計算모델 信賴度 立証

SACO의 事故 關聯現狀에 대한 모델은 scram 作動失敗時의 過出力事故와 냉각유량 손실사고해석에 있어서 SAS 計算值와의

比較에 의해 그 信賴度가 立証되었다.^{41,42)} 特히 SACO에 의해 계산된 各 核燃料集合体 流路에서의 온도분포와 炉心の Doppler 및 냉각재 증기의 計算效果는 SAS 計算値와 거의 一致한다 (그림 40, 41 참조).

SAS 3A에 의해 해석된 CRBR EEC LOF 사고⁴³⁾를 SACO코드의 信賴度를 立証키 위한 Benchmark 평가기준으로 채택하고 SAS에 의한 해석의 경우와 같이, 全炉心を 10 channel로 나누고 各 channel에서 SAS와 동일한 初期出力, 流量, Doppler 및 Na voiding 반응도효과를 入力資料로 사용하여 해석하였다.

軸方向의 出力分布는 炉心部位에서는 간단한 여현함수이고 증식부에서는 간단한 다항식 fit이다. 流量 level減少 特性은 SAS와 同一한 入力資料가 사용되었다.

SAS 코드에서는 연료의 축방향 팽창으로 인한 반응도 計算效果가 고려되나 SACO는 이러한 효과를 계산치 않으므로 比較·評價를 위해 SAS 計算에서도 計算效果는 무시되었다.

(그림. 40)에 流量에 대한 出力比가 가장 큰 流路에서의 SAS 및 SACO에 의한 연료, 피복재 및 냉각재의 온도가 시간의 함수로서 圖解되어 있다. 또한 그림 41에 全炉心の Doppler, 냉각재 밀도 및 총 반응도가 圖解되어 있다. 그림에서 보듯이 各 channel에서의 연료온도분포와 Doppler 반응도曲線의 一致는 SACO의 연료온도계산의 정확성을 나타내며, 냉각재 온도분포 및 냉각재 밀도 반응도곡선의 一致는 SACO 냉각재 온도계산의 정확성을 입증한다. 따라서 總反應度도 一致케 됨은 당연하다.

또한 그림에서 초기 노심 voiding은 ~11초, 최종 voiding은 ~13.5초, 연료이동은 ~14.1초에 발생함을 알 수 있다. 피복

재와 냉각재 온도분포曲線의 평평한 부분은, 냉각재는 포화온도(~ 950℃)에 도달하였고 피복재는 용융온도(~ 1370℃)에 머물러 있음을 나타낸다.

(그림. 42)에 2차원 연료온도계산 모델의 신뢰도를 입증키 위해 계산된 出力의 유량에 대한 比가 가장 큰 channel의 축방향의 중심노드에서의 연료의 반경방향 온도분포가 圖解되어 있다.

以上 언급된 계산모델과 voiding 모델을 결합한 계산결과도 아울러 입증되었다.

표 1. 초기노심의 주요특성치

(*를 한 이외의 가정치는 프랑스의 Super-Phoenix의 값임)

항 목	특 성 치	
	가 정 치	계 산 치
1. 원자로 출력		
총 열출력	3000 MWt	
총 전기출력	1200 MWt	
노심 총 열출력		2926 MWt
축방향 블랑켄 열출력		33 MWt
반경방향 블랑켄 열출력		41 MWt
블랑켄 열출력 / 총 열출력		2.47 %
2. 소더움 냉각계통		
냉각회로의 수		
일차계통	pool type	
이차계통	4 (펌프 당 1개)	
일차계통의 펌프수	4	
중간열교환기	8 (회로 당 2개)	
이차냉각계통 펌프수	4	

항 목	부 정 치	
	가 정 치	계 산 치
3. 노심, 불량켈, 반사체 (Reflector)		
o Dimensions		
노심높이	1000 mm	
노심지름 (equivalent)		3700 mm
측방향 불량켈높이	300 mm	
반경방향 불량켈높이		1600 mm
반경방향 불량켈 두께 (equivalent)		490 mm
반사체 두께 (equivalent)		360 mm
차폐물 (shielding) 두께 (equivalent)		1400 mm
o 집합체 (Assembly) 수		
내부핵연료집합체	193	
외부핵연료집합체	171	
불량켈 집합체	233	
반사체 집합체	197	
차폐물 집합체	1076	
세어봉 집합체	21	

Shut-Down 제어봉 집합체	3	
중성자 Monitoring 집합체	3	
내부핵연료봉저장 집합체	6	
외부핵연료봉저장 집합체	6	
○ 원자로구성 (체적비)		10,766 ℓ
노심체적		
핵연료 (PuO ₂ -UO ₂)	34%	
냉각재 (Na)		33.8%
구조물 (AISI 316 S.S.)		27.2%
기 체 (He)		5.0%
반경방향블랑켈		
핵연료 (감손우라늄, UO ₂)		54.2%
냉각재 (Na)		25.8%
구조물 (AISI 316 S.S.)		19.3%
기 체 (He)		0.7%
축방향블랑켈		
핵연료 (감손우라늄, UO ₂)		37.6%
냉각재 (Na)		33.8%

항 목	특 정 치	
	가 정 치	계 산 치
구조물 (AISI 316 S.S.)		24.6%
기 체 (He)		4.0%
반사체 및 Sheilding		
반사체 (AISI 316 S.S.)		53.5%
냉각재 (Na)		46.5%
4. 핵 연 료		
노심핵연료 구성물질	PuO ₂ -UO ₂	
블랑켈 핵연료 구성물질	감손우라늄, UO ₂	
노심핵연료 농축도		
내부핵연료		
PuO ₂ /(PuO ₂ + UO ₂)		15.65w/o
Pu-fissile/Pu		63.45a/o
외부핵연료		
PuO ₂ /(PuO ₂ + UO ₂)		18.75w/o
Pu-fissile/Pu		63.45a/o

항 목	특 성 치	
	가 정 치	계 산 치
블랑켈 핵연료 농축도 U-235/U	*0.2a/o	
동위원소 구성비 노심핵연료		
Pu-239		48.95a/o
Pu-240		36.55a/o
Pu-241		14.50a/o
U-235		0.2 a/o
U-238		99.8 a/o
블랑켈핵연료		
U-235	*0.2	
U-238	*99.8	
Effective 밀도 PuO ₂ -UO ₂ (20C)		0.913T.D. (=10.08 g/cm ³)
UO ₂ (Blanket) (20C)		0.95T.D. (=10.41 g/cm ³)

항 목	특 정 치	
	가 정 치	계 산 치
O/M 비		
PuO ₂ x	*1.98	
UO ₂ y	*1.98	
노심의 핵연료량		
PuO ₂	6310 kg	
UO ₂	30600 kg	
5. 핵연료봉		
노심핵연료봉		
형 태 (type)	홀로우 (Hollow) 형	
Pellet 지름	7 mm	
Hollow 지름		1.32 mm
Pellet 높이	10 mm	
피복재 재질	AISI 316 S.S.	
피복재 외부지름	8.5 mm	
피복재 두께		0.57 mm
핵연료봉 총길이	2700 mm	

gas plenum 길이	162 mm
upper 길이	862 mm
lower 길이	9.8 mm
핵연료봉 pitch	
spacer 형	spiral wire
spiral wire 지름	1.2 mm
핵연료봉수 / 핵연료집합체	271개
핵연료봉 무게	~ 1 kg
블랑켈핵연료봉	
형 태 (type)	* 원통형
Pellet 지름	14.5 mm
Pellet 높이	* 15 mm
피부재 재질	
피부재 외부지름	15.8 mm
피부재 두께	* 0.6 mm
gas plenum 길이	* 350 mm
핵연료봉 pitch	
spacer 형	spiral wire
	18.33 mm

항 목	특 성 치	
	가 정 치	제 산 치
핵연료봉수 / 불량켄핵연료집합체	*91	
핵연료봉 무게		3.3 kg
6. 핵연료 집합체		
노심핵연료집합체		
형 태	정육각형 실린더	
평행면의 간격	173 mm	
wrapper 의 두께	4.6 mm	
총길이	5400 mm	
무 게	~ 590 kg	
불량켄핵연료집합체		
형 태	정육각형 실린더	
평행면의 간격	173 mm	
wrapper 의 두께	4.6 mm	
총길이	5400 mm	
무 게	~ 750 mm	

항 목	특 정 치	
	가 정 치	계 산 치
7. 제어봉 형태 제어봉수 Main 제어봉 집합체수 Safety 제어봉 집합체수 평행면의 간격 Main 제어봉 제어봉수/집합체 제어봉 길이 Main 제어봉 집합체무게 제어봉 지름 wrapper Safety 제어봉 제어봉 길이 제어봉 지름 집합체의 총무게	정육각형실린더 21개 3개 173 mm 31개 430 kg 21 mm 370 mm 혹은 240 mm 27 mm 혹은 53 mm 416 kg	

항 목	특 성 치	
	가 정 치	제 산 치
중성자흡수물질 B ¹⁰ /B 피복재 중 Main 제어봉 집합체 반응도가 8. 반사체 (Reflector), 차폐물 (Shielding) 재 질 형 태	B ₄ C 90 a/o AISI 316 S.S. 28.8 \$ AISI 316 S.S. 정육각형홀로우 (Hollow)형의 실린더	
평행면의 간격 총 길 이 홀로우 내부지름	173 mm 5400 mm 100 mm	

표 2. 핵설계자료의 요약

항 목	설 계 량
노심체적	10,766ℓ
노심구성 (체적비)	
핵연료, $\text{PuO}_2\text{-UO}_2$	34%
냉각재, Na	33.8%
구조물 (Stainless Steel + B_4O)	27.2%
기 체, He	5.0%
반경방향 블랑켈구성 (체적비)	
핵연료 (감손우라늄, UO_2)	54.2%
냉각재, Na	25.8%
구조물 (Stainless Steel)	19.3%
기 체, He	0.7%
축방향 블랑켈구성 (체적비)	
핵연료 (감손우라늄, UO_2)	37.6%
냉각재, Na	33.8%
구조물 (Stainless Steel)	24.6%
기 체, He	4.0%
Effective 밀도, g/cm^3	
$\text{PuO}_2\text{-UO}_2$ (20°C), 0.913 T.D.	10.08
UO_2 (블랑켈, 20°C), 0.95 T.D.	10.41
Type 316 S.S.	7.95
Na (470°C)	0.8396
B_4C (B^{10} 90% 농축, 0.775 T.D. 20°C)	1.85

항	목	설	계	값
동위원소 구성, a/o				
노심핵연료	Pu-239			48.95
	Pu-240			36.55
	Pu-241			14.50
	U-235			0.2
	U-238			99.8
블랑켈핵연료	U-235			0.2
	U-238			99.8
핵연료 O/M 비				
PuO _x	x			1.98
UO _y	y			1.98
구조물구성, w/o				
AISI 316	C			0.057
	Cr			17.7
	Fe			66.043
	Ni			13.4
	Cu			0.18
	Mo			2.26
	Si			0.36
선형 열팽창 계수, (°C) ⁻¹ 20°C부터 550°C사이의 평균값				
UO ₂ -PuO ₂	(80-20)			7.57 × 10 ⁻⁶
UO ₂	(블랑켈핵연료)			1.009 × 10 ⁻⁵
AISI 316	S.S.			1.852 × 10 ⁻⁵
B ₄ C	(B ¹⁰ 90% 농축)			2.726 × 10 ⁻⁶

항 목	실 계 값
노심핵연료 농축	
PuO ₂ /(PuO ₂), w/o	17.095
Pu-fissile/Pu, a/o	63.45
U-235/U, a/o	0.2
노심핵연료 질량	
PuO ₂	6.310kg
UO ₂	30,600kg
Pu	5,567kg
U	26,975kg
Pu-239	2,716kg
Pu-240	2,038kg
Pu-241	813kg
U-235	53kg
U-238	26,922kg
출력특성	
노심출력 (최대/평균) 비	1.66
노심평균출력, w/cc	273
노심최대출력, w/cc	454
노심중성자 에너지, 평균, KeV	126
노심중성자속, 평균, n/cm ² , sec	~ 3.635 × 10 ¹⁵
동특성치	
즉발중성자 평균수명 (Prompt neutron life time), sec	4.56 × 10 ⁻⁷
유효지발 중성자율 (Effective delayed neutron fraction)	0.0039

표 3. 계산코드

(*표한 항목은 계산치 없음)

항 목	계 산 방 법	코 드 명	단 면 적	에너지균수
임계특성				
핵연료 농축	1-D확산코드	EXPANDA-4	ABBN-26	25
	2-D "	CITATION	"	12
임계부피 및 질량	2-D "	"	"	12
중성자속 분포	2-D "	"	"	5, 12
* 증식비	연소 계산에 의해	연소 계산에 의해	나옴	
동특성수치	1-D동특성코드	ARGO	"	25
* Danger 계수	Perturbation코드	"	"	
등온 계수	Perturbation코드	"	"	
* Doppler 계수	2-D Perturbation	"	"	12
Na Void 계수	1-D 및 2-D Perturbation	"	"	25, 12
제어봉 반응도가	2-D확산	CITATION	"	5
* 연소특성	1-D 및 2-D 동특성코드	ADEP, SAGO	"	5
안전특성				

표 4. ABBN-26, 25, 12, 6, 5 에너지준

ABBN-26	에너지	Lethargy	25 에너지준	12 에너지준	6 에너지준	5 에너지준
1	6.5 - 10.5 MeV	0.48	1			
2	4.0 - 6.5 MeV	0.96	2	1		
3	2.5 - 4.0 MeV	1.44	3		1	
4	1.4 - 2.5 MeV	2.01	4	2		
5	0.8 - 1.4 MeV	2.58	5	3		
6	0.4 - 0.8 MeV	3.27	6	4	2	
7	0.2 - 0.4 MeV	3.96	7	5		
8	0.1 - 0.2 MeV	4.65	8	6	3	
9	46.5 - 100 KeV	5.42	9			
10	21.5 - 46.5 KeV	6.19	10	7		
11	10.0 - 21.0 KeV	6.96	11		4	
12	4.65 - 10.0 KeV	7.73	12	8		
13	2.15 - 4.65KeV	8.50	13			

ABBN-26	에너지	Lethary	25 에너지균	12 에너지균	6 에너지균	5 에너지균
14	1.0 - 2.15 KeV	9.27	14	9		
15	465 - 1000 eV	10.04	15		5	
16	215 - 465 eV	10.81	16	10		
17	100 - 215 eV	11.58	17			5
18	46.5 - 100 eV	12.35	18			
19	21.5 - 46.5 eV	13.12	19	11		
20	10.0 - 21.5 eV	13.89	20		6	
21	4.65 - 10.0 eV	14.66	21			
22	2.15 - 4.65 eV	15.43	22	12		
23	1.0 - 2.15 eV	16.20	23			
24	0.465 - 1.0 eV	16.97	24			
25	0.215 - 0.465 eV	17.74	25			
26	0.0253 eV					

표 5. 각 영역의 집합체 (Assembly) 수

영역	내 핵연료	외 핵연료	블랑켄	Safety 계 어 (Ass.)	Main 계 어 (Ass.)	반사체 (Reflector)	차폐물 (Shielding)
노심	193	171					
제어				3	21		
노심+제어	211	177				197	
블랑켄			233				
반사체 (Reflector)							
차폐물 (Shielding)							1076

표 6. 각 영역에서의 물질의 체적율

영역	UO ₂ -PuO ₂	UO ₂	B ₄ C	Stainless Steel	Natrium	Void
핵연료 집합체	0.3624			0.2463	0.3380	0.0533
제어봉 집합체			0.3510	0.2939	0.3551	
노심 + 제어	0.3400		0.0217	0.2492	0.3390	0.0500
블랑켄		0.5415		0.1930	0.2580	0.0075
반사체 및 차폐물				0.5350	0.4650	

표 7. 각 물질의 실효밀도 (Effective Density)

물 질	효과밀도 (g/cm ³)
노심핵연료, 91.3% T.D.	
내부핵연료, 15.65 a/o Pu	10.08
외부핵연료, 18.75 a/o Pu	10.08
블랑켈핵연료, 95% T.D.	10.41
B ₄ C, 77.5% T.D.	1.85
스테인레스 강철, Type AISI-316	7.95
냉각재, Na	
100 ℃	0.927
200 ℃	0.902
300 ℃	0.874
400 ℃	0.850
500 ℃	0.826
600 ℃	0.802
700 ℃	0.778
800 ℃	0.754

표 8. 선형 열팽창율 (Linear Thermal Expansion Rate)

물 질	$\int_{t_1}^{t_2} \alpha(t) dt, T = t_2 - t_1$
노심핵연료 ($UO_2/PuO_2 = 80/20$)	$6.8 \times 10^{-6}T + 1.45 \times 10^{-9}T^2$
블랑켈핵연료 (감손 UO_2)	$8.4217 \times 10^{-6}T + 3.1481 \times 10^{-9}T^2$
스테인레스 강철 (Type AISI-316)	$1.7887 \times 10^{-6}T + 1.1988 \times 10^{-9}T^2$
B ₄ C (90% B ¹⁰)	$2.06 \times 10^{-6}T^2 + 1.26 \times 10^{-9}T^3$

표 9. 각 영역에서의 원자수밀도 (Atomic Density), $10^{24}/\text{cm}^3$
 (모든 원소는 20°C에서이며, Na는 470°C)

1.

영역	Pu ²³⁹	Pu ²⁴⁰	Pu ²⁴¹	U ²³⁵
내부핵연료	0.00061966	0.000462877	0.000183884	0.000013746
외부핵연료	0.000742403	0.000554564	0.000220308	0.000013241
반경방향분랑켈				0.0000251429
제어영역 (제어봉없는)				
제어영역 (제어봉있는)				
반사체 및 차폐물				
축방향분랑켈				0.0000168271
fission chamber				

2.

영역	U ²³⁸	B ¹⁰	B ¹¹	C
내부핵연료	0.00685923			0.0000559829
외부핵연료	0.00660713			0.0000559829
반경방향 블랑켄	0.0125463			0.0000438753
제어영역 (제어봉 없는)				0.0000219848
제어영역 (제어봉 있는)		0.021166	0.00235222	0.005938
반사체 및 차폐물				0.000121614
축방향 블랑켄	0.00839676			0.0000559829
fission chamber				0.0000559829

3.

영역	O	Na	Cr	Fe
내부핵연료	0.0162788	0.00743207	0.0040143	0.0139484
외부핵연료	0.0162753	0.00743207	0.0040143	0.0139484
반경방향 블랑켄	0.025143	0.00567208	0.00314611	0.0109318
제어영역 (제어봉 있는)		0.0198612	0.00157644	0.00547766
제어영역 (제어봉 없는)		0.00539305	0.00486586	0.0169039
반사체 및 차폐물		0.0102252	0.00872047	0.030301
축방향 블랑켄	0.0168271	0.00743207	0.0040143	0.0139484
fission chamber		0.00743207	0.0040143	0.0139484

4.

영역	Ni	Cu	Mo	Si
내부핵연료	0.00269317	0.0000334155	0.000277835	0.000151334
외부핵연료	0.00269317	0.0000334155	0.000277835	0.000151334
반경방향 블랑켄	0.00211071	0.0000261886	0.000217746	0.000118605
제어영역 (제어봉 있는)	0.00105762	0.0000131225	0.000109107	0.0000594301
제어영역 (제어봉 없는)	0.00326448	0.000040505	0.00033678	0.000183442
반사체 및 차폐물	0.00585051	0.0000725903	0.000603555	0.000328752
축방향 블랑켄	0.00269317	0.0000334155	0.000277835	0.000151334
fission chamber	0.00269317	0.0000334155	0.000277835	0.000151334

표 10. 제어봉에 요구되는 반응도 Worth

항 목	반응도 Worth
안전여유 (safety margin)	10\$
핵연료 연소	8\$
반응도 변화 (cold shut-down 부터 full power 까지)	3.5\$
합 계	21.5\$

* 21개 Main 제어봉의 총 반응도 Worth는 29\$이다.

표 11. 설계된 초기노심의 출력특성

	내부노심	외부노심	반경방향반사체	축방향반사체
출력분율 (%)	59.00	38.53	1.00	1.37
출력 (MWT)	1,770	1,156	32.96	41.04
연료봉 평균 선형 출력율 (W/cm)	328.2	241.0	3.7	10.0
연료봉 최대 선형 출력율 (W/cm)	482.5	429.4	42.7	22.8
평균 출력 밀도 (W/cc)	320.5	235.4	3.17	9.70
최대 출력 밀도 (W/cc)	471.2	419.3	14.0	22.3
체적 (cc)	5.522×10^6	4.911×10^6	6.493×10^6	606×10^6
U + Pu, kg	17,254	15,287	51,421	19,374
평균 비출력, KW/kg(U + Pu)	102.6	75.6	0.64	2.12
최대 비출력 KW/kg(U + Pu)	150.8	134.7	2.82	4.83

표 12. 에너지그룹 영역별 중성자속 ($n/cm^2\text{-sec}$)

영역 에너지그룹	내 부 노 심	외 부 노 심	반경 방향 반 사 체	축 방 향 반 사 체
1	2.95×10^{13}	3.01×10^{13}	3.92×10^{11}	3.20×10^{12}
2	3.14×10^{14}	2.02×10^{14}	6.35×10^{12}	2.97×10^{13}
3	3.01×10^{14}	1.96×10^{14}	7.57×10^{12}	3.63×10^{13}
4	6.05×10^{14}	3.86×10^{14}	2.29×10^{13}	8.98×10^{13}
5	7.29×10^{14}	4.54×10^{14}	3.32×10^{13}	1.35×10^{14}
6	7.04×10^{14}	4.30×10^{14}	3.95×10^{13}	1.60×10^{14}
7	1.04×10^{15}	6.20×10^{14}	7.58×10^{13}	2.89×10^{14}
8	4.81×10^{14}	2.75×10^{14}	4.58×10^{13}	1.69×10^{13}
9	1.57×10^{14}	8.72×10^{13}	1.93×10^{13}	7.25×10^{13}
10	7.45×10^{13}	3.96×10^{13}	1.38×10^{12}	5.84×10^{13}
11	9.92×10^{12}	5.27×10^{12}	6.17×10^{12}	2.74×10^{13}
12	1.14×10^{11}	7.35×10^{10}	8.24×10^{11}	4.45×10^{12}

표 13. Sodium Void 효과, 300°K

경 우	Na 밀도 변화	k_{eff} 변화값 (Δk)
제어봉이 없는 경우	100% \dashrightarrow 50%	$- 8.97 \times 10^{-3}$
	50% \dashrightarrow 33%	$- 6.37 \times 10^{-3}$
	33% \dashrightarrow 25%	$- 4.49 \times 10^{-3}$
	25% \dashrightarrow 0%	$- 2.79 \times 10^{-2}$
	100% \dashrightarrow 0%	$- 4.77 \times 10^{-2}$
제어봉이 있는 경우	100% \dashrightarrow 50%	$- 5.08 \times 10^{-2}$
	50% \dashrightarrow 33%	$- 1.71 \times 10^{-3}$
	33% \dashrightarrow 25%	$- 1.36 \times 10^{-3}$
	25% \dashrightarrow 0%	$- 3.60 \times 10^{-3}$
	100% \dashrightarrow 0%	$- 1.18 \times 10^{-2}$

표 14. 제어봉 구성

(Super-Phenix의 값)

항 목	제어봉 수	반응도 Worth
Main 제어봉집합체		
내부	6	
외부	15	
계	21	29 \$
Safety 제어봉집합체	3	

표 15. 제어봉 제원

(Super-Phenix의 값)

항 목	총 길이	무 게	제어봉 길 이	제어봉수	제어봉 외부지름
Main 제어봉 집합체	5,400 mm	430 kg	1,300 mm	31	21 mm
Safety 제어봉 집합체	5,400 mm	416 kg	370 mm 240 mm		27 mm 53 mm

표 16. Main 제어봉의 구성체적율

B₄C/Stainless Steel/Na = 31.7/32.7/35.6

표 17. 제어봉의 간섭효과를 고려한 실제조건

제어봉	평균반응도 / Rod(\$)	제어봉수	총반응도수 (\$)
Main	1.38	21	29
Safety		3	

표 18. X-Y 계산에 의한 반응도 Worth

항	목	반응도 Worth/Rod(\$)
내부제어봉	B ₄ C 77.5% T.D.	1.16
	95% T.D.	1.19
외부제어봉	77.5% T.D.	0.56
	95% T.D.	0.58

표 19. R-Z 계산에 의해 수정된 의해 수정된 제어봉 반응도 Worth

항 목	내부제어봉 (\$) (Internal Control Rods)		외부제어봉 (\$) (External Control Rods)	
	B ₄ C 77.5% T.D.	95% T.D.	77.5% T.D.	95% T.D.
ρ_{x-y}	1.16	1.19	0.56	0.58
ρ_{act}	2.56	2.76	1.24	1.34
ρ_t	1.70	1.75	0.83	0.85
ρ_{st}	2.51	2.70	1.22	1.31
ρ_{act} / ρ_t	1.50	1.58	1.50	1.58
ρ_{st} / ρ_{act}	0.98	0.98	0.98	0.98
$\rho_{eff.}$	1.70	1.84	0.82	0.90

표 20. 열수력학적 매개변수

항 목	특 성 치	
	가 정 치	계 산 치
전 출 력	3000 MWt.	
노 심 (Inner Core		1802.2 MWt
Outer Core		1129.3 MWt
축방향 blanket		44.0 MWt
반경방향 blanket		24.5 MWt
냉각재유량	16400 kg/sec	
노 심		14756 kg/sec
반경방향 blanket		
냉각재온도		
노심입구	395 °C	
노심출구	545 °C	
냉각재 최대온도		
정 규 (노심)		607.3 °C
hot spot (노심)		661.9 °C
외부재 최대온도		
정 규 (노심)		618.7 °C
hot spot (노심)		690.0 °C
핵연료 최대온도		
정 규 (노심)		2324 °C
hot spot (노심)		2731 °C
핵연료봉 선출력		
평 균 (노심)	300 w/cm	
최 대 (노심)	450 w/cm (480 w/cm)*	
노심출력 밀도		
평 균	270 w/cm ³	
최 대		378.2 w/cm ³
Peaking factor		1.41

* 초기노심의 경우

표 21. LMFBR의 不確正 因子 및 hot-channel factor*

subfactor	냉각재의 엔탈피 증가	film	피복재	gap	연료	heat flux
A. 非統計的 因子						
1. 入口流量異常分布	1.05					
2. 集合体内部 流量異常 分布 및 混合不確正性 ^a	1.08	1.035				
3. 出力測定과 제어 계통의 dead band	1.03					1.03
4. 피복재주위온도변화 ^b (wire-wrap)		1.7 ^f (1.0)	1.7 ^c (1.0)			
直接結合 ^d	1.17	1.76 (1.04)	1.7 (1.0)			1.03

표 21. 계속

B. 統計的 因子 (3σ)						
1. 核分裂性性質의 異常 分布 및 Spacer 位置	1.03					1.04
2. 核資料不確正性	1.06					1.07
3. Subchannel 流路面積	1.03					
4. Film 熱伝達 常数		1.12				
5. Pellet 외부재 eccentricity		1.15	1.15			
6. gap conductance				1.48		
7. 核燃料 熱伝導度					1.10	
8. 외부재 熱伝導常数			1.12			
9. 冷却材 性質	1.01					
統計的 結合	1.08	1.19	1.19	1.48	1.10	1.08
全体工學的 因子	1.26	2.10	2.03	1.48	1.10	1.11

- * Nuclear hot-channel factor 와 發電所 運轉에 關係되는 不正確 因子는 不包含
- a. 원자로심 집합체내의 流量分布와 混合을 고려하는 subchannel 解析 코드에 의하여 계산된 것처럼 hot pin 에 적용한다.
- b. 燃料溫度를 계산할때는 괄호안의 값을 사용한다.
- c. 외부재 중앙벽온도를 계산할때 사용하며 중앙벽과 bulk 冷却材溫度 차이에 적용한다.
- d. 가장 나쁜 狀態의 경우

표 22. 핵연료집합체의 기하학적 변수

핵연료봉수 / 집합체	271 개
rod pitch	9.796 mm
집합체 길이	5,400 mm
duct 평판사이의 거리	
내부 / 외부	163.8 / 173 mm
핵연료봉 직경	8.5 mm
pin의 길이	2,700 mm
UO ₂ -PuO ₂ 영역	1,000 mm
UO ₂ 영역	300 × 2 mm
wire-wrap 직경	1.2 mm
wire-wrap helical pitch	300 mm

표 23. 각 영역별 열발생 분율 및 peaking factor

열발생분율 (%)		
노심 {	Inner Core	60.08
	Outer Core	37.64
축방향	blanket	1.47
반경방향	blanket	0.82
노심 peaking factor		
초기노심	1.41	
평형노심		

표 24. 노심내 유량 분포

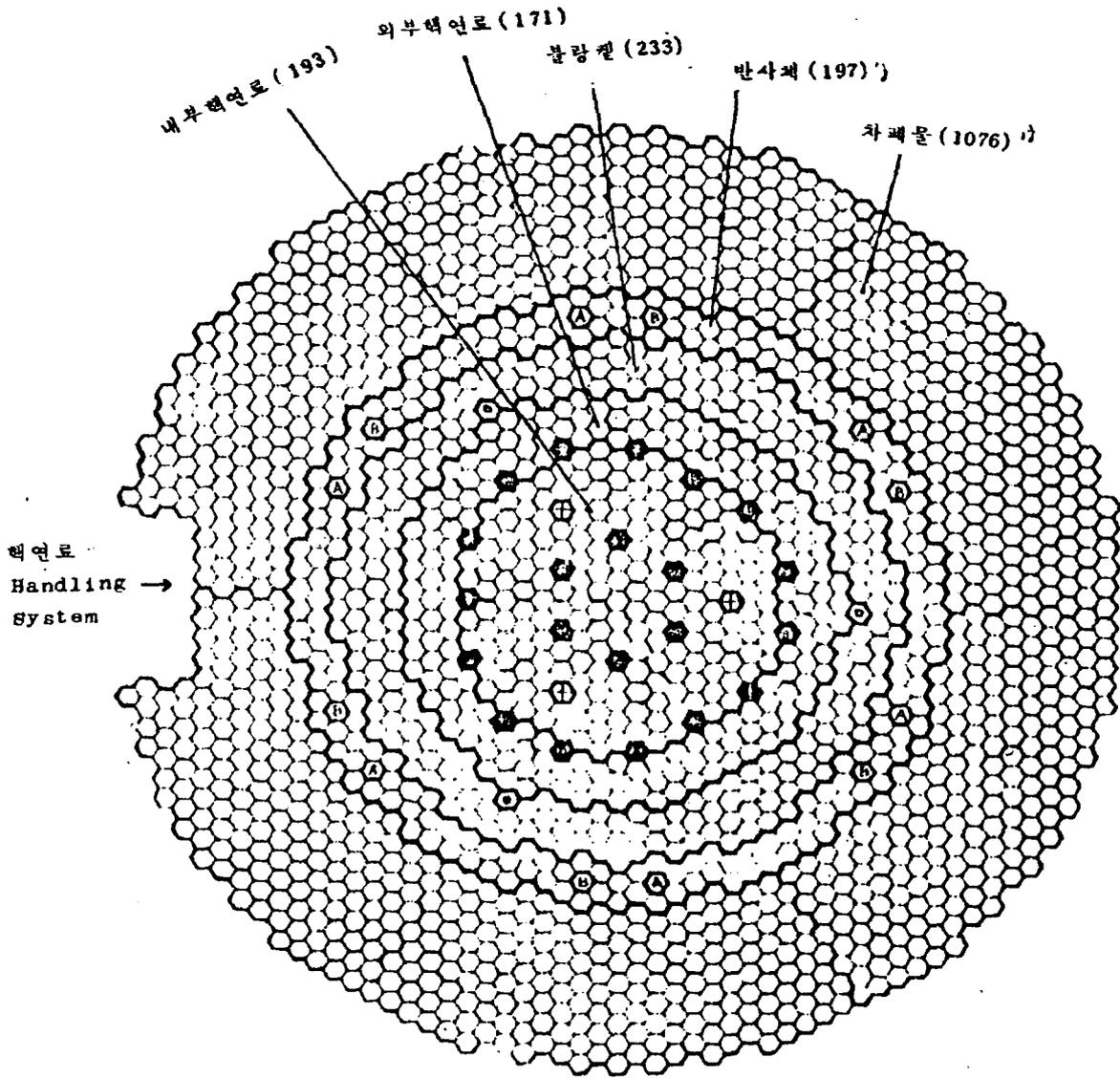
영역	노심					
	1	2	3	4	5	6
유량조절번호 (zone number)						
집합체 수 / zone	67	132	72	24	42	27
유량집합체 (kg/sec)	51.4	45.2	39.2	33.9	27.2	21.0
유량 / zone (kg/sec)	343.8	5966.4	2822.4	813.6	1142.4	567.0
유량 / 영역 (kg/sec)	14755.6					

표 25. 노심내 유량조절 영역별 최대온도 (C)

영역	노심					
	1	2	3	4	5	6
유량조절 zone 번호						
최대냉각재온도						
정규	596.5	602.3	604.5	603.7	607.3	606.8
hot spot	648.3	655.7	658.4	657.4	661.9	661.4
최대피복재온도						
정규	613.9	618.3	618.7	616.1	617.5	614.9
hot spot	686.6	690.0	688.8	683.9	684.0	678.6
최대연료중양온도						
정규	2324	2145	1919	1686	1426	1174
hot spot	2731	2514	2243	1963	1650	1347

표 26. 유량별 압력강하

유량조절 zone 번호	1	2	3	4	5	6
유 량 (kg/sec)	51.4	45.2	39.2	33.9	27.2	21.0
압력강하 (kg/cm ²)	4.524	3.573	2.752	2.111	1.413	0.844



	의 미	집합체 수
●	제어봉 집합체	21
⊕	Safety 제어봉 집합체	3
⊖	중성자 Monitoring 집합체	3
△	내부핵연료 저장 집합체	6
⊙	외부핵연료 저장 집합체	6

그림 1. 노심의 수평 단면

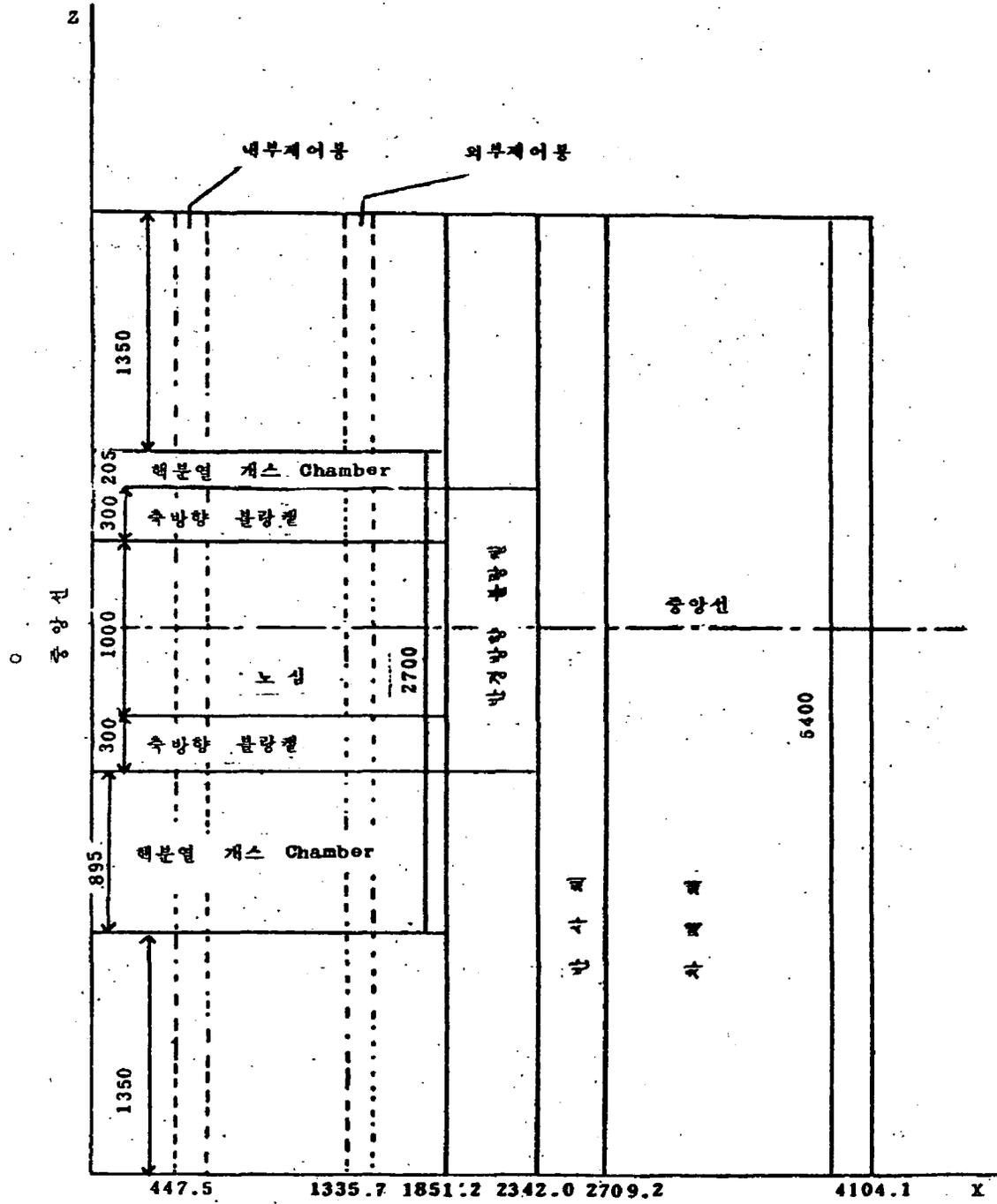


그림 2. 노심의 수직단면 (mm, 1/30)

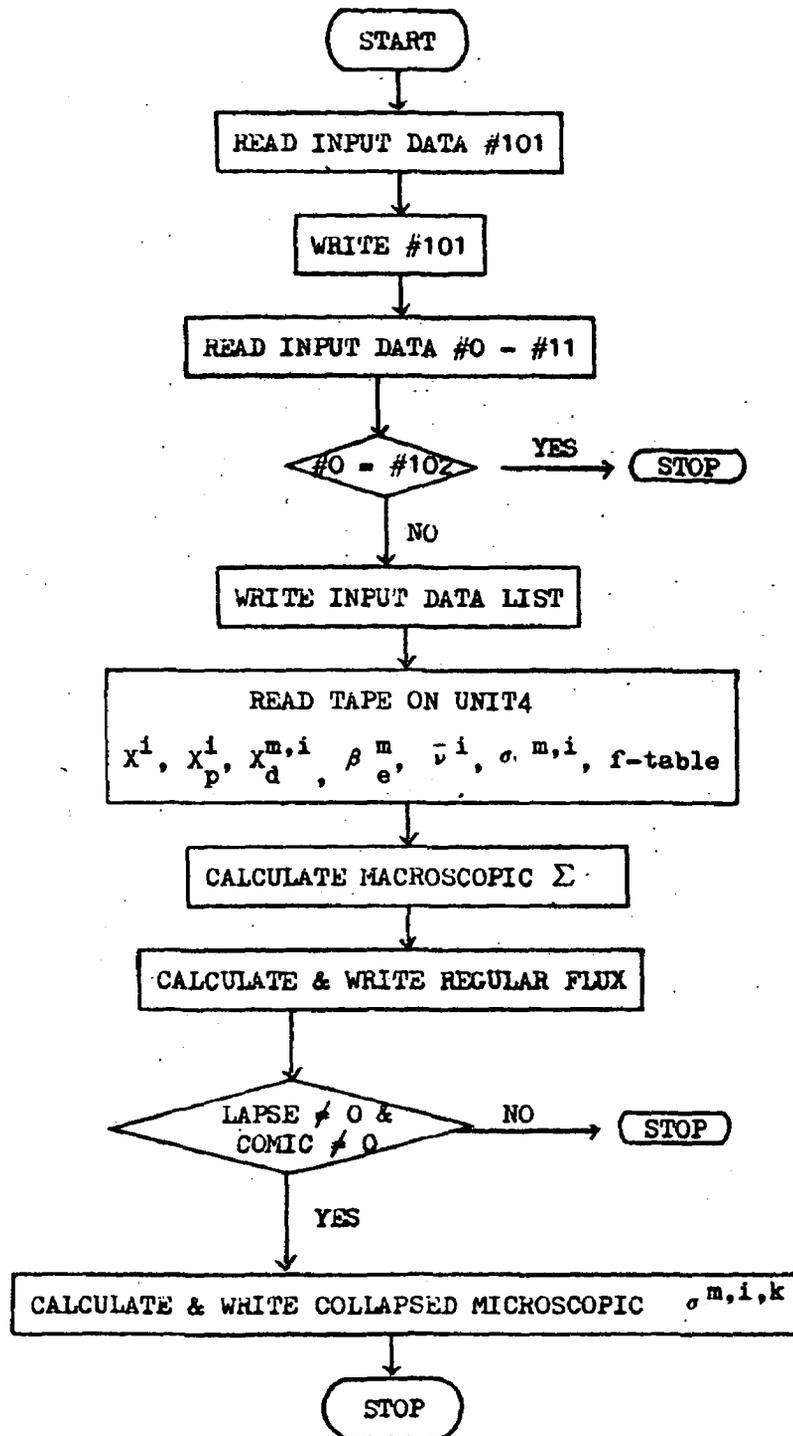
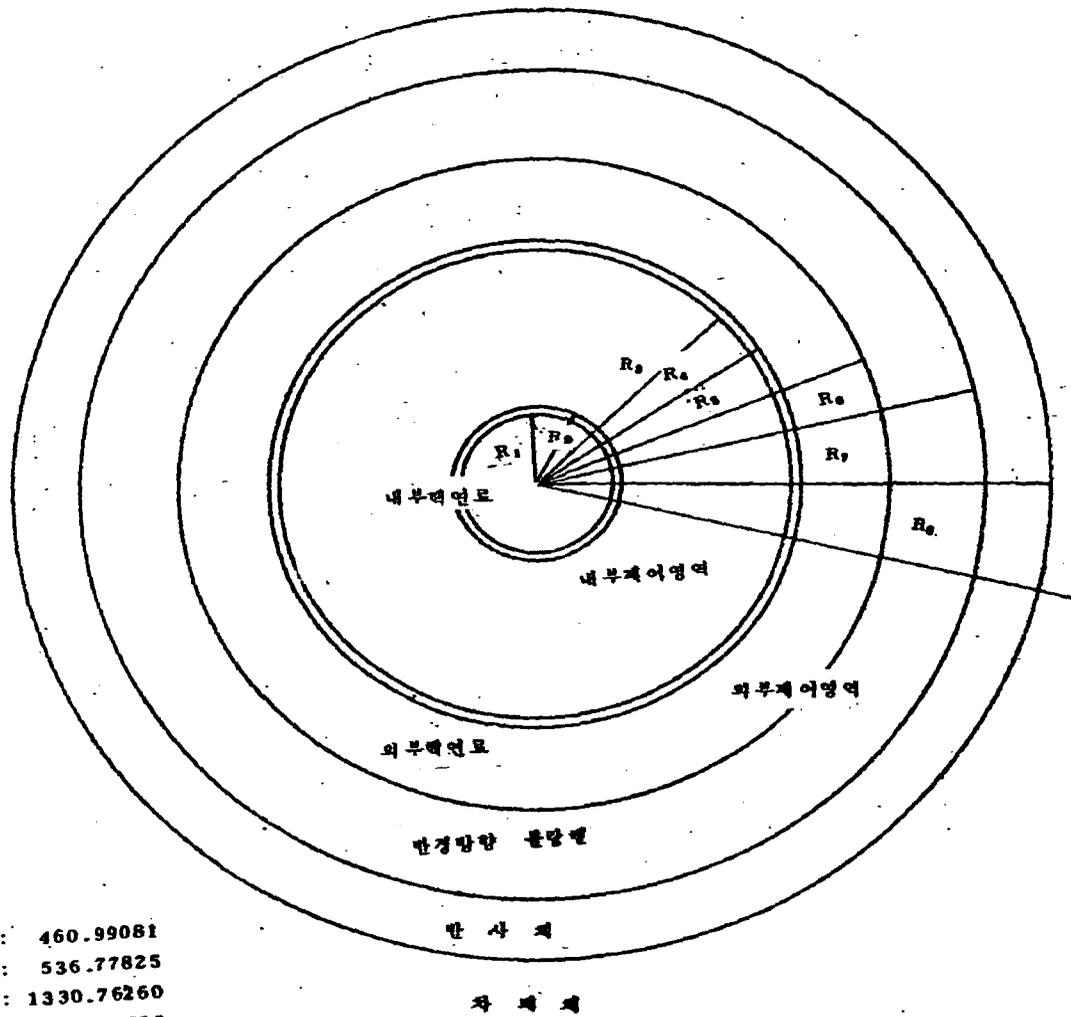


그림 3. EXP-COLAP의 FLOW CHART.



- $R_1 : 460.99081$
- $R_2 : 536.77825$
- $R_3 : 1330.76260$
- $R_4 : 1384.43720$
- $R_5 : 1851.22520$
- $R_6 : 2342.01240$
- $R_7 : 2709.21770$
- $R_8 : 4104.10770$

그림 4. 2-D 계산체계로서의 원에 대응되는 노심의 수평단면 (mm. 1/30)

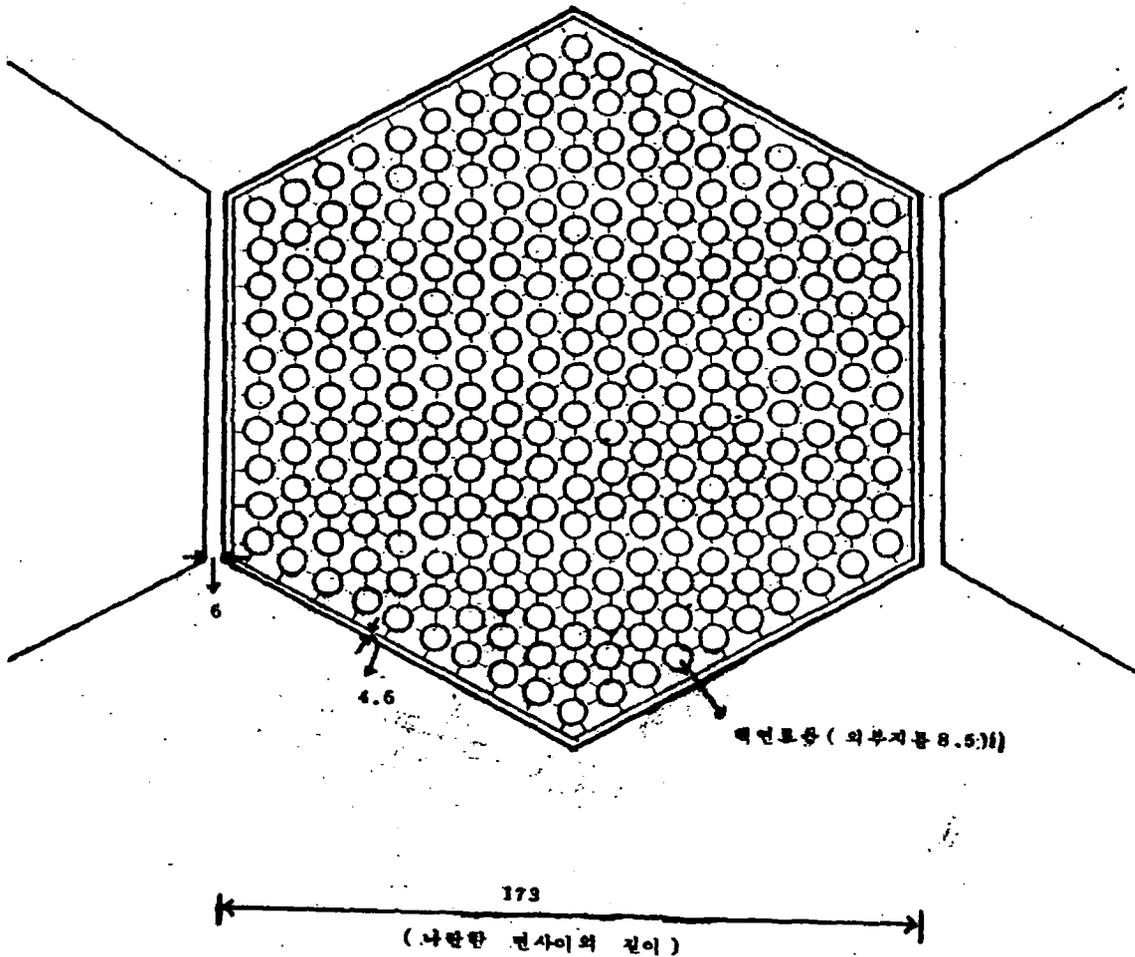


그림 5. 핵연료봉집합체의 수평단면 (mm, 20℃)
(271 개의 핵연료봉)

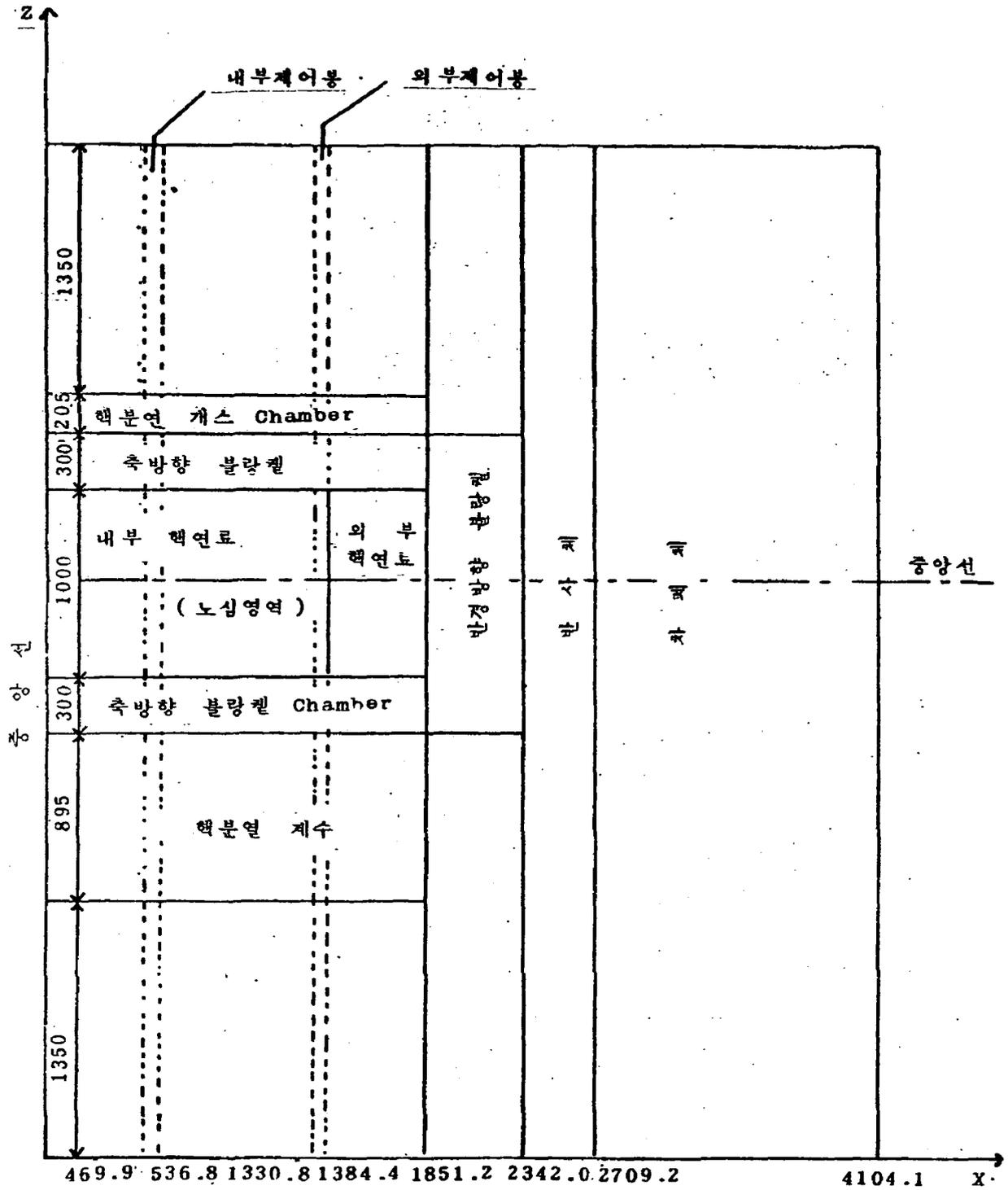


그림 6. 2-D 계산체계로서의 노심의 수직단면 (mm, 1/30)

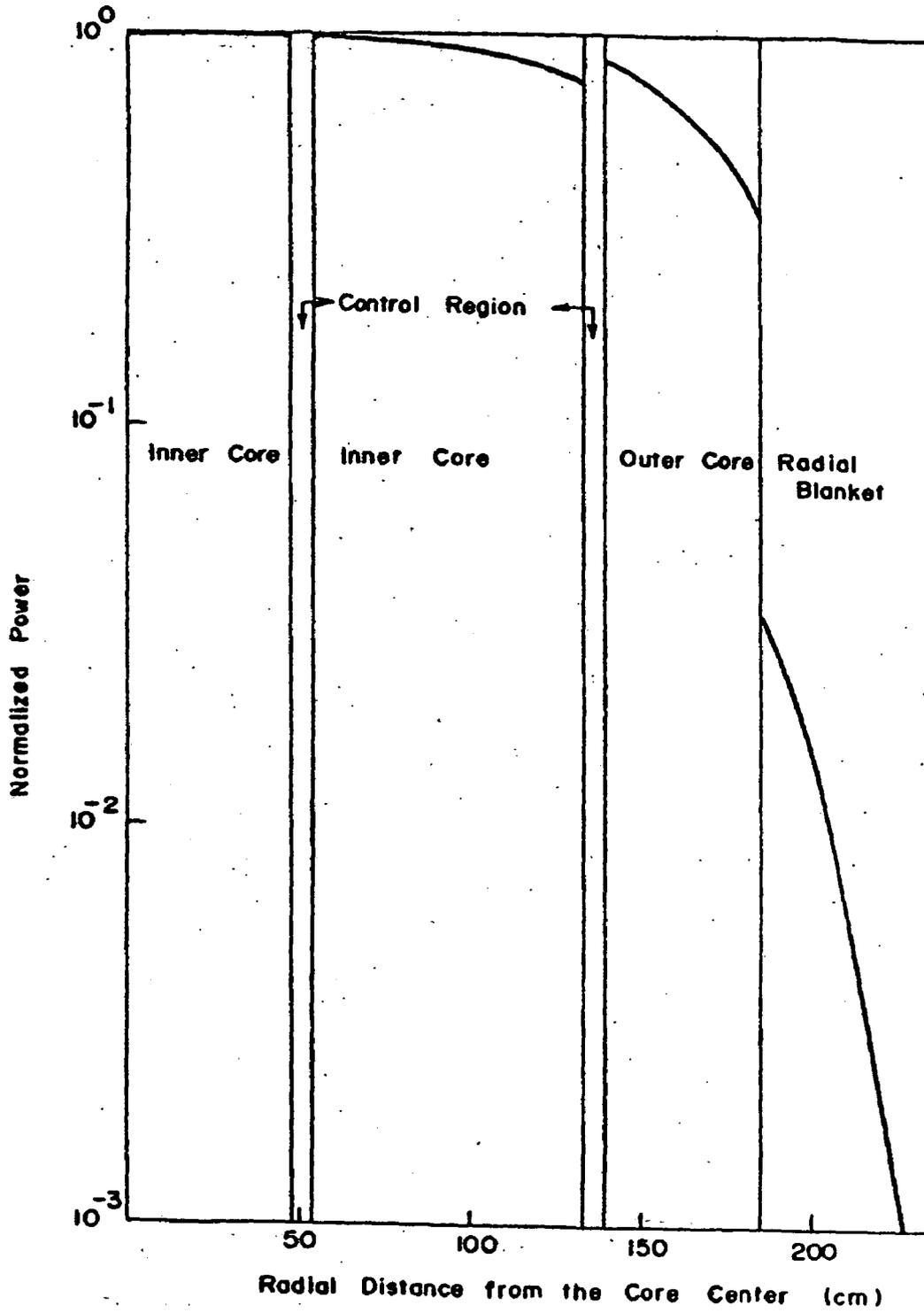


그림 7. 초기노심의 반경방향 출력분포

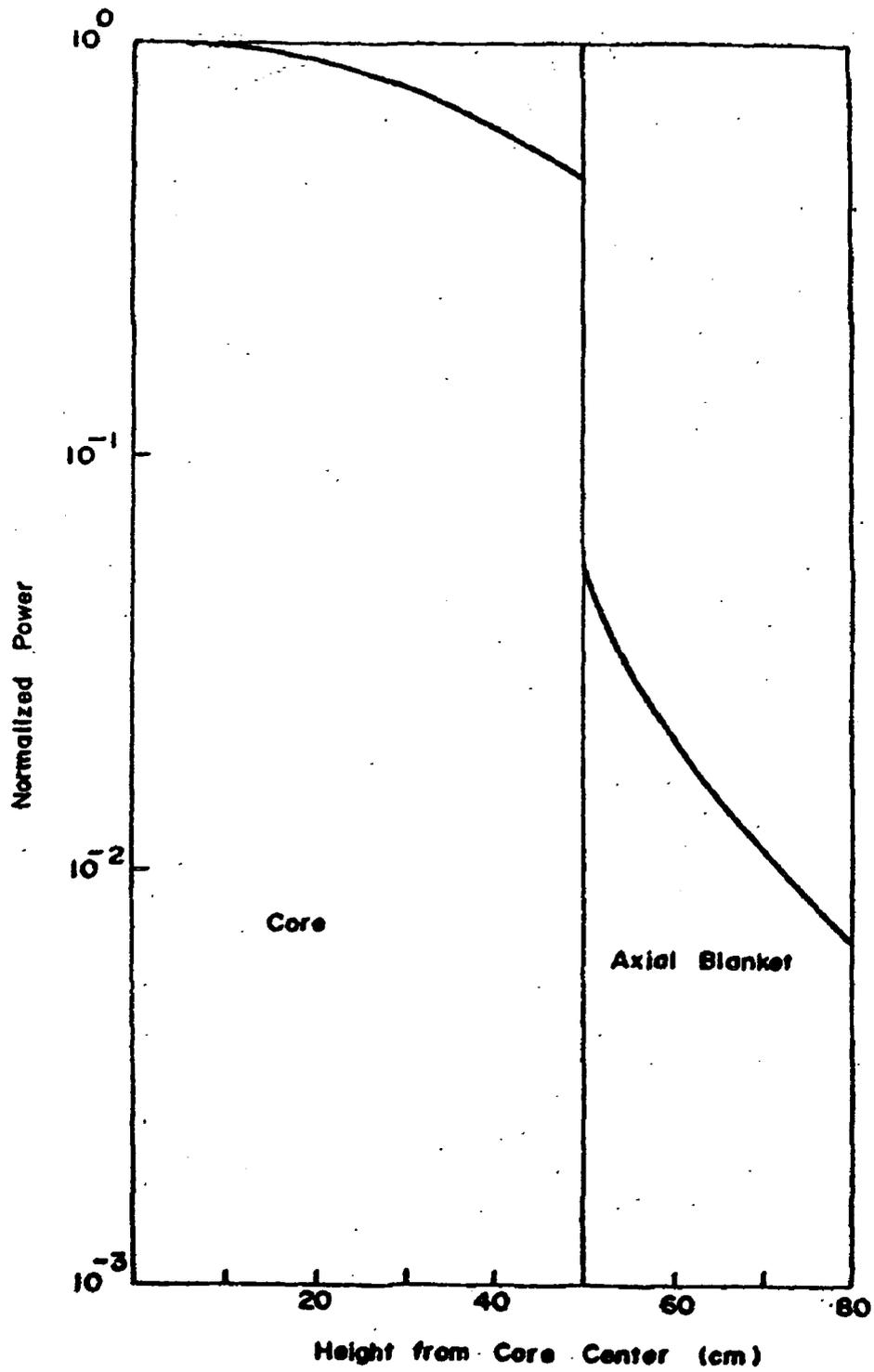


그림 8. 초기노심의 축방향 출력분포

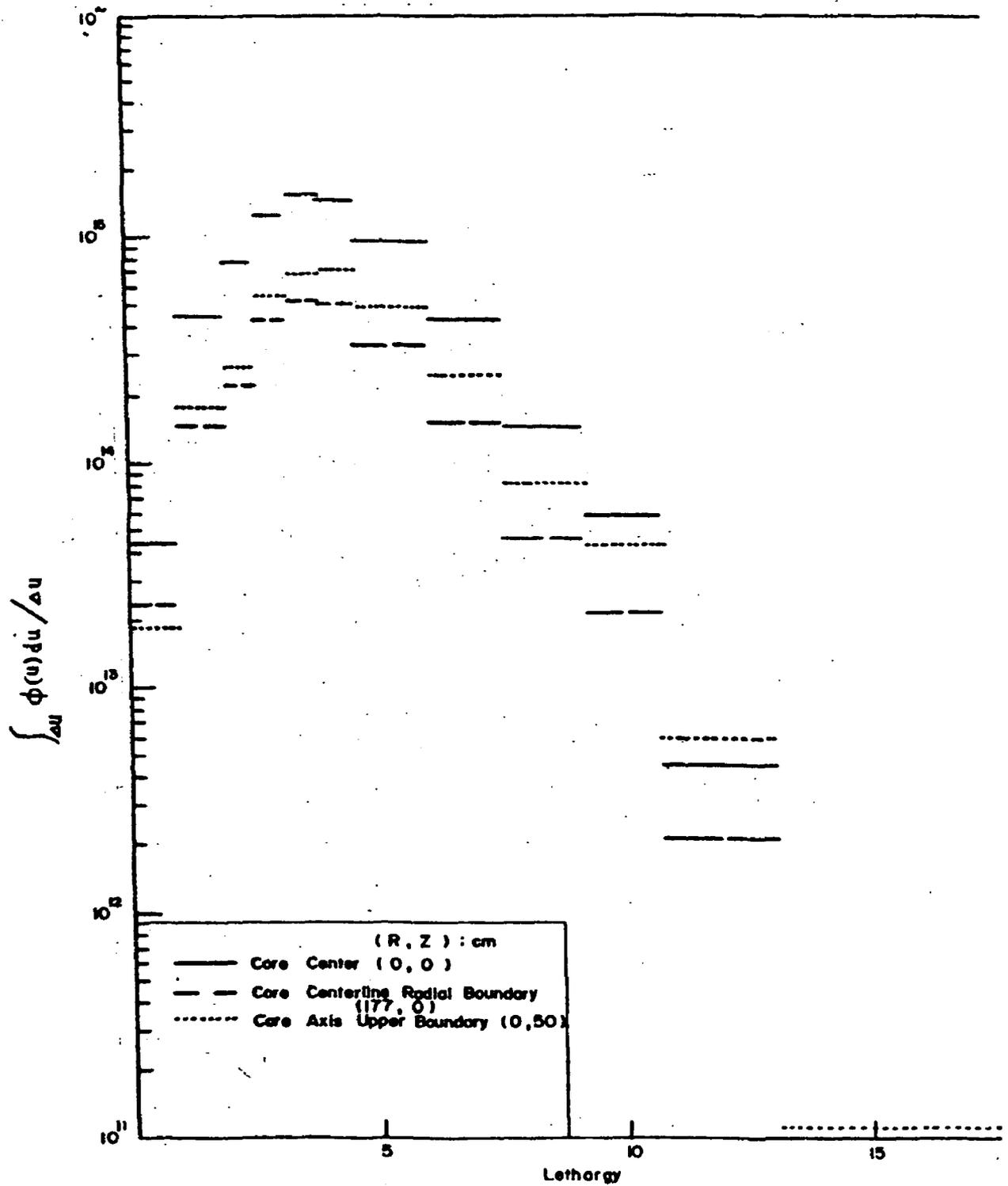


그림 9. 중성자 스펙트럼 (초기노심)

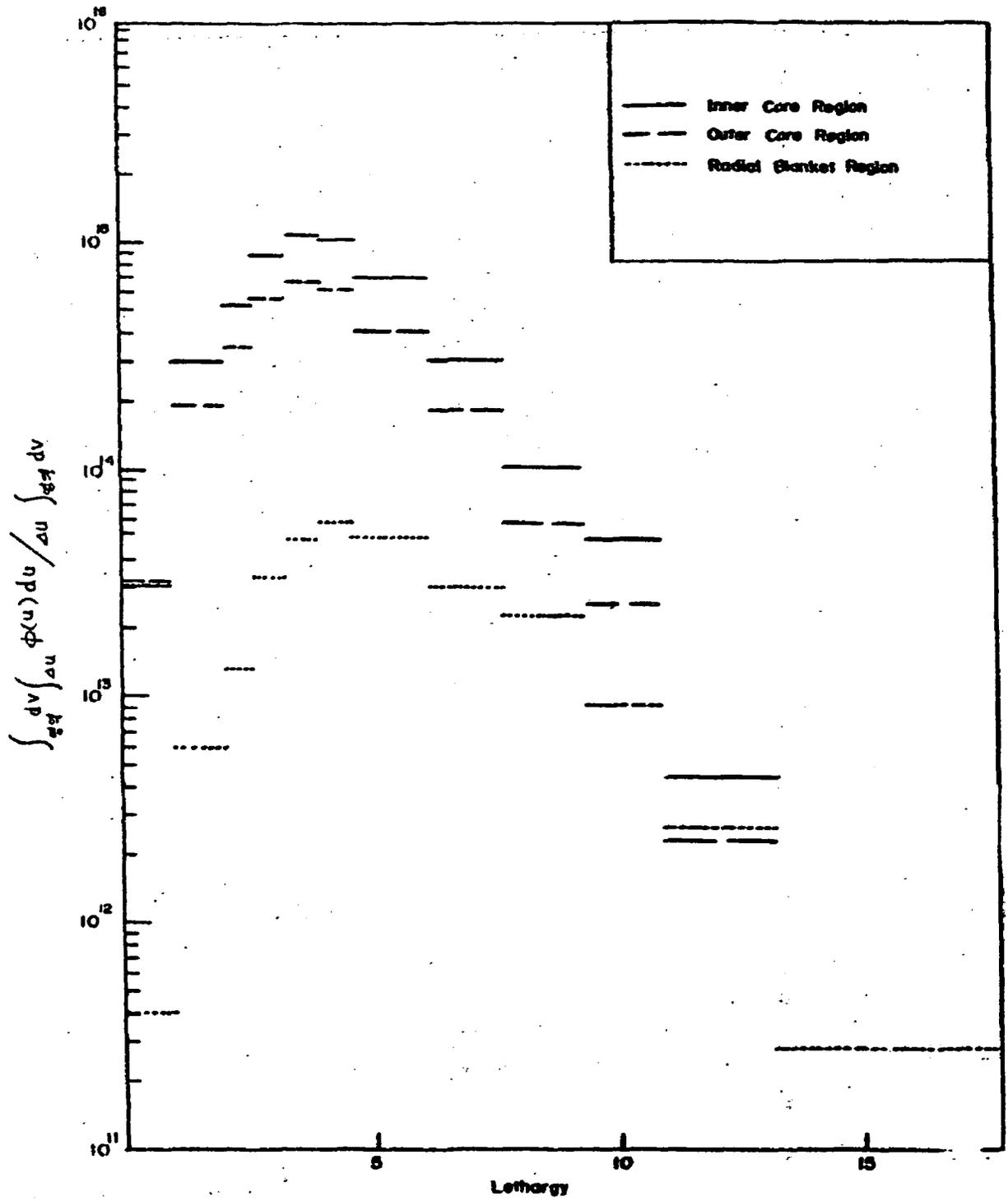


그림 10. 노심 영역별 평균 중성자 스펙트럼

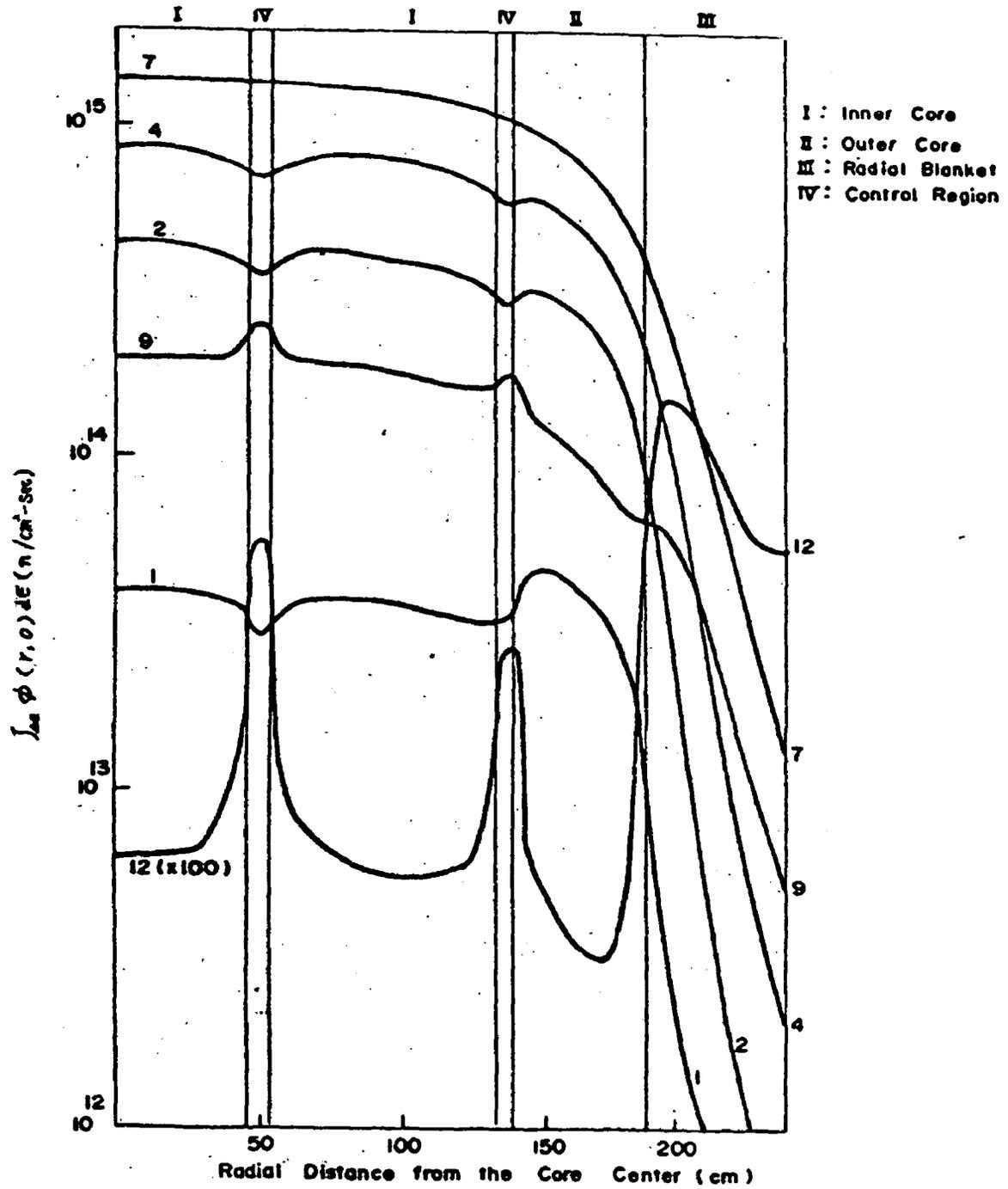


그림 11. 초가노심의 반경방향 중성자속 분포

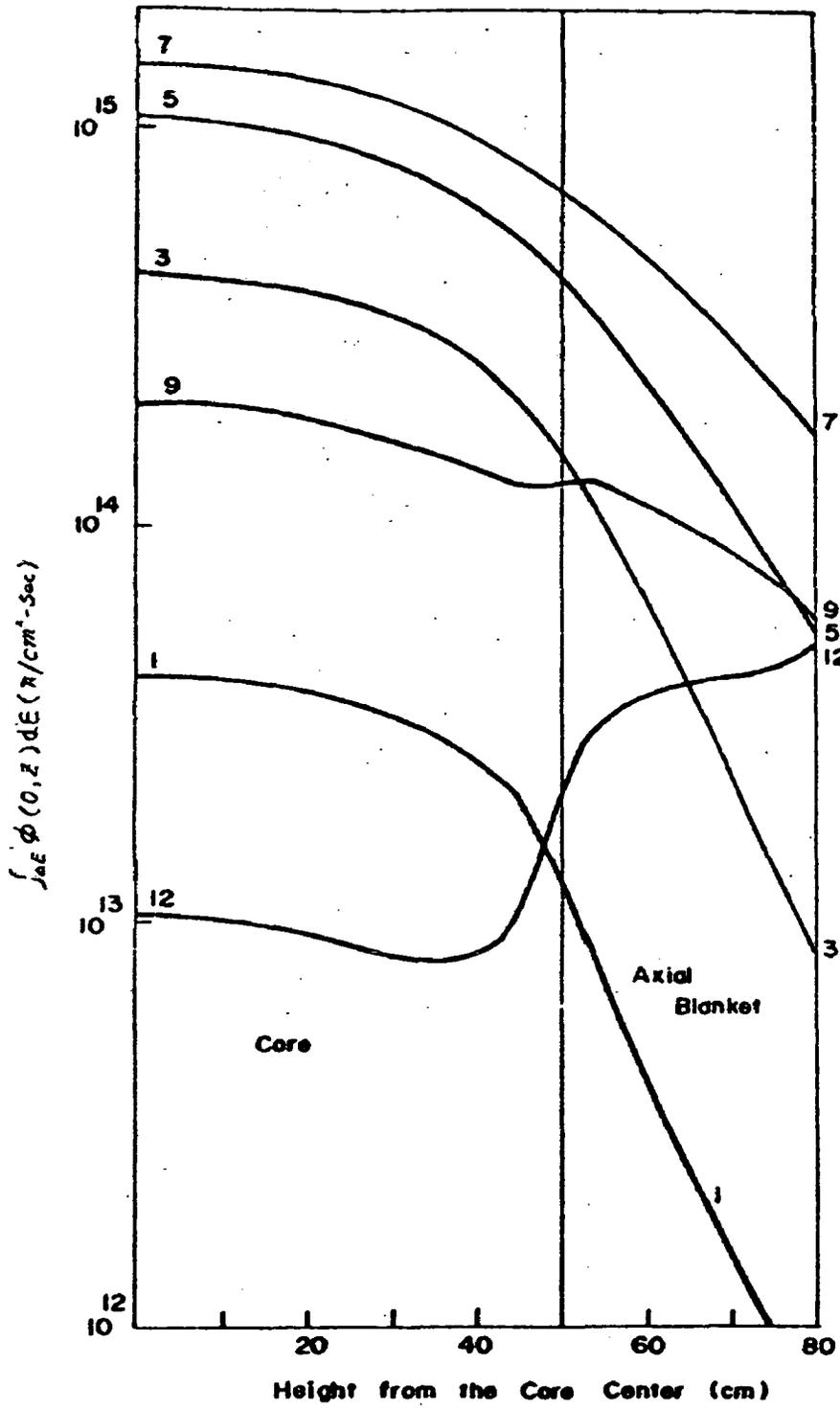


그림 12. 초저노심의 축방향 중성자속 분포

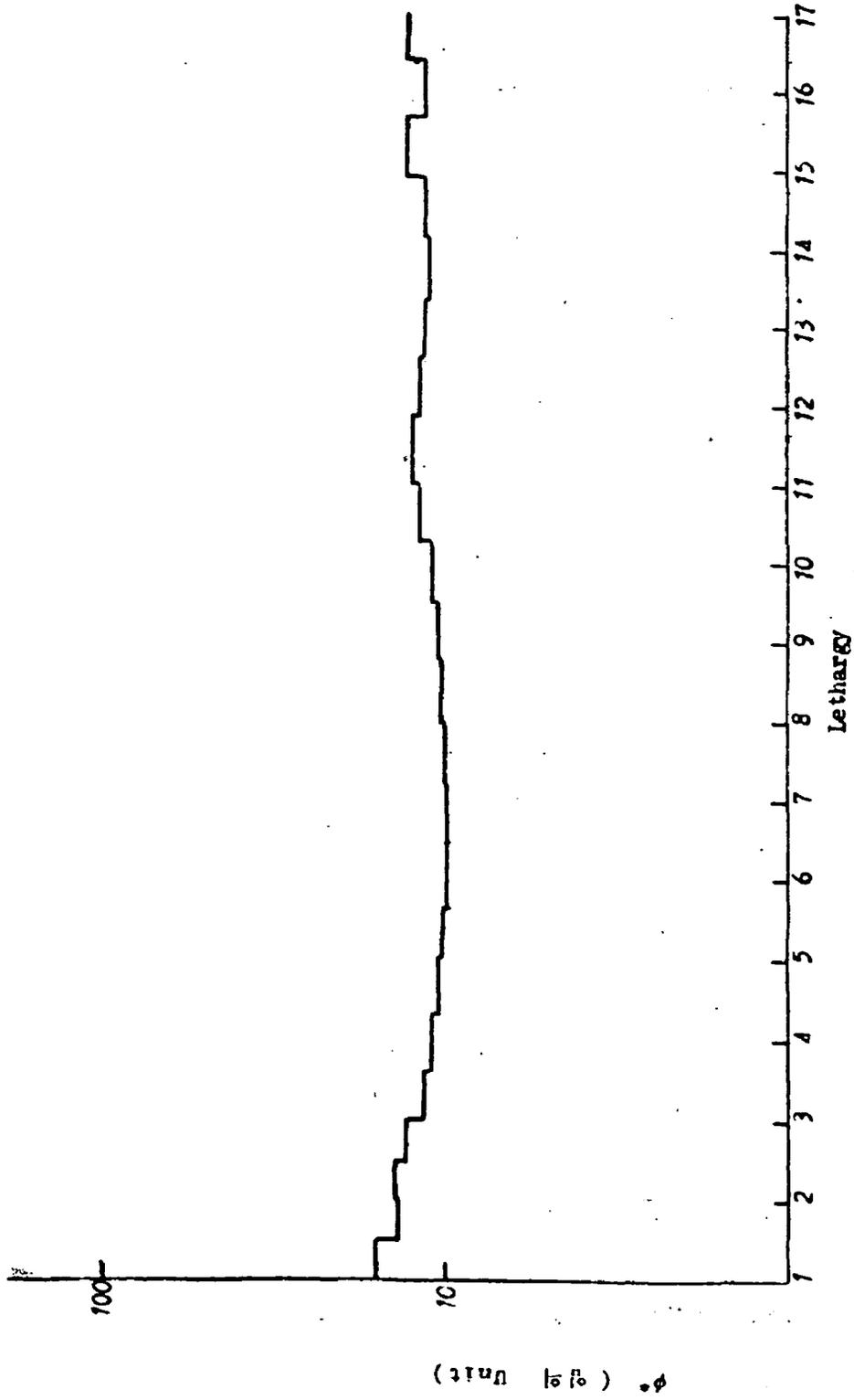


그림 13. 노심 중앙에서의 중성자 Importance

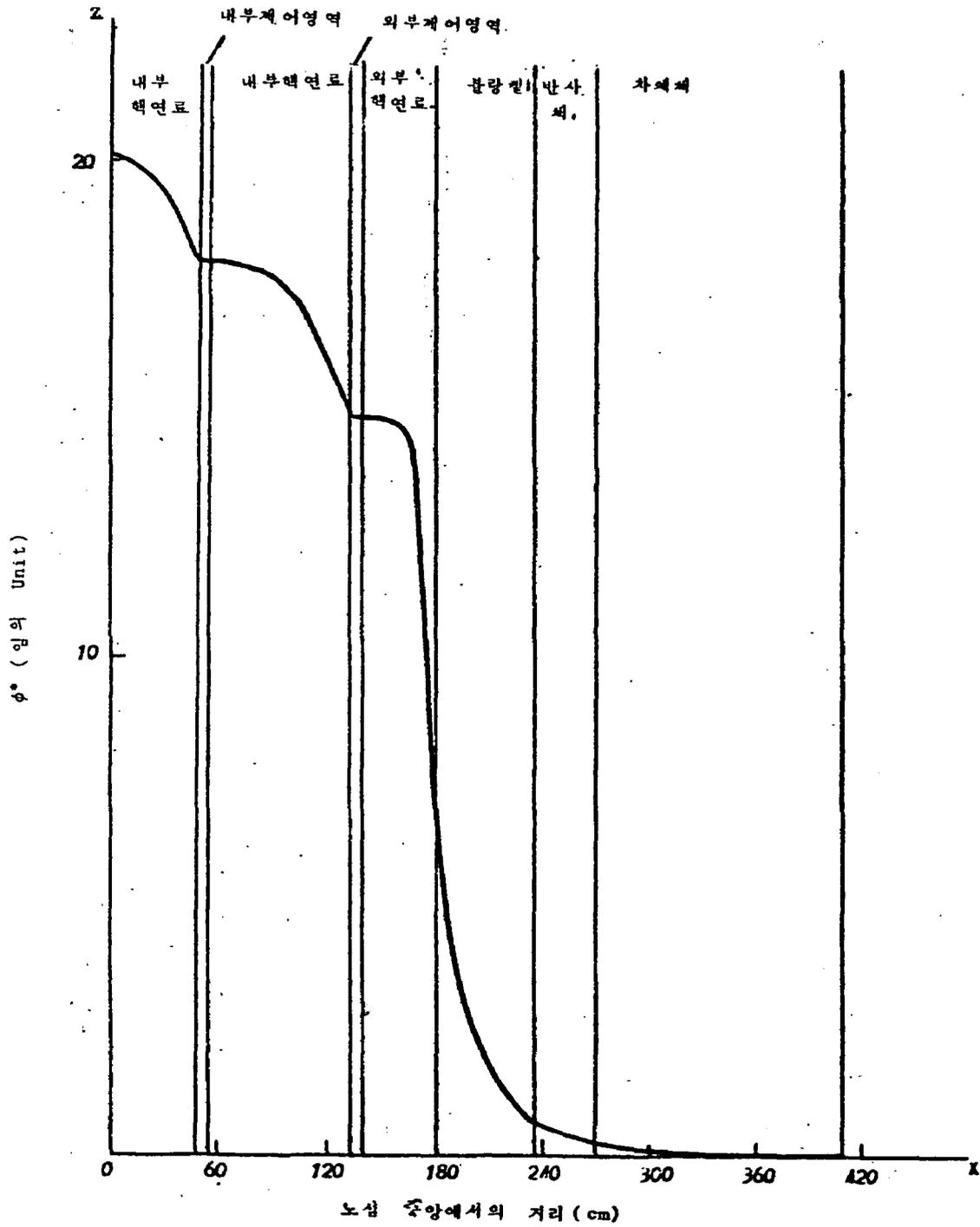


그림 14. 반경방향 중성자 Importance 분포도

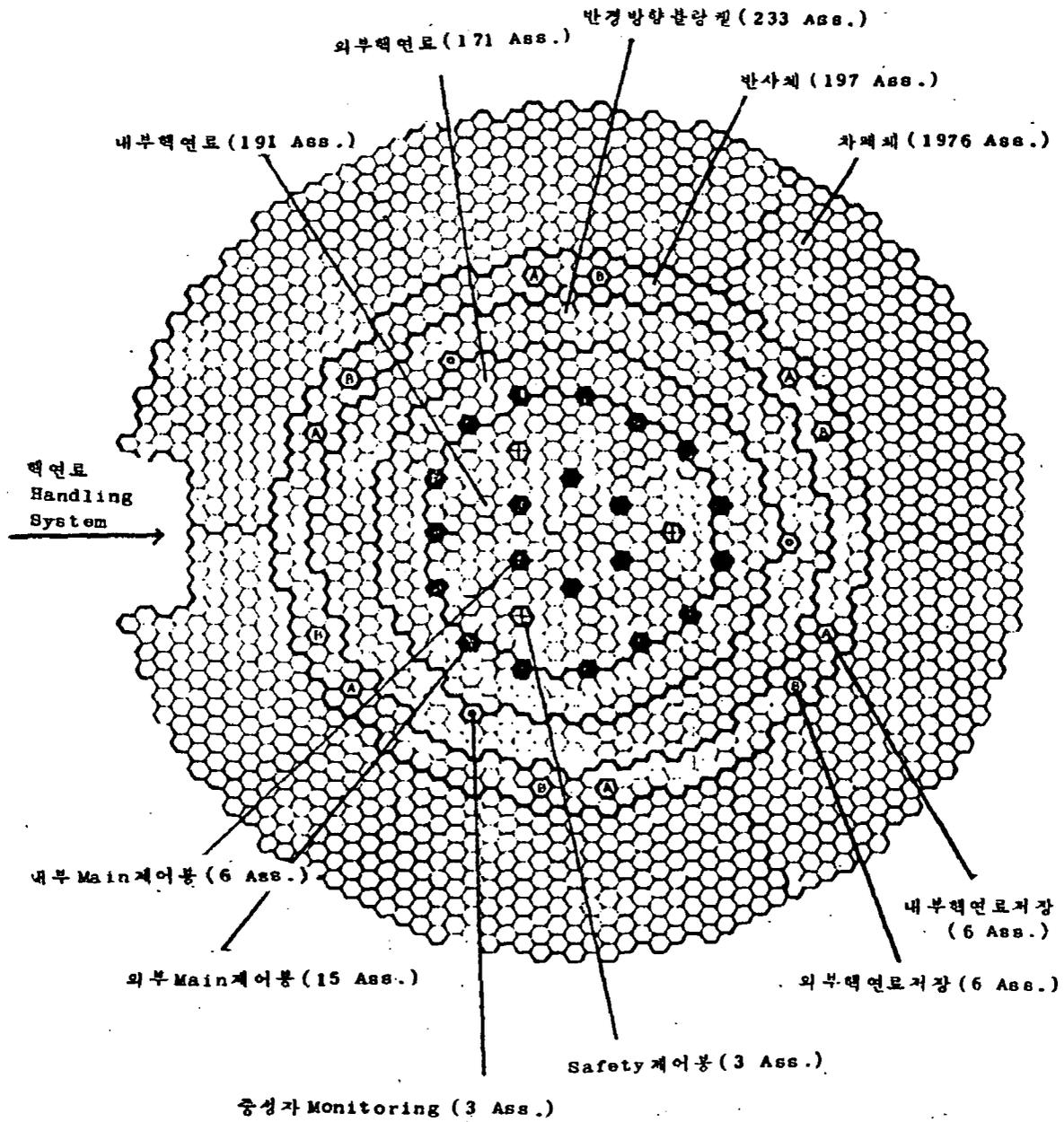


그림 15. 노심의 수평 단면

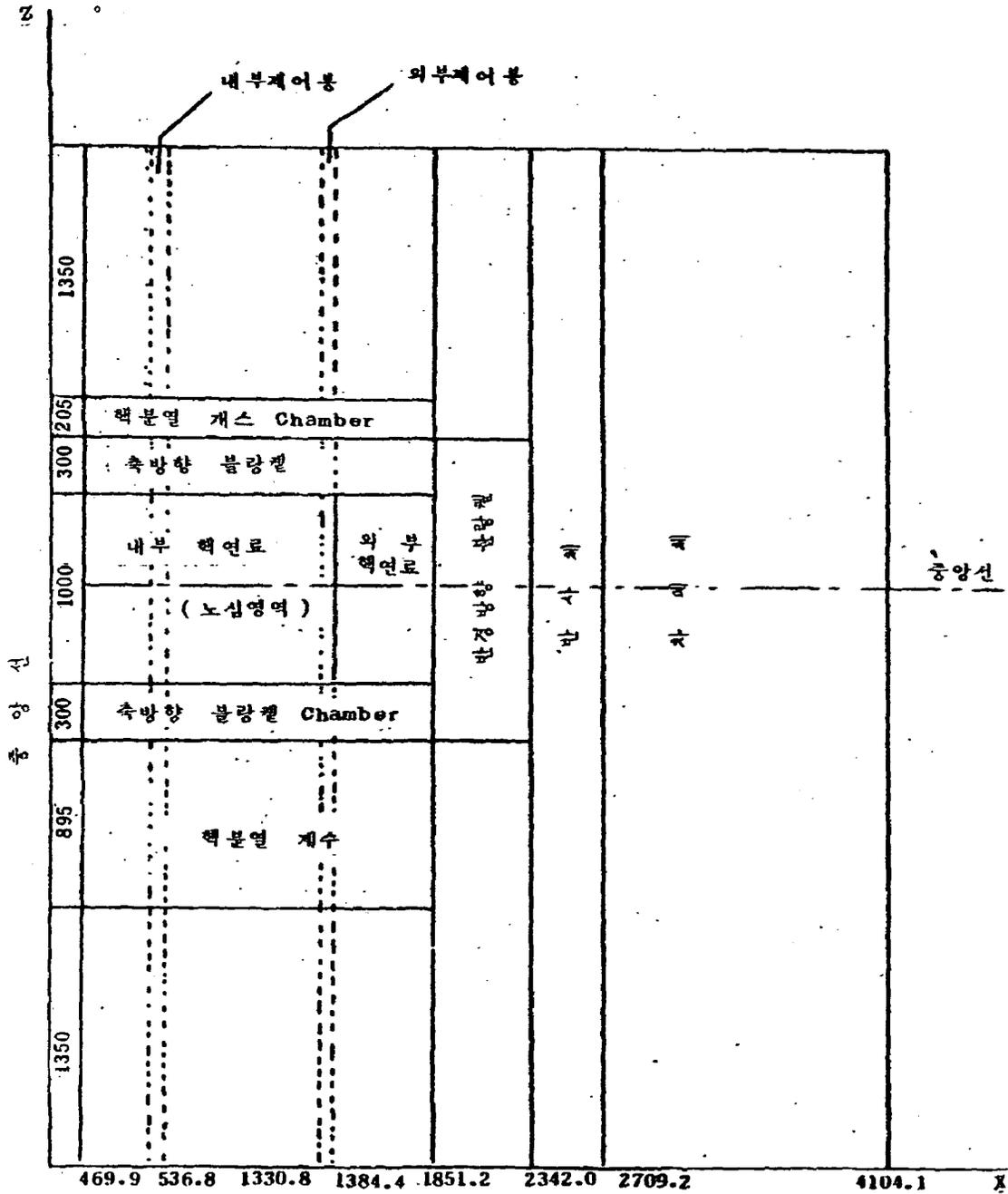


그림 16. 2-D 계산체 제로서의 노심의 수직단면 (mm. 1/30)

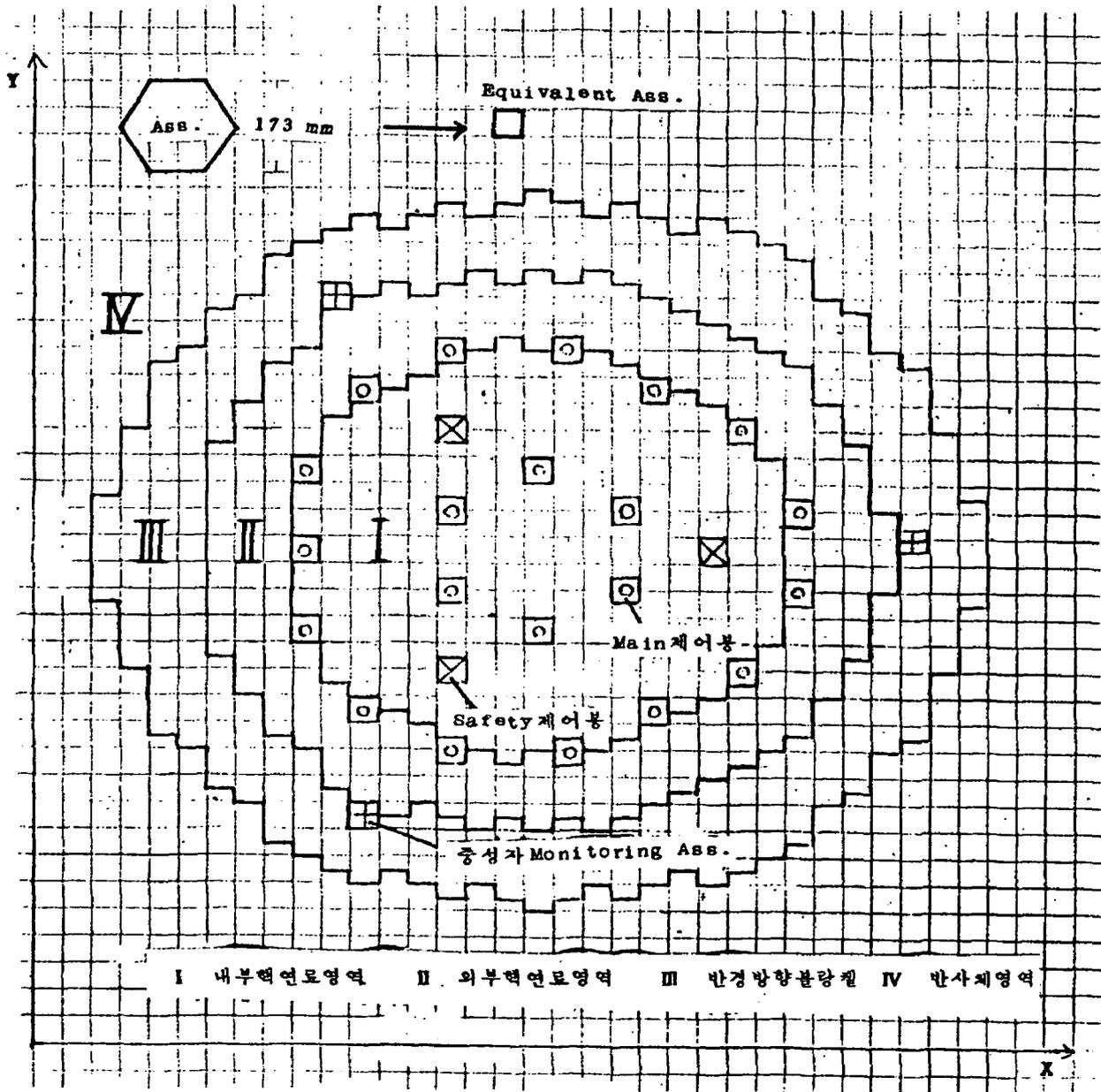


그림 17. 2-D X-Y: 계산체제로서의 노심의 수평단면

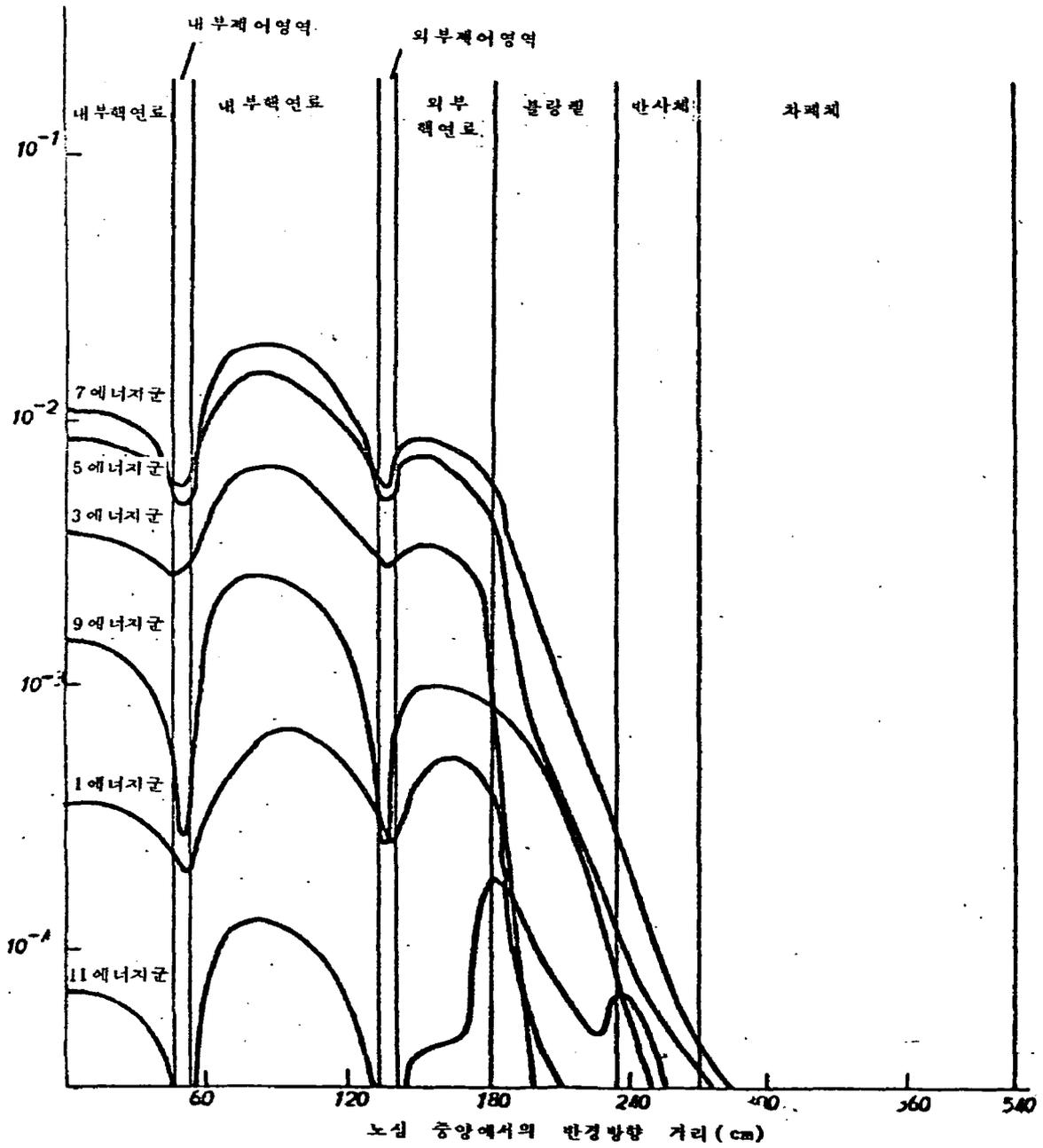
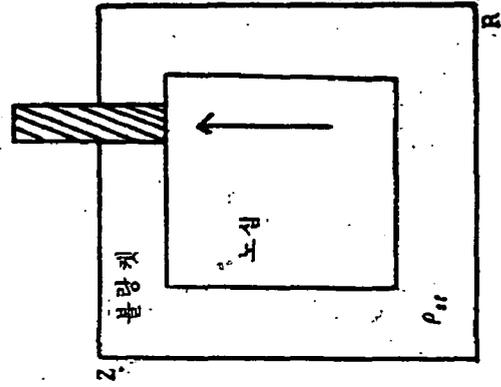


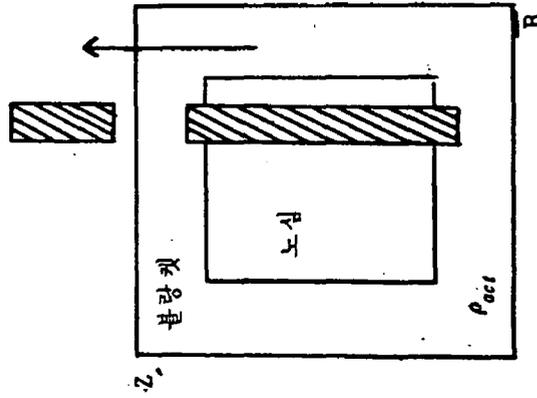
그림 18. 노심 중앙에서의 제어봉에 의한 중성자속 강하
(Main 제어봉 삽입, 12 에너지군 R-Z 계산)

제어봉 최대 인출



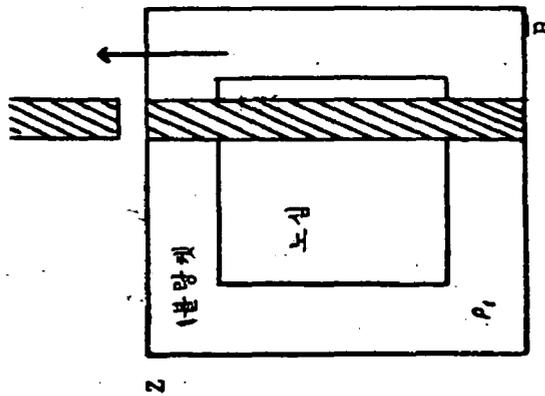
(R-Z 계산)

원자로 외부로 인출



(R-Z 계산)

원자로 외부로 인출



(X-Y 계산)

그림 19. X - Y 계산의 반응도값을 R - Z 계산으로 수정

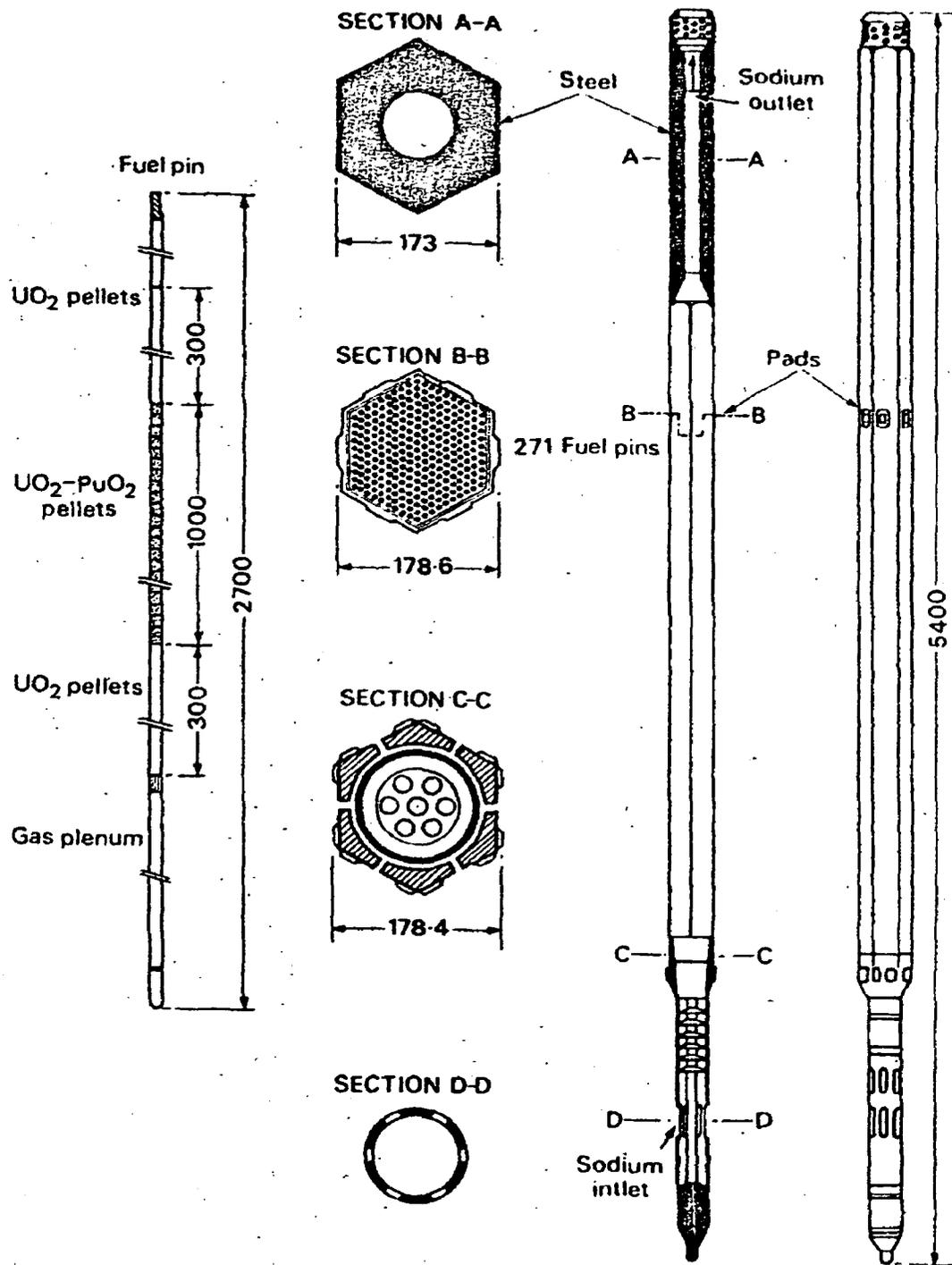


그림 20. 핵연료집합체의 단면 및 연료봉내부의 Pellet 배치

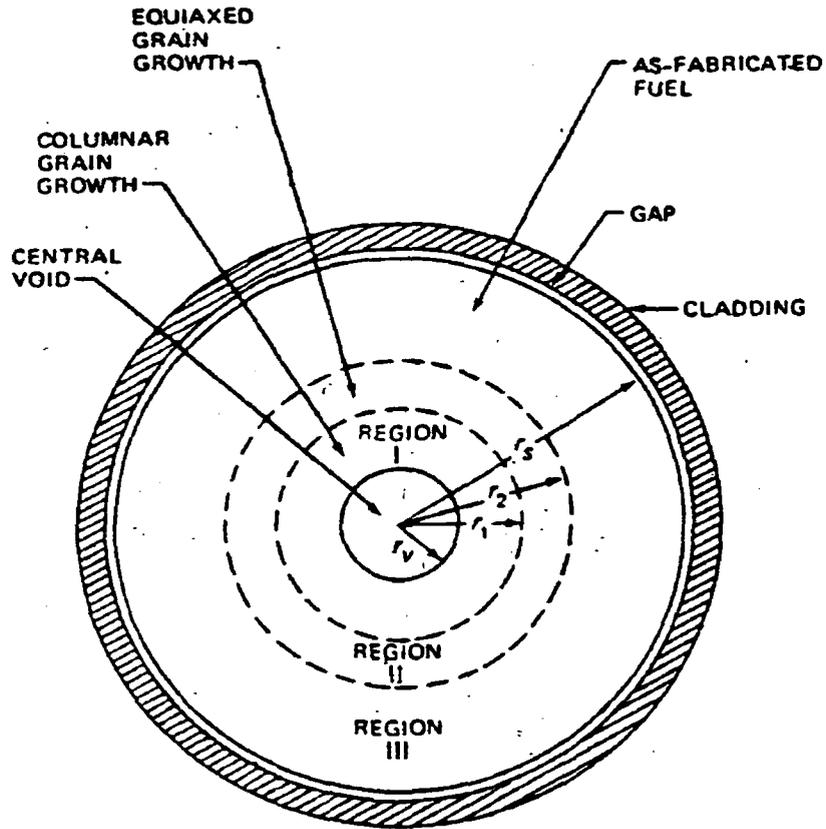


그림 21. 연료봉의 3영역 해석모델

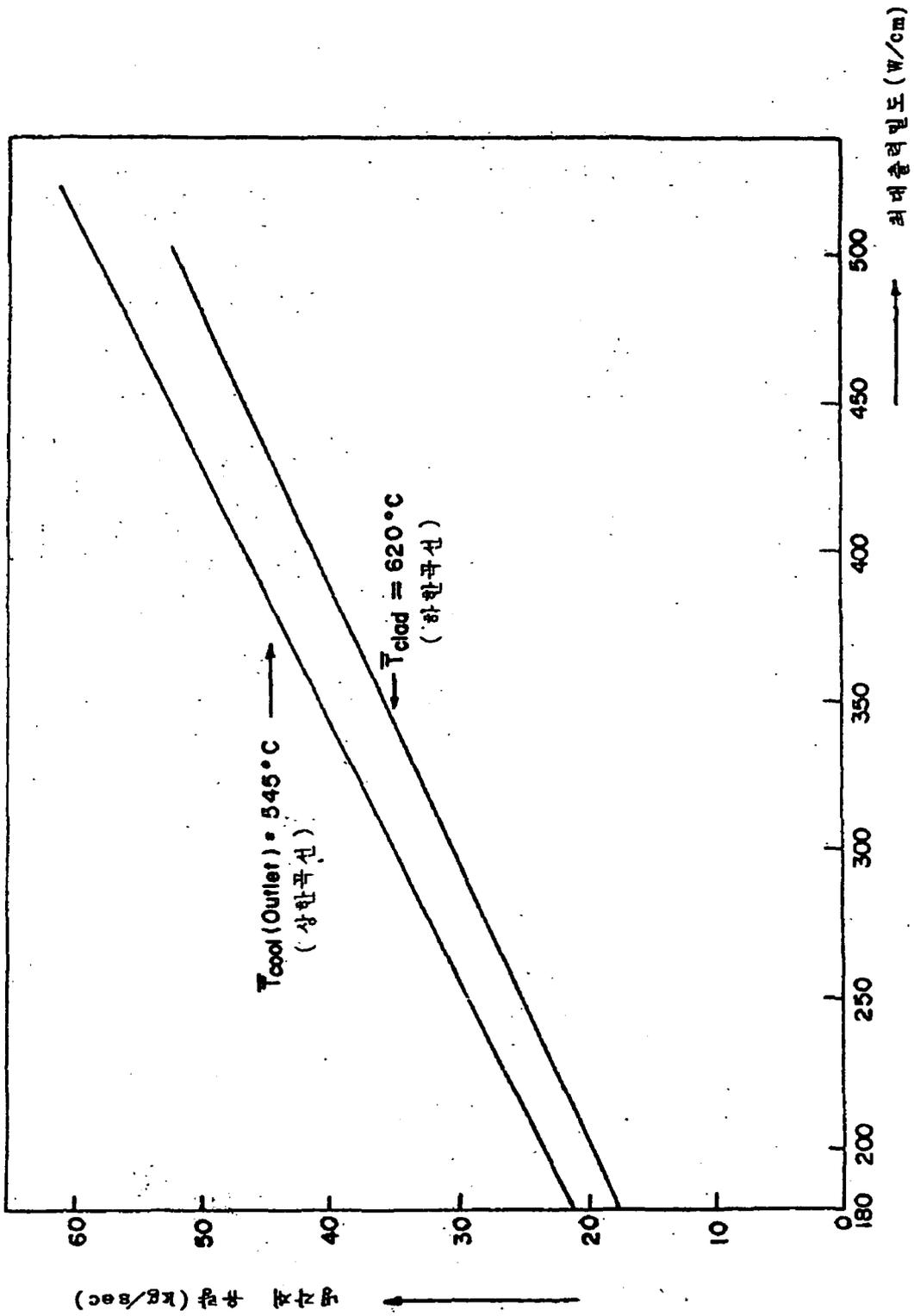


그림 22. 핵연료 집합체내의 최대선출력 밀도에 따른 냉각재 유량곡선

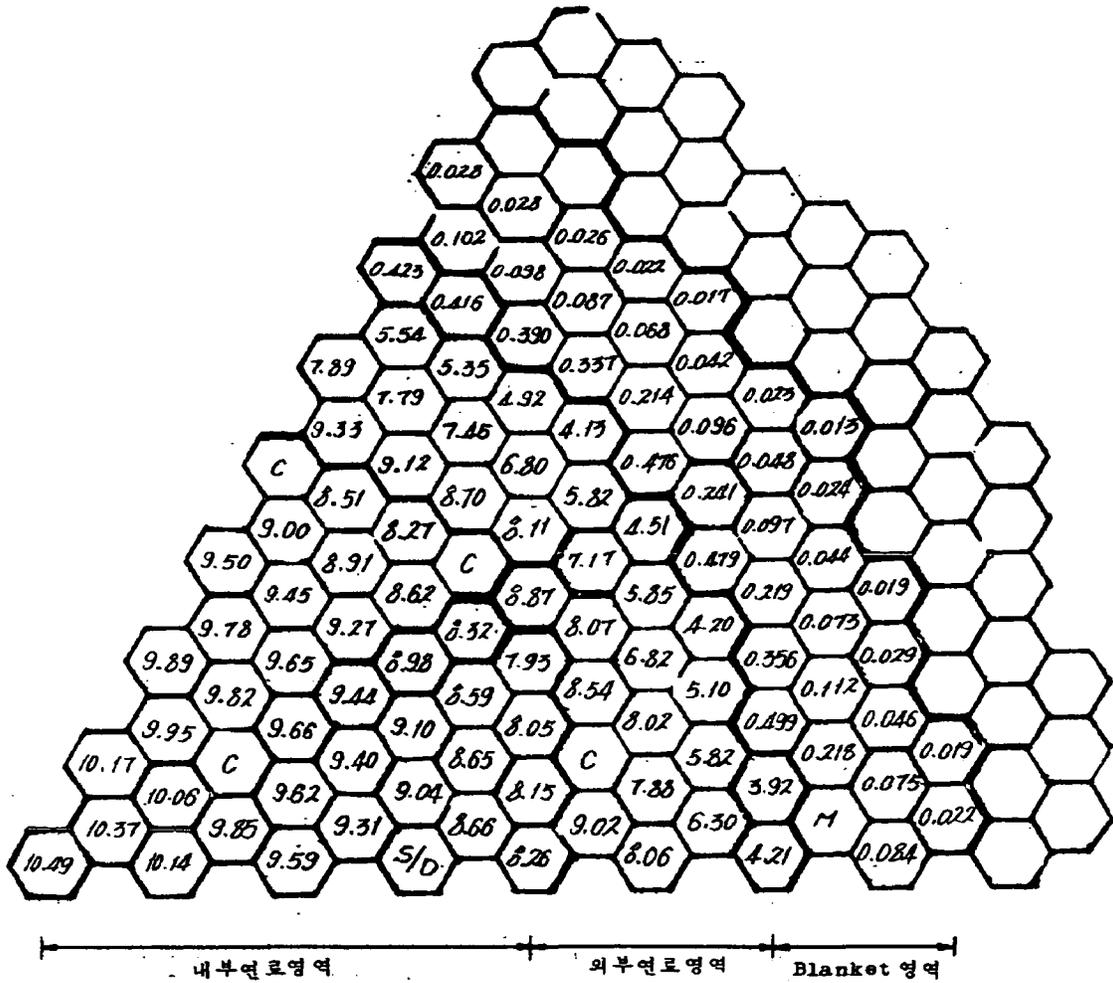


그림 24. 핵연료집합체의 출력분포 (MWth)

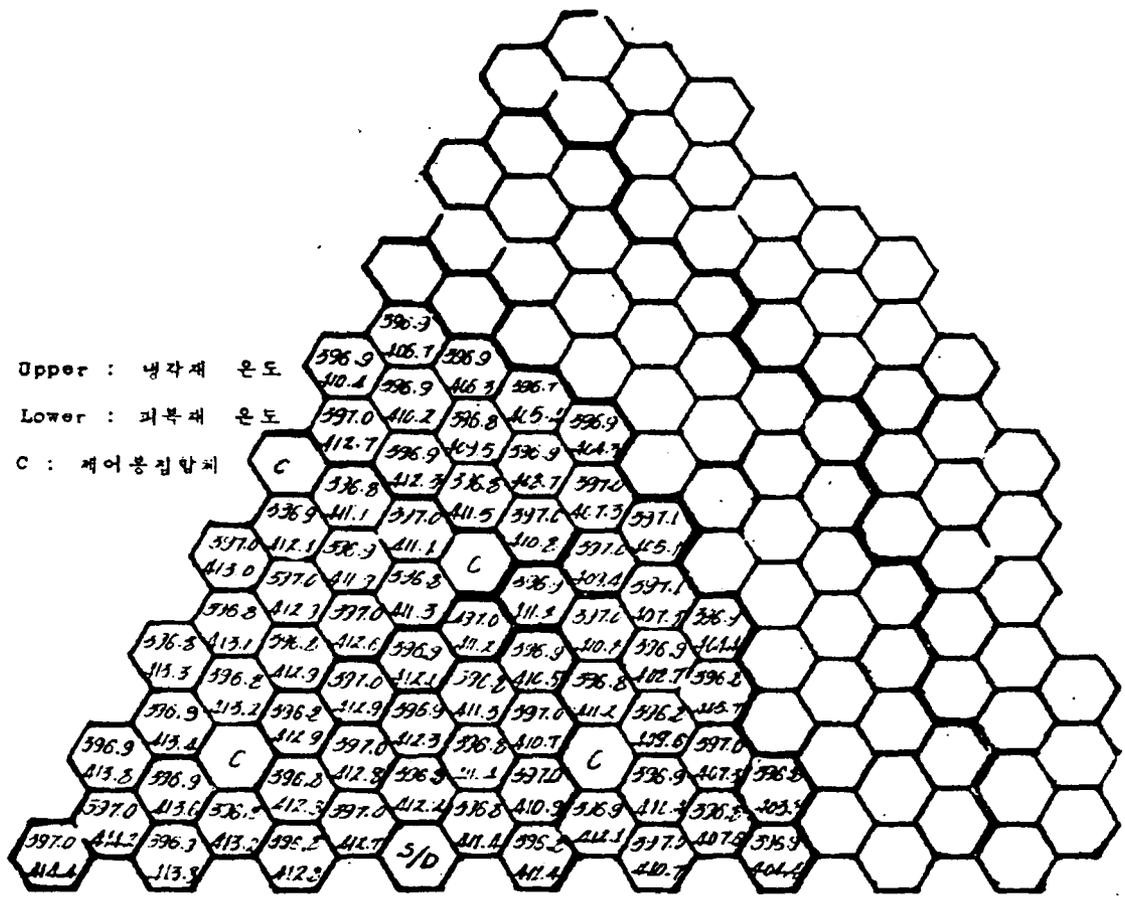


그림 25. 가. 냉각재 온도 및 피복재 온도 (노심하단 : $^{\circ}\text{C}$)

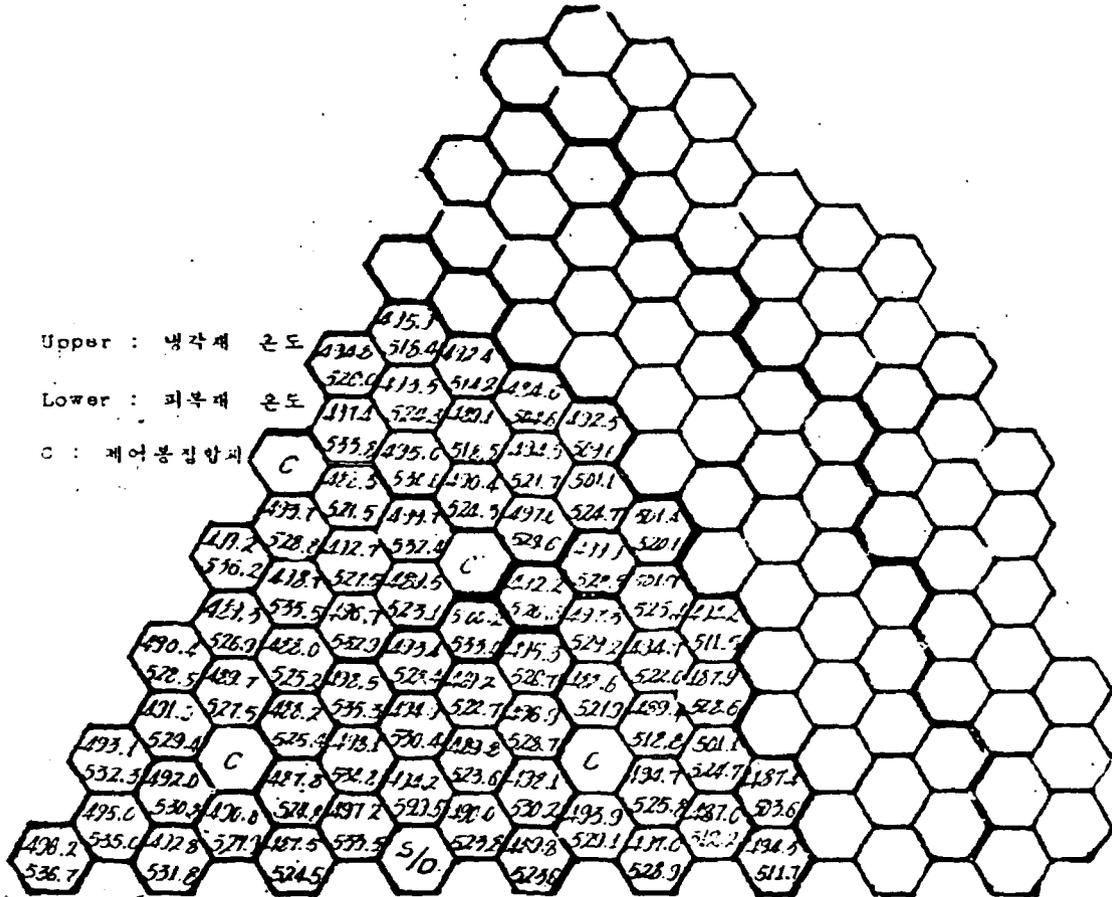


그림 25. 나. 냉각재 온도 및 피복재 온도 (노심중앙 : C)

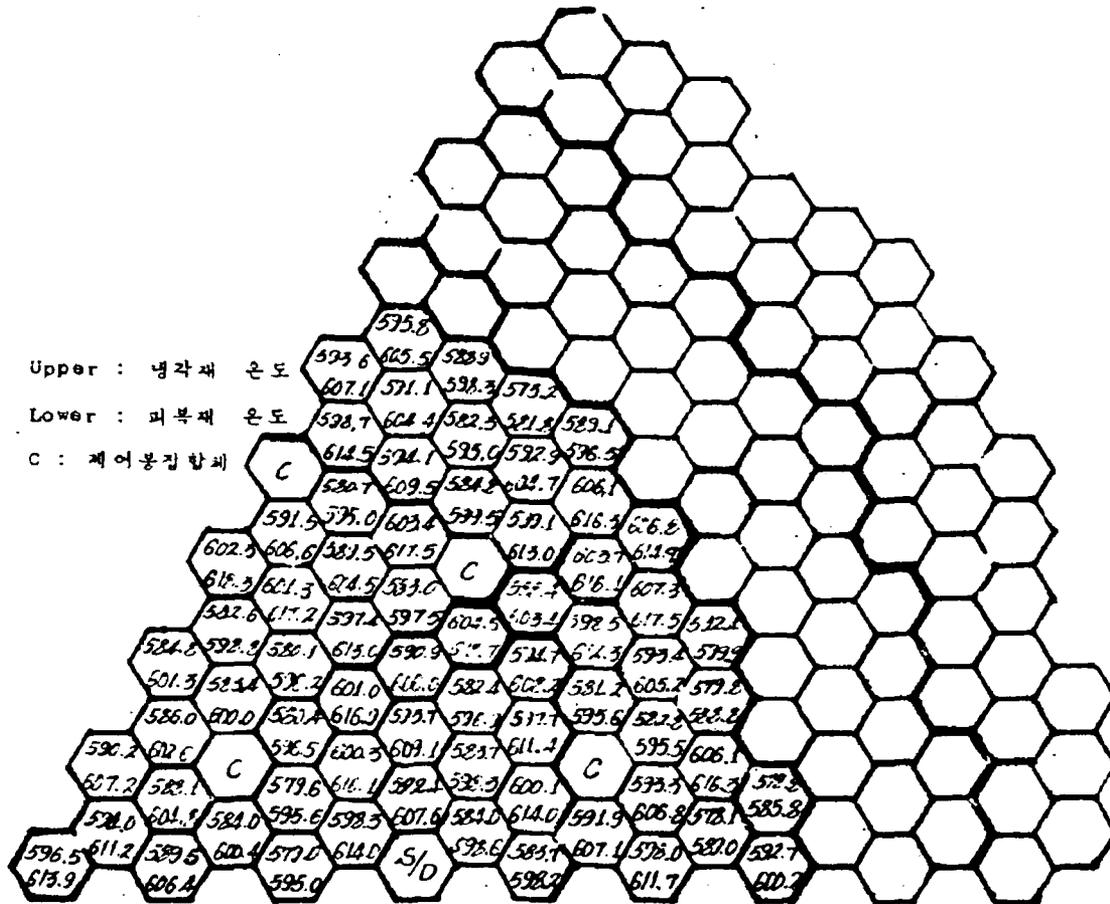


그림 25. 다. 냉각재 온도 및 피복재 온도 (노심상단 : C)

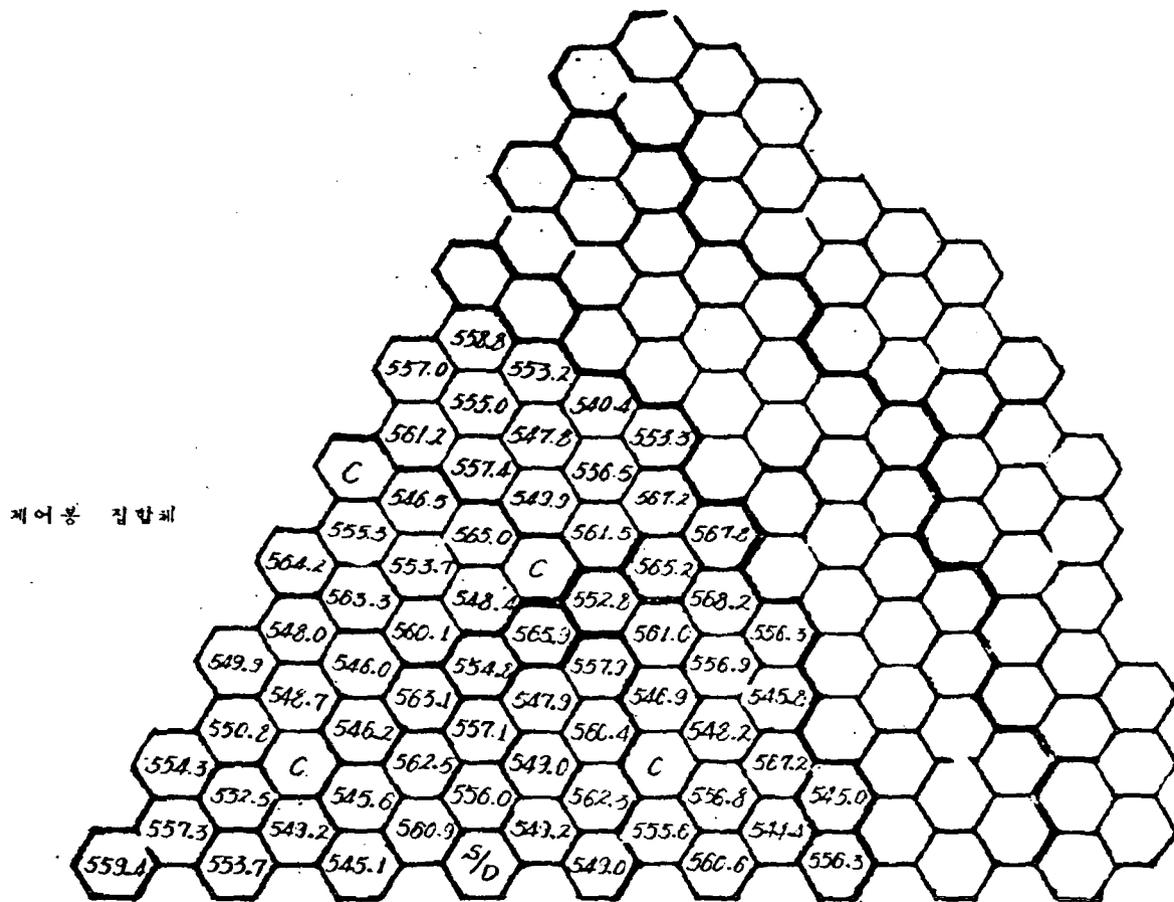
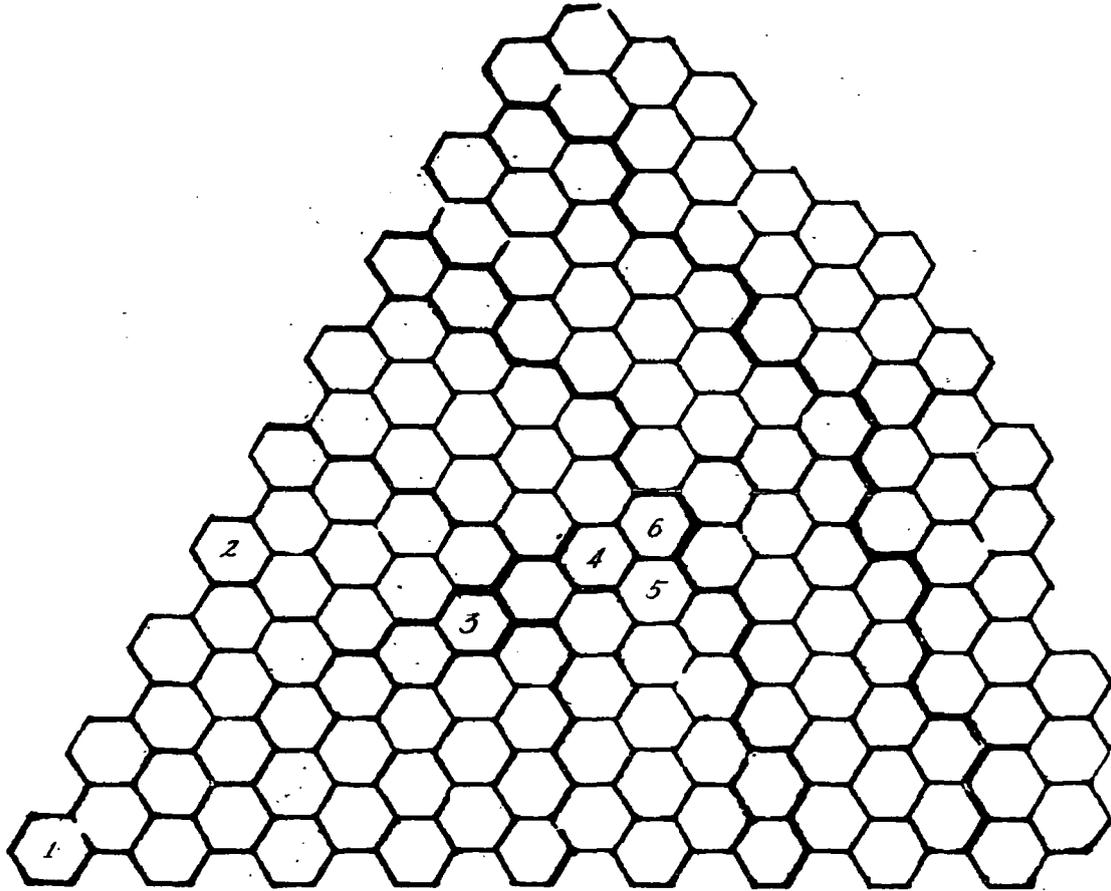


그림 26. 집합체의 냉각재 출구 온도 (완전한 혼합이 이루어질 경우 : C)



• 번호는 orifice scheme 번호를 표시함.

그림 28. Hot channel 집합체의 위치

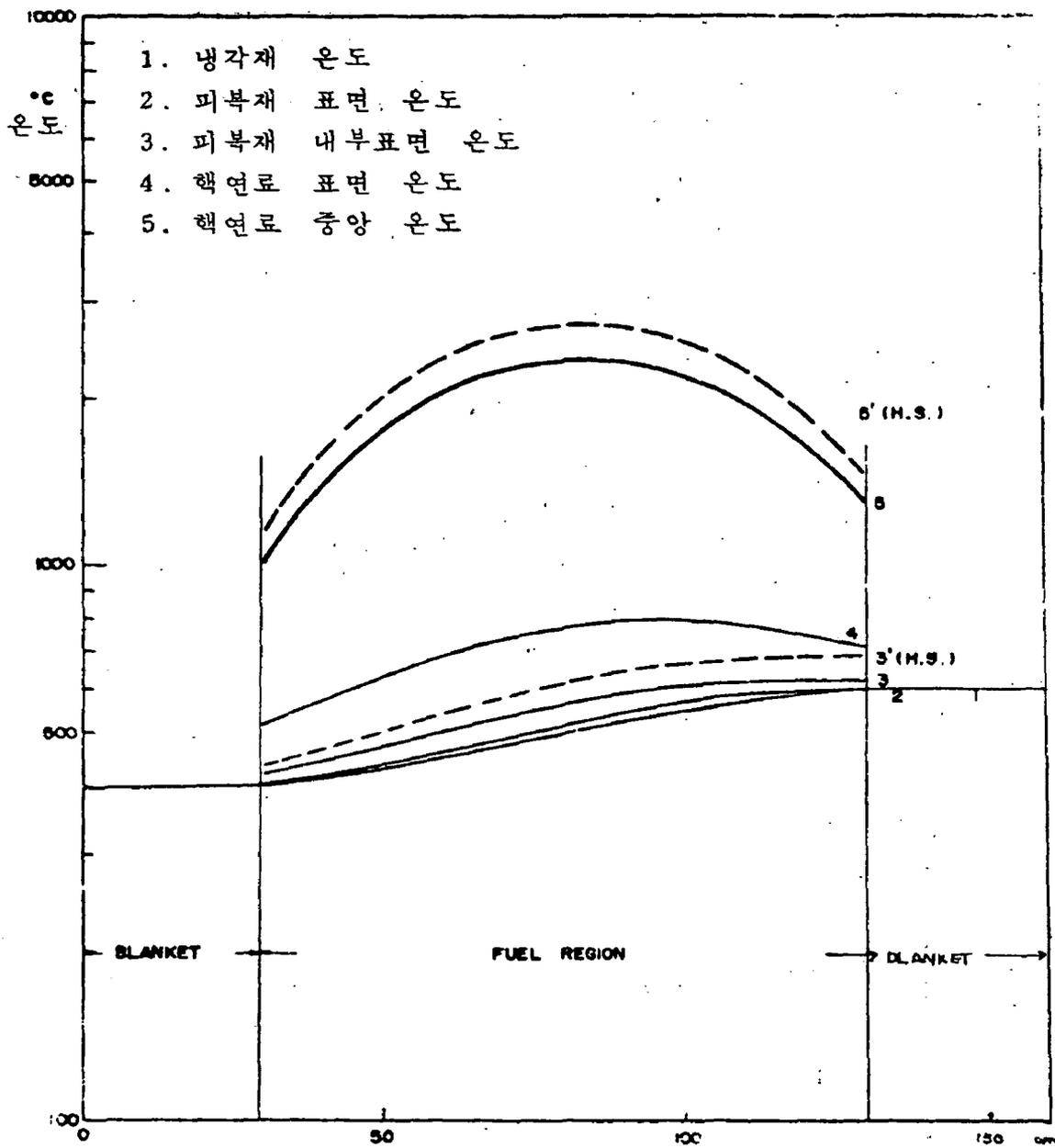


그림 29. 단위 cell의 축방향 온도 분포 (노심 중앙 핵연료 집합체)

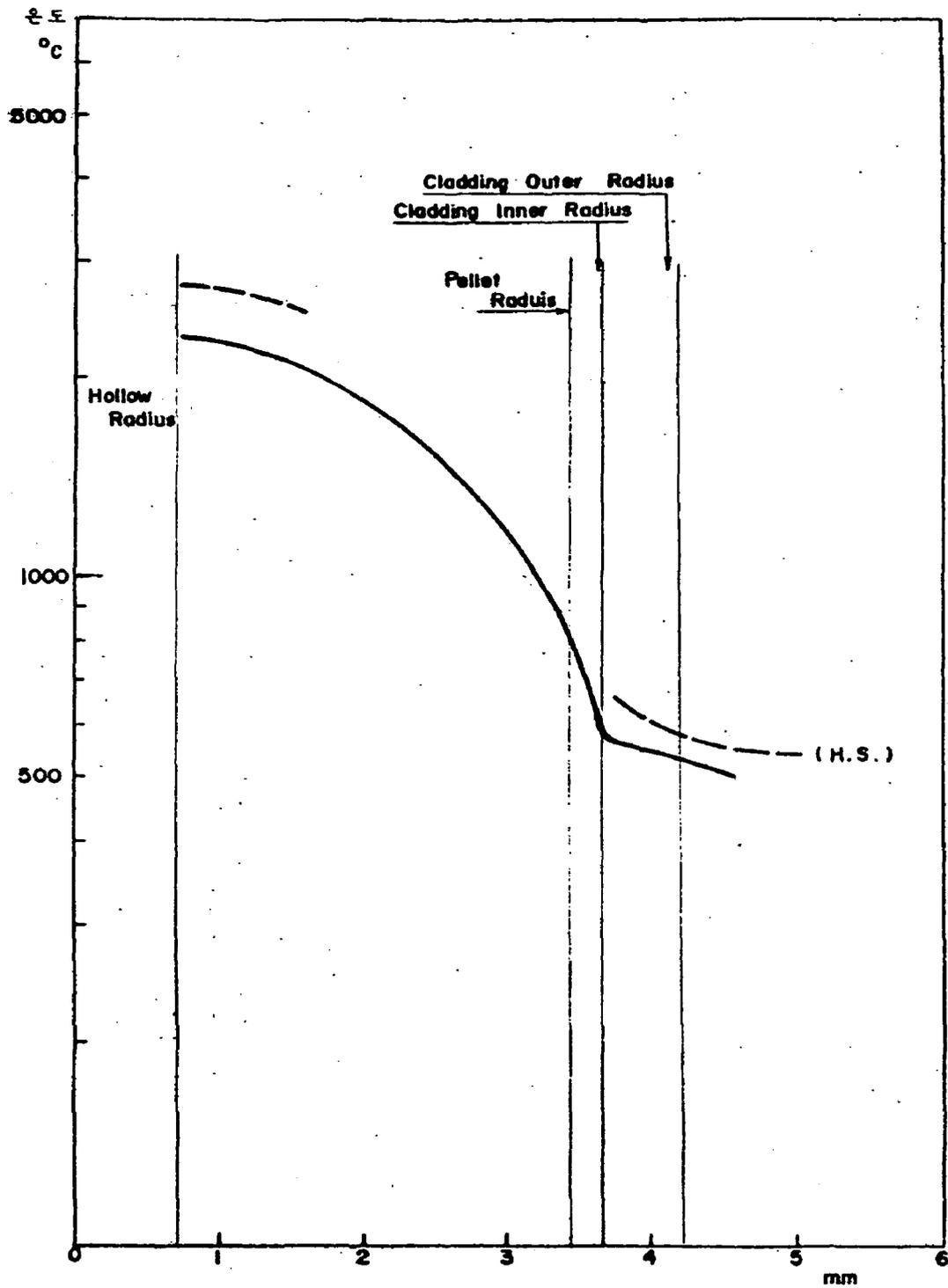


그림 30. 단위 cell의 반경방향 온도 분포 (중앙에서 6.25 cm상단)

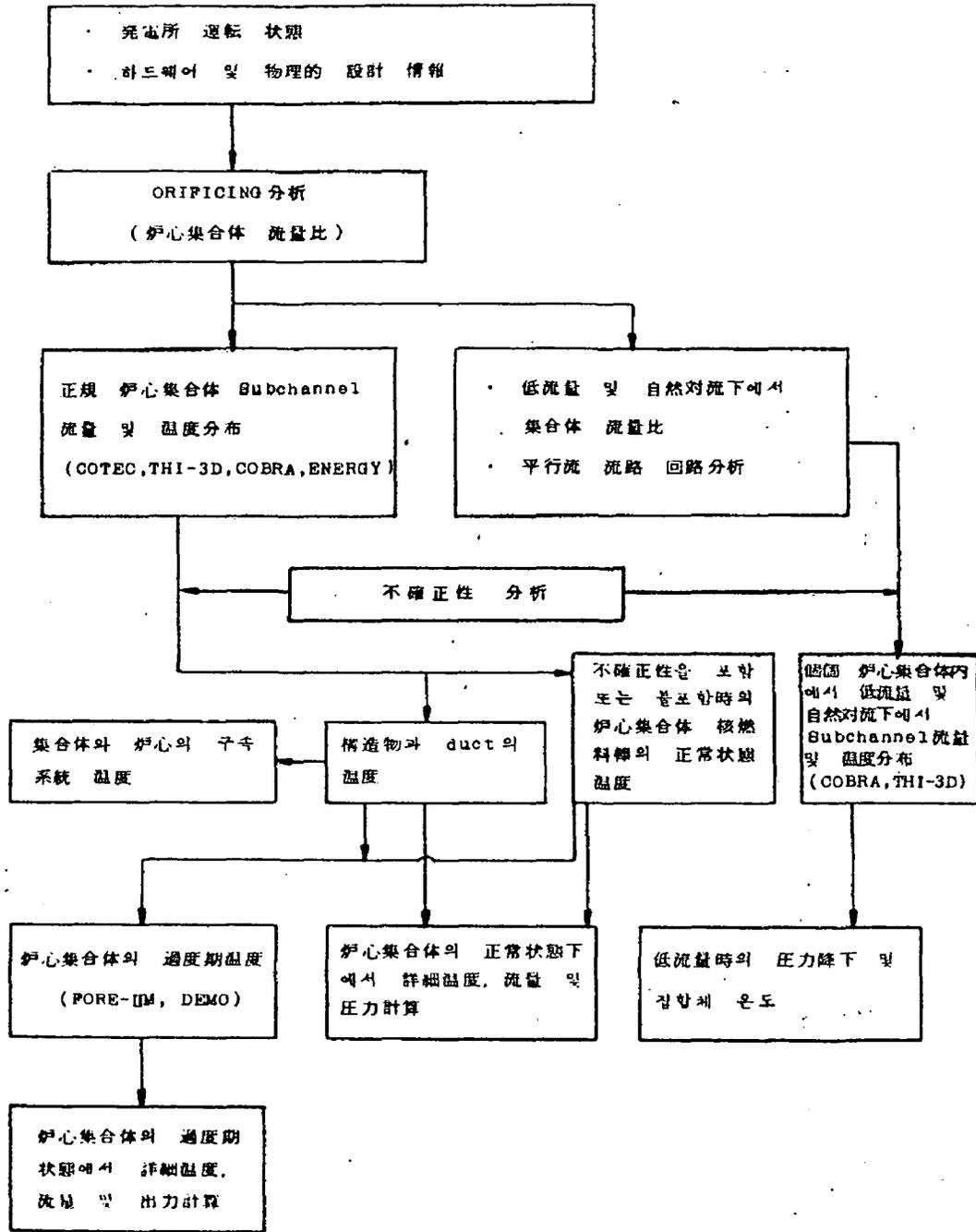


그림 31. 炉心集合体的 熱水力学的 解析 系統圖

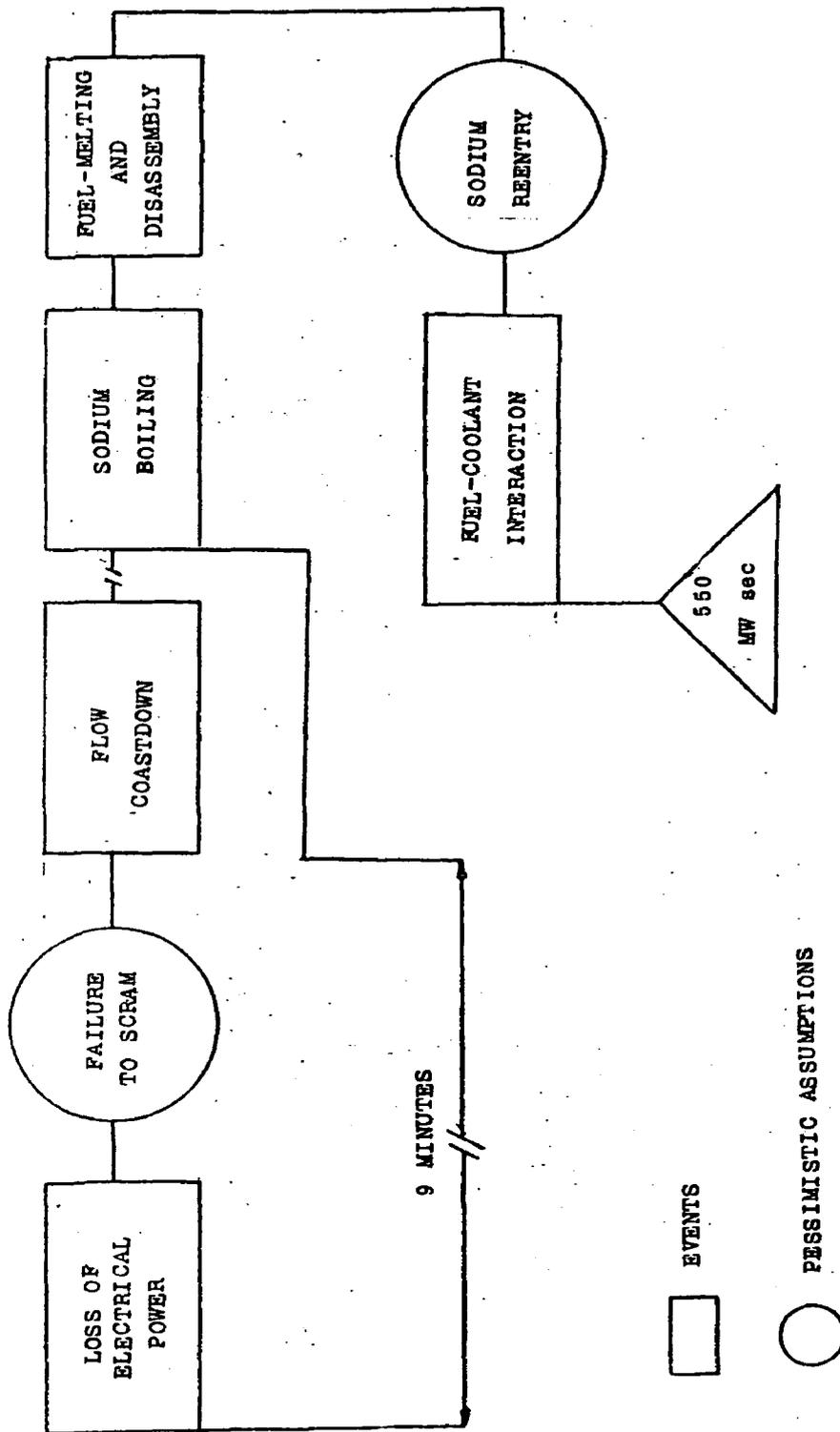


그림 32. Super-Phenix 냉각유량손실사고 경로

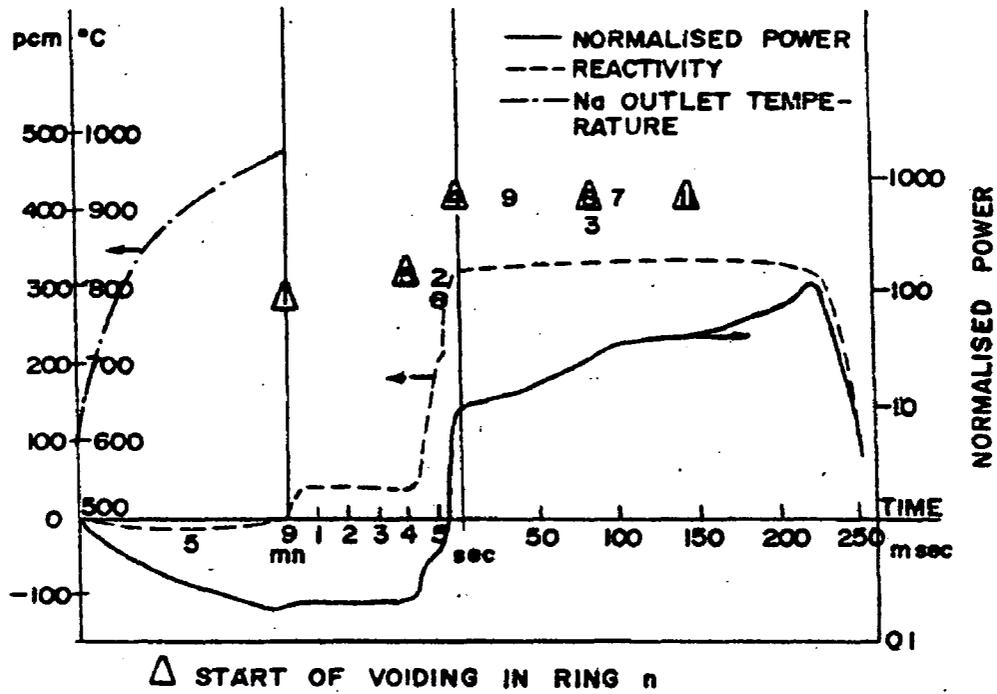


그림 33. Super-Phenix 냉각유량손실사고시 출력, 반응도 및 냉각재 출구 온도 분포

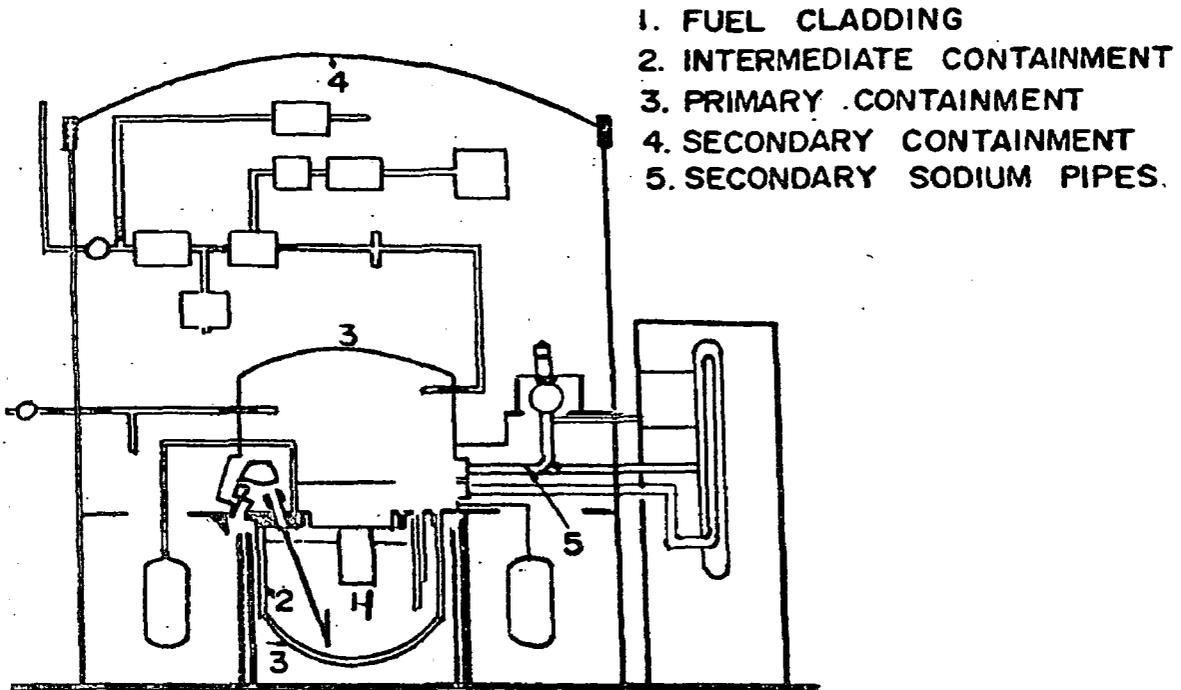


그림 34. Super-Phoenix 격납용기 계통

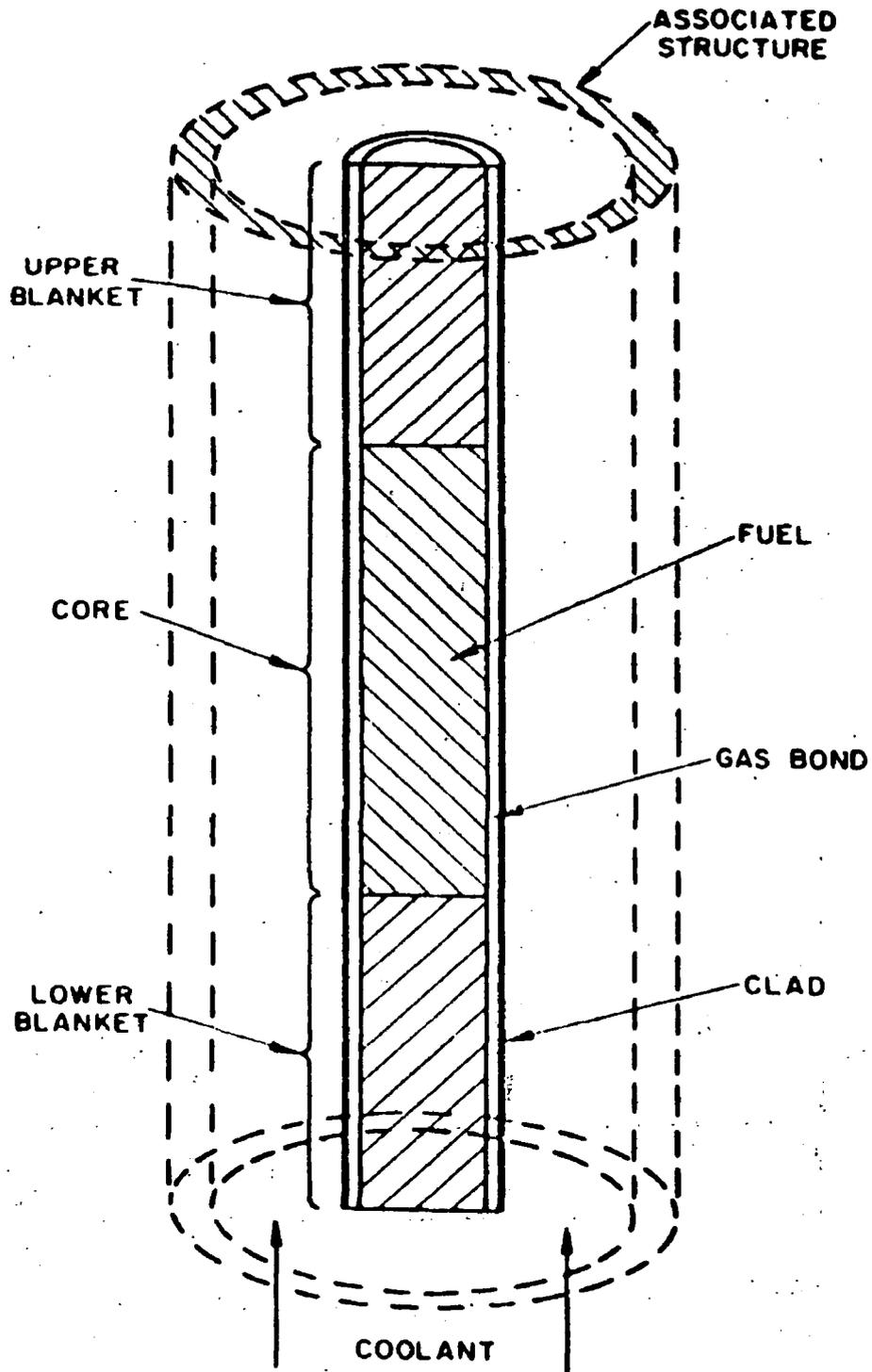


그림 25. SACO의 대표연료봉 및 관련 냉각재 피복재, 구조재의 기하학적 형태

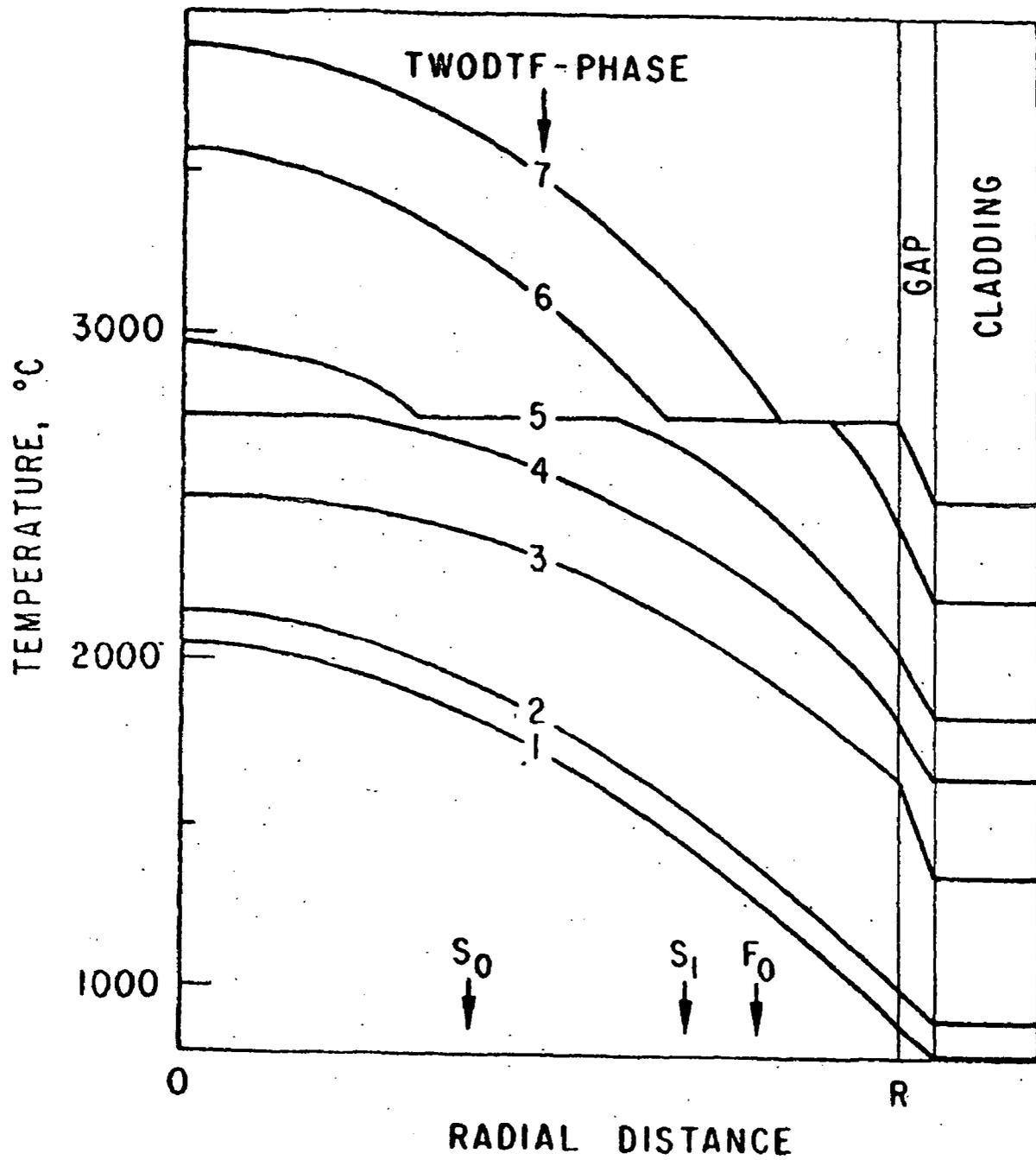


그림 36. SACO 2 차원 연료온도계산 모델에 의한 연료온도분포

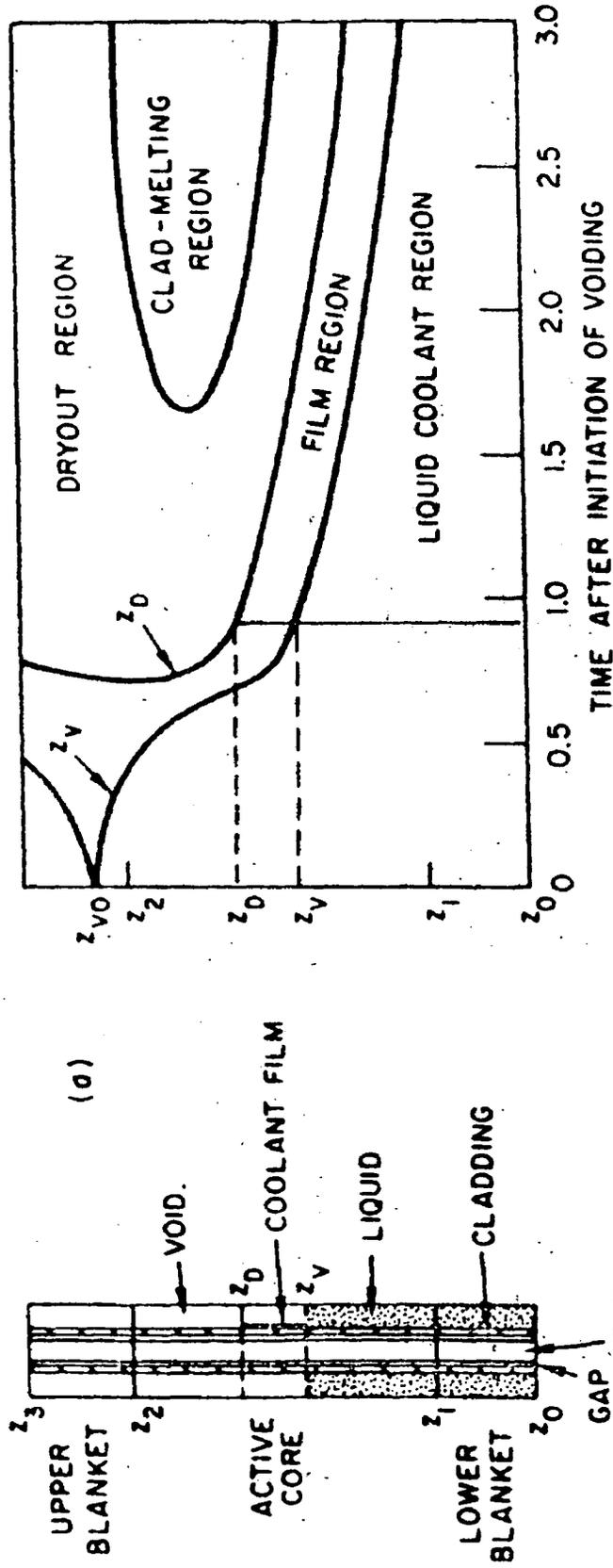
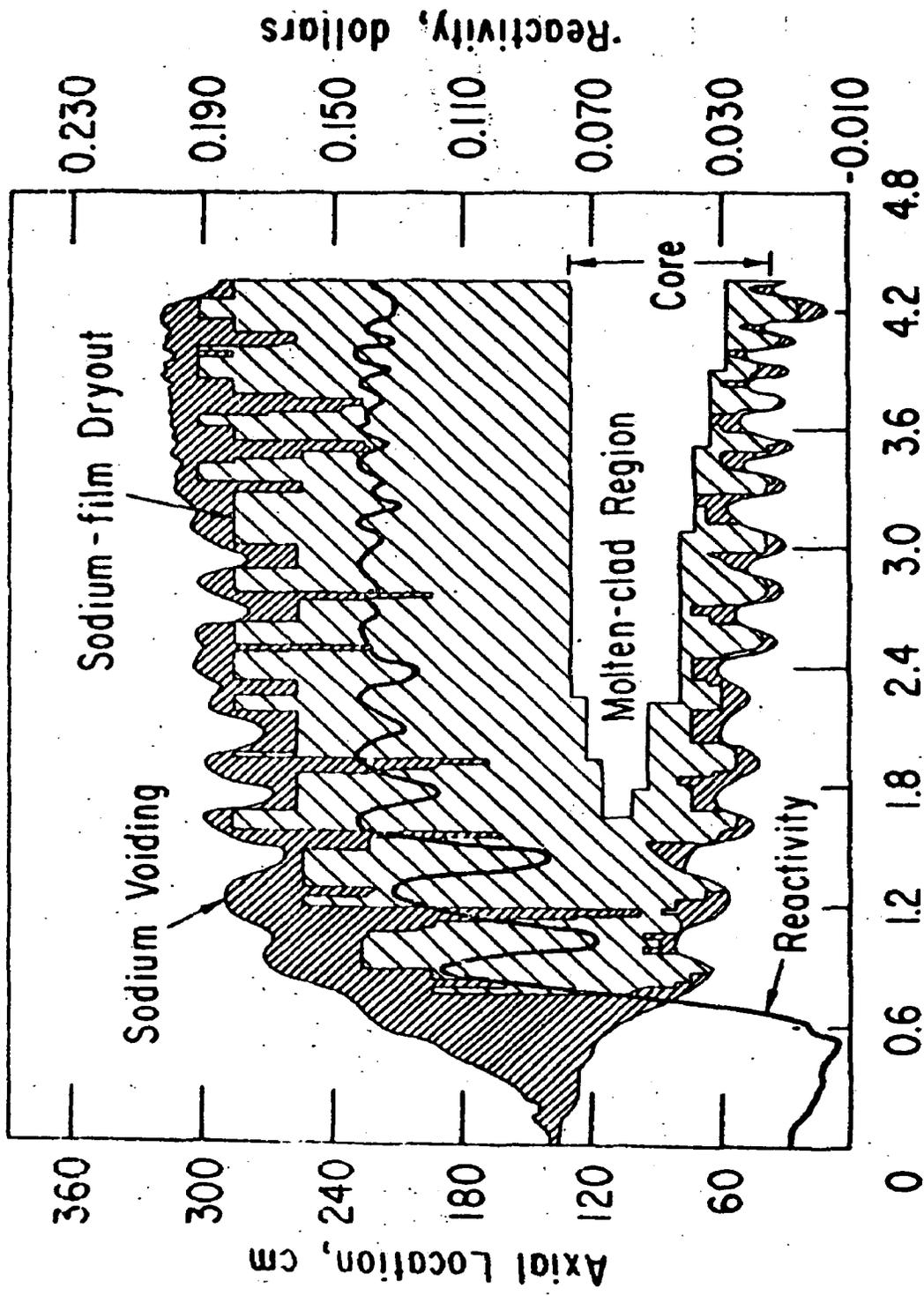
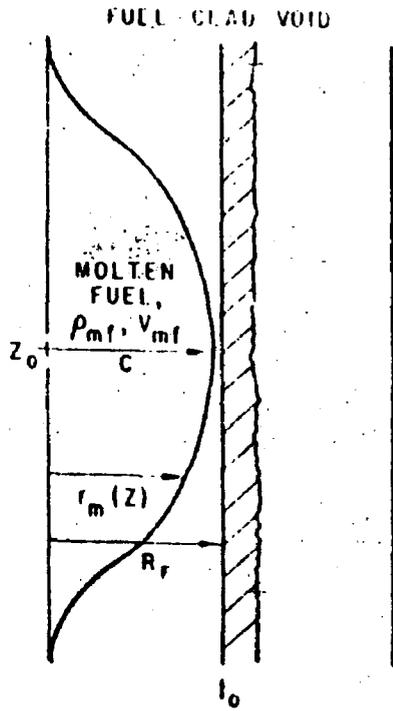


그림 37. SACO의 냉각재 비동 모델

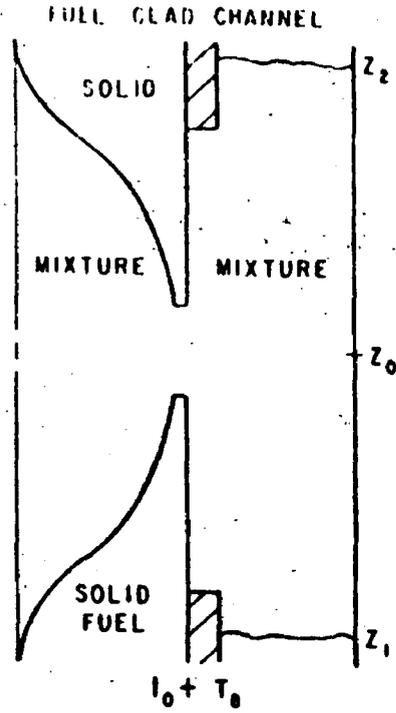


Time since Start of Vapor Formation, sec

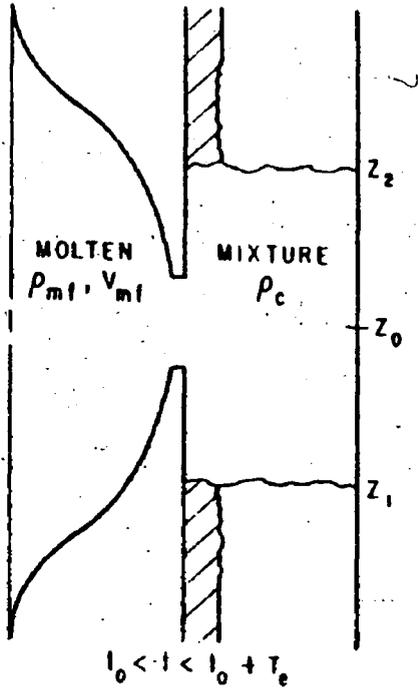
그림 28. SAS 모델에 의한 냉각재 비등특성



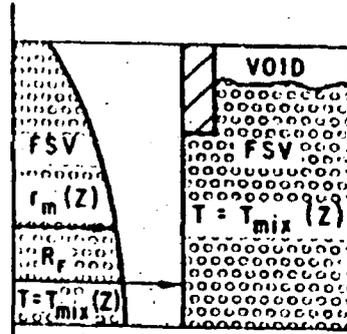
INITIATION OF PIN FAILURE
(ONSET OF FUEL MOTION)



AFTER INITIAL EJECTION



DURING EJECTION



NODAL SCHEMATIC
AFTER EJECTION

그림 39. 연료이동모델 圖解

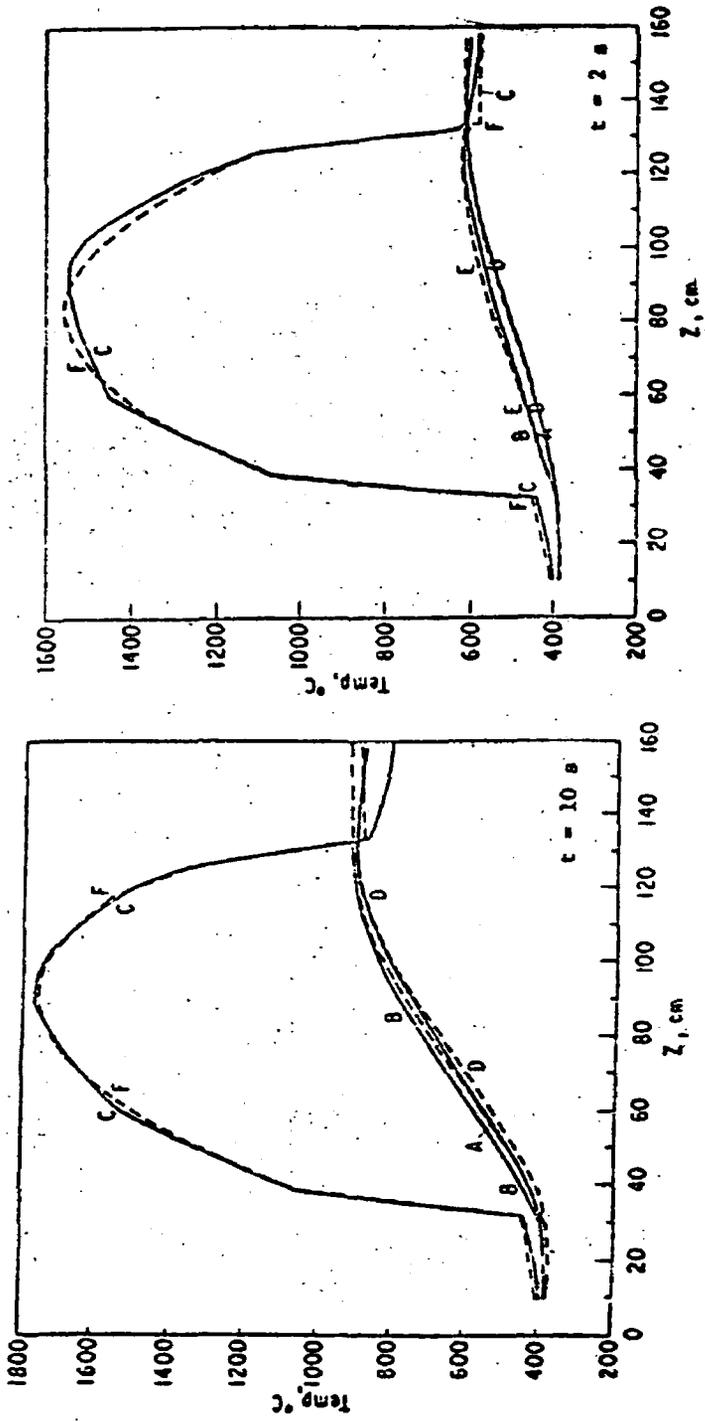


그림 40. SAS 및 SACO에 의한 냉각재 비등전 온도분포 비교
(CRBR EEC TUC)

- A, D = SAS, SACO 냉각재 온도분포
- B, E = SAS, SACO 피복재 온도분포
- C, F = SAS, SACO 냉각재 온도분포

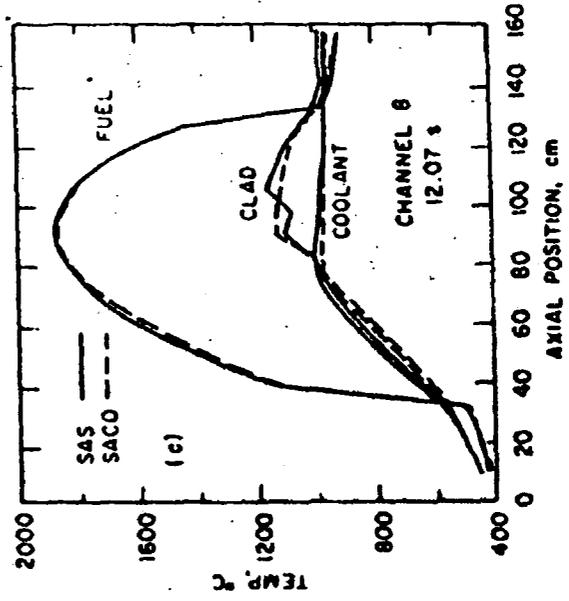
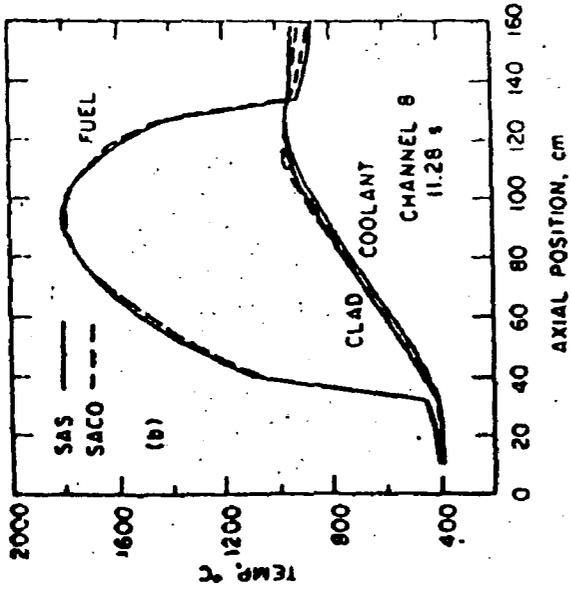
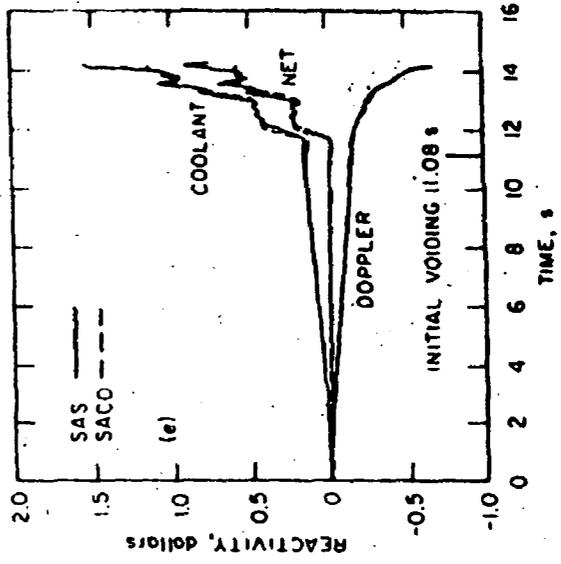
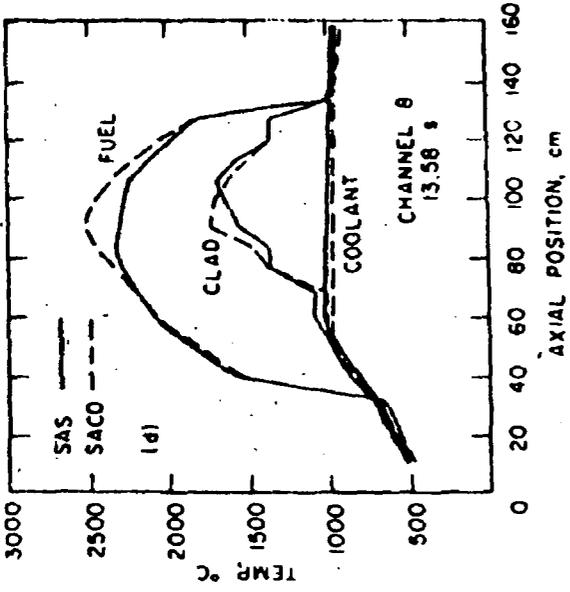


그림 41. SAS 및 SACO에 의한 온도분포 및 반응도 비교

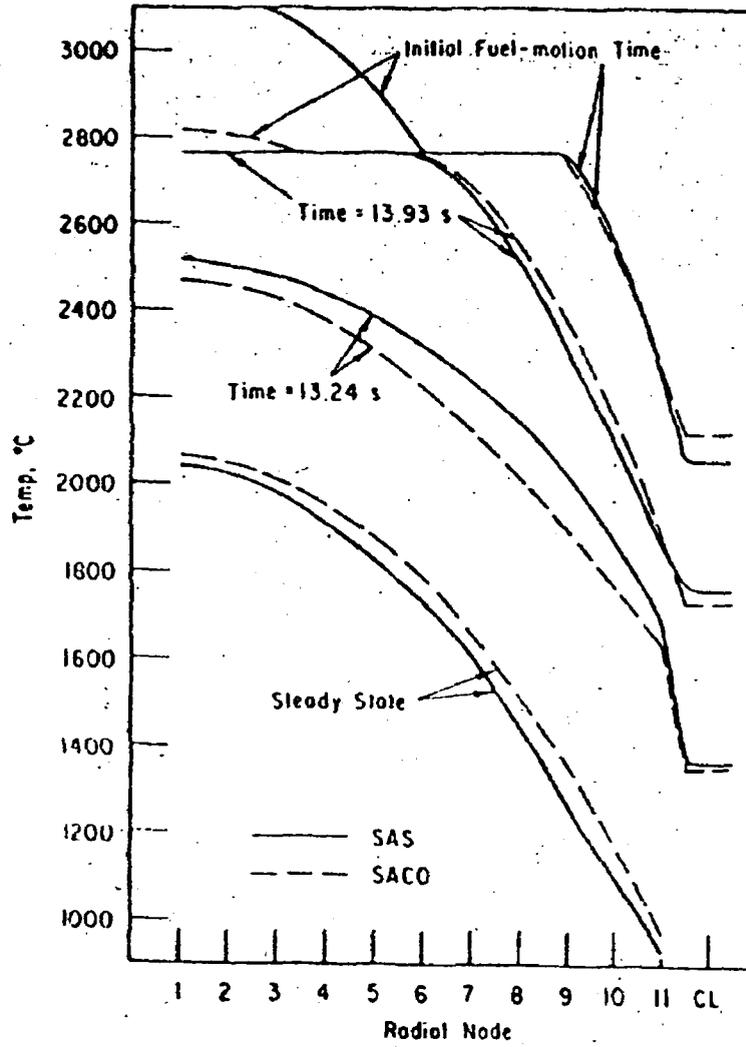


그림 42. SAS 및 SACO에 의한 반경방향의 연료온도분포 비교

參 考 文 獻

1. 조 만, 석수동, 소동섭, 김영철, "고속증식로", 기술현황분석보고서, 1979.
2. Karl Wirtz, "Lectures on Fast Reactors", 1973.
3. M. Banal, B. Saitcevsy, G. Lucenet, G. Cuttica, B. D'Onghia, etc., "Construction of the World's First Full-Scale Breeder Reactor", Nuclear Engineering International, June, 1978.
4. Eduard Khodarev, "Liquid Metal Fast Breeder Reactors", IAEA Bulletin Vol. 20(6), December, 1978.
5. INFCE, "The Role of Fast Breeder Reactors in Future Energy Economy", WG. 5 - SG. A. 2nd version Draft Report.
6. J. Befre, "How to Build an LMFBR Power Plant", International Conference on the Breeder Reactor and Europe, Novatome, France, 1979.
7. Y.S. Tang, R.D. Coffield, Jr., and R.A. Markley, "Thermal Analysis of Liquid Metal FBR", American Nuclear Society, 1978.
8. JAERI 1177, "JAERI's Conceptual Design of Japan Experimental Fast Reactor", JAERI, Sep. 1969.

9. Westinghouse, "The Nuclear Design of the Ko-Ri Nuclear Power Plant," Westinghouse Proprietary Class 2, 1975
10. L.P. Abagyan, N.O. Bazazyants, I.I. Bondarenko and M.N. Nikolaev, "Group Constants for Nuclear Reactor Calculation", Consultants Bureau, New York, 1964.
11. Joel Weisman, "Elements of Nuclear Reactor Design", Elsevier Scientific Publishing Company, New York, 1977.
12. 김정도, 이종태, 조 만, "소형고속노심의 임계계산", KAERI/260/TR-22/79, 한국원자력연구소, 1979.
13. T. Suzuki, "EXPANDA-4 ; The One-Dimensional Diffusion Equation Code for Fast Reactor Using the JAERI's-Fast-Set", JAERI's-Memo 3660, 1967.
14. T.B. Fowler et al., "Nuclear Reactor Core Analysis Code : CITATION", ORNL-TM-2496, Rev. 2, 1971.
15. K. Ikawa, "ARGO : A One-Dimensional Diffusion Code for Multigroup Kinetics Parameter Calculations", JAERI-M4776, 1972.
16. 飯田修一의 4명 공저, "물리정수표", 朝倉書店, 1969.
17. Walter J. Moore, "Physical Chemistry", 4th Edition, 1973.
18. M.M. El-Wakil, "Nuclear Power Engineering", McGraw-Hill, 1962.

19. D.R. Harries-J.E. Antill, "Core Component and Circuit Materials for Sodium-Cooled Fast Reactors", Power Conference 1977 Paper 2, 1977.
20. M.M. El-Wakil, "Nuclear Heat Transport", International Textbook Company, 1971.
21. "JAERI's Conceptual Design of Japan Experimental Fast Reactor", Part 1, Ch. 3, JAERI 1177, JAERI, Sep. 1969.
22. C.W. Sayles, "A Three-Region Analytical Model for the Description of the Thermal Behavior of Low Density Oxide Fuel Rods in a Fast Reactor Environment", Trans Amer. Nucl. Soc., 10 :. 458, 1967.
23. Alexander Sesonske, "Nuclear Power Plant Design Analysis", ch. 4, U.S.AEC TID-26241, 1973.
24. F.E. Bard, B.C. Greitin, and C.M. Cox, "A Thermoelastic Material Properties Correlation for Uranium/Plutonium Mixed Oxide", HEDL-TME-74-12, Hanford Engineering Development Laboratory, Feb. 1974.
25. M.S. Kazimi and M.D. Carelli, "Heat Transfer Correlations for Analysis of CRBRP Assemblies", CRBRP-ARD-0034, U.S. Energy Research and Development Administration, Technical Information Center, 1976.

26. R.F. Hilbert et al., "Evaluation of Material Property Correlations Used in LIFE-II", GEAP-13967, General Electric Company, June, 1973.
27. R. Chelemer and L.S. Tong, "Engineering Hot Channel Factors for Open-Lattice Cores", Nucleonics, Vol. 20, No. 9, p. 68, 1962.
28. W.M. Kays and A.L. London, "Compact Heat Exchangers", 2nd ed., McGraw-Hill, New York p. 93 1964.
29. K. Rehme, "Pressure Drop Correlations for Fuel Element Spacers", Nucl. Technol., Vol. 17, p. 15 - 23, Jan. 1973.
30. E. Novendstern, "Mixing Model for Wire-wrapped Fuel Assemblies," Trans. Am. Nucl. Soc., 15, 2, 866, 1972.
31. W.T. Sha and R.C. Schmitt, "THI-3D : A Computer Program for Steady State Thermal-Hydraulic Multi-Channel Analysis", ANL-8112, Argonne National Laboratory, Oct. 1974.
32. D.S. Rowe, "COBRA-III : A Digital Computer Program for Steady State and Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundles Nuclear Fuel Elements", BNWL-B-82, Interim Report, Battelle Memorial Institute, Pacific Northwest Laboratories (1971) : and C.L. Wheeler et

- al., "COBRA-IV-I, An Intrim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores", BNWL-1962, Battelle Pacific Northwest Laboratories, Mar., 1976.
33. E. Khan et al., "A Simplified Approach for Predicting Temperature Distribution in Wire Wrapped Assemblies", COO-2245-3, U.S. Atomic Energy Commission, Sep. 1973.
34. J.V. Miller and R.D. Coffield, "FORE-2M : A Modified Version of the FORE-II Computer Program for the Analysis of Fast Reactor Transients, "CRBRP-ARD-0142, Technical Information Center, U.S. Energy Research and Development Administration, Mar. 1976.
35. A. Batenburg and F.C. Luffey, "Dynamic Simulation of LMFBR Demonstration Plant", Proc. Sixth Am. Pittsburgh Conf. Modeling and Simulation, Pittsburgh, Pennsylvania, p. 385, Apr. 1975.
36. E. Robert et al., "Main Safety Features of the Super-Phenix Project", Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, CONF-761001, pp. 164-179, 1976.
37. J.F. Jackson et al., "Trends in LMFBR Hypothetical Accident Analysis", Int. Proc. Fast Reactor Safety Meeting, CONF-740401-P₃, pp. 1241-1264, 1974.

38. C. Mueller et al., "SACO-1 : A Fast-Running LMFBR Accident Analysis Code", ANL/RAS 77-50, 1977.
39. J.E. Cahalan et al., "The SAS 3D LMFBR Accident Analysis Code", ANL Report to be published.
40. J.J. Kaganov, "Numerical Solution of the One-group Space-independent Reactor Kinetics Equation for Neutron Density Given the Excess Reactivity", USAEC Rep. ANL-6132, ANL, 1960.
41. F.E. Dunn et al., "The SAS 2A LMFBR Accident Analysis Computer Code, "ANL-8138, ANL, 1975.
42. C. Mueller et al., "A Closed-Form Methodology for LMFBR Accident Analysis", Trans. Am. Nucl. Soc., 23, pp. 336, 1976.
43. C. Mueller et al., "An Integral Model for Predicting Voiding Phase Conditions During an LMFBR LOF Transient", Trans. Am. Nucl. Soc., 24, pp. 281, 1976.
44. W.R. Bohl et al., "An Analysis of Transient Undercooling and Transient Overpower Accidents without Scram in CRBR", ANL/RAS-7529, 1975.

高速増殖炉の 炉心核・熱設計
(高速増殖炉 技術追跡)

1980年 3月10日 印刷

1980年 3月15日 発行

発行人 玄 京 鎬

発行処 韓国原子力研究所

서울特別市道峰区孔陵洞170-2

電話(433) 2081-9

印刷所 유 신 상 사

분수넘는 사치낭비 우리살림 파탄온다