

1982年度 研究報告書

高速増殖爐의 爐心特性研究

— 高速増殖爐 平衡爐心の 核熱特性研究 —

A Study on the Core Characteristics of the Fast Breeder Reactor
(Nuclear and Thermal Analysis of FBR Equilibrium Core)

KAERI

韓國 에너지研究所

提 出 文

韓國에너지研究所長 貴下

이 報告書를 1982年度 研究報告書로 提出 합니다.

課題名：高速增殖爐의 爐心特性研究

- 高速增殖爐 平衡爐心の 核熱特性研究 -

1983 年 1 月

研究責任者：責任研究員 趙 滿 (高速爐研究室)

共同研究者：先任研究員 柳 健 重 (")

" 蘇 東 燮 (")

研 究 員 金 永 鐵 (")

" 李 敬 和 (")

" 金 泳 仁 (")

" 林 在 天 (")

" 吳 根 培 (原子力政策研究室)

要 約

大型高速増殖爐 平衡爐心の 爐心特性을 把握하기 위하여 Super-Phenix 1 平衡爐心の 核熱水力學的 特性 및 安全性關聯特性을 計算하였다.

核計算에는 大型高速増殖爐 核計算體制 (KAERI-26G 斷面積 library / 1 DX / 2DB) 를 利用하였으며 k_{eff} 에 대한 bias factor, 核燃料 再裝填 model 및 交替核燃料濃縮度를 決定하였다. 또한 1次爐心부터 平衡爐心に 이르기까지의 臨界度, 出力分布, 増殖利得 等の 核特性을 計算 하였다.

熱水力學的 特性 計算에는 TH13D code 를 利用하였으며 定規平衡爐心 定 常狀態下에서의 集合體別 流量分布, 溫度分布, 壓力降下 等の 熱水力學的 特性을 구 하였다. 그리고 COBRA-N-1 code 를 利用하여 subchannel 解析을 遂行하였다.

安全性關聯特性計算에는 SACO code 를 利用하였고, 定規平衡爐心에서의 冷却材喪失事故로 인한 過渡狀態의 反應度, 出力, 溫도의 變化를 把握하 였으며 冷却材의 初期沸騰開始時間도 導出하였다.

S U M M A R Y

In order to investigate equilibrium core characteristics of a large LMFBR, nuclear-thermal hydraulic and safety-related characteristics are considered for the equilibrium core of Super-Phenix 1.

Using the nuclear computational system for a large LMFBR (KAERI-26G cross section library/1DX/2DB), bias factor of the effective multiplication factor, refueling pattern and enrichments of refueled fuel assemblies are determined. Nuclear characteristics such as criticality, power distribution, and breeding gain are also obtained for the initial core to the equilibrium core.

Based on the assembly power distribution of the equilibrium core, coolant flow distributions are determined with the use of TH13D code. Temperature fields within the core assemblies and pressure drop across the core assemblies are also analyzed. In addition, the subchannel analysis of the hottest assembly under the steady state is performed with COBRA-IV-I code.

Finally, transient behaviors of reactivity, power, and temperature due to the loss of flow accident without scram are

considered and the boiling initiation time of coolant in the fuel assembly is determined for the equilibrium core with SACO code.

目 次

I. 結論 및 建議事項	9
1. 結 論	9
가. 結果가 關聯分野에 주는 意義와 成果	9
2. 建議事項	10
가. 結果의 活用方案	10
나. 繼續時的 方向提示	11
다. 繼續研究開發의 必要性 與否	12
II. 序 論	13
III. 高速增殖爐 爐心特性	16
1. 高速增殖爐 核特性	16
가. 序 說	16
나. Super-Phenix 1 爐心特性	17
다. 計算 model 및 節次	18
1) 等價 計算 model	18
2) 計算節次	18
라. Super-Phenix 1 爐心の 核特性計算結果	18
1) 基準爐心에 대한 臨界度計算値의 正確度評價	18
2) Super-Phenix 1 定規爐心の 核特性計算	19
마. 核特性 計算結果에 대한 檢討 및 結論	23

1) 群縮約效果	23
2) mesh 效果	24
3) 幾何學的 效果	24
2. 爐心の 熱水力學的 特性	26
가. 序 說	26
나. 設計基準	28
다. 設計方法	28
1) 流量分布	29
2) 壓力降下 및 orifice 裝置의 設計	31
3) 溫度分布	33
4) Subchannel 解析方法	34
라. 爐心の 熱水力學的 特性	35
1) 流量分布	35
2) 壓力降下 및 orifice 의 크기	36
3) 溫度分布	37
4) 燃焼度에 따른 熱特性變化	38
5) Subchannel 解析 變數의 敏感度分析	40
6) 燃料棒數의 增加에 따른 subchannel 特性	43
마. 檢討 및 結論	48
3. 安全性解析	53
가. 序 說	53
나. 計算節次	53

1) 遲發中性子分率 및 即發中性子 generation time	54
2) 나트륨 氣泡 反應度價	54
3) 도플러常數	55
다. 計算結果	55
라. 檢討 및 結論	56 ¹⁾
參 考 文 獻	137

表 目 次

1-1. Super-Phenix 1 爐心の 核設計資料	59
1-2. 基準爐心 制御棒挿入時 R - Z 計算에서의 領域別 原子數密度...	61
1-3. 基準爐心 制御棒引出時 R - Z 計算에서의 領域別 原子數密度...	63
1-4. Super-Phenix 1 基準爐心에 대한 臨界度比較	65
1-5. Super-Phenix 1 爐心の 核特性	67
1-6. Super-Phenix 1 爐心の 燃焼度에 따른 增殖利得變化	69
1-7. Super-Phenix 1 定規爐心核燃料의 放出燃焼度 (discharge burnup).....	70
2-1. 熱水力學的 設計變數	71
2-2. 燃焼度에 따른 領域別 熱發生分率	72
2-3. 爐心集合體의 幾何學的 變數	72
2-4. 爐心の 流量調節領域別 流量比率	73
2-5. 爐心の 流量分布	73
2-6. 核燃料集合體의 壓力損失比較.....	74
2-7. 核燃料集合體의 orifice hole의 直徑	74
2-8. 爐心內 流量調節領域別 最大溫度	75
2-9. 燃焼度에 따른 最大溫度變化	76
2-10. 37個의 燃料棒 다발에 대한 變數의 敏感度評價	77
2-11. 主要變數의 敏感度	79

2-12.	燃料棒數의 增加에 따른 變數表	81
2-13.	燃料棒數의 增加에 따른 subchannel 面積分率의 變化	83
2-14.	燃料棒數의 增加에 따른 flow split factor 比較	84
3-1.	流路別 出力 및 冷却材流量	84
3-2.	動特性 파라메타	85
3-3.	도플러常數	85

그 립 목 차

1-1.	制御棒挿入時 Super-Phenix 1 爐心の R-Z model	86
1-2.	制御棒引出時 Super-phenix 1 爐心の R-Z model	87
1-3.	核特性 計算節次	88
1-4.	定規爐心の 燃焼度に 따른 臨界度變化	89
1-5.	核燃料 再裝填 pattern	90
1-6.	平衡爐心 BOC 狀態의 5群中性子 spectrum	91
1-7.	1次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)	92
1-8.	2次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)	93
1-9.	3次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)	94
1-10.	平衡爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)	95
1-11.	1次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0,Z)	96
1-12.	2次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0,Z)	97
1-13.	3次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0,Z)	98
1-14.	平衡爐心の 軸方向 中性子束分布 (0,Z)	99
1-15.	1次爐心の 半徑方向 出力分布 (R,0)	100
1-16.	2次爐心の 半徑方向 出力分布 (R,0)	101
1-17.	3次爐心の 半徑方向 出力分布 (R,0)	102
1-18.	平衡爐心の 半徑方向 出力分布 (R,0)	103
1-19.	1次爐心の 軸方向 出力分布 (0,Z)	104
1-20.	2次爐心の 軸方向 出力分布 (0,Z)	105

1-21.	3次爐心の 軸方向 出力分布 (0,Z)	106
1-22.	平衡爐心の 軸方向 出力分布 (0,Z)	107
1-23.	1次爐心の 集合體別 出力分布 (MWt/集合體)	108
1-24.	平衡爐心の 集合體別 出力分布 (MWt/集合體)	109
1-25.	定規爐心の 燃焼度に 따른 增殖利得變化	110
1-26.	有效中性子増倍因子에 대한 mesh 數의 變化效果	111
2-1.	燃料棒 및 channel 番號 (37個의 燃料棒다발)	112
2-2.	各 集合體의 流量調節領域番號	113
2-3.	爐心下端의 冷却材 및 被覆材 溫度 (℃)	114
2-4.	爐心下端의 核燃料溫度 (℃)	115
2-5.	爐心中央의 冷却材 및 被覆材 溫度 (℃)	116
2-6.	爐心中央의 核燃料溫度 (℃)	117
2-7.	爐心上端의 冷却材 및 被覆材 溫度 (℃)	118
2-8.	爐心上端의 核燃料溫度 (℃)	119
2-9.	集合體出口의 冷却材溫度 (℃)	120
2-10.	軸方向 溫度分布 (集合體 1)	121
2-11.	燃焼度に 따른 最大被覆材溫度 (100% 出力)	122
2-12.	燃焼度に 따른 最大核燃料溫度 (100% 出力)	123
2-13.	軸方向 cross flow 分布	124
2-14.	Duct 周邊의 cross flow 分布	125
2-15.	β 와 δ 의 크기에 따른 溫度上昇	126
2-16.	169個의 燃料棒다발에서의 冷却材溫度分布	127

2-17.	37個의 燃料棒다발에서의 流量分布	128
2-18.	Duct 周邊의 流量 및 冷却材溫度 分布 (37 個의 燃料棒 다발)	129
2-19.	燃料棒數의 增加에 따른 壓力降下比	130
2-20.	燃料棒數의 增加에 따른 冷却材溫度의 傾向	131
3-1.	安全性解析 計算節次	132
3-2.	Super-Phenix 1 平衡爐心の 流路選定	133
3-3.	Super-Phenix 1 平衡爐心の 流路모델 (R-Z)	134
3-4.	冷却材流量減少曲線	135
3-5.	펌프電源喪失後 時間에 따른 總反應度, 出力, hot assembly 出口의 冷却材溫度變化	136

I. 結論 및 建議事項

1. 結論

가. 結果가 關聯分野에 주는 意義와 成果

1) 大型高速增殖爐用 核計算體制(KAERI-26G 斷面積 library/1DX/ 2 DB)를 利用하여 Super-Phenix 1 基準1次爐心の 核特性計算을 遂行하여 k_{eff} 에 대한 bias factor가 1435pcm임을 알았으며 이를 2,3次 및 平衡爐心の 臨界度計算結果에 適用하여 불란서 發表値와 比較한 結果 잘 一致하고 있음을 確認하였다. 또한 平衡爐心 EOC狀態의 出力分布를 이용하여 熱特性計算을 遂行한 結果에 의하면 本 核計算體制로서 出力分布도 잘 記述할 수 있음을 알았다. 다만 k_{eff} 에 대한 bias factor 1435pcm이 多少 큰 값이어서 이를 減少시키기 위한 計算體制的 改善作業은 앞으로 遂行되어야 할 것이다.

2) TH13D code로 Super-Phenix 1 定規平衡爐心の 定常狀態下에서의 熱水力學的 特性(爐心內 集合體別 溫度分布, 流量分布 및 壓力降下)을 구하여 發表資料와 比較해 本 結果 流量分布가 最大 7.4%內에서 一致하였으며 溫度分布도 設計基準을 超過하지 않았다. 또한 orifice 領域別 最大溫度에 대한 設計條件을 만족시키는 流量分布를 갖도록 하기 위한 orifice 裝置를 設計하였다. 아울러 高速增殖爐에서 특히 重要視 取扱하고 있는 設計條件인 最大被覆材溫度에 대한 基準을 設定하기 위하여 hot 集合體內 熱水力學的 特性을 다루는 subchannel 解析을 遂行하여 定常狀態下에서의 Super-Phenix 1 爐心集合體(271個 核燃料棒을 갖는 集合體)의 特性을 把握한 結果 “unit cell model”에 의해

서도 잘 記述되고 있음을 알았다.

3) Super-Phenix 1 平衡爐心の scram 作動失敗時 冷却材喪失事故를 SACO code 로 遂行하여 事故發生後 爐心內 初期沸騰開始時까지의 過渡狀態를 把握하였다.

2. 建議事項

가. 結果의 活用方案

1) 核計算에 의하여 구한 定常狀態下의 平衡爐心에 대한 核特性資料는 앞으로 遂行할 反應度係數 等の 動特性資料와 過渡狀態에서의 核特性資料를 구하기 위한 計算에 基本資料로서 이용될 것이다. 특히 平衡爐心 EOC 狀態의 出力分布는 熱特性計算 및 scram 作動失敗時 冷却材喪失事故解析에 應用된 바 있다. 또한 基準1次爐心에 대해서 구한 k_{eff} 에 대한 bias factor를 評價함으로써 現核計算體制의 臨界度計算에 있어서의 正確度を 表示하여 줄 수 있을 뿐만아니라 計算體制 改善時 修正補完해야 될 事項 및 方向을 決定하는 데 이용될 것이다.

2) Super-Phenix 1 平衡爐心の 定常狀態에 대해서 구한 爐心熱特性計算結果나 集合體에 대한 subchannel 解析 結果는 過渡狀態解析에 있어서 基本資料로 이용될 것이다. 또한 “unit cell model”을 이용하여 구한 subchannel 解析結果를 檢討함으로써 電算機記憶容量이나 計算時間을 줄이면서 좀 더 자세한 subchannel 解析을 할 수 있는 model 開發에 도움이 될 判斷資料를 얻을 수 있을 것이다.

3) 安全性關聯特性中 scram 作動失敗時 冷却材喪失事故로 인한 初期過渡

狀態를 把握하여 爐心內 初期沸騰開始時까지 事故擴大防止에 充分한 措置時間의 餘裕가 있는 지를 알아 본 本研究結果는 萬若 豫防措置에 失敗하였을 경우에 대비한 事故擴大時의 現象把握에 관한 研究遂行時의 基本資料로서 利用될 것이다.

나. 繼續時의 方向提示

1) 現在까지 高速增殖爐의 核特性研究는 靜特性把握에 局限하여 遂行하여 왔으나 安全性, 動特性 및 非定常狀態下의 核特性을 取扱하여야 하며 各種 反應度係數들에 대한 研究가 뒤따라야 할 것이다. 또한 今年에 이용한 大型高速爐用 核計算體制의 k_{eff} 에 대한 bias factor 1435pcm도 熱中性子爐에서 흔히 利用되고 있는 制限值인 700 pcm보다는 훨씬 크므로 이를 改善하기 위한 作業도 繼續되어야 할 것이다.

2) 熱特性研究도 지금까지는 定常狀態만을 다루어 왔으나 앞으로 非定常狀態下의 現象把握을 위한 研究가 遂行되어야 할 것이다. 또한 非定常狀態下의 hot 集合體의 熱特性을 詳細히 取扱함으로써 高速增殖爐 安全性確保를 위한 熱設計基準을 完화시켜 줄 수 있는 subchannel解析을 效果的으로 遂行하기 위하여는 이의 解析model의 改善에 관한 研究가 遂行되어야 할 것이다.

3) 現 SACO code는 loop型 高速增殖爐 事故解析用으로 pool型 高速增殖爐의 特性을 解析하기 위해서는 溫度계환效果 등에 관한 修正이 요구된다. 또한 現在로서는 一部 反應度係數만 우리의 計算值를 使用하고 있으며 나머지는 불란서 發表值를 基準으로 하여 相對的으로 고려하고 있으므로 이들 反應度係數에 대한 核特性計算結果가 구해지는 대로 再計算하여야 Super-Phenix 1 爐心の 事故解析結果를 正確히 把握할 수 있을

것이다.

다. 繼續研究開發의 必要性 與否

1) 現在까지의 核熱特性은 定常狀態下의 靜特性을 다루어 왔으므로 非定常狀態의 核熱特性이나 動特性에 관한 研究를 繼續해야 할 것이다. 또한 核熱特性值에 대한 許容誤差를 줄여 設計時 過多한 安全餘裕를 주지 않을 수 있도록 한다든가 우리의 計算值를 外國에서 適用하고 있는 許容誤差範圍內에서 滿足시키도록 하기 위하여는 우리가 이용하고 있는 核熱水力學的 計算體制를 改善해 나가야 할 것이다.

2) 高速增殖爐 安全性評價를 제대로 遂行하기 위하여는 假想爐心崩壞事故의 初期段階現象뿐만 아니라 全事故進行過程의 現象도 계속 把握해 나가야 할 것이며 이를 위한 計算體제도 完備하도록 해야 될 것이다.

Ⅱ. 序 論

세계 ulla 資源의 制限性으로 인하여 發生될 수도 있는 原子力發電에 의한 國內 energy 需給에 대한 影響을 減少시키고 核燃料의 有用性을 높여 根本적으로 energy의 海外依存度를 낮추기 위해서는 1990年代에 實用化될 것으로 豫測되는 大型高速增殖爐의 早期導入이 바람직하다. 따라서 이러한 高速增殖爐의 國內導入 또는 이의 國產化를 이룩하고자 할 경우에 對處해야 될 安全性評價 및 技術支援을 效果的으로 遂行하기 위하여는 實用化될 大型高速增殖爐의 核熱水力學的 特性 및 安全性關聯特性을 미리 把握하고 있어야 겠으며 部分的인 設計變更能力도 確保해 두어야 겠다. 따라서 이들 特性들을 解析하기 위한 計算體制를 確立해 두어야 함은 물론 計算體制의 信賴度檢證과 設計變更에 따른 爐心特性을 把握하기 위한 實驗도 아울러 遂行되어야 할 것이다.

技術追跡의 가장 效率的인 推進方法은 産業機密로 取扱되어 未公開된 技術資料를 公開된 設計資料와 計算體制를 活用하여 再生하여 把握함으로써 우리의 計算體制의 信賴度を 確認하며 더 나아가서는 이들 信賴度を 높힐 수 있도록 計算體制를 改善함으로써 將次的 最適化 高速增殖爐心에 대한 設計値를 豫測하는 것으로 본다. 따라서 液體金屬高速增殖爐心の 核熱水力學的設計 및 이의 解析技術追跡의 一環으로 1979年度에는 Super-Phenix 1 爐心の 核熱特性을 定性的으로 把握해 본 바가 있으며¹⁾ 1980年度에는 高速增殖爐心の 爐型別 特性을 比較, 檢討하였다.²⁾ 1980年度에 遂行한 高速增殖爐의 爐型評價에 관한 研究結果 爐心特性에 관한 爐型間 差異가 별로 없었으며 불란서의 Super-Phenix 1의 設計資料와

爐心特性資料가 가장 많이 公開되어 있어서 이 Super-Phenix 1을 1981年度以後에 遂行할 研究에 이용할 比較對象原子爐로 選擇하여 이의 1次爐心に 대한 核熱水力學的 特性 및 安全性關聯特性을 1981年度에 把握하였으며 이와 아울러 高速臨界實驗裝置의 建造妥當性도 檢討하였다.³⁾ 今年에는 1981年度の 계속 研究로 Super-Phenix 1 平衡爐心の 核熱水力學的 및 安全性關聯特性을 把握하고 이들 特性值들을 發表資料와 比較, 檢討하였다. 이 研究는 高速增殖爐의 設計가 一般的으로 平衡爐心을 基準으로 하여 이루어지고 있으므로 이 狀態를 把握하여야 高速增殖爐의 設計特性을 把握할 수 있기 때문에 遂行된 것이다.

Super-Phenix 1 平衡爐心の 特性研究는 核特性研究, 熱水力學的 特性研究, 安全性關聯特性研究로 나누어 遂行되었다. 核特性計算에서는 1981年度에 사용하였던 小型高速增殖爐用 核計算體制의 k_{eff} 에 대한 bias factor가 너무 커서 1981年度末에 利用可能한 狀態로 整備된 大型高速增殖爐用 核計算體制로 計算體制를 전환하여 1次基準爐心の 核特性計算을 遂行하여 불란서 發表値와 比較함으로써 k_{eff} 에 대한 bias factor를 새로이 구하였으며 이를 1次定規爐心特性計算結果에 適用하여 發表値와 滿足할만한 一致를 보임을 알았다. 따라서 이 計算體制를 利用하여 2, 3次爐心の 核燃料交替 model 및 交替核燃料濃縮度를 決定하였으며 이를 利用하여 平衡爐心の 核特性(臨界度, 燃燒度, 增殖利得 및 出力分布)을 求하였다. 平衡爐心に 있어서도 k_{eff} 에 대한 bias factor를 適用하면 臨界도에 관한 한 滿足스러운 結果를 얻었으며 出力分布도 熱特性計算에 利用한 結果 發表値와 잘 一致하였다. 熱水力學的 特性計算에서는 平衡爐心 EOC 狀態에서의 出力分布를 利用하여 爐心の 熱水力學的 特性(集合體別 流量分布,

集合體別 壓力降下, 集合體別 溫度分布)을 구하였으며 orifice 領域別 設計條件을 만족시키는 流量分布를 갖도록 하기 위한 orifice 裝置를 設計하였다. 또한 高速增殖爐의 熱水力學的 設計妥當性에 대한 適合與否를 判斷하는 데 이용되며 安全性解析에도 重要的 役割을 하는 subchannel 解析도 遂行하여 集合體當 271個의 核燃料棒을 갖는 Super-Phenix 1 核燃料集合體의 subchannel 特性도 把握하였다. 安全性關聯特性研究로서는 Super-Phenix 1 平衡爐心の scram 作動失敗時 冷却材喪失事故로 인한 過渡 undercooling 狀態를 解析하여 出力, 溫度 및 反應度の 時間的 變化를 살펴 보았다. 또한 爐心內初期沸騰開始 時間과 沸騰發生時的 爐心狀態를 把握하였다. 이 制御系統作動失敗時的 冷却材喪失事故는 高速增殖爐 安全事故中 最惡의 狀態로 알려져 있는 假想爐心崩壞事故의 發生要因中에서 가장 conservative 한 것으로 알려져 外國에서도 널리 研究되고 있는 典型的 事故이다. ④-④

Ⅲ. 高速増殖爐 爐心特性

1. 高速増殖爐 核特性

가. 序 說

1981年度에 遂行한 高速増殖爐 1次爐心の 核特性計算에서는³⁾ 小型高速増殖爐用 核計算體制(Bondarenko의 ABBN 26群 斷面積 library⁷⁾/EXPANDA-4⁸⁾/CITATION⁹⁾)를 利用하여 Super-Phenix 1 1次爐心特性을 把握한 바 있다. 또한 이 結果를 分析, 檢討하여 Super-Phenix 1 과 같은 大型高速増殖爐에 대한 이 計算體制的 信賴度를 把握하였으며 앞으로의 修正, 補完方向을 提示한 바 있다. 그러나 이 小型高速増殖爐用 核計算體制를 利用할 경우 Super-Phenix 1 과 같은 準商業用 高速増殖爐의 核特性을 記述하는 데 있어서 k_{eff} 에 대한 bias factor가 5680 pcm 이나 되는 것으로 밝혀져 小型高速増殖爐用 核計算體制를 修正, 補完하여 k_{eff} 에 대한 bias factor를 감소시키는 데는 많은 人力, 時間, 費用이 所要될 것이다. 當時에는 이 小型高速増殖爐用 核計算體制가 本 研究陣이 利用할 수 있는 唯一한 것이었으므로 이를 修正, 補完하여 實用化될 大型高速増殖爐의 核特性計算體制를 마련하고자 하였으나 1981年度末에 大型高速増殖爐用 核計算體制(ENDF/B-IV library/ABBN 型 26群 斷面積 library(KAERI-26G set)¹⁰⁾/ 1DX¹¹⁾/ 2DB¹²⁾)가 거의 利用할 수 있는 상태로 갖추어졌고 이 大型高速増殖爐用 核計算體制를

이용하면 계속적으로 최신 자료를 補強하고 있는 ENDF/B 資料를 쉽게 사용할 수 있을 뿐만 아니라 實用化될 大型高速増殖爐의 解析을 위한 核特性計算體制도 좀더 效果的으로 정비될 수 있을 것으로 判斷되어 1982 年度 研究를 遂行함에 있어 이들 大型高速増殖爐用 核計算體制를 利用하였다.

우선 Super-Phenix 1 基準爐心에 대한 臨界度 및 燃焼度計算을 遂行하여 얻은 結果를 公開된 資料와 比較하여 大型高速増殖爐用 核計算體制의 信賴度を 把握하였으며 k_{eff} 에 대한 bias factor를 決定하였다.

또한 定規 1次爐心에 대한 臨界度 및 燃焼度計算을 遂行하여 基準爐心に 관한 k_{eff} 에 대한 bias factor를 適用한 結果 約 140pcm内の 誤差内에서 臨界度特性을 잘 記述하고 있음을 밝혔다.

다음에 平衡爐心の 核特性을 把握하기 위하여 2, 3次爐心の 核燃料 交替 model 및 交替核燃料의 濃縮度を 決定하였다.

앞에서 決定된 核燃料 交替 model 및 交替核燃料 濃縮度を 使用하여 2, 3次爐心の 燃焼度計算을 遂行하고 이 結果를 토대로 平衡爐心の 核特性 把握을 위한 計算을 遂行하였다.

마지막으로 k_{eff} 에 대한 bias factor에 대하여 論議하고 改善方向에 관하여 언급하였다.

나. Super-Phenix 1 爐心特性

高速増殖爐 平衡爐心の 核特性 把握을 위해 選定된 爐心은 1次爐心

核特性 研究에서와 같이 Super-Phenix 1 爐心으로서 그 設計特性資料는 表 1-1에 주어져 있다. 그밖에 爐心構造나 集合體構造 및 成分 등의 資料는 1次爐心 研究에서 이용된 것과 같다.³⁾ 다만 制御棒集合體의 B,C 実効密度는 基準爐心 R-Z 計算結果를 토대로 再決定하였다.

다. 計算 model 및 節次

1) 等價 計算 model

Super-Phenix 1 爐心の 核特性計算을 위하여 制御棒 挿入時와 引出時 各各에 대하여 等價 R-Z 計算 model을 核燃料 交替時를 고려하여 그림 1-1~1-2와 같이 결정하였으며 各 領域別 原子數密度는 表 1-2 및 1-3에 주어져 있다.

2) 計算節次

우선 基準爐心に 관한 R-Z 計算을 수행하여 制御棒集合體를 고려하지 않았을 경우와 制御棒集合體를 爐心上端으로 引出시켰을 경우의 反應度差異가 發表值 410 pcm이 되도록 B,C 実効密度를 決定한 후 이를 利用하여 그림 1-3에서 보여주는 바와 같은 節次에 따라 Super-Phenix 1 爐心の 核特性을 1次爐心으로부터 平衡爐心に 이르기까지 구하였다.

라. Super-Phenix 1 爐心の 核特性計算結果

1) 基準爐心に 대한 臨界度計算値의 正確度評價

内部爐心領域과 外部爐心領域의 核燃料濃縮도가 各各 13.99%와 17.78%인 Super-Phenix 1 基準爐心に 대한 臨界度 및 燃燒度計算을

수행하여 그 결과를 積分實驗에 의한 補正值를 고려한 불란서發表値와¹³⁾ 比較, 檢討하였다.

表 1 - 4에서 보여주는 바와 같이 우리의 計算値는 불란서發表値보다 約 1000 ~ 1435 pcm 程度 過小評價되고 있음을 보여주고 있다. 이는 小型高速增殖爐用 核計算體制에 대한 5680 ~ 5820pcm에³⁾ 비하면 많이 改善된 結果임을 보여주고 있다. 우리가 이용한 大型高速增殖爐用 核計算體制的 k_{eff} 에 대한 bias factor를 決定하는 데는 制御棒集合體나 燃燒度效果가 전혀 고려되지 않은 경우에 대한 값을 이용하는 것이 가장 바람직 하나 平衡爐心に 이르기까지의 核燃料 交替model 決定 및 交替核燃料 濃縮度 決定에 基準이 되는 EOC 상태의 臨界度を 맞추기 위하여 EOC 爐心に 대한 k_{eff} 發表値와 計算値의 差 1435pcm을 k_{eff} 에 대한 bias factor로 決定하였다. 이 k_{eff} 에 대한 bias factor를 고려하면 基準爐心に 대한 k_{eff} 값은 414pcm內에서 불란서 發表値와 一致하고 있다.

또한 表 1 - 4에 주어져 있는 各 反應度效果도 불란서 發表誤差內에서 만족되고 있다. 다만 核燃料를 B₄C를 除外한 制御棒集合體로 代替하였을 경우 135 pcm 程度 誤差範圍를 벗어나고 있으며 燃燒에 따른 blanket 內 重元素 反應度效果가 約 50 pcm 程度 差異가 있다. 이들은 앞으로 計算體制的 改善를 통하여 修正되어야 할 것이다.

2) Super-Phenix 1 定規爐心の 核特性計算

內部爐心과 外部爐心の 濃縮도가 各各 13.79%와 17.60%인 Super-Phenix 1 定規 1次爐心の 燃燒度計算을 수행하여 그 結果를 토

대로 2, 3次爐心の 核燃料 交替 model과 交替核燃料 濃縮度を 決定한 후 燃焼度計算을 수행하여 平衡爐心에 이르기까지의 核特性을 구하였다. 本 計算에 있어서도 基準爐心에서 사용할 核燃料 및 B₄C 実效密度와 k_{eff} 에 대한 bias factor는 그대로 적용하였다.

가) 臨界度特性

表 1 - 4 및 그림 1 - 4에서 보여주는 바와 같이 基準爐心 BOC 상태의 k_{eff} 는 129pcm만큼 發表値와 差異를 보여주고 있으나 定規 1次 爐心の 경우 BOC에서 31 pcm, EOC에서 2 pcm 밖에 發表値와 差異가 나타나지 않는다. 또한 3次爐心 EOC 상태의 k_{eff} 가 1.003 (最小反應度 條件)을 만족하도록 交替核燃料 濃縮度を 決定하여 사용하였을 경우 平衡爐心の EOC 상태의 k_{eff} 가 71pcm程度の 範圍内에서 發表値와 一致하였다.

主制御棒集合體의 反應度價는 B₄C 実效密度 82.01 % TD를 사용하여 2DB hexagonal 計算에 의하여 구한 結果 11222pcm을 얻었으며 이는 參考文獻 14에 發表된 값과 約 4.2 % 程度の 差異만 보여주고 있다. 그러나 Doppler 效果는 1736pcm으로 參考文獻 14와 45 %나 差異를 나타내 주고 있다. Supper-Phenix 1의 核特性에 관한 發表資料는 參考文獻 13의 값을 基準으로 하고 있으나 參考文獻 13에서는 Doppler 效果에 관한 言及이 없으므로 이와 類似한 爐心에 관한 參考資料로서 參考文獻 14의 값을 引用하여 定性的으로 比較하였다.

나) 核燃料 再裝填

2, 3次 및 平衡爐心에서의 核燃料集合體 交替를 위한 再裝填 model을 정하기 위하여 定規 1次爐心の BOC와 EOC狀態의 集合體別 出力分布를 사용하였다. 決定된 核燃料再裝填 pattern은 그림 1-5에 表示하였으며 交替核燃料 濃縮度는 3次爐心 EOC에서의 k_{eff} 가 1.003이 되도록 하는 條件을 사용하여 表 1-5에 明示된 바와 같이 内部爐心 13.66%, 外部爐心 17.49%, 平均 15.46%로서 求解졌다.

다) 中性子 spectrum

燃焼度에 따라 中性子 spectrum의 變化는 거의 없었으므로 平衡爐心 BOC에서의 中性子 spectrum을 그림 1-6에 表示하였다. 그림 1-6에서 보여주는 바와 같이 中性子 spectrum은 爐心으로부터 blanket 領域으로 갈수록 軟化되고 있음을 알 수 있다.

라) 中性子束分布

爐心週期別 半徑方向 및 軸方向 中性子束分布를 BOC와 EOC를 比較하여 그림 1-7~1-14에 주어졌다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 平衡爐心に 이르면 中性子束이 充分히 平坦化되어 있음을 알 수 있다.

마) 出力分布

初期爐心부터 平衡爐心に 이르기까지의 半徑方向, 軸方向 및 集合體別 出力分布를 그림 1-15~1-24에 表示하였다. 中性子束分布로부터 도 알 수 있는 바와 같이 出力分布도 燃焼가 진행됨에 따라 平坦化가

잘 이루어지고 있으며 특히 集合體別 出力分布에서 볼 수 있는 바와 같이 平衡爐心에서는 最大集合體出力이 發表値인 10 MWt을 넘지 않고 있으며 約 4%程度의 差異만 보여주고 있어 Super-Phenix 1 爐心を 잘 記述해 주고 있다는 것을 나타내 주고 있다.(그림 1-23 및 1-24, 表 1-5 參照)

바) 增殖利得

週期別 燃焼度에 따른 增殖利得을 表 1-6 및 그림 1-25에 明示하였다. 平衡爐心の 增殖利得은 爐心에서 -0.190, blanket에서 +0.390, 原子爐 全體로서 +0.200 程度의 값임을 보여주고 있다. 불란서 發表値와는 多少의 差異를 보여주고 있으나 이는 核燃料濃縮度가 서로 다른 狀態에 대한 값이므로 直接 比較할 수는 없다.

사) 交替核燃料의 放出燃焼度 (discharge burnup)

爐心週期別 交替核燃料의 放出燃焼度を 表 1-7에 表示하였다. 表 1-7에서 보여주는 바와 같이 3次爐心の 週期末에 交替되는 領域 26의 核燃料를 除外하면 表 1-1에서 주어진 最大燃焼度 70,000 MWD/t을 超過하지 않고 있다. 領域 26의 核燃料 燃焼度는 許用値 70,000 MWD/t보다 1.7%程度 超過되고 있으나 이는 爐心内에서 2.5年間 燃焼된 核燃料로서 燃焼期間 2年間을 基準으로 言及한 許用値 70,000 MWD/t을 약간 超過했다는 것은 別問題가 없다고 본다. 특히 平衡爐心以後에는 許用値를 超過하는 核燃料가 없는 것으로 判斷된다.

나. 核特性 計算結果에 대한 檢討 및 結論

Super-Phoenix 1 爐心에 대한 核特性 計算結果 얻은 結果는 다음과 같다.

1) 大型高速增殖爐用 核計算體制 (ENDF/B-IV library/ABBN型 26 群 斷面積 library (KAERI-26G set) / 1DX / 2DB)의 k_{eff} 에 대한 bias factor 는 1435pcm으로 小型高速增殖爐用 核計算體制 (Bondarenko 26 群 斷面積 library/EXPANDA-4/CITATION)의 5684pcm보다는 훨씬 信賴도가 높은 것으로 나타났다. 또한 1次爐心부터 平衡爐心에 이르기까지의 臨界度 및 反應度特性을 잘 記述하여 주고 있다.

2) 中性子束分布, 出力分布, 增殖利得, 交替核燃料의 放出燃焼度 등의 核特性도 불란서 發表値와 만족할 만한 一致를 보여주고 있다.

3) 2, 3次爐心の 交替核燃料 濃縮度와 再裝填 pattern도 平衡爐心の 核特性結果로부터 判斷하면 妥當하다.

그러나 앞에서 言及한 k_{eff} 에 대한 bias factor는 앞으로도 더욱 減少시킬 수 있도록 改善되어야 할 것이며 現在까지 把握된 bias factor의 發生要因과 把握되어야 할 要因은 다음과 같다.

現在까지 把握된 bias factor 發生要因은 다음과 같으며 이들은 電算器記憶容量의 制限性에 주로 起因된 것들이다.

가) 群縮約效果

1DX code를 利用하여 基準爐心에 대한 26 群 計算과 5 群 計算에 의하여 구한 k_{eff} 의 差異는 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
\Delta k_{\text{eff}}(26G \rightarrow 5G) &= k_{\text{eff}}(5G) - k_{\text{eff}}(26G) \\
&= 1.02599 - 1.02891 \\
&= -0.00292
\end{aligned}$$

나) Mesh 效果

1 DX code 를 利用하여 基準爐心에 대한 5群 計算을 mesh數 69부터 276 까지 變化시키면서 구한 結果는 그림 1 - 26 에 表示된 바와 같다.

$$\begin{aligned}
\Delta k_{\text{eff}}(276 \rightarrow 69) &= k_{\text{eff}}(69) - k_{\text{eff}}(276) \\
&= 1.02599 - 1.02542 \\
&= 0.00057
\end{aligned}$$

다) 幾何學的 效果

2 DB code 를 使用하여 基準爐心에서 制御棒內 B₄C 를 無視하였을 경우에 대한 幾何學的 構造에 따른 k_{eff} 의 變化量은 다음과 같다. Hexagonal 計算時 軸方向 buckling B₂²는 R - Z 및 R - 計算結果로부터 구한 값 即 B₂² = 5.5789 × 10⁻⁴ / cm²을 利用하였다.

$$\begin{aligned}
\Delta k_{\text{eff}}(\text{hexagon} \rightarrow \text{R-Z} : 300^\circ\text{K}) &= k_{\text{eff}}(\text{R-Z}) - k_{\text{eff}}(\text{hexagon}) \\
&= 1.04360 - 1.04346 \\
&= 0.00014
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \Delta k_{\text{eff}}(\text{hexagon} \rightarrow \text{R-Z : } 1500^\circ \text{ K}) &= k_{\text{eff}}(\text{R-Z}) - k_{\text{eff}}(\text{hexagon}) \\ &= 1.02601 - 1.02610 \\ &= -0.00009 \end{aligned}$$

앞의 結果에서 알 수 있듯이 R-Z 및 R-計算에서 적절한 buckling 값만 사용하면 强吸收材가 없는 한 幾何學的 效果는 별로 크지 않으나 强吸收材가 爐心内에 挿入되는 경우는 幾何學的 效果도 無視할 수 있는 程度는 아니라고 본다. 主制御棒 反應度價 計算時에 이러한 效果가 실제로 나타났으나 相對的인 差만 다루었으므로 여기서는 具體的 言及은 피하기로 한다.

現在까지 把握되지 않은 bias factor에 影響을 주는 要因으로는 擴散近似方法을 이용하는 데서 오는 것과 ENDF/B-IV library 自體의 不正確性 등이 있다.

擴散近似方法을 이용하는 데서 오는 要因은 輸送理論을 이용하는 code를 사용하여 구할 수 있을 것이나 아직 試圖하지 못하였으며 앞으로 다루어 나갈 것이다.

ENDF/B-IV library의 경우 stainless steel의 斷面積 資料가 아직 正確하지 못한 것으로 알려져 있으며 燃燒度計算結果를 보면 blanket内 重元素效果가 表 1-1에 表示된 바와 같이 잘 맞지 않고 있다. 이는 U-238의 反應斷面積이 아직 正確히 주어져 있지 못하고 있음을 보여 준다. 또한 核分裂生成物의 反應斷面積을 ABBN 26群 斷面積으로 代替 利用한 데도 그 原因이 있을 수도 있으나 아직 ENDF/B-IV library로부터 이들 反應斷面積이 구하여 지지 않고 있어 利用할 수 없는데 比하여 燃燒에 따른 核分裂生成物效果는 發表値와 잘 맞고 있으므로 U-238의 反應斷面積을 改善하는 것이 바람직하다고 본다.

2. 爐心の 熱水力學的 特性

가. 序 說

高速增殖爐는 고유 特性에 의하여 주어지는 경제적인 이유들, 즉 적은 核燃料 inventory, 높은 增殖比, 높은 熱效率에 의하여 높은 冷却材溫度, 높은 出力密度 및 높은 燃焼度 特性을 갖고 있으므로 爐心の 熱水力學的 設計條件이 加壓輕水爐의 경우와 다르다. 한편, 高速增殖爐의 경우 冷却材인 나트륨의 沸騰點이 높기 때문에 被覆材溫度나 核燃料溫度에 대한 設計制限條件을 두고 있다. 따라서 이러한 設計制限條件을 만족시키면서 高速增殖爐 爐心の 冷却能力을 確保하여야 하기 때문에 爐心の 熱水力學的 設計 및 解析方法이 加壓輕水爐의 경우와 다르게 된다. ¹⁹⁾

본 研究에서는 高速增殖爐의 平衡爐心에 대한 熱水力學的 特性을 理解하고, 또한 이의 解析體制를 확립하기 위하여 LMFBR의 熱水力學的 解析 電算 코드인 TH13D 를 ²⁰⁾ 사용, Super-Phenix 1 平衡爐心の ^{14), 21)} 熱水力學的 特性을 計算하여 發表된 資料와 比較檢討하였으며, 또한 前年度에서 검토된 初期爐心の 熱特性 研究結果와도 ³⁾ 比較檢討하였다. 熱水力學的 特性중에서도 定常狀態下에서의 각 集合體의 流量分布, 溫度分布, 壓力降下, 燃焼도에 따른 熱特性 變化 등을 取扱하였다. 計算에 必要한 幾何學的 構造資料로는 Super-Phenix 1에 대한 發表資料를 ^{14), 16)} 利用하였으며 爐心內 出力分布는 平衡爐心の 核特性 研究結果를 이용하였다.

또한 이에 덧붙여서 高速增殖爐에 대한 subchannel 解析體制를 확립하기 위하여 熱水力學的 subchannel 解析 電算 코드 COBRA - IV - I 를²²⁾ 使用, Super-Phenix 1 subchannel 모델을 推定하였다. Subchannel 解析은 앞으로 高速增殖爐의 設計妥當性에 대한 適合與否의 判斷을 위하여 遂行되어야 한다. 그리고 定常狀態下에서의 溫度分布와 流量分布 計算에 의한 構造解析 뿐만 아니라 過渡狀態下에서의 現象分析의 資料를 提供하여 주므로 安全性分析을 위하여는 이 解析의 遂行이 必要하다.

Wire wrap spacer 를 가진 燃料集合體에 대한 subchannel 解析 코드는 FORCMX, FULMIX, ORRIBLE-A^{23),24)}, COTEC, ENERGY,^{25) - 27)} COBRA,^{22),28)} SIMPLE, TH13D²⁰⁾ 등이 있다. 이들은 wire wrap spacer 에 의한 燃料棒 다발內 流量混合特性을 推定하기 위하여 半實驗的 因子들을 도입하고 있는 데 半徑方向 blanket 部分의 溫度推定면에 있어서는 各 코드들간에 차이를 보이고 있다.²⁹⁾ 이들 중에서 過渡狀態에 대한 解析이 可能的 코드로서는 COBRA, ORRIBLE이 있으며, 본 研究에서는 COBRA 型式 코드 중의 하나인 COBRA - IV - I 코드를²²⁾ 채택하였다.

本 研究를 遂行함에 있어서 電算記憶容量과 計算時間의 問題에 의하여 271 개의 燃料棒을 가지고 있는 現 研究對象인 Super-Phenix 1의 定格規模集合體 subchannel 모델에 대한 直接計算이 어려운 실정이다. 이에 따라 燃料棒數의 증가에 따른 熱水力學的 特性에 대한 傾向을 把握하고 이로부터 Super-Phenix 1 subchannel 모델의 特性을 推

定, 把握하였다. 이와 동시에 코드의 주요입력자료들에 대한 敏感度를 조사하여 앞으로의 subchannel 解析體制 확립의 基盤을 造成하였다.

나. 設計基準

본 研究에서 채택된 Super-Phenix 1 爐心에 대한 熱水力學的 設計變數는 前年度 研究의³¹⁾ 경우와 동일한 것을 사용하였다. 設計目標는 前年度 研究에서와 같이 冷却材인 나트륨의 爐心入口溫度와 爐心出口溫度를 각각 395℃와 545℃로 정하였으며, 設計基準도 동일하게 適用하였다. (參照: 表 2-1)

위의 設計目標와 設計基準을 만족시키면서 冷却能力을 확보하기 위하여는 orifice 裝置의 設計가²⁰⁾ 必要하다. Orifice 裝置의 設計時에는 平衡爐心 EOC 狀態下에서 全爐心を 통하여 被覆材의 最大中央壁溫度를 均일하게 하면서 被覆材溫度가 設計基準值 以內에 들도록 流量을 결정한다.³⁰⁾ Orifice 裝置는 一般的으로 平衡爐心 狀態의 條件을 基準으로 設計한다.²⁹⁾ 그 理由로는 첫째, 原子爐 수명의 80% 이상을 平衡爐心 狀態로 運轉하며 둘째, 全出力狀態下에서의 溫度는 平衡爐心 狀態에서가 初期爐心 狀態에서보다 일반적으로 높게 나타나며, 셋째, 必要하다면 原子爐稼動 初期年度에는 出力을 낮추어 낮은 溫度에서 運轉할 수 있기 때문이다. Orifice 裝置의 領域數는 Super-Phenix 1의 경우와 같이 適用하였다.

다. 計算方法

爐心の 熱水力學的 特性에 대한 全體的인 計算過程은 初期爐心の 熱特性 研

究의³⁾ 경우와 동일하다. 즉, 먼저 熱水力學的 設計目標에 따라 爐心내 전체 冷却材流量을 결정하고, 出力分布에 따라 設計基準을³⁾ 만족시키도록 각 集合體別 유량을 계산하였다. 그다음 계산된 각 集合體別 流量에 따라 流量領域을 결정하여 流量領域別 流量比率를 결정하였다. 또한, 각 集合體에서의 壓力降下, 溫度分布 등을 계산하고 각 流量領域에서의 壓力降下가 같아지도록 orifice 裝置를 設計하였다.

爐心내 각 領域別 熱發生分率은 燃焼度에 따라 변한다. (참조: 表 2-2) 즉, 内部 核燃料領域과 外部 核燃料領域의 경우는 서로 다른 傾向을 띠고 있음을 알 수가 있다. 計算에 이용된 出力分布는 그림 1-24에 圖示된 平衡爐心 EOC 狀態를 基準으로 하였으며, 平衡爐心에서의 燃焼度에 따른 熱特性 變化와 이에 따른 設計基準 妥當性에 대하여 適合與否를 검토하였다. 計算에 이용된 集合體 形態에 따른 幾何學的 設計變數는⁴⁾ 表 2-3에 나타내었다.

爐心の 熱水力學的 特性에 대한 計算方法은 初期爐心の 研究에서의와 거의 동일하며, 計算方法 및 計算結果에 대하여 記述하면 다음과 같다.

1) 流量分布

爐心內를 통과하는 全冷却材流量 W_T 는 式(1)과 같이 주어진다.

$$W_T \text{ (kg/sec)} = Q \text{ (MWt)} \times 10^3 \text{ (kWt / MWt)} / \Delta H \dots (1)$$

여기서 Q 는 原子爐의 熱出力, ΔH 는 冷却材의 엔탈피(enthalpy) 增加量을 나타낸다.

設計目標에 따라 冷却材의 爐心入口 및 出口溫度를 각각 395℃ 와

545 °C로 결정하면 엔탈피 增加量 ΔH 는 다음과 같이 주어진다.

$$\Delta H = H(545^\circ\text{C}) - H(395^\circ\text{C}) \dots\dots\dots (2)$$

冷却材인 나트륨의 경우, $\Delta H = 189.71 \text{ kW} \cdot \text{sec}/\text{kg}$ 이³¹⁾ 되며, 式(1)에 의하여 爐心內를 통과하는 全冷却材流量은 $W_T = 15,760 \text{ kg}/\text{sec}$ 가 된다. 한편, 全流量中の 나머지 $1,200 \text{ kg}/\text{sec}$ 는 原子爐容器를 冷却시키기 위하여 爐心下端部로 누출되거나 中性子遮蔽體를 冷却시키기 위하여 爐心支持板위의 集合體 'portee'를 통과한다.²¹⁾ 爐心內를 통과하는 冷却材流量 $W_T = 15,760 \text{ kg}/\text{sec}$ 중에서 半徑方向 blanket 領域을 통과하는 流量은 參考文獻 16의 값을 適用하여 計算하였으며, 制御棒集合體 部分을 통과하는 流量은 CRBR의 流量比率과³⁰⁾ 근사한 全流量의 2.0%를 적용, $339.2 \text{ kg}/\text{sec}$ 로 計算하였다.

爐心集合體들은 그 形態에 따라 각각 271개, 91개의 核燃料棒을 가지고 있으나, 본 研究에서는 集合體 모델을 1개의 燃料棒이 각 形態에 따른 集合體를 代表하는 '單位 cell 모델'을¹⁶⁾ 적용하였다.

앞에서 결정된 流量을 가지고 流量調節領域을 결정하였다. 먼저, TH13D 코드를 사용하여 單位 cell 모델에서의 最大被覆材溫度가 일정하게 유지되도록 하는 流量分布를 計算하였다. 計算된 流量의 크기와 集合體의 爐心內 位置를 고려하여 流量의 크기가 비슷한 集合體들을 모아 內部 核燃料領域 3개, 外部 核燃料領域 3개, 半徑方向 blanket 領域 3개, 모두 9개의 集合體群을 형성함으로써 orifice 裝置에 대한 調節領域을 결정하였다.

그다음, 각 領域에서의 最大流量의 相對的인 比率에 따라 각 流量調

節領域의 流量比率를 결정하였다. 본 研究에서는 流量領域別 流量餘裕 (margin) 設定에 의한 領域別 流量比率의 再決定過程을 수행하지 않았다. 일반적으로는 外部領域보다도 內部領域에 流量餘裕의 比重을 크게 하여야 한다. 그러나 核特性 計算結果 구하여진 出力分布에서 볼 때, 內部領域에서의 出力은 BOC에서보다 EOC에서 出力이 증가하는 반면 外部領域의 出力은 이와 反對現象을 나타내고 있다. 따라서, 內部領域에 대하여 流量餘裕의 比重을 크게 하여야 한다는 가정의 必要性이 경감되므로 流量比率決定時 流量餘裕의 比重을 고려하지 않았다.

2) 壓力降下 및 orifice 裝置의 設計

가) 壓力降下

爐心集合體에서의 壓力損失은 크게 두 部分으로 나눌 수가 있다. 즉, 集合體의 冷却材 出入口部分 또는 orifice 裝置 등에 의하여 일어나는 流路斷面積의 變化에 의한 壓力損失部分과 燃料棒 다발 (bundle)에 의한 壓力損失部分으로 나눌 수 있다.

본 研究에서는 集合體 出入口部分에서의 流路面積의 變化에 의한 壓力損失은 前年度의 方法을³²⁾ 동일하게 적용, 計算하였다. 한편, wire가 감긴 燃料棒 다발에서의 壓力損失에 대해서도 여러가지 計算方法이^{33) - 36)} 제시되고 있으나 前年度에 사용한 方法인 Novendstern 方法에 의하여 計算하였다. 이 Novendstern 方法에서는³⁶⁾ 육각형 構造의 爐心集合體에서 燃料棒數의 증가에 따른 構造的인 特性에 따라 流量分布를 고려하고 있다.

나) Orifice 裝置의 設計

본 爐心集合體에서의 orifice 裝置는 流路斷面積의 급격한 變化에 의해 壓力損失을 일으켜서 爐心集合體 사이의 壓力均衡을 유지시키는 역할을 하고 있다. Super-Phenix 1 爐心集合體에서는 集合體下部 固定器 (assembly bottom fitting) 內部에 膜板 (diaphragm) 을 設置하여 orificing 效果를 얻고 있다.

여러 개의 orifice 를 통한 壓力損失은 流路斷面積의 壓縮과 膨脹에 의한 損失, turning 損失, 그리고 구멍을 통과하면서 발생하는 摩擦에 의한 損失로 구분된다.²⁹⁾

Orifice 를 통한 壓力損失은 다음과 같이 표시된다.³⁰⁾

$$\Delta P = \frac{\rho Q^2}{2 A_1^2 C_d^2} \left\{ 1 - \left(\frac{A_1}{A_0} \right)^2 \right\} \dots\dots\dots (3)$$

여기서 C_d 는 orifice 形態와 Reynolds 數에 의하여 결정되는 放出係數 (discharge coefficient) 이며, Q 는 放出量 (m^3 / sec) 을 나타낸다. 또한 A_0 와 A_1 은 큰 쪽과 작은 쪽의 斷面積을 각각 나타내며, ρ 는 流體의 密度를 표시한다.

放出係數의 크기가 결정되면 A_1 의 크기가 결정되며, orifice hole 의 直徑 d_1 은 다음과 같이 구하여진다.

$$d_1 = \sqrt{\frac{4 A_1}{\pi}} \dots\dots\dots (4)$$

膜板이 여러개 존재할 경우, orifice 膜板의 hole에 의한 壓力損失은 다음과 같이 주어지게 된다.

$$\Delta P_T = \sum (\Delta P)_i \dots\dots\dots (5)$$

3) 溫度分布

爐心內 集合體들의 溫度分布는 THI 3D를 사용, 核特性 研究에서 計算된 出力分布와 앞서 計算 決定된 流量調節領域別 集合體流量을 이용하여 '單位 cell 모델'을 적용하여 計算하였다.

본 計算時, 軸方向 出力分布는 각 集合體 出力分布중 核燃料領域 및 半徑方向 blanket 領域에서 각각 最大出力比를 갖는 集合體의 出力分布를 각 領域에서의 대표적인 것으로 간주하여 각 領域의 모든 集合體에 적용하였다.

본 計算에서 사용된 被覆材 및 核燃料의 熱傳導度, 被覆材와 冷却材 사이의 熱傳導度, 核燃料棒 內部的 gap conductance에 대한 고려方法은 初期爐心の 研究에서의와 동일하다. 그러나 核燃料溫도의 크기에 커다란 영향을 미치고 있는 gap conductance의 경우에는 값의 크기가 燃燒度 및 核燃料棒內의 構造에 따른 불확실성이 매우 크므로 正確한 값을 구하기가 용이하지 못하다. 英國의 PFR 設計에서는 初期에서의 gap conductance로 $1,770 \text{ Btu} / \text{hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot \text{F}$ ($10 \text{ kW} / \text{m}^2 \cdot \text{C}$)를 사용하였다.²⁹⁾ 이 gap conductance는 燃燒度에 따라 증가하여 거의 일정한 값인 $3,540 \text{ Btu} / \text{hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot \text{F}$ ($20 \text{ kW} / \text{m}^2 \cdot \text{C}$)에 이른다고 밝혀져 있다.

본 計算에서는 燃燒度와 線出力密度를 고려하여 核燃料領域에서는 $1,761.0 \text{ Btu} / \text{hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot \text{F}$ ($10 \text{ kW} / \text{m}^2 \cdot \text{C}$), 半徑方向 blanket 領域에서는 $1,056.6 \text{ Btu} / \text{hr} \cdot \text{ft}^2 \cdot \text{F}$ ($6 \text{ kW} / \text{m}^2 \cdot \text{C}$)를 적용, 計算하였다.

爐心集合體內의 最大溫度들은 Novendstern 方法에³⁵⁾ 의한 集合體內

의 流量分布를 고려하여 구하였으며, hot spot 溫度는 準統計的方法을³⁸⁾ 이용하여 구하였다. Hot spot 溫度 計算時 hot spot 因子는 美國 CRBR의 값을³⁹⁾ 그대로 적용하였다.

4) Subchannel 解析 方法

變數의 敏感度分析에서는 燃料集合體내에 37개의 燃料棒을 가지고 있는 subchannel 모델을 採擇하였다. 한편, 傾向把握을 위한 subchannel 모델 設定에서는 각각 7, 19, 37, 61, 91, 127, 169개의 燃料棒을 갖는 subchannel 모델을 採擇하였다. 모델 設定時 corner subchannel은 edge subchannel에 포함하여 取扱하였다. (참조: 그림 2-12). 幾何學的 構造資料는 Super-Phenix 1에 대한 發表資料를¹⁶⁾ 이용하였으며, 燃料棒數에 따른 集合體 크기의 變化는 燃料棒數에 비례하여 고려하였다. 熱水力學的 變數는²¹⁾ Super-Phenix 1의 定規平衡爐心 集合體의 最大出力密度와 같은 크기를 유지하도록 고려하였다. 半徑方向 出力分布는 均一하다고 보았으며, 軸方向 出力分布는 前年度 核特性 計算結果를³⁾ 이용하였다.

變數의 敏感度分析에서는 코드에서 요구하고 있는 주요한 半實驗의 入力資料들, 즉 橫抵抗變數 (lateral resistance parameter; K_{ij}), 橫 momentum 變數 (transverse momentum parameter; s/ℓ), 亂流混合變數 (turbulent mixing parameter; β), 強制 cross flow에 대한 wire pitch의 有效比率 (effective wire pitch fraction for forcing cross flow: δ)의 값의 變化를 통하여 이들이 subchannel系에 미치는 영향과 그 重要度를 조사하였다. 基準모델로는 37개의 燃料棒

다발을 선택하였으며, subchannel 形態에 따른 效果를 비교하기 위하여 interior subchannel인 subchannel 1과 edge subchannel인 subchannel 56을 비교 subchannel로 선정하였다. (참조 ;그림 2 - 1) 한편, subchannel 모델 推定에서는 傾向把握을 위한 理解를 돕기 위하여 37개와 169개의 燃料棒 다발의 計算結果를 例示하였다.

라. 爐心の 熱水力學的 特性

1) 流量分布

一次冷却系統을 1회 循環하는 全冷却材流量은 $16,960 \text{ kg/sec}$ 이나 爐心の 熱出力 $2,990 \text{ MWt}$ 을 吸收하여 中間熱交換器로 전달시키는 데 必要한 冷却材流量은 $15,760 \text{ kg/sec}$ 이다. 爐心內 流量調節領域은 平衡爐心 EOC 狀態의 出力分布를 사용, 最大被覆材溫度를 均일하게 하고 內·外部 核燃料領域 및 半徑方向 blanket 領域을 각각 3개씩으로 분류하는 條件에 의거하여 결정하였다. (참조 :그림 2-2). 流量調節領域別 流量比率 및 集合體數는 表 2-4에 나타냈다. 또한, 表 2-5에서는 Super-Phenix 1 定規平衡爐心에서의 流量調節領域別 流量도 함께 표시하고 있으며, 본 計算에서 사용된 流量調節領域別 集合體數를 적용하여 計算할 경우 核燃料領域流量은 $14,274.7 \text{ kg/sec}$, 半徑方向 blanket 領域流量은 $1,046.8 \text{ kg/sec}$ 로 나타나고 있다. 이는 核燃料領域의 경우 計算結果가 發表資料보다 0.4% 크게 나타나고 있으며, 半徑方向 blanket 領域의 경우는 일치하고 있다. 計算에서 결정된 核燃料領域에서의 流量調節領域別 流量을 Super-Phenix 1의 平衡爐心の²¹⁾ 것 과 비교하여 보면 最大誤差 7.4%以內로 일치하고 있다. 最大誤差

가 나타나고 있는 領域 VI의 流量은 前年度 計算에서의 最大誤差 19.6% 보다 훨씬 改善된 것이다. 이는 初期爐心 EOC狀態보다 平坦化되어 있는 平衡爐心 狀態의 出力分布를 이용하였으며 核計算體制의 改善에 의하여 더 잘 記述되고 있는 出力分布를 사용한 데서 오는 結果로 判斷된다.

半徑方向 blanket 領域의 流量調節領域은 燃燒度の 증가에 따라 점차 증가하는 集合體 出力 및 爐心內 殘留期間에 의거하여 결정한다. 이 領域에서의 領域別 集合體數는 Super-Phoenix I의 값과 일치하고 있다.

2) 壓力降下 및 orifice의 크기

核燃料集合體에서의 壓力損失에 따른 壓力降下는 流量의 크기에 따라 달라지므로 爐心出口部分에서 壓力均衡을 유지시키기 위해서는 orifice 裝置를 設置하여야 한다.

表 2 - 6에서는 核燃料領域의 流量調節領域別 集合體에서의 壓力損失의 크기를 비교하고 있다. 燃料棒 다발에서의 壓力降下는 燃料棒의 全長 2,700 mm에 대하여 Novendstern 關係式을³⁵⁾ 이용하여 구하였다. 核燃料集合體의 出入口部分에서의 壓力損失은 集合體의 精確한 幾何學的 構造와 크기를 알면 壓力損失係數를 구할 수 있으나, 본 研究對象인 Super-Phoenix 1 集合體의 경우 精確한 값을 구할 수 없었으므로 壓力損失係數를 각각 $K_e = 1.0$, $K_c = 0.5$ 로 가정하여 計算하였다. 위의 3 種類에 의한 壓力損失은 流量의 크기가 가장 큰 流量調節領域 I에서 가장 크며 orifice 效果를 고려하지 않은 경우의 壓力降下는

3.58 kg / cm³가 되었다.

流量調節領域 II~VI에서는 爐心出口部分에서 壓力均衡을 유지시키기 위하여 流量調節領域 I에서의 壓力降下와 같아지도록 orifice 裝置를 設計, 裝置하였다. 領域別 壓力降下の 차이에 따라 orifice 에 의한 壓力損失의 크기를 결정하였다. 式 (3)에 의하여 領域別 orifice hole의 面積을 구하였으며, 이에 따라 orifice hole의 直徑을 결정하였다. (참조: 表 2 - 7) 流量領域別 壓力降下の 차이에 따라 orifice의 膜板의 數는 最大 5개로 결정하였으며, 각 膜板에는 7개의 hole이 있다고 가정하였다. 이때 放出係數 C_d 는 ³⁷⁾ 0.6으로 결정, 適用하였다.

3) 溫度分布

爐心の 集合體別 冷却材溫度와 被覆材의 內外部溫度, 核燃料의 表面 및 中央溫度를 爐心の 軸方向에 따라 下端, 中央 및 上端到 하여 그림 2-3~2-8에 걸쳐 圖示하였다. 한편, 각 集合體의 冷却材가 出口部分에서 混合되었을 때의 冷却材溫度를 그림 2-8에서 圖示하였다.

그림 2-10에서는 平衡爐心 EOC 狀態에서 最大出力을 나타내는 核燃料集合體 1에 대하여 軸方向에 따른 冷却材溫度, 被覆材溫度 및 核燃料溫도의 變化를 圖示하였다. 冷却材溫度는 集合體 出口部分에서 最大가 되며, 被覆材溫度는 爐心上端部分에서 最大가 되고 核燃料溫度는 爐心中央에서 最大가 된다.

表 2-8에서는 流量調節領域別 最大出力을 갖는 集合體의 冷却材, 被

被覆材 및 核燃料에 대하여 最大定規溫度와 hot spot 溫度로 구분하여 수록하였다. 核燃料溫度의 경우, 領域 I內的 集合體 1에서 最大定規溫度는 1965.9℃, hot spot 溫度는 2,308.8℃로 나타나고 있으며 115% 過出力狀態에서의 最大定規溫度는 2,208.1℃, hot spot 溫度는 2,582℃로 나타나고 있어 核燃料溫度에 대한 設計基準을 만족한다. 被覆材溫度의 경우 領域 VI內 集合體 41에서 最大定規溫度는 594.4℃, hot spot 溫度는 646.3℃로 나타나고 있어 이도 또한 被覆材溫度에 대한 設計基準을 만족하고 있다.

出口部分의 冷却材溫度分布를 보면, 核燃料領域에서는 集合體 41에서 最大 566℃, 集合體 66에서 最小 528℃로서 溫度差가 38℃이며, 半徑方向 blanket 領域에서는 集合體 88에서 最大 535℃, 集合體 78에서 最小 410℃로서 溫度差는 125℃이다. (참조: 그림 2-9)

특히 서로 인접한 核燃料集合體 91과 blanket 集合體 104 사이의 溫度差는 94℃나 된다. 이러한 큰 溫度差는 이 부분에서의 큰 出力分布의 勾配에 기인하는 것이며, 集合體 duct 사이의 熱傳導效果와 集合體 duct 사이의 clearance를 통하여 흐르는 冷却材의 熱傳達效果를 고려하면 감소하리라고 생각되나 이 부분의 集合體들에 대하여 熱應力에 대한 상세한 構造解析이 이뤄져야 할 것이다.

4) 燃焼度에 따른 熱特性 變化

燃焼度の 變化에 따라 爐心の 出力分布가 달라지므로 爐心內 熱發生分率도 변한다. (참조: 表 2-2) 즉, 內部 核燃料領域은 相對出力이 BOC에서보다 1.7% 증가한 반면 外部 核燃料領域의 경우는 3.6

% 감소하고 있다. 또한 軸方向 blanket 領域에서는 BOC에서보다 0.13 배 증가한 반면 半徑方向 blanket 領域에서는 0.69 배 증가하고 있다. 이러한 相對出力의 變化率은 初期爐心에서보다³⁾ 작은 값으로서 이는 平衡爐心の 出力分布가 全週期에 걸쳐 平坦化되어 있음을 보여주고 있다.

본 熱特性 計算에서는 平衡爐心 EOC 狀態下에서 計算을 하였으므로 全燃燒度에 따른 爐心狀態에 대하여 設計條件에 부합되는지 適合與否의 分析이 必要하다. 表 2 - 9에서는 100 %와 115 % 出力準位에서의 燃燒度에 따른 流量調節領域別 被覆材와 核燃料에 대한 最大定規溫度 및 hot spot溫度를 수록하고 있다. 燃燒度에 따른 각 溫度的 變化가 일정한 傾向을 가진다고 가정하면 平衡爐心 全週期에 걸친 모든 狀態下에서도 設計基準을 만족하고 있다. 한편, 그림 2 - 11, 12에서는 100 % 出力準位에서 燃燒度에 따른 核燃料領域內的 領域別 最大出力集合體의 被覆材 및 核燃料의 溫度變化를 圖示하였다. 燃燒度の 증가에 따라 流量調節領域 I에서는 最大被覆材溫도와 最大核燃料溫도가 함께 증가하고 있는 반면, 領域 II에서는 最大核燃料溫度는 감소하고 있으나 最大被覆材溫度는 증·감의 2가지 양상을 모두 띠고 있다. 그 이외의 모든 領域에서는 最大被覆材溫도와 最大核燃料溫度 모두가 감소하고 있다. 最大被覆材溫度들이 平衡爐心 EOC 狀態에서는 580 ℃~600 ℃사이의 값을 나타내고 있으며, 이는 流量分布 計算時 基準으로 두었던 被覆材의 最大中央壁溫度條件을 만족시키고 있음을 보여주고 있다.

본 研究에서는 平衡爐心 EOC 狀態에 대해 결정한 流量分布에 따라 初期爐心の 熱特性 變化를 조사하였다. 여기서 計算에 사용된 出力分布는 核特性 計算體制로 얻은 結果이다. 初期爐心 狀態에 대한 溫度分布 計算結果를 보면 初期爐心 EOC 100% 出力時에는 設計基準을 만족하고 있으나 BOC 100% 出力時에는 流量調節領域 V의 集合體 41에서 最大被覆材溫度가 637.7℃가 되어 設計基準值 620℃를 초과하게 된다. 따라서 集合體 41에서의 被覆材溫度가 設計基準值를 초과하지 않도록 하기 위하여는 BOC에서는 92.7% 以下로 出力準位를 낮추어 運轉하는 것이 바람직하다. 出力準位 92.7%는 100%와 90% 出力準位에 대하여 溫度分布를 구하여 最大被覆材溫度가 620℃가 되는 점을 內插하여 구하였다. 이러한 出力準位の 값은 前年度 研究에서 제시되었던 90.6% 보다 2.1% 큰데 이는 初期爐心 BOC 狀態의 出力分布가 前年度의 것에 비하여 더욱 平坦化되어 있음을 보여주고 있다

5) Subchannel 解析 變數의 敏感度分析

COBRA-IV-I 코드를²²⁾ 이용하여 主要變數의 變化가 集合體內的 壓力降下, 流量分布 및 溫度分布에 미치는 效果를 살펴 보았으며, 變數들의 效果를 表 2-10, 2-11에 수록하였다.

가) 壓力降下

亂流混合變數 β 의 變化는 壓力降下에 거의 영향을 미치지 않으나 나머지 變數들은 壓力降下에 영향을 미치고 있다.

우선, 橫抵抗變數 K_{1j} 는 橫 momentum 方程式에서 橫壓力降下를 고려하

는 項의 摩擦과 form損失項을 구성하므로 K_{ij} 의 증가에 따라 壓力降下는 증가한다. 한편, 橫 momentum變數 (s/ℓ)가 增加하면 軸方向慣性(axial inertia)效果를 감소시키며 橫方向으로의 flow diversion을 가속화시키므로 (s/ℓ)의 증가에 따라 壓力降下도 증가한다.²⁸⁾ 이외에도 wire pitch의 有效比率 δ 가 증가하면 壓力降下가 증가한다. δ 의 증가는 wire wrap에 의하여 sweeping되는 流量의 증가를 의미하므로 이 流量의 增加에 따라 wire wrap에서의 摩擦에 의한 壓力損失이 증가하기 때문이다.

나) 流量分布

β 의 變化는 流束(mass flux)分布에 영향을 거의 미치지않고 있으나 K_{ij} 의 증가는 橫方向으로의 flow diversion效果의 감소를 가져와 軸方向 流束의 增減幅(ΔG)을 증가시키고 있다. 한편, (s/ℓ)의 증가에 따라 평균유속의 크기와 流束의 증감폭(ΔG)이 channel 1에서는 증가하며 channel 56에서는 감소하고 있다. 이는 (s/ℓ)의 증가에 따른 flow diversion의 가속화로 流量이 interior region에서는 증가하며 edge region에서는 감소하기 때문이다. 이외에 δ 의 증가에 따른 변화도 (s/ℓ)에 의한 변화와 같으며 이도 δ 의 증가에 따라 interior region에서는 流量이 증가하며 edge region에서는 감소하기 때문이다.

그림 2 - 13은 wire wrap에 의한 強制 cross flow 現象을 보이고 있다. wire wrap에 의한 cross flow 現象은 크게 pumping과 flow

sweeping의 두가지 形態로 구분된다. 自然混合現象을 나타내는 pumping은 같은 軸方向 位置에서 인접 subchannel 사이의 流路斷面積差異에 의하여 생기는 壓力降下의 差에 의한 것이며 強制混合現象을 나타내는 flow sweeping은 wire wrap이 감긴 方向으로 流體의 일부가 인접 subchannel로 흘러가는 現象이다.²⁹⁾ 이 두가지 形態의 cross flow는 流量再分配에 기여하며 subchannel 사이의 冷却材溫度 差를 감소시키는 데 중요한 역할을 하고 있다. δ 는 wire wrap에 의한 強制 cross flow現象을 고려하기 위하여 도입한 變數로서, 그림 2 - 13에서 보면 $\delta = 0.06$ 으로 할 경우 cross flow의 절대량이 거의 2배가량 증가하고 있다. 여기서 $\delta = 0$ 의 경우의 cross flow 分布는 pumping에 의한 것이다.

그림 2 - 13에서의 週期的인 變化는 wire wrap에 의한 cross flow 現象에 기인한다. 바깥쪽 壁과 燃料棒 사이의 gap에서는 cross flow의 값이 항상 wire wrap 方向으로의 橫的 流動을 나타내는 正 (+)의 값을 가진다. 한편, 燃料棒과 燃料棒 사이의 周圍 gap에서는 正 (+) 및 負 (-)의 값을 가지면서 週期的인 變化를 보이고 있다. 일반적으로 內部領域에서는 軸方向에 따른 cross flow의 合이 0이 되나 duct 壁 周圍의 燃料棒 gap의 경우에는 그러하지 않다. 이는 wire wrap이 감긴 方向으로의 net cross flow 現象을 보이고 있는 것이다.

그림 2 - 14에서 亂流混合現象을 무시할 경우와 비교하여 보면 cross flow 分布의 變化가 거의 없으며, 이는 edge subchannel 부근에서는 亂流混合에 의한 cross flow의 變動이 거의 없음을 알 수 있다.

Cross flow의 값은 대체적으로 正 (+)이며, wire wrap의 접촉지점에

서 wire wrap이 감긴 方向(時計方向)으로 한 面 이동한 다음의 連續된 세 面에서 cross flow 양이 많아지고 있다. 이러한 cross flow 양이 많은 세 面은 軸方向에 따라 時計方向으로 이동하고 있으며, 이는 wire wrap에 의한 duct 周邊에서의 swirling 現象이 일어나고 있음을 보여 주는 것이다.

다) 溫度分布

K_{1j} 와 (s/ℓ) 의 變化는 溫度分布에 3 °F 程度의 작은 영향을 미치나 β 와 δ 의 變化는 溫度分布에 큰 영향을 미친다. 0.06만큼의 δ 의 증가는 channel 1에서는 平均流束을 增加시켜 16°F 程度의 溫度減少를 超來하며 channel 56에서는 平均流束을 減少시켜 13°F 程度의 溫度增加를 일으킨다. 이와 같이 δ 의 變化는 集合體內의 流量再分配를 통하여 sub-channel 사이의 溫度差를 줄여줌으로써 溫度分布의 均一化에 기여하고 있다. 한편, 0.03만큼의 β 의 증가는 channel 1에서는 溫度를 32°F 程度 감소시키며 channel 56에서는 34°F 程度 增減시켜 溫度分布의 均一化에 는 크게 기여하나 流量再分配現象은 일으키지 않는다.

그림 2 - 15에서 보면 β 의 증가에 따라 interior subchannel 인 channel 1에서는 δ 의 效果가 거의 일정하나 edge subchannel인 channel 56에서는 δ 의 效果가 감소한다.

6) 燃料棒數의 증가에 따른 subchannel 特性

가) 熱的 特性

表 2 - 12에서 보는 바와 같이 最大冷却材溫度는 燃料棒數가 37 個가 될 때까지는 증가하나 燃料棒數가 더 이상 增加하면 감소한다.

이러한 傾向은 subchannel 形態別 相對的 面積比의 變化에 의한 것
 이다. 表 2 - 13에서 보면 19개의 燃料棒 다발까지는 edge sub -
 channel의 面積分率이 interior subchannel의 面積分率보다 우세하
 며 37개의 燃料棒 다발에서는 거의 같은 크기를 갖고 있다. 그 이
 후 燃料棒數가 증가하면 이와는 반대로 interior subchannel의 面
 積分率이 우세하여지고 있다. 熱水力學的 特性面에서 볼 때, edge
 subchannel은 interior subchannel보다 熱發生面積當 冷却材 流路
 斷面積 比率이 커서 溫度的 감소효과를 나타내므로 壁方向으로의 溫度
 勾配의 증가를 도모한다. 이러한 特性을 가진 edge subchannel
 의 面積分率이 半 정도에 이르는 37개의 燃料棒 다발까지는 燃料棒數
 의 증가에 따른 流量의 증가로 溫度勾配가 증가되어 集合體內的 最大
 冷却材溫度가 증가한다. 그러나 61개의 燃料棒 다발 이후로는 燃料
 棒數의 증가에 따라 最大冷却材溫度가 감소하고 있다. 이는 燃料棒數
 의 증가에 따라 interior subchannel當 流量의 크기가 증가하기
 때문이다. 본 研究에서 각 subchannel 모델에서의 全流量의 크기는
 燃料棒當 流量의 크기가 일정하도록 결정하였다. 그러나, 燃料棒數의
 증가에 따라 燃料棒數의 증가율이 interior subchannel 面積分率
 (F_{s1})의 증가율보다 크다. (참조: 表 2 - 13) 이는 燃料棒數의 증가
 에 따라 interior subchannel當 流量이 증가하고 있음을 보여 주고
 있다. 이러한 interior subchannel當 流量의 증가에 따라 엔탈피
 의 上昇效果가 감소하게 되므로 interior region에서의 平均冷却材溫
 度가 감소되게 된다. 또한 edge subchannel 效果가 미치지않는 部分이

증가하며 subchannel 당 流量的 증가로 인한 混合效果의 증대로 溫度分布의 均一化 現象이 도모되어 最大冷却材溫度도 감소하게 된다.

한편, 燃料棒數의 증가에 따라 最小冷却材溫度가 감소하고 있으며 61개의 燃料棒 다발 이후로는 壁方向으로의 溫度勾配가 증가한다. (참조: 表 2 - 12) 이는 燃料棒數의 증가에 따른 다음 現象에 의한 것이다. Edge subchannel의 엔탈피증가面에서 보면 interior region으로부터 混合效果에 의한 엔탈피증가를 가질 수 있는 범위가 제한되어 있으며 (참조: edge subchannel 效果) 燃料棒數의 증가에 따라 interior subchannel에서의 엔탈피 上昇效果도 감소하므로 interior region으로부터 얻을 수 있는 엔탈피의 量도 감소하게 된다. 따라서, 이들에 의하여 壁方向으로의 溫度勾配가 증가하며 最小冷却材溫度가 감소하게 된다.

위와 같은 경향 외에도 最小冷却材溫度 발생지점이 61개의 燃料棒 다발까지는 edge subchannel 效果에 의하여 出口部分이 아니라 subchannel 流路의 도중인 $Z_x = 0.813$ 가 되는 지점이 되고 있다.

Edge subchannel 效果가 미치는 범위는 軸方向에 따라 증가하여 出口部分에서는 最大 4 subchannel에까지 이르고 있다. (참조: 그림 2 - 16). 따라서 61개의 燃料棒 다발까지는 內部 中心에 까지 이 效果가 미치고 있으나 그 이후 燃料棒數의 증가에 따라 interior region에서 效果가 미치지 않는 部分이 증가하게 되며 內部 中心에 는 이 效果가 미치지 않게 된다. Subchannel 效果에 의하여 61개의 燃料棒 다발까지는 核燃料領域의 上端 (Z_{max})에서 冷却材가 最

大溫度를 갖게 되더라도 곧 軸方向 blanket 領域을 통과하면서 edge subchannel 效果에 의하여 溫度가 감소하게 되어 61개의 燃料棒 다발까지는 集合體內的 冷却材의 最大溫度와 最大出口溫度가 다르며 또한 이 溫度들의 발생지점이 다르게 나타난다.

燃料棒數의 증가에 따른 冷却材의 平均出口溫度의 變化는 거의 없다. 이는 각 subchannel 모델들이 같은 出力密度를 가지고 있으므로 총엔탈피증가량이 같기 때문이다. 燃料棒數의 증가에 따라 冷却材의 平均出口溫度의 上昇效果를 도모하는 interior region의 平均溫度가 감소하고 있으나 이 領域의 面積分率(F_{s1})이 증가하고 있으며, 이와는 반대로 平均出口溫度의 下降效果를 도모하는 edge region의 平均溫度가 감소하고 있으나 edge region의 面積分率(F_{s2})이 감소하고 있다. 이는 총엔탈피증가면에서 볼 때, 서로 상쇄하는 效果를 갖게 되어 총엔탈피증가량에는 거의 變化가 없게 된다.

燃料棒數의 증가에 따라 出口部分에서의 冷却材의 最大溫度와 最小溫度의 差가 줄어들며 均일한 溫度分布를 가지는 部分이 증가하고 있다. 이와같은 모든 現象들은 溫度分布의 均一化 現象을 나타내고 있다.

나) 水力學的 特性

그림 2 - 17에서 보면, 대각선 方向으로의 流量分布가 interior region에서는 wire wrap에 의한 流路斷面積의 變化에 의하여 일정한 週期를 가지는 變動現象을 보이고 있다. 그러나 가로지른 方向으로의 流量分布에서는 wire wrap의 出力에 의한 流路斷面積의 變化가 없으므로 變動現象은 일어나지 않는다. 한편, 두가지

方向으로의 流量分布에서 공통적인 現象인 edge region에서의 流量의 증가는 subchannel 流路斷面積 크기의 差異에 의한 것이다. 또한 corner subchannel 의 고려에 의하여 대각선 方向보다는 가로지른 方向에서 edge region의 流量이 크다. 이외의 공통적인 現象으로는 wire wrap이 감긴 方向으로 流量이 증가하고 있다. 이는 고려하고 있는 方向에 따라 wire wrap에 의한 subchannel의 流路斷面積 變化와 flow sweeping에 의한 swirling 現象에 의하여 流量이 증가하기 때문이다.

燃料棒數의 증가에 따라 interior region의 流束(mass flux)도 증가하고 있으며, 이는 燃料棒數의 증가에 따라 interior subchannel 當 流量이 증가하기 때문이다. 이러한 傾向에 의하여 subchannel當 流路斷面積 變化에 따른 流量의 變化量도 증가하게 되므로 interior region에서의 混合效果가 증대되어 溫度分布의 均一化를 도모하게 된다.

Duct 周邊의 流量分布는 거의 duct의 한 面을 週期로 變한다. (참조:그림 2-18) 특히, 集合體 duct의 각 corner region에서 流路斷面積의 증가로 corner region에서 流量이 커진다. 한편, wire wrap에 의한 flow sweeping으로 duct 周邊에서는 swirling 現象이 일어나고 있다. 즉, 일반적으로 duct의 세 面에서 流量이 크며 軸方向에 따라 流量이 큰 세 面이 時計方向으로 이동하고 있다. 한편, duct 周邊에서의 冷却材의 溫度分布는 流量分布에 반 비례하여 나타나고 있다. 燃料棒數의 증가에 따른 duct 周邊의 流

量分布는 거의 같은 形態를 취하고 있다.

燃料棒數의 증가에 따른 冷却材의 速度分布의 傾向은 다음과 같다. 燃料棒數의 증가에 따라 平均速度가 증가하나, interior region에서의 平均速度는 subchannel當 流量의 증가로 集合體의 平均速度에 가까워지는 반면 edge region에서의 平均速度는 集合體의 平均速度에서 멀어지고 있다. 이러한 速度分布의 傾向은 Novendstern이 제안하고 있는 flow split factor와³⁰⁾ 비교하여 보면 Novendstern方法에 의한 計算結果가 COBRA-IV-I 코드의 計算結果와 3% 誤差內로 일치하고 있다. (참조: 表 2-14) 한편, 熱的條件의 變化로 달라지는 冷却材 性質에 의하여 모든 subchannel 모델들의 冷却材 平均速度가 入口에서보다 出口에서 증가하여 出口 對 入口의 速度比가 거의 일정한 값인 1.052로 나타나고 있다.

그림 2-19에서는 燃料棒數의 증가에 따라 7개의 燃料棒 다발에 대한 각 subchannel 모델의 壓力降下의 比를 圖示하였다. 燃料棒數가 증가함에 따라 壓力降下가 증가하며 이는 燃料棒數의 증가에 따라 全 wetted perimeter에 대한 smooth channel wall部分의 wetted perimeter의 相對的 比率이 감소하기 때문이다.³⁰⁾

마. 檢討 및 結論

爐心の 定常狀態下에서의 熱水力學的 特性 研究를 통하여 다음과 같은 結論들을 얻을 수 있었다.

첫째, 平衡爐心 EOC 狀態下에서의 流量分布 計算結果, 核燃料領域을 통과하는 流量은 $14,324.8 \text{ kg/sec}$ 로 發表資料와 0.4% 誤差以內로 일

치하고 있으며, 領域別 流量의 크기도 發表資料와 最大 7.4% 誤差以內로 일치하고 있다. 流量調節領域 IV에서의 最大誤差 7.4%는 前年度의 最大誤差 19.6% 보다 작으며, 이는 核特性 計算體制의 改善으로 平衡爐心에 대한 出力分布가 發表資料와 더욱 가까워지고 있음을 보이고 있다.

둘째, 平衡爐心에서의 燃燒度에 따른 熱特性 變化의 分析結果, 平衡爐心の 全週期에 걸쳐 100% 出力準位로 運轉하여도 設計基準을 만족하고 있다. 그러나, 平衡爐心에서의 流量分布를 初期爐心に 적용, 燃燒度에 따른 熱特性 變化를 分析하여 보면 初期爐心 BOC에서는 出力準位를 92.7% 以下로 낮추어 運轉하여야 設計基準을 만족한다.

셋째, subchannel 解析에서의 主要變數들의 敏感度分析을 통하여 다음과 같은 結果를 얻었다. 橫抵抗變數 K_{ij} 와 橫 momentum 變數 (s/l)의 變化는 溫度分布나 流量分布에 영향을 작게 미치며, 流路變形이 없는 正常的인 subchannel 解析에서는 이 두 變數의 變化에 의한 영향이 작다. 한편, wire pitch의 有效比率 δ 와 亂流混合變數 β 의 變化는 熱水力學的 系에 영향을 크게 미친다. Wire pitch의 有效比率 δ 의 증가는 流量再分配를 도모하여 interior subchannel과 edge subchannel 사이의 溫度差를 줄이는 溫度分布의 均一化 現象을 증가시킨다. Wire pitch의 有效比率 δ 의 범위는 코드에서 물리적인 의미를 부여한다는 면에서 제한이 가해지고 있다.²⁰⁾ 또한, 亂流混合變數 β 의 증가는 流量再分配는 도모하지 않으나 溫度分布의 均一化 現象은 증가시킨다. 亂流混合變數 β 의 크기는 冷却材의 性質, 狀態, 燃料棒 다발

의 構造, 配列 등에 따라 크게 좌우되므로, 각 경우에 따른 값의 決定이 어렵다. LMFBR wire wrapped fuel bundle에 대하여 $\beta=0.03$ 이 제시되고 있으나,⁴⁰⁾ 경우에 따른 原型實驗에 의하여 엄정한 값의 推定이 이루어져야 할 것이다.

네째, 燃料棒數의 증가에 따른 傾向分析結果, wire wrap에 의한 流量混合效果, edge subchannel 效果 및 subchannel 形態에 따른 相對的 面積比率의 變化가 集合體內의 熱水力學的 系에 커다란 영향을 미치고 있음을 볼 수가 있다. 燃料棒數가 증가함에 따라 溫度分布는 均一化되고 있으며, 最大冷却材溫度는 감소하는 現象 등을 나타내고 있다.

다섯째, 表 2 - 12에서는 定格規模集合體의 subchannel 모델에 대하여 推定한 結果를 수록하였다. 이때의 推定值들은 燃料棒數의 증가에 따른 傾向을 外插適用하여 얻었다. (참조: 그림 2 - 20) 溫度分布를 보면 最大冷却材溫度가 1,088.8 °F로 出口部分에서 나타나고 있다. 이 最大溫度는 飽和狀態에서의 沸騰溫度 1621 °F (883°C)에 비하여 530 F 이상의 冷却材溫度에 대한 餘裕를 가지고 있다. 出口部分에서의 冷却材의 最大와 最小溫度의 差는 100 °F (56°C) 이내로 주어지고 있으며, 실제로 interior subchannel 사이의 溫度差는 3 °F 이내이고, 溫度 勾配가 큰 edge subchannel 사이의 溫度差는 50 °F (28°C) 이내로 주어지고 있다.

여섯째, 前年度의 初期爐心 480 EFPD에서의 最大出力集合體에 대한 計算結果를 subchannel 解析 推定結果와 비교하여 보면, 冷却材의 出口

溫度는 1038 °F (559 °C)로서 前年度 計算結果인 1044 °F (562 °C)와 6 °F의 差로, 最大溫度는 1069 °F (576 °C)로 前年度 計算結果인 1072 °F (578 °C)와 3 °F의 差로 推定되었다. 이외에도 出口部分에서의 最小溫度는 972 °F (552 °C)로 推定되었다. 이러한 結果로 미루어 볼 때, channel blockage 現象과 같이 流量의 不均衡으로 局部的 現象이 重要시되는 問題들을 제외하고는 定常狀態에서의 subchannel 解析은 集合體內的 燃料棒들을 하나로 代表하는 '單位 cell 모델' 方法에¹⁵⁾ 의한 解析으로도 충분하리라고 생각된다.

일곱째, 集合體 duct 周邊에서의 冷却材의 週期的인 溫度分布와 swirling 現象에 의하여 duct wall이 軸方向에 걸쳐 고르게 가열되는 現象은 duct의 局部的인 變形을 일으킬 수는 있으나 duct warp 問題는 감소시켜 준다.²⁴⁾

본 研究에서는 定常狀態下에서의 subchannel 解析을 수행하였으나 計算體制의 樹立을 위해서는 過渡狀態에 대한 解析도 이루어져야 한다. 또한, 궁극적으로는 271개의 燃料棒을 가진 定格規模集合體에 대한 subchannel 解析이 이루어져야 한다. 본 subchannel 解析 코드 計算體制에서의 燃料棒數의 增加에 따른 計算時間 및 電算記憶容량의 增加 등으로 미루어 볼 때 時間과 經費를 절감하면서 subchannel 解析을 성공적으로 수행할 수 있는 方法이 강구되어야 한다고 본다. 본 研究에서 채택한 燃料棒數의 增加에 따른 傾向分析에 의한 subchannel 모델 推定方法 외에도 集合體內的 燃料棒들을 特性을 같이하는 領域으로 구분하여 이 領域들의 熱水力學的 特性을 lumped parameter 들

로 代表함으로써 定格規模集合體의 subchannel 모델을 모사하는 方法등이 강구되어질 수 있다고 본다. 이러한 강구책들에 대해서 외국에서는 연구되고 있으며,^{25)~27)} 앞으로도 계속 연구, 개발되어야 할 것이다.

3. 安 全 性 解 析

가. 序說

高速增殖爐의 安全性에 있어서 가장 중요한 사고 중의 하나인 scram 作動失敗時 冷却材流量喪失事故는 外部電源喪失에 의해 冷却 펌프의 모터에 電氣供給이 中斷되어 냉각재가 펌프慣性에 의해서만 흐르고 있으면서 制御棒의 爐心內插入이 이루어지지 아니한 경우를 가정한 사고이다.

이 경우에 時間에 따른 爐心の 事故進行過程, 즉 反應度, 出力變化와 冷却材, 被覆材 및 核燃料 溫도의 變化와 이에 따른 冷却材沸騰開始時間을 豫測함으로써 사고擴大 前에 발전소의 事故制御機能의 開始나 運轉員의 措置에 必要한 充分한 時間을 제공해 줄 수 있는 지를 알 수 있으며 아울러 이러한 사고발생시 高速增殖爐의 安全性을 判斷할 수 있게 된다.

따라서 本 安全性解析에서는 前年度 研究의 ³⁾ 延長으로서, 計算對象을 Super-Phenix 1 平衡爐心 BOC로 選定하여 이에 대한 scram 作動失敗時 冷却材流量喪失事故를 SACO 전산코드로 ⁴⁾ 解析하고 이 結果를 本刊 서의 發表資料와 比較하였다.

計算은 現在 入手되어 있는 Super-Phenix 1 資料와 核特性計算 및 熱特性計算 結果를 이용하였으며, 動特性 파라메타는 2次元 攝動코드 PERT-V 로 ¹⁸⁾ 계산하였다.

나. 計算節次

核特性計算에서 구한 集合體別 出力分布와 軸方向 出力分布, 熱特性計算에서 구한 集合體別 冷却材流量分布, PERT-V 로 구한 即發中性子壽命, 遲發中性子分率, 나트륨의 反應度價 및 도플러常數의 分布를 이용하여 그림

3-1에 표시한節次에 따라 過渡狀態에서의 現象을 SACO 코드로 解析하였다.

過渡狀態計算을 모든 核燃料集合體에 대해 遂行할 수는 없으므로 集合體位置와 orifice設計條件에 따라 全爐心을 10개의 集合體群으로 나누어 流路를 選定하였다.(參照:그림 3-2및3-3) 이때 半徑方向 blanket은 제외하였으며 각 流路는 각 集合體群內 hot assembly 特性을 나타내 주는 燃料棒 하나로 代表시켰다. 각 流路의 出力과 冷却材流量은 表 3-1에 주어진 바와 같으며 軸力向 出力分市는 爐心內 線出力密度가 最大인 지점에서의 出力分布를 각 流路에 共通的으로 사용하였고 軸方向 blanket의 燃料棒에 대한 出力比는 모든 流路에서 같다고 가정하였다.

SACO 코드는 lumped parameter technique을 사용하며 核燃料, 被覆材, 冷却材, 構造材의 密度, 比熱, 熱傳導度 등은 過渡狀態에서 예상되는 溫度범위의 平均溫度에서의 값을 사용하였다. 또한 燃料棒의 軸方向으로의 熱傳達, 燃料棒內部的 氣泡, 燃料棒과 被覆材 사이의 간격은 무시하였다. 爐心入口에서 再流入되는 冷却材의 溫度는 변하지 않는다고 가정하였다. 한편, 高速增殖爐 安全性解析에 주요 因子로서 作用하는 動特性 파라메타 計算은 다음과 같이 구하였다.

1) 遲發中性子分率 및 即發中性子 generation time

각 遲發中性子群의 崩壞常數는 고속증식로에 일반적으로 사용되는 값을 利用하였고,⁴²⁾ 有效遲發中性子分率과 即發中性子 generation time ($1/k_{eff}$)은 PERT-V 코드를 사용하여 구하였다.(參照:表 3-2)

2) 나트륨 氣泡 反應度價

UO₂ - PuO₂ 核燃料를 사용하는 大型高速增殖爐의 경우 나트륨 冷却材의 喪失은 큰 正反應度效果를 나타낸다. 일반적으로 나트륨 氣泡反應度 計算에는 2次多群擴散計算을 反復하거나 攝動理論을 利用하는 2가지 方

법이 있는 바, 본 계산에서는攝動 코드인 PERT-V를 사용하여 계산하였다.

3) 도플러常數

酸化物核燃料의 溫度係數 dk/dT 는 $\frac{dk}{dT} = \frac{K_D}{T}$ 로表示된다. 이때의 K_D (도플러 常數)를 구하기 위하여 核燃料溫度가 1500°K와 2100°K일때, 나트륨이 爐心內에 있을 경우(Na-in) 및 없을 경우(Na-out) 각각의 k_{eff} 를 2DB코드로 계산한 후 다음 式에⁴⁰⁾ 따라 도플러 常數를 계산하였다. 核燃料의 平均溫度가 \bar{T}_1 에서 \bar{T}_2 로 變化할 때,

$$\Delta \rho \approx 1.1 K_D / \bar{T}_1 (\bar{T}_2 / \bar{T}_1)$$

윗 式은 核燃料內부의 溫度分布가 均一하다는 가정下에 적용된다.

한편, 도플러常數, K_D 의 爐心內分布를 考慮하기 위하여 PERT-V로 U_{238} 의 反應度價分布를 구해 weighting 함수로 이용하였다. U_{238} 以外의 核分裂物質 및 核分裂性物質의 影響은 무시 할 수 있다. 流路別 도플러常數는 表3-3에 表示되어 있다.

다. 計算結果

動特性計算에서 구한 有效遲發中性子分率과 即發中性子 generation time은 각각 불란서의 發表 值인⁴¹⁾ 357 pcm, 4.2×10^{-7} sec와 거의 일치하나 도플러常數는 發表 值보다 過大評價되어 있다.

불란서의 發表資料에⁴²⁾ 의하면 事故가 進行됨에 따라 出力이 크게 減小하고 있으며 이로 인하여 冷却材의 初期沸騰이 일어날 때까지 걸리는 時間이 길어지는 것으로 推定된다. 따라서 이러한 現象을 實제적으로 確認하기 위하여 나트륨密度變化에 의한 反應度效果를 무시하고 도플러常數에 1.5배를 곱하여 負反應度의 값을 增加시켜 前年度의 冷

却材流量減少曲線을 사용하여 計算을 遂行하였다. 計算結果, 事故發生 135 초 만에 冷却材初期沸騰이 발생하였고 이때의 冷却材流量比率은 22.4%였다. 이 결과를 前年度에 遂行한 計算結果인 98초와 比較해 보면 反應度效果가 大型高速增殖爐의 scram 作動失敗時 冷却材流量喪失事故에 매우 큰 影響을 미침을 알 수 있다. 高速增殖爐에 있어서 도플러效果 이외의 負反應度效果로서는 pad 效果, diagrid 膨脹效果, 制御棒의 爐心內插入에 의한 效果가 있다. 그러나 SACO 코드에서는 負反應度계환효과로서 도플러효과만을 考慮하고 있으므로, 反應度계환효과에 대한 불란서의 發表資料를⁴³⁾ 이용하여 나트륨密度變化에 의한 反應度계환에 대해 相對的인 比率로서 上記의 諸般 負反應度계환효과를 고려하였다. ($-1.3875 \times \rho_{Na}$) 한편 前年度에 사용하였던 冷却材流量減少曲線은 Super-Phoenix 1의 冷却材流量減少特性을 過小評價하고 있으므로 이를 발표자료에⁴⁴⁾ 近似시켜 修正한 그림 3-4의 冷却材流量減少曲線을 사용하였다.

上記 資料에 따라 計算한 結果, 事故發生 後 463.2 초만에 流路 10에서 初期冷却材沸騰이 발생한 후 沸騰은 곧 全爐心으로 波及되었으며 初期冷却材沸騰時의 冷却材流量比率은 19.5%였다. 이 時點까지의 出力, 反應度の 變化 및 hot 流路出口에서의 冷却材溫度變化를 그림 3-5에 표시하였다.

라. 檢討 및 結論

그림 3-5에 표시한 本 計算結果와 불란서의 발표結果를⁴⁴⁾ 比較해 볼 때, 事故進行傾向에 있어서는 類似하였으나 出力과 反應度の 값에 있어서는 差異를 나타내고 있다. 이는 負反應度로서 크게 作用하는 制御棒系統의 負反應度效果 (冷却材出口溫度上昇에 따른 制御棒의 爐心內插入에 의한 負反應度效果)를 考慮하지 못하였고 diagrid 膨脹, pad 效果에 의한 反

應度を 나트륨反應도에 대한 相對値로 取扱한 데 起因한다. 또한 初期 冷却材沸騰時間에 差異가 있는 것은 물론 出力變化의 差異에서 오는 점도 크나, 使用된 冷却材流量減少曲線이 불란서 발표자료에 따라 推定된 것으로서 Super-Phenix 1 爐心の 冷却材流量減少特性을 적절히 描寫하지 못하며, 또한 SACO 코드는 loop型 高速增殖爐에 대해 適用되는 코드로서 Pool型 高速增殖爐에의 적용에 따른 問題點, 즉 冷却材의 一次回路 循環에 따른 time constant와 이에 관련된 冷却材의 爐心入口溫度 變化(SACO 코드에서는 이를 무시한다), pool의 熱慣性을 考慮치 않았기 때문인 것으로 推定된다.

한편, 冷却材의 初期沸騰이 일어나는 流路가 발표자료와 다른 것은 熱特性計算結果 設計된 핵연료집합체유량분포 중 바깥쪽 集合體가 hot assembly (즉, 出力對流量의 比가 最大)이기 때문이다.

以上の 結果로 判斷해 볼 때 어느 정도의 差異는 있으나, 現段階로서는 本 計算結果로써 Super-Phenix 1 平衡爐心の 安全性特性의 全體的인 輪廓을 把握할 수 있으며, 大型高速增殖爐의 경우 負反應도가 커서 原型爐級 高速增殖爐에 비해 훨씬 安全하다고 判斷할 수 있다.

앞으로의 研究方向으로서는 pad 效果, diagrid 膨脹效果, 制御棒의 爐心內插入效果 등의 計算方法의 開發 및 適用方式의 改善, pool型 高速增殖爐 事故解析을 위한 計算모델의 改善과 爐心외의 一次回路解析모델 開發이 要望되며, 現在 10개로 制限되어 있는 流路의 數를 擴張하여 보다 많은 核燃料集合體를 해석할 수 있도록 해야 할 것이다. 한편, 이러한 安全性解析體制確立의 附帶效果로서 高速增殖爐의 反應度係數에 대한 正確性檢證에도 利用될 수 있을 것이다.

現在의 計算體制를 改善, 確立하고 爐心の 微視的인 現象把握을 위하여 보다 詳細한 코드인 SAS 코드의 導入이 바람직하며, 長期的으로 볼 때 HC-DA(Hypothetical Core Disruptive Accident) 全體를 해석하는 전산코드體制의 확립이 필요하다.

표 1-1. Super-Phenix 1 爐心の 核設計資料

열출력	2,990 MWt
최대연소도	70,000 MWD/t
운전주기	
일차로심	480 EFPD
평형로심	320 EFPD
정규로심 집합체 농축도 ¹³⁾	
내부로심	13.79 %
외부로심	17.60 %
평균	15.58 %
초기 Pu 장전량	5,560 kg
기준로심집합체 농축도 ¹³⁾	
내부로심	13.99 %
외부로심	17.78 %
평균	15.77 %
이론밀도 ¹⁵⁾	
PuO ₂	11.465 g / cm ³
UO ₂	10.960 g / cm ³
B ₄ C	2.540 g / cm ³
실효밀도	
핵연료	95.46 % TD*
B ₄ C	82.01 % TD**

* 핵연료 장전량을 이용하여 구한 계산치

** 기준로심 R-Z 계산을 수행하여 B₄C 효과를 불란서 발표치와 일치하도록 하여 구한 계산치

빈

면

表 1-2. 基準爐心 制御棒挿入時 R-Z 計算에서의 領域別 原子數密度

원소 영역	Pu-239	Pu-240	Pu-241	Pu-242	U-235	U-238	C	O	Na	Cr	Fe	Ni	Mo	B-10	B-11	U-FP	Pu-FP
1-4	1.0-24	1.0-24	1.0-24	1.0-24	5.6892-5	1.2311-2		2.4736-2	6.5632-3	3.3077-3	1.0781-2	1.8513-3	2.3601-4			1.0-24	1.0-24
5							9.2545-3		1.0684-2	3.3777-3	1.1009-2	1.8905-3	2.4100-4	3.3307-2	3.7009-3		
6							4.0859-3		1.5594-2	3.7802-3	1.2311-2	2.1158-3	2.6972-4	1.4710-2	1.6344-3		
7									1.1829-2	9.3629-3	3.0518-2	5.2406-3	6.6806-4				
8									6.5632-3	5.5302-3	1.8025-2	3.0954-3	3.9459-4				
9									1.2491-2	8.9079-3	2.9034-2	4.9859-3	6.3559-4				
10									6.6532-3	1.2986-2	4.2325-2	7.2682-3	9.2654-4				
11									2.6593-3	1.5733-2	5.1281-2	8.8061-3	1.1226-3				
12									8.7225-3	1.1419-2	3.7477-2	6.4356-3	8.2040-4				
13									7.5808-3	1.2286-2	4.0044-2	6.8764-3	8.7660-4				
14									1.4984-2	8.7854-3	2.8635-2	4.9173-3	6.2685-4				
15									8.5983-3	4.5677-3	1.4888-2	2.5566-3	3.2591-4				
16									2.0198-2	3.6052-3	1.1751-2	2.0179-3	2.5724-4				
17									8.5983-3	5.6178-3	1.8311-2	3.1443-3	4.0084-4				
18									1.4984-2	7.1928-3	2.3444-2	4.0259-3	5.1322-4				
19									1.9563-2	4.0427-3	1.3177-2	2.2628-3	2.8845-3				
20									2.3098-2	1.6101-3	5.2479-3	9.0118-4	1.1488-4				
21									2.2920-2	1.7326-3	5.6472-3	9.6975-4	1.2362-4				
22-26	0.5415-4	2.5004-4	2.9865-5	9.9521-6	3.3791-5	7.3122-3		1.7179-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4			1.0-24	1.0-24
27-29	1.212-3	3.1779-4	3.7944-5	1.2648-5	3.2302-5	6.9900-3		1.7205-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4			1.0-24	1.0-24
30-37	1.0-24	1.0-24	1.0-24	1.0-24	4.1113-5	8.8965-3		1.7875-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4			1.0-24	1.0-24
38									1.2438-2	7.7004-3	2.5098-2	4.3100-3	5.4943-4				
39									2.0012-2	1.7326-3	5.6471-3	9.6975-4	1.2362-4				

빈

면

表 1-3. 基準爐心 制御棒引出時 R-Z計算에서의 領域別 原子數密度

원소 영역	Pu-239	Pu-240	Pu-241	Pu-242	U-235	U-238	C	O	Na	Cr	Fe	Ni	Mo	B-10	B-11	U-FP	Pu-FP
1-4	1.0-24	1.0-24	1.0-24	1.0-24	5.6892-5	1.2311-2		2.4736-2	6.5632-3	3.3077-4	1.0781-2	1.8513-3	2.3601-4			1.0-24	1.0-24
5							9.2545-3		1.0684-2	3.3777-3	1.1009-2	1.8905-3	2.4100-4	3.3307-2	3.7009-3		
6							4.0859-3		1.5594-2	3.7802-3	1.2311-2	2.1158-3	2.6972-4	1.4710-2	1.6344-3		
7									1.1829-2	9.3629-3	3.0518-2	5.2406-3	6.6806-4				
8									6.5632-3	5.5302-3	1.8025-2	3.0594-2	3.9459-4				
9									1.2491-2	8.9079-3	2.9034-2	4.9859-3	6.3559-4				
10									6.6532-3	1.2986-2	4.2325-2	7.2682-3	9.2654-4				
11									2.6593-3	1.5733-2	5.1281-2	8.8061-3	1.1226-3				
12									8.7255-3	1.1419-2	3.7477-2	6.4356-3	8.2040-4				
13									7.5808-3	1.2286-2	4.0044-2	6.8764-3	8.7660-4				
14									1.4984-2	8.7854-3	2.8635-2	4.9173-3	6.2685-4				
15									8.5983-3	4.5677-3	1.4888-2	2.5566-3	3.2591-4				
16									2.0198-2	3.6052-3	1.1751-2	2.0179-3	2.5724-4				
17									8.5983-3	5.6178-3	1.8311-2	3.1443-3	4.0084-4				
18									1.4984-2	7.1928-3	2.3444-2	4.0259-3	5.1322-4				
19									1.9563-2	4.0427-3	1.3177-2	2.2628-3	2.8845-3				
20									2.3098-2	1.6101-3	5.2479-3	9.0118-4	1.1488-4				
21									2.2920-2	1.7326-3	5.6472-3	9.6975-4	1.2362-4				
22-26	9.5415-4	2.5004-4	2.9865-5	9.9521-6	3.3791-5	7.3122-3		1.7179-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4			1.0-24	1.0-24
27-29	1.2127-3	3.1779-4	3.7944-5	1.2648-5	3.2302-5	6.9900-3		1.7205-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4			1.0-24	1.0-24
30-31	1.0-24	1.0-24	1.0-24	1.0-24	4.1113-5	8.8965-3		1.7875-2	8.5983-3	4.2877-3	1.3975-2	2.3999-3	3.0594-4				

빈

면

表 1-4. Super-Phenix 1 基準爐心에 대한 臨界度比較

	IAEA - SM - 244/24 자료 ¹³⁾						계 산 치		$\Delta = k - k_{RC}$	$k_c^+ = k^+$ 0.01453	$\Delta k_c = k_c - k_{RC}$	% Δ^{++}
	k_R	Δk_R	적분실험 보정량	Δk_{RC}	k_{RC}	부정확도	k	Δk				
순수로심의 k_{eff}^*	1.06005		- 0.00050	- 0.00050	1.05955	± 0.00010						
CARNAVAL IV 보정			+ 0.00300	+ 0.00300		± 0.00200						
수송이론에 의한 보정			+ 0.00180	+ 0.00180		± 0.00050						
보정된 순수로심의 k_{eff}^{**}					1.06395		1.05374		-0.01021	1.06809	0.00414	
B,C를 제거한 제어봉 집합체를 고려한 k_{eff}^{***}		-0.02731	+ 0.00243	- 0.02488		± 0.00150		-0.02773				11.45
제어봉 인출상태의 BOC로심의 k_{eff}	1.02806				1.03497		1.02191		-0.01306	1.03626	0.00129	
핵분열 생성물효과		-0.02183		- 0.02183		± 0.00350		-0.02104				-3.62
노심내의 중원소효과		-0.01186		- 0.01186		± 0.00500		-0.01244				4.89
Blanket내의 중원소효과		+0.00729	+ 0.00729	+ 0.00729		± 0.00100		+0.00579				-20.58
		<u>(-0.02640)</u>		<u>(-0.02640)</u>				<u>(-0.02769)</u>				<u>(4.89)</u>
제어봉 인출상태의 EOC 로심의 k_{eff}	1.00166				1.00857		0.99422		-0.01435	1.00857	0.0	

* 24 개의 제어봉 집합체를 핵연료 집합체로 대체한 로심의 k_{eff}

** CARNAVAL IV 단면적 library 및 수송이론에 의한 보정치를 고려한 k_{eff}

*** 24 개의 제어봉 집합체를 고려하되 제어봉 집합체내의 B,C를 무시한 상태의 k_{eff}

+보정된 순수로심에서의 k_{eff} 즉 k_{RC} 와 계산치 k 와의 차이를 bias factor로 고려하여 보정한 k_{eff}

++ % $\Delta = [(\Delta k - \Delta k_{RC}) / k_{RC}] \times 100$

빈

면

表 1 - 5. Super-Phenix 1 爐心의 核特性

핵특성	노심구분		정 규 로 심					
	기 준 로 심		초 기 로 심		2 차 로 심	3 차 로 심	평 형 로 심	
	발표치 ¹³⁾	계산치	발표치 ¹³⁾	계산치	계산치	계산치	발표치 ¹³⁾	계산치
농축도 (%)								
내부로심	13.99	13.99	13.79 < 14.06 >	13.79	13.65*(13.66)	13.65*(13.66)	13.79	13.79*
외부로심	17.78	17.72	17.60 < 17.69 >	17.60	17.48*(17.49)	17.48*(17.49)	17.60	17.60*
평균	15.77	15.77	15.58 < 15.77 >	15.80	15.45*(15.46)	15.45*(15.46)	15.58	15.58*
노심주기 (EFPD)	480	480	480	480	160	160	320	320
k_{eff} (BOC)	1.03497	1.03626	1.02940 < 1.03784 >	1.02909 +	1.01541 +	1.01073 +	-	1.01802 +
k_{eff} (EOC)	1.00857	1.00857	1.00300 < 1.01174 >	1.00302 +	1.00688 +	1.00259 +	-	1.00188 +
노심기간 반응도가 감소 (pcm)	2640	2769	2640 < 2610 >	2607	853	814	-	1614
주제어봉 집합체 반응도가 (pcm)	10400 ¹⁴⁾	11222						
Doppler 효과 (300°K-1500°K)(pcm)	1200 ¹⁴⁾	1736						
실효밀도								
핵연료	-	95.46		95.46	95.46	95.46	-	95.46
B ₄ C	-	82.01		82.01	82.01	82.01	-	82.01
최대 집합체 출력 (Mwt)							10 ¹⁶⁾	
BOC	-	-		10.51	-	-		9.56
EOC	-	-		9.71	-	-		8.96

* 교체 핵연료 농축도임.

+ k_{eff} 에 대한 bias factor 1435 pcm을 고려하여 보정한 값임.

()안의 숫자는 3 차로심 EOC상태의 k_{eff} 값이 1.003에 해당되는 교체 핵연료 농축도임.

빈

면

表 1 - 6. Super-Phenix 1 爐心의 燃燒度에 따른 增殖利得變化

노심형태	핵연료농축도 (%)			연소도 (EFPD)	증식이득			
	내부 로심	외부 로심	평균		노심	blanket	합계	
기준로심	13.99	17.78	15.77	0	-0.181	+0.372	+0.191	
				320	-0.151	+0.356	+0.205	
				480	-0.196	+0.375	+0.179	
정규	초기로심	13.79	17.60	15.82	0	-0.170	+0.377	+0.207
					80	-0.173	+0.378	+0.205
					160	-0.174	+0.377	+0.203
					240	-0.177	+0.378	+0.201
					320	-0.179	+0.376	+0.197
					400	-0.183	+0.378	+0.195
					480	-0.186	+0.377	+0.191
로	2차로심	13.65*	17.48*	15.45*	0	-0.183	+0.378	+0.195
					80	-0.187	+0.380	+0.193
					160	-0.188	+0.378	+0.190
심	3차로심	13.65*	17.48*	15.46*	0	-0.187	+0.380	+0.193
					80	-0.190	+0.381	+0.191
					160	-0.192	+0.380	+0.188
심	평형로심	13.79*	17.60*	15.58*	0	-0.187	+0.391	+0.204
					80	-0.190	+0.392	+0.202
					160	-0.193	+0.393	+0.200
					240	-0.195	+0.391	+0.196
					320	-0.199	+0.392	+0.193
비교로심**	14.06	17.69	15.77	320	-0.128	+0.370	+0.242	

* 교체되는 핵연료의 농축도임.

** 증식이득자료가 발표되어 있는 불란서 자료임.

表 1 - 7. Super-Phenix 1 定規爐心核燃料의 放出燃燒度 (discharge burnup)

	노심 주기	교체핵연료 집합체 수	교체핵연료영역 *	방출연소도 (MWD/MT)
초기 로심	480 EFPD	31	22(30)	42886(2118)
		42	23(31)	42584(2088)
		66	27(35)	46756(1765)
2차 로심	160 EFPD	12	24(32)	57807(3155)
		12	25(33)	57910(3183)
		18	28(36)	55568(2304)
3차 로심	160 EFPD	96	26(34)	71184(4317)
		87	29(37)	51170(2131)
		90	1**	3983**
평형 로심	320 EFPD	31	22(30)	55872(3130)
		42	23(31)	55721(3112)
		66	27(35)	61396(2638)

* R-Z연소도 계산에서 이용된 영역 번호임.

** 반경방향 blanket에 대한 자료임.

()안의 숫자는 해당 핵연료집합체의 축방향 blanket에 대한 자료임.

表 2 - 1. 熱水力學的 設計變數

항 목	설 계 변 수
전출력 (MWt)	2,990
내부노심	1,563.2
외부노심	1,204.7
축방향 blanket	107.6
반경방향 blanket	114.5
냉각재유량 (kg/sec)	16,960
노심 및 blanket 영역	15,760
입구냉각재 압력 (kg/cm ²)	5.4
냉각재온도 (°C)	
노심입구	395
노심출구	545
최대피복재온도 (°C)	
정규온도	620 이하
hot spot 온도	700 이하
최대핵연료온도 (°C)	
정규온도	—
hot spot 온도	2,760 이하
핵연료봉 선출력밀도 (W / cm)	
평 균	300
최 대	450

表 2 - 2. 燃焼度에 따른 領域別 熱發生分率

(단위 : %)

영역 \ 연 소 도	0 EFPD	160 EFPD	320 EFPD
내부 핵연료영역	50.62	51.20	52.28
외부 핵연료영역	43.92	42.33	40.29
축방향 blanket 영역	3.19	2.90	3.60
반경방향 blanket 영역	2.27	3.57	3.83
계	100.00	100.00	100.00

表 2 - 3. 爐心集合體의 幾何學的 變數

항목 \ 집 합 체	핵연료 집합체	반경방향 blanket 집합체
집합체수	193/171 (내부 / 외부)	233
핵연료봉수 / 집합체	271	91
집합체 길이 (mm)	5,400	5,400
집합체 평판길이		
내부 (mm)	163.8	163.8
외부 (mm)	173.0	173.0
연료봉 길이 (mm)	2,700.0	1,944.0
연료봉 직경 (mm)	8.5	15.8
연료봉 피치 (mm)	9.8	16.87
연료영역 직경 (mm)	7.0	14.5
PuO ₂ - UO ₂ 영역길이 (mm)	1,000	
UO ₂ 영역길이 (mm)	300 x 2	1,600
wire-wrap 직경 (mm)	1.2	0.95
wire-wrap 피치 (mm)	300	200

表 2 - 4. 爐心の 流量調節領域別 流量比率

항목	내부 핵연료영역						외부 핵연료영역							
	영역		I		II		III		IV		V		VI	
유량조절영역														
집합체 수	67		69		57		63		57		51		51	
hot 집합체 번호	1		20		33		37		58		41		41	
유량비율	1.0		0.9659		0.9206		0.9722		0.8399		0.6352		0.6352	

表 2 - 5. 爐心の 流量分布

구분	내부 핵연료영역						외부 핵연료영역						반경방향 blanket 영역											
	노심		I		II		III		IV		V		VI		VII		VIII		IX					
유량조절영역																								
집합체 유량 (kg / sec)	43.72 (44.5)		42.23 (42.0)		40.25 (39.0)		42.51 (40.3)		36.72 (36.9)		27.77 (30.0)		27.77 (30.0)		(9.3)		(3.5)		(1.2)					
집합체 수	67		69		57		63		57		51		72		80		81		81					
영역유량 (kg / sec)	2929.2 (2981.5)		2913.9 (2898.0)		2294.3 (2223.0)		2678.1 (2538.9)		2093.0 (2103.3)		1416.3 (1530.0)		1416.3 (1530.0)		(66.96)		(280.0)		(97.2)					
전유량 (kg / sec)	14324.8(14274.7)																							

() 안의 숫자는 B. I. S. T¹⁰ 자료로 산출한 값임.

表 2 - 6. 核燃料集合體의 壓力損失比較 (단위 : kg / cm²)

영역	내부 핵연료영역			외부 핵연료영역		
	I	II	III	IV	V	VI
항목						
유량 조절번호						
orifice	0.00	0.21	0.49	0.17	0.96	1.98
입구	0.20	0.19	0.17	0.19	0.14	0.08
연료봉다발	3.28	3.08	2.83	3.12	2.41	1.48
출구	0.10	0.10	0.09	0.10	0.07	0.04
total	3.58	3.58	3.58	3.58	3.58	3.58

表 2 - 7. 核燃料集合體의 orifice hole의 直徑 (단위 : cm)

유량조절번호 hole의 직경	내부 핵연료영역			외부 핵연료영역		
	I	II	III	IV	V	VI
d ₁	-	3.36	3.36	3.36	3.36	3.36
d ₂	-	3.40	3.40	-	3.40	3.40
d ₃	-	-	3.32	-	3.32	3.32
d ₄	-	-	-	-	3.26	3.26
d ₅	-	-	-	-	-	3.38

1개의 orifice 膜板 (diaphragm) 에 7개의 구멍 (hole) 이 있다고 가정함.

表 2 - 8. 爐心內 流量調節領域別 最大溫度* (단위 : °C)

항목	구분		내부 핵연료영역			외부 핵연료영역			반경방향 blanket 영역			
	유량 조절영역	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX		
최대냉각재온도												
정 규		573	575	576	574	578	583	549	528		467	
hot spot		620	621	623	621	626	632	589	562		485	
최대피복재온도												
정 규		590	590	591	590	592	594	552	533		467	
hot spot		640	641	643	641	644	646	593	564		485	
최대 핵연료온도												
정 규		1,966	1,918	1,855	1,927	1,738	1,405	1,061	633		477	
hot spot		2,304	2,247	2,170	2,257	2,209	1,629	1,207	689		498	

* 평형노심 EOC (320 EFPD) 에서의 100% 출력상태임.

表 2 - 9. 燃焼度に 따른 最大温度变化

(단 위 : °C)

출력	구분	연소도 hot 질합계 유량 비호 조절	BOC (0 EFPD)						EOC (320 EFPD)					
			19	31	33	49	38	41	I	20	33	37	58	41
		항목 비호	II	III	IV	V	VI	I	II	III	IV	V	VI	
100%	정규	피복재 온도	581	590	597	612	615	616	590	590	591	590	592	594
		핵연료 온도	1944	1979	1966	2197	1977	1594	1966	1918	1855	1927	1738	1405
	hot spot	피복재 온도	629	641	649	669	672	677	640	641	643	641	644	646
		핵연료 온도	2277	2320	2304	2582	2324	1857	2304	2247	2170	2257	2029	1629
115%	정규	피복재 온도	609	620	627	645	648	649	619	620	621	620	622	624
		핵연료 온도	2216	2252	2238	2476	2249	1810	2208	2189	2117	2198	1975	1610
	hot spot	피복재 온도	664	678	688	709	714	715	677	678	679	678	681	684
		핵연료 온도	2605	2649	2633	2621	2647	2118	2598	2573	2487	2544	2316	1876

表 2 - 10. 37 個의 燃料棒다발에 대한 變數의 敏感度 評價

Parameter		Pressure drop(psi)	$(\Delta T)_1^{(a)}$	$F_1^{(b)}$	$Z_1^{(c)}$	$(\Delta T)_{56}^{(a)}$	$F_{56}^{(b)}$	$Z_{56}^{(c)}$	$(T_{mean})_{exit}$	$(f_{T+})_x^{(d)}$	$(f_{T-})_x^{(d)}$
Reference (*)		22.27	386.8	1.0150	0.813	286.6	1.00	1.00	1061.0	$(0.0651)_6$	$(0.0321)_{60}$
$K_{t,i}$	1.0	22.30	386.8	1.0156	0.813	285.6	1.00	1.00	1061.0	$(0.0652)_6$	$(0.0324)_{61}$
	0.50	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	0.25	22.25	384.9	1.0173	0.813	289.1	1.00	1.00	1061.0	$(0.0646)_6$	$(0.0320)_{63}$
s/l	1.0	22.25	386.0	1.0166	0.813	286.4	1.00	1.00	1061.0	$(0.0648)_6$	$(0.0325)_{63}$
	0.50	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	0.25	22.30	384.9	1.0173	0.813	289.1	1.00	1.00	1061.0	$(0.0634)_6$	$(0.0320)_{63}$
(β, δ)	(0.03, 0.06)	22.27	376.5	1.0251	0.813	293.5	1.00	1.00	1061.0	$(0.0551)_6$	$(0.0257)_{66}$
	(0.02, 0.06)	*	*	*	*	*	*	*	*	*	*
	(0.01, 0.06)	22.27	398.0	1.0027	0.813	273.7	1.00	1.00	1061.0	$(0.0756)_6$	$(0.0436)_{66}$
	(0.00, 0.06)	22.27	408.1	1.0001	1.000	259.4	1.00	1.00	1061.0	$(0.0852)_6$	$(0.0601)_{66}$
	(0.02, 0.0)	22.19	403.0	1.0035	0.906	273.4	1.00	1.00	1061.0	$(0.0803)_6$	$(0.0451)_{66}$
	(0.0, 0.0)	22.27	415.2	1.00	1.00	217.6	1.00	1.00	1061.0	$(0.0919)_5$	$(0.0995)_{66}$

(a) $(\Delta T)_x = T_{out} - T_{in}$ for channel x

(b) $F_x = (T_{max} - T_{in}) / (\Delta T)_x$ for channel x

(c) $Z_x = Z_{max} / L$ for channel x

(d) $(f_{T\pm})_x = |T_x - (T_{mean})_{exit} / T_{mean}|$ if $\begin{cases} + & \text{for } T_x = T_{min} \\ - & \text{for } T_x = T_{max} \end{cases}$ for channel x

빈

면

表 2 - 11. 主要變數の 敏感度

channel no.		1					56				
Items		ΔP (psi)	$\Delta T_1^{(b)}$ (°F)	mass flux(Mlb/hr·ft ²)			$\Delta T_{56}^{(b)}$ (°F)	mass flux(Mlb/hr·ft ²)			
				G_{min}	G_{max}	$\Delta G^{(a)}$		G_{min}	G_{max}	$\Delta G^{(a)}$	
reference		22.27	386.8	3.5644	3.7072	0.1428	286.6	4.0963	4.1845	0.0862	
K _{II}	1.0	22.30	386.8	3.5082	3.7224	0.2142	285.6	3.9316	4.2417	0.3101	
	0.50	*	*	*	*	*	*	*	*	*	
	0.25	22.25	384.9	3.5317	3.7050	0.1733	289.1	3.9311	4.1412	0.2101	
s/l	1.0	22.25	386.0	3.5223	3.7269	0.2046	286.4	3.9539	4.1207	0.1688	
	0.50	*	*	*	*	*	*	*	*	*	
	0.25	22.30	384.9	3.5217	3.6992	0.1755	289.1	3.9460	4.1303	0.1843	
β	0.03	22.27	376.5	3.5208	3.7078	0.1870	293.5	3.9368	4.1836	0.2468	
	0.02	*	*	*	*	*	*	*	*	*	
	0.00	22.27	408.1	3.5182	3.7065	0.1833	259.4	3.9413	4.1876	0.2463	
δ	0.06	*	*	*	*	*	*	*	*	*	
	0.00	22.19	403.0	3.5198	3.6866	0.1668	273.4	4.0963	4.1256	0.0293	

(a) $\Delta G = G_{max} - G_{min}$

(b) $\Delta T_x = T_{out} - T_{in}$ for channel x

빈

면

表 2-12. 燃料棒數의 增加에 따른 變數表

Model No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Rod No.	7	19	37	61	91	127	169	217	271
Thermal output(MWt)	0.2580	0.7011	1.3651	2.2509	3.3579	4.6863	6.2362	8.007	10.00
Flow(lb/sec)	2.5241	6.7828	13.2863	21.9744	32.8722	45.9036	61.1021	78.5570	98.1055
Area(in. ²)	0.4233	0.9975	1.8185	2.8763	4.1737	5.7018	7.4635	9.4713	11.7047
\bar{T}_{in} (° F)	743.0	743.0	743.0	743.0	743.0	743.0	743.0	743.0	743.0
\bar{T}_{out} (° F)	1059.0	1062.8	1060.0	1060.0	1059.1	1058.0	1058.8	1058.7*	1058.6 *
ΔT (° F)	316.6	319.8	318.0	317.0	316.1	315.9	315.8	315.7*	315.6 *
\bar{V}_{inlet} (ft/sec)	16.0387	18.2913	19.6530	20.5512	21.1865	21.6576	22.0222	22.3093*	22.5447*
ΔP (psi)	15.88	19.76	22.27	24.09	25.43	26.50	27.36	28.27 *	29.06*
$(T_{max})_x^{(a)}$	(1085.8) ₁	(1128.9) ₁	(1132.9) ₆	(1130.1) ₁	(1122.7) ₁	(1114.9) ₅	(1108.0) _{20,21,22}	1099.0*	(1088.8)*
$Z_x^{(b)}$	(0.813) ₁	(0.813) ₁	(0.938) ₆	(0.938) ₁	(1.00) ₁	(1.00) ₅	(1.00) _{20,21,22}	(1.00)*	(1.00)*
$(T_{max})_x^{(c)}$	(1068.2) ₁	(1109.4) ₁	(1130.0) ₆	(1129.7) ₁	(1122.7) ₁	(1114.9) ₅	(1108.0) _{20,21,22}	(1099.0)*	(1088.8)*
$(T_{min})_x^{(d)}$	(1056.4) ₁₀	(1044.4) ₃₂	(1026.9) ₆₀	(1013.6) ₁₀₉	(1004.1) ₁₆₂	(998.3) ₂₃₁	(994.1) ₃₀₉	(993.0)*	(990.0)*
$f_{T+}^{(e)}$	0.0081	0.0044	0.0065	0.0066	0.0601	0.0529	0.0463	0.0381*	0.0285*
f_{T-}	0.0030	0.0174	0.0321	0.0437	0.0519	0.0573	0.0613	0.0621*	0.0648*

(a) maximum temperature for channel x

(b) $Z_x = \left(\frac{Z_{max}}{L}\right)$ for channel x

(c) maximum exit temperature for channel x

(d) minimum exit temperature for channel x

(e) $f_{T\pm} = |T_x - (T_{mean})_{exit}| / (T_{mean})_{exit}$ if $\begin{cases} + & \text{for } T_x = T_{max} \\ - & \text{for } T_x = T_{min} \end{cases}$

* : predicted values.

빈

면

表 2 - 13. 燃料棒數의 增加에 따른 subchannel 面積分率의 變化

Rod No. Item No.	7	19	37	61	91	127	169	217	271
N_1	6	24	54	96	150	216	294	384	486
N_2	6	12	18	24	30	36	42	48	54
N_3	6	6	6	6	6	6	6	6	6
$A_T (\text{mm}^2)$	274.2	652.6	1182.8	1864.8	2968.5	3684.1	4821.4	6110.5	7551.4
F_{s1}	0.277	0.465	0.577	0.651	0.703	0.742	0.771	0.795	0.814
F_{s2}	0.723	0.535	0.423	0.349	0.297	0.258	0.229	0.205	0.186

1 : Interior 2 : Edge 3 : Corner

$$A_T = N_1 A_1 + N_2 A_2 + N_3 A_3, \text{ where } A_1 = 12.6485 \text{ mm}^2, A_2 = 25.1243 \text{ mm}^2, A_3 = 7.9242 \text{ mm}^2$$

$$F_{s1} = \frac{N_1 A_1}{A_T}, \quad F_{s2} = 1 - F_{s1}$$

表 2-14. 燃料棒數의 增加에 따른 flow split factor 比較

flow split factor \ Rod No.	7	19	37	61	91	127	169
X ₁	0.9645	0.9657	0.9691	0.9719	0.9781	0.9795	0.9752
X ₂	1.0071	1.0346	1.0652	1.0697	1.0800	1.0853	1.0957
X ₁ *	0.9447	0.9451	0.9519	0.9587	0.9630	0.9671	0.9704
X ₂ *	1.0817	1.0821	1.0899	1.0970	1.1027	1.1073	1.1111

* Predicted values from Novendstern method.

表 3 - 1. 流路別 出力 및 冷却材流量

유 로	출 력 (MWt)	유 량 (g/sec. <i>cm</i> ²)
1	3.06273 - 02	5.7897 + 02
2	3.00369 - 02	5.7897 + 02
3	3.01845 - 02	5.7897 + 02
4	3.10332 - 02	5.5923 + 02
5	3.12915 - 02	5.5923 + 02
6	3.11439 - 02	5.3301 + 02
7	3.06273 - 02	5.3301 + 02
8	3.49446 - 02	5.6294 + 02
9	3.03690 - 02	4.8627 + 02
10	2.37638 - 02	3.6775 + 02

表 3 - 2. 動特性 파라메타

군	지 발중성자율	붕괴 상수 (sec ⁻¹)
1	8.2461 - 05	1.29 - 02
2	6.9372 - 04	3.11 - 02
3	6.3629 - 04	1.34 - 01
4	1.1791 - 03	3.31 - 01
5	5.1775 - 04	1.26
6	2.4548 - 04	3.21

$$\beta_{eff} = 3.3548 - 03$$

$$\text{즉발중성자 발생기간 } (\Lambda) = 4.2738 - 07 \text{ sec}$$

表 3 - 3. 도플러常數

$$\left(T \frac{dk}{dT} \right)$$

유 로	Na - in	Na - out
1	0.0006225	0.0004022
2	0.0004040	0.0002581
3	0.0008412	0.0005402
4	0.0009408	0.0006062
5	0.0015861	0.001020
6	0.0013850	0.0008944
7	0.0006331	0.0004082
8	0.0019027	0.0012245
9	0.0012766	0.0008223
10	0.0004267	0.0002761
계	0.010019	0.0064522

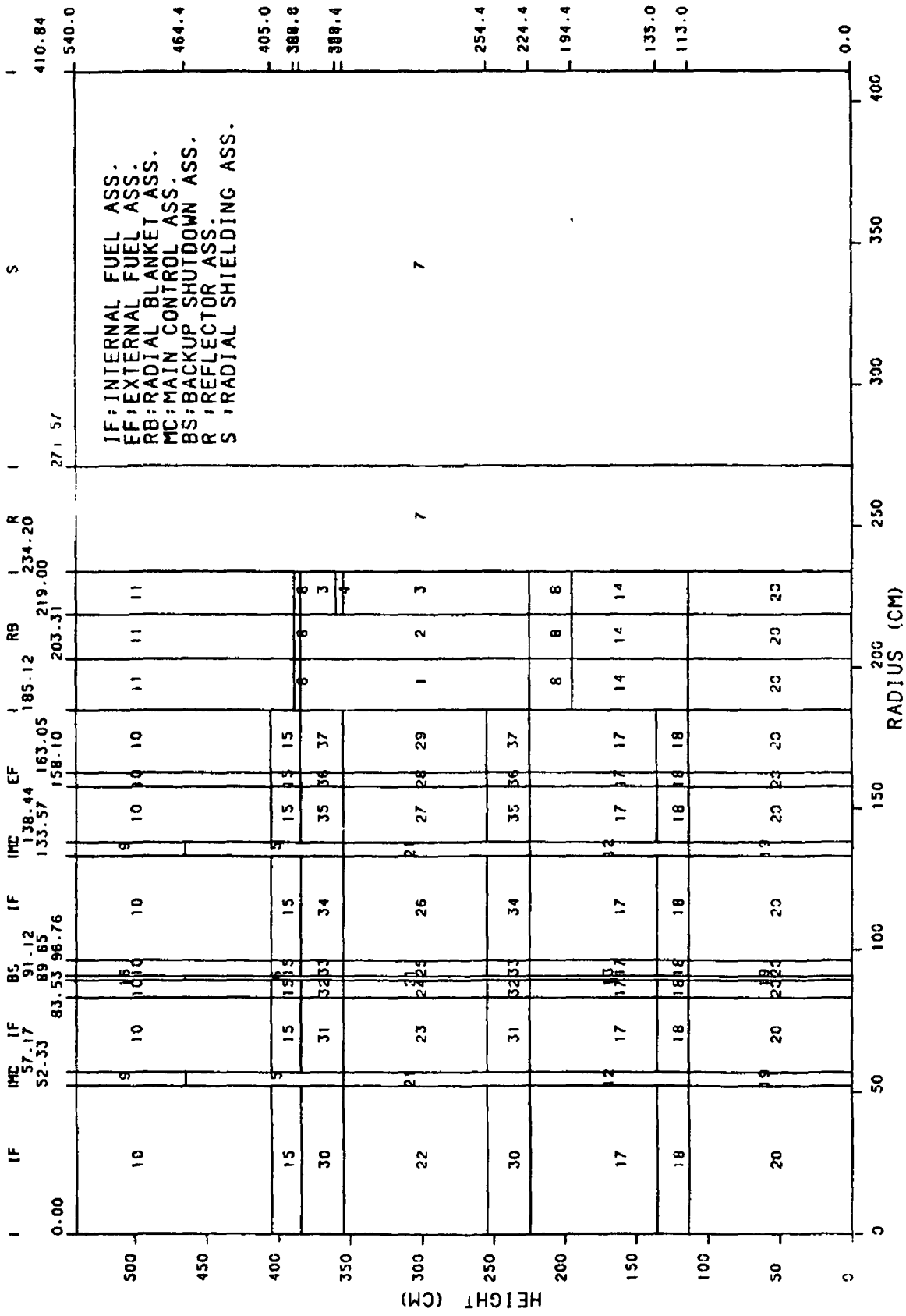


그림 1-2. 制御棒 引出時 Super-Phenix 1 爐心の R-Z model

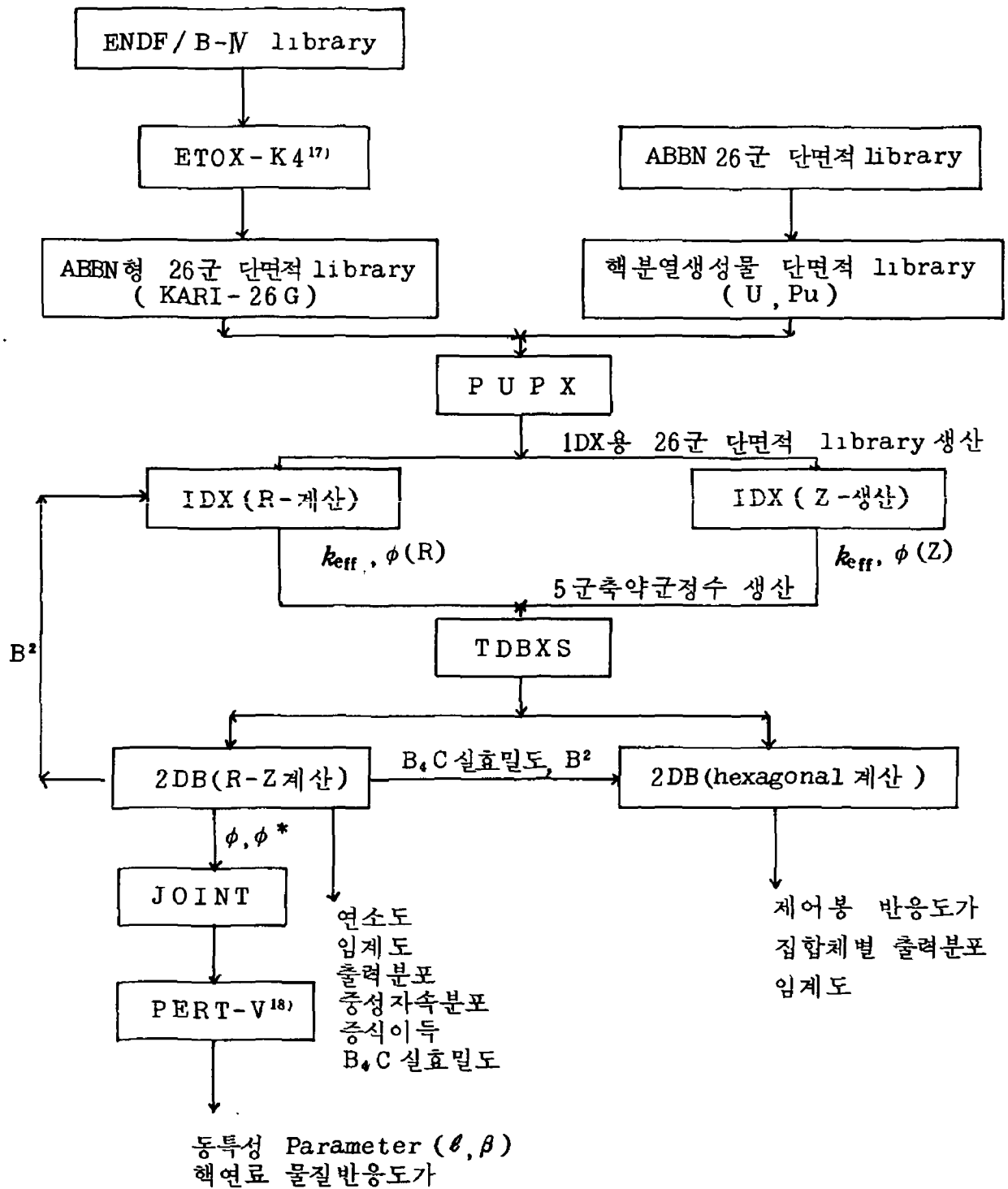


그림 1-3. 核特性 計算節次

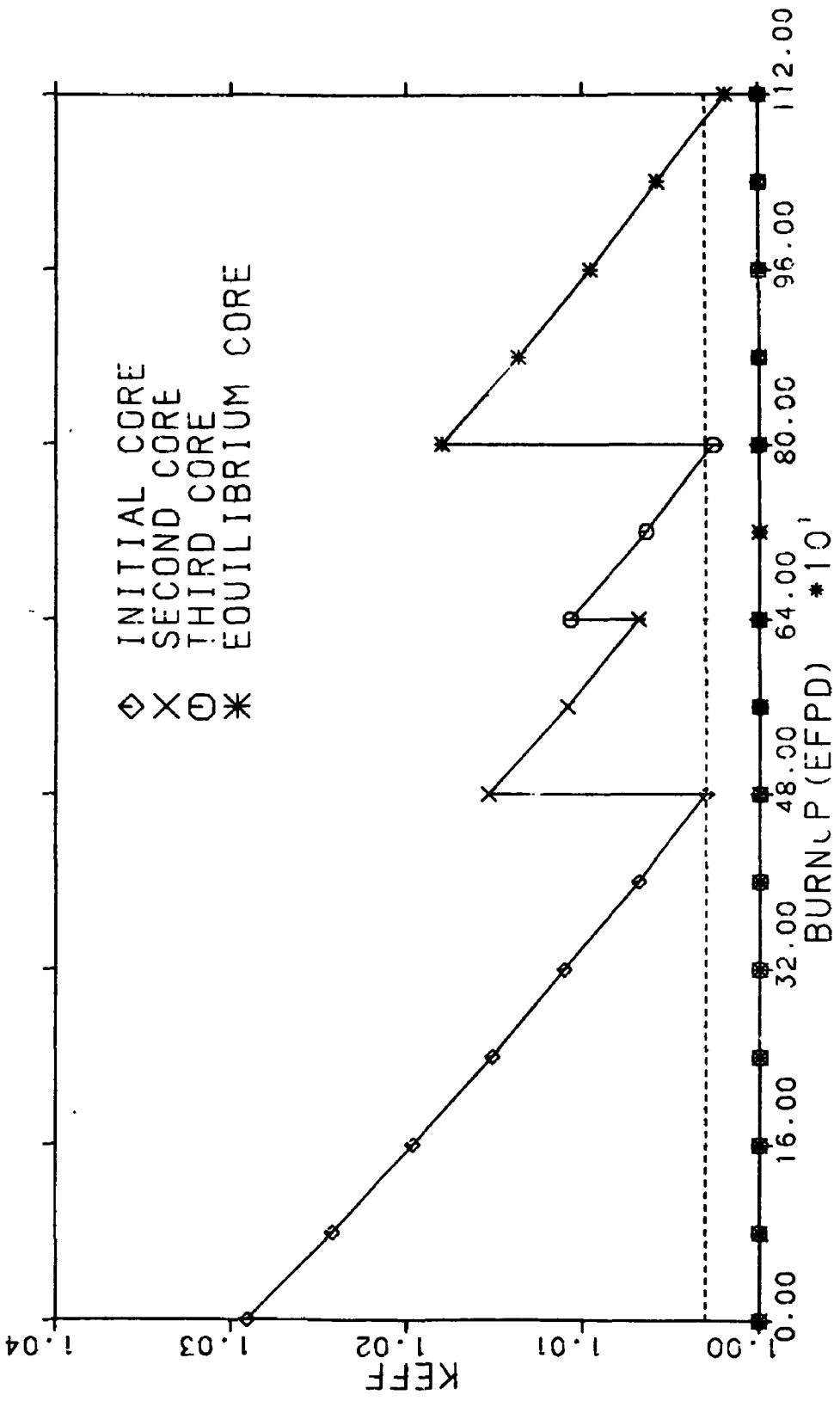


그림 1-4. 定規爐心の燃焼度に 따른 臨界度變化

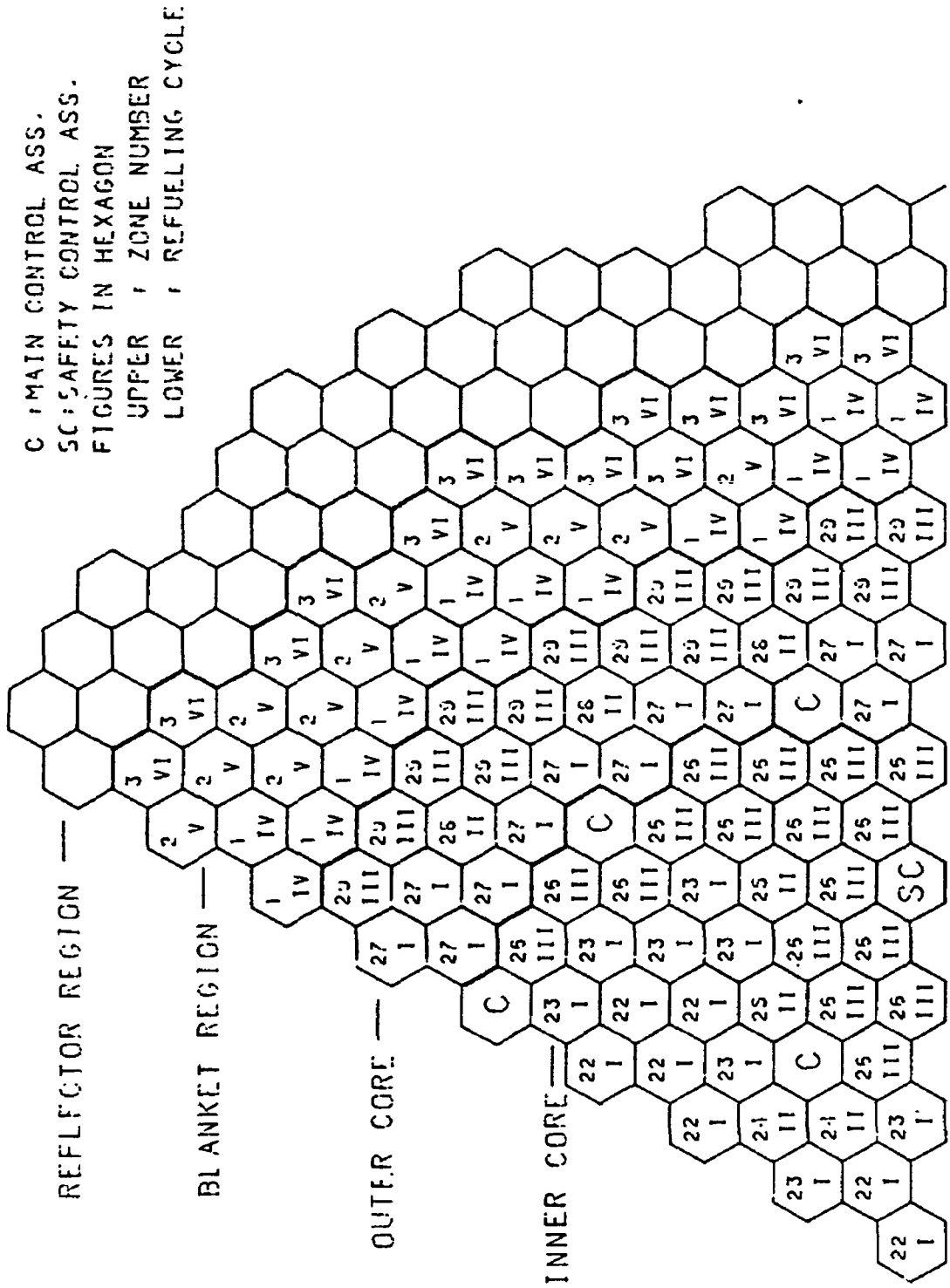


그림 1-5. 核燃料 再裝填 pattern

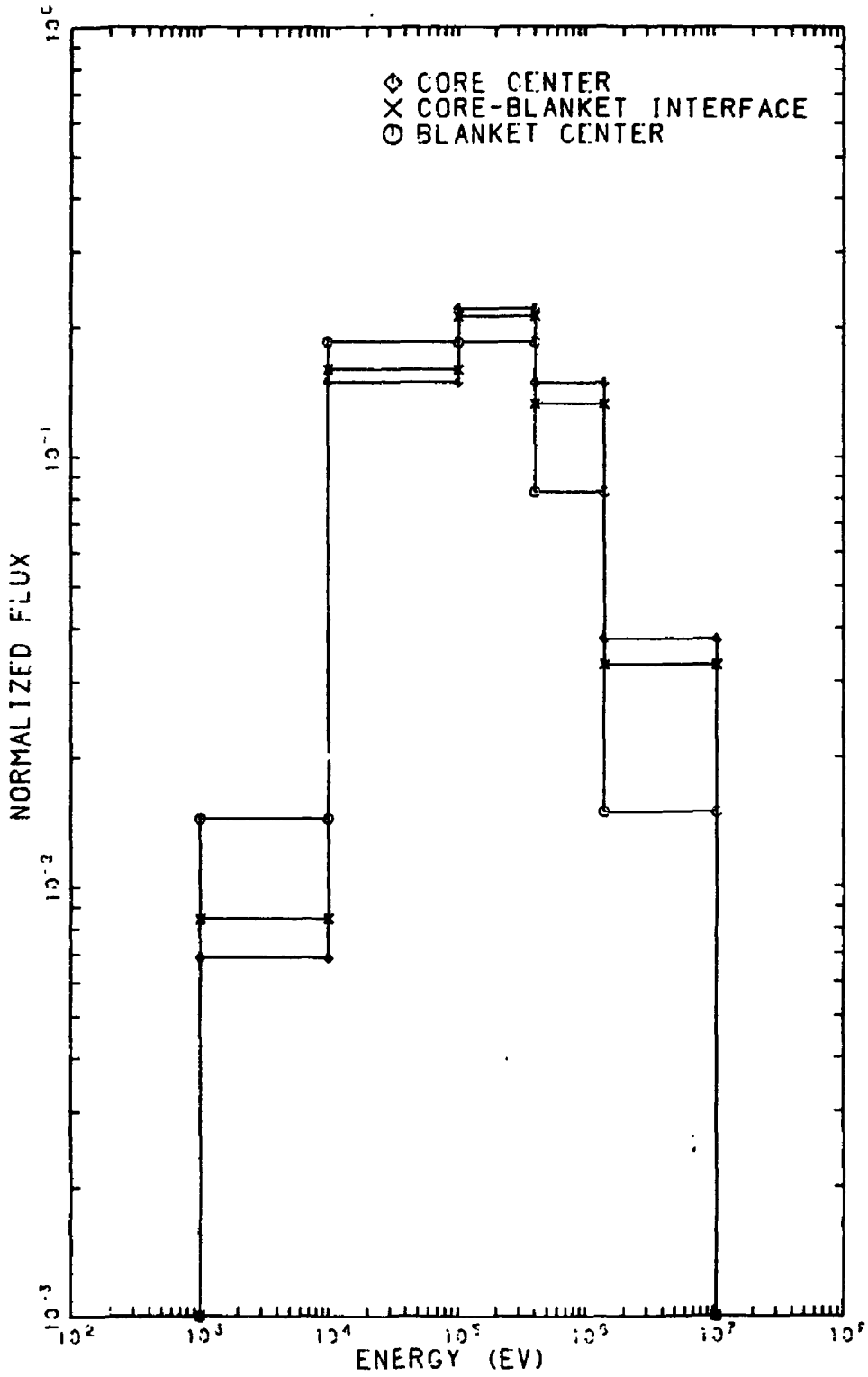


그림 1-6. 平衡爐心 BOC 狀態의 5群中性子 spectrum

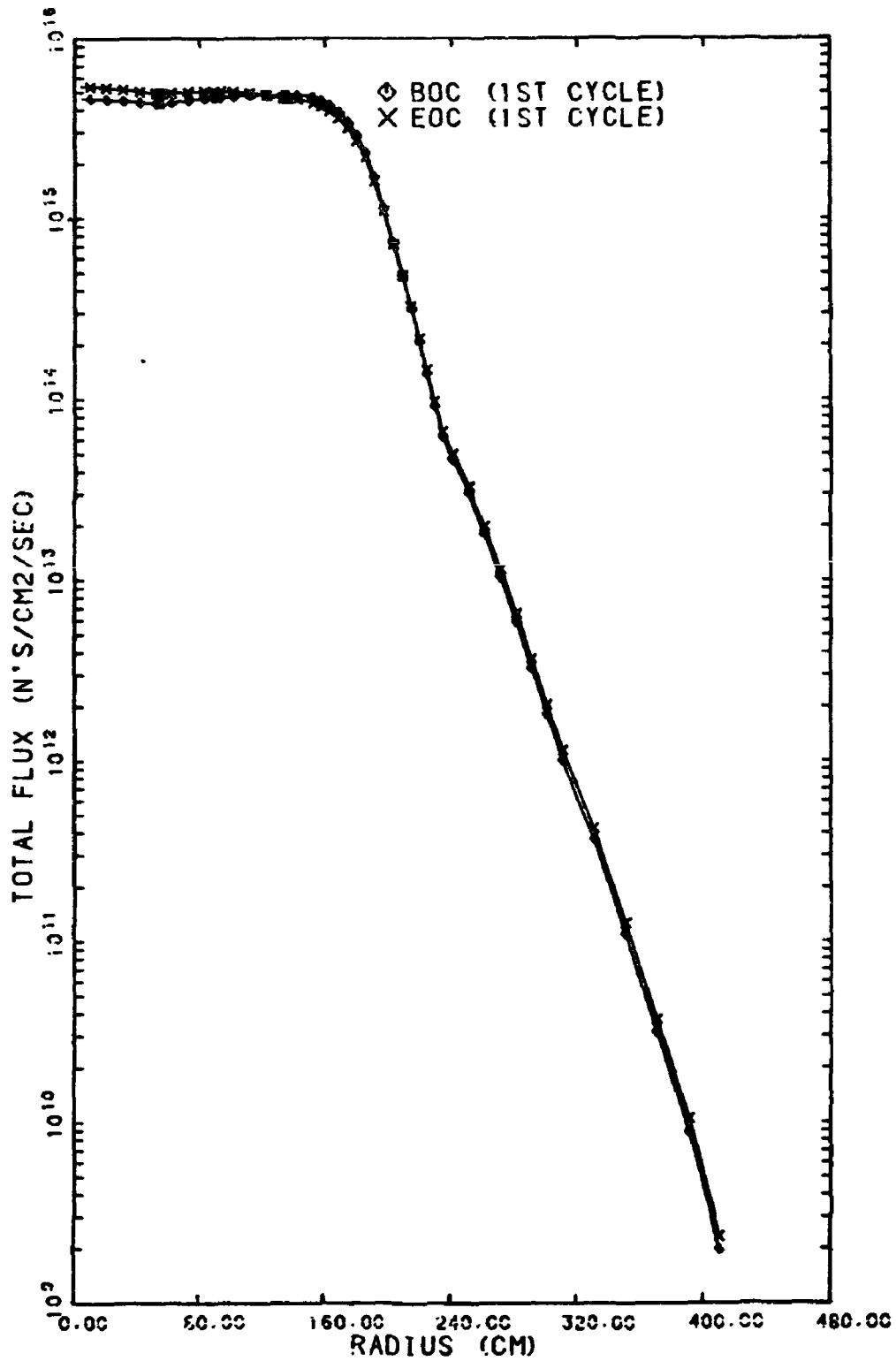


그림 1-7. 1次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)

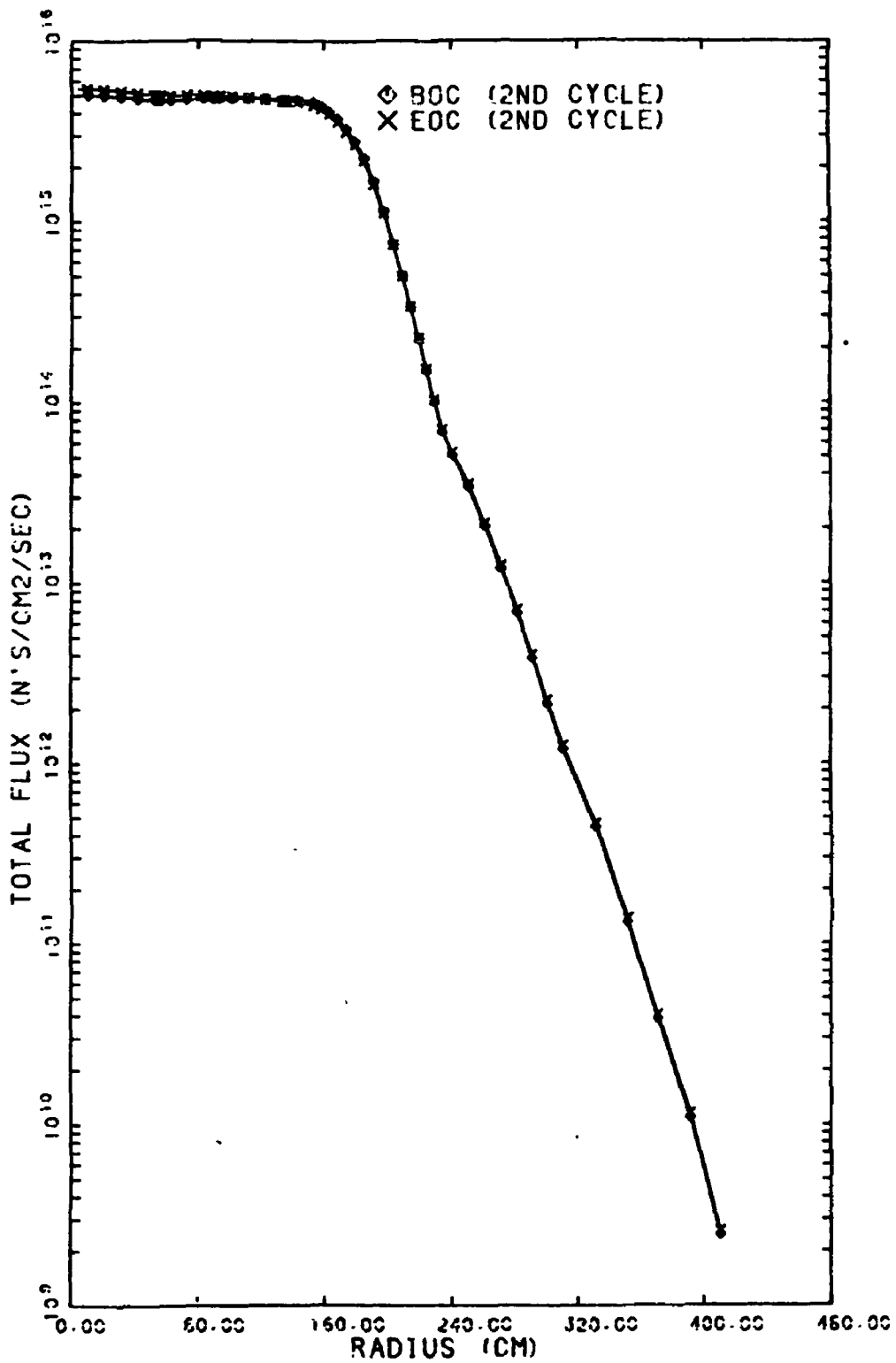


그림 1-8. 2次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)

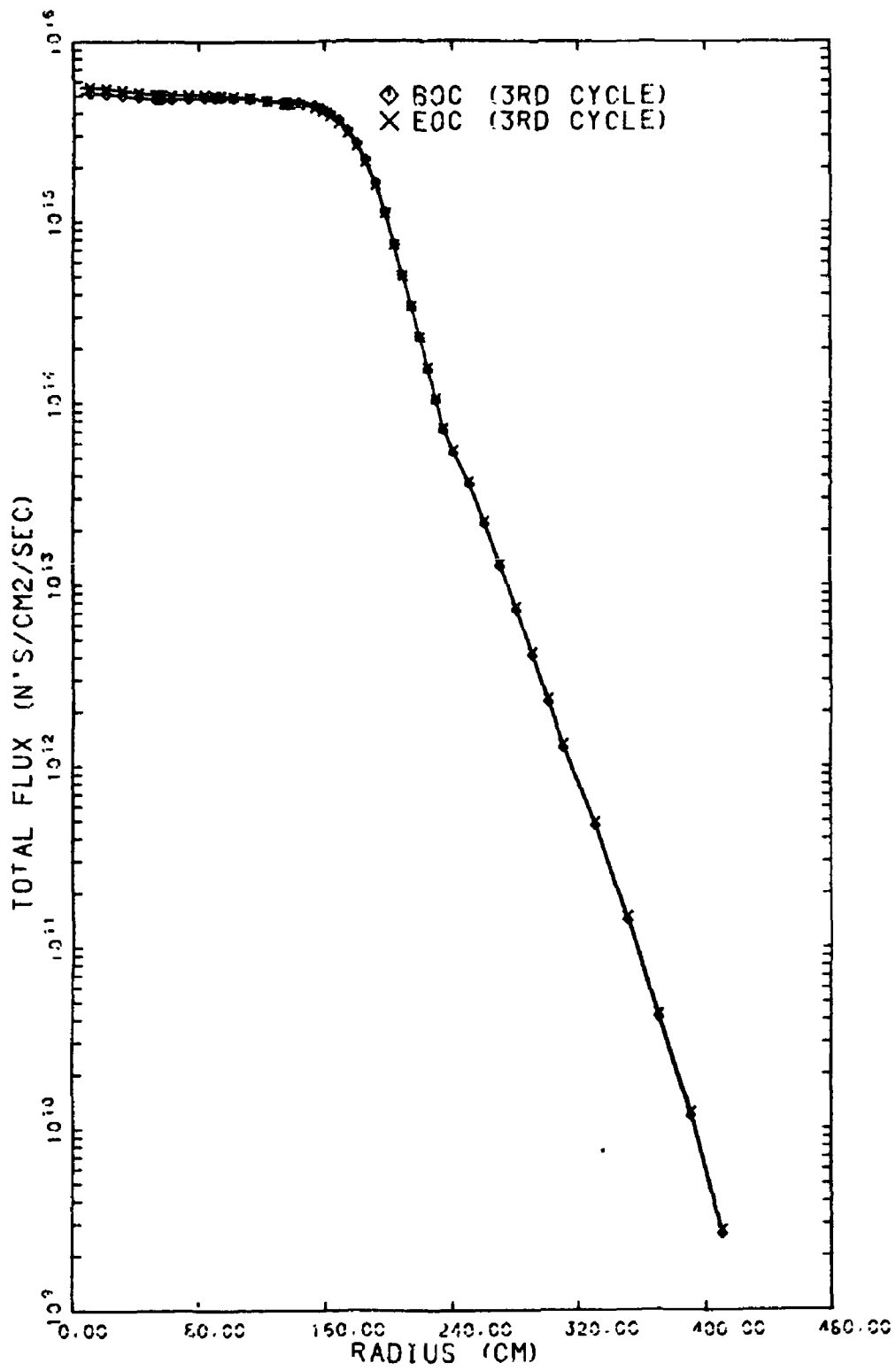


그림 1-9. 3次爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R, 0)

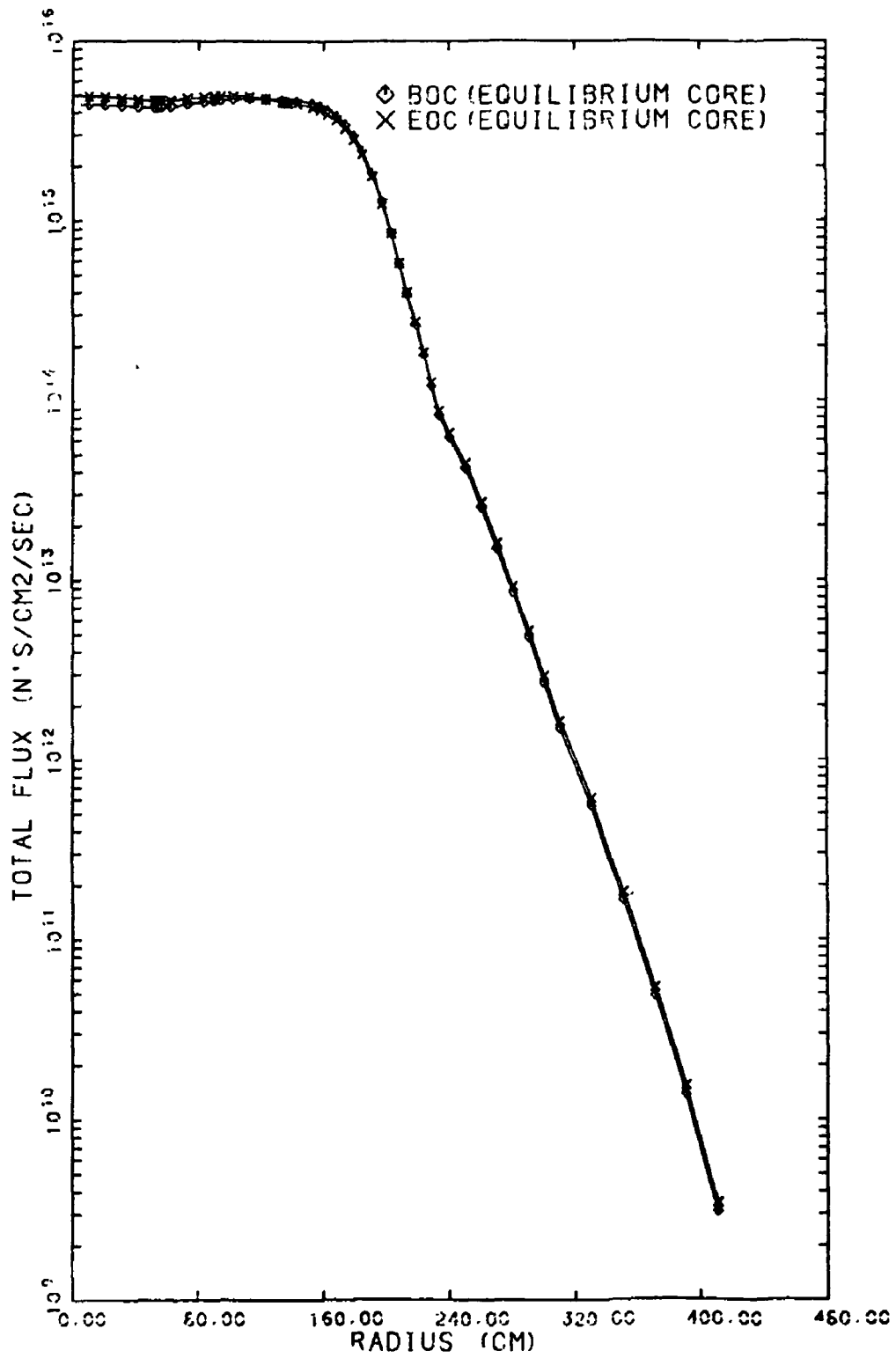


그림 1-10. 平衡爐心の 半徑方向 中性子束分布 (R,0)

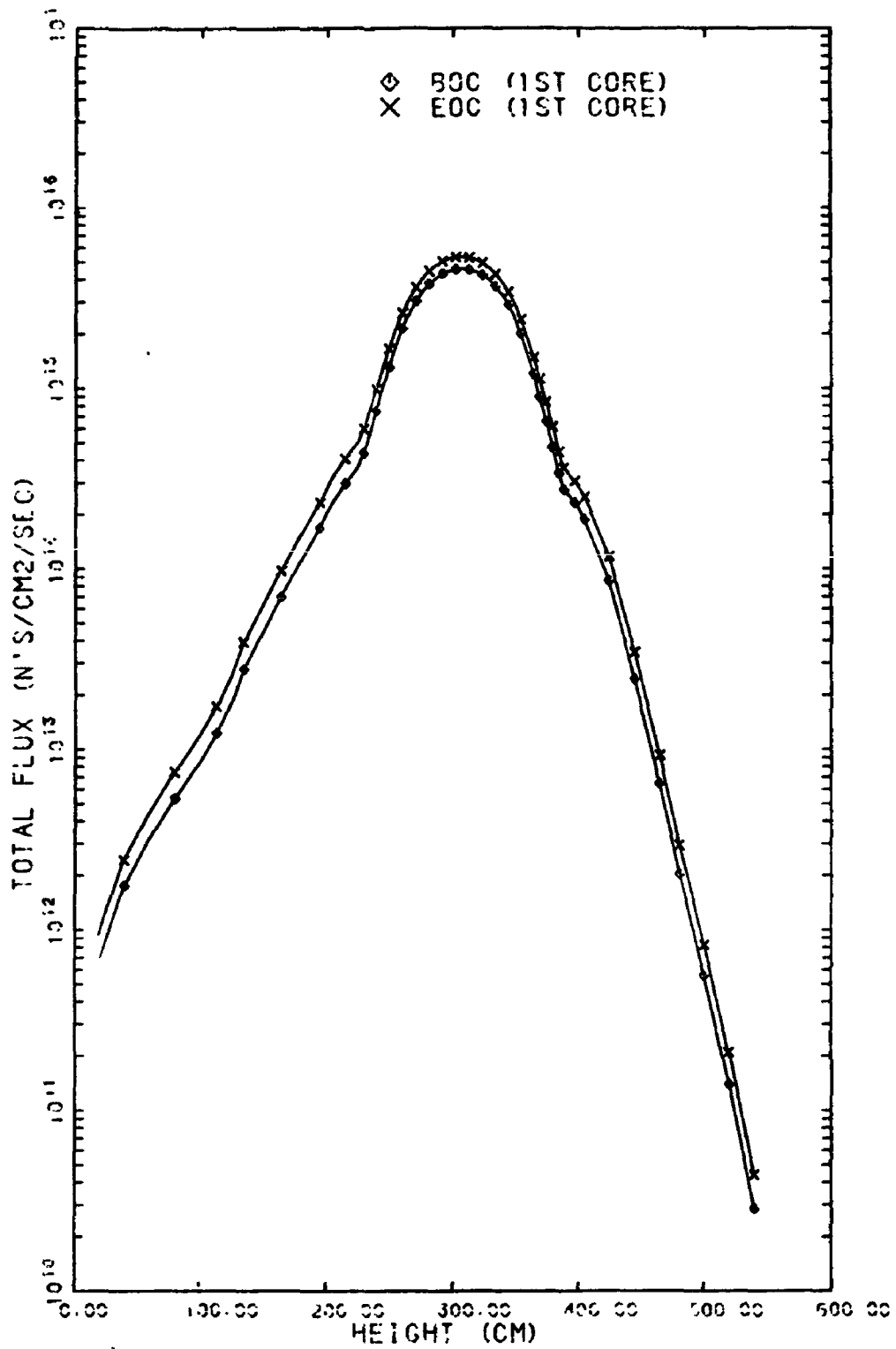


그림 1-11. 1次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0, Z)

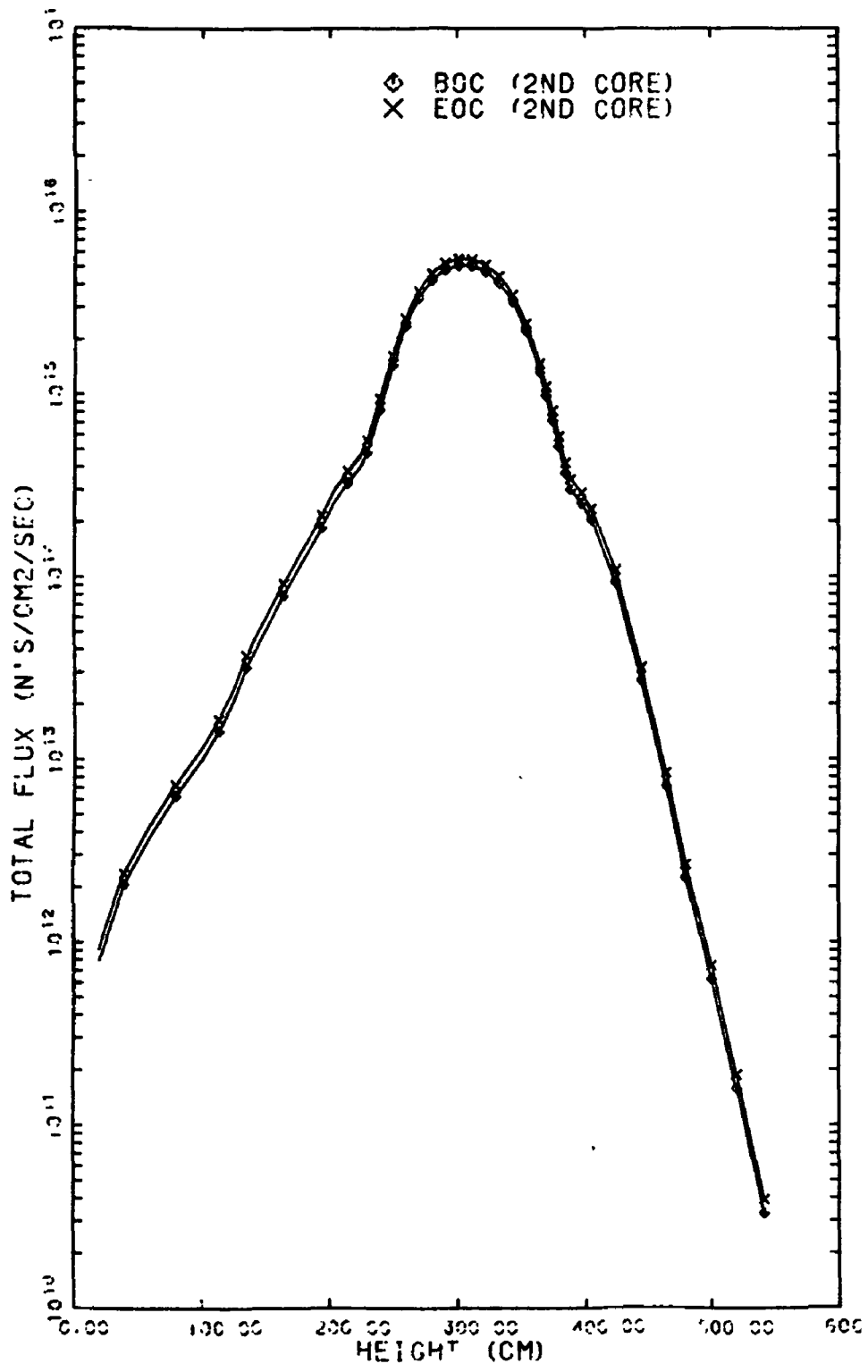


그림 1-12. 2次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0, z)

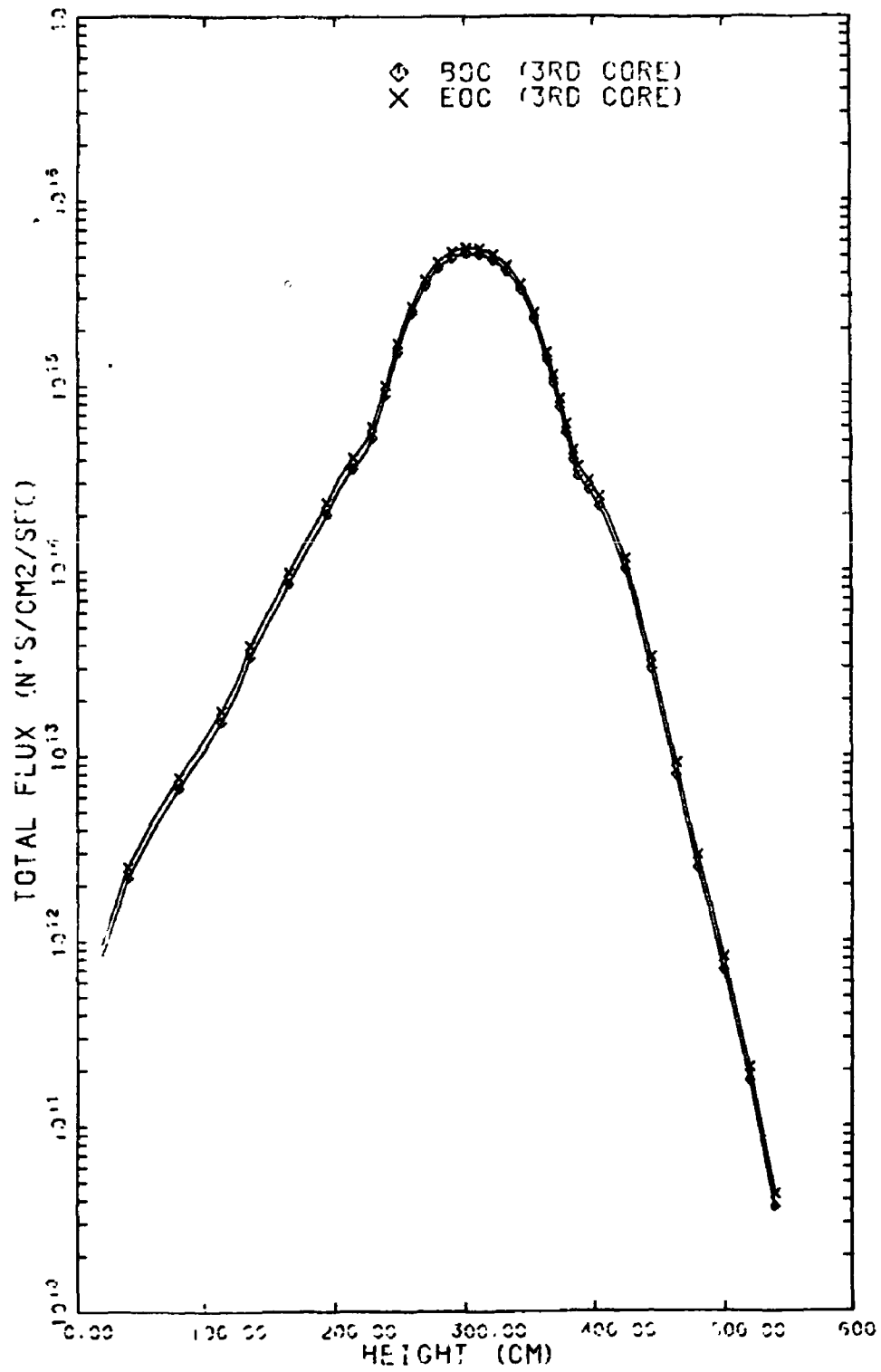


그림 1-13. 3次爐心の 軸方向 中性子束分布 (0, z)

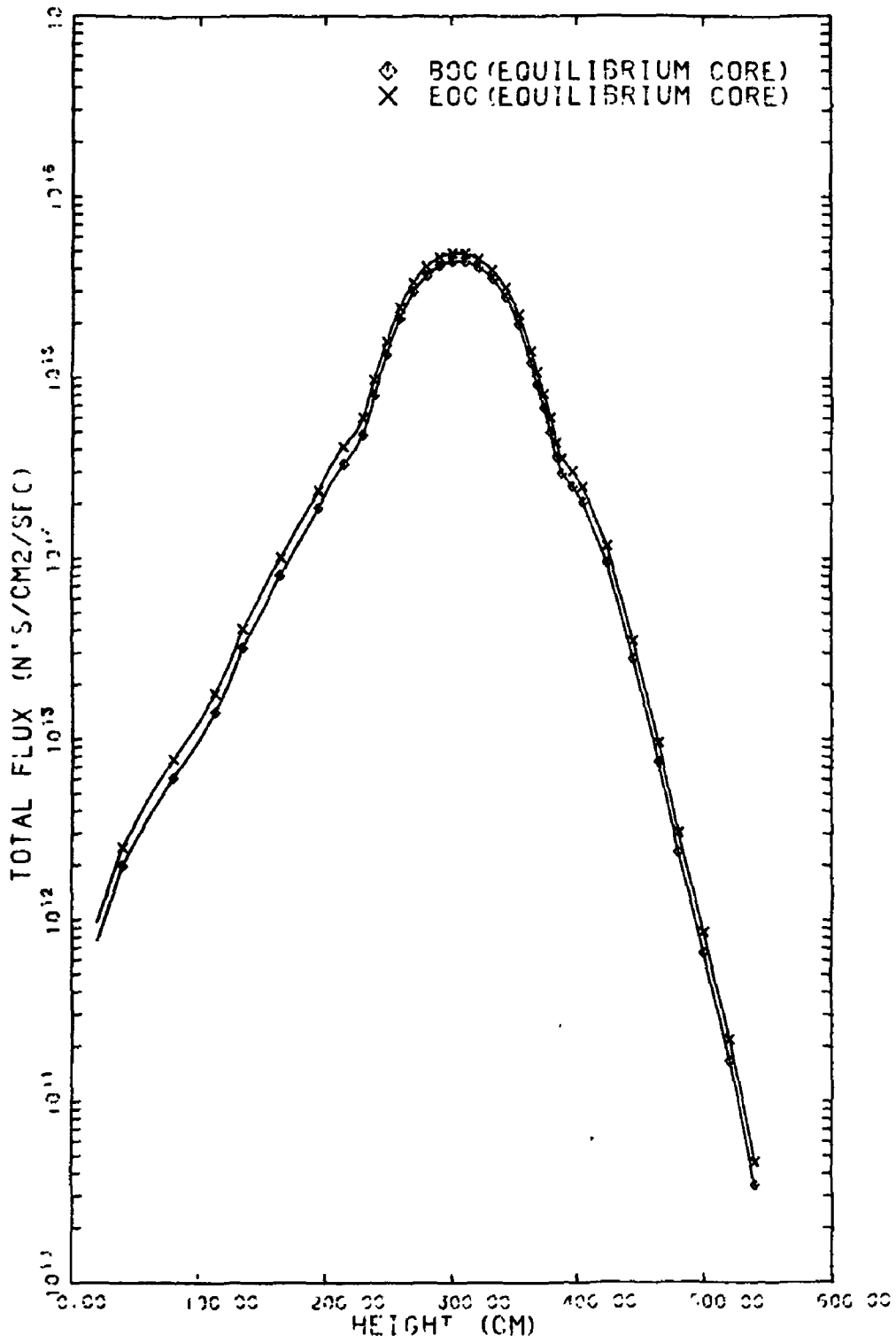


그림 1-14. 平衡爐心の 軸方向 中性子束分布 (0, Z)

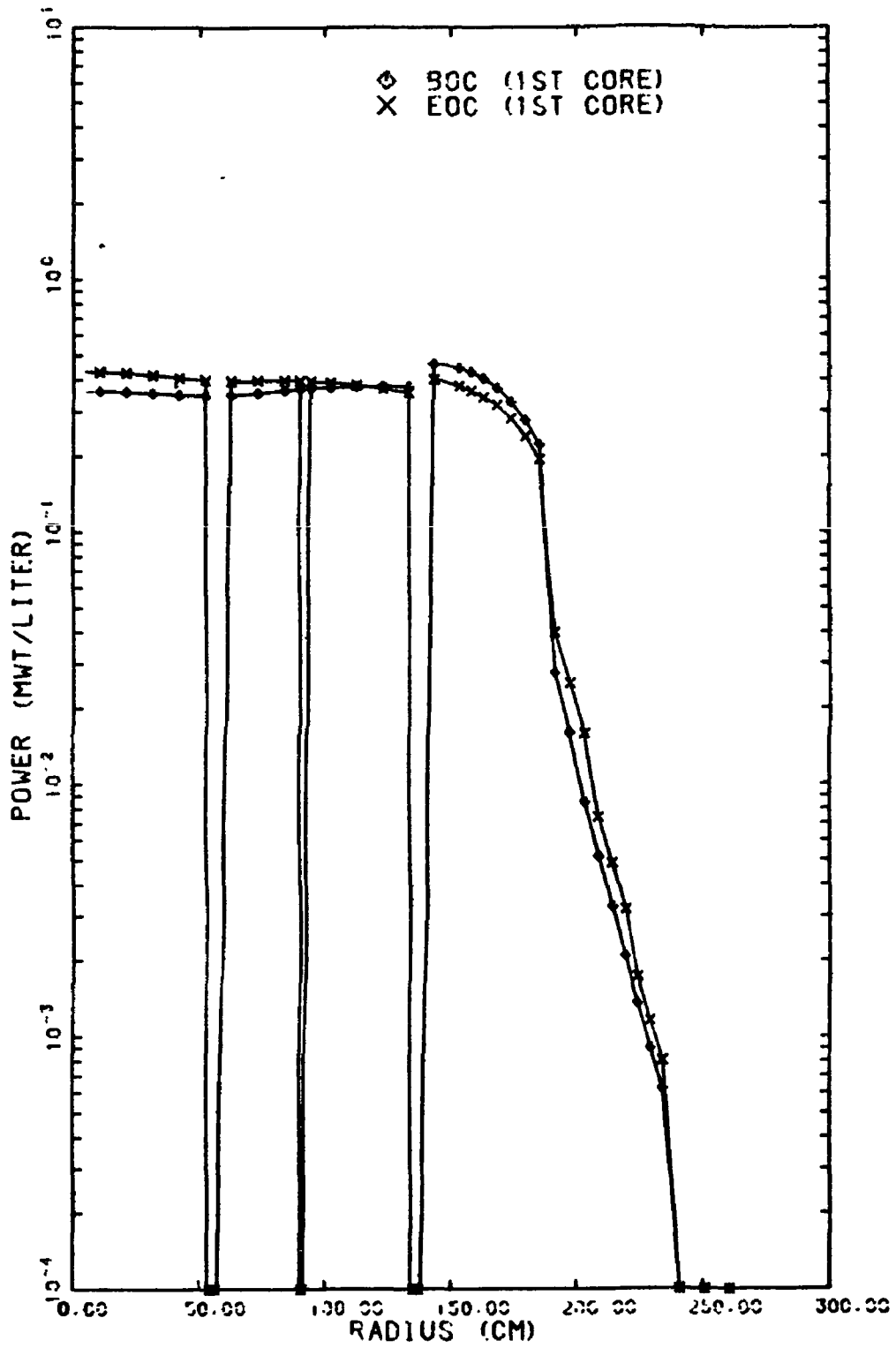


그림 1-15. 1次爐心の 半径方向 出力分布 (R, 0)

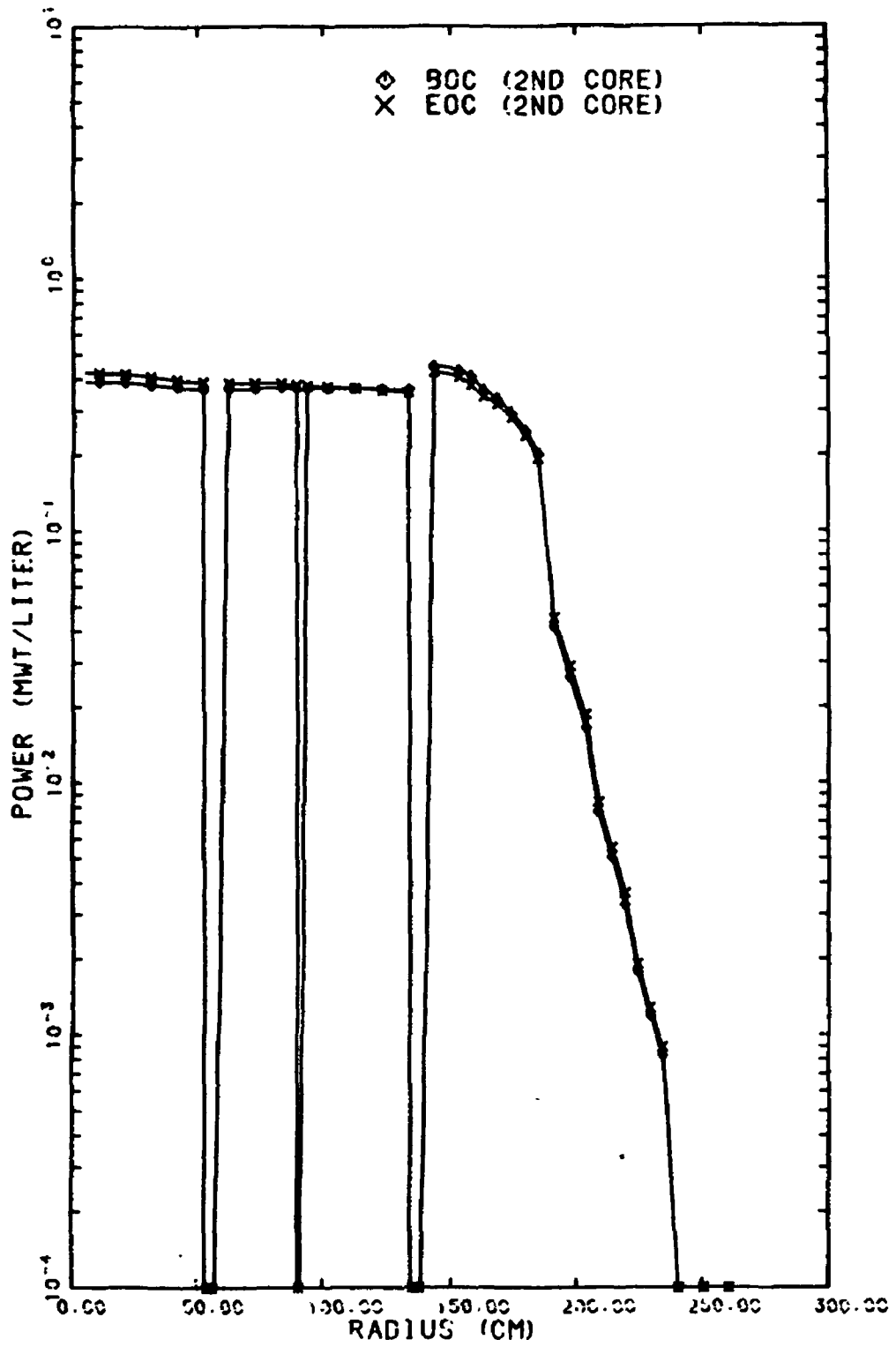


그림 1-16. 2次爐心の 半徑方向 出力分布 (R, 0)

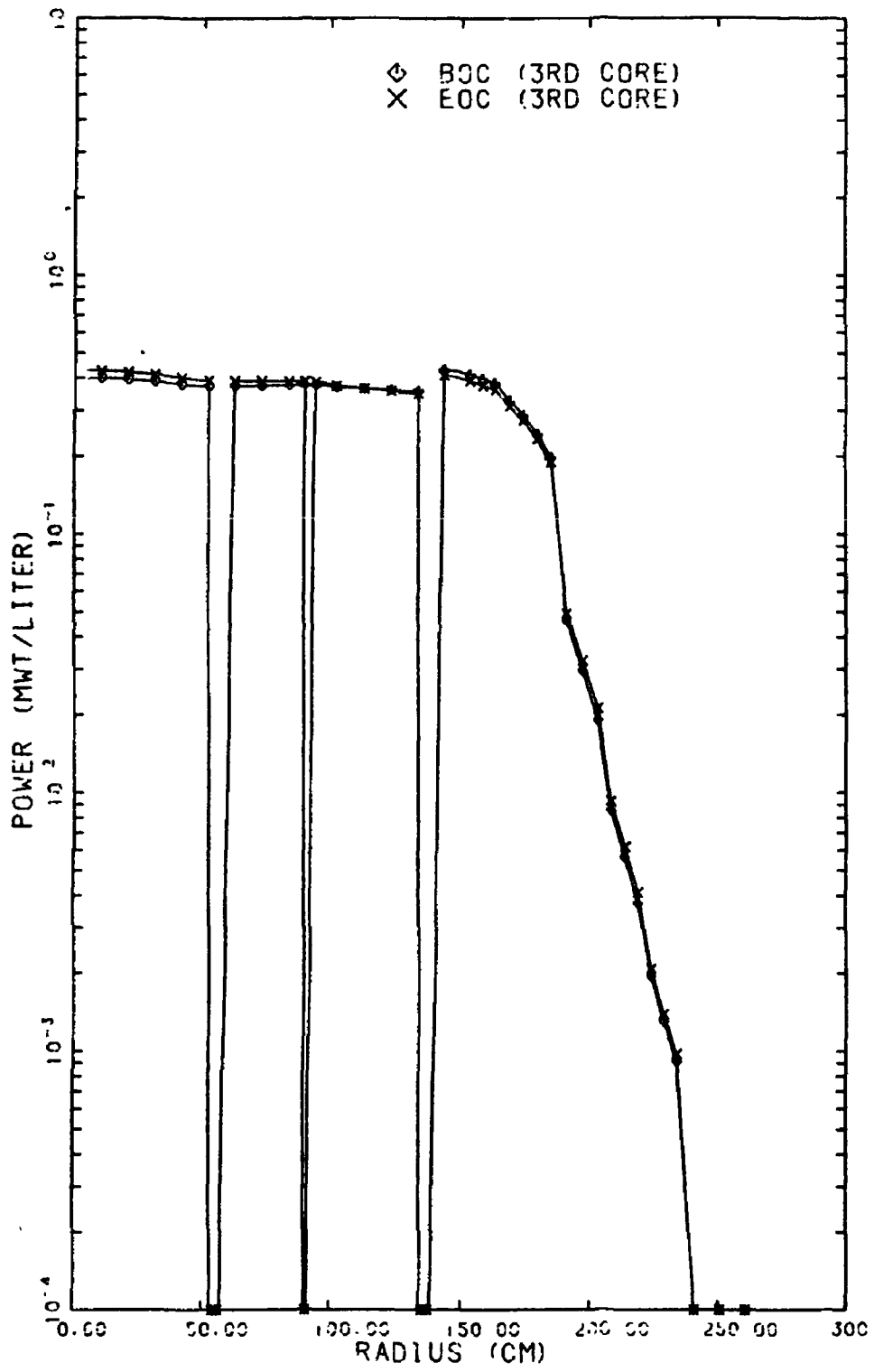


그림 1-17. 3次爐心の 半徑方向 出力分布 (R, 0)

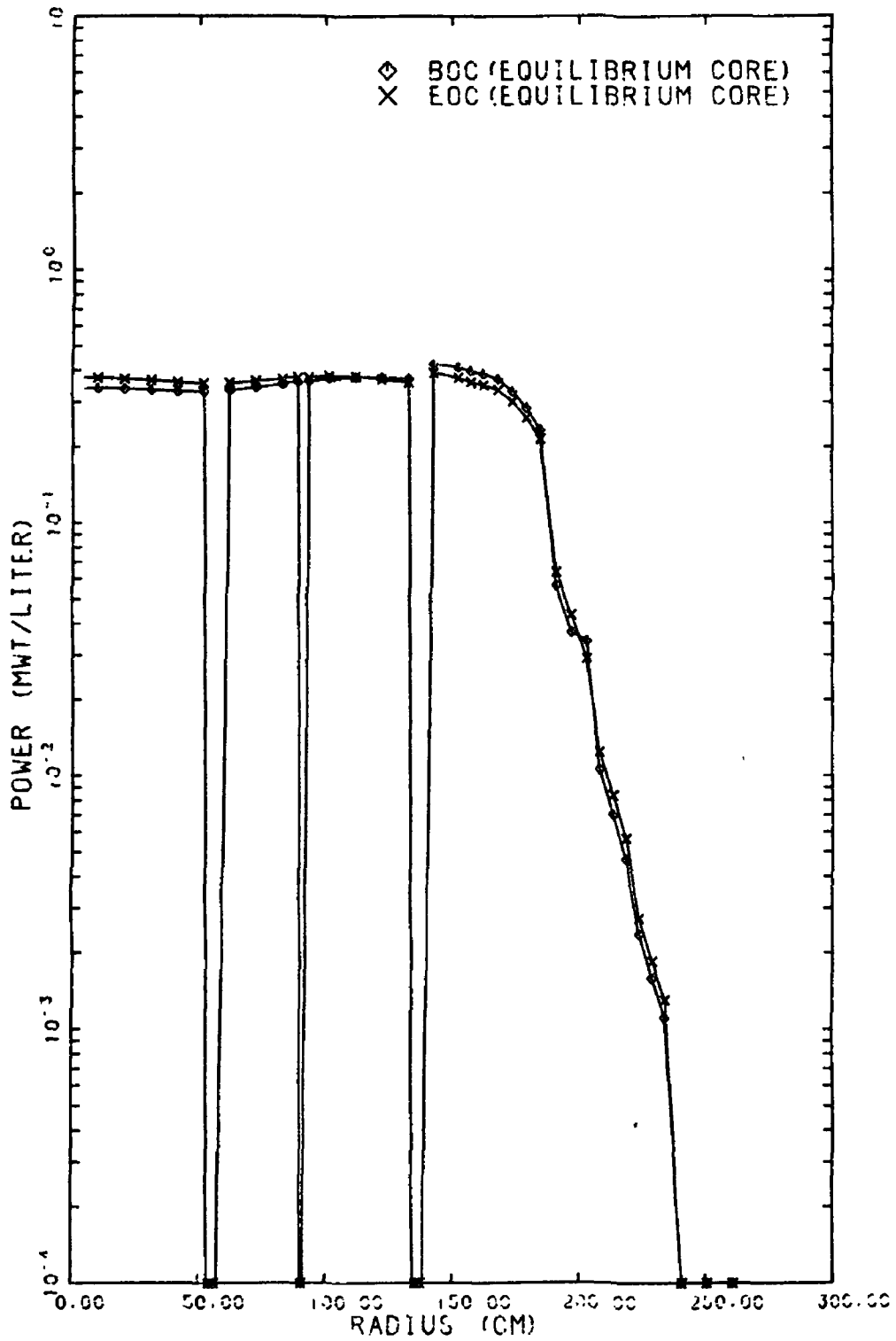


그림 1-18. 平衡爐心の 半徑方向 出力分布 (R, 0)

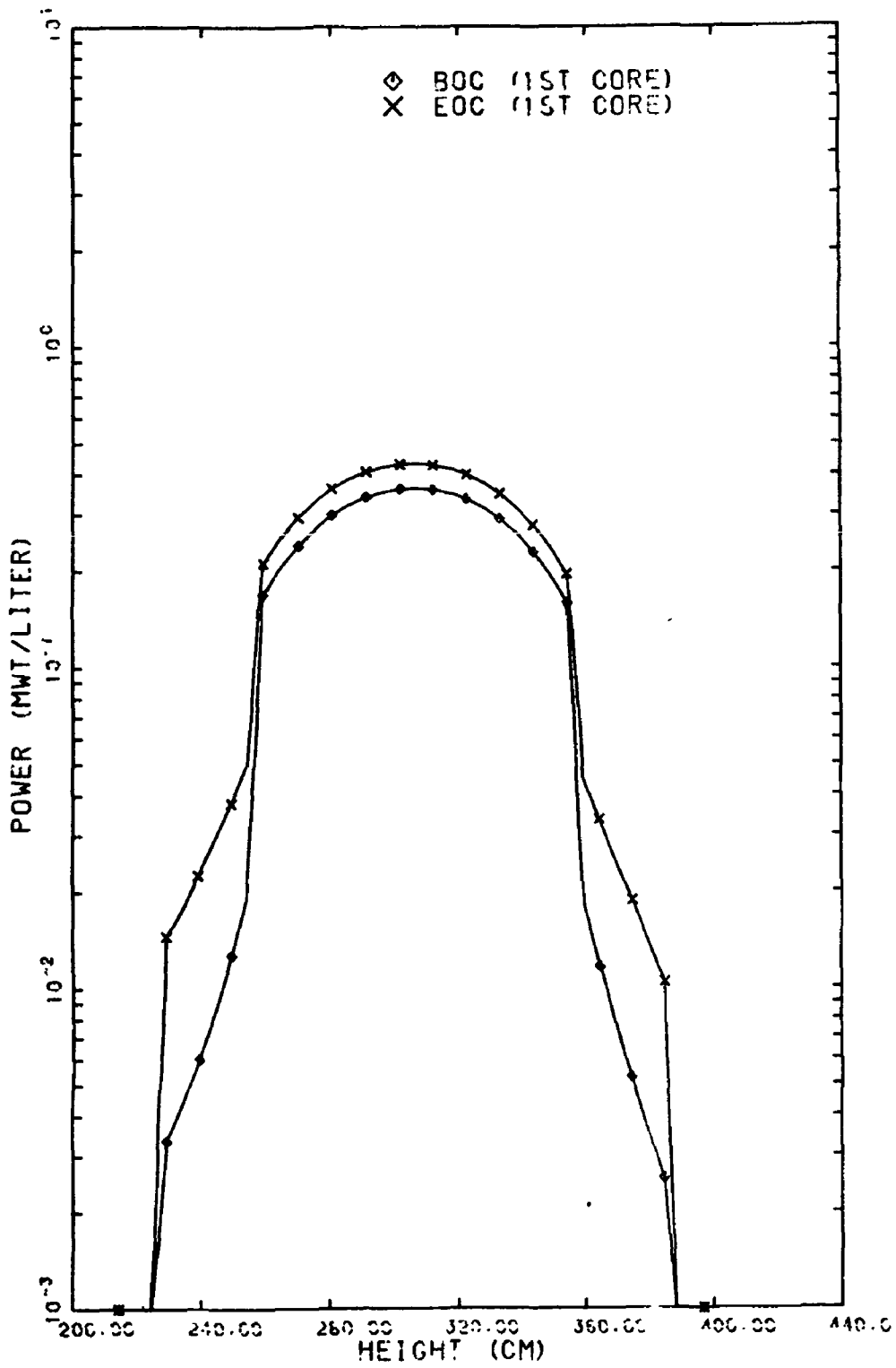


그림 1-19. 1次爐心の 軸方向 出力分布 (0, Z)

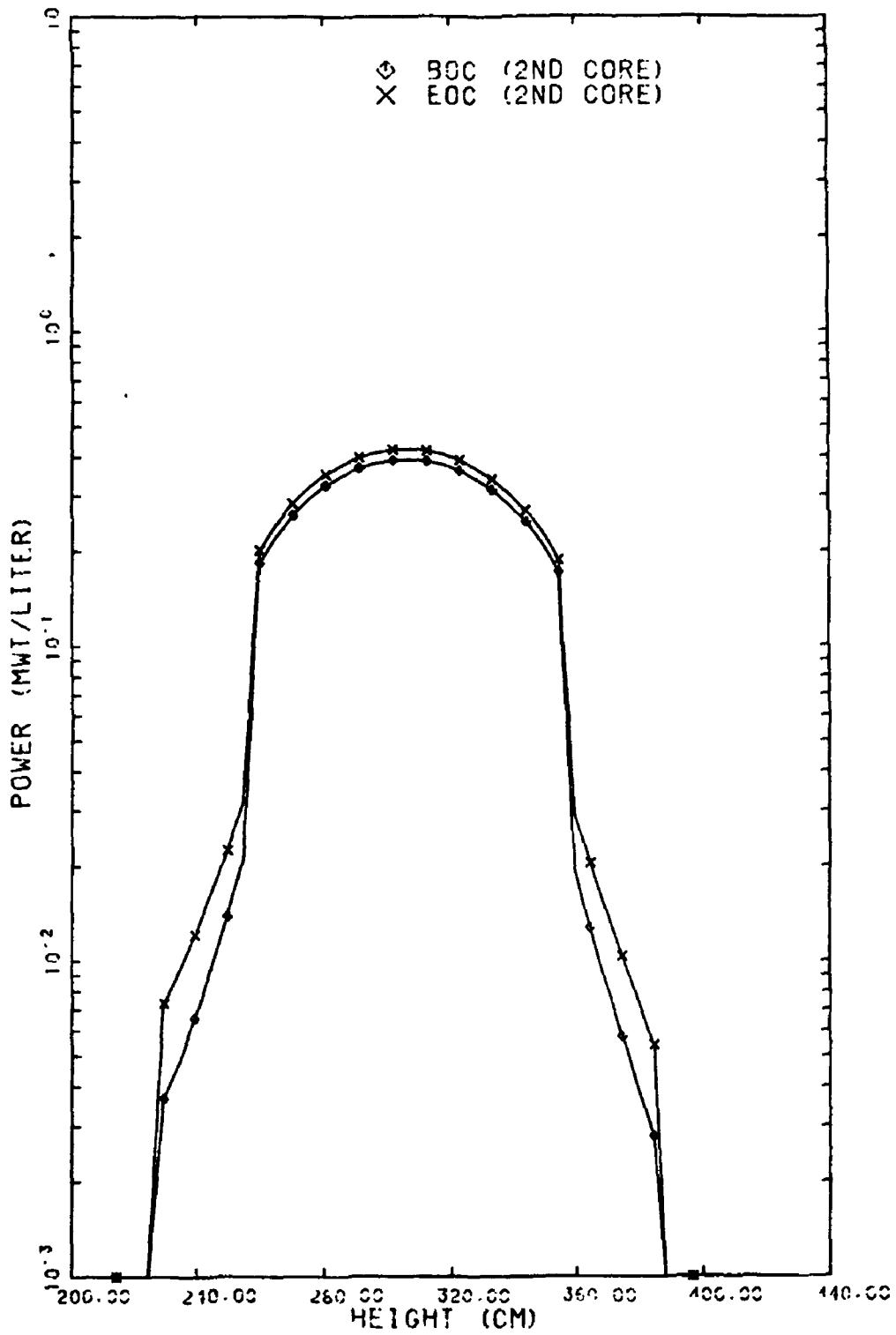


그림 1-20. 2次爐心の 軸方向 出力分布 (0, Z)

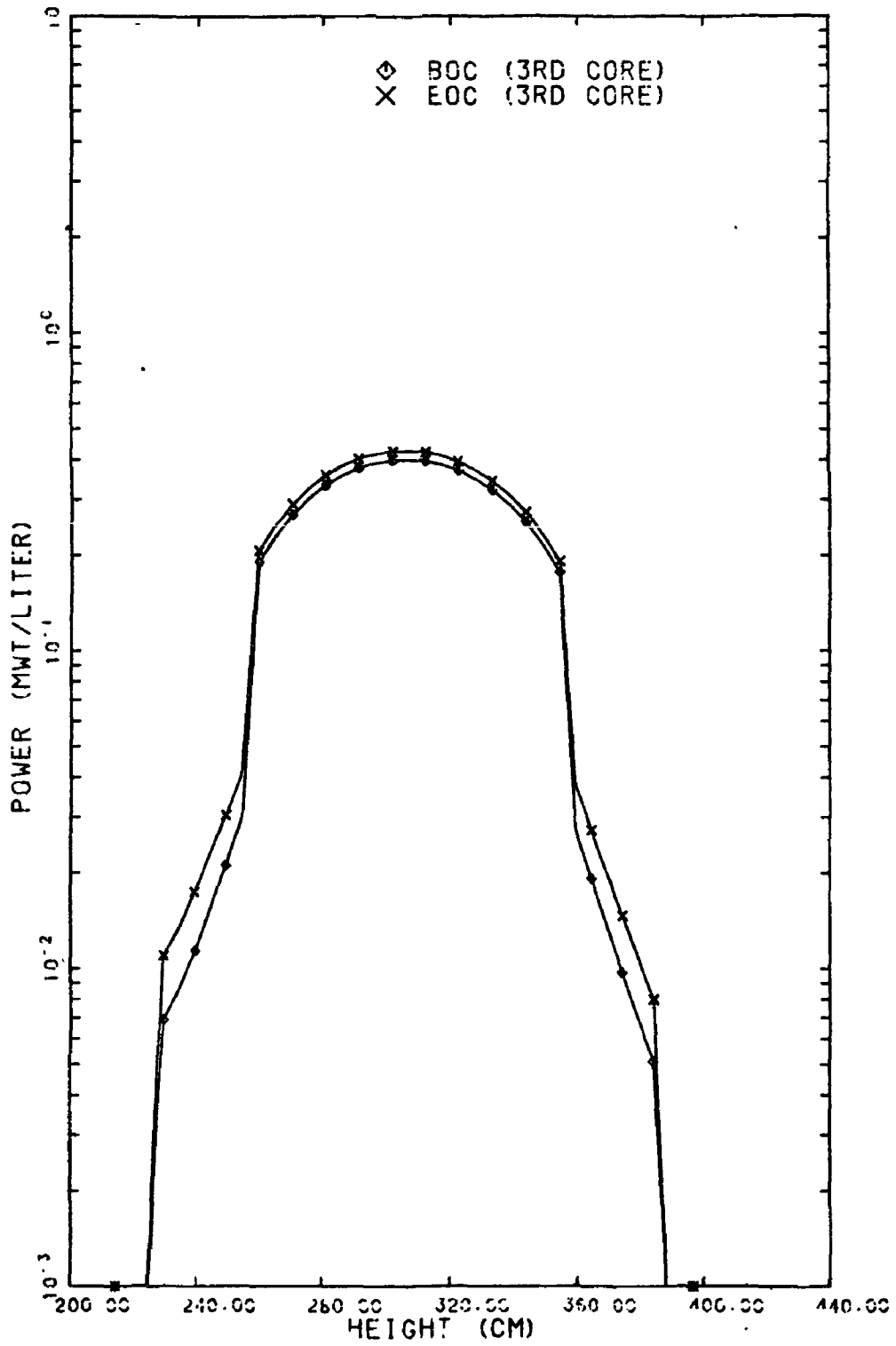


그림 1-21. 3次爐心の 軸方向 出力分布 (0, Z)

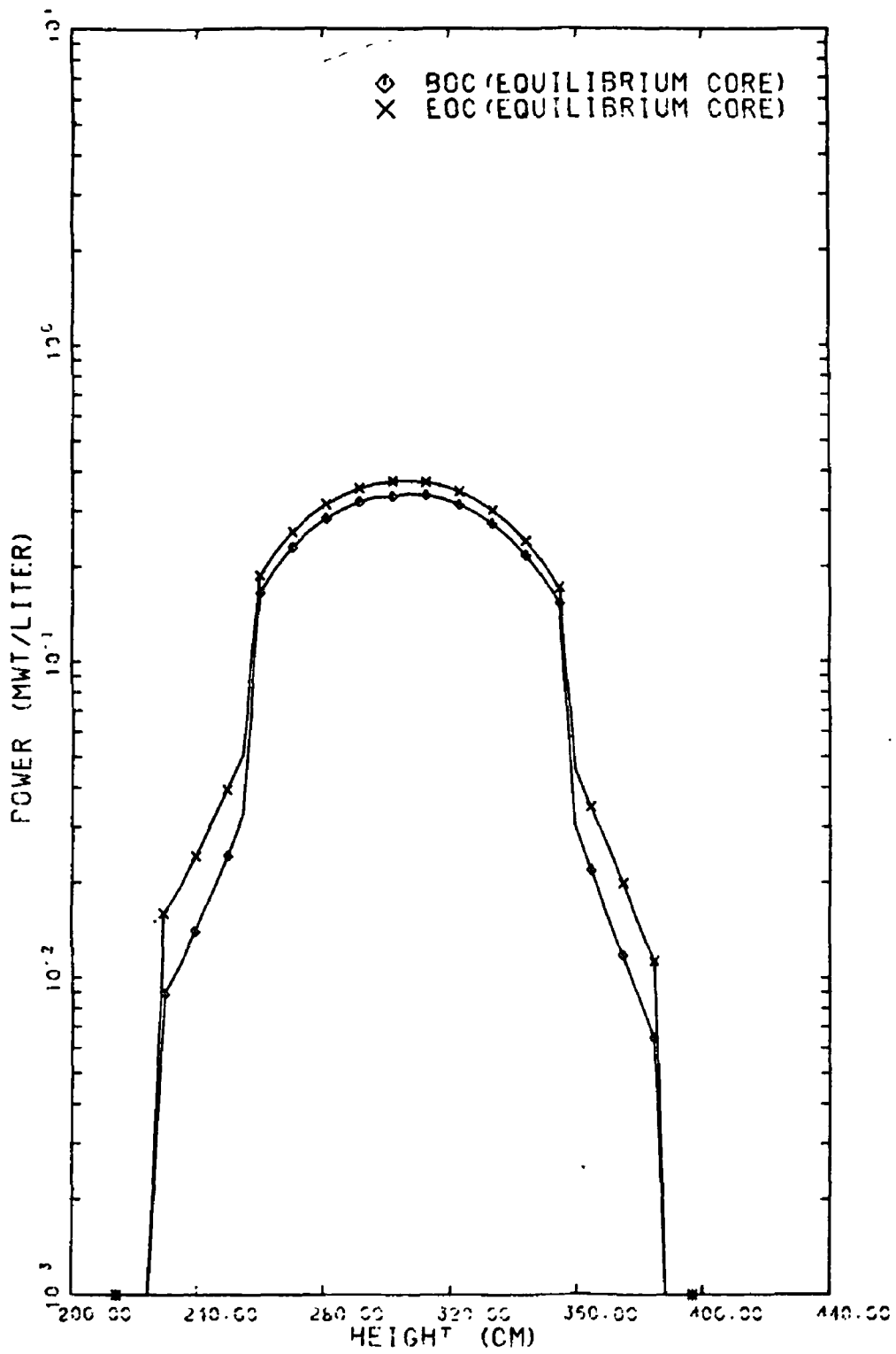


그림 1-22. 平衡爐心の 軸方向 出力分布 (0, Z)

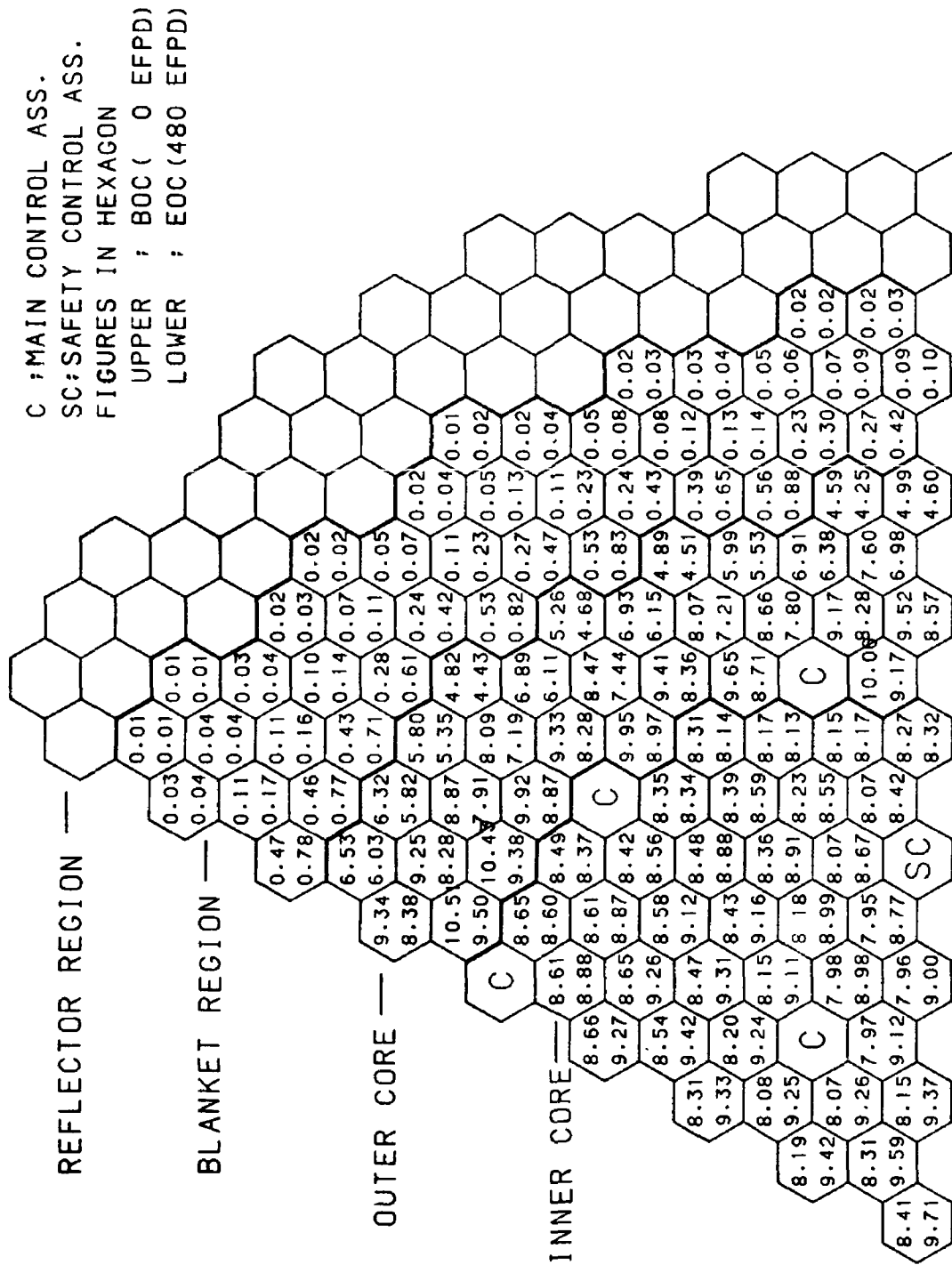


그림 1-23. 1次爐心외 集合體別 出力分布 (Mwt / 集合體)

C : MAIN CONTROL ASS.
 SC: SAFETY CONTROL ASS.
 FIGURES IN HEXAGON
 UPPER : BOC (0 EFPD)
 LOWER : EOC (320 EFPD)

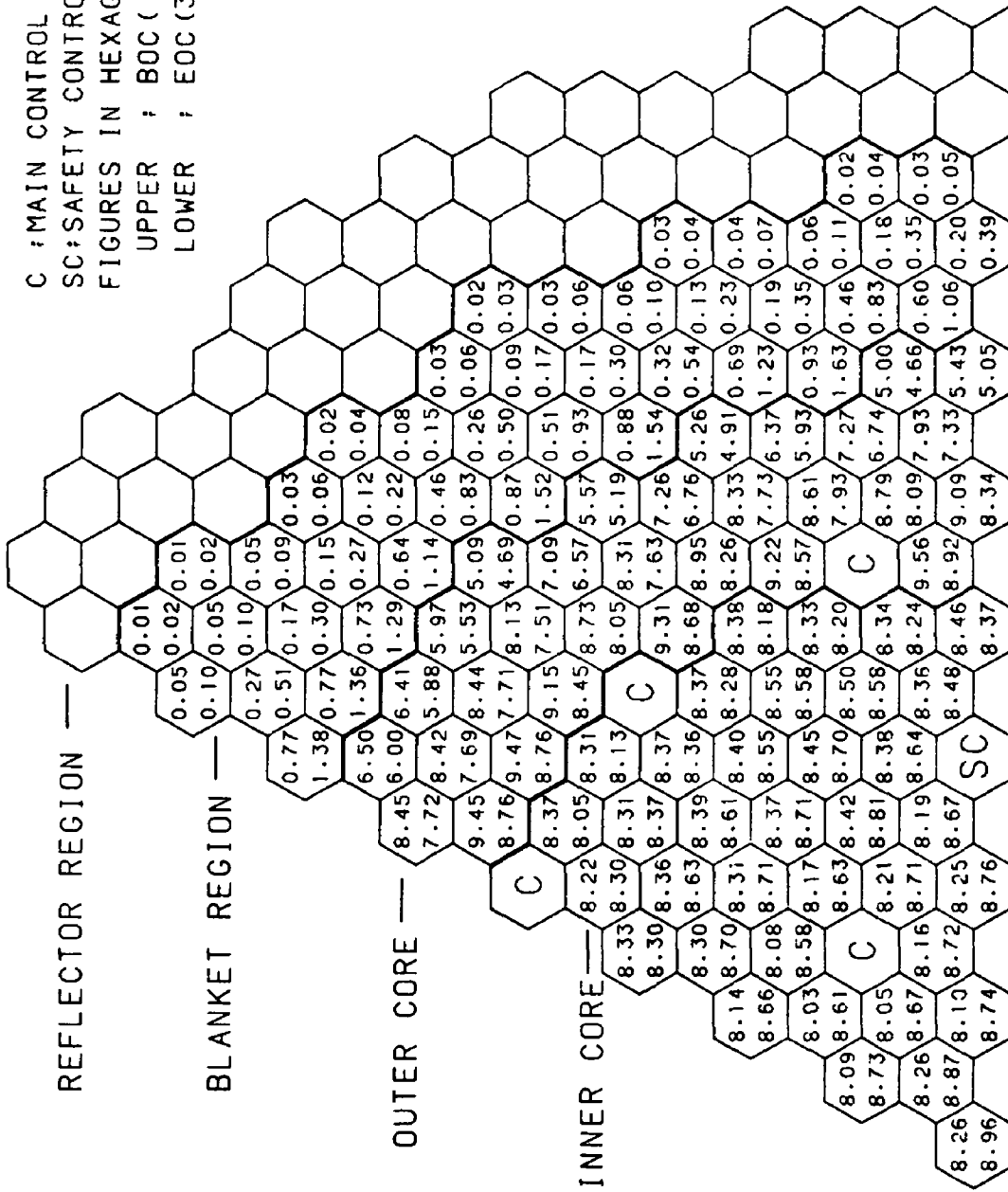


그림 1-24. 平衡爐心の 集合體別 出力分布 (Mwt / 集合體)

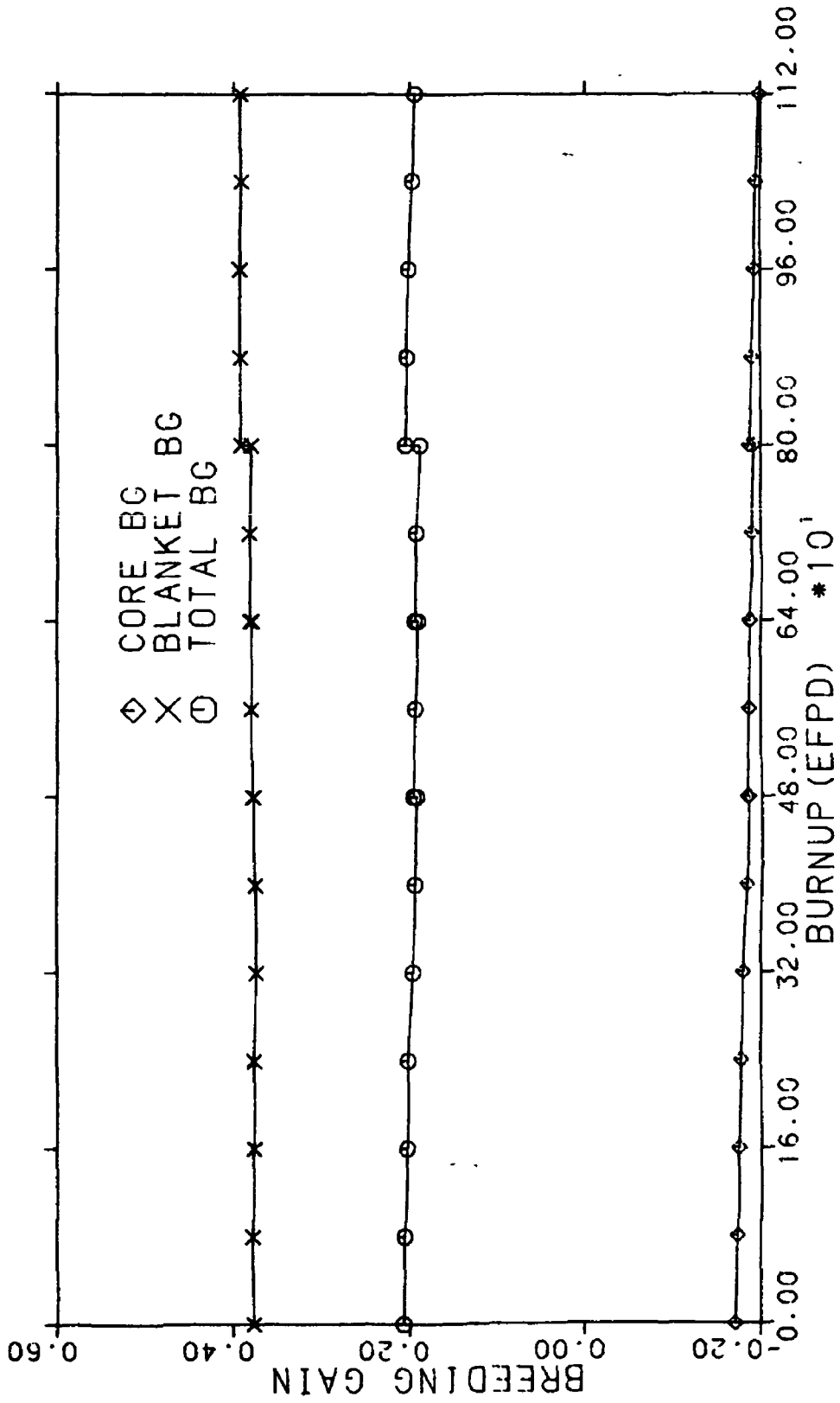


그림 1-25. 定規爐心の 燃焼度に 따른 增殖利得變化

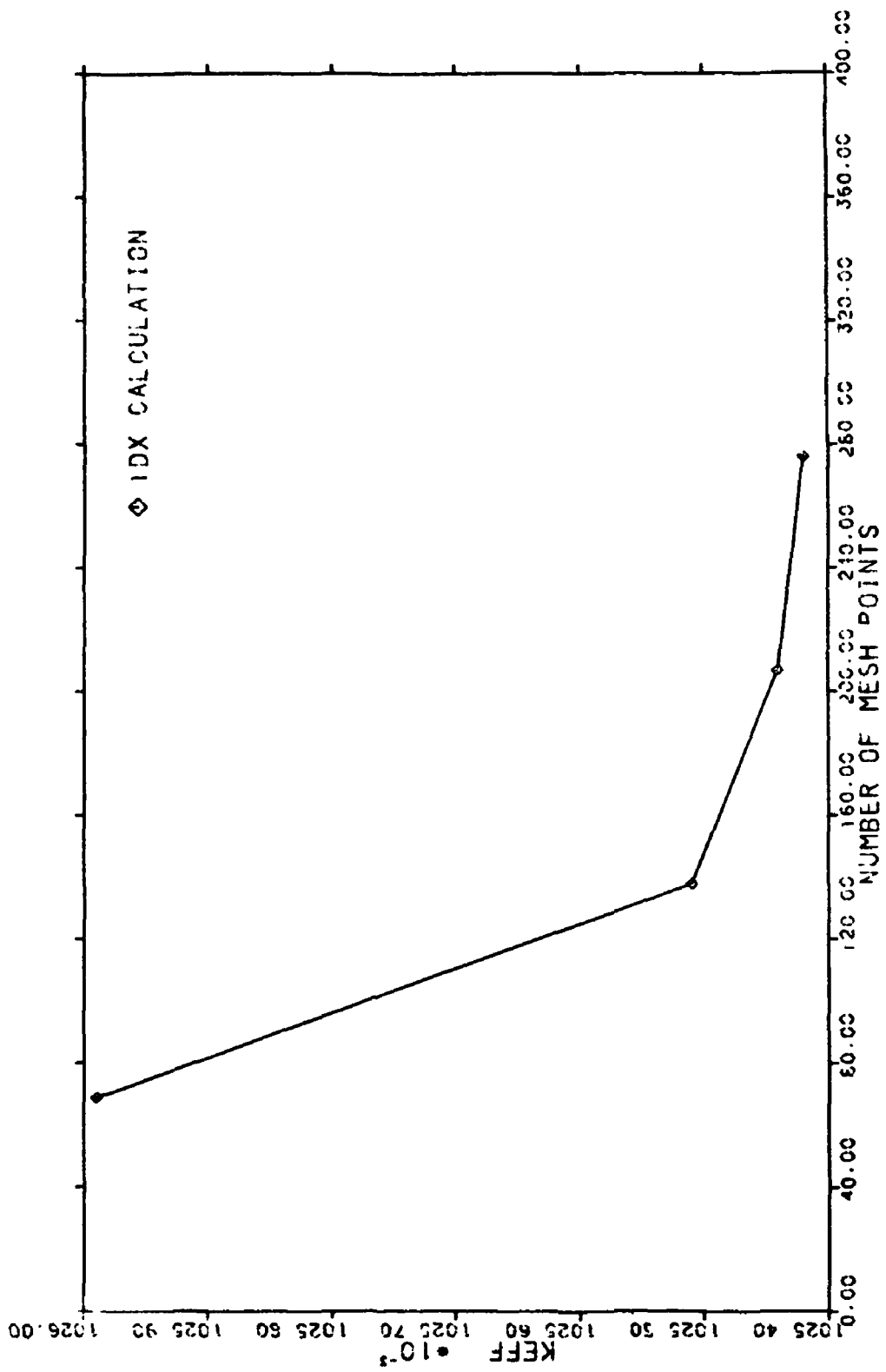


그림 1-26. 有效中性子増倍因子에 대한 mesh 數의 變化效果

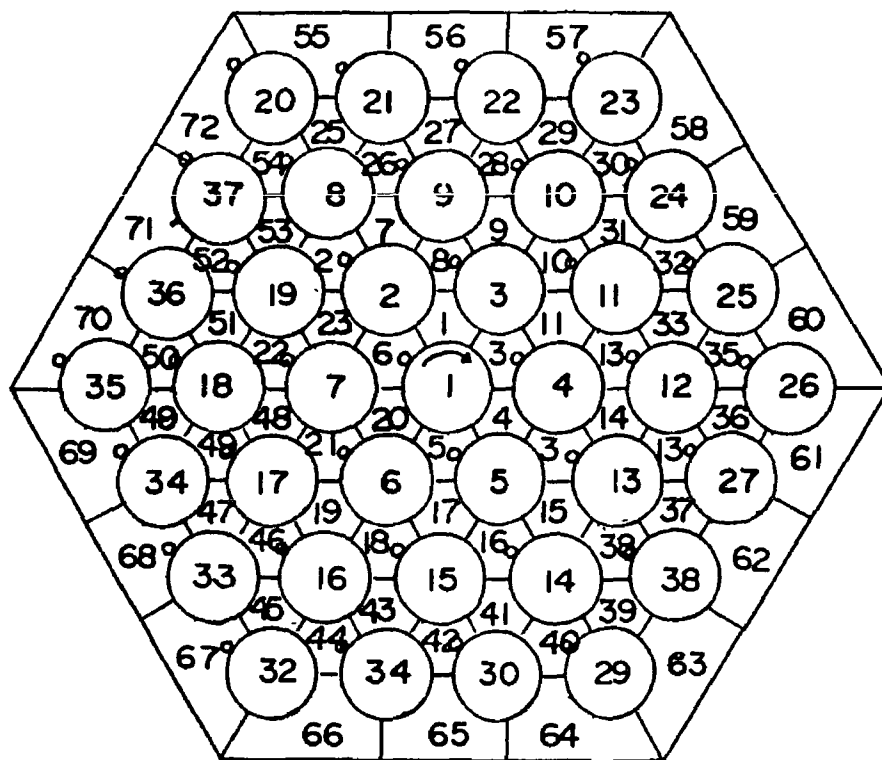


그림 2-1. 燃料棒 및 channel 番號 (37個의 燃料棒 다발)

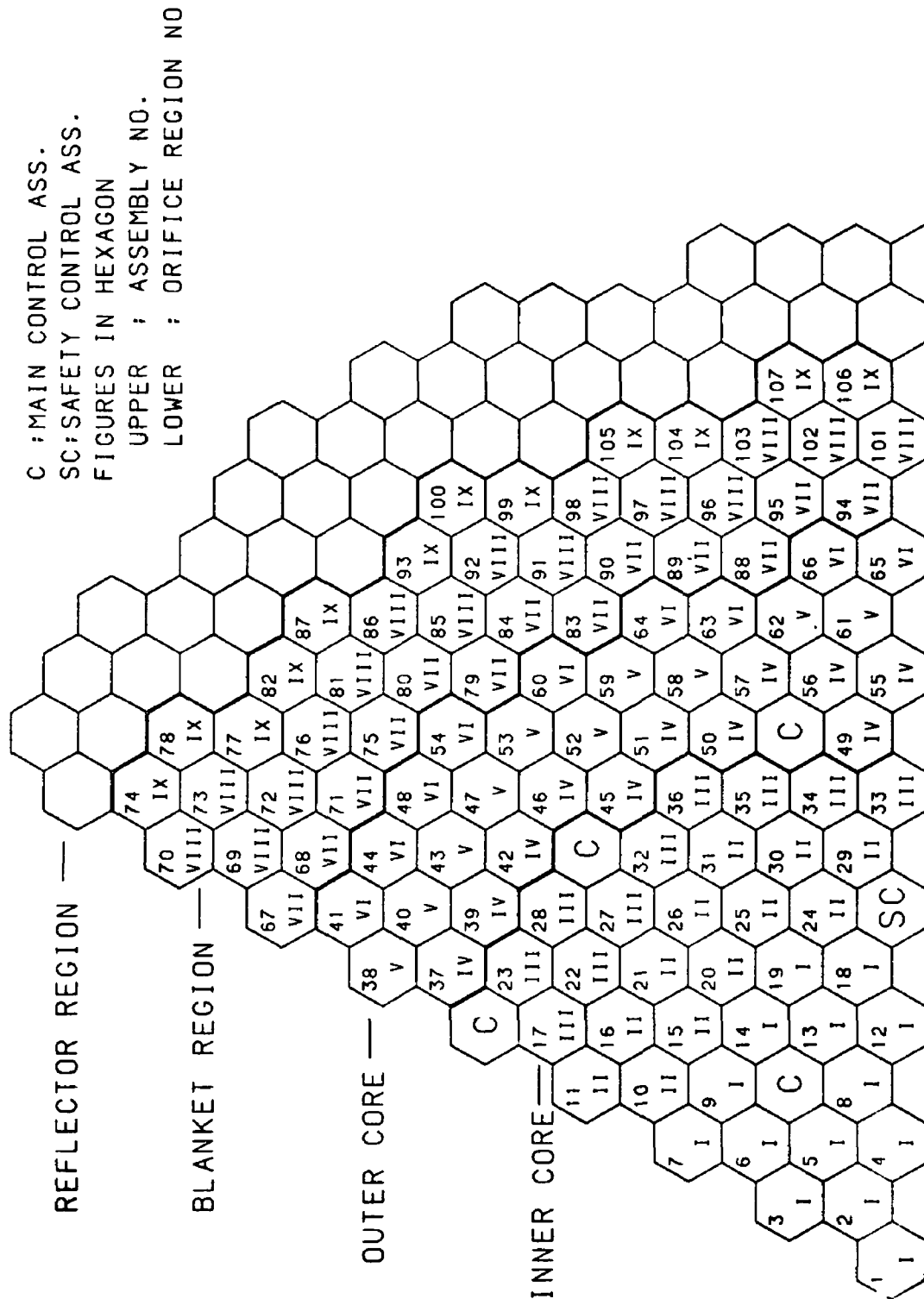


그림 2-2. 各 集合體의 流量調節領域番號

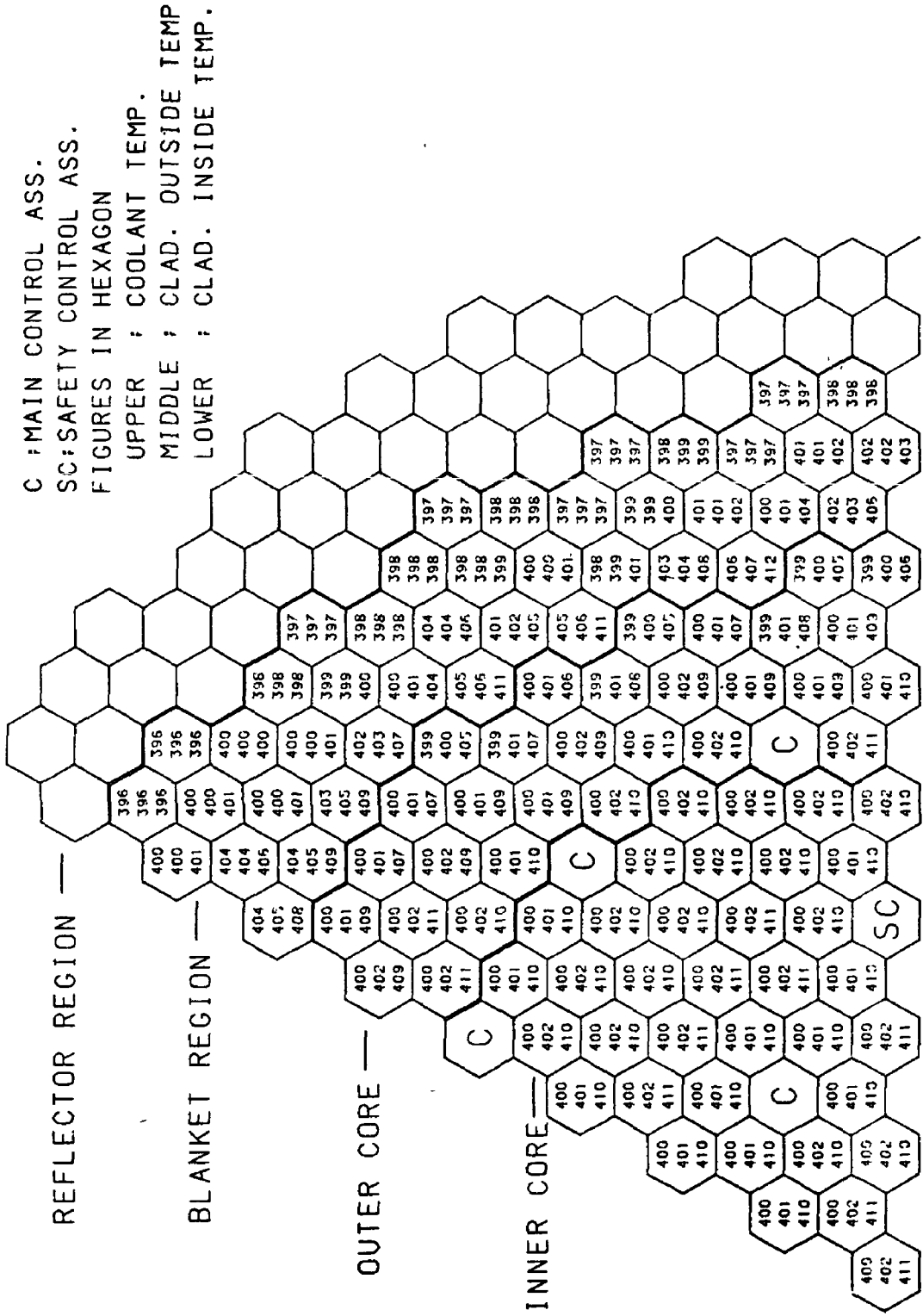


그림 2-3. 爐心下端의 冷却材 및 被覆材 温度 (°C)

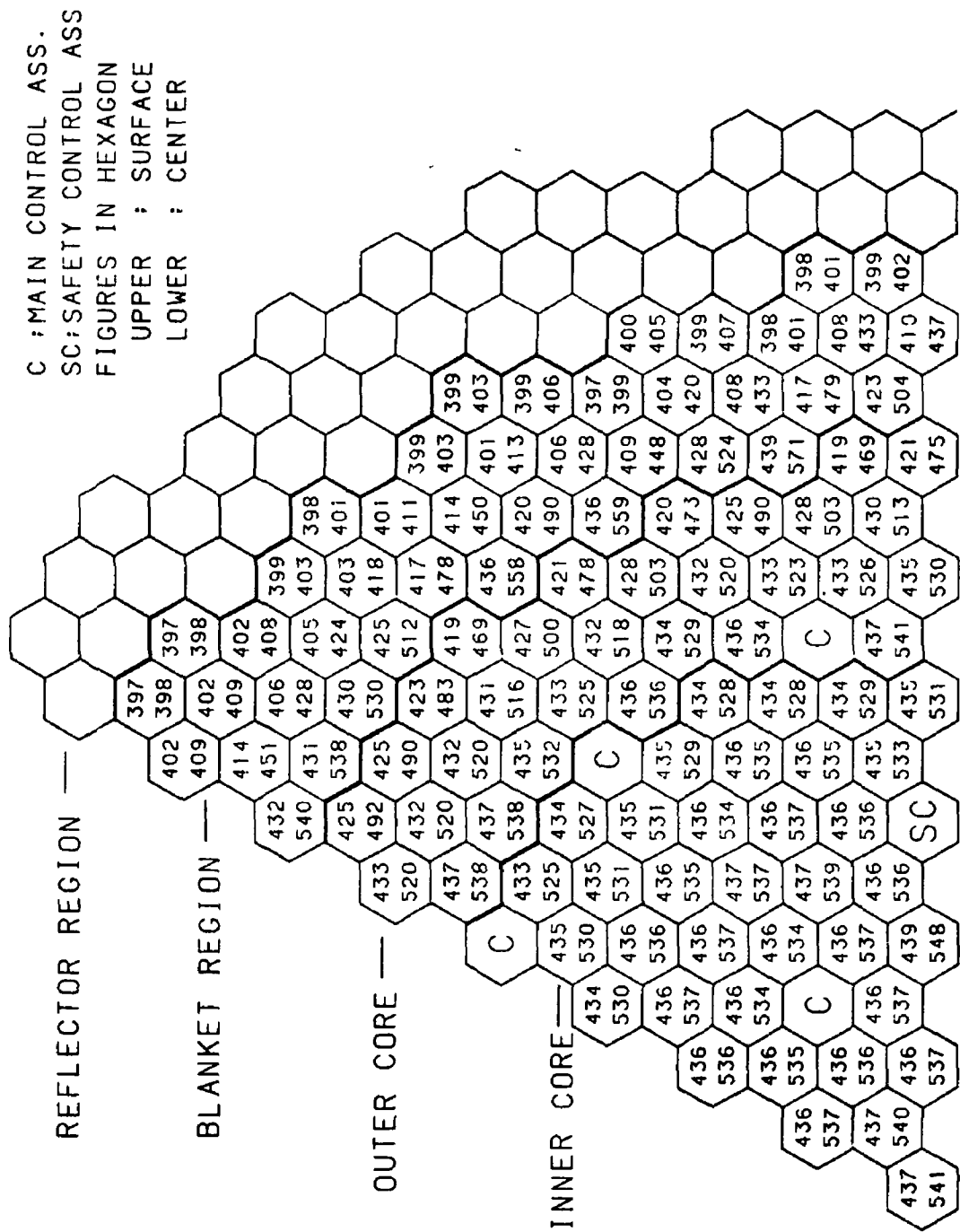


그림 2-4. 爐心下端의 核燃料溫度 (°C)

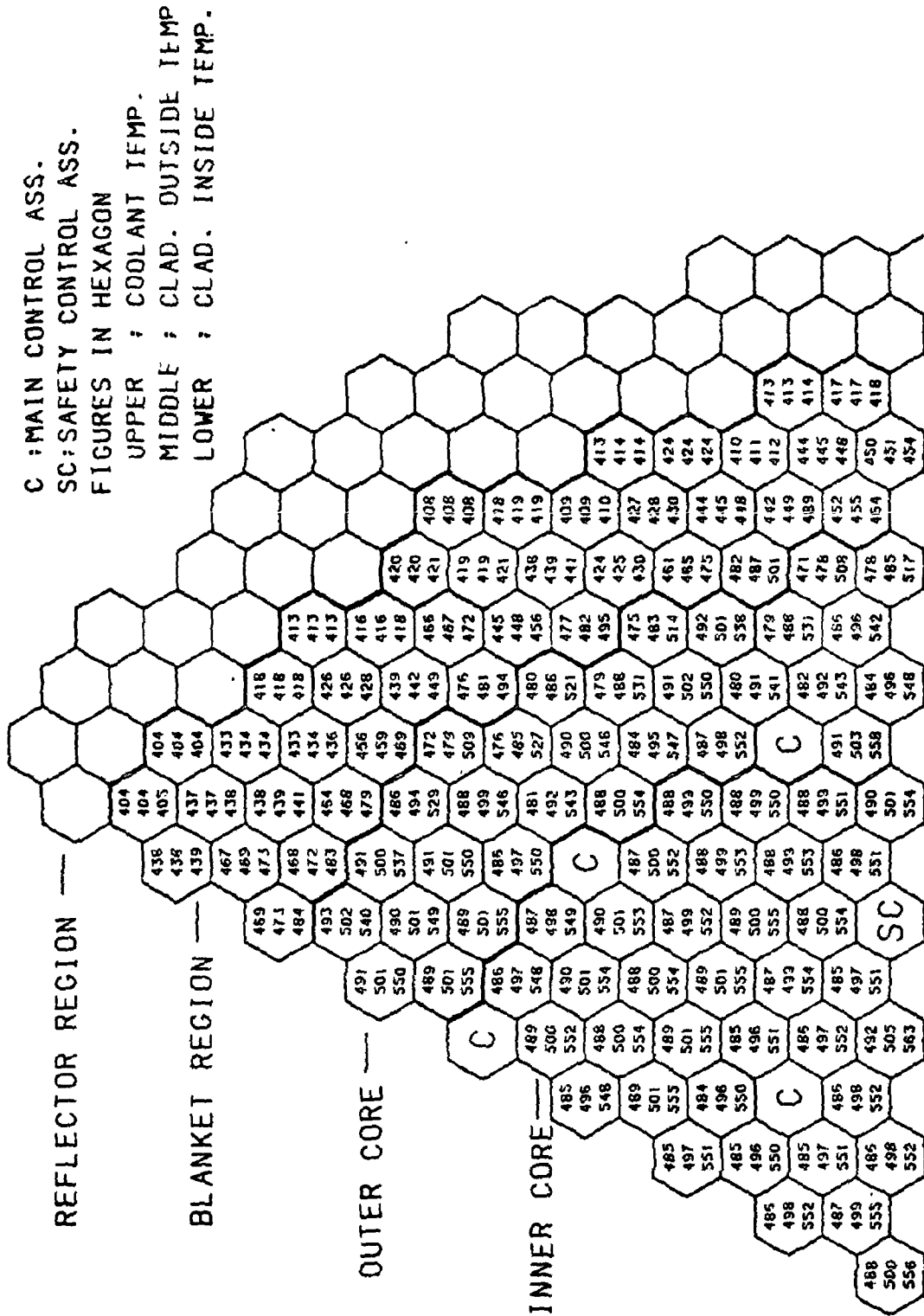


그림 2-5. 爐心中央의 冷却材 및 被覆材 溫度 (°C)

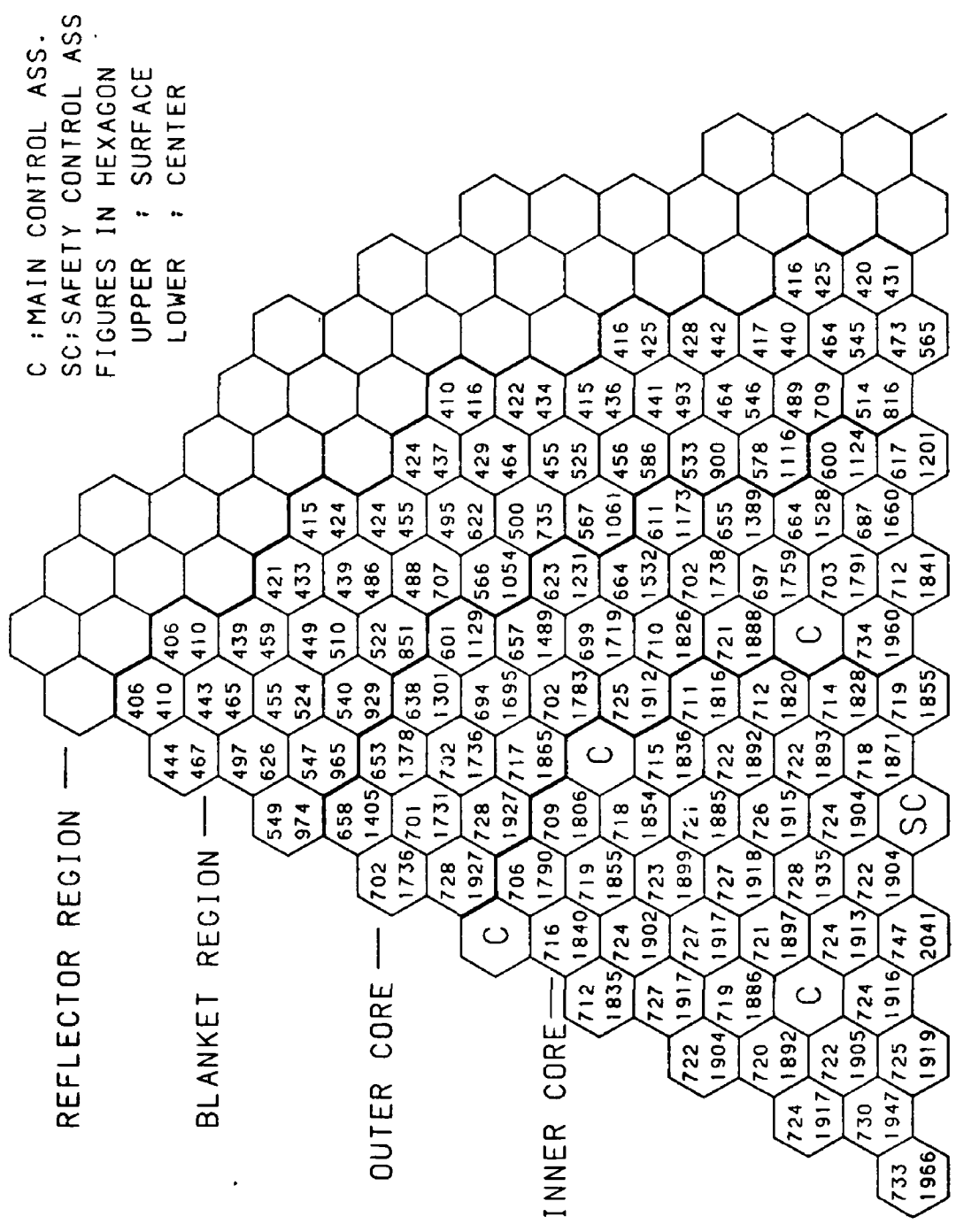


그림 2-6. 爐心中央의 核燃料溫度 (°C)

C : MAIN CONTROL ASS.
 SC:SAFETY CONTROL ASS.
 FIGURES IN HEXAGON
 UPPER : COOLANT TEMP.
 MIDDLE : CLAD. OUTSIDE TEMP.
 LOWER : CLAD. INSIDE TEMP.

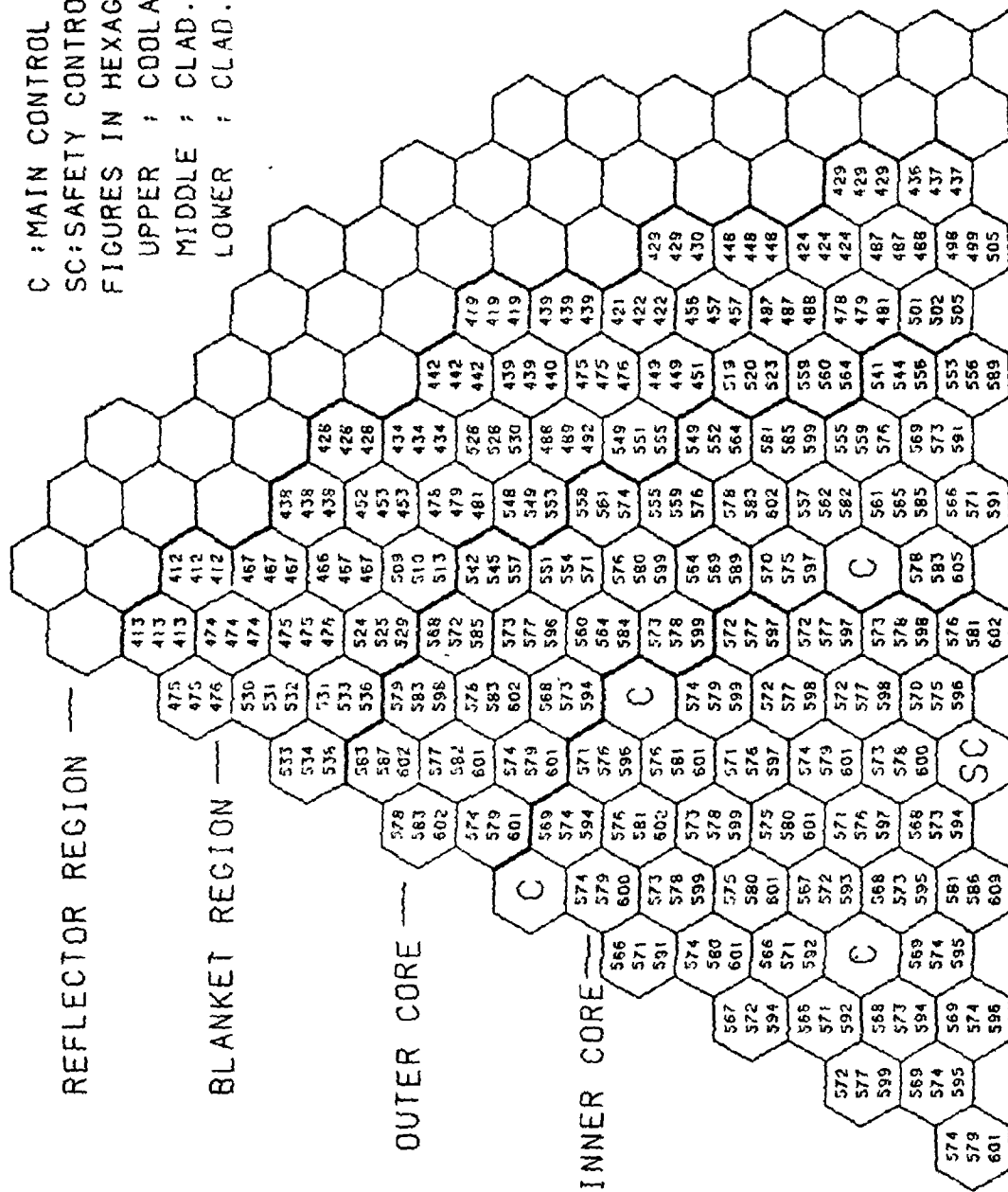


그림 2-7. 爐心上端의 冷却材 및 被覆材 溫度 (°C)

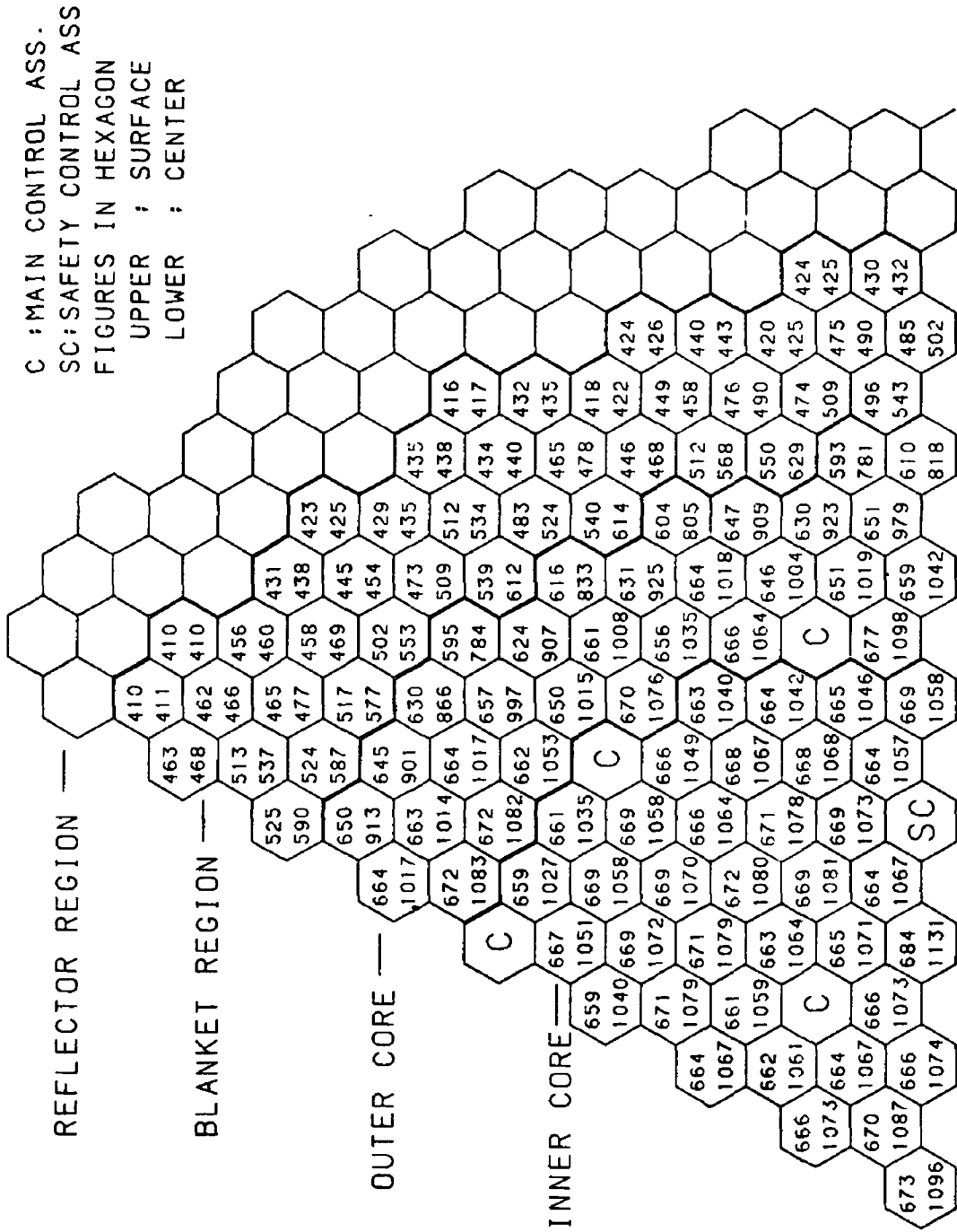


그림 2-8. 爐心上端의 核燃料溫度 (℃)

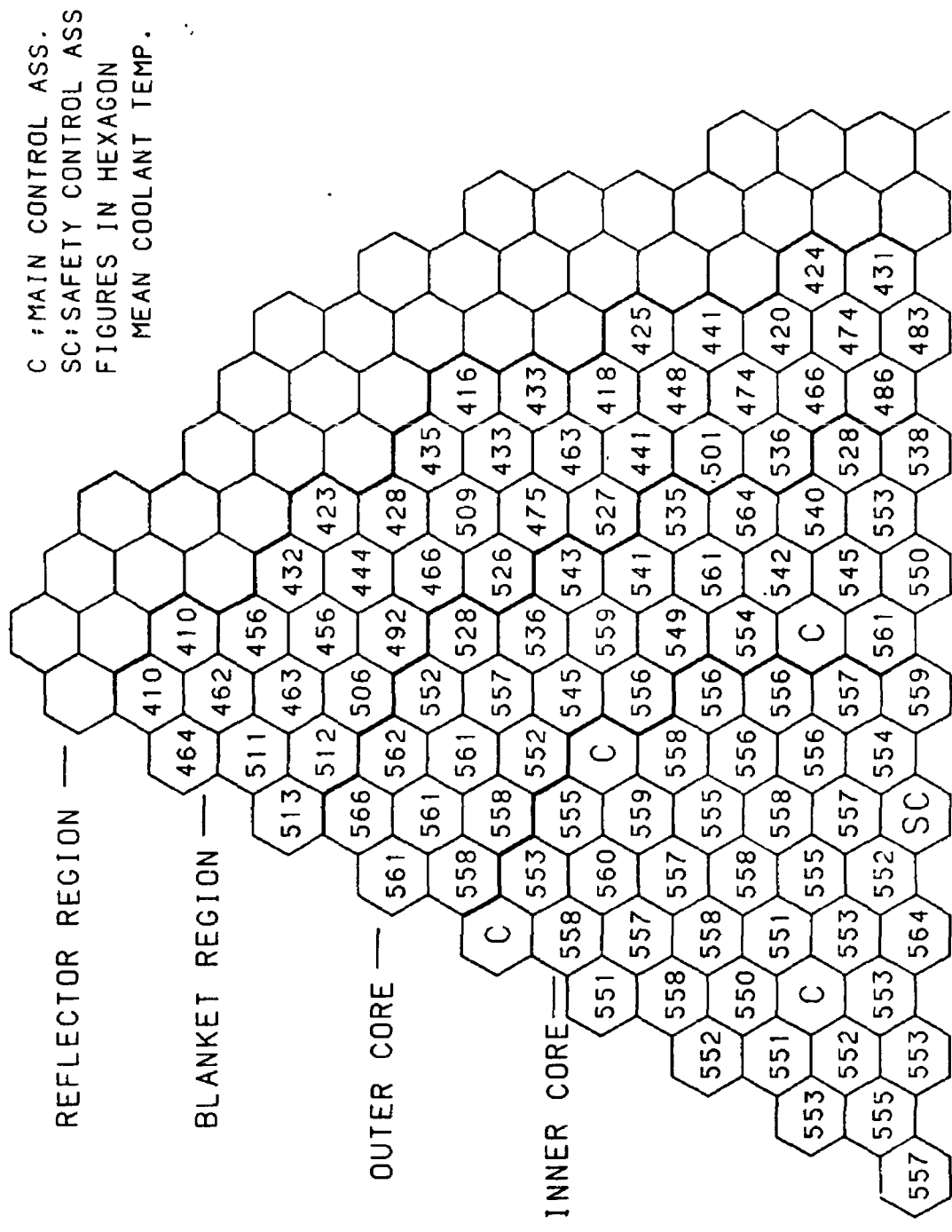


그림 2-9. 集合體出口의 冷却材溫度 (℃)

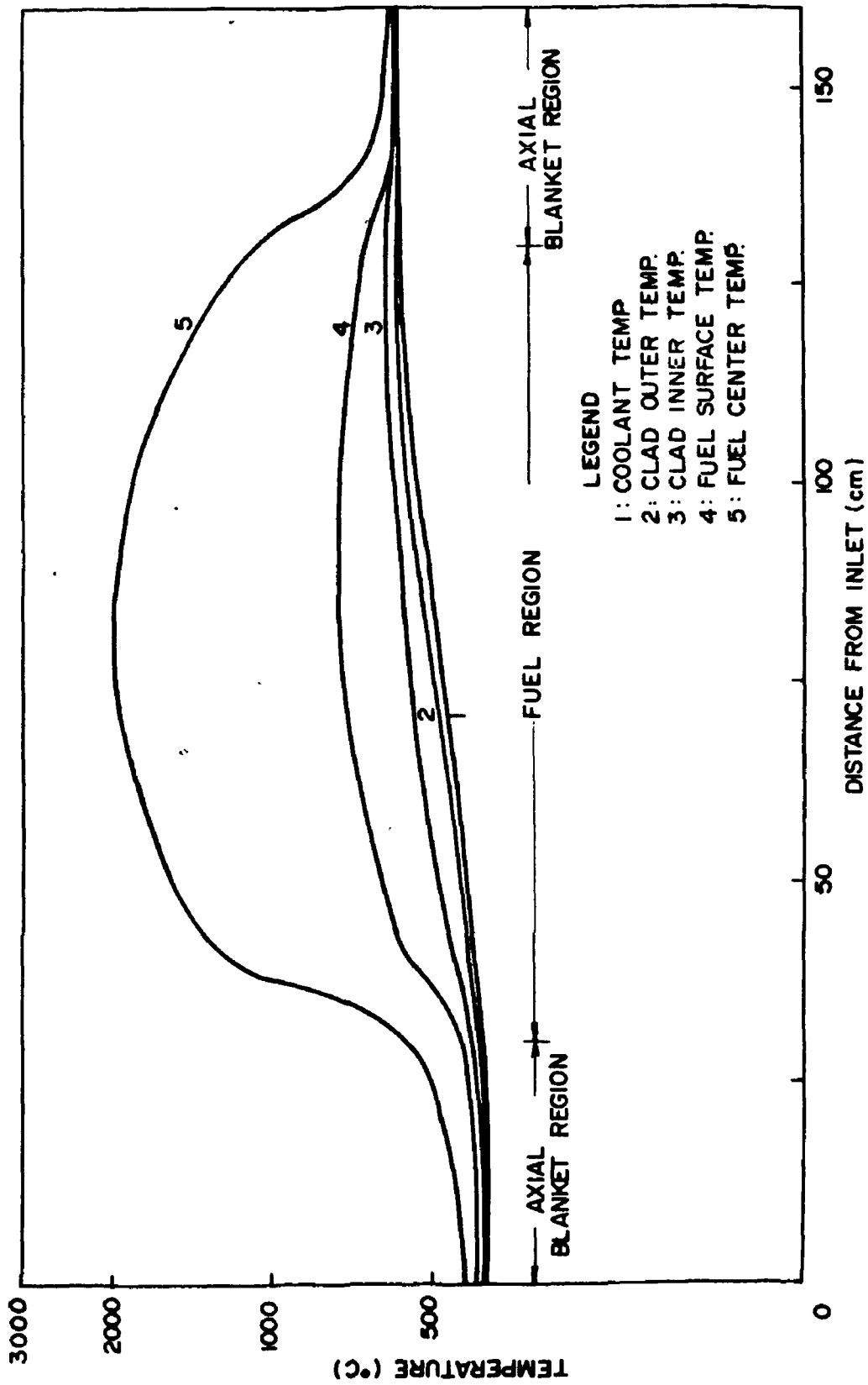


그림 2-10. 軸方向 溫度分布 (集合體 1)

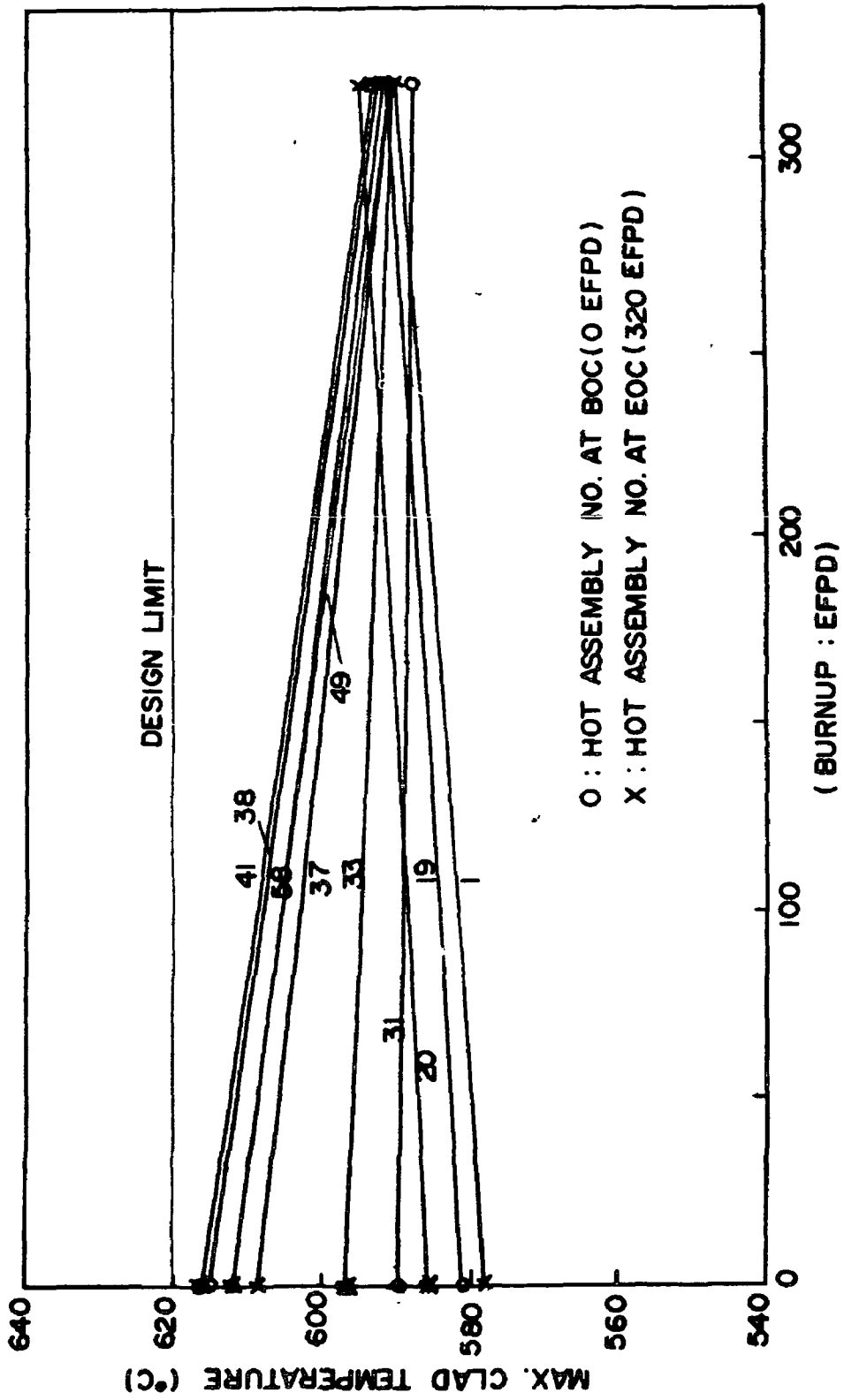


그림 2-11. 燃焼도에 따른 最大被覆材温度 (100% 出力)

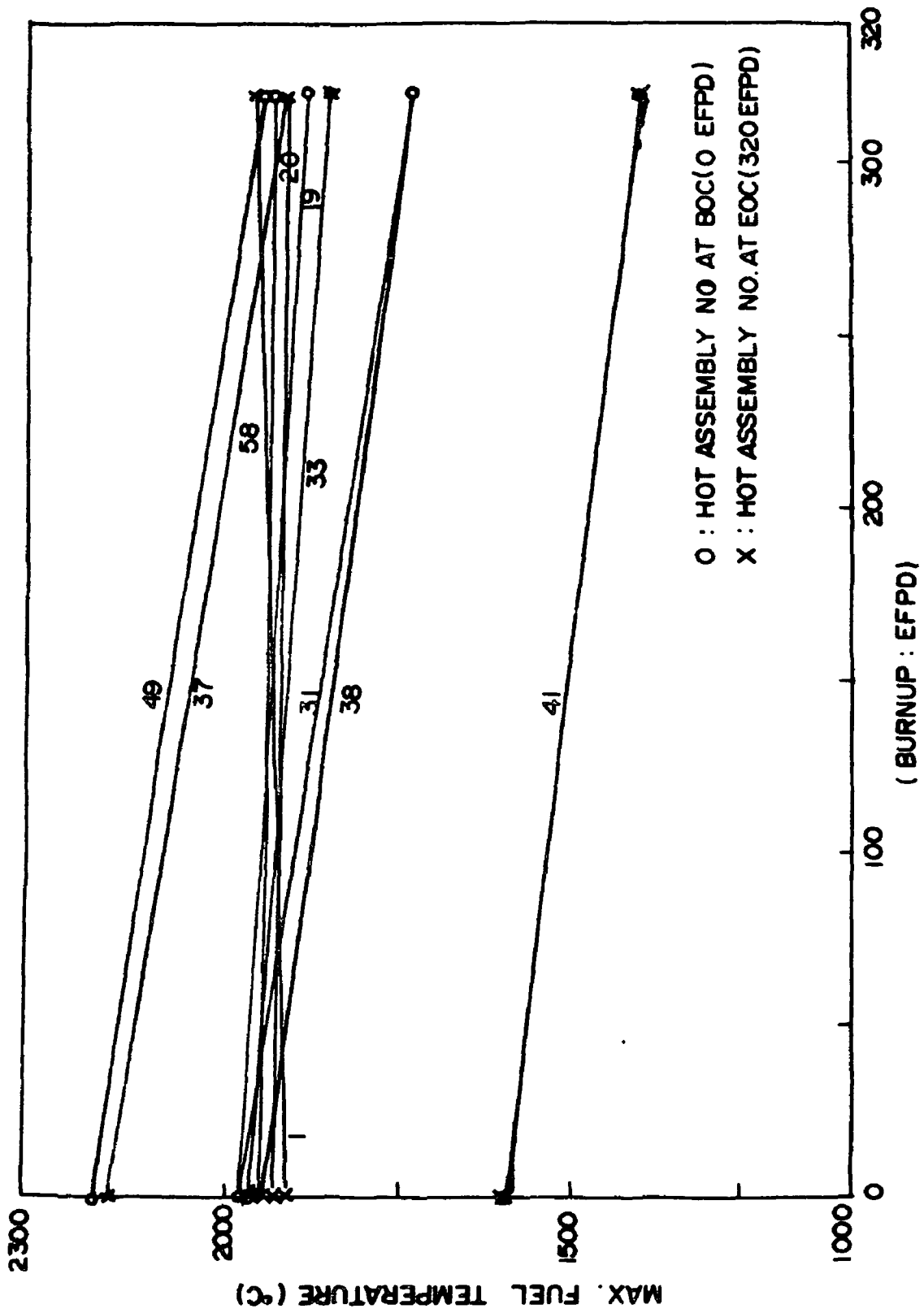


그림 2-12. 燃焼度에 따른 最大核燃料温度 (100 %出力)

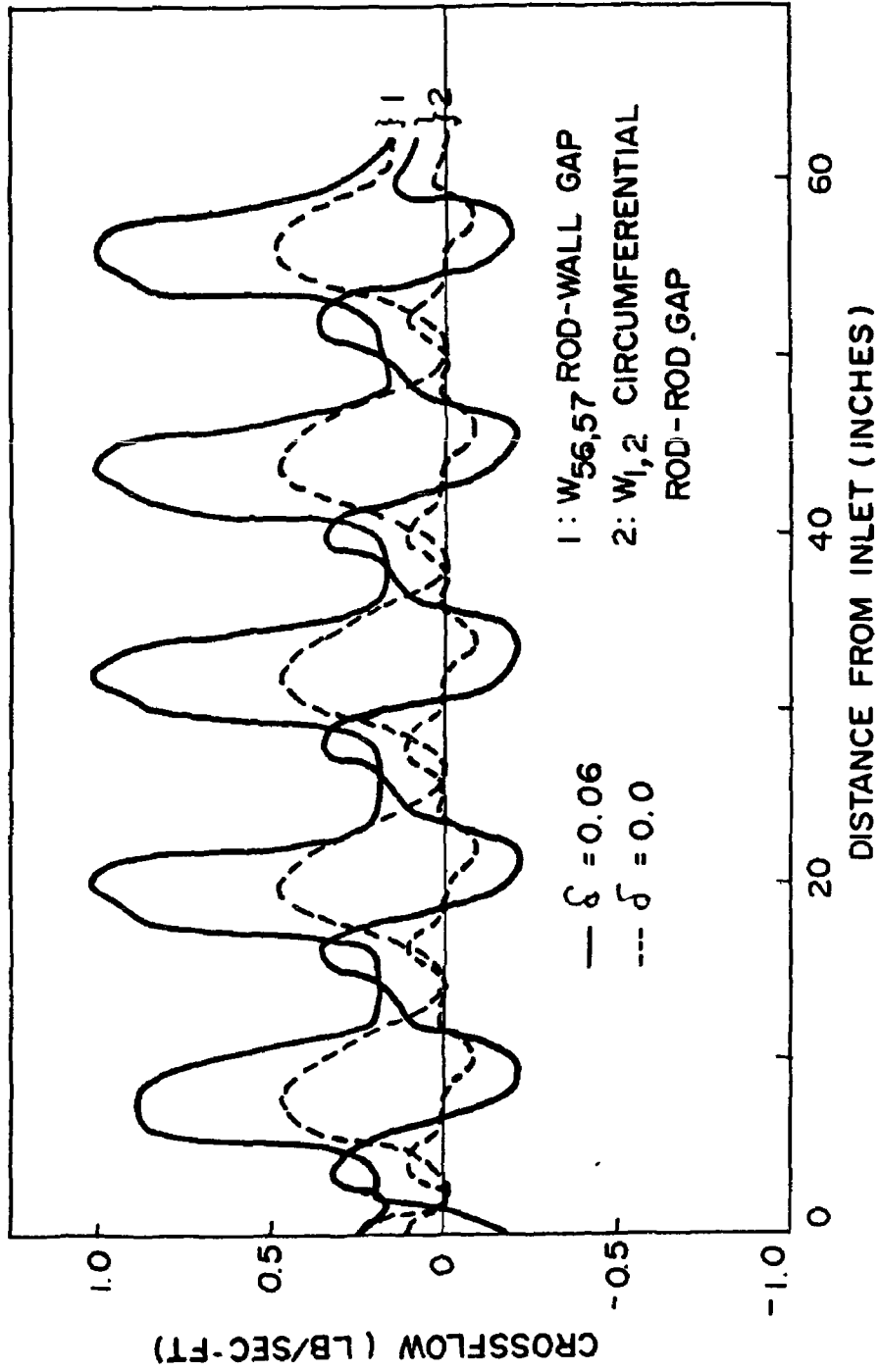


그림 2-13. 軸方向 cross flow 分布

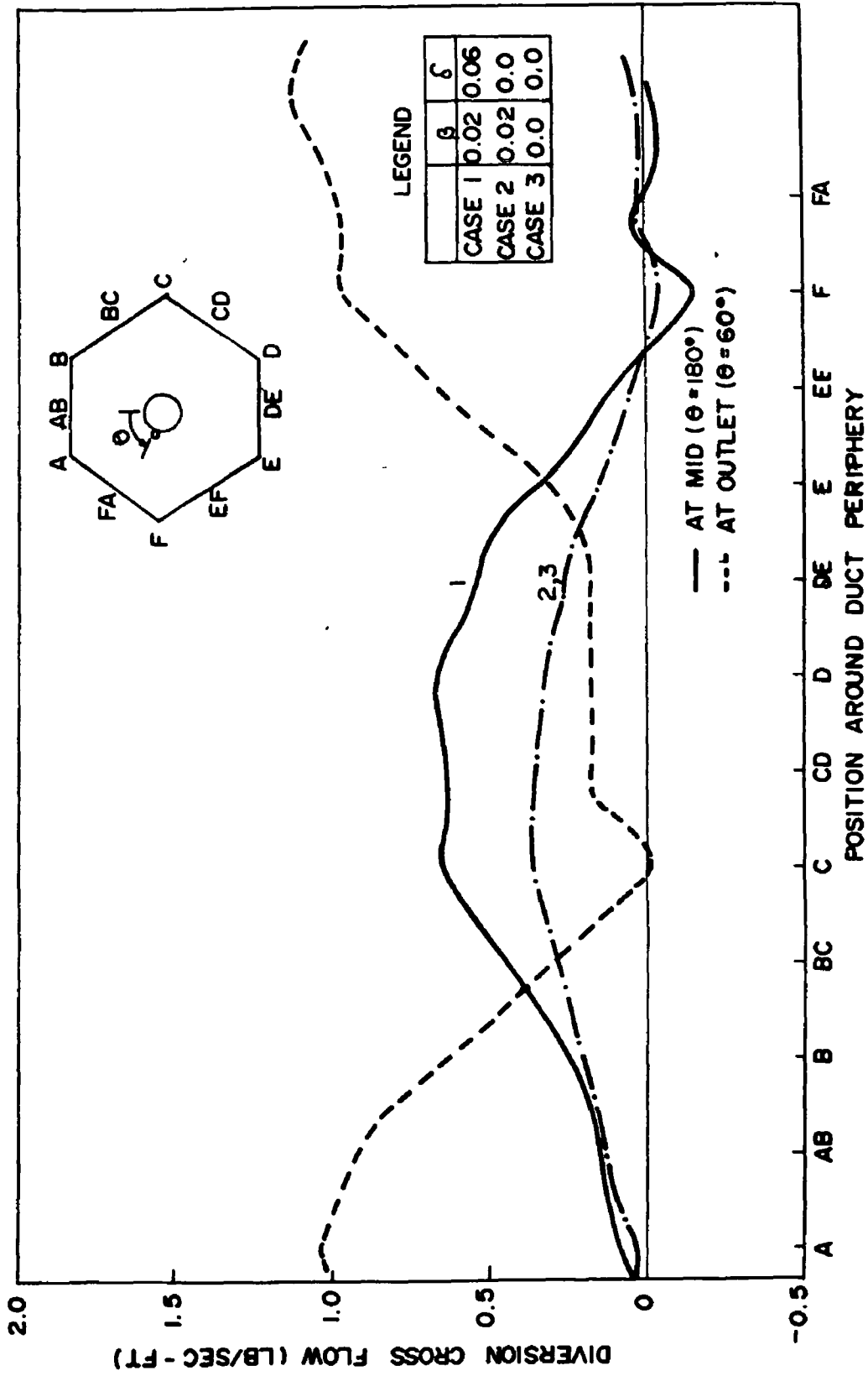


그림 2-14. Duct 周邊의 cross flow 分布

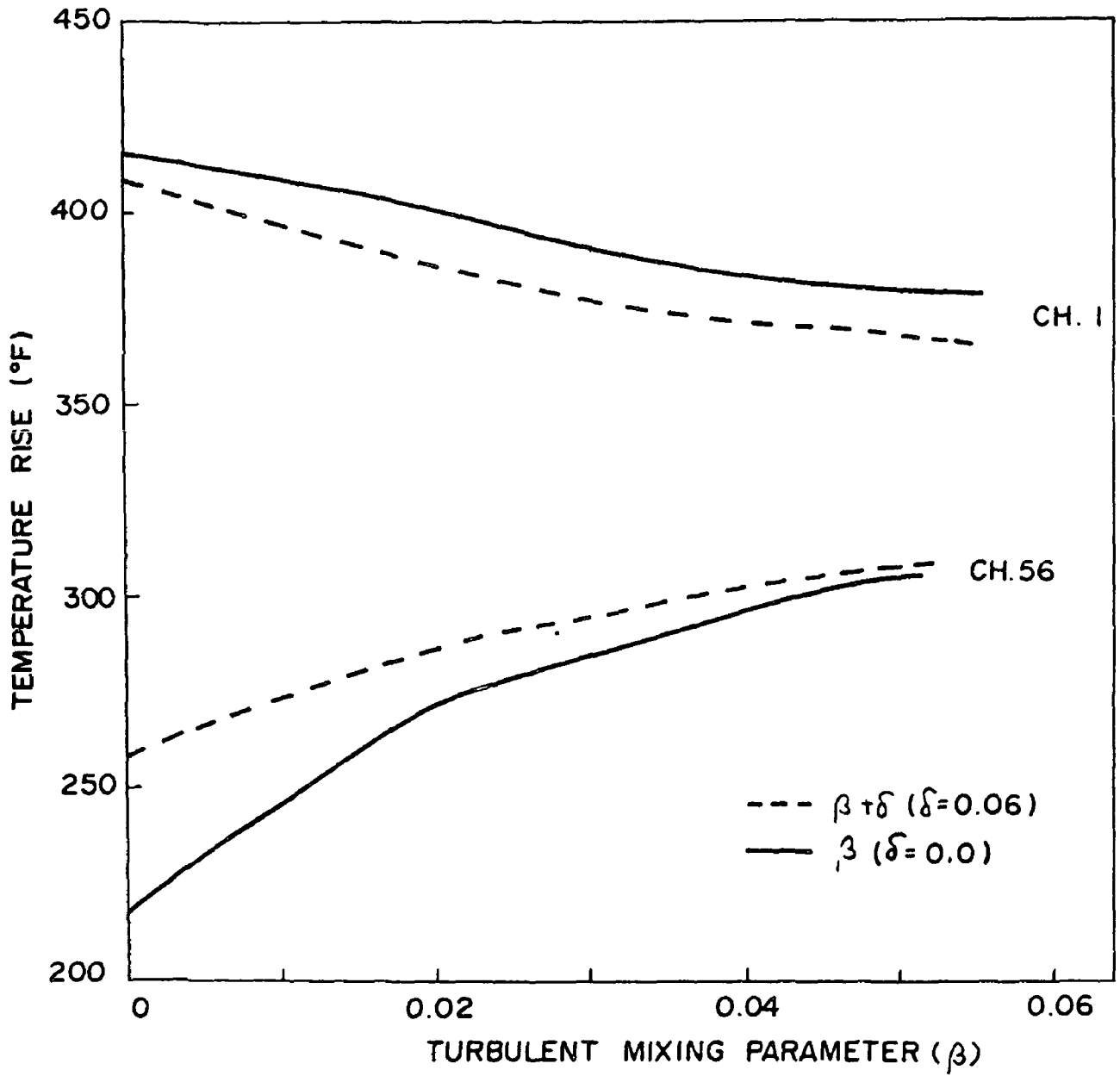


그림 2-15. β 와 δ 의 크기에 따른 溫度上昇

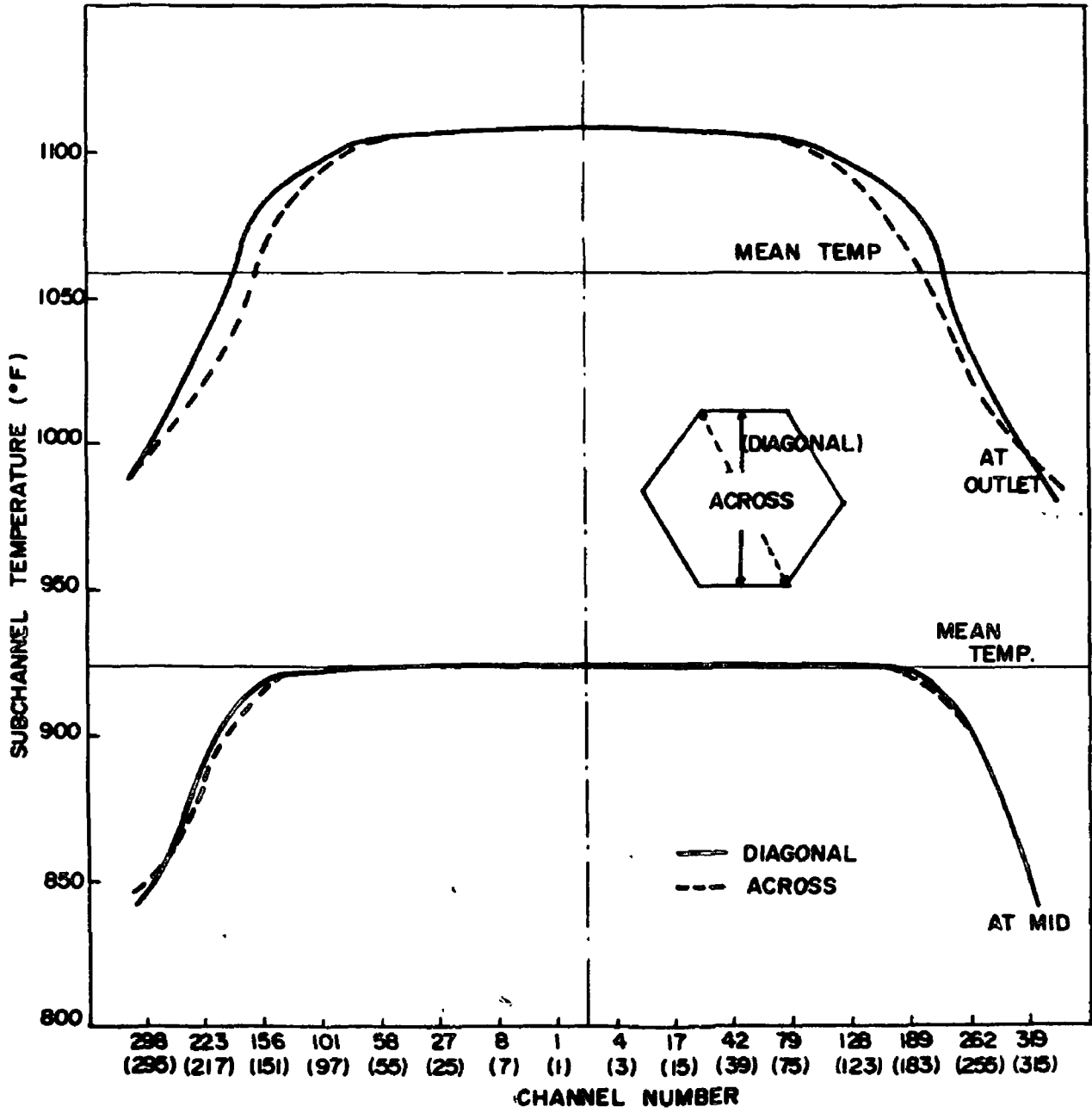


그림 2-16. 169개의 燃料棒 다발에서의 冷却材溫度分布

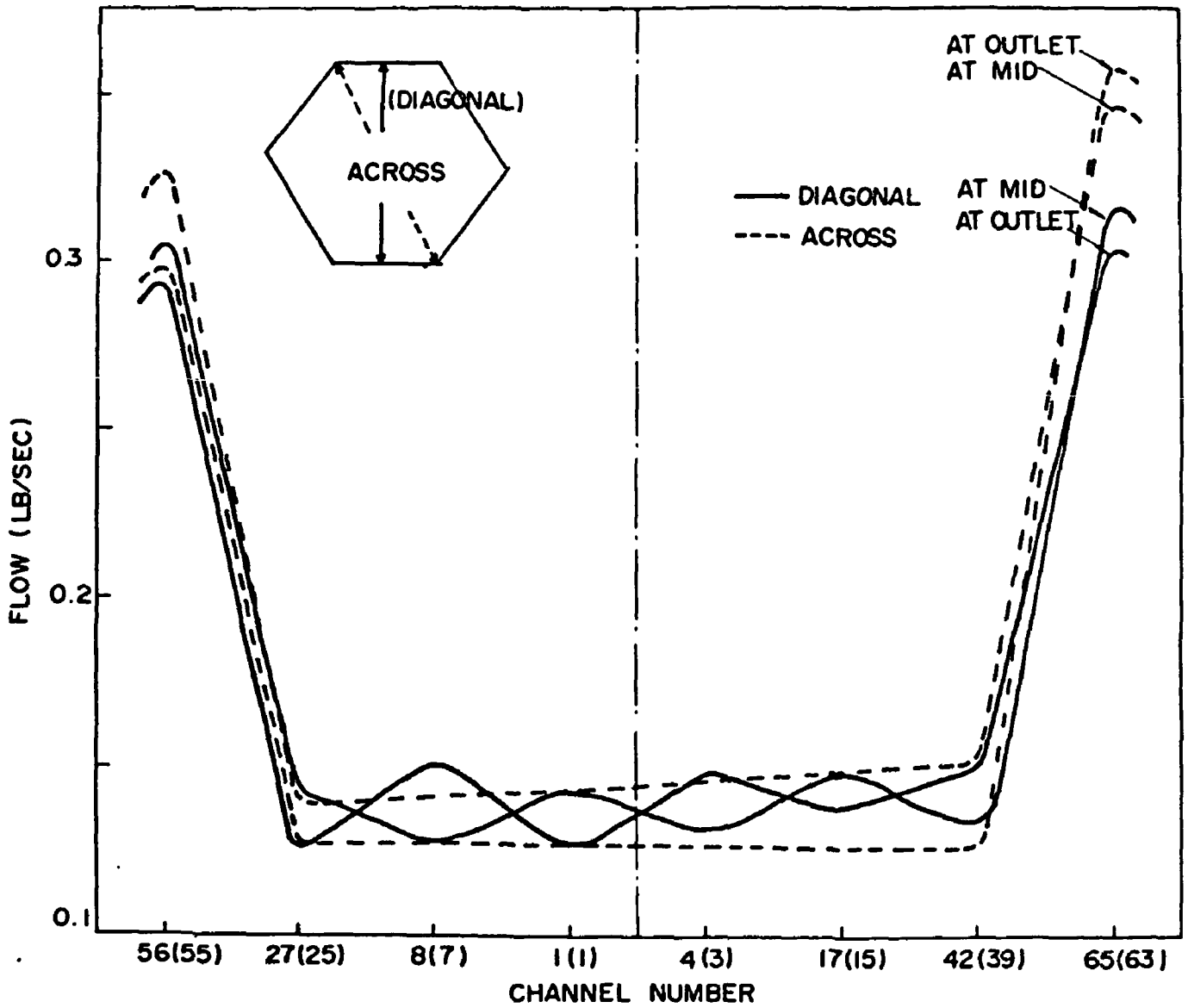


그림 2-17. 37個의 燃料棒 다발에서의 流量分布

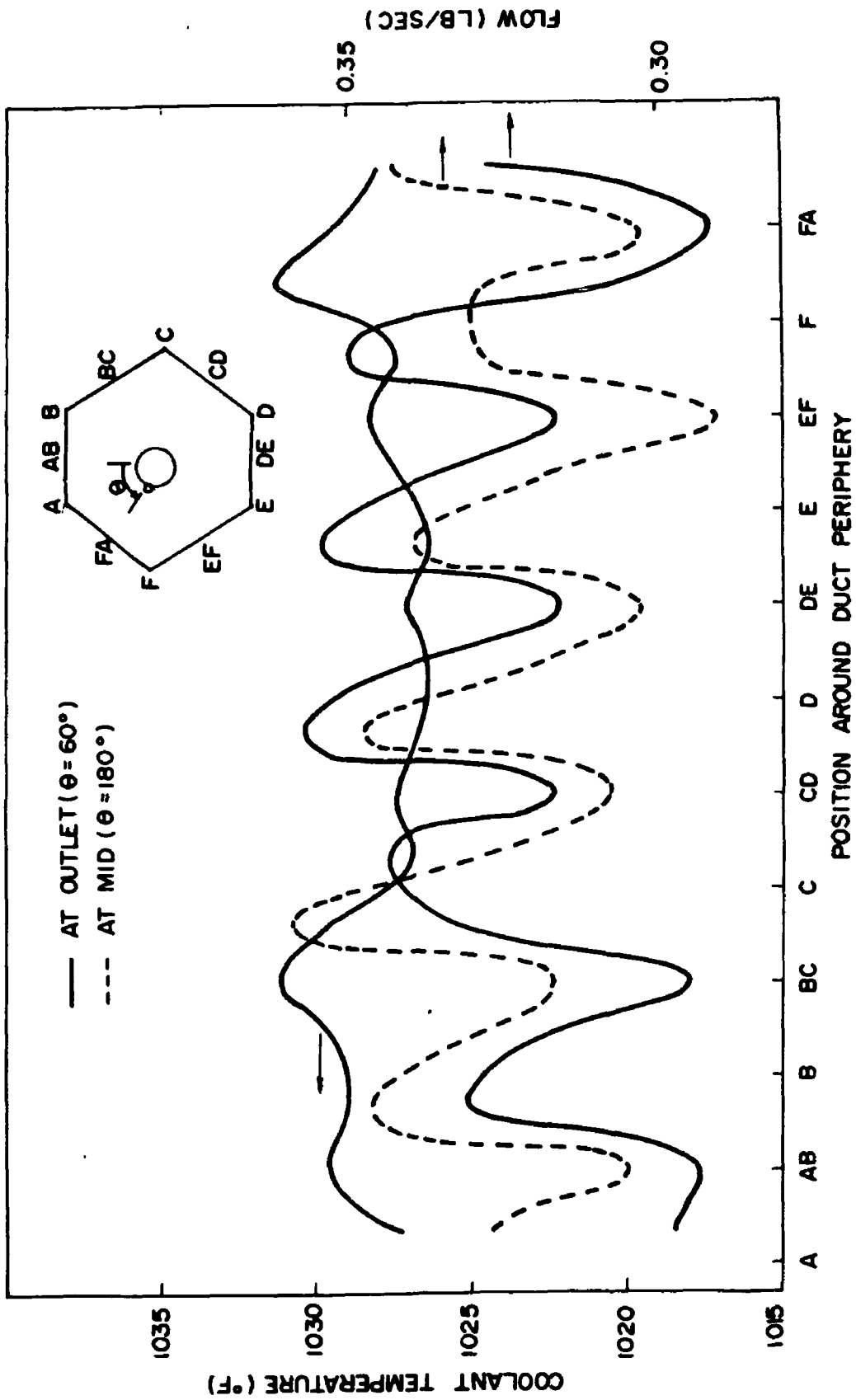


그림 2-18. Duct 周邊의 流量 및 冷却材溫度 分布 (37 個의 燃料棒 주변)

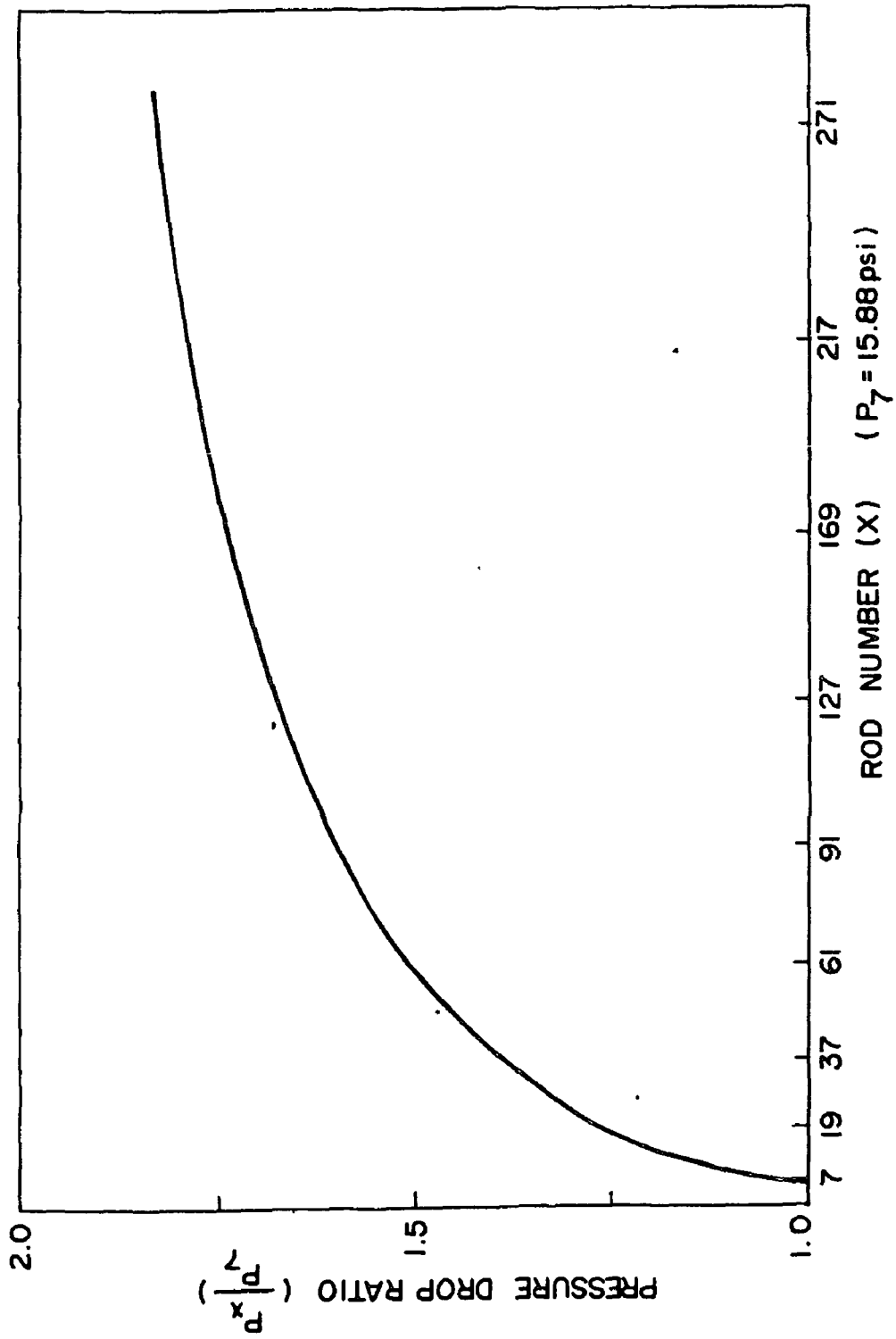
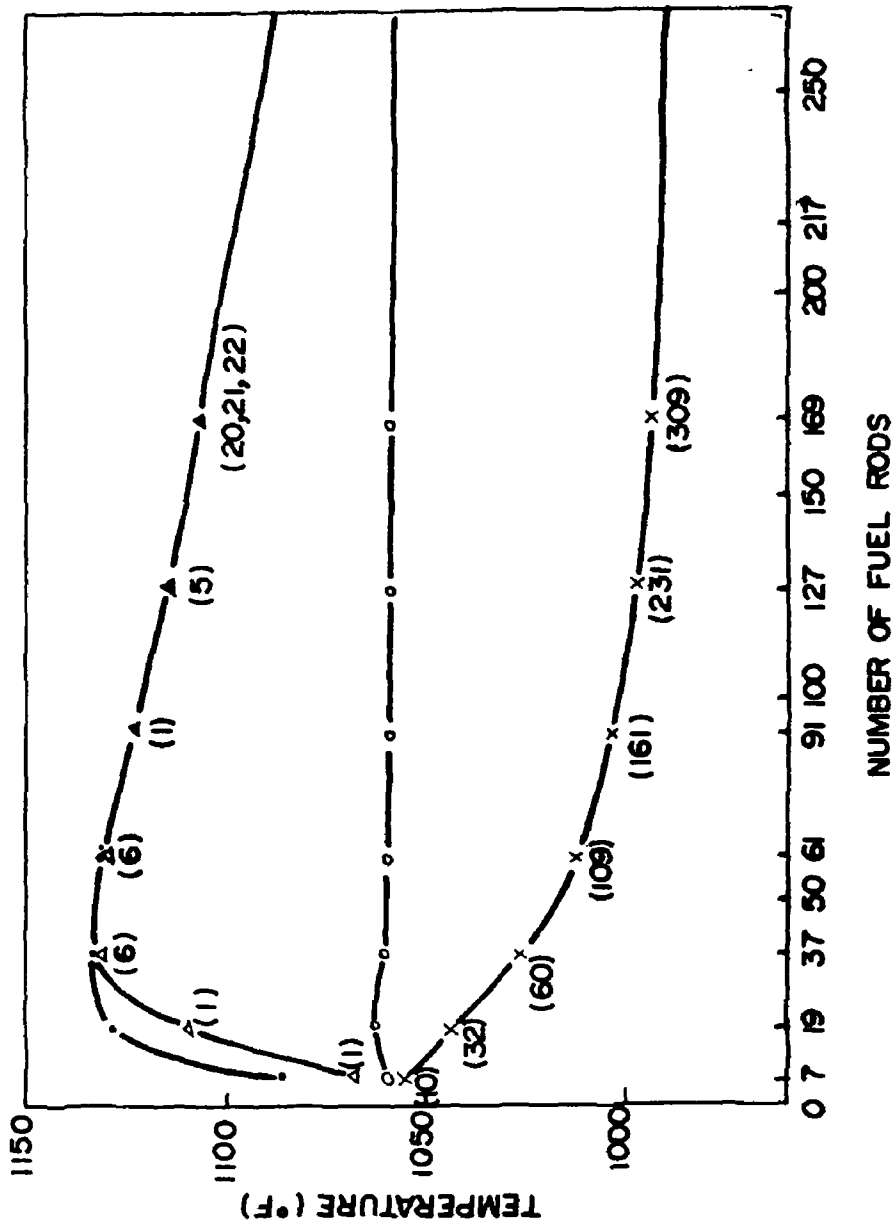


그림 2-19. 燃料棒數의 增加에 따른 壓力降下比



- Tmax for whole channels
- △ Tmax for outlet (Ch.X)
- × Tmin for outlet (Ch.X)
- Tmean for outlet (Ch.X)

그림 2-20. 燃料棒數의 增加에 따른 冷却材溫度의 傾向

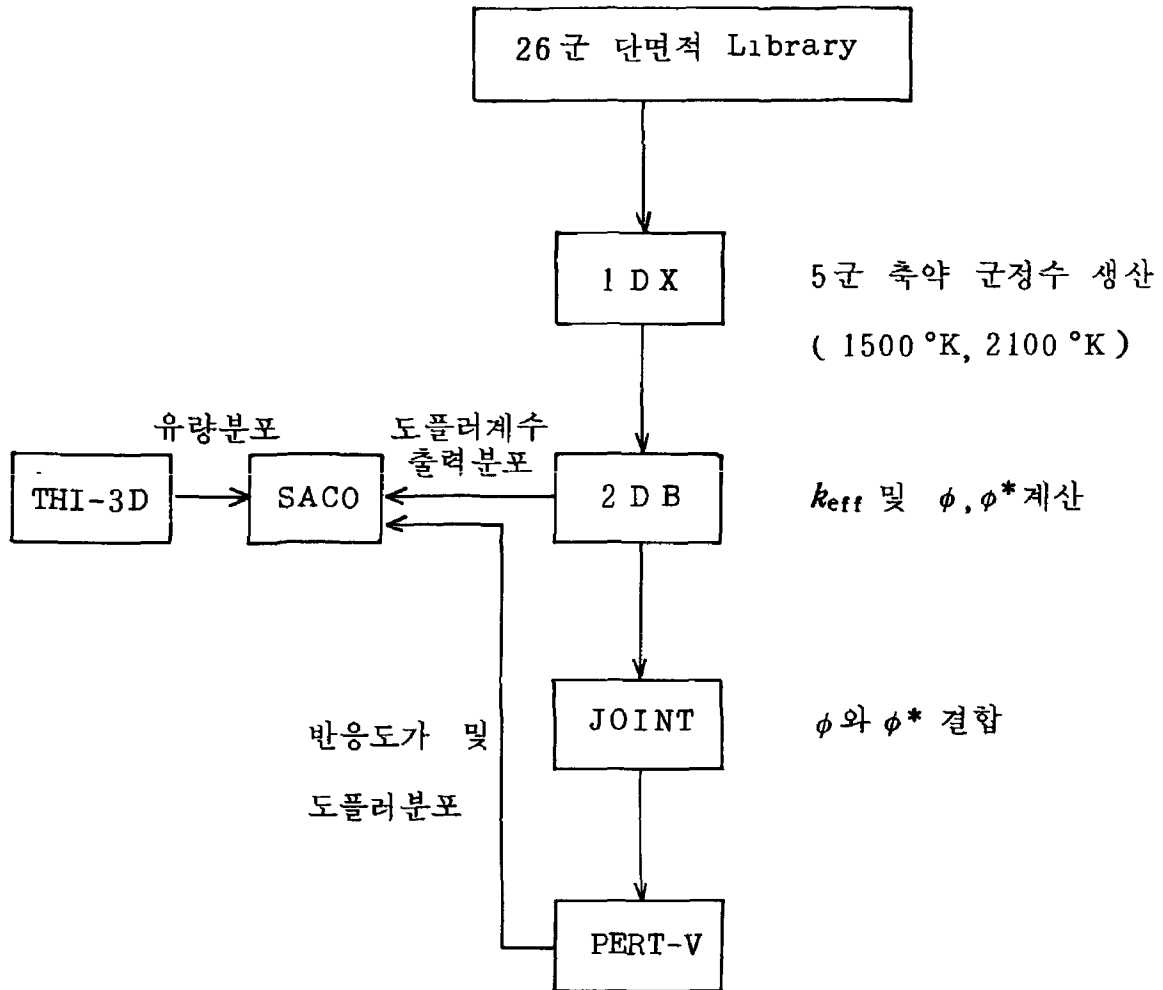


그림 3-1. 安全性解析 計算節次

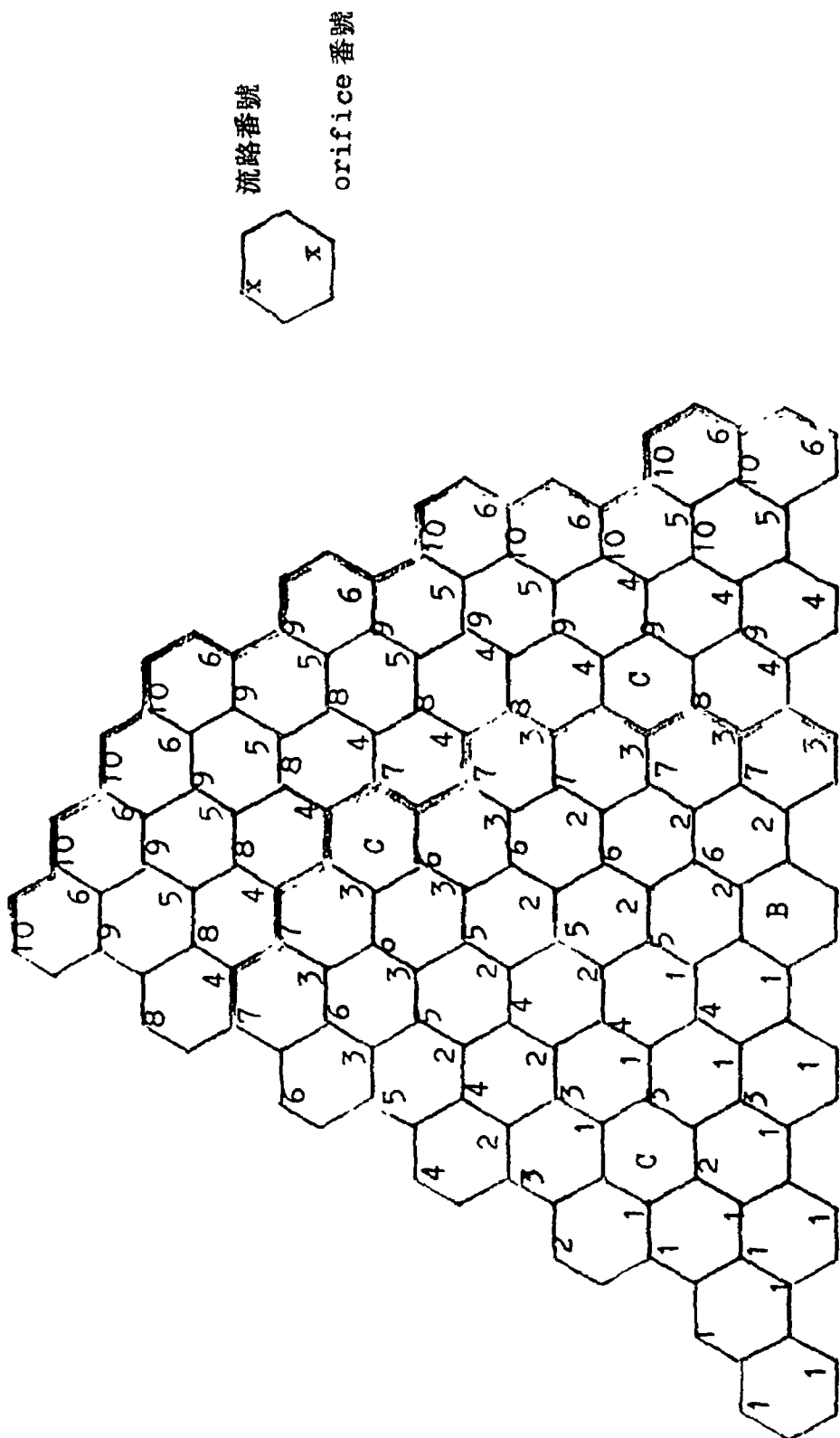


그림 3-2. Super-Phenix 1 平衡爐心の 流路選定

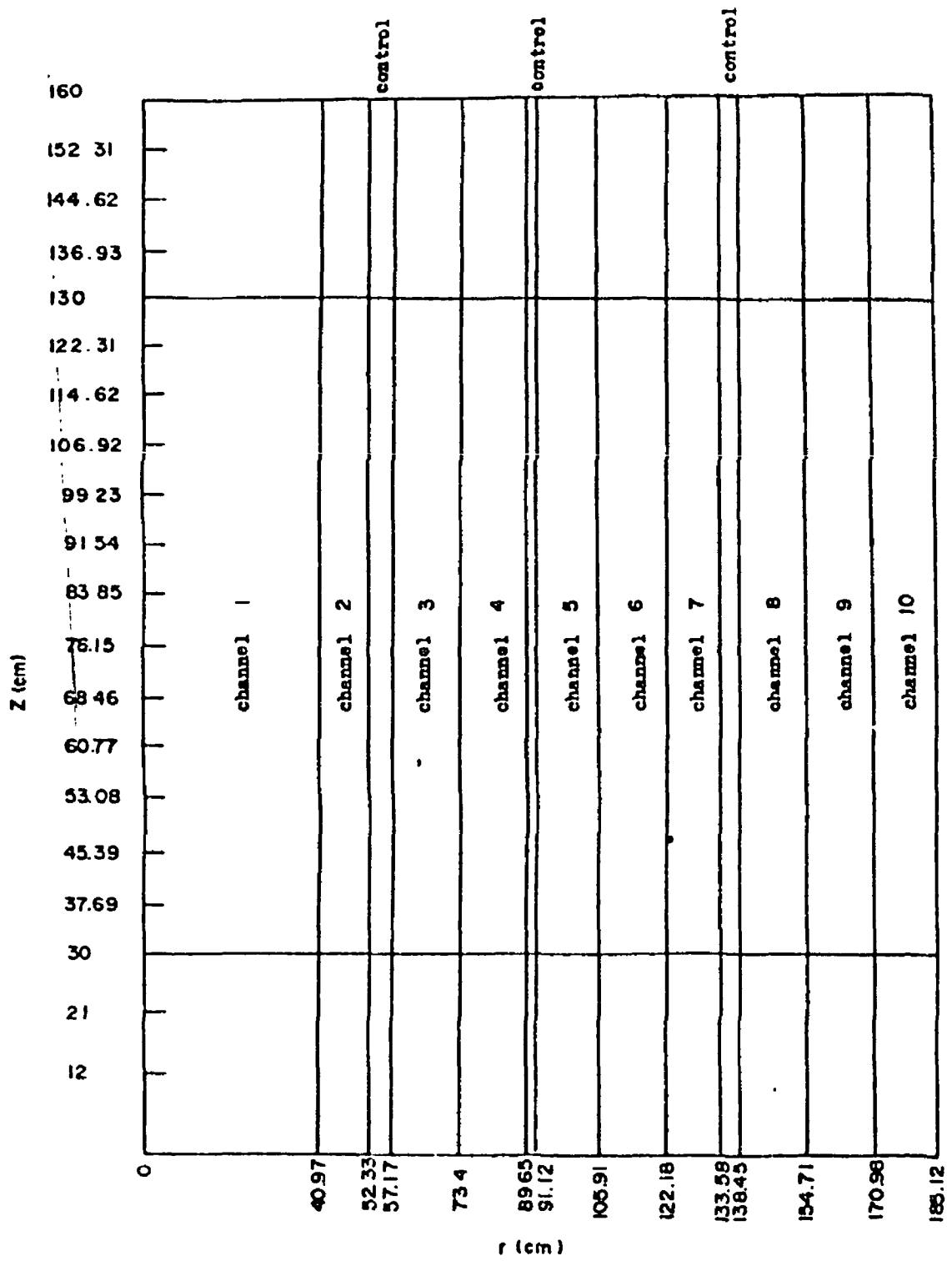


그림 3-3. Super-Phenix 1 平衡爐心の 流路모델 (R-Z)

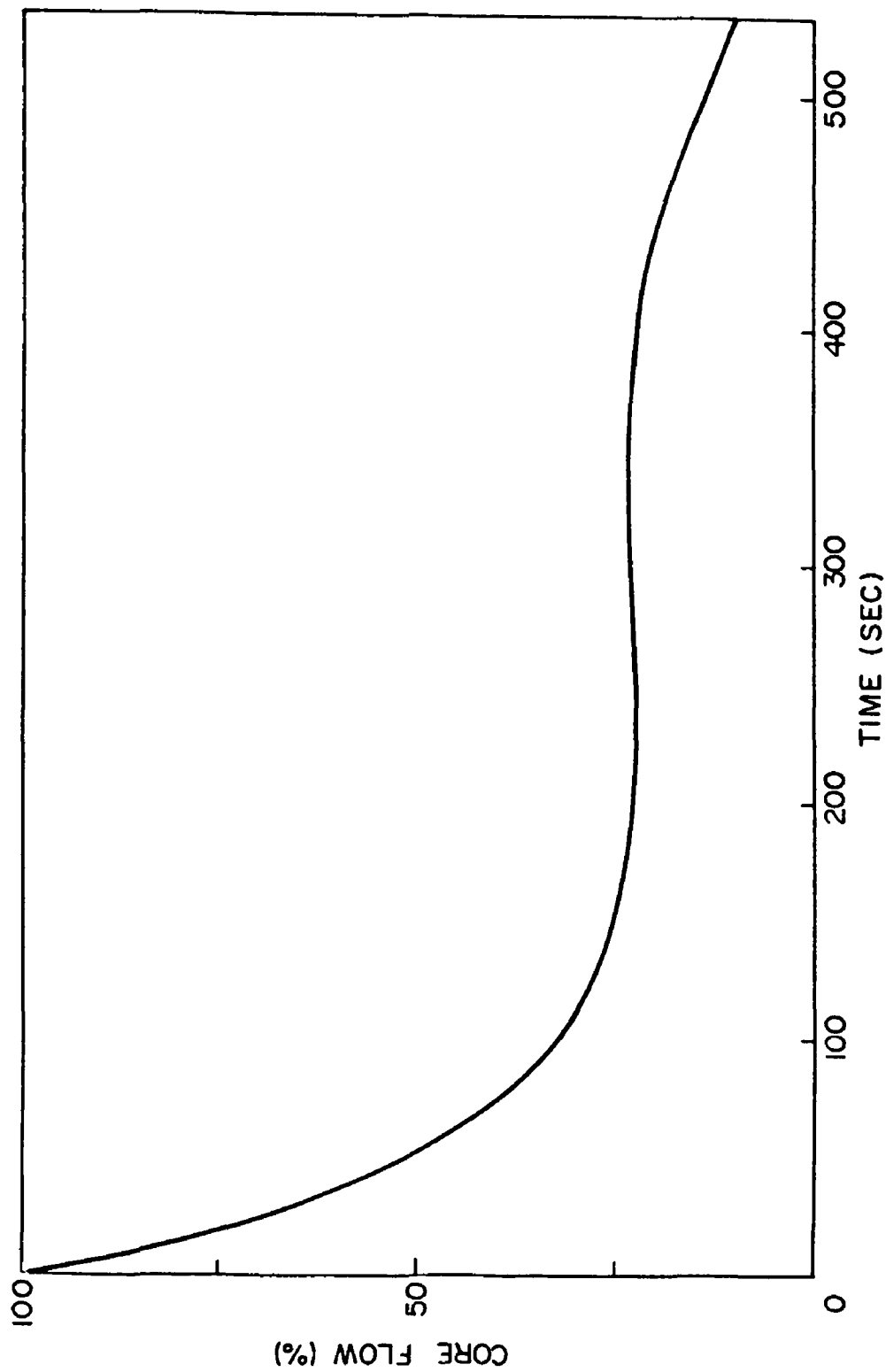


그림 3-4. 冷却材流量減少曲線

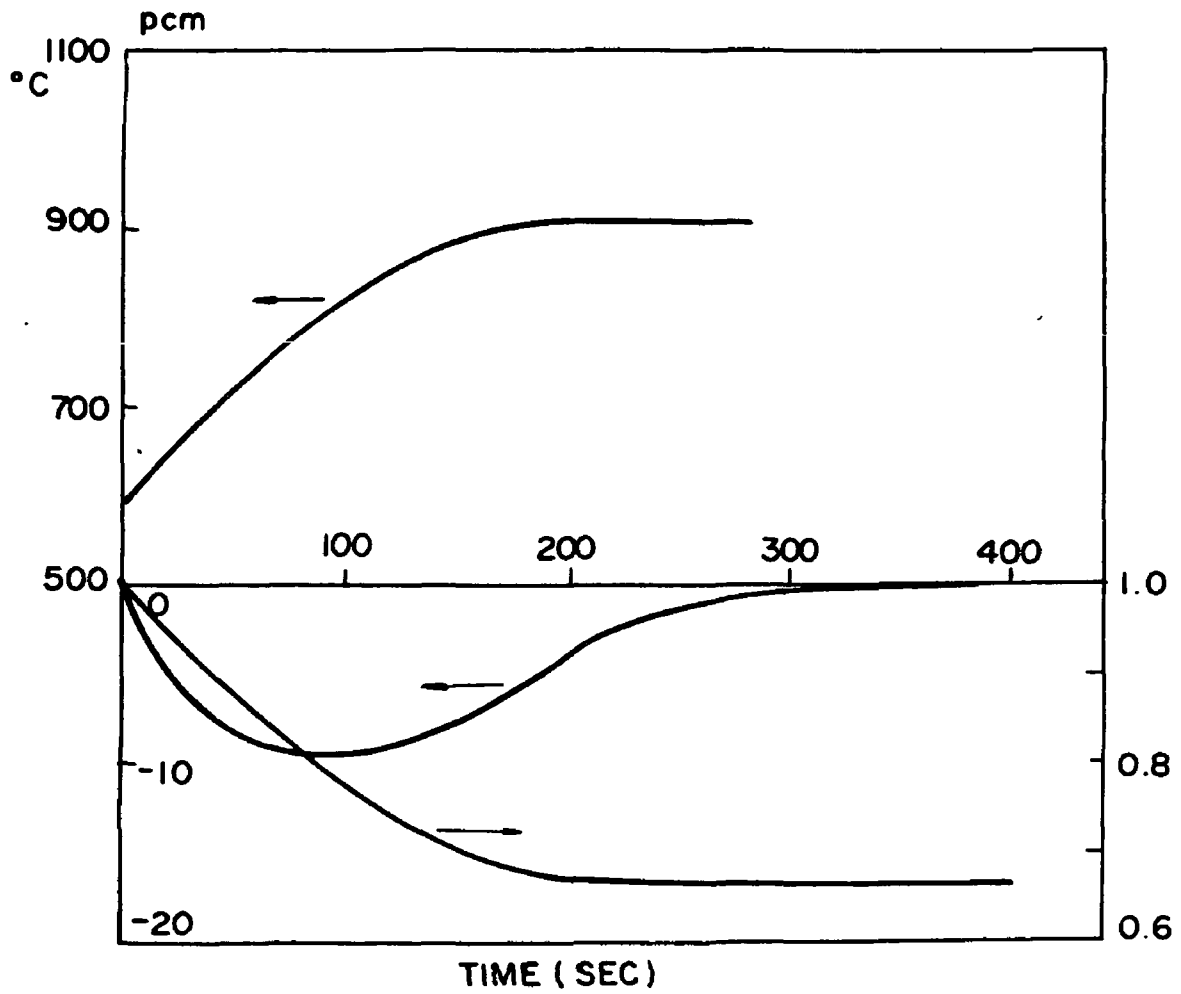


그림 3-5. 펌프電源喪失後 時間에 따른 總反應度, 出力, hot assembly 出口의 冷却材溫度變化

參 考 文 獻

1. 조만, 양재춘, 유건중, 석수동, 소동섭, 김영철, "고속증식로의 노심핵 열설계," KAERI/436/RR-169/80 (1980)
2. 조만, 양재춘, 유건중, 소동섭, 이상용, 김영철, 임재천, 조용우, "고속 증식로의 노형평가," KAERI/RR-264/80 (1981)
3. 조만, 유건중, 소동섭, 김영철, 이경화, 임재천, "고속증식로 일차로심의 핵열설계," KAERI/RR-335/81 (1982)
4. M.G. Stevenson, et al., "Report on the Analysis of the Initiating Phase of a Loss-Of-Flow (Without Scram) Accident in the FTR," ANL/RAS 74-24 (Sep. 1974)
5. W.R. Bohl, et al., "An Analysis of Transient Undercooling and Transient Overpower Accidents Without Scram in the Clinch River Breeder Reactor," ANL/RAS 75-29 (July 1975)
6. W.R. Bohl, et al., "An Analysis of the Unprotected Loss-Of-Flow Accident in the Clinch River Breeder Reactor with an End-Of-Equilibrium-Cycle Core," ANL/RAS 77-15 (May 1977)
7. L.P. Abagyan, N.O. Bazazyants, I.I. Bondarenko, and M.N. Nikalaev, "Group Constants for Nuclear Reactor Calculations," Consultants Bureau, New York (1964)

8. T. Suzuki, "EXPANDA-4: The One-Dimensional Diffusion Equation Code for Fast Reactor Using the JAERI's Fast Set," JAERI-Memo 3660 (1967)
9. T.B. Fowler, et al., "Nuclear Reactor Core Analysis Code: CITATION," ORNL-TM-2496, Rev.2 (1971)
10. 김정도, 이종태, "고속로용 26 군 균정수 Library 생산," KAERI/RR-288/81 (1982)
11. R.W. Hardie and W.W. Little, Jr., "1DX, A One-Dimensional Diffusion Code for Generating Effective Nuclear Cross Sections," BNWL-954, Battelle Memorial Institute Pacific Northwest Laboratory (1969)
12. W.W. Little, Jr. and R.W. Hardie, "2DB, A Two-Dimensional Diffusion-Burnup Code for Fast Reactor Analysis," BNWL-640, Battelle Memorial Institute Pacific Northwest Laboratory (1968)
13. C. Giacometti, et. al., "Caracteristiques Neutroniques du Reacteur Super-Phenix 1 de Creys-Malville," Fast Reactor Physics, Proc. of a Symposium, 1,3-19, IAEA-SM-244/24, IAEA and OECD (1979)
14. M. Banal, et. al., "Construction of World's First Full-Scale Fast Breeder Reactor," Nucl. Eng. Int., 23(273), 43-60 (1978)

15. JAERI's Conceptual Design of Japan Experimental Fast Reactor, JAERI 1177, Part 1, JAERI (1969)
16. J.M. Chaumont, F. Grignon, and P. Wallet, "Les Etudes et la Fabrication du Combustible de Super-Phenix," Bulletin d'Informations Scientifiques et Techniques, No.227, 63-80, CEA (1978)
17. J.D. Kim and J.T. Lee, "ETOX-K4, A Code to Calculate Group Constants for Nuclear Reactor Calculations," KAERI/TR-34/81 (1981)
18. R.W. Hardie and W.W. Little, Jr., "PERT-V, A Two-Dimensional Perturbation Code for Fast Reactor Analysis," BNWL-1162 (1969)
19. 조만, 석수동, 소동섭, 김영철, "고속증식로," KAERI/288/AR-48/79 (1979)
20. W.T. Sha and D.C. Schmidt, "THI3D: A Computer Program for Steady State Thermal-Hydraulic Multi-Channel Analysis," ANL-8112, ANL (1975)
21. M. Estavoyer, 'Les Etudes de Coeur' in "Les Actions de Recherche et Développement Concernent le Coeur de Super-Phénix," Bulletin d'Informations Scientifiques et Techniques, No.227, 111-117, CEA (1978)

22. D.S. Rowe, et al., "COBRA-IV-I: An Interim Version of COBRA for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores," BNWL-1962, Battelle Pacific Northwest Laboratories (March 1976)
23. J.L. Wantland, "ORRIBLE-A Computer Program for Flow and Temperature Distribution in 19 Rod LMFBR Fuel Subassemblies," Nucl. Technol., **24**, 168-175 (Nov. 1974)
24. M.H. Fontana, et al., "Temperature Distribution in the Duct Wall and at the Exit of a 19-Rod Simulated LMFBR Fuel Assembly (FFM Bundle 2A)," Nucl. Technol., **24**, 176-200 (Nov. 1974)
25. E.U. Khann, et al., "A Simplified Approach for Predicting Temperature Distribution in Wire Wrapped Assemblies," COO-2245-3, USAEC (Sep. 1973)
26. E.U. Khann, W.M. Rohsenow, A.A. Sonin, and N.E. Todreas, "A Porous Body Model for Predicting Temperature Distribution in Wire-Wrapped Fuel Rod Assemblies," Nucl. Eng. and Des., **35**, 1-12 (1975)
27. E.U. Khann, W.M. Rohsenow, A.A. Sonin, and N.E. Todreas, "A Porous Body Model for Predicting Temperature Distribution in Wire-Wrapped Rod Assemblies Operating in Combined Forced and Free Convection," Nucl. Eng. and Des., **35**, 199-211 (1975)

28. D.S. Rowe, "COBRA-III C : A Digital Computer Program for Steady State and Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements," BNWL-1695, Battelle Pacific Northwest Laboratories (March 1973)
29. Y.S. Tang, R.D. Coffield, Jr., and R.A. Markley, Thermal Analysis of Liquid Metal Fast Breeder Reactors, American Nuclear Society (1978)
30. Alan E. Walter and Albert B. Reynolds, Fast Breeder Reactors, Pergamon Press (Aug. 1981)
31. G.H. Golden and J.V. Tokar, "Thermophysical Properties of Sodium," ANL-7323, ANL (Aug. 1967)
32. W.M. Keys and A.L. London, Compact Heat Exchangers, 2nd ed., McGraw-Hill, New York (1964)
33. de Stordeur, A.M., "Drag Coefficients for Fuel Element Spacers," Nucleonics, **19**, 74 (1961)
34. K. Rehme, "Pressure Drop Correlations for Fuel Element Spacers," Nucl. Technol., **17**, 15-23 (Jan. 1973)
35. E.H. Novendstern, "Turbulent Flow Pressure Drop for Fuel Rod Assemblies Utilizing a Helical Wire Spacer Systems," Nucl. Eng. Des., **22**, 19 (1972)

36. C. Chiu, W.M. Rohsenow, and N.E. Todreas, "Flow Split Model for LMFBR Wire Wrapped Assemblies," COO-2245-56TR, MIT, Cambridge (April 1978)
37. Rolf H. Sabersky, Allan J. Acosta, and Edward G. Hauptmann, Fluid Flow, 2nd ed., Macmillan Company, New York (1971)
38. R. Chelemer and L.S. Tong, "Engineering Hot Channel Factors for Open Lattice Core," Nucleonics, **20**, 68 (1962)
39. M.D. Carelli and R.A. Markley, "Preliminary Thermal-Hydraulic Design and Predicted Performance of the Clinch River Breeder Reactor Core," Nat. Heat Transfer Conf., ASME paper 75-HT-71, Amer. Soc. of Mech. Eng. (1975)
40. N.E. Todreas and James A. Turi, "Interchannel Mixing in Wire Wrapped Liquid Metal Fast Reactor Fuel Assemblies," Nucl. Technol., **13**, 36-52 (Jan. 1972)
41. C. Mueller, J.K. Vaurio, "SACO: A Fast-Running LMFBR Accident Analysis Code," ANL/RAS 77-50 (Nov. 1977)
42. Karl Wirtz, Lectures on Fast Reactors, chap.1, Universität Karlsruhe (1973)
43. H. Freslon, H. Noel, et al., "Analysis of the Dynamic Behavior of the Phenix and Super-Phenix Reactors During Certain Accident Sequences," Proc. Int. Meeting on Fast Reactor Technology, Seattle (Aug. 1979)

44. E. Robert, et al., "Main Safety Features of the Super-Phenix Project," Int. Meeting on Fast Reactor Safety and Related Physics, CONF-761001, 164-179 (1976)

高速増殖爐의 爐心特性研究

1983年 2月 27日 印刷
1983年 2月 28日 発行
発行人 車 宗 熙
発行処 韓國 에너지研究所
서울特別市道峰区孔陵洞170-2
電話 (972) 2081~9

印刷所 文成輕印株式会社
724 - 7434 · 0619
720 - 4716 · 4717

분수넘는 사치낭비 우리살림 파탄온다