

KINS/GR-043

제2차년도  
보고서

# 노심 및 원자로계통의 설계검증코드 체제확립 및 개발에 대한 연구

Establishment of the Audit Code System for Reactor  
Core and Reactor Coolant System Analysis

연구기관

한국원자력안전기술원

1992

과학기술처



# 제 출 문

과학기술처장관 귀하

본 보고서를 “노심 및 원자로계통의 설계검증코드 체제확립 및 개발에 대한 연구” 과제의 제2차년도 보고서로 제출합니다.

1992년 6월

연구기관명	한국원자력안전기술원		
연구책임자	구	본	현
연구원	윤	원	효
	김	형	철
	김	병	순
	김	봉	현
	서	남	덕
	우	승	응
	민	복	기
	김	세	원
	정	대	욱
	안	승	훈
	조	상	진
감수위원	은	영	수
	김	성	년

# 요 약 문

## I. 제 목

노심 및 원자로계통의 설계검증코드 체제확립 및 개발에 대한 연구

## II. 연구의 목적 및 중요성

본 설계 검증코드 체제의 개발 목적은 원전의 안전성을 평가하기 위해 가장 기본이 되는 노심의 정적, 동적 거동을 전적으로 분석하는 전산코드 체제와 노심과 연결된 원자로계통의 성능을 분석하는 코드체제를 구축하는데 있다.

본 검증코드 체제가 완성되면 노심과 원자로계통의 신뢰성 있는 안전성 평가가 수행될 수 있을 것이며, 그 결과는 설계기준사고 내지는 중대사고의 분석에 필요한 기본 입력자료로도 사용될 수 있을 것이다. 아울러 이들 검증코드로써 원자력 사업자의 설계코드를 검증할 수 있으며, 각종 규제기준개발과 정량적 안전성 검사는 물론 원자력 사업자가 제출하는 각종 인허가보고서의 안전성 만족여부를 정량적으로 평가함으로써 원자력 안전규제를 보다 활성화할 수 있을 것으로 판단된다.

## III. 연구의 내용 및 범위

본 연구는 노심 및 원자로계통의 안전성을 평가하고 사업자의 설계코드를 검증하기 위한 전산코드 체제를 개발하는 것이므로 아래와 같은 내용으로 구성된다.

- 노심 핵설계 분석
- 노심 열수력설계 분석
- 원자로 계통 분석

위와 같은 내용에 대하여 연구범위는 다음과 같다.

- 원자력 규제기관에서 사용될 설계검증코드 체제확립 및 개발
  - 사업자의 설계코드 현황조사 및 평가

— 국외 유관기관의 코드 실태조사 및 연구

— 최적코드의 선정 및 응용

- 설계검증코드의 방법론 및 모델의 수정, 보완을 통한 규제기술개발
- 노심 및 원자로계통의 과도현상에 대한 심층분석능력 구축

#### IV. 연구결과 및 활용에 대한 건의

본 과제의 1차년도에는 첫째, 여러기관의 노심 및 원자로계통의 전산코드체제 현황과 관련기초자료를 수집 하였으며, 둘째 원전의 안전성을 검토, 규제하는 규제기관에서 적합한 최적 전산코드를 선정하고 또한 전산기를 구축하는데 주력 하였다. 2차년도에는 1차년도의 연구결과를 바탕으로 선정된 코드를 도입하여 가능한 검증계산을 수행하였다. 노심 핵설계 분야에서는 미국 Studsvik사의 CASMO-3를 핵단면적 생산코드로 사용하였으며 노심 분석 코드로는 KINS-2라 명명된 노달코드를 사용하여 CESSAR 검증계산을 수행하였다. 노심 열수력 분석 코드로서는 COBRA-IV-I를 사용하였으며, 국내의 모든 열설계 방법론을 검토하였고, 이를 고리 1호기 노심에 적용하여 각 방법에 의한 계산 결과를 비교 분석하였다. 원자로 계통분야는 정상상태 및 열수력 과도상태시 원자로계통을 분석, 평가할 수 있는 CATHARE 전산코드와 과도상태시 증기발생기의 열수력적 현상을 분석하는 ATHOS3 전산코드에 대한 자세한 내용분석이 수행되었다.

본 연구의 최종결과는 미국 및 프랑스등 원자력 선진국의 노심 및 원자로 계통 규제검증 활동에 필적하는 기술을 확립함은 물론 국내의 필요성에 따라 나타나는 문제들을 독자적으로 해결할 수 있도록 적극 활용될 것이다.

# SUMMARY

## I. Project Title

Establishment of the Audit Code System for Reactor Core and Reactor Coolant System Analysis

## II. Objective and Importance of the Project

The safety evaluation of a nuclear power plant begins with the analyses of the reactor core and coolant system. The results of these analyses, also, provide the basic input for the accident analysis subsequently. The project is to develop the code systems for analyzing the core steady-state and kinetic performance and the reactor coolant system.

Upon establishing the code system, the technical evaluation can be substantiated in the nuclear regulation aspects of the standard development, safety inspection, and design review activities.

## III. Contents and Scope of the Project

### Contents

- Core nuclear analysis
- Core thermal-hydraulic analysis
- Reactor coolant system analysis

### Scope

- Establishment of audit code systems for nuclear regulation
  - Survey and evaluation of design codes

- Study of audit codes of the related organizations overseas
- Selection and application of the codes
- Methodology developments using the audit code system
- Capability enhancement for the analysis of the reactor core and coolant system

#### IV. Results and Proposal for Applications

For the first year of the project, the code systems of Studsvik, Westinghouse, and EPRI were surveyed and evaluated. During the second year, the selected codes have been installed on the computer and some calculation results are presented for comparisons. For nuclear design, CASMO-3 is used for nuclear cross section generation. Core analysis is performed using the nodal code called KINS-2. The calculation results show an excellent agreement with CESSAR values. The COBRA-IV-I code has been selected for the DNB analysis. Selected thermal design methods are studied comparatively and applied to Kori Unit 1 for DNBR limits calculation. For the part of reactor coolant system, the CATHARE code and the ATHOS3 code have been implemented and studied in depth for reactor system analysis and steam generator thermal hydraulic transient analysis, respectively.

The code system above will be used for verification and evaluation of the design methods of nuclear enterprisers. The final goal of the project is not only to establish the technical capability equivalent to that of advanced countries in nuclear technology but to furnish with the independence in solving the localized problems of the domestic nuclear power plants.

# Contents

<b>Summary</b>	<b>3</b>
<b>Chapter 1 Introduction</b>	<b>17</b>
<b>Chapter 2 Audit of Core Nuclear Design</b>	<b>21</b>
Section 1 Fuel Rod Temperature Distribution .....	25
Section 2 Lattice Physics Methodology .....	28
Section 3 Core Analysis Methodology .....	35
Section 4 Generation of Nuclear Group Constant Vectors .....	40
Section 5 Audit Calculation for a Core Design .....	44
Section 6 Conclusion .....	57
Section 7 References .....	58
<b>Chapter 3 Core Thermal-Hydraulics Design</b>	<b>59</b>
Section 1 Introduction .....	61
Section 2 Benchmarks for the Core Thermal-Hydraulics .....	62
Section 3 Comparative Studies on the DNB Design Methods .....	68
Section 4 Application of the DNB Design Methods to Kori Unit 1 .....	84
Section 5 References .....	104



<b>Chapter 4</b>	<b>Audit Codes for Reator Coolant Systems</b>	<b>107</b>
Section 1	Introduction .....	109
Section 2	Computer Codes for Reactor Coolant System Analysis	110
	1. The CATHARE Code .....	110
	2. The ATHOS3 Code .....	204
Section 3	References .....	315
<b>Chapter 5</b>	<b>Conclusions .....</b>	<b>319</b>

# 목 차

요 약 문 .....	1
Summary .....	3
제 1 장 서 론 .....	17
제 2 장 노심핵설계 검증 .....	21
제 1 절 핵연료봉 온도 분포 계산 .....	25
제 2 절 격자 물리 이론 .....	28
제 3 절 노심 분석 이론 .....	35
제 4 절 핵군정수 벡터 .....	40
제 5 절 노심 분석 계산 검증 .....	44
제 6 절 결 론 .....	57
제 7 절 참고문헌 .....	58
제 3 장 노심열수력 설계 .....	59
제 1 절 서 론 .....	61
제 2 절 검증계산 .....	62
제 3 절 DNB 설계 방법의 비교검토 .....	68
제 4 절 고리1호기 노심 DNB 설계방법에의 적용 .....	84
제 5 절 참고문헌 .....	104

<b>제 4 장 원자로 계통의 설계검증코드</b> .....	107
제 1 절 서 론 .....	109
제 2 절 원자로계통 열수력 전산코드 .....	110
1. CATHARE 전산코드 .....	110
2. ATHOS 3 코드 .....	204
제 3 절 참고문헌 .....	315
<b>제 5 장 결론 및 향후과제</b> .....	319

## 표 목 차

2. 1	핵연료봉 입력자료 .....	26
2. 2	2군 핵단면적과 인식지수 .....	41
2. 3	노심 주요 설계자료 .....	45
2. 4	핵연료 집합체 형태별 제원 .....	46
2. 5	주기초에서의 반응도 및 온도 계수 비교 .....	50
2. 6	주기말에서의 온도계수 및 보론값 비교 .....	50
2. 7	임계 붕소농도 비교 .....	52
3. 1	부수로 제원 .....	65
3. 2	실험조건 .....	66
3. 3	검증계산 결과 및 비교 .....	67
3. 4	여러 임계 열속 상관식에서의 (M/P)통계량 .....	70
3. 5	임계 열속 상관식에 대한 1/(M/P)의 95% 상부제한치	71
3. 6	고리 1호기 DNB 설계시 사용된 변수의 평균, 표준편차 및 불확실도 분포 .....	85
3. 7	DNB 제한 예상운전 과도상태 및 최소 DNBR 근방에서의 계통 거동 .....	88
3. 8	제한 부수로 및 핵연료봉의 선정을 위해 계산되는 핵연료봉들의 최소 DNBR값 .....	89
3. 9	기준운전 조건에서의 DNBR 민감도 분석	90
3.10	Latin Hypercube Sampling을 이용한 원자로 냉각재 감소조건에서의 변수 표본 .....	99
3.11	선정된 12개 표본에 대한 DNBR값 및 선형회귀 분석을 위한 반응 표면 계수 계산 결과 .....	100

3.12	ITDP, RTDP, 그리고 SCU 방법내용 및 결과 비교 .....	101
3.13	계통 모멘트 방법과 SCU 방법에서 변수에 대한 DNBR 민감도 비교 .....	103
4. 1	CATHARE 검증을 위한 분리효과 실험 .....	114
4. 2	단상 자연대류 실험의 종류 .....	194
4. 3	단상 자연대류 실험의 초기조건 .....	195
4. 4	안전주입으로 공급된 질량의 분포도 .....	197
4. 5	단상 자연대류 실험결과 요약 .....	198
4. 6	단상 자연대류 시험의 정상상태 실험치와 계산값 비교 .....	199
4. 7	단상 자연대류 실험 계산시 CPU Time과 실시간 비교 .....	202
4. 8	Values of Moody Constants, $C_1$ and $C_2$ .....	261
4. 9	Values of Moody Constant, $C_3$ .....	261
4.10	Values of Jakob Constant, $C_4$ .....	261
4.11	Martinelli-Nelson Table of values of $\phi^2$ as Input for Linear Interpolation .....	269
4.12	Variation of Thom Two-Phase Multiplier Values with Void Fraction for Steam and Water Mixture at $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , without Spline .....	270
4.13	Variation of Thom Two-Phase Multiplier Values for Steam and Water Mixture at $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , with Spline .....	271
4.14	Constants in Convective Heat Transfer Correlations .....	278
4.15	Source Terms in the Energy and Momentum Conservation Equations .....	305

## 그 립 목 차

2. 1 노심핵설계 검증계산 체제도 .....	24
2. 2 평균 핵연료봉내의 온도분포 .....	27
2. 3 CASMO-3 계산 흐름도 .....	29
2. 4 CASMO 관련코드 File 입출력	30
2. 5 미세군 계산 흐름도 .....	32
2. 6 1/8 노심 장전 모형	46
2. 7 16×16 핵연료 집합체 .....	47
2. 8 연소도에 따른 $k_{eff}$ 변화 .....	48
2. 9 임계 붕소농도 곡선 비교 .....	51
2.10 주기초 평면 출력 분포 .....	53
2.11 주기초 축방향 출력 분포 .....	54
2.12 주기말 평면 출력 분포 .....	55
2.13 주기말 축방향 출력 분포 .....	56
3. 1 핵연료봉 및 부수로 배열 .....	63
3. 2 그리드 및 TC 배치	64
3. 3 ITDP 설계개념	74
3. 4 RTDP 설계개념	79
3. 5 SCU 방법 설계개념	82
3. 6 System Parameter/SCU DNB 설계과정	83
3. 7 고리 1호기 DNB 설계시 선정된 부수로 및 핵연료봉의 기하학적 형태	86
4. 1 SUPER MOBY DICK 실험 긴 노즐에 대한 실험결과와 계산값의 비교 .....	115

4. 2 SUPER MOBY DICK 실험 짧은 노즐에 대한 실험결과와 계산값의 비교 .....	116
4. 3 REBECA 실험 시험결과와 계산값의 비교 .....	117
4. 4 수평 CANON 실험 대형 파단 조건 .....	118
4. 5 수평 CANON 실험 소형 파단 조건 .....	119
4. 6 수직 CANON 실험 .....	120
4. 7 OMEGA 관 실험 개략도 .....	121
4. 8 OMEGA 관 실험 시험 06 .....	122
4. 9 OMEGA 봉 다발 실험 개략도 .....	123
4.10 OMEGA 봉 다발 실험 실험결과와 CATHARE 계산값의 비교 .....	124
4.11 OMEGA 봉 다발 실험 시험 09 .....	125
4.12 OMEGA 봉 다발 실험 시험 11 .....	126
4.13 OMEGA 봉 다발 실험 시험 13 .....	127
4.14 OMEGA 봉 다발 실험 시험 19 .....	128
4.15 PATRICIA 7 MPa 실험 .....	154
4.16 BETHSY 실험장치의 개략적인 일차계통 단면도 .....	155
4.17 BETHSY 실험장치의 일차냉각계통의 각 부분 높이 .....	156
4.18 BETHSY 실험장치의 증기발생기 개략도 .....	157
4.19 BETHSY 자료처리 계통도 .....	158
4.20 단상자연대류 실험의 일차측 및 이차측 냉각재의 압력 .....	159
4.21 단상자연대류 실험의 저온관1 에서의 질량유량 .....	160
4.22 단상자연대류 실험의 고온관1의 높이 방향 압력차이 .....	161
4.23 단상자연대류 실험의 증기발생기 일차측의 입출구 온도차이 .....	162
4.24 단상자연대류 실험의 증기발생기에 공급되는 급수유량 .....	163

4.25	단상자연대류 실험의 증기발생기의 Collapsed Level .....	164
4.26	단상자연대류 실험의 안전주입 질량유량 .....	165
4.27	단상자연대류 실험의 가압기의 Collapsed Level .....	166
4.28	단상자연대류 CATHARE 모의를 위한 1차계통 Nodalization .....	167
4.29	단상자연대류 CATHARE 모의를 위한 2차계통 Nodalization .....	168
4.30	단상자연대류의 노심열출력 .....	169
4.31	단상자연대류의 가압기 압력 .....	170
4.32	단상자연대류의 증기발생기 압력 .....	171
4.33	단상자연대류의 노심출구온도 .....	172
4.34	단상자연대류의 노심 입출구 온도차이 .....	173
4.35	단상자연대류의 가압기 수위 .....	174
4.36	단상자연대류의 가압기의 증기부분 온도 .....	175
4.37	단상자연대류의 저온관의 온도변화 .....	176
4.38	단상자연대류의 고온관 온도(BCIC) .....	177
4.39	단상자연대류의 저온관 온도(BCIG) .....	178
4.40	단상자연대류의 고온관과 저온관의 온도차이 .....	179
4.41	단상자연대류의 Downcomer 체적유량 .....	180
4.42	단상자연대류의 고온관에서의 액체속도 .....	181
4.43	단상자연대류의 저온관에서 질량유량 .....	182
4.44	단상자연대류의 고온관1의 높이 방향 압력차이(BCIC) .....	183
4.45	단상자연대류의 고온관1의 기포율(BCIC) .....	184
4.46	단상자연대류의 고온관2의 기포율(BCIG) .....	185
4.47	단상자연대류의 증기발생기 전열관의 입출구 온도차이 .....	186
4.48	단상자연대류의 주급수량 .....	187



4.49	단상자연대류의 증기발생기 수위변화 .....	188
4.50	단상자연대류의 증기발생기의 증기유량 .....	189
4.51	단상자연대류의 SGI 전열관의 Collapsed 수위	190
4.52	단상자연대류의 민감도 분석시 저온관1 온도 .....	191
4.53	단상자연대류의 민감도 분석시 고온관 유체속도 .....	192
4.54	단상자연대류의 민감도 분석시 증기발생관 증기유량 .....	193
4.55	Volume 모델의 Node 구분 .....	205
4.56	Volume 모델의 기하학적 특성	206
4.57	Volume 모델을 구성하는 변수들의 정의	207
4.58	Volume 모델 지배 방정식에 쓰인 각종 전달항 .....	208
4.59	Configuration of UTSG with Economizer .....	219
4.60	Configuration of UTSG without Economizer .....	220
4.61	Configuration of UTSG with Rectangular Cross-Section .....	221
4.62	Configuration of UTSG with Split-Flow Economizer .....	222
4.63	Configuration of OTSG .....	223
4.64	Example Configuration of Non-Steam-Generator Geometry ... ..	224
4.65	Configuration of UTSG with Restricted Riser Section .....	225
4.66	Overall Flow Diagram for the ATHOS3 Code .....	226
4.67	Main Solution Steps of the ATHOS Module .....	227
4.68	Subroutine Chart of the ATHOSGPP Module .....	228
4.69	Subroutine Chart of the ATHOS Module .....	229
4.70	Vertical Cross-Section of the Calculation Domain, with Sample Grid Arrangement .....	247
4.71	Horizontal Cross-Section of the Calculation Domain, with an Illustration of Grid Notations .....	248

4.72	Illustration of the Control Cells for Radial Velocity(v) .....	249
4.73	Illustration of the Control Cells for Circumferential Velocity(u) .....	249
4.74	The Stepwise Profile for Variables Calculated at Grid Nodes	250
4.75	Variation of Flow Variables with Time .....	250
4.76	Illustration of a Maximum Cross-Flow Velocity Over Tubes	255
4.77	Characteristics of Four Different Tube Arrangements and Flow Directions for Flow 3 Special Axial Friction Treatment Option(IFRIC = 1) .....	260
4.78	Cell Face Area and Concentrated Resistance Area Ratio Definitions .....	264
4.79	Variations of Thom Two-Phase Multiplier Values with Void Fraction for Steam and Mixture at $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , without Spline .....	272
4.80	Variations of Two-Phase Multiplier Values Steam and Water Mixture at $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , with Spline .....	272
4.81	Subcooled Boiling Heat Transfer . Method of Rohsenow and Bergles .....	276
4.82	Heat Transfer Regimes (Regimes I to III as Used in the RCPE 81 Option) .....	280
4.83	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $1.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2 \cdot \text{s}$ , Mass Flux = $100 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ , without Spline .....	283

4.84	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $1.5 \times 10^5$ J/m <sup>2</sup> .s, Mass Flux = 100 kg/m <sup>2</sup> .s, without Spline .....	284
4.85	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $4.5 \times 10^5$ J/m <sup>2</sup> .s, Mass Flux = 100 kg/m <sup>2</sup> .s, without Spline .....	285
4.86	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $1.5 \times 10^5$ J/m <sup>2</sup> .s, Mass Flux = 100 kg/m <sup>2</sup> .s, with Spline .....	286
4.87	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $1.5 \times 10^5$ J/m <sup>2</sup> .s, Mass Flux = 100 kg/m <sup>2</sup> .s, with Spline .....	287
4.88	Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy, Heat Flux = $4.5 \times 10^5$ J/m <sup>2</sup> .s, Mass Flux = 100 kg/m <sup>2</sup> .s, with Spline .....	288
4.89	Variations of Wgm and Wgi, with and without Traps and Splines, Lellouche Correlation .....	292

# 제 1 장 서 론

여 백

# 제 1 장 서 론

우리나라에서는 1978년 고리원자력 1호기가 상업운전을 개시한 이래로 원자력발전의 전력생산 분담율은 꾸준히 증가되어서 현재는 총발전량의 절반이상을 감당하게 되었다.

원자력발전소를 핵중기 공급계통의 공급사 별로 살펴보면 현재 건설중인 영광 3, 4호기를 포함한 11개 호기에 대하여 미국, 불란서, 캐나다 3개국의 4개사에서 공급이 되었으며 경수로 핵연료는 1986년부터 독일KWU 설계기술에 기초한 국내생산 및 공급이 이루어지고 있다. 이러한 반면 원자력규제는 미원자력규제위원회의 규제원칙 및 문서를 대체적으로 준용하면서 원자로의 설계특성에 따르는 문제에 대해서는 각 설계자의 안전개념을 수용하고 있다. 따라서 이렇게 다양한 설계 및 운전 실태에 대하여 전체적으로 통일된 원칙하에서 그 안전성을 평가하기 위하여서는 원자로 설계방법 및 설계결과를 검증할 수 있는 수단이 마련되어야 할 것이다.

원자로의 안전성 분석 및 주기설계와 관련된 컴퓨터 코드개발 노력은 80년대초까지는 원자력연구소를 중심으로 부분적으로 입수된 코드를 기본으로 하여 수정, 보완하는 단계에 있었다. 따라서 실제로 원자로에 적용하기에는 정확도와 신뢰성이 부족하고 기초자료가 결핍되거나 또는 어떤 분야에는 필요한 코드를 보유하지 못하는 등의 문제로 인하여 실용화되는 사례가 부족하였다. 현재로서는 실제 원자로 설계에 있어서 독일KWU 및 미국CE 등으로 부터 일괄 도입된 설계코드 체계에 의존하고 있는 실정이다. 또한 최근에는 한국전력에서 웨스팅하우스 주기설계 코드체계를 도입하여 사용준비중에 있으며 핵연료 주식회사에서도 이를 사용할 계획으로 있다.

한편 원자력안전기술원에서는 사업자로 부터 제출되는 인허가 신청자료의 각종 기술적인 사항에 관련하여 그 타당성을 평가하기 위하여 필요에 따라 검증계산을 수행하게 되는데, 이러한 검증계산을 위한 코드체계는 앞서 언급한대로 일원화된 기준하에서 원자로의 설계 및 운전의 안전성을 확인하는 수단이 되며, 적절한 정도의 정확도와

신뢰도를 지녀야 한다. 이를 위하여 본 과제에서는 노심 및 원자로계통에 관하여 지금까지 산발적으로 유지되어오던 전산코드를 재정비하고, 동분야에서의 보다 발전된 설계기술에 필적하는 전산코드를 보강하여 체계화된 설계검증코드 체계를 확립하는데 그 목표를 두고 있다. 과제 목표를 위한 첫단계 작업으로서는 국내원전의 주요 공급국인 미국, 프랑스 및 독일 등의 코드현황을 조사하여 검증코드로서 국내 사용이 가능한 전산코드를 도입 추진하고 필요한 장비를 확보하며 기본적인 계산을 수행하는 것이다. 다음 단계에서는 설치된 코드체계를 사용하여 국내 원자력 발전소 안전성 평가에 적용하기 전에 필요한 비준계산을 수행하는 것이며 이미 공표된 자료와 비교 분석을 수행한다.

본 과제의 검증대상은 크게 나누어 노심설계, 노심열수력, 원자로계통 및 부품의 열수력적 해석 등으로 나뉘어질 수 있는데 이에 관련된 내용은 제2, 3 및 4장에 각각 상세히 기술되어 있다. 노심 핵설계 분야에서는 미국 Studsvik사의 CASMO-3를 핵단면적 생산코드로 사용하였으며 노심분석코드는 KINS-2라 명명된 노달코드를 사용하여 CESSAR 검증계산을 수행하였다. 노심 열수력 분석을 위하여서는 국내에 소개된 바 있는 모든 열설계 방법론을 서로 비교 검토되었으며 COBRA-IV-i 코드를 사용하여 임계열속 실험치를 검증하였으며, 고리1호기 노심에 대하여 핵비등이탈을제한치를 계산하였다. 원자로 계통분야는 결정론적 안전성분석코드와 확률론적 안전성분석코드로 나누어 체계화중으로 당해년도에서는 결정론적 안전성분석코드중에서 정상상태 및 열수력 과도상태시 원자로 계통을 분석, 평가할 수 있는 CATHARE 전산코드와 과도상태시 증기발생기의 열수력적 현상을 분석하는 ATHOS3 전산코드에 대한 자세한 내용분석이 수행되었다. 또한 확률론적 안전성 분석 코드로는 계통신뢰도의 불확실성 및 민감도를 분석하는 TEMAC 전산코드를 국내 원전에 적용시키는 단계까지 수행중으로 이에 대한 결과는 차기보고서에 소개할 계획이다.

## 제 2 장 노심핵설계 검증



여 백

## 제 2 장 노심핵설계 검증

가압경수로의 노심설계는 중성자학적 이론과 여기에 열수력적 평형식을 결합시켜 전체적으로 3차원 노심분석 계산을 수행함으로써 이루어진다. 이를 위하여 우선 미세구획 격자 계산을 하여 거시 및 미시 다군 핵단면적과 필요한 동위원소 농도등의 핵자료가 생산된다. 이렇게 생산된 격자 자료는 대개구획(Coarse Mesh) 3차원 중성자 확산 이론을 사용하여 노심출력 분포, 연소도 및 온도 분포등을 계산하며, 필요한 상태에서의 노심반응도 및 반응도 계수를 결정하게 된다. 집합체의 격자 물리계산을 위하여 CASMO-3가 선정되었으며 노심분석을 위하여서는 KINS-2 코드가 선정되었다. 그외에 핵연료봉 온도 계산을 위하여 LTRAN, 핵단면적 자료처리 및 연계를 위하여 LINS 코드가 각각 사용되었다. 이들 계산을 전체적으로 도식화하면 그림 2.1과 같이 나타낼 수 있다.

계산 대상은 Combustion Engineering SYSTEM 80 (CESSAR) 설계가 선정되었는데 이는 국내 표준원전 설계의 기본이 되는 설계로서 국내의 가압경수형 원자로의 안전성 평가 보고서의 설계 검증을 위한 비준 계산의 일환이 된다. 앞서 언급된 코드체계에 의한 계산결과는 CESSAR의 설계값과 미국 BNL의 검증계산 결과와 상호 비교 되었으며 만족할 만한 결과를 얻었다.

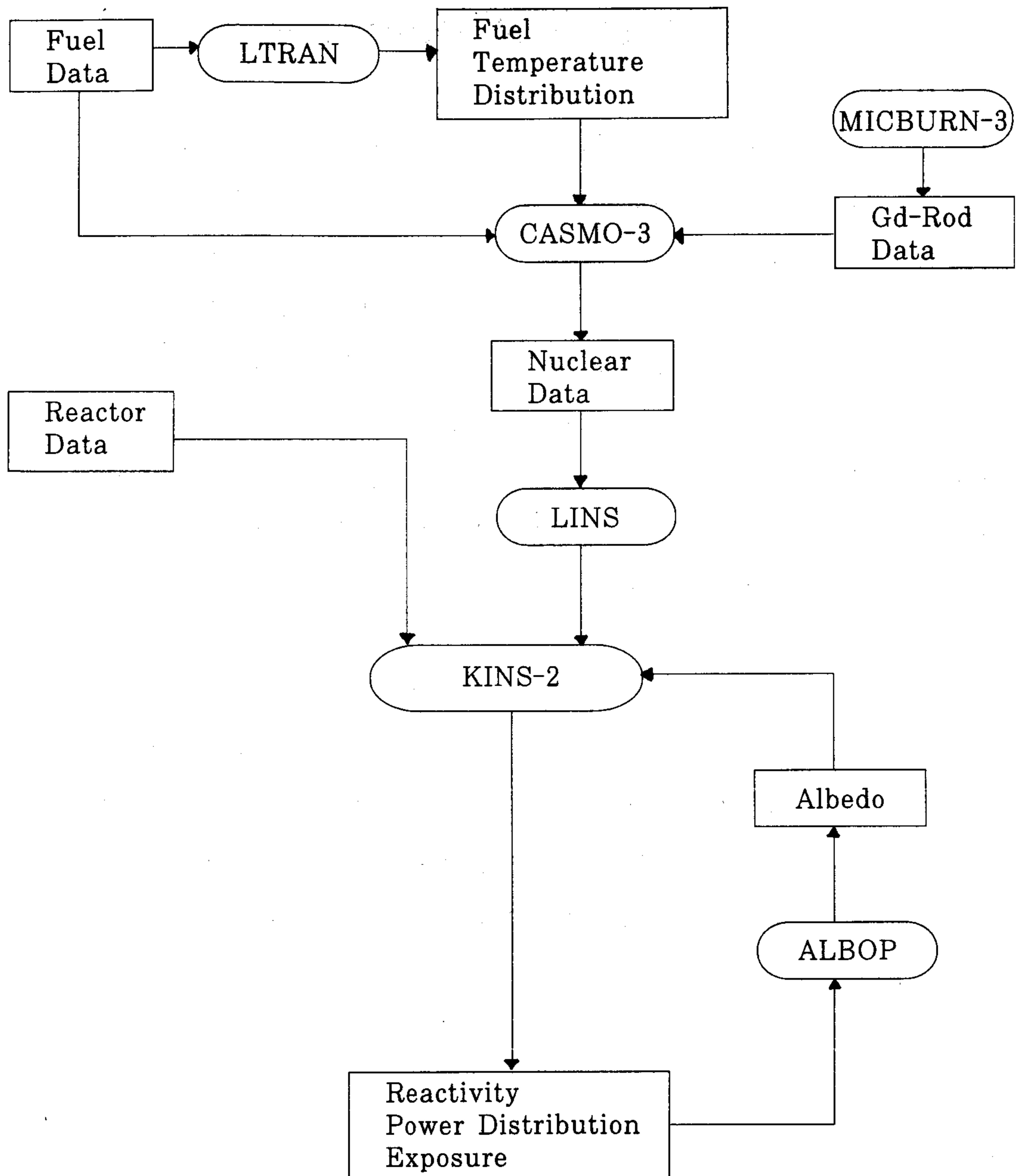


그림 2.1 노심핵설계 검증 계산 체제도

## 제 1 절 핵연료봉 온도 분포계산

격자물리계산을 위하여서 필요한 많은 자료 중에 기계설계 자료 이외에 요구되는 것으로서 핵연료봉의 소결체 및 피복관과 냉각재의 온도가 있다. 이들 온도는 각 해당 재질의 원소 수밀도의 변수로 작용할 뿐만 아니라 원소 핵단면적의 직접 변수가 된다. 물리적으로 보면 이는 노심내 각 부위의 출력 분포가 계산된 후에 결정 가능한 것이나 이러한 케환효과는 노심 계산에서 보정되며 핵단면적 생산을 위하여서는 대개 노심공칭평균 상태를 기준으로 하며 적절한 변위를 주어 핵단면적은 이들 온도의 함수 형태로 만들어진다.

LTRAN 코드는 본래 과도 상태하에서 핵연료봉 거동분석을 위하여 개발된 코드이나 여기서는 정상상태의 연료봉내 온도분포 계산을 위하여 사용되었다.

LTRAN에서는 소결체 및 피복관의 열팽창을 고려한 재질 특성을 온도의 함수로 하여 일차원 열전달 방정식을 푼다. 소결체 부분은 10개까지의 동심원상으로 구획할 수 있고, 소결체내의 중성자속 구배를 고려한 핵분열에너지 분포를 계산하며, 겹 열전달 계수 및 냉각재 열전달 계수 등은 코드에 내장된 상관식으로 부터 계산된다. 표 2.1에 핵연료봉 온도분포계산에 사용된 입력자료가 제시되어 있으며, 이로부터 계산된 온도분포를 그림 2.2에 보였다.

그림 2.2에 나타난 온도분포에 대하여 핵연료 소결체의 평균온도를 계산하면 1310°F이다. 한편 CESSAR에 나타난 CE의 FATES 코드 계산결과로 부터 도출된 노심평균 유효 핵연료온도 상관식을 보면

$$T_f = T_{mod} + \left( \sum_{i=0}^2 B_i + E^i \right) \times P + \left( \sum_{j=0}^3 C_j \times E^j \right) \times P^2$$

여기서  $T_f$  = 유효 핵연료 온도(°F)

$T_{mod}$  = 냉각재 평균 온도(°F)

$E$  = 연소도(MWd/MTU)

$P =$  노심평균 선형출력율(Kw/ft)

$B_0 = 146.526$

$B_1 = 0.8841 \times 10^{-3}$

$B_2 = -0.5052 \times 10^{-6}$

$C_0 = -2.0355$

$C_1 = -0.5121 \times 10^{-3}$

$C_2 = 0.5043 \times 10^{-7}$

$C_3 = -0.1071 \times 10^{-11}$

인데 이를 연소도 영에서 노심 평균 상태에 대하여 적용하여 보면 유효 핵연료 온도는 1325°F로 계산되어 LTRAN 계산 결과와 거의 일치함이 확인되었다.

표 2.1 핵연료봉 입력자료

Cladding OD (inch)	0.382
Cladding ID (inch)	0.332
Cladding Thickness (inch)	0.025
Fuel Pellet Diameter (inch)	0.325
Cell Equivalent Dia. (inch)	0.471
Dominant Fuel Enichment(w/o)	2.78
Fuel Rod Heat Flux(Btu/hr-ft <sup>2</sup> )	184,400
System Pressure (psia)	2,250
Coolant Mass Flux(lbm/hr-ft <sup>2</sup> )	$2.61 \times 10^6$
Coolant Temperature(°F)	594
Coolant Bulk Density(lbm/ft <sup>3</sup> )	43.66

Temp(°F)  
(Thousands)

Temperature Profile in the avg fuel rod

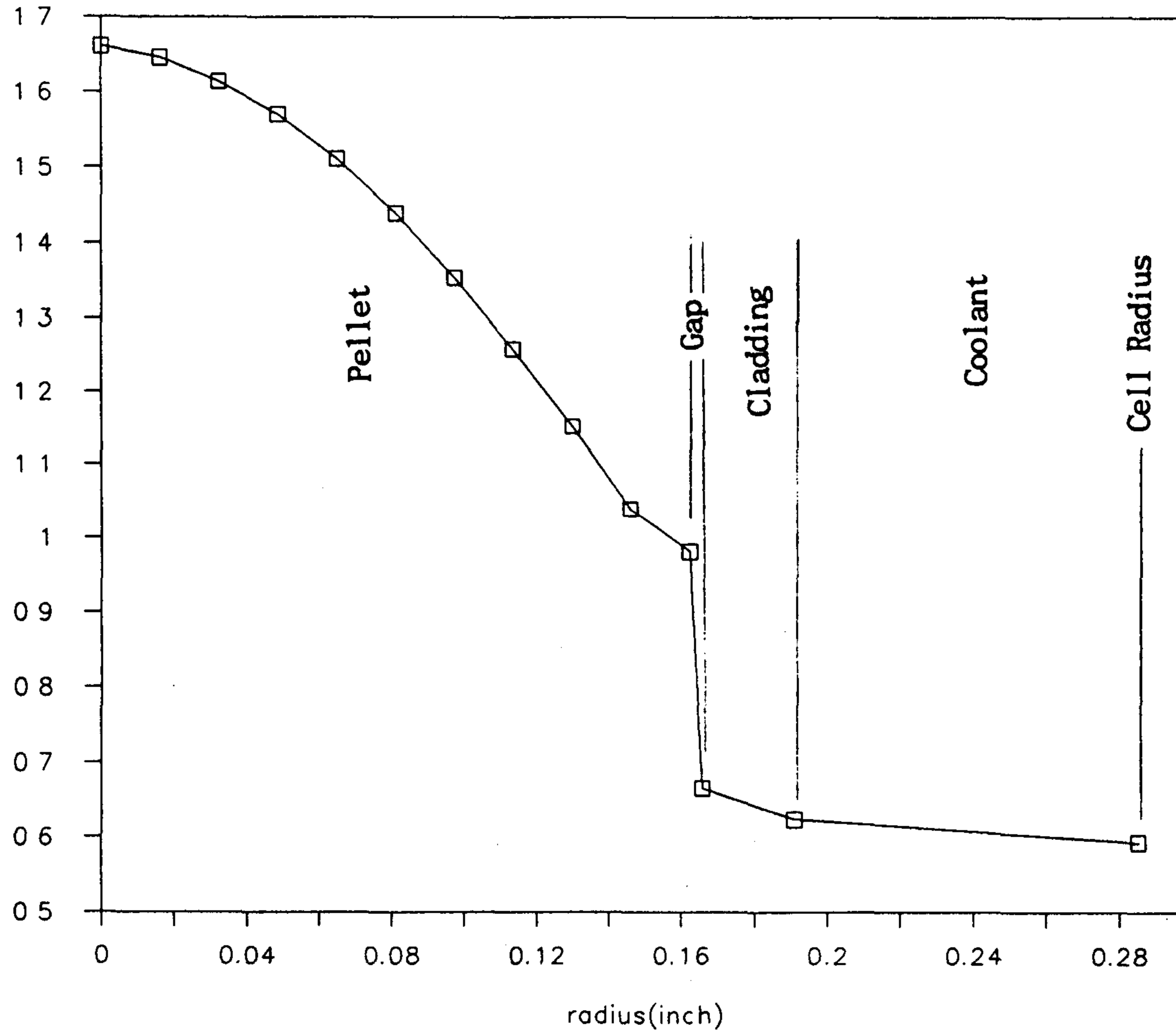


그림 2 2 평균 핵연료봉내의 온도 분포

## 제 2 절 격자물리 이론

핵연료 집합체 계산은 CASMO-3를 사용하여 수행되었으며 그 계산 절차는 그림 2.3에 보인 바와 같다.

CASMO-3는 2차원 다군 수송 이론 코드로서 핵연료 집합체에 대하여 고유치, 반응을 공간분포, 연료봉 핵종연소, 핵연료 집합체 연소 등을 계산한다.

또한 미세격자 확산 이론(PDQ등)에 적합한 수송이론 보정 단면적을 계산할 수 있으며, 새로이 추가된 특성으로서 노심격막/반사체 단면적 생산 및 중성자속 불연속 인자 생산, 봉출력 재조립 등이 가능하여 졌다.

핵자료 라이브러리는 ENDF/B-IV를 근간으로 하되 일부 핵분열 스펙트럼에 대하여 ENDF/B-V로 보강되었으며, 중성자 에너지는 최대 10MeV 까지를 40 또는 70개 에너지군으로 된 핵단면적을 사용하고 있다.

실제로 CASMO를 수행시키기 위하여서는 앞절에서 언급된 바와 같은 입력자료 준비외에 핵자료 라이브러리를 필요에 맞게 준비하는 작업이 필요한데 이를 위하여 CASLIB 코드와 MICBURN 코드의 수행이 요구된다. CASLIB 코드는 40 혹은 70개군의 Processed Nuclear Library를 CASMO가 사용할 수 있는 Binary File로 만들어 주게 되는데 이 File은 한번 생성되면 거의 모든 문제에 대하여 변동없이 사용이 가능하다. 한편 MICBURN 코드는 가돌리니아 독봉의 연소도에 따른 유효 핵단면적을 계산하여 주는데 그 결과는 Card Format 형태로 CASLIB의 입력 File이 되고 이는 다시 Binary File로 만들어 CASMO의 입력 File로 제공된다. CASMO 코드와 관련된 이와 같은 File의 입출력 관계를 그림 2.4에 도시하였다.

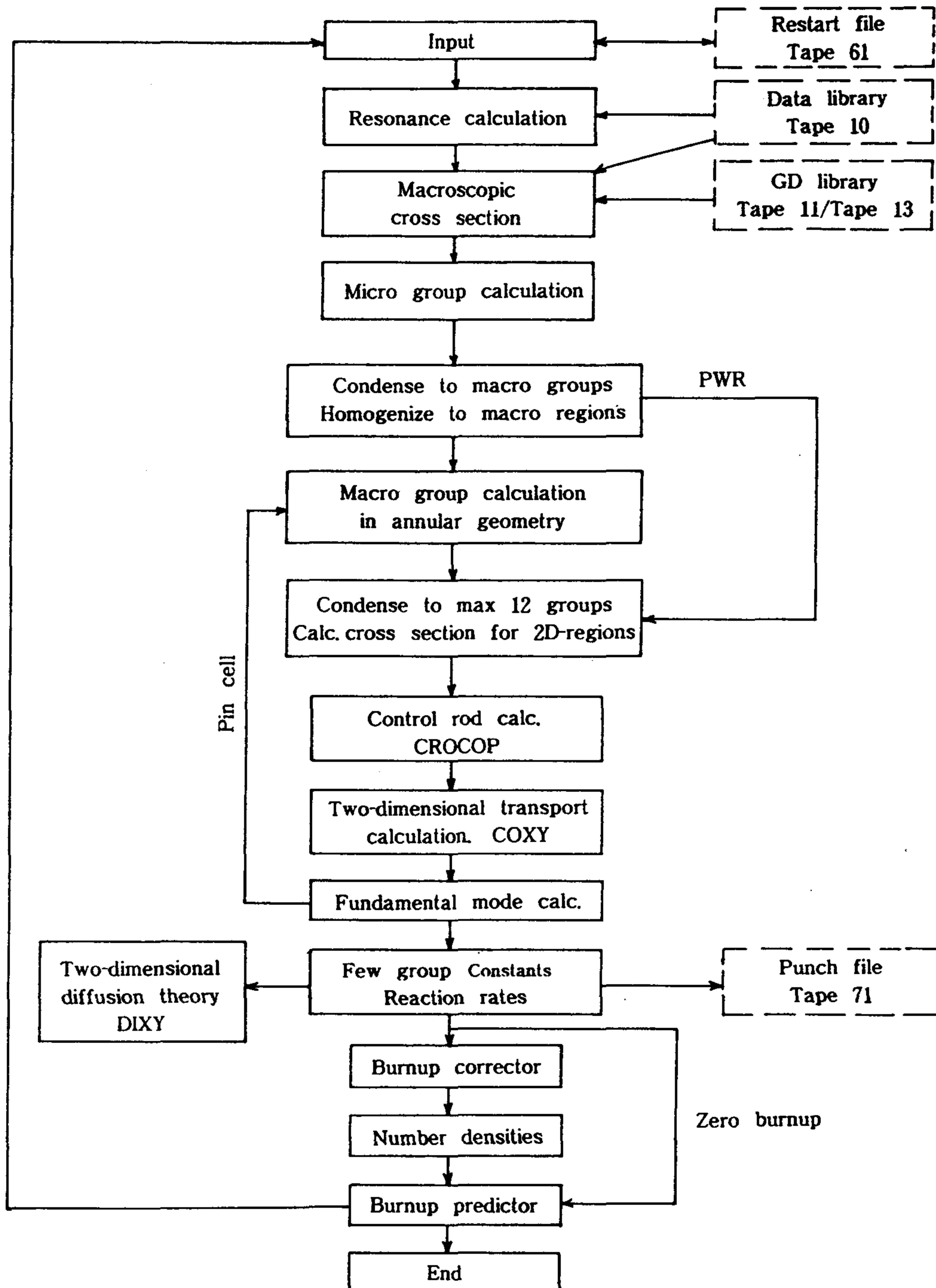


그림 2.3 CASMO-3 계산 흐름도



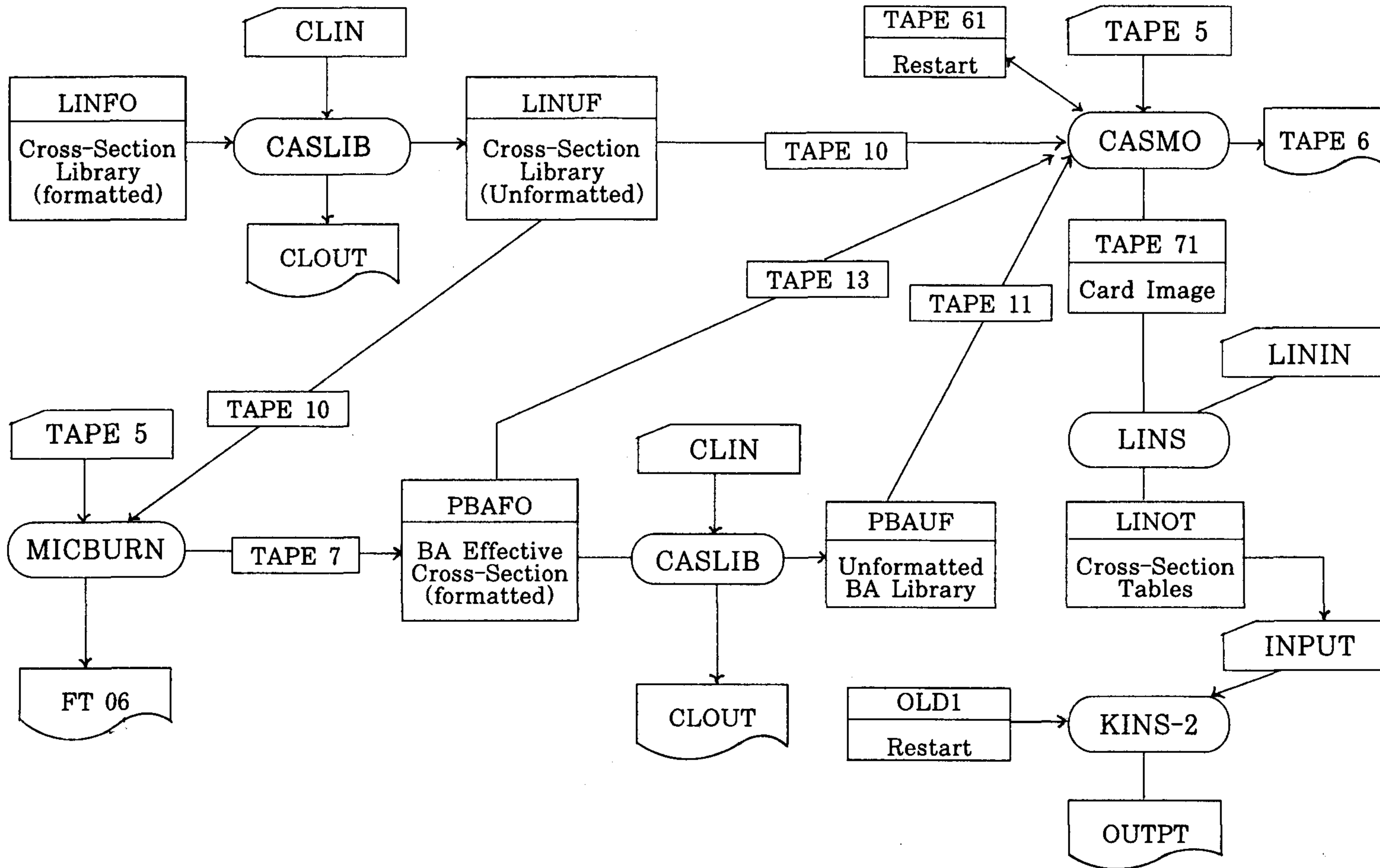


그림 24 CASMO 관련코드 File 입출력

### 2.2.1 공명계산

중성자 공명에너지 영역은 4 eV에서 9118 eV 사이로 정의된다. Pu-240의 1.0 eV, 및 Pu-239의 0.3 eV 공명에너지 주변에서는 에너지군을 미세하게 나누어 공명계산은 따로 수행하지 않는다. 공명 흡수제로 취급되는 핵종은 U-235, U-236, U-238, U-239 등이다.

공명 핵단면적은 피복관과 냉각재에서의 산란을 고려하는 일반등가 이론을 사용하여 계산된다. 핵연료간의 두 유효 기저 단면적의 합으로부터 충돌확률이 얻어진다.

반응 단면적은 유효공정 적분표에서 유효기저 단면적과 온도의 함수로서 내삽되어 구해지며 서로 다른 핵종간의 상호효과는 기저 단면적에 보정된다. 공명 단면적의 핵연료 집합체내 공간효과는 각 연료봉의 Dancoff 인자로 보정된다.

### 2.2.2 봉세포 계산

중성자 수송방정식을 많은 에너지와 공간 변수에 대해 동시에 풀어 나가는 것은 사실상 불가능하므로 공간과 에너지 의존도를 서로 독립적으로 분리하여 수송계산을 수행한다. 통상, 미세군 계산은 핵연료집합체내의 각 형태별 연료봉에 대하여 수행되는데 충돌확률은 3개 혹은 4개 영역으로 단순화된 구조에서 결정된다. 먼저 핵연료 집합체내에 존재하는 모든 연료봉의 체적 가중 평균된 연료봉 세포에 대하여 충돌확률이 계산된다.

미세군 봉세포 계산은 충돌 확률법으로 등방산란 수송 방정식으로 단순화된 원통 구조에 대해 행하여 진다. 통상적으로 구조 영역은 연료, 피복관, 냉각재 및 기타 영역으로 구분된다.

미세군 계산은 에너지 및 공간 균질화에 사용될 40 혹은 70개 에너지군의 스펙트럼을 생산하며 집합체내의 모든 연료봉 형태에 대하여 반복된다. 최초로 동일한 연료봉들도 연소가 진행되면서 약간씩 다른 핵종분포를 나타내게 되나 형태별 평

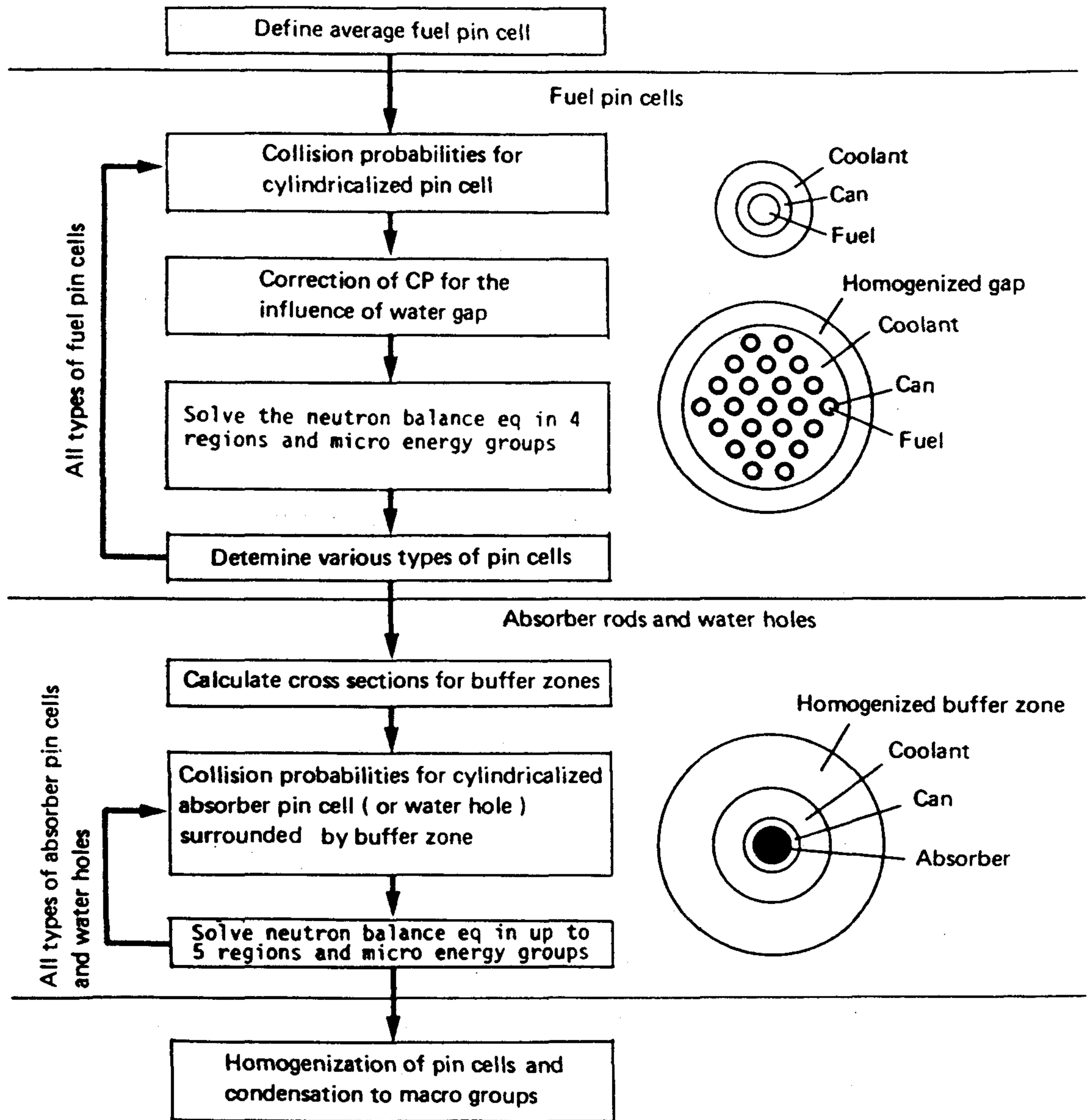


그림 2.5 미세군 계산 흐름도

균 스펙트럼이 적용되며 봉별 단면적은 핵종구성의 차이를 반영한다. 미세균 계산 흐름은 그림 2.5에 나타난 바와 같다.

### 2.2.3 독물봉 계산

가돌리니아 독물질이 사용될 경우 초기에는 균일한 분포를 갖더라도 매우 특이한 연소특성을 나타낸다. 핵연료봉내에서 가돌리니아의 미시적 연소는 MICBURN-3로 계산되는데 연소도의 함수로서 가돌리니아의 봉균질 유효단면적을 계산하여 이를 CASMO-3에 입력한다. 가돌리니아가 함유된 봉의 중성자속은 제어봉과 같은 방법으로 계산한다.

가돌리니아봉에 대한 계산을 따로 수행하는 이유는 동일한 독물봉에 대한 계산이 CASMO-3에서 반복되지 않도록 하기 위해서이다.

가돌리니아봉은 먼저 반경방향으로 같은 두께의 대략 20개 소영역으로 나뉘어지며 각 소영역은 연소영역을 나타낸다. 수송방정식은 몇개의 소영역으로 이루어진 대영역에 대하여 충돌확률법을 이용하여 해석된다. 소영역의 수와 경계는 전 연소구간을 통하여 고정된다. 대영역의 수도 고정이 되지만 그 경계는 각 연소구간에서 계산효율을 높이기 위하여 자동적으로 조절된다. 수송계산 방법은 보다 많은 수의 영역이 채택되는 것을 제외하고는 CASMO-3에서 연료봉에 대한 계산법과 동일하다.

연소계산을 위한 적절한 스펙트럼 선택을 위하여 가돌리니아봉은 균일 봉세포 배열로 포위되어 있는 것으로 가정된다. MICBURN을 수행하기 전에 이 완충지역은 균질화되어야 하는데 소결체, 피복재, 감속재 등에 대한 수송계산으로 이루어진다. 결국 MICBURN-3 계산은 가돌리니아봉이 동심원상으로 피복재, 감속재, 완충재로 둘러싸여 있는 구조에 대하여 행해진다.

연소계산은 Gd-154에서 Gd-158까지의 전 가돌리니아 연쇄사슬이 고려되고 중핵종연소와 핵분열물질의 생성이 고려되며 완충재 또한 연소가 고려된다. 각 연

소구간에서 가돌리니아의 유효 핵단면적은 봉전체에 가중평균되어 가돌리니아 연소의 함수로서 계산되며 추후 CASMO-3을 위해 사용된다.

제어봉 및 가연성 독물성은 마찬가지로의 4개 영역에 대한 미세균 균질화 계산으로 이루어지며 4번째 최외곽 영역은 집합체 평균 연료봉의 미세계산으로 부터 결정된다. 2차원 집합체 계산에서 세포균질화로 나타나는 근사 보정은 세포와 완충재의 두영역 계산을 하여서 이루어진다. 각 미세균에 대한 보정인자는 4영역 계산과 2영역 계산의 적분중성자속비로 규정된다. 미세균보정인자는 2차원 계산의 에너지균 수로 축약된다.

#### 2.2.4 집합체 계산방법

집합체 계산에서는 각 봉세포 격자별로 균질화된 X-Y 평면구조상에서 중성자속 및 출력분포와 고유치를 결정한다. 각 메쉬는 이웃 메쉬와 중성자 전류에 의하여 연계되는데, 메쉬내의 중성자속은 이에 의하여 영향을 받으며 또한 메쉬내의 중성자 생성원에 의하여 결정된다.

계산은 각 메쉬사이의 중성자 전류를 결정하기 위한 탈출 및 투사 확률법을 사용하여 적분수송방정식을 푼다. 각 메쉬내에서의 중성자속은 x-y좌표에서 선형적이라고 가정되고 각도 의존도는 P-1 근사법으로 처리된다. 메쉬표면에서는 표면 수직선에 대한 중성자속 비대칭 분포가 고려된다. 이 계산법은 2개 메쉬간 간섭 효과가 인접메쉬에 국한됨으로써 재래식 충돌확률법보다 훨씬 빠르다. 또한 선형 변화 중성자속을 허용함으로써 메쉬크기를 크게 만들 수 있는 장점이 있다.

봉세포 계산 결과로 부터의 비균질 보정인자는 집합체 x-y 계산에 따른 각 봉세포에 적용되는데 이로 인하여 각 흡수봉 세포의 출력이 재조정되지만 그 주변 세포에 대하여는 영향이 없다. 따라서 강한 중성자 흡수봉 주변에서의 봉출력은 과소 평가되게 된다.

## 제 3 절 노심분석 이론

노심분석에는 KINS-2로 명명된 노달코드가 사용되었다. 이 코드는 가압경수형 노심 해석을 수행할 수 있으며 열수력학적 제한 및 핵연료 온도 제한 등의 효과를 고려할 수 있다. 즉 제어봉 삽입, 감속재의 밀도 변화, 핵연료 온도, 연소도, Xenon 농도 분포 등을 고려하여 중성자 평형 방정식을 푼다.

핵적모델은 2군 단면적을 입력으로  $k_{\infty}$ ,  $M^2$  등의 1군 변수를 생산하여 1.5군 중성자 확산 방정식을 사용한다. 입력으로 사용하는 2군 단면적은 연소도, 제어봉 삽입, 계통압력, 상대출력, 냉각재 밀도, 핵연료 온도, 붕소농도 등의 변수에 대하여 표나 곡선식의 형태로 표현된다.

### 2.3.1 중성자 평형식

노드  $i$ 에서 생성된 중성자는 노드내에서 흡수될 확률이  $\phi(i)$ 이면 주변노드로 누설될 확률은  $[1-\phi(i)]$ 가 된다. 노드  $i$ 의 주변에 인접된 노드 6개를 고려하여 노드  $j$ 로 누설되는 분율을  $r_j(i)$ 라 하면

$$\sum_{j=1}^6 r_j(i) = 1 \quad (2.1)$$

이 된다. 노드  $j$ 에서 노드  $i$ 로 건너온 중성자의 향방에 대하여 세가지 확률로 나누어 보면

$\rho_j(i)$  = 직접 반사 확률

$\beta_j(i)$  = 직접 흡수 확률

$\mu_j(i)$  = 기타 중성자 거동이 생성원인에 관계없을 확률

$$\rho_j(i) + \beta_j(i) + \mu_j(i) = 1 \quad (2.2)$$

이 된다.

외부 중성자 선원이 없을 경우 노드내에서의 중성자 생성과 흡수의 차이는 주변노드와의 중성자 누설 잔여분으로 평형을 이루게 된다. 즉,

$$S(i) - A(i) = \sum_j J_j(i) - \sum_j J_i(j) \quad (2.3)$$

여기서  $L(i)$ 를 노드  $i$ 로부터 주변 노드로 일어나는 모든 누설량중 반사에 의한 양을 제외한다고 하면

$$L(i) = [1 - \sigma(i)] [S(i) + \sum_j J_i(j) \mu_j(i)] \quad (2.4)$$

그러면

$$J_i(j) = L(j)r_i(j) + J_j(i)\rho_i(j)$$

$$J_j(i) = L(i)r_j(i) + J_i(j)\rho_j(i)$$

으로 되고 이 두식으로 부터

$$J_j(i) = \frac{L(i)r_j(i) + L(j)r_i\rho_j(i)}{1 - \rho_j(i)\rho_i(j)} \quad (2.5)$$

$$J_i(j) = \frac{L(j)r_i(j) + L(i)r_j\rho_i(j)}{1 - \rho_j(i)\rho_i(j)} \quad (2.6)$$

의 결과를 얻을 수 있다. 식(2.4), (2.5), (2.6)을 식(2.3)에 대입하되  $S(i) = k(i)A(i)$ 를 이용하면

$$\begin{aligned} L(i) \left[ \frac{1/k(i) - \sigma(i)}{1 - \sigma(i)} \right] - L(i) \sum_j \left\{ \frac{r_i(i)\rho_j(i)}{1 - \rho_i(j)\rho_j(i)} \left[ \frac{\mu_j(i)}{k(i)} + \beta_j(i) \right] \right\} \\ = \sum_j \left\{ \frac{r_i(j)}{1 - \rho_j(i)\rho_i(j)} \left[ \frac{\mu_j(i)}{k(i)} + \beta_j(i) \right] \right\} L(j) \end{aligned} \quad (2.7)$$

의 평형식을 얻을 수 있다.

여기서 확률비  $\beta_j(i)/\mu_j(i)$ 가 노드  $i$ 만의 특성이라고 가정하면 식(2.2)을 이용하여

$$\mu_j(i) = \frac{1 - \rho_j(i)}{1 + \alpha(i)}$$

로 쓸 수 있으며 이를 (2.7)의 평형식에 대입하여

$$L(i) \left\{ \sum_j \nu_j(i) - \frac{[k(i)-1][\alpha(i)+\sigma(i)]}{[1+\alpha(i)k(i)][1-\sigma(i)]} \right\} = \sum_j \nu_i(j)L(j) \quad (2.8)$$

여기서 
$$\nu_j(i) = \frac{r_j(i)[1-\rho_j(j)]}{1-\rho_j(j)\rho_j(i)}$$

으로 되며 유효증배 계수  $k_{\text{eff}}$ 를  $k(i)$ 에 보정하면

$$L(i) \left\{ \sum_j \nu_j(i) - \frac{[k(i)/k_{\text{eff}}-1][\alpha(i)+\sigma(i)]}{[1+\alpha(i)k(i)/k_{\text{eff}}][1-\sigma(i)]} \right\} = \sum_j \nu_i(j)L(j) \quad (2.9)$$

이며

$$S(i) = \frac{[\alpha(i)+\sigma(i)]k(i)/k_{\text{eff}}}{[1-\sigma(i)][1+\sigma(i)k(i)/k_{\text{eff}}]} L(i) \quad (2.10)$$

로 표현된다.

식(2.8)과 (2.10)을 이용하고  $\gamma(i)=[1-\sigma(i)]/[\alpha(i)+\sigma(i)]$ 의 정의를 써서 정리하면

$$\begin{aligned} S(i) \left[ \gamma(i) \sum_j \nu_j(i) + 1 \right] - \sum_j \frac{k(i)}{k(j)} \gamma(j) \nu_i(j) S(j) \\ = \frac{k(i)}{k_{\text{eff}}} \left\{ S(i) [1 - \alpha(i) \gamma(i) \sum_j \nu_j(i)] + \sum_{j=1}^6 \alpha(j) \gamma(j) \nu(j) S(j) \right\} \end{aligned} \quad (2.11)$$

의 형태로 표시되어  $k_{\text{eff}}$ 를 고유치로 하는 통상적인 반복 계산법에 의하여 풀이가 가능하다



### 2.3.2 대개 구획확산 이론(CMDT)

X-면에 대하여 유입되는 전류는 균질화 노드의 투과 방출량의 등가성을 가정하여

$$t_{uv} = \frac{J_{v+}^{\text{out}} A_v}{J_{u-}^{\text{in}} A_u} = \frac{J_{v-}^{\text{out}} A_v}{J_{u-}^{\text{in}} A_u} = \frac{J_{v+}^{\text{out}} A_v}{J_{u+}^{\text{in}} A_u} = \frac{J_{v-}^{\text{out}} A_v}{J_{u-}^{\text{in}} A_u} \quad (2.12)$$

형태의 직각 방향비가 성립하고

$$a_{uu} = \frac{J_{u-}^{\text{out}}}{J_{u-}^{\text{in}}} = \frac{J_{u+}^{\text{out}}}{J_{u+}^{\text{in}}} \quad (2.13)$$

형태의 평행 방향비가 성립한다. 따라서  $\Delta x = \Delta y$  인 노드에 대하여  $t_{xx}, t_{xy}, t_{xz}, a_{xx}, t_{zz}, t_{zx}, a_{zz}$

의 서로 다른 인자가 도출되는데 방향 독립적인 양  $t$ 를 도입하여

$$t_{uv} = (1 - \rho_u) t_r \quad (2.14)$$

$$\rho_u = a_{uu} - t_{uu} \quad (2.15)$$

$$2 \sum_v r_v = 1 \quad (2.16)$$

의 관계식을 설정할 수 있다.

한편, 경계면  $u$ 를 정하는 노드  $j$ 의 유입 전류를 노드  $i$ 의 전류로 표시하면

$$J_{u-}^{\text{in}} |_j = a_{uu} J_{u+}^{\text{in}} |_i + t_{uu} J_{v-}^{\text{in}} |_i + \sum_{v \neq u} t_{vu} (J_{v-}^{\text{in}} + J_{v+}^{\text{in}}) |_i \quad (2.17)$$

여기서

$$J_v = J_{v-}^{\text{in}} + J_{v+}^{\text{in}}$$

이라 정의하고 식(2.14) 및 (2.15)를 사용하면

$$J_{j-}^{in} | j - \rho_u J_{u+}^{in} | i = r_u t \sum_v (1 - \rho_v) J_v | i \quad (2.18)$$

이고

$$J_{j-}^{in} | i - \rho_u J_{u-}^{in} | j \cong r_u t \sum_v (1 - \rho_v) J_v | j \quad (2.19)$$

으로 된다.

여기서 누설 중성자속을

$$L = t \sum_v (1 - \rho_v) J_v$$

라 정의하면 식(2.18)과 (2.19)는

$$J_{u-}^{in} | j - \rho_u J_{u+}^{in} | i = r_u L | i$$

$$J_{u+}^{in} | j - \rho_u J_{u-}^{in} | i = r_u L | j .$$

이를  $J_{u+}^{in}$ 에 대하여 풀면

$$J_{u+}^{in} | i = \frac{r_u L |_{i+1} + \rho_u |_{i+1} r_u | i}{1 - \rho_u |_{i+1} \rho_u | i} ,$$

여기서 사용된 계수를 다음과 같이 변경한다. 즉,

$$J_{ji} = J_{u+} | i$$

$$r_{ij} = r_u | i$$

$$L_i = L | i$$

$$\rho_{ij} = \rho_u | i$$

$$J_{ji} = \frac{r_{ji} L_i + \rho_{ji} r_{ij} L_j}{1 - \rho_{ji} \rho_{ij}}$$

$$J_{ij} = \frac{r_{ij} L_i + \rho_{ij} r_{ji} L_j}{1 - \rho_{ij} \rho_{ji}}$$

$$L_i = t_i \sum_{j=1}^6 (1 - \rho_{ij}) J_{ji}$$

$$L_i = t_i \sum_{j=1}^6 (1-\rho_{ij}) \left[ \frac{r_{ji} L_j + \rho_{ji} r_{ij} L_j}{1-\rho_{ji} \rho_{ij}} \right]$$

이를 이용하여 중성자전류 평형식을 다시 쓰면

$$\sum_{j=1}^6 \left[ \frac{r_{ij}(1-\rho_{ij})}{1-\rho_{ji}\rho_{ij}} - \frac{t_i-1}{t_i} \right] L_i = \sum_{j=1}^6 \frac{r_{ij}(1-\rho_{ij})}{1-\rho_{ji}\rho_{ij}} L_j \quad (2.20)$$

으로 된다. 식(2.20)과 (2.8)식을 비교하면

$$\frac{t_i-1}{t_i} = \frac{(\alpha_i + \sigma_i)(k_i-1)}{(1+\alpha_i k_i)(1-\sigma_i)}$$

의 관계식이 나오고 이로부터  $\alpha$ 를 구하면

$$\alpha_i = \frac{t_i(\sigma_i k_i - 1) - \sigma_i}{k_i(\sigma_i - k_i t_i - 1)}$$

$\sigma$  값은 Wigner rational approximation으로

$$\sigma = \frac{\Sigma_a \left( \frac{4V}{A} \right)}{1 + \Sigma_a \left( \frac{4V}{A} \right)}$$

로 계산되며 7개의 방향인자는 Fick's 근사를 이용한 중성자속과 중성자 전류 사이의 관계로부터 구해진다. 이로써 식(2.11)에서 필요로 되는 계수가 모두 주어졌으며 등식은

$$MS = \frac{1}{k_{eff}} FS$$

의 행렬 형태로 식여질 수 있으며  $M$  및  $F$ 는 각각 7개의 non-zero 대각열을 갖는다.

## 제 4 절 핵군정수 벡터

격자물리 계산 결과는 1군 혹은 2군 정수 형태로 KINS-2에 사용될 수 있으나 여기서는 2군정수 입력이 사용되었다. KINS-2에서 요구되는 군정수는 다항식이나

또는 표의 형식으로 표현될 수 있으며 가압경수로 계산에 필요한 변수를 고려하기 위하여서는 다항식과 표를 혼합하여 사용할 필요가 있다. KINS-2에 입력되는 다항식과 표는 LINS라 명명된 프로그램에 의하여 간단한 입력자료를 사용하여 KINS-2에서 요구되는 format으로 핵군정수벡터 file이 생산된다.

거시단면적은 다음과 같이 몇개의 부분 단면적의 합으로 표시된다.

$$\Sigma_i = \sum_1 \Delta \Sigma_{i1}$$

여기서 1은 표2.2에 나타난 바와 같이 9개의 거시단면적을 나타내며 각 부분 단면적은

$$\Delta \Sigma_{i1} = F_{11}(x,y) F_{21}(z)$$

의 형태로 표시된다. 여기서  $F_1$ 은 2개 변수의 표의 형태로 표시되고  $F_2$ 는 1개 변수의 다항식 형태이므로 부분 단면적은 3개 변수의 함수이다. 격자 물리 계산결과 얻어진 거시 단면적 자료는 LINS라 명명된 연계코드로 처리된다. 선택된 변수는 연소도, 보론농도, 냉각재 밀도, 핵연료 온도로서 이는 각 핵단면적당 3개의 표로 표시될 수 있다. 선택된 변수를  $x, y, z, t$ 라 할 때 해당 상태에서의 단면적을  $\Sigma(x, y, z, t)$ 라 하고 모사된 함수를  $C(x, y, z, t)$ 라 하면 이를 다음과 같이 표시할 수 있다.

표 2.2 2군 핵단면적과 인식지수

지 수	기 호	거시단면적
1	$\Sigma_{tr1}$	Fast Transport
2	$\Sigma_{a1}$	Fast Absorption
3	$\Sigma_{r1}$	Fast Removal
4	$V\Sigma_{f1}$	Neutrons times Fast Fission
5	$\kappa\Sigma_{f1}$	Energy times Fast Fission
6	$\Sigma_{tr2}$	Thermal Transport
7	$\Sigma_{a2}$	Thermal Absorption
8	$\nu\Sigma_{f2}$	Neutrons times Thermal Fission
9	$\kappa\Sigma_{f2}$	Energy times Thermal Fission

$$C(x, y, z, t) = F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y)F_{22}(z) + F_{31}(x, y)F_{32}(t) \quad (2.21)$$

여기서 두개 변수  $x, y$ 는 표로 나타내고  $z$ 와  $t$ 는 2차 다항식으로 표현하게 된다.  $z$ 와  $t$ 의 적절한 범위를 정하여 최저값, 평균값, 최대값을 선정하여  $z^-, z^0, z^+$  및  $t^-, t^0, t^+$  라 하고 각 변수값에서 격자물리 계산을 하여 핵단면적을 계산하여 놓는다. 식 (2.21)의 함수를 결정하기 위하여 다음과 같이 방정식을 세울 수 있다.

$$\begin{aligned} C(x, y, z^0, t^0) &= F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y) F_{22}(z^0) + F_{31}(x, y) F_{32}(t^0) \\ &= \Sigma(x, y, z^0, t^0) \end{aligned} \quad (2.22)$$

$$\begin{aligned} C(x, y, z^-, t^0) &= F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y) F_{22}(z^-) + F_{31}(x, y) F_{32}(t^0) \\ &= \Sigma(x, y, z^-, t^0) \end{aligned} \quad (2.23)$$

$$\begin{aligned} C(x, y, z^+, t^0) &= F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y) F_{22}(z^+) + F_{31}(x, y) F_{32}(t^0) \\ &= \Sigma(x, y, z^+, t^0) \end{aligned} \quad (2.24)$$

$$\begin{aligned} C(x, y, z^0, t^-) &= F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y) F_{22}(z^0) + F_{31}(x, y) F_{32}(t^-) \\ &= \Sigma(x, y, z^0, t^-) \end{aligned} \quad (2.25)$$

$$\begin{aligned} C(x, y, z^0, t^+) &= F_{10}(x, y) + F_{21}(x, y) F_{22}(z^0) + F_{31}(x, y) F_{32}(t^+) \\ &= \Sigma(x, y, z^0, t^+) \end{aligned} \quad (2.26)$$

여기서

$$F_{22}(z^+) = 0 \quad (2.27)$$

$$F_{22}(z^-) = 1 \quad (2.28)$$

로 놓으면 식(2.24)로부터

$$F_{10}(x, y) = \Sigma(x, y, z^+, t^0) - F_{31}(x, y)F_{32}(t^0) \quad (2.29)$$

식(2.23)과 식(2.24)로부터

$$F_{21}(x, y) = \Sigma(x, y, z^-, t^0) - \Sigma(x, y, z^+, t^0) \quad (2.30)$$

이 얻어지며 식(2.29), 식(2.30), 식(2.22)를 결합하면

$$F_{22}(z^0) = \frac{\Sigma(x, y, z^0, t^0) - \Sigma(x, y, z^+, t^0)}{\Sigma(x, y, z^-, t^0) - \Sigma(x, y, z^+, t^0)} \quad (2.31)$$

가 얻어진다. 마찬가지로

$$F_{32}(t^+) = 0 \quad (2.32)$$

$$F_{32}(t^-) = 1 \quad (2.33)$$

으로 놓으면 식(2.22), (2.25), (2.26)로부터

$$F_{10}(x, y) = \Sigma(x, y, z^0, t^+) - F_{21}(x, y)F_{22}(z^0) \quad (2.34)$$

$$F_{31}(x, y) = \Sigma(x, y, z^0, t^0) - \Sigma(x, y, z^0, t^+) \quad (2.35)$$

$$F_{32}(t^0) = \frac{\Sigma(x, y, z^0, t^0) - \Sigma(x, y, z^0, t^+)}{\Sigma(x, y, z^0, t^-) - \Sigma(x, y, z^0, t^+)} \quad (2.36)$$

을 얻을 수 있다. 여기서 (2.30)과 (2.31)을 이용해서 식(2.34)을 다시 쓰면

$$F_{10}(x, y) = \Sigma(x, y, z^+, t^0) + \Sigma(x, y, z^0, t^+) - \Sigma(x, y, z^0, t^0) \quad (2.37)$$

식(2.31)과 (2.36)의 값을 계산하기 위하여서는 사실상 적절한 근사를 필요로 하는데 변수  $x$  및  $y$ 를 각각 대표값으로 대체하여  $F_{22}(z^0)$  및  $F_{32}(t^0)$ 를 결정할 수 있다. 이제 이 모든 결과를 종합하면  $F_{10}(x, y)$ 는 식(2.37)로 결정되고  $F_{21}(x, y)$  및  $F_{31}(x, y)$ 는 각각 식(2.30) 및 식(2.35)로 결정된다. 그 다음  $F_{22}(z)$ 는 식(2.27), (2.28), (2.31)로부터 2차 다항식으로 표시될 수 있으며  $F_{32}(t)$ 는 식(2.32), (2.33) 및 식(2.36)으로부터 역시 2차 다항식으로 표시될 수 있다. 따라서 식(2.21) 형태의 함수 표현에 필요한 모든 표와 다항식이 구해졌다. 추가적으로 KINS-2에서는 제논의 경우 그 농도를 별도로 고려할 수 있으므로 제논의 미시흡수 단면적은

$$\Delta \sigma_1^{xe} = F_{11}(x, y) F_{21}(z)$$

$$\sigma_a^{xe} = \sum_1 \Delta \sigma_1^{xe}$$

$$\Sigma_a^{xe} = N^{xe} \sigma_a^{xe}$$

의 관계식을 이용하여 입력된다. 한편 제논 및 요오드의 핵분열 생성분율과 핵분열에 따른 생성중성자수( $\nu$ )는 각 핵연료 형태별로 연소도의 함수로 주어지는데 이를 최소자승 오차법을 사용하여 2차식으로 주어졌다.

## 제 5 절 노심분석 계산검증

### 2.5.1 IAEA Benchmark

KINS-2 노달코드의 검증을 위하여 3D IAEA Benchmark Problem을 계산 검증하였다. 반사체 부분은 모델에서 제외되었으나 민감도에 따라 최적화된 albedo를 결정하여 출력 분포가 계산되었다. NEM에 따른 계산결과와 비교할 때 고유치차는 +0.005였으며 출력 분포의 rms 오차는 5.9%로 나타났다. 출력분포 오차는 제어봉이 삽입된 위치에서 최대 20%까지 나타났으나 20cm×20cm 체적당 2×2 노드로 세분할 경우 최대 오차는 5% 이내로 감소되었다.

### 2.5.2 CESSAR 검증

#### 2.5.2.1 계산모델 및 입력자료

CESSAR 검증은 노심 및 핵연료 집합체 설계 자료에 근거하여 계산되었다. 주요 설계자료 및 장전모형은 표2.3 및 그림2.6에 각각 제시되었다. 노심은 3벡치로서 총 241개의 핵연료 집합체의 혼합식 모델을 취하고 있다. 핵연료 집합체는 표2.4에 제시된 바와 같이 총 6개 형으로 되어있고 노심내 배치는 그림2.5에 보인바와 같다. 전형적인 16×16 핵연료 집합체 구조 단면도는 그림 2.7에 보인 바와 같이 총 236개 연료봉 및 가연성 독봉과 5개 안내관으로 되어 있다. 핵연료봉 관련 설계자료는 표2.1에 제시된 바 있다. 핵연료 형태는

모두 6개이나 가연성 독물질은 노심 중앙 부위에만 장치되고 하단 및 상단에서는 Stainless Steel Spacer로 되어 있기 때문에 실제로는 계산상 총 8개 핵 연료형이 계산되었다.

CASMO-3로 계산된 전형적인  $k_{\infty}$  곡선을 연소도의 함수로 그림 2.8에 보였다. 여기서 사용된 보론 농도는 400ppm 이었다.

표 2.3 노심 주요 설계자료

Rated core thermal power, Mw	3800		
Total core flow, lb/hr	$164 \times 10^6$		
Reactor coolant pressure, PSIA	2250		
Number of fuel assemblies in core, total	241		
Number of CEAs	89		
Number of fuel rod locations	56,876		
Spacing between fuel assemblies, fuel rod surface to surface, inches	0.208		
Spacing, outer fuel rod surface to core shroud, inches	0.214		
Hydraulic diameter, nominal channel, feet	0.0393		
Total flow area(excluding guide tubes), $ft^2$	60.9		
Total core area, $ft^2$	112.3		
Core equivalent diameter, inches	143.6		
Core circumscribed diameter, inches	152.46		
Total fuel loading, Kg U	$102.7 \times 10^3$		
Total fuel weight, lb $UO_2$	$257.1 \times 10^3$		
Total weight of Zircaloy, lb	71,180		
Fuel volume(including dishes), $ft^3$	407.6		
<b>Fuel Assemblies</b>			
<u>Batch</u>	<u>No. of Assemblies</u>	<u>Enrichment (Wt%) U-235</u>	<u>No. of Poison Rods Per Assembly</u>
A	81	1.83	0
B	88	2.49	16
C0	40	2.95	0
C1	32	2.95	16
Fuel Rod array square $16 \times 16$			
Fuel Rod Pitch inches 0.506			



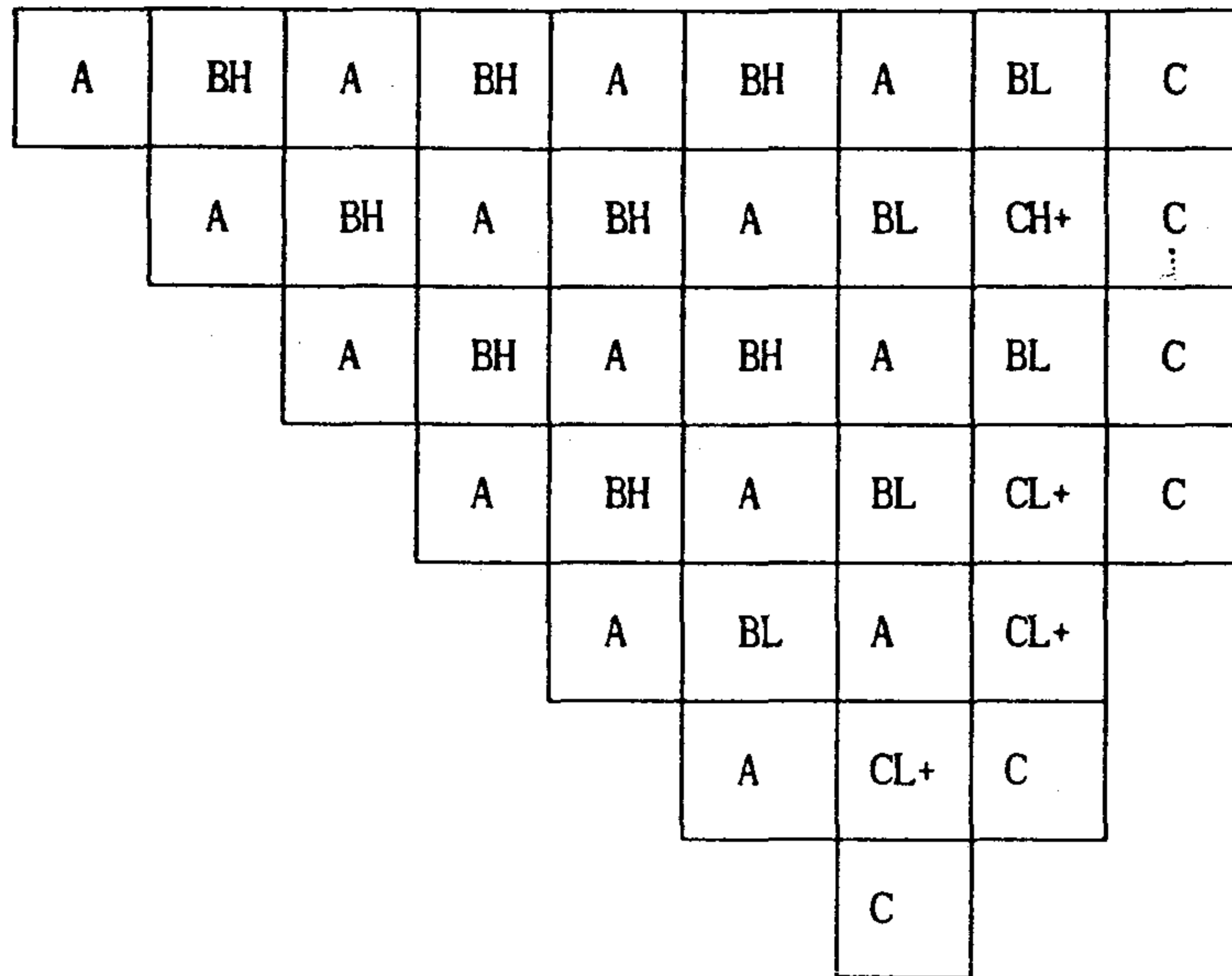


그림 2.6 1/8 노심 장전 모형

표 2.4 핵연료 집합체 형태별 제원

형 태	집합체 수	독봉수	농축도 (w/o)	독봉내 B-10 (gm/inch)
A	81	0	1.83	-
BL	36	16	2.49	0.0170
BH	52	16	2.49	0.0207
CL+	24	16	2.95	0.0126
CH+	8	16	2.95	0.0207
C	40	0	2.95	-

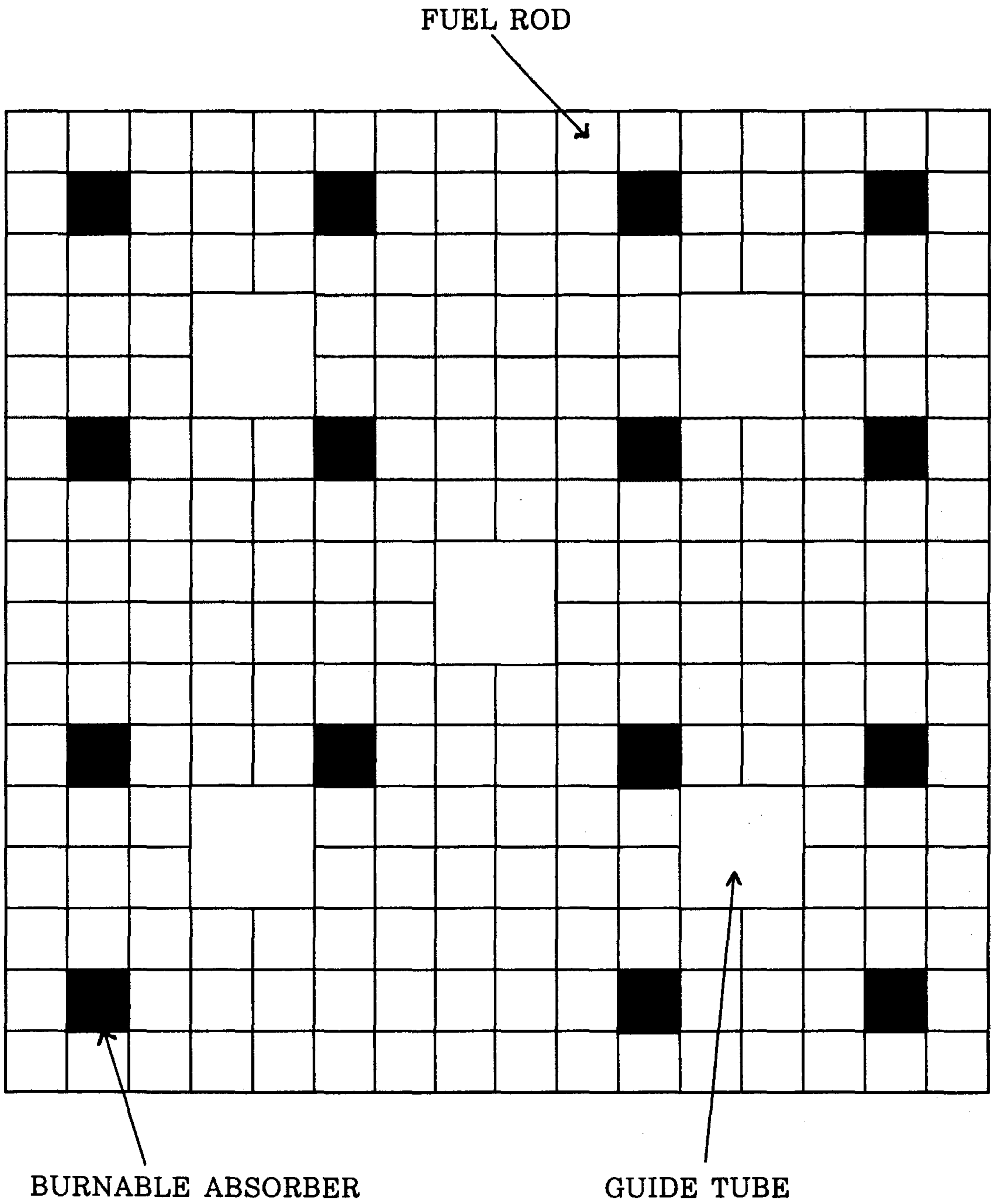


그림 2.7 16×16 핵연료 집합체

### k-infinite Variation over Burnup

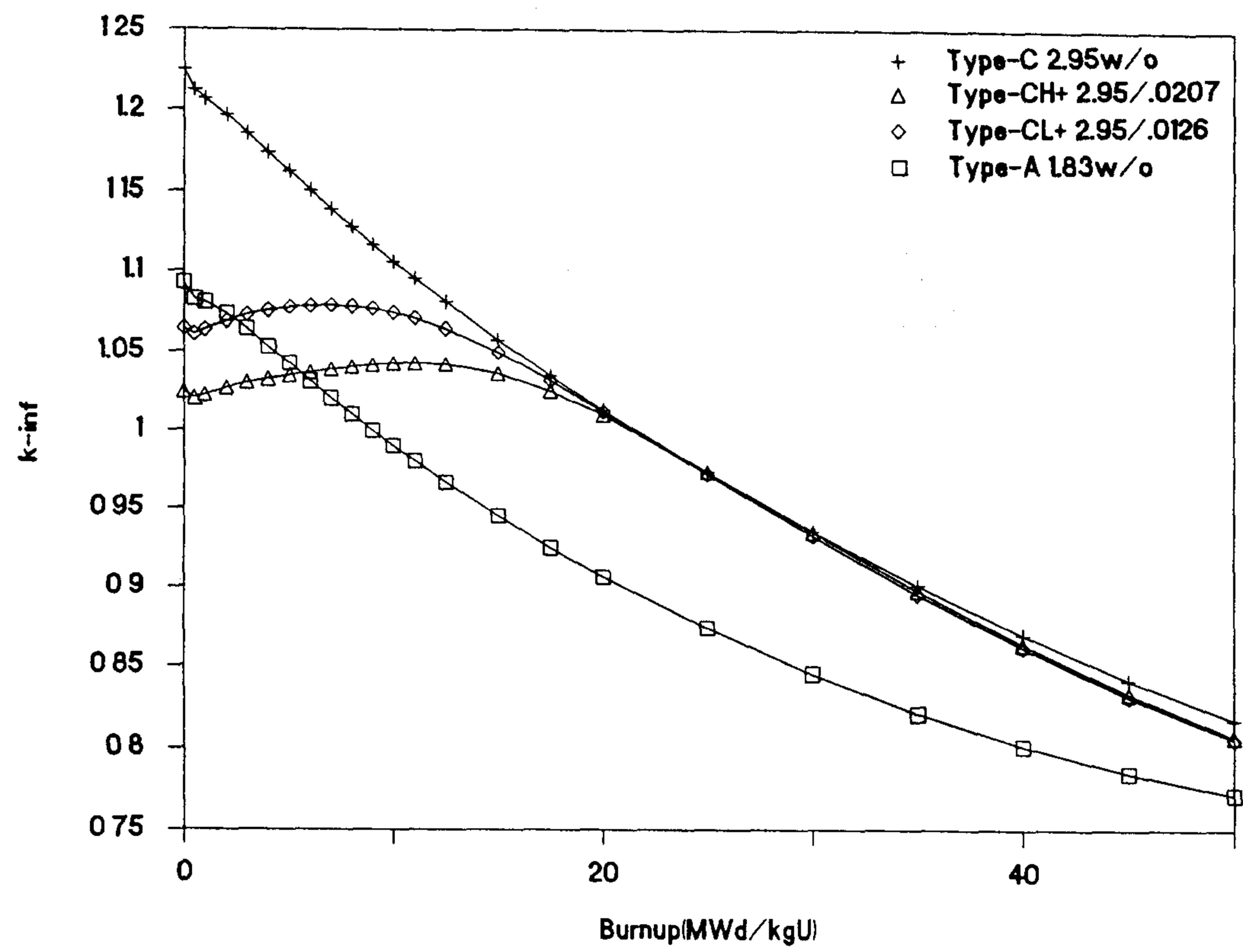


그림 28 연소도에 따른  $k_{\infty}$  변화(400ppm)

albedo 입력자료는 노심 구조 및 상태에 따라 달라지나 주기초 전출력에서 결정되어 주기말까지 사용되었다. 노심 계산은 대칭성을 이용하여 1/8노심을 모델링하였으며 핵연료 집합체당 평면상 1개 축방향으로 20개 노드로 분할하였다.

#### 2.5.2.2 계산 결과 비교

노심계산은 주기 전체를 통하여 연소도에 따라 출력분포 및 임계붕소 농도 등을 계산하였다. 핵연료 온도, 냉각재 온도 및 밀도, 붕소농도 출력 수준등이 출력분포, 반응도, 핵온도 계수 등에 영향을 미친다. 표 2.5에 주기초에서의 반응도와 임계붕소농도 냉각재 온도 계수의 계산 결과를 FSAR값과 BNL에서의 계산값과 비교하고 있는데 비교적 잘 일치하고 있다. 표 2.6 에서는 주기말에서의 계산값 비교를 나타내고 있는데 역시 잘 일치하고 있다.

임계붕소 농도는 검증 계산의 방법론 전체를 평가할 수 있는 중요 척도로서 정확성이 요구된다. 그림 2.9 및 표 2.7에서 계산된 붕소농도 곡선을 BNL치와 비교하여 나타내었고 주기초 및 주기말에서의 FSAR값도 표시하였다. 계산된 임계붕소 예측치는 매우 정확하였다.

그림 2.10, 2.11, 2.12, 2.13에서 각각 주기초 및 주기말의 평면출력 분포와 축방향 출력 분포를 나타내었다. 일반적으로 비교 결과는 수용할 수 있는 범위에 들었으며 rms 오차는 주기초에서 5.6%이었고, 주기말에서 3.0%로 나타났다.

표 2.5 주기초에서의 반응도 및 온도계수 비교

<u>REACTIVITY</u>	<u>FSAR</u>	<u>BNL</u>	<u>KINS</u>
$k_{eff}$ -HFP, Eq Xe, 0ppm, 594°F	1.068	1.064	1.068
$k_{eff}$ -HFP, No Xe, 0 ppm, 594°F	1.100	1.096	1.102
<u>CRITICAL BORON</u>			
HFP, No Xe, 594°F [ppm]	764	743	768
HFP, Eq Xe, 594°F [ppm]	516	507	536
Boron Worton,			
HFP, Eq Xe, 594°F [ppm/% $\Delta\rho$ ]	84	85	84
<u>MOD. TEMP. COEFF. [<math>\Delta\rho/^\circ\text{F}</math>]</u>			
HFP, No Xe, 764PPM, 594°F, 0 MWD/MT	$-0.75 \times 10^{-4}$	$-0.87 \times 10^{-4}$	$-0.82 \times 10^{-4}$
HFP, Eq Xe, 516 ppm, 594°F, 50 MWD/MT	$-1.14 \times 10^{-4}$	$-1.50 \times 10^{-4}$	$-1.26 \times 10^{-4}$

표 2.6 주기말에서의 온도계수 및 보론값 비교

<u>MOD. TEMP. COEFF [<math>\Delta\rho/^\circ\text{F}</math>]</u>	<u>FSAR</u>	<u>BNL</u>	<u>KINS</u>
HFP, Eq Xe, 47 ppm, 594°F	$-2.46 \times 10^{-4}$	$-3.24 \times 10^{-4}$	$-2.34 \times 10^{-4}$
Boron Worth, HFP, Eq Xe, 594°F [ppm/% $\Delta\rho$ ]			
	84	89	85

\* All coefficients have been calculated at 13740 MWD/MT.

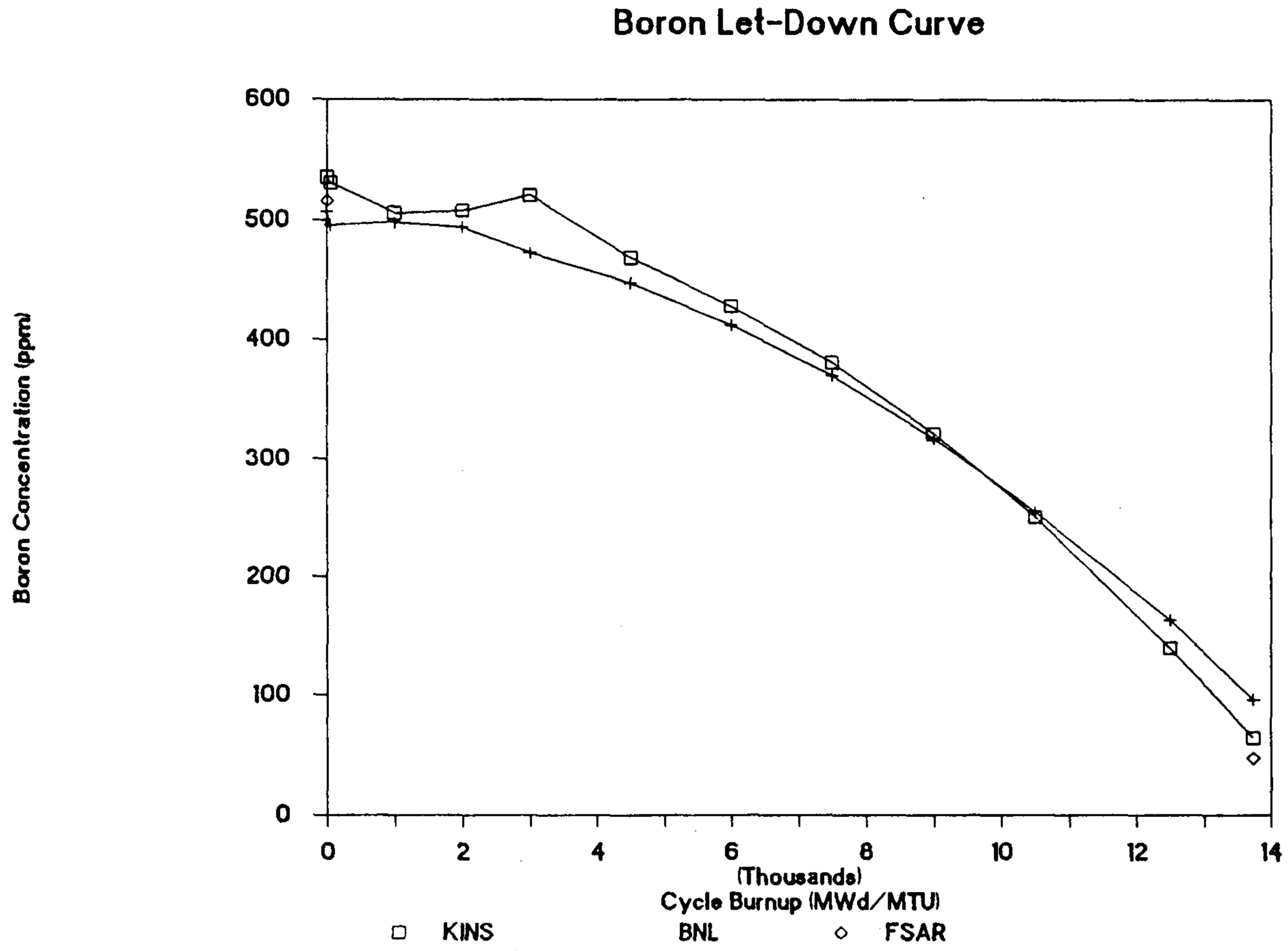


그림 29 임계 붕소 농도 곡선 비교

표 2.7 임계 붕소 농도 비교

EXPOSURE	PREDICTED BORON(ppm)			
	MWD/MT	KINS	BNL	FSAR
<u>CY-1</u>				
0 (No Xe)	768	743	764	
0 (Eq Xe)	536	507	516	
50	531	496	-	
1000	506	498	-	
2000	508	494	-	
3000	521	473	-	
4500	469	448	-	
6000	429	413	-	
7500	381	370	-	
9000	321	317	-	
10500	251	255	-	
13740	140	164	-	
13740	64	96	47	

1.150	1.250	1.140	1.220	1.100	1.160	1.020	1.020	.910
1.244	1.238	1.225	1.199	1.162	1.105	1.031	.881	.977
.094	-.012	.085	-.021	.062	-.055	.011	-.139	.067
1.152	1.226	1.144	1.207	1.112	1.151	1.030	.984	.894
	1.150	1.230	1.120	1.190	1.070	1.090	1.060	.880
	1.235	1.219	1.196	1.156	1.103	1.018	.958	.950
	.085	-.011	.076	-.034	.033	-.072	-.102	.070
	1.148	1.218	1.130	1.183	1.077	1.076	1.023	.876
		1.130	1.210	1.090	1.140	.980	.940	.800
		1.207	1.180	1.142	1.081	.995	.824	.842
		.077	-.030	.052	-.059	.015	-.116	.042
		1.136	1.197	1.101	1.134	.999	.925	.779
			1.090	1.160	1.030	1.010	.890	.570
			1.157	1.117	1.060	.953	.868	.577
			.067	-.043	.030	-.057	-.022	.007
			1.111	1.162	1.051	1.019	.878	.561
				1.050	1.100	.890	.710	
				1.087	1.039	.897	.741	
				.037	-.061	.007	.031	
				1.075	1.092	.922	.703	
					.950	.950	.540	
					.951	.915	.574	
					.001	-.035	.034	
					.991	.926	.538	
						.640		
						.677		
						.037		
						.617		

FSAR
KINS
Error
BNL

rms error = .05628

그림 2.10 주기초 평면 출력 분포



# Core Average Axial Power Distribution

(Burnup = 50 MWd/MTU)

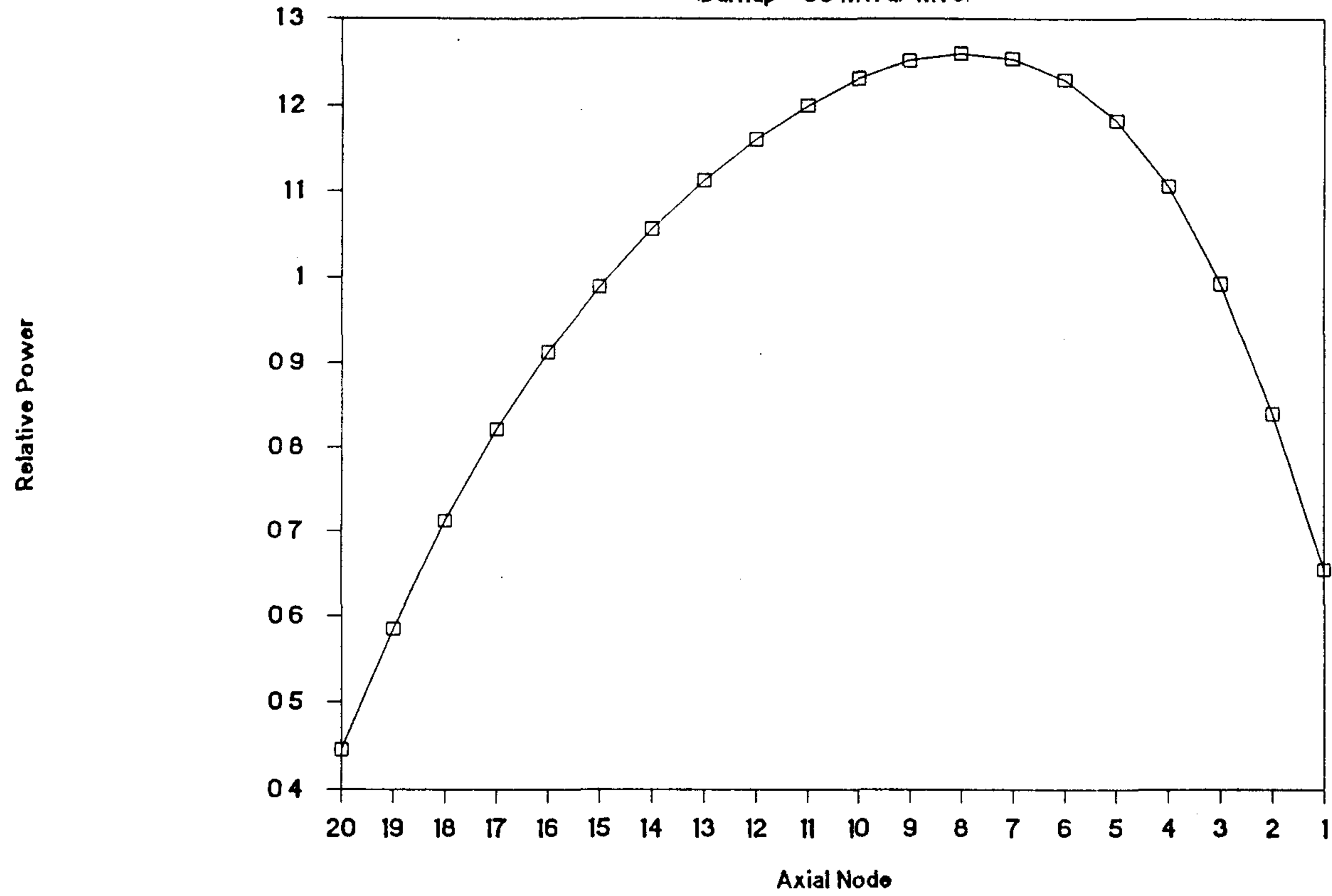


그림 2 11 주기초 축방향 출력 분포

.980	1.120	.980	1.140	1.010	1.180	1.050	1.150	.820
.969	1.090	.979	1.114	1.010	1.155	1.036	1.098	.841
-.011	-.030	-.001	-.026	.000	-.025	-.014	-.052	.021
.956	1.174	.960	1.183	.973	1.205	.994	1.164	.791
	.980	1.130	1.000	1.160	1.030	1.210	1.220	.810
	.974	1.101	.994	1.135	1.028	1.165	1.199	.835
	-.006	-.029	-.006	-.025	-.002	-.045	-.021	.025
	.958	1.178	.966	1.193	.985	1.205	1.232	.788
		.990	1.150	1.010	1.180	1.030	1.100	.760
		.988	1.121	1.010	1.148	1.018	1.061	.783
		-.002	-.029	.000	-.032	-.012	-.039	.023
		.963	1.185	.973	1.198	.979	1.126	.735
			1.010	1.160	1.010	1.140	1.060	.590
			1.004	1.133	1.009	1.115	1.090	.601
			-.006	-.027	-.001	-.025	.030	.011
			.969	1.188	.970	1.155	1.072	.575
				1.000	1.130	.920	.820	
				1.000	1.101	.918	.916	
				.000	-.029	-.002	.096	
				.963	1.137	.890	.840	
					.930	.960	.560	
					.921	.978	.611	
					-.009	.018	.051	
					.906	.969	.584	
						.620		
						.659		
						.039		
						.603		

FSAR
KINS
Error
BNL

rms error = .03029

그림 2.12 주기말 평면 출력 분포

Relative Power

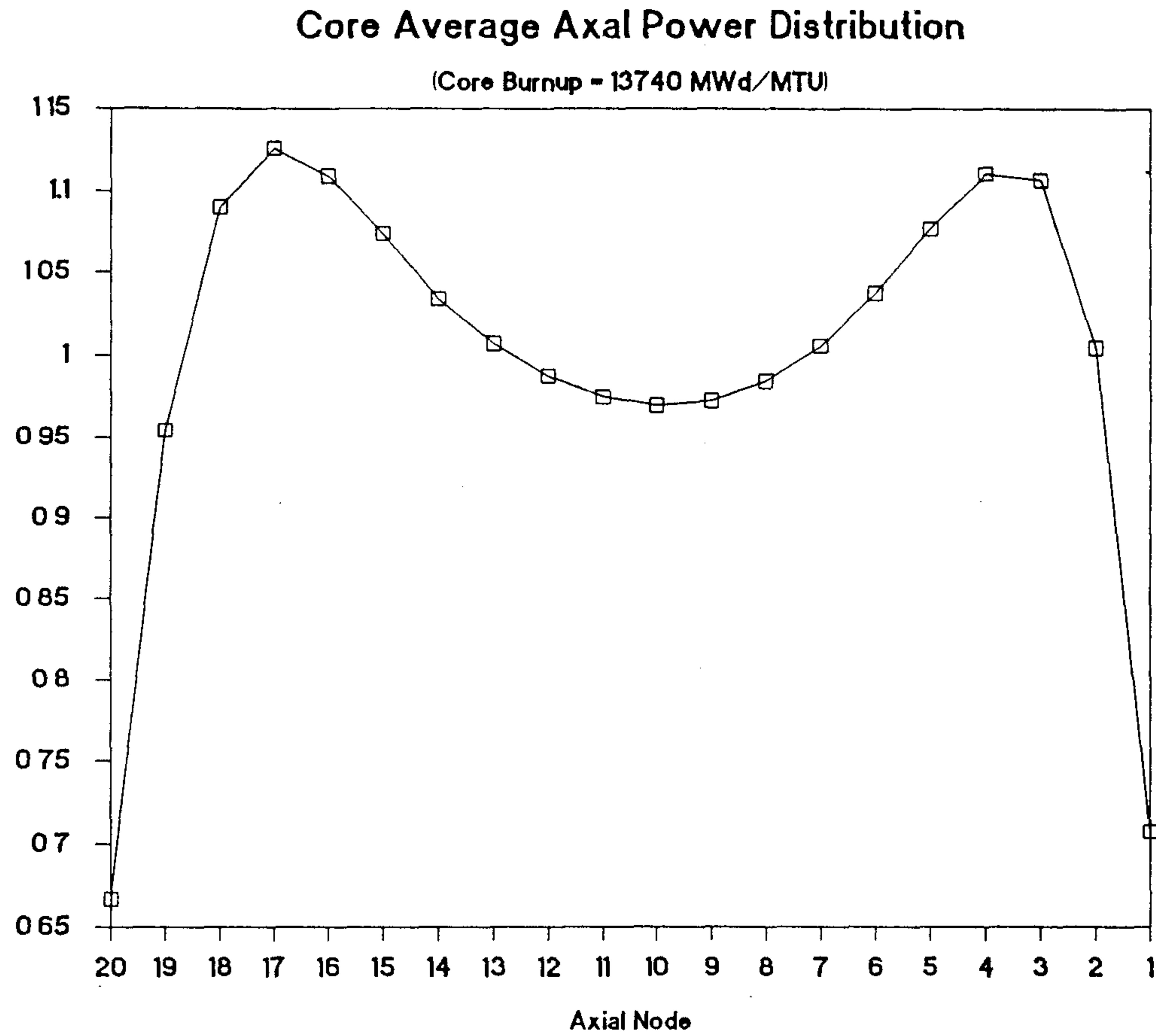


그림 2 13 주기말 축방향 출력 분포

## 제 6 절 결 론

정상상태의 노심 핵설계 결과를 검증할 수 있는 체제가 완성되었다. 사용된 계산 체계는 그림 2.1에 제시된 바와 같이 CASMO/KINS체제를 갖추었으며 전체적인 방법론의 정확도 평가를 위하여 본 체제에 의한 계산 결과를 CESSAR 설계값 및 이를 BNL에서 검증 계산한 결과와 비교하였다. 계산결과는 선정된 검증대상의 전 영역에 걸쳐서 BNL 값에 비교할 때 FSAR 값에 더욱 가깝게 나타남으로써 CASMO/KINS 체제 및 방법론이 앞으로 국내 원자로 설계 검증에 사용될 수 있음이 입증되었으며 안전기술원의 계산경험 자료 축적에 이용될 계획이다.

## 제 7 절 참고문헌

1. "Combustion Engineering Standard Safety Analysis Report (CESSAR) SYSTEM-80," CESSAR FSAR, CE Power Systems.
2. "LTRAN/NSC-O, Thermal Transient of a Fuel Rod, User's Manual," App. C, KRC-84N-TO7, 한국에너지연구소 (1985).
3. "CASMO-3, A Fuel Assembly Burnup Program Methodolgy," STUDESVIK/NFA-89/2, Rev.1 (1991).
4. "CASMO-3, A Fuel Assembly Burnup Program User's Manual," STUDESVIK/NFA-89/3, Rev.1 (1991).
5. "KAER1 Improved Nodal Scheme 2 사용지침서, KINS 2 User's Manual," KRC-84N-TO1.4, 한국에너지연구소 (1987).
6. "ARMP-02 Documentation, Part II, Chapter 8-SIMULATE-E (Mod.3) Computer Code Manual," EPRI NP-4574-CCM, Electric Power Research Institute (1987).
7. "Argonne Code Center Benchmark Problem Book," ANL-7416 Supplement 2, Argonne National Laboratory (1977).
8. "Simulation of CESSAR Cycles 1 and 2," BNL-33844, Brookhaven National Laboratory (1983).
9. "Simulation of ZION 2 Cycle-1 Operation," BNL-NUREG-31290, Brookhaven National Laboratory (1982).

## 제 3 장 노심열수력 설계

여 백

## 제 3 장 노심 열수력 설계

### 제 1 절 서 론

노심 열수력과 관련하여 제 1차년도에는 각 원자로 공급사별 노심 열수력 설계방법 및 컴퓨터 코드들의 전반적인 현황이 조사되었으며 컴퓨터 코드로는 COBRA-IV-i가 가장 적절한 것으로 선정이 되어 예제계산이 수행 되었다.

한편 본 특정 연구의 제 2차년도 주요 목적은 1차년도에 개념적으로 조사된 방법론과 선정된 코드들을 사용하여 실제 계산을 수행하면서 설계검증 체제를 수립하는 것이다. 노심 열수력설계 분야에서는 상기의 제 2차년도 연구 목표에 의거하여 우선 COBRA-IV-i 코드를 실험결과와 비교하는 benchmark 계산을 수행하였으며, 다음으로는 국내 가압경수로 노심의 DNB 설계시 보편적으로 사용되고 있는 DNB 설계 방법들을 고리 1호기 노심에 대한 DNB 설계에 적용하여 각 방법들을 비교 검토하였다. 비교 검토된 DNB 설계 방법론은 국내 원자로 DNB 설계시 보편적으로 사용되고 있는 웨스팅하우스사의 ITDP(Improved Thermal Design Procedure)와 향후 사용이 예상되는 RTDP(Revised Thermal Design Procedure) 그리고 컴버스천엔지니어링사의 SCU(Statistical Combination of Uncertainties) 방법이다.

이와 같은 제 2차년도의 연구를 통하여 국내 가압경수로 DNB 설계에 적용되는 실제적인 모든 설계 방법론이 항상 이용될 수 있게 체계화 되었다고 판단되며 앞으로의 심사 업무에 적극적으로 활용될 것이다. 또한 본 2차년도의 과제 수행중 국내에서는 아직 non-LOCA 사고시의 노심거동에 대한 열수력학적 분석검증 체제가 제대로 이루어지지 않았다는 사실이 파악 되었으며 제 3차년도 기간 중에는 이에 대한 연구를 위하여 노력이 경주 되어야 할 것으로 생각된다.



## 제 2 절 검증(Benchmark) 계산

COBRA-IV-i 는 질량보존 방정식, 축방향 운동량 보존 방정식, 수평방향 운동량 보존 방정식, 에너지 보존 방정식을 동시에 풀어서 부수로 내에서의 유동상태를 계산하며 202,800<sub>8</sub> 단어 이상의 중앙 메모리 (Central Memory)가 요구되는 대형 전산코드이다. 더구나 COBRA에 사용되는 지배방정식은 부수로의 특성을 묘사하기 위한 많은 경험 상관식이 포함된 편미분 방정식이므로 그 해석적인 일반해를 구하는 것은 사실상 불가능하며 이들 방정식이 가질수 있는 해들의 특성에 대한 수학적 연구 역시 이루어진바가 없다. 따라서 COBRA 코드로 부수로 내의 어떤 상황을 계산하였을 경우 그 계산된 값이 올바른 것인지 아닌지를 a priori 하게 알 수 있는 방법은 없으며 COBRA 코드가 실제상황을 올바르게 계산하고 있다는 사실은 실험치와의 비교를 통해서만이 파악이 가능하다. 이러한 의미에서 실험값과 동일한 상황을 COBRA 코드로 계산한 값을 서로 비교하여 COBRA에 의한 계산의 타당성을 확인하는 Benchmark 계산은 무엇보다도 중요한 작업이라고 할 수 있다.

물론 COBRA 코드를 개발한 후 개발된 코드의 타당성을 확인하기 위한 검증계산은 수행 되었겠지만 본 기술원에 도입된 COBRA 코드가 이미 여러 사람들의 손을 거쳐 온 것이었고 또한 실험값과 COBRA 코드 계산값을 비교함으로써 입력조건에 따른 코드의 특성등도 파악이 가능하므로 본 2차 년도에 COBRA 코드에 대한 Benchmark 계산을 수행하였다.

### 가) 계산모델

웨스팅하우스에서 14×14 (0.422 in. 봉) 핵연료 집합체 구조에 대해 수행한 DNB 실험자료와 COBRA 코드로 계산한 값을 비교하였다. 실험 및 계산에 사용된 부수로의 기하학적 구조는 그림 3.1과 같으며 그 제원은 표 3.1과 같다.

그림 3.2는 그리드와 TC(Thermocouple)의 축방향 위치를 보여주고 있다.

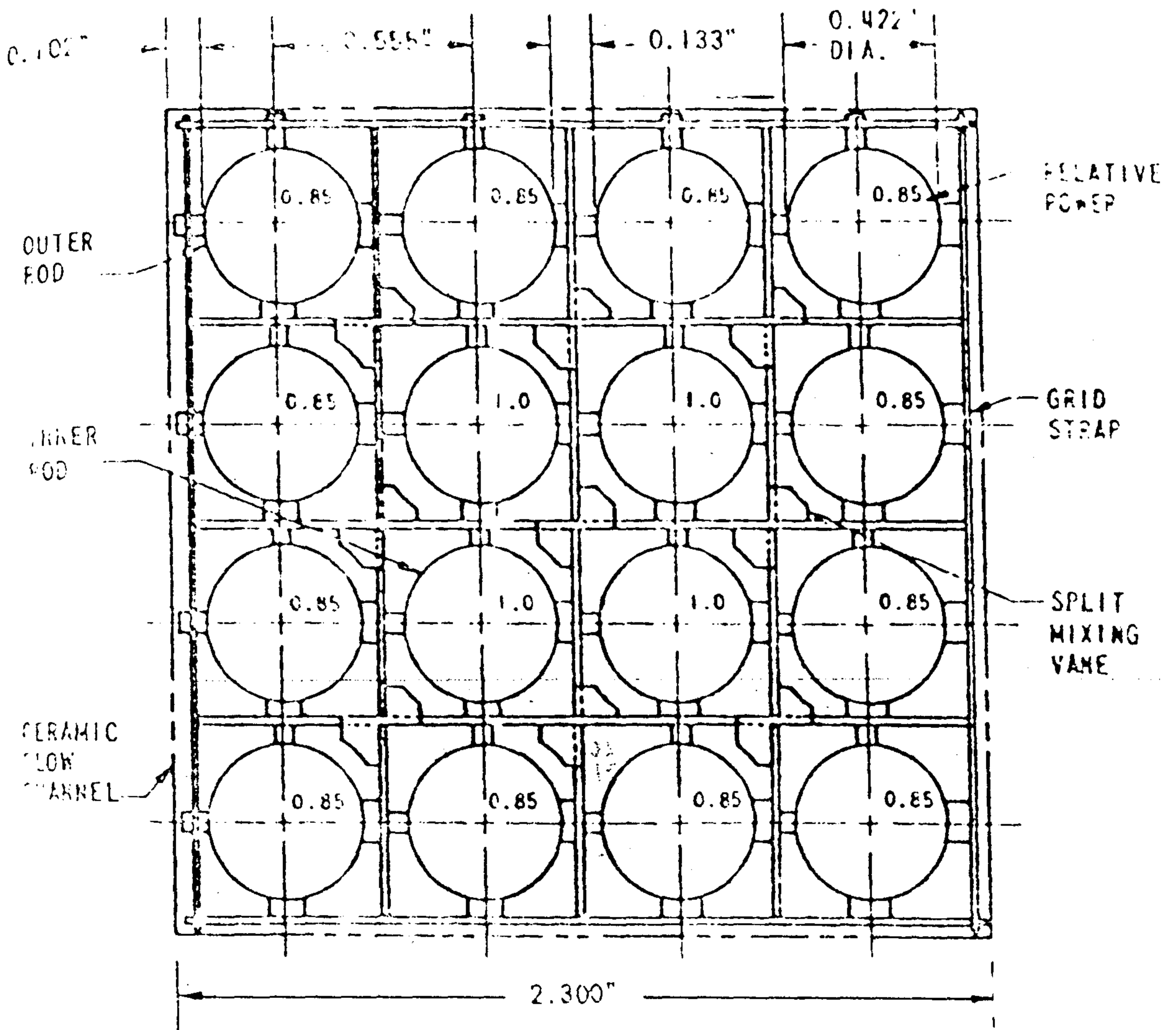


그림 3.1 핵연료봉 및 부수로 배열

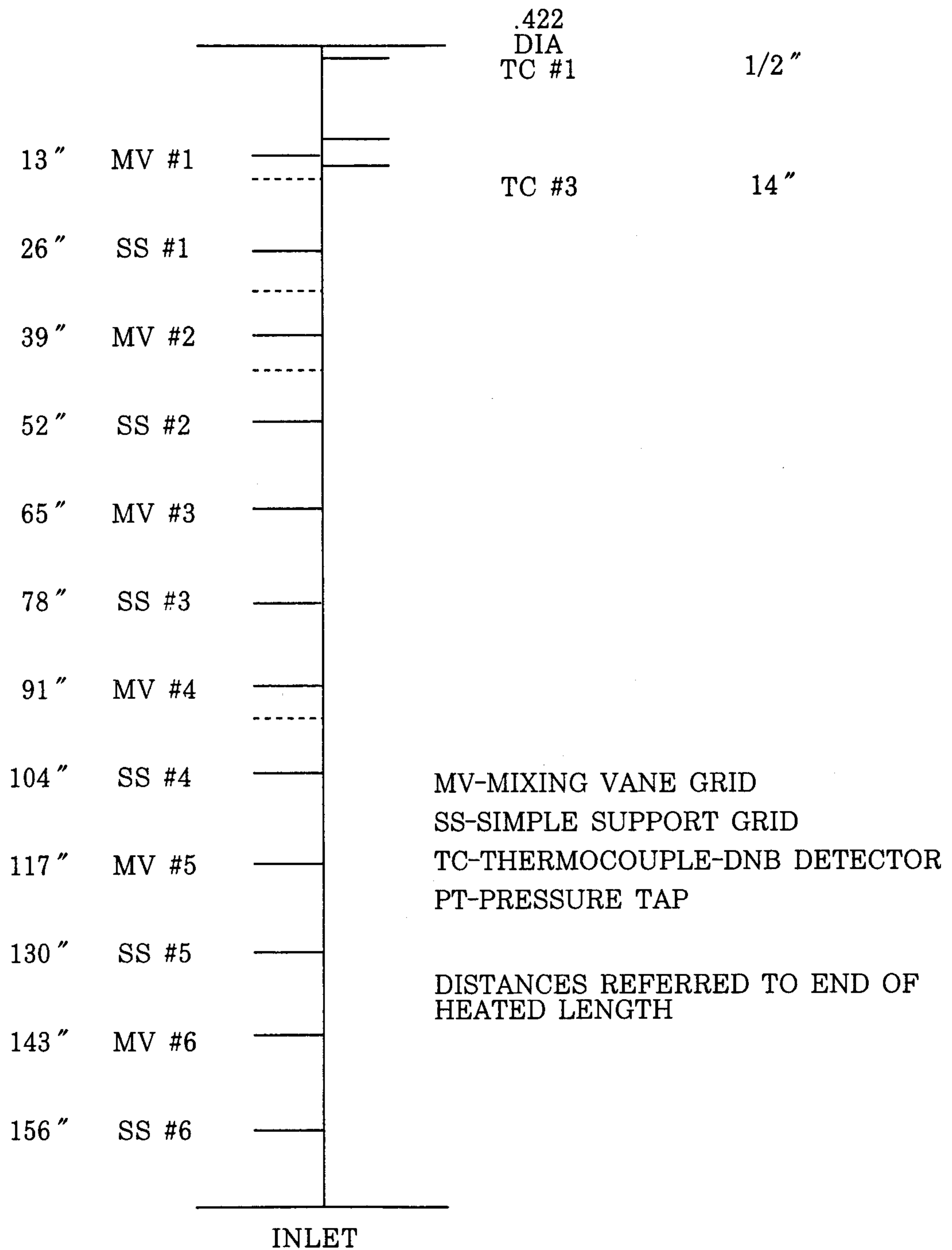


그림 3.2 그리드 및 TC 배치

표 3.1 부수로 제원

봉 직경 in.	0.422
번들당 핵연료수	16
가열길이 ft	14
array	4×4
피 치	0.555
봉간간격 in.	0.133
축방향 열속분포	균일분포

웨스팅하우스사는 실험으로 측정된 임계열속값과 THINC코드 및 R-그리드 임계열속 상관식을 사용하여 계산한 임계열속값을 서로 비교하였다. R-그리드 임계열속 상관식은 W-3 임계열속 상관식에 modified spacer factor  $F's$  를 곱하여 구하게 되며, 이는 spacer grid의 간격효과가 고려된 보정 계수로써 아래와 같이 주어진다.

$$F's = (1.445 - 0.0371L) \left( \frac{P}{225.896} \right)^{.5} (e^{(x+.2)^2} - .73) + K_s \frac{G}{106} \left( \frac{TDC}{.019} \right)^{.35}$$

- $K_s$  그리드 형태와 축방향 간격에 따른 계수
- $P$  압력 psia
- $G$  국부 질량 유속  $lbm/hr-ft^2$
- $TDC$  Thermal Diffusion 계수
- $L$  시험봉 길이 ft
- $x$  국부 증기질

$K_s$ 는 그리드의 형태와 축방향 간격에 의해 결정되는 상수이며 mixing vane 그리드의 간격이 그림 3.2와 같이 26 in. 일 경우  $K_s = 0.046$ 이 사용된다. 또한 TDC 값은 0.042가 사용되었다. 그 외에 COBRA 계산에 필요한 경험 상관식들은 본 특정연구 1차보고서의 예제 계산에 기술된 것들과 동일한 것이 사용되었다. 비교에 사용된 8개 실험조건은 표 3.2와 같다.

표 3.2 실험조건

case	압 력 psia	입 구 온 도 °F	입구질량유속 $10^6 \text{ lbm/hr ft}^2$
1	1793	572	3
2	1841	575.7	2.99
3	2119	582.7	2.53
4	2106	548.3	1.986
5	1814	516	2.489
6	1831	580	2.176
7	2129	552	2.492
8	2128	559	2.973

나) 검증계산 결과 및 비교

주어진 실험조건에서 실험을 통해 측정된 값, 웨스팅하우스사가 THINC 코드로 예측한 값 및 당 기술원에서 COBRA-IV-i 로 예측한 임계열속값은 표 3.3과 같다.

표 3.3의 결과로 부터는 다음과 같은 결론을 내릴 수 있다.

- 실험측정치( $Q_m$ )와 COBRA 계산값( $Q_p^c$ )의 평균 비율은 1.13이다. 따라서 R-그리드 임계열속 상관식을 사용한 COBRA 계산은 신뢰할 수 있는 값을 준다고 볼 수 있다.
- THINC 계산값과 COBRA 계산값의 비  $Q_p^T/Q_p^c$ 는 평균이 0.999로써 서로 다른 두 코드로 계산한 값이 잘 일치하고 있다. 부수로 수력학적 코드에서는 계산 시 선택할 수 있는 여러가지 경험 상관식이 있고 어떠한 상관식을 사용하였느냐에 따라 그 계산값이 달라질 수 있다. 그러나 서로 다른 두 코드로 계산한 값이 잘 일치 한다는 것은 적절한 범위의 경험식을 사용하여 올바른 계산을 하였다는 확신을 가질수 있다.

표 3.3 검증계산 결과 및 비교

m : 측정값(measured)    p : 예측값(predicted)  
 T : THINC 코드            C : COBRA-IV-i

	$Q_m$	$Q_p^T$	$Q_p^C$	$Q_m/Q_p^T$	$Q_m/Q_p^C$	$Q_p^T/Q_p^C$
1	.4567	.3705	.3776	1.233	1.21	.981
2	.4307	.4014	.422	1.073	1.02	.951
3	.3822	.4056	.364	.942	1.05	1.114
4	.4158	.3616	.386	1.15	1.077	.937
5	.5047	.5088	.4626	.992	1.091	1.1
6	.4015	.367	.356	1.094	1.128	1.031
7	.4849	.3919	.406	1.237	1.194	.965
8	.5419	.39	.427	1.389	1.269	.913
단위 $10^6$ lbm/hr ft <sup>2</sup>			평균	1.14	1.13	.999

— 실험조건 3과 5의 결과에서 THINC 코드는 실험치보다 높은 임계열속을 예측하고 있는 반면 COBRA 코드는 여전히 실험치보다 낮은 보수적인 임계열속값을 예측하고 있다. 따라서 항상 보수적인 계산을 하여야 하는 audit 계산용으로는 COBRA 코드가 THINC 보다 더 적절함을 다시 한번 확인할 수 있다.

## 제 3 절 DNB 설계 방법의 비교 검토

### 1. DNB 설계기준

노심에서 핵연료봉으로 부터 냉각재로의 열전달 능력이 급속히 저하될 수 있는 핵비등이탈(DNB)은 핵연료봉의 건전성을 평가할 때 주요한 인자이다.

10CFR 50, 부록 A의 일반설계기준 20<sup>1)</sup>에는 “예상운전 과도상태(AOO's) 시 허용핵연료설계제한치 (SAFDL)가 초과되지 않음을 보장하기 위하여 보호계통이 반응도 제어계통등의 적절한 계통을 자동으로 작동시켜야 한다.” 라고 규정하고 있다.

가압경수로에서 SAFDL은 일반적으로 핵연료 중심선 온도와 DNBR 제한치로 구성되어 있다. 전자의 경우는 선형출력 밀도나 과출력 제한치로 단순 환산 가능하나 후자의 경우 노심의 열전달 기구를 구성하는 여러 변수들의 불확실도가 고려되어야 하므로 용이하게 구해질 수 없다. 이러한 이유로 초기에는 결정론적인 DNB 설계 방법이 사용되었으나 그 방법이 가지는 과도한 보수성은 원자로 보호계통 설정치 설계시 불이득치로서 작용하여 왔다. DNBR 제한치 설계시 노심의 열수력 조건을 규정하는 인자들의 불확실도에 대한 통계적 정량화가 수행됨에 따라 현행 규제 요건은 DNB 설계시 통계적 접근 방법을 허용하고 있다.

NRC 표준심사지침 4.4절<sup>2)</sup>에 따르면, “정상운전 및 예상운전 과도 상태시 노심내 최고온 연료봉이 95% 신뢰도에서 최소한 95% 확률로 핵비등이탈을 겪지 않음이 보장되어야 한다.” 라고 기술되어 있다. 따라서 가압경수로에 대하여 설계사들은 정상운전 및 예상운전 과도상태시 최고온 연료봉의 최소 DNBR이 95/95 신뢰수준 이상에서 결정된 DNBR 제한치를 초과하지 않도록 하는 것을 DNB 설계기준으로 설정하고 있다.

## 2. DNB 설계 모델 및 방법론

### 가. DNBR 상관식 및 변수 불확실도

노심에서 DNB가 발생하지 않을 조건은 최고온 연료봉의 국부 열속이 주어진 조건에서 측정된 임계열속 이하일 때이므로 다음 식에 의해 나타낼 수 있다.

$$A \leq M \quad (3.1)$$

A 고온 연료봉에서의 국부 열속

M 주어진 조건에서의 임계열속 측정치

(3.1)식의 양변을 임계열속 상관식으로 부터 예측되는 임계열속(P)으로 나누면,

$$\left(\frac{A}{P}\right) \leq \left(\frac{M}{P}\right) \quad (3.2)$$

가 되며 DNBR의 정의( $DNBR \equiv P/A$ )로 부터

$$DNBR \geq \frac{1}{\left(\frac{M}{P}\right)} \quad (3.3)$$

으로 쓸 수 있다.

임계열속 상관식으로 부터 예측되는 임계열속 값의 불확실도는 (M/P)의 통계량으로 부터 평가된다.

표 3.4의 여러 임계열속 상관식에 대한 (M/P)의 통계량에서 보듯이 (M/P)가 정규 분포를 하므로  $1/\left(\frac{M}{P}\right)$ 는 역정규(reciprocal normal) 분포를 하게 된다.  $1/\left(\frac{M}{P}\right)$ 가 임계열속 상관식의 불확실도에 따른 DNBR 불확실도를 나타내므로 이를 DNBR 상관식 불확실도 인자라고 정의하고  $\frac{1}{\Delta_c}$ 로 표기한다.



Correlation	Data Points	$X_{M/P}$	$S_{M/P}$	k(Owen's factor)	Uncertainty Distribution
W-3	809	.996	.132	1.737	Normal
WRB-1	1108	1.0079	.0859	1.724	Normal
WRB-2	684	1.0051	.0847	1.745	Normal
CE - 1*	157	.9803	.0754	1.815	Normal
ERB-2**	461	.960	.079	1.776	Normal

\* applicable to 16×16 FA with rod length of 12.5 ft and 5% increase of DNBR limit by Cross Validation not considered

\*\* for grids without mixing vane

표 3.4 여러 임계열속 상관식에서 (M/P) 통계량

즉,  $(\frac{M}{P}) = \Delta_c$  이다. 또한 (3.3)식의 좌변에 있는 DNBR은 다음과 같은 불확실도를 포함하고 있다.

정상운전 및 예상운전 과도상태 분석시 고온 연료봉의 국부열속(A)은 여러 설계 변수들(노심 열출력, 입구 온도, 입구 유량, 그리고 부수로와 그 주변의 기하학적 자료등)의 값으로 부터 계산된다. 설계 변수들의 값들은 운전 변수들의 측정 오차, 핵연료봉 및 부수로의 제작 오차와 핵설계시의 계산오차 등과 같은 여러 유형의 불확실도를 포함하고 있으므로 이러한 입력 변수의 불확실도에 따른 국부 열속의 불확실도가 고려되어야 한다. 따라서 설계 변수의 변화량에 대한 DNBR 변화량을 상관시키는 DNBR 변수 불확실도 인자를 다음 식으로 정의한다.

$$\Delta_p = \frac{DNBR}{DNBR_0} \quad (3.4)$$

여기서,  $DNBR_0$  각 변수의 공칭값에서의 DNBR값

따라서 (3.3)식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$DNBR_0 * \Delta_p \geq \frac{1}{\Delta_c} \quad (3.5)$$

결정론적인 DNB 설계방법에서는 표 3.5에 나타나 있는 임계열속 상관식에 대한  $1/(\frac{M}{P})$ 의 95% 상부 제한치를 DNBR 제한치로 사용한다. 이와 달리 통계적 DNB 설계 방법의 경우 DNBR 제한치 설정은  $\Delta_p$ 와  $\frac{1}{\Delta_c}$ 에 대한 통계적 처리가 수반되어야 하므로 간단하지가 않다. DNBR 상관식 불확실도 인자  $\frac{1}{\Delta_c}$ 은  $(M/P)$ 의 통계량으로 부터 구해질 수 있으나 DNBR 변수 불확실도인자  $\Delta_p$ 에 대해서는 그 분포를 적절히 가정하고 검정하는 식으로 수행한다. 또한  $\Delta_p$ 와  $\frac{1}{\Delta_c}$ 가 결합된 전체 DNBR 불확실도 분포에 대해서도 적절한 가정이 요구된다.

DNBR Correlation	95 percent Upper Limit
W-3 (1000 ≤ P ≤ 2400)	1.30
W-3 (500 ≤ P ≤ 1000)	1.45
WRB-1	1.17
WRB-2	1.17
CE-1	1.19
ERB-2	1.22

표 3.5 임계열속 상관식에 대한  $1/(\frac{M}{P})$ 의 95% 상부 제한치

## 나. 웨스팅하우스사의 ITDP

ITDP<sup>3)</sup>는 웨스팅하우스사에서 개발되어 아날로그 유형의 원자로 보호계통 발전소에 널리 사용되는 방법이다. 이 방법에서는 DNBR 변수 불확실도를 계통 모멘트 방법을 이용하여 추정된 후 추정된 DNBR 변수 불확실도를 미리 구해진 DNBR 상관식 제한치와 결정론적으로 결합시켜 DNBR 제한치를 계산한다. 계통 모멘트 방법<sup>4)</sup>은 여러 입력변수(input parameter) 변화량에 따른 계통 출력(system output)의 변화량을 이용하여 계통 출력의 1차 모멘트(평균) 및 2차 모멘트(표준편차)를 구하므로써 계통출력 분포를 추정하는 방법이다.

ITDP에서는 DNB 설계기준을 만족시키기 위하여 (3.4)식 좌변에 있는 DNBR의 95% 하부제한치가 우변에 있는  $\frac{1}{\Delta_c}$ 의 95% 상부 제한치보다 항상 크게 한다.

$$DNBR_0 \times \Delta_p |_{95.L} \geq \frac{1}{\Delta_c} |_{95.U} \quad (3.6)$$

여기에서  $\Delta_p |_{95.L}$ 와  $\frac{1}{\Delta_c} |_{95.U}$ 는 각각  $\Delta_p$ 의 95% 하부제한치와  $\frac{1}{\Delta_c}$ 의 95% 상부 제한치이다.

그리고 예상운전 과도상태 분석시에 노심의 입력변수들을 공칭값으로 사용하므로 (3.6)식을 만족하는 최소 DNBR<sub>0</sub>을 DNBR 제한치로 설정한다. (3.6)의  $\Delta_p |_{95.L}$ 을 우변으로 넘기면 다음과 같다.

$$DNBR_{lim} = \text{lowest}(DNBR_0) = \frac{1}{\Delta_p |_{95.U}} \times \frac{1}{\Delta_c |_{95.U}} \quad (3.7)$$

여기서  $\text{lowest}(DNBR_0)$  , 최소 DNBR<sub>0</sub>

$\frac{1}{\Delta_p} |_{95.U}$  ,  $\frac{1}{\Delta_c}$  의 95% 상부 제한치

(3.5)식 좌변의 DNBR이 평균  $DNBR_0$ , 표준편차  $\sigma_{DNBR}$ 를 갖는 정규 분포를 한다고 가정하므로써  $\Delta_p$ 의 95% 하부제한치  $\Delta_p|_{95.L}$ 의 역수와 동일한  $\frac{1}{\Delta_p}|_{95.U}$ 를 계산할 수 있다.

$$\frac{1}{\Delta_p}|_{95.U} = \frac{1}{\Delta_p|_{95.L}} = \frac{1}{1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_{DNBR}}{DNBR_0} \right)} \quad (3.8)$$

또한  $\frac{1}{\Delta_c}|_{95.U}$ 는 DNBR 상관식 제한치이므로 (M/P)의 95% 하부 제한치와 같은 값이다. 따라서 (3.7)식의 DNBR 제한치는 최종적으로 다음 식에 의해 계산될 수 있다.

$$DNBR_{lim} = \frac{DNBR_{cor.lim}}{1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_{\Delta p}}{\mu_{\Delta p}} \right)} \quad (3.9)$$

$$\text{여기에서 } DNBR_{cor.lim} = \frac{1}{\bar{X}_{\Delta c} - K_{95/95} * S_{\Delta c}}$$

그리고,  $\mu_{\Delta p} = DNBR_0$ ,  $\sigma_{\Delta p} = \sigma_{DNBR}$ .

$\bar{X}_{\Delta c}$  · 임계열속 상관식에 대한 (M/P) 통계량의 평균

$K_{95/95}$  · 오웬의 95/95 공차 인자

$S_{\Delta c}$  · 임계열속 상관식에 대한 (M/P) 통계량의 표준편차

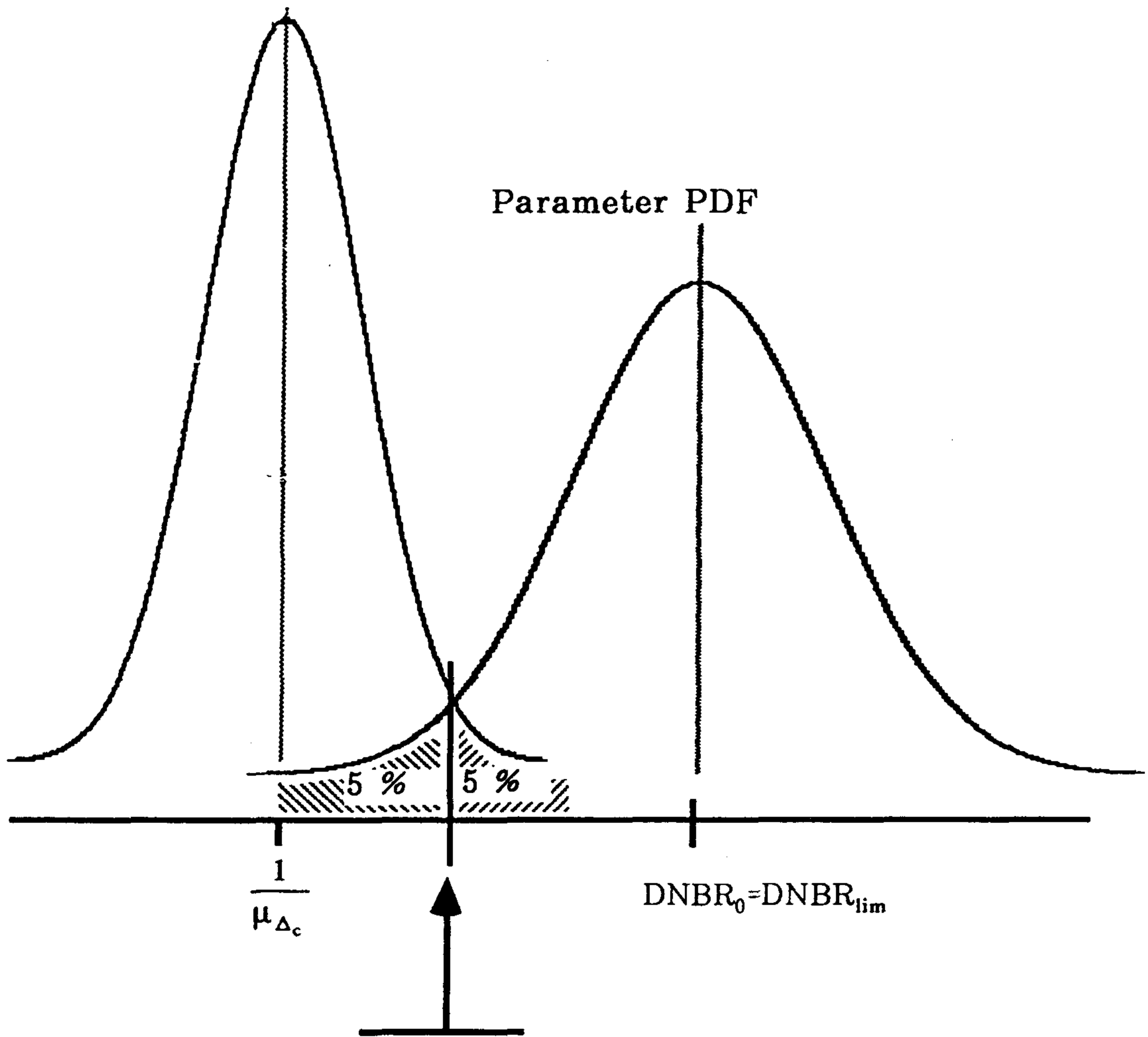
이상의 ITDP의 설계개념을 그림으로 도시하면 그림 3.3과 같다.

(3.9)식의  $\frac{\sigma_{\Delta p}}{\mu_{\Delta p}}$ 는 다음의 수학적 관계에 의하여 얻어진다.

설계변수의 변화량에 의한 DNBR 변수 불확실도 계수,  $\Delta_p$ 의 효과가 다음 관계식에 의해 기술될 수 있다.

$$dy = \frac{\partial y}{\partial x_1} dx_1 + \frac{\partial y}{\partial x_2} dx_2 + \frac{\partial y}{\partial x_3} dx_3 \cdots + \frac{\partial y}{\partial x_n} dx_n \quad (3.10)$$

Correlation PDF



$$\frac{1}{\bar{X}_{\Delta_c} - kS_{\Delta_c}} = \text{DNBR}_{\text{cor.lim}}$$

$$\text{DNBR}_0 \left( 1 - 1.645 \frac{\sigma}{\text{DNBR}_0} \right)$$

\* PDF Probability Density Function

그림 3.3 ITDP 설계 개념

여기에서  $y = \Delta_p$

$x_i$  : 1 번째 설계변수

$dx_i$  :  $x_i$  의 미소변화량

$dy$  :  $x_i$  의 미소변화량에 따른  $y$ 의 변화량

(3.10)식의 양변을  $y$ 로 나누면,

$$\frac{dy}{y} = S_1 \frac{dx_1}{x_1} + S_2 \frac{dx_2}{x_2} + S_3 \frac{dx_3}{x_3} \dots + S_n \frac{dx_n}{x_n} \quad (3.11)$$

여기에서  $S_i = (\partial y / y) / (\partial x_i / x_i)$ 가 된다.

$x_i$ 의 미소 변동에 대하여  $S_i$ 는 고정된 상수로 가정된다. (3.11)식을 적분하면,

$$y = C x_1^{S_1} x_2^{S_2} x_3^{S_3} \dots x_n^{S_n} \quad (3.12)$$

이 된다. 또한  $y$ 의 공칭값 근방에서의 테일러 급수전개로 부터

$$y - \mu_y = \frac{\partial y}{\partial x_1} (x_1 - \mu_1) + \frac{\partial y}{\partial x_2} (x_2 - \mu_2) + \dots + \frac{\partial y}{\partial x_n} (x_n - \mu_n) \quad (3.13)$$

+ Higher order terms

이 된다. (3.13)식에서 고차항을 무시하고  $y - \mu_y$ 에 대한 2차 모멘트를 민감도( $S_i$ )와 편차계수( $\sigma_i / \mu_i$ )에 대해서 구하면 다음 식을 얻을 수 있다.

$$\left(\frac{\sigma_y}{\mu_y}\right)^2 = S_1^2 \left(\frac{\sigma_1}{\mu_1}\right)^2 + S_2^2 \left(\frac{\sigma_2}{\mu_2}\right)^2 + S_3^2 \left(\frac{\sigma_3}{\mu_3}\right)^2 \dots + S_n^2 \left(\frac{\sigma_n}{\mu_n}\right)^2 \quad (3.14)$$

이렇게 구해진  $\frac{\sigma_{\Delta p}}{\mu_{\Delta p}}$ 를 (3.9)식에 대입하여 DNBR 제한치를 계산할 수 있다.

다. 웨스팅하우스사 RTDP

웨스팅하우스사는 노심 열여유도 증진을 위하여 ITDP를 개량한 열설계 방법, RTDP<sup>5)</sup>를 개발하였다.

이 방법에서는 ITDP와 달리 상관식 불확실도와 변수 불확실도의 독립성을 고려하여 그들을 통계적으로 결합시킨다.  $\Delta_c$  와  $\Delta_p$ 를 같이 고려해 주기 위하여 다음과 같이 하나의 변수  $z$ 를 정의한다.

$$z = \text{DNBR}_0 \times \Delta_p \times \Delta_c \quad (3.15)$$

(3.4)식으로 부터 DNB가 발생하지 않을 조건은  $z$ 가 1보다 클 때이다. RTDP에서는 DNB 설계기준을 만족시키기 위하여  $z$ 의 95% 하부제한치가 1 이상이 되도록 한다. 즉,

$$z |_{95.L} \geq 1.0 \quad (3.16)$$

여기에서  $z |_{95.L}$  ,  $z$ 의 95% 하부 제한치

$\Delta_p$  와  $\Delta_c$ 가 각각 정규분포를 하므로 그 곱으로 표시되는 분포로 부터  $z$ 는 평균  $\mu_z$ , 표준편차  $\sigma_z$ 의 정규분포를 하는 것으로 가정하여 상기 식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\mu_z - 1.645 \sigma_z \geq 1.0 \quad \text{또는,} \quad \mu_z \geq \frac{1}{1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right)} \quad (3.17)$$

여기에서  $\mu_z$  ,  $z$ 의 평균

$\sigma_z$  ,  $z$ 의 표준편차

ITDP에서와 마찬가지로 방법으로  $\frac{\sigma_z}{\mu_z}$ 는 계통모멘트 방법에 의하여 구해진

다. (3.15)식에서  $\Delta_p$  와  $\Delta_c$ 는 독립이며 각각의 미소 변화량은  $z$ 의 테일러 급수 전개시 고차항을 무시할 수 있을 정도로 작다고 가정된다.

이때,  $z$ 의 공칭값 근방에서의 테일러 급수 전개를 수행하면 다음과 같다.

$$z - \mu_z = \left. \frac{\partial z}{\partial \Delta_p} \right|_{\Delta_c = \mu_{\Delta_c}} (\Delta_p - \mu_{\Delta_p}) + \left. \frac{\partial z}{\partial \Delta_c} \right|_{\Delta_p = \mu_{\Delta_p}} (\Delta_c - \mu_{\Delta_c}) \quad (3.18)$$

+ High order terms

여기에서  $\mu_{\Delta_c}$  와  $\mu_{\Delta_p}$ 는 각각  $\Delta_c$  와  $\Delta_p$ 의 평균이다.

고차항을 무시하고 (3.15)식을 이용하여 풀면

$$z - \mu_z = \text{DNBR}_0 \{ \mu_{\Delta_c} (\Delta_p - \mu_{\Delta_p}) + \mu_{\Delta_p} (\Delta_c - \mu_{\Delta_c}) \} \quad (3.19)$$

이 되고 이때  $z - \mu_z$ 에 대한 2차 모멘트를 구하면 다음 식을 얻을 수 있다.

$$\sigma_z^2 = \text{DNBR}_0^2 (\mu_{\Delta_c}^2 \sigma_{\Delta_p}^2 + \mu_{\Delta_p}^2 \sigma_{\Delta_c}^2) \quad (3.20)$$

여기에서  $\sigma_{\Delta_c}$  와  $\sigma_{\Delta_p}$ 는 각각  $\Delta_c$  와  $\Delta_p$ 의 표준편차이다.

또한 (3.15)식으로 부터  $\mu_z = \text{DNBR}_0 \mu_{\Delta_p} \mu_{\Delta_c}$ 이므로  $z$ 의 편차계수,  $\frac{\sigma_z}{\mu_z}$ 는

$$\left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right)^2 = \left( \frac{\sigma_{\Delta_p}}{\mu_{\Delta_p}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{\Delta_c}}{\mu_{\Delta_c}} \right)^2 \quad (3.21)$$

으로 부터 얻을 수 있고 (3.17)식은 다음과 같이 전개될 수 있다.

$$\text{DNBR}_0 \geq \frac{1}{\mu_{\Delta_p} \mu_{\Delta_c} \left\{ 1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right) \right\}} \quad (3.22)$$

RTDP에서도 ITDP와 마찬가지로 예상운전 과도상태 분석시 초기조건을 입력변수들의 공칭값으로 사용하므로 (3.22)식을 만족하는 최소  $\text{DNBR}_0$ 이



DNBR 제한치가 된다.  $\mu_{\Delta p}=1$  이므로

$$\text{DNBR}_{\text{lim}} = \frac{1}{\mu_{\Delta p} \mu_{\Delta c} \{1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right)\}} = \frac{1}{\mu_{\Delta p} \mu_{\Delta c} (1 - 1.645 \left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right))} \quad (3.23)$$

그림 3.4는 상기한 RTDP의 설계개념을 보여주고 있다.

(3.22)식의  $\left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right)$ 를 구하기 위하여는  $\left( \frac{\sigma_{\Delta p}}{\mu_{\Delta p}} \right)$ 와  $\left( \frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}} \right)$ 를 알아야 한다.  $\left( \frac{\sigma_{\Delta p}}{\mu_{\Delta p}} \right)$ 는 ITDP에서와 동일한 방법으로 계산되며  $\left( \frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}} \right)$ 는  $\Delta_c$ 의 통계량으로부터 얻어진다.

웨스팅하우스사는 모집단과 표본에 대한 95/95 신뢰수준의 DNBR 상관식 제한치는 같다고 가정하였다. 즉,

$$\frac{1}{\mu_{\Delta c} - 1.645 \sigma_{\Delta c}} = \frac{1}{\bar{X}_{\Delta c} - K_{95/95} S_{\Delta c}} \quad (3.24)$$

여기에서  $\bar{X}_{\Delta c}$ 와  $S_{\Delta c}$ 는 각각  $\Delta_c$ 의 표본에 대한 평균과 표준편차이다. 이때  $\mu_{\Delta c} = \bar{X}_{\Delta c}$  라고 가정하여

$$\frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}} = \left\{ \frac{K_{95/95} S_{\Delta c}}{1.645 \bar{X}_{\Delta c}} \right\} \quad (3.25)$$

이 된다.

#### 라. 컴버스천엔지니어링 SCU 방법

컴버스천엔지니어링사는 노심 감시 및 보호를 위하여 각각 디지털유형의 노심 운전한계 감시 계통(COLSS)과 노심연산 보호계통(CPCS)을 가지고 있어 독특한 DNB 설계방법을 취하고 있는데 이때 사용되는 오차조합 방법을 총칭하여 SCU<sup>6)</sup> 방법이라고 한다.

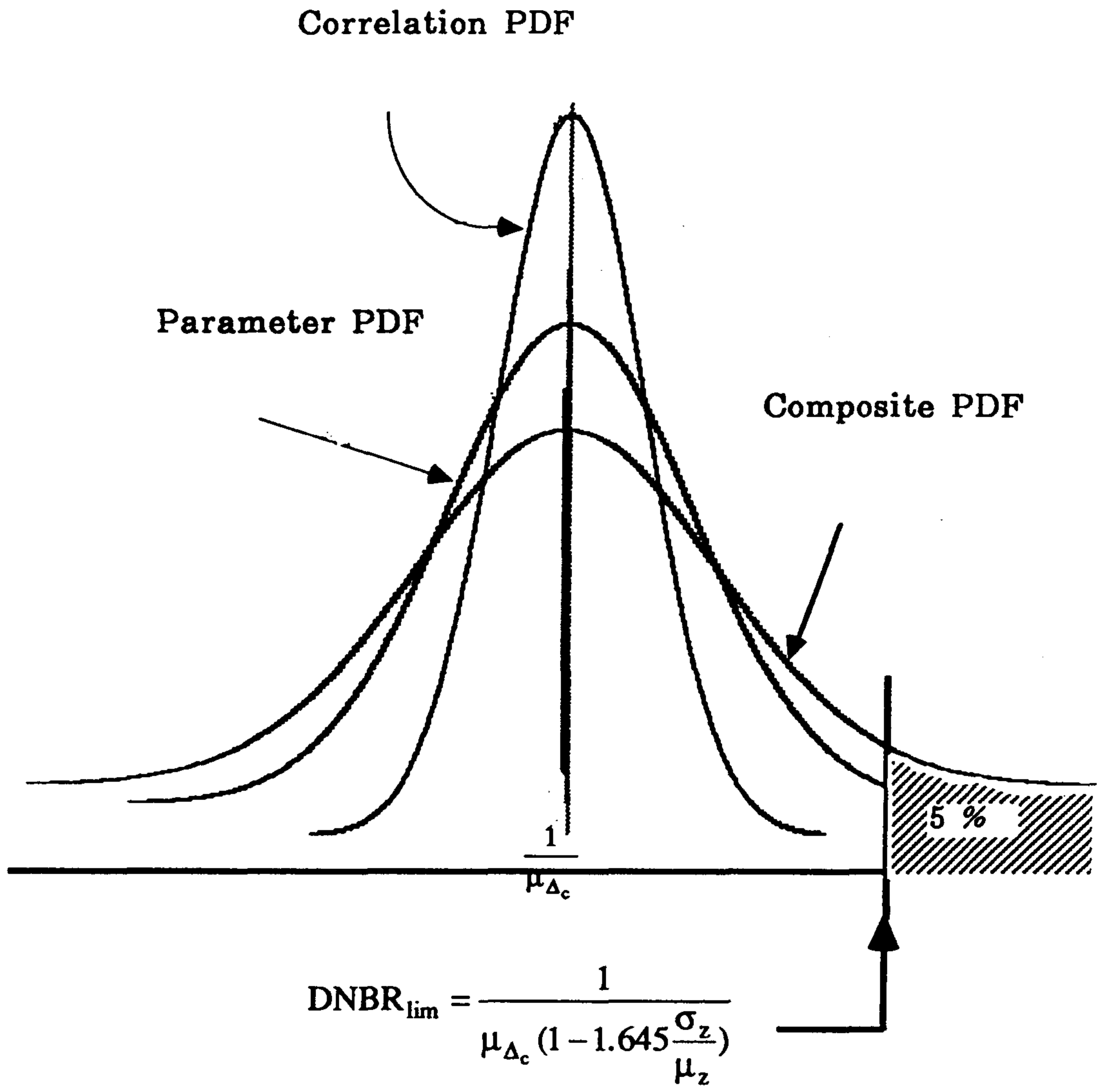


그림 3.4 RTDP 설계 개념.

DNB 설계 변수들은 두가지 변수, 즉 운전중 감시될 수 없는 계통 변수 (핵연료봉 외경, 핵연료봉간의 간격, 엔탈피상승인자, 그리고 노심 우회유량 등)와 감시 가능한 상태변수(노심 열출력, 입구 온도, 입구 유량)로 분류된다.

DNBR 제한치는 System Parameter/SCU에 의해 단지 계통변수 값의 DNBR 효과를 평가하므로써 생산된다.

상태 변수 불확실도는 노심운전한계감시계통(COLSS)에 대한 COLSS/SCU와 노심보호연산계통(CPCS)에 대한 CPCS/SCU를 수행하여 그 결과로부터 생산되는 불이익치(penalty)를 COLSS 및 CPCS에 직접 적용하므로써 고려된다. DNBR 제한치 결정시 사용되는 "System Parameter/SCU"는 다음과 같다.

(3.3)식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$DNBR_0 \geq \frac{1}{\Delta_c} - (DNBR - DNBR_0) \quad (3.26)$$

여기에서  $DNBR_0$  , 계통변수 공칭값에서의 DNBR 값

$DNBR$  , 계통변수에 대한 DNBR 반응표면( =  $DNBR_{RS}$ )

COLSS 및 CPCS/SCU 과정중 계통변수의 값은 공칭값을 고려하므로 웨스팅하우스사의 ITDP 및 RTDP와 마찬가지로 최소  $DNBR_0$  를 DNBR 제한치로 설정한다. 그래서 (3.26)식이 DNB 설계기준을 만족하기 위해서 우변의  $DNBR_0$  가 좌변의 95% 상부제한치 이상이 되도록 하게 된다. 따라서 DNBR 제한치는

$$DNBR_{lim} = \text{lowest}(DNBR_0) \geq \frac{1}{\Delta_c} - \Delta DNBR_{R.S} \Big|_{95.U} \quad (3.27)$$

여기에서  $\text{lowest}(DNBR_0)$  , 최소  $DNBR_0$ ,

$\Delta DNBR_{R.S} = DNBR - DNBR_0$ , 그리고

$\frac{1}{\Delta_c} \Delta DNBR_{R.S} \Big|_{95.U}$ ,  $\frac{1}{\Delta_c} \Delta DNBR_{R.S}$ 의 95% 상부 제한치

이 된다.

이때  $\Delta DNBR_{R.S}$ 는 임계열속 상관식에 대한  $1/\left(\frac{M}{P}\right)$ 의 95% 상부 제한치 근방에서 평가된다.

CE-1 상관식의 경우  $1/\left(\frac{M}{P}\right)$ 의 95% 상부 제한치가 1.19이므로  $DNBR_0 = 1.19$ 이고 이때, 계통변수 불확실도 분포에 대한  $DNBR_{R.S}$ 는 다음과 같은 형태로 나타난다.

$$DNBR_{R.S} = b_0 + \sum_i^n b_i x_i + \sum_{i \geq j}^n b_{ij} x_i x_j \quad (3.28)$$

여기에서  $b_0$ 는 1.19 근방의 값이며  $b_i$ ,  $b_{ij}$ 는 각각 정규화된 (즉, 표준 정규 및 균일 분포등) 변수의 값  $x_i$ ,  $x_i x_j$ 의 변화에 따른  $DNBR_{R.S}$ 의 변화량을 나타내는 계수이다. 일반적으로  $b_0$ 는 1.19 보다 양의 방향으로 치우치며  $x_i$ ,  $x_i x_j$ 는 0을 중심으로 대칭성을 가진다. 이러한 이유로 컴버스천엔지니어링사는 (3.27)의  $DNBR_{lim}$ 을 다음과 같이 보수적으로 수정하였다.

$$DNBR_{lim} = \frac{1}{\Delta_c} + \Delta DNBR_{R.S} \Big|_{95.U} \quad (3.29)$$

(3.29)식의  $DNBR$  제한치는 몬테카를로 모의에 의하여 구해지게 된다. 몬테카를로 모의를 통하여 추출되는 유한수의 표본을 모집단에 대한 통계량으로 보정하므로써  $DNBR$  제한치가 계산된다. 그림 3.5와 그림 3.6는 각각 SCU 방법의 설계 개념 및 System Parameter/SCU 설계과정을 보여주고 있다.

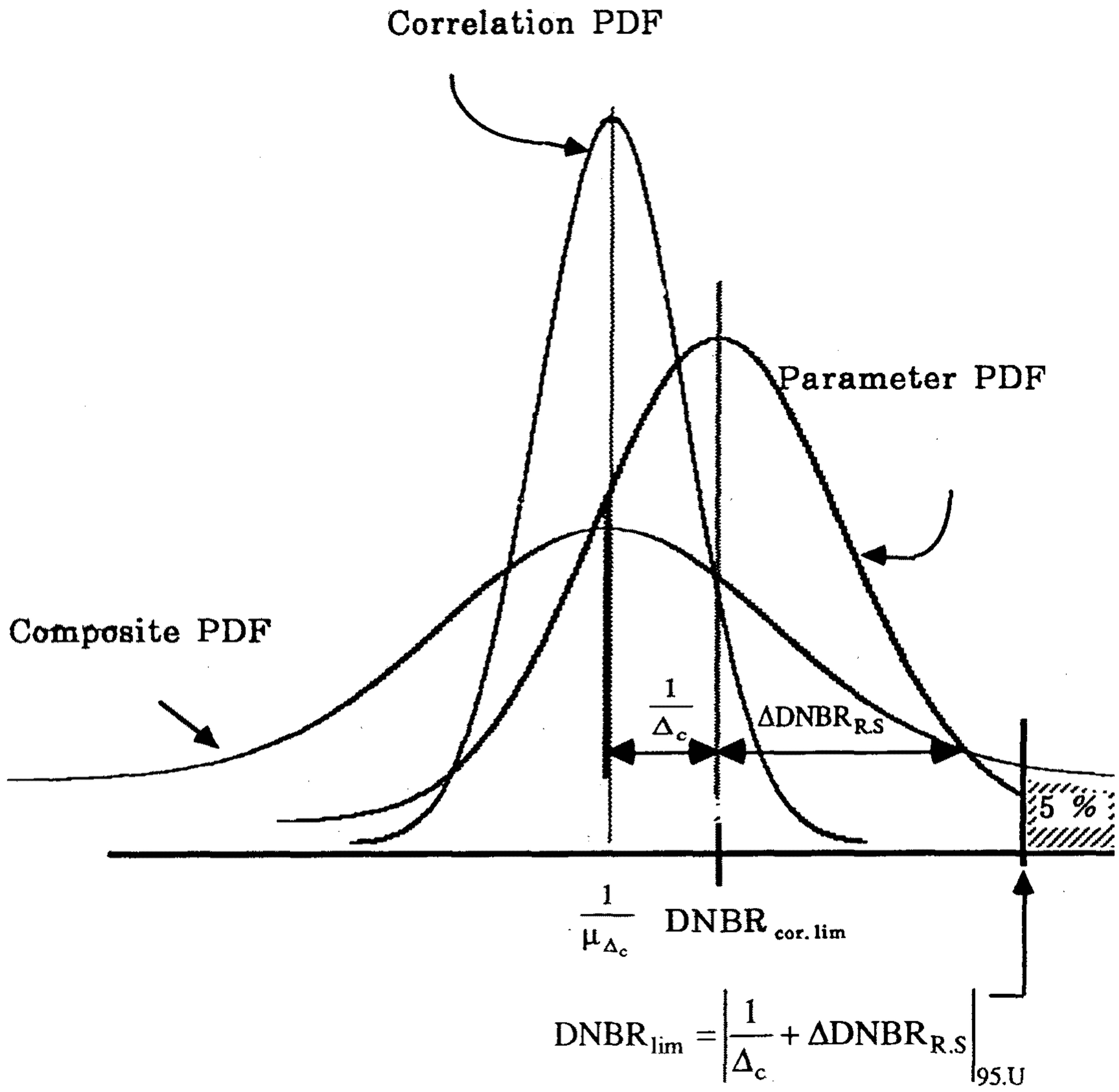


그림 3.5 SCU 방법 설계 개념

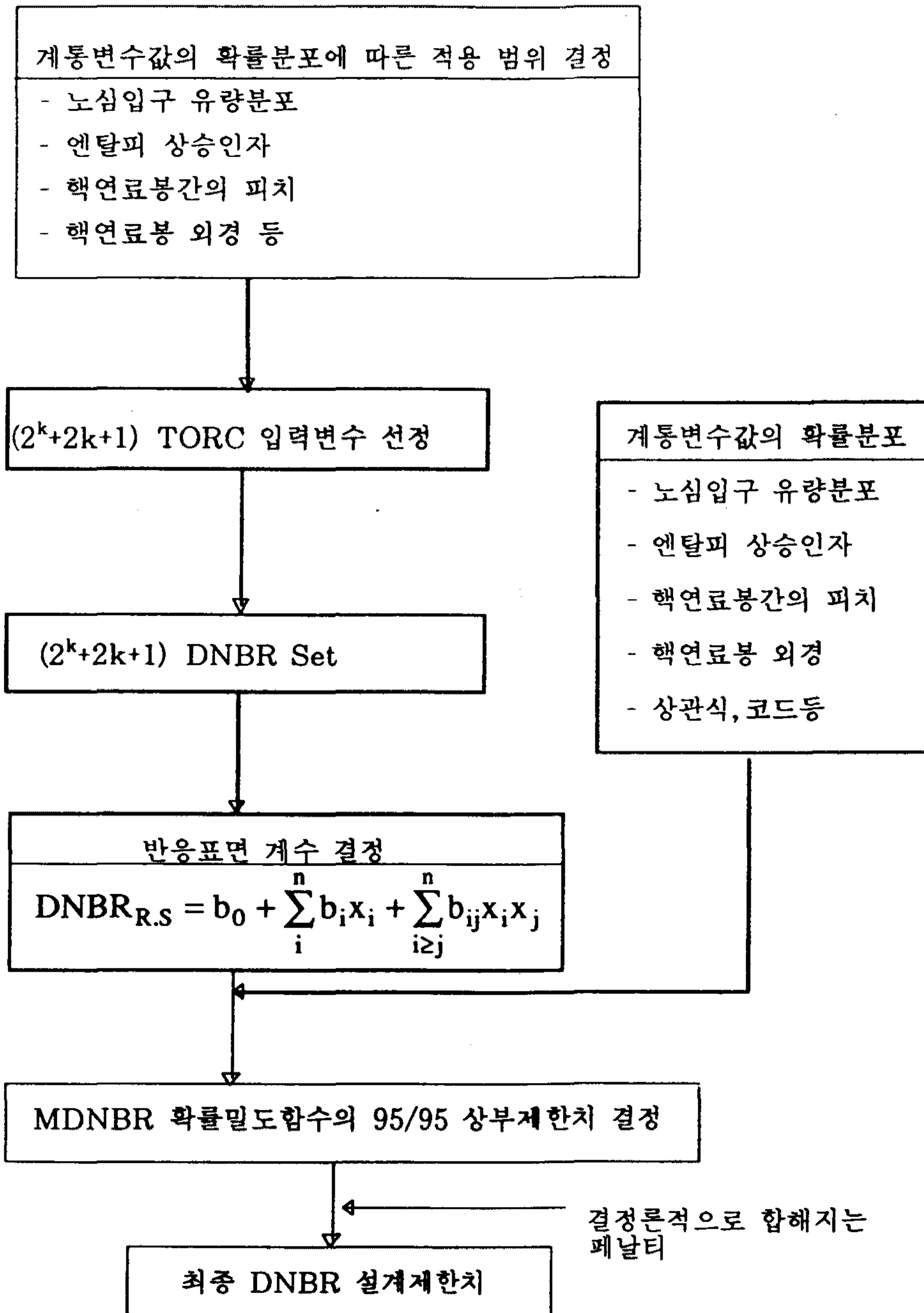


그림 3.6 System Parameter/SCU DNB 설계과정

## 제 4 절 고리 1 호기 노심 DNB 설계방법에의 적용

웨스팅하우스사의 ITDP(Improved Thermal Design Procedure) 및 RTDP (Revised Thermal Design Procedure), 그리고 컴버스천엔지니어링사의 SCU (Statistical Combination of Uncertainties) 방법들을 적용하여 국산핵연료 (KOFA)가 장전된 웨스팅하우스사 공급 핵증기공급계통(NSSS)인 고리 1호기 노심에 대한 DNB 설계를 수행하고 각 방법에 의한 결과를 비교, 검토하였다.

계산의 편의를 위하여 4×4 핵연료봉 배열의 부수로만을 대상으로 DNBR 제한치를 계산하였다. 사용된 코드는 W-3 상관식이 포함된 노심 부수로 해석코드인 COBRA-IV-i 전산코드<sup>7)</sup>이다.

### 1. 웨스팅하우스사 방법

웨스팅하우스사에서는 DNBR 변수 불확실도를 계통모멘트 방법을 이용하여 추정 후 추정한 DNBR 변수 불확실도를 미리 구해진 DNBR 상관식 제한치와 결론적으로 결합시키거나(ITDP), 추정한 DNBR 변수 불확실도와 상관식 불확실도를 DNBR 전체불확실도에 독립적으로 반영시키므로써 (RTDP) DNBR 제한치를 계산한다.

#### 가. DNBR 변수 불확실도 계산 과정

##### 1) 입력변수의 선정

본연구에서는 통계 대상 변수를 5개로 선정하였다 . 즉, 노심입구 온도, 노심출력, 엔탈피상승인자, 노심입구유량, 그리고 노심출구 압력이다. 웨스팅하우스사 DNB 설계시 발전소 운전변수, 제작변수, 그리고 핵 및 열적 변수의 세가지 유형의 변수가 고려되나 DNB 설계를 위한 통계 처리시에는 별도로 구분되지 않는다. 상기 변수들에 대한 평균, 표준편차 및 불확실도 분포가 표

3.6에 기술되어 있다.

엔탈피 상승인자( $F_{\Delta H}$ )의 평균은 일반적으로 적용되는 핵적 엔탈피 상승인자  $F_{\Delta H}^N$ 의 제한치 1.435에 4%의 핵설계 계산 불확실도가 고려된 값이며 노심 입구 유량의 평균은 증기 발생기 전열관 15% 막음을 가정했을 때 4.5%의 우회 유량을 뺀 노심의 단위면적당 최소측정 유량이다.

그림 3.7은 선정된 고리 1호기 핵연료봉 배열 및 축방향의 노심 영역을 보여주고 있다. 선정된 4×4 핵연료봉 배열중 안내관을 제외한 핵연료봉 출력은 핵설계로 부터 계산되나 여기에서는 동일한 값으로 선정하였다. 축방향으로는 혼합날개(mixing vane)가 없는 6개의 그리드 (1개의 Inconel 과 5개의 Zircaloy 그리드)를 포함하는 실제 노심 영역(144" 길이)이 고려되었다<sup>8)</sup>.

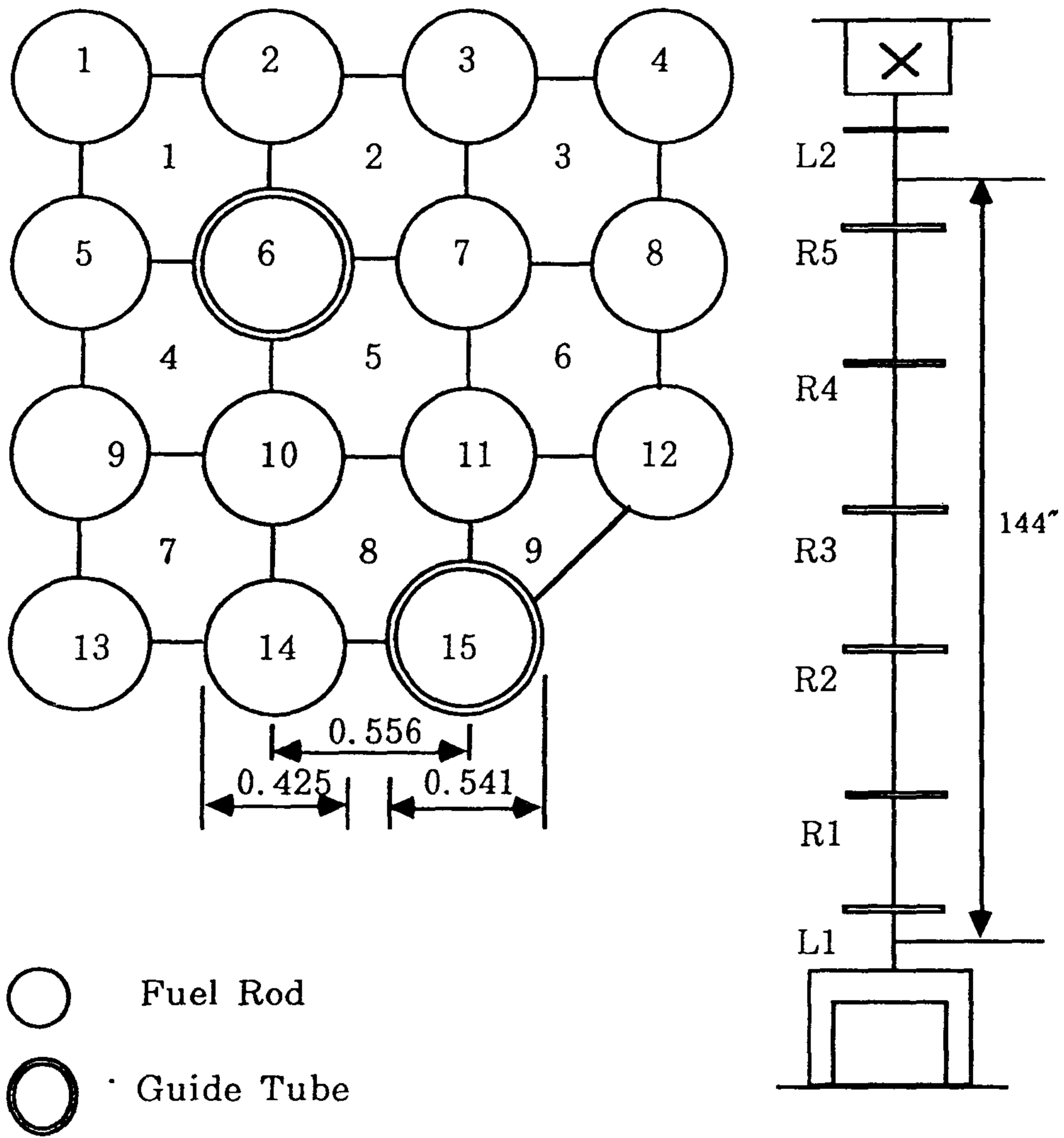
변수	변수명	평균	표준편차	불확실도 분포
X1	노심입구온도(°F)	540.86	2.12	U
X2	열출력(Mwt)	1723.5	17.235	U
X3	고온수로상승인자	1.490	0.04112	N
X4	노심입구유량(Mlb/hr ft <sup>2</sup> )	2.3874	0.03103	N
X5	노심출구압력(psia)	2280.00	17.506	U

표 3.6 고리 1호기 DNB 설계시 사용된 변수의 평균, 표준편차 및 불확실도 분포

## 2) DNB 제한 예상운전 과도상태 분석

DNB 제한적인 예상운전 과도상태 분석결과는 DNBR 불확실도가 가장 큰, 즉 DNBR 불확실도를 최대화시키는 운전 조건에서 DNBR 제한치를 결





L : Inconel, R: Zircaloy

그림 3.7 고리1호기 DNB 설계시 선정된 부수로 및 핵연료봉의 기하학적 형태

정하기 위해서 필요하다. 또한 최소 DNBR 근방에서 DNBR 제한치가 결정되므로 이 시점에서의 계통 거동상태가 운전조건으로 결정되어야 한다. 본 연구에서는 별도의 계통 거동 상태를 파악하지 않고 독일 KWU 사와 한국 원자력연구소에서 인허가 목적으로 안전기술원에 제출한 국산핵연료 재장전천이노심안전성보고서(RTSR<sup>9</sup>)의 사고분석 결과를 원용하였다.

분석결과는 DNBR을 최소화시키는 경향은 출력이 높거나, 유량이 상실일 때 그리고 압력이 낮을 때 나타날 뿐만 아니라 이러한 변수들의 다른 조합에 의해서도 나타남을 보여주고 있다. 그래서 예상운전 과도상태와 정상운전 상태를 포함하여 6가지 경우를 기준 운전조건으로 선정하였다.

미제어된 제어봉 인출사고의 경우 주입되는 정반응도에 따라 과출력 상태나 과출력 및 고압력 상태가 동시에 일어난다. 원자로냉각재 감소의 경우 완전유량상실 사고시 최소 DNBR 발생 시점에서 펌프 coastdown에 의한 95% 유량과 그 시점의 제어봉 삽입에 의한 90% 출력을 선정하였다. 또한, 계산의 편의를 위하여 과출력 상태는 공칭출력의 118%, 고압력 상태는 2400 psia, 그리고 저압력 상태는 1700 psia를 가정하였다. 2400 psia의 경우 W-3 상관식의 적용범위 상한치이므로 압력 불확실도 고려시 그 범위를 벗어나나 DNB 자체가 압력에 덜 민감하며 방법론의 적용 타당성 검증에 위한 것이므로 이러한 설정에는 커다란 무리가 없다. 한편, DNBR 제한치 예상부근의 변수 불확실도 분포를 찾기 위하여 다음의 작업이 수행된다.

예상되는 DNBR 제한치는 기존의 유사 발전소의 결과나 예비 계산결과로부터 얻어질 수 있으나 여기에서는 1.410을 예상 DNBR로 선정하였다. W-3 상관식의 경우 DNBR 제한치가 낮을수록 DNBR 전체불확실도는 증가하는 것으로 알려져 있다. 웨스팅하우스사는 DNB 방지를 위한 노심보호가  $\Delta T$  및  $T_{avg}$ 에 의해 수행된다(OT $\Delta T$  등). 따라서 설정된 다른 변수들의 조건에서 1.410 근방의 DNBR을 갖는 노심입구 온도를 COBRA 전산코드에 의한

iteration 계산을 통해서 찾는다. DNBR 제한 예상운전 과도상태 및 최소 DNBR 근방에서의 계통 거동이 표 3.7에 나타나 있다.

예상운전 과도상태	최소 DNBR 근방에서의 과도상태
1) 2차측 증기유량의 과도한 증가	과출력
2) 터빈 트립/외부부하 상실	과출력, 고압력
3) 원자로냉각재 유량감소	저유량(95%), 저출력(90%)
4) 미제어된 제어봉집합체인출	과출력/과출력, 고압력
5) 제어봉집합체 낙하	과출력, 고엔탈피상승인자
6) 가압기 안전밸브 개방	저압력

표 3.7 DNBR 제한 예상운전 과도상태 및 최소 DNBR 근방에서의 계통거동

### 3) 기준 운전조건에서의 DNBR 민감도 계산

6가지 운전조건에서 각 변수에 대한 DNBR 민감도가 분석되었다. 본 연구에서는 계산의 편의를 위하여 정상 운전조건에서 최소 DNBR이 나타나는 부수로의 핵연료봉을 선정하여 그에 대한 민감도 분석이 수행된다. 표 3.8의 계산결과로 부터 제한핵연료봉은 최소 DNBR이 나타나는 9번 안내관 부수로의 12번 핵연료봉으로 선정하였다.

민감도 분석은 6개의 기준 운전조건에서 각 변수에 대하여 다른 변수가 고정되고 그 값을 공칭값으로 부터 -26, -6, 6, 26로 변화시키면서 수행되었다. 이러한 분석결과가 표 3.9에 나타나 있다.

TIME = 0.00000 SECONDS

W-3 CRITICAL HEAT FLUX SUMMARY

DISTANCE	FLUX	MDNBR	ROD	CHANNEL
0.0	0.000	0.000	0	0
6.0	0.000	0.000	0	0
12.0	0.000	0.000	0	0
18.0	.159	9.566	2	1
24.0	.214	7.012	14	8
30.0	.266	5.598	11	8
36.0	.314	4.639	11	8
42.0	.357	3.968	11	9
48.0	.393	3.471	12	9
54.0	.423	3.185	11	8
60.0	.446	2.906	11	9
66.0	.461	2.686	12	9
72.0	.470	2.529	12	9
78.0	.470	2.471	12	9
84.0	.461	2.386	12	9
90.0	.446	2.339	12	9
96.0	.423	2.332	12	9
102.0	.393	2.368	11	9
108.0	.357	2.513	12	9
114.0	.314	2.686	11	9
120.0	.266	2.971	11	9
126.0	.214	3.434	11	9
132.0	.159	4.271	12	9
138.0	.100	5.816	11	9
144.0	.040	9.630	11	9

ITERATIONS = 9

표 3.8 제한 부수로 및 핵연료봉의 선정을 위해 계산되는 핵연료봉들의  
최소 DNBR값

변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
노심구도 (°F)	585.16	1.494			
	587.28	1.452	0.003616	-0.028510	-7.884990
	589.40	1.412	0.003603	-0.027935	-7.752425
	591.52	1.370	0.003590	-0.030200	-8.410269
	593.64	1.324	0.003578	-0.034153	-9.546422*
노심균속 MBtu/hr-ft**2)	.199953	1.471			
	.201994	1.440	0.010156	-0.021299	-2.097289
	.204034	1.412	0.010049	-0.019636	-1.954090
	.206074	1.383	0.009949	-0.020752	-2.085194
	.208115	1.353	0.009855	-0.021930	-2.225229*
고온로 상승인자	1.408	1.582			
	1.449	1.494	0.028703	-0.057233	-1.993937
	1.490	1.412	0.027902	-0.056450	-2.023118
	1.531	1.330	0.027145	-0.059828	-2.204023
	1.572	1.247	0.026427	-0.064438	-2.438297*
노심구량 MLB/hr-ft**2)	2.3253	1.367			
	2.3564	1.390	0.013286	0.016685	1.255850*
	2.3874	1.412	0.013070	0.015703	1.201494
	2.4184	1.432	0.012901	0.014065	1.090198
	2.4495	1.454	0.012778	0.015246	1.193191
노심구력 (psia)	2245.00	1.387			
	2262.50	1.399	0.007765	0.008614	1.109426
	2280.00	1.412	0.007705	0.009249	1.200439*
	2297.50	1.424	0.007646	0.008463	1.106791
	2315.00	1.436	0.007589	0.008392	1.105896

표 3.9 기준운전 조건에서의 DNBR 민감도 분석  
Case 1 공칭 운전 조건 (1/6)

변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
기온 심구도 (°F)	557.26	1.473			
	559.38	1.439	0.003797	-0.023353	-6.150382
	561.50	1.407	0.003783	-0.022489	-5.944753
	563.62	1.374	0.003768	-0.023733	-6.298567*
	565.74	1.343	0.003754	-0.022820	-6.078849
노출열 심관속 MBtu/hr-ft**2)	.235945	1.465			
	.238352	1.436	0.010150	-0.019994	-1.969852
	.240760	1.407	0.010052	-0.020402	-2.029646
	.243168	1.378	0.009952	-0.020827	-2.092745
	.245575	1.349	0.009850	-0.021269	-2.159289*
고온 수엔탈피 상승인자	1.408	1.581			
	1.449	1.489	0.028703	-0.059953	-2.088736
	1.490	1.407	0.027902	-0.056645	-2.030141
	1.531	1.329	0.027145	-0.057033	-2.101050
	1.572	1.255	0.026427	-0.057291	-2.167896*
노출유 심구량 MLB/hr-ft**2)	2.3253	1.361			
	2.3564	1.383	0.013286	0.016035	1.206909
	2.3874	1.407	0.013070	0.017205	1.316373*
	2.4184	1.429	0.012901	0.015515	1.202620
	2.4495	1.451	0.012778	0.015278	1.191720
노출압 심구력 (psia)	2245.00	1.385			
	2262.50	1.394	0.007765	0.006477	0.834127
	2280.00	1.407	0.007705	0.009282	1.204672*
	2297.50	1.419	0.007646	0.008493	1.110777
	2315.00	1.431	0.007589	0.008421	1.109632

표 3.9 기준 운전 조건에서의 DNBR 민감도 계산  
Case 2 과출력 조건 (2/6)

변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
냉각수 온도 (°F)	562.26	1.485			
	564.38	1.448	0.003763	-0.025231	-6.705022
	566.50	1.412	0.003749	-0.025176	-6.715391
	568.62	1.376	0.003735	-0.025826	-6.914592
	570.74	1.341	0.003721	-0.025765	-6.924250*
냉각수 열속 (MBtu/hr-ft**2)	.235945	1.475			
	.238352	1.443	0.010150	-0.021934	-2.160985
	.240760	1.412	0.010052	-0.021717	-2.160465
	.243168	1.382	0.009952	-0.021475	-2.157858
	.245575	1.352	0.009850	-0.021947	-2.228122*
고수온 엔탈피 상승인자	1.408	1.591			
	1.449	1.500	0.028703	-0.058898	-2.051981
	1.490	1.412	0.027902	-0.060458	-2.166798
	1.531	1.330	0.027145	-0.059828	-2.204015*
	1.572	1.255	0.026427	-0.058043	-2.196352
노입유 심구량 (MLB/hr-ft**2)	2.3253	1.362			
	2.3564	1.387	0.013286	0.018189	1.369035
	2.3874	1.412	0.013070	0.017864	1.366794
	2.4184	1.438	0.012901	0.018246	1.414309*
	2.4495	1.463	0.012778	0.017236	1.348870
노출압 심구력 (psia)	2365.00	1.386			
	2382.50	1.399	0.007372	0.009336	1.266386
	2400.00	1.412	0.007318	0.009249	1.263930
	2417.50	1.429	0.007265	0.011968	1.647317
	2435.00	1.447	0.007213	0.012517	1.755617*

표 3.9 기준 운전 조건에서의 DNBR 민감도 계산  
Case 3 과출력, 고압력 조건 (3)

변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
노입 유량 (°F)	562.66	1.487			
	564.78	1.448	0.003761	-0.026577	-7.066471
	560.90	1.408	0.003747	-0.028013	-7.476114
	569.02	1.368	0.003733	-0.028820	-7.720449*
	571.14	1.328	0.004174	-0.029676	-7.109671
노평 열 심관속 (MBtu/hr-ft**2)	.199953	1.469			
	.201994	1.438	0.010156	-0.021329	-2.100138
	.204034	1.408	0.010049	-0.021083	-2.098020
	.206074	1.378	0.009949	-0.022537	-2.164740*
	.208115	1.350	0.009855	-0.020528	-2.083003
고수 엔탈피 상승인자	1.408	1.583			
	1.449	1.492	0.028703	-0.059204	-2.062641
	1.490	1.408	0.027902	-0.057947	-2.076804
	1.531	1.328	0.027145	-0.058496	-2.154946
	1.572	1.254	0.026427	-0.057336	-2.169599*
노입 유량 심구량 (MLB/hr-ft**2)	2.3253	1.372			
	2.3564	1.388	0.013286	0.011594	0.872648
	2.3874	1.408	0.013070	0.014306	1.094568*
	2.4184	1.428	0.012901	0.014105	1.093326
	2.4495	1.448	0.012778	0.013908	1.088433
노출 압 (psia)	1665.00	1.385			
	1682.50	1.396	0.010456	0.007911	0.756599
	1700.00	1.408	0.010337	0.008559	0.827196*
	1717.50	1.419	0.010241	0.007782	0.759887
	1735.00	1.431	0.010138	0.008421	0.830637

표 3.9 기준 운전 조건에서의 DNBR 민감도 계산  
Case 4 저압력 조건 (4/6)



변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
노심구도 (°F)	595.36	1.522			
	597.48	1.473	0.003554	-0.032724	-9.207653
	599.60	1.413	0.003542	-0.041586	-11.740824
	601.72	1.354	0.003529	-0.042652	-12.086143
	603.84	1.294	0.003517	-0.045325	-12.88739*
노심관속 열속 (MBtu/hr-ft**2)	.179958	1.483			
	.181794	1.448	0.010151	-0.023884	-2.352872
	.183631	1.413	0.010054	-0.024468	-2.433658
	.185467	1.379	0.009949	-0.024356	-2.422518
	.187303	1.345	0.009851	-0.024964	-2.534218*
고온로 상승인자	1.408	1.603			
	1.449	1.511	0.028703	-0.059105	-2.059192
	1.490	1.413	0.027902	-0.067056	-2.403268
	1.531	1.320	0.027145	-0.068083	-2.508123
	1.572	1.226	0.026427	-0.073875	-2.795433*
노심유량 (MLB/hr-ft**2)	2.2090	1.355			
	2.2386	1.384	0.013311	0.021176	1.590865*
	2.2680	1.413	0.013048	0.020737	1.589286
	2.2975	1.441	0.012923	0.019622	1.518378
	2.3270	1.470	0.012758	0.019925	1.561772
노심구력 압력 (psia)	2245.00	1.373			
	2262.50	1.392	0.007765	0.013743	1.769865
	2280.00	1.413	0.007705	0.014973	1.943283*
	2297.50	1.434	0.007646	0.014753	1.929506
	2315.00	1.455	0.007589	0.014538	1.915688

표 3.9 기준 운전 조건에서의 DNBR 민감도 계산  
Case 5 원자로냉각재유량 상실 조건 (5/6)

변 수	변수값(X)	DNBR(Y)	$\Delta \ln X$	$\Delta \ln Y$	S
노출압 심구도 (°F)	518.16	1.469			
	520.28	1.440	0.004083	-0.019939	-4.883419
	552.40	1.411	0.004066	-0.020344	-5.003443
	524.52	1.376	0.004050	-0.020767	-5.127654*
	526.64	1.341	0.004034	-0.020468	-5.073872
노출열 심관속 MBtu/hr-ft**2)	.235945	1.475			
	.238352	1.444	0.010150	-0.021241	-1.994187
	.240760	1.411	0.010052	-0.023118	-2.299841
	.243168	1.379	0.009952	-0.022940	-2.305064*
	.245575	1.349	0.009850	-0.021995	-2.131472
고수온 엔탈피 상승인자	1.711	1.562			
	1.752	1.485	0.023680	-0.050552	-2.134797
	1.793	1.411	0.023132	-0.051160	-2.209753
	1.834	1.341	0.022609	-0.050883	-2.250564
	1.875	1.275	0.022109	-0.050469	-2.282735*
노출유 심구량 MLB/hr-ft**2)	2.3253	1.357			
	2.3564	1.384	0.013286	0.019701	1.482839
	2.3874	1.411	0.013070	0.019321	1.478272
	2.4184	1.439	0.012901	0.019650	1.523138*
	2.4495	1.465	0.012778	0.017907	1.401393
노출압 심구력 (psia)	2245.00	1.388			
	2262.50	1.400	0.007765	0.008608	1.108564
	2280.00	1.411	0.007705	0.007826	1.015704
	2297.50	1.423	0.007646	0.008469	1.107683
	2315.00	1.436	0.007589	0.009094	1.198333*

\*F<sub>ΔH</sub>는 1.55에 200 pcm 낙하 제어봉가에서의 중분율(1.157)이 곱해진 값임.<sup>9)</sup>

표 3.9 기준 운전 조건에서의 DNBR 민감도 계산  
Case 6 제어봉 낙하조건 (6/6)

#### 나. ITDP에 의한 분석 결과

ITDP와 RTDP의 경우 표 3.9의 민감도 분석결과를 이용하여 변수 불확실도가 추정된다. 다만 RTDP에서는 여러 운전조건에서의 민감도 값으로 부터 계산된 편차계수,  $\frac{\sigma_y}{\mu_y}$  중 가장 큰 값이 변수 불확실도 결정에 사용되는데 비하여 ITDP에서는 운전조건에 상관없이 각 변수에 대한 DNBR 민감도중 가장 큰 값으로 부터 계산된 편차계수가 변수 불확실도 결정에 사용된다.

그러나 본 연구에서의 민감도 분석결과는 선정된 모든 변수에 대해 원자로냉각재 유량 감소조건에서 DNBR 민감도가 가장 큼을 보여주고 있으므로 ITDP와 RTDP 공히 동일한 민감도 값을 사용한다.

원자로 냉각재 유량 감소조건에서의 민감도 값으로 부터 계산된 편차계수,  $\frac{\sigma_y}{\mu_y}$  는 다음과 같다.

$$\left(\frac{\sigma_y}{\mu_y}\right)^2 = \sum_{i=1}^5 S_i^2 \left(\frac{\sigma_i}{\mu_i}\right)^2 = 0.009366 \quad (3.30)$$

따라서 ITDP에 의한 DNBR 제한치는

$$\text{DNBR}_{\text{lim}} = \frac{1.3}{1 - 1.645 \times \left(\frac{\sigma_y}{\mu_y}\right)} = 1.5462 \quad (3.31)$$

이다.

#### 다. RTDP에 의한 분석 결과

RTDP에서 DNBR 제한치는 상관식 및 변수 불확실도의 통계적 결합으로 부터 얻어진다. W-3 상관식에서의 (M/P) 통계량으로 부터 보정된  $\frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}}$  는 다음과 같다.

$$\frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}} = \frac{K_{95/95} \times S}{1.645 \times \bar{X}} = \frac{1.737 \times 132}{1.645 \times .995} = .139942 \quad (3.32)$$

그래서  $\frac{\sigma_z}{\mu_z}$  는

$$\frac{\sigma_z}{\mu_z} = \left\{ \left( \frac{\sigma_y}{\mu_y} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{\Delta c}}{\mu_{\Delta c}} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} = (.096783^2 + .139942^2)^{\frac{1}{2}} = .170149 \quad (3.33)$$

그리고  $\mu_{\Delta c} = .996$ 로 부터 DNBR 제한치는

$$\text{DNBR}_{\text{lim}} = \frac{1}{\mu_{\Delta c} \left[ 1 - 1.645 \times \left( \frac{\sigma_z}{\mu_z} \right) \right]} = 1.3943 \quad (3.34)$$

이다.

## 2. 컴버스천엔지니어링사 방법

### 가. DNBR 변수 불확실도 계산 과정

계통모멘트 방법의 분석결과로 부터 DNBR 민감도를 최대화시키는 원자로 냉각재 유량 감소 조건에서 DNBR 반응표면이 생산된 후 변수 및 상관식 불확실도 결합함수에 대한 몬테카를로 모의가 수행된다.

컴버스천엔지니어링사에서는 반응표면식 생산을 위한 표본 추출시 직교중앙합성설계(Orthogonal Central Composite Design)<sup>10)</sup>를 수행하나 본 연구에서는 잘 알려진 stratified sampling 기법중 하나인 Latin Hypercube Sampling<sup>11), 12)</sup>에 의하여 표본을 추출한다.

crude sampling이 전체 확률 구간에서 확률 분포값을 무작위 추출하는 것에 비하여 LHS 표본 추출 방법은 확률구간을 쪼개어 그 구간내에서 확률 분포값을 무작위 추출하므로 적은 수의 표본으로 모집단을 추정하는 데 효율적이

다. 표 3.10에 나타난 바와 같이 개발되어 있는 LHS 전산 프로그램을 이용하여 유의 수준 0.5에 해당하는 Spearman의 임계 순위상관계수<sup>13), 14)</sup> 내에서 12개의 변수조합이 구해졌다. 선정된 변수 조합에 대하여 COBRA 전산코드에 의한 동수의 계산이 수행된 후 DNBR 반응표면식,  $DNBR_{R.S}$ 을 선형회귀분석<sup>15)</sup>으로 부터 구하였다. 그 결과가 표 3.11에 나타나 있다. 이 결과로 부터 변수 불확실도를 나타내는  $\Delta DNBR_{R.S}$ 는

$$\begin{aligned}\Delta DNBR_{R.S} &= DNBR_{R.S} - DNBR_0 \\ &= -0.000719 - 0.058227 x_1 \\ &\quad - 0.03268 x_2 - 0.094610 x_3 + 0.030510 x_4 + 0.018765 x_5\end{aligned}\quad (3.35)$$

나. SCU 방법에 의한 분석 결과

(3.35)식으로 부터 DNBR 전체 불확실도 분포를 나타내는 난수함수 (randomizing function)인  $DNBR'$ 는

$$\begin{aligned}DNBR' &= \frac{1}{\Delta_c} - 0.000719 - 0.058227 x_1 \\ &\quad - 0.032368 x_2 - 0.094610 x_3 + 0.030510 x_4 + 0.018765 x_5\end{aligned}\quad (3.36)$$

이므로 이에 대한 몬테카를로 모의가 수행된다.

계산결과 나타난  $DNBR'$ 는 평균 1.0238이고 표준편차 0.28494의 준정규분포를 하고 있다.

200개의 표본에 대하여  $\mu$ 와  $\sigma$ 는 다음과 같이 보정된다.

$$\mu = 1.0238 + 1.645 \times 0.28494 / \sqrt{2000} = 1.0343 \quad (3.37)$$

$$\begin{aligned}\sigma^2 &= 0.28494^2 / [1 - 2/(9 \times 1999) - 1.645 \times \sqrt{2}/(9 \times 1999)]^3 \\ &= 0.08559 \quad \text{즉, } \sigma = 0.29256\end{aligned}\quad (3.38)$$

LHS Data sampling for Kori-1

Input Variables

Name Distribution Type and Parameters

X1	Uniform	Lower	=595.28	Upper	=603.272
X2	Uniform	Lower	=0.18045	Upper	=0.186811
X3	Normal	Mean	=1.49000	Stnd.Dev.	=0.0411200
X4	Normal	Mean	=2.26800	Stnd.Dev.	=0.310300
X5	Uniform	Lower	=2249.68	Upper	=2310.32

Number of sampling is 12

Rank Correlation Confidence Interval 50

Limit 0.217000E+00

8-th calculation.(r = 0.202797)

X1	X2	X3	X4	X5
597.126	0.182741	1.47064	2.26818	2264.29
596.531	0.186078	1.47563	2.50350	2289.93
601.114	0.183486	1.56208	2.26570	2309.07
601.607	0.182179	1.43558	2.29437	2291.14
597.827	0.180660	1.49608	2.28595	2304.17
599.149	0.186353	1.52814	2.30915	2281.39
597.552	0.184640	1.53245	2.27649	2255.26
600.297	0.184848	1.45554	2.32694	2278.12
598.599	0.183808	1.40479	2.23980	2298.01
603.078	0.181839	1.51134	2.25838	2268.81
602.170	0.185569	1.48860	2.23330	2253.35
599.818	0.181453	1.50025	2.25346	2270.26

표 3.10 Latin Hypercube Sampling 을 이용한 원자로 냉각재 감소조건에서의 변수표본

## RESPONSE SURFACE ANALYSIS

### INPUT DATA

	Y VALUE	X1	X2	X3	X4	X5
1	1.527	-1.165	-0.485	-0.462	0.006	-0.897
2	1.433	-1.448	1.333	-0.340	-2.079	0.567
3	1.240	0.712	-0.079	1.751	-0.074	1.661
4	1.551	0.948	-0.791	-1.338	0.851	0.636
5	1.537	-0.835	-1.618	0.146	0.577	1.381
6	1.330	-0.212	1.482	0.924	1.325	0.079
7	1.336	-0.967	0.549	1.021	0.274	-1.413
8	1.507	0.330	0.663	-0.851	1.898	-0.107
9	1.623	-0.472	0.096	-2.067	-0.909	1.029
10	1.278	1.642	-0.976	0.511	-0.309	-0.639
11	1.243	1.212	1.055	-0.024	-1.118	-1.522
12	1.399	0.104	-1.186	0.243	-0.467	-0.556

### ESTIMATED REGRESSION COEFFICIENTS

B(0)	0.141228E+01
B(1)	-0.5822665E-01
B(2)	-0.3273683E-01
B(3)	-0.9460978E-01
B(4)	0.3051036E-01
B(5)	0.1876467E-01

표 3.11 선정된 12개 표본에 대한 DNBR 값 및 선형회귀분석을 위한 반응표면 계수 계산 결과

따라서 DNBR'의 95% 상부제한치인 DNBR 제한치는

$$\text{DNBR}_{\text{lim}} = 1.0343 + 1.645 \times 0.29256 = 1.5156 \quad (3.39)$$

이 된다.

### 3. 설계 방법에 따른 결과 비교

ITDP, RTDP, 그리고 SCU 방법에 의해 계산된 DNBR 제한치와 각 설계방법의 주요 가정 및 전체 불확실도 분포가 표 3.12에 나타나 있다.

	ITDP	RTDP	SCU 방법
DNBR 제한치	1.5462	1.3943	1.5156
DNBR 변수 불확실도 분포	normal	normal	normal
변수 불확실도 분포 추정방법	계통모멘트	계통모멘트	실험계획/반응표면
변수/상관식 불확실도결합	결정론적	상관식/변수결합 인자(z)에 대한 계통모멘트	몬테카를로 모의
DNBR 전체 불확실도 분포	reciprocal normal	reciprocal normal	normal
(평균, 표준편차)	(N/A)	(N/A)	(1.0578, 0.2772)

표 3.12 ITDP, RTDP 그리고 SCU 방법 내용 및 결과 비교



DNBR 제한치는 ITDP에 의한 결과가 가장 높으며 RTDP에 의한 결과가 가장 낮음을 알 수 있었다. ITDP에 의해 계산된 DNBR 제한치가 높게 나타나는 이유는 이미 밝힌 대로 다른 방법들과 달리 DNBR 상관식과 변수의 불확실도가 결정론적으로 결합하기 때문이다. 따라서 ITDP가 이들 방법들중 가장 보수적인 방법임을 알 수 있다.

이와 달리 RTDP에 의해 계산된 DNBR 제한치가 가장 낮게 나타나는 이유는 다음과 같이 추정된다. DNBR 전체 불확실도 인자인  $z$  의 분포를 추정하기 위하여  $\mu_{\Delta_c}$ , 근방에서만  $\Delta_c$  와  $\Delta_c$  의 미소 가변량에 대한  $z$  의 가변량을 평가하였다.  $\mu_{\Delta_c}$ ,  $\mu_{p\Delta}$ 로부터  $\pm 6$ ,  $\pm 26$  등 만큼 이동된 위치에서  $\Delta_c$  와  $\Delta_p$  의 미소 가변량에 대한  $z$  의 가변량을 평가하여 DNBR 전체 불확실도 분포에 반영하면 현재의 결과보다 높은 DNBR 제한치를 생산될 것이다. 그러나 현재로서는 자료의 불충분으로 자세한 원인을 규명할 수 없다. 다만 계산된 결과에 따라 RTDP가 다른 방법에 비하여 덜 보수적이라는 결론을 얻을 수 있다.

계통모멘트 방법과 SCU 방법에 대하여 DNBR의 변수에 대한 민감도를 비교하였다. 이를 위하여 SCU 방법에 사용된 반응 표면식의 정규화된 변수 ( $X_i$ )를 실제 값에 대한 변수( $Z_i$ )로 치환한다. 즉,

$$X_i = \frac{Z_i - \mu_i}{\sigma_i} \quad (3.40)$$

여기에서  $\mu_i$  와  $\sigma_i$  는 각각의 평균과 표준편차이다.

표 3.11의 반응표면식의 계수로 부터 (3.40)식을 이용하여  $Z_i$  에 대한  $DNBR_{R,S}$  는 다음과 같이 얻어진다.

$$\begin{aligned} DNBR_{R,S} = & -19.87314 - 0.027465 z_1 - 17.626653 z_2 \\ & - 2.300827 z_3 + 0.983242 z_4 + 0.001072 z_5 \end{aligned} \quad (3.41)$$

DNBR의 변수에 대한 민감도는  $(\frac{\partial y}{\partial x})/(\frac{\partial x}{x})$  이므로 (3.41)식으로  $b_i (\frac{z_0}{DNBR_0})$

와 같은 값이다. 이와 같이 해서 구해진 DNBR의 변수에 대한 민감도가 표 3.13에 나타나 있다. 표에서 보는 바와 같이 모든 변수에 대하여 SCU 방법에서 사용된 반응표면식에 의한 DNBR 민감도는 계통모멘트 방법에서 사용된 값보다 약간 낮게 나타났다. 이는 계통모멘트 방법에서는 변수의 가변량을  $\pm 2\sigma$  범위까지 확장시켜 가장 큰 민감도 값을 선정하나 SCU 방법에서는  $\pm \sigma$ 의 변수 가변량내에서 반응표면식 계수를 결정하고 있기 때문이다. 그러나 이러한 민감도의 차이는 미미하므로 계통 모멘트 방법과 SCU 방법에서는 DNBR 변수 불확실도 크기를 거의 비슷하게 추정하고 있다고 말할 수 있다.

변 수	DNBR 민감도	
	계통모멘트 방법	SCU 방법 $(b_i \frac{z_0}{y_0})$
X <sub>1</sub>	-12.88739	-11.654645
X <sub>2</sub>	-2.534218	-2.290729
X <sub>3</sub>	-2.795433	-2.310597
X <sub>4</sub>	1.590865	1.578197
X <sub>5</sub>	1.943283	1.729634

표 3.13 계통모멘트 방법과 SCU 방법에서 변수에 대한 DNBR 민감도 비교

## 제 5 절 참고문헌

1. U.S.NRC, "10 CFR Part 50, Appendix A, General Design Criterion 20," (1990).
2. U.S. NRC, "Standard Review Plan 4.4," NUREG-0800, Jun. (1987).
3. H.Chelemer, L.H.Boman, and D.R.Sharp, "Improved Thermal Design Procedure," WCAP-8568-NP, Westinghouse Electric Co., July (1975)
4. R.L.Iman and W.J.Conover, "Sensitivity Analysis Techniques : Self-Teaching Curriculum," NUREC/GR-2350, SAND81-1978, June (1982).
5. A.J.Friedland and S.Ray, "Revised Thermal Design Procedure," WCAP-11397, Westinghouse Electric Co., Feb.(1987).
6. "Statistical Combination of Uncertainties," CEN-139(A)-NP, Nov. (1980).
7. C.L.Wheeler, 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 Lab., Mar. (1976).
8. "Fuel Design Report for 14×14 Fuel Assembly," KWU/KAERI Joint-Designed, KEPCO, Nov. (1987).
9. "Reload Transition Safety Report for Kori-1," KWU/KAERI Joint-Designed, KEPCO, June (1988).

10. Douglas C. Montgomery, "Design and Analysis of Experiments," 2nd ed. New York. John Wiley & Sons, Inc., (1984).
11. R.L.Iman, Davenport and Ziegler, "Latin Hypercube Sampling Program(Program User's Guide)," John Wiley and Sons, Inc., New York, (1966).
12. R.L.Iman and J.C.Helton, "A Comparison of Uncertainty and Sensitivity Analysis Techniques for Computer Models," NUREG/GR-3904, SAND 84-1461, Mar. (1985).
13. 김병수 등, "SPSS 를 이용한 통계자료 분석," 박영사, (1986).
14. R.L. Sheaffer and J.T.McClave, "Probability and Statistics for Engineers," 2nd ed. Boston, Duxbury Press, (1986).
15. N.R. Draper and H.Smith, "Applied Regression Analysis," John and Wiley and Sons, Ind., NewYork, (1986).

여 백

## 제 4 장 원자로 계통의 설계검증코드

여 백

## 제 4 장 원자로 계통의 설계검증코드

### 제 1 절 서 론

본 연구에서는 안전성 분석코드에 활용되고 있는 전산코드 중에서 정상상태 및 열수력 과도상태시 원자로계통을 분석, 평가할 수 있는 결정론적 안정성 분석용 전산코드와 이의 보완수단으로 활용 가능한 확률론적 안전성 분석용 전산코드로 나누어 체계화 연구를 수행하고 있으며, 특히 결정론적 안전성 분석코드는 계통과 계통을 연계하여 분석하는 거시적인 계통코드와 계통을 구성하는 각 부품의 열수력적 성능을 분석하는 미시적인 부품코드로 구분하여 연구를 수행하고 있다.

1차년도에는 결정론적 안전성 분석코드와 확률론적 안전성 분석코드에 대한 전반적인 심사용 코드와 Vendor용 코드를 소개하였고, 결정론적 안전성 분석코드 중 계통코드로는 CATHRE코드 및 LOFTRAN코드, 부품코드로는 WHAM코드 그리고 확률론적 안전성 분석코드로는 TEMAC코드에 대해 내용분석 및 Sample Run의 결과등에 대해서도 아울러 소개한 바 있다.

당 2차년도에서는 결정론적 안전성 분석코드중 계통코드로는 1차년도에 이어 CATHARE코드에 대해 좀더 자세한 내용을 검토하였으며, 부품코드로는 과도상태시 증기발생기의 열수력적 현상을 분석하는 ATHOS3코드에 대해 자세한 내용분석을 수행하였다. 또한 확률론적 안전성 분석용 코드로는 계통신뢰도의 불확실성 및 민감도를 분석하는 TEMAC코드를 국내 원전에 적용시키는 단계까지 수행중으로 이에 대한 결과는 차기 보고서에 소개할 계획이다. 본 보고서의 제 2 절에서 당해년도에 수행한 내용에 대해 자세히 수록하였으며, 차기년도에는 지금까지 수행된 연구 결과를 바탕으로 선정된 코드에 대해 국내 원전에 적용 가능한 단계까지 연구를 수행할 계획이다.



## 제 2 절 원자로계통 열수력 전산코드

### 1. CATHARE 전산코드

#### 가. 분리효과 실험을 통한 CATHARE 전산코드의 모의능력 검토[1, 4]

원자로 계통의 안전해석을 위해 개발된 CATHARE는 일차원적 Two-Fluid 6-Equation 열수력 모델을 사용하므로 일반적인 원전 계통의 열수력 현상을 모의할 수 있다. 따라서 운전과도기 분석 뿐 아니라 소형 냉각재 상실사고 (Small LOCA), 대형 냉각재 상실사고(Large Bread LOCA)에 이르기까지 중대 노심사고를 제외한 전 영역의 열수력 현상을 모의 계산할 수 있도록, 지배 방정식에 쓰여진 물리적 상관식들은 광범위하게 수행된 실험결과에 근거하여 먼저 분리효과(Separated Effect) 실험을 통해 타당성이 검토된다. 분리효과 실험에 의한 물리적 상관식의 정선(Qualification) 과정은 폭넓은 매개변수들의 범위에서 이루어졌으며, 25개의 실험 장치로 부터 300개 이상의 실험결과와 비교·분석 되었다. 이러한 광범위한 실험의 목적은 상관식들의 일관성 (Consistency) 및 타당성(Adequacy)을 입증하여 그 신뢰성을 확보하고, 모델에서 적절하지 못한 점을 발견하여 새로운 물리적 모델의 필요성을 인지하기 위함이다. 이 과정을 마친후 최종적으로 대형 실험장치에 수행된 실험을 모의 계산하여 검증작업이 이루어지는데, 그 분리효과(Separated Effect) 실험은 대개 다음의 물리적 현상들에 대해 시험한 것이다.

- (i) 임계유동(Critical Flow ; Flashing, 계면마찰)
- (ii) Volume 혹은 Tee Junction에서의 상분리
- (iii) 유동형태(Flow Pattern)
- (iv) Blowdown 및 재관수(Reflooding)시 노심에서의 열수력 거동  
(열전달 및 운동량 전달)

- (v) 핵연료 거동 (피복재 역학)
- (vi) 증기발생기 물리적 거동(팽창수위, 응축)
- (vii) 펌프거동

표4.1은 이러한 분리효과 실험들을 정리하여 나타낸 것이다.

#### (1) 임계유동실험

그림 4.1과 4.2는 임계유동에 대한 'SUPER MOBY DICK' 실험결과와 CATHARE의 계산결과를 비교한 것이다. 아냉각(Subcooling)이 크고, 높은 건도(Quality)의 입구조건에서는 잘 예측되지만 아냉각이 적은 경우에는 특히 비등초기에 임계유속은 액체와 기체 사이의 열전달에 민감하므로 약간 낮은 임계유량을 계산했다. 그림 4.3은 'REBECA' 실험의 결과이며 유동량을 입구건도에 따라 표시했는데 droplet 직경에 의해 결정되는 계면마찰을 다소 높게 예측한 결과로 임계유속은 적게 계산되었다. 급속히 좁아지는 노즐(Steep Converging Nozzle)의 경우는 다차원 유동면적의 제한효과로 CATHARE가 적은 값을 예측했다고 분석되었다.

#### (2) 튜브지형에서의 Blowdown

튜브지형의 Blowdown 실험은 HORIZONTAL CANON, SUPER-CANON, VERTICAL CANON 그리고 TAPIOCA 실험장치에서 소형 혹은 대형 냉각재 상실사고의 조건과 비슷한 PWR 압력(150기압까지)에서 시작해서 냉각재가 상실되는 동안 계면마찰 및 수증기 발생을 검증하기 위해 수행되었다. 이 실험들은 내부직경 0.2034m와 높이 4.389m로 구성되어 있으며, 한쪽 끝은 닫혀있으나 반대쪽은 파열판(Rupture disc)이 있고 파열직경은 100%까지 수정되도록 만들어져 있다. 'HORIZONTAL CANON'과 'SUPER-CANON' 실험에서 대형 파단의 경우(그림4.4)는 Blowdown이 정

확하게 예측되지만, 소형 파단의 경우는(그림4.5) 낮은 값을 예측하는 것으로 나타났다. 'VERTICAL CANON'은 0.100m의 내부직경을 가지고 총 길이는 4.4830m가 되는 Pipe이며, 기포율의 분포측정이 가능하도록 제작되었고, 방출부 쪽은 7°와 0.098m 길이의 수렴노즐이 4mm의 길이를 가진 실험 파단직경과 파열판을 가진 Pipe에 연결되어 있으며, 결과는 그림 4.6에 나타나 있고 잘 예측되는 것으로 판단된다.

### (3) 노심에서의 열수력 평가(Blowdown, Boil-off, Reflooding)

'OMEGA' 실험 장치는 노심에서의 열수력 거동을 모의하기 위한 것으로 튜브지형 부분과 봉다발(Rod Bundle) 부분으로 되어 있어 가변 노심 열발생을, 파단크기 그리고 파단위치에 따라 Blowdown시 벽면열전달 모델을 검증하도록 설계되었다. 튜브지형 가열튜브는 Inconel 600으로 제작되었고, 내부 직경이 12mm이고, 두께가 2.14mm이며 3.657m의 길이를 가졌고, 구조는 그림 4.7에 나타나 있으며 실험결과는 그림 4.8에 보여진다. 반면에 Bundle에 대한 실험은 1981년과 1982년 사이에 수행되었고 그림 4.9에 보여진다. 6×6 봉다발로 노심이 모의되었고 12.6mm의 Square Pitch를 가졌으며 가열길이는 3.656m이다. 결과는 그림 4.10~4.14에 나타나 있다.

### (4) 재관수 시험(Reflooding Exp.) 및 펌프거동

재관수 및 펌프거동 실험은 본 연구에서 개발되고 또 개선하려는 전산코드의 목표를 벗어나므로 본 보고서에서는 언급을 하지 않는다.

### (5) 증기발생기 물리적 거동

'PATRICIA SG1' 실험은 U-Tube 1차측을 통한 벽면 열전달, 응축 및 계면마찰을 분석하기 위한 실험이며 CATHARE는 잘 예측한 것으로 보고되었

다. 'PATRICIA SG2'는 증기발생기 2차측을 모의하기 위한 실험이며 주로 Swell Level을 측정하기 위한 장치이고 결과는 그림 4.15에 보여진다.

#### (6) 핵연료 거동

핵연료 거동에 관한 실험은 불란서 국내 뿐 아니라 주로 해외에서 행하여진 실험결과를 가지고 검증한 것으로 알려져 있다.

#### (7) CREARE 실험에 대한 평가

CREARE 실험은 대형 냉각재 상실후 노심에서 수증기가 발생하여 Downcomer를 통하여 파단 저온관으로 빠져나갈때 Accumulator에서 주입되는 ECC의 거동을 분석하기 위한 실험으로, 당실의 연구원이 파견되어 연구한 내용은 참고문헌[1]에 잘 나타나 있다.

표 4.1 CATHARE 검증을 위한 분리효과 실험

번호	실험	물리현상		
		유동(Flow)관련 현상	열전달(Heat Transfer) 현상	모의부품
1	MOBY DICK	1, 3, 4, 5		
2	SUPER MOBY DICK	1, 2, 3, 4, 5, 6, 7		
3	DADINE	2, 6		
4	REBECA	2, 3, 4, 5, 6, 9		28
5	CANON SUPER-CANON	1, 2, 3, 4, 5, 6		
6	MARVIKEN CFT	1, 2, 3, 4, 5, 6		
7	JERICHO/PWS 2.33	4, 10		22, 26
8	ECTHOR/PWS 2.3	6, 7		
9	SEROPS	8	17	
10	EPIS I	5		27
11	EPIS II	3, 9		27
12	EVA			25
13	EPOPEE			25
14	PATRICIA I S.G.	6, 9	14	23
15	PATRICIA II S.G.	6		24
16	OMEGA tube	1, 2, 3, 4, 5, 6, 10	11	
17	OMEGA bundle	1, 2, 3, 4, 5, 6, 10	11, 16	
18	SERPAT boil off	2, 6	13	
19	ERSEC tube/PWS 2.32	2, 6	12	
20	ERSEC bundle	2, 6	12, 13, 16	
21	SIROCCO	10	12, 13, 16	
22	PERICLES rect. core	8, 10	12, 13, 17	
23	PERICLES cyl. core	8	12, 13, 17	
24	EOTRA	9	15	28
25	PICRO	7, 8	17	21, 23

\* 실험의 물리현상과 관련된 번호에 대한 설명은 가.(8) 참조

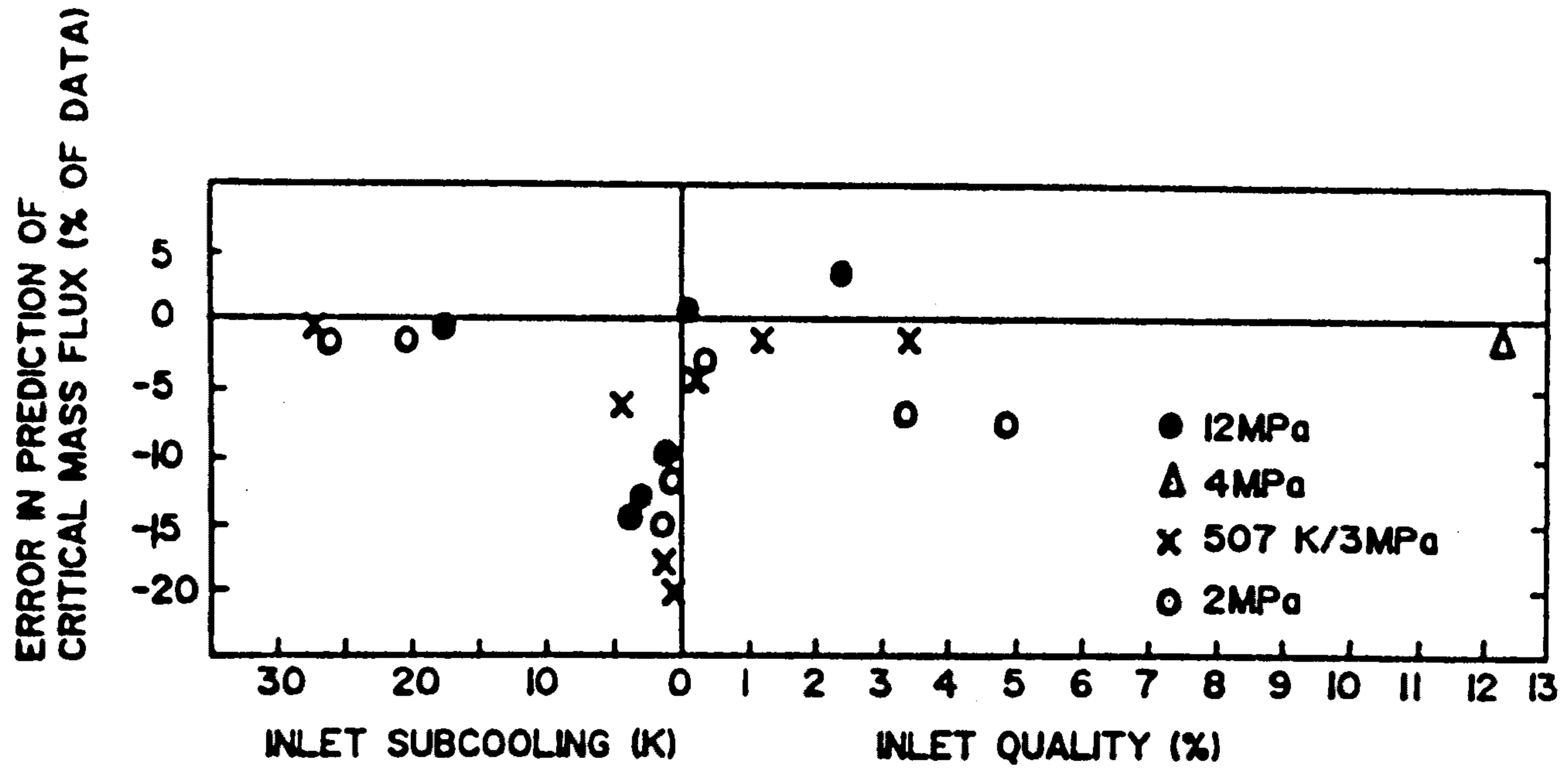


그림 4 1 SUPER MOBY DICK 실험 긴 노즐에 대한 실험결과와 계산값의 비교

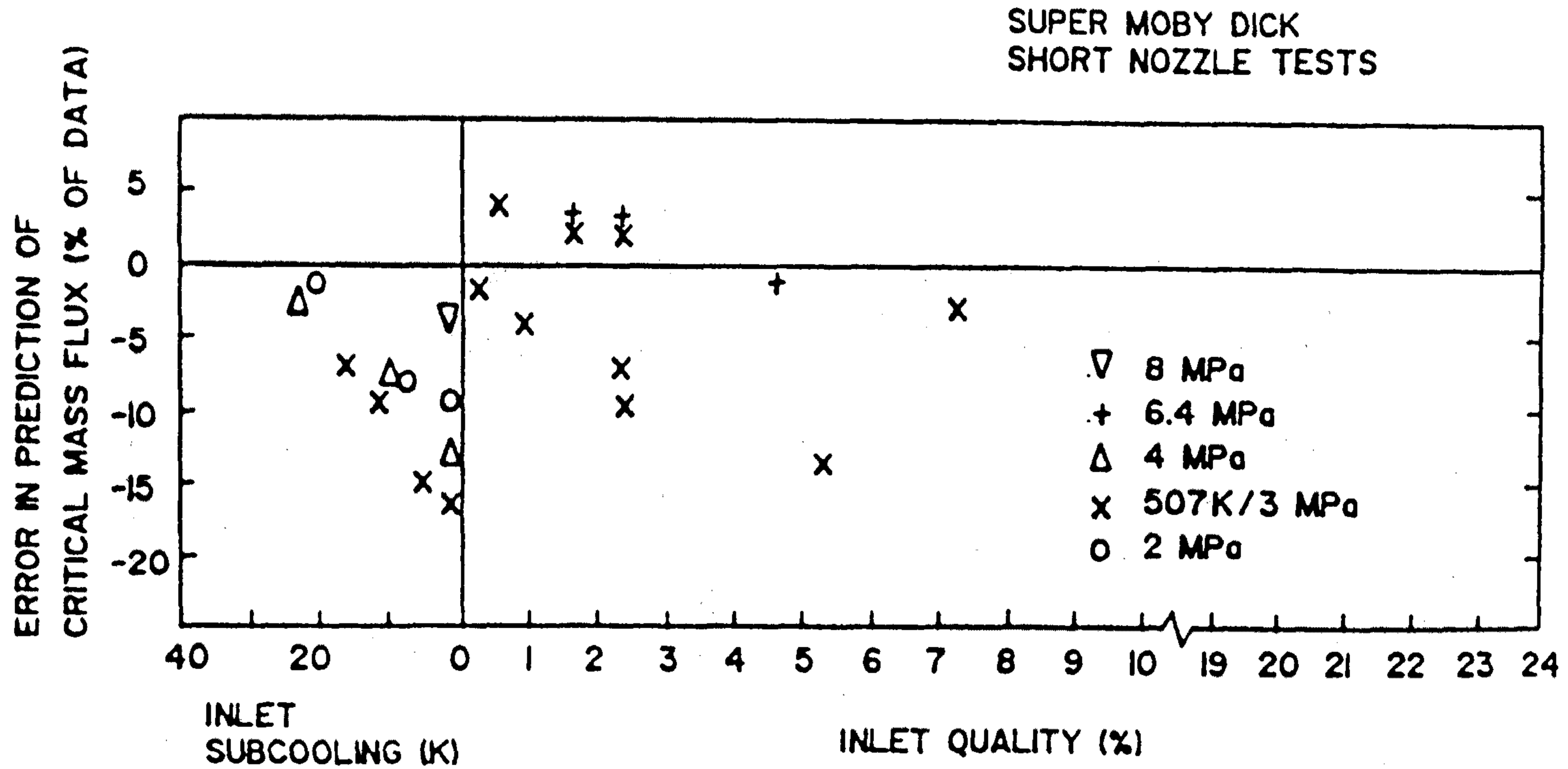


그림 4 2 SUPER MOBY DICK 실험 짧은 노즐에 대한 실험결과와  
계산값의 비교

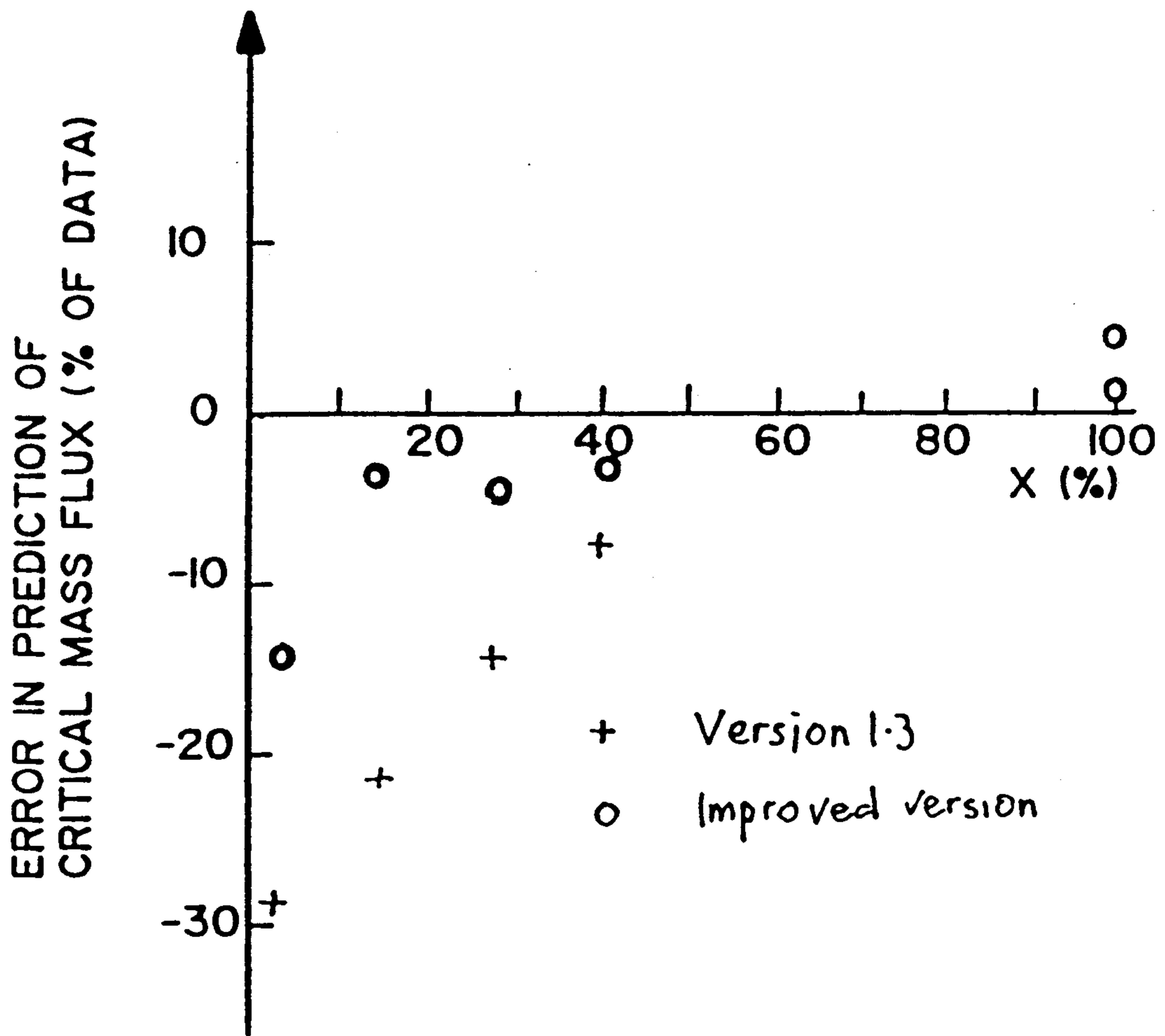


그림 4. 3 REBECA 실험 실험결과와 계산값의 비교



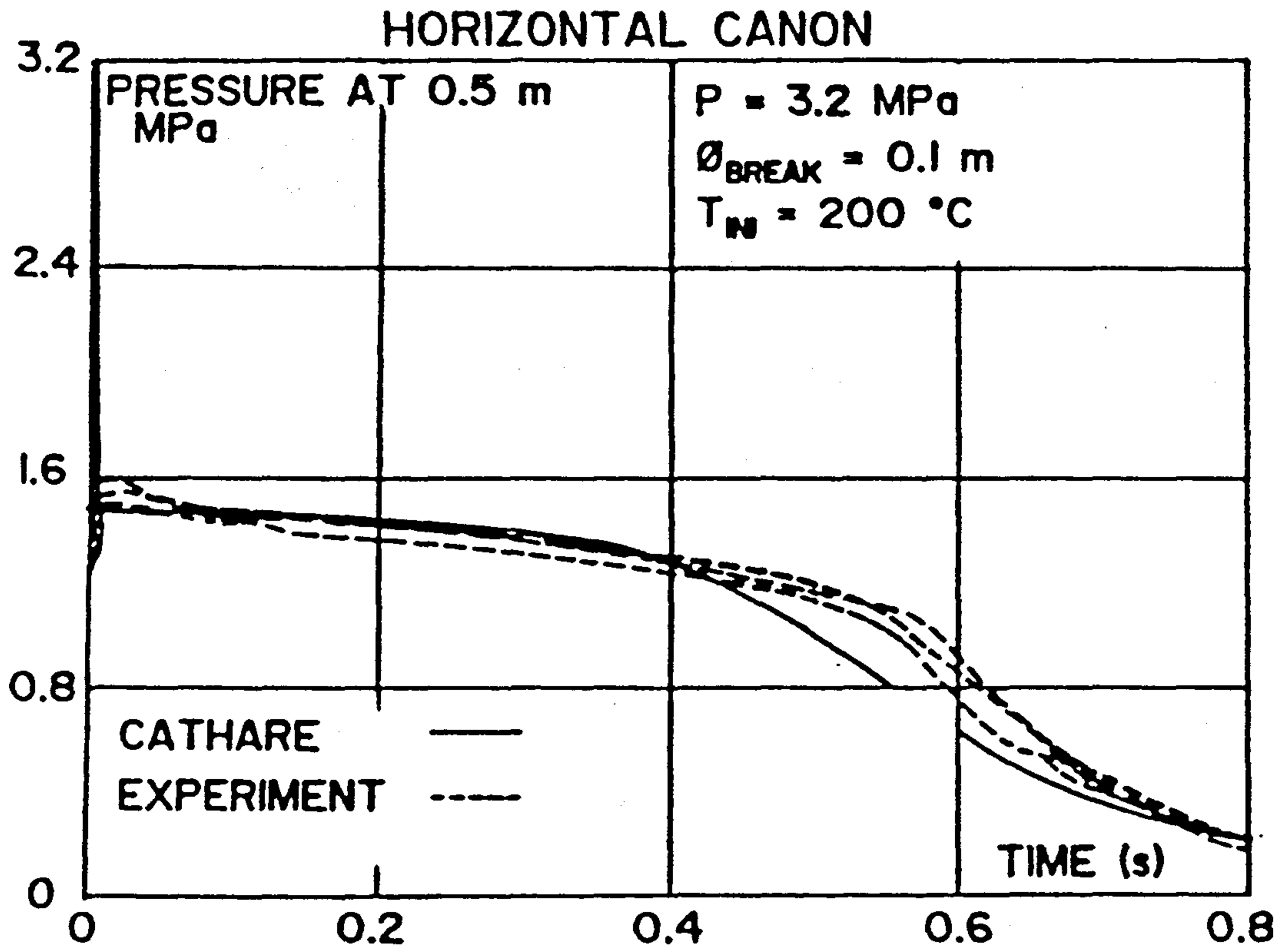


그림 4. 4 수평 CANON 실험 대형 파단 조건

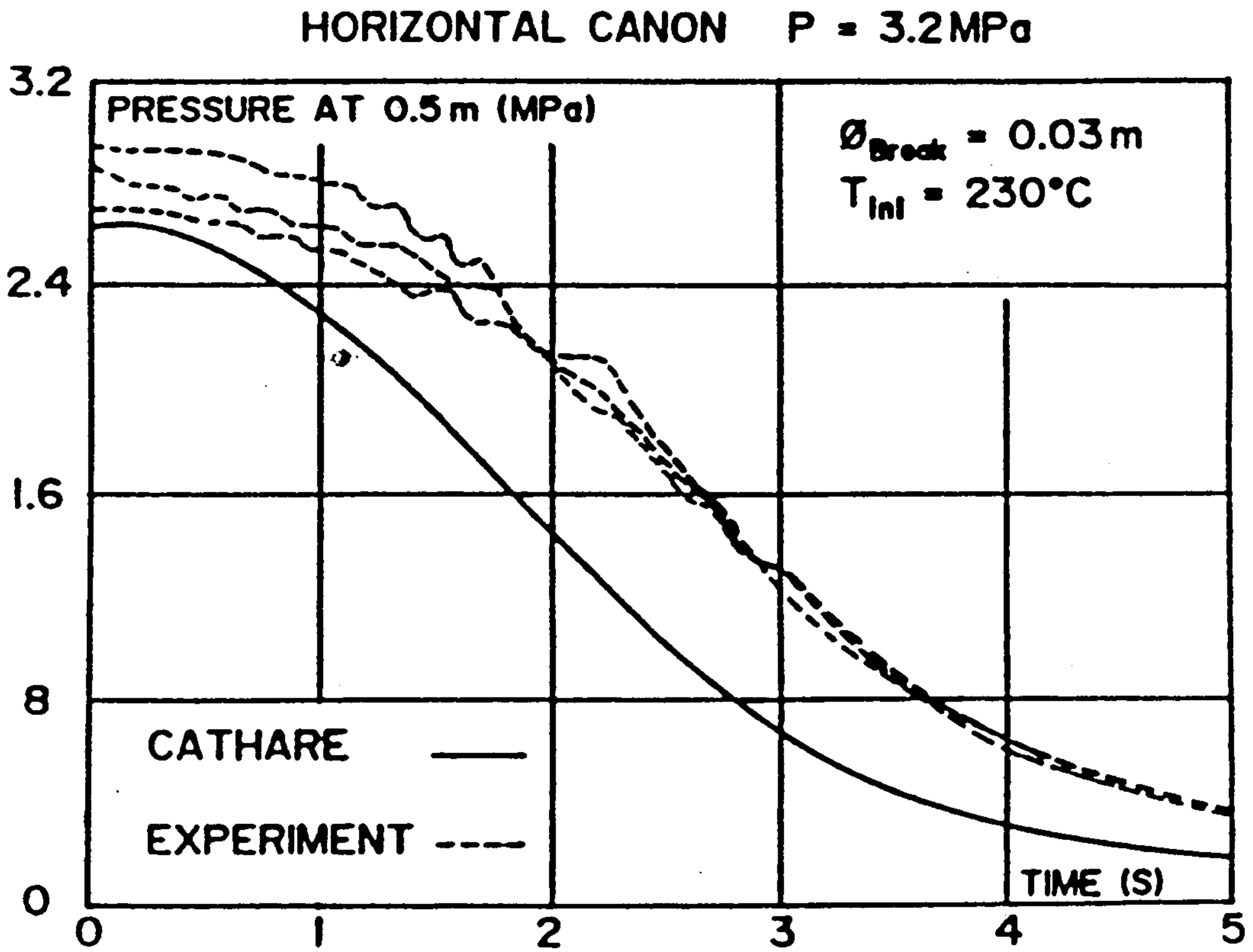


그림 4. 5 수평 CANON 실험 소형 파단 조건

# VERTICAL CANON

$\varnothing_{\text{BREAK}} = 5 \text{ mm}$

$P = 13.4 \text{ MPa}$

$T_{\text{IN}} = 230 \text{ }^\circ\text{C}$

$\Delta T_{\text{SUB}} = 103 \text{ }^\circ\text{C}$

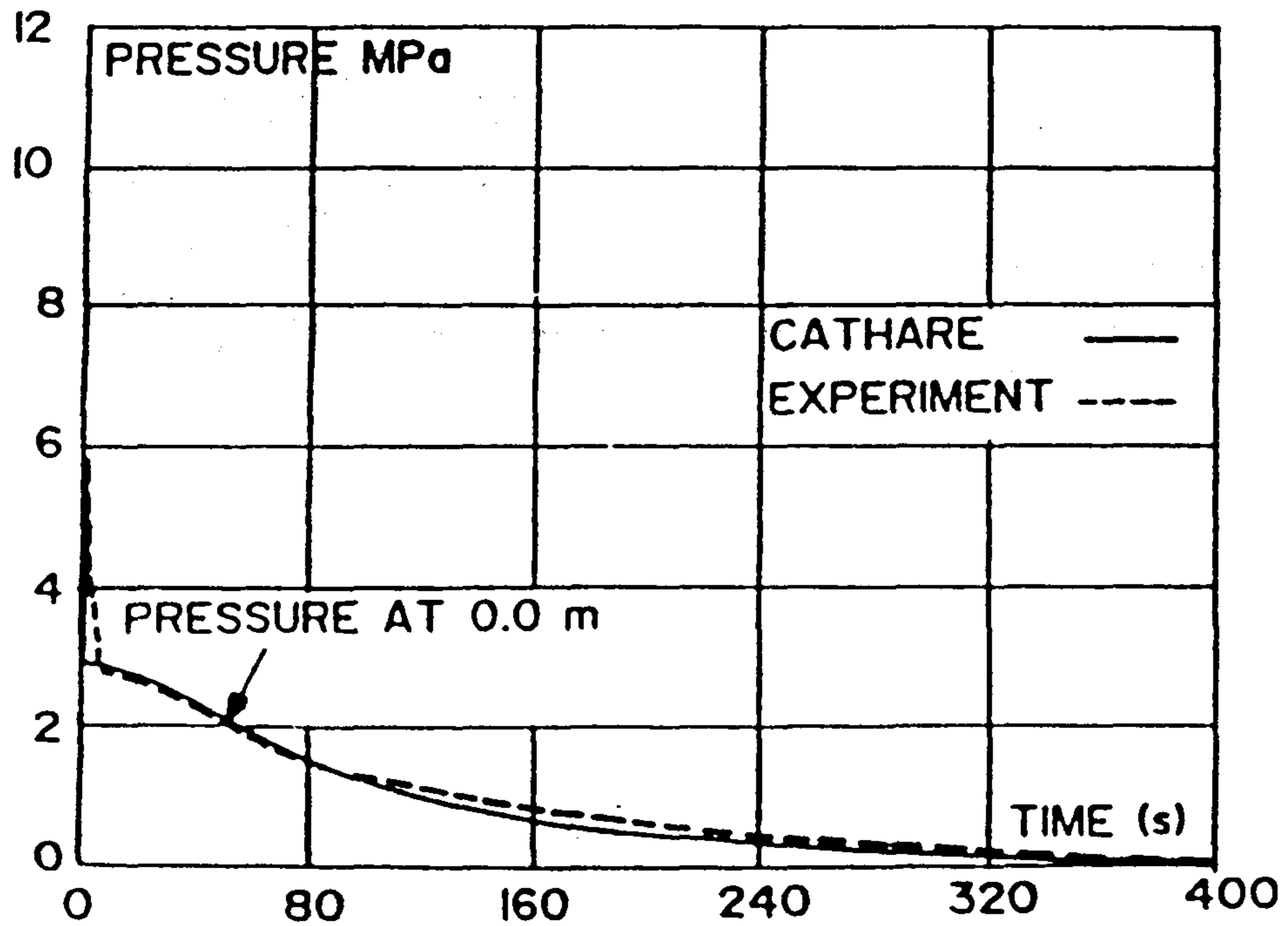
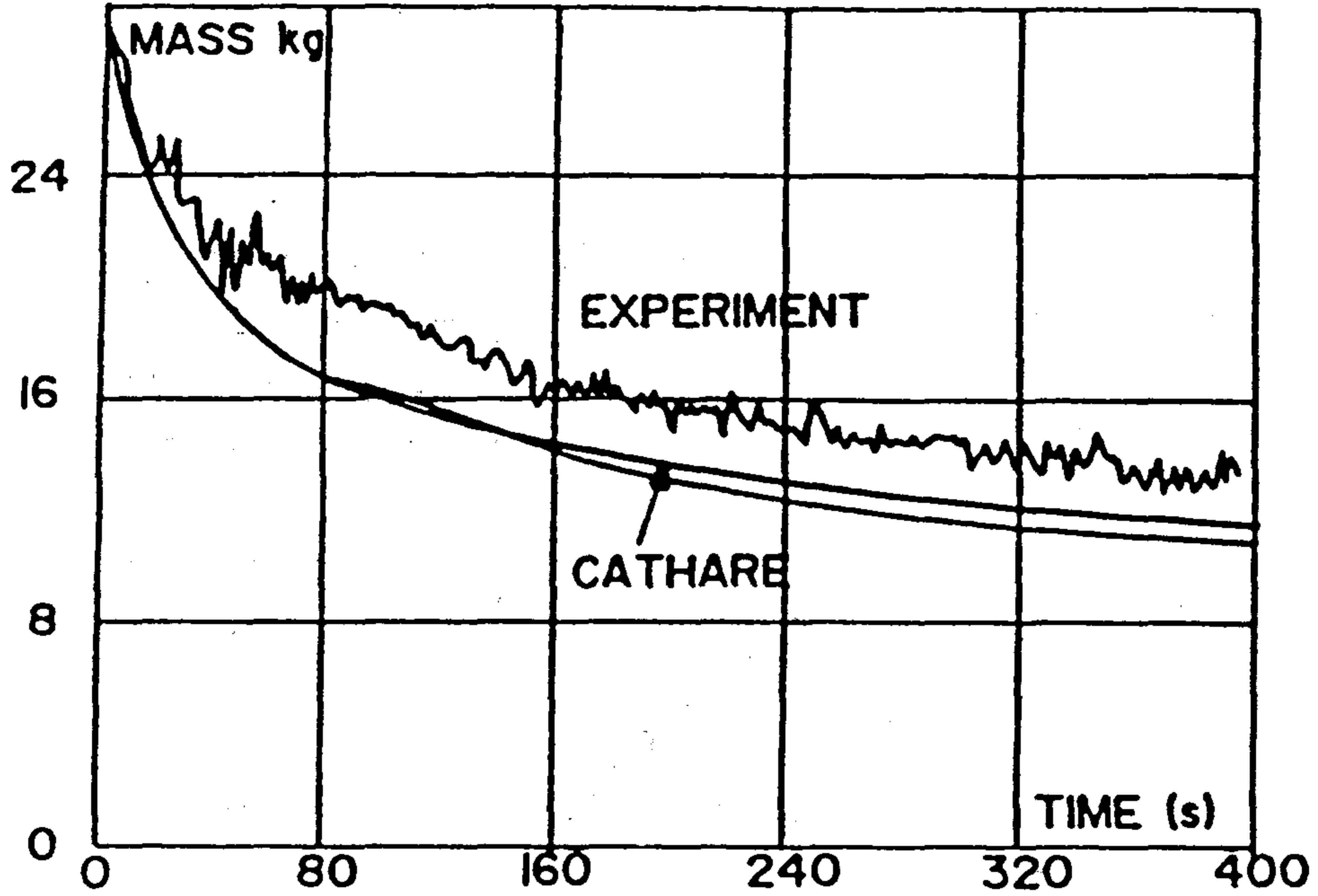


그림 4. 6 수직 CANON 실험

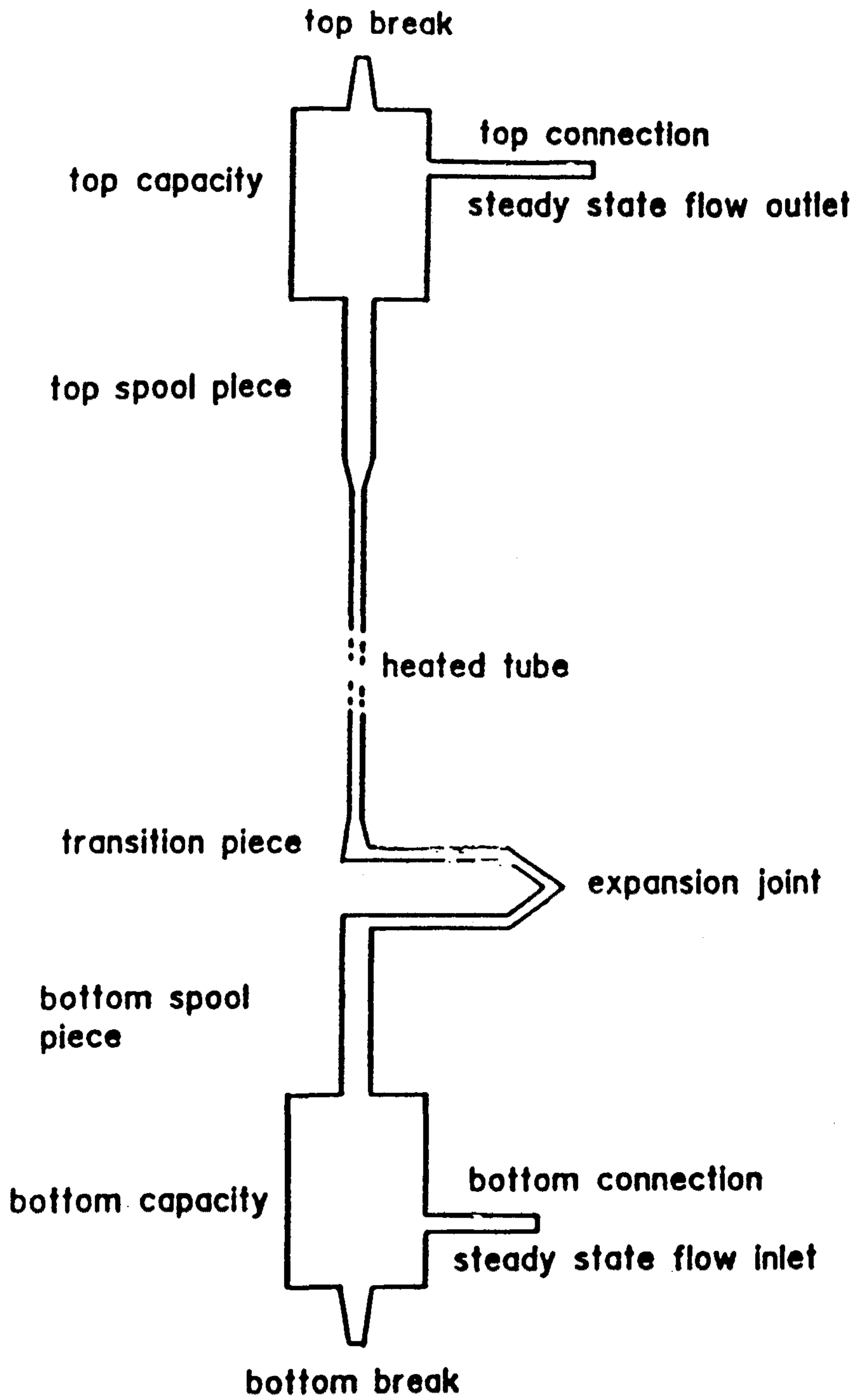


그림 4. 7 OMEGA 관 실험 개략도

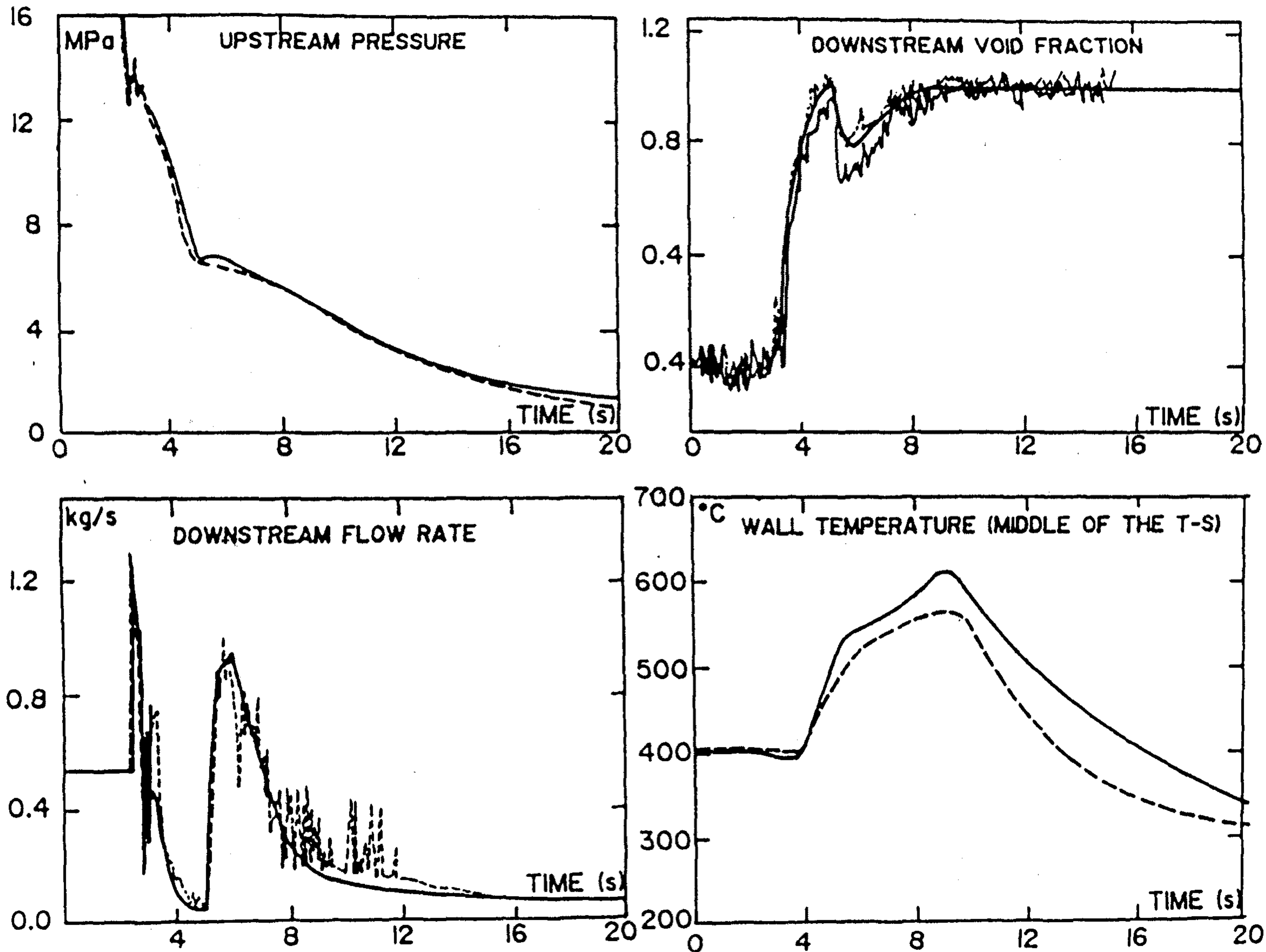


그림 4 8 OMEGA 관 실험 시험 06

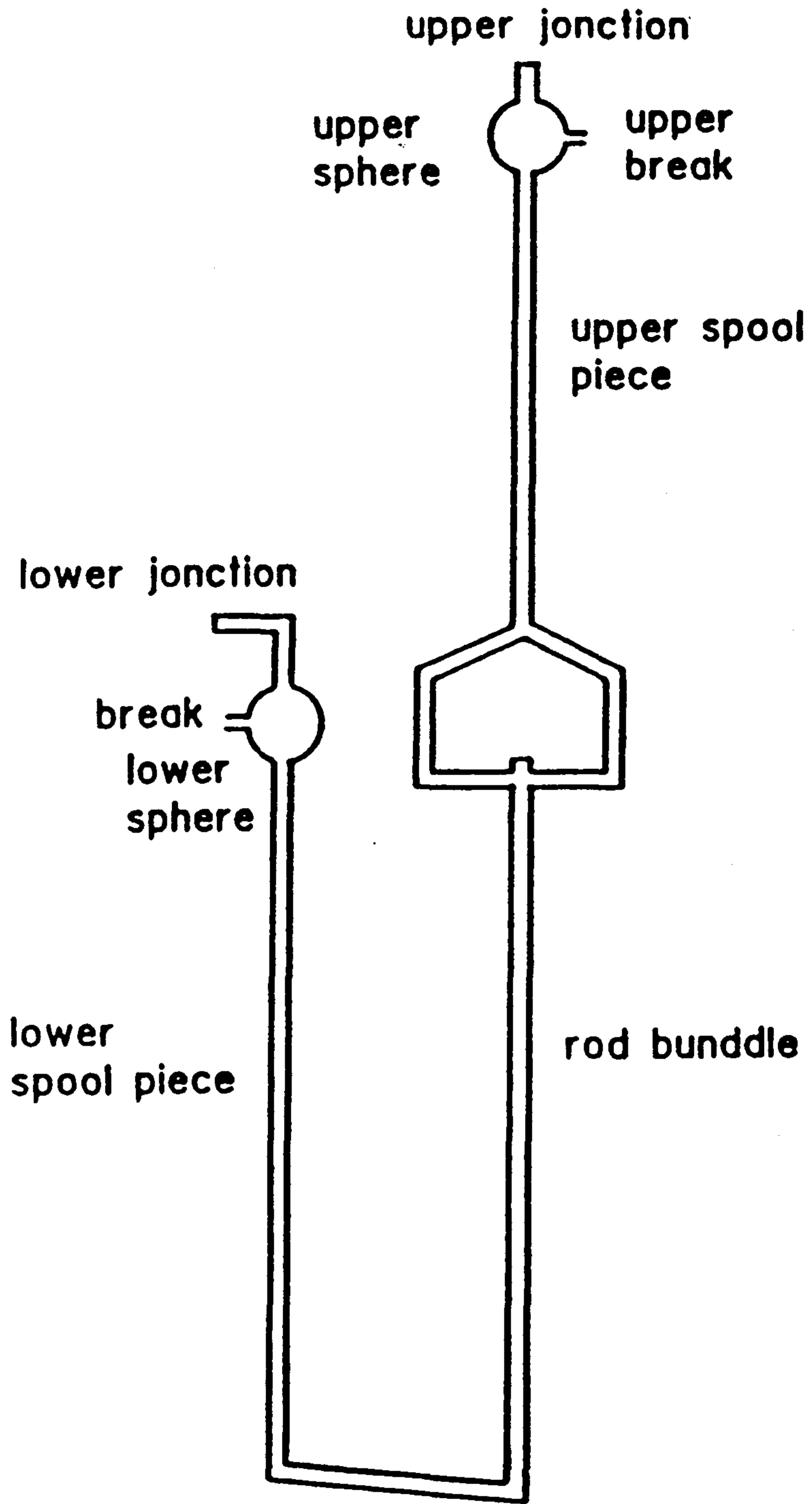


그림 4.9 OMEGA 붕 다발 실험 개략도

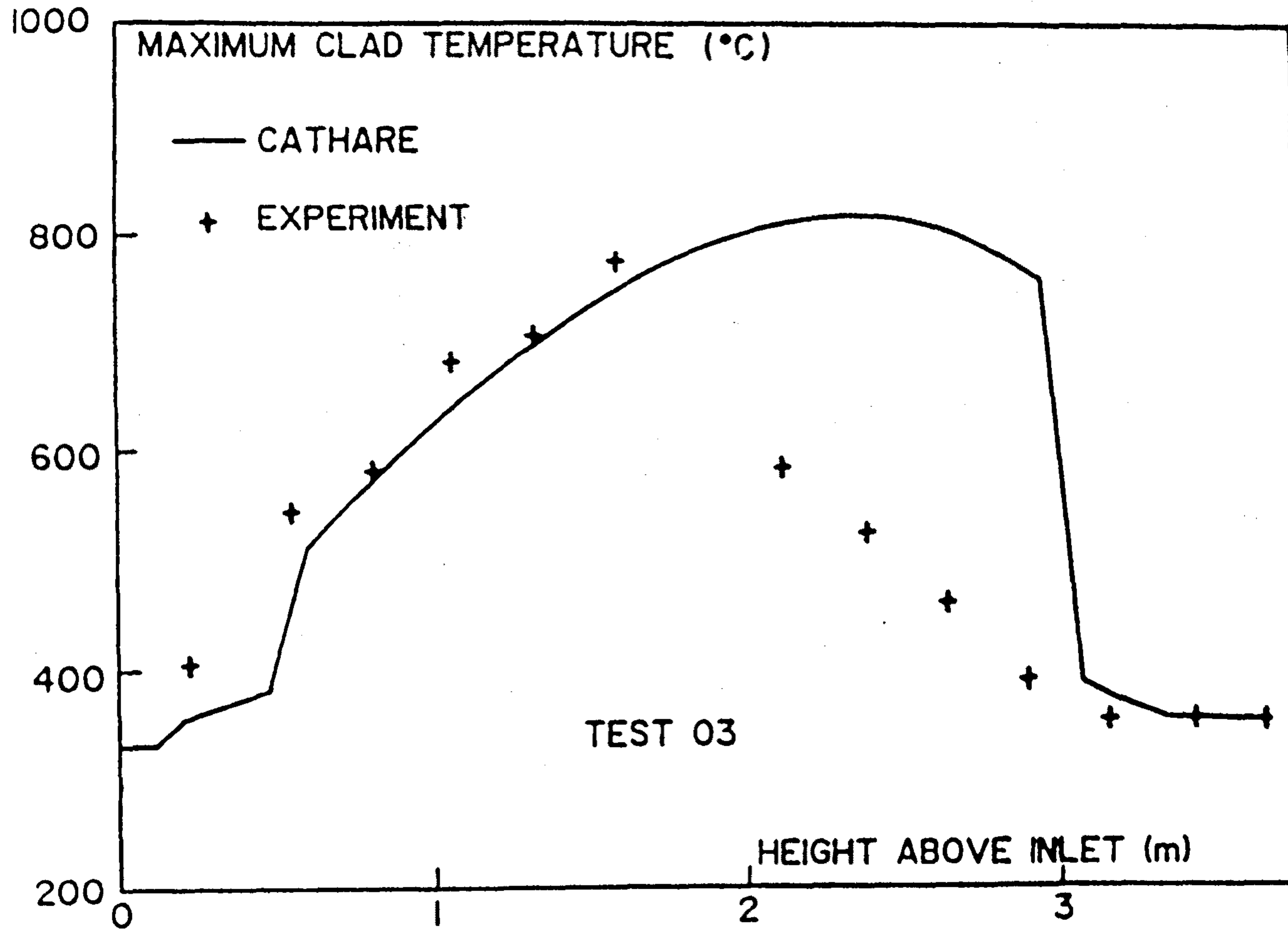
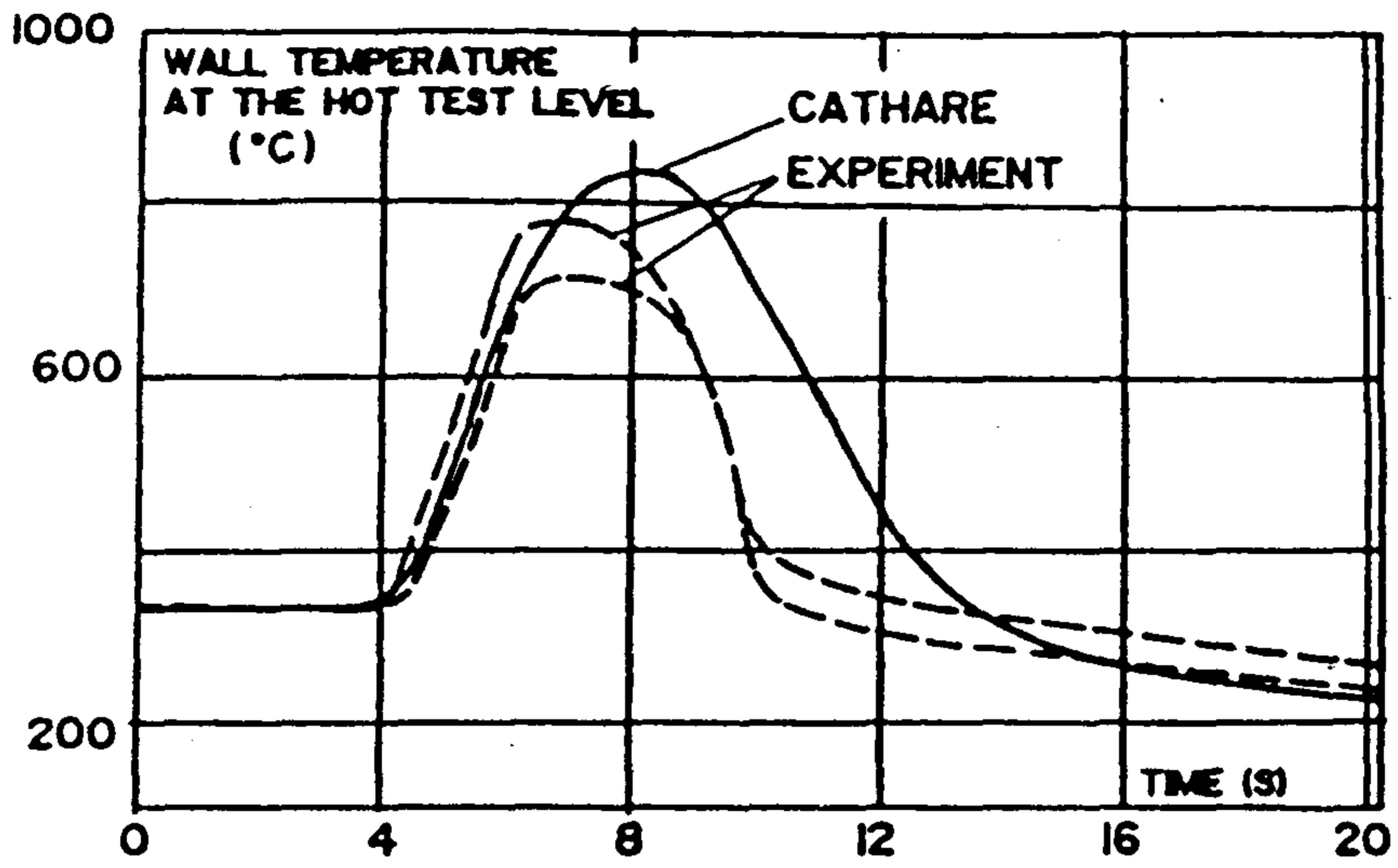


그림 4 10 OMEGA 봉 다발 실험 실험결과와 CATHARE 계산값의 비교



GRAP 09 - Double break test, break size  $512 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$ , break size ratio = 4,  $\varphi = 60 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2$

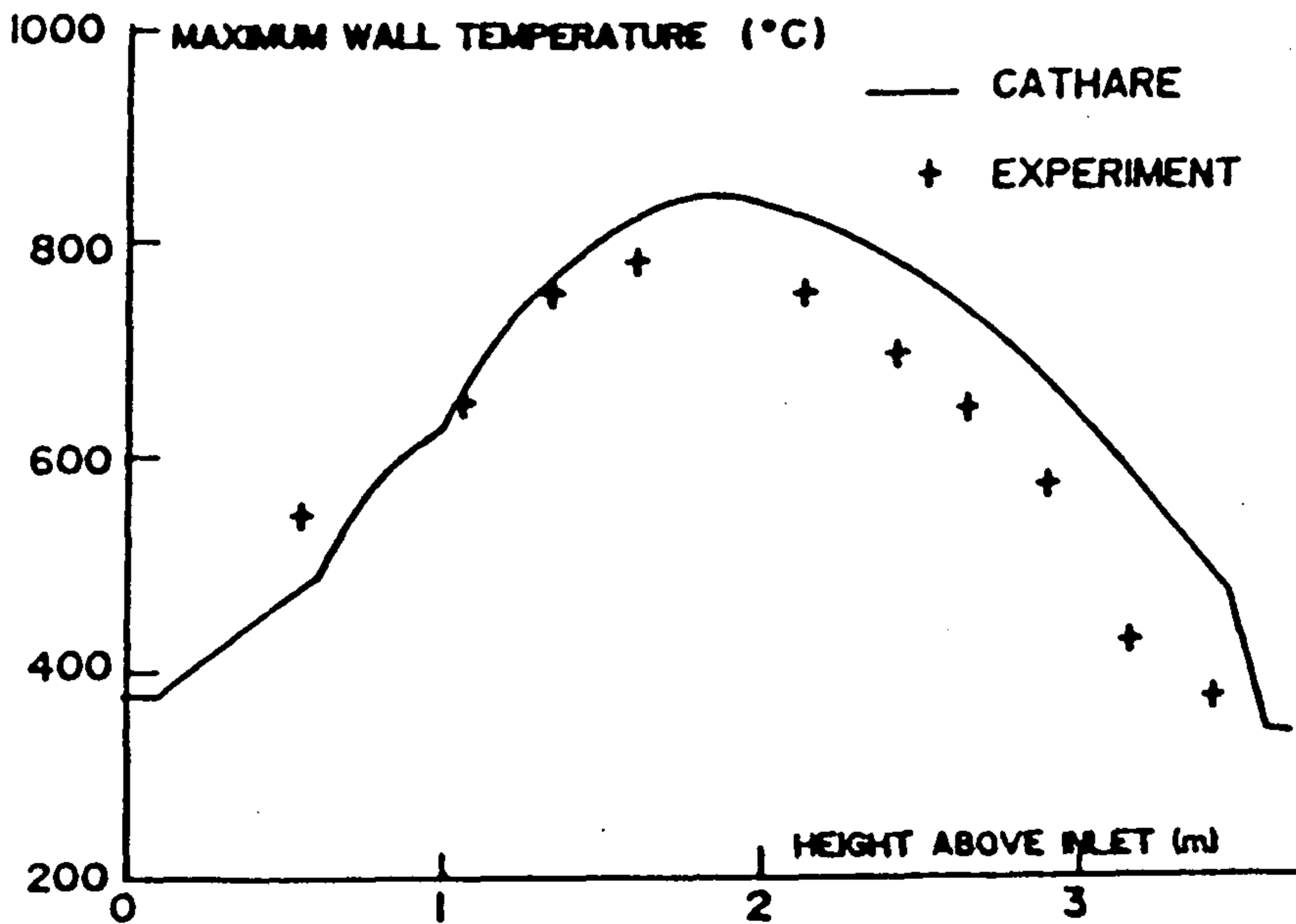


그림 4.11 OMEGA 봉 다발 실험 시험 09



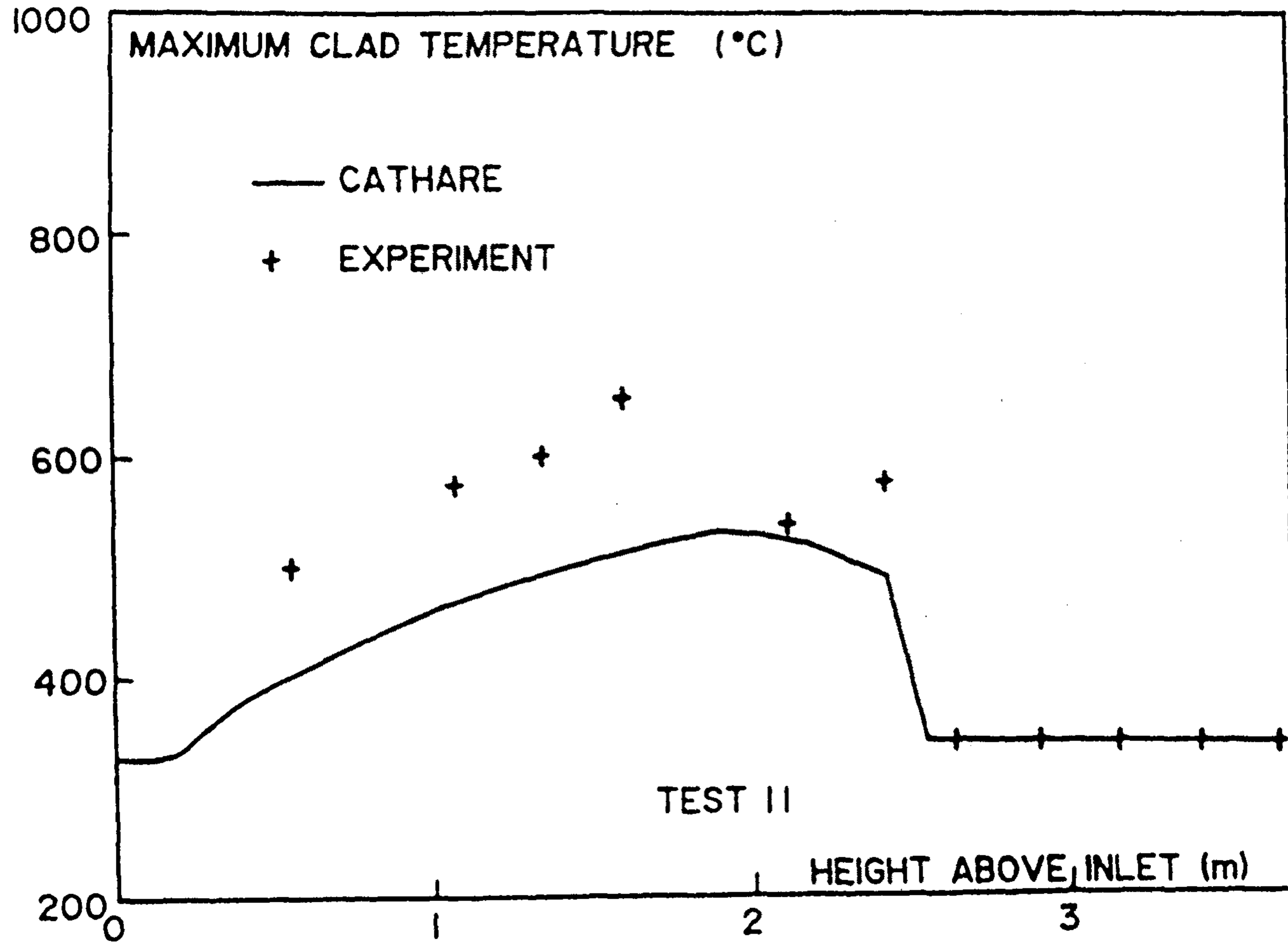
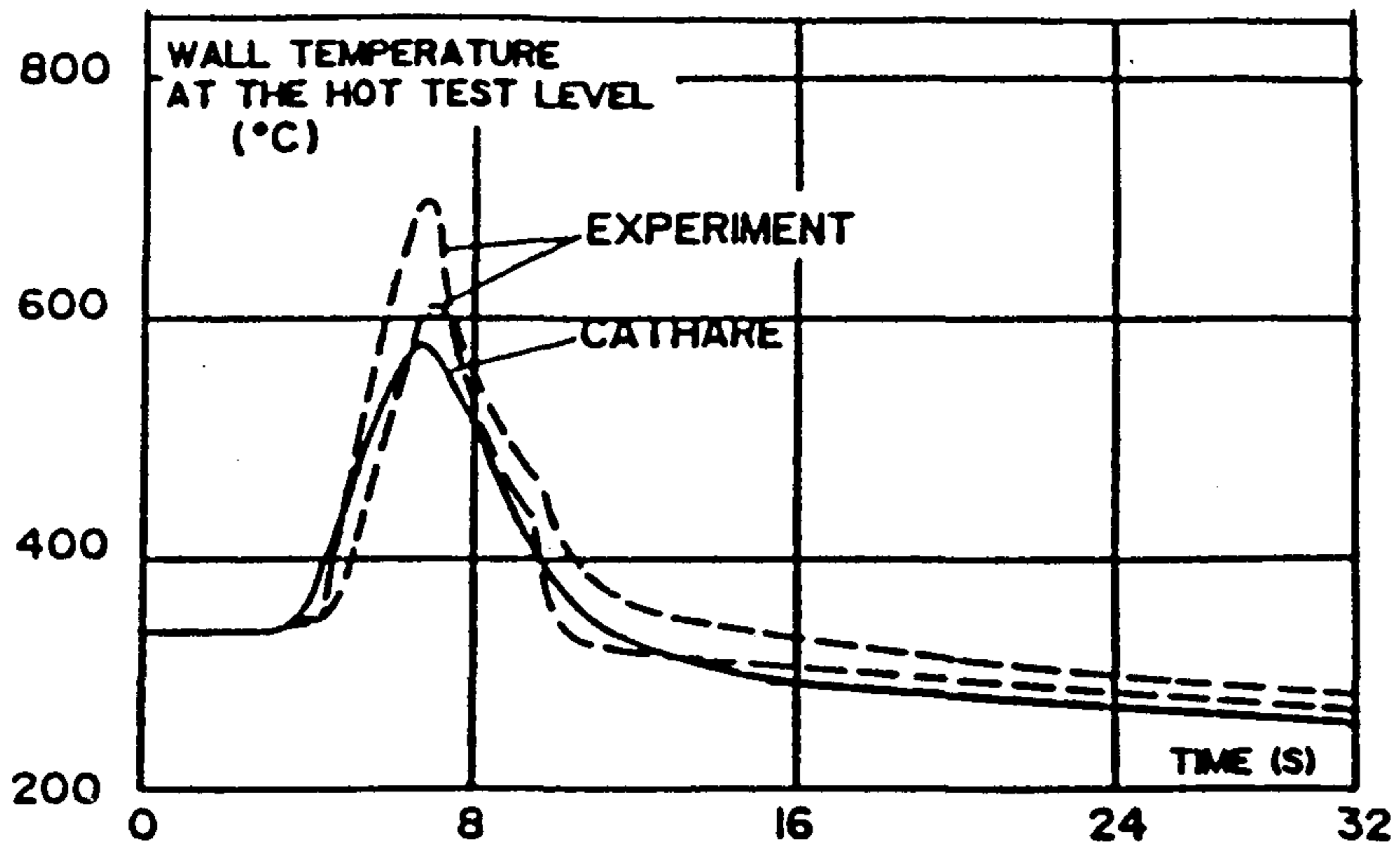


그림 4 12 OMEGA 봉 다발 실험 시험 11



GRAP 13 - Double break test, break size  $192 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$   
 break size ratio = 1/4,  $\psi = 60 \cdot 10^4 \text{ W/m}^2$

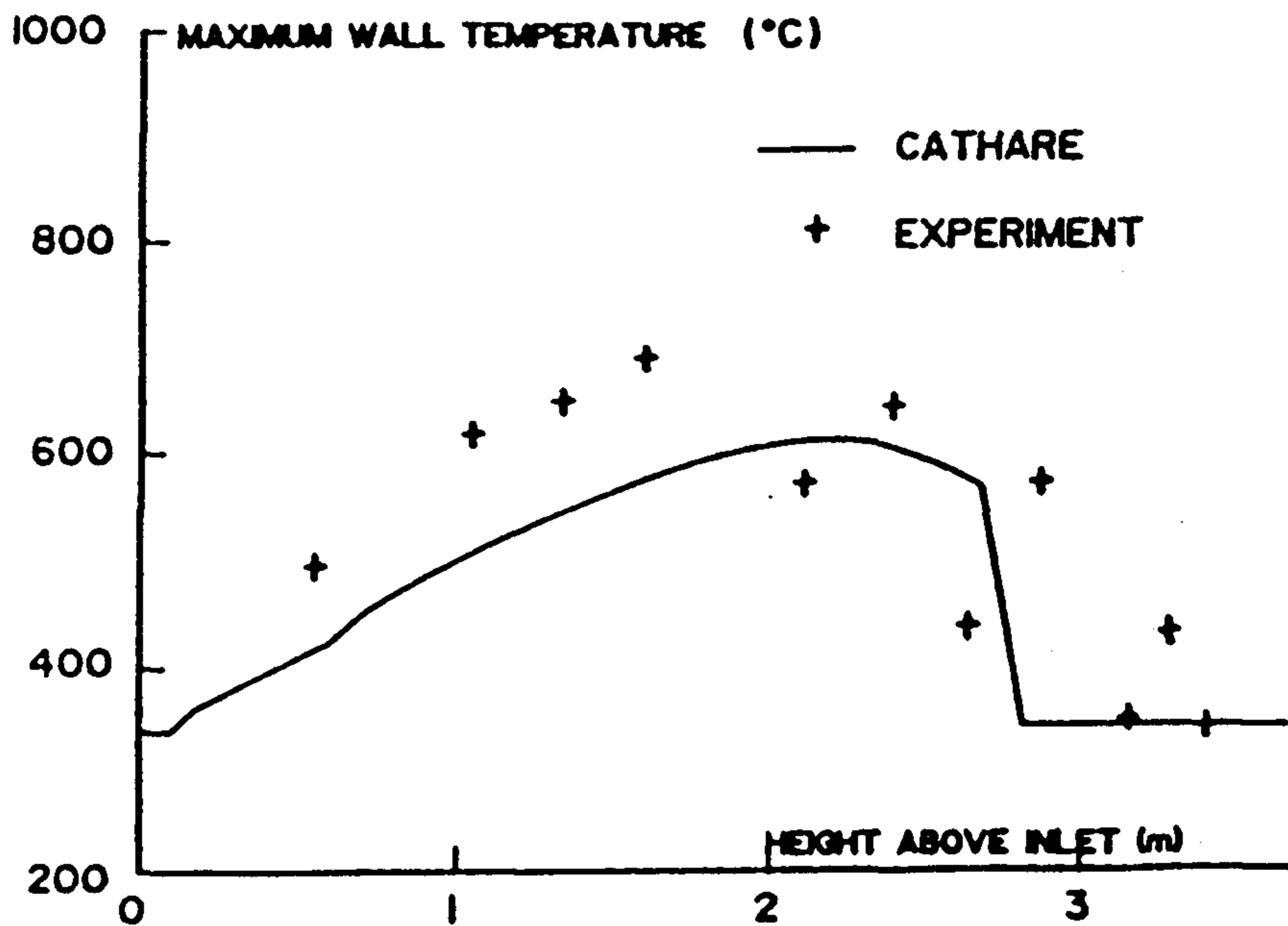


그림 4.13 OMEGA 봉 다발 실험 시험 13

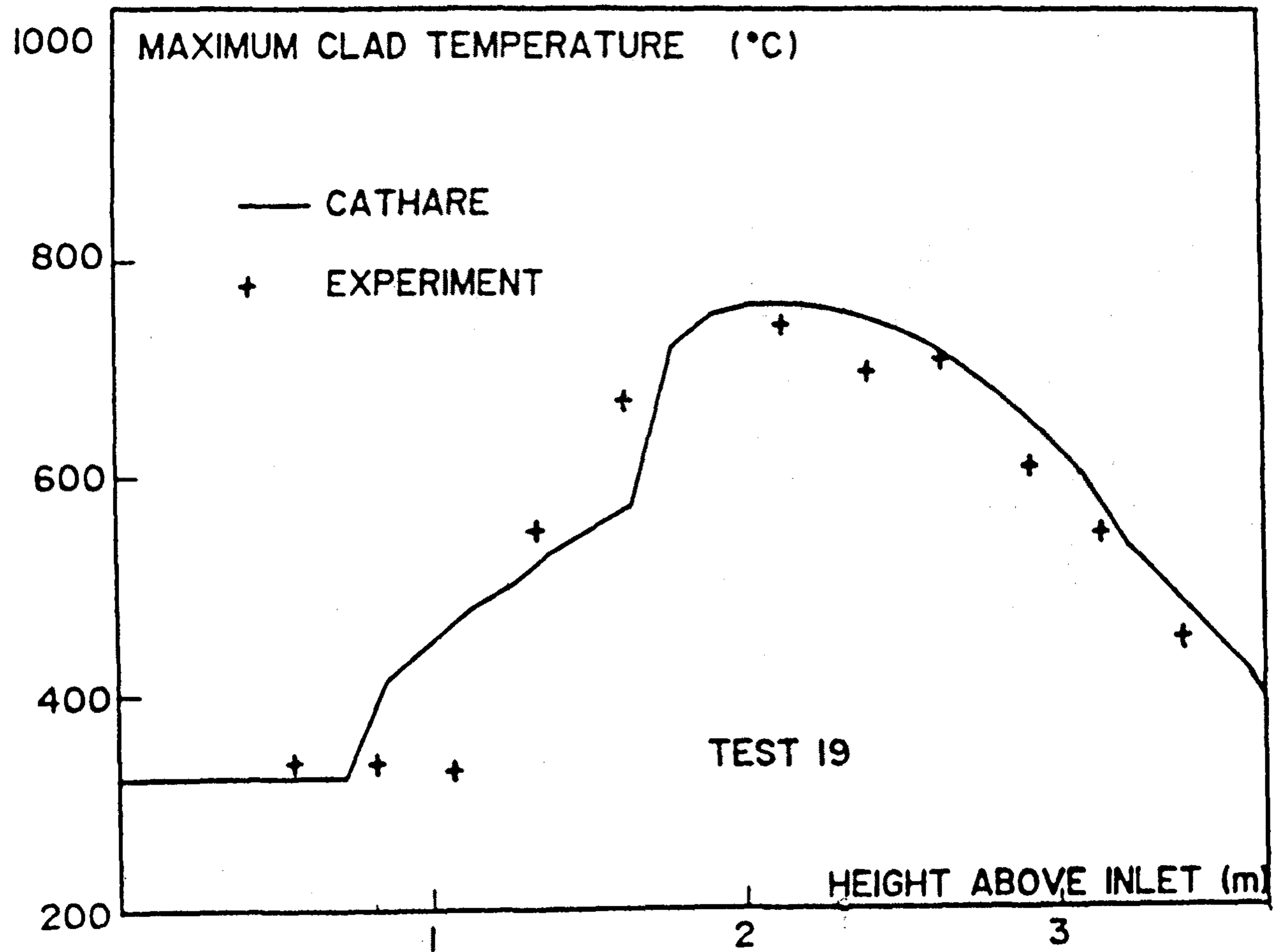


그림 4 14 OMEGA 봉 다발 실험 시험 19

(8) 표 4.1의 물리현상과 관련된 번호설명

\* 유동(Flow) 관련현상

- 1 기포형성(Nucleation)
- 2 질량교환, 저 유량속도(Mass Transfer, Low Velocity)
- 3 질량교환, 고 유량속도(Mass Transfer, High Velocity)
- 4 임계유량(Critical Flow)
- 5 운동량 전달, 고 유량속도(Momentum Transfer, High Velocity)
- 6 운동량 전달, 저 유량속도(Momentum Transfer, Low Velocity(Axial))
- 7 상분리(수평) (Phase Separation (Horizontal))
- 8 Entrainment, Deentrainment
- 9 비응축성 기체효과 (Effect of Noncondensable Gases)
- 10: 2차원적 효과(2-D Effect)

\* 열 전달

- 11: Blowdown (Core)
- 12: 재관수, 노심 (Reflood, Core)
- 13: 소형냉각재 상실, 노심 (Small Break, Core)
- 14: 응축, 증기발생기 (Condensation, S.G.)
- 15: 응축, 격납용기 (Condensation, Containment)
- 16: 노심, 횡류 (Core, Cross Flow)
- 17: Upper Plenum

\* 유동(Flow) 관련현상

- 1 정상상태, 공기-물 2 기압, 수증기-물 2-7기압, X<1%
- 2 정상상태, 수증기-물 10-150기압 X<50%
- 3 정상상태, 재관수(Reflood)조건, P<6기압
- 4 정상상태, 공기-수증기-물,P<10기압, X(공기)0.1, X(수증기) 0.2-0.6
- 5 Blowdown, 32기압 부터 155기압
- 6 255m<sup>3</sup> 55기압의 탱크에서 Blowdown
- 7 2001, 10기압의 탱크에서 Blowdown
- 8 정상상태, 공기-물 대기압
- 9 정상상태, 공기-물 대기압
- 10: 정상상태, 공기-물 대기압
- 11: 정상상태, 공기-물, P=6기압
- 12: 정상상태, 공기-물, P=30기압
- 13: 160기압에서 지속적 Blowdown (Sustained Blowdown)
- 14: 정상상태, 압력 40-120기압, 유량속<40g/m<sup>2</sup>.s
- 15: 정상상태 및 과도기 P=75
- 16: PWR 정상상태에서 Blowdown
- 17: PWR 정상상태에서 Blowdown
- 18: 정상상태, 일정한 재관수 수두 (Constant Reflood Head), P=기압
- 19: 일정한 유량에 의한 재관수, P=6기압
- 20: 일정 및 진동유량 혹은 일정 수두에 대한 재관수, P=6기압
- 21: 일정 수두 및 일정유량의 Freon 113에 의한 재관수 P=1기압
- 22: 일정유량 및 수두에 의한 재관수 P<6기압
- 23: 일정유량 및 수두에 의한 재관수 p<70기압

- 24: 9기압에서 부터 정상상태 및 Blowdown, 공기포함도 0.01~1.0,  
혼합유동 속도 5m/s 이하
- 25: 정상상태 실험, 공기-물, 대기압

\* 모의 부품

- 21: Downcomer
- 22: 고온관 (Hot-Leg)
- 23: 증기발생기 1차측 (S.G. Primary)
- 24: 증기발생기 2차측 (S.G. Secondary)
- 25: 펌프 (Pump)
- 26: 관폐쇄 (Seal Pipe)
- 27: 교차점 (Junction)
- 28: 격납용기, 보조 (Containment, Subcompartment)

나. CATHARE 전산코드의 활용방안 검토

국내에서 계통분석용 전산코드의 개발은 기술자립화에 의한 기술선진국으로 진입하기 위해 필수적이라 판단된다. 기술선진국이라도 모든 분야의 기술을 자체 개발하여 제반 산업화에 응용할 수는 없을 것이나 최소한 필요한 경우 항상 기술을 개발할 수 있는 능력은 확보하고 있어야 할 것이다. 현재의 국내 계통분석 코드 사용의 경우를 보면 주로 외국 선진국에서 도입한 전산코드를 사용하여 계통분석을 수행하는 것이 일반적이고 때로는 이들 전산코드를 외국 실험결과와 비교하여 검증하는 연구도 수행되고 있다.[1] 이 경우 전산코드의 개발기술 확보라는 입장보다는 필요한 부분의 적절한 추가 및 수정에 치중하므로 근본적인 새로운 코드의 개발과는 다른 의미를 가진다. 이 경우에도 같은 목적의 사용에

는 큰 문제가 없을 것이나, 전혀 새로운 목적 및 사용자 편의와 효율을 증가시키기 위한 코드 구조의 개선 방법론을 적용해야 할 경우에는 문제에 부딪힐 수 있다. 더우기 현재의 세계적 추세인 기술보호 정책이 계속 이어질 경우 수입된 코드의 상업적인 사용과 개선된 코드의 추가 도입에는 상당한 댓가의 지불이 요구될 수도 있다. 기술선진국에 진입하여 기술수출이 가능할 경우 그러한 보호책은 더욱 거세질 것으로 예상되고, 국제적인 경쟁상대국이 코드의 공급자가 될 경우 경쟁력의 확보에 뒤질 것이라는 것은 자명한 일이다. 보다 근본적인 우려는 기술의 확보없이 도입된 코드들의 응용만이 강조되어질 경우 선진국과 대등한 기술 수준이나 우월의 가능성은 희박한 대신 기술 종속국의 한계를 넘지 못하여 기술선진국 진입에 차질도 우려될 수 있다. 기술도입의 가치는 항상 실행할 수 있는 능력의 확보를 전제로 하므로 기술 자립으로 연결될 수 없는 기술은 그 도입의 의미를 잃고 말며, 차라리 전략적인 면에서도 제품의 구입이 유리할 지도 모른다. 따라서 기술도입과 병행하여 자체적인 개발기술의 축적은 기술선진화에 도달하는 핵심적인 조건이며, 이의 실현을 위한 연구개발이 필요조건이라 할 수 있다. 그렇다고 모든 분야의 코드개발이 다발적으로 동시에 수행된다는 것은 인력확보, 재원조달, 정책지원 그리고 저변 기술확대 등의 국내여건을 감안할 때 현실적으로는 가능하지 못하므로 개발의 동기가 이미 확보되어진 경우는 이미 개발된 기술을 이용해 계통분석 코드개발 기술을 확보하여 기술경쟁국보다 우위를 점유하는 좋은 기회라 판단된다. 코드의 신뢰성 확보를 위하여는 원전계통내에서 일어날 가능성이 있는 수많은 물리적 현상 중에서 코드의 적용한계가 명확히 밝혀져야 할 것은 물론이고 한계범위 내에서도 적절한 물리적 현상을 표본으로 추출하여 그 신뢰성을 입증할 수 있어야 한다. 결국 전산코드의 신뢰도는 이러한 물리적 현상의 표본을 선택하는 방법, 물리적 현상의 측정, 그리고 이러한 현상들의 현실적인 모의가 어울어져 정의된다고 봐야 한다. 따라서 계통 분석의 신뢰성 확보와 관련된 정당성 확보를 위해서는 검증작업의 중요성

이 강조 되어진다.

CATHARE 전산코드는 앞에서 살펴보았듯이 일관성 있게 계획적으로 개발 초기단계에서 신뢰성 확보에 주력한 코드이므로 이를 계통 분석의 기본 도구로 활용할 목적으로 사용될 수 있다. 물론 방대한 타기관에서 개발된 전산코드를 1~2년의 사용 및 분석을 통하여 모두를 이해하기는 불가능하지만, 이 코드의 적용 범위가 계통분석에서 미처 경험하지 못한 경우를 확인할 수 있는 기회도 제공할 수 있으며, 사용과정에서도 코드의 구조나 의문점 발생시 개발자와의 상호 신뢰적인 입장에서 유리하다고 판단되므로 지속적인 CATHARE 사용이 불가피하며, 또한 실험 결과와의 비교·분석시에도 단순히 상대방의 사용코드 결과에만 의존하여 결론을 도출할 경우 물리적 현상에 대한 수치적인 정당성 여부 및 개선방향의 결정에는 의문이 제기될 수 있다. 이런 관점에서 주어진 물리적 현상을 CATHARE와 다른 코드를 동시에 사용함으로써 보다 효과적인 계통분석의 신뢰성을 증대시킬 수 있다. 한 코드의 계산결과만을 검토할 경우 문제점의 원인이 입력때문인지 혹은 수치적 물리적 모델과 관련한 것인지 판단하기가 어려운 경우를 경험상 여러 번 부딪혔기 때문이다. CATHARE 전산코드는 분리효과 실험에 대하여 정선(Qualificaion)되어 총체적 실험장치에 의해 검증되었고, 이 과정에서 물리적 모델들의 타당성 및 일관성이 점검되었으며, 안전성 연구를 수행하기 위한 CATHARE의 성능이 평가되었다. 이러한 철저한 방법론에 의해 검증된 CATHARE 전산코드는 불란서 원자력 산업에 충분한 신뢰성을 줄 수 있었고, 원전의 안전성 연구나 개발업무의 열수력 기본 도구로 자리를 잡았다. 현재 CATHARE 전산코드는 JAERI(일본), NNSA(중국), JRC ISPRA에 위치한 유럽공동체(이태리), PISA 대학(이태리), KAERI(필란드), KEPCO, LTKK(필란드), INER(대만)등지에서 사용되고 있다.

그러므로 계통분석 결과의 상대적 검증과 평가의 정당성 확보를 위하여 CATHARE 전산코드의 사용법과 범위 그리고 기술적인 구조의 이해는 계통분



석 결과의 평가에 대한 상대적인 정당성 및 신뢰성을 확보할 수 있다는 점에서 그 활용이 기대된다.

#### 다. CATHARE 전산코드와 RELAP5 전산코드의 비교검토

RELAP 5 [2] 가 미국을 대표하는 계통 열수력 계통분석 코드 중의 하나인 반면에 CATHARE는 유럽을 대표하는 전산코드 중의 하나이다. 두 코드 모두 상간의 비평행을 고려한 6개의 보존 방정식을 이용한 1차원적 최적계산 열수력 전산코드라는 점과 궁극적으로는 계통과 모든 열수력 관련 현상을 모의할 수 있도록 신뢰성 확보를 위해 현재까지도 노력하고 있다는 점에서는 공통점을 가지고 있으나, 개발배경에서는 조금씩 상이점을 가지고 있다. 이러한 배경의 상이점 외에도 문제의 접근방법, 물리적 모델, 코드의 구조 그리고 개발자와 사용자간의 호환성에서 약간의 차이를 보여준다.

RELAP5는 미국을 지배하고 있는 실용주의적 관점과 최초의 코드개발에 있어 선구자적 입장이었기 때문에 간편한 모델에서 출발하여 보다 정교한 모델로 개발연구를 진행하였으며, 개발과 검증은 수직적으로 이루어졌다고 볼 수 있다. RELAP5 내에 사용된 물리적 상관관계식을 보더라도 개발 단계에서 여러가지 실험결과를 수집하여 검증작업이 동시에 이루어졌다기 보다는 대부분 기존에 존재하는 식들을 사용한 다음 원전 계통내에서 일어나는 물리적 현상의 Parameter적 공간에서 현상을 대표할 수 있는 표본추출을 전제로 검증을 수행하면서 그 정당성을 확보해 왔다. 반면에 CATHARE[3,4]는 W/H로 부터 원전설계 기술의 자립화를 이룩하면서 곧바로 정교한 모델인 6-Equation 모델로 계통분석 코드를 개발하기 시작하였으며, 산재된 물리적 현상들을 일관성있게 검토하고 확인하면서 전체 계통내의 물리적 현상을 실험을 통해 분석하고, 이를 다시 분리실험에 의하여 확인하는 과정과 코드개발을 병행하여 진행하였다. 실

험결과 모의 계산에 대한 체계적인 검증작업과 적격성 판단을 내린 후, 재실험 혹은 모델의 개선을 통해 일관성을 유지해 왔다. 이외에 접근방법에서 기본적으로 기존의 모델에 대해서도 반듯이 실험을 통해 자체내에서 확인이 된 후 사용하는 섬세함도 보인다. 이는 코드개발 자체에 4~5년 정도가 소요된 반면 코드의 개선 및 검증이 현재까지 개발단계에서와 거의 같은 인력을 투입하여 수행되고 있다는 현실을 볼 때 검증의 중요성을 엿볼 수 있다. 현재는 보다 광범위한 신뢰성 확보를 위하여 국제 CATHARE 사용자 클럽을 만들어 검증작업과 코드 개선에 노력을 하고 있다. 대체적으로 RELAP는 이론의 비중이 큰 반면 CATHARE는 상대적으로 실험결과의 적용이 많은 편이다.

기본적인 물리적 모델 및 계산방법에서 두 코드 모두 지배방정식의 해를 구하기 위해 Staggered Mesh 및 Donor Cell differencing 방법을 사용하고 유한차분법을 사용하고 있다는 공통점이 있으나 RELAP5가 Semi-Implicit Numerical Scheme을 사용하는 반면 CATHARE는 Fully Implicit Numerical Scheme을 사용하는 차이점도 있다. 같은 조건에서 해의 정확성은 Semi-Implicit Method가 조금 더 정확한 것으로 알려져 있으나, 항상 time step이 Courant Limit에 의해 제한을 받으므로 유체의 속도가 큰 경우 공간적 Mesh의 크기를 작게 했을 때는 아주 작은 time step을 사용하므로써 현실적으로는 모의가 불가능한 경우가 있다. 이러한 문제점은 큰 유체속도가 예상되는 break flow의 계산에서 대표적으로 나타난다. 그리고 지배방정식의 해를 구하는 방법에 있어서 RELAP5의 경우 질량, 에너지 보존방정식에서 압력과 조절체적 양단의 속도의 관계를 구한 후 운동량방정식에서 구한 양단속도를 대입하여 각 조절체적의 압력식을 diagonally dominant sparse matrix로 나타내어 계산한다. 반면에 CATHARE의 경우는 각 부품(element)의 양단조건을 경계로 내부 Mesh의 모든 변수를 양단의 경계조건으로 표시하여 계산을 수행한다. 정확한 상간의 열적, 기계적 비평형을 고려하기 위해서는 아주 작은 크기의

Mesh(즉 - mm크기)가 요구되지만 Semi-Implicit의 경우는 불가능한 현실이다. 따라서 유체분출점(nozzle)인 break point의 지형이 임계유동에 상당한 영향을 미치므로 이의 정확한 모의 대신 적절한 근사적 접근이 불가피하게 된다. RELAP5의 경우는 특성분석(Characteristic Analysis)에 의한 임계유동 한계를 정하여 상간의 열적 비평형이 고려되고 유동형태에 근거한 Virtual Mass Coefficient(C)를 사용하여 임계유동량을 계산하는 반면 CATHARE의 경우는 충분히 작은 Mesh 크기를 사용하여 지형적 변화를 고려해 일반적인 지배방정식의 해를 구하여 임계유동을 계산한다. 따라서 현상의 접근에 있어 보다 현실적이라 판단된다.

물리적 모델의 표현에 있어 가장 중요한 유동형태(Flow Regime)의 결정에 있어서는 비슷하게 기존의 것들을 공동으로 사용하지만 수평유로에서의 상분리에 관련된 모델과 TEE 접합점에서의 상분리 효과에 대해서는 CATHARE 팀에서 보다 많은 연구가 진행된 것으로 간주된다. 특히 이 모델은 LOCA시에 야기되는 Reflux Condensation, Break Flow, Loop Seal Clearing 등의 계산에 중요한 영향을 미치고 있다. CATHARE가 유한차분의 공간적 Mesh에는 상당히 정교한 표현을 하고 있으나 유동면적의 변화와 관련된 압력 변화는 최근에 코드에 적용된 점도 있다. 특별한 지형이나 상황의 모델은 주로 이론적인 관점에서 RELAP5가 보다 상세하게 기술되어 있는데 예를 들면 Mixing, Water Packing Mitigation Scheme, Cross Branch,... 등이 내장되어 있으며, 각 부품의 특성에 맞는 모델도 CATHARE 보다 풍부하게 확보하고 있다. 예를 들면 밸브, 터빈, 습분분리기 등의 모델이 그것들이다.

코드의 구조적인 면에서 차이를 살펴볼 때 RELAP5는 숫자에 의해 입력이 거의 구별되고 있으나, 이는 전산기의 기억용량이 제한을 받았던 시대에 bit operation에 의해 기억용량을 상당히 줄일 수 있었다. 그러나 현재와 같이 용량의 제한이 문제가 되지 않는 경우에는 사용자의 입력작성에 혼돈을 줄 가능성

이 크므로 CATHARE와 같이 최근에 개발된 코드들은 입력의 효율을 증대시키기 위하여 숫자 대신 주로 문자를 사용하므로써 사용자의 혼돈을 줄이고 CATHARE의 경우 열전도체(Heat Structure)도 열수력 부품과 같이 입력하여 간편하지만 열전도체의 벽면에서 경계 조건이 RELAP5 처럼 일반적으로 사용자가 선택할 수 없는 단점을 가지고 있다. RELAP5가 오랫동안 문제점으로 지적되어 왔으나 최근 2~3년 전에 나름대로 내장한 정상상태의 열수력 조건 즉 과도기 계산을 위한 초기조건의 결정에서 CATHARE는 사용자가 지정한 경계 조건으로 비교적 쉽게 초기조건을 계산할 수 있는 것도 하나의 장점이 될 수 있다. 그러나 입력의 확인과정 처리는 RELAP5가 보다 편리한 것으로 생각된다.

두 코드의 큰 차이중에 하나는 제어시스템의 모델에서 발견된다. RELAP5의 경우는 입력에서 사용자의 선택에 의하여 제어시스템의 입력과정이 결정되어 사용자가 프로그램의 일부를 사용중 대처할 수 없는 반면에 CATHARE의 경우 임의로 사용자가 필요한 물리량을 정의하고 그 제어논리를 프로그램하여 계산을 수행할 수 있으므로 상대적으로 융통성을 발휘할 수 있다는 장점이 있다.

결론적으로 RELAP5 와 CATHARE는 같은 지배방정식을 풀고 있으며 접근 방법상의 차이는 있으며, 하나가 다른 하나를 압도하는 점은 없는 것 같다. CATHARE의 경우 Fully Implicit Scheme을 쓰고 있으므로 time step의 제약조건이 적고, 상당히 느린 과도기의 계산에는 보다 융통성을 발휘할 수 있으나 급한 과도기의 경우 정확성에서 Semi-Implicit Scheme 보다 떨어지며 아주 작은 공간적인 Mesh의 모델이 가능하다지만 time step과 반복횟수가 많으므로 절대적인 비교가 힘들다. 개발자의 입장에서 Fully Implicit Scheme은 비선형 미분방정식을 선형화하는 과정에서 미분값들을 포함하는 소위 Jacobian Matrix를 형성하는데 상당한 어려움이 포함되어 있고, 반복(Iteration) 횟수가 많으므로 수렴 조건들의 결정에 보다 많은 노력이 투입되어야 한다.

## 라. CATHARE 전산코드의 자연순환에 대한 모의능력 검토

### (1) BETHSY 실험장치 개요

#### (가) 실험의 목적 및 범위

BETHSY 실험장치는 CEA, EDF 및 FRAMATOME사의 공동지원으로 3-Loop 가압경수형 원자로의 과도현상을 연구하기 위한 총체적 실험장치이다. [4] BETHSY 실험장치 및 실험결과는 개발하는 전산코드의 검증 뿐 아니라 사고시에 발생할 수 있는 계통의 거동에 대한 물리적 현상을 이해하는데 도움이 된다. 또한 기존의 전산코드로 모의 계산한 결과를 분석함으로써 전산코드의 물리적 모델링에 대한 타당성을 검토할 수도 있으며 실험장치 및 그 운용방법을 습득함으로써 장래의 자체실험 설계 및 수행에 대비한 개념착상의 참고로 사용할 수 있다. 이 실험장치의 주 목적은 CATHARE 전산코드의 평가 및 3-Loop PWR 비상운전 절차서(EOP)의 가정들에 대한 물리적 타당성을 검토하는데 있다. [5]

BETHSY 실험장치는 원자로 냉각재계통(RCS)의 비대칭적인 냉각을 고려하기 위하여 실제 원전의 Loop과 같은 3-Loop을 모의 실험할 수 있는데 BETHSY 실험장치의 개략적인 일차계통 회로, 각 부분 높이, 증기 발생기 개략도 및 자료처리 계통도는 그림 4.16~4.19에 나타나 있다. BETHSY는 원전의 실제 압력을 모의할 수 있는 실험장치로 일차계통의 최고 작동압력은 17.2 MPa이고, 이차측은 8 MPa까지 유지할 수 있으며, 노심출력은 잔열 수준(Decay Heat Level)으로 제한되어 운전된다. 이것은 BETHSY의 주 목적과도 일치하는 것으로써 운전자가 사고진행에 대한 대응을 할 수 없는 사고를 가정하므로 이상유동이 포함되거나 정격출력에 관련된 모의는 요구되지 않는다. 따라서 ATWS(Anticipated Transient Without Scram)의 모

의에는 적절치 못하다. BETHSY의 냉각재 펌프는 실제 원전의 냉각재 펌프를 축소하여 정격 유량을 공급할 수 있도록 설계되었다. 이것은 운전자가 RCP의 정지를 필요로 하지 않거나, 사고진행동안 3개의 RCP가 완전히 정지하지 않는 경우도 모의할 수 있도록 하기 위한 것이다.

## (2) BETHSY 입수자료 분석

### (가) 단상 자연대류 실험[6]

#### 1) 실험개요

단상 자연대류(Single Phase Natural Circulation)실험은 BETHSY 실험장치에서 1988년도에 수행되었는데, 일차계통과 이차계통 사이에 파단이 발생하지 않고 냉각재 펌프(Reactor Coolant Pump)가 정지된 경우 비대칭적인 자연대류를 가지는 일차냉각계통의 현상들과 증기발생기에서 열전달 역류가 일어날 때 발생하는 물리적 현상들을 파악하는데 그 목적이 있다. 이 실험에서 노심의 출력(Core Power)은 정격출력의 3%인 883KW를 실험기간 동안 계속 유지한다. 단상 자연대류 실험은 표 4.2에 나타난 바와 같이 4종류로 나눈다. 2대 증기 발생기로 부터 냉각이 이루어지는 단상(Single Phase)인 경우, 2대의 증기 발생기로 부터 이루어지면서 이상(Two Phase)인 경우, 안전주입 공급으로 일차계통의 이상상태가 단상상태로 다시 변하는 경우 및 2대의 증기발생기 열전달이 차단되고 단지 1대에 의해서만 열전달이 일어날 경우로 나누어 수행되었으며, 각 단계마다 약 30분 정도의 안정화(Stabilization) 기간을 두었다.

#### 2) 실험의 초기조건

본 실험을 수행하기 위한 주요 변수들의 초기조건은 표 4.3 과 같다. 표 4.3에 나타낸 값들은 500초 이상을 측정하여 평균한 값이다. 가압기 수

위는 가압기의 밑면에서 부터의 높이를 나타내고, 증기발생기의 수위는 증기 발생기 튜브시트(Tube Sheet) 윗면에서 부터의 높이를 나타낸다. 증기발생기의 수위는 약 64%로써 Reference PWR 보다 높은 수위를 유지하고 있으나 이는 재순환율(Recirculation Rate)이 실제 원전보다 크기 때문이며, 증기발생 기간의 수위오차는 0.1m 이내로 조절되어 낮은 급수온도 (14℃)에도 불구하고 좋은 안정성(Stability)를 유지하고 있다. 그리고 BETHSY 실험에서는 열손실에 대한 에너지 균형을 유지하기 위하여 일차 측에 약 59 KW, 이차측에 약 41 KW로 총 100 KW의 Trace Heating을 공급하고 있는데, 총괄 열전달 계수(Overall Heat Transfer Coefficient)는 참고문헌[5]에 있다.

### 3) 실험결과

실험의 과도현상은 열적 안정화 기간(Thermal Stabilization Period)을 가진 4단계로 나누었다. 제 1단계는 증기발생기 1 (SG1)의 급수와 증기가 차단된 상태에서 1차 계통을 가압기 수위가 2.2m 될때까지 54 ℃/h의 비율로 냉각(Cooldown) 시켜서 35분간 안정화한 후, 같은 냉각비율로 증기발생기 2 (SG2)와 증기발생기 3 (SG3)의 압력이 20MPa이 될 때까지 수행한 후 25분간 안정화하고, 다시 Loop 2와 Loop 3에 100 ℃의 물을 가압기 수위가 3.7 m 될 때까지 공급하면서 수행한 후, 마지막으로 SG 2 급수와 증기를 차단하여 단지 SG 3에서만 에너지 전달이 일어나는 상태에서 SG 3의 압력이 0.7 MPa이 될 때까지 수행한 후 35분간 안정화 시킨 다음 단상 자연대류 시험을 종료한다.

#### 가) 제 1 단계 실험결과 (0초 ~ 3100초)

제 1단계의 실험은 초기 상태에서 얻은 조건으로 부터 출발한다. 고립된

SG1은 압력이 70 bar 이상이 되면 Safety Valve를 통하여 증기를 대기로 방출하므로써 70 bar를 유지하고 일차측 냉각(Cooldown)은 SG2와 SG3를 매분당 1.2 bar씩 감압시키므로써 이루어진다. 그리고 일차측의 냉각은 가압기 수위가 2.2m에 도달하면 정지한 후 약 35분간 안정화하여 제1단계 실험을 마친다.

- 총체적인 현상(Overall Behaviour)

약 1150초의 짧은 냉각기간에도 불구하고 54℃/h의 냉각 목표치를 전영역을 통하여 얻었으며, 가압기의 수위는 약 14 cm/min, RCS 압력은 1 bar/min씩 감소하였다. 또한 제1단계 실험에서는 약 43℃의 아냉각 여유도(Subcooling Margin)를 유지하고 있으며 가압기의 수위는 1.4 m, RCS 압력은 136 bar, 그리고 SG1의 압력은 69bar, SG2 및 SG3의 압력은 49bar를 유지한다.(그림4.20)

- Loops

Loop1 증기발생기의 입·출력 Plenum에서의 온도는 노심출구의 온도로 고정되면 압력도 다른 두 증기발생기와 비교시 일정한 값인 69bar로 안정하게 된다.(그림 4.20) SG1 Plenum의 입구와 출구의 온도 차이는 19℃에서 3℃로 감소하고 유량은 초기상태보다 약 55%가 감소하여 Downcomer에서의 유량은 초기 상태의 약 6%로써 매우 적은 편이다. 노심에서 발생하는 에너지는 883KW로 일정하고 SG1을 통하여 방출되는 에너지가 감소했기 때문에 SG2의 입구와 출구 온도차이는 19℃에서 26℃로 약 30%, SG3은 18℃에서 25℃로 약 38% 증가하였다. 이와 함께 Loop2 및 Loop3의 유량도 12% 정도 증가하였다.(그림 4.21)



- 증기발생기

SG1은 급수와 증기의 배출이 차단되었기 때문에 Riser의 바닥부분에서 온도가 포화온도에 도달하게 되고, Collapsed Level은 0초에서 900초까지는 3.2m/h의 비율로 급격히 감소하다가 그 이후는 0.7m/h로 서서히 감소한다. SG2와 SG3에 공급되는 급수온도는 항상 14℃로 일정한 온도를 유지하고, 급수유량은 수위가 13.3m를 유지하도록 조절되면서 공급된다. 약 900초 부근에서 급수유량이 증가했기 때문에 SG2 및 SG3의 Riser 입구온도가 15℃에서 10℃로 감소했다. SG2와 SG3의 압력은 69bar에서 49bar로 감소한다.

- 원자로 용기의 Upper Head 및 Upper Plenum

원자로 용기의 Upper Head와 Upper Plenum의 고온관 보다 위쪽 부분은 노심 출구온도에 영향을 받지 않는다. 이 부분은 제1단계 실험기간동안 11℃ 감소한다. 그리고 Upper Head Bypass 유량은 200cm<sup>3</sup>/sec에서 120cm<sup>3</sup>/sec로 감소하였으나, 안정화 기간동안 다시 150cm<sup>3</sup>/sec로 증가하였다. Upper Head로 냉각율은 약 14℃/h로 Loop의 냉각율 54℃/h와는 무관하다.

나) 제 2단계 실험결과 (3100 ~ 8100초)

제 2단계 실험은 SG2 및 SG3의 압력이 20bar가 될 때까지 일차측이 냉각된다. 이 실험에서 Cooldown 시키는 방법은 제 1단계에서와 같은 방법으로 하는데, 이차측의 압력감압 비율만 1.2bar/60sec에서 1.2bar/100sec로 감소한다. 2단계 실험에서는 약 25분간의 안정화가 수행되었다.

- 총체적인 현상

제 2단계 실험에서의 냉각율로 46.5℃/h이다. 일차측 압력은 136bar에서 69bar로 감소하고, 이차측 압력은 SG1의 경우 69bar를 유지하나 SG2와 SG3는 49bar에서 19bar로 감소한다.(그림 4.20)

- Loops

Loop1에서의 유량은 유량계 Micro-Turbine으로 측정할 수 없을 때까지 서서히 감소한다.(그림 4.21) 가압기가 비게 되면 RCS의 압력은 보다 더 빠른 속도로 감압이 진행된다.(제 1단계 실험에서는 약 1bar/min이었으나 여기서는 3bar/min로 증가하였다.) 또한 밀림관(Surge Line)이 비게 되는 것은 Loop1의 고온관에 이상유체(Two Phase)가 나타나는 원인이 되며, 약 3850초에서는 고온관에 약 1cm의 Collaped Level이 발생한다.(그림 4.22) Loop1이 더 이상 에너지 전달의 역할을 하지 못하기 때문에 Loop2와 Loop 3의 유량은 약 4~6% 증가하게 된다. SG2와 SG3를 통하여 흡수되는 에너지도 초기상태의 출력보다 약 1.51배 정도 증가하게 된다.

- 증기발생기

약 3700초 부근에 SG1은 약간의 열전달 역류가 발생하며 이때 자연대류에 의한 유량은  $1.3 \times 10^{-3} \text{ cm}^3/\text{sec}$ 로써 Micro-Turbine의 측정한계인 10cm/sec의 범위를 여전히 벗어난다. 그리고 SG1에서 열전달이 완전한 역류로 변화하는 것은 약 4100초 부터 이다. 이때 부터 SG1은 열원(Source)로써 작용하여, 이 실험동안 증기발생기 입구와 출구의 온도 차이는 3℃ 정도를 유지한다.(그림 4.23) SG1에서의 물리적 현상은 다음과 같이 요약할 수 있다. SG1에서는 열전달의 역류가 일어나며, 원자로의

Loop2 및 Loop3로 공급되는 온도와 비슷한 온도에서 Loop1은 자연대류를 계속한다.

SG1의 2차측의 열전달 영역에서 냉각수 온도 분포를 보면 1.93m에서 9.98m 사이에서는 열성층(Thermal Stratification) 현상이 일어난 흔적이 전혀 없으며, 열전달 영역의 아랫부분인 0.1m에서 1.37m 사이에서 약 5℃의 제한적인 열성층이 발생한다. SG1에서는 열전달 역류로 인하여 압력이 약 3bar 정도 감소하고, 증기발생기 전열관 꼭대기에 증기가 발생하는 약 5500초까지는 정방향의 자연대류가 진행된다. 또한 RCS에 증기가 발생한다는 것은 RCS의 압력이 이 기간동안 일정 압력을 유지하고 있음을 나타낸다(약 68bar). Loop1의 열전달은 전열관에 증기가 생기면서 서서히 진행되며 증기발생기의 이차측은 전 영역이 포화상태가 된다. SG2와 SG3에는 14℃의 급수가 공급되며 유량은 평균 200cm<sup>3</sup>/sec (0 ~ 400cm<sup>3</sup>/sec)이다.(그림 4.24) 이들 두 증기발생기 사이의 수위 차이는 0.75m이며, 각각의 수위는 13.4m에서 12.9m로 떨어진다.(그림 4.25)

- 원자로 용기의 Upper Head 및 Upper Plenum

Upper Plenum의 고온관 위쪽에서 부터 Head 아래까지의 냉각율(Cooldown Rate)은 36℃/h에서 15℃/h로 변화하며, Head에서의 냉각율은 일차측의 냉각목표인 54℃/h와는 무관한 15℃/h의 일정한 값을 유지한다. 압력손실에 의하여 측정된 Upper Head로의 우회유량(Bypass Flow)은 150cm<sup>3</sup>/sec(약 cm/sec)이다.

다) 제 3단계 실험결과 (8100초 ~ 11900초)

이 단계의 실험은 이상(Two Phase)에서 단상(Single Phase)로 변화하는 과정으로써 다음과 같은 단계로 구성된다.

- 저온관(Cold Leg)2와 3에 안전주입 계통을 작동시킨다.
- 가압기 수위가 2.1m에 도달하면 가압기 히터(15 KW)를 작동시킨다.  
(약 9400초)
- 가압기 수위가 3.7m에 도달하면 SI 작동을 중지한다.(약 9700초)
- 가압기가 포화상태가 되면 Heater의 작동을 중지한다.(약 11400초)
- SI 작동을 중지한 후 약 40분간 안정화 시킨다.

- 총체적인 현상

RCS 계통은 유량이나 증기발생기의 열전달 분포의 수정없이 이상에서 단상상태(액체)로 되돌아 온다.

- Loops

안전주입 작동 이전에는 Loop2 및 Loop3의 저온관에서 열성층은 약 2℃로 아주 작은 값이며, Loop1의 저온관은 유체가 정체된 상태이므로 상대적으로 더 높은 약 10℃의 성층현상이 나타난다. 그림 4.26의 안전주입 유량은 0.67kg/sec로써 Loop유량 3kg/sec와 비교하면 충분히 작은 값이고 안전주입 유체의 온도는 상당히 높은 100℃이기 때문에 Loop의 유량 및 물성치에 영향을 미치지 않는다. 그리고 안전주입이 끝나는 시점에서는 Loop1의 저온관 열성층은 약 18℃로 8℃가 증가하였으며, 냉각재 펌프를 지나서는 34℃로 증가하였다.

안전주입된 유량은 Loop1에도 공급되지만 Micro-Turbine으로 측정하기에는 너무 적다. 그러나 RCS의 총 질량은 차츰 증가하여 8570초에 밀림관(Surge Line)이 채워지고 8990초에는 증기발생기 전열관 및 가압기가 채워져서 가압기의 압력은 68 bar에서 95 bar로 증가하게 된다.(그림 4.20) 가압기의 수위는 4.1m가 된다.(그림 4.27)

- 증기발생기

안전주입의 공급은 8100초에서 8810초 사이에 SG1의 열전달을 역방향에서 정방향으로 바뀌게 한다. SG1의 밸브작동 압력은 70bar로써 69bar의 압력을 유지하고 SG2와 SG3의 압력은 17bar를 유지한다. SG2와 SG3의 수위는 12.75 m 에서 시험종료시 13.25m로 상승한다.(그림 4.25)

- 질량보존

평균 안전주입 유량은 69.2g/sec와 65.3g/sec로써 공급된 총 안전주입 질량은 210kg이며, 이값은 직접 측정된 RCS계통의 총 질량변화 208kg과도 일치하는 값이다. 208kg의 질량이 RCS 계통에 분포된 상황은 표 4.4에 있다.

라) 제 4단계 실험결과 (11900초 ~ 1570초)

이 실험은 SG2에 공급되는 급수와 증기의 방출을 차단한 상태로 SG3만이 작동한다.(그림 4.24) 즉 SG1의 대기방출 압력은 70bar, SG2는 20bar이고 SG3의 감압율은 1.2bar/150sec로 냉각을 목표치는 54℃/h이다. 제 4단계의 실험은 SG3 압력이 7.5bar에 도달하면 냉각을 중지하고 약 35분의 안정화 기간을 거친 후 단상 자연대류 전 실험을 종료한다.

- 총체적인 현상

이 실험에서는 가압기의 수위가 7cm/min의 비율로 감소하고(그림 4.27) RCS 압력은 0.3bar/min으로 감소하지만, RCS의 아냉각여유(Subcooling Margin)는 60℃를 유지한다. RCS의 압력은 92bar에서 86bar로 감소하고 SG1은 68bar SG2는 19bar의 압력을 유지한다.

- Loops

Loop1의 열수력학적 물성치는 나머지 두 Loop과 다소 다르다. 제 3단계 실험의 결과로 인하여 Loop1의 고온관에는 Loop2, Loop3 보다 8℃ 더 차가운 냉각수가 존재한다. 포화상태의 가압기내 유체가 밀림관으로 보내지면 이 유체는 원자로 용기로 들어가서 Loop1의 고온관 입구 온도를 약 20℃ 상승시키고(12700초 부근), 30℃의 열성층이 발생한다. 그러나 가압기의 Drain이 Loop1의 증기발생기 쪽에는 영향을 미치지 못한다.

노심의 출구 온도는 고온관들의 입구 온도에 도달하게 되며, 노심출구온도 강하가 고온관1의 온도가 떨어지는 원인이 된다. 이를 통하여 Loop1에 Convection 유동이 존재하고 또한 노심쪽 온도가 높고 전열관쪽의 유체 온도가 낮기 때문에 역류 열전달이 일어나고 있음을 알 수 있다.(그림 4.18, 4.23)

SG1의 Hot Plena와 Cold Plena 사이의 온도차이는 3℃를 유지한다. (그림 4.23) Loop1의 고온관에서 열성층은 44℃ 에서 18℃로 줄어들고 아냉각 여유도는 약 50℃ 정도이다. SG2의 Plena의 온도는 노심출구 온도로 접근하고 2차측의 압력은 안정하게 된다. SG2의 Plena 입·출구 온도차이는 28.6℃에서 6℃로 감소하게 되고 유량은 제 3단계 실험에서의 유량보다 42%가 감소한 약 1.35kg/sec가 되어 Loop2로 전달되는 에너지도 그 만큼 감소하게 된다. Loop2의 유량이 감소했기 때문에 Loop3의 유량은 22% 증가하였고, SG3의 입·출구 온도차이는 28.6℃에서 46.6℃로 증가하였다. 따라서 SG3를 통한 에너지 방출은 2.9배 정도 늘어났다.

- 증기발생기

SG1은 69bar의 포화상태를 유지하고 있으며 SG2는 Riser의 바닥부분에서 포화상태가 발생한다. SG2의 수위는 13050초까지 8.3m/h로 감소한다.

SG3의 급수온도는 14℃를 유지하고 SG2의 차단으로 인하여 SG3의 최대급수유량은 380cm<sup>3</sup>/sec까지 증가하며 평균급수유량은 280cm<sup>3</sup>/sec이고 수위는 13m이다.

- 원자로 용기의 Upper Head 및 Upper Plenum

제1, 2단계 실험에서 설명한 바와 같이 이 부분의 온도변화는 RCS 냉각재와는 관계가 없다. Upper Head 냉각은 1, 2 단계의 실험보다는 빨리 진행되는 18℃/h이며 우회회로 유량은 215cm<sup>3</sup>/sec이다. 끝으로 단상 자연대류 실험의 1단계 부터 4단계의 각 Loop당 유량과 방출에너지를 요약하면 표 4.5와 같다.

### (3) CATHARE 전산코드의 자연순환 예측능력 검토

#### (가) 모의계산의 목적

BETHSY 실험의 모의계산 목적은 전산코드의 사고에 대한 예측능력을 검증하고 장래에 필요한 설계용 전산코드의 보수성과 안전 여유도를 명확하게 파악하기 위한 자료를 확보하는 것이다. 또한 코드개발의 경험이 없는 국내의 실정에서는 다른 전산코드의 계산 결과와 비교·분석함으로써 간접 검증용으로 활용할 수 있다.

BETHSY의 자연대류 실험에 대한 모의는 CATHARE 전산코드의 자연대류에 대한 예측능력을 검증할 뿐 아니라 Pump가 작동하지 않을 경우에 대비한 EOP의 현실성 검토에 기본 자료를 제공한다. 그리고 이 실험은 아직도 CENG측에서 검증되지 않았기 때문에 CATHARE 전산코드 자체의 평가에도 그 중요성이 있다.

#### (나) 단상 자연대류 모의

BETHSY 실험에서 비대칭 자연대류 실험을 모의하기 위해서는 실험수행 기간 동안 각 Loop가 대칭이 아니므로 3개의 Loop 모두를 모의하였으며, 증기발생기의 증기관 고립을 위하여 첫번째 증기관과 두번째 증기관에 Valve를 장착하고 증기발생기 1과 증기발생기 2에 Safty Valve를 장착한다.

Nodalization은 1차계통을 364개 2차계통은 137개로 나누어 총 501개의 Node로 나누었는데 여기에는 Volum 13개와 Tee module이 6개 포함되어 있다. 경계조건으로 2차 계통으로 압력(Steam Head)을 시간의 함수로 변화시키고 증기발생기 1의 고립을 위하여 증기관 1에 장착된 Valve의 K값을  $10^{50}$  Order로 증가시킨다. 그림 4.28과 4.29는 일차측과 이차측 모의를 위한 CATHARE코드의 Nodalization을 나타낸다.

초기조건은 정상 출력의 30%의 883KW의 노심출력에서 일차계통 pump가 정지된 상태이며 증기발생기의 수위는 약 64%를 유지하고 가압기 수위는 약 40%를 유지한다. 이와 같은 상태를 찾기 위하여 실험에서는 약 10300초 정도 소요되었으며 Solbourne workstation에서는 약 7200초의 CPU Time이 소요되었다. 표 4.6은 정상상태 값을 실험치와 비교한 것이다. 표 4.6에서 보는 바와 같이 정상상태인 경우 유속, 유량 및 압력의 계산 값은 실험치와 비교시 만족할 만한 값이었으나 일차계통 냉각재 온도는 실험치보다 3~1℃ 정도 Over Estimate 되었다. 또한 이차계통의 증기유량은 실험치의 범위가 너무 커서 실험치와 비교가 어려우며 증기발생기의 총 유체 질량은 SG2와 SG3가 실험치보다 약 5% Under Estimate 되었다.

#### (다) 실험과 비교분석 결과

앞에서 설명한 모의 방법에 의하여 수행한 단상 자연대류의 모의 결과는



다음과 같다. 그림 4.30은 실험수행 동안 노심의 Heat Rod에서 발생된 열 출력을 나타내는데 시간의 흐름에 관계없이 항상 일정한 량의 열을 생산하고 있음을 볼 수 있다.

그림 4.31과 4.32는 가압기 압력과 증기발생기 압력을 나타낸다. 그림 4.33은 노심의 출구 온도이고 그림 4.34은 노심의 출구와 입구에서 냉각재 온도 차이를 나타낸다. PHASE-I의 경우 실험시 목표로 했던 54℃/hour의 냉각율을 보이고 있으며 PHASE-II의 경우 실험값은 약 46.5℃/hour의 냉각율로 보이고 있으나 계산값은 60℃/hour의 냉각율을 나타내고 있는데 그 이유는 실험의 경우 4300초에서 5000초까지 증기발생기 2와 증기발생기 3의 압력이 일정한 압력을 유지하기 때문에 이차측의 압력이 설정 압력에 도달하는 시간이 700초 정도 더 소요되었다. 이로 인하여 실험값의 냉각율보다 계산값의 냉각율로 더 크게 나타났다. 4700초 부근에서 노심의 온도차가 급격히 상승한 이유는 Loop1에 역류가 일어나 Loop1의 유동방향이 순간적으로 바뀌고 증기발생기 2와 증기발생기 3에서 실험값보다 훨씬 많은 양의 증기가 빠져나므로 실험보다 과냉되었기 때문에 노심의 온도차이가 순간적으로 상승하였으며 전반적인 노심온도 차이 경향은 실험값보다 2~5℃ 정도 높게 나타났다.

그림 4.35는 가압기의 수위를 가압기 밑면에서 부터 측정한 높이를 나타내고 그림 4.36은 가압기의 증기부분 온도를 나타낸다. 가압기 수위는 PHASE-II에서 계속 감소하여 약 3800초 정도가 되면 완전히 비게 되는 것을 볼 수 있다. 가압기의 증기부분 온도는 실험값의 경우 외부와 열전달로 인하여 포화온도로 서서히 감소하는데 계산치의 경우 외부와 열전달을 고려하지 않고 단열되었다고 가정하였기 때문에 경계조건에 의하여 Cooldown이 끝날때의 온도를 일정하게 유지하는 경향을 보인다. 그림 4.37은 저온관의 온도변화를 나타내고 그림 4.38은 고온관의 밀림관 다음 위치에서의 실험값

과 계산값의 온도변화이고 그림 4.39는 고온관의 노심쪽, 밀림관 다음 부분 및 증기발생기 입구 Plenum의 위치에서 계산한 온도변화를 나타내며 그림 4.40은 고온관과 저온관의 온도차이를 나타낸다. 그림 4.37의 저온관 온도변화를 보면 Loop2의 온도는 2차측 압력 변화에 따른 증기방출에 의해 서서히 냉각되고 있으며 실험값의 경우 Loop1도 Loop2의 저온관 온도에 서서히 접근하는데 비하여 계산의 경우 약 4700초 부근에 유체가 역 방향의 흐름으로 인하여 Loop1의 저온관 온도는 Loop2의 저온관 온도에 순간적으로 접근하게 되는데 실제로 Downcomer 입구에서 Loop1과 Loop2의 냉각재가 함께 섞이기 위하여 시간이 필요하기 때문에 Loop간의 온도차이는 계산과 같이 갑자기 온도차이가 감소하지 않고 어느 정도 시간을 가지고 서서히 감소한다. 고온관 온도는 실험의 경우 저온관과 마찬가지로 거의 같은 비율로 감소하는데 비하여 계산의 경우는 Loop2는 안정화된 최종온도가 실험치와 거의 같지만 SG가 고립된 Loop1의 경우는 실험치와 상이한 경향을 나타낸다. 계산의 경우 약 4700초 부근에 Loop1의 온도가 상승하는 것은 Loop1의 역류에 기인하는 것으로 생각되며 급격히 상승하였다가 다시 안떨어지는 이유는 고온관의 속도가 적은값 ( $10^{-2}$  Order) 이지만 값을 유지하고 있기 때문에 높은 온도를 유지하는 것으로 생각된다.

그림 4.41은 Downcomer에서 체적유량을 나타내고 그림 4.42는 고온관에서 액체속도, 그림 4.43은 저온관에서 계산한 유체의 질량유량을 나타낸다. Downcomer와 고온관의 유체속도는 실험값과 일치하고 있으며 약 5000초후 Loop1에서의 유체속도 및 유량은 Loop2의 유속 및 유량에 비하여 무시할 수 있을 정도로 작은 값으로써 Loop1을 통한 에너지의 방출은 거의 없는 것을 알 수 있다. Downcomer의 유량은 Phase-I 과 Phase-II에서 조금씩 감소하지만 Loop1에서의 유량이 거의 없기 때문에 Loop2의 유량은 증가하여 초기상태에서 보다 Phase-I은 15% Phase-II은 8%

정도 더 많은 유량이 흐르게 된다. 그림 4.44는 밀림관 앞쪽 고온관 1의 높이방향 압력차이를 나타내며 그림 4.45와 그림 4.46은 각각 밀림관 앞부분과 뒷부분에서 계산한 기포율(Void Fraction)을 나타낸다. 실험의 경우 기포율을 직접 측정하지 못했기 때문에 고온관의 윗면과 밑면사이의 압력차이에 의하여 기포의 발생 여부를 추측할 수 있으며 계산의 경우도 비슷한 시간에서 기포가 발생함을 볼 수 있다.

그림 4.47은 증기발생기 전열관의 입구·출구 온도 차이로써 Loop1의 전열관에서는 4100초 부근부터 열전달 역류 현상이 일어남을 볼 수 있는데 실험값보다 계산값의 온도 차이가 더 적게 나타난 것은 4700초 이후 저온관 1의 온도가 상승했기 때문에 온도 차이가 더 적게 나타났다.

그림 4.48은 자연대류 실험에 사용된 경계조건으로써 실험 수행동안 일정한 증기발생기 수위를 유지하기 위하여 급수량을 조절하는데 계산의 경우 실험과 같이 민감하게 변화시킬 수 없기 때문에 급수량은 시간의 1차 함수라고 가정하여 계산하였다. 그림 4.49는 증기발생기 수위 변화를 나타내고 그림 4.50은 증기발생기에서 방출되는 증기량이다. 그림 4.49에서 Loop1의 증기발생기 수위가 약 12m로 일정한 것은 모델링시 Steam Dome의 높이를 12m에서 15m 까지로 했기 때문에 수위가 Steam Dome의 최저 값인 12m로 나타났으며 실제로는 시간이 경과함에 따라 서서히 감소하여 Steam Dome에서 Riser쪽으로 내려간다. 그림 4.50에서 보듯이 증기방출량을 실험값과 많은 차이를 나타내는데 여기에 대한 민감도 분석은 다음 절에서 설명한다.

그림 4.51은 Two-Phase가 발생하는 Phase-II 실험기간 동안 증기발생기 전열관의 수위 변화를 나타내는데 4700초 부근부터 전열관에 기포가 발생하여 수위가 서서히 감소하는 현상을 볼 수 있다. 끝으로 본 계산을 수행하기 위하여 사용한 전산기의 성능과 관련된 계산시간을 요약하면 표 7과 같다.

## (라) 민감도 분석

실험값과 일치하지 않는 증기유량과 증기유량의 실험값 보다 과다 방출로 인한 일차계통의 과냉현상을 해석하기 위하여 민감도 분석을 실시하였다. 표준의 경우는 급수온도를 14℃로 일정하게 하고 급수유량은 그림 4.48과 같이 시간의 함수로 하여 선형적으로 변화하는 경우이며 Case 1은 각 Loop의 증기관의 K값을 0에서 20으로 증가시켜서 K값의 변화가 증기량에 미치는 영향을 고려했으며 Case 2는 주급수량을 시간의 함수로 공급하지 않고 정상상태에 얻은 값(약 0.11 kg/sec)으로 일정하게 공급하는 경우이고 Case 3은 주급수 온도를 14℃에서 실험값의 최소치인 13.7℃로 내렸을 경우이다.

그림 4.52은 저온관1과 저온관2의 각각의 경우에 온도변화를 나타내고 그림 4.53은 고온관의 노심과 밀림관 사이에서의 유체속도이며, 그림 4.54는 증기발생기 1과 증기발생기 2의 증기유량 변화이다. 그림 4.54에서 보는 바와 같이 증기관의 K값, 주급수 유량 및 온도의 변화가 1차냉각계통에는 거의 영향을 미치지 않으며 2차계통의 증기유량에는 약간씩 차이가 있으나 그 양은 별로 크지 않다. Case2의 경우 800초에서 1300초 부근에서 다른 경우보다 증기유량이 많은 이유는 Case2는 항상 약 0.11kg/sec의 주급수가 공급되는데 비하여 다른 경우는 위의 시간대에 최고 0.35kg/sec인 많은 양의 차가운 주급수가 공급되기 때문이다. 다시 말하면 Case2는 800초에서 1300초 까지 다른 경우보다 차가운 주급수가 적게 공급되므로써 증기량이 더 증가하였다.

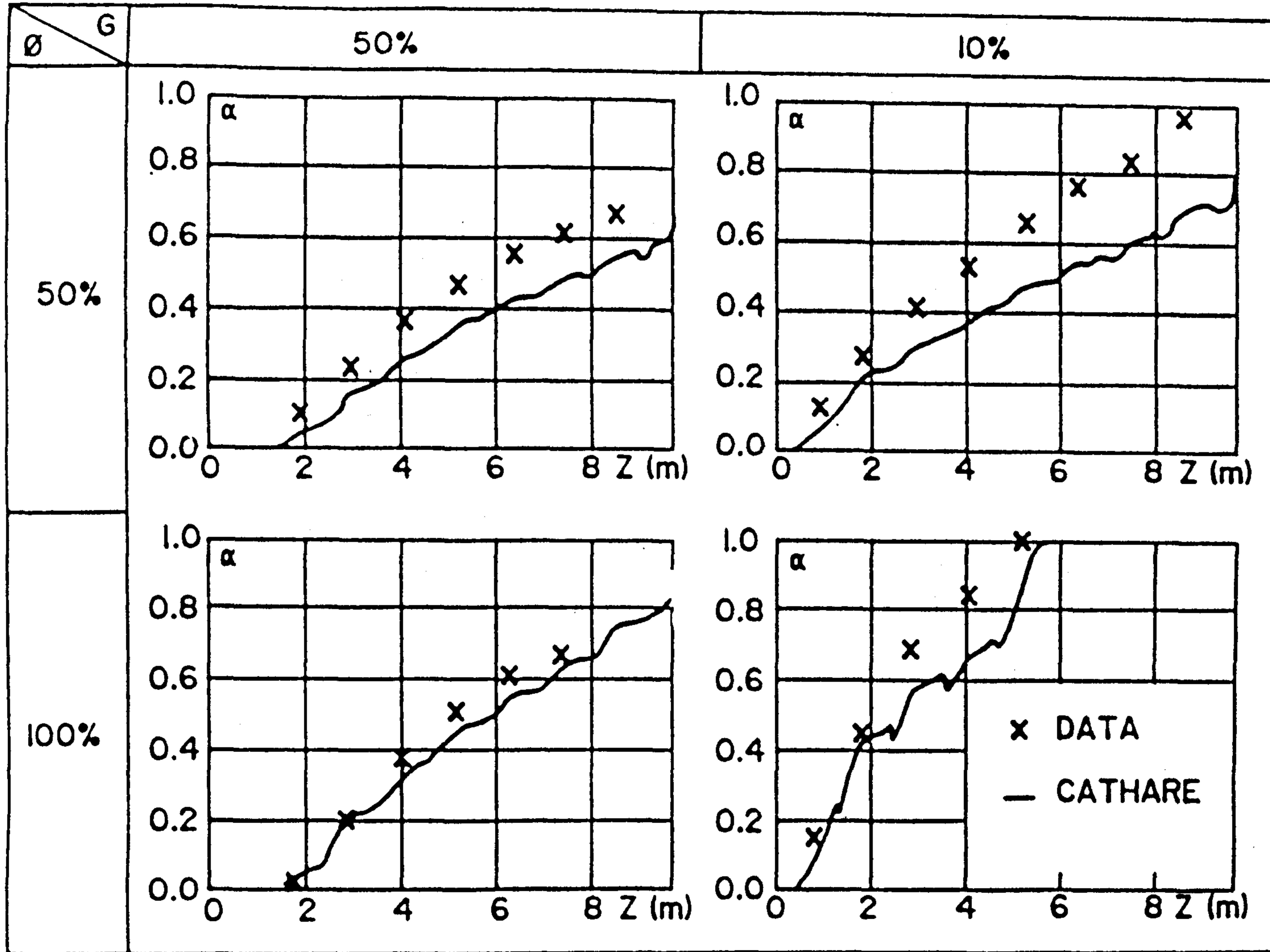


그림 4.15. PATRICIA 7 MPa 실험

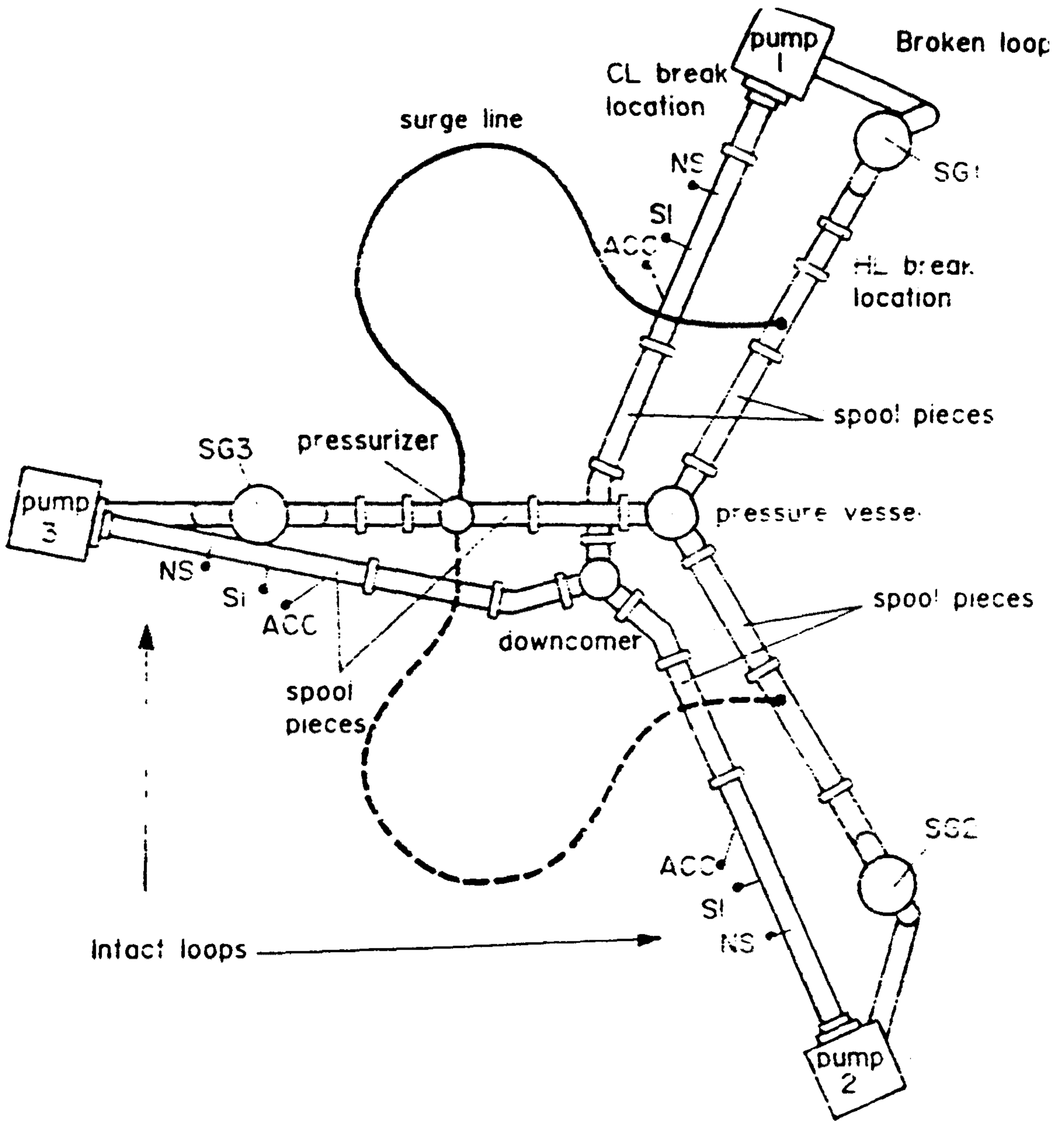


그림 4.16. BETHSY 실험장치의 개략적인 일차계통 단면도

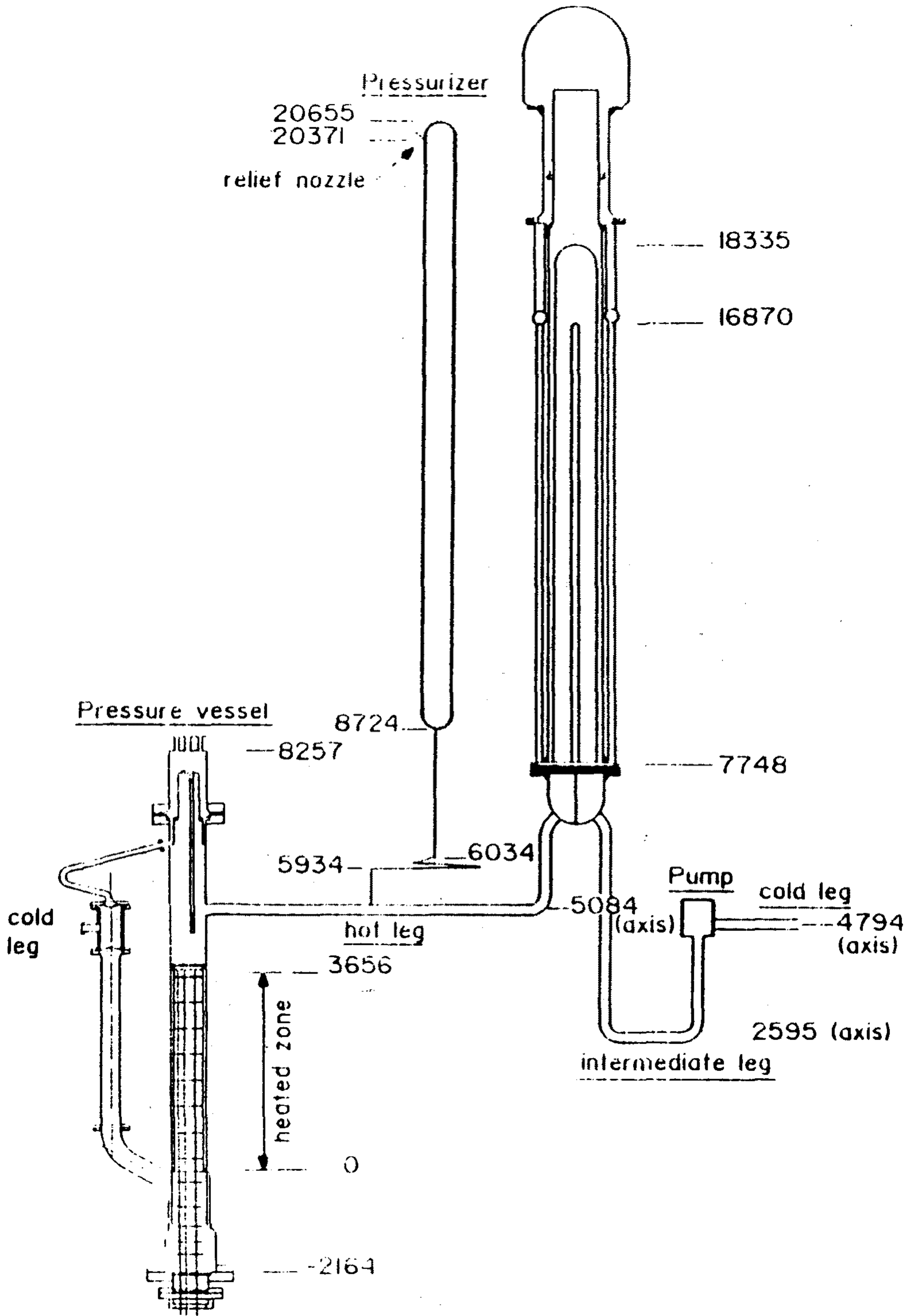


그림 4.17. BETHSY 실험장치의 일차냉각계통의 각 부분 높이

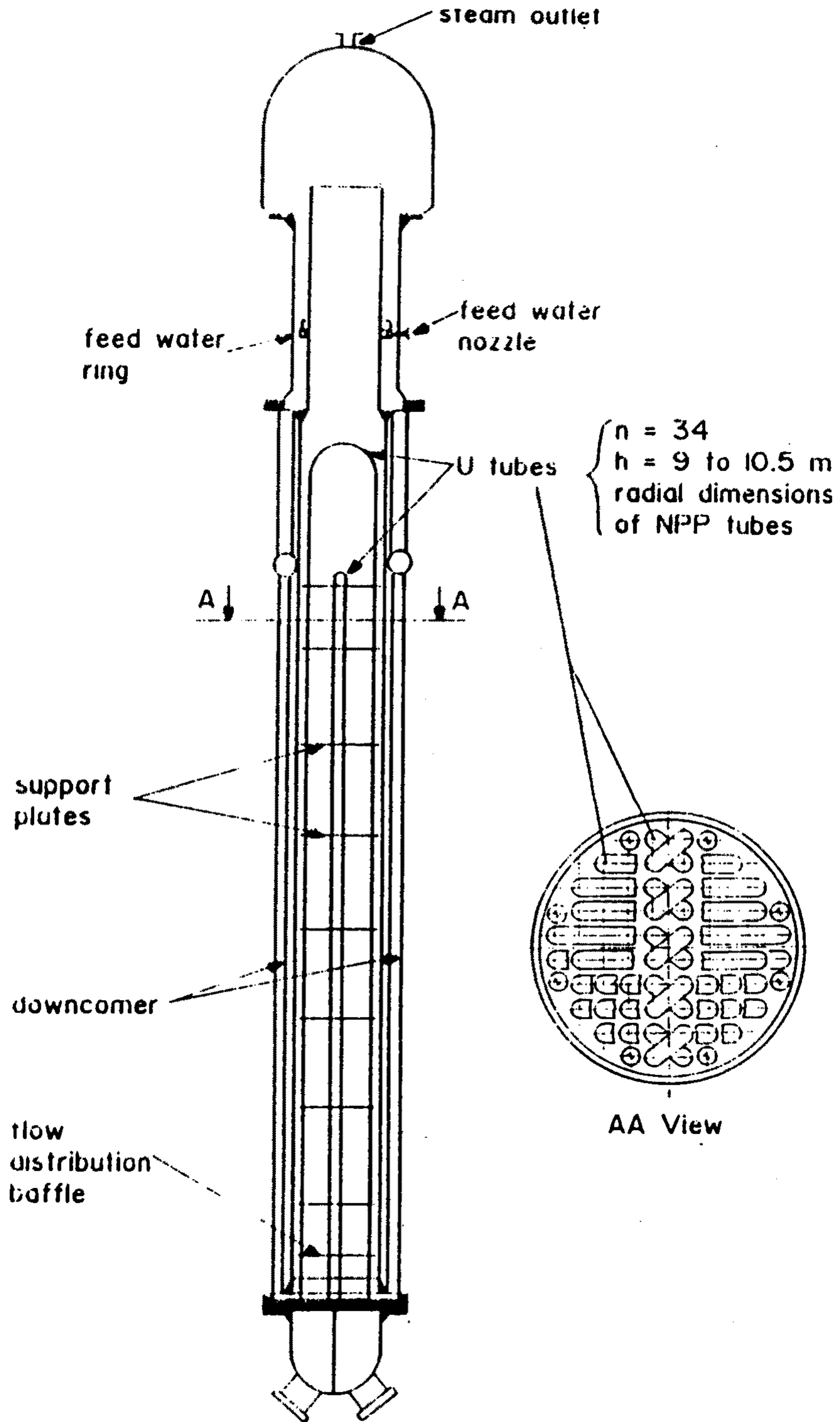


그림 4.18. BETHSY 실험장치의 증기발생기 개략도



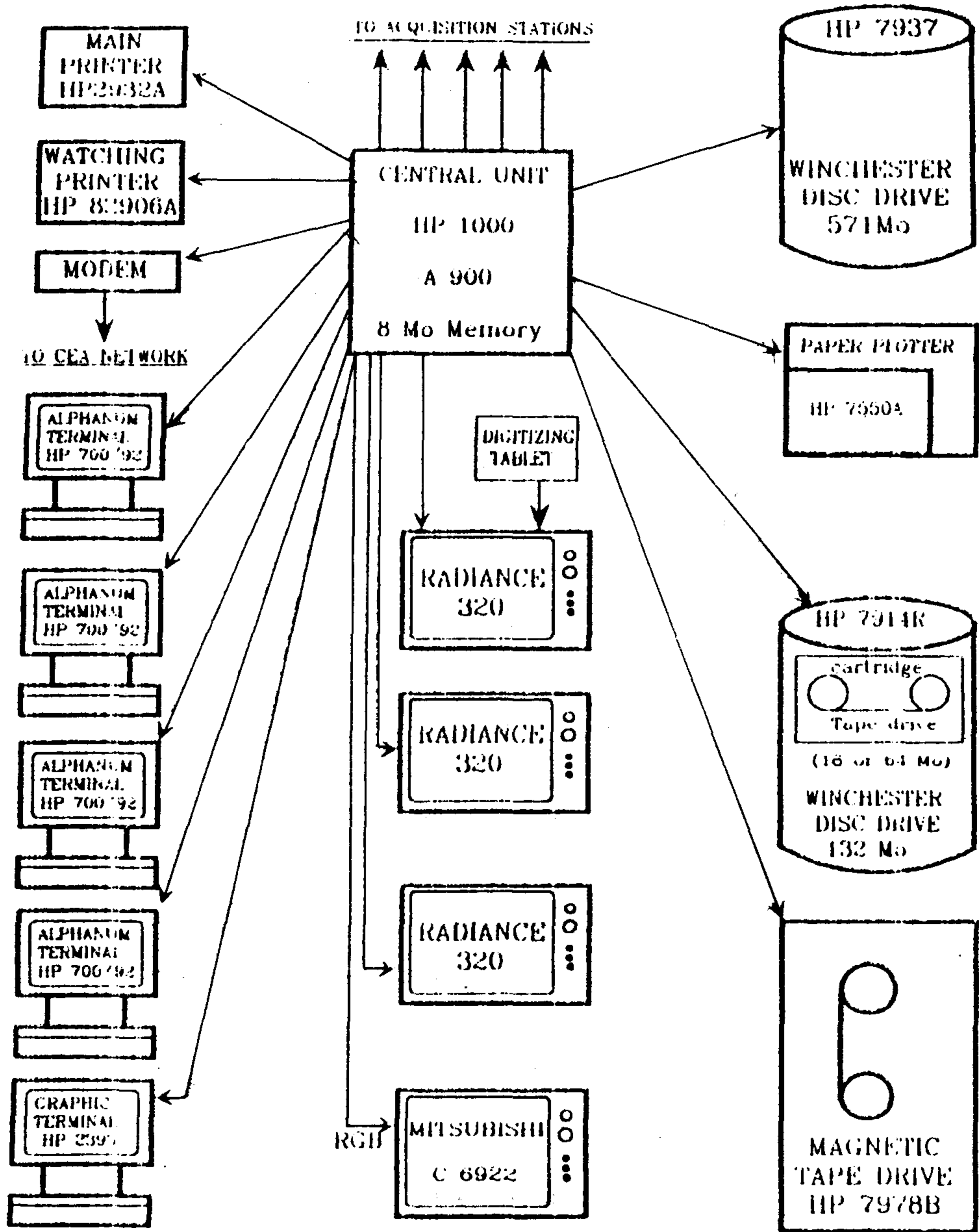


그림 4.19. BETHSY 자료처리 계통도

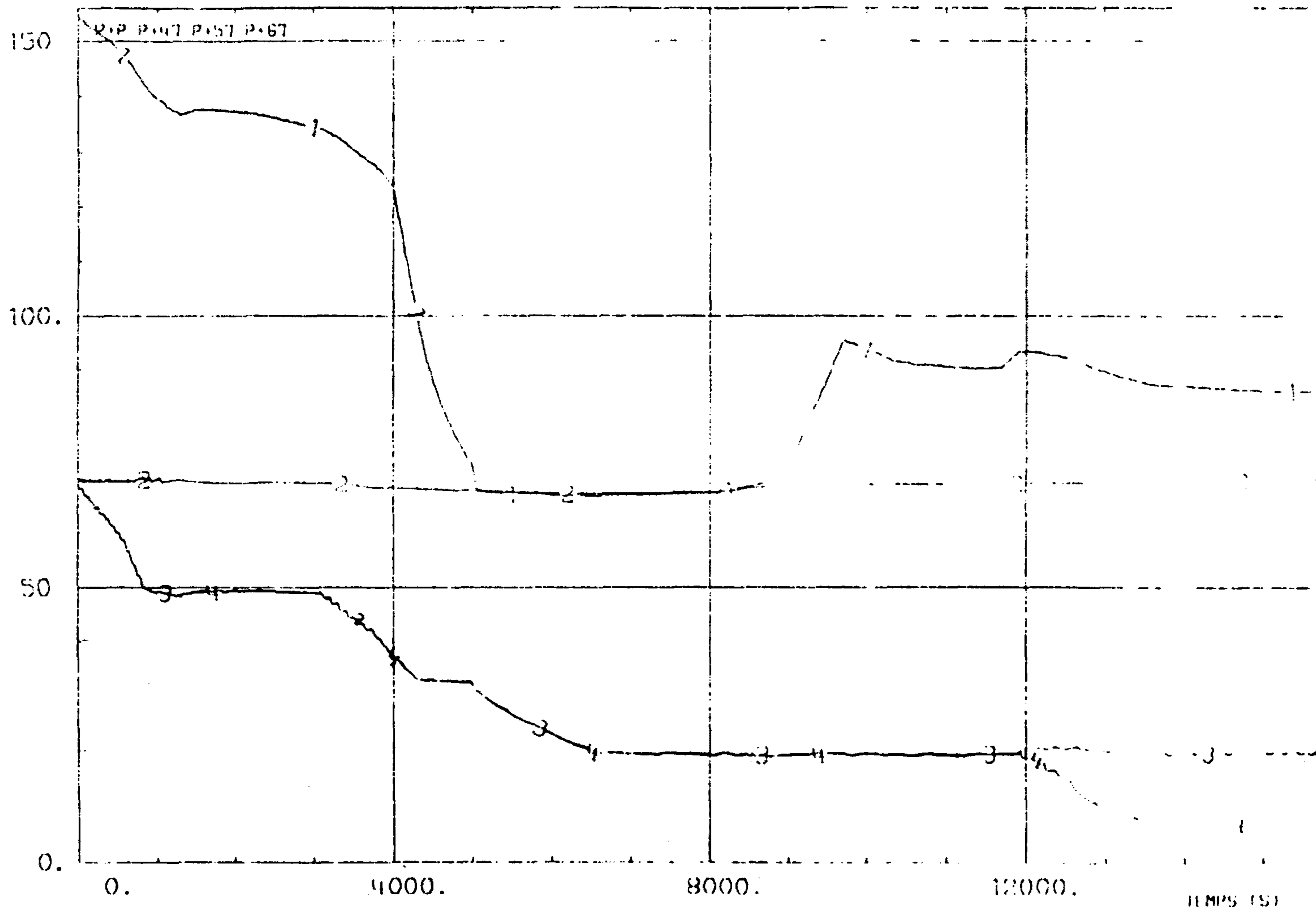


그림 4 20 단상자연대류 실험의 일차측 및 이차측 냉각재의 압력

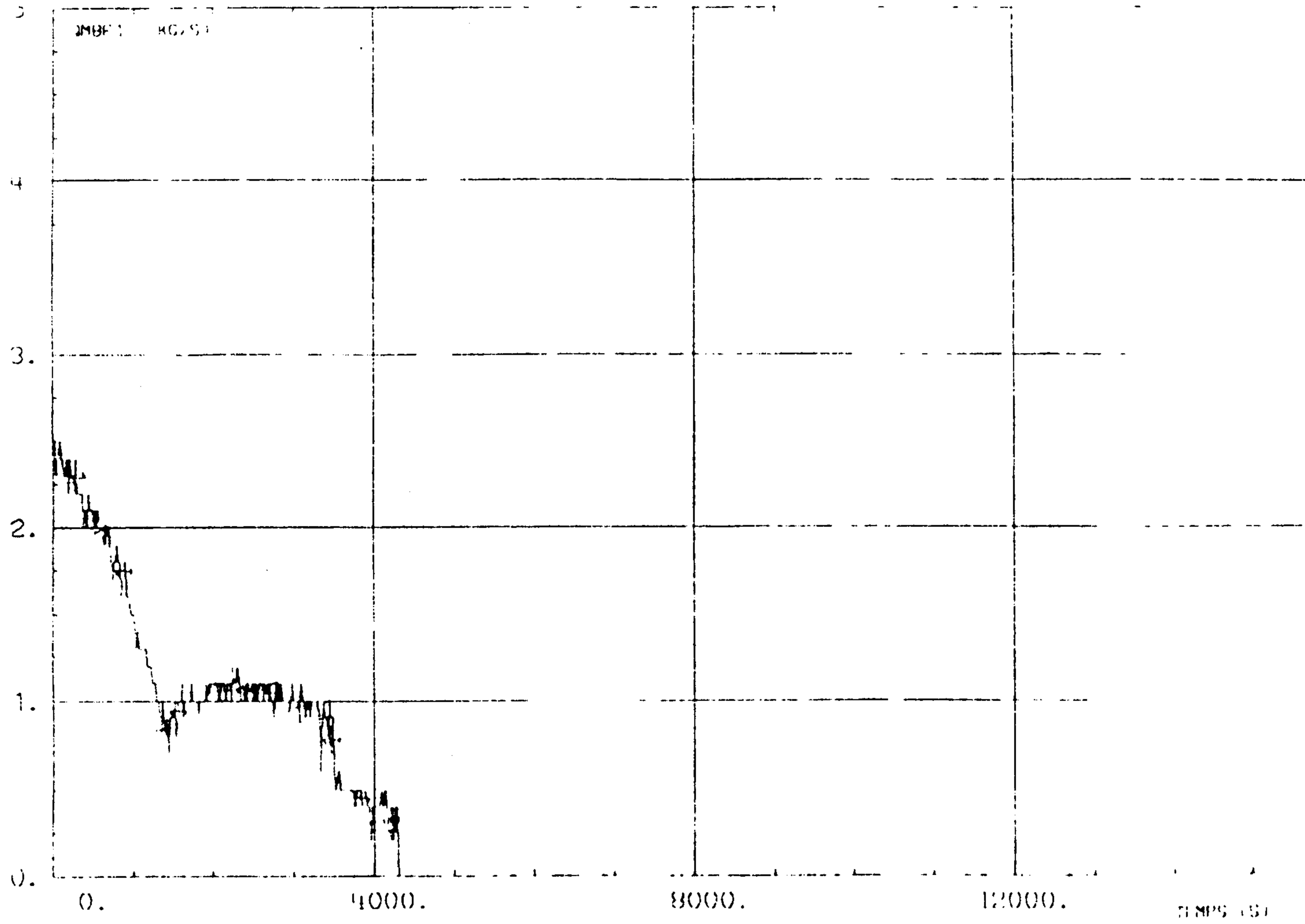


그림 4 21 단상자연대류 실험의 저온관1 에서의 질량유량

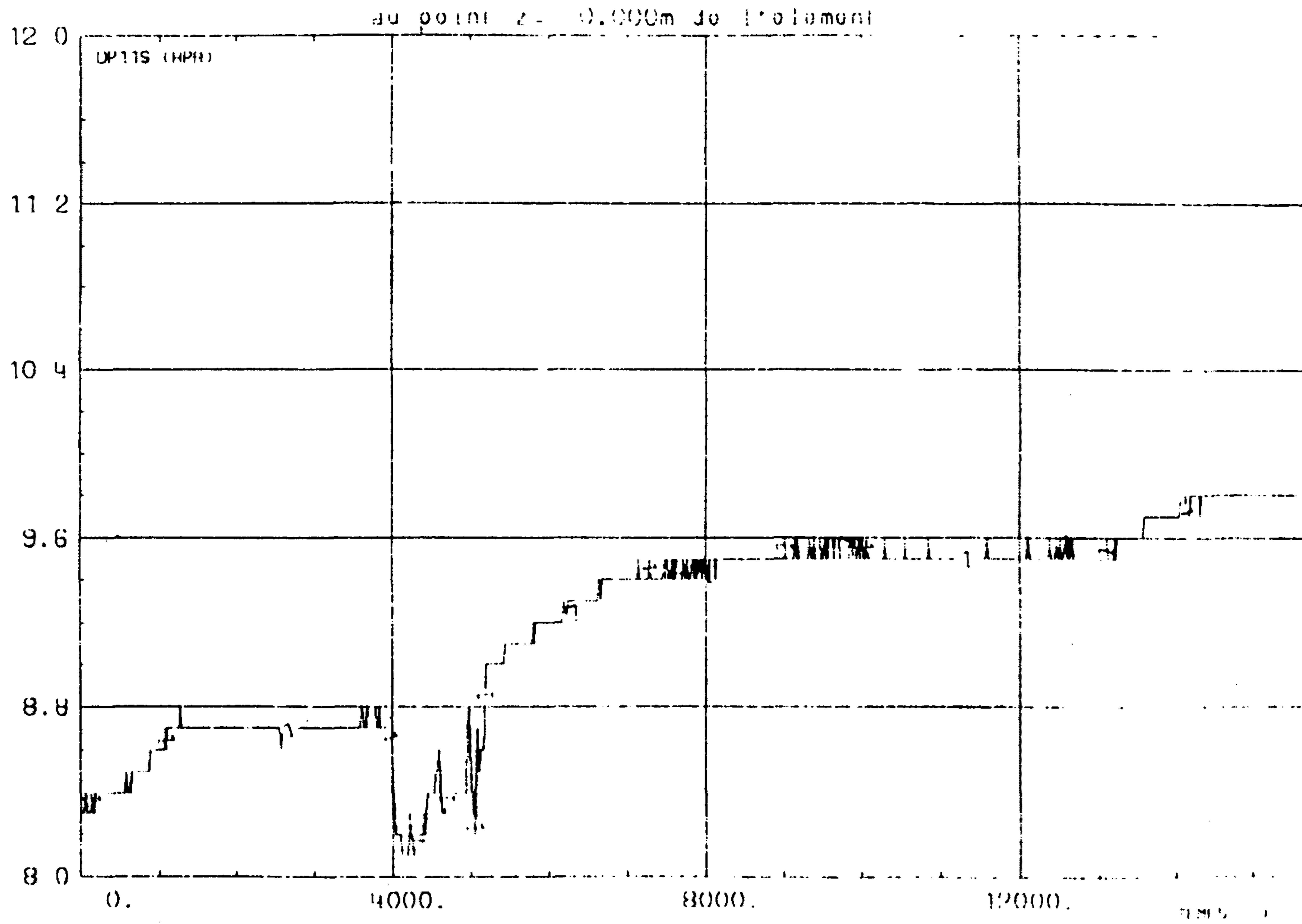


그림 4.22. 단상자연대류 실험의 고온관1의 높이 방향 압력차이

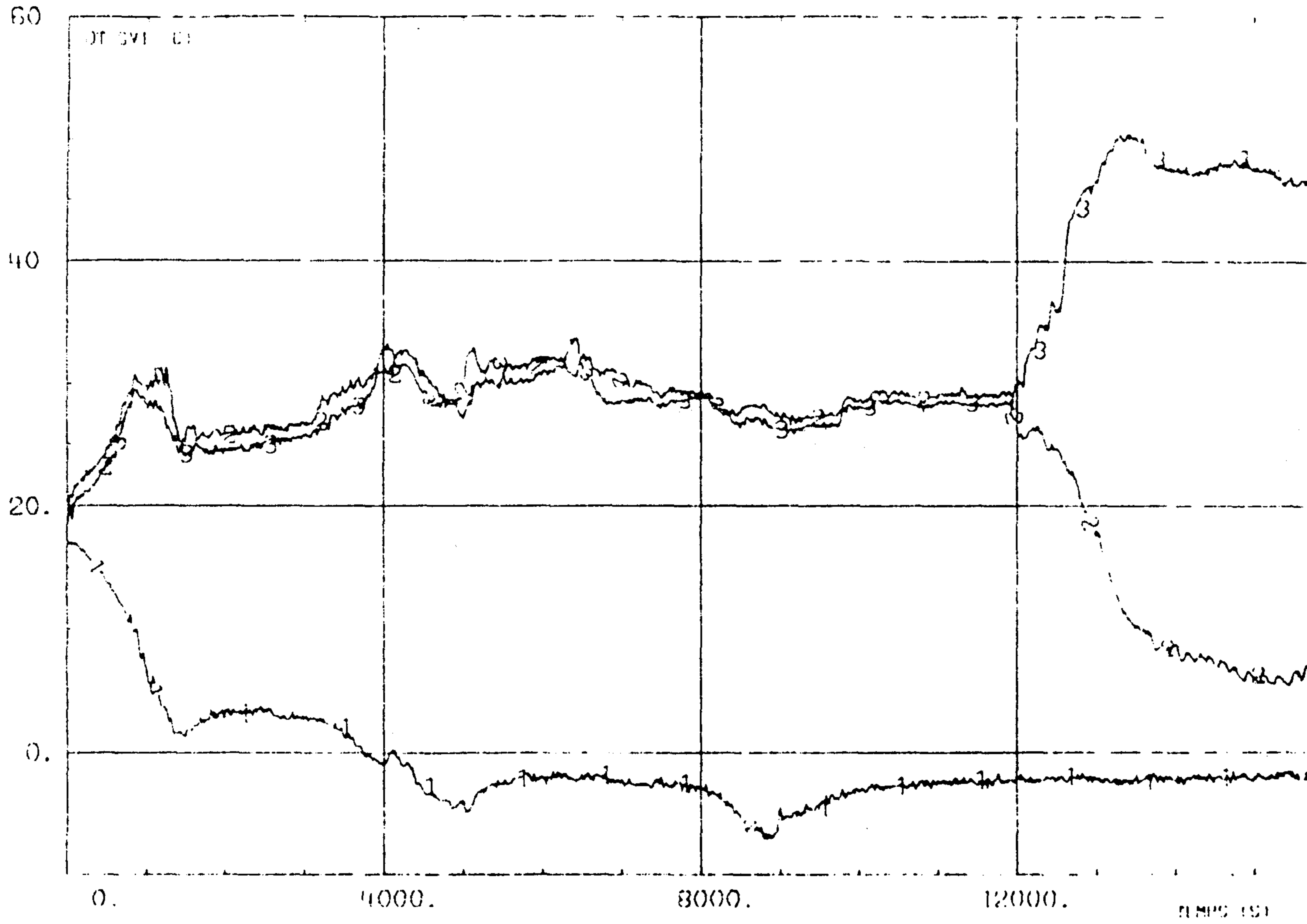


그림 4 23 단상자연대류 실험의 증기발생기 일차측의 입출구 온도차이

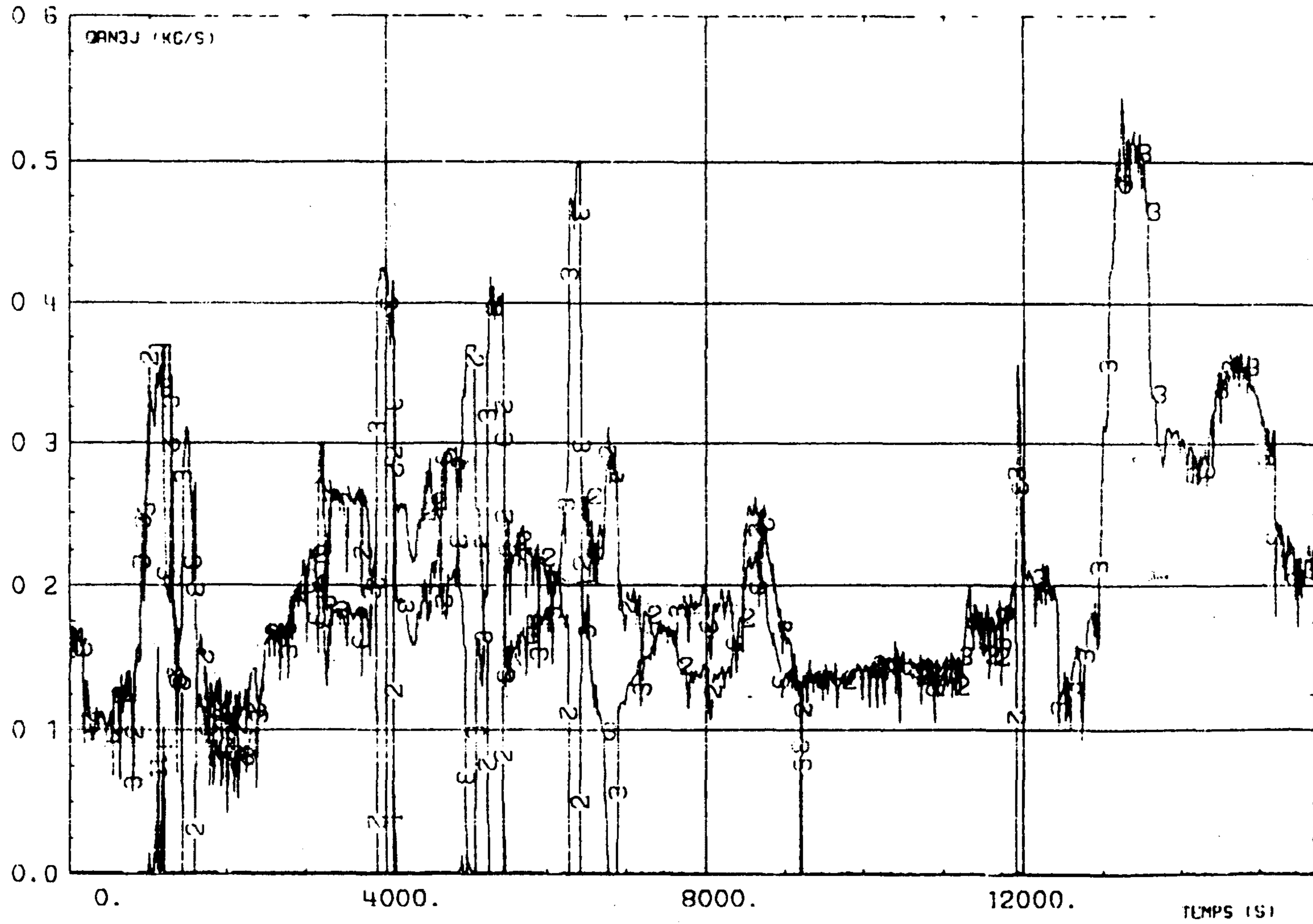


그림 4 24 단상자연대류 실험의 증기발생기에 공급되는 급수유량

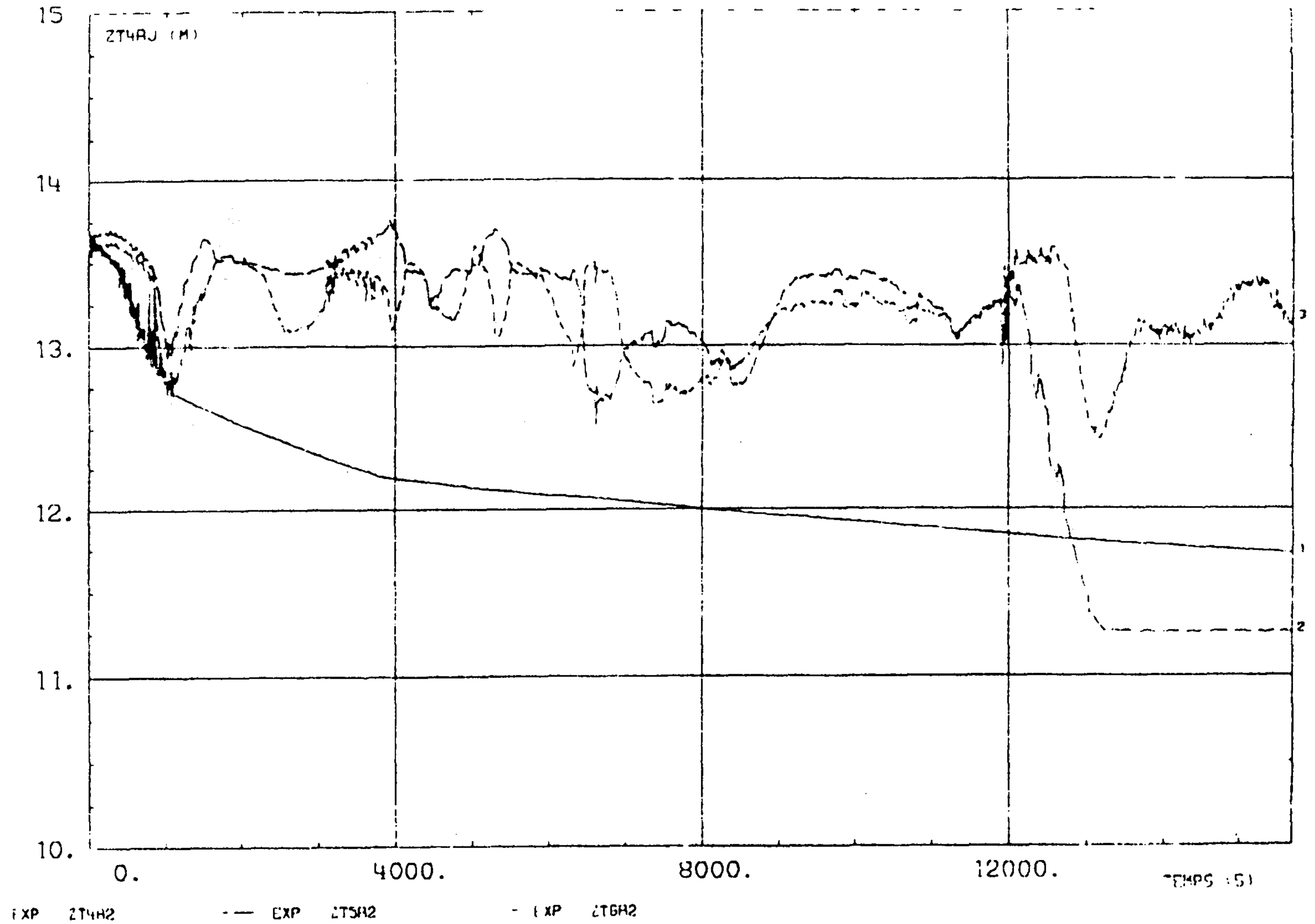


그림 4 25 단상자연대류 실험의 증기발생기의 Collapsed Level

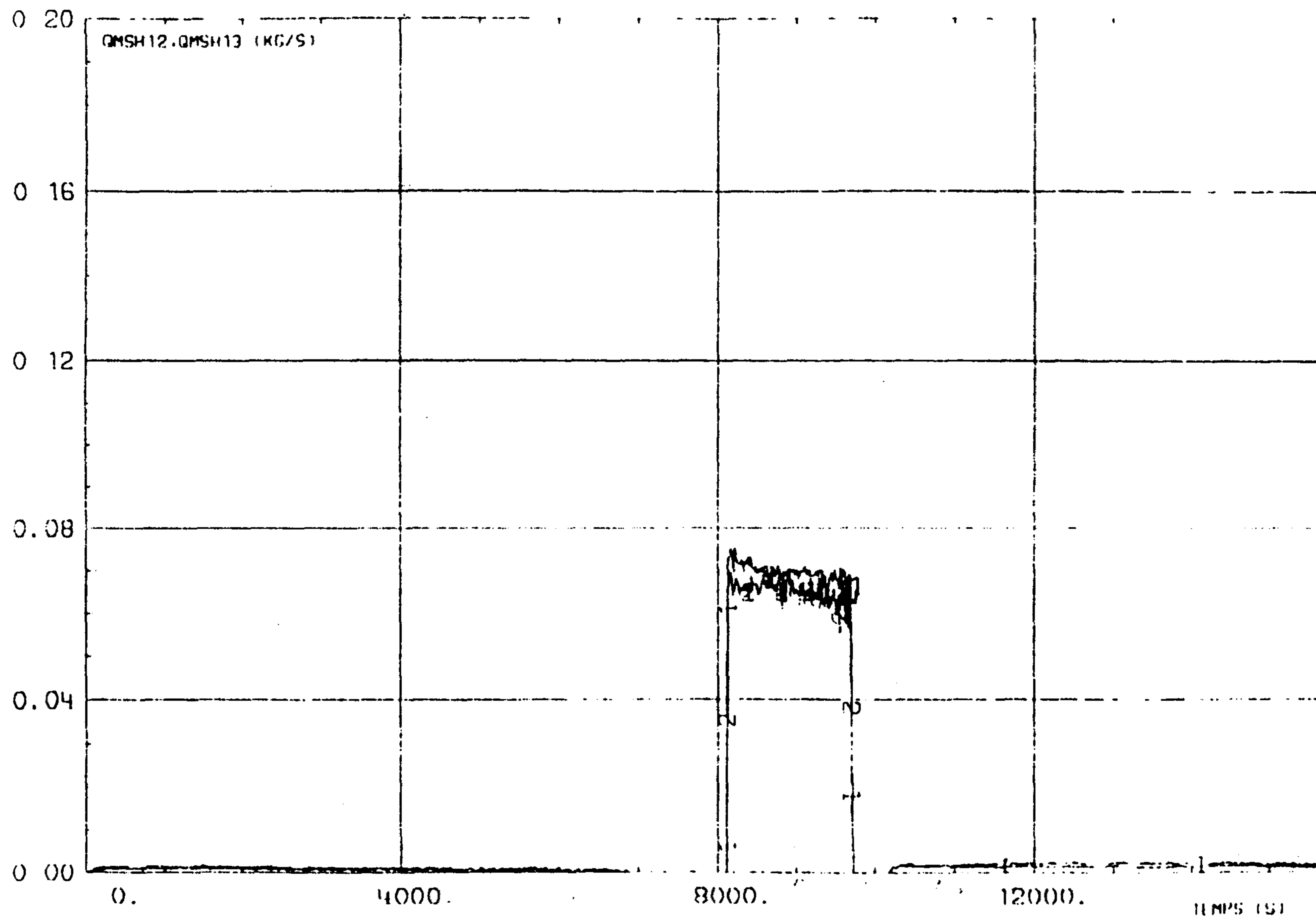


그림 4 26 단상자연대류 실험의 안전주입 질량유량



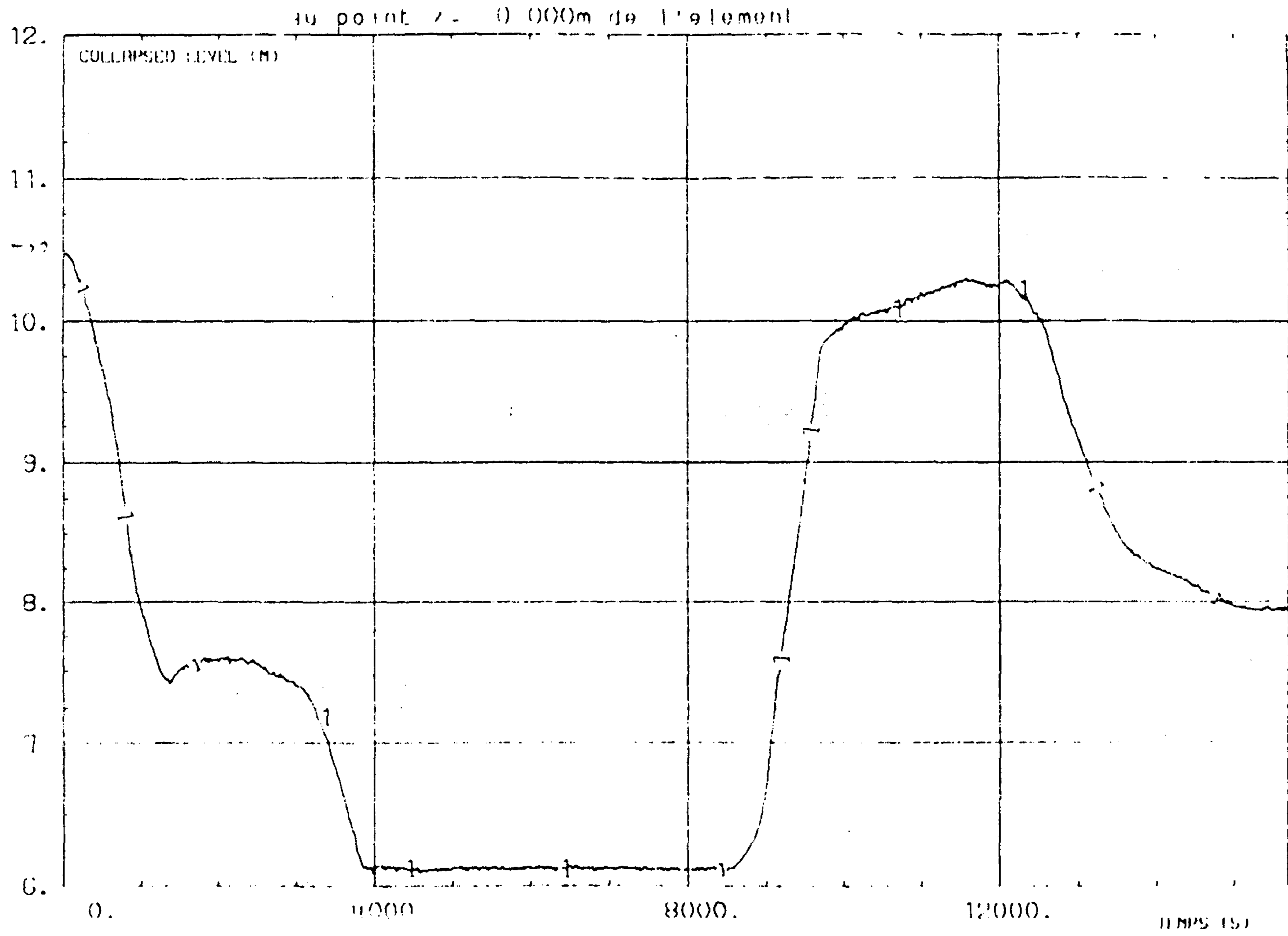


그림 4 27 단상자연대류 실험의 가압기의 Collapsed Level

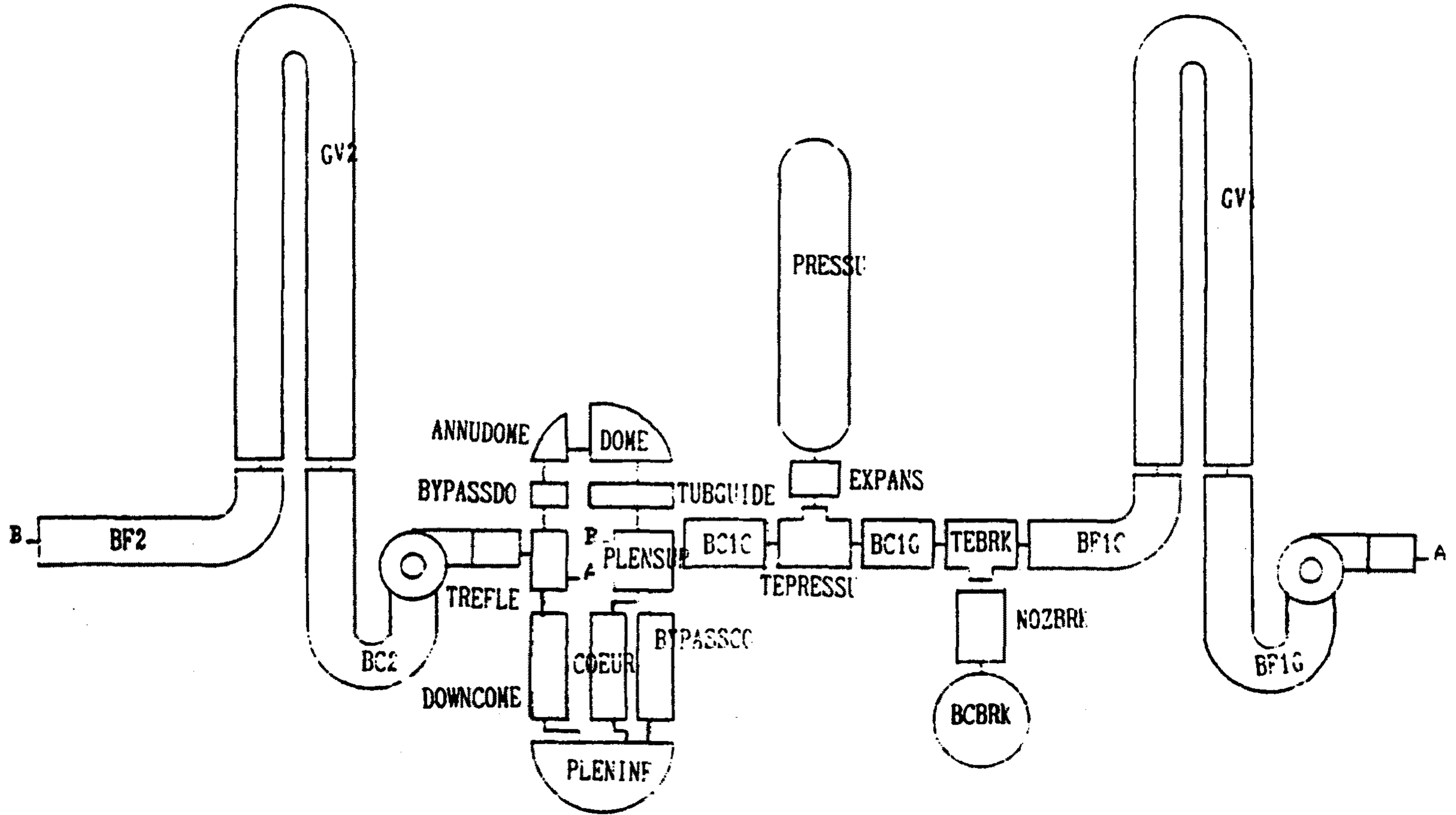


그림 4 28 단상자연대류 CATHARE 모의를 위한 1차계통 Nodalization

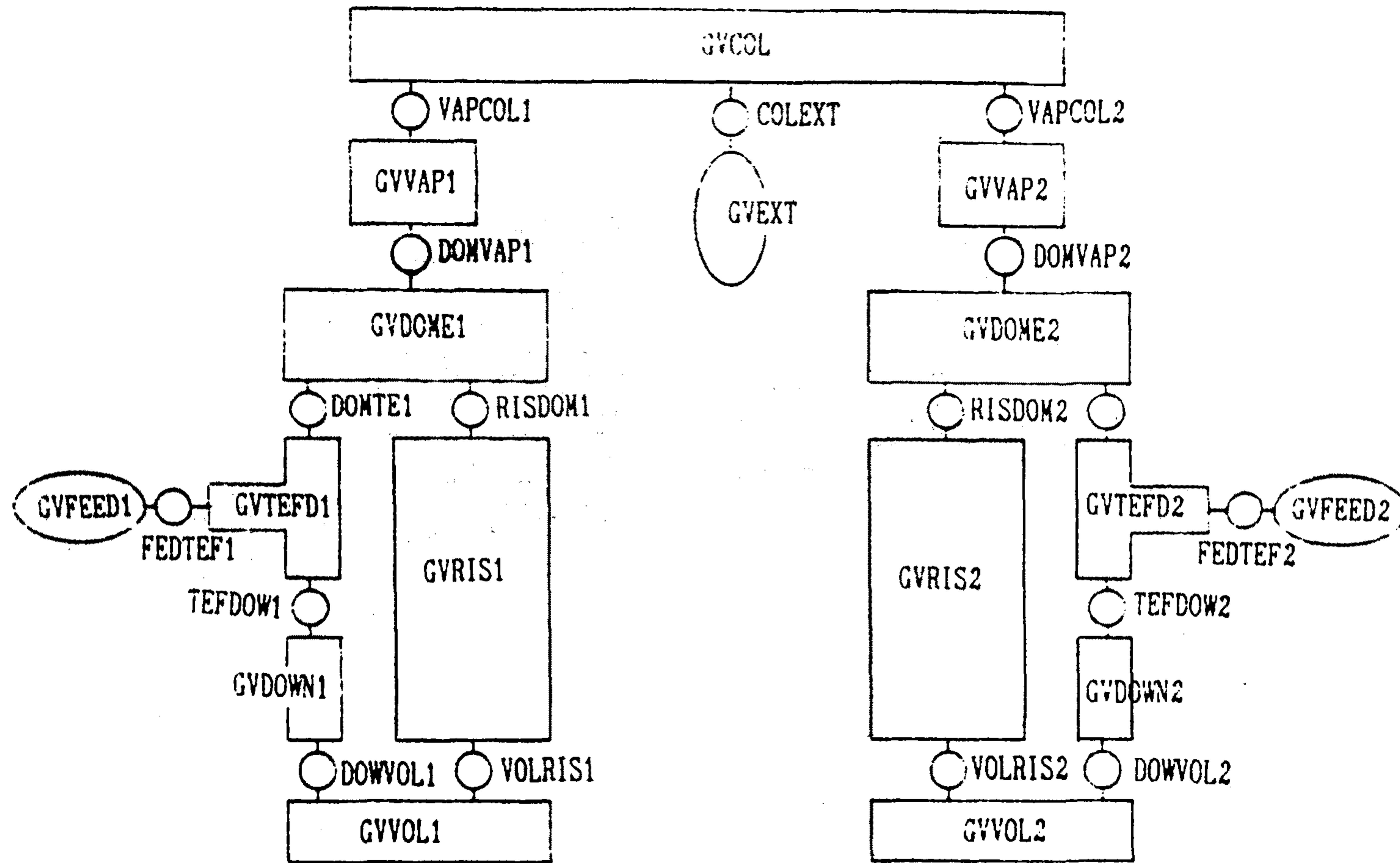


그림 4 29 단상자연대류 CATHARE 모의를 위한 2차계통 Nodalization

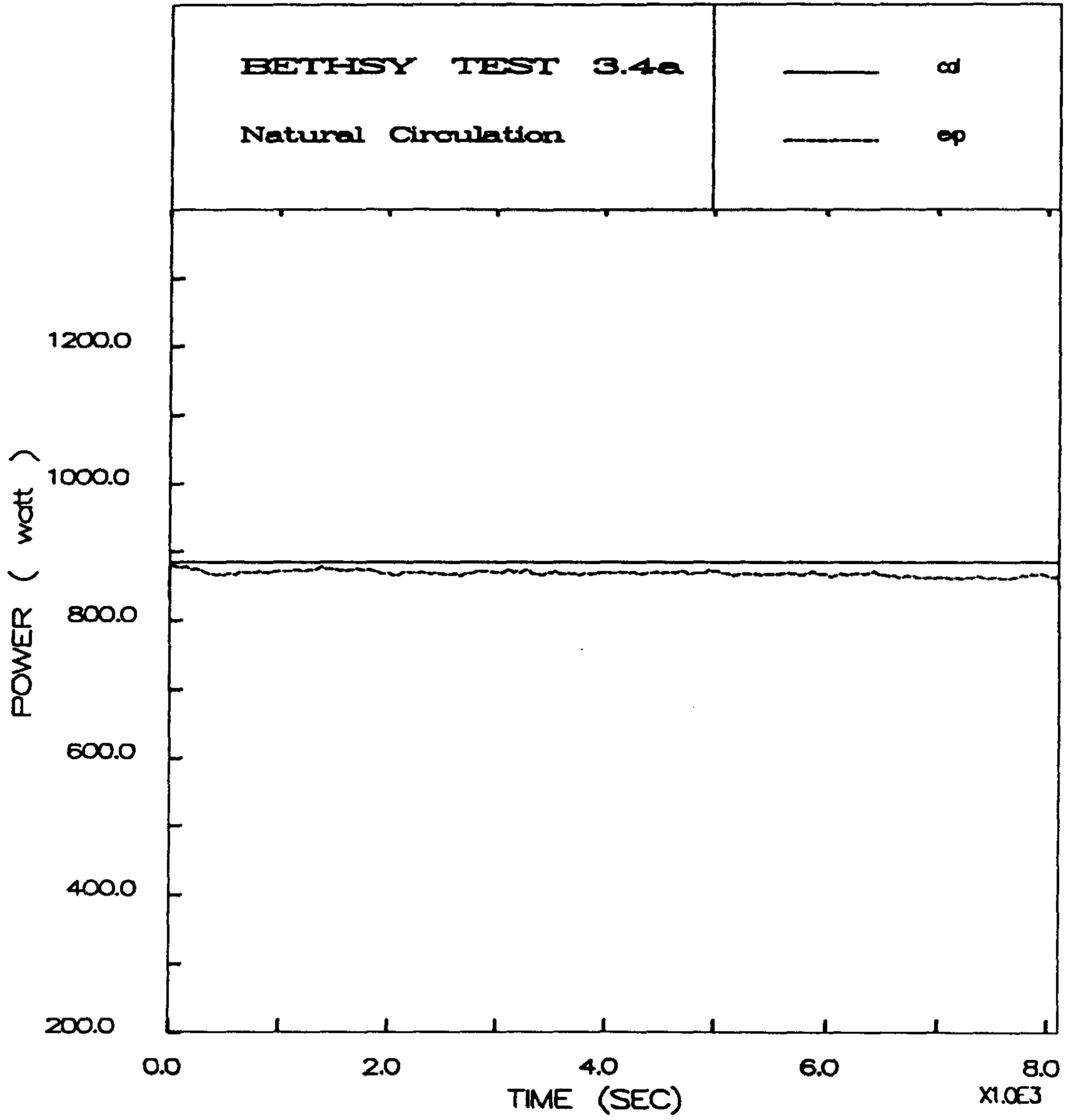


그림 4.30. 단상자연대류의 노심열출력

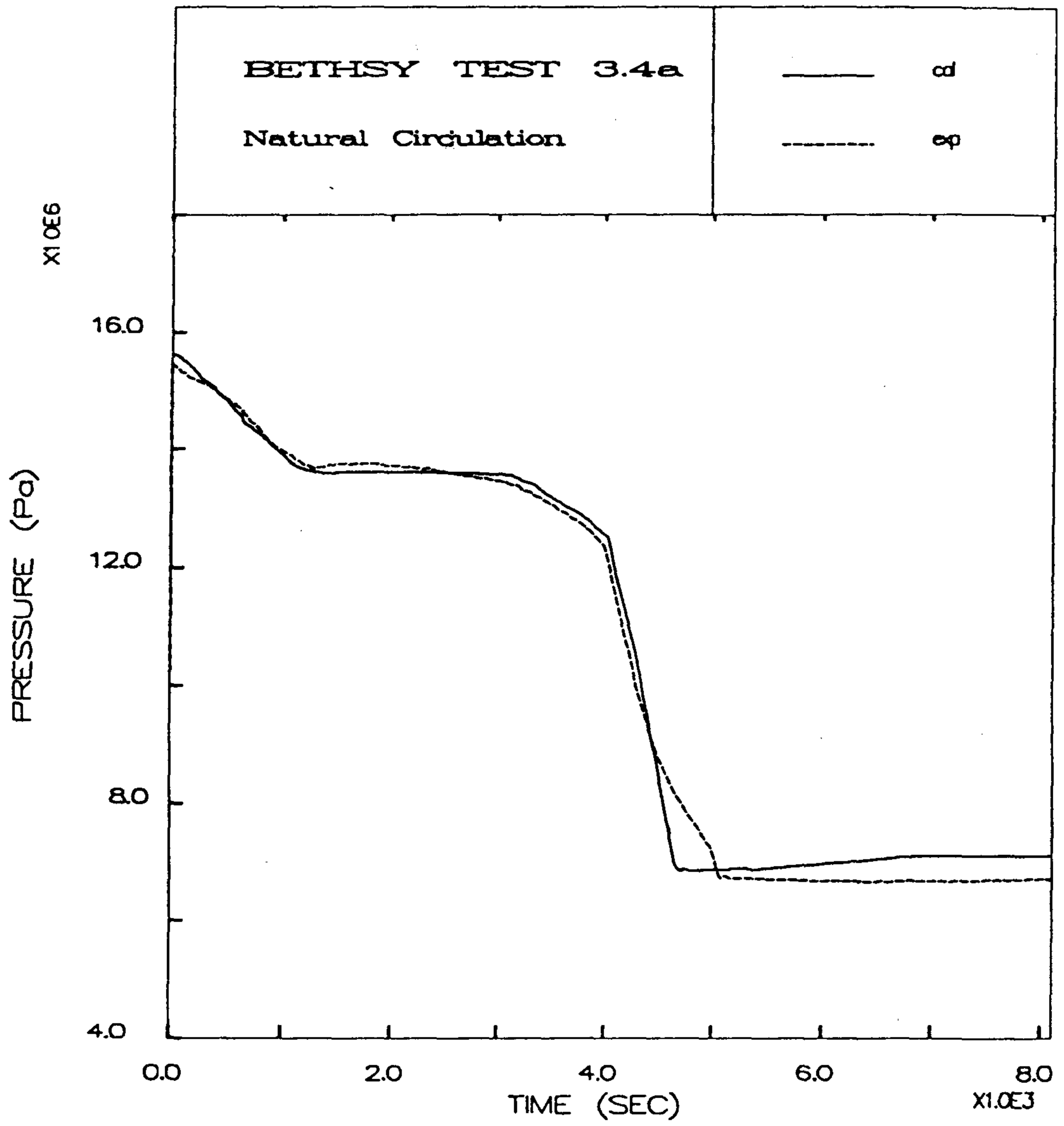


그림 4.31. 단상자연대류의 가압기 압력

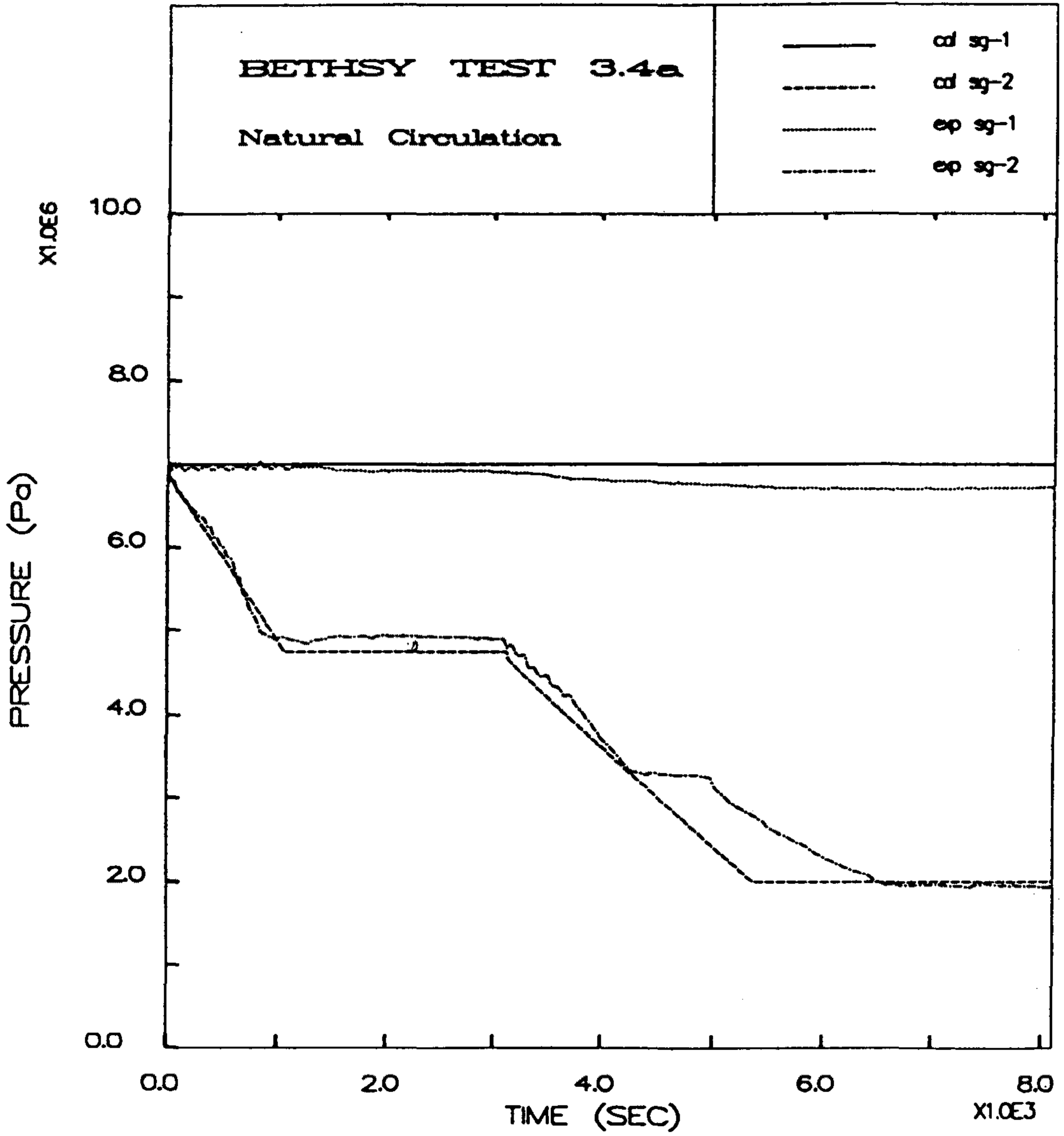


그림 4.32. 단상자연대류의 증기발생기 압력

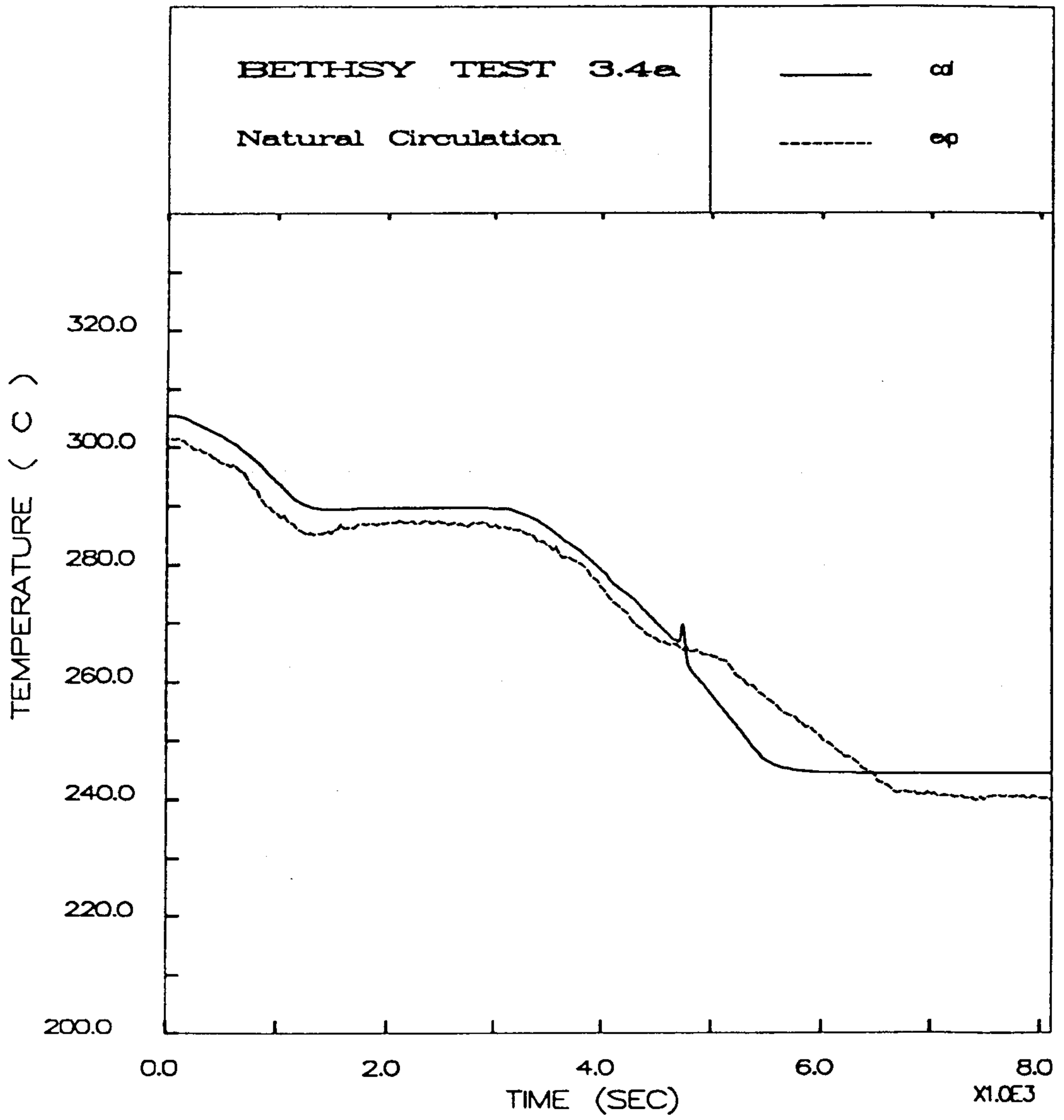


그림 4.33. 단상자연대류의 노심출구온도

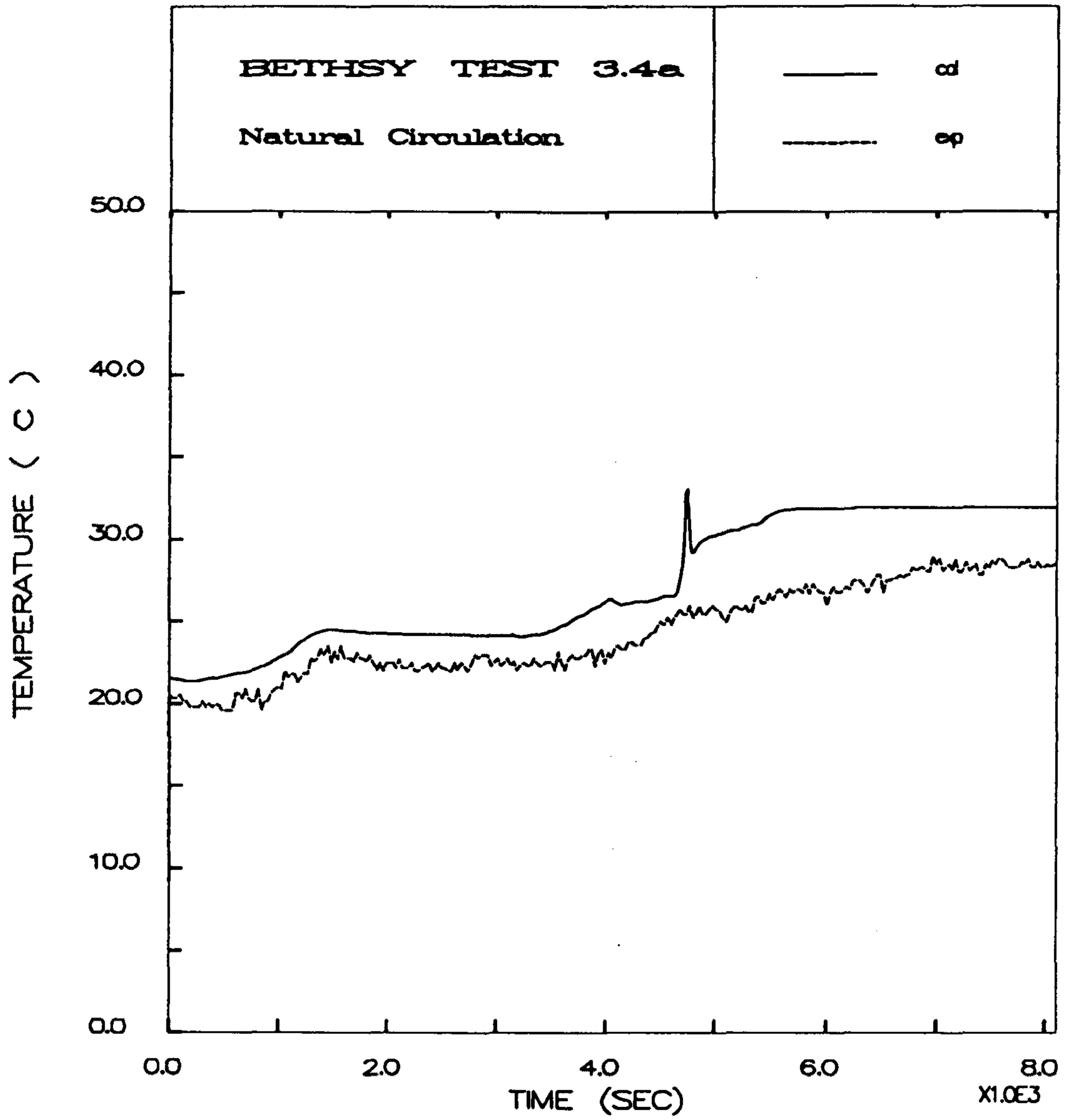


그림 4.34. 단상자연대류의 노심 입출구 온도차이



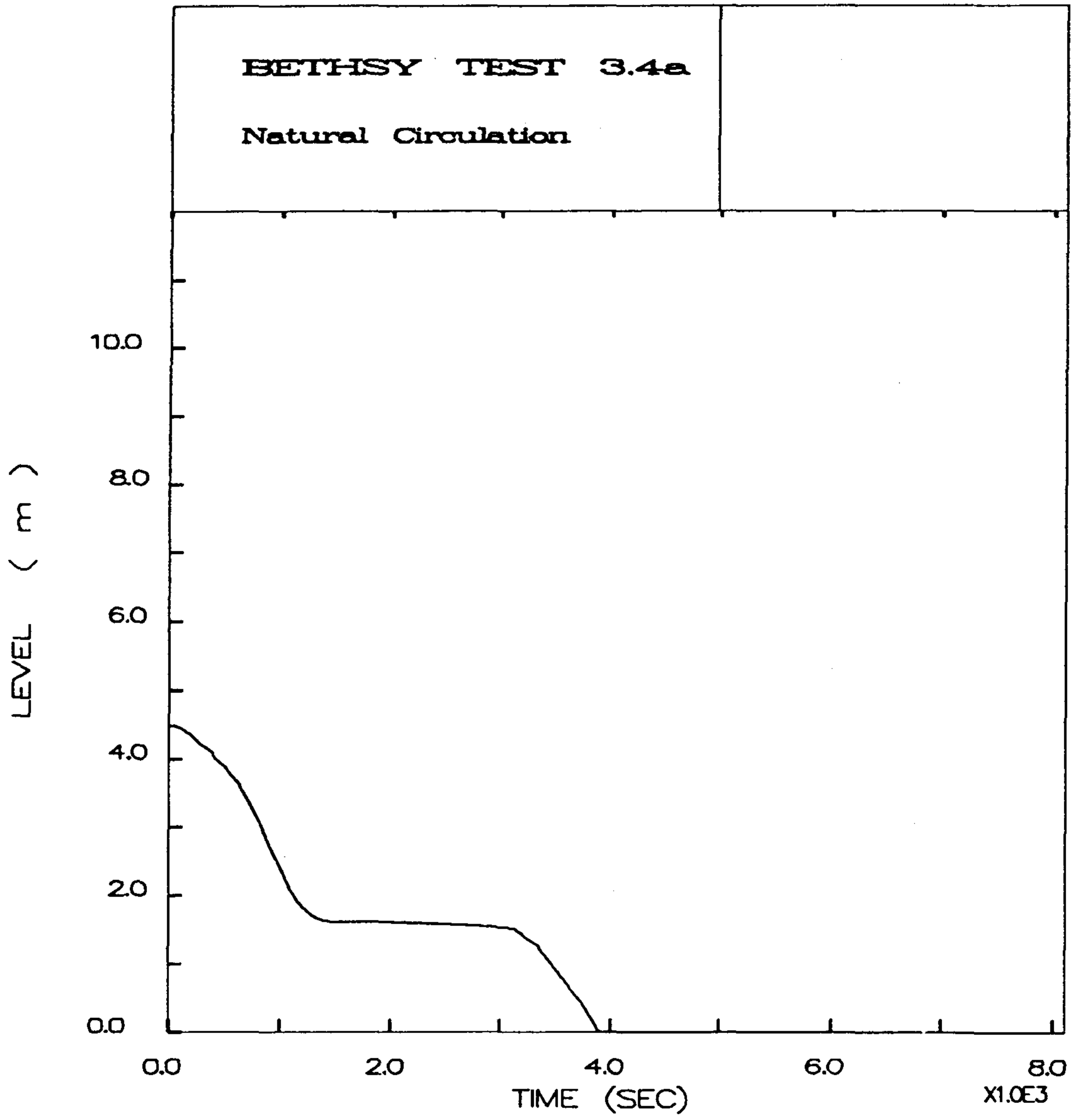


그림 4.35. 단상자연대류의 가압기 수위

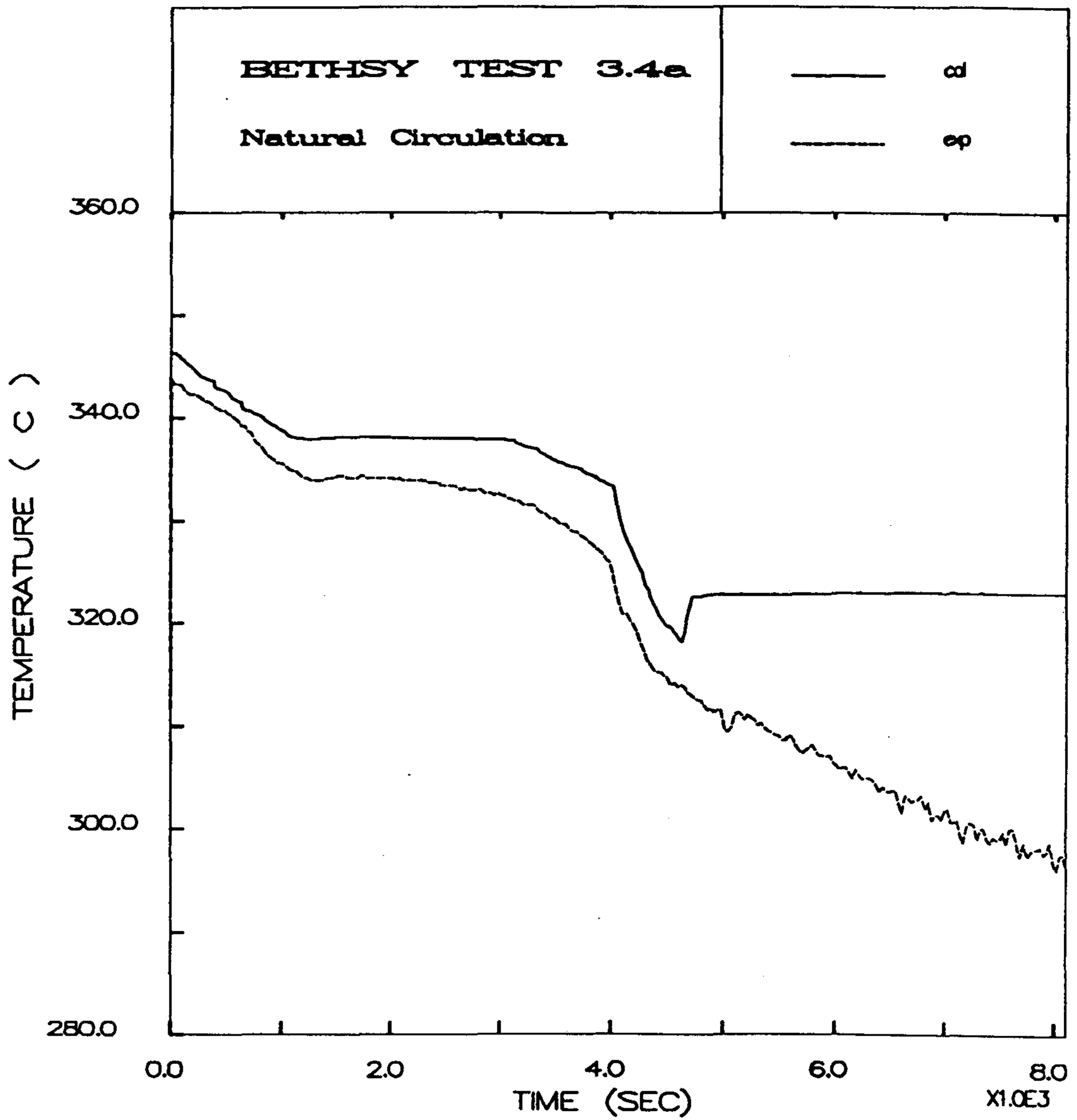


그림 4.36. 단상자연대류의 가압기의 증기부분 온도

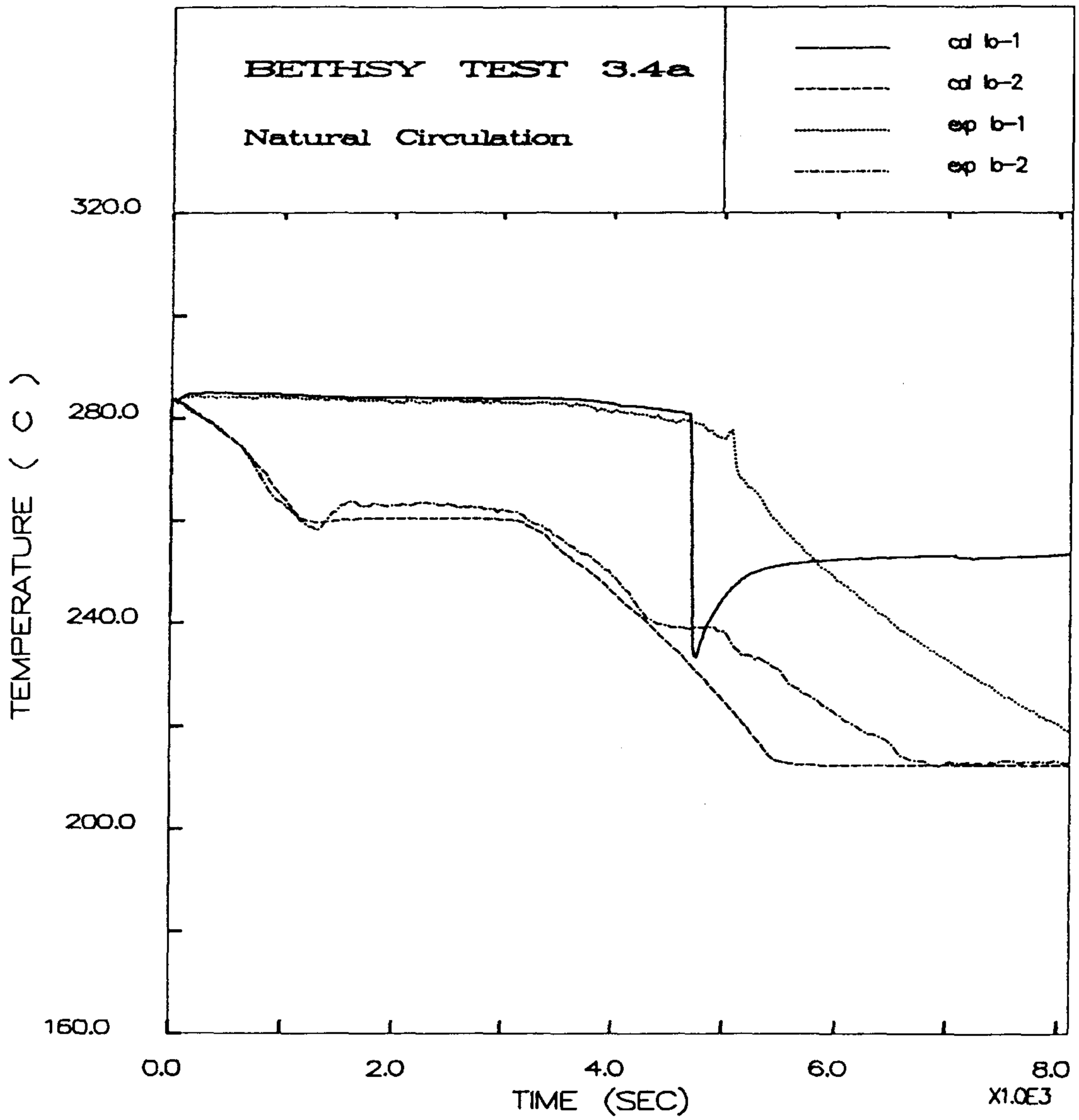


그림 4.37. 단상자연대류의 저온관의 온도변화

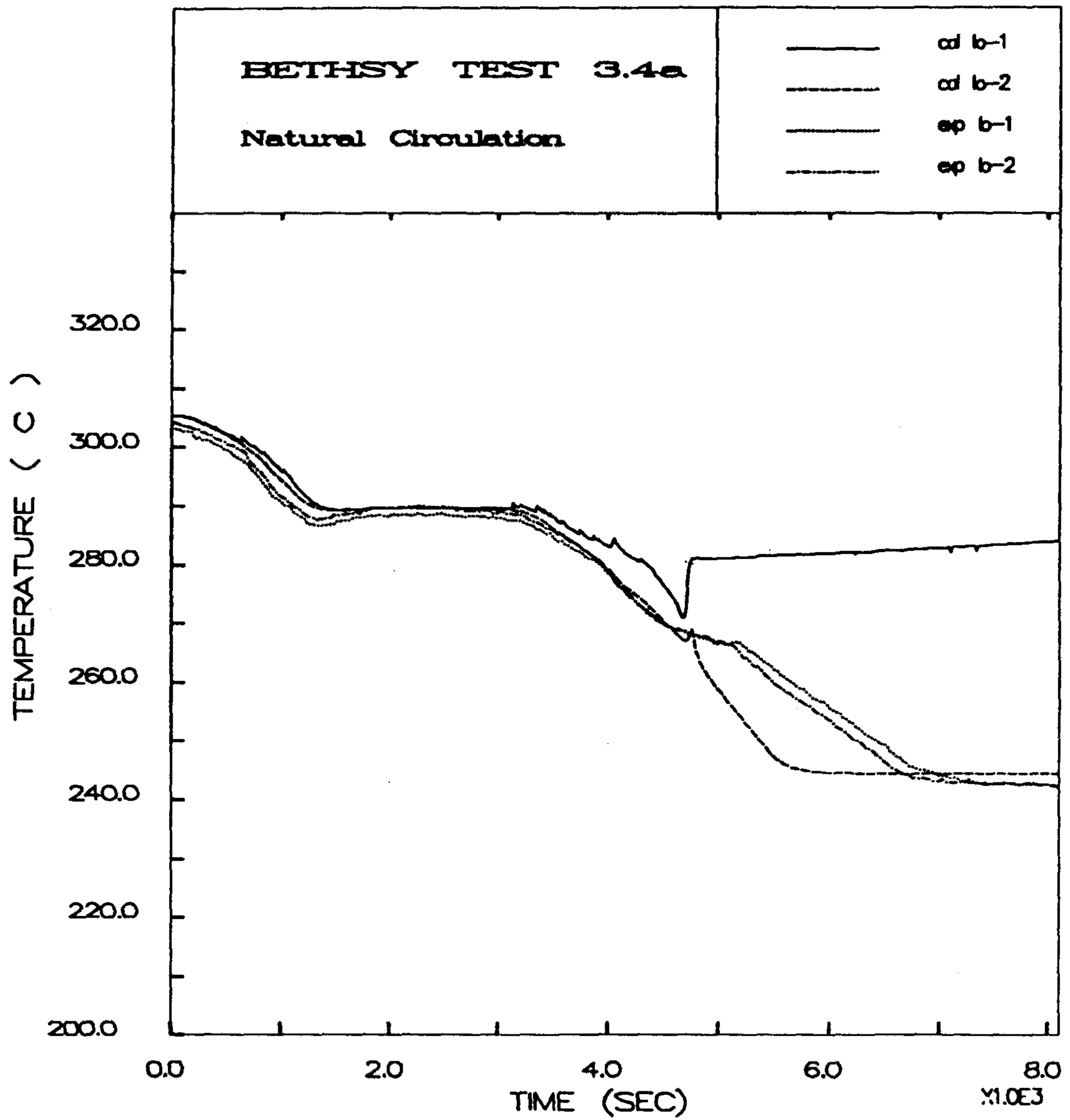


그림 4.38. 단상자연대류의 고온관 온도(BCIC)

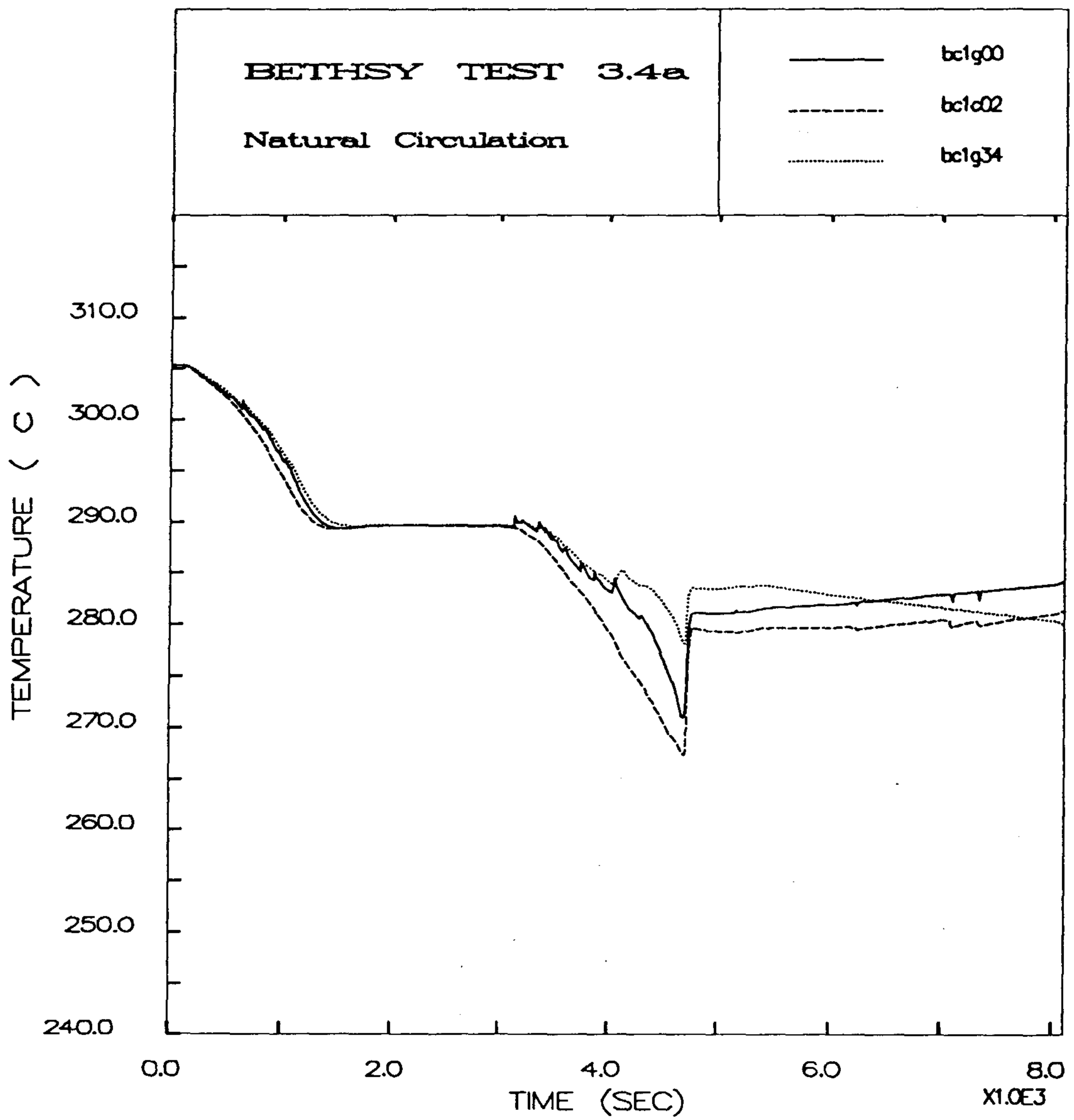


그림 4.39. 단상자연대류의 저온관 온도(BCIG)

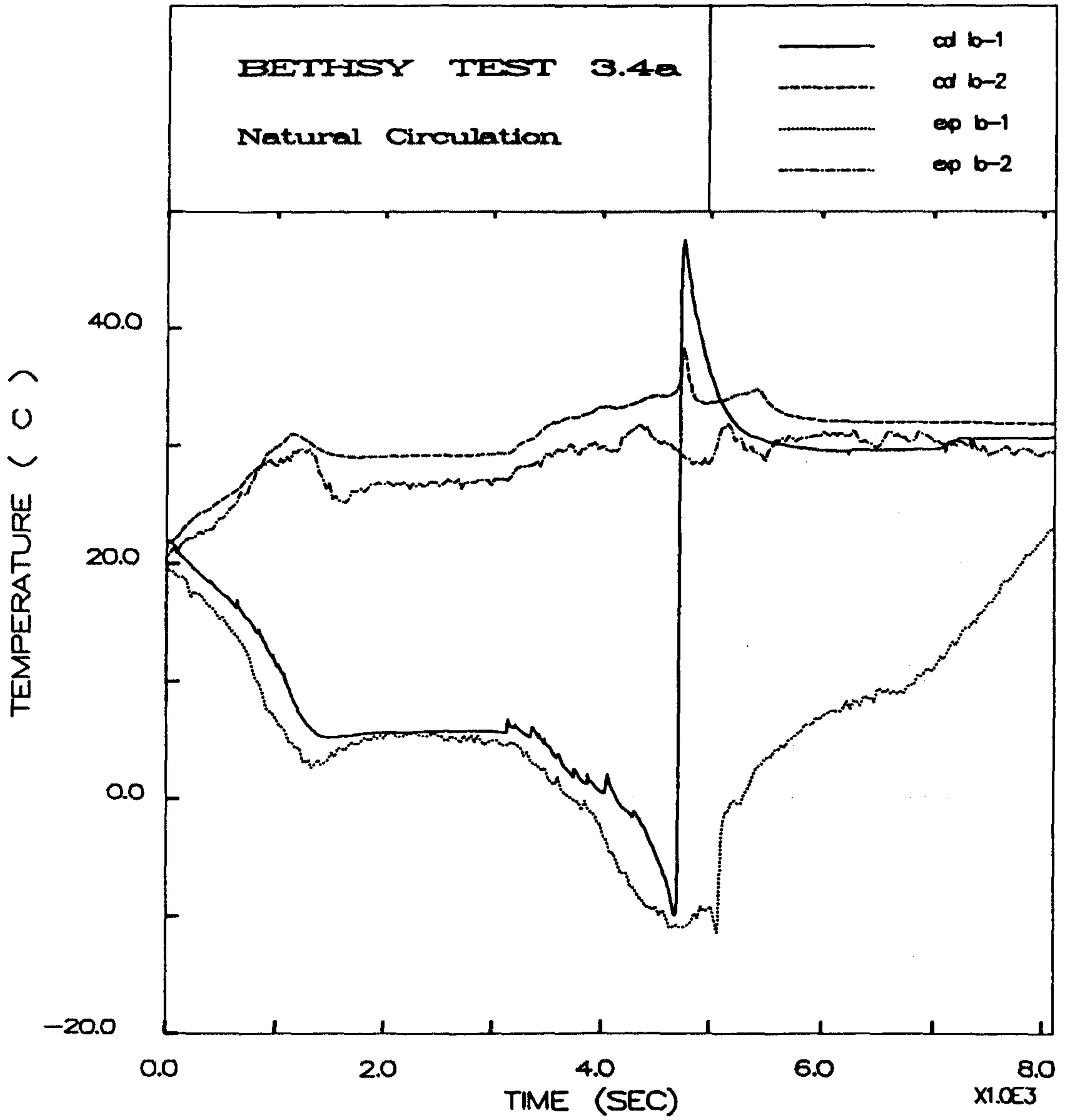


그림 4.40. 단상자연대류의 고온관과 저온관의 온도차이

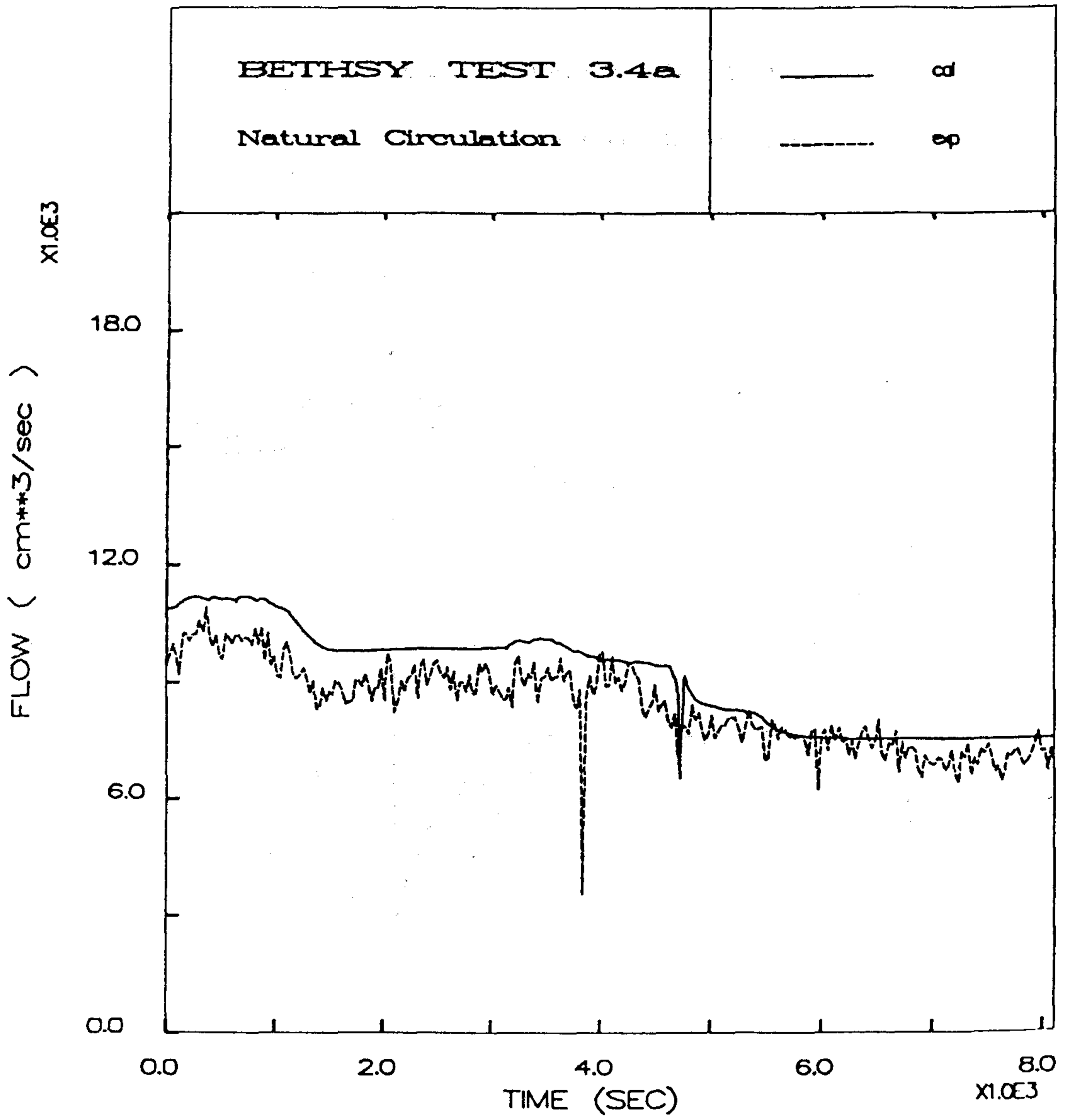


그림 4.41. 단상자연대류의 Downcomer 체적유량

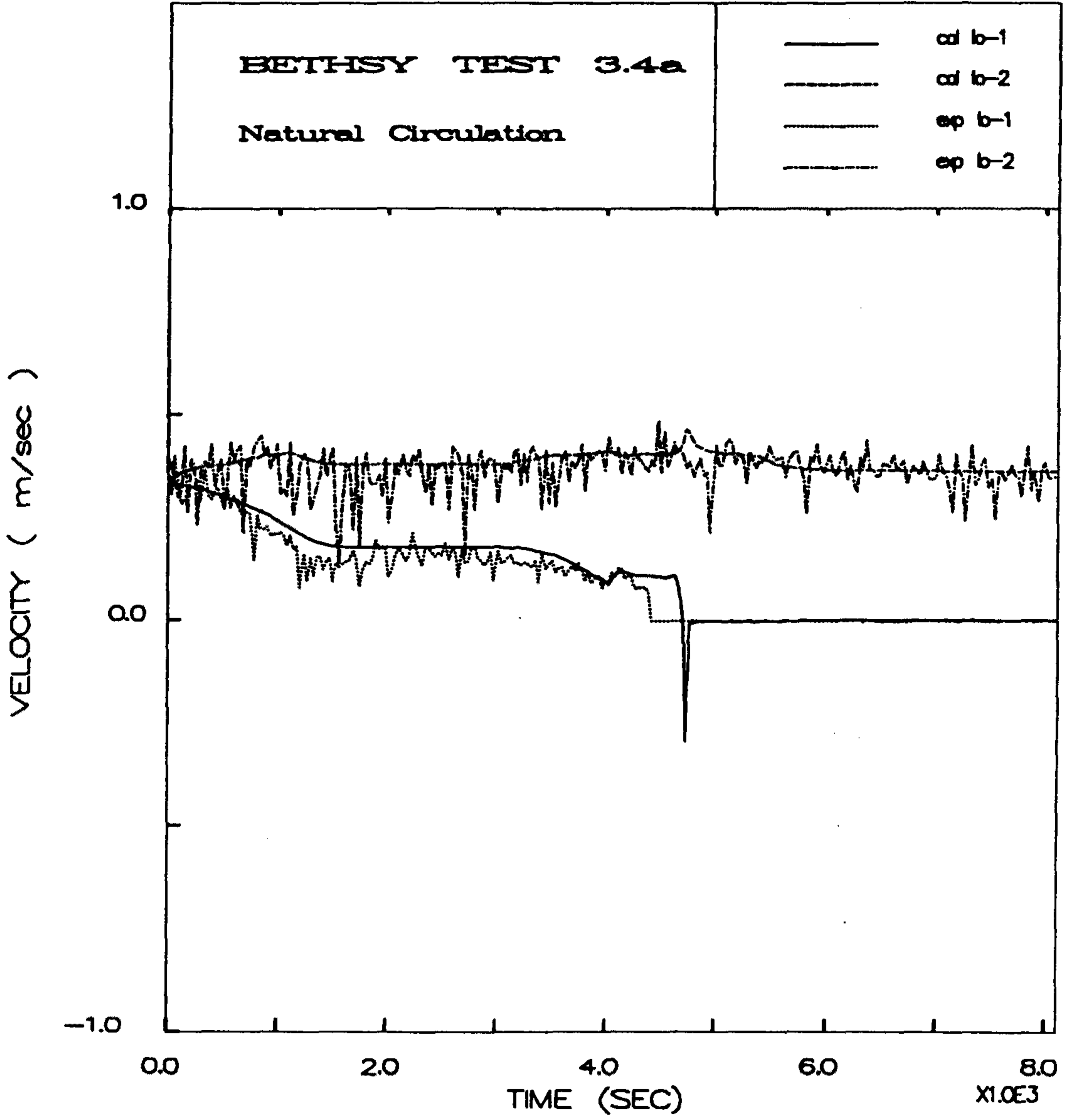


그림 4.42. 단상자연대류의 고온관에서의 액체속도



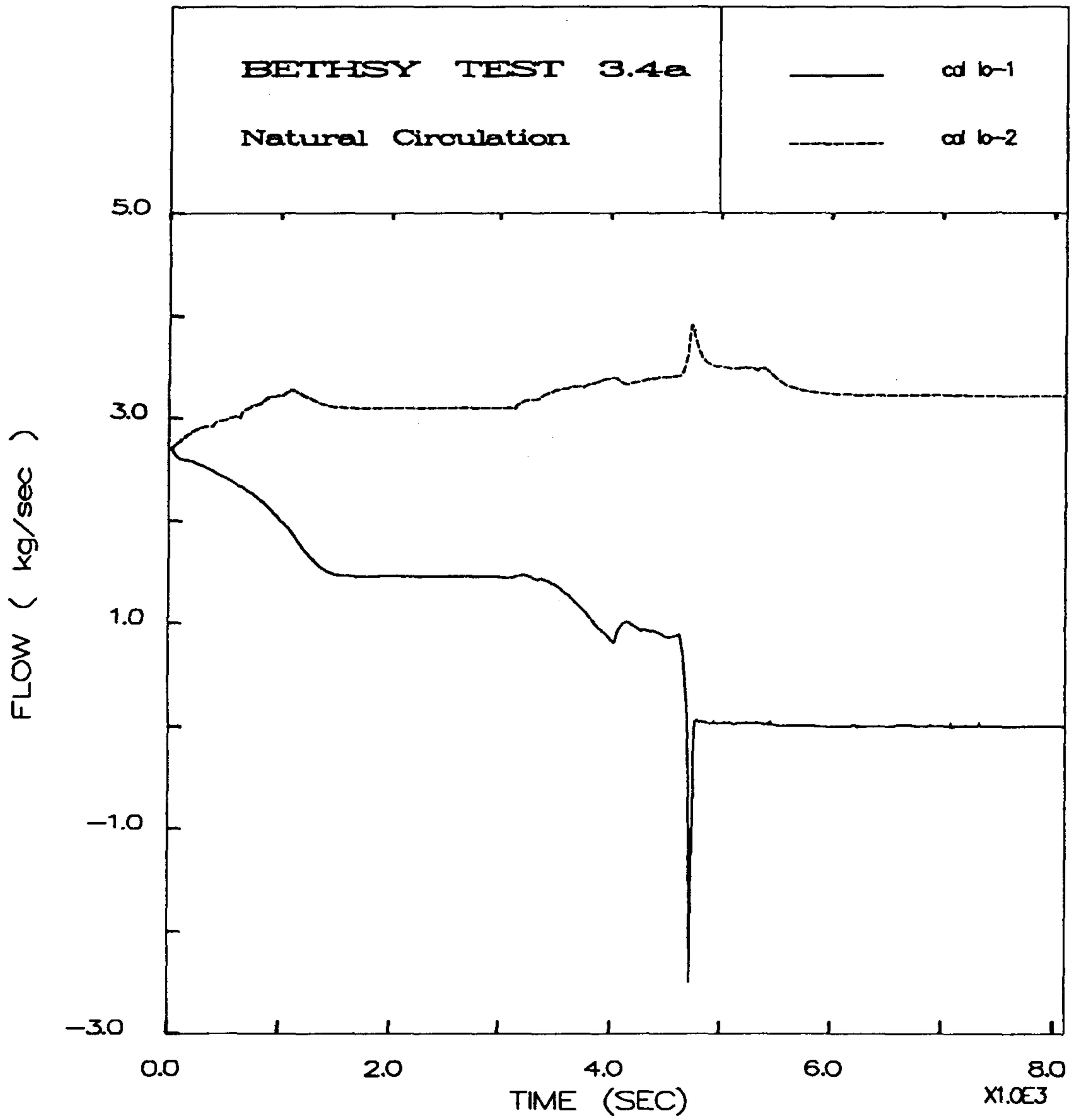


그림 4.43. 단상자연대류의 저온관에서 질량유량

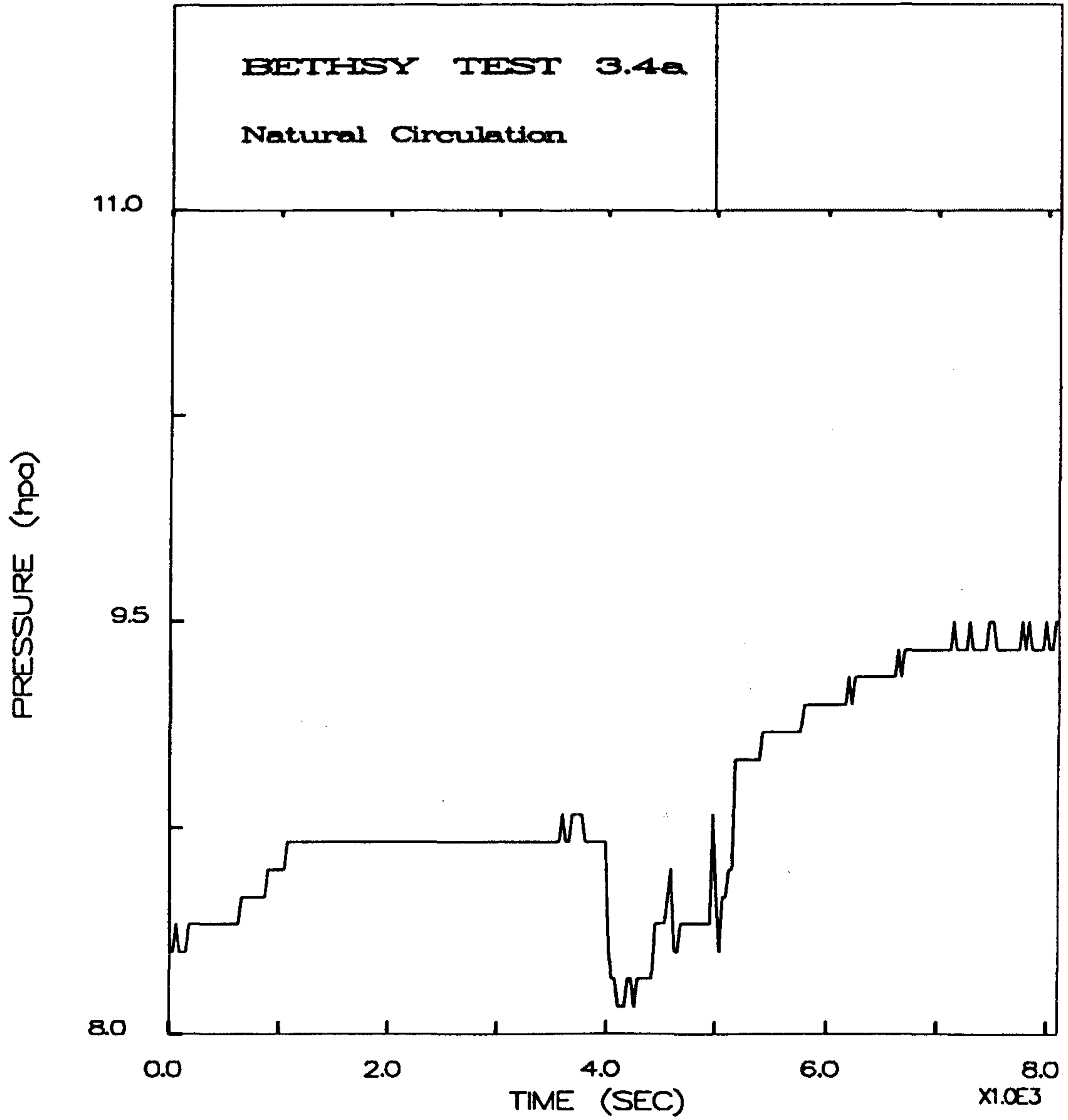


그림 4.44. 단상자연대류의 고온관1의 높이 방향 압력차이(BCIC)

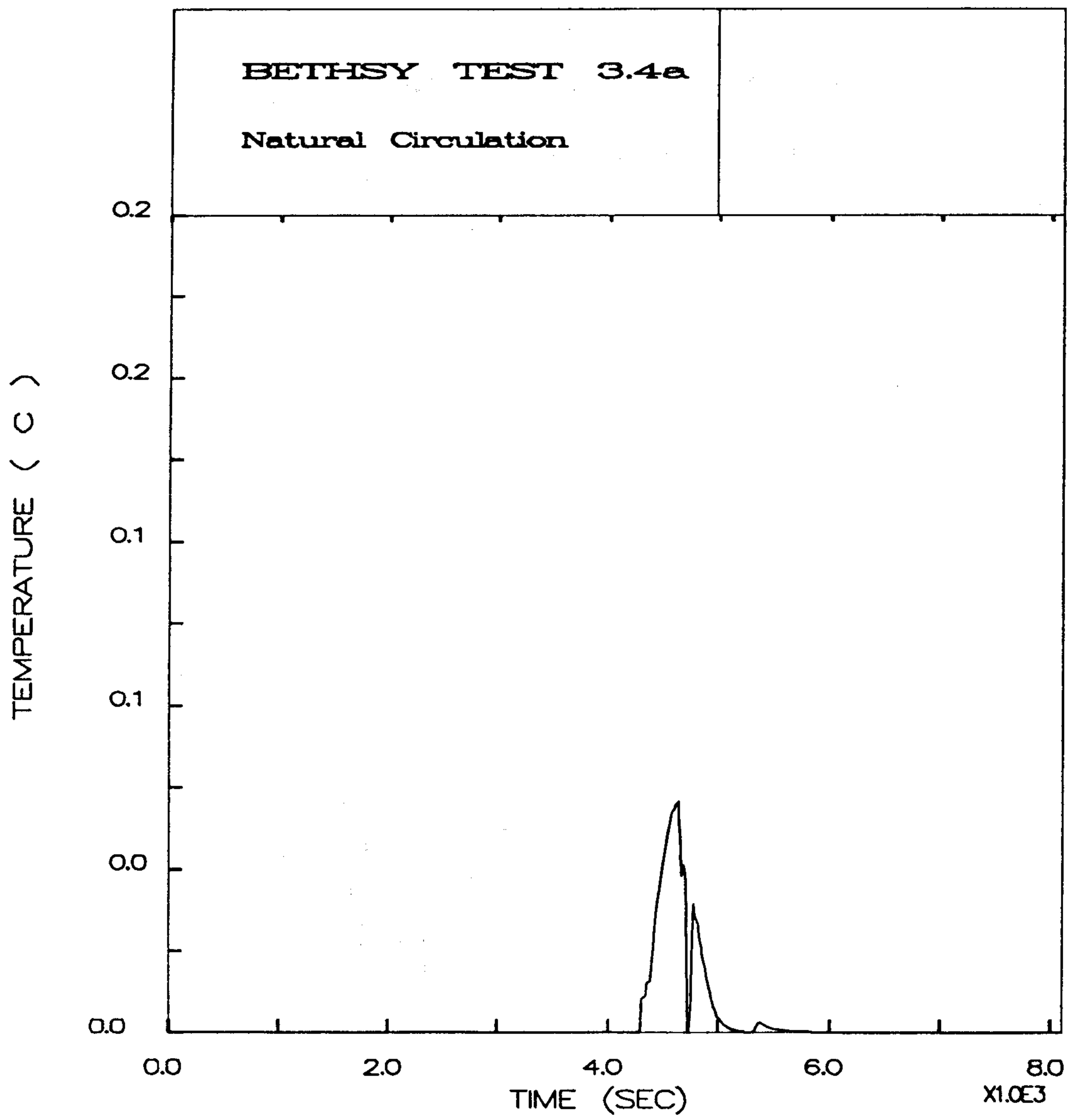


그림 4.45. 단상자연대류의 고온관1의 기포율(BCIC)

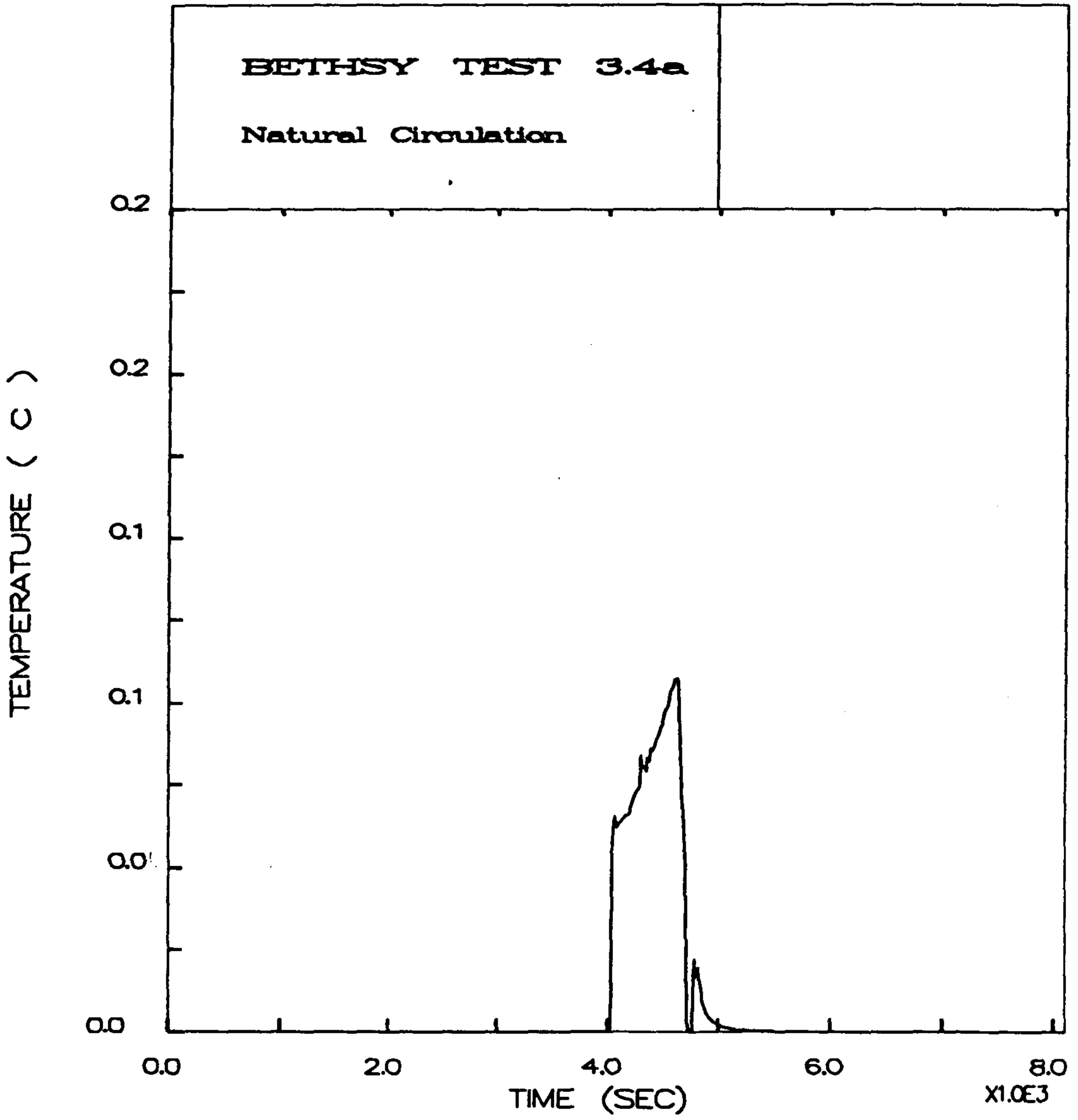


그림 4.46. 단상자연대류의 고온관2의 기포율(BCIG)

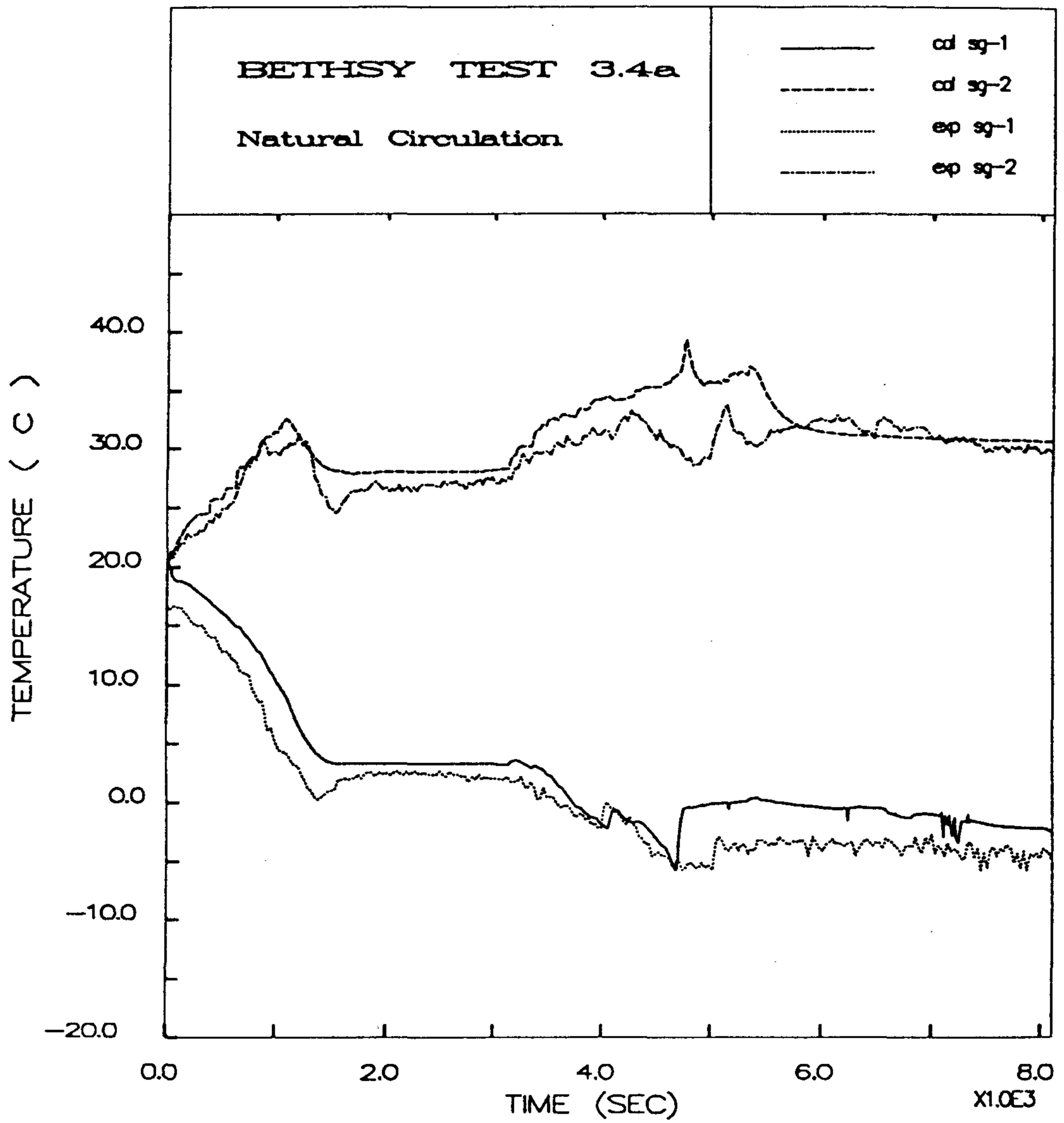


그림 4.47. 단상자연대류의 증기발생기 전열관의 입출구 온도차이

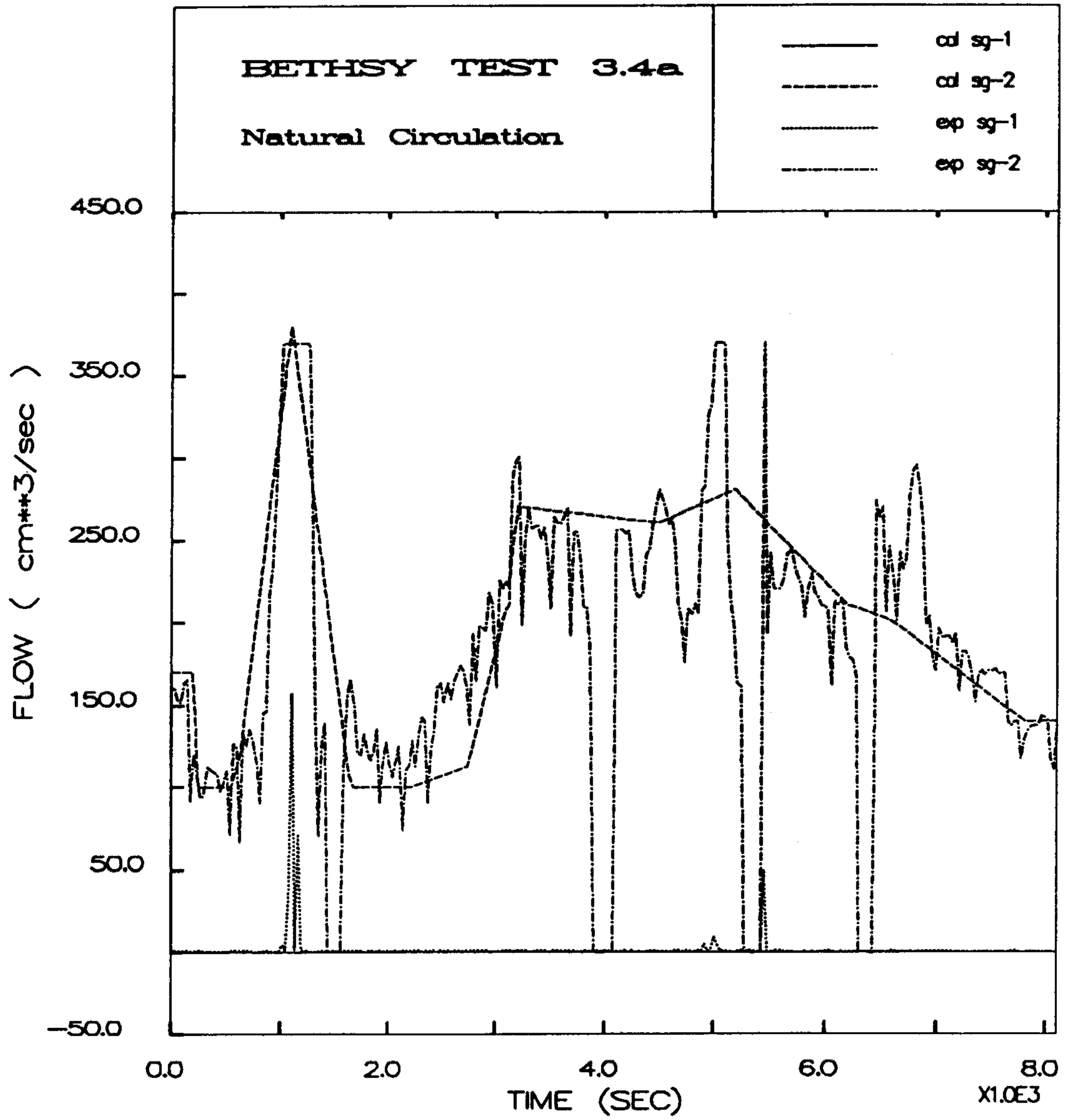


그림 4.48. 단상자연대류의 주급수량

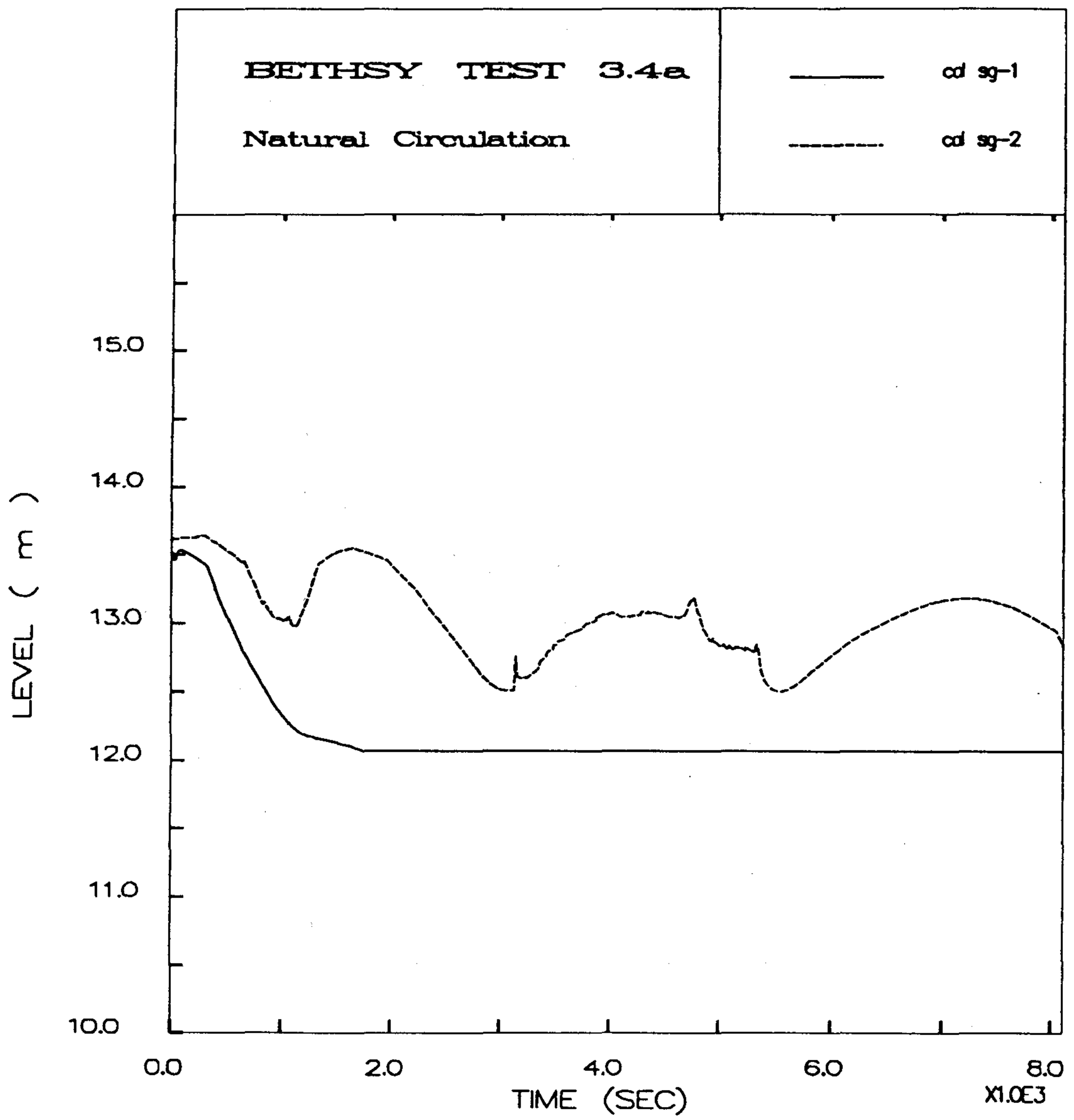


그림 4.49. 단상자연대류의 증기발생기 수위변화

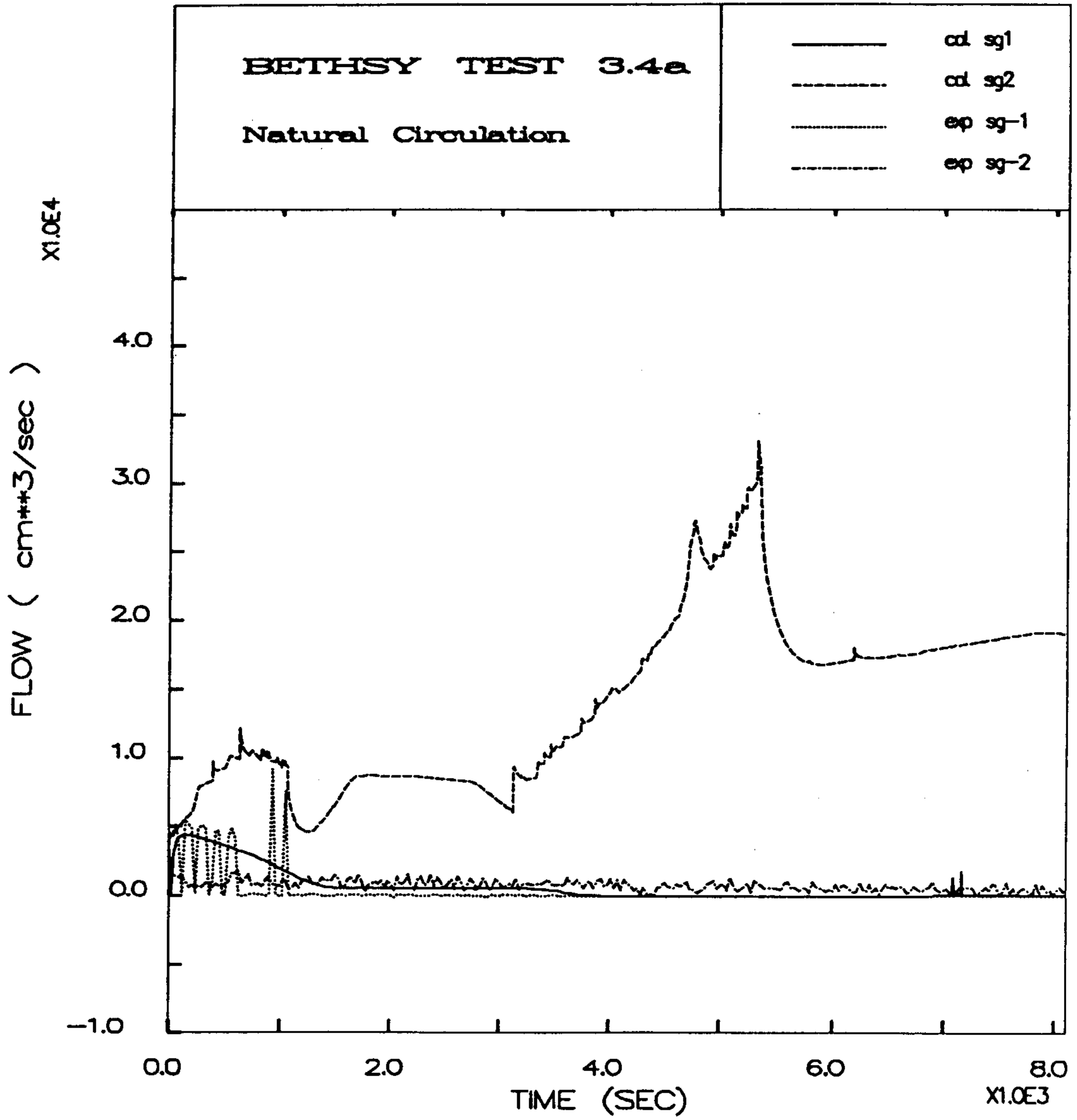


그림 4.50. 단상자연대류의 증기발생기의 증기유량



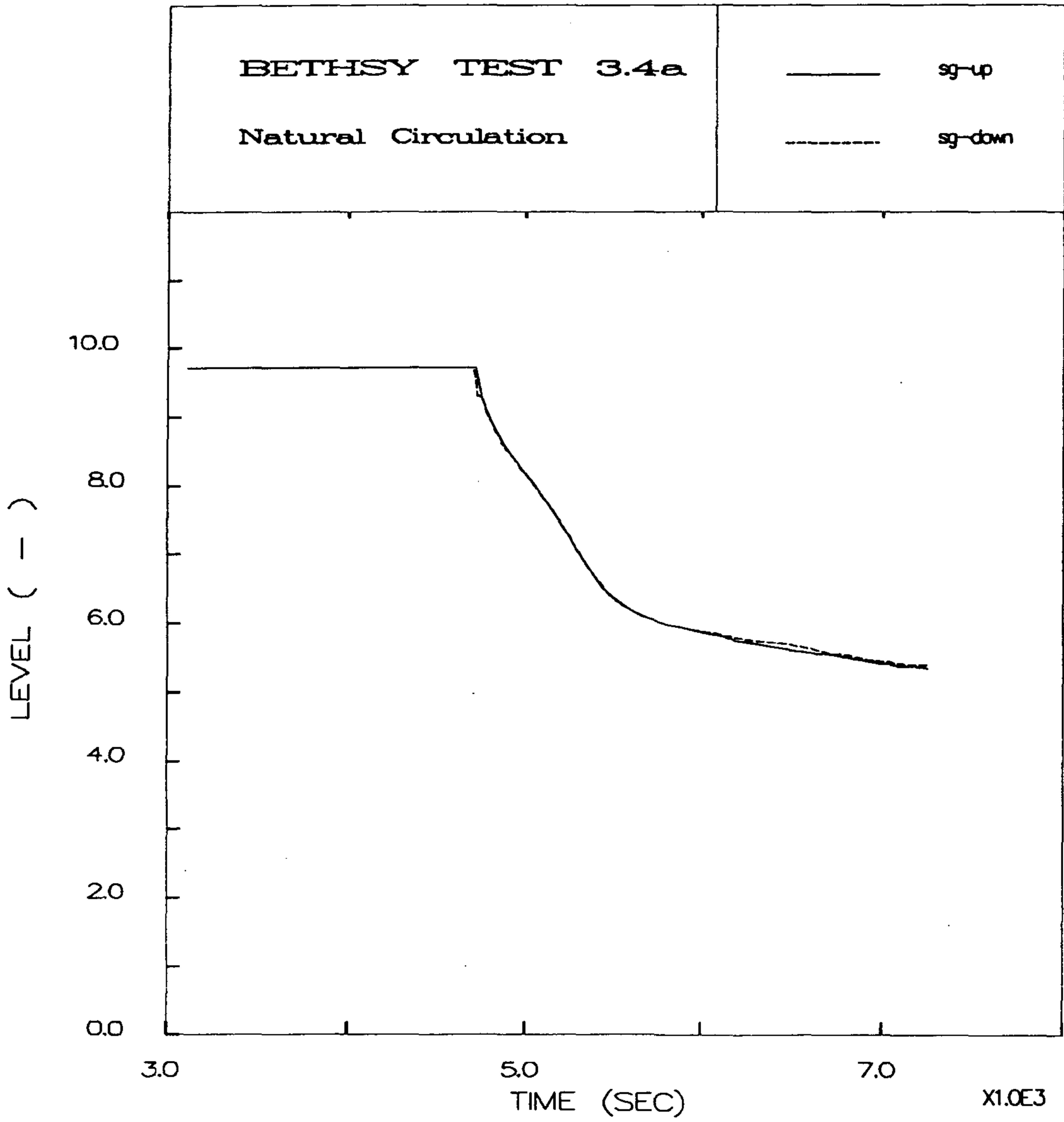


그림 4.51. 단상자연대류의 SGI 전열관의 Collapsed 수위

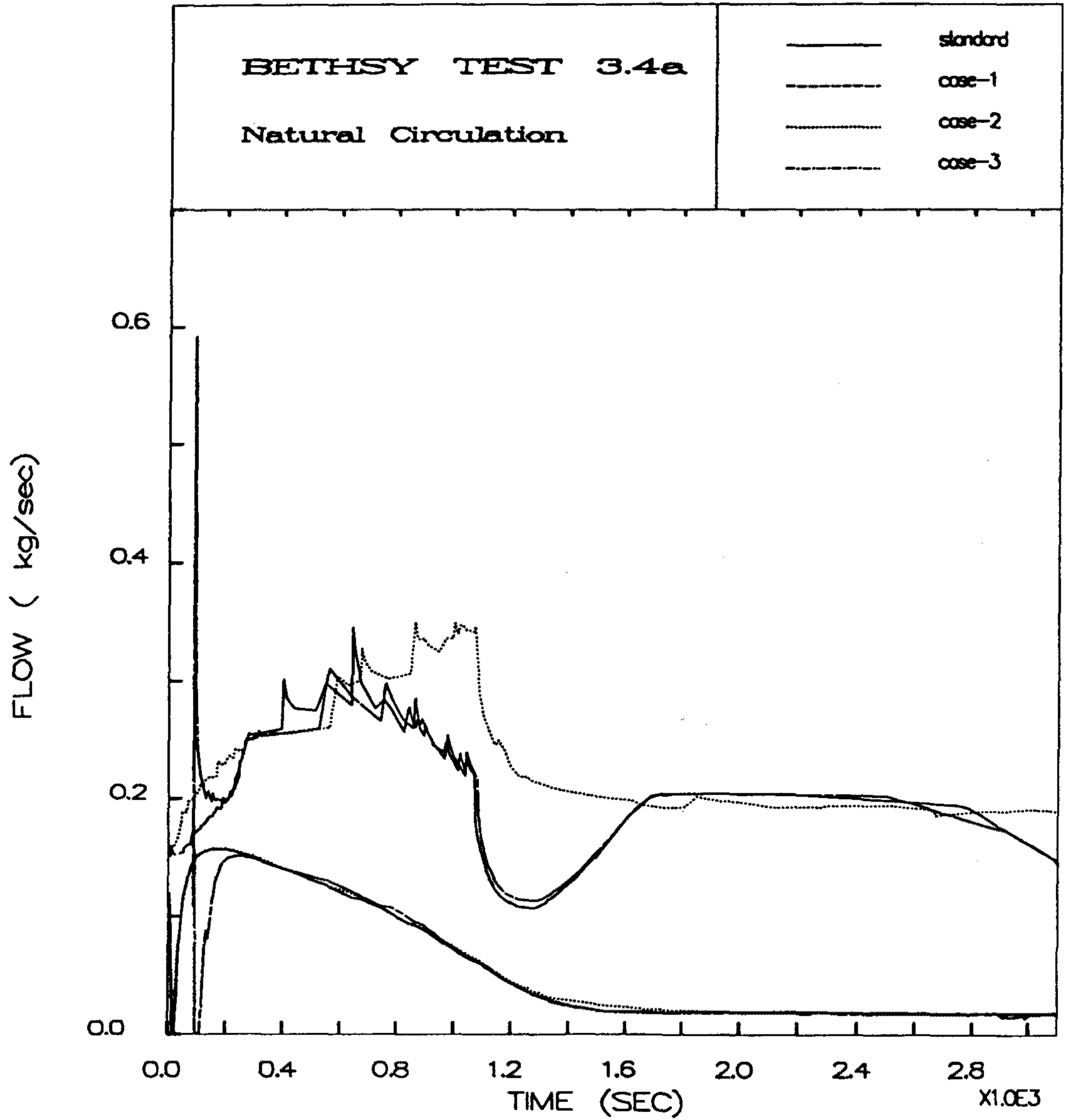


그림 4.52. 단상자연대류의 민감도 분석시 저온관1 온도

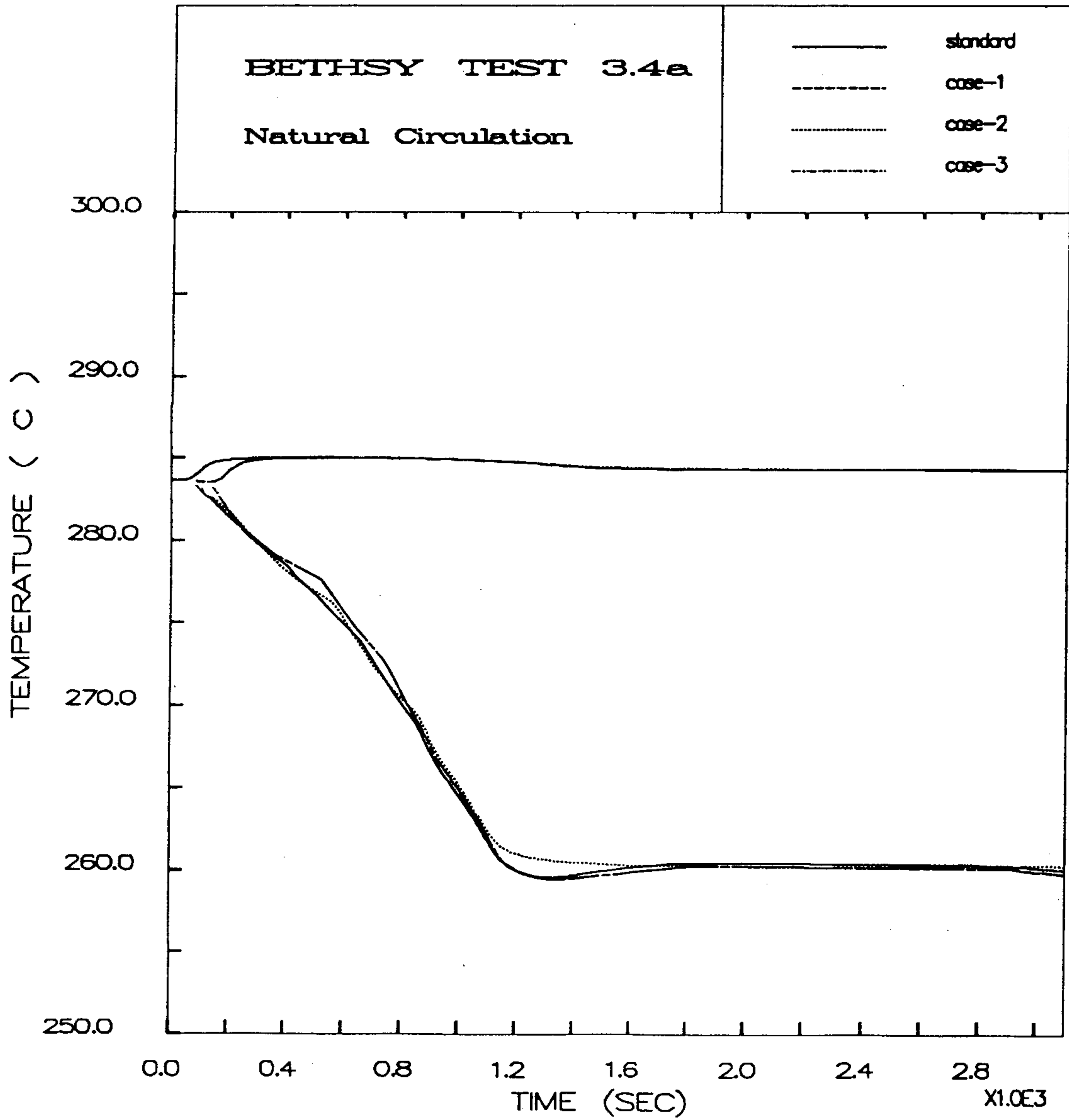


그림 4.53. 단상자연대류의 민감도 분석시 고온관 유체속도

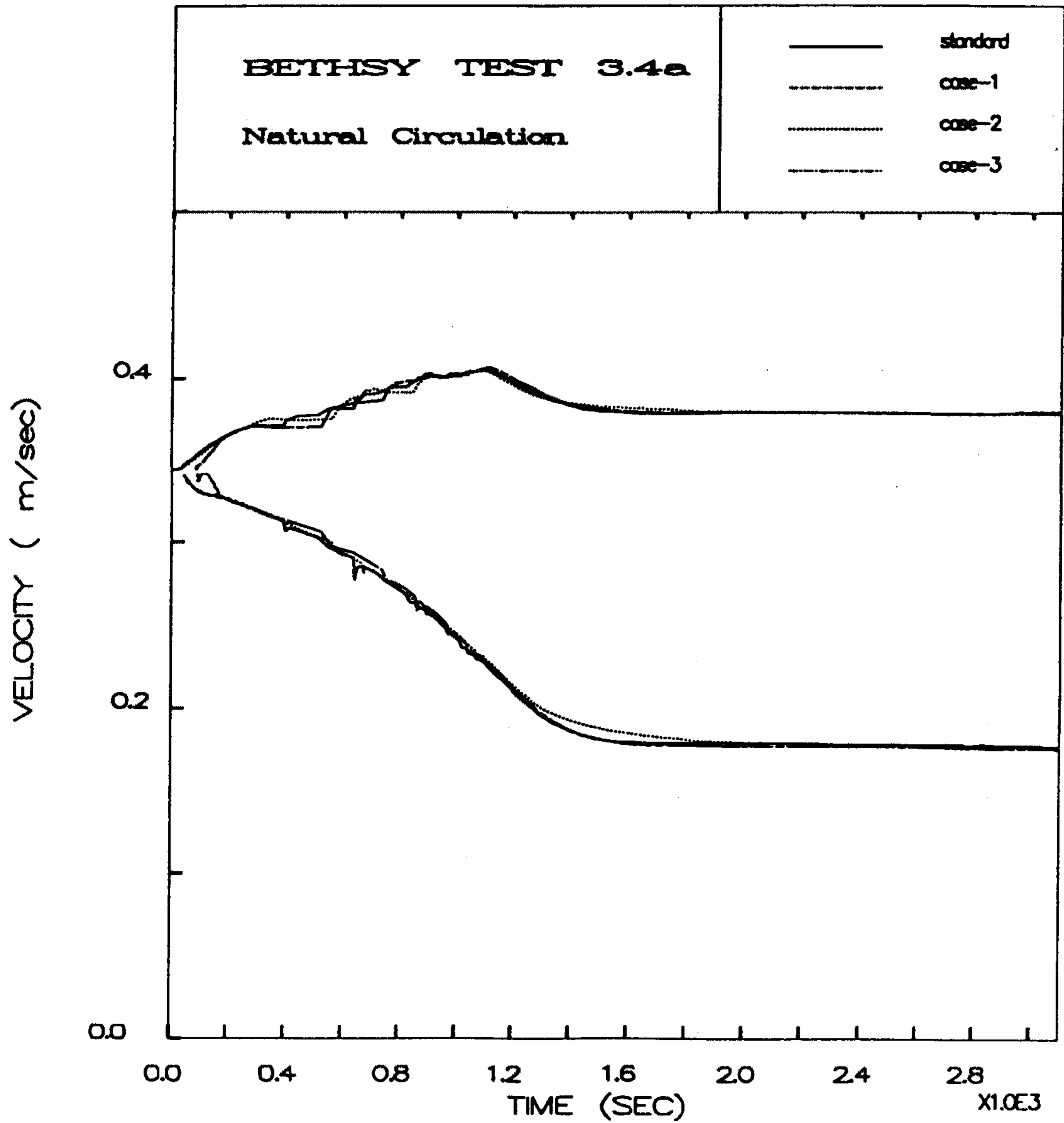


그림 4.54. 단상자연대류의 민감도 분석시 증기발생관 증기유량

표 4.2. 단상 자연대류 실험의 종류

Phase	Actions	Characterization	
		Primary	Secondary
1	Cooling by SG2 and SG3	Single Phase	Isolated SG1
2	Cooling by SG2 and SG3	Two Phase	Isolated SG1
3	Cooling by SG2 and SG3	Two Phase to	Isolated SG1
	Filling of Primary	Single Phase	
4	Cooling by Only SG3	Single Phase	Isolated SG1 and SG2

표 4.3. 단상 자연대류 실험의 초기조건

변 수	평 균 값
노심출력(kw)	883
RGS압력(bar)	155.8
가압기 수위(m)	6.13
가압기 온도(℃)	341.3
노심 입구온도(℃)	280.6
노심 출구온도(℃)	301.6
하향통로 유량(cm <sup>3</sup> /s)[kg/sec]	9087[7.50]
Loop1 :	
고온관 압력(bar)	155.6
고온관 입구 평균온도(m/s)	0.326
고온관 입구온도(℃)	302.6
저온관 출구 평균유속(m/s)	0.304
저온관 출구온도(℃)	283.1
증기발생기 입구측 온도(℃)	302.1
증기발생기 출구측 온도(℃)	283.5
고온관 냉각재 유량(kg/sec)	2.55
Loop2 :	
고온관 압력(bar)	156.5
고온관 입구 평균유속(m/s)	0.332
고온관 입구온도(℃)	303.4
저온관 출구 평균유속(m/s)	0.282
저온관 출구온도(℃)	281.3
증기발생기 입구측 온도(℃)	303.3
증기발생기 출구측 온도(℃)	284.3
고온관 냉각재 유량(kg/sec)	2.60
Loop3 :	
고온관 압력(bar)	156.4
고온관 입구 평균온도(m/s)	0.330
고온관 입구온도(℃)	301.6
저온관 출구 평균유속(m/s)	0.304
저온관 출구온도(℃)	281.6
증기발생기 입구측 온도(℃)	301.7
증기발생기 출구측 온도(℃)	283.7
고온관 냉각재 유량(kg/sec)	2.58

표 4.3. 단상 자연대류 실험의 초기조건(계속)

변 수	평 균 값
SG1 :	
압력(bar)	69.4
수위(m)	13.56
급수유량(cm <sup>3</sup> /s)	116.9
급수온도(℃)	14.4
증기유량(kg/sec)	0.0736
Upper head 온도(℃)	282.6
총 유체질량(kg)	908.8
SG2 :	
압력(bar)	69.3
수위(m)	13.63
급수유량(cm <sup>3</sup> /s)	107.4
급수온도(℃)	14.0
증기유량(kg/sec)	0.0408
Upper head 온도(℃)	282.8
총 유체질량(kg)	930.1
SG3 :	
압력(bar)	69.2
수위(m)	13.56
급수유량(cm <sup>3</sup> /s)	107.4
급수온도(℃)	13.8
증기유량(kg/sec)	-
Upper head 온도(℃)	282.4
총 유체질량(kg)	903.8

표 4.4. 안전주입으로 공급된 질량의 분포도

Location	Mass(kg)
Primary system	208.0
Pressurizer	112.0
Pressure vessel	7.0
Hot leg1	0.8
SG1 tube(upstream)	41.0
SG1 tube(downstream)	39.0
Crossover leg1	5.2
Cold leg1	<0.1
Hot leg2	<0.1
SG2 tube(upstream)	<0.2
SG2 tube(downstream)	0.0
Crossover leg2	1.8
Cold leg2	<0.1
Hot leg3	<0.1
SG3 tube(upstream)	<0.1
SG3 tube(downstream)	<0.1
Crossover leg3	<0.1
Cold leg3	0.0



표 4.5. 단상 자연대류 실험결과 요약

	Phase 1	Phase 2	Phase 3
01(kg/s)	1.10	-	-
02(kg/s)	2.85	3.0	1.70
03(kg/s)	2.95	3.0	3.60
W1(kw)	18	-	-
W2(kw)	420	430	35
W3(kw)	440	430	855

표 4.6. 단상자연대류 실험의 정상상태 실험치와 계산값 비교

변 수	실 험 값	계 산 값
Core Power(kw)	883(874-890)	882
PZR Pressure(MPa)	15.68(15.49-15.67)	15.53
PZR Temperature(℃)	341.3(340.2-342.3)	344.87
PZR Water Level(m)	4.37(4.27-4.41)	4.30
Upper Head Temp.(℃)	300.5(299.7-301.2)	302.07
Core Inlet Temp.(℃)	280.6(279.3-281.2)	283.90
Core Outlet Temp.(℃)	201.6(300.6-302.1)	305.41
Downcomer Flow(kg/sec)	7.5(6.66-8.25)	8.24
Upper Head Bypass Flow(kg/sec)	0.15	0.15
Loop1		
Hot Leg Pressure(MPa)	15.66(15.57-15.74)	15.59
Hot Leg Velocity(m/sec)	0.326(0.255-0.375)	0.345
Hot Leg Temp.(℃)	302.6(301.4-303.1)	305.37
SG Inlet Temp.(℃)	302.1(300.9-302.6)	305.35
SG Outlet Temp.(℃)	283.5(283.0-284.0)	285.00
Cold Leg Temp.(℃)	283.1(282.8-283.5)	283.63
Cold Leg Velocity(m/sec)	0.304(0.260-0.341)	0.325
Loop2		
Hot Leg Pressure(MPa)	15.65(15.54-15.73)	15.58
Hot Leg Velocity(m/sec)	0.332(0.225-0.358)	0.345

표 4.6. 단상자연대류 실험의 정상상태 실험치와 계산값 비교(계속)

Hot Leg Temp.(℃)	303.4(302.6-304.8)	305.37
SG Inlet Temp.(℃)	303.3(301.9-303.8)	305.32
SG Outlet Temp.(℃)	284.3(284.0-284.5)	284.33
Cold Leg Temp.(℃)	281.3(281.1-281.6)	283.50
Cold Leg Velocity(m/sec)	0.282(0.235-0.325)	0.325
Loop3		
Hot Leg Pressure(MPa)	15.64(15.55-15.73)	15.59
Hot Leg Velocity(m/sec)	0.330(0.298-0.398)	0.344
Hot Leg Temp.(℃)	301.6(300.2-301.9)	305.37
SG Inlet Temp.(℃)	301.7(300.2-300.4)	305.32
SG Outlet Temp.(℃)	283.6(281.3-284.2)	284.99
Cold Leg Temp.(℃)	281.6(281.3-281.8)	283.56
Cold Leg Velocity(m/sec)	0.304(0.248-0.349)	0.325
SG1		
Perssure(MPa)	6.94(6.92-6.98)	6.88
Water Level(m)	13.56(13.50-13.60)	13.52
Steam Flow(kg/sec)	0.0736(0.0223-0.132)	0.1081
Riser Inlet Temp.(℃)	279.1(278.2-279.9)	282.14
Upper Head Temp.(℃)	282.6(282.3-283.0)	287.44
Total Mass(kg)	908.0(897.6-917.8)	905.59

표 4.6. 단상자연대류 실험의 정상상태 실험치와 계산값 비교(계속)

SG2		
Perssure(MPa)	6.93(6.92-6.97)	6.88
Water Level(m)	13.63(13.60-13.65)	13.61
Steam Flow(kg/sec)	0.0408(0.0184-0.0672)	0.010186
Riser Inlet Temp.(℃)	281.4(280.9-282.1)	281.95
Upper Head Temp.(℃)	282.8(282.5-283.3)	284.77
Total Mass(kg)	903.1(922.1-936.0)	853.65
SG3		
Pressure(MPa)	6.92(6.90-6.95)	6.88
Water Level(m)	13.56(13.50-13.58)	13.52
Steam Flow(kg/sec)	-	0.1077
Riser Inlet Temp.(℃)	279.9(279.2-280.4)	282.14
Upper Head Temp.(℃)	282.4(282.3-282.8)	284.77
Total Mass(kg)	903.8(895.4-909.1)	853.45

표 4.7. 단상자연대류실험 계산시 CPU Time과 실시간 비교

항 목	CRAY 2S	Solborne 5/604	SUN 4/370
Real Time(sec)	9855.37	9974.12	10131.98
CPU Time(sec)	7375.4	1.0389E5	1.4324E5
No. of Total Iteration			
Primary Side	9258	9655	9430
Secondary Side	5874	9720	11367
No. of Time Step			
Primary Side	1480	1850	1920
Secondary Side	1765	2456	2643
CPU Time/Real Time	0.75	10.42	14.14
Total Iteration/Real Time			
Primary Side	0.94	0.97	0.93
Secondary Side	0.60	0.97	1.12
Total Iteration/CPU Time			
Primary Side	1.26	0.093	0.066
Secondary Side	0.80	0.094	0.079
Time Step/Real Time			
Primary Side	0.15	0.19	0.19
Secondary Side	0.18	0.25	0.26

## 마. CATHARE 전산코드의 Volume 모델에 관한 검토(7)

CATHARE 전산코드의 Volume 모델은 여러개의 연결접합점을 가진 Capacity를 모의하기 위해 사용되는 것으로 이상유동이나 혼합유동뿐만 아니라 층상유동(stratified flow)에 대한 여러 경우를 모두 기술하도록 되어 있다. 단, 연결점에서의 속도에 비해 Volume 내부의 속도는 무시할 수 있을 정도로 작으며, Volume 내부에서는 중력에 비해 관성력(inertia force)은 무시할 수 있을 만큼 작다는 가정으로 운동량보존 방정식을 단순화 시켰다.

### (1) 모델 기술

Volume은 2개의 node, 즉 기체영역 및 액체영역이 그림 4.55에서와 같이 상분리되어 액체영역의 수위(separation level,  $Z_c$ )를 유지하는 경우를 가상하여 이상유동 모델을 적용하고, 열전도가 일어나는 벽면과 유동의 계산은 결부되어 있다. 그림 4.56은 여러 방향의 Junction이 Volume에 연결되어 있을 경우 지배방정식을 세우기 위한 기하학적 특성을 나타내는데, 여기에서  $Z_{bout,j}$ 는 Junction이 Volume 내부까지 통과하여 연결된 경우 그 통과 길이를 나타내는 것으로 이는 Volume 표면에서 속도를 계산하는 것과 Junction 끝에서 계산하는 것이 다르다는 점을 보상하기 위함으로 풀이된다.

### (2) 지배방정식의 적용

그림 4.57은 지배방정식을 구성하는 변수들의 의미를 간략하게 나타내는 것으로 액체 엔탈피( $H_l$ ), 기체 엔탈피( $H_g$ ) 및 기포율( $\alpha$ )은 각 영역에서 일정한 값으로 표현되고, 각 영역의 압력은 각 영역 중간지점을 기준으로 정의된다. 각 영역에서는 각 상에 대한 질량 보존식 2개(액상, 기상), 에너지 보존식 2개(액상, 기상), 그리고 Volume 전체에 운동량 보존식 1개를 적용하

므로 비응축성 기체(noncondensable gas)가 없는 경우에 아래 9개의 변수로 표시된다:

$$(\alpha^+, P^+, Hl^+, Hv^+, \alpha^-, P^-, Hl^-, Hv^-, Zc).$$

Junction에서는 2개의 운동량 보존방정식(액상, 기상)이 나타난다. 지배방정식에서 Junction에서의 상분포를 나타내기 위해  $\beta_{k,j}$ 를 정의하여 이용한다(그림 4.58 참조):

$$\beta_{k,j} = \frac{\text{Junction } j \text{에서 } \mathcal{Q}\text{-영역으로 출입하는 } k\text{상(phase } k)\text{의 유동량}}{\text{Junction } j \text{에서 } k\text{상(phase } k)\text{의 총유동량}}$$

그리고 그림 4.58에서와 같이 각종 전달항에는 각 영역내에서 상간의 열전달( $q_{le}, q_{ve}$ )과 두개의 영역사이, 즉 수위면( $Z = Zc$ )에서의 질량전달( $\phi_{il}, \phi_{iv}$ ) 및 에너지 전달( $G_l, G_v$ )이 모두 고려되어 있는데,  $G_l$ 은 기체영역에서 액체영역으로 떨어지는 droplet에 의한 에너지 전달을 의미하며  $G_v$ 는 액체영역에서 기체영역으로 상승하는 기포(bubble)에 의한 에너지 전달을 의미한다.

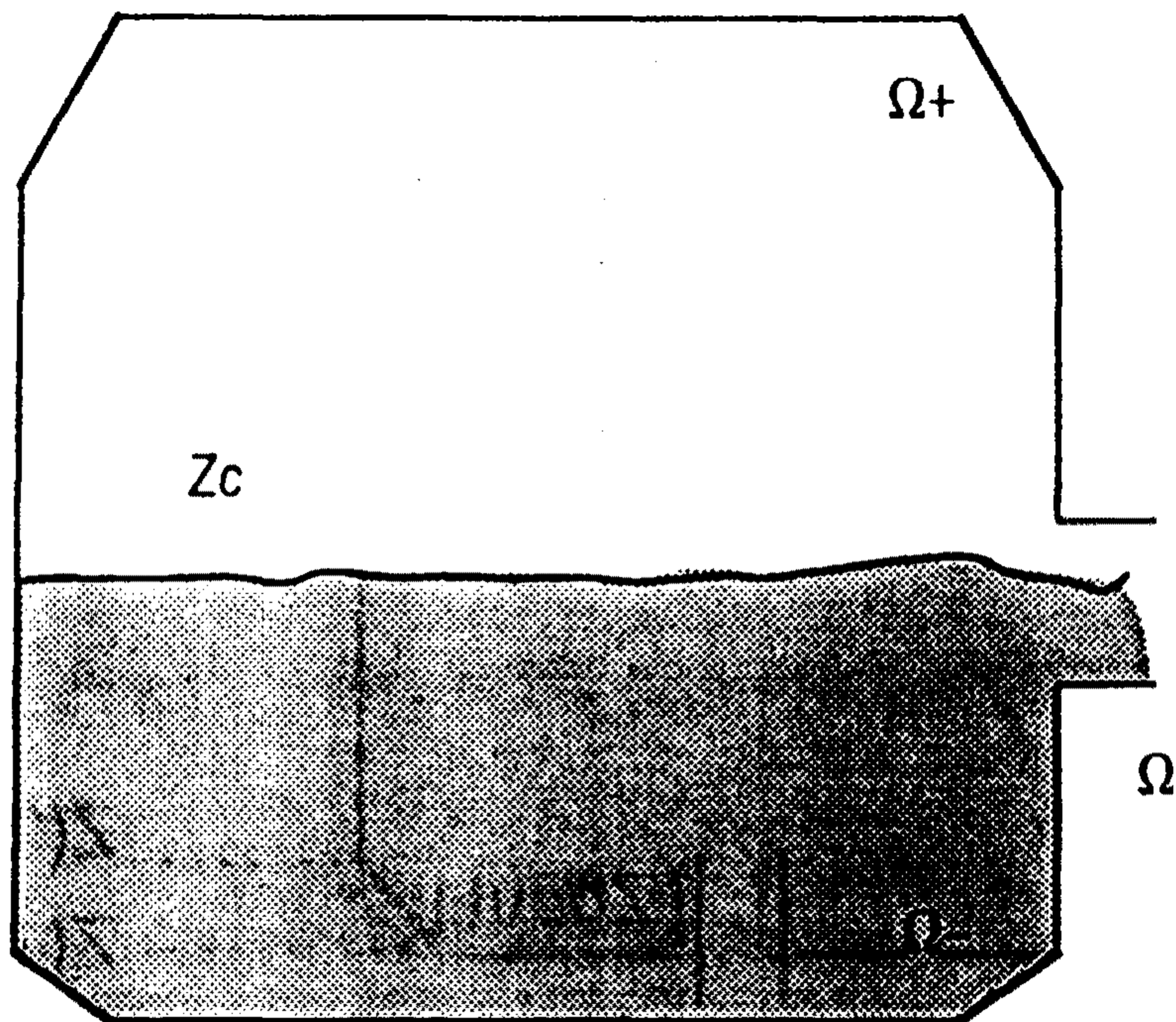
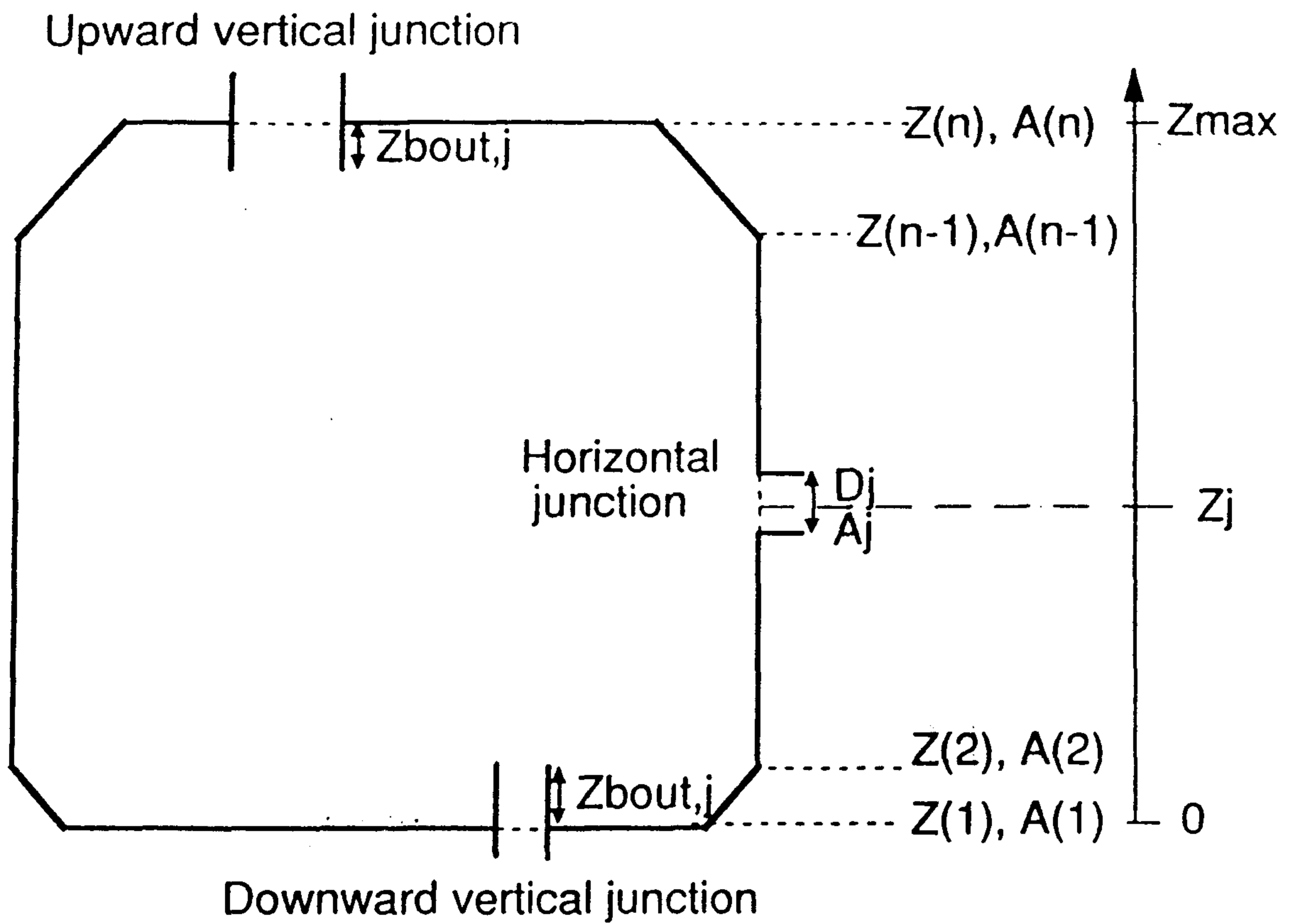


그림 4.55. Volume 모델의 Node 구분





- **Volume:**
    - $Z_{max}$  total height
    - $A(Z)$  cross-section area (cylindrical or conical)
- $A(Z) (Z(1), Z(2), \dots, Z(i), \dots, Z(n))$

그림 4.56. Volume 모델의 기하학적 특성

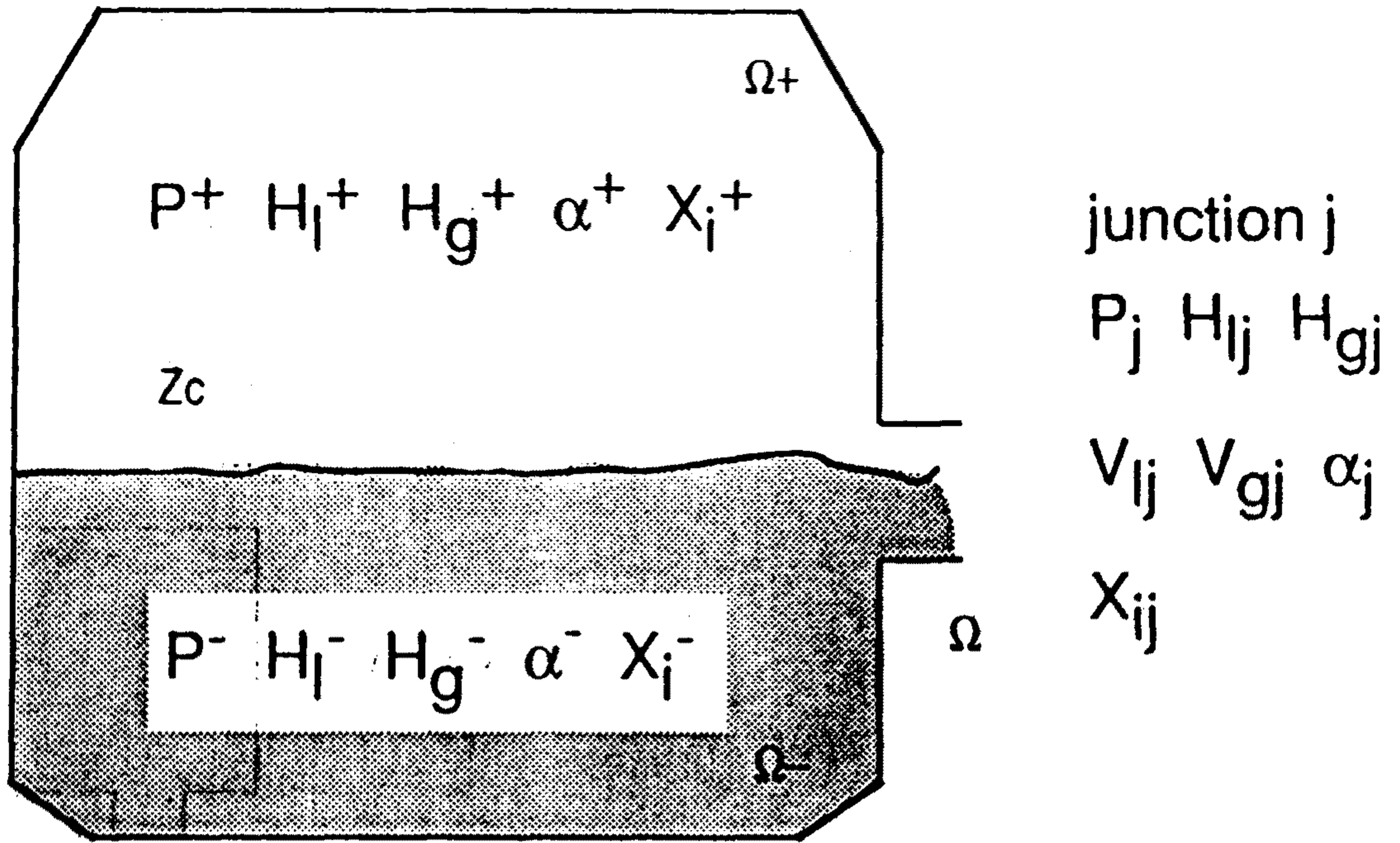


그림 4.57. Volume 모델을 구성하는 변수들의 정의

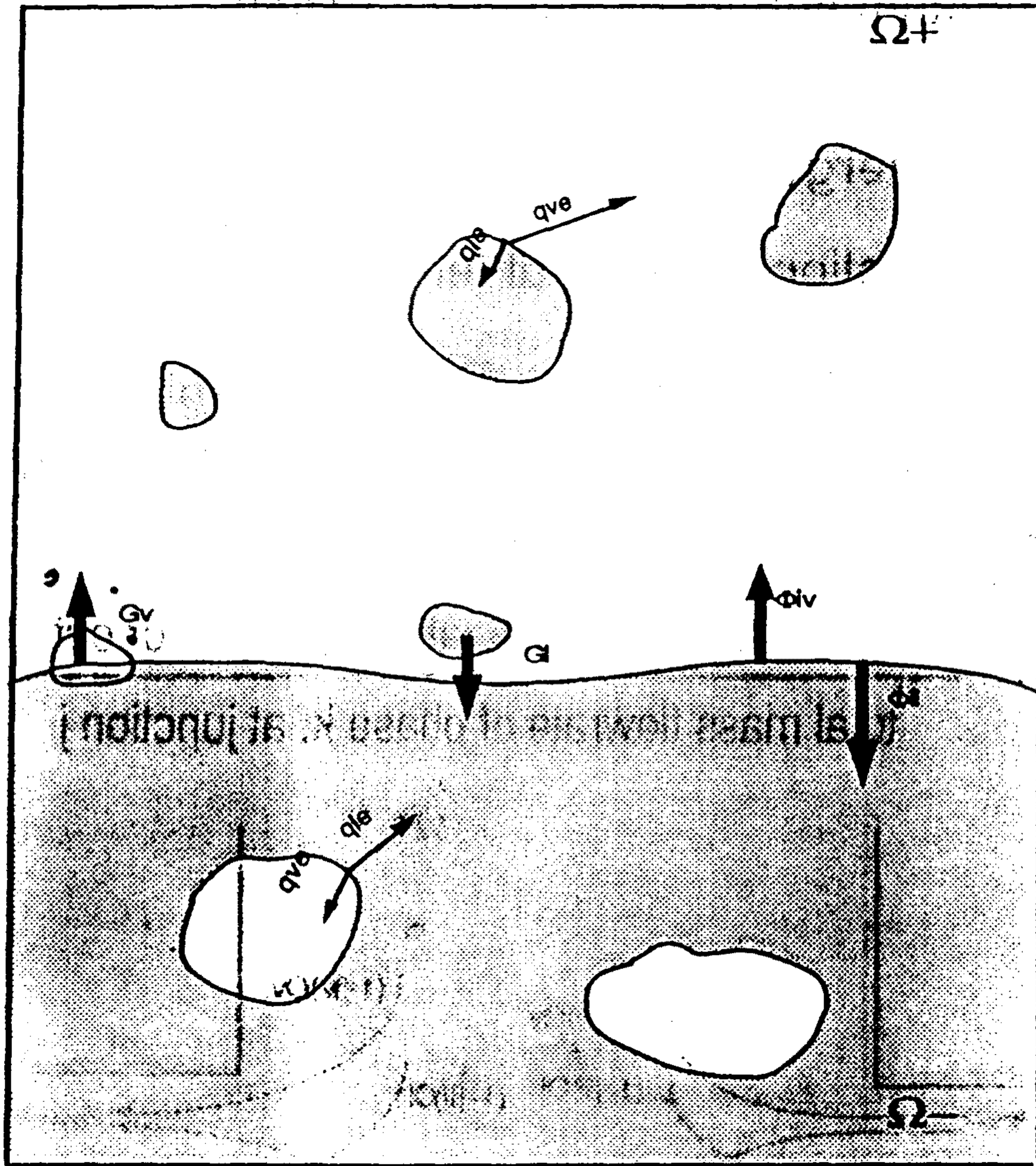


그림 4.58. Volume 모델 지배 방정식에 쓰인 각종 전달항

바. CATHARE 전산코드의 계면마찰(interfacial friction)에 대한 검토(3)

CATHARE에서 계면마찰의 일반적인 형태는 다음과 같다.

$$\tau_i = A \cdot \rho \cdot DV_2 \cdot k(\alpha)$$

where

A is a friction coefficient

$\rho$  is a volumetric mass

$DV_2$  is the square of a velocity difference

$k(\alpha)$  is a numerical smoothing function

· Velocity difference  $DV_2$

$$DV_2 = (\Delta V^2 + V_0^2) \text{sign}(\Delta V) \quad \text{if } |\Delta V| > V_0$$

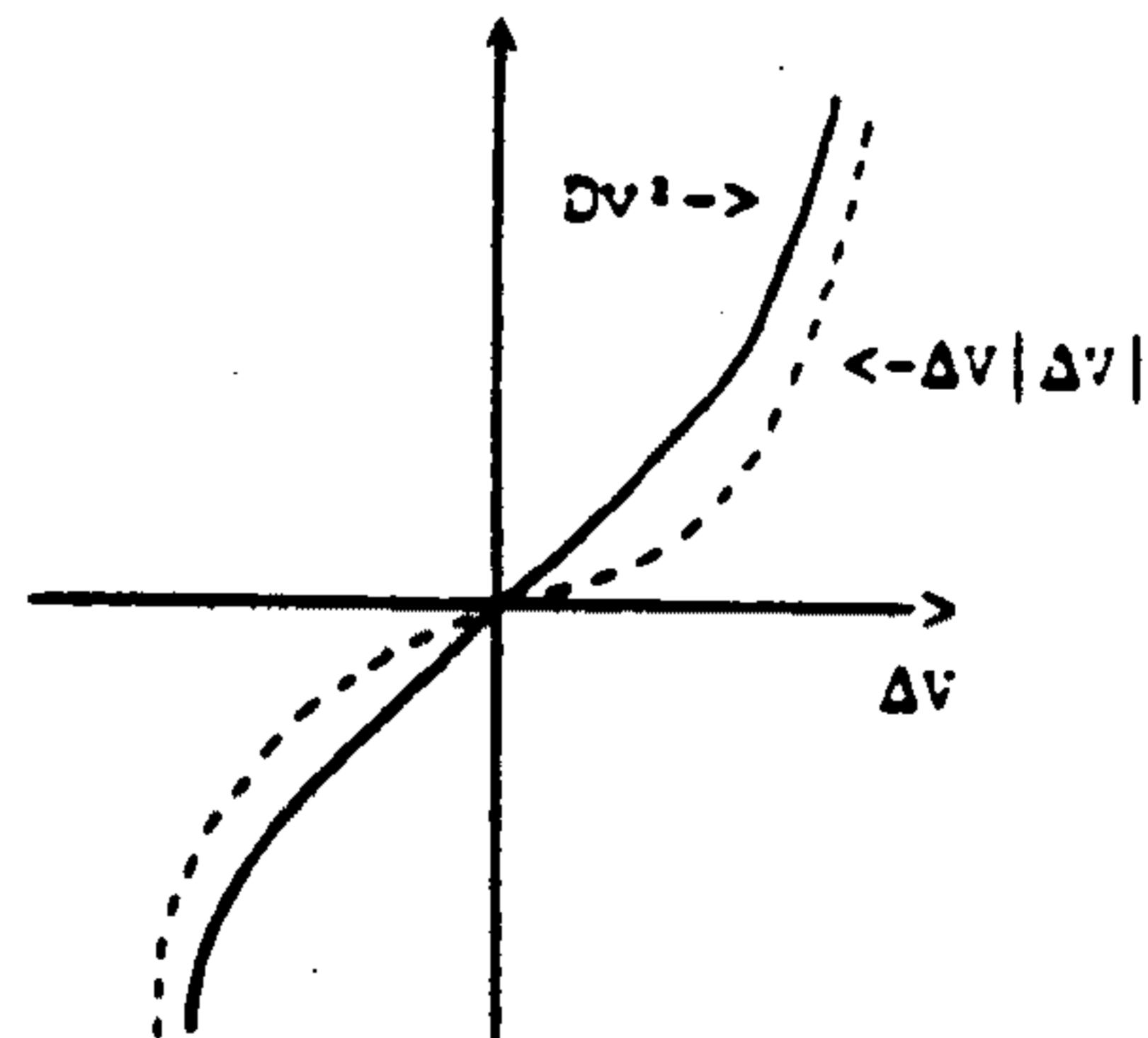
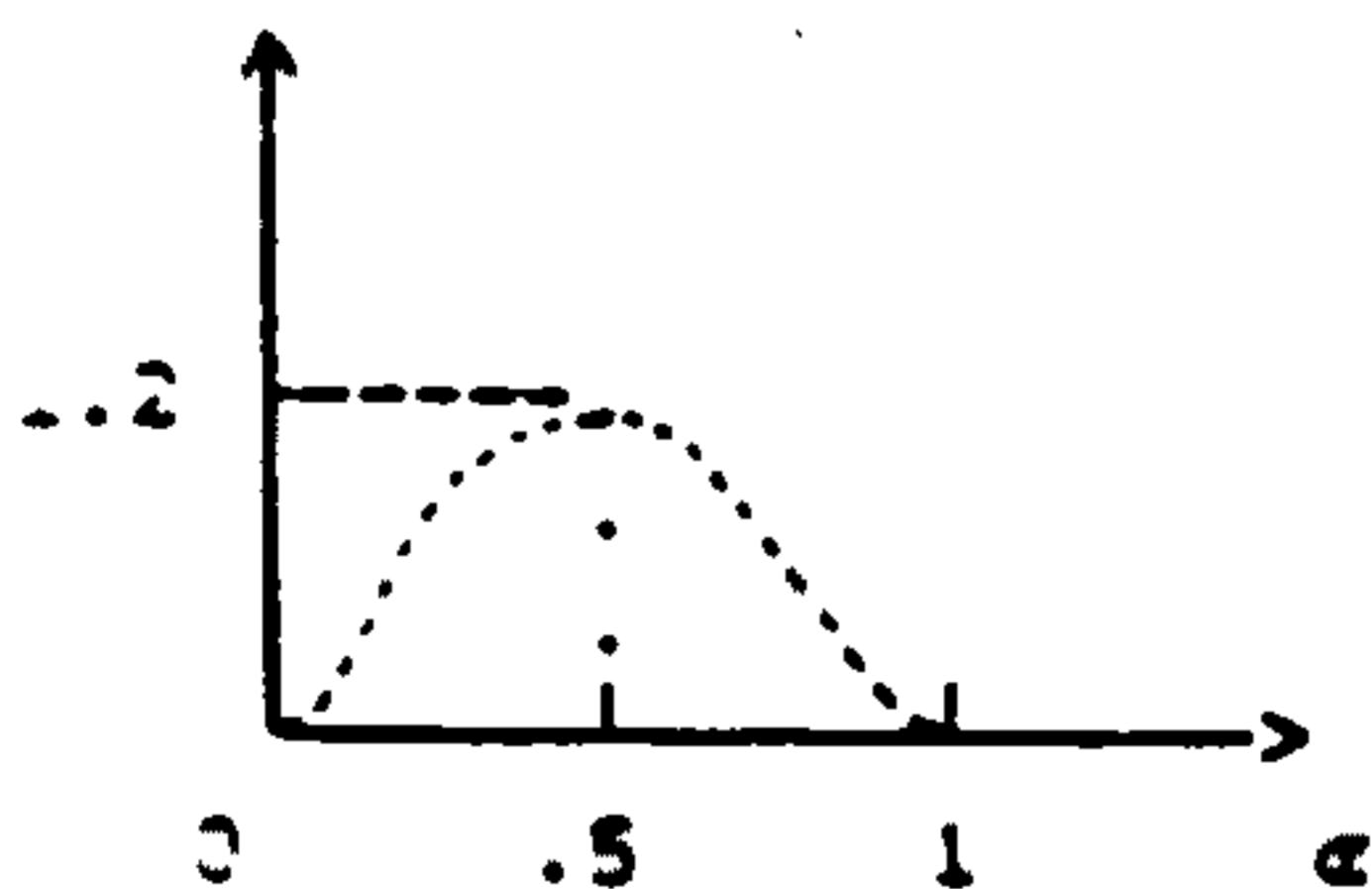
$$DV_2 = 2 V_0 \Delta V \quad \text{if } |\Delta V| \leq V_0$$

$$\text{with } \Delta V = V_g - C_k V_l$$

$$V_0 = 0.2 \text{ m/s}$$

$$C_k = 1 + 1.6 \alpha^{1.5} (1-\alpha)^{1.5}$$

$$k(\alpha) = 1 + \frac{10^{-7}}{\alpha^3} + \frac{3 \times 10^{-15} P}{(1-\alpha)^3}$$



이 식은 난류유동에 대한 일반적인 식으로 계수  $Ck$ 는 기포 분포효과를 고려하기 위해 Wallis drift flux 모델[8]에서 유도된 것이다. 이 식을 기준으로 적용대상의 특성에 따라 적절하게 사용한다.

(1) 비층상유동(Nonstratified flow)

비층상유동에서는 pipe, 봉다발(rod bundle) 및 annuli 형상에서 다음과 같이 각각 다른 식을 적용하는데, 봉다발 형상에서는 막대한 양의 실험자료를 분석하여 얻은 식으로 노심과 증기발생기의 봉다발에서 공히 시험된 식이다. 그리고 annuli 형상에서  $R_{cv}$ 는 vertical CANNON 실험에서 기포율이 작은 경우의 실험결과에서 유도되었으며,  $R_{cr}$ 은 CREARE downcomer 실험[9]에서 Reflooding curve를 fitting하여 얻은 값이다.

$$\tau_{iNs} = (\tau_{i1} + \tau_{i2}) k(\alpha)$$

For pipe geometry

$$\tau_{i1} = \frac{K_L \rho_L + K_g \rho_g}{L} \alpha(1-\alpha)^{3.6} DV_2$$

$$K_g = 29$$

$$K_L = F_\mu^{0.25} f_L$$

$$L = \sqrt{\sigma/g\Delta\rho} \quad F_\mu = \frac{\mu_L}{\sqrt{\rho_L \sigma L}}$$

$$L = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{D_N^2} + \frac{1}{f_{B1}^2 L^2}}}$$

$$f_B = \alpha^3(256 - 786 \alpha') \text{ with } \alpha' = \text{Min}(\alpha, 0.25)$$

$$f_{B1} = 1.3 + 15.7 f_B$$

$$f_L = 2.81 + 34(L/D_H)^5(6 - 5L/D_H)$$

L represents the maximum bubble size.

For rod bundle geometry

$$\tau_{i1} = \left\{ \frac{K_L' \rho_L + K_g' \rho_g}{f_{B2} L} + \frac{Cf_v}{D_H} \right\} \alpha(1-\alpha)^{PK} DV_2$$

$$f_{B2} = 2.13 \times 10^{-2} + 0.9787 f_B$$

$$K_L' = 1.063 \times 10^{-2} \quad K_g' = 0.752 \quad Cf_v = 37.045$$

$$PK = 2 + 0.488 \exp[-273 \rho_G / \rho_L]$$

For annuli

$$\tau_{i1} = [f_{an} R_{CR} + (1 - f_{an}) R_{CV}] \alpha(1 - \alpha)^{3.6} DV_2$$

$$R_{CR} = 28.3 \frac{\rho_G}{D_{HT}}$$

with  $D_{HT}$  being the external diameter

$$R_{CV} = \frac{0.03 \rho_L + 4.6 \rho_G}{L}$$

$$f_{an} = \alpha^2(12 - 16\alpha) \text{ when } \alpha < 0.5$$

$$f_{an} = 1 \quad \text{when } \alpha \geq 0.5$$

혹은 다음 상관식을 쓴다.

$$\tau_{is} = \frac{2 \times 10^{-2}}{\pi} \frac{\sqrt{\alpha(1-\alpha)}}{D_h} [1 + 75(1-\alpha)] \rho_g DV_2 k(\alpha)$$

## (2) 층상유동(stratified flow)

층상유동의 경우는 ECTHOR 실험결과 [3]를 분석하여 다음 상관식을 사용한다.

$$\tau_{i2} = 0.75 \alpha(1-\alpha) \frac{\rho_G}{D_H} \left[ 1 + \frac{C_d D_H}{\delta} E \right] DV_2$$

여기에서 층상과 비층상 유동은 참고문헌[3] 기준에 따라 구별한다. 천이 영역(transition flow)에서의 계면마찰계수는 두 유동영역 계수값을 층상계수(stratified ratio)로 지수적으로 내삽하여 근사한다.

## 2. ATHOS3 전산 코드[10]

### 가. 개요

ATHOS3(Analysis of the thermal Hydraulic of Steam Generators Version 3) 전산코드는 가압경수형 원자로의 증기 발생기에서

발생하는 열수력적 정상 및 과도상태의 3차원 분석코드로서 입력 변수의 변화로 계산을 수행한다.

정상 상태 분석에서는 총괄변수로 표현되는 1차측 유체의 입구 온도, 순환열, 2차측 재고량, 재순환 유체의 엔탈피 및 유량 그리고 하향유로 유체의 재고량 등이 분석되며, 과도상태 분석에서는 총괄 변수들을 시간의 함수로 표현하며 1차측 유체의 온도 강하, 순환율, Shroud의 2차측 재고량, 재순환 혼합 유체의 엔탈피 및 유량, 하향 유로의 유량 및 평균 엔탈피, 하향유로의 유체수위, 1차측에서 2차측으로의 열전달율 그리고 출구의 경계조건에 따른 Steam dome의 압력 및 증기유량 등이 분석된다. 이러한 정상 및 과도상태에서의 변수들을 계산하기 위해 1차측 유체의 온도, 튜브 재질과 mid-wall의 온도, 2차측 유체(증기와 물의 혼합물)에 대한 열속, 2차측 유체의 엔탈피 및 온도, 2차측 유체의 양 및 공극율, 증기와 물의 3차원 속도분포 및 2차측 압력등이 3차원으로 해석된다.

ATHOS3 전산코드는 설계차원에서의 성능비교, 설계최적화를 위한 변수선택, 성능예측, 소규모 실험장치에서의 실험계획, 과도상태에서의 열수력 변수치 예측 및 어느 특정영역에서의 흐름분포 예측등에 이용된다. 그리고 ATHOS3 전산코드의 성능 및 한계, 수학적 모델 및 실험식, 수치해법 구조, 코드 구성 및 입력 데이터에 대한 개요는 다음과 같다.

본 장에서는 ATHOS3 전산코드의 수학적 배경, 수치해법에 이용된 Finite Difference Equations 및 실험상관식들에 대하여 자세히 설명하였다.

## (1) ATHOS3 코드의 성능 및 한계

### 1) 성능

— 그림 4.59 - 4.63와 그림 4.65에서 보여주듯이 일반적인 PWR S/G에



### 적용가능

- 그림 4.64와 같은 non-S/G에도 적용가능
- Polar 와 Cartesian coordinate system 또는 two & three dimensions
- 정상 및 과도상태 분석
- Homogeneous 또는 slip flow 모델 적용
- turbulence 모델 적용
- slip velocity, friction correlation에 대한 실험식 적용
- steam dome 압력 및 과도상태시 출구경계조건(예:증기 흐름양등) 선택
- 다음에 대한 계산 수행능력
  - 하향유로 유량
  - 열원 분포
  - 하향유로 수위
  - 1차측 입구온도
- 이미 계산된 해로부터 시간에 따라 restart 가능

### 2) 한계

- Symmetry 가정
- 급속한 과도상태는 적용무리(예:pressure wave의 영향이 중요한 부분)
- slip model은 수정 및 실험이 더 요구
- Zuber-Ishii & Bankoff driff-flux correlation option은 Lelliuche-Zolotar correlation option에 비해 active 하나 실험에 대한 검증이 미비하여 사용상 주의가 요함
- S.I.unit만 사용

## (2) 수학적 모델

- 1) 1차측과 2차측 유체사이의 열상호 작용
- 2) 2차측에서 유체는 'fully elliptic'과 3차원으로 분석
- 3) continuum approach 적용
- 4) polar & cartesian 좌표 적용
- 5) 액체와 증기간의 열평형을 가정
- 6) 단일상 및 slip 모델 적용
- 7) 고체 - 유체간의 마찰, 열전달, 상간 slip에 대한 실험식 적용
- 8) 확산 및 난류영향은 난류 모델식을 적용
- 9) tube, shell, shroud에 대한 마찰영향은 고려되며, 그외의 고체 장애물 (예:stay cylinder, baffle plates등)에 대한 마찰 영향은 무시하고 또한 단열이라고 가정
- 10) 액상이나 기상에서의 saturation properties는 steam dome 압력의 함수로 계산
- 11) 과냉 액체, 2상혼합물, 과열증기의 밀도 및 온도는 국부엔탈피와 참고 기준압력(예:steam dome의 압력)의 함수로 계산
- 12) 2차측 유체의 모든 물리적 양(점도, 열전도도, 비열등)은 일정하다고 가정
- 13) 1차측 유체나 튜브재질의 물리적 양은 일정 또는 온도의 함수로 계산
- 14) 1차측 유체흐름은 단상 또는 비압축성 유체로 취급
- 15) 튜브의 축방향 열전도도는 무시
- 16) steam dome이나 하향유로 재질의 열내부 에너지는 steam dome에 있는 증기나 액체의 열내부에너지로서 계산

(3) 실험식

1) 고체 - 유체간의 마찰

- tube, shell, shroud wall에 대한 축 또는 반경방향 흐름
- sudden contraction & expansion 영역으로의 흐름

2) 2상 흐름

- 단상보다 2상에서의 마찰손실이 큼
- 소위 'two-phase multiplier'이용(11,12,13)

3) 일차측에서의 film heat transfer coefficient

- Dittus-Boelter correlation(14)

4) 2차측 단상 대류 열전달계수, 2상 비등 열전달계수

- the Rohsenow, Collier-Pulling correlation(15,16)
- the Lellouche-Zolotar correlations(17)
- Dingee & Chastain for axial convective flow(18)
- Dwyere for cross convective flow(19)
- Rohsenow correlation for boiling(20)
- Chen correlations(21,22)

5) algebraic slip flow model

- the Lellouche-Zolotar correlation
- the Zuber-Ishii correlation(23,24)
- the Bankoff correlation(25)

6) 난류 및 확산 모델

(4) 수치해법 구조

- 1) FDM
- 2) implicit, iterative, successive-substitution method
- 3) 주요 계산 단계는 그림 4.66과 같음

(5) 코드 구성

- 1) ATHOS3 코드는 다음 2개의 module로 구성
  - the geometry pre-processor module(ATHOSGPP)
  - the thermal hydraulic analysis module(ATHOS)
- 2) 총괄 흐름도는 그림 4.67에 나타냄
- 3) ATHOSGPP & ATHOS module은 표준 FORTRAN IV로 표기
- 4) 부프로그램에 대한 구성은 그림 4.68과 4.69에 있음

(6) 입력 데이터

- 1) ATHOSGPP module에 필요한 데이터
  - general geometrical input data
  - grid specification data
  - inlet/outlet port data
  - shell and shroud data
  - stay-cylinder and vertical divider and impingment plate data
  - seperator deck data
  - distribution plate data

- tube-support plate and baffle data
- tube bundle data

2) ATHOS module에 필요한 data

- 1차 / 2차측 유체 및 튜브재질의 물리적 양
- 실험식의 상수
- option 선택에 필요한 수
- 흐름에 대한 경계조건
- solution control 변수
- print control 변수

- 3) 상기 data들 외에 과도상태의 흐름에 대한 경계조건이나 열수력변수(예: saturation properties of steam & water)들에 대한 함수부프로그램이나 다른 여러가지의 부프로그램이 사용

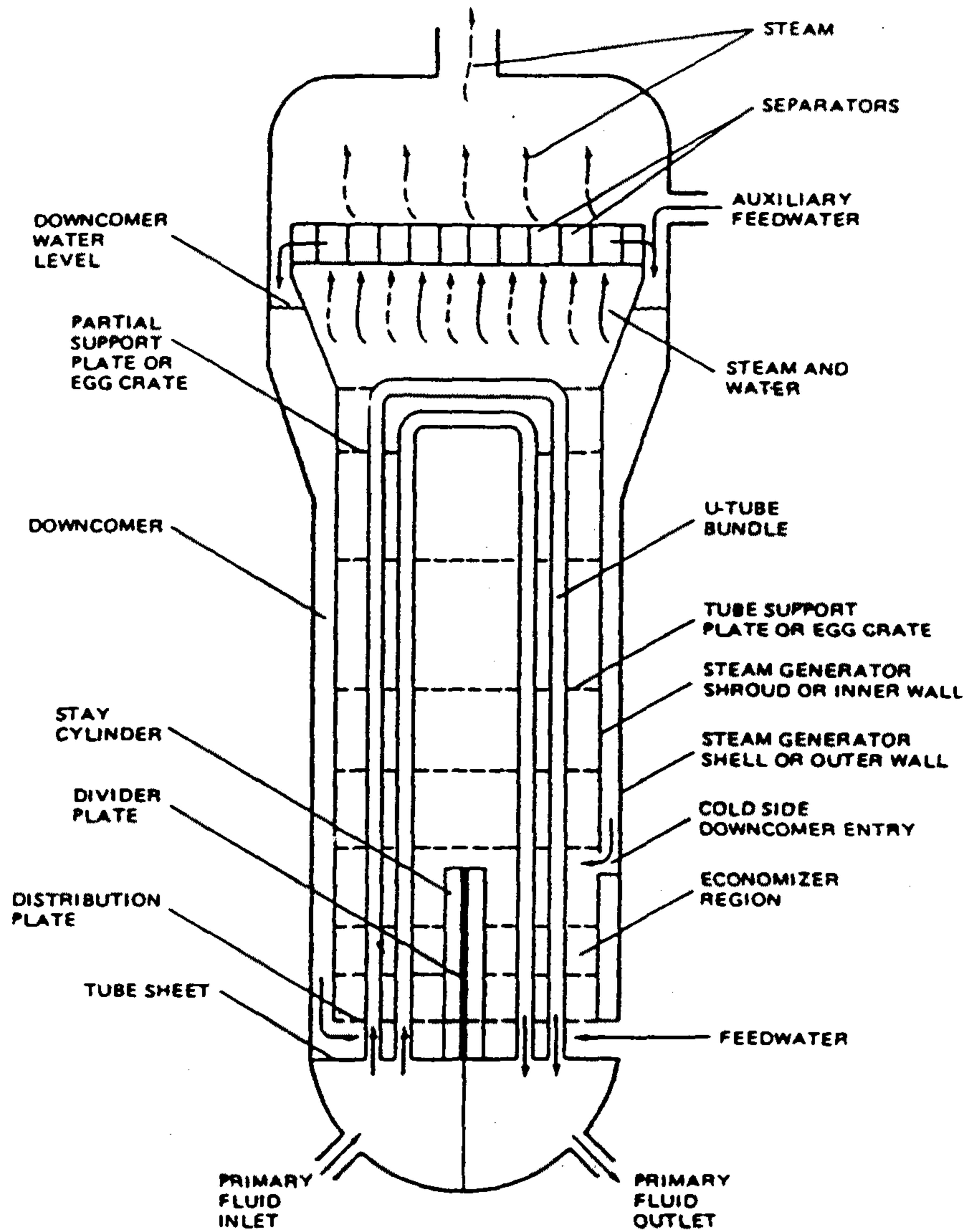


그림 4.59. Configuration of UTSG with Economizer

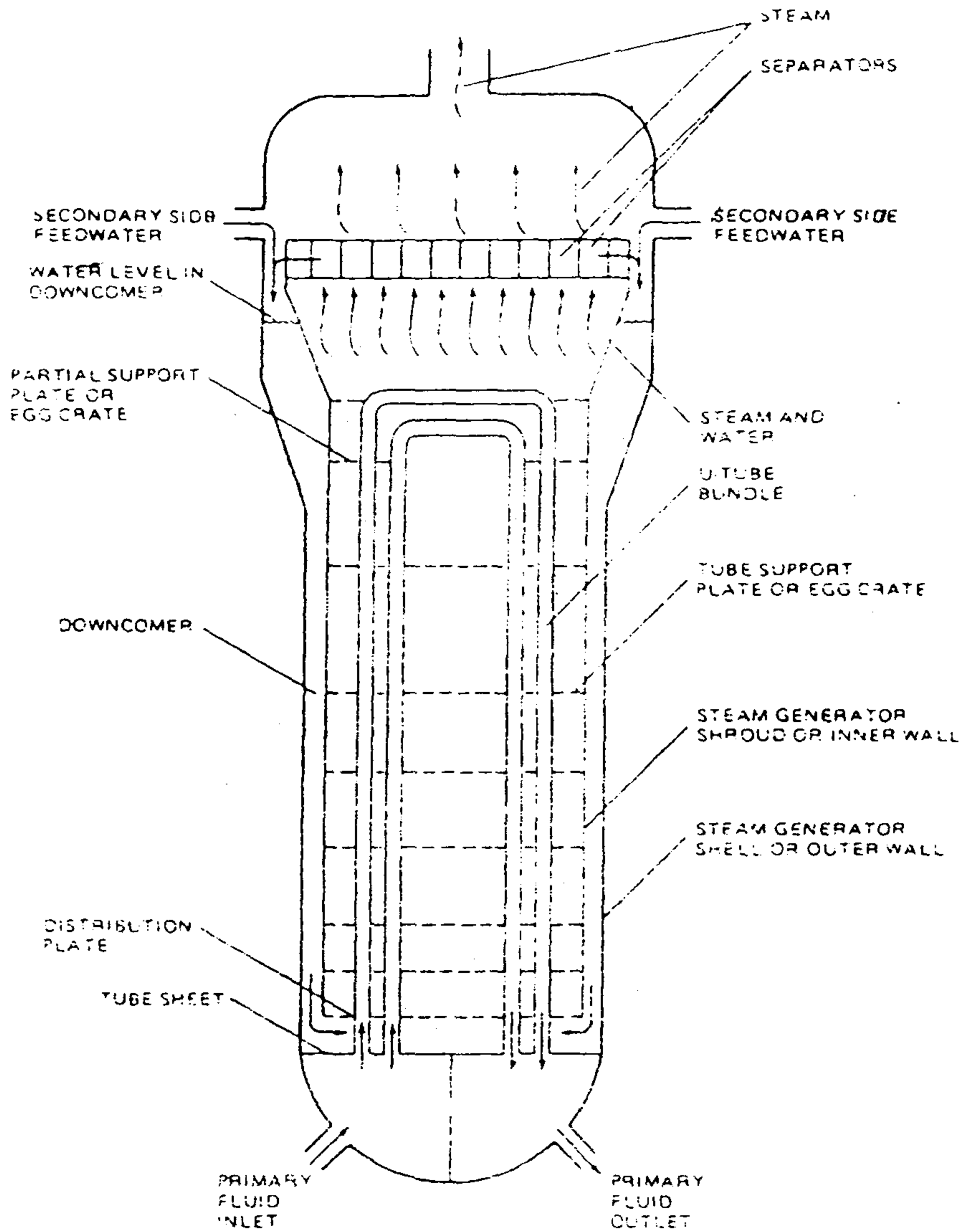


그림 4.60. Configuration of UTSG without Economizer

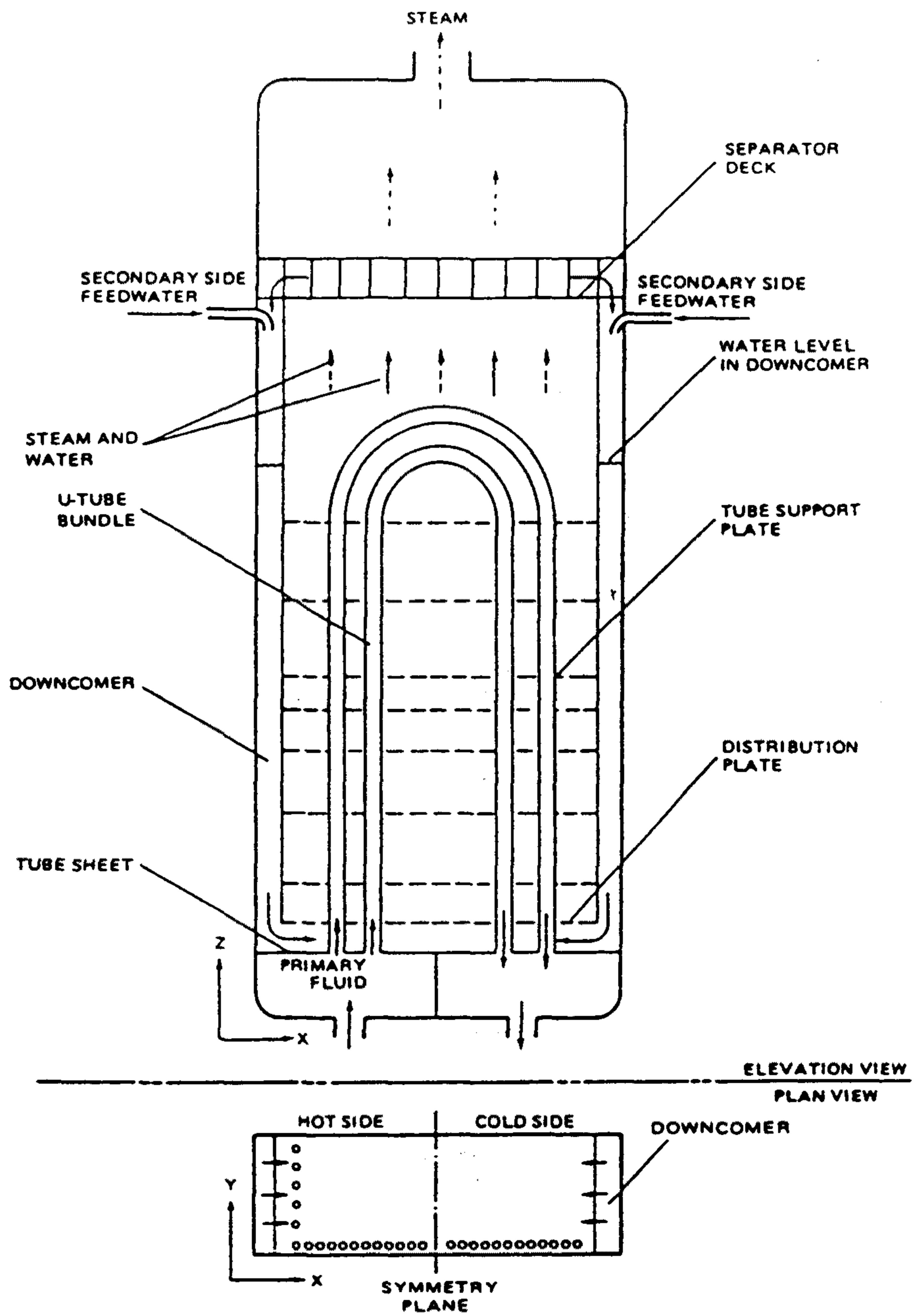


그림 4.61. Configuration of UTSG with Rectangular Cross-Section



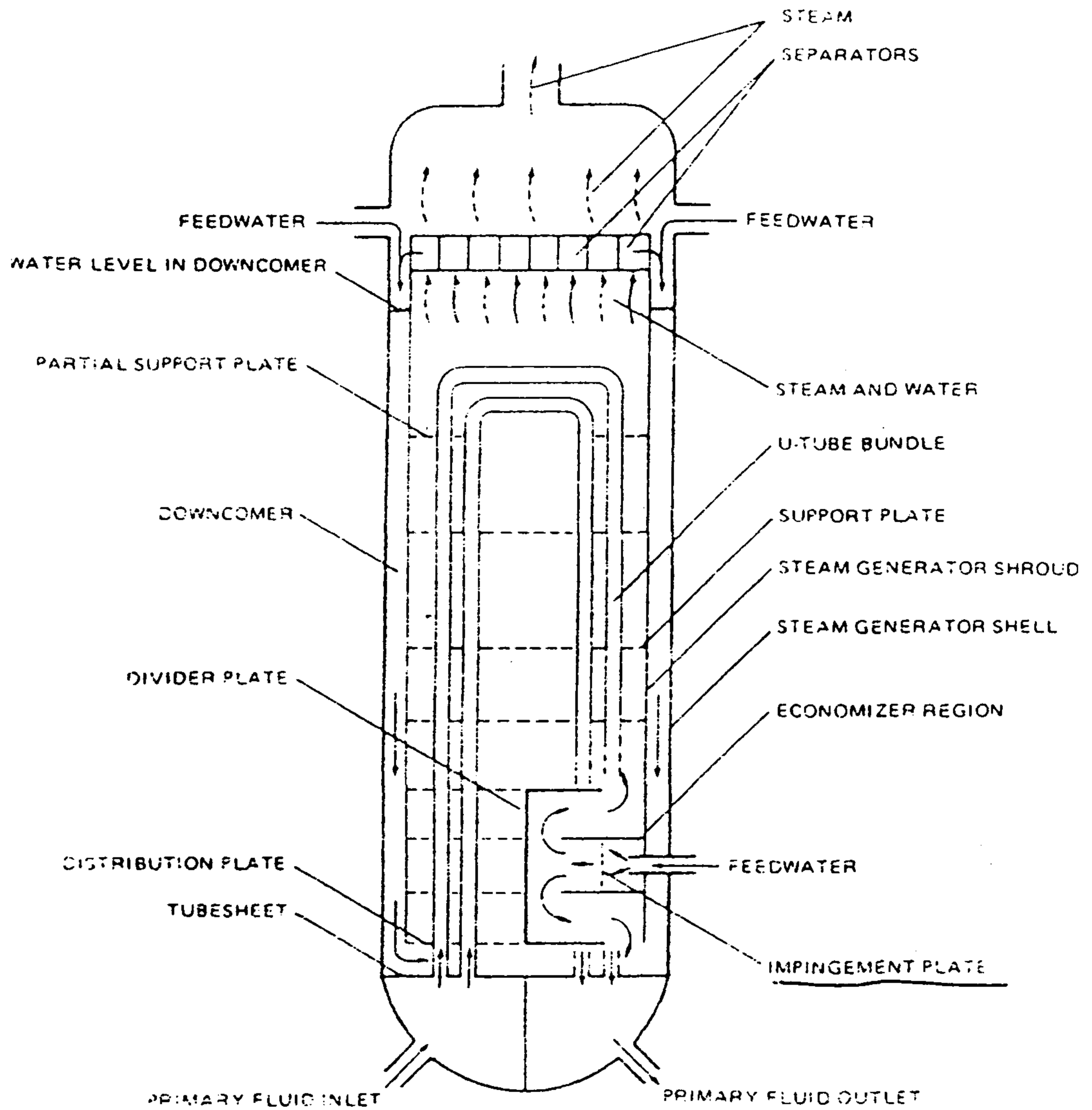


그림 4.62. Configuration of UTSG with Split-Flow Economizer

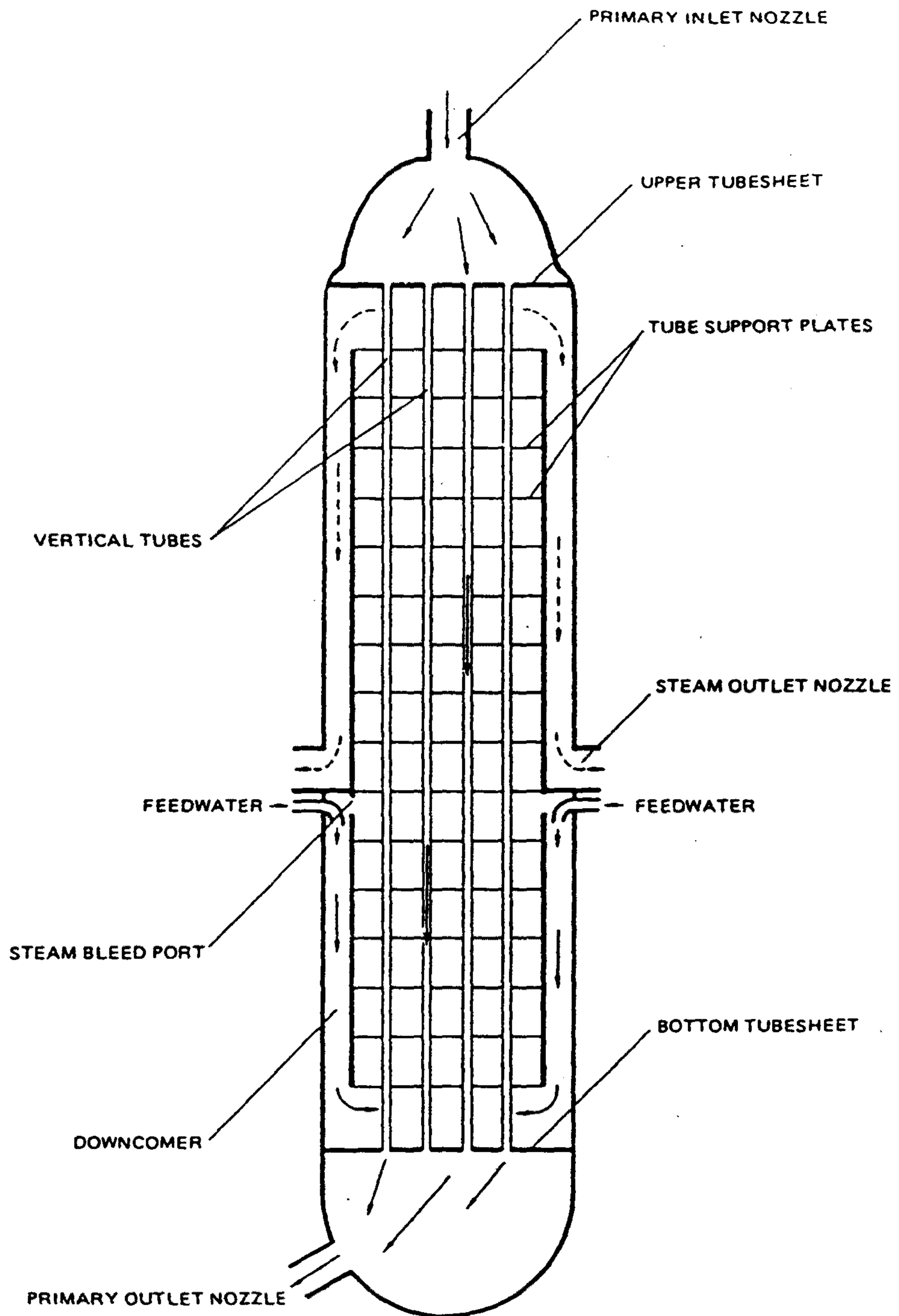
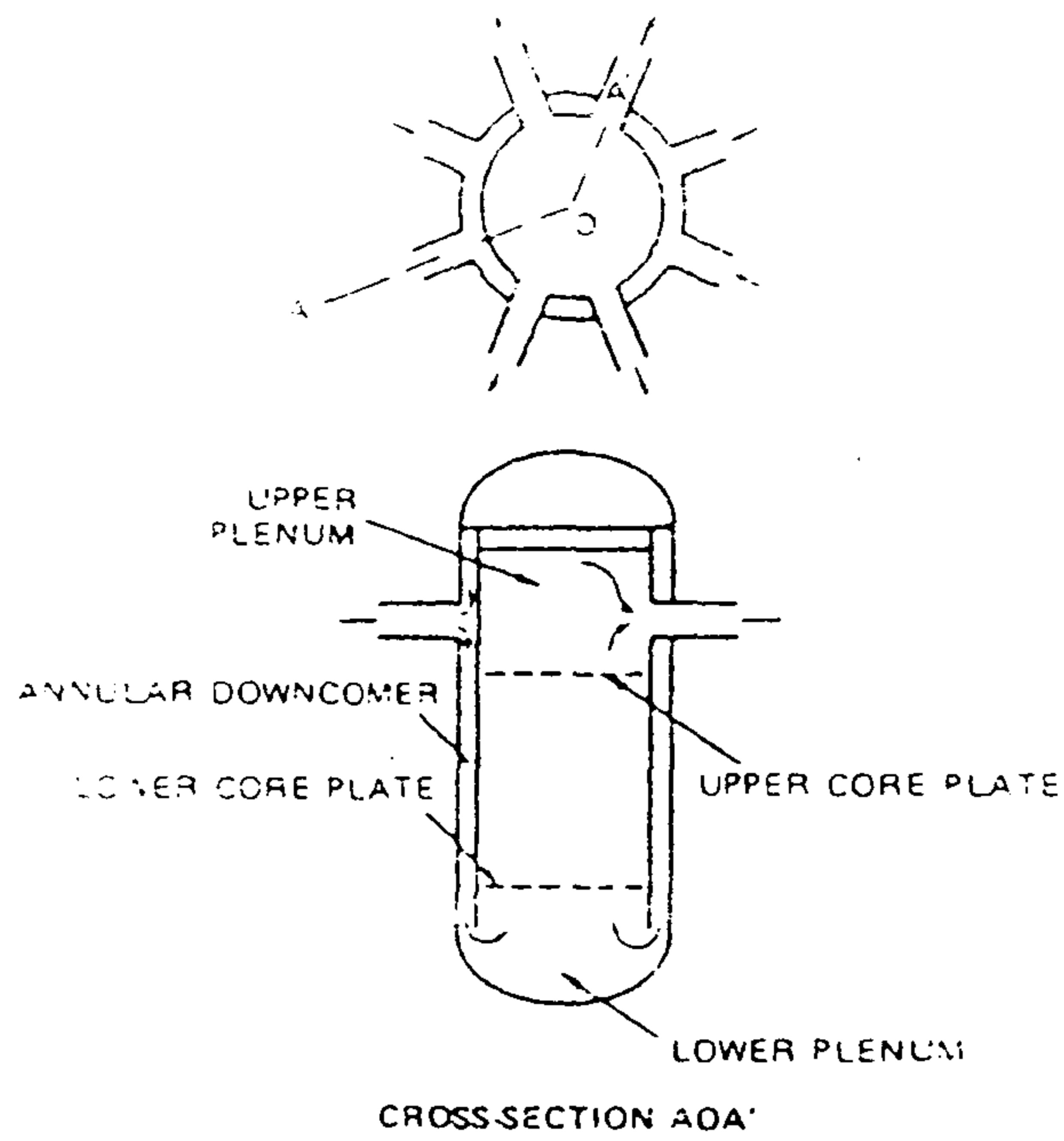
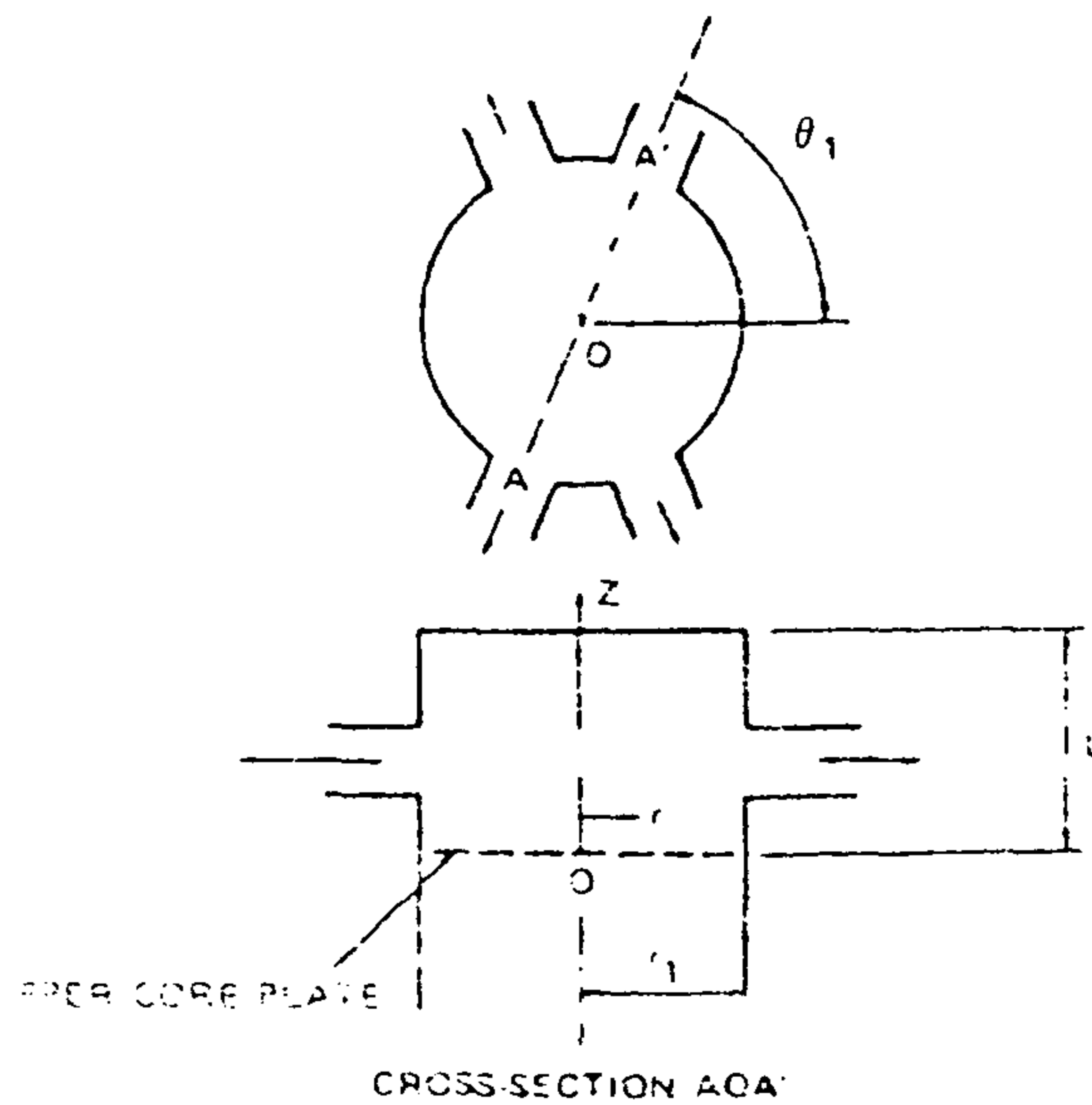


그림 4.63. Configuration of OTSG



(a) Schematic of 4-Loop Pressurized Water Reactor (PWR)



(b) Coordinate System and Calculation Domain for the Upper Plenum

그림 4.64. Example Configuration of Non-Steam-Generator Geometry

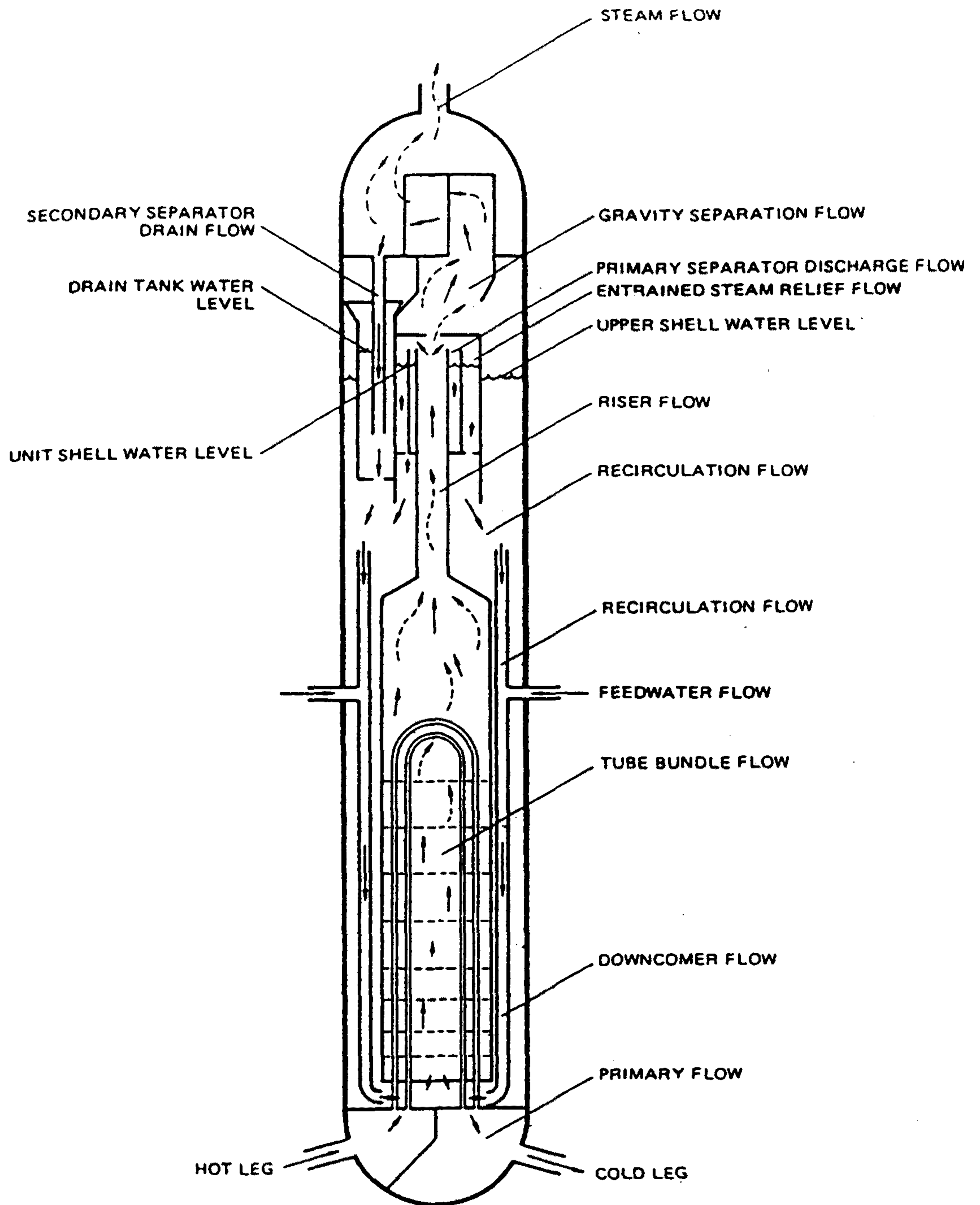


그림 4.65. Configuration of UTSG with Restricted Riser Section

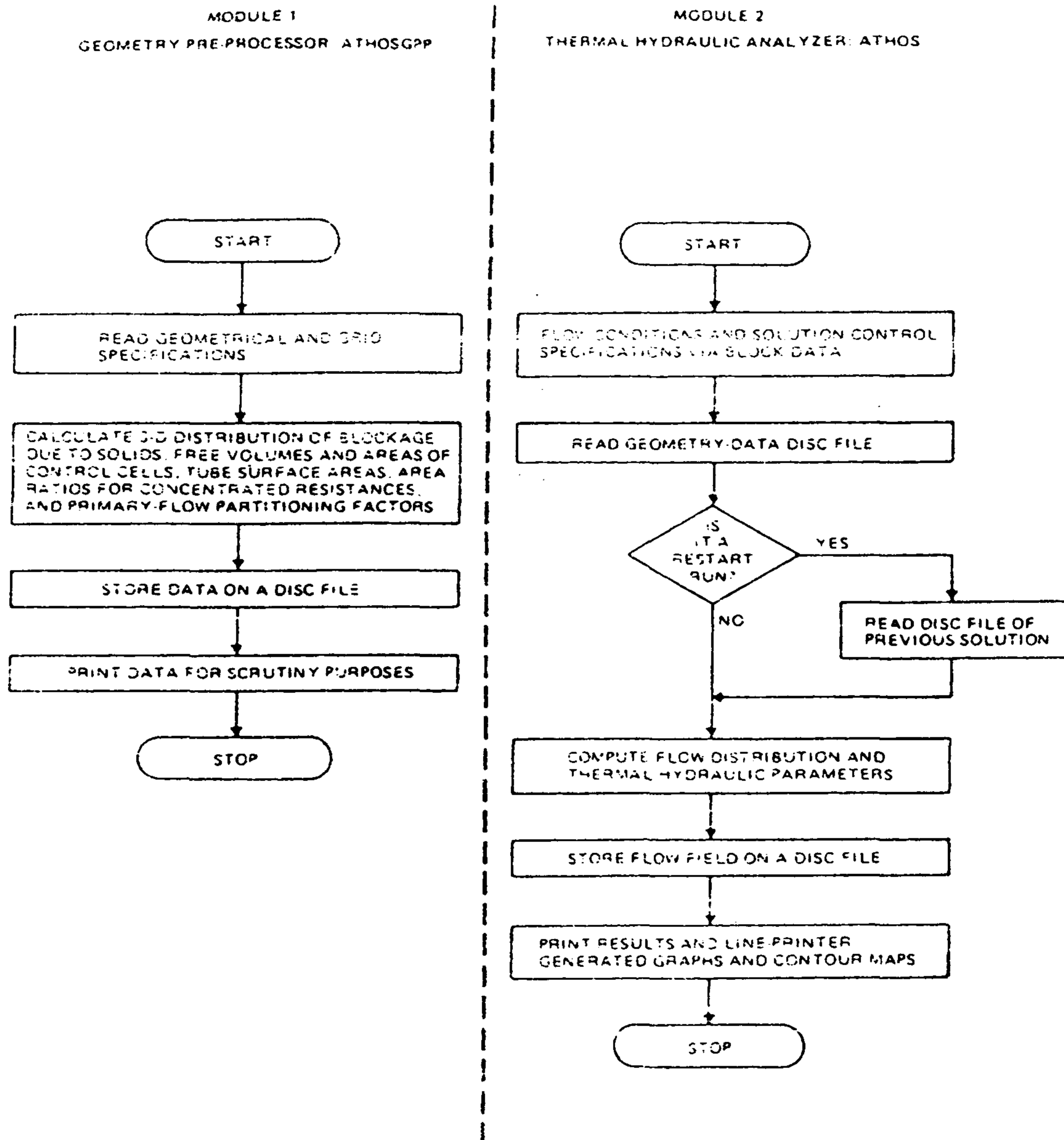


그림 4.66. Overall Flow Diagram for the ATHOS 3 Code

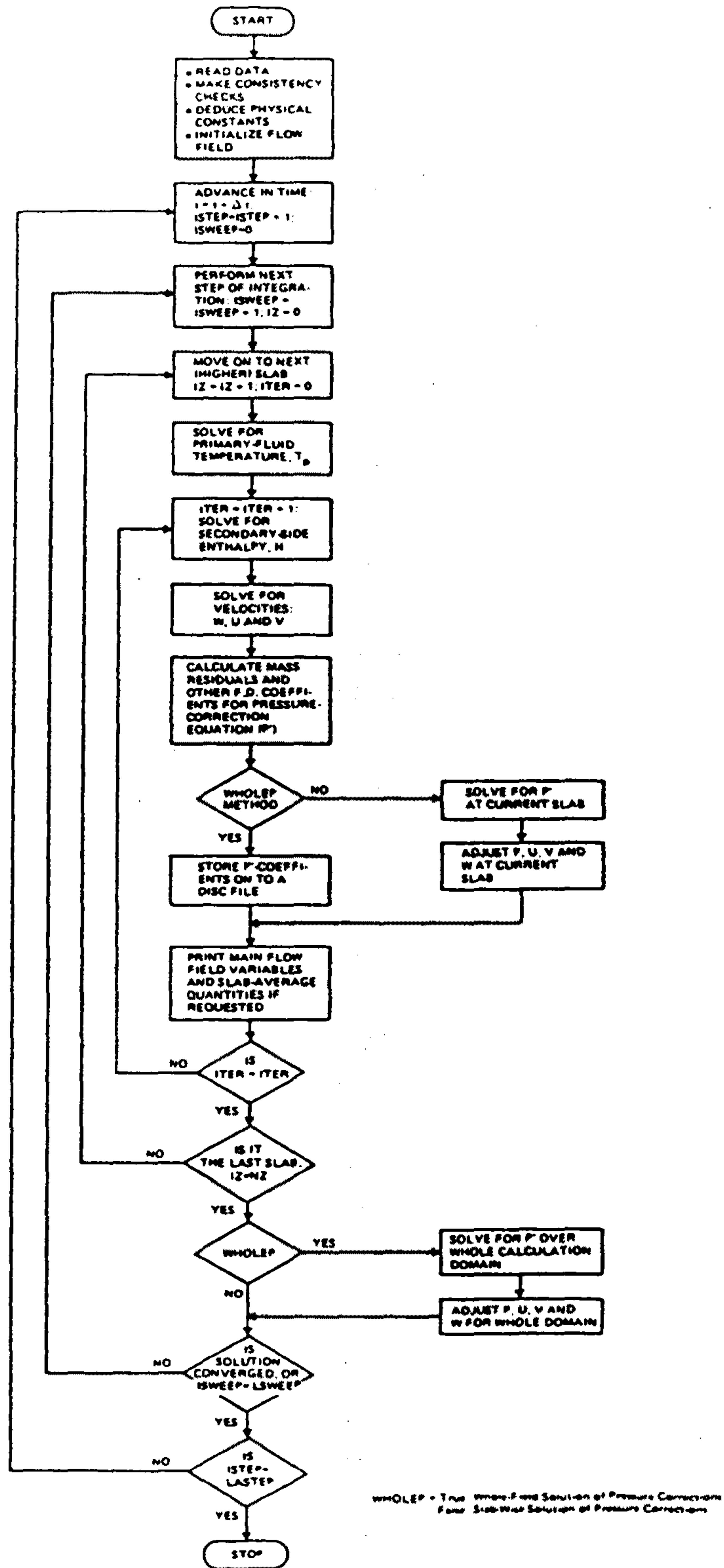


그림 4.67. Main Solution Steps of the ATHOS Module

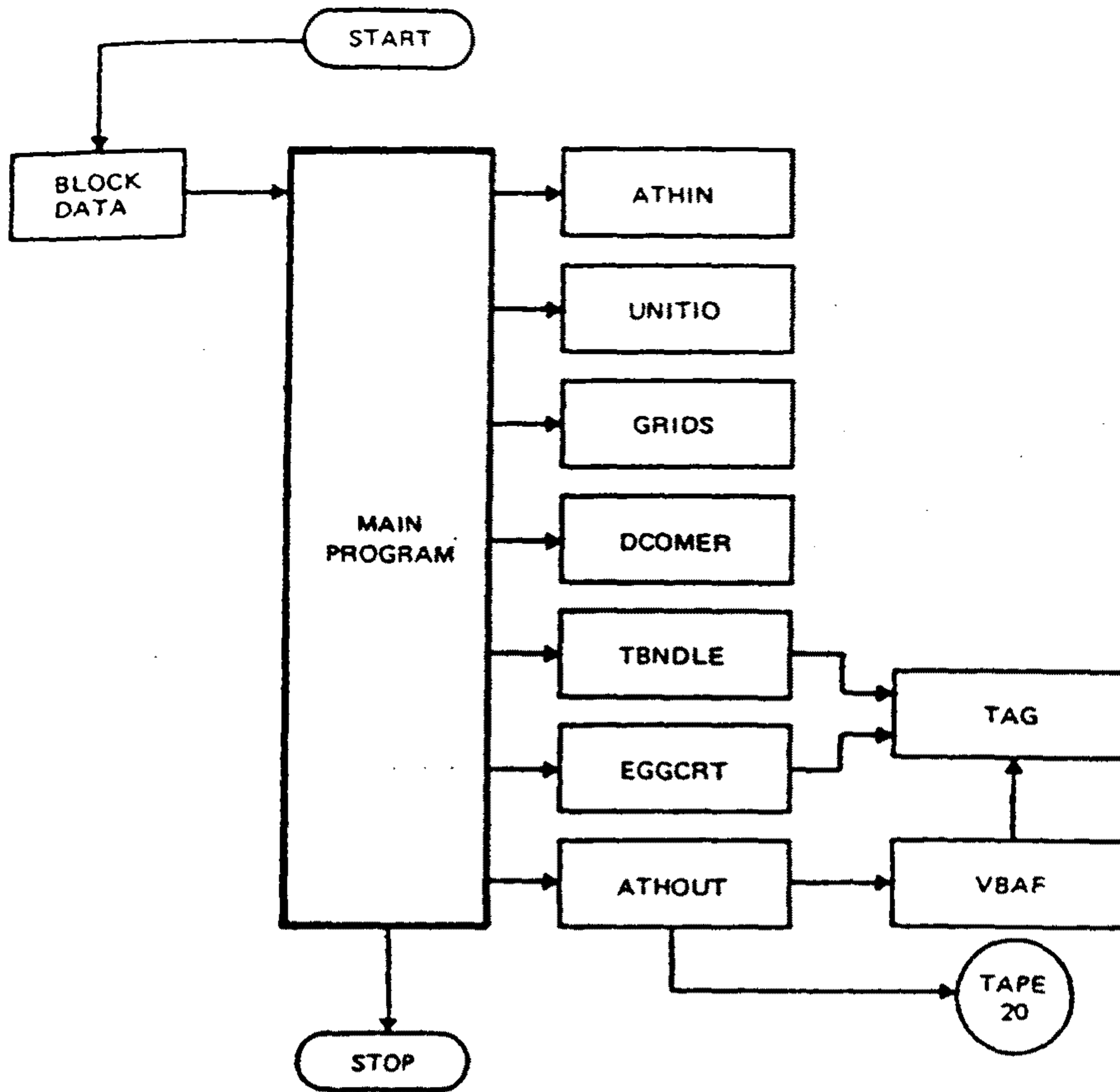


그림 4.68. Subroutine Chart of the ATHOSGPP Module

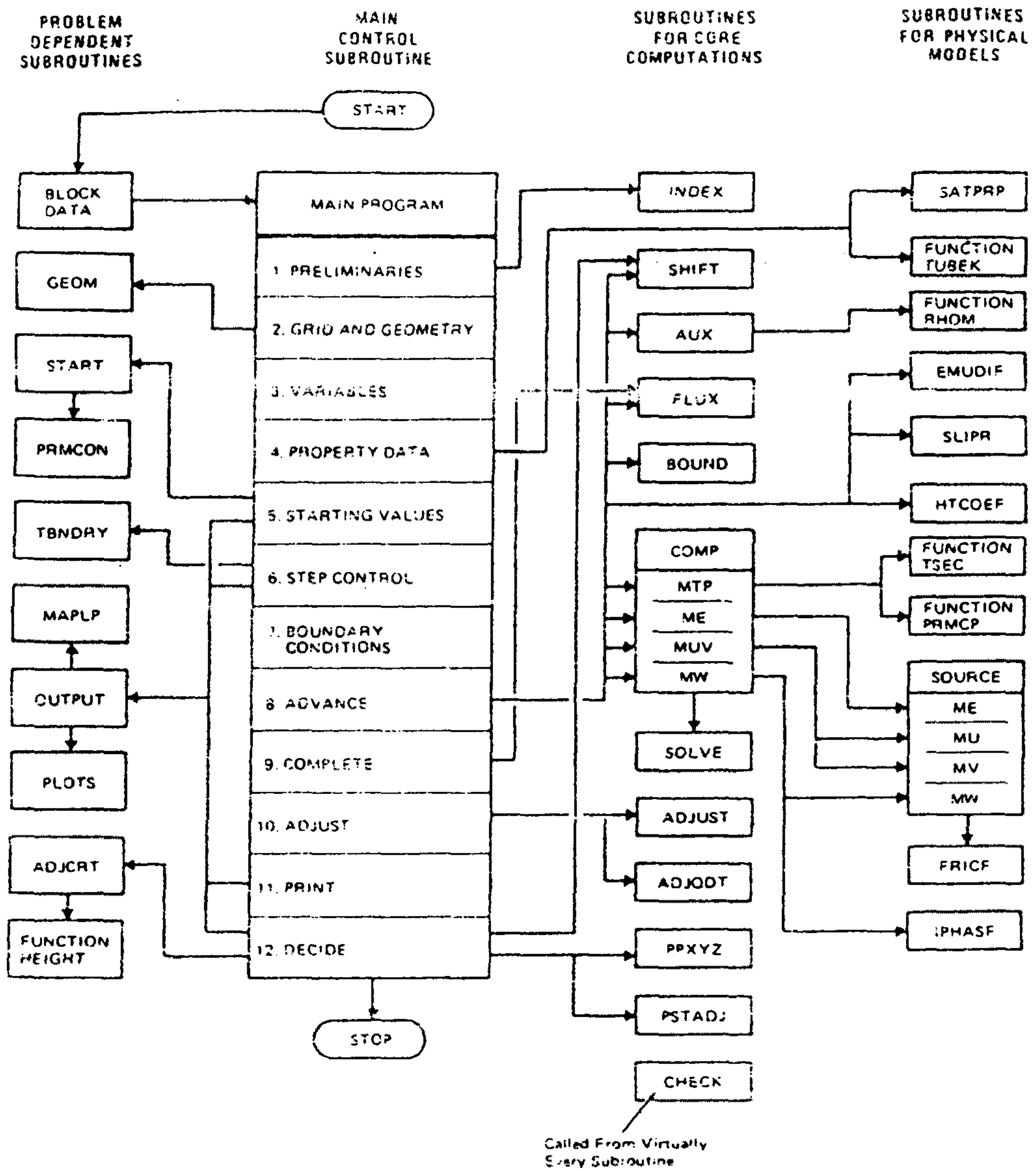


그림 4.69. Subroutine Chart of the ATHOS Module



## 나. 수학적 배경

### (1) 전체가정

- 1) 2차측 유체는 “Porous Media” 혹은 “distributed resistance”와 결합된 “continuum approach”를 사용[26]
- 2) 내부의 고체면이나 장애물은 비마찰, 단열체로 가정
- 3) 2차측 액체상과 기체상은 열적 평형상태로 봄
- 4) 포화상태에서의 물성치는 steam dome 압력의 함수로 계산
- 5) 와류 혼합 및 확산 효과는 단열 와동-점성(eddy-viscosity) 모델 방법으로 계산
- 6) 산술적 미끄럼 모델(Algebraic slip model)은 축방향만 편류 유동(drift flux) 모델 사용
- 7) 2차측 모든 물리적 물성치는 상수로 봄(점성, 열전달 계수, 비열 등)
- 8) 1차측 물리적 물성치는 상수 또는 사용자가 원하는 온도의 함수로 계산
- 9) tube 금속의 비열, 비중은 상수로 보며, 열전달 계수는 상수 혹은 시간에 따라 변화하는 전체 참조 온도의 함수로 봄
- 10) 2차측 유체의 밀도 및 온도는 EPRI가 권고한 증기표 값을 사용
- 11) 1차측 유체는 비압축성 단상으로 봄
- 12) tube 금속의 열저항 및 관성은 고려하지만 축방향의 열전도는 무시함
- 13) downcomer에 대해 two-point 모델을 사용하는 경우, downcomer의 단열 변화는 체적과 높이의 관계로 계산함
- 14) downcomer까지 grid를 확장하는 경우 downcomer로 들어가는 모든 유체는 모멘텀 없이 상단에서 떨어지는 것으로 봄
- 15) downcomer 모델에 관계 없이 downcomer의 유체와 내측관 및 shroud벽 사이의 열전달은 고려하지 않음

16) steam dome은 point model로 취급함. 이 모델은 dome안에 있는 유체와 금속의 열적 관성을 완전히 고려

17) 습분 분리기의 효율은 다음을 지정함에 따라 고려

- carry-under 비율(downcomer로 가는 물에 섞인 증기의 무게비)
- carry-over 비율(steam dome을 빠져 나가는 steam의 mass quality)

(2) 좌표계 및 독립변수

극좌표계(polar coordinate system) -  $(t, r, \theta, z)$

직교좌표계(cartesian coordinate system) -  $(t, x, y, z)$

(3) HOMOGENEOUS MODEL

1) 기본사항

- 액체상과 기체상이 모든 방향으로 같은 속도를 갖고, 두 상이 열적 평형상태를 이루고 있음
- HEM(Homogeneous Equilibrium Model)  
EVET(Equal Velocity Equal Temperature)  
Three - Equation Model

2) 종속변수

$T_p$  1차측 유체의 온도

$h$  2차측 증기와 물의 혼합물 엔탈피

$ur$  2차측 유체의 속도  $\times$  반경

$v$  2차측 유체의 방사 방향 속도

w 2차측 유체의 축 방향 속도

p 2차측 유체의 압력

- 1차측 유체는 비압축성 단상 유체로 간주 1개의 종속변수만 있음
- 1차측 유체의 속도는 총유속과 각 관의 길이비에 의해 결정됨
- 1차측 온도  $T_p$ 는 1차측 유체의 에너지 보존 방정식에서 계산됨
- 2차측 혼합물의 엔탈피는

$$h = \frac{\rho_g r_g h_g + \rho_1 r_1 h_1}{\rho_g r_g + \rho_1 r_1} \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{그리고 } \rho = \rho_g r_g + \rho_1 r_1 \dots\dots\dots (2)$$

$$r_g + r_1 = 1 \dots\dots\dots (3)$$

3) 극좌표계 및 지배 방정식[26,27]

$$\frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho) + \nabla \cdot \beta \rho \vec{V} = 0 \dots\dots\dots (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho ur) + \nabla \cdot (\beta \rho \vec{V}ur - \beta \Gamma_{ur} \nabla(ur)) \\ = -\beta \left\{ \frac{\partial p}{\partial \theta} - \frac{2\Gamma_{ur}}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} \right\} - f_{\theta r} \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho v) + \nabla \cdot (\beta \rho \vec{V}v - \beta \Gamma_v \nabla v) \\ = -\beta \left\{ \frac{\partial p}{\partial r} + \Gamma_v \left( \frac{2}{r^3} \frac{\partial(ur)}{\partial \theta} + \frac{v}{r^2} \right) - \rho \frac{(ur)^2}{r^3} \right\} - f_r \dots\dots (6) \end{aligned}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho w) + \nabla \cdot (\beta \rho \vec{V}w - \beta \Gamma_w \nabla w)$$

$$= -\beta \left\{ \frac{\partial p}{\partial z} + \rho g \right\} - f_z \dots \dots \dots (7)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \beta (\rho h - p) \} + \nabla \cdot (\beta \rho \vec{V} h - \beta \Gamma_h \nabla h) = q_s \dots \dots \dots (8)$$

$$C_p \beta_p \rho_p \frac{\partial T_p}{\partial t} + C_p \frac{\partial}{\partial s} (\beta_p \rho_p v_p T_p) = \dot{q}_p \dots \dots \dots (9)$$

- $\beta \rho \vec{V}$  mass flux vector
- $\beta$  local porosity
- $\rho$  local mixture density

- diffusion term fluid internal viscous forces

$$\Gamma_{ur} = \Gamma_v = \Gamma_w = \mu_{eff} \dots \dots \dots (10)$$

$$\Gamma_h = \mu_{eff} / \sigma_h \dots \dots \dots (11)$$

$\mu_{eff}$  : effective turbulent viscosity

$\sigma_h$  Prandtl number

- $f_\theta, f_r, f_z$  friction force
- 압력 구배에 의한 에너지 분산 및 기계적 일은 무시함

#### 4) 직교좌표계 및 지배 방정식

$$\frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho) + \frac{\partial}{\partial x} \beta \rho u + \frac{\partial}{\partial y} \beta \rho v + \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho w = 0 \dots \dots \dots (12)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho u) + \frac{\partial}{\partial x} \beta \rho uu + \frac{\partial}{\partial y} \beta \rho vu - \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho wu \\ & - \beta \Gamma_u \left\{ \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right\} = -\beta \frac{\partial p}{\partial x} - f_x \dots \dots \dots (13) \end{aligned}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho v) + \frac{\partial}{\partial x} \beta \rho uv + \frac{\partial}{\partial y} \beta \rho vv - \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho wv$$

$$- \beta \Gamma_v \left\{ \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right\} = - \beta \frac{\partial p}{\partial y} - f_y \dots\dots\dots (14)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\beta \rho w) + \frac{\partial}{\partial x} \beta \rho uw + \frac{\partial}{\partial y} \beta \rho vw - \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho ww$$

$$- \beta \Gamma_w \left\{ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} \right\} = - \beta \frac{\partial p}{\partial z} - f_z - \rho_g \dots\dots\dots (15)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \beta(\rho h - p) \} + \frac{\partial}{\partial x} \beta \rho uh - \frac{\partial}{\partial y} \beta \rho vh - \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho wh$$

$$- \beta \Gamma_h \left\{ \frac{\partial^2 h}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} \right\} = q_s \dots\dots\dots (16)$$

5) 보조변수

종속변수  $u, v, w, h, p$  및  $T_p$ 는 지배 방정식으로부터 계산되지만 다른 변수들은 열역학식 및 실험식으로부터 계산되는 보조변수들이다.

$\rho, r_g, T_s$  계산시 가정

- 액체상과 기체상은 열적평형상태이다.
- 각 물성치는 국부 압력이 아니라 steam dome 압력의 함수로 계산

$h < h_{ls}$	$h_{ls} < h < h_{gs}$	$h_{gs} < h$
$\rho = \rho_l(p, h)$	$\rho = \left\{ \frac{1}{\rho_{lg}} + \left( \frac{1}{\rho_{gs}} - \frac{1}{\rho_{ls}} \right) x \right\}^{-1}$	$\rho = \rho_g(p, h)$
$x = 0$	$x = \frac{h - h_{ls}}{h_{gs} - h_{ls}}$	$x = 1$
$r_g = 0$	$r_g = x \frac{\rho}{\rho_{gs}}$	$r_g = 1$
$T_s = T_l(p, h)$	$T_s = T_{sat}$	$T_s = T_g(p, h)$

#### (4) ALGEBRIC SLIP MODEL

##### 1) 기본사항

액체상과 기체상의 축방향 속도는 중력효과로 인해 기체가 빠르고 액체가 상대적으로 느다. 이 정도를 실험식으로 계산한다.

##### 2) 종속변수

$T_p, h, u_r, v, p$  균질 모델과 동일

$w_m$  축방향 혼합물 속도

⇒ 운동량 보존식에서 구함

$w_{gm}$  기체의 균질물에 대한 상대 속도, 즉  $w_{gm} = w_g - w_m$

⇒ drift - flux 식에서 구함

3) 보조변수

$\rho_g, x, r_g, T_s, f, m_{eff}$  : 균질모델과 동일

$w_g$  : 기체상의 축방향 속도

$w_l$  : 액체상의 축방향 속도

$w_{gj}$  : 기체의 drift 속도

drift - flux식

$$\langle\langle w_g \rangle\rangle \equiv C_o \langle j \rangle + \langle\langle w_{gj} \rangle\rangle$$

$$C_o = \frac{\langle r_g j \rangle}{\langle r_g \rangle \langle j \rangle} \quad \text{distribution parameter}$$

$$j \equiv r_g w_g + r_l w_l \quad \text{총체적유속}$$

$$\langle \cdot \rangle \quad \text{면적 평균}$$

$$\langle\langle \cdot \rangle\rangle = \frac{\langle r_g \cdot \rangle}{\langle r_g \rangle} \quad \text{void fraction 가중 평균}$$

기타 상관식

$$w_g = w_m + w_{gm} \quad \dots\dots\dots (17)$$

$$w_m = \frac{\rho_g r_g w_g + \rho_l r_l w_l}{\rho_g r_g + \rho_l r_l} \quad \dots\dots\dots (18)$$

$$w_l = \{ (\rho_g r_g + \rho_l r_l) w_m - \rho_g r_g w_g \} / \rho_l r_l \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$\text{or } w_l = w_m - \frac{\rho_g r_g}{\rho_l r_l} w_{gm} \quad \dots\dots\dots (20)$$

4) 지배 방정식

— 1차측 에너지 보존식과 2차측 질량 및 두개의 가로 방향 모멘텀 보존 식은 homogeneous 모델과 동일

— 2차측 에너지 보존식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \{ \beta (\rho_m h_m - p) \} + \nabla \cdot (\beta \rho_m \bar{V}_m h_m - \beta \Gamma_h \nabla h_m) \\ & = \dot{q}_s - \frac{\partial}{\partial z} \beta \rho_g r_g w_{gm} h_{lg} \dots\dots\dots (21) \end{aligned}$$

— 2차측 축방향 모멘텀 보존식

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \{ \beta \rho_m w_m + \nabla \cdot (\beta \rho_m \bar{V}_m w_m - \beta \Gamma_w \nabla w_m) \} \\ & = -\beta \left( \frac{\partial p}{\partial z} + \rho_g \right) - f_z - \frac{\partial}{\partial z} \left( \beta \frac{\rho_g r_g}{\rho_1 r_1} \rho_m w_{gm}^2 \right) \dots\dots\dots (22) \end{aligned}$$

— 기타 식

$$w_{gm} = \frac{\rho_1 w_{gi} + (C_o - 1) \rho_1 w_m}{C_o r_g \rho_g + (1 - C_o r_g) \rho_1} \dots\dots\dots (23)$$

$$w_{gm} = \frac{\rho_1 w_{gi}}{\rho_m} \dots\dots\dots (24)$$

(5) 경계 조건

1) 정상상태 계산을 위한 경계조건

- 1차측 유량
- downcomer로의 급수 유량
- economizer로 더해지는 급수 유량
- 급수 온도
- carry-over 비율
- carry-under 비율



- steam dome의 압력
- downcomer의 수위
- 고온측으로 더해지는 downcomer 급수 비율
- 최하단으로 급수되는 유량

$$h_s = h_{ls} + x_s(h_{gs} - h_{ls}) \dots\dots\dots (25)$$

$$h_{fd} = h_l(p, T_{fd}) \dots\dots\dots (26)$$

$$Q_T = \dot{m}_f (h_s - h_{fd}) \dots\dots\dots (27)$$

$$\Delta T_p = \frac{Q_T}{m_p C_{p,p}} \dots\dots\dots (28)$$

2) 천이상태 계산을 위한 경계조건

- 1차측 유량
- 1차측 입수 온도
- downcomer로의 급수 유량
- economizer로 더해지는 급수 유량
- 급수 온도
- steam dome의 압력 혹은 증기 유량
- 최하단으로 급수되는 유량

3) 국부 경계 조건

다음 네 가지중 하나는 정해져야 함

- a) 대칭 경계면 및 고정된 벽에서의 질량, 모멘텀, 에너지의 흐름은 없다.

- b) 계산되는 영역으로 들어오는 유량과 엔탈피
- c) 계산되는 영역으로 들어오거나 나가는 요소 외부의 압력
- d) 계산되는 영역을 떠나는 유체의 유속

## 다. 유한차분 방정식(Finite Difference Equations)

### (1) 개요

- 1) homogeneous flow model에서 FDE 유도
- 2) 이 유도는 secondary side energy equation, 2D, cartesian, steady flow라 가정

### (2) 특징

#### 1) 공간 및 시간의 세분

- 원통의 180° 만 고려
- control cell로 나누어 접근
  - \* circumferential 방향은 0° 부터 180° 까지 고려
  - \* radial 방향은 수직부터 shroud 내부표면까지 고려
  - \* axial 방향은 tube sheet에서 separate deck까지 고려
- steam dome영역은 point model, flow 특성의 공간적변수는 계산하지 않음
- downcomer영역은 two point model 또는 full finite difference로 다룸
- computational grid는 다음에 의해 만들어짐(예:그림 4.70, 4.71 참조)

- \* horizontal planes :
- \* radial vertical planes :
- \* surfaces of revolution with constant nomalized radius( $r/r_{shroud}$ )

## 2) Staggered Grid Practice[28,29,30]

- 속도를 제외한 모든 변수는 grid node에서 계산
- 속도는 staggered position에서 계산됨 , 즉 cell surface에서 계산(그림 4.72, 4.73)
- mass energy eq.는 staggered보다 main control cell에서 정확

## 3) 유한차분 방정식의 배경

- ATHOS3의 FDE는 PDE를 각각의 control cell 및 finite time interval에 대해 적분
- 공간에 대한 변화는 다음을 채택.
  - \* grid point에 저장된 flow variable을 stepwise profile이라 가정 (그림 4.74)
  - \* scalar flow property는 doner cell/upstream을 적용[30]
  - \* 속도는 main control cell face의 mid-point에 저장되고 cell face 전체에서 같다고 가정
  - \* body force를 계산하기 위해 속도 값은 cell의 중앙에서 요구 ; 그러한 목적으로 속도는 인접한 cell face사이에서 linear하게 변함을 가정
- grid point에서 flow 변수는 control volume에 걸친 평균으로 설명

- 인접한 두개의 control volume에서의 보존방정식은 common cell face를 따라 convective flux는 같고 방향은 반대이다.
- 그림 4.75는 시간에 따른 변수  $\phi$ 의 변화를 보여줌

(3) FDE의 유도

1) 2-D, Steady State, Energy Eq.

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho uh) + \frac{\partial}{\partial y}(\rho vh) = \dot{q} \dots\dots\dots (29)$$

- node p는 control volume/cell 중앙에 위치
- N, S, E, W는 각방향의 인접한 node
- n, s, e, w는 control cell face의 mid-point
- 모든 속도는 양수
- control cell face volume은  $V = \Delta x \Delta y$

$$\{(\rho uh)_e - (\rho uh)_w\} + \{(\rho uh)_n - (\rho uh)_s\} = q\Delta x \Delta y \dots\dots (30)$$

$$C_e = \rho_p u_e \Delta y \dots\dots\dots (31)$$

$$(C_e + C_n) h_p = C_w h_w + C_s h_s + \dot{Q} \dots\dots\dots (32)$$

outflow of enthalpy = inflow of enthalpy + heat source

$$h_p = \frac{C_w h_w + C_s h_s + \dot{Q}}{C_e + C_n} \dots\dots\dots (33)$$

$$C_n = \rho_N v_n \Delta x \dots\dots\dots (34)$$

- Step 1

mass continuity eq.일 경우

$$C_e + C_n = C_w + C_s \dots\dots\dots (35)$$

— Step 2

$$a_E \equiv \| 0, -C_e \| \dots\dots\dots (36)$$

$$a_W \equiv \| 0, C_w \| \dots\dots\dots (37)$$

$$a_N \equiv \| 0, -C_n \| \dots\dots\dots (38)$$

$$a_S \equiv \| 0, C_s \| \dots\dots\dots (39)$$

$$h_p = \frac{a_E h_E + a_W h_W + a_N h_N + a_S h_S + \dot{Q}}{a_E + a_W + a_N + a_S} \dots\dots\dots (40)$$

2) 2-D, Transient, Energy Eq.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h - p) + \frac{\partial}{\partial x} (\rho u h) + \frac{\partial}{\partial y} (\rho v h) = q \dots\dots\dots (41)$$

control volume V에 대해 적분하고 시간 t에 대해 적분한다.

그리고 다음을 적용한 후 정리하면

$$C_t = \rho_p \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t} \dots\dots\dots (42)$$

$$C_t = \rho_{p^-} \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t} \dots\dots\dots (43)$$

$$h_p = \frac{C_t h_{p^-} + C_w h_w + C_s h_s + S_h}{C_t + C_e + C_n} \dots\dots\dots (44)$$

이때

$$S_h = (p_p - p_{p^-}) \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t} + \dot{q} \Delta x \Delta y \text{ 이고}$$

$a_{p^-} \equiv C_t$ 를 적용하면 FDE는 다음과 같다.

$$h_p = \frac{a_{p^-}h_{p^-} + a_E h_E + a_W h_W + a_N h_N + a_S h_S + S_h}{a_{p^-} + a_E + a_W + a_N + a_S} \dots\dots\dots (45)$$

3) 3-D, Transient, Energy Eq.

— 3-D이므로 두개의 link coefficient  $a_H, a_L$  고려

— volum에서의 finite depth  $\Delta z$ 를 포함

$$u_e > 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_p, \quad u_e < 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_E$$

$$v_n > 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_p, \quad v_n < 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_N \dots\dots\dots (46)$$

$$w_h > 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_p, \quad w_h < 0 \text{일때 } \rho_{up} = \rho_H$$

FDE는 다음과 같다.

$$h_p = \frac{a_{p^-}h_{p^-} + a_E h_E + a_W h_W + a_N h_N + a_S h_S + a_H h_H + a_L h_L + S_h}{a_{p^-} + a_E + a_W + a_N + a_S + a_H + a_L} \dots\dots\dots (47)$$

4) 3-D, Transient, Energy Eq. with Diffusion Effects

— diffusion term을 고려

— effective(laminar + turbulent diffusion) exchange coefficient,  $\Gamma_h$  계산

3-D, transient, energy conservation eq.의 full general finite - difference form은 다음과 같다.

$$h_p = \frac{a_{p^-}h_{p^-} + a_E h_E + a_W h_W + a_N h_N + a_S h_S + a_H h_H + a_L h_L + S_h}{a_{p^-} + a_E + a_W + a_N + a_S + a_H + a_L} \dots\dots\dots (48)$$

또한 이식은 다음에 적용한다.

- steady state or transient calculation
- 1-D, 2-D, 3-D geometry
- laminar or turbulent flow
- homogeneous or algebraic slip model

5) Modifications for the Non-Orthogonality of Grid

- grid는 S/G riser region에서만 non-orthogonal임
- 또한 vertical plane에서 non-orthogonal임

6) Momentum Conservation Eq.

energy eq.과 momentum eq.의 차이는

- u와 v의 momentum eq.은 velocity cell에 대해 적분
- general link coefficients가 적합하지 않은 모든 viscous source term 및 pressure gradient, frictional forces 그리고 body forces를 포함한 source term이다.

7) Summary of Energy and Momentum Eq.

Secondary side energy and momentum eq.의 일반식

$$\phi_p = \frac{a_{p^-} \phi_{p^-} + a_E \phi_E + a_W \phi_W + a_N \phi_N + a_S \phi_S + a_H \phi_H + a_L \phi_L + S_u}{a_{p^-} + a_E + a_W + a_N + a_S + a_H + a_L - S_p} \dots\dots\dots (49)$$

8) Mass Conservation Eq.

$$C_t - C_t + C_e - C_w + C_n - C_s + C_h - C_l = 0 \dots\dots\dots (50)$$

9) Derivation of Pressure Correction Eq.

$$C_e - C_w + C_n - C_s + C_h - C_l = 0 \dots\dots\dots (51)$$

3-D의 경우

$$P_p = \frac{a_E P_E + a_W P_W + a_N P_N + a_S P_S + a_H P_H + a_L P_L + S}{a_E + a_W + a_N + a_S + a_H + a_L} \dots\dots\dots (52)$$

10) Eq. for Primary - Fluid Temperature

일차측의 fluid는 incompressible, single phase이기 때문에 tube bundle의 geometry에만 의존한다.

$$T_{p,p} = \frac{a_{p-} T_{p,p-} + a_L T_{p,L} + \dot{Q}_p}{a_{p-} + a_L} \dots\dots\dots (53)$$

$$T_{p,p} = \frac{a_{p-} T_{p,p-} + a_L T_{p,L} + a_H T_{p,H} + \dot{Q}_p}{a_{p-} + a_L + a_H} \dots\dots\dots (54)$$

grid p에서의 일차측 유체의 온도는 다음과 같다.

$$T_{p,p} = \frac{a_{p-} T_{p,p-} + a_N T_{p,N} + a_S T_{p,S} + a_W T_{p,W} + a_H T_{p,H} + a_L T_{p,L} + a_M T_{p,M} + a_{sec} T_{s,p}}{a_{p-} + a_N + a_S + a_W + a_H + a_L + a_M + a_{sec}} \dots\dots\dots (55)$$

$T_{p,p}$ 은 다음의 온도와 직접 연관된다.

- primary fluid at the earlier time step .
- metal at the earlier time step .



- primary fluid in the neighbouring grid cells at the current time step .
- secondary fluid at the current time step.

#### 11) Eq. for Algebraic Slip Model

- 축방향의 속도 성분  $w$ 를 two - phase를 해석하기 위하여 vapor와 fluid로 각각 나눔

#### 라. 실험식

ATHOS3 전산코드에는 아래 장들에 대한 실험식이 광범위하게 적용되었다

- 튜브에 의한 마찰 저항
- concentrated 저항
- 하향유로에서의 마찰 저항
- Shell이나 Shroud에 의한 마찰 저항
- two - phase multiplier
- 1차측 열전달 저항
- 튜브재질의 열전달 저항
- 대류나 비등상태에서 2차측 열전달 저항
- drift - flux 속도와 분배 매개변수
- slip 흐름 모델에서 고체와 유체간의 마찰 저항
- effective exchange coefficients
- (optimal)automated loss coefficients

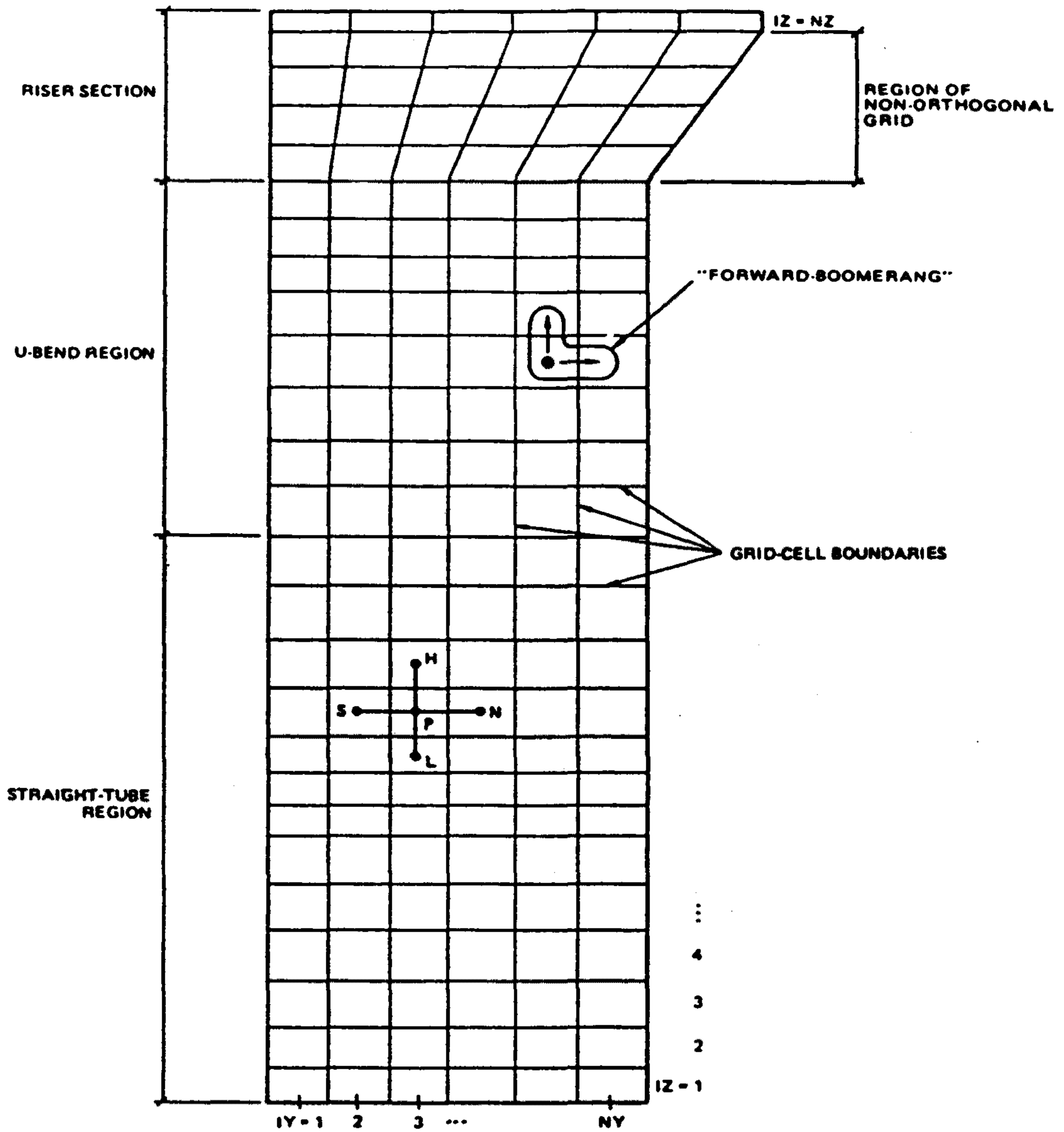


그림 4.70. Vertical Cross-Section of the Calculation Domain,  
with Sample Grid Arrangement

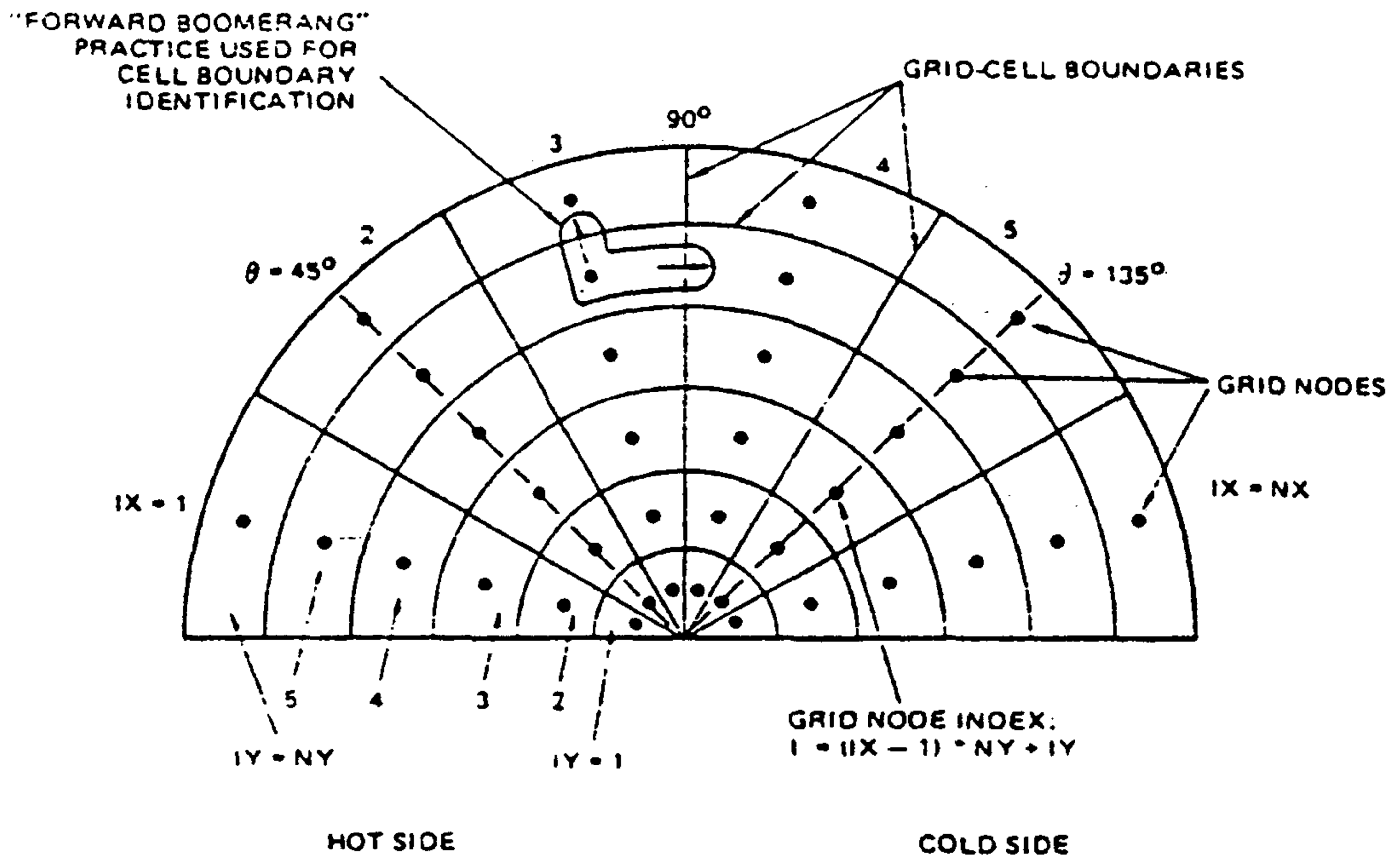


그림 4.71. Horizontal Cross-Section of the Calculation Domain, with an Illustration of Grid Notations

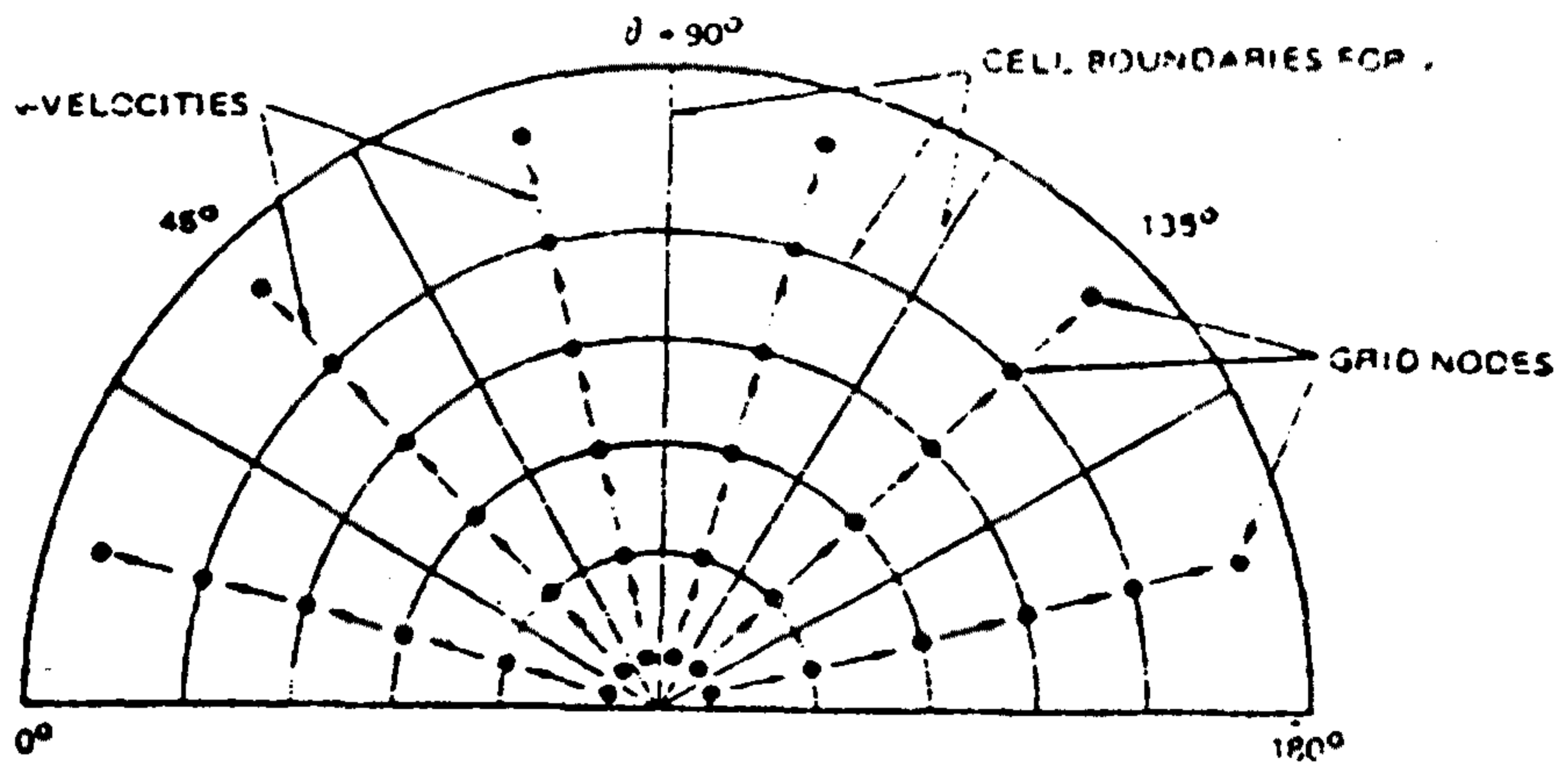


그림 4.72. Illustration of the Control Cells for Radial Velocity( $v$ )

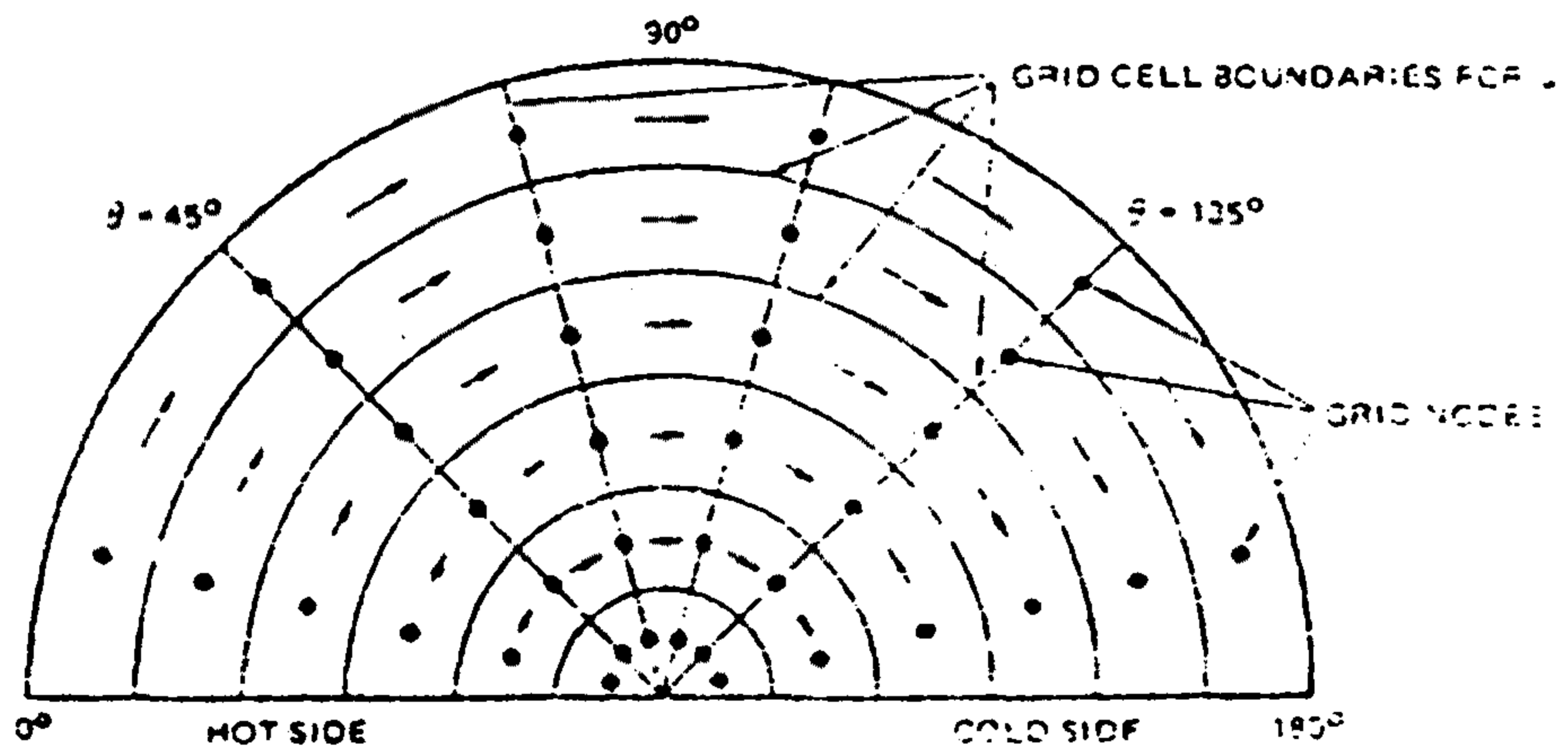


그림 4.73. Illustration of the Control Cells for Circumferential Velocity( $u$ )

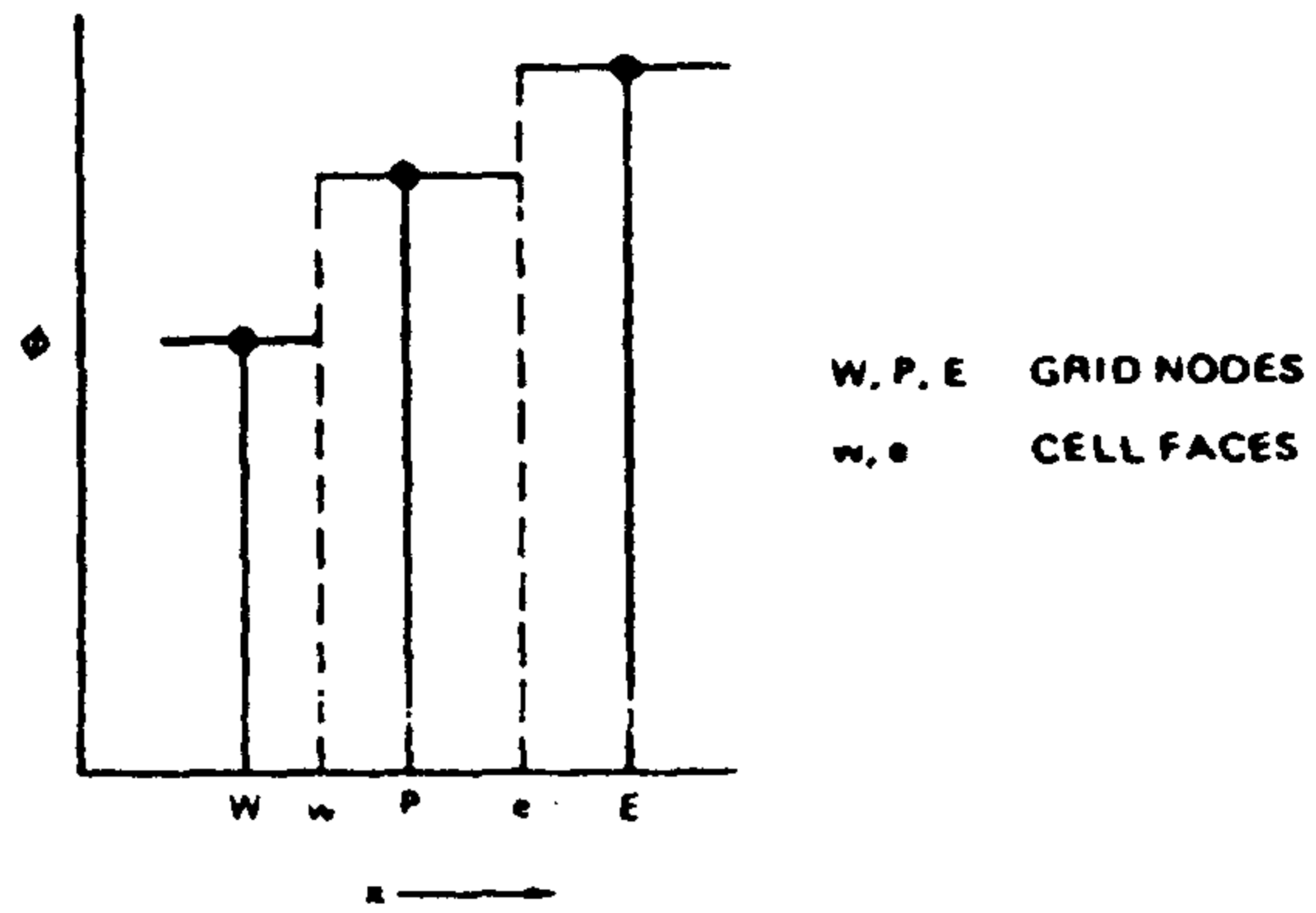


그림 4.74. The Stepwise profile for Variables Calculated at Grid Nodes

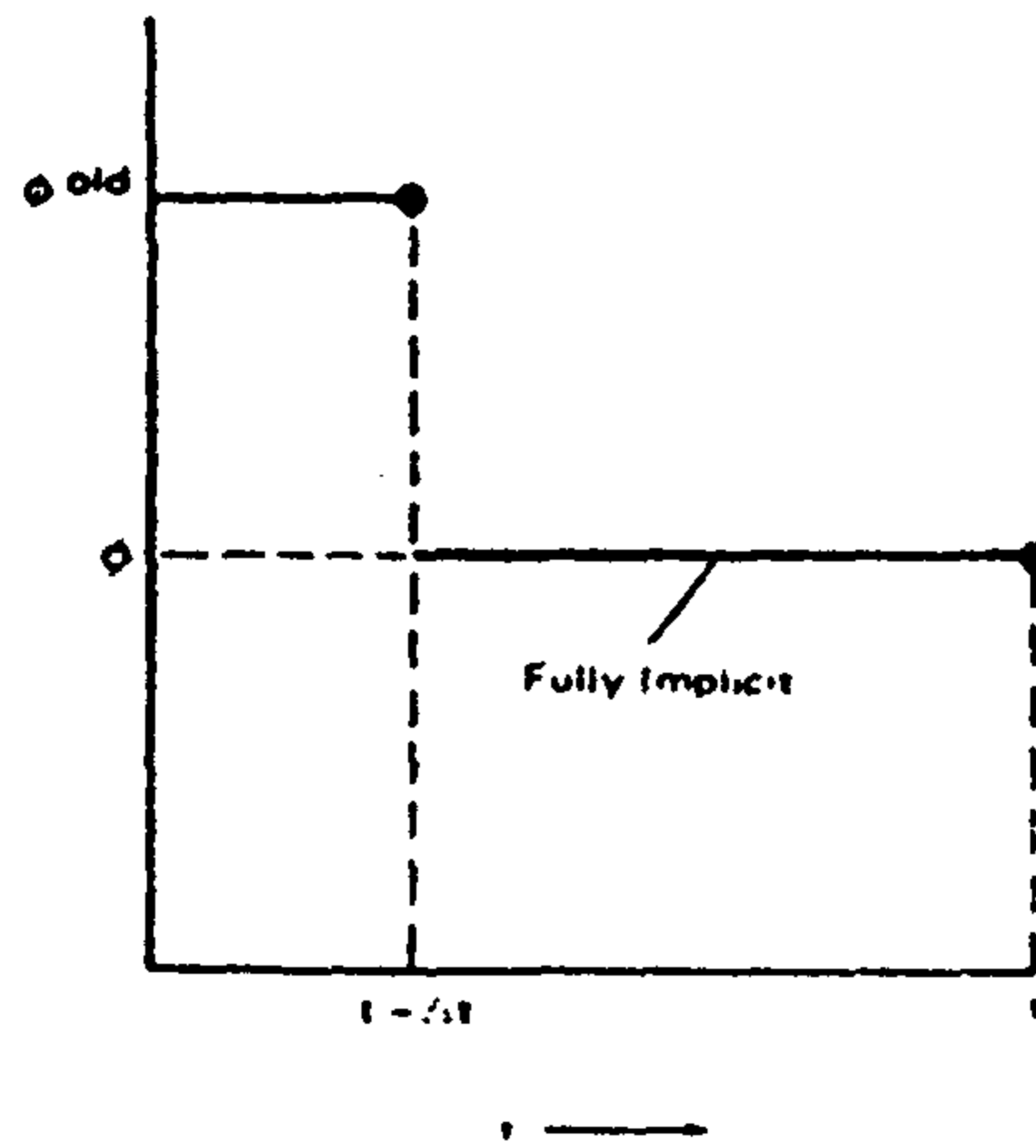


그림 4.75. Variation of Flow Variables with Time

(1) 튜브에 의한 마찰 저항

1) 수직 튜브에 대한 축방향 흐름

튜브에 의한 흐름저항( $F_\theta$ ,  $F_r$ ,  $F_z$ )은 식 (5)~(7)의 운동량 방정식에서 각각 독립적으로 계산

$$F_z = \int f_z dv \dots\dots\dots (56)$$

여기서,

$F_z$  축방향흐름인 경우 control cell에서의 총 저항

$f_z$  단위부피당 저항

$$F_z = f_a A_{sv} \rho |W| W \Phi \dots\dots\dots (57)$$

여기서,

$f_a$  튜브에서 축 방향흐름에 대한 마찰계수

$A_{sv}$  control cell에서 수직튜브의 표면적

$W$  축방향 속도

$\Phi$  two phase multiplier

$f_a$  마찰계수(fanning friction factor)

$$\Delta P_z = 4f * \rho W^2 / 2 * \ell / de \dots\dots\dots (58)$$

여기서,

$\Delta P_z$  축방향의 마찰저항에 의한 압력강하

$f$  fanning friction factor

$\rho W^2/2$  속도두

$\ell$  압력강하가 고려된 유체의 통과길이

$d_e = (4 \cdot \text{flow area}) / (\text{wetted perimeter}) = \text{equivalent hydraulic diameter}$

$$\Delta P_z \cdot \text{flow area} = f \cdot (\rho W^2/2) \cdot \ell \cdot \text{wetted perimeter} \dots\dots\dots (59)$$

$\Delta P_z \cdot \text{flow area} = \text{total frictional force}(F_z)$

$$F_z = f \cdot \rho W^2/2 \cdot A_{sv} \dots\dots\dots (60)$$

$A_{sv} \ell \cdot \text{wetted perimeter}$

$$f_a = f/2 \dots\dots\dots (61)$$

ATHOS3 코드에 사용된 마찰계수는 fanning friction factor의 1/2을 사용하며 ATHOS3 코드에는 2개의 다른 마찰계수  $f_a$  상관식이 이용된다.

\* IFRIC = 0 "1978" correlation set,

\* IFRIC = 1 "FLOW3" correlation set,

a. "1978" correlation

— 부프로그램 SOURCE에서 single - line arithmetic - statement function

$$f_a = 0.024 \text{Re}^{-0.02} \dots\dots\dots (62)$$

$\text{Re} = \rho m | w | d_e / \mu m$

$\rho m, \mu m$  혼합물의 밀도와 점도

— ATHOS module BLOCK DATA에서 CA1 = 0.024, CA2 = 0.2

b. "FLOW3" option

- 부프로그램 FRICF수행 (IFRIC = 1)
- $f_a = g_a * f_{Ma}$  ..... (63)
- $g_a$  튜브모양에 따른 기하학적 계수,  $g_a = 0.125$  ..... (64)
- $f_{Ma}$  "Moody isothermal friction factor for axial flow"
- $(f_{Ma})^{-1/2} = -0.868589 \ln\{\xi/3.7de + 2.51/Re(f_{Ma})^{1/2}\}$  ..... (65)
- $\xi$  roughness factor(EPSRUF =  $0.1524 * 10^{-5}$ )
- $de = 1.10266Pv^2/do - do$ , triangular pitch에 대해 ..... (66)
- $de = 1.27324Pv^2/do - do$ , square pitch에 대해 ..... (67)

여기서, Pv pitch

$do$  튜브바깥지름

—  $Re = \text{maximum}(\xi deG/\mu_m, 1.0)$  ..... (68)

여기서,

$\xi$  흐름형태에 따른 흐름면적비

$\mu_m$  혼합유체의 점도

$G$  증기와 액체의 질량 속도

— 축방향흐름에 대해서는

$\xi = 1.0$  ..... (69)

$\mu_m = X/\mu_g + (1-X)/\mu_l$  ..... (70)

$G = (r_g \rho_{gs} + (1-r_g)\rho_{ls}) |Wm|$  ..... (71)

여기서, X 증기 질량

$Wm$  축방향 혼합물 속도

$r_g$  증기의 부피비



$r_1$  액체의 부피비

식(68)에서  $Re$ 를 1보다 크게 한 이유는 정체흐름에서의  $f_{Ma}$ 로 계산 가능하기 때문이다.

2) 수직튜브에 대한 교차흐름

a. 반경방향의 마찰저항

$$Fr = f_c * C_A C_V * A_{sv} * \rho |V| V \phi \dots\dots\dots (72)$$

$$\Delta Pr = 4 * f * ((\rho V_{max}^2)/2) * (l / P_v) \dots\dots\dots (73)$$

여기서,

$V$  반경 방향 운동량 보존 방정식의 해로부터 구한 control cell에서의  
평균 반경 방향 속도

$V_{max}$  튜브와 튜브사이의 최대 국부 속도(그림 4.76 참조)

$l$  유체의 흐름 통과 길이, 흐름 방향에서의 cell길이

$P_v$  수직튜브의 퍼치

$C_v$   $Fr$ 을 계산할때  $V$ 를 직접 이용하기 위한,  $V$ 와  $V_{max}$ 사이의 상수

$C_A$   $Fr$ 을 계산할때  $A_{sv}$ 를 직접 이용하기 위한,  $l$ ,  $P_v$ , flow area와  
 $A_{sv}$ 사이의 상수

$f$  Fanning 마찰계수

$A_{sv}$  control cell에서 수직튜브의 총 표면적

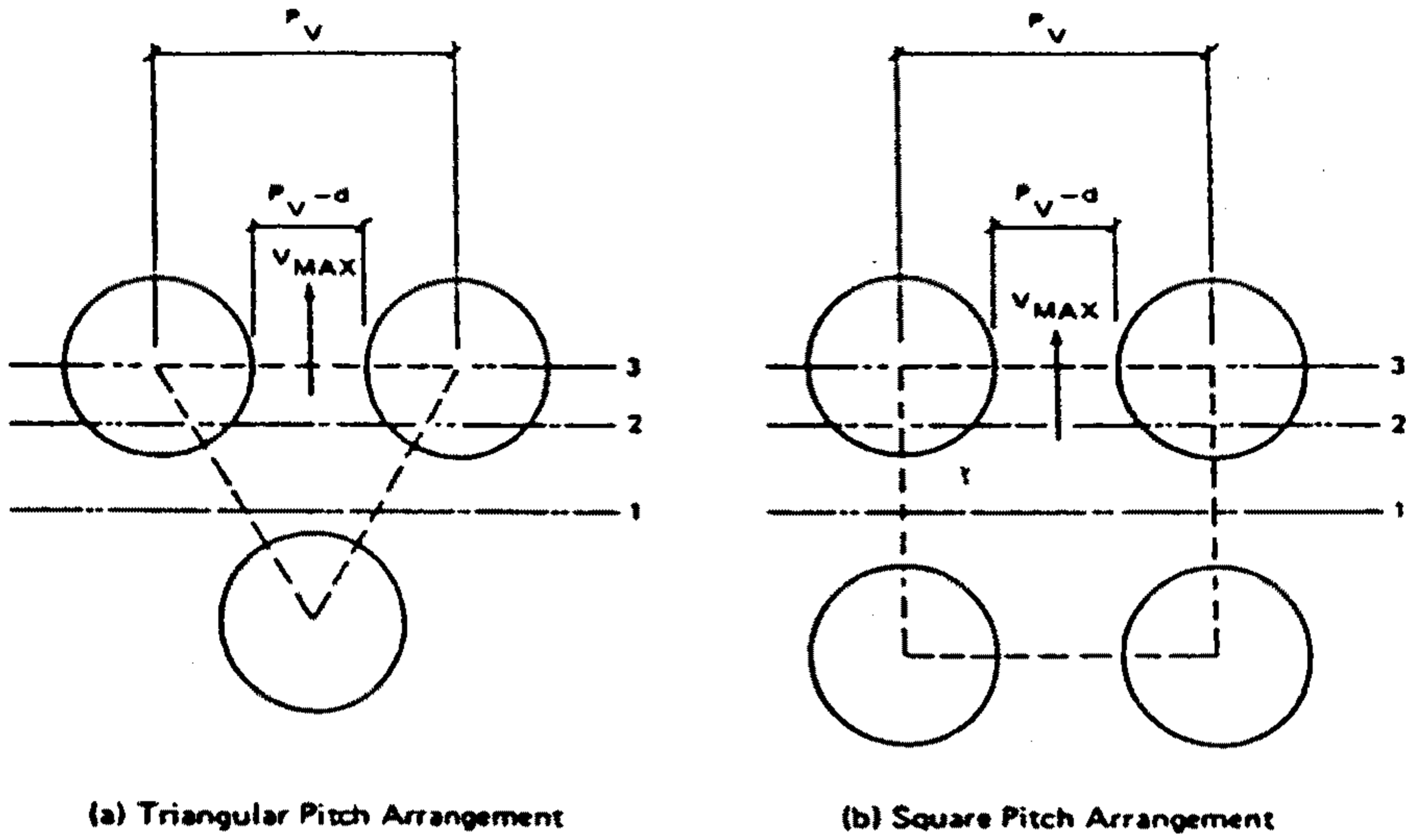


그림 4.76. Illustration of a Maximum Cross-Flow Velocity Over Tubes

b. 그림 4.76에 대한 설명

- a) 교차흐름속도는 그림 4.76의 1,2,3과 같이 흐름면적이 변화함에 따라 변화
- b) 최소흐름면적은  $(P_v-d)$ 에 비례하고 이에 상응하는  $(P_v-d)/P_v$ 면적 공극률을 갖춘 grid 분포에 매우 민감하며  $V_{max}/V$ 는 다음과 같이 표현이 가능하다.

$$V_{max}/V = \beta_v / \beta_{min} \dots\dots\dots (74)$$

여기서,

$\beta_v$  : 수직튜브가 완전히 채워진 control cell에서의 부피 공극률

$\beta_{min}$  : 최소면적에서 공극률(그림 4-76의 3 위치), 즉  $(P_v-d)/P_v$  같음

$$C_v = ((\beta_v * P_v) / (P_v-d)^2) \dots\dots\dots (75)$$

(73)식에  $A_f$ 를 곱한 다음 (72)과 (73)식에서

$$C_A = 4 * \ell * A_f / P_v * A_{sv} \dots\dots\dots (76)$$

$$\Delta Z = 1 \text{과 } \Delta X = P_v \text{이면 } A_f = \rho_v P_v$$

$$n = L / P_v \sin \theta, A_{sv} = n \pi d \begin{matrix} \text{(triangular pitch tube } 60^\circ \\ \text{square pitch tube } 90^\circ \end{matrix}$$

$$C_A = 4 \beta_v P_v / \pi d \sin \theta \dots\dots\dots (77)$$

( $C_A, C_v$ 는 부프로그램 MAIN에서 결정)

$$\text{교차흐름 마찰계수}(f_c) = 0.43 R_e^{-0.205} \dots\dots\dots (78)$$

$$R_e = \rho_m | V_{max} | d_e / \mu m \dots\dots\dots (79)$$

(ATHOS module의 BLOCK DATA에서  $CC1 = 0.432,$   
 $CC2 = 0.205$ )

식 (5)의  $F_\theta$ 도 비슷한 방법으로 계산한다.

3) 수평튜브에 대한 교차흐름

모든 방향의 속도(U,V,W)가 고려되며, 마찰저항은 수직튜브에서의 교차흐름과 유사하다.

$$F_i = f_{ch} C_{AH} C_{VH} A_{sh} \rho V_i |V_i| \Phi \dots\dots\dots (80)$$

$$C_{VH} = (\beta_H P_H / P_H - d)^2 \dots\dots\dots (81)$$

$$C_{AH} = 4\beta_H P_H / \pi d \dots\dots\dots (82)$$

여기서,  $\beta_H$  = 수평튜브(U bend의 중심부근)가 있는 control cell의  
부피 공극률

$P_H$  = 수평튜브의 피치

FORTRAN symbols : TUBEPH =  $P_H$ , POROSH =  $\beta_H$ ,

CCAHA =  $C_{AH}$ , CCVH =  $C_{VH}$

그리고 CCAHA와 CCVH는 ATHOS module의 부프로그램 MAIN에서 결정한다.

$f_{ch}$ 의 결정

a) The Default "1978" Option

변수 IFRIC = 0이면, 부프로그램 SOURCE에서 다음과 같이 계산

$$f_{ch} = 0.1957 Re^{-0.1853} \dots\dots\dots (83)$$

$$Re = \rho_m |V_i| d_e / \mu_m \dots\dots\dots (84)$$

여기서,  $\rho_m, \mu_m$  : 혼합물의 밀도와 점도

$d_e$  : 평형 수력학적 직경

$V_i$  :  $U_{max}, V_{max}, W_{max}$

FORTRAN symbol : CCH1 = 0.1957, CCH2 = 0.1853

b) The "Flow3" option

변수 IFRIC = 1이면, 부프로그램 SOURCE와 FRICF에서 계산을 수행한다. U와 V속도에 대해  $f_{ch}$ 는 식 (83)와 (84)를 이용, 계산하며 IFRIC = 0이거나 IFRIC = 1을 동시 사용한다. 그리고 W속도에 대해서는 변수 ICROSS가 이용된다.

c) The first choice(ICROSS = 0)

$$f_{ch} = g_{ch} \cdot f_{Mch} \dots\dots\dots (85)$$

여기서,  $f_{Mch}$ 는 식 (65)에서 (71)과 같이 Moody 축방향 흐름 상관식과 같이 유사하게 계산된다.

a. 식 (66)와 (67)에서  $P_v$ 는  $P_H$ 로 대치

b. 식 (69)의 흐름면적비(the flow area ratio)  $\xi$ :

$$\xi = C_1 \{ (1 - (C_2 * (\pi/4)) (d_o/P_H)^2 / (1 - (d_o/P_H)) \} \dots\dots\dots (86)$$

여기서  $C_1$ 과  $C_2$ 는 표 4.8에 나타냄

c. 기하학적 계수(geometry factor)  $g_{ch}$ 는 튜브의 모양 (configuration)에 영향을 받음

$$g_{ch} = C_3 \xi^2 (\sqrt{3}/4\pi) (P_H/d_o), \text{ triangular pitch} \dots\dots\dots (87)$$

$$g_{ch} = C_3 \xi^2 (P_H/2\pi d_o), \text{ square pitch} \dots\dots\dots (88)$$

여기서  $C_3$ 는 표 4.9에 나타내었다.

d) The second choice(ICROSS = 1)

Bergelin(31)이나 Jacob(32)등에 의해 제안된 식으로 수평튜브에 대한 층류 또는 교차흐름에 이용된다.

$$\text{교차흐름 마찰계수 } f_{ch} = g_{ch} * f_{ch}' \dots\dots\dots (89)$$

여기서  $f_{ch}' = 70/Re(do/P_H)^{1.6}$ ,  $Re \leq Re_{tr}$ ..... (90)

$f_{ch}' = F_1(de/do)^{0.15} * Re^{-0.15}$ ,  $Re \geq Re_{tr}$  and ICTYP = 1  
..... (91)

$f_{ch}' = F_2(de/do)^{0.16} * Re^{-0.16}$ ,  $Re \geq Re_{tr}$  and ICTYP = 2,3,4  
..... (92)

a. 식 (90) 총류 흐름(Bergelin)

식 (91), 식 (92) 난류 흐름(Jacob)

b. geometry factor( $g_{ch}$ ) 식 (87), 식 (88)

c. 평형 수력학적 직경,  $d_e$  · 식 (66), 식 (67) ( $P_v = P_H$ )

d. Reynolds number,  $Re$  식 (68),  $\xi$  : 식 (86)

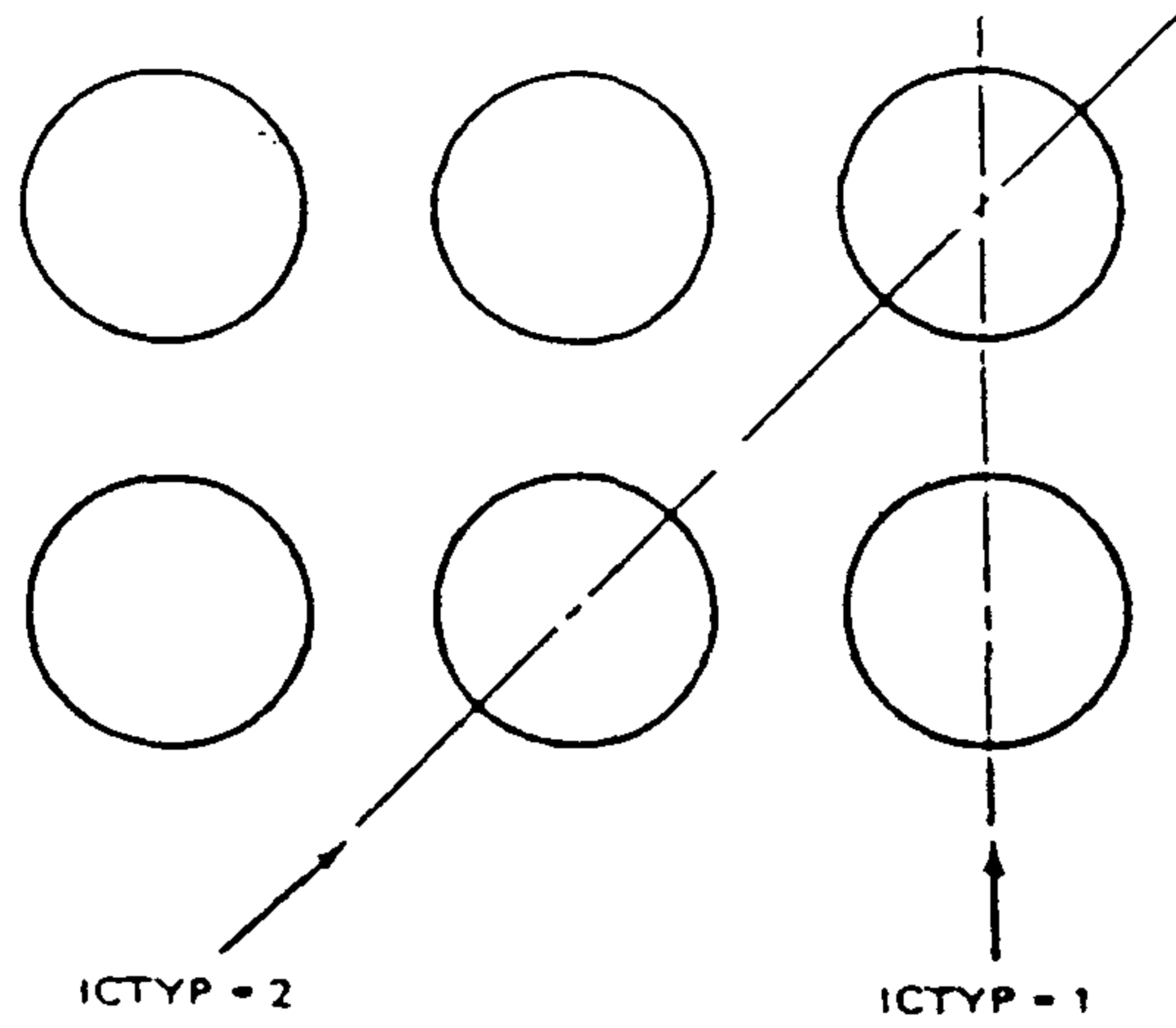
e.  $F_1 = 0.044 + (0.08(P_H/do))/((P_H/do)-1)^{0.43+1.13(do/PH)}$   
..... (93)

f.  $F_2 = 0.25 + 0.1175 / (C_4 / do - 1)^{1.08}$  ..... (94)

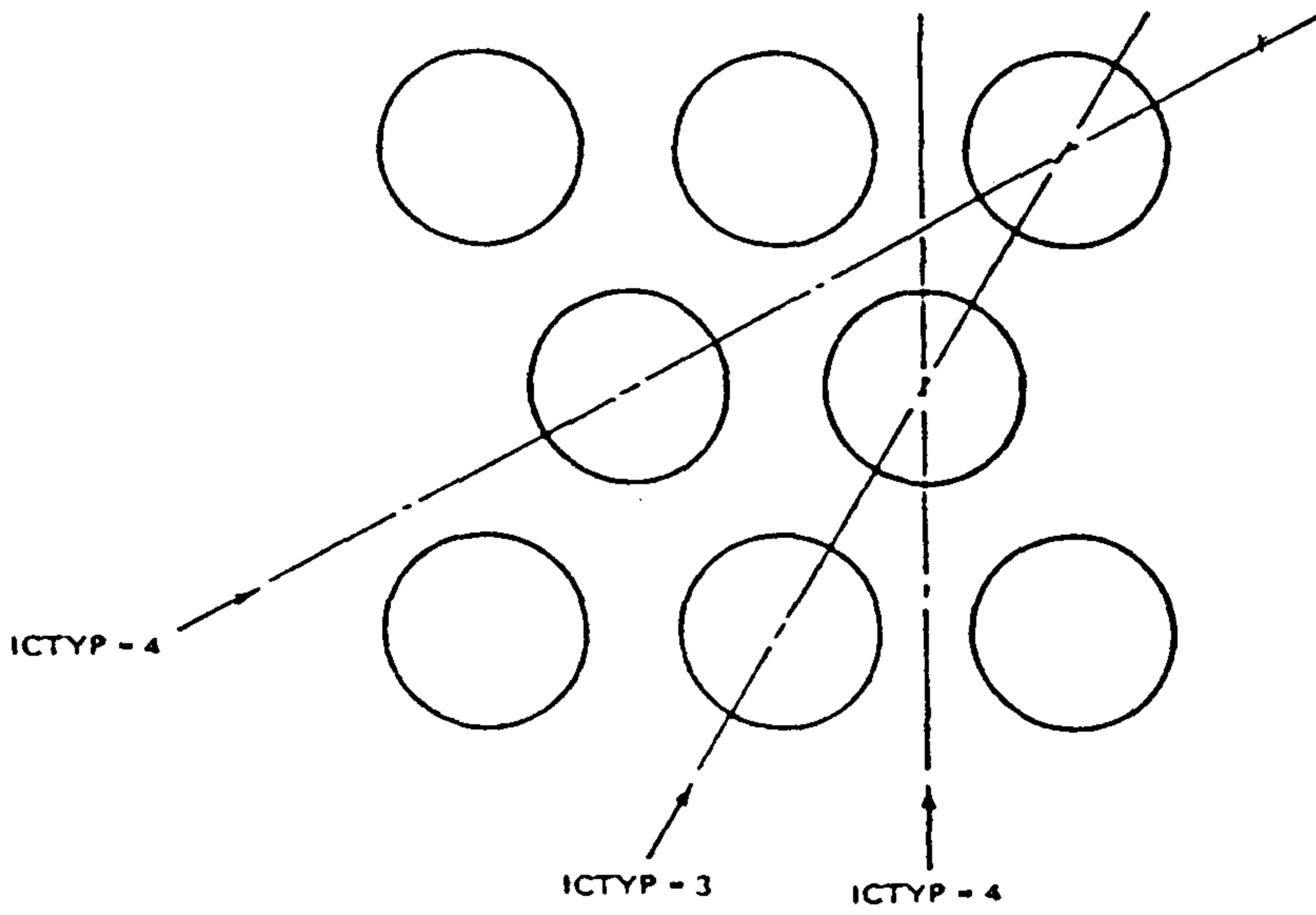
g.  $C_4$  : 표 4.10 참조

h. Moody transient Reynolds No,  $Re_{tr}$  :

$(Re_{tr})^{1/2} = -6.948712 \ln \{ \xi / 3.7de + 0.314 / (Re_{tr})^{1/2} \}$   
..... (95)



Square Pitch



Triangular Pitch

그림 4.77. Characteristics of Four Different Tube Arrangements and Flow Directions for Flow 3 Special Axial Friction Treatment Option(IFRIC = 1)

#### Æ. 4.8 VALUES OF MOODY CONSTANTS $C_1$ AND $C_2$

Value of ICTYP *	$C_1$	$C_2$
1	1.0	1.0
2	1/2	1.0
3	3/2	2/3
4	1.0	2/3

\*ICTYP is another indicator variable (set in BLOOK DATA, Chapter 5) by which the user indicates which of the flow characterizations depicted in Figure 77 best represents the axial cross flow over horizontal tubes.

#### Æ. 4.9 VALUES OF MOODY CONSTANT $C_3$

Constant	ICTYP**			
	1	2	3	4
$C_3$	4.0	4/2	8.0	8/3

\*\*See Table 4.8 for specification of ICTYP.

#### Æ. 4.10 VALUES OF JAKOB CONSTANT $C_4$

Canstant	ICTYP*			
	1	2	3	4
$C_4$	not used	$\sqrt{2}P_H$	$\sqrt{3}P_H$	$P_H$

\*\*See Table 4.8 for specification of ICTYP.



(2) Concentrated 저항에 의한 마찰저항

1) Concentrated 저항이 발생하는 부분

- a. the distribution plates
- b. egg crates or tube support plates
- c. solid plates(divider plate)
- d. the separator deck
- e. impingement plates or vertical baffles

상기부분에서는 flow direction length가 상응하는 cell 길이보다 매우 짧아 'distributed'와는 반대용어로 쓰이며 따라서 오직 속도에만 의존하는 중요한 마찰 저항이다.

2) 각 부분에 대한 저항식

- a. (horizontal)distribution plate, egg crate

$$F_z = C \cdot (A_f / A_d)^2 \cdot A_f \cdot \rho W | W | \Phi \dots\dots\dots (96)$$

W . 계산된 축방향 속도

$\Phi$  . two - phase multiplier

C . 실험 상수(입, 출구 손실, 장치통과시 손실등 고려)

$A_f, A_d$  : - 그림 4.78참조( $A_f$ 는  $A_d$ 보다 항상 크며  $A_f / A_d$ 는 하나의 control cell에서 다른 control cell까지는 변함)  
- solid plate에서의  $A_f / A_d$ 는 매우 크다( $10^{10}$ 등)  
-  $A_f / A_d$ 는 ATHOSGPP3 module에서 계산 수행

- b. impingement plate, vertical baffle-type devices

- 식 (96)을 이용하여 W 방향속도 대신에 U와 V 방향속도로 대치
- separator deck도 유사하게 계산

c. 식 (96)에서 empirical loss coefficient C

- 각 비슷한 장치에 대해 user-constant 이용
- $A_r/A_d$  함수로 ATHOS3에서 계산
- FORTRAN symbols . CLDP, CLEGGC, CLSEP, CLVBAF  
(0.55, 0.285, 1.675, 1.0 . distribution plate, egg-crates, separators, vertical baffle)

(3) 하향유로에서의 마찰저항

- 1) 하향유로가 Grid에 포함되지 않으면, 두개의 points 모델로 나눈다 .  
hot side, cold side
- 2) wall friction, orifice plate, flow turning, area changes 및 entry loss에 의한 모든 흐름 저항은 다음식으로 계산된다.

a.  $F_{dc} = C_{in} A_{in} \rho | V_{in} | V_{in}$  ..... (97)

여기서,

$F_{dc}$  . momentum sink

$V_{in}$  . 입구속도

$A_{in}$  . 입구면적

$C_{in}$  .  $A_{in}$ 을 갖는 실험상수

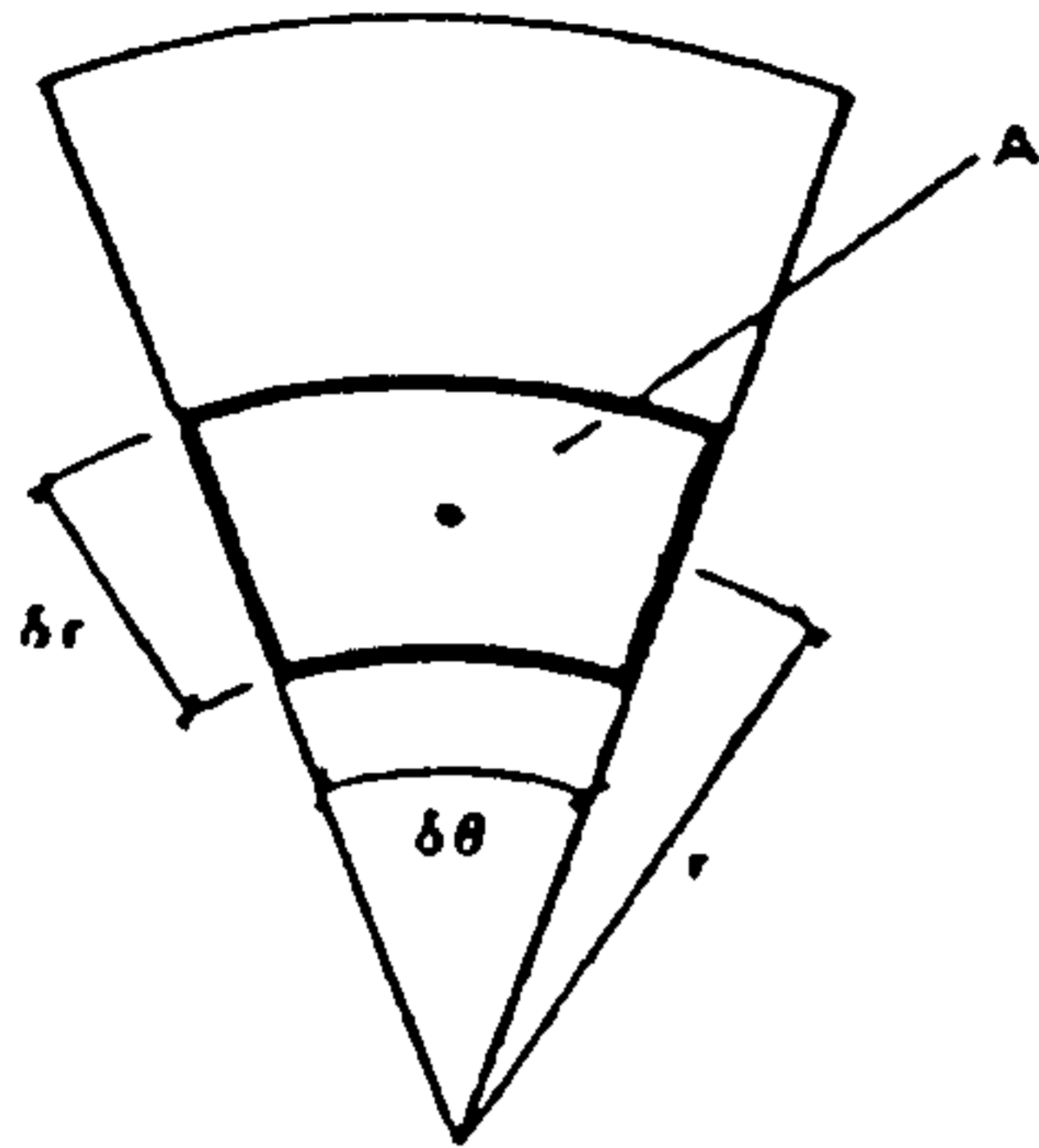
b.  $F_{dc} = C_{dc} A_{dc} \rho | V_{dc} | V_{dc}$  ..... (98)

$V_{dc}$  . inner shell로 들어가기전 하향유로에서의 속도

$C_{dc}$  .  $V_{dc}$ 에 근거한 손실계수

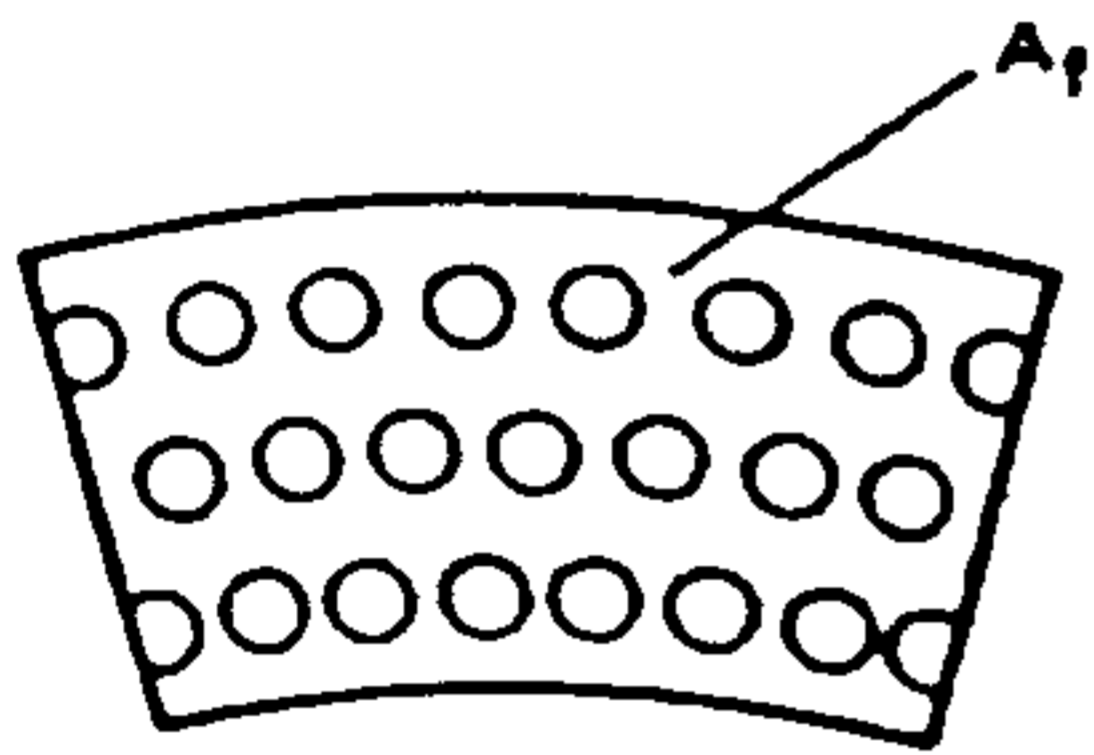
c. 식 (97)과 식 (98)에서

$$C_{in} = C_{dc} * (V_{dc}^2) / (V_{inx}^2)$$



NOMINAL AREA

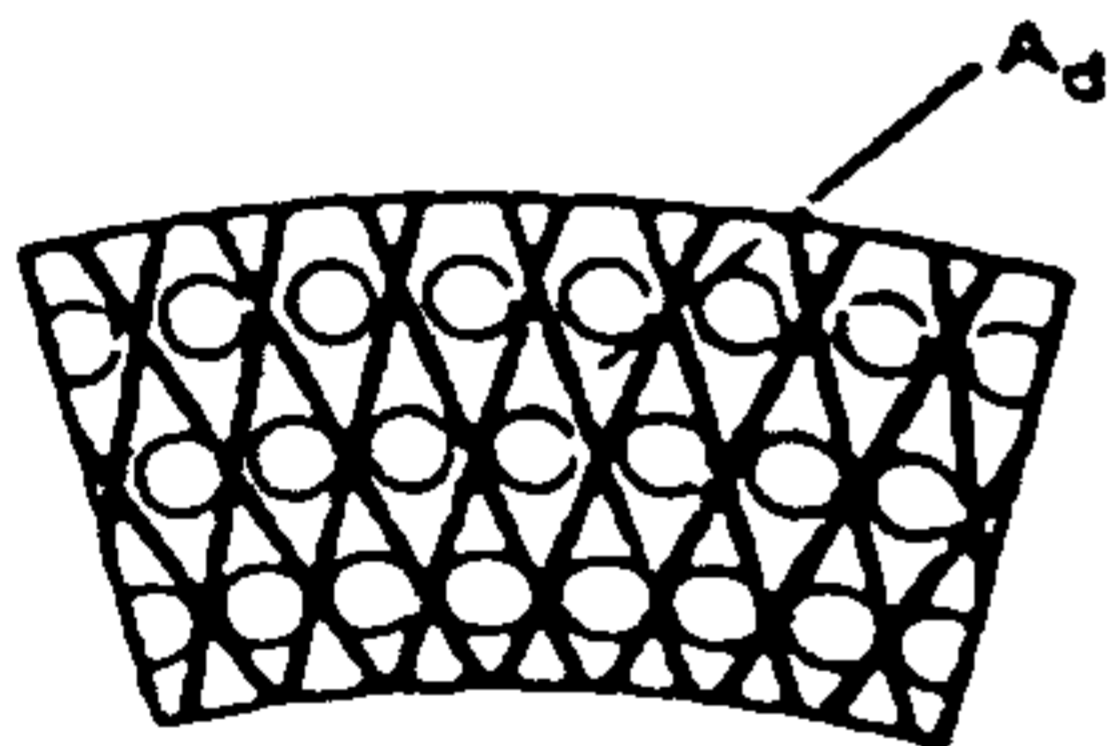
$$A = r \delta\theta \delta r$$



FREE FLOW AREA

$$A_f = (1 - \alpha_t)A$$

Where  $\alpha_t = \frac{\text{Area Occupied by Tubes}}{\text{Nominal Area}}$



FREE FLOW AREA IN THE PLANE OF A CONCENTRATED RESISTANCE DEVICE

$$A_d = (1 - \alpha_t - \alpha_d)A$$

Where  $\alpha_d = \frac{\text{Area Occupied by Resistance Device}}{\text{Nominal Area}}$

- Concentrated Resistance Area Ratio in the z-Direction (ICARZ) =  $A_f/A_d$
- Cell High-Face Area (IARH) =  $A_f$
- Similar Definitions Hold for the x-Direction (ICARX and IARE) and y-Direction (ICARY and IARN) Fortran Variables

그림 4.78. Cell Face Area and Concentrated Resistance Area Ratio Definitions

또는

$$C_{in} = C_{dc} * (A_{in}^2) / (A_{dcx2}) \dots\dots\dots (99)$$

- d.  $C_{in}$ 값은 ATHOS module BLOCK DATA에 data로 입력
- e. FORTRAN 변수 , CLHOT, CLOCLD(28.681, hot side, cold side down comer)
- f. 하향유로가 Grid에 포함될때도 식 (97)을 이용

(4) Shell과 Shroud wall에 의한 마찰저항

- 1) Shroud inner wall에 의한 마찰저항 계산시, Reynold에 inner shell / Shroud diameter를 적용
- 2) Shroud wall 마찰저항,  $F_{wz}$ :

$$F_{wz} = f_a A_w \rho |W| W \Phi \dots\dots\dots (100)$$

$f_a$  . 축방향 벽 마찰계수, 식 4-7이용

$$f_a = 0.024 R_e^{-0.2} \dots\dots\dots (101)$$

$$R_e = (\rho_m |W| d) / (\mu_m) \dots\dots\dots (102)$$

$A_w$  . 유체와 접촉된 표면적

$d$  . shroud inner dia.

$\rho_m, \mu_m$  . 혼합 유체의 밀도 및 점도

$W$  . 축방향 속도

- 3) Wall 마찰계수 계산시 U 및 W 방향의 모멘텀은 무시

(5) Two - Phase Multiplier( $\Phi$ )

- 1) "two-phase" multiplier는 식 (57), (80), (96)에 포함되며, two-phase 흐름에서 마찰손실 계산시 좀더 정확한 값을 산출하기 위한 도구.

- 2)  $\Phi$ 는 항상 1과 같거나 큼.
- 3) ATHOS3에서는 이를 계산하기 위해 세개의 실험식이 이용.
- 4) - IFRIC = 0이면, "default" 마찰 실험식, Thom<sup>(13)</sup> 실험식 이용  
 - IFRIC = 1이면, "FLOW3" 마찰 실험식 이용  
 - ITPMS = 1이면, Owens<sup>(11)</sup> 실험식 이용  
 - ITPMS = 1이면, Martinelli와 Nelson<sup>(12)</sup> 실험식 이용
- 5) Thom<sup>(13)</sup>은 2상 흐름시의 two-phase multiplier  $\Phi$ 를 다음과 같은 상관식으로 제시

a. IFRIC = 0에 대한 option시 이용

b. Thom<sup>(13)</sup>은 2상 흐름시의 two-phase multiplier  $\Phi$ 에 대해 다음과 같은 상관식을 제시하였다.

$$\Phi = \phi^2(\rho_m / \rho_{ls}) \dots\dots\dots (103)$$

$$\phi^2 = A + BX^c \dots\dots\dots (104)$$

여기서,

$\rho_m$  : 혼합물의 밀도

$\rho_{ls}$  : 액체의 밀도

X : 혼합물에서 증기의 양

A, B, C : 실험상수

c.  $\Phi$ 는 부프로그램 SOURCE에서 각 cell마다 계산 수행

d. A, B, C는 압력의 함수이며,  $\rho_{ls} / \rho_{gs}$ (포화밀도비)의 함수로 정의하면

$$\left. \begin{aligned} A &= 1.0 \\ B &= 1.0531(\rho_{ls} / \rho_{gs}) + 1.05455 \\ C_1 &= -0.0048(\rho_{ls} / \rho_{gs}) + 1.10755, X \leq 0.01 \\ C_2 &= -0.0019(\rho_{ls} / \rho_{gs}) + 1.0492, X < 0.01 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (105)$$

- e. A, B, C<sub>1</sub>, C<sub>2</sub>는 부프로그램 SATPRP에서 계산을 수행하며,  
FORTRAN symbol은 A2PM = A, B2PM = B, C12PM = C<sub>1</sub>, C  
22PM = C<sub>2</sub>임
- f. 식 (105)는 압력범위가 50.0 \* 10<sup>5</sup>과 76.0 \* 10<sup>5</sup> N / m<sup>2</sup>  
(포화밀도범위 , 18 ~ 31)에서 거의 정확하며 ATHOS3에서는  $\Phi$  계산수  
행시 상기 압력범위를 넘어서면 이에 대한 프린터 출력이 나온다.

6) Owens Correlation Option(11)

- a. IFRIC = 1과 ITPMS = 1 Option시 이용
- b. Owens<sup>(11)</sup>는 two-phase multiplier  $\Phi$ 를 liquid와 혼합물의 specific  
volume의 비로 산출하는 식을 제시

$$\Phi = \phi^2 (\rho_m / \rho_{ls}) \dots\dots\dots (106)$$

$$\phi^2 = (1-X) + X \rho_{ls} / \rho_{gs} \dots\dots\dots (107)$$

여기서,

- $\rho_m$  . 혼합물의 밀도
- $\rho_{ls}$ ,  $\rho_{gs}$  . 액체와 증기의 포화밀도
- X . 증기의 양(macro quality)

7) Martinelli - Nelson Correlation Option

- a. IFRIC = 1, ITPMS =2 Option시 이용
- b. Martinelli와 Nelson<sup>(12)</sup>은  $\Phi$ 의 계산시 식 (103)를 이용하였으며  $\phi^2$  계산  
은 표 4-11에 따라 수행
- c. 부프로그램 FRICF에서 계산수행하며 FORTRAN 변수로는 배열 XITY,  
PHIVAL, PPNTS가 이용

8) 높은 공극률에서의 spline

a. Thom 실험상관식에서 Two - Phase multiplier  $\Phi$ 는 압력  $73.77 \cdot 10^5 \text{N} / \text{m}^2$ 에서 표 4.12와 그림 4.79에서 보여주듯이 공극율( $r_g$ )의 함수를 나타낼 수 있다.

b.  $\Phi$ 가 1이거나  $r_g$ 가 1이면 유체의 혼합물은 two phase가 아니다.

c. 공극율이 매우 큰 경우( $r_g > r_{g,s}$ )

$$\Phi^1 = \Phi^2 \rho_m / \rho_l \dots\dots\dots (108)$$

$$\Phi = \Phi^1, \quad r_g \leq r_{g,s} \dots\dots\dots (109)$$

$$\Phi = 1.0 + (\Phi^1 - 1.0)(1 - X) / (1 - X_s), r_g > r_{g,s} \dots\dots\dots (110)$$

$$X_s = r_{g,s} \rho_{gs} / (r_{g,s} \rho_{gs} + (1 - r_{g,s}) \rho_{ls}) \dots\dots\dots (111)$$

d. ATHOS3에서  $r_{g,s}$ 는 0.95로 주어지며, FORTRAN변수는 RGSPLS임

9) Thom, Owens와 Martinelli - Nelson 실험상관식 비교(12)

a. 표 4.13과 그림 4.80를 참조

b.  $r_g > 0.95$ 에서는 spline 현상으로  $r_g$ 는 1에 접근

c.  $\Phi$ 값의 최고치에 대한 Martinelli - Nelson 값은 Thom의 실험상관식에서 얻어진  $\Phi$ 최고치 보다 약 150% 크다( $\Phi \cong 2.8 \text{ V. } 1.14$ )

d. Owens의 실험상관식에 의한  $\Phi$ 의 값은 항상 1로 two - phase multipliers를 사용안할시 이용

e. 표 4.11의 값들은 높은 공극율에서는 "smooth"한 함수가 되지 않는다. 이와 같은 현상은 그림 4.80의  $r_g > 0.8$ 에서 "kinks" 현상을 보인다.

Æ 4 11 MARTINELLI-NELSON TABLE OF VALUES OF  $\phi^2$  AS INPUT FOR LINEAR INTERPOLATION

Pressure (Pa) $\times 10^{-5}$	Mass Quality of Steam													
	0	0.01	0.042	0.05	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
34.474	1.00	2.03	4.30	4.80	8.6	15.4	22.3	27.9	33.7	39.5	44.5	48.0	48.0	34.0
51.711	1.00	1.68	3.23	3.60	6.3	10.6	15.1	19.1	22.9	26.9	30.0	32.9	32.9	22.4
68.948	1.00	1.47	2.64	2.92	4.90	7.95	11.0	14.1	16.9	19.8	22.0	24.0	23.8	16.2
86.185	1.00	1.33	2.25	2.50	3.99	6.20	8.35	10.6	12.6	14.6	16.1	17.5	17.5	12.4
103.422	1.00	1.22	2.00	2.20	3.33	4.90	6.60	8.20	9.55	10.8	11.9	13.0	13.0	9.70



표 4.12 VARIATION OF THOM TWO-PHASE MULTIPLIER VALUES WITH VOID FRACTION FOR STEAM AND WATER MIXTURE AT  $73.77 \times 10^5$  N/m<sup>2</sup>, WITHOUT SPLINE

$r_g$	$\rho_m$	$x$	$\rho_m / \rho_v$	$\phi^2$	$\Phi = \phi^2 \cdot \rho_m / \rho_{ls}$
0.0000	731.6270	0.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1000	662.3298	0.0058	0.9053	1.1124	1.0070
0.2000	593.0327	0.0130	0.8106	1.2520	1.0149
0.4000	454.4385	0.0340	0.6211	1.6698	1.0372
0.6000	315.8442	0.0734	0.4317	2.4668	1.0649
0.8000	177.2500	0.1745	0.2423	4.5425	1.1005
0.9000	107.9529	0.3223	0.1476	7.6200	1.1243
0.9500	73.3043	0.5010	0.1002	11.3768	1.1399
0.9750	55.9800	0.6733	0.0765	15.0240	1.1496
1.0000	38.6557	1.0000	0.0528	21.9863	1.1617

(6) 일차측 열전달 저항

열원을 계산하기 위해서는 일차측 흐름, 튜브벽 및 이차측 흐름에 대한 열전달 저항이 먼저 계산되어야 한다.

1) Dittus - Boelter Correlation(14)

일차측 열전달계수에 대한 실험 상관식은 부프로그램 HTCOEF에서 수행되며 Dittus - Boelter 상관식에 대한 변수는 EPRI78 = .T.이다.

$$H_p = 0.023Re^{0.8}P_r^{0.33}(k/d_i) \dots\dots\dots (112)$$

$$Re = \rho v d_i / \mu, P_r = \mu C_p / k$$

$H_p$  : 일차측 열전달 계수

$k$  , 열전도도

식 (112)는 다음 장의 식  $Q_s = A H_{M-s}(T_M - T_s)$ ,  $\frac{1}{H_{M-s}} = \frac{1}{H_M} + \frac{1}{H_s} + \frac{1}{H_F}$

과 연관지어 계산된다. 모든 열전달 계수는 튜브 바깥 면적의 단위면적당 계

표 4.13 VARIATIONS OF TWO-PHASE MULTIPLIER VALUES FOR STREAM AND WATER MIXTURE AT  $73.77 \times 10^5 \text{ N/m}^2$ , WITH SPLINE

$r_g$	$\rho_m$	$X$	$\rho_m/\rho_{ls}$	$\phi^2$			$\Phi = \phi^2 \cdot \rho_m/\rho_{ls}$		
				Thom	Owens	M · N	Thom	Owens	M · N
0.0000	731.6270	0.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
0.1000	662.3298	0.0058	0.9053	1.1124	1.1046	1.5136	1.0070	1.0000	1.3702
0.2000	893.0327	0.0130	0.8106	1.2520	1.2337	2.0337	1.0149	1.0000	1.6484
0.4000	454.4385	0.0340	0.6211	1.6698	1.6100	3.0961	1.0372	1.0000	1.9231
0.6000	315.8442	0.0734	0.4317	2.4668	2.3164	5.5416	1.0649	1.0000	2.3923
0.8000	177.2500	0.1745	0.2423	4.5425	4.1277	11.3181	1.1005	1.0000	2.7420
0.9000	107.9529	0.3223	0.1476	7.6200	6.7773	18.3238	1.1243	1.0000	2.7037
0.9500	73.3043	0.5010	0.1002	11.3768	9.9807	27.9036	1.1399	1.0000	2.7958
0.9750	55.9800	0.6733	0.0765	15.0240	13.0694	36.1618	1.0979	1.0000	2.1568
1.0000	38.6557	1.0000	0.0528	21.9863	18.9267	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000

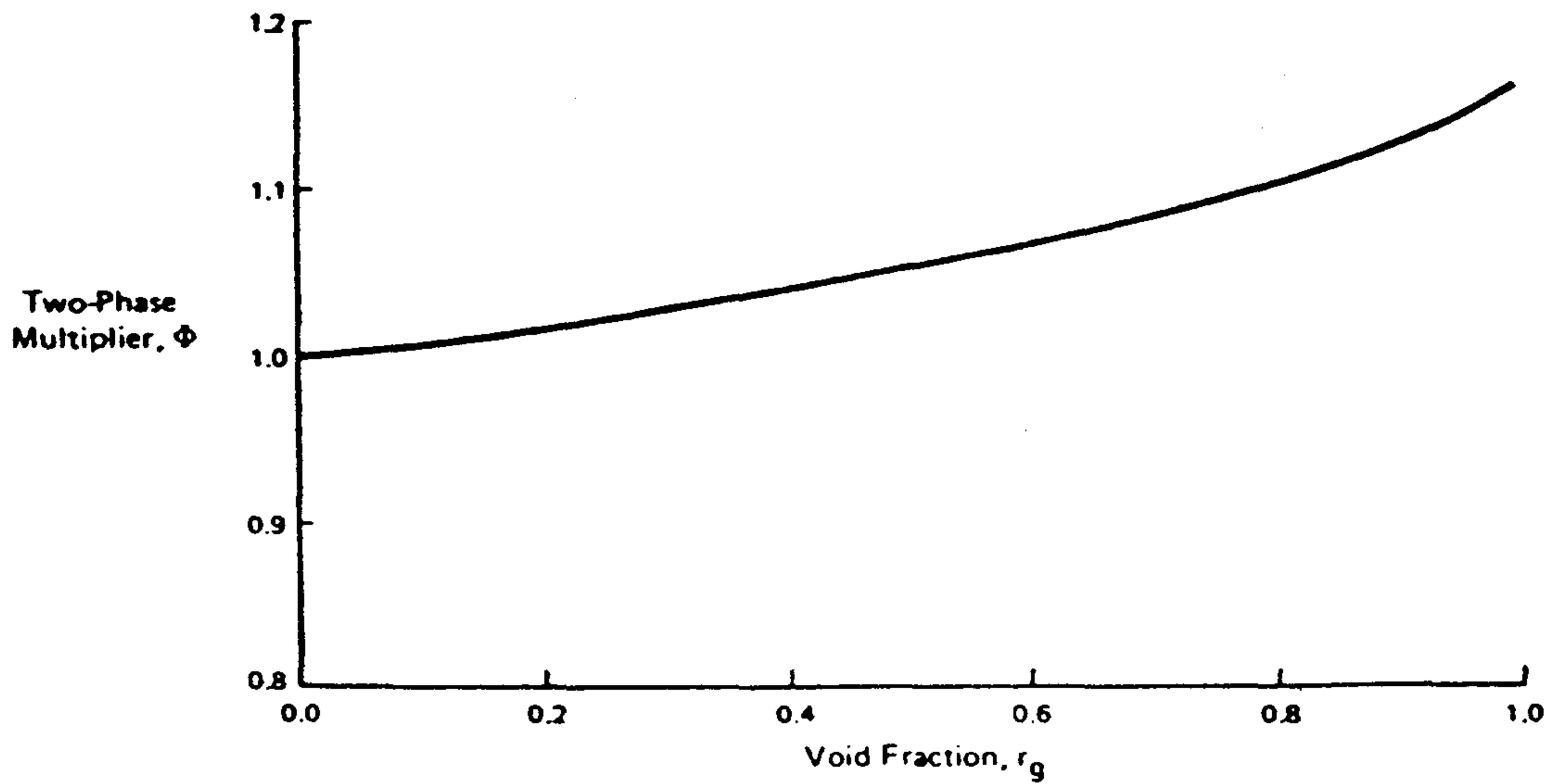


그림 4.79. Variations of Thom Two-Phase Multiplier Values with Void Fraction for steam and Mixture at  $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , without Spline

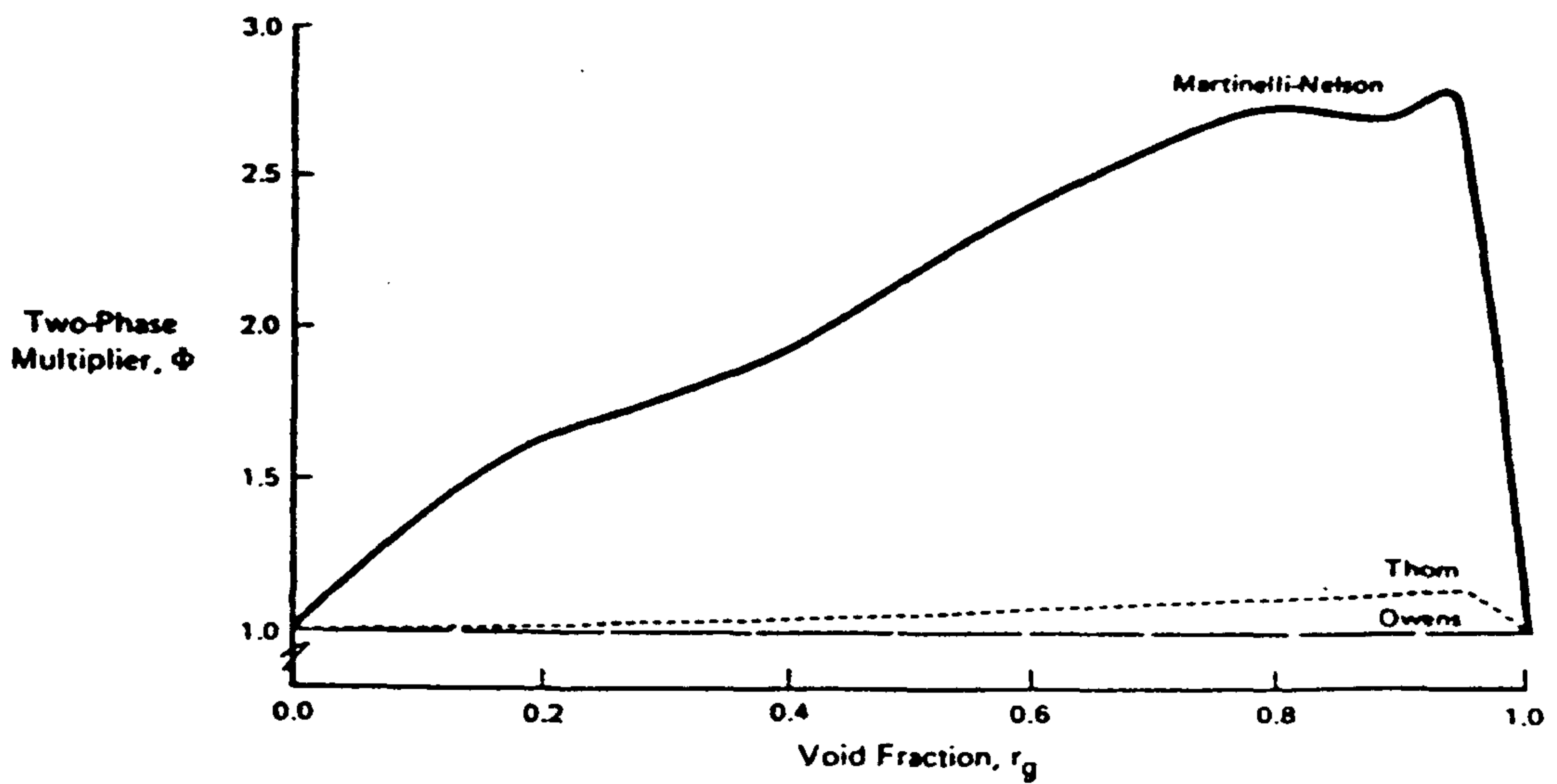


그림 4.80. Variations of Two-Phase Multiplier Values steam and Water Mixture at  $73.77 \times 10^5 \text{N/m}^2$ , with Spline

산되므로 식 (112)에서 계산된 열전달 계수에  $(d_i / d_o)$ 를 곱한다.

따라서

$$H_p = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.33}(k / d_o) \dots\dots\dots (113)$$

2) 수정된 Dittus - Boelter Correlation[33, 34]

"EPRI 78"option이 사용될 경우외에, RCPE 81, LELE 81 및 CHEN 81 option일 경우에 "modified Dittus - Boelter Correlation"을 이용한다.

$$H_p = \text{maximum} \begin{cases} 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}(k / d_o) \\ 4.36(k / d_o) \end{cases} \dots\dots\dots (114)$$

(7) 튜브재질에 의한 열전달 저항

1) 튜브재질의 열전도

튜브벽의 열전도도(HM)는 부프로그램 HTCOEF에서 수행되며, 튜브의 두께,  $d_o - d_i$ 와 금속의 열전도도  $K_M$ 의 함수이다.

$$H_M = K_M / 0.5(d_o - d_i) \dots\dots\dots (115)$$

$H_M$ 은  $H_p$ 와 같이 튜브 바깥면적의 단위면적당으로 계산되며, 즉 다음식으로 표현된다.

$$\begin{aligned} H_M &= (K_M / 0.5(d_o - d_i)) ((0.5(d_o + d_i)) / d_o) \\ &= (K_M(d_o + d_i)) / ((d_o - d_i)d_o) \dots\dots\dots (116) \end{aligned}$$

(8) 이차측 열전달 저항

이차측 열전달 계수( $H_c$ )는 국부흐름 상태와 흐름 형태에 좌우되며 다음

세 가지 현상이 증기발생기에서 일어난다.

- 단상대류(sub - cooled liquid & superheated vapor)
- 포화 비등
- 과냉각 비등

1) EPRI 78 option에 의한 열전달 상관식

a. 단상축방향 흐름[18] .

$$H_s = 0.03R_e^{0.8}P_r^{0.333}(k / d_o) \dots\dots\dots (117)$$

$$R_e = \rho W d_o / \mu, P_r = \mu C_p / K$$

$d_o$  . 평형 수력학적 직경

$W$  . 축방향 속도

b. 단상 교차 흐름[19]

$$H_s = 0.29R_e^{0.6}P_r^{0.333}(k / d_o) \dots\dots\dots (118)$$

c. 단상 빗각 흐름

축방향 흐름과 교차흐름의 열전달계수의 r. m. s.(root mean square)

d. 포화 비등[20]

$$H_b = C_b(q''')^{2/3} \dots\dots\dots (119)$$

$C_b$  . 실험상수(증기와 물의 혼합물)

$q'''$  . 국부 열속

$P_d$  . 운전압력

$$C_b = 2.6399(1.554 + P_d(1.2425 * 10^{-7} + P_d 5.6798 * 10^{-14})),$$

$$P_d \leq 55.158 * 10^5 \text{ N / m}^2 \dots\dots\dots (120)$$

$$C_b = 2.6399(-4.557 - (2.273 * 10^{-6} - P_d 1.2584 * 10^{-13})),$$

$$P_d \geq 55.158 * 10^5 \text{ N/m}^2 \text{ ----- (121)}$$

e. 과냉각 비등

과냉각 비등은 벽면의 온도가 표면에서 비등이 개시될 수 있도록 아주 높거나, 유체의 평균온도가 포화온도보다 낮을때 일어난다.

$$q''_b = H_b (T_{m,o} - T_{sat}) \text{ ----- (122)}$$

$H_b$  : 식 4-65에 의한 비등 열전달 계수

$T_{m,o}$  : 튜브의 바깥표면 온도

$T_{sat}$  : 포화온도

대류열전달 모드에서 열속은

$$q''_c = H_c (T_{m,o} - T_{sat}) \text{ ----- (123)}$$

$H_c$  : 순 대류열전달 계수 (식 4-63과 4-64의 r,m,s)

$$\text{과냉각 비등모드 시는 항상 } q''_b > q''_c \text{ ----- (124)}$$

로 가정한다.

식 (124)는 그림 4.81의 ABCEF 곡선이 ABCD'EF곡선에 거의 근접함을 암시한다. 식 (122)과 (123)에서

$$H_b > H_o ((T_{m,o} - T_{sat}) / (T_{m,o} - T_{sat})) \text{ ----- (125)}$$

따라서 과냉각 비등은 오직  $T_{m,o} - T_{sat}$ 와 식 (125)의 상태일때 적용된다.

2) LELE 81 option에 의한 열전달 상관식

대류열전달계수는 "EPRI 78" option과 유사하다.

$$H_s = C_1 Re^{C_2} P_r^{C_3} k / d \text{ ----- (126)}$$

$d = d_o$ (축방향 흐름),  $d_o$ (교차 흐름)

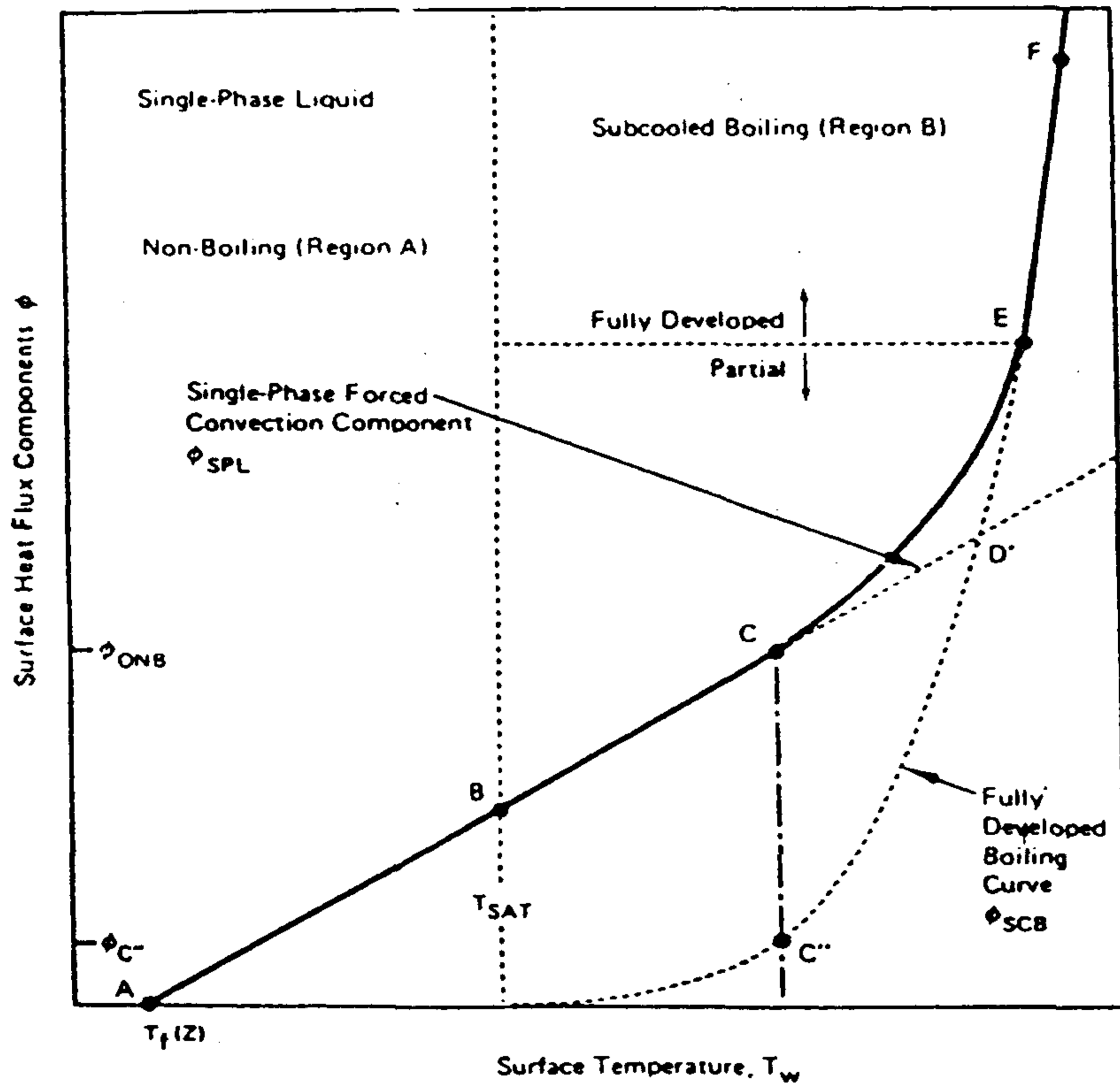


그림 4.81. Subcooled Boiling Heat Transfer , Method of Rohsenow and Bergles

$C_1, C_2, C_3$  . 표 4-7참조

식 (126)은 과냉각 액체 및 과열증기의 대류에 의한 열전달 계산에 이용된다.

표 4.14의 적용시 주의할 점 .

- a. LELE 81 및 RCPE 81 option    만약 교차흐름에서  $Re < 68.3$ 이면  
 $C_1 = 1.53, C_2 = 0.3$  다른 경우는  $C_1 = 0.547^2, C_2 = 0.563$
- b. square pitch tube array의 CHEN 82 상관식    만약  $\tan\theta = u/v$   
 에서  $22.5 \leq \theta \leq 67.5$ 이면  $C_1 = 1.53$ , 다른 경우는  $C_1 = 1.1$
- c. triangular pitch tube array의 CHEN 82 상관식    만약  $\tan\theta =$   
 $u/v$ 에서  $16 \leq \theta \leq 48$ 이면  $C_1 = 1.10$ , 다른 경우는  $C_1 = 1.53$
- d. CHEN 82 상관식에서 만약 교차흐름에서  $Re < 68.3$ 이면  
 $C_1 = 0.35, C_2 = 0.6$ , 다른 경우는  $C_1 = 0.35, C_2 = 0.6$ , 다른 경  
 우는  $C_1 = 0.547, C_2 = 0.563$
- e. 액체에 대한 대류 열전달 상관식의  $C_1, C_2, C_3$ 는 CHEN 82가 이용되  
 며, 증기인 경우는 EPRI 78 option이 이용된다.

Lellouche와 Zolotar<sup>(35)</sup>의 대류 열전달 계수( $H_c$ )는 오직 축방향 흐름에  
 적용된다.

$$T_{m.o} > T_{sat} \dots\dots\dots (127)$$

비등은 식 (127)의 조건에서 일어난다고 가정한다.

열속은 다음식으로 계산된다.

$$q''_b = H_c(T_{m.o} - T_{sec}) + H_b(T_{m.o} - T_{sat}) \dots\dots\dots (128)$$

$$H_b = H_b^\circ(T_{m.o} - T_{sat}) \dots\dots\dots (129)$$

$$H_b^\circ = 193 e^{pd/630} \dots\dots\dots (130)$$

$H_c$  . 빗각흐름에 대한 대류 열전달 계수

$P_d$  . 참조 압력(steam dome)



Æ 4 14 CONSTANS IN CONVECTIVE HEAT TRANSFER CORRELATIONS

Option	Axial Flow			Cross Flow		
	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	C <sub>3</sub>
EPRI78	0.03	0.8	0.333	0.29	0.6	0.333
LELE81	$0.013 + 0.033\beta_v$	0.8	0.4	1.53 or 0.547 <sup>2</sup>	0.32 or 0.563 <sup>1</sup>	0.333
RCPE81:						
a. Square Pitch	$0.042 \frac{P_v}{d} - 0.024$	0.8	0.4	1.53 or 0.547 <sup>1</sup>	0.32 or 0.563 <sup>1</sup>	0.333
b. Triangular Pitch	$0.026 \frac{P_v}{d} - 0.006$	0.8	0.4	1.53 or 0.547 <sup>1</sup>	0.32 or 0.563 <sup>1</sup>	0.333
CHEN82 <sup>5</sup>						
a. Square Pitch	$0.042 \frac{P_v}{d} - 0.024$	0.8	0.4	1.1 or 1.53 <sup>2</sup> 0.35 or 0.547 <sup>4</sup>	0.32	0.333
b. Triangular Pitch	$0.026 \frac{P_v}{d} - 0.006$	0.8	0.4	1.1 or 1.53 <sup>3</sup> 0.35 or 0.547 <sup>4</sup>	0.32 0.6 or 0.563 <sup>4</sup>	0.333

식 (130)은 British 단위이며 SI 단위로 바뀌면

$$H_b^o = (10.221 * 193) e^{pd/(630*689.3)} \dots\dots\dots (131)$$

3) RCPE 81 option에 의한 열전달 상관식

단상에서의 열전달계수는 표 4.14의 상수값을 갖는 식 (126)으로 계산된다.

최대 축방향 열전달계수는 다음과 같다.

$$H_{axial} = \max\{C_1 Re^{C_2} Pr^{C_3} k / d_e, C_1 k / d_e\} \dots\dots\dots (132)$$

$C_1, C_2, C_3$  . 축방향 난류흐름에 적합, 표 4.14의 상수

$C_1$  . 축방향 층류흐름에 적합, square pitch . 3.63,

triangular pitch . 3.0

빗각흐름은 앞서 언급한 EPRI 78 및 LELE 81 options과 같다. 그렇지만 비등이나 과냉각 비등 영역에서는 EPRI 78 및 LELE 81 option과 매우 다르다. 그림 4.82를 참조하며 각 영역에서의 실험상관식을 살펴보면 다음과 같다.

a. 강제 대류비등에 대한 Rohsenow의 상관식

$$H_{II} = \mu_l h_{fg} g^{1/2} ((\rho_l - \rho_g) / \sigma)^{1/2} (C_{p,l} / h_{fg} C_{sf})^{1/r} * (P_{r,l})^{-b/r} (T_{M,o} - T_{sat})^{1/r-1} \dots\dots\dots (133)$$

$r = 0.33, b = 1.0$  . 깨끗한 표면에서의 water boiling

$C_{sf} = 0.013$  . 액체와 금속 표면에서 핵비등에 대한 실험상수

b. 액체막 증발현상에 대한 열전달 상관식

collier와 pulling<sup>(16)</sup> 상관식이 이용된다.

$$H_{III} = H_{I,1} \{2.17(1/X_{tt})^{0.70}\}, 1/X_{tt} \geq 3.4 \text{인 경우} \dots\dots\dots (134)$$

$$X_{tt} = ((1-X_g)/X_g)^{0.9} (\rho_g/\rho_l)^{0.5} (\mu_w/\mu_g)^{0.1} \dots\dots\dots (135)$$

$X_g$  = 증기의 흐름양

$$= (r_g \rho_{gs} w_g) / ((r_g \rho_{gs} w_g) + (1-r_g) \rho_{ls} w_l) \dots\dots\dots (136)$$

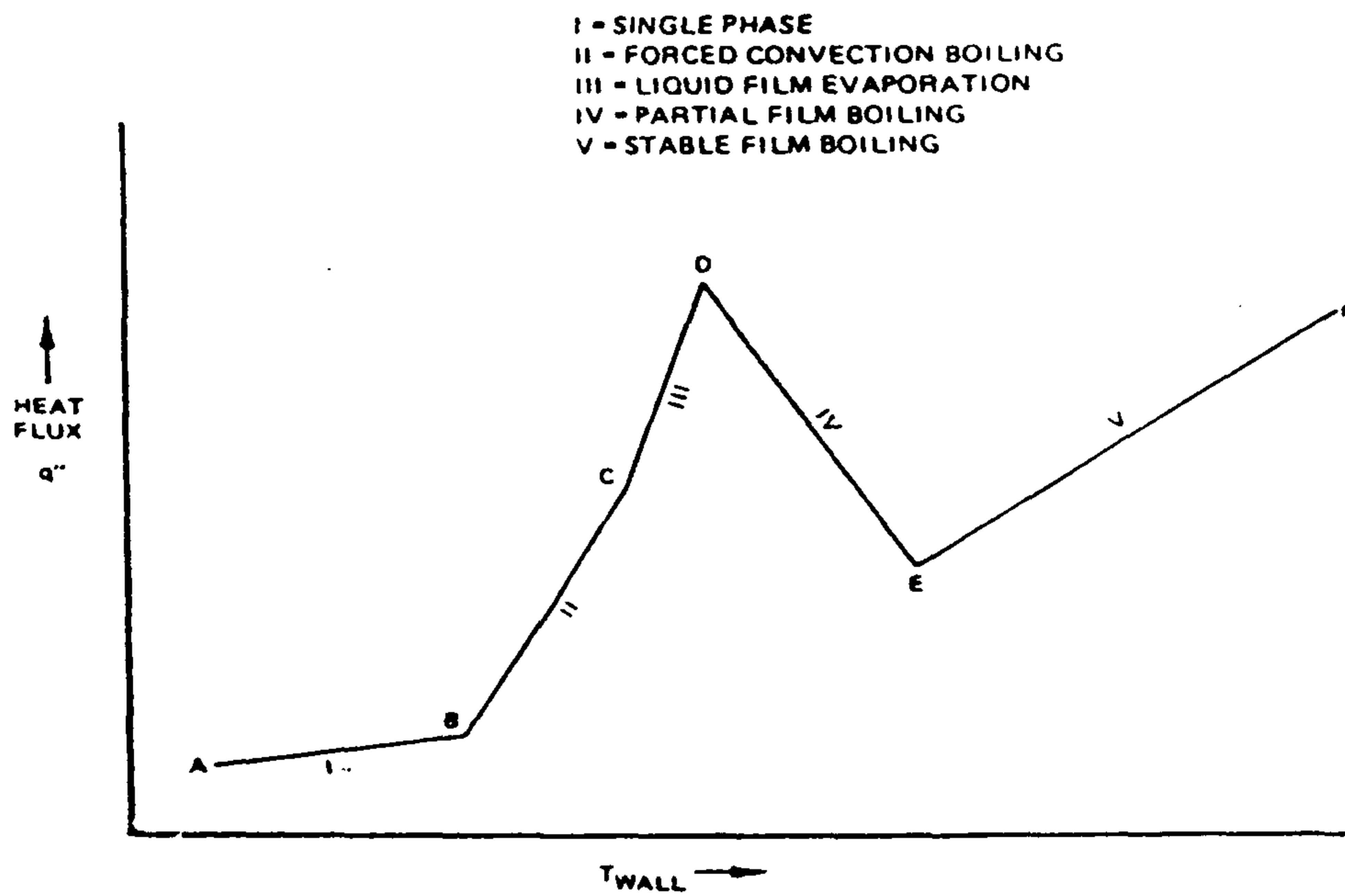


그림 4.82. Heat Transfer Regimes (Regimes I to III as Used in the RCPE 81 Option)

$w_g$  · 증기의 축방향 속도

$w_l$  · 액체의 축방향 속도

c. flow regime을 결정하는 순서

1. 단상(과열)증기 regime에서는 식 (126)과 식 (132) (증기양 이용)에서  $H_I$ 를 계산한다.
2. 만약  $T_{M.O} < T_{SAT}$ 이면, 단상 regime(I)이라 가정하고 식 (133)와 식 (132)에서 (액체양 이용)로 부터  $H_I$ 를 계산한다.
3. 식 (133)와 식 (134)에서  $H_{II}$ 와  $H_{III}$ 를 계산한다.
4. 만약  $r_g > 0$ 이면,  $H = \max(H_{II}, H_{III})$
5. 만약  $r_g > 0$ 이면, 비등이 되는 벽온도를 아래식의 iteration 방법으로 계산하여 과냉각 비등에 대해 점검한다.

$$T_{M.O}^R = T_{SAT} + ((h_{fg}C_{sf}P_{rl}^b)/C_{p,l})[q'' \mu h_{fg}[\sigma/g(\rho_l - \rho_g)]^{1/2}] \dots \dots (137)$$

$T_{M.O}^R$ 은 비등이 일어나는데 요구되는 온도

따라서 과냉각 비등은 식 (138)의 조건에서 일어난다.

$$T_{M.O} \geq T_{M.O}^R \dots \dots \dots (138)$$

그리고 열속은 다음 식과 같다.

$$q_b'' = H_{II}(T_{M.O} - T_{SAT}) \dots \dots \dots (139)$$

4) CHEN 82 option에 대한 열전달 상관식

CHEN 상관식의 경우도 단상에서 식 (126)이 이용되며, 표 4.14의 상수가 적용된다.

CHEN은 식 (136)에서 주어지는 증기흐름양( $X_g$ )가 제한적이면 비등이 일어난다고 가정했으며, 2상 비등에 대한 CHEN 실험상관식은 다음과 같다.

$$H_b = 0.00122SK(T_{M.O}^R - T_{sat})^{0.24}(\Delta P_{sat})^{0.75} + FH_{I1} \dots\dots\dots (140)$$

$\Delta P_{sat} = P_{wall} - P_d$ 이며, 식 (140)을 간단히 만들기 위해 다음의 Clausius-Clapeyron 식을 이용한다.

$$\Delta T/T = ((V_{gs} - V_{ls}) / h_{fg})\Delta P \dots\dots\dots (141)$$

식 (141)를 식 (140)에 대입하면

$$H_b = 0.00122 SK(T_{M.O}^R - T_{sat})(h_{fg}/(T_{sat}(V_{gs} - V_{ls})))^{0.75} + FH_{I1} \dots\dots\dots (142)$$

$$S = \left[ \begin{array}{l} 1, \quad Re_1 \leq 1 \cdot 10^4 \\ \max(0.0, 3.32101 - 0.252 \ln(Re_1)), Re_1 > 1 \cdot 10^4 \end{array} \right] \dots\dots\dots (143)$$

$$Re_1 = ((dh(1-X_g)G)/\mu_1)F^{1.25} \dots\dots\dots (144)$$

$$G = r_g \rho_{gs} W_g + (1-r_g)\rho_{ls} W_l \dots\dots\dots (145)$$

$$F = \exp[(0.84 - 0.548(\ln(10/X_{tt}))^2)^{1/2} - 0.916] \dots\dots\dots (146)$$

$$K = (K_1^{0.79} C_{p,l}^{0.45} \rho_{ls}^{0.49}) / (\mu_1^{0.29} \rho_{gs}^{0.24} h_{fg}^{0.24}) \dots\dots\dots (147)$$

$T_{M.O}^R$  . 비등에 요구되는 튜브 바깥표면 온도(식 107)

$V_{gs}$ ,  $V_{ls}$  . 증기와 액체의 specific volume

Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10} (h_s) \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{K}$

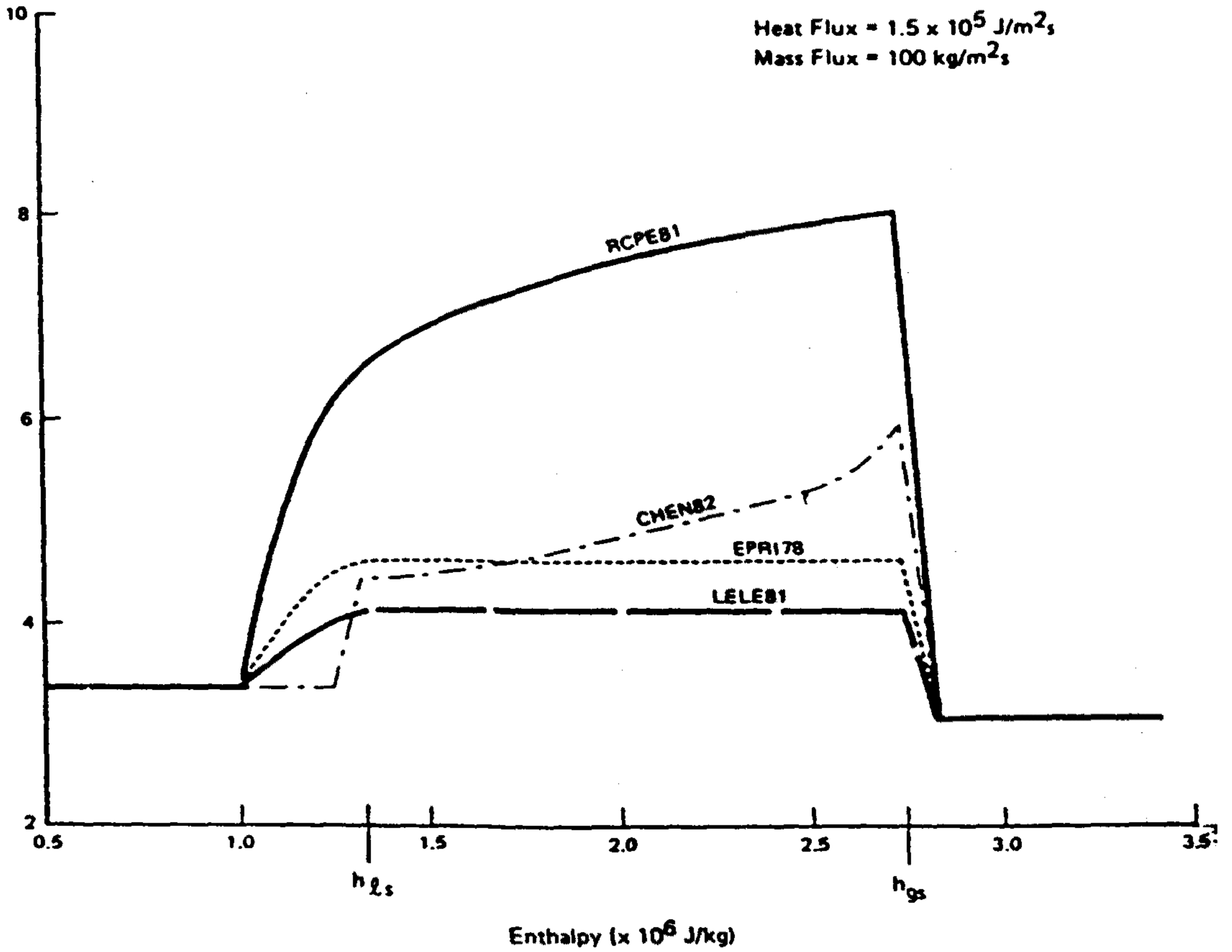


그림 4.83. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy.  
Heat Flux =  $1.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ .  
Without Spline

Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10}(H_s) \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{K}$

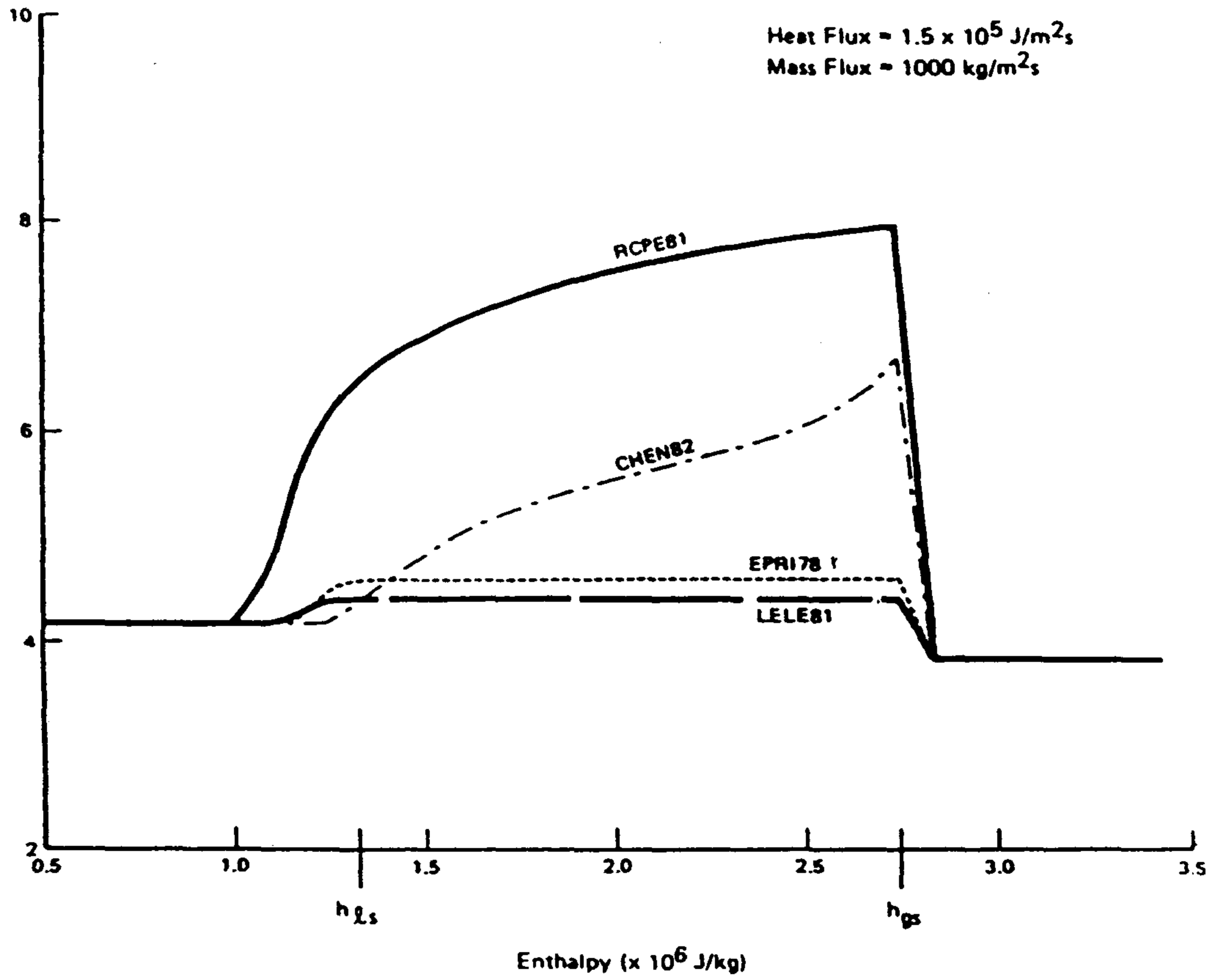


그림 4.84. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy,  
Heat Flux =  $1.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ,  
without Spline

Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10}(h_s) \text{ J/m}^2\text{s}^{\circ}\text{K}$

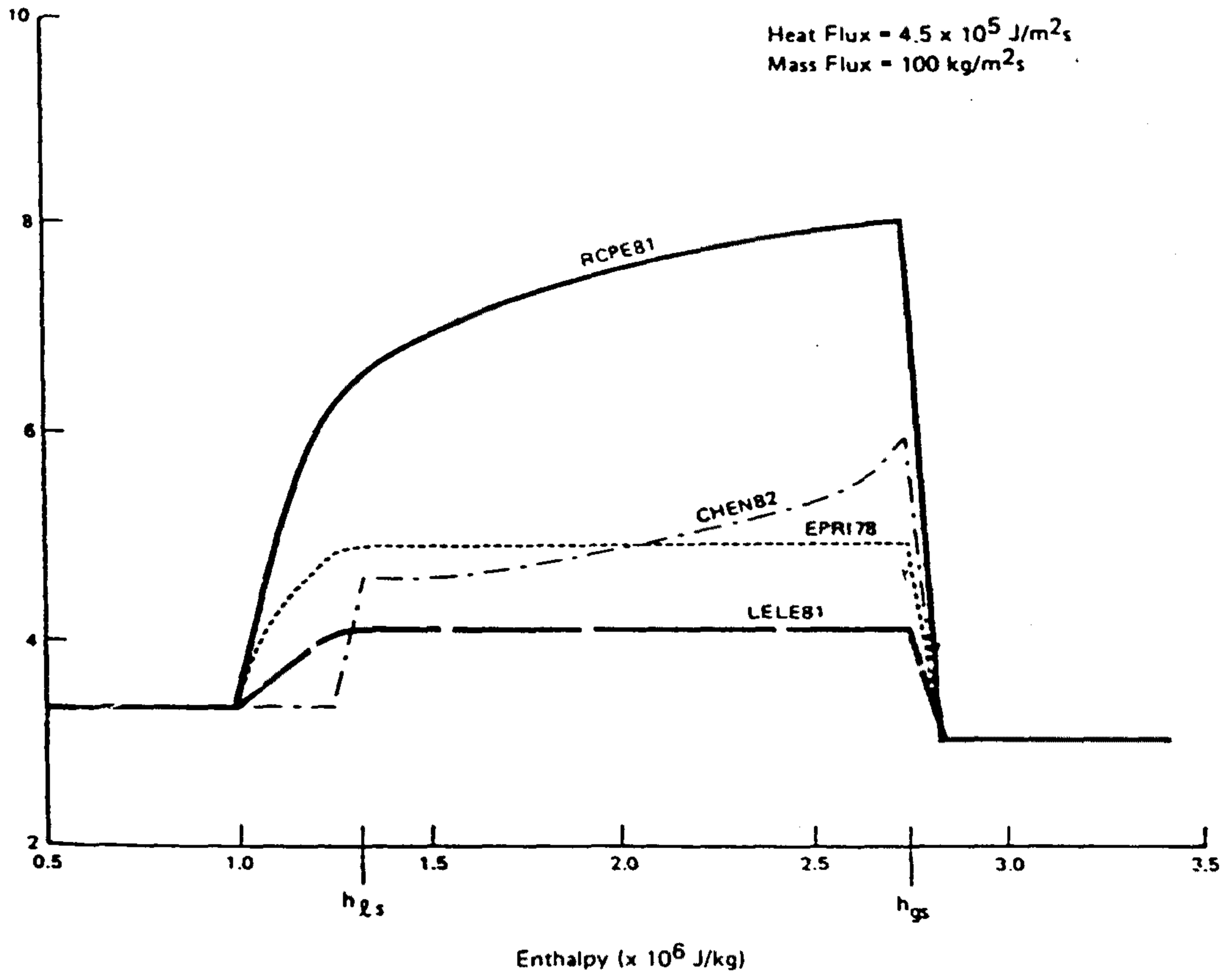


그림 4.85. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy.

Heat Flux =  $4.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ,  
without Spline



Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10}(H_s) \text{ J/m}^2\text{s}^{\circ}\text{K}$

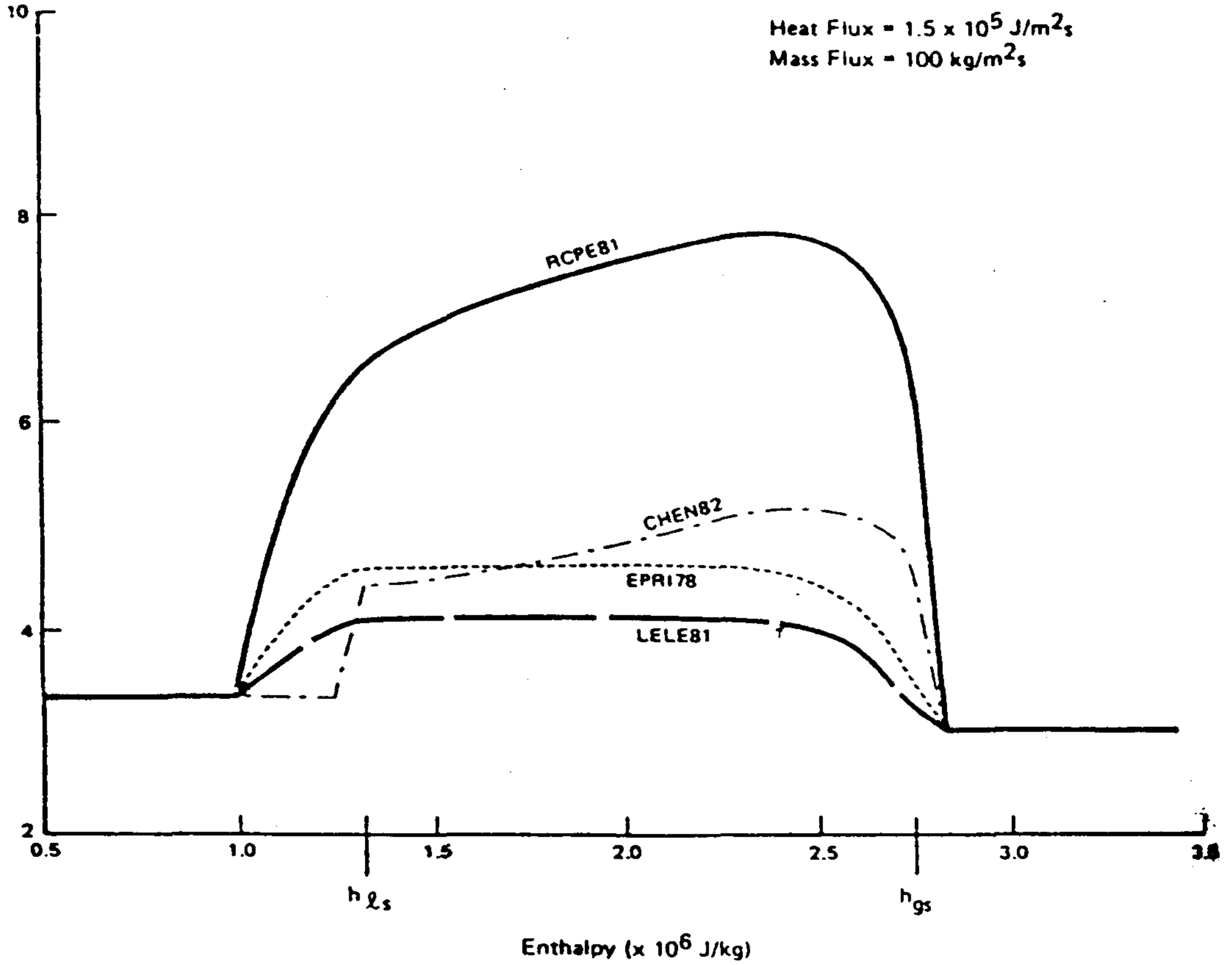


그림 4.86. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy.

Heat Flux =  $1.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ,  
with Spline

Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10} (H_s) \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{K}$

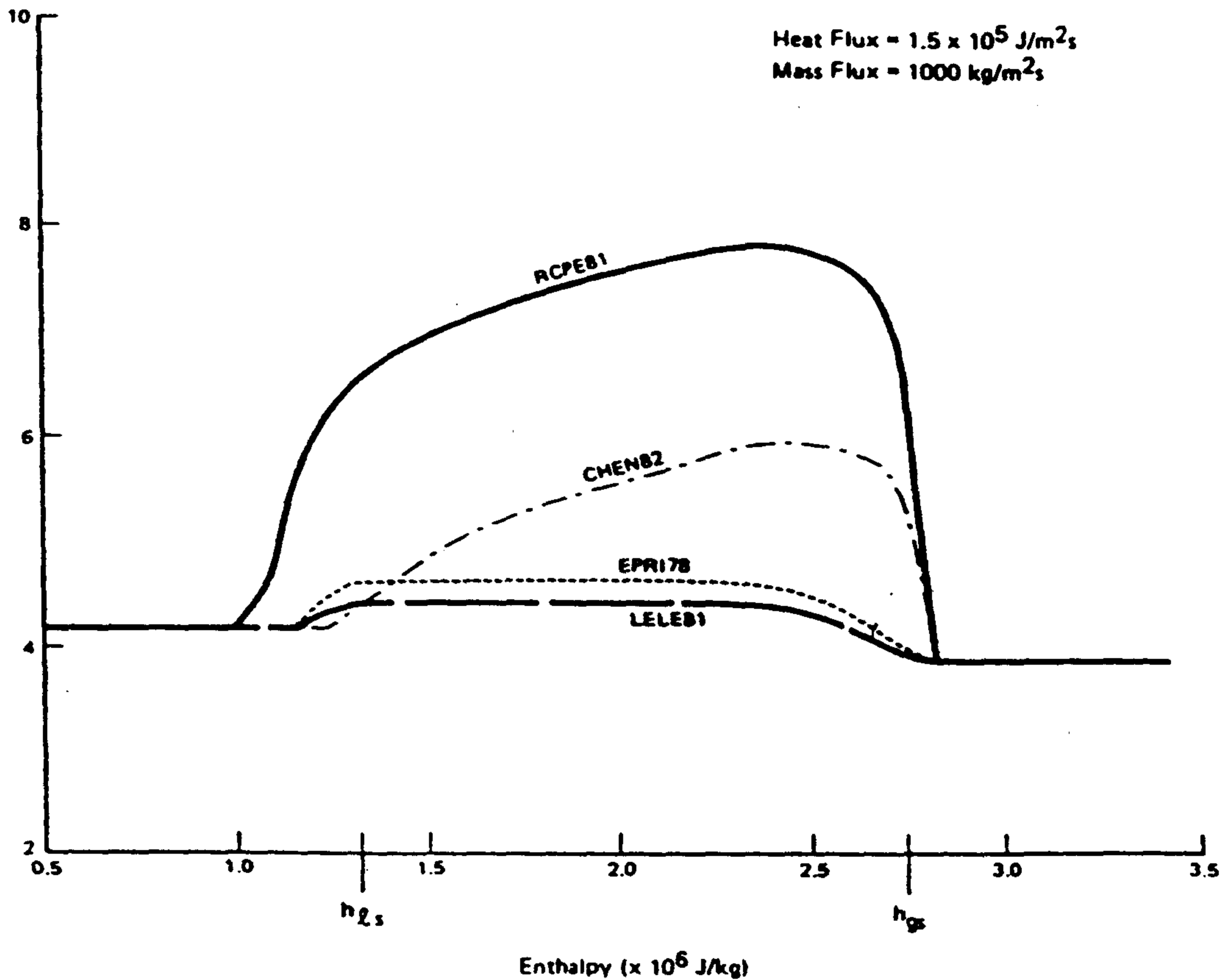


그림 4.87. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy.  
Heat Flux =  $1.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ,  
with Spline

Secondary-Side Heat  
Transfer Coefficient,  
 $\log_{10} (h_s) \text{ J/m}^2\text{s}^\circ\text{K}$

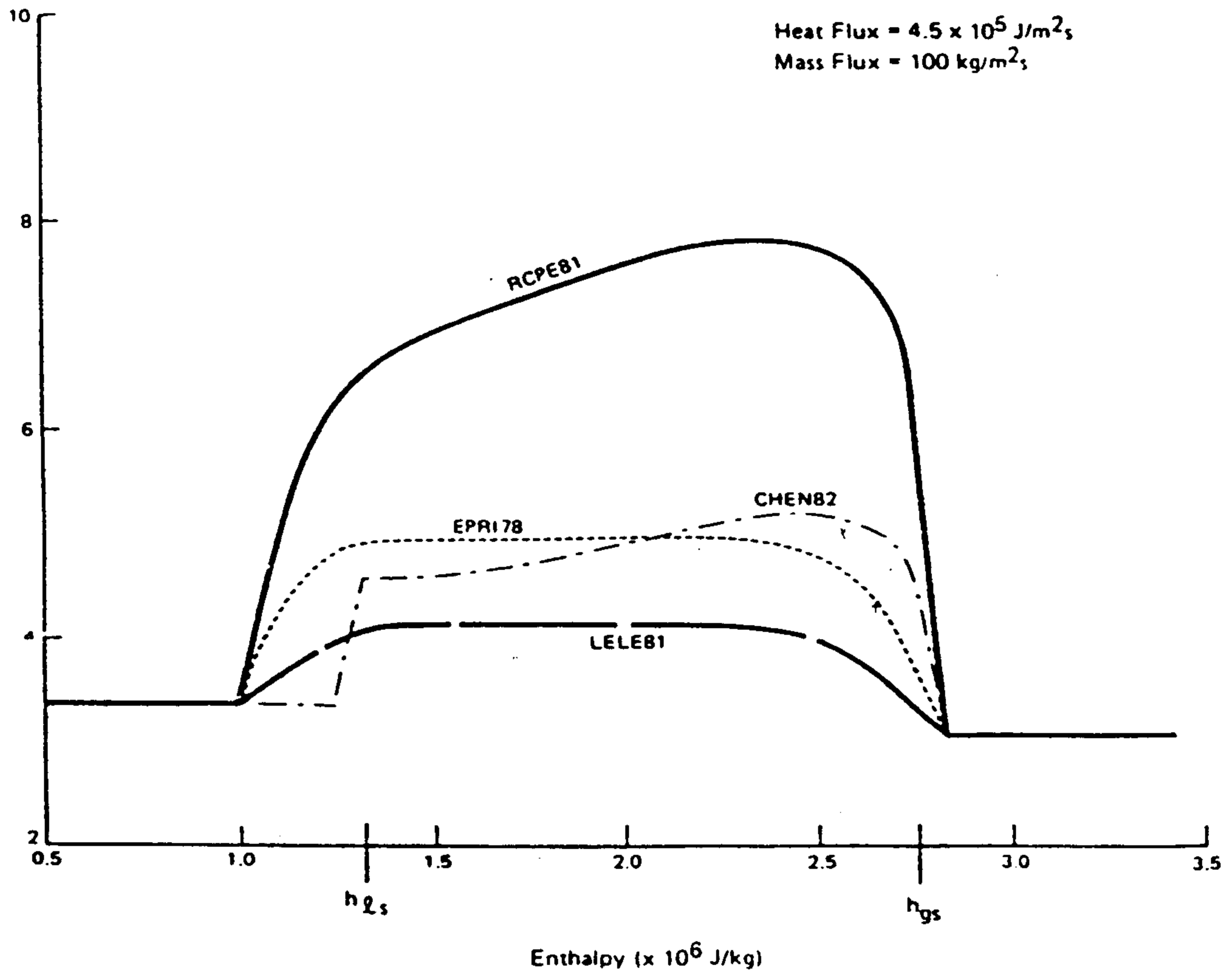


그림 4.88. Heat Transfer Coefficient Variations with Enthalpy,  
Heat Flux =  $4.5 \times 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ , Mass Flux =  $100 \text{ kg/m}^2\text{s}$ ,  
with Spline

5) 높은 공극율에서의 Spline

앞서 언급한 네가지 option들에 대해 대표적 운전압력인  $73.77 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$ 에서 이차측 열전달계수와 엔탈피와의 상관관계를 그림 4.83에서 그림 4.85까지에 나타내었다.

그림에서 보여주듯이 4가지 모든 option은 2상에서 단상으로 변화하는 부근에서 급격한 불연속성이 나타난다.

이 급격한 불연속성을 피하기 위해 높은 공극율에서 이차측 열전달 계수에 대한 수정된 계산식을 이용한다. 항상  $x > x_{db}$ 라 가정한다.

$$H_s = H_{sv} + (H_b - H_{sv})(1-x)/(1-x_{db}) \dots\dots\dots (148)$$

하첨자 S : 이차측 값을 의미

$x$  : 정적 증기질

하첨자 db . 비등에서의 이탈

하첨자 sv . 과열증기 값

하첨자 b . 이상 비등

6) EPRI 78, Lellouche, Rohsenow/Collier-Pulling 및 chen상관식의 비교

그림 4.86에서 그림 4.88은 아래 조건에서 4가지 option에 대한 2차측 열전달 계수의 변화를 나타내었다.

— heat flux .  $1.5 \cdot 10^5, 4.5 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2 \cdot \text{s}$

— mass flux .  $100,1000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$

—  $T_M$  .  $510 \sim 760^\circ\text{K}$

a. 과냉각 액체 영역에서 EPRI 78, RCPE 81, LELE 81과 CHEN 82는

거의 비슷한  $H_b$ 의 값을 갖는다. 그리고 일정 mass flux, Re 수에서 일정한  $H_b$ 의 값을 갖는다.

- b. EPRI 78, RCPE 81과 LELE 81 option은  $h = 1.0 \cdot 10^6 \text{ J/kg}$ 에서 과냉각 비등에 의한  $H_b$ 의 증가를 보여주나, CHEN 82 option에서는  $h$ 가  $h_{1b}$ 에 접근할때까지  $H_b$ 는 거의 증가하지 않는다.
- c. 2상 비등이 시작되면 RCPE 81 option은 다른 option들에 비해 가장 큰  $H_b$ 의 값을 갖으며, LELE 81 option에서 가장 작은  $H_b$ 의 값을 갖는다.
- d. EPRI 78 option에서  $H_b$ 는 오직  $q'$ 의 함수 식 (119)이므로 일정한 값을 갖는다. 그러나 LELE 81 option은  $\Delta T_{sat}/\Delta T$ 의 함수 식 (128), 식 (129), 그리고 나머지 두개의 option은  $\Delta T$ 의 함수 RCPE 81은 식 (133), CHEN 82는 식 (142)이므로 일정한 값을 갖지 않는다.
- e. 과열증기 영역에서 4개의 option은 일정한 mass flux를 가지므로  $H_b$ 의 값은 일정하다.
- f. mass flux가 증가(100에서 1000 kg/m<sup>2</sup>s)하면 그림 4.87에서 보여주듯이 단상에서  $H_b$ 값이 증가한다.  
EPRI 78이나 RCPE 81 상관식에서는  $H_b$ 값이 mass flux가 변하면  $H_b$ 값은 변화한다.
- g. 열속이 증가( $1.5 \cdot 10^5$ 에서  $4.5 \cdot 10^5 \text{ J/m}^2\text{s}$ )하면 그림 4.88에서 보여주듯이 EPRI 78과 CHEN 82 상관식은 열속을 포함하므로 식 (122), 식 (142), 식 (137) 열속의 변화에 영향을 받는다.

#### (9) Drift-Flux 속도 및 분배 매개변수의 상관식

drift flux 속도( $W_{gi}$ ) 및 분배매개 변수( $C_o$ )에 대한 실험상관식은 오직 algebraic-slip 모델에 이용된다. 혼합물(증기, 액체)의 속도에 대한 증기의 상대속도( $W_{gm}$ )는 식 (23)에 주어지며, 다음 4가지 항에 대한 함수이다.

- drift flux 속도,  $W_{gi}$
- 분배 매개 변수,  $C_o$
- 혼합물 속도,  $W_m$
- 공극율,  $r_g$

$W_{gi}$  및  $C_o$ 는 ATHOS3의 부프로그램 SLIPR에서 계산되며 FORTRAN 변수로 LELSR, ZISR 및 BANKSR이 있다. LELSR은 Lellouche와 Zolotar<sup>(16)</sup>의 실험식, ZISR은 Zuber-Ishii<sup>(23,24)</sup>의 실험식, 그리고 BANKSR은 Bankoff<sup>(25)</sup>의 실험식에 대한 option이다.

1) Lellouche-Zolotar(LELSR) option

Lellouche와 Zolotar는  $W_{gi}$ 와  $C_o$ 에 대한 실험상관식을 다음과 같이 제시하였다.

$$W_{gi} = C_2 [((\rho_l - \rho_g) / \rho_l^2) * \sigma g]^{1/4} [(1-r_g)^{1/2} / (1+r_g)] \dots\dots\dots (149)$$

여기서

$$C_2 \begin{cases} 1.41, \text{ tube bundle 영역} \\ 4.5; \text{ tube bundle} \end{cases}$$

$$C_o = L / (K_1 + (1 - K_1) r_g^r) \dots\dots\dots (150)$$

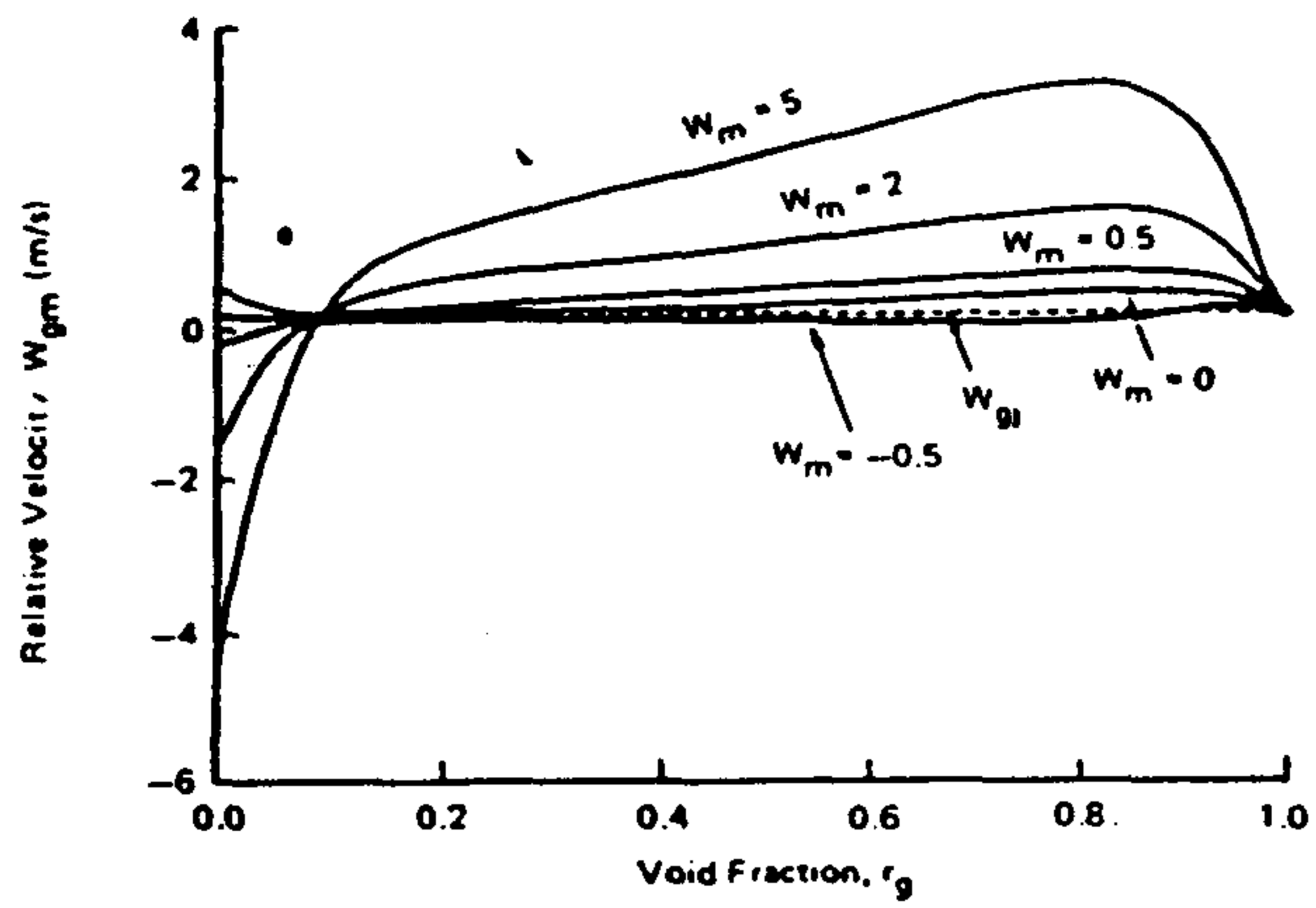
$$K_1 = K_o + (1 - K_o) (\rho_g / \rho_l)^{1/4} \dots\dots\dots (151)$$

$$K_o = [1 + e^{-Re/100000}]^{-1} \dots\dots\dots (152)$$

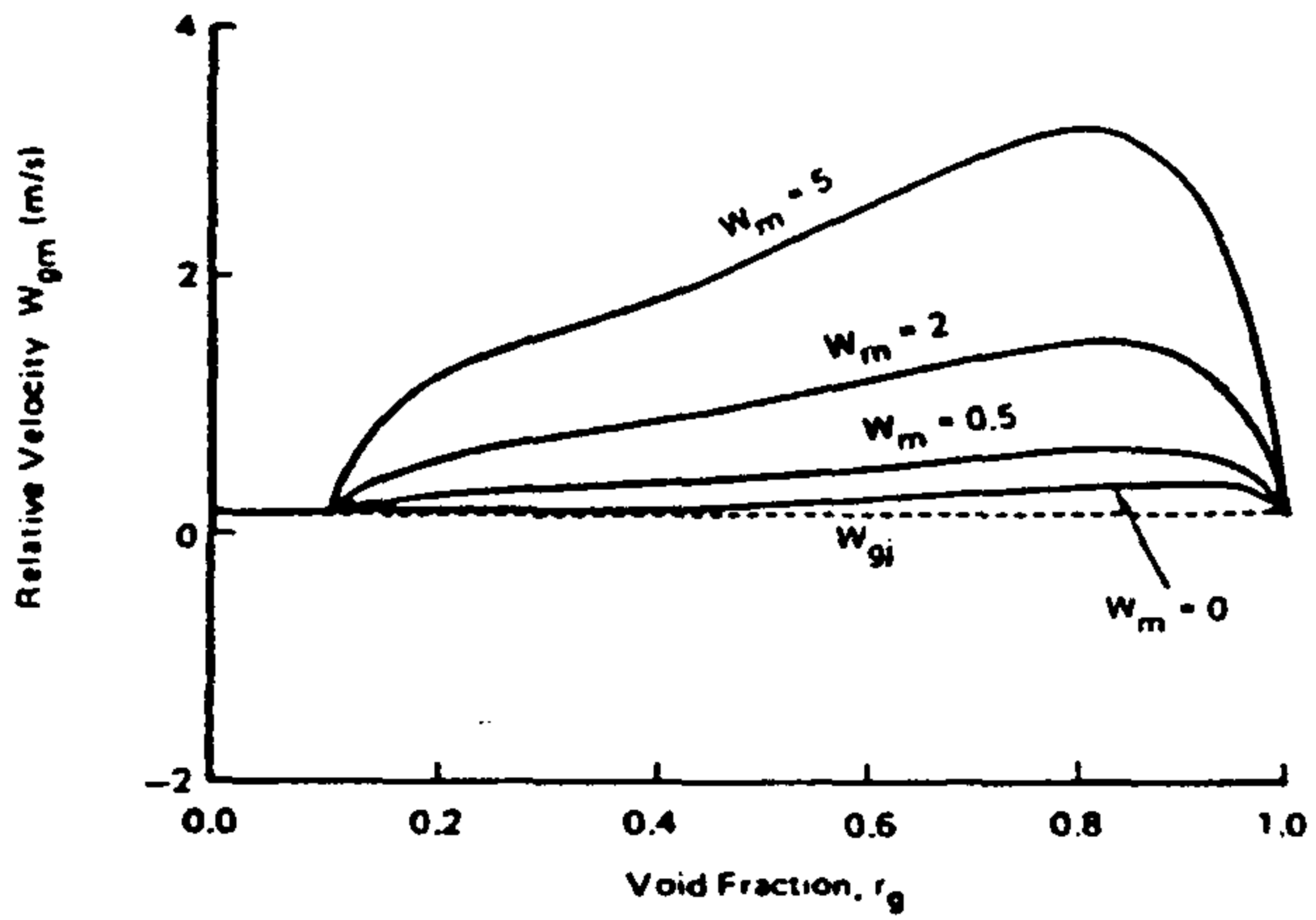
$$L = (1 - e^{-clRg}) / (1 - e^{-cl}) \dots\dots\dots (153)$$

$$C_1 = (4.0 P_{cr}^2 / P(P_{cr} - P)) \dots\dots\dots (154)$$

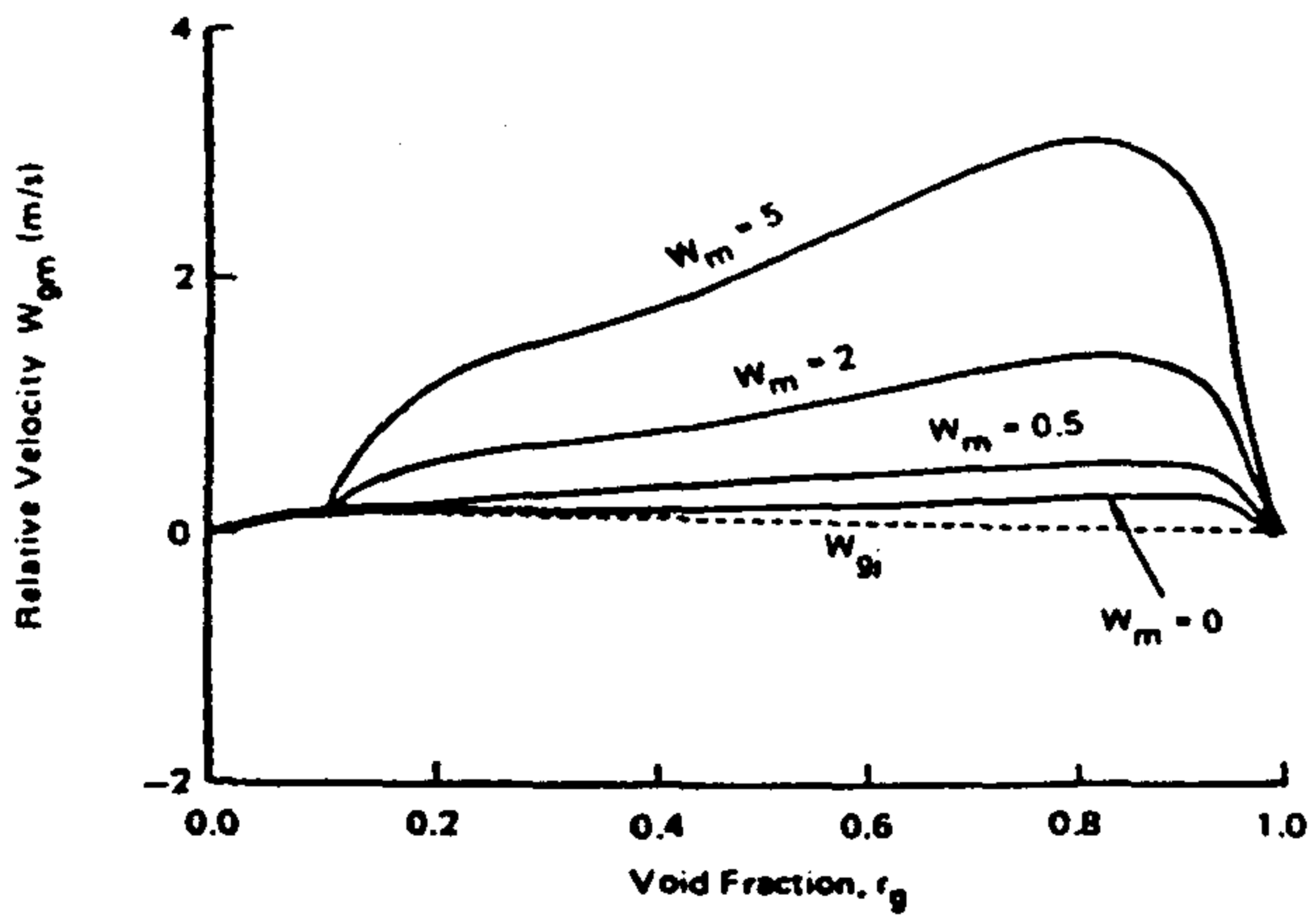
$$r = ((1 + 1.57(\rho_g / \rho_l)) / 1 - K_o) \dots\dots\dots (155)$$



(a) No Traps or Splines



(b) With Traps, No Splines



(c) With Traps and Splines

그림 4.89. Variations of  $W_{gm}$  and  $W_{gi}$ , with and without Traps and Splines, Lellouche Correlation

$P_{cr} = 221.14 \cdot 10^5 \text{ N/m}^2$ , 증기와 물에 대한 임계압력

$$K_o = \min(0.8, K_o) \dots\dots\dots (156)$$

$$Re = \min(Re, 1.3863 \cdot 10^5) \dots\dots\dots (157)$$

$$Re = Gd / \mu_e \dots\dots\dots (158)$$

d 평형 수력학적 직경

G 이차측으로 들어가는 총량

2) Zuber - Ishii(ZISR) option

$$W_{gi} = 2[(\rho_g(\rho_{ls} - \rho_{gs})/\rho_{ls}^2)]^{1/4} \dots\dots\dots (159)$$

Ishii<sup>[24]</sup>는 난류흐름에 대한  $C_o$ 의 상관식을 다음과 같이 제시하였다.

$$C_o = (1.2 - 0.2(\rho_{gs}/\rho_{ls})^{1/2})(1 - \exp(-18r_g)) \dots\dots\dots (160)$$

여기서

$\sigma$  : 표면 장력

$g$  : 중력 가속도

$r_g$  : 공극율

3) Bankoff(BANKSR) option

$$W_{gi} = 0.0 \dots\dots\dots (161)$$

$$C_o = (1.2 - 0.2(\rho_{gs}/\rho_{ls})^{1/2})(1 - \exp(-18r_g)) \dots\dots\dots (162)$$

4) 낮거나 높은 공극율에서의 spline

공극율변화에 따른  $W_{gm}$ 의 변이는 그림 4.89에 나타내었다. 그림에서 보여



주듯이 높거나 낮은 공극율에서  $W_{gm}$ 은 불연속성이 있다.

이 불연속성으로 인한 불안전성을 줄이기 위해 과도영역에서  $C_o$ 와  $W_{gi}$ 에 대해 다음의 수정된 식을 도입하였다.

$$r_g \leq r_{go} \text{에 대해 } W_{gi} = W_{gi} * r_g / r \dots\dots\dots (163)$$

$$r_g \geq r_{gi} \text{에 대해 } W_{gi} = W_{gi}(1-r_g) / (1-r_{gi}) \dots\dots\dots (164)$$

$$C_o = 1 + (C_o-1)(1-r_g)/(1-r_{gi}) \dots\dots\dots (165)$$

$$\text{여기서 } r_{go} = 0.05$$

$$r_{gi} = 0.95$$

(10) slip model에서 고체와 유체간의 마찰 저항

수직방향의 마찰저항은 식 (57)의  $F_z$ 로 계산된다.  $F_z$ 는 slip velocity를 계산하기 위해서는 약간의 수정이 필요하다. 이 수정을 위해 마찰계수( $f_a$ )는 액체와 증기상에서 같다고 가정한다. 따라서 액상이나 기상에 의한 총마찰계수는 식 (166)와 같다.

$$f_z = f_a A_{sr} \Phi \{ r_g \rho_g | W_g | W_g + r_l \rho_l | W_l | W_l \} \dots\dots\dots (166)$$

$W_g$ 와  $W_l$ 대신  $W_m$  및  $W_{gm}$ 를 식 (166)에 대입하면

$$f_z = f_a A_{sr} \Phi \{ \rho_m W_m^2 + (\rho_g r_g / \rho_l r_l) \rho_m W_m^2 \} \dots\dots\dots (167)$$

식 (167)은 부프로그램 SOURCE에서 수행된다.

마찰계수( $f_a$ )는 식 (62)과 식 (63)의 homogeneous 흐름모델에서 사용된 바와 같다.

(11) 난류영향에 대한 교환 계수

식 (4) ~ (9), 식 (12) ~ (16)의 모멘텀 또는 에너지 보존식의 해를 구하기 위해 "effective exchange coefficient"  $\Gamma_{ur}$ ,  $\Gamma_v$ ,  $\Gamma_w$  및  $\Gamma_h$ 는 계산되어야 한다. ATHOS3코드의 부프로그램 EMUDIF에서 계산이 수행된다.

$$\Gamma_{ur} = \Gamma_v = \Gamma_w = \mu_{eff} \dots\dots\dots (168)$$

그리고

$$\Gamma_h = \mu_{eff} / \sigma \dots\dots\dots (169)$$

여기서  $\mu_{eff}$  : "effective viscosity( $\mu_{충류} + \mu_{난류}$ )

$\sigma$  : turbulent Prandtl number

$\mu_{eff}$ 를 계산하기 위해서는 두가지 option이 사용되는데 첫째, 변수 IEMU = 1이면, 부프로그램 BLOCK DATA에서 제시된 변수 EMUREF의 값에 의해  $\mu_{eff} = \mu_{ref}$ 가 사용되며 둘째, 변수 IEMU = 2이면 "algebraic eddy viscosity model"<sup>[26]</sup>이 적용되며 그 식은 다음과 같다.

$$\mu_{eff} = c\rho w l \dots\dots\dots (170)$$

c . 부프로그램 EMUDIF에서 변수 CEMU의 값인 실험상수

$\rho$  : 평균밀도

w . 축방향 속도

l . characteristic length scale

$$\text{Schlichting}^{[27]} \text{은 } C = 0.047 \dots\dots\dots (171)$$

로 정의했다.

$l$  값은 다음 3가지 항에 의존한다.

- a. 튜브가 cell안에 존재한다면,  $\ell = de$ (튜브 bundle을 통과하는 흐름통로의 수력학 반경)
- b. 튜브 bundle 위에서는  $\ell = shell$ 의 내부직경
- c. 하향유로에서는  $\ell = cell$ 의 반경폭

(12) Automated Loss Coefficients

식 (96)에서는  $c$ 는 식 (172)로 표현된다.

$$c = 0.5((A_f / A_d)-1)^2 \dots\dots\dots (172)$$

여기서,  $A_f$ 와  $A_d$ 는 그림 4.78참조  
 $A_f / A_d$ 의 값은 각 controll cell에서 3-d로 구한다.  
 식 (97)에서의  $C_{in}$ 의 식 (173)으로 표현된다.

$$C_{in} = 0.5(A_{in}/A_{dc})^2 \{ ((A_{dc}/A_{op})-1)^2 + 1.5((A_{dc}/A_{rp})-1)^2 + (4f/dh_{dc} + 1) \} \dots\dots\dots (173)$$

- 여기서,  $A_{in}$  , Shell Entry면적
- $A_{dc}$  , 평균하향유로의 흐름면적
- $A_{op}$  , 오리피스면적
- $A_{rp}$  , restrictor plate면적
- $h_{dc}$  , 하향유로의 총 높이
- $dh$  , 하향유로의 평형 수력학 직경
- $f$  ; 역마찰 계수(부프로그램 MAIN에서  $f = 0.005$ 로 가정)

- a. 첫째항은 오리피스판의 “sudden contraction & expansion”에 의한 손실

- b. 둘째항은 첫째항과 유사하며 restrictor plate에 의한 손실
- c. 셋째항은 벽마찰에 의한 손실
- d. 넷째항 1은 “lumped” 흐름이나 면적변화에 의한 손실
- e. 식 (97)에서 입구속도  $V_{in}$ 을 사용함으로 인해  $(A_{in}/A_{dc})^2$ 항이 필요하다.

## 마. 계산 절차

### (1) 개요

— 지배방정식 비선형, coupled

⇒ implicit, iterative, successive-substitution

Patankar와 Spalding의 SIMPLE algorithm에 기초

— homogeneous와 algebraic-slip flow model 모두에 적용

\* SIMPLE algorithm(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equation)

①  $P^*$  가정

② 운동량 방정식 해석 ⇒  $u^*$ ,  $v^*$ ,  $w^*$  구함

③  $P'$ 식 해석,  $P = P' + P^*$

④ 속도교정식 해석 ⇒  $u$ ,  $v$ ,  $w$  구함

⑤ 기타 다른 값을 구함

⑥ 전체가 수렴될 때까지  $P$ 를  $P^*$ 으로 놓고 2번으로 반복

— Semi-implicit

— 발산 가능성이 있음 ⇒ Under Relaxation 사용

\* SIMPLER(SIMPLE Revised, 1979)

— 수렴속도 증진 목적

— 속도를 먼저 가정하여 정확한  $P$  계산

### (2) Overall Feature

#### 1) Iteration 순서

— 4 loop의 Iteration

ㄱ) ISTEP dt 시간 증가

steady-state 계산은 dt를  $10^{20}$ 초로 하여 한번에 계산

ㄴ) ISWEEP 수렴조건 검증 횟수

steady-state 계산시 60 ~ 150 sweep 필요

transient 계산시 20 ~ 80 sweep 필요

ㄷ) IZ 맨아래 slab( $IZ=0$ )으로 부터 맨위 slab( $IZ=NZ$ )까지 계산

ㄹ) ITER 각 slab에서의 iteration 제어

LITER iteration 제한치

LITER = 1  $\Rightarrow$  전체에 대한 압력교정식을 해석

LITER = 2  $\Rightarrow$  slab-by-slab으로 압력교정식 해석

WHOLEP

WHOLEP = .T.  $\Rightarrow$  LITER = 1

WHOLEP = .F.  $\Rightarrow$  LITER = 처음  $NZ/4$  sweep

동안 LITER = 2

이후 수렴할 때까지

LITER = 1

2) 종속변수 해석 절차

— homogeneous model

$T_p, h, ur, v, w$ 는 slab-by-slab 방법으로  $T_p, h, w, ur, v$ 의 순서로 해석

P는 WHOLEP에 따라 1)에서 설명한 바와 같이 푼다.

— algerbic-slip flow model  $w_{gm}$ 이 추가됨

$w_{gm}$ 을 먼저 풀고 나머지를 순서대로 푼다.

### 3) 보조변수 해석 절차

- ㄱ) 이전 iteration의 엔탈피와 dome 압력을 사용하여 2차측 mixture density, static quality, void fraction과 온도 계산
- ㄴ) 각 slab에서의 이전 iteration의 평균 축방향 유량의 함수로 effective turbulent viscosity계산 식 (170), (171)
- ㄷ) 이전 iteration값을 사용하여 1,2차측 열전달계수 계산 식 (113), (114), (117), (148)
- ㄹ) 종속 변수 계산에서 얻어진 새로운 엔탈피를 이용하여 2차측 밀도, static quality, void fraction을 다시 계산
- ㅁ) 이전 iteration값을 사용하여 축방향 운동량 보존식을 풀기전, 고체와 유체 사이의 fraction resistance 계산 식 (56), (95), (100), (102)
- ㅂ) 모든 종속 변수에 대한 차분 방정식을 계산하고 최근값을 이용하여 tube metal 온도와 2차측 heat source 계산

### 4) Grobal Parameter 계산

맨위 slab까지 계산을 마친후 다음과 같이 Grobal 변수 값을 계산한다.

- ㄱ) Separator deck에서 총유량( $m_{t, sep}$ )과 증기유량( $m_{s, sep}$ ) 계산
- ㄴ) Circulation ratio(CR) 계산
- ㄷ) 사용자가 지정한 출구 경계조건에 따라 다음을 계산
  - a)  $m_{s, out}$  dome을 빠져 나가는 증기유량, 혹은
  - b)  $P_d$  steam dome pressure
- ㄹ) Separator로 부터 downcomer로 나가는 mixture 재순환 유량 및 엔탈피 계산

- ㄹ) hot-, cold-side downcomer 유체의 평균 엔탈피와 밀도 계산
- ㅁ) Downcomer 수위(transient 계산시) 계산
- ㄺ) hot-, cold-side downcomer 유량(압력보정시 계산에서 slab-by slab 방법을 사용할 때)
- ㅇ) 1차측 입구온도 및 하강온도
- ㅂ) 1차측으로 부터 2차측으로의 총 열전달량 계산
- ㅅ) shroud(inner shell) 수위, 즉 liquid collapse level과 이와 관련된 liquid hold-up volume fraction

### (3) 유한차분식 해석 방법

#### 1) 속도 방정식

- 유한차분 식 (49), 표 4.15
- Jacobi's point-by-point method 사용
- 각 cell의 계산순서에 영향받지 않는 결과를 얻기 위하여 새로 계산된 cell에 대해서도 이전 iteration 값을 사용함.  
⇒ 대칭적인 현상에서 초기조건을 대칭적으로 주면 계산 결과에서도 대칭성이 유지됨.

#### 2) 엔탈피 방정식

- ㄱ) 2차측 유체의 엔탈피 계산
  - 유한차분식 식 (49), 표 4.15
  - ADI(Alternating Direction Implicit) Method  
line-by-line 방식의 계산순서  
먼저 한쪽 좌표계에 대해서만 implicit 방법을 써서 slab



전체에 대해 풀고, 다음에 다른쪽 좌표계에 대해서만  
implicit 방법으로 푼다.

ㄴ) 1차측 유체의 온도 계산

— 유한차분식 식 (55)

— 직선 tube 부분 Jacobi's point-by-point 방법

(수평방향으로의 영향이 거의 없으므로)

U-band 부분 . ADI 방법

(수평방향으로의 영향이 크기 때문에)

3) 압력보정식

— 유한차분식 식 (52)

— 압력보정식을 푸는데 아래 두 방법중 택일

slab-by-slab 방식에 의한 풀이

⇒ ADI 방법 사용

전체에 대해 한꺼번에 푸는 방법

⇒ iterative back-substitution procedure 방법

(4) Under relaxation Praction

1) Inertial Under Relaxation

— 기본식

$$\phi = \frac{\sum_i a_i \phi_i}{\sum_i a_i - S_p}$$

— under relaxation 식

$$\phi = \frac{\sum_i a_i \phi_i + K \phi^*}{\sum_i a_i - S_p + K}$$

$i$  주변의 모든 cell

$\sum_i$  주변의 모든 cell에 대한 합

$\phi$  구하고자 하는 물성치

$\phi^*$   $\phi$ 의 직전 iteration 값

$$K = \beta \phi \frac{\rho V}{\Delta t_F}$$

$\rho$ : 유체 밀도

$V$  controll cell의 체적

$\Delta t_F$  false time step

$\beta \phi$   $\phi$ 에 대한 inertial under-relaxation constant

- ㄱ)  $\phi = \phi^*$ 인 경우 수렴되었으며 기본식과 같은 값을 갖는다.
- ㄴ)  $\Delta t_F$ 가 커지면  $K$ 는 커지고, 큰 under-relaxation이 일어난다.
- ㄷ)  $\beta \phi$ 는 여러 변수에 대해 under-relaxation 정도를 선택적으로 조절하기 위해 도입
- ㄹ)  $\beta \phi = 0$  under-relaxation이 안 일어남  
 $\beta \phi = 1$   $\phi$ 에 대해 선택적 under-relaxation을 하지 않음
- ㅁ)  $\Delta t_F$ 는 실제 계산 시간간격과 관계 없고 계산 흐름을 위해 사용된다.

$$\text{즉, } K = \frac{\rho V}{\Delta t} \frac{\Delta t}{\Delta t_F} \beta \phi = C_t - \frac{\Delta t}{\Delta t_F} \beta \phi \text{의 형태로 사용한다.}$$

- ㅂ)  $\Delta t_F$ 는 축방향으로 가장 빠른 유속으로 가장 작은 cell을 통과하는 데 걸리는 시간의 반으로 계산하여 쓸 것을 권함. 단, 전영역 압력 보정식 해석을 할 경우에는 권고치의 4배 정도를 씀.

## 2) Direct Under Relaxation

— under-relaxation 식

$$\phi^u = \alpha \phi + (1-\alpha) \phi^*$$

$\alpha$  under-relaxation 상수  $0 < \alpha \leq 1$

$\alpha = 1 \Rightarrow$  no under-relaxation

$\phi^*$   $\phi$ 의 직전 iteration 값

$\phi$  막 계산된 값

$\phi^u$   $\phi$ 의 under-relaxation된 값

- 2차측 열전달 계수( $H_s$ ), 압력보정( $P'$ ), 상대속도( $W_{gm}$ ), 입출구경계 속도( $v_b$ ), 1차측온도( $T_p$ ), Steam bleed part로 나가는 유량( $m_{sb}$ ), two-phase multiplier 등 7개의 변수에 대해서는 BLOCK DATA에 기설정 되어 있음.
- 이중 2차측 열전달 계수에 대한 direct under-relaxation만 일관되게 이득이 있음을 보여줌. 이때 0.25로 설정되어 있음.
- 일반적으로 다른 변수에 대해서는 수렴상태에 대한 개선을 보여 주지 않음. 따라서 1로 설정되어 있음.
- 그리고 2차측 열유속 계산에서는 under-relaxation factor가 0.5로 주어지나 BLOCK DATA에서 교정할 수 없음.

## 3) Residual Error 계산

— ur, v, w, h 계산에서의 일반식

$$\epsilon \phi_p = \sum_i a_i \phi_i + S_u + S_p \phi_p^* - (\sum_i a_i) \phi_p^*$$

$\epsilon \phi_p$  residual error

— 1차측 에너지식에서도 비슷한 식을 사용

- 2차측 질량보존식은 압력보정식의 source term에서 제공
- Error Sweep 사용자가 지정한 간격으로 수행
- residual error는 정규화하여 사용

표 4.15 Source Terms in the Energy and Momentum Conservation Equations

Dependent Variable	Source Terms	
	$S_u$	$S_p$
$h_p$	$\dot{Q}_S + \frac{(P_d - P_{d-})}{\Delta t} v_p$	0
$(ur)_e$	$A_e (p_p - p_E) r$ $+ K_u A_{su} \rho_e u_e^{*2} r$ $+ 2 \Gamma_{ur} (v_E^* - v_p^*) A_e$	$-2 K_u A_{su} \rho_e u_e^*$
$v_n$	$A_n (p_p - p_N)$ $+ \rho \left( \frac{(u^*r)^2}{r^3} \right) v_n$ $+ K_v A_{sv} \rho_n v_n^{*2}$ $- \frac{2\Gamma_v}{r^2} ((u^*r)_N - (u^*r)_p) A_e$	$-2 K_v A_{sv} \rho_n v_n^*$ $- \frac{\Gamma_v}{r^2} v_n$
$w_h$	$A_h (p_p - p_H)$ $- \rho g v_p + K_w A_{sw} \rho_p w_h^{*2}$	$-2 K_w A_{sw} \rho_p w_h^*$

#### 4) 수렴 조건

아래 4가지 수렴조건이 만족될때 그 해가 수렴되었다고 판단한다.

##### ㄱ) 최대 정규화된 residual error

5장에서 서술된 정규화된 residual error 중 최대치가 BLOCK DATA에 설정되어 있는 제한치, 0.002, 이하인 경우

##### ㄴ) 최대 압력 보정

계산된 압력 보정의 최대치가 미리 설정된 값,  $5\text{N/m}^2$ , 이하이어야 한다.

##### ㄷ) Circulation ratio

두번의 연속된 iteration 사이에 정규화된 오차가 미리 설정된 값, 0.002, 이하이어야 한다. 정규된 오차는  $(CR - CR^*)/CR^*$

##### ㄹ) heat load

계산된 heat load와 미리 설정된 heat load 사이에 정규화된 오차가 0.002 이하 이어야 한다. 정상상태에서 정규화된 오차는  $(Q_s - Q^R)/Q^R$ 로 transient 상태에서는  $(Q_s - Q_s^*)/Q_s^*$ 로 계산한다.

s 계산된 값

R 요구되는 값

\*: 직전 iteration에서 계산된 값

## NOMENCLATURE

<u>Symbol</u>	<u>Meaning</u>
$a$	Finite difference equation coefficient
$A$	Area
$A_d$	Flow area through a device, such as tube-support plate
$A_f$	Free flow area
$A_{nz}$	Projected North face area in the axial(z-) direction
$A_{sv}$	Outside <u>s</u> urface area of <u>v</u> ertical tubes in a cell
$A, B, C$	Constants in the two-phase multiplier formula
$c$	Convective mass flow rate across a cell face
$C_1, C_2, C_3$	Empirical constants, employed in the heat transfer and algebraic slip correlations(different meanings in each)
$C_b$	Empirical constant, used in boiling heat transfer correlations
$C_d$	Drag coefficient, used in formulae for interphase friction
$C_{f,ip}$	Coefficient of interphase friction
$C_{in}$	Downcomer loss coefficient
$C_p$	Specific heat at constant pressure
$C_{sf}$	Empirical constant accounting for nucleation properties of the liquid-metal surface
$c_o$	Distribution parameter, used in algebraic slip model
$CR$	Circulation ratio:i.e total mass flow rate divided by steam mass flow rate at the separator deck
$d$	Diffusive flux component or tube outside diameter

$d_e$	Equivalent hydraulic diameter
D	Diffusive flux
$f_a, f_c$	Friction coefficients for axial and cross flows, respectively
$f_\theta, f_r, f_z$	Friction forces, per unit volume, exerted on the secondary-side fluid by the embedded solids, in the $\theta$ , r and z directions, respectively
$f_x, f_y, f_z$	Similar to $f_\theta$ , etc. for cartesian coordinates
$f_M$	Moody isothermal friction factor
F	Flux
$F_\theta, F_r, F_z$	Total frictional resistances in a cell in the three coordinate directions
$F_x, F_y, F_z$	Similar to $F_\theta$ , etc. for cartesian coordinates
g	Gravitational acceleration constant or geometry factor
G	Mass velocity
h	Enthalpy of the secondary fluid
$h_{gs}$	Enthalpy of saturated vapor(gas)
$h_{\ell s}$	Enthalpy of saturated liquid
$h_{\ell g}$	Latent heat $\cdot h_{gs} - h_{\ell s}$
H	Heat transfer coefficient
$h_{WL}$	Height of the water level in the downcomer
i	Index of a grid cell location
k	Thermal conductivity
K	Friction loss coefficient or inertial under-relaxation component
$\ell$	Length of flow passage
m	Mass flow rate

$n$	Number of grid cells
$p$	Static pressure
$P_d$	Pressure in the steam dome
$P_v$	Pitch of vertical tubes
$P_{cr}$	Critical pressure
$P_r$	Prandtl number
$q$	Heat source(rate of heat transfer) per unit volume
$Q$	Total heat source in a cell
$r$	Radial coordinate, measured from the generator axis, or radius
$r_g$	Volume fraction of the gas(or vapor)
$r_o$	Volume fraction of the liquid
$r_M$	Volume fraction of the tube metal
$Re$	Reynolds number
$s$	Distance along the axis of a tube
$S$	Source term in the finite difference equations
$S_p$	Component of the linearized source term, viz: $S = S_u + S_p \phi$
$S_u$	Component of the linearized source term(see $S_p$ )
$t$	Time
$T_p$	Primary-fluid temperature
$u$	Circumferential(or x-direction) velocity of the secondary fluid
$ur$	Product of $u$ and $r$ , used as the dependent variable for the angular momentum conservation equation
$U$	Overall heat transfer coefficient
$v$	Radial(or y-direction) velocity of the secondary fluid
$v_p$	Velocity of the primary fluid



$V$	Volume of a cell
$V$	Velocity vector, $V = (u, v, w)$
$w$	Axial(or z-direction) velocity of the secondary fluid
$w_{gi}$	Vapor drift velocity(used in the algebraic slip model)
$w_{gm}$	Relative velocity of the vapor with reference to the mixture velocity(used in the algebraic slip model)
$We$	Weber number
$x$	Cartesian coordinate or mass quality of steam
$x_{tt}$	Martinelli parameter used in boiling heat transfer correlations
$y$	Cartesian coordinate
$z$	Axial coordinate in both polar and cartesian coordinates, measured from the tubesheet

### Greek Symbols

$\alpha$	Angle of inclination from the vertical, or under-relaxation constant
$\beta$	Volume porosity(i.e. volume available to secondary-side fluid divided by the total volume of a control cell) or inertial under-relaxation constant
$\beta_p$	Volume porosity for primary fluid
$\beta_M$	Volume porosity for tube metal
$\gamma$	Empirical constant, used in the Lellouche algebraic-slip correlation
$\epsilon$	Mass continuity error in a cell or roughness factor
$\xi$	Flow area ratio

$\theta$	Circumferential(polar) coordinate location(in radians) measured clockwise from a reference radial line
$\kappa_0, \kappa_1$	Empirical constants, used in the Lellouche algebraic slip correlation
$\mu$	Viscosity
$\pi$	3.14159
$\rho$	Density
$\sigma$	Surface tension or turbulent Prandtl No.
$\Gamma$	Turbulence exchange coefficient
$\phi$	General dependent variable or component in the two-phase multiplier formula
$\Phi$	Two-phase multiplier

### Superscripts

C	Calculated
R	Required
u	Under-relaxed value
'	Correction
*	Previous iteration value
"	Per unit area

### Subscripts

A	Axial direction
Avg	Average
a	axial

b	Boiling, at base of generator or boundary
c	Cross flow, convective or continuous phase
ch	Cross flow over horizontal(tubes)
cr	Critical
C	Calculated, coldside downcomer, core fluid or cross
d	Steam dome
dc	Downcomer
dct	Downcomer top
db	Departure from boiling
D	Dispersed phase
e	East(+ve $\times$ or $\theta$ ) cell face
eff	Effective
E	Neighbor grid node in the east(+ve $\times$ or $\theta$ ) coordinate direction
f	Feedwater or flow area
fd	Feedwater added to downcomer
fe	Feedwater added to economizer
F	False or fouling
g	Gas or vapor phase
$g_0$	Frictional resistance exerted on the gas phase by the liquid phase
$g_s$	Force exerted on the gas by the solids or gas saturation properties when used with $\rho$ and h
h	High (+ve z) cell face or horizontal
H	Neighbor grid node in the high (+ve z) coordinate direction,

	hotside downcomer, or horizontal
HT	Total heat transfer area in a cell
1	Inner
1p	Interphase
1z	Axial iz-coordinate location
$\ell$	Liquid or lower (-ve z) cell face
$\ell$ b	Lowermost (axial) boundary
$\ell$ g	Force exerted on the liquid phase by the gas phase
$\ell$ s	Force exerted on the liquid by the solids or liquid saturation properties when used with $\rho$ and h
L	Neighbor grid node in the lower (-ve z) coordinate direction
m	Mixture
max	Maximum
M	Metal
n	North(+ve r or y) cell face
N	Neighbor grid node in the north(+ve r or y) coordinate direction
o	Outer
O	outer
op	Orifice plate
P	Primary-side value
P	Value at the grid node P
r	Radial coordinate direction
rp	Restrictor plate
R	Required value

**s** South (-ve r or y) cell face, solid, secondary side or steam leaving dome  
**sat** Saturation condition  
**sb** Steam bleed  
**sec** Secondary fluid  
**sep** Separator deck  
**sv** Surface area of vertical tubes  
**sw** Wetted surface  
**S** Secondary side, or neighbor grid node in the south(-ve or y) coordinate direction  
**tr** Transitional  
**T** Total  
**ur** ur-velocity  
**up** Upstream or upwind value  
**v** v-velocity, or vertical direction  
**V** Vertical direction  
**w** w-velocity or water from steam dome  
**W** Neighbor grid node in the west(-ve x or  $\theta$ ) coordinate direction  
**WL** Water level  
**x** x-coordinate direction  
**y** y-coordinate direction  
**z** z-coordinate direction  
 **$\theta$**  Circumferential coordinate direction  
**-** Old time value

### 제 3 절 참고문헌

1. 김동수 외., "가압경수로 안전성 실증실험 연구, 1차년도 최종보고서", 1991, 한국원자력연구소.
2. V. H. Ransom et al., "RELAP5/MOD3 Code Manual", NUREG/CR-4312, Dec. 1985.
3. D. Bestion, "Description Generale Des Lois Physiques Du Module De Base", SETH/LEML-EM/89-190.
4. F. Barre and M. Bernard, "The CATHARE Code Strategy and Assessment", Nucl. Engrg. Des. Vol. 124, No. 3, 1990.
5. R. Deruay, "BETHSY General Description", SETH/LES/90-87, 1990.
6. D. Dumant, "BETHSY(Test 3.4a), Natural Circulation with Unbalanced Steam Generator", SETH/LES/90-96.
7. F. Barre, CATHARE presentation 자료.
8. G. B. Wallis, "One-Dimensional Two-Phase Flow", McGraw-Hill Book Comp., New York, 1969.
9. P. H. Rothe and C. J. Cromley, "Scaling of Pressure and Subcooling for Countercurrent Flow", NUREG/CR-0464, Oct. 1978.
10. EPRI NP-4604-CCM Volume 1 Project 1066-1 Computer Code Manual July. 1986.
11. Owens W. L., "Two-Phase Pressure Gradient", Int. Heat Transfer Conference, Part I, pp. 363-369, Univ. of Colorado, September. 1961.
12. Martinelli R. C. and Nelson D. B., "Prediction of Pressure Drop

- During Forced Circulation Boiling of Water", Trans. ASME 70: 695, 1948.
13. Thom J. R. S., "Prediction of Pressure Drop During Forced Circulation Boiling of Water", Int. J. Heat Mass Transfer, 7, pp. 709, 1964.
  14. Dittus F. W. and Boelter L. M., Univ. of California Publ. Eng., pp. 443, 1930.
  15. Rohsenow W. M., "A Method of Correlating Heat Transfer Data for Surface Boiling of Liquids", Trans. ASME, Vol.74, P.769, 1951.
  16. Collier J. G. and Pulling D.J., "Heat Transfer to Two-Phase Gas Liquid Systems, Part II Further Data on Steam-Water Mixtures", U. K. Report AERE-R-3809, 1962.
  17. Lellouche G. S. and Zolotar B. A., "A Mechanistic Model for Predicting Two-Phase Void Fraction for Water in Vertical Tubes, Channels and Rod Bundles", EPRI NP-2246-SR, 1982.
  18. Dingee D. A. and Chastain J. W., "Heat Transfer from Parallel Rods in an Axial Flow", ASME, Reactor Heat Transfer Conference, 1968, TID 7529, p. 462. Also included in the proceedings of the article "Experimental Heat Transfer in Rod Bundles" by William Sutherland, p. 119.
  19. Dwyer O. E., et al, "Cross Flow of Water Through a Tube Bank at Reynolds Numbers up to a Million", Industrial and Engineering Chemistry, 49, NO. 10, p. 1383, October. 1958.
  20. Rohsenow W. M. and Bergles A. E., "The Determination of Forced Convection Surface Boiling Heat Transfer", ASME-AIChE

- paper 63-HT-22, presented at the 6th National Heat Transfer Conference, Boston, August, 1963.
21. Chen J. C., "A Correlation for Boiling Heat Transfer to Saturated Fluids in Convective Flow", ASME preprint 63-HT-34, 1963.
  22. Forster H. K. and Zubber N., "Dynamic of Vapor Bubbles and Boiling Heat Transfer", AIChE J., 1(4), 531, 1955.
  23. Zubber N. and Findlay J. A., "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", Journal of Heat Transfer, Trans. ASME, Volume 87, p. 453, November, 1965.
  24. Ishii M., "One-Dimensional Drift-Flux Model and Constitutive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes", ANL-77-47, pp. 34, October, 1977.
  25. Bankoff S. G., "A Variable Density Single-Fluid Model for Two-Phase Flow with Particular Reference to Steam-Water Flow", Trans ASME Journal of Heat Transfer 82, pp. 265-272, November, 1960.
  26. Patankar S. V. and Spalding D. B., "A Calculation Procedure for the Transient and Steady State Behavior of Shell-and-Tube Heat Exchangers", Heat Exchanger Design and Theory Source Book, Scripta, Washington D. C., 1976.
  27. Bird R. B., Stewart W. E. and Lightfoot E. N., "Transport Phenomena", Wiley, New York, 1960.
  28. Harlow F. H. and Welch J. E., "Numerical Calculation of Time Dependent Viscous"



29. Patankar S. V. and Spalding D. B. "A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows", Int. Journal of Heat & Mass Transfer, 15, 1972.
30. Patankar S. V., "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow", Hemisphere, New York, 1980.
31. Bergelin O. P., Colburn A. P. and Hull H. L., Univ. of Delaware Eng. Expt. Station Bulletin NO. 2, 1950.
32. Jakob M., "Heat Transfer and Flow Resistance in Cross Flow of Gases Over Tube Banks", Trans. ASME, 60:381, 1938.
33. Knudsen J. G. and Katz D. L., "Fluid Dynamics and Heat Transfer", McGraw-Hill, 1958.
34. Weisman J., "Heat Transfer to Water Flowing Parallel to Tube Bundles", Nucl. Sci. Engr., 6:79, 1959.
35. Lellouche G. S. and Zolotar B. A., "A Mechanistic Model for Predicting Two-Phase Void Fraction for Water in Vertical Tubes, Channels and Rod Bundles", EPRI NP-2246-SR, 1982.

## 제 5 장 결론 및 향후 과제

여 백

## 제 5 장 결론 및 향후과제

원전의 안전성을 각 계통별로 그리고 총체적으로 평가하기 위해서는 먼저 핵연료가 장전되어 있는 노심과 이를 냉각시키는 원자로계통의 안전성분석이 가장 우선적으로 선결되어야 할 것이다.

본 과제는 노심계통과 원자로계통분야로 대별하여 수행되었으며 노심계통분야에서는 CASMO/KINS 코드체제가 노심핵설계 검증을 위하여 COBRA-IV-i 코드가 노심열 수력설계 검증을 위하여 각각 선정되었으며, 선택된 문제에 대한 검증계산이 수행되었다. 특히 CASMO/KINS체제는 그 연계코드를 포함하여 모두 HP-Apollo workstation에 설치 운용하고 있으며, 원자로계통 분석 코드로서 선정된 CATHARE 코드등은 SUN workstation에 설치 되었으며, 예제계산 및 검증계산을 통하여 그 신뢰성이 확인된 상태에 있다.

노심핵설계 검증코드체제로서 핵군정수 생산을 위하여 사용된 코드는 Studsvik의 CASMO-3코드이며, 노심분석을 위하여 사용된 코드는 KINS-2이다. CASMO-3와 KINS-2코드간의 자료 연계를 위하여 자료처리 코드인 LINS가 개발되었으며, 핵군정수 관련 자료는 모두 자동으로 처리된다. 핵설계 검증 체제의 방법론 및 계산결과를 확인하기 위하여 국내 가압경수로의 참조설계로 사용되는 CESSAR을 검증계산하였으며, 미국 BNL의 검증계산결과와 상호비교하였다. 가압경수로 노심핵설계의 주요 설계 자료로서 출력분포, 반응도, 임계 붕소농도, 감속재 온도계수값들을 비교한 결과 BNL 계산치보다 CESSAR 결과치에 더욱 가깝게 일치함을 보여줌으로써 본 과제에서 제시된 방법이 향후 검증계산 체제로서 사용이 가능함을 확인하였다.

노심 열수력분야에서는 COBRA-IV-i 코드가 주력코드로 선정되었다. 코드의 Benchmark를 위하여 웨스팅하우스의 임계열속 실험결과와 THINC 코드로 계산한 임계열속을 COBRA로 계산하여 비교한 결과 COBRA로 계산된 임계열속이 검증계산 용도로서의 충분한 정확도 및 보수성을 지님이 확인되었다. 또한 국내에서 소개된

바 있는 모든 핵비등이탈을 설계 방법론을 비교검토하였고, 이를 고리 1호기 노심에 적용하여 각 방법에 따른 DNBR 제한치를 계산한후 그 결과를 비교 검토하였다. 따라서 본 과제를 통하여 국내 가압경수로 설계에 적용되는 모든 열설계 방법론이 체계적으로 검토되었으며, 앞으로의 설계 검증에 적극 활용될 수 있는 것으로 판단된다.

원자로 계통분야에서는 정상상태 및 열수력 과도상태시 원자로 계통을 분석, 평가할 수 있는 CATHARE 전산코드에 대한 기본적인 연구내용이 정리되었으며, 과도상태시 증기발생기의 열수력적 현상을 분석하는 ATHOS3 전산코드에 대해서도 주요 지배 방정식, 실험식 및 계산절차 등이 체계적으로 정리되었다.

1,2차 년도에 걸쳐 원자로 계통 분야에서 연구 수행되고 있는 CATHARE 코드, WHAM 코드, REDUCE 코드, ATHOS3 코드 등의 결정론적 안전성 분석 코드와 TEMAC 코드, LHS 코드 등의 확률론적 안전성 분석코드를 향후 국내 원전에 적용 가능한 단계까지 체계화시킴으로써 설계검증에 적극 활용될 수 있으리라 판단된다.

2차년도 과제 수행을 통하여 각 해당분야에서 기본적으로 필요한 코드를 선정하여 이를 사용한 검증계산이 수행되었다. 계산결과는 설계검증용도에 적합한 충분한 정확도와 신뢰도를 확인시켜 주었으며, 앞으로의 각종 설계심사에 활용될수 있음을 보여주었다. 3차년도에는 이를 계산결과를 바탕으로 이미 확립된 계산체제를 더욱 체계화시키기 위하여 계산 대상 범위를 확대하고 계산결과 Data Base를 확충시키는 한편 보다 정확한 전산코드 구비를 도모할 계획이다.