

JAERI-M

8 1 1 9

沸騰水型炉の小破断LOCA解析用コード  
THYDE-B1及び再冠水解析コード  
THYDE-B-REFLOOD

1979年3月

村 松 健

日 本 原 子 力 研 究 所  
Japan Atomic Energy Research Institute

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

沸騰水型炉の小破断LOCA解析用コード  
THYDE-B1及び再冠水解析コード  
THYDE-B-REFLOOD

日本原子力研究所東海研究所安全解析部

村松 健

(1979年1月30日受理)

沸騰水型炉の冷却材喪失事故における ECCS の性能評価のための計算コード THYDE-B1 及び THYDE-B-REFLOOD を開発した。

前者は、流体の保存式を積分型で解くいわゆるノード・ジャンクションモデルを用いて一次冷却系内の流動現象を解析するものであり、各種 ECCS の動作及び燃料・構造材における発熱・内部熱伝導・流体との間の熱伝達等を模擬する機能を持っている。その特徴は、小破断の場合の燃料温度計算上重要とされる炉心水位及び圧力の計算に適した特別のノードモデルを用いている点である。

後者は、解析の対象領域を炉心シュラウド内に限って再冠水過程における伝熱流動現象を解析して、炉心の各位置の再冠水される時刻を計算するものである。その特徴は、CCFL現象等の炉心スプレイ水と蒸気流の水力学的相互作用の効果を考慮した解析が行なえる点である。

Computer Programs, THYDE-B1 for Analysis of Small Break LOCA  
of a BWR and THYDE-B-REFLOOD for Analysis of Reflood Phase

Ken MURAMATSU

Division of Reactor Safety Evaluation

Tokai Research Establishment, JAERI

(Received January 30, 1979)

Two Computer Programs, THYDE-B1 and THYDE-B-REFLOOD have been developed for evaluation of ECCS performance during a LOCA in a BWR.

THYDE-B1 is mainly concerned with blowdown phase of small break LOCA's with a special emphasis on the behavior of the mixture level in the core. It solves integral forms of fluid conservation and state equations, as well as the heat transfer between fluid and fuel rods or other structures under various modes of ECCS operation.

THYDE-B-REFLOOD is to predict the time of core reflooding by analyzing thermohydraulics within the core shroud. Various interactions between the fluid in the core shroud and the injected ECC water, such as so-called CCFL phenomenon, are accounted for with models provided in the program.

Keywords: BWR, LOCA, Thermohydraulic Analysis, ECCS Evaluation,  
Reflooding, Counter Current Flow Limiting, Small Break,  
Blowdown, Computer Programs, Heat Transfer.

## 目 次

1. 序	1
1.1 LOCAの推移とECCSの役割	1
1.2 日本のECCS評価基準と評価用計算コードの作成・ 使用にあたっての考え方	2
1.3 原研のBWR用コードシステムの構成	3
1.4 THYDE-B1の役割	5
1.5 THYDE-B-REFLOODの役割	6
2. 小破断LOCA解析用コードTHYDE-B1	7
2.1 THYDE-B1の概要	7
2.1.1 THYDE-B1の計算目的と機能	7
2.1.2 システムの構成と解析モデルの概略	8
2.1.3 ノード区分の方法に関する制約	10
2.2 ノードモデルと圧力変化の計算法	11
2.2.1 均質ノードモデル	11
2.2.2 3領域ノードモデル	14
2.3 ジャンクションモデル	20
2.3.1 均質流ジャンクションモデル	20
2.3.2 スリップジャンクションモデル	23
2.3.3 ジェットポンプモデル	26
2.3.4 主蒸気管モデル	30
2.3.5 破断口モデル	32
2.3.6 注水系モデル	33
2.3.7 バルブおよび注水系等のコントロール	38
2.4 伝熱モデル	39
2.4.1 熱伝導方程式	39
2.4.2 発熱量の計算	43
2.4.3 熱伝達係数	45
2.5 数値解法と計算の手順	53
2.5.1 計算の手順	53
2.5.2 過渡変化の計算における数値解法	53
2.6 プログラムの構成	55
2.7 計算例	55
2.7.1 入力データの概要	55
2.7.2 計算結果	56

2章の記号表 .....	63
3. 再冠水解析用コードTHYDE-B-REFLOOD .....	67
3.1 THYDE-B-REFLOODの概要 .....	67
3.1.1 THYDE-B-REFLOODの計算目的と機能 .....	67
3.1.2 システムの構成と解析モデルの概略 .....	67
3.1.3 物性値に関する基本的仮定 .....	74
3.2 構造材の伝熱モデル .....	74
3.3 注水系のモデル .....	76
3.4 各領域の内部における流動のモデル .....	76
3.4.1 基本モデル .....	76
3.4.2 上部プレナム .....	81
3.4.3 炉心(モデル1) .....	83
3.4.4 下部プレナム .....	84
3.4.5 ガイドチューブ .....	85
3.4.6 中央部バイパスおよび周辺部バイパス .....	85
3.5 領域間の流れの計算モデル .....	85
3.5.1 体積バランスと圧力差のバランス .....	85
3.5.2 各流路の流れの定め方 .....	87
3.6 周辺部バイパスに注入するLPCIのモデル .....	90
3.7 炉心内の流動の詳細計算モデル(モデル2) .....	91
3.7.1 概 要 .....	91
3.7.2 冷却材流動の方程式と差分形式 .....	94
3.7.3 炉心における伝熱のモデル .....	103
3.8 数値解法 .....	109
3.9 プログラムの構成 .....	109
3.10 計算例 .....	109
3.10.1 入力データの概要 .....	109
3.10.2 計算結果 .....	111
3章の記号表 .....	120
4. 結 語 .....	124
謝 辞 .....	124
参考文献 .....	125
付録 A THYDE-B1の入力データ作成法 .....	128
付録 B THYDE-B-REFLOODの入力データ作成法 .....	148

## Contents

1. Introduction .....	1
1.1 General Description of LOCA and ECCS .....	1
1.2 Japanese Criteria for ECCS Evaluation and Purpose of Evaluation Codes .....	2
1.3 Structure of JAERI's Code System for BWR .....	3
1.4 Role of THYDE-B1 in JAERI's Code System .....	5
1.5 Role of THYDE-B-REFLOOD in JAERI's Code System .....	6
2. THYDE-B1 for Analysis of Small Break LOCA .....	7
2.1 Outline of THYDE-B1 .....	7
2.1.1 Objective and Function of THYDE-B1 .....	7
2.1.2 Analytical Model .....	8
2.1.3 Restrictions on Nodalization .....	10
2.2 Node Model .....	11
2.2.1 Homogeneous Node Model .....	11
2.2.2 Three-Region Node Model .....	14
2.3 Junction Model .....	20
2.3.1 Homogeneous Flow Junction .....	20
2.3.2 Slip Flow Junction .....	23
2.3.3 Jetpump Junction .....	26
2.3.4 Steam Line Junction .....	30
2.3.5 Leak Junction .....	32
2.3.6 Fill Junction .....	33
2.3.7 Valves and Control Options .....	38
2.4 Heat Transfer Model .....	39
2.4.1 Heat Conduction Equation .....	39
2.4.2 Heat Generation .....	43
2.4.3 Heat Transfer between Fluid and Slabs .....	45
2.5 Methods of Numerical Solution .....	53
2.5.1 Outline of Computational Process .....	53
2.5.2 Method of Solution for Transient Calculation .....	53
2.6 Program Organization .....	55
2.7 Sample Calculation .....	55
2.7.1 Outline of Sample Problem .....	55
2.7.2 Results .....	56
Nomenclature for Chapter 2 .....	63

3.	THYDE-B-REFLOOD for Analysis of Reflood Phase .....	67
3.1	Outline of THYDE-B-REFLOOD .....	67
3.1.1	Objective and Function of THYDE-B-REFLOOD .....	67
3.1.2	Analytical Model .....	67
3.1.3	Assumption on Fluid Properties .....	74
3.2	Heat Slab Model .....	74
3.3	Fill System Model .....	76
3.4	Fluid Dynamics within a Volume .....	76
3.4.1	Basic Model .....	76
3.4.2	Upper Plenum .....	81
3.4.3	Core (Option 1) .....	83
3.4.4	Lower Plenum .....	84
3.4.5	Guide Tubes .....	85
3.4.6	Central and Peripheral Bypasses .....	85
3.5	Determination of Flows between Volumes .....	85
3.5.1	Volumetric Flow Balance and Pressure Drop Balance ..	85
3.5.2	Determination of Flows .....	87
3.6	In-Shroud Injection Model .....	90
3.7	Core Thermohydraulics Model (Option 2) .....	91
3.7.1	Outline of Model .....	91
3.7.2	Fluid Equations and Difference Schemes .....	94
3.7.3	Heat Transfer Models .....	103
3.8	Method of Numerical Solution .....	109
3.9	Program Organization .....	109
3.10	Sample Calculation .....	109
3.10.1	Outline of Sample Problems .....	109
3.10.2	Results .....	111
	Nomenclature for Chapter 3 .....	120
4.	Conclusions .....	124
	Acknowledgements .....	124
	References .....	125
Appendix A	Input Data Manual for THYDE-B1 .....	128
Appendix B	Input Data Manual for THYDE-B-REFLOOD .....	148



## List of Tables

Table 2.4.1	Delayed neutron constants .....	45
Table 2.4.2	Radioactive decay constants .....	45
Table 2.4.3	Heat transfer correlations .....	47
Table 2.4.4	Critical heat flux correlations .....	51
Table 2.7.1	Fuel rod axial power distribution .....	57
Table 2.7.2	Volume data .....	57
Table 2.7.3	Junction data .....	58
Table 3.1.1	Considered phenomena and models of THYDE-B-REFLOOD ..	70
Table 3.10.1	Control volume dimension data .....	114
Table 3.10.2	Core model parameters for sample runs .....	114
Table 3.10.3	Core heat transfer parameters for Run 4 .....	114

## List of Figures

Figure 1.3.1	Data flow in the ECCS evaluation code system .....	4
Figure 2.1.1	Typical THYDE-B1 noding for BWR .....	7
Figure 2.1.2	Three region node .....	9
Figure 2.2.1	Major quantities for description of mass and energy balance .....	12
Figure 2.3.1	Characteristic magnitude of the jet pump .....	27
Figure 2.3.2	Flow patterns of the jet pump .....	27
Figure 2.3.3	Inlet property smoothing method for leak junctions .	33
Figure 2.3.4	Distribution of injected flow within 3-region node .....	34
Figure 2.3.5	Mixing conditions for injection system .....	36
Figure 2.4.1	Examples of heat slab nodalization .....	40
Figure 2.4.2	Heat transfer circuit .....	40
Figure 2.4.3	Boundary condition for a heat slab facing to 3 regions .....	42
Figure 2.4.4	Selection of heat transfer correlation in THYDE-B1 .....	52
Figure 2.5.1	Outline of THYDE-B1 calculation flow .....	54
Figure 2.7.1	THYDE-B1 noding for sample run .....	59
Figure 2.7.2	Calculated flow rate at break (pump side) .....	60

Figure 2.7.3	Calculated flow rate at break (vessel side) .....	60
Figure 2.7.4	Calculated pressure inside shroud .....	61
Figure 2.7.5	Calculated mixture level inside shroud .....	61
Figure 2.7.6	Calculated mixture level in downcomer .....	62
Figure 2.7.7	Calculated cladding surface temperature .....	62
Figure 3.1.1	Definition of volumes and flow path in THYDE-B1 ...	68
Figure 3.1.2	Schematic of reactor assembly showing the leakage flow path .....	69
Figure 3.5.1	Definition of quantities used in volumetric flow and pressure drop balance equations .....	86
Figure 3.7.1	Noding system for core model option 2 .....	92
Figure 3.7.2	Heat transfer circuit of core model 2 .....	93
Figure 3.7.3	Quantities involved in difference schemes .....	96
Figure 3.7.4	Relation between fluid mesh and heat slab mesh ...	105
Figure 3.8.1	Flow diagram of THYDE-B-REFLOOD calculation .....	110
Figure 3.10.1	Input values of pressure and ECCS flow rate .....	115
Figure 3.10.2	Effect of CCFL on liquid flow rate at core outlet (Run 1) .....	115
Figure 3.10.3	Mixture level calculated with core model option 1 (Run 1) .....	116
Figure 3.10.4	Liquid flow rate at leakage flow paths (Run 1) ...	116
Figure 3.10.5	Effect of core heat transfer rate on reflood time when core model 1 is used .....	117
Figure 3.10.6	Core heat transfer rate and liquid flow rate at core outlet, calculated with core model option 2 (Run 4) .....	117
Figure 3.10.7	Mixture level in core calculated with core model option 2 (Run 4) .....	118
Figure 3.10.8	Calculated void fraction distribution in core (Run 4) .....	119

## 1. 序

日本原子力研究所では、軽水型動力炉の冷却材喪失事故 (loss of coolant accident, 以下LOCAと略す) における非常用炉心冷却系 (emergency core cooling system, 以下ECCSと略す) の性能を評価するための計算コードを開発している。この開発作業は、加圧水型炉用と沸騰水型炉用に分けて進められており、各々数個の役割分担の異なるコードによって構成される評価用コードシステムとしての完成を目標としている。

ここで報告されるTHYDE-B1およびTHYDE-B-REFLOODは、沸騰水型炉 (boiling water reactor, 以下BWRと略す) 用のシステムの一部を構成するものである。前者は、原子炉一次系内における伝熱流動現象を模擬するもので、比較的緩やかで長時間にわたる過程における炉内の圧力および水位の挙動の解析に適したモデルを用いている。また後者は解析の範囲を炉心シュラウド内に限って、より詳細化されたモデルを適用することにより、前者では十分に扱えない炉心スプレー水と炉心を通過する蒸気の水力学的相互作用の効果を解析の中に取り入れようとするものである。

本章では、LOCAとECCSについて説明した後、この2個の計算コードの開発にあたっての基本的な考え方と両者の役割について説明する。

### 1.1 LOCAの推移とECCSの役割

LOCAは軽水型動力炉の事故の中でもっとも苛酷なものの一つと考えられている。この理由を明確にするためにまず、それに対する安全対策がない場合のLOCAの推移を考えてみたい。

LOCAは、原子炉一次冷却系圧力バウンダリの一部が破断することにより発生する。破断口が生じるとそこから高圧の冷却材が流出し、炉心の冷却材流量が低下しついに炉心が蒸気雰囲気中に露出する。こうして炉心を冷却する機能が失なわれると、燃料棒の温度はその中の核分裂生成物の崩壊熱のために上昇する。燃料棒温度の上昇はまず被覆管に対する内外の圧力差の増大とあいまって被覆管の一部の破裂をもたらす。さらに温度が上がると被覆管材料であるジルコニウムが水と反応し、水素を発生させるとともに反応熱により温度上昇を加速する。さらに温度上昇が続くと炉心の溶融・崩壊に至り多量の放射性物質が炉外に放出される。原子炉の周囲は、放射性物質の周辺環境への漏出を防ぐために格納容器で覆われている。しかしLOCAの場合には次のような理由から格納容器の機能が損なわれる可能性がある。すなわち(1) 溶融炉心が水と接触すると蒸気爆発により衝撃力が生じて圧力容器や格納容器を破壊する可能性があること、(2) 溶融燃料が圧力容器や格納容器を溶かしてそれらを通ること、(3) 圧力容器からの高温・高圧水の流出、金属・水反応により発生した水素の燃焼およびコンクリートの熱分解による炭酸ガスの発生等により、格納容器内圧が上昇すること等である。

このような理由からLOCAは安全対策を講じるうえでの設計基礎事故として、あるいは安

全審査における重大事故・仮想事故として重要な意味を持っている。

ECCSは炉心に非常用の冷却水を供給することによってLOCAの被害を最小限にいくとめるための設備である。LOCAに対する工学的安全施設にはECCS以外にも、格納容器の健全性を保つための格納容器スプレー、圧力抑制系等があるがECCSはその中心的な役割を担っていると言える。

BWRのECCSは、炉型によって異なるが代表的なものでは次のような設備によって構成されている。〔1, 2〕\*

(1) 高圧炉心スプレー (high pressure core spray, 以下HPCSと略す)

高揚程のポンプによって、上部プレナムに冷却水を供給し、炉心を冷却するとともに減圧を促進して低圧の注水系の作動を早める機能をもつ。

(2) 低圧炉心スプレー (low pressure core spray, 以下LPCSと略す)

低揚程大容量のポンプにより上部プレナムに注水する。

(3) 低圧注水系 (low pressure coolant injection system, 以下LPCIと略す)

低揚程大容量のポンプによって冷却水を供給するもので、主循環系配管に注入する型のものと炉心シュラウドの内側に注入する型のものがある。これらはどちらも炉心の下部からの再冠水によって炉心を冷却するものである。

(4) 自動減圧系 (automatic depressurization system, 以下ADSと略す)

破断口が小さい場合には炉内の水位が低下しても、圧力は下がらず注水系が動かない場合もある。このような場合に主蒸気管に付属する減圧弁の開放により減圧を促進し、注入系の作動を早める機能を持つ。

これら諸設備は炉内の圧力や水位、炉外の圧力等の異常を検出することによって自動的に作動するように設計されている。また、その一部が故障しても機能が果たせるように重複性を持たせた設計になっている。

## 1.2 日本のECCS評価基準と評価用計算コードの作成・使用にあたっての考え方

上記のような役割を持つECCSが十分にその機能を果たすことを解析によって確認するのが評価用コードの計算目的である。具体的には、軽水型動力炉の安全審査においてECCSの性能を評価するための基準として次の4項目が定められている。〔3〕

(1) 燃料被覆管温度の計算値の最高値 (peak cladding temperature, 以下PCTと略す) は1200℃以下でなければならない。

(2) 燃料被覆管の全酸化量 (cladding oxidation thickness, 以下COTと略す) の計算値は酸化前の燃料被覆管厚さの15%以下でなければならない。

(3) 炉心で燃料被覆管が水と反応して発生する水素の量は、格納容器の健全性を確保するために十分に低くなければならない。

(4) 炉心形状の変化をも考慮して長半減期核種の崩壊熱の除去が長時間にわたって行なわれ

(脚注 \*) [ ]は、参考文献の番号を示す。

ることが可能でなければならない。

これらの項目のうち、特に(1)、(2)について基準が満足されることを確認しようとするのが評価コードの課題である。

PCT, COTを計算によって定めるためには種々の破断条件、冷却材の流動・伝熱、燃料棒内の発熱・伝熱、ECCSの動作等を数学的に表現するモデルを設定しなければならない。しかしLOCAの解析においては現象が複雑であることおよび理論的解明の進んでいない分野があること等により十分精度の高いモデルの設定が困難な点もある。このような場合評価用コードにおいては、より保守的なモデルすなわち、PCT・COTをより厳しい方向に見積るようなモデルが選択される。このため評価用モデル (evaluation model) は最良の精度を得ることを第一義とする最適推定モデル (best estimate model) とは性格が異なる。ここに報告される2個のコードも評価用コードであり、保守的計算が可能になるように注意が払われている。

ただし、計算の保守性はモデルの選択のみによって保たれるのではない。特に現象が複雑な場合にはある一つの仮定が種々の効果をもたらす、結果として安全側になるか不安全側になるかが不明なこともある。このような点に関しては、コードの使用者が種々の仮定にもとづいた計算を行って保守的な値を選択しなければならない。

### 1.3 原研のBWR用コードシステムの構成

THYDE-B1 および THYDE-B-REFLOOD の役割を明確にするために、原研で開発したBWR用の評価コードシステムの概要を述べる。

システムの構成をFig. 1.3.1 に示す。各コードの役割分担を簡単に述べる。

#### (1) ALARM-B1〔4〕およびHYDY〔5〕

この2個のコードは合わせて用いることにより大破断の場合のプロードダウン過程における炉心熱伝達を解析するためのものである。ALARM-B1はループコードであって原子炉一次系内全体における冷却材流動を解析して、炉心入口流量・比エンタルピおよび圧力の推移を定める機能を持つ。HYDYは炉心コードであり、ALARM-B1の計算により定めた炉心入口条件を用いて、炉心内の詳細な伝熱流動計算を行い、炉心における対流熱伝達係数の時間変化を定める機能を持つ。

#### (2) THYDE-B1 および THYDE-B-REFLOOD

THYDE-B1はループコードであって、原子炉一次系内全体の伝熱・流動現象を扱うもので、特に再冠水過程や小破断のプロードダウンのように流動の比較的緩やかな過程における炉内の圧力・水位の解析を行なって炉心の各部分が蒸気中に露出する時刻および再冠水される時刻を定めるのが主目的である。THYDE-B1とALARM-B1の2つのループコードの性格の相異については次節に述べる。THYDE-B-REFLOODは、再冠水時刻の計算に関してTHYDE-B1では不十分な点を補うためのものである。これについては1.5節に述べる。

#### (3) SCORCH-B2〔6〕

これはヒート・アップ解析コードあるいは燃料コードと呼ばれるもので、炉心内のある高さ

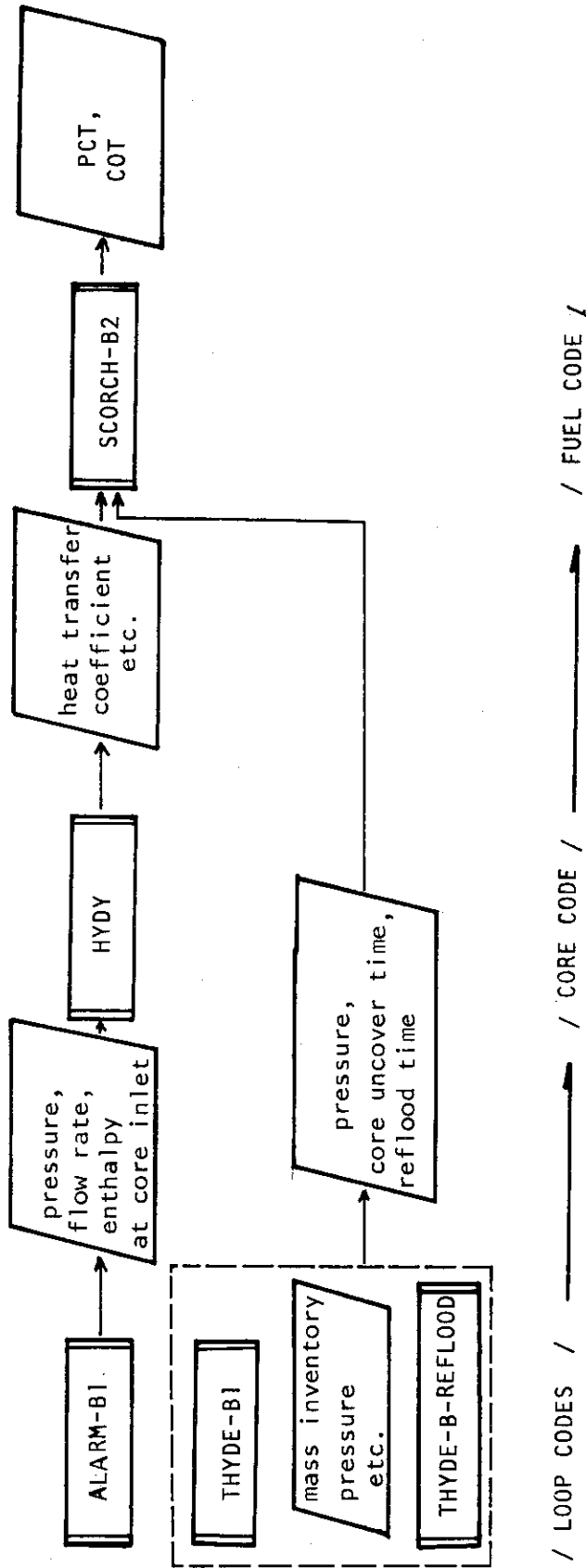


Fig.1.3.1 Data flow in the ECCS evaluation code system

限って1個の燃料集合体における燃料棒の温度変化を解析するもので、燃料棒内の発生熱量、燃料棒間の輻射伝熱、被覆管の変形などが考慮される。PCTおよびCOTはこのコードの計算結果として定められる。SCORCH-B2の計算を行なうためには燃料棒およびチャンネルボックス表面の対流熱伝達係数が入力として必要であるが、これはブローダウン過程についてはHYD Yの計算結果を用いて定められ、再冠水過程についてはBWR-FLECHT〔7〕などの実験結果を基礎にして定めた保守的な値が用いられる。特に再冠水過程では通常、(a) 炉心が単相蒸気中にある期間、(b) 炉心スプレーにより冷却されている期間、(c) 炉心が再冠水された後の期間、の3個の時間領域に分けて熱伝達係数を定めるという方法がとられる。この各期間の境界を定めるために、THYDE-B1、THYDE-B-REFLOODの計算結果が用いられるわけである。

#### 1.4 THYDE-B1の役割

BWRのLOCAにおいては、破断口が大きい場合と小さい場合で、それぞれ特徴があるため、ループコードとして、大破断ブローダウン用のALARM-B1と、小破断用のTHYDE-B1の2個が開発された。2個の性格を明確にするために、ここで、大破断の解析と、小破断の解析の違いについて、若干説明したい。

両者には、次のような差異がある。

(1) 主循環ループ配管の完全両端破断のような、大破断においては、破断口流出流量が大きいので、炉心における流量減少およびクオリティ上昇が早く、破断後数秒で燃料棒表面で、沸騰遷移 (boiling transition) が生じ冷却材による炉心の熱除去能力が低下してしまう。このような場合には、破断後すぐ核分裂による熱出力が急減したとしても、燃料ペレット内蓄積熱は完全に除去できず、それが被覆管温度を大きく上昇させる。従って、大破断の解析では臨界熱流束に達して伝熱の様式が核沸騰から、膜沸騰に遷移する時刻および、膜沸騰熱伝達係数の評価が重要であり、そのために炉心における冷却材流量およびクオリティの計算に精度を要する。

これに対して、破断口が小さい時には、炉心における流量減少は、ゆるやかなので、核沸騰熱伝達が維持されペレット内蓄積熱はほとんど除去されてしまう。従って炉心内流量および、臨界熱流束の計算は重要でなくなる。小破断では、炉心の各部分が、気液二相混合体から露出して、蒸気雰囲気中にさらされている時間の長さが被覆管最高温度をきめる主要な因子となる。

(2) 冷却材流動、とくに気液二相流としての挙動をモデル化しようとする時、大破断ブローダウンでは、炉心部分に、均質流モデルを用いても、比較的よく近似しうるのに対して、小破断または大破断のブローダウン末期には、流れがゆるやかで、炉心部にも、水位が形成されると考えられるため、何らかの形の気液分離モデルを採用する必要がある。

(3) 小破断では、減圧が遅いためECCSの作動開始が遅れ、炉心の上部では、蒸気中に露出してから、再冠水されるまでの時間が、大破断の場合より長くなる。従って、ECCSの作動条件およびその効果の模擬が重要となる。

(4) 数値解析を実行するにあたり、小破断では、現象がより長時間にわたり、かつ、多くの破断条件に対する解析を行なって最も厳しい条件を定める必要があるため、1回の計算に要する

計算時間の短かいものが望まれる。

以上、(1)から(4)に、まとめられるように、大破断と小破断では、燃料被覆管のヒートアップに寄与する主要な因子、冷却材流動の特徴、ECCSの効果、数値解析の手法に対する要求等の点で、性格が異っている。

この性格の違いを考慮して、大破断ブローダウンにおける炉心流動の境界条件および圧力変化を定めるためにALARM-B1が開発され、小破断における、炉心水位、圧力、ECCSの動作を予測するために、THYDE-B1が作成されたわけである。

なお大破断においても、ブローダウン末期からECCS作動後の現象は、その性質上ALARM-B1で扱うのは不適當であり、再冠水時刻の計算はTHYDE-B1とTHYDE-B-REFLOODを併用して行う。

### 1.5 THYDE-B-REFLOODの役割

THYDE-B1コードは前節で述べたような役割を満足することを目標に開発されたのであるが、比較的単純なモデルにより炉心内の水位を計算しているため、再冠水過程における複雑な気液二相流の挙動が重要になる場合には精度的に不十分である。このような二相流に関する現象の代表的な例はCCFL現象(counter current flow limiting phenomenon)およびエントレインメント現象である。CCFL現象とは気液対向流条件下においては下向き液相流量が上昇蒸気流のため制限されるという現象であり、再冠水過程においてはこの現象のために炉心スプレイ水の炉心通過が抑制されて再冠水時刻が遅くなる場合がある。またエントレインメント現象とは液滴が蒸気流によって搬送される現象であり、とくにBWRの再冠水過程に関しては、炉心スプレイにより注入された液相の一部が蒸気流によって上部プレナムからシュラウド外に搬出されてしまう場合があるために重要である。

THYDE-B-REFLOODの開発目的は、これらの現象を考慮に入れて再冠水時刻の計算を行うことである。このコードは、炉心シュラウドの内側のみを、解析の対象として、THYDE-B1よりも詳細化されたモデルを適用している。



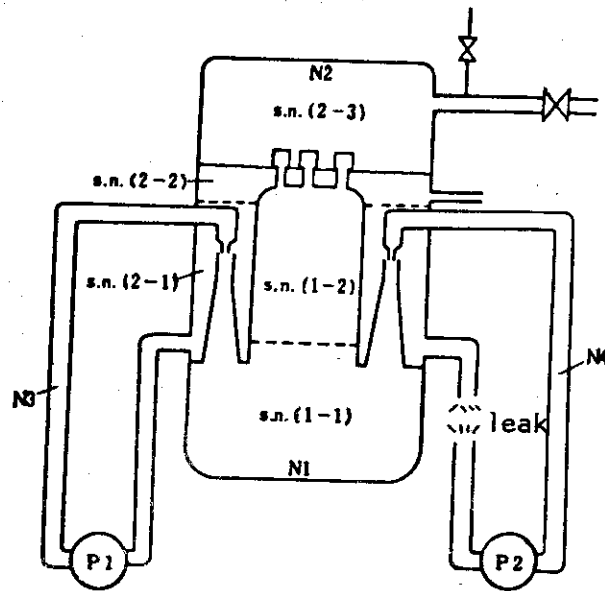
## 2. 小破断LOCA解析用コードTHYDE-B1

### 2.1 THYDE-B1の概要

#### 2.1.1 THYDE-B1の計算目的と機能

THYDE-B1はジェットポンプ付BWRのLOCAにおける原子炉一次冷却系内の伝熱・流動現象を解析するための計算コードである。特に破断口が小さい場合のように比較的流動現象の緩やかな過程における炉心水位の変化を追跡して、炉心の各部分が蒸気中に露出する時刻および再冠水される時刻を定めることが主たる計算目的になっている。

この目的を達成するために、THYDE-B1コードは原子炉一次系内部をFig. 2.1.1に示す



$N_1, N_2$  : three-region nodes

s.n. : subnodes

(1-1) subcooled liquid region inside shroud

(1-2) mixture region inside shroud

(2-1) subcooled liquid region outside shroud

(2-2) mixture region outside shroud

(2-3) vapor region outside shroud

$N_3, N_4$  : homogeneous nodes

$P_1, P_2$  : pump

Fig. 2.1.1 Typical THYDE-B1 noding for a BWR

ようにいくつかの領域に区分して、各領域内における冷却材の圧力・温度・水位等の状態、各領域間の冷却材の移動量、燃料および構造材における発熱・熱伝導・冷却材との間の熱伝達、および各種 ECCS の動作等を模擬した解析を行う機能を持つ。

THYDE-B1 の主要なアウトプットは炉心内の水位および圧力の推移、ECCS の作動時刻等である。また主要なインプットは次のとおりである。

- (1) 体系の形状、流動特性を定めるデータ
- (2) 熱伝導体の形状、物性値を定めるデータ
- (3) 破断口の開放、ECCS 系の動作等をコントロールするためのデータ
- (4) 燃料中の発熱量を計算するためのデータ
- (5) 冷却材の圧力・温度等の初期条件

なお、初期条件のうちで燃料および構造材の初期温度については定常状態を仮定して、THYDE-B1 により定めることができる。

具体的な解析モデルについては、次節にその概略を述べ 2.2 節以下に詳細を述べる。

### 2.1.2 システムの構成と解析モデルの概略

THYDE-B1 では原子炉一次冷却系内を Fig. 2.1.1 に示すようないくつかの領域 (Control volume) に区分して、各領域ごとに集中定数モデルを用いて冷却材の状態量 (圧力, 温度, 水位等) を定める。今後、この区分された領域の各々をノード (node) と呼び、ノードの内部状態を規定するモデルをノードモデルと呼ぶことにする。また、ノードとノードの間を結ぶ流路およびノードと原子炉一次系の外部を結ぶ流路 (破断口, 主蒸気管, 各種注入系等) をジャンクション (junction) と呼び、ジャンクションを通過してあるノードからノードに移動する流体の流量とその運ぶ熱エネルギー量を定めるモデルをジャンクションモデルと総称することとする。さらに燃料棒と構造材を合わせてヒートスラブ (heat slab) あるいは単にスラブと呼び、スラブ内部における発熱・熱伝導および冷却材との間の熱伝導を計算するモデルを総称して伝熱モデルあるいはヒートスラブモデルと呼ぶことにする。THYDE-B1 コードのモデルは以上の 3 種のモデルによって構成されている。以下にその概略を述べる。なおノード, ジャンクション, ヒートスラブの個数は、原則として任意であるが、ノード区分の方法に関しては若干の制約があるのでこの点については 2.1.3 節に述べる。

#### (1) ノードモデル

ノードの内部状態を定めるモデルとして 2 種のモデルが選択可能である。その 1 つはノードの内部の冷却材の熱力学的状態をまったく一様かつ平衡であると仮定するものである。従ってこのノードの内部状態は 2 個の独立変数 (例えば圧力と比エンタルピ) によって決定される。以後このようなノードを均質ノードと呼ぶ。

他の 1 つは THYDE-B1 を特徴づけるものであり 3 領域ノードモデルと呼ばれる。このモデルではノード内部を流体の熱力学的状態に応じてさらに、蒸気相領域飽和混合相領域, 未飽和相領域の 3 個の領域 (サブノードに区分する。各サブノードの位置関係は Fig. 2.1.2 に示すように順に層をなすものとし、その境界は移動可能であり各サブノードごとの質量とエネルギー

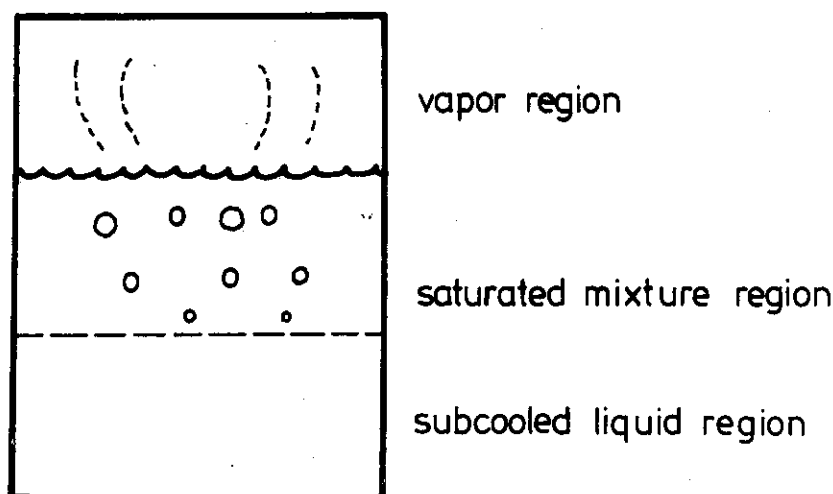


Fig. 2.1.2 Three-region node

一のバランスを考えることによって境界の位置の時間変化が追跡される。以後、水位と呼ぶのはこの混合相領域の上端のことである。サブノード間の流れとしては水面からの気泡の離脱が考慮される。また、未飽和相領域の温度が飽和温度に達したのちは飽和相と合併する。

この3領域モデルは基本的な仮定として次の3点を仮定する。

(i) ノードの圧力はノード内のある高さの位置を指定して、この点の圧力1点で代表させる。そして3個のサブノードの物性値はこの圧力を用いて計算し、静水圧等による圧力差の物性値に与える影響は無視する。

(ii) 蒸気相領域の蒸気は常に飽和温度にあるものとする。このためヒートスラブからの伝熱等により蒸気相がもつ余分の熱量は飽和液相の水面からの蒸発に費せられるとする。

(iii) 未飽和相内の温度分布および飽和相内でのポイド率分布はそれぞれ一様であるとする。

以上の3個の仮定により3領域ノードの内部状態は5個の独立変数(圧力、未飽和相質量、未飽和相比エンタルピ、飽和混合相質量、飽和混合相比エンタルピ)で表わせる。

この3領域ノードモデルはFig.2.1.1に示すように、炉心シュラウドの内側および外側の領域をそれぞれ1個のノードとして表現するために作成されたモデルである。このモデルの利点は比較的大きな領域内の冷却材の熱的状态を極めて少数の変数によって記述でき、しかも小破断LOCAのような緩やかな過渡状態における圧力および水位の変化を比較的精度よく計算できると期待される点である。

## (2) ジャンクションモデル

以下に、利用可能なジャンクションモデルを列記する。なお、以下の記述で「ジャンクションの位置」と言う場合には、ノード間の接点またはノードと外部との接点のことである。

### (i) 均質流ジャンクションモデル

これは以下の(ii)(iii)のモデルの基本となるもので、2つの隣接するノード間の流れを定めるためのモデルである。ここでは2個のノードの圧力基準点(使用者がそのノード内の位置を指定する固定された点で、ノードの代表圧力を定義するための点)を結ぶ一次元の流路を考えて、運動量バランス方程式により流量を定める。このモデルでは流れるエンタルピは、上

流側ノードの比エンタルピ(3領域ノードの場合はジャンクション位置に面する上流側サブノードの比エンタルピ)に等しいとし、気液のスリップは無視する。また運動量バランスにおける運動量束の項も無視している。

(ii) スリップ流ジャンクションモデル

これは(i)のモデルを気液相対速度の効果を考慮して修正したものである。ただし現在の所では気水分離器を通る流れにしか使用できない。

(iii) ジェットポンプモデル

これは(i)のモデルに運動量束の寄与をつけ加えたものである。

(iv) 破断口モデル

これは、Moodyの臨界流モデルを用いて破断口流量を計算するものである。

(v) 注入系ジャンクションモデル

給水系およびECCS注水系の動作を模擬するもので、時刻またはノード圧力の関数として流量を定める。

(vi) 主蒸気管ジャンクション

主蒸気管流量を計算するためにタービン制御弁、主蒸気隔離弁、流量制限器等の効果を模擬している。

以上がジャンクションモデルである。なお、これらのジャンクションに付属するバルブの開閉、注入系の動作の開始・停止、破断口の開閉等のコントロールは、時刻、ノード圧力、水位等の信号により行うことができる。

(3) 伝熱モデル

構造材および燃料は、任意の個数の熱伝導体(スラブ)に分割して考える。スラブの形状は円柱状または板状とし、円柱型は1個のノード、板型は左右両面それぞれ1個ずつ(片面断熱でもよい)のノードに面しているものとしてそのノード内の流体との熱伝達を考える。

スラブ内部の温度分布は半径方向または厚さ方向の熱伝導方程式を解いて定める。また燃料棒内の発熱量は入力データで与える方法または一点近似核動特性方程式を解く方法によって定める。

2.1.3 ノード区分の方法に関する制約

Fig. 2.1.1はTHYDE-B1によるノード区分の基本型を示している。ここでは圧力容器の内部を炉心シュラウドの内側と外側に2分して2個の3領域ノードにより表現し、循環系配管については均質ノードモデルを適用している。これ以外の区分も可能であるが次の制約がある。すなわちスリップ流ジャンクションモデルは気水分離器部分にしか使えず、またこのジャンクションの両側のノードは3領域ノードでなければならない。従ってこの部分以外のノードの接続は均質流ジャンクションによらねばならない。

これ以外にはプログラム上の制約はないが、実用に際してはモデルとしての有効性を考慮すべきである。例えば、均質流モデルを二相流の相対速度が重要な意味を持つ部分に適用することは有効ではない。

## 2.2 ノードモデルと圧力変化の計算法

### 2.2.1 均質ノードモデル

均質ノードにおいては、その領域内で熱力学的平衡を仮定するので、内部の流体の熱力学的状態は、圧力 $P$ と流体の比エンタルピ $h$ 、全質量 $M$ により、記述することができる

1個のノード内の質量バランスを考えると次式を得る。

$$\frac{dM_i}{dt} = (\Sigma W)_i \quad (2.2.1)$$

ただし、 $M_i$  = ノード $i$ の流体の全質量

$(\Sigma W)_i$  = ノード $i$ に接続するジャンクションを通過して、ノード $i$ に流入する流量の合計

エネルギーバランスは、運動エネルギーを無視すると次式で表わせる。

$$\frac{d(M_i h_i)}{dt} = (\Sigma hW)_i + (\Sigma Q)_i + \frac{g_c}{J} V_i \frac{dP_i}{dt} \quad (2.2.2)$$

ただし、 $J$  = 熱の仕事当量 ( $= 4.186 \times 10^3$  kcal/Joule)

$g_c$  = 換算係数 ( $= 9.8056$  N/kgf)

$h_i$  = ノード $i$ の流体の比エンタルピ

$(\Sigma hW)_i$  = ノード $i$ に流入する流体により、ノード $i$ に搬入されるエンタルピの総流量

$(\Sigma Q)_i$  = ノード $i$ 内の流体に、構造材等から与えられた熱流量の合計

また、ノードの体積が一定であるという条件により、

$$\frac{dV_i}{dt} = \frac{d(M_i v_i)}{dt} = 0 \quad (2.2.3)$$

ただし、 $V_i$  = ノード $i$ の体積

$v_i$  = ノード $i$ の流体の比体積

ここで比体積( $v_i$ )は、状態方程式により、圧力と比エンタルピの関数である。すなわち、

$$v_i = v(P_i, h_i) \quad (2.2.4)$$

微分形で書くと、次のように表わせる。

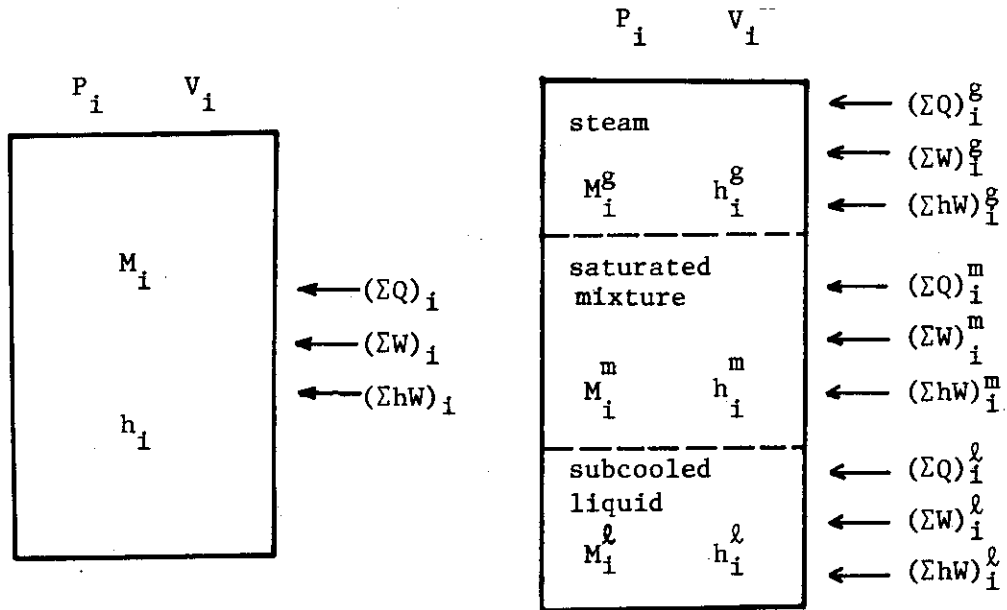
$$\frac{dv_i}{dt} = \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P \frac{dh_i}{dt} + \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_h \frac{dP_i}{dt} \quad (2.2.5)$$

ただし、ここで、 $\left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P$ 、 $\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_h$  は状態方程式から計算される $P$ と $h$ の関数である。流

体が単相状態すなわち未飽和水または、蒸気のときは、それぞれの状態における物性値を用いるが、飽和状態のときは、クオリティ $x$ と、飽和の物性値を用いて、次の方法で計算する。まず、

$$x = \frac{h - h_f}{h_g - h_f} \quad (2.2.6)$$

$$v = x v_g + (1-x) v_f \quad (2.2.7)$$



(a) a homogeneous node

(b) a 3-region node

Fig. 2.2.1 Major quantities for description of mass and energy balance

ただし、上式で飽和状態の物性値、 $h_f$ ,  $h_g$ ,  $v_f$ ,  $v_g$  は、圧力  $P$  の関数であって、

$$h_f(P) = \text{飽和水の比エンタルピ}$$

$$h_g(P) = \text{飽和蒸気の比エンタルピ}$$

$$v_f(P) = \text{飽和水の比体積}$$

$$v_g(P) = \text{飽和蒸気の比体積}$$

である。(2.2.6)(2.2.7)および、物性値の  $P$  に関する微分係数を用いて  $\left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P$ ,  $\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_h$  は、次のように表わせる。

$$\left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P = \frac{v_g - v_f}{h_g - h_f} \quad (2.2.8)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_h = x \frac{dv_g}{dP} + (1-x) \frac{dv_f}{dP} - \frac{v_g - v_f}{h_g - h_f} \left\{ x \frac{dh_g}{dP} + (1-x) \frac{dh_f}{dP} \right\} \quad (2.2.9)$$

(2.2.1)(2.2.2)(2.2.5)を、 $\frac{dM_i}{dt}$ ,  $\frac{dh_i}{dt}$ ,  $\frac{dV_i}{dt}$  について解いて、(2.2.3)に代入すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{dV_i}{dt} = & (\Sigma W)_i v_i + \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} \left\{ (\Sigma Q)_i + (\Sigma hW)_i - h_i (\Sigma W)_i \right\} \\ & + \left\{ M_i \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_{h_i} + \frac{g_c}{J} \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} V_i \right\} \frac{dP_i}{dt} \end{aligned} \quad (2.2.10)$$

(2.2.10)の右辺は、0であるから、圧力の変化率は次の形の式で表わせる。

$$\frac{dP_i}{dt} = \frac{(\Sigma W)_i v_i + \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} \left\{ (\Sigma Q)_i + (\Sigma hW)_i - h_i (\Sigma W)_i \right\}}{-M_i \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_{h_i} - \frac{g_c}{J} \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} V_i} \quad (2.2.11)$$

上式により  $(dP_i/dt)$  が得られると、(2.2.2)より比エンタルピの変化率は、次式により定まる。

$$\frac{dh_i}{dt} = \frac{1}{M_i} \left\{ (\Sigma hW)_i - h_i (\Sigma W)_i + (\Sigma Q)_i + \frac{g_c}{J} V_i \frac{dP_i}{dt} \right\} \quad (2.2.12)$$

このようにして(2.2.1)(2.2.11)(2.2.12)より、系の状態を記述する変数、 $M$ ,  $P$ ,  $h$  の変化率が与えられる。THYDE-B1においては、上記の常微分方程式は、単純な前進差分法によって解かれるので、新しい時刻における値は次式で定められる。

$$P_i^{\text{new}} = P_i^{\text{old}} + \left(\frac{dP_i}{dt}\right)^{\text{old}} \Delta t \quad (2.2.13)$$

$$M_i^{\text{new}} = M_i^{\text{old}} + \left(\frac{dM_i}{dt}\right)^{\text{old}} \Delta t \quad (2.2.14)$$

$$h_i^{\text{new}} = h_i^{\text{old}} + \left(\frac{dh_i}{dt}\right)^{\text{old}} \Delta t \quad (2.2.15)$$

ここで、添字 new は、時間ステップの後の値、old は前の値であることを示す。

ところで、数値解法上の問題であるが、 $P$ 、 $M$ 、 $h$ は体積を一定としたとき、状態方程式により独立でなくなるので、(2.213)、(2.214)、(2.215)を用いて計算した新しい値を用いて、 $P_i^{new}$  および、 $h_i^{new}$ より比体積 $v_i^{new}$ を求めて、 $v_i^{new} \times M_i^{new}$ を、ノード体積 $V_i$ と比較すると、方程式の非線形性のために、等しくはならない。この計算誤差を小さくするためには、タイムステップを小さくする方法および数値解法を修正して繰り返し計算を行う方法がある。しかし、THYDE-B1では、計算方法の単純性と、計算時間の観点からそれを行わず、誤差の累積を避けるために、体積に現われた誤差を次の時間ステップの計算で修正するようにしている。具体的には、(2.210)式の右辺を、0とせず、 $-(\text{体積誤差})/\Delta t$ とおいて、(2.211)式の $\dot{P}_i$ の計算に修正項として含ませている。従って、(2.213)に代入される $(dP_i/dt)^{old}$ は、次式に修正されている。

$$\left(\frac{dP_i}{dt}\right)^{old} = \frac{\left[ (\Sigma W)_i v_i + \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} \{ (\Sigma Q)_i + (\Sigma h W)_i - h_i (\Sigma W)_i \} \right]^{old} + (X)}{\left[ -M_i \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_{h_i} - \frac{g_c}{J} \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i} V_i \right]^{old}}$$

$$X = - \frac{M_i^{old} v_i^{old} - V_i}{\Delta t} \quad (2.216)$$

しかし、この修正項は、もともと2次のオーダーの量であり、テストランの結果によれば、この修正項の有無は計算結果に顕著に影響しないようである。

なお、この修正は3領域ノードの場合にも同様の考え方で行なっている。

## 2.2.2 3領域ノードモデル

このノードは2.1節で述べたように、Fig.2.1.2のような上下に並ぶ3個のサブノードから構成され、各サブノード内は均質な状態になっている。従って、このノードの状態を表わす基本的なパラメータとして、圧力 $P$ 、各サブノードの質量 $M^l$ 、 $M^m$ 、 $M^g$ 、および平均エンタルピ $h^l$ 、 $h^m$ 、 $h^g$ を選ぶことができる。ただし、肩付添字 $l$ 、 $m$ 、 $g$ はそれぞれ未飽和領域、飽和混合領域、蒸気領域を表わすことにする。またこの7個の変数は互いに独立ではなくノードの体積 $V$ が定められていること、および蒸気相が飽和混合相と熱平衡にあることから独立な変数は5個であることを注意しておく。次に圧力変化の式を導びく。

3個のサブノードに流入する質量、 $(\Sigma W)_i^l$ 、 $(\Sigma W)_i^m$ 、 $(\Sigma W)_i^g$ 、質量の流入にともなう熱的エネルギーの流入 $(\Sigma h W)_i^l$ 、 $(\Sigma h W)_i^m$ 、 $(\Sigma h W)_i^g$ およびスラブよりの伝熱量 $(\Sigma Q)_i^l$ 、 $(\Sigma Q)_i^m$ 、 $(\Sigma Q)_i^g$ は、ジャンクションモデルおよび伝熱モデルにより伝えられているとする。またサブノード間の移動としては本節の最後に述べるように気泡の分離と、未飽和相の一部が飽和相に加えられる場合を考慮しているが、これらの移動量も、上記の移動量の総和の中に加算されているものとする。

3領域ノードの圧力変化の式を導びくにあたって、蒸気領域と、飽和混合領域は同じ温度にあると仮定しているので、圧力を求める時には、両者を合わせて1個と考える方が便利である。以下では、蒸気領域と飽和混合相を合わせて“飽和”領域と呼び、その状態変数の平均値または合計値には、添字 $gm$ をつけることにする。



“飽和”領域の内部の構成すなわち  $M^g$ ,  $M^m$  等は, “飽和”領域全体の量が定まったのち個々の領域の質量バランスを考慮して定められる。

まず質量バランスおよびエネルギーバランスを考える。これは, 均質ノードの場合の, (2.21) (2.22) とまったく同様であって次の式で表わせる。

質量バランス

$$\frac{dM_i^{gm}}{dt} = (\Sigma W)_i^{gm} \quad (2.217)$$

$$\frac{dM_i^l}{dt} = (\Sigma W)_i^l \quad (2.218)$$

エネルギーバランス

$$\frac{d(M_i^{gm} h_i^{gm})}{dt} = (\Sigma h w)_i^{gm} + (\Sigma Q)_i^{gm} + \frac{g_c}{J} V_i^{gm} \frac{dP_i}{dt} \quad (2.219)$$

$$\frac{d(M_i^l h_i^l)}{dt} = (\Sigma h W)_i^l + (\Sigma Q)_i^l + \frac{g_c}{J} V_i^l \frac{dP_i}{dt} \quad (2.220)$$

ここで添字 gm のついた変数の定義は次のとおりである。

$$M_i^{gm} = M_i^g + M_i^m \quad (2.221)$$

$$h_i^{gm} = (M_i^g h_i^g + M_i^m h_i^m) / M_i^{gm} \quad (2.222)$$

$$(\Sigma W)_i^{gm} = (\Sigma W)_i^g + (\Sigma W)_i^m \quad (2.223)$$

$$(\Sigma h W)_i^{gm} = (\Sigma h W)_i^g + (\Sigma h W)_i^m \quad (2.224)$$

$$(\Sigma Q)_i^{gm} = (\Sigma Q)_i^g + (\Sigma Q)_i^m \quad (2.225)$$

$$V_i^{gm} = V_i^g + V_i^m \quad (2.226)$$

体積バランスは, 均質ノードの場合の (2.23) のかわりに, 3 個の領域の体積合計が, そのノードの体積に等しいという条件になる。すなわち,

$$V_i = V_i^g + V_i^m + V_i^l = \text{constant} \quad (2.227)$$

微分形でかけば次のとおりである。

$$\frac{dV_i^g}{dt} + \frac{dV_i^m}{dt} + \frac{dV_i^l}{dt} = \frac{dV_i^{gm}}{dt} + \frac{dV_i^l}{dt} = 0 \quad (2.228)$$

この 2 個の体積の変化率について, (2.210) 式とまったく同様にして, 次の式が導ける。

$$\begin{aligned} \frac{dV_i^{gm}}{dt} &= (\Sigma W)_i^{gm} v_i^{gm} + \left( \frac{\partial v}{\partial h} \right)_{P_i}^{gm} \{ (\Sigma Q)_i^{gm} + (\Sigma h W)_i^{gm} - h_i^{gm} (\Sigma W)_i^{gm} \} \\ &\quad + \left\{ M_i^{gm} \left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_{h_i}^{gm} + \frac{g_c}{J} \left( \frac{\partial v}{\partial h} \right)_{P_i}^{gm} V_i^{gm} \right\} \frac{dP_i}{dt} \end{aligned} \quad (2.229)$$

$$\begin{aligned} \frac{dV_i^l}{dt} &= (\Sigma W)_i^l v_i^l + \frac{\partial v}{\partial h} \Big|_{P_i}^l \{ (\Sigma Q)_i^l + (\Sigma h W)_i^l - h_i^l (\Sigma W)_i^l \} \\ &\quad + \left\{ M_i^l \left( \frac{\partial v}{\partial P} \right)_{h_i}^l + \frac{g_c}{J} \left( \frac{\partial v}{\partial h} \right)_{P_i}^l V_i^l \right\} \frac{dP_i}{dt} \end{aligned} \quad (2.230)$$

ここで  $v_i^{gm}, v_i^l, \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i}^{gm}, \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_{h_i}^{gm}, \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_{P_i}^l, \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_{h_i}^l$  等は、圧力  $P_i$  およびエンタルピ  $h_i^{gm}, h_i^l$  の関数である。(2.2.29)(2.2.30) および、体積バランス式(2.2.28)により、圧力変化の式が得られる。これは、次のように書ける。

$$\frac{dP_i}{dt} = - \frac{B_i^{gm} + B_i^l}{A_i^{gm} + A_i^l} \quad (2.2.31)$$

ただし、 $A_i^{gm}, A_i^l, B_i^{gm}, B_i^l$  は、次の式の各項に、 $\left(\begin{smallmatrix} gm \\ i \end{smallmatrix}\right)$  または  $\left(\begin{smallmatrix} l \\ i \end{smallmatrix}\right)$  の添字をつけたものである。

$$A = M \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_h + \frac{g_c}{J} V \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P \quad (2.2.32)$$

$$B = (\Sigma W)_v + \left(\frac{\partial v}{\partial h}\right)_P \{ (\Sigma Q) + (\Sigma h W) - h (\Sigma W) \} \quad (2.2.33)$$

(2.2.31) 式の  $\frac{dP_i}{dt}$  より各領域内のエンタルピの変化率が求められる。これは(2.2.12)式とまったく同じである。

$$\frac{dh_i^{gm}}{dt} = \frac{1}{M_i^{gm}} \left\{ (\Sigma h W)_i^{gm} - h_i^{gm} (\Sigma W)_i^{gm} + (\Sigma Q)_i^{gm} + \frac{g_c}{J} V_i^{gm} \frac{dP_i}{dt} \right\} \quad (2.2.34)$$

$$\frac{dh_i^l}{dt} = \frac{1}{M_i^l} \left\{ (\Sigma h W)_i^l - h_i^l (\Sigma W)_i^l + (\Sigma Q)_i^l + \frac{g_c}{J} V_i^l \frac{dP_i}{dt} \right\} \quad (2.2.35)$$

以上の方法で、“飽和”領域と未飽和相領域の質量、圧力、エンタルピが求まるわけである。 $h_i^{gm}, M_i^{gm}, P_i$  を用いて、“飽和”領域内の蒸気量と、飽和液体の量が定まる。すなわち、蒸気相の蒸気量と、気泡として飽和二相領域を形成している蒸気量の合計は、それを  $M_g^{gm}$  とすると、

$$M_{g_i}^{gm} = M_i^{gm} \cdot x_i^{gm} \quad (2.2.36)$$

ただし、 $x_i^{gm}$  は、“飽和”領域内の平均クオリティで

$$x_i^{gm} = \frac{h_i^{gm} - h_f(P_i)}{h_g(P_i) - h_f(P_i)} \quad (2.2.37)$$

である。この全蒸気量の中で、蒸気相領域を形成しているものは、流入量と、蒸気相への伝熱による飽和水の液面よりの蒸発を考慮して、

$$\frac{dM_{g_i}^g}{dt} = (\Sigma W)_i^g + \frac{(\Sigma Q)_i^g}{h_g(P_i) - h_f(P_i)} \quad (2.2.38)$$

により

$$M_{g_i}^{g \text{ new}} = \frac{dM_{g_i}^g}{dt} \cdot \Delta t + M_{g_i}^{g \text{ old}} \quad (2.2.39)$$

として計算する。

(2.2.36)(2.2.39)を用いて、水面下に気泡として存在する蒸気量は、全蒸気量から、水面より上の分を差し引き

$$M_{gbi} = M_{gi}^{gm} - M_i^g \quad (2.240)$$

により求める。蒸気相領域と、二相領域の質量と、エンタルピは、以下の式で定められる。

$$M_i^g = (2.239) \text{ 式}$$

$$M_i^m = M_{gbi} + M_i^{gm} \cdot (1 - x_i^{gm}) \quad (2.241)$$

$$h_i^g = h_g(P_i) \quad (2.242)$$

$$h_i^m = \frac{M_{gbi} \cdot h_g(P_i) + M_i^{gm} \cdot (1 - x_i^{gm}) \cdot h_f(P_i)}{M_i^m} \quad (2.243)$$

以上のようにして、ノードの圧力および、3個の領域の質量および平均エンタルピが求められる。

次に、質量および平均エンタルピを用いて各サブノードの体積と水位を計算する。サブノードの体積は、

$$V_i^l = M_i^l \cdot v(P_i, h_i^l) \quad (2.244)$$

$$V_i^m = M_i^m \cdot v(P_i, h_i^m) \quad (2.245)$$

$$V_i^g = M_i^g \cdot v(P_i, h_i^g) \quad (2.246)$$

である。

水位は、そのノードの底面からの高さとして、その高さ以下の部分の体積を対応させたテーブルを入力データとし、このテーブルを用いて、内挿計算を行って求める。すなわちこのテーブルにより

$$Z_i = f_i(V_i) \quad (2.247)$$

$Z_i$  = ノード  $i$  内の底面からの高さ

$V_i$  = その高さまでの体積

という関数が得られるので、これより

$$Z_i^{lm} = f_i(V_i^l) \quad (2.248)$$

$$Z_i^{mg} = f_i(V_i^l + V_i^m) \quad (2.249)$$

ただし、 $Z_i^{lm}$  = 未飽和相と飽和相の境界面の高さ

$Z_i^{mg}$  = 飽和混合相と蒸気相の境界面の高さ

である。

以上の説明では、各サブノードへの質量およびエネルギーの流入量・流出量は与えられているものとした。次にこれらの量のうちで1個の3領域ノード内のサブノード間の流れの計算法について説明する。ここでは次の2つ

- (1) 蒸気相と混合相の間の移動
- (2) 未飽和相と混合相の間の移動

に分けて説明する。

- (1) 蒸気相と混合相の間の移動

蒸気相と混合相の間の移動としては、混合相領域からの気泡の離脱を考慮する。本コードでは気泡の離脱量の計算方法として、次の2種を選択できる。

方法1. 水面でのボイド率の平均ボイド率に対する比を仮定する方法

気泡の単位時間あたりの離脱量を、 $W_{sep}$  とすると、

$$W_{\text{sep}} = A_s \alpha_s \cdot u_b(\alpha_s) \cdot \rho_g \quad (2.250)$$

である。

ここで  $A_s$  = 水面における流路断面積

$\alpha_s$  = 水面におけるボイド率

$u_b(\alpha)$  = ボイド率  $\alpha$  に対応する、気泡の上昇速度

水面でのボイド率  $\alpha_s$  は、平均ボイド率  $\bar{\alpha}$  を用いて

$$\alpha_s = C_\alpha \cdot \bar{\alpha} \quad (2.251)$$

ただし、 $\alpha_s > 1$  になったときは、 $\alpha_s = 1$  とする。

ここで  $C_\alpha$  はノードに固有の一定値であるとして入力データで与える係数である。

気泡の上昇速度  $u_b$  は、Wilson の関係式〔10〕を用いて計算する。その形は次のとおりである。

$$u_b = \left[ \frac{\alpha}{0.136 f_1(P) f_2(P)} \right]^{1.78} \left[ \frac{1}{D_h} f_2(P)^{0.19} g \right]^{0.5}$$

$$\left( \frac{1}{f_1(P) f_2(P)} < 2.85 \text{ のとき} \right)$$

$$\left[ \frac{\alpha}{0.75 f_1(P) f_2(P)} \right]^{0.78} \left[ \frac{1}{D_h} f_2(P)^{0.19} g \right]^{0.5}$$

$$\left( \frac{1}{f_1(P) f_2(P)} > 2.85 \text{ のとき} \right)$$

(2.252)

ただし、 $f_1(P)$ 、 $f_2(P)$  は、次の形の無次元数で、圧力の関数である。

$$f_1(P) = \left( \frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \quad (2.253)$$

$$f_2(P) = \left( \frac{\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}}}{D_h} \right)^{0.19} \quad (2.254)$$

ここで  $\sigma$  = 表面張力

$D_h$  = 水力学的等価直径

$\rho_f$  = 飽和水の密度

$\rho_g$  = 飽和蒸気の密度

$g$  = 重力加速度

方法2 気泡の存在する位置から水面までの平均移動距離を用いる方法

この方法では、気泡の存在位置から水面までの距離を  $X_L$  とし、気泡の液相に対する相対速度を  $u_b(\bar{\alpha})$  と仮定した時、気泡の単位時間あたり離脱量は

$$W_{sep} = M_{gb} \cdot \frac{u_b(\bar{\alpha})}{X_L} \quad (2.255)$$

で与えられると考え、 $X_L$  が不変であると仮定する。

ここで  $M_{gb}$  = 水面下の全気泡量

$X_L$  = 入力データで与える一定値

ただし、水位が低くなって、飽和混合相領域の全長さの1/2が $X_L$ よりも、小さくなった時は、 $X_L$ を定数とするのは、現実的でないので、混合相領域の長さの1/2で $X_L$ を置きかえる。

この2個の方法は、いずれをとったとしても、気泡の分布の状況を、1個のパラメータで表現しようとするモデルであり、必ずしも十分とは言えない。とくに、THYDE-B1のように、BWRのシュラウド内の部分の全体を、1個のノードで表現しようとする場合には、炉心での伝熱による沸騰量と、減圧による沸騰量の大小関係により、かなり気泡の分布の様式が変わり得るという問題がある。より精度の高い計算を行うには、ノードの分割を細分化するか、または、上記のような気泡の発生位置や分布状態の効果を取り入れたモデルで置きかえる必要がある。

## (2) 未飽和相と飽和混合相の間の移動

このモデルでは飽和混合相と未飽和相の間での、一般的な混合による移動は考慮していないが次の2つの場合には移動を考える。1つは、未飽和相に熱が加えられている場合の局所的な温度上昇による沸騰であり、他は注入系により未飽和の冷却水が飽和相に流入した場合の混合による移動である。後者については、注入系モデルの項で扱かうので、ここでは前者について述べる。

未飽和相に、構造材または、燃料から熱が与えられている時、その熱は、必ずしも未飽和相の全体に均一に与えられるのではない。そのため、未飽和相の内部は温度の分布を持っていることもあろう。とくに、Fig. 2.1.1のノード区分をとる場合、炉心と下部プレナムの温度を同じにするモデルは必ずしも適当でない。そこで、未飽和相に与えられる熱のうち一部は、未飽和相の液体を局所的に加熱し沸騰させると考える。モデルとしてはこのような熱量の割合を、 $C_{\ell \rightarrow m}$  としたとき

$$W_{\ell \rightarrow m, i} = \frac{C_{\ell \rightarrow m, i} (\Sigma Q)_i^{\ell}}{(h_{f, i} - h_i^{\ell})} \quad (2.256)$$

だけの流量の冷却水が、未飽和相から飽和相に移るとする。そして、 $C_{\ell m, i}$  はノード*i*に固有の量で時間によらず一定であると仮定して入力データで与える。

ここで  $h_i^{\ell}$  = ノード*i*の未飽和相のエンタルピ

$h_{f, i}$  = 飽和液相の比エンタルピ

$(\Sigma Q)_i^{\ell}$  = 未飽和相に与えられる熱量

この移動した水のもつ比エンタルピ  $h_{\ell \rightarrow m, i}$  は

$$h_{\ell \rightarrow m, i} = h_{f, i} \quad (2.257)$$

とする。

$C_{\ell m}$  の値としては、著者は、Fig. 2.1.1のノード区分の場合には、シュラウド内側のノードに対しては、 $C_{\ell m} = 1$ 、外側のノードに対しては、 $C_{\ell m} = 0$ を標準値として、感度解析を行えばよいと考えている。

## 2.3 ジャンクションモデル

本節ではジャンクションモデルの各オプションについて、順に説明する。

### 2.3.1 均質流ジャンクションモデル

これは2個の隣接するノードの間の流量を定めるモデルである。このモデルではノードの間の流れは2個のノード内の圧力代表点の間を結ぶ一次元の流路に沿っての運動量バランスを考へて定める。また流体のもつ比エンタルピは上流側のノード(またはサブノード)の平均エンタルピに等しいとする。このモデルでは気液二相間の相対速度は無視する。以下にTHYDE-B1で用いる運動量バランス式を説明する。

THYDE-B1で用いている近似を説明するために、一次元の流路における流体の運動方程式から始めることとしたい。Meyer〔11〕によれば、一次元の流れと考える管内流について、運動方程式を流路断面積にそって積分することにより、次式を得る。

$$\frac{1}{g_c} \frac{\partial}{\partial t} (GA) = - \frac{1}{g_c} \frac{\partial}{\partial z} (v'G^2A) - A \frac{\partial P}{\partial z} - \int_{WP} \tau d\ell - \frac{g}{g_c} \bar{\rho} A \quad (2.3.1)$$

ただし、 $g_c$  = 重力変換係数

$A$  = 流路断面積

$Z$  = 流路の軸方向座標

$G$  = 断面積平均質量流束  $\left( = \frac{1}{A} \int_A \rho u_z^2 dA \right)$

$WP$  = 流路のぬれぶち長さ

$\tau$  = 管壁における、せん断応力の  $z$  方向の成分

$g$  = 重力加速度

$v'$  = 等価的平均比体積  $\left( \frac{1}{G^2} \frac{1}{A} \int_A \rho u_z^2 dA \right)$

$\bar{\rho}$  = 断面積内平均流体密度  $\left( \frac{1}{A} \int_A \rho dA \right)$

$u_z$  =  $z$  方向流速

(2.3.1) 式の  $\bar{\rho} g A$  の項は、流路が鉛直方向でない場合は、流路の傾き角度  $\theta$  を用いて、 $\bar{\rho} g A \cos \theta$  で置きかえることにする。この式は流路断面内の圧力分布が一様であるということ以外には何らの近似も含んでいない。

さて、(2.3.1) 式に、 $\frac{1}{A}$  を乗じ、流路  $L$  に沿って積分する。ここで断面積  $A$  は、時間に依存しないとし、ポンプ揚程  $\Delta P_p$  を運動量源として加えると、次式を得る。

$$\begin{aligned} \frac{1}{g_c} \frac{d}{dt} \int_L G dz = & - \frac{1}{g_c} \int_L \frac{1}{A} \frac{\partial}{\partial z} (v'G^2A) dz - \int_L \frac{\partial P}{\partial z} dz \\ & - \int_L \frac{1}{A} \int_{WP} \tau d\ell dz - \frac{1}{g_c} \int_L \bar{\rho} g \cos \theta dz + \Delta P_p \end{aligned} \quad (2.3.2)$$

以下、(2.3.2)式の各項を、THYDE-B1で、どのように取り扱うかを述べる。

(1) 運動量の蓄積

(2.3.2)式の左辺は、流路Lに沿って、流量Wが一様であると仮定することにより、次のように変形しうる。

$$\frac{d}{dt} \int_L G dz = \frac{d}{dt} \int_L \frac{W}{A} dz = \left( \int_L \frac{dz}{A} \right) \frac{dW}{dt} \quad (2.3.3)$$

従って、流路の等価的慣性  $\left(\frac{L}{A}\right)_{\text{eff}}$  を、(2.3.4)で、定義し、(2.3.5)式として用いている。

$$\left(\frac{L}{A}\right)_{\text{eff}} = \int_L \frac{dz}{A} \quad (2.3.4)$$

$$\frac{d}{dt} \int_L G dz = \left(\frac{L}{A}\right)_{\text{eff}} \frac{dW}{dt} \quad (2.3.5)$$

(2) 流路両端の圧力差

(2.3.2)の右辺第2項は、次式で書き換えられる。

$$- \int_L \frac{\partial P}{\partial z} dz = P_{\text{in}} - P_{\text{out}} \quad (2.3.6)$$

ただし、 $P_{\text{in}}$  = 流路の始点における圧力

$P_{\text{out}}$  = 流路の終点における圧力

である。

THYDE-B1では、各ノードごとに圧力代表点を指定し、ノードの圧力とはこの点の圧力であるとする。そして、隣接する2個のノードの間の流路は、この指定された圧力代表点を結ぶものであると定義している。

(3) 摩擦その他の不可逆的損失

(2.3.2)式の右辺第3項は、直管における摩擦および流路の拡大・縮小その他の形状変化にともなう不可逆的な圧力損失に対応するものである。この項を以後  $\Delta P_{\text{fric}}$  と書くことにする。

THYDE-B1では、これを、流路によって定まる一定の抵抗係数と、二相流圧力損失乗数によって次式のように表わせると仮定している。

$$\Delta P_{\text{fric}} = R_0 \phi^2 \frac{|W|W}{\rho} \quad (2.3.7)$$

ただし、

$R_0$  = 単相流のときの圧力損失係数

$\phi^2$  = 二相流圧力損失乗数

$\rho$  = 流体密度 (二相流のときは液相密度)

二相流乗数は、Thom〔12〕およびMarti nelli-Nelson〔13〕の関係式を用いており、圧力およびクオリティの関数として、テーブルの形で、コードに取り入れられている。単相流における損失係数は、定常状態における両端のノードの圧力、流量等を用いて、次の式を用いてTHYDE-B1により計算される。

$$R_o = \frac{\rho \{ P_{in} - P_{out} - \Delta P_{grav} + \Delta P_{flux} + \Delta P_p \}}{\phi^2 |W| W} \quad (2.3.8)$$

ただし、 $\Delta P_{grav}$ 、 $\Delta P_{flux}$  は、それぞれ(2.3.2)式の右辺第4項および、第1項であり、後に説明する。

逆流の場合の値が、正流での値と異なる場合は、逆流の $R_o$ を入力データで指定することが可能である。

#### (4) 重力による圧力差

(2.3.2)式右辺第4項は、重力による圧力差に対応するものである。これを $\Delta P_{grav}$ と書くことにする。

このコードにおいては、両端のノードまたはサブノード内の物性値を用いて、次式により求める。

$$\Delta P_{grav} = \frac{1}{g_c} \int_L \bar{\rho} g \cos \theta dz = \frac{g}{g_c} \left[ \int_{z_{in}}^{z_J} \bar{\rho}_{in} dz + \int_{z_J}^{z_{out}} \bar{\rho}_{out} dz \right] \quad (2.3.9)$$

ここで、 $z_J$  = 両側ノードの境界の高さ

$z_{in}$ 、 $z_{out}$  = 両側ノードの圧力基準点の高さ

$\bar{\rho}_{in}$ 、 $\bar{\rho}_{out}$  = 両側ノードの密度

ただし $\bar{\rho}$ は均質ノード内では $z$ によらず一様である。3領域ノード内では蒸気領域では $\rho_g$ 、飽和領域では $\alpha \rho_f + (1-\alpha) \rho_g$ 、未飽和領域内では $\rho_l$ とする。

#### (5) 運動量束

(2.3.2)の右辺第1項は、いわゆる運動量束の項であり、本コードでは、後述するジェットポンプの部分を除いて無視している。すなわち、この項を $\Delta P_{flux}$ すれば

$$\Delta P_{flux} = 0 \quad (2.3.10)$$

と仮定している。ノード区分を大きくとると、この項の寄与は相対的に小さくなるので、THYDE-B1の扱う範囲では、その影響は小さいと考えられる。

#### (6) ポンプ揚程

ポンプ揚程は次にのべるポンプモデルを用いて計算する。この再循環ポンプのモデルは、大破断コードALARM-BI〔4〕で使用されている2個のモデルのうちの1つである。流れが正流の場合のポンプ揚程を、流量とクオリティの関数として定め、それ以外の場合には、ポンプを単なる抵抗と見なすものである。流量対揚程の関数は、次の形の関数をテーブルの形で与える。

$$\Delta P'_p = f(W', x) \quad (2.3.11)$$

ここで、 $\Delta P'_p$  = 規格化した揚程

$W'$  = 規格化した流量

$x$  = クオリティ

ただし、上式の $\Delta P'_p$ および $W'$ は、相似則を仮定することにより、次式で定義するものである。

$$\Delta P'_p = \frac{\Delta P_p}{\Delta P_{PR}} \cdot \left( \frac{\omega_R}{\omega} \right)^2 \quad (2.3.12)$$



$$W' = \frac{W}{W_R} \cdot \left( \frac{\omega_R}{\omega} \right) \quad (2.3.13)$$

ここで、 $\Delta P_p$  =揚程  
 $W$  =流量  
 $\Delta P_{PR}$  =定格揚程  
 $W_R$  =定格流量  
 $\omega$  =ポンプ回転数  
 $\omega_R$  =ポンプ定格回転数

ポンプの回転数は、下のコストダウンの方程式を積分して計算する。

$$\frac{I}{g_c} \frac{d\omega}{dt} = - \left\{ F\omega + \frac{\Delta P_p W}{\rho_{ps} \omega} \right\} \quad (2.3.14)$$

ここで、

$I$  =ポンプ慣性モーメント  
 $F$  =摩擦抵抗の係数  
 $\rho_{ps}$  =ポンプ入口部の流体密度

ポンプ回転部分の慣性モーメントは、ポンプのコストダウンの時定数を入力データとし、定格時のデータを用いて、次式により、コードの中で計算する。

$$\frac{I \omega_R}{g_c T_R} = t_{c,p} \quad (2.3.15)$$

ここで、 $t_{c,p}$  =時定数  
ただし、 $T_R$  は定格時のトルクであって

$$T_R = \frac{W_R \Delta P_{PR}}{\rho_{ps} \omega_R} \quad (2.3.16)$$

として計算している。

以上をまとめると運動量バランスは次式で表わされ、

$$\frac{1}{g_c} \left( \frac{L}{A} \right)_{\text{eff}} \frac{dW}{dt} = P_{in} - P_{out} - R_o \phi^2 \frac{|W|W}{\rho} + \Delta P_{grav} + \Delta P_p \quad (2.3.17)$$

式中の各項は、(1)から(6)の方法で定められる。

なお、数値計算においては、これを単純な前進差分法により

$$W^{\text{new}} = W^{\text{old}} + \left[ \frac{dW}{dt} \right]^{\text{old}} \cdot \Delta t \quad (2.3.18)$$

として、新しい時刻における流量を求めている。

### 2.3.2 スリップジャンクションモデル

このモデルは気水分離器を通る流路に用いるためのものである。(そのためこのジャンクションを steam separator junction と呼ぶこともある。)このモデルではスタンドパイパ上端における気液二相流におけるスリップ速度の効果を考慮する。また気水分離器から外に出る流れに対する分離効率も考慮されている。以下に計算モデルを説明する。

このモデルでも流量 $W$ は均質流ジャンクションモデルとまったく同様に(2.2.17)(2.2.18)式によって定める。そして、気液相対速度の効果は流量平均のクオリティまたは比エンタルピの計算法において考慮される。流量平均クオリティは以下に述べる3つの場合に分けて定められる。

ただし、以下では、ノード区分は、Fig.2.1.1の区分を仮定し、流量 $W$ は、シュラウドの内側のノードからシュラウドの外側のノードに流れている時正とする。また、内側のノードの上端は、気水分離器の液相出口の下端に定義されているものとする。

(1)  $W > 0$ で、内側ノードの上端まで、二相流領域があるとき。

内側ノードの上端におけるボイド率 $\alpha_{top}$ が与えられているとすると、流量 $W$ とこの $\alpha_{top}$ より気相および液相の流量を、定めることができる。 $\alpha_{top}$ の求め方は後に述べることとし、まず、この上端での流動について考える。ここでの気相速度 $u_g$ 、液相速度 $u_f$ 、流路断面積 $A_{top}$ 、液相および気相のそれぞれの流量を、 $W_g$ 、 $W_f$ とすると次式が成立する。

$$W = W_g + W_f \quad (2.3.19)$$

$$W_g = A_{top} \alpha_{top} u_g \rho_g \quad (2.3.20)$$

$$W_f = A_{top} (1 - \alpha_{top}) u_f \rho_f \quad (2.3.21)$$

ただし、ここでは、断面内でのボイド率および流速の分布を一様と仮定している。

次に、気相と液相の相対速度を表わす式が必要であるが、ここでは、3領域ノードの気液分離モデルで用いたWillsonの関係式を適用する。これを次式で表わす。

$$u_g - u_f = u_b (\alpha_{top}) \quad (2.3.22)$$

ただし、 $u_b (\alpha_{top})$ は、Willsonの式にボイド率 $\alpha_{top}$ を代入して得られる気泡上昇速度である。

また、蒸気相の液相に対する相対質量流量 $W_{slip}$ を、

$$W_{slip} = (u_g - u_f) \alpha_{top} A_{top} \rho_g \quad (2.3.23)$$

で定義する。ここで、上式を(2.2.50)と比較すると、この量は、水面が存在する時の水面からの気泡の離脱量 $W_{sep}$ と同じ意味を持つことに注意しておきたい。

以上の式を用いて、 $u_g$ 、 $u_f$ を消去すると、次式を得る。

$$W_g = W_{slip} + (W - W_{slip}) \frac{\alpha_{top} \rho_g}{\rho_{top}} \quad (2.2.24)$$

$$W_f = (W - W_{slip}) \frac{(1 - \alpha_{top}) \rho_f}{\bar{\rho}_{top}} \quad (2.2.25)$$

ただし、上端での平均密度を次式で定義している。

$$\bar{\rho}_{top} = \alpha_{top} \rho_g + (1 - \alpha_{top}) \rho_f \quad (2.2.26)$$

$W_g$ 、 $W_f$ を用いて、クオリティとエンタルピは、

$$x = \frac{W_g}{W_g + W_f} \quad (2.3.27)$$

$$h = h_g x + h_f (1 - x) \quad (2.3.28)$$

として定める。

ただし、 $W$ が小さくなり、 $W_{slip} > W > 0$ の範囲にあるときには、(2.3.25)式の $W_f$ は負

となり気液対向流となる。この場合については $W_g$  が正のときには、気水分離器の外側から液相流が逆流してくることはないと仮定する。従ってこの場合には(2.3.24)(2.3.25)のかわりに、

$$W_g = W \quad (2.3.29)$$

$$W_f = 0 \quad (2.3.30)$$

とおき、相対質量流量 $W_{slip}$ のうち一部は、内側の3領域ノードにたまって、蒸気相領域となるとする。これを $W_{m \rightarrow g}$ とすると、

$$W_{m \rightarrow g} = W_{slip} - W_g \quad (2.3.31)$$

であり、次のタイムステップからは、内側ノードに、蒸気領域が形成され、水位が上端よりわずか下になる。次の計算ステップからは後に述べる(2)の場合になる。

次に以上の式で未知数となっている内側ノード上端のボイド率の求め方であるが、これは2.2.3節で述べた気液分離モデルとの整合性を考えて、次のように定めている。気液分離モデルには、2種の方法があった。

方法1の場合には、(2.2.50)式により、水面ボイド率と、飽和混合相領域の平均ボイド率は、常に一定の比にあると仮定した。そこでこの場合も、同じ比例定数が混合相領域の上端のボイド率 $\alpha_{top}$ と、平均ボイド率 $\bar{\alpha}$ の間に成立すると仮定して

$$\alpha_{top} = C_\alpha \cdot \bar{\alpha} \quad (2.3.32)$$

とする。

方法2の場合には、(2.2.55)式によって、水面ボイド率を用いずに、水位面からの気泡離脱量を定めている。この時は、 $W_{sep}$ と $W_{slip}$ が同形の式で定義されることを考えて、(2.3.55)式と同一の $X_L$ 、 $\bar{\alpha}$ 、 $M_{gb}$ を用いて、次式で $W_{slip}$ を定める。

$$W_{slip} = \frac{M_{gb} \cdot u_b(\bar{\alpha})}{X_L} \quad (2.3.33)$$

また、このモデルの場合には上端ボイド率は、上式の $W_{slip}$ の値に関係なく、平均ボイド率に等しいとして、(2.3.24)(2.3.25)にこのボイド率と $W_{slip}$ を代入して $W_g$ 、 $W_f$ を定めている。

なお、 $X_L$ の値としては、入力データで与える方法の他に、この流路の定常運転状態における流量平均比エンタルピを用いて、 $W_g$ 、 $W_f$ を定め、それに適合するような $X_L$ を求めて、それを過渡状態にも用いるというオプションも備えている。

(2)  $W > 0$ で、かつ内側ノードの上端の状況が、蒸気相または、未飽和相であるとき。

この場合は、単相流である。このときは、均質流ジャンクションの場合と同様に、上流側サブノードの平均エンタルピを、この流路を通り抜ける流体のエンタルピとする。

この場合、炉心等からの伝熱により、平均エンタルピと上端のエンタルピの間に差があるはずであるが現在は考慮していない。この流路で単相流となるのは、主に蒸気流であるが、THYDE-Bでは、現在のところ過熱蒸気を考えていないので、そのエンタルピの上昇を計算することはできない。

(3)  $W < 0$ の場合。

これは、気水分離器の外側から流体が逆流する場合である。この場合は、均質流ジャンクシ

ンモデルと同様に、上流側すなわち、ダウンカマ側のノードの、この流路位置に接しているサブノードの平均エンタルピを、流れのエンタルピとする。クオリティも同じである。ただし、流路位置とは、先に述べた内側ノードの上端の高さの位置として定義する。

この方法は、上流側サブノードが飽和混合相であっても適用される。流れの方向によって(1)の場合と二相流の取り扱い方が異なるのは、気水分離器周辺の流路形状の特殊性のためである。

以上、(1)(2)(3)の3とおりに分けた計算により、この内側ノードの上端を通過する流れの流量平均エンタルピおよびクオリティ、さらに、液相流量および気相流量が計算される。

以上が、このジャンクションモデルの骨子であるが、本コードでは、さらに、気水分離器を通る二相流が、蒸気流と液相流に分離される効率を次の形で考慮している。

ここでは気泡のキャリーアンダーを考慮し、水滴のキャリーオーバーは無視する。また当然ながら、このモデルは、流れが正流のとき、すなわち前記の(1)(2)の場合にのみ適用される。

気水分離器を通る蒸気流のうち、液相流と分離されてスチームドーム(シュラウド外側の3領域ノードの蒸気相サブノード)に加えられる量の割合を、分離効率 $\eta$ と定義する。

$$W_g^s = \eta \cdot x \cdot W \quad (2.3.34)$$

ただし、 $W_g^s$  = 蒸気相に入る流量

$x$  = 気水分離器に入る流れの流量平均クオリティ

$W$  = 流量

残りの蒸気流は、液相流とともに飽和混合相サブノードに加えられて、水位上昇に寄与する。

この分離効率は、気水分離器の構造、流量、クオリティ、気水分離器の外側での水位等の要因の関数である。しかし本コードではこれを外側ノードの水位のみの関数であると仮定し、この関数をテーブルの形で、入力データとして与える。

### 2.3.3 ジェットポンプモデル

ジェットポンプモデルは、ALARM-B1〔4〕で用いられているモデルを採用している。ただし、ALARM-B1では3種のモデルが可能であったが、ここでは、サクシヨ流の慣性を無視する2個のみが可能である。この2つのモデルは、ダウンカマ内の水位変化に応じ、使いわけることができる。

#### 方法 1.

このモデルを作成する上で用いられた主要な仮定は、次のとおりである。〔4〕

1. 圧力 $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$ は、各断面上で一定である。
2. 流路内での流体の圧縮性については考えない。
3. 流量 $W_s$ ,  $W_D$ は、混合室出口で完全に混合している。
4. サクシヨ流路における流体の慣性は無視する。

このモデルでは、関連する3個の流路をそれぞれジャンクションと見做し、Fig.2.3.1に示す面1と駆動流路、面1とサクシヨ流路、面1とジェットポンプスロート流路のそれぞれについて、運動方程式を考える。上記の4個の仮定により、次の3個の運動式を得る。

面1とスロートを通して下に接続するノード間

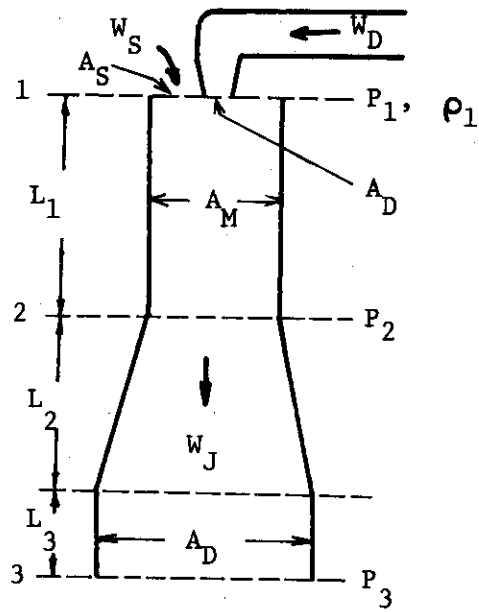


Fig. 2.3.1 Characteristic magnitude of the jet pump

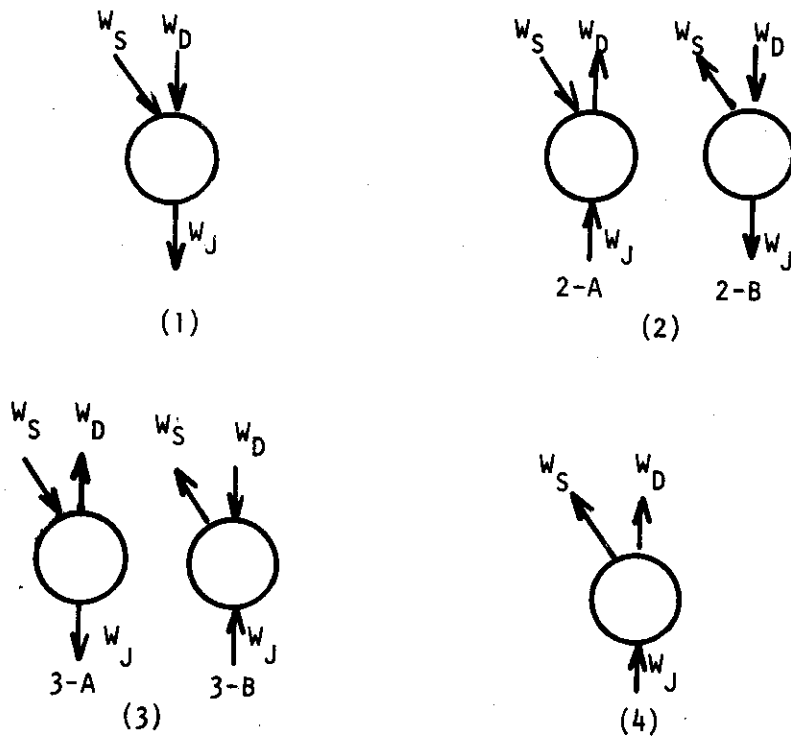


Fig.2.3.2 Flow patterns of the jet pump

$$\frac{1}{g_c} \left( \frac{L}{A} \right)_J \frac{dW_J}{dt} = P_1 - P_{nL} + \Delta P_{Jflux} + \Delta P_{Jgrav} - R_J \frac{1}{\rho_J} W_J |W_J|$$

ただし、

$$\Delta P_{Jflux} = P_{Jflux} + \frac{W_J^2}{2g_c \rho_J} \left\{ \frac{1}{2} \left( \frac{1}{A_M^2} - \frac{1}{A_L^2} \right) - \frac{1}{A_M^2} \right\} \quad (2.2.35)$$

面1とサクシヨン流路に接続するノード間

$$0 = P_{nS} - R_1 + \Delta P_{Sflux} + \Delta P_{Sgrav} - R_S \frac{1}{\rho_S} W_S |W_S| \quad (2.2.36)$$

ただし、サクシヨン流路の慣性は無視している。

面1と駆動流路に接続するノード間

$$\frac{1}{g_c} \left( \frac{L}{A} \right)_D = P_{nD} - P_1 + \Delta P_{Dflux} + \Delta P_{Dgrav} - R_D \frac{1}{\rho_D} W_D |W_D| \quad (2.2.37)$$

A = 流路面積

W = 流量

P<sub>n</sub> = ノード圧力

P<sub>flux</sub> = 運動量束

ΔP = 圧力差

S = サクシヨン流

D = ドライブ流

J = ジェット流

pipe = ドライブ流配管

L = 下部プレナム

down = ダウンカマ流路

M = スロート部分

運動量束は、ジェットポンプ各流路の流れの方向により、次の4つの場合を考える。

(1) W<sub>D</sub> > 0, W<sub>S</sub> > 0, W<sub>J</sub> > 0 のときは

$$P_{Jflux} = \frac{1}{g_c \rho_1 A_M} \left( \frac{W_S^2}{A_S} + \frac{W_D^2}{A_D} \right) \quad (2.3.38)$$

$$\Delta P_{Dflux} = \frac{W_D^2}{2g_c \rho_D} \left( \frac{1}{A_{pipe}^2} - \frac{1}{A_D^2} \right) \quad (2.3.39)$$

$$\Delta P_{Sflux} = \frac{W_S^2}{2g_c \rho_S} \left( \frac{1}{A_{down}^2} - \frac{1}{A_S^2} \right) \quad (2.3.40)$$

ただし

$$\rho_1 = \rho_1 (P_1, h_1) \quad (2.3.41)$$

$$h_1 = \frac{W_S h_S + W_D h_D}{W_J} \quad (2.3.42)$$

$$\rho_0 = W_S \left/ \left( \frac{W_S}{\rho_S} + \frac{W_D}{\rho_D} \right) \right. \quad (2.3.43)$$

(2)  $W_D < 0, W_S > 0, W_J < 0$ , または,  $W_D > 0, W_S < 0, W_J > 0$  のときは,

$$P_{Jflux} = \frac{W_J^2}{2 g_c \rho_1 A_M A_J}, \quad A_J = A_M \left| \frac{W_J}{W_S} \right| \quad (2.3.44)$$

$$\Delta P_{Dflux} = \frac{W_D^2}{2 g_c \rho_D} \left( \frac{1}{A_{pipe}^2} - \frac{1}{A_{Drive}^2} \right), \quad A_{Drive} = A_S \left| \frac{W_D}{W_S} \right| \quad (2.3.45)$$

$$\Delta P_{Sflux} = \frac{W_S^2}{2 g_c \rho_S} \left( \frac{1}{A_{down}^2} - \frac{1}{A_S^2} \right) \quad (2.3.46)$$

ただし,

$$\rho_1 = \rho(P_1, h_1) \quad (2.3.47)$$

$h_1, \rho_D, \rho_S$  は,

2-A については,

$$h_1 = \frac{W_S h_S - W_J h_J}{-W_D} \quad (2.3.48)$$

$$\rho_D = W_D / \left( \frac{W_J}{\rho_J} - \frac{W_S}{\rho_S} \right) \quad (2.3.49)$$

2-B については

$$h_1 = h_D \quad (2.3.50)$$

$$\rho_J = \rho_D \quad (2.3.51)$$

$$\rho_S = \rho_D \quad (2.3.52)$$

(3)  $W_D < 0, W_S > 0, W_J > 0$ , または,  $W_D > 0, W_S < 0, W_J < 0$  のとき

$$P_{Jflux} = \frac{W_J^2 A_J^2}{g_c \rho_1 A_M A_S^2}, \quad A_J = A_S \left| \frac{W_J}{W_S} \right| \quad (2.3.53)$$

$$\Delta P_{Dflux} = \frac{W_D^2}{2 g_c \rho_D} \left( \frac{1}{A_{pipe}^2} - \frac{1}{A_{Drive}^2} \right) \quad (2.3.54)$$

$$A_{Drive} = \begin{cases} A_D \left( |W_D| < |W_S| \frac{A_D}{A_S} \text{ のとき} \right) \\ A_S \left| \frac{W_D}{W_S} \right| \quad \left( \text{上記以外の場合} \right) \end{cases} \quad (2.3.55)$$

$$\Delta P_{Sflux} = \frac{W_S^2}{2 g_c \rho_S} \left( \frac{1}{A_{down}^2} - \frac{1}{A_S^2} \right) \quad (2.3.56)$$

$$\rho_1 = \rho(P_1, h_1) \quad (2.3.57)$$

3-A については

$$h_1 = h_S \quad (2.3.58)$$

$$\rho_J = \rho_S \quad (2.3.59)$$

$$\rho_D = \rho_S \quad (2.3.60)$$

3-B については

$$h_1 = \frac{W_D h_D - W_J h_J}{-W_S} \quad (2.3.61)$$

$$\rho_S = W_S / \left( \frac{W_J}{\rho_J} - \frac{W_D}{\rho_D} \right) \quad (2.3.62)$$

(4)  $W < 0$ ,  $W_S < 0$ ,  $W_J < 0$  のとき

$$P_{J \text{ flux}} = \frac{W_J^2}{g_c \rho_1 A_M^2} \quad (2.3.63)$$

$\Delta P_{D \text{ flux}} = (1)$  の場合と同じ

$\Delta P_{S \text{ flux}} = (1)$  の場合と同じ

$$\rho_1 = \rho(P_1, h_1) \quad (2.3.64)$$

$$h_1 = h_J \quad (2.3.65)$$

$$\rho_S = \rho_J \quad (2.3.66)$$

$$\rho_D = \rho_J \quad (2.3.67)$$

各流路の二相流摩擦圧損乗数は、面1の圧力 $P_1$ および、各流路に接続するノードの圧力( $P_{nL}$ ,  $P_{nS}$ ,  $P_{nD}$ )および面1を通るクオリティを用いて計算する。

以上が、運動量バランスの式である。この他に、ジェットポンプの中では質量は蓄積されないと仮定すると、質量保存の法則により次式を得る。

$$W_S + W_D = W_J \quad (2.3.68)$$

以上により、未知数 $P_1$ ,  $W_S$ ,  $W_D$ ,  $W_J$ に対して4個の方程式(2.3.35)(2.3.36)(2.3.37)(2.3.68)が得られた。(2.3.35), (2.3.37), (2.3.68)を用いて、

$$W_J(t+\Delta t) = W_J(t) + \dot{W}_J(t) \cdot \Delta t \quad (2.3.69)$$

$$W_D(t+\Delta t) = W_D(t) + \dot{W}_D(t) \cdot \Delta t \quad (2.3.70)$$

$$W_S(t+\Delta t) = W_J(t+\Delta t) - W_D(t+\Delta t) \quad (2.3.71)$$

として、 $W_J$ ,  $W_D$ ,  $W_S$ が計算される。また $P_1$ は(2.3.36)を $P_1$ について解いて求められる。

なお、駆動流については、吐出口において、臨界流が生じる可能性があるので、それをチェックしている。臨界流は、 $h_1$ ,  $P_1$ をスタグネーションパラメータとして2.3.4節に述べるMoodyの式またはオリフィス流の式を用いて計算する。この臨界流量と(2.3.70)式による流量を、各タイムステップごとに計算し、両者を比較して小さい方が、実際に流れる流量であるとしている。

#### 方法2

この計算モデルは、方法1における運動量束の項をすべて0とし、重力および摩擦圧損のみを考慮するものである。

この方法は、ダウンカマー水位がジェットポンプサクシオンノズル以下に下がった場合に用いるためのモデルであり、これを使用するか否かを選択することができる。

#### 2.3.4 主蒸気管モデル

このモデルは、GE社のSAFEコード〔1〕で用いている主蒸気管流の計算方法をそのまま採用しており、蒸気流量を制御するためのタービンアドミッション弁の動作、および事故時



に格納容器の内外を隔てるための隔離弁の動作を模擬したものである。

この2種の弁を通過しうる流量を、以下に述べる方法でそれぞれ独立に計算し、両者の小さい方が実際の流量であるとする。

タービンアドミッション弁は、その弁のすぐ上流の圧力 $P_U$ により、蒸気流量 $W_{ST}$ が

$$W_{ST} = W_{SR} \left( \frac{P_U - P_{US}}{G_S} \right) \quad (2.3.72)$$

となるように制御する機能をもつ。

ここで、 $W_{ST}$  = 制御弁を通過する蒸気流量

$W_{SR}$  = 定格蒸気流量

$P_U$  = 制御弁の上流圧力

$P_{US}$  = 上流圧力の基準設定値

$G_S$  = コントローラレギュレーションバンド

タービンアドミッション弁の上流圧力 $P_U$ は、炉内圧力 $P_{in}$ と定格時の圧力損失 $\Delta P_R$ によって次式で表わせる。

$$P_U = P_{in} - \Delta P_R \left( \frac{W_{ST}}{W_{SR}} \right)^2 \quad (2.3.73)$$

定格運転時における炉内圧力 $P_R$ 、および $G_S$ 、 $\Delta P_R$ をインプットデータで与えることとすると、制御器設定値 $P_{US}$ は次式で計算される。

$$P_{US} = P_R - \Delta P_R - G_S \quad (2.3.74)$$

式(2.3.72)、(2.3.74)を、(2.3.73)に代入して、蒸気流量 $W_{ST}$ について解くことにより次式を得る。

$$W_{ST} = \frac{W_{SR}}{2 \Delta P_R} \left[ \sqrt{G_S^2 + 4 \Delta P_R (P + \Delta P_R + G_S - P_R)} - G_S \right] \quad (2.3.75)$$

ただし、この流量は流量制限器の設計値 $W_{STM}$ を越えることはないので、次式の範囲を越えた時は上限または下限の値とする。

$$0 \leq W_{ST} \leq W_{STM} \quad (2.3.76)$$

ここで、 $W_{STM}$  = 流量制限器の最大流量

次に、隔離弁を通る流量は、弁の閉鎖動作が開始される時刻を $t_c$ とした時、次式で表わせるとする。

$$W_{SI} = \begin{cases} W_{STM} & t \leq t_c \\ W_{STM} \left[ 1 - \left( \frac{t - t_c}{\tau_c} \right)^4 \right] & t \geq t_c < (t_c + \tau_c) \\ 0 & t \geq (t_c + \tau_c) \end{cases} \quad (2.3.77)$$

ここで、 $W_{SI}$  = 隔離弁を通過しうる流量

$t_c$  = 閉鎖動作の開始時刻

$\tau_c$  = 隔離弁の閉鎖に要する時間(インプットデータ)

隔離弁の閉鎖は、2.3.7節で述べる仮想的弁の開閉とまったく同様に、破断後の時刻、水位低下の信号、圧力変化の信号等によって行うことができる。

以上の方法により、 $W_{SI}$ 、 $W_{ST}$  を計算した後、実際の流量は、両者の小さい方であるとする。

$$W_{STEAM} = \text{MIN}(W_{SI}, W_{ST}) \quad (2.3.78)$$

ここで、 $W_{STEAM}$  = 主蒸気管流量

関数  $\text{MIN}(x, y) = x, y$  の最小値

なお、主蒸気管を通る流体の密度、比エンタルピ等は破断口ジャンクションと同様に、上流側ノードまたはサブノードの値とする。

以上が、主蒸気管流の計算モデルであるが、ここでは主蒸気管に付属する逃がし弁等は考慮されていない。これらは、リークジャンクションによって表現しようと考えている。また、主蒸気管破断事故についても、破断口モデルを用いて取り扱うことができる。

### 2.3.5 破断口モデル

破断口は、リークジャンクションと呼ばれるジャンクションモデルによって扱われている。ここでは上流側ノードのみが定義され、下流側は入力データで与えられる一定の圧力に保たれた領域であると仮定している。

ブローダウン過程における破断口からの質量流量は、上流側の領域のクオリティにより、これが0以上の時には、Moody〔9〕の臨界流の式を用い、未飽和の時にはオリフィス流の式(2.3.80)を用いて次のように計算する。

$$W_{leak} = \begin{cases} C_D \cdot A \cdot G_M(P_o, h_o) & (h_o \geq h_f) \\ C_D \cdot A \cdot \sqrt{2 \rho g_c (P_o - P_b)} & (h_o < h_f) \end{cases} \quad (2.3.79)$$

$$W_{leak} = \begin{cases} C_D \cdot A \cdot G_M(P_o, h_o) & (h_o \geq h_f) \\ C_D \cdot A \cdot \sqrt{2 \rho g_c (P_o - P_b)} & (h_o < h_f) \end{cases} \quad (2.3.80)$$

ここで、 $W_{leak}$  = 破断口流量

$G_M(P_o, h_o)$  = Moody の式で計算される臨界質量流束

$P_o$  = スタグネーション圧力

$h_o$  = スタグネーションエンタルピ

$P_b$  = 不流側圧力

$h_f$  = 飽和液相の比エンタルピ

$\rho$  =  $P_o, h_o$  における流体密度

スタグネーションの状態量は、上流側ノード(3領域ノードの場合は、ジャンクション高さに対応する領域)の平均圧力およびエンタルピを用いている。

ブローダウンの後期および再冠水過程においては炉内の圧力が低下して、 $P_o \approx P_b$  または  $P_o < P_b$  となる。この場合、臨界流はもはや起こり得ず、流路の差圧の大部分は摩擦による流動抵抗になると考えられる。しかし、本コードでは、このような状況に対しても、(2.3.80)式をそのまま使用している。とくに、計算の過程で  $P_o < P_b$  という状況が生じた時は

$$W_{leak} = -C_D \cdot A \cdot \sqrt{2 g_c \rho (P_b - P_o)} \quad (2.3.81)$$

とし、外側から流入する流体は、飽和蒸気であると仮定する。

なお  $P_o \approx P_b$  でクオリティが0以上の場合の(2.3.79)と(2.3.80)の両式の選択は、両者の小さい方をとることにより行っている。

以上がリークジャンクションのモデルである。ここで、本質的な問題ではないが、数値解法上の理由から本コードでは、上流側ノードが3領域ノードである場合、Fig.2.3.3のように、

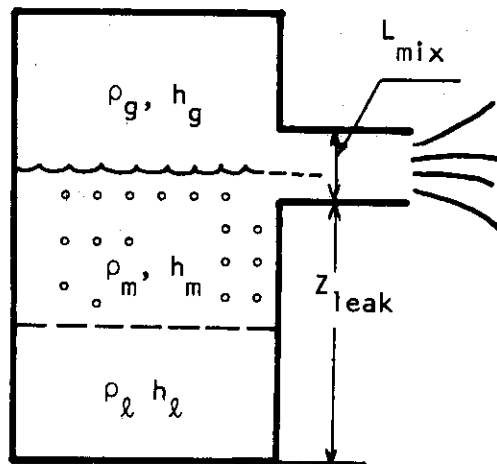


Fig.2.3.3 Inlet property smoothing method for leak junctions

3個の領域の境界 ( $Z_{lm}$  または  $Z_{mg}$  (Fig.2.3.3)) が、ジャンクション位置を通過するときの、スタグネーションエンタルピの急変を避けるために平滑化の工夫をしているのについて述べる。これは、GE社のSAFEコード〔1〕で用いられているものである。

まず、リークジャンクションの入口高さについて、ある幅 ( $L_{mix}$ ) を考え、この幅内でエンタルピを平均して、スタグネーションエンタルピとする。

$$h_o = \frac{\rho_1 h_1 F + \rho_2 h_2 (1-F)}{\rho_1 F + \rho_2 (1-F)} \quad (2.3.82)$$

ここで、 $F$  = 幅 ( $L_{mix}$ ) のうちで、上側領域に属する部分の割合

$\rho_1, \rho_2$  = 上側および下側領域の平均密度

$h_1, h_2$  = 上側および下側領域の平均密度

そして、このエンタルピを用いて、計算された流量 ( $W_{leak}$ ) は、次式により上下の領域に比例配分する。

$$W_1 = \frac{\rho_1 F}{\rho_1 F + \rho_2 (1-F)} W_{leak} \quad (2.3.83)$$

$$W_2 = \frac{\rho_2 (1-F)}{\rho_1 F + \rho_2 (1-F)} W_{leak} \quad (2.3.84)$$

ただし、 $W_1, W_2$  = 上下の領域から流出する流量

### 2.3.6 注水系モデル

給水系およびECCSによって炉内に注水される冷却水の流量は、炉内圧力または注入開始後の時刻の関数としてテーブルの形で与える。また、注入水の熱的状态は温度または比エンタ

ルピが常に一定とであるとして、その値を入力データとする。

注入系の動作の開始・停止のコントロールは2.3.7節で述べるように、圧力・水位・時刻等の信号によって行うことができる。

注入系のモデルで、THYDE-B1に特徴的なことは3領域ノードに注入系ジャンクションが接している場合に、注入される未飽和水と炉内蓄積水の熱的な混合の効率を考えている点である。

均質ノードの場合には、完全混合を仮定し、注入水と蓄積水は瞬時に熱平衡に至るとせねばならないが、3領域ノードの場合にはFig.2.3.4のように、3個のサブノードのいずれに注入水を加えるかによって、ノード内の圧力・水位の挙動は異ってくる。例えば、注入水の未飽和度が大きい場合には、飽和相領域または蒸気相領域（THYDE-B1では両相の熱平衡を仮定しているので圧力に対する効果は同じ）と混合すると仮定すると、蒸気の凝縮のために急激な減圧が起こり得るのに対して、未飽和相領域とのみ混合するとすれば冷却水の比体積変化がごく小さいため、圧力はむしろ増大する。また水位について見れば蒸気相領域で凝縮が起こる場合の方が、飽和混合相内で起こる場合よりも水位は高くなる。

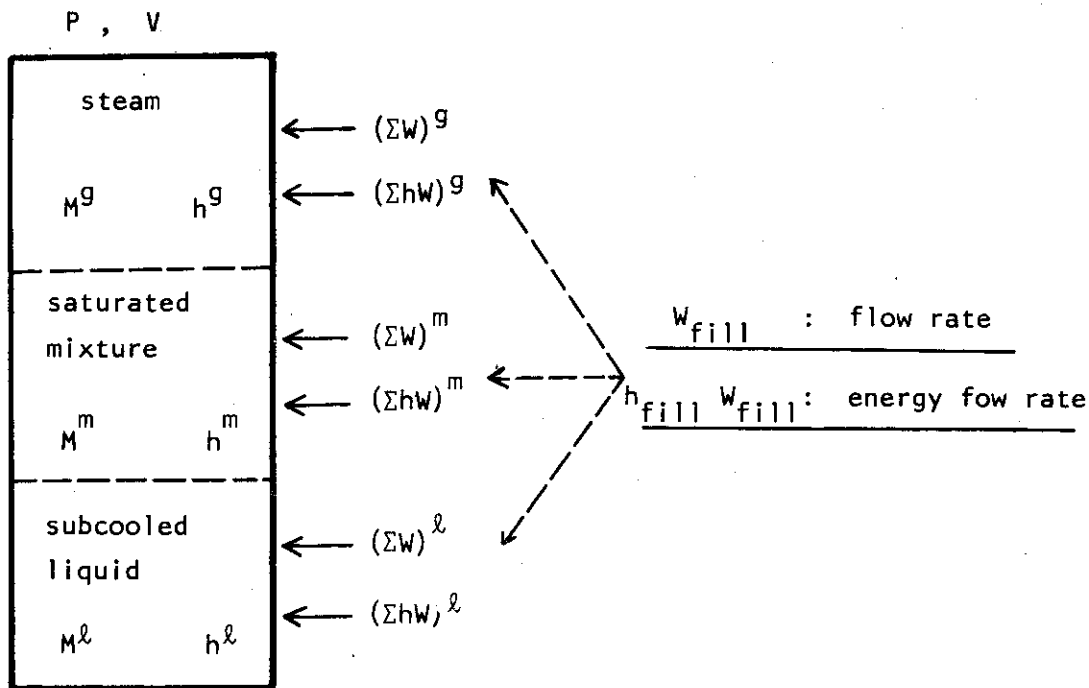


Fig.2.3.4 Distribution of injected flow within a 3 region node

とくにTHYDE-B1のように、ノード区分を大きくとる場合には、このような混合の条件に

ついて注意する必要がある。以下、この混合のモデルについて述べる。

現在のモデルは、注入口の3領域ノード内における高さ、各サブノードの境界面の高さの位置関係により、どのサブノードに流入するかを定め、そのサブノード内での混合の効率を考えるものである。

解析の過程で起こり得る状況を、注入口に対面するサブノードと、注入水の状態に応じて、次の9個に分けて考えることができる。

(A) 注入水が過熱蒸気の場合

$$\left\{ \begin{array}{l} (A-1) \text{ 未飽和相領域に入る} \\ (A-2) \text{ 飽和混合相領域に入る} \\ (A-3) \text{ 蒸気相領域に入る} \end{array} \right.$$

(B) 注入水が飽和二相流の場合

$$\left\{ \begin{array}{l} (B-1) \text{ 未飽和相領域に入る} \\ (B-2) \text{ 飽和混合領域に入る} \\ (B-3) \text{ 蒸気相領域に入る} \end{array} \right.$$

(C) 注入水が未飽和水の場合

$$\left\{ \begin{array}{l} (C-1) \text{ 未飽和相領域に入る} \\ (C-2) \text{ 飽和混合相領域に入る} \\ (C-3) \text{ 蒸気相領域に入る} \end{array} \right.$$

ここで、(A)および(B)の6個の場合については、蒸気対蒸気または気泡対液相の混合は、比較的混合しやすいと考えて、それぞれ流入したサブノード内で完全に混合すると仮定した。事実上、LOCAの過程で重要なのは(C)の場合と考えられる。以下(C)の場合について述べる。

(C-1) 未飽和水が未飽和領域に流入する場合

これは、Fig.2.3.5のように注入系ジャンクションの出口の高さ( $Z_{fill}$ )、未飽和相領域の上端高さ( $Z_{lm}$ )、飽和相領域上端高さ( $Z_{mg}$ )の間に、

$$Z_{fill} < Z_{lm} < Z_{mg}$$

の関係がある場合である。この場合は、未飽和相領域内で完全混合とする。

(C-2) 未飽和水が飽和二相領域に注水される場合

これは、 $Z_{lm} < Z_{fill} < Z_{mg}$ の場合である。

この場合には、飽和二相領域のうち一部は注入水と完全に混合され、他の部分は、まったく混合されないと考える。この混合される飽和水の量を $W_m$ とし、それを2個のパラメータを含む次式で表わせると仮定する。

$$W_m = F_m \cdot \frac{Z_{fill} - Z_{lm}}{L_m} \cdot W_{fill} \quad (2.3.85)$$

ここで、 $W_m$  = 注入水と混合する飽和混合相の量の単位時間あたりの値

$W_{fill}$  = 注入水の量

$L_m$  = 注入口以下、飽和領域の底までの幅の効果を表わすパラメータ

$F_m$  = 混合の総合的効率を表わすパラメータ

(2.3.85)式において事実上意味のあるのは、( $F_m/L_m$ )であるが、それぞれの役割を考

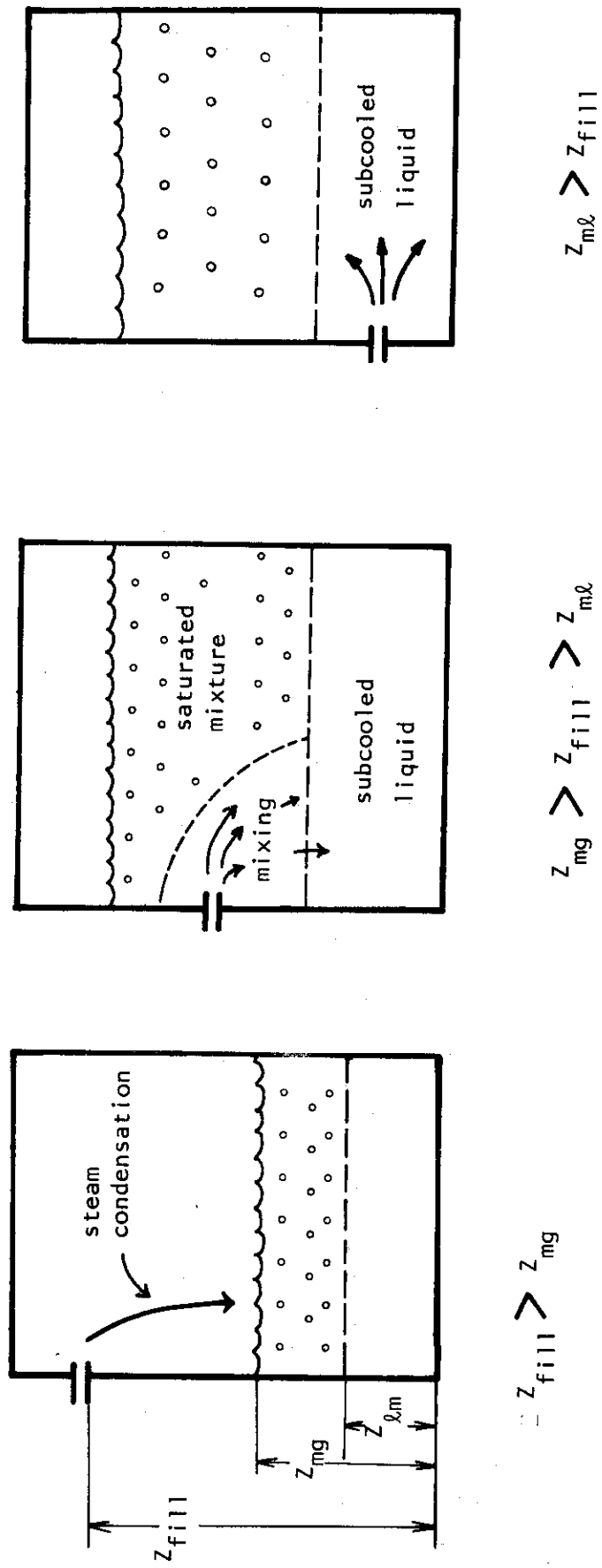


Fig.2.3.5 Mixing conditions for an injection system

えてパラメータを分けた。 $L_m$  は長さの次元をもち、 $F_m$  は無次元の量である。

$W_m$  と  $W_{fill}$  が混合することにより形成される流体の量 ( $W_{mix}$ ) および平均エンタルピ ( $h_{mix}$ ) は、次式で与えられる。

$$W_{mix} = W_m + W_{fill} \quad (2.3.86)$$

$$h_{mix} = \frac{W_m h_m + W_{fill} h_{fill}}{W_m + W_{fill}} \quad (2.3.87)$$

ここで、 $h_m$  = 飽和二相領域の平均エンタルピ

$h_{fill}$  = 注入水の平均エンタルピ

さて、この混合によって生じた液体は、平均エンタルピが飽和点以上である場合は飽和二相領域にそのまま残るとされ、飽和点以下であれば未飽和領域に加えられる。従って飽和二相領域への正味の質量およびエネルギー流量は、あらかじめ  $W_m$ ,  $W_m h_m$  を差引くので、 $h_{mix} \geq h_f$  のときは  $W_{fill}$ ,  $W_{fill} \cdot h_{fill}$  となり、 $h_{mix} < h_f$  のときは  $-W_m$ ,  $-W_m h_m$  である。また未飽和領域への流れは  $h_{mix} \geq h_f$  のときは質量、エネルギーともに 0 であり、 $h_{mix} < h_f$  のときは  $W_{mix}$ ,  $W_{mix} h_{mix}$  である。

パラメータ  $F_m$ ,  $L_m$  は注入口形状、周囲の流体の状況等の関数であるが、ここではそれが注入系の各々に対して固有な一定値であるとする。コードの使用者は  $F_m$ ,  $L_m$  の最良の値が不明であれば、妥当な範囲で ( $F_m/L_m$ ) に関して感度解析を行って保守的な値を選ぶ必要がある。例えば  $F_m=0$  とすると、これは全く混合が起こらない場合であって注入水は直接未飽和領域に加えられる。また、 $L_m=0$  をインプットした場合は、無条件に飽和二相領域の全体と完全混合するものと仮定する。計算結果としては、 $L_m=0$  の場合がもっとも炉内の圧力を下げることとなり、( $F_m/L_m$ ) が小さいほど圧力は高く予測される。

(C-3) 未飽和水が蒸気相領域に入るとき

これは  $Z_{mg} < Z_{fill}$  の場合である。この場合には、蒸気相の一部は凝縮し、注入水はその凝縮蒸気のみだけ流量と比エンタルピを増加して飽和混合領域に流入する。

このモデルでは蒸気と注入水間の伝熱量  $Q_g$  とそれによる凝縮量  $W_{cond}$  を次式で定める。

$$Q_g = F_g \cdot \text{MIN} \left\{ 1, \frac{Z_{fill} - Z_{mg}}{L_g} \right\} \cdot (h_f - h_{fill}) \cdot W_{fill} \quad (2.3.88)$$

$$W_{cond} = \frac{Q_g}{h_{gf}} \quad (2.3.89)$$

従って蒸気相サブノードから  $W_{cond}$  の質量と  $W_{cond} \cdot h_g$  の熱エネルギーが差引かれて、飽和混合相サブノードに加えられることになる。

ここで、 $F_g$  = 熱交換の総合的効率

$L_g$  = 熱交換に必要な距離を表わすパラメータ

$h_{gf}$  = 蒸発の潜熱

この凝縮により飽和二相領域に落下してくる流量 ( $W_{fill}'$ ) および比エンタルピ ( $h_{fill}'$ ) は、

$$W_{fill}' = W_{fill} + W_{cond} \quad (2.3.90)$$

$$h_{fill}' = \frac{W_{fill} h_{fill} + W_{cond} h_g}{W_{fill}'} \quad (2.3.91)$$

である。

飽和領域に流入した注入水については、注入系の吐出口が、 $Z_{mg}$  の高さにあるものと考えて、(B-2) または (C-2) の場合と同様に扱われる。ただし (2.3.85) から (2.3.86) 式の  $W_{fill}$ ,  $h_{fill}$ ,  $Z_{fill}$  は、 $W_{fill}'$ ,  $h_{fill}'$ ,  $Z_{mg}$  で置きかえられる。

なお、(2.3.88) 式の凝縮量モデルは、GE社のSAFEコード〔1〕と同等であり、給水スパーチャから注入する高圧注水系による減圧効果を確認めようとする同社の実験〔1〕〔14〕によれば、 $F_g = 0.95$ ,  $L_g = 1 \text{ feet}$  としてよく実験に合う。従って、これに準ずるようなノズル形状を有する注水系では、 $F_g$  は、1に近い数であると考えてよからう。

### 2.3.7 バルブおよび注水系等のコントロール

流路に設けられたバルブの開閉、ポンプトリップ、注入系の動作の開始・停止等の冷却系の制御動作、および破断の発生、コードの計算の終了等の動作は、次のようにしてコントロールされる。

ある1個の動作は、指定された炉内状況を表わすパラメータの値が、指定された設定値を越えたか否かを判断し、その条件が満足された後、指定された遅れ時間を経過すると、開始されるものとする。

参照可能なパラメータは、次の5個である。

- (1) 時刻
- (2) ノードの圧力
- (3) 2個のノードの差圧
- (4) 水位 (ただし、3領域ノードの場合のみ)
- (5) ジャンクション流量

ただし、水位は、現実には炉内に設けられた2個の圧力測定点の差圧によって測定される場合が多いので、3領域ノードで表現した場合の飽和二相領域の上端よりも、ボイド率の分だけ低くなるように (2.3.92) 式により計算している。

$$Z_{SIG} = (1-\alpha) \cdot \text{MIN}(Z_{mg}, Z_{p2}) + \alpha \cdot \text{MAX}(Z_{m\ell}, Z_{p1}) \quad (2.3.92)$$

ここで、 $Z_{SIG}$  = 水位信号で用いる水位  
 $Z_{p1}$  = 下側圧力センサの高さ  
 $Z_{p2}$  = 上側圧力センサの高さ  
 $\alpha$  = 飽和二相領域の平均ボイド率  
 $Z_{mg}$  = 飽和二相領域の上限  
 $Z_{m\ell}$  = 未飽和領域の上限

$\text{MIN}(x, y) = x, y$  の最小値

$\text{MAX}(x, y) = x, y$  の最大値



## 2.4 伝熱モデル

構造材および燃料棒は板状または円柱状の熱伝導体（スラブ）として扱われ、厚さ方向または半径方向の一次元熱伝導方程式によってモデル化されている。軸方向（3領域ノード内のスラブはすべて、軸方向とは鉛直方向に等しいものとする。）には、任意の個数の独立なスラブに分割されるものとし、軸方向の伝導は考えない。

冷却材との間の熱伝達は、板状スラブの場合に限り表裏の二面で考えることができ、熱伝達係数は、伝熱面の面するノードの流動状態およびバルク温度、壁温度の関数として計算される。

燃料内発熱量の計算は、規格化された出力の時間変化をテーブルとして与える方法と、一点近似核動特性方程式を解く方法が可能である。

### 2.4.1 熱伝導方程式

#### (1) メッシュ区分と差分形式

構造材および燃料棒を Fig. 2.4.1 のように厚さ方向または半径方向に区分し、各メッシュ間の熱伝達を考えると、一次元の熱伝導方程式は Fig. 2.4.2 のような熱伝達回路として表現できる。各メッシュ点の温度変化および各点間の伝熱量について次式が成立する。

$$\frac{dT_n}{dt} = \frac{1}{C_n} (-q_{n,n-1} + q_{n+1,n} + Q_n) \quad (2.4.1)$$

$$q_{n,n-1} = \frac{1}{r_{n,n-1}} (T_n - T_{n-1}) \quad (2.4.2)$$

ここで、 $n$  = メッシュ番号 (1 …… N)

$N$  = メッシュ数

$C_n$  = メッシュ  $n$  の熱容量

$q_{n,n-1}$  = メッシュ  $n$  よりメッシュ (  $n-1$  ) への伝熱量

$Q_n$  = メッシュ  $n$  における発熱量

$r_{n,n-1}$  = メッシュ  $n$  とメッシュ (  $n-1$  ) の間の熱抵抗

メッシュの区分は、熱伝導体が数種の材料によって構成されている場合は、材料ごとに領域を区分し、各々の領域を任意の個数に等間隔で区分する。

#### (2) 物性値

各材料の物性値は、比熱および熱伝導度を温度依存のテーブルの形で入力し、密度は温度によらない一定値として入力する。

#### (3) 熱容量

(2.4.1) 式中の熱容量  $C_n$  は次式で計算される。

$$C_n = V_n \rho_n c_n \quad (2.4.3)$$

ここで、 $V_n$  = メッシュ体積

$\rho_n$  =  $n$  番目のメッシュを構成している材料の密度

$c_n$  = 比熱

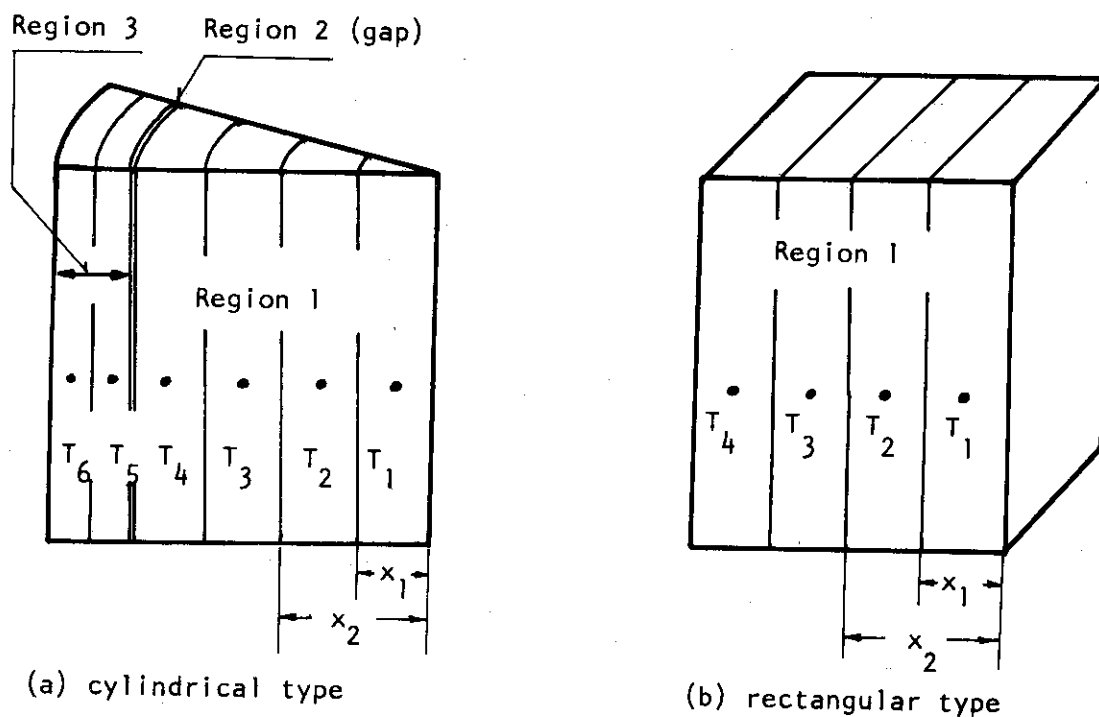


Fig.2.4.1 Examples of heat slab nodalization

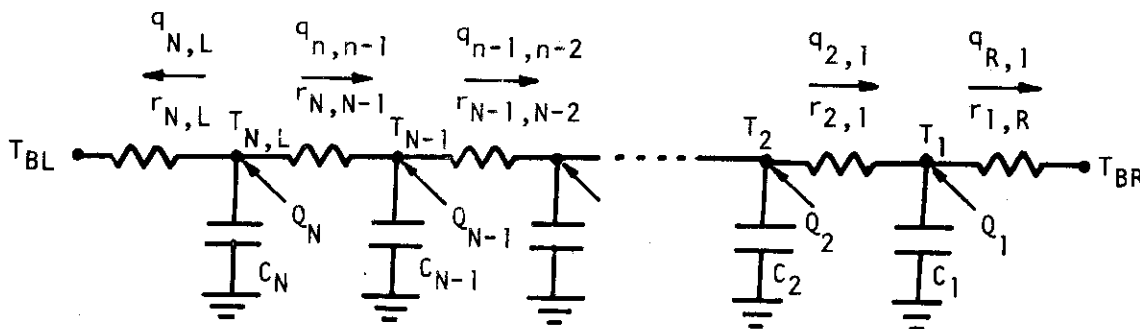


Fig.2.4.2 Heat transfer circuit

## (4) メッシュ間熱抵抗

隣接するメッシュ間の熱抵抗は次式により計算する。

円柱型の場合

$$r_{n,n-1} = \frac{1}{2\pi \Delta z} \left\{ \frac{l_n \frac{x_{n+1} + x_n}{2} - l_n x_n}{k_n} + \frac{l_n x_n - l_n \frac{x_n + x_{n-1}}{2}}{k_{n-1}} \right\} \quad (2.4.4)$$

平板型の場合

$$r_{n,n-1} = \frac{1}{A} \left( \frac{x_{n+1} - x_n}{2k_n} + \frac{x_n - x_{n-1}}{2k_{n-1}} \right) \quad (2.4.5)$$

ここで、 $\Delta z$  = 軸方向の区分の長さ

$A$  = 平板の面積

$x$  = 半径または厚さ方向の座標

$k$  = 熱伝導度

ただし、隣接するメッシュの間にギャップが存在する場合には、(2.4.4)および(2.4.5)に次に述べるギャップの熱抵抗を加える。

## (5) ギャップ熱抵抗

ギャップ熱抵抗は、各ギャップごとに温度の関数として与えられるギャップ熱伝達係数を用いて、次式で表現される。

円柱型の場合

$$r_{\text{gap}} = \frac{1}{2\pi \Delta z x H_{\text{gap}}} \quad (2.4.6)$$

板型の場合

$$r_{\text{gap}} = \frac{1}{A H_{\text{gap}}} \quad (2.4.7)$$

ここで、 $x$  = 半径

$H_{\text{gap}}$  = ギャップ熱伝達率

ギャップ熱伝達率は、それに隣接するメッシュの温度の平均をギャップ温度として、その温度の関数としてテーブルの形の入力データで与える。

## (6) 境界条件

熱伝導方程式に対する境界条件は、両側への熱流量により与えられる。熱流量の計算には次の2個の場合がある。

## (a) 断熱の場合

円柱型の熱伝導体の中心側および平板型伝導体で一方が、系内のどのノードにも接していない場合は断熱とし、(2.4.1)式において、

$$q_{1,0} = 0 \text{ または } q_{N+1,N} = 0 \quad (2.4.8)$$

とする。

(b) 冷却材への伝熱量を与える場合

端のメッシュ点から冷却材に与えられる熱量を  $q_w$  とすると、次式で計算する。

$$q_w = A_w \cdot H \cdot (T_w - T_B) \quad (2.4.9)$$

ここで、  $A_w$  = 伝熱面積

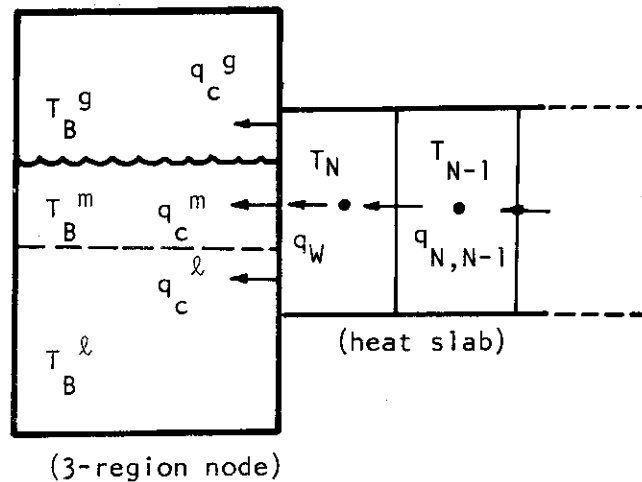
$H$  = 熱伝達係数

$T_w$  = 端のメッシュ温度 ( $T_I$  または  $T_N$ )

$T_B$  = 冷却材のバルク温度

バルク温度、および熱伝達係数を定めるための冷却材の流動状態は、伝熱面が均質ノードに面している場合には、そのノードに対して定義されている値を用い、3領域ノードに面している場合は、各サブノードごとに定められている値を用いる。ただし後者の場合は、Fig.2.4.3 に示すように、水位により1個の伝熱面が2個または3個のサブノードに接している場合がありうるので、各サブノードごとに伝熱面積を計算して伝熱量を求め、その合計を境界熱流量としている。

また、燃料棒のように、同一の温度挙動をとると考えられる発熱体が複数個ある場合も、熱伝導方程式は1個分の係数を用いて計算されるので、流体側への伝熱量は(2.4.9)の  $q_w$  にその個数を乗じて計算される。



$$q_c^x = A^x \cdot H^x \cdot (T_N - T_B^x)$$

( $x = g, m, l$ )

$$q_w = q_c^g + q_c^m + q_c^l$$

Fig.2.4.3 Boundary condition for a heat slab facing to a 3-region node

## 2.4.2 発熱量の計算

各メッシュ点での発熱量は、体系全体の全発熱量の初期値、規格化出力およびメッシュ点に対する分布係数の積として、次式で計算する。

$$Q_n = Q_{TO} \cdot \frac{Q_T}{Q_{TO}}(t) \cdot E_n \quad (2.4.10)$$

ここで、 $Q_n$  = メッシュ n における発熱量

$Q_{TO}$  = 全発熱量初期値

$Q_T/Q_{TO}$  = 規格化出力

$E_n$  = 分布係数

## (1) 分布係数の与え方

$E_n$  は、次式によって定められる定数である。

$$E_n = \frac{1}{N_{Si}} \cdot E_{Si} \cdot E_{Rj}^i \cdot E_{Mn}^j \quad (2.4.11)$$

ここで、 $N_{Si}$  = 伝導体 i と同一挙動をするものの個数

$E_{Si}$  = 全発熱量に対する i と同種のもの発熱割合 ( $\sum_i E_{Si} = 1$ )

$E_{Rj}^i$  = 熱伝導体 i 内部での領域 j の発熱割合 ( $\sum_j E_{Rj}^i = 1$ )

$E_{Mn}^j$  = 領域 j 内部でのメッシュ n の発熱割合 ( $\sum_n E_{Mn}^j = 1$ )

分布割合  $E_S$ ,  $E_R$  は、定数として入力データで与え、 $E_M$  は一様の材質の領域内における発熱分布は一様であると考えて、次式で計算している。

$$E_{Mn}^j = \frac{(\text{メッシュ n の体積})}{(\text{領域 j の体積})} \quad (2.4.12)$$

## (2) 出力の時間変化の計算

規格化された全発熱量 ( $Q_T/Q_{TO}$ ) は、次の2種の方法が可能である。

(a) 時間に対するテーブルで入力データとする。

(b) 一点近似核動特性方程式を解いて定める。

以下、(b)の方法を説明する。

このモデルは、RELAP4 プログラム〔8〕を参考として作成されたものである。ただし、THYDE-B1 で冷却材流動の計算および、ボイド率の計算に用いているモデルは集中定数モデルであり、ノード区分は比較的大きくとることを考えているので、フィードバック反応度の計算の精度については、検討を要するということを断っておきたい。

基本となる動特性方程式は、次のとおりである。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\beta}{\Lambda} [R-1]n + \sum_{i=1}^6 \chi_i C_i \quad (2.4.13)$$

$$\frac{dC_i}{dt} = -\lambda_i C_i + \frac{\beta_i}{\Lambda} n \quad (2.4.14)$$

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i \quad (2.4.15)$$

ここで、 $i = 1, 2, \dots, 6$

- $n$  = 中性子密度
- $\beta$  = 実効遅発中性子割合
- $\Lambda$  = 中性子寿命
- $R$  = ドル単位で表わした全反応度
- $\lambda_i$  = 遅発中性子の崩壊定数
- $C_i$  = 第  $i$  群遅発中性子の密度
- $\beta_i$  = 第  $i$  群の実効的割合

$\beta/\Lambda$  は、入力データで与える定数である。また、Table 2.4.1 に THYDE-B1 で用いている  $(\beta_i/\beta)$ 、 $\lambda_i$  の値を示す。

反応度 ( $R$ ) は、次の 3 種の効果を考慮している。

(i) スクラム反応度 ( $R_S$ )

時刻に対する反応度のテーブルを入力データとする。

(ii) 燃料温度によるフィードバック反応度 ( $R_F$ )

これは、平均温度に対する反応度のテーブルを入力データとする。なお平均温度は、出力密度による加重平均を用いている。

(iii) ボイド率によるフィードバック反応度 ( $R_a$ )

これは、平均ボイド率に対する反応度のテーブルを入力データとする。なお、平均ボイド率は、炉心の属するノードの全体の平均ボイド率を計算して用いる。

以上により、全反応度は次式で与えられる。

$$R(t) = R_S(t) + R_F(\bar{T}_F) + R_a(\bar{\alpha}) \quad (2.4.16)$$

ここで、 $\bar{\alpha}$  は平均ボイド率、 $\bar{T}_F$  は平均燃料温度である。

核分裂生成物およびアクチノイドの崩壊熱は、次のようにして考慮する。

始めに FP 崩壊熱であるが、まず単位出力で無限時間運転後、瞬時に原子炉を停止した場合の崩壊熱の推移を時間に対する 11 個の指数関数の和として近似する。

$$\frac{Q_d(t)}{Q_{T0}} = \sum_{j=1}^{11} E_{dj} e^{-\lambda_{dj}t} \quad (2.4.17)$$

ここで、 $Q_d(t)$  = 停止後時刻  $t$  における FP 崩壊熱

この表現により、FP が 11 種の半減期をもつ群にまとめられたことになる。 $\lambda_{dj}$  は各群の崩壊定数にあたり  $E_{dj}$  は定常運転状態における各群の全出力に対する発熱割合に相当する。 $E_{dj}$  および  $\lambda_{dj}$  の値は、RELAP4 [8] で用いている値を引用した。その値を Table 2.4.2 に示す。

アクチノイドについては、その半減期が THYDE-B1 で扱う LOCA の過程に比較して十分長いので、その発熱量は一定であると仮定する。定常運転出力に対するこの値の割合を  $E_{act}$  とする。

以上の仮定により、時刻  $t$  における熱出力  $Q_T(t)$  に対して、次式が成立する。

$$\frac{Q_T(t)}{Q_{T0}} = (1 - E_d - E_{act}) \frac{n(t)}{n(0)} + \sum_{j=1}^{11} E_{dj} X_{dj}(t) + E_{act} \quad (2.4.18)$$

ここで、

$n(t)$  = 時刻  $t$  における中性子束

$$E_d = \sum_{j=1}^{11} E_{dj}$$

また、ここで  $X_{dj}(t)$  は、定常運転状態における各群の存在量をそれぞれ 1 として規格化した FP 各群の、時刻  $t$  における存在量である。

$x_{dj}$  の時間変化は、(2.4.17) 式の定義により

$$\frac{dx_{dj}}{dt} = \lambda_{dj} \left\{ -x_{dj} + \frac{n(t)}{n(0)} \right\} \quad (2.4.19)$$

で計算される。

なお、アクチノイドの発熱割合は、現在、 $E_{act} = 0.0032$  としている。

Table 2.4.1 Delayed neutron constants

Group	$\beta_i/\beta$	$\lambda_i$ (sec <sup>-1</sup> )
1	0.038	0.0127
2	0.213	0.0317
3	0.188	0.115
4	0.407	0.311
5	0.128	1.40
6	0.026	3.87

(Reference [8])

Table 2.4.2 Radioactive decay constants

Group	$E_j$	$\lambda_j$ (sec <sup>-1</sup> )
1	0.00299	1.772
2	0.00825	0.5774
3	0.01550	$6.743 \times 10^{-2}$
4	0.01935	$6.214 \times 10^{-3}$
5	0.01165	$4.739 \times 10^{-4}$
6	0.00645	$4.810 \times 10^{-5}$
7	0.00231	$5.344 \times 10^{-6}$
8	0.00164	$5.726 \times 10^{-7}$
9	0.00035	$1.036 \times 10^{-7}$
10	0.00043	$2.959 \times 10^{-8}$
11	0.00057	$7.585 \times 10^{-10}$

(Reference [8])

### 2.4.3 熱伝達係数

熱伝達係数は、RELAP4 [8] コードと同様の関係式によって計算する。

Table 2.4.3 に、ここで用いている関係式をまとめる。Fig. 2.4.4 は、その関係式の選択のためのフローチャートである。

なお、冷却材の流動状態を表わすパラメータは、本コードのように、ノード区分を大きくとる場合、その精度が低くなるという問題があるが、現在のところ次のようにして定義している。

(1) 圧力

圧力は、伝熱面の面しているノードの圧力とする。

(2) バルク温度

伝熱面の面しているノードまたはサブノードの平均値とする。ただし、蒸気相領域は常に飽和温度である。

(3) クオリティ

伝熱面の面しているノードまたは、サブノード内の存在量平均のクオリティとする。

(4) 質量流量

均質ノードにおける質量流量は次式による。

$$W_n = \sum_i \frac{1}{2} W_i \quad (2.4.20)$$

ここで、 $W_n$  = ノード内の平均質量流量

$i$  = 注目するノードに接続する流路の番号

$W_i$  = 流路  $i$  の流量 (定常状態での向きを正とする。)

3領域ノードでは、サブノードごとに定義される。とくに、ここでは鉛直方向の流れのみが支配的であると考えて、上向きを正とする鉛直方向の流れを計算する。各サブノードはそれ自身の位置も移動するので、それを考慮して次式で計算する。

$$W_{sn} = \sum \frac{F_{zi}}{2} W_i + \frac{1}{2} A(z_{top}) \bar{\rho} \frac{\Delta z_{top}}{\Delta t} + \frac{1}{2} A(z_{bot}) \bar{\rho} \frac{\Delta z_{bot}}{\Delta t} \quad (2.4.21)$$

ここで、 $W_{sn}$  = サブノード内鉛直方向流量

$i$  = 注目するサブノードに流入・流出を生じさせる径路の番号

$W_i$  = 径路  $i$  の流量 (流入するとき正)

$\Delta z_{top} / \Delta t$  = サブノードの上端高さの移動速度

$\Delta z_{bot} / \Delta t$  = サブノードの下端高さの移動速度

$\Delta t$  = 計算のタイムステップ

$A(z)$  = 高さ  $z$  の位置での流路断面積

$z_{top}$  = サブノードの上端高さ

$z_{bot}$  = サブノードの下端高さ

$\bar{\rho}$  = サブノードの平均密度

また、 $F_{zi}$  は  $W_i$  の方向を示す係数で、サブノードの上端から入るならば、下向き流れと考えて (-1) とする。下端から入るならば (+1) である。上端と下端の間から入る場合は、上端と (-1)、下端と (+1) をそれぞれ対応させて線型内挿を行っている。



Table 2.4.3 Heat Transfer Correlations

Mode 1 (Forced Convection in Subcooled Liquid)

Dittus and Boelter [16]

$$h = 0.023 \left(\frac{k_f}{D_e}\right) (P_{rf})^{0.4} \left(\frac{GD_e}{\mu_f}\right)^{0.8}, \text{ evaluated at } T_B$$

Mode 2 (Nucleate Boiling)

Thom [17]

$$q = \left(\frac{\Delta T_{\text{sat}}}{0.072} e^{\frac{P}{1260}}\right)^2$$

Mode 3 (Forced Convection Vaporization)

Schrock and Grossman [18]

$$h = (2.50)(0.023) \left(\frac{k_f}{D_e}\right) (P_{rf})^{0.4} \left[\frac{GD_e(1-X)}{\mu_f}\right]^{0.8} \left(\frac{1}{X_{tt}}\right)^{0.75}$$

evaluated at  $T_B$ , where

$$\frac{1}{X_{tt}} = \left(\frac{X}{X_{tt}}\right)^{0.9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g}\right)^{0.5} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f}\right)^{0.4}$$

Mode 4 (Transition Boiling)

McDonough, Milich, and King [19]

$$q = q_{\text{CHF}} - h(T_W - T_{W,\text{CHF}})$$

where  $h$  is dependent on pressure as follows

$P$	$h$
2000	979.2
1200	1180.8
800	1501.2

Mode 5 (Stable Film Boiling)

Groeneveld [20]

$$h = A \left(\frac{k_g}{D_e}\right) (Pr_{v,w})^C \left[\frac{GD_e}{\mu_g} \left(X + \frac{\rho_g}{\rho_f} (1-X)\right)\right]^B Y^D$$

where

$$Y = 1 - 0.1(1-X)^{0.4} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} - 1\right)^{0.4} \text{ or } 0.1$$

whichever is greater

and

$$A = 0.052, B = 0.688, C = 1.26, D = -1.06$$

(Greneveld's equation 5.7)

Both  $k_g$  and  $\mu_g$  are evaluated at  $T_B$ , and  $Pr$  is evaluated at  $T_w$ .

Mode 6 (Pool Film Boiling)

Berenson [21]

$$h = 0.425 \left[ \frac{k_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) g H_{fg}}{\mu_g \Delta T_{sat} \frac{\lambda_c}{2\pi}} \right]^{1/4}$$

where

$$\frac{\lambda_c}{2\pi} = \left[ \frac{g_0 \sigma}{g(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2}$$

Table 2.4.3 (continued)

The equation is approximated in the coding by

$$q = F(P) (\Delta T_{sat})^{3/4}$$

where  $F(P)$  is dependent on pressure as follows:

P	F(P) (Btu/ft <sup>2</sup> ·hr·°F <sup>0.75</sup> )
15	128
100	236
500	412
1000	510
1500	615
2000	705

If  $q < 20,000$  Btu/ft<sup>2</sup>·hr in the Mode 6 equation, then the Mode 7 equation is evaluated and larger value of  $q$  will be adopted.

Mode 7 (Transition Pool Boiling)

$$q = 20,000 \left( \frac{\Delta T_{\min}}{\Delta T_{\text{sat}}} \right) \frac{1.504}{\ln(\Delta T_{\min}/20)}$$

where

$$\Delta T_{\min} = \left( \frac{20,000}{F(P)} \right)^{4/3}$$

If  $\Delta T_{\text{sat}} < 20$ , then  $q$  for Mode 7 is set to 90,000 Btu/ft hr in the program.

Mode 8 (Forced Convection in Vapor)

Dittus and Boelter [16]

$$h = 0.023 \left( \frac{k_g}{D_e} \right) (Pr_g)^{0.4} \left( \frac{GD_e}{\mu_g} \right)^{0.8}, \text{ evaluated at } T_B$$

Mode 9 (Low Pressure Flow Film Boiling)

Dougall and Rohsenow [22]

$$h = 0.023 \left( \frac{k_g}{D_e} \right) (Pr_g)^{0.4} \left[ \left( \frac{GD_e}{g} \right) \left( \frac{Q_g + Q_j}{A_{\text{flow}}} \right) \right]^{0.8}$$

Table 2.4.3 (continued)

The equation is approximated in the coding by

$$h = 0.023 \left( \frac{k_g}{D_e} \right) (Pr_g)^{0.4} \left[ \left( \frac{GD_e}{\mu_g} \right) \left( X + \frac{\rho_g}{\rho_f} (1-X) \right) \right]^{0.8}$$

evaluated at  $T_{\text{sat}}$ .

Quantities and their units used in this table are listed below.

- h = heat transfer coefficient, Btu/ft<sup>2</sup>·hr·°F
- k = thermal conductivity, Btu/ft·hr·°F
- D<sub>e</sub> = equivalent diameter, ft
- Pr = Prandtl Number,  $\frac{c_p \mu}{k}$
- Rc = Reynolds Number,  $\frac{GD_e}{\mu}$
- G = mass flux, lb<sub>m</sub>/ft<sup>2</sup>·hr
- G' = G/10<sup>6</sup>
- μ = viscosity, lb<sub>m</sub>/ft·hr

Table 2.4.3 (continued)

$C_p$  = specific heat, Btu/lb<sub>m</sub>·°F  
 $T_B$  = bulk coolant temperature, °F  
 $T_{sat}$  = saturation temperature, °F  
 $T_w$  = wall temperature, °F  
 $\Delta T_{sat} = T_w - T_{sat}$ , °F  
 $D$  = diameter, in.  
 $q$  = heat flux, Btu/ft<sup>2</sup>·hr  
 $P$  = pressure, psia  
 $X$  = quality  
 $\rho$  = density, lb<sub>m</sub>/ft<sup>3</sup>  
 $H$  = saturated liquid enthalpy, Btu/lb  
 $H_{fg}$  = heat of vaporization, Btu/lb  
 $H_{in}$  = inlet enthalpy, Btu/lb  
 $L$  = channel length, in.  
 $D_{HE}$  = heated equivalent diameter =  $\frac{4(\text{flow area})}{\text{heated perimeter}}$  in.  
 $D_{HY}$  =  $\sqrt{D_r(D_r + D_{HE})} - D_r$  where  $D_r$  = rod diameter, in.  
 $g$  = local acceleration due to gravity, ft/sec<sup>2</sup>  
 $g_o$  = gravitational constant, ft·lb<sub>m</sub>/lb<sub>f</sub>·sec<sup>2</sup>  
 $\sigma$  = surface tension, lb<sub>f</sub>/ft  
 $Q$  = volumetric flow rate, ft<sup>3</sup>/sec  
 $A_{flow}$  = flow area, ft<sup>2</sup>

and subscripts

CHF = critical heat flux conditions  
f = saturated liquid conditions  
g = saturated vapor conditions  
v = superheated vapor conditions  
w = wall.

Table 2.4.4 Critical Heat Flux Correlations

(See Table 2.4.3 for nomenclature)

Babcock & Wilcox Company, B&W-2 [23]

$$q_{CHF} = \frac{1.15509 - 0.40703 (12D_e)}{12.71 \times (3.0545G')^A} [(0.3702 \times 10^8)(0.59137G')^B - 0.15208 \times H_{fg}G']$$

where  $A = 0.71186 + (2.0729 \times 10^{-4})(P - 2000)$

$B = 0.834 + (6.8479 \times 10^{-4})(P - 2000)$

Barnet [24]

$$q_{CHF} = 10 \left[ \frac{A + B(H_f - H_{in})}{C + L} \right]$$

where  $A = 67.45 D_{HE}^{0.68} G'^{0.192} (1.0 - 0.744e^{-6.512D_{HY}G'})$

$B = 0.2587 D_{HE}^{1.261} G'^{0.817}$

$C = 185.0 D_{HY}^{1.415} G'^{0.212}$

Modified Barnet [25]

$$q_{CHF} = 10^6 \left[ \frac{A + B(H_f - H_{in})}{C + L} \right]$$

where

$A = 73.71 D_{HE}^{0.052} G'^{0.663} (1.0 - 0.315e^{-11.34D_{HY}G'}) \frac{888.6}{H_{fg}}$

$B = 0.104 D_{HE}^{1.445} G'^{0.691}$

$C = 45.55 D_{HY}^{0.0817} G'^{0.5866}$

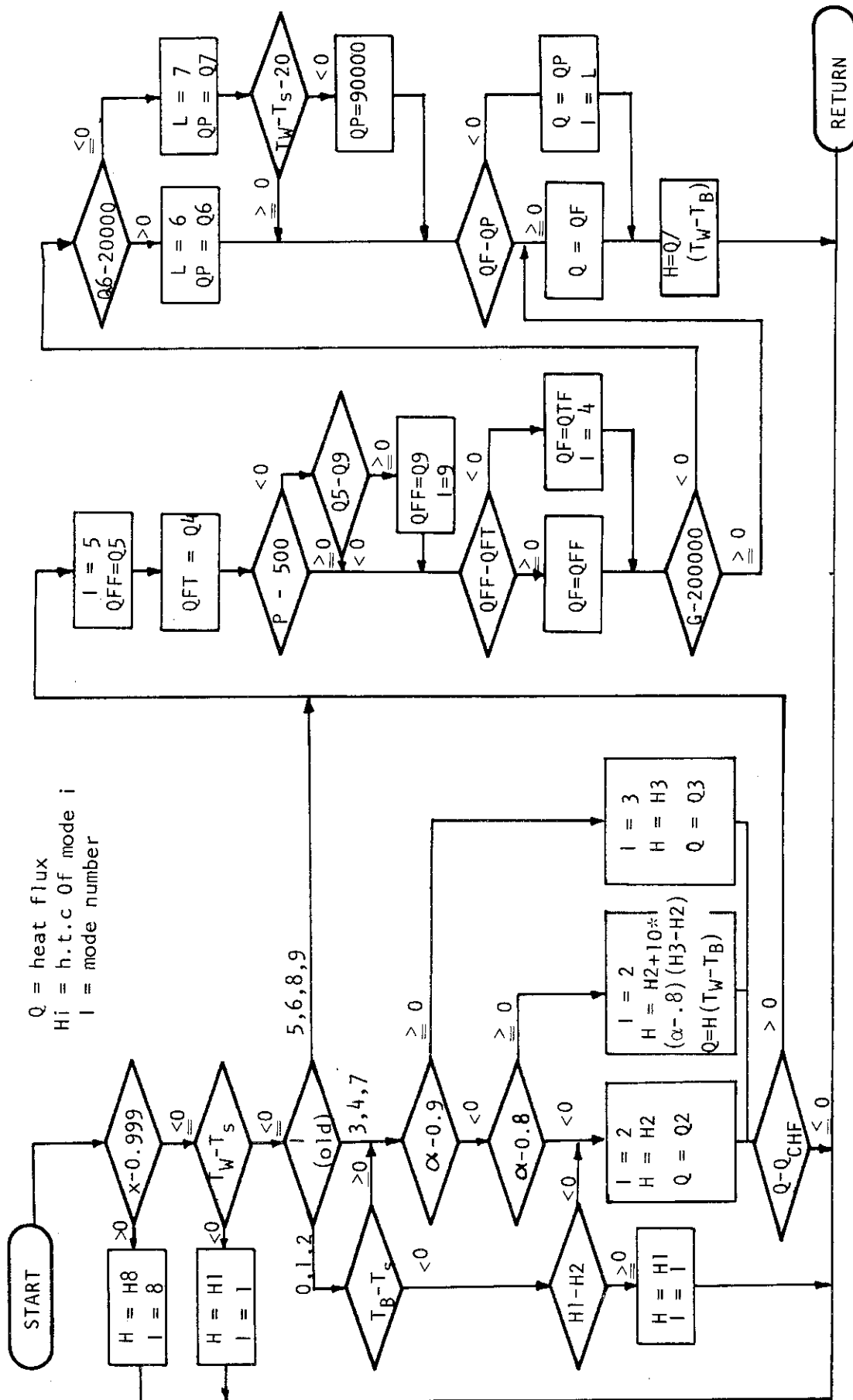


Fig. 2.4.4 Selection of heat transfer correlation in THYDE-B1

## 2.5 計算の手順

### 2.5.1 計算の手順

THYDE-B1の行っている計算の手順の概略をFig.2.5.1に示す。図中の(1)より(6)の計算の内容は次のとおりである。

#### (1) 蒸気表の読み込み

本コードでは、蒸気表は数値表の形になっており、内挿計算により物性値を計算するのであるが、この表はデータ点が多いため、プログラム内蔵の形にはなっておらず、外部記憶装置から読み込む形となっている。

#### (2) 問題の読み込み

本コードの使用者が与えなければならない入力データについては、付録Aに説明されている。

#### (3) ノードに関する変数の初期値設定

ノードに関する変数のうち、圧力および比エンタルピ（または温度とボイド率のいずれか）は各ノードごとに入力データとして与え、これを用いて密度その他の変数を定める。3領域ノードにおいては、各領域の境界高さ、各領域ごとの比エンタルピを用いて初期値設定を行う。

#### (4) ジャンクションに関する変数の初期値設定

ジャンクションの初期流量は、入力データで与えているので、ここでは流れの比エンタルピの計算および、両端のノード圧力とバランスするような流路圧力損失係数の計算（要求されている場合のみ）等を行う。

#### (5) 熱伝導体の初期値設定

初期熱出力を入力データで与え、これにより各熱伝導体メッシュの発熱を計算し、定常状態における温度分布を定める。

#### (6) サブノード間流量の計算

3領域ノードにおける気泡離脱量および、未飽和領域から飽和領域への移動量を定める。また、(7)から(11)は、過渡変化の計算であって計算の内容は図中に示したとおりである。

### 2.5.2 過渡変化の計算における数値解法

本コードでは、そのモデルにおいて時間に関する常微分方程式で表わされている部分は、原則として単純な前進差分法によって解いている。ただし、核動特性方程式の解法は、IREKINコードで用いられた方法〔8〕〔15〕に従って、Runge-Kutta法によっている。従って、Fig.2.5.1の計算段階(8)(9)(10)(11)のそれぞれの部分では、必要な情報は、古い時刻における値またはそれより上にある計算段階において更新された値を用いている。

なお、時間ステップ $\Delta t$ は、解析しようとする時間幅を任意の個数の時間領域に区分して、各時間領域ごとに入力データで与える固定された値を用いている。

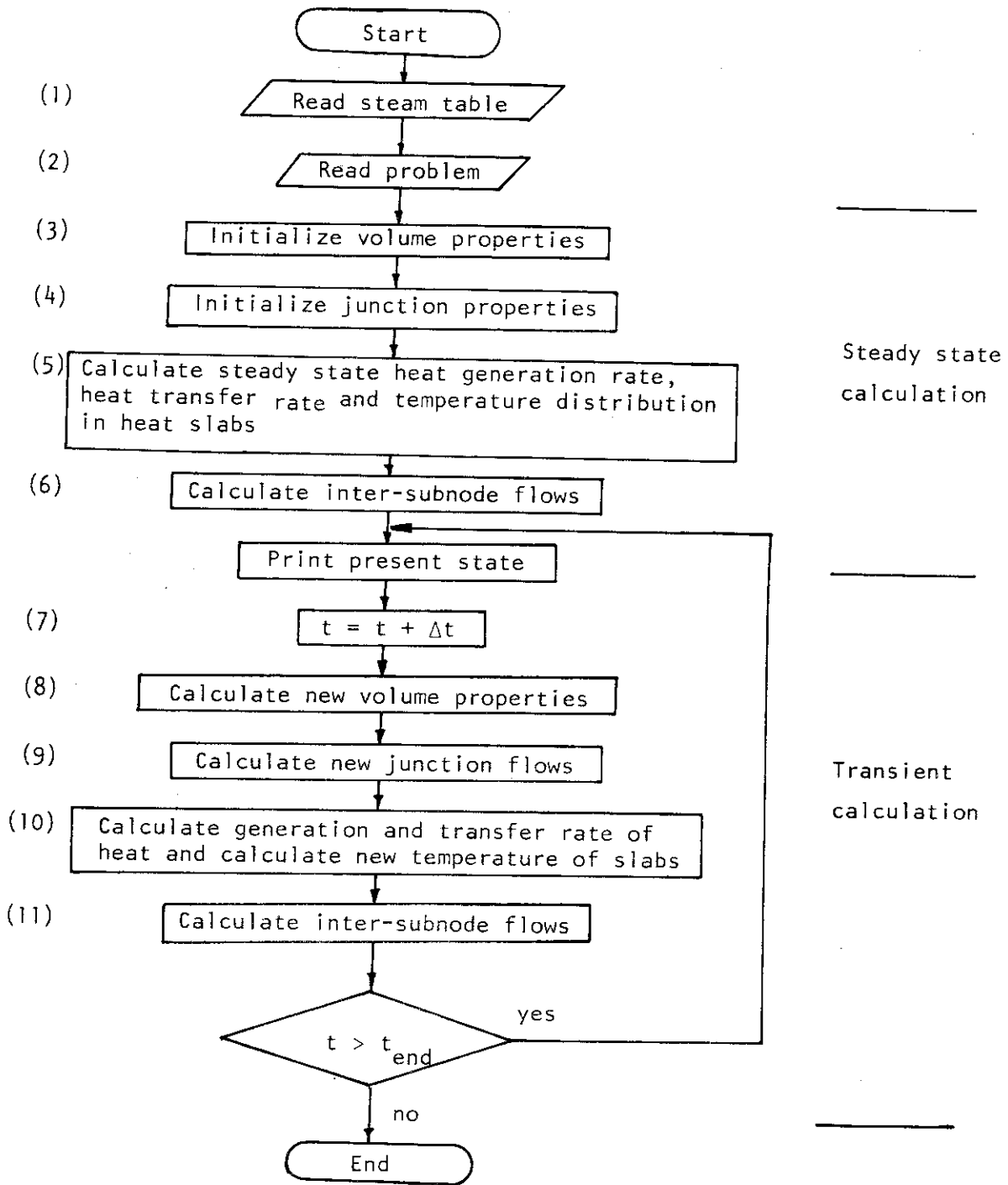


Fig.2.5.1 Outline of THYDE-BI calculation flow



## 2.6 プログラムの構成

### (1) 使用言語

本コードは、FORTRAN-IVで書かれている。

### (2) 使用計算機

使用計算機は、FACOM230/75である。

### (3) 必要な計算記容量その他

本コードの必要とする計算機コア・メモリーは約180kwardである。

### (4) 解析に要する計算機使用時間

THYDE-B1による解析に要する計算時間はFig.2.1.1に示すようなノード区分を用いた場合、およそ0.1~0.2 sec/time step (CPU時間)である。時間幅 $\Delta t$ は $10^{-3}$ ~ $10^{-2}$  sec程度として計算するので、実時間にして400秒程度の過程の解析に要する時間は2時間程度である。

### (5) 計算結果のグラフとしての表示

THYDE-B1の計算結果のうち主要な変数については、その時間変化をグラフとして表示するために便利な形に編集して外部記憶装置に出力することができる。そして、この出力を読み込んでプロッタ等によりグラフを作成するプログラムが使用可能である。プロット可能な変数およびその指定方法については、入力データマニュアル(付録A)に記す。

## 2.7 計算例

### 2.7.1 入力データの概要

例題として、代表的な型の電気出力100万kW級のBWRにおける小破断を想定して入力データを作成した。ただし、形状の詳細は実炉と異なる点もある。

Fig.2.7.1にノード、ジャンクションおよび熱伝導体の構成を示す。ここで、ノード $N_1$ および $N_2$ は3領域ノードであり、 $N_3$ 、 $N_4$ は均質ノードである。各ノードの形状および初期条件の一部をTable 2.6.2に示す。

各ジャンクションの特性は、Table 2.7.3に示すとおりである。J14、J15は破断口を模擬するためのもので流路断面積は各々 $0.01\text{m}^2$ とし、計算開始とともに流出が始まるものとした。

熱伝導体としては、燃料( $S_1$ ~ $S_5$ )、炉心シュラウド( $S_6$ ~ $S_{10}$ )、圧力容器( $S_{11}$ 、 $S_{12}$ )を考慮した。燃料以外は板型形状とし、 $S_6$ ~ $S_{10}$ はノード $N_1$ と $N_2$ の両方に面している。燃料は軸方向に5等分して $S_1$ から $S_5$ とした。各々における出力分布はTable 2.6.1に示すとおりである。

ECCSとしては、ADS、LPCS、LPCIの3種を考慮した。ADSは主蒸気管(J11)と同じ高さにおいて、ノード $N_2$ に接続するリークジャンクションJ16によって模擬されており、動作条件はダウンカマ内水位が5.6mより低くなった時刻から120秒の時間遅れを持って開放されるとした。

LPCSおよびLPCIはともにノードN1に接続する注水系ジャンクションとし、どちらもダウンカム内水位が5.6mより低くなると、15秒の時間遅れをもって注入を開始するとした。ただし、その流量はノードN1の圧力の関数であって、 $125 \text{ kg/cm}^2$ 以下のとき定格流量 $469 \text{ kg/sec}$ (LPCI)および $400 \text{ kg/sec}$ (LPCS)となるが、それ以上の時は、 $13.5 \text{ kg/cm}^2$ において流量0になるように直線的に減少するとした。

## 2.7.2 計算結果

計算結果のうち、主要な変数の時間変化について説明する。

Fig.2.7.2およびFig.2.7.3は、ポンプ側および圧力容器側の破断口流量である。Fig.2.7.2において0~80secの間に見られる流量振動は、本コードの臨界流モデル(2.3.5節)では上流側エンタルピが飽和点を通り過ぎる時に流量が不連続に変わるためである。この点は今後改良する予定である。

Fig.2.7.4は炉心シュラウドの内側(ノードN1)における圧力の変化である。破断直後数秒間は圧力は減少するが、破断面積が小さいため主蒸気隔離弁の閉鎖により上昇に転じ、その後の圧力は、逃がし弁(リーク・ジャンクションJ17)の開閉によってその設定値に抑えられる。約120秒経過した後圧力が急激に低下していくのは、ADSのバルブ開放による。LPCI、LPCSの流量が定格に達するのは250秒以後である。

Fig.2.7.5およびFig.2.7.6は、シュラウド内側ノード(N1)およびダウンカム(N2)における飽和混合相の水位である。Fig.2.7.5において2本の破線は燃料集合体の上端と下端の位置を示している。燃料棒を模擬したヒートスラブ(S1~S5)の各々の上端・下端は、この2本の破線の間を5等分したものになっている。

Fig.2.7.5は燃料棒被覆管(S1~S5の表面メッシュ)温度を示している。図中の曲線に付けられた番号はスラブの番号に対応しており、1は上端、5は下端になっている。この計算例のように、破断面積が小さい場合には、初期における炉心流量の減少と炉心クオリティの上昇が緩やかなので、沸騰遷移は起こらず被覆管温度は冷却材の飽和温度近くに保たれることがこの図からわかる。また、時刻130秒から180秒にかけて被覆管温度が上昇するのは、水位の低下により炉心上端から順に燃料棒が蒸気中で露出するためである。また蒸気中に露出した後の温度上昇速度は、線出力密度の差によって異なるので、スラブS1よりもS3の方が高温に達している。その後、温度が低下するのは再冠水されるためである。

このように、Fig.2.7.7のグラフは、小破断LOCAの場合の被覆管温度の推移を、定性的にはよく表現している。

ただし、2.4節に述べたように、THYDE-B1では蒸気相の過熱を無視しているため、現在の熱伝達係数計算モデルでは燃料が蒸気相中に露出した後の除熱効率を高め計算する傾向がある点には注意しなければならない。この点については、将来、より精度の高い計算ができるように修正する予定である。また現在の時点では、最終的なPCTの計算はヒートアップ計算コードで行う(第1章参照)ので、このモデルにより評価計算の保守性が損なわれているわけではない。

Table 2.7.1 Fuel rod axial power distribution

S1 (top)	0.15
S2	0.23
S3	0.28
S4	0.22
S5 (bottom)	0.12

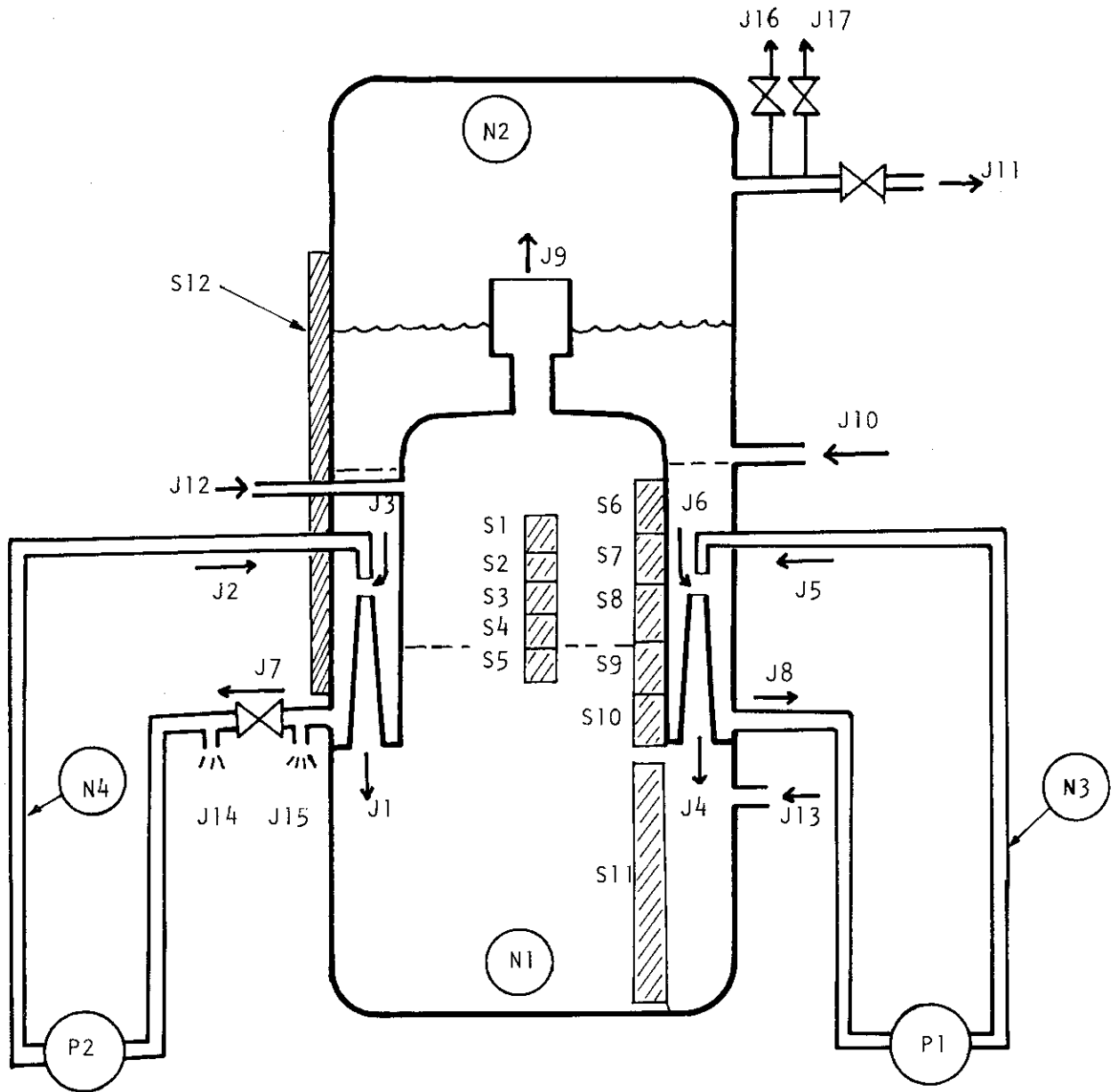
(Total initial power =  $8.2 \times 10^5$  kW)

Table 2.7.2 Volume data

Node Number	Bottom elevation (m)	Top elevation from bottom of node (m)	Volume (m <sup>3</sup> )	Initial mixture level (m)	Initial subcool level (m)	Initial pressure (kgf/cm <sup>2</sup> )
N1	0.0	14.454	177.57	14.454	5.886	74.8
N2	3.078	19.734	430.77	11.78	8.169	73.7
N3	-6.706	16.0	10.48			71.4
N4	-6.706	16.0	10.48			71.4

Table 2.7.3 Junction data

Junction	Model	Initial flow rate (kg/sec)	Minimum flow area (m <sup>2</sup> )	(L/A) <sub>eff</sub> (1/m)	
jet pump					
J1 (throat flow)	jet pump	6713.2	0.342	11.0	
J2 (drive flow)		2249.8	0.043	81.0	
J3 (suction flow)	jet pump	4463.4	5.0	—	
jet pump					
J4 (throat flow)		6713.2	0.342	11.0	
J5 (drive flow)		2249.8	0.043	81.0	
J6 (suction flow)		4463.4	5.0	—	
J7 pipe	normal junction	2249.8	0.2462	11.2	valve closed at t = 0.0 sec
J8 pipe		2249.8	0.2462	11.2	
J9 steam separator	slip junction	13426.4	5.0	3.0	
J10 feed water	fill	1873.2	—	—	valve closed at t = 1.0 sec
J11 steam line	leak	1783.2	—	—	
J12 core spray	fill	0.0	—	—	rated flow = 456 kg/sec
J13 LPCI	fill	0.0	—	—	rated flow = 400 kg/sec
J14 leak	leak	0.0	0.01	—	open at t = 0.0 sec
J15 leak	leak	0.0	0.01	—	open at t = 0.0 sec
J16 ADS valve	leak	0.0	0.05	—	
J17 relief valve	leak	0.0	0.2	—	open if P > 76 kg/cm <sup>2</sup>



- |                            |                              |
|----------------------------|------------------------------|
| S = heat slabs             | J = junctions                |
| S1...S5 = fuel             | J1...J6 = jet pump junctions |
| S6...S12 = vessel & shroud | J14, J15 = break             |
| N = node                   | J9 = steam separator         |
| N1 = inside shroud         | J10 = feed water             |
| N2 = outside shroud        | J11 = main steam line        |
| N3 = intact loop           | J12 = core spray             |
| N4 = broken loop           | J13 = LPCI                   |
|                            | J16 = relief valve           |
|                            | J17 = ADS                    |

Fig.2.7.1 THYDE-B1 noding for sample run

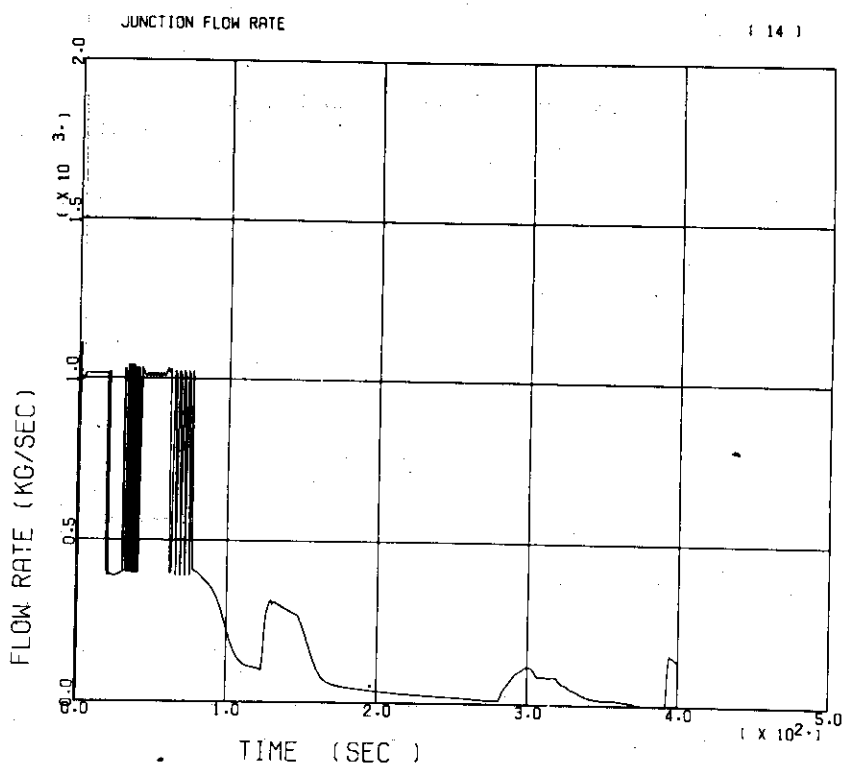


Fig.2.7.2 Calculated flow rate at break ( pump side )

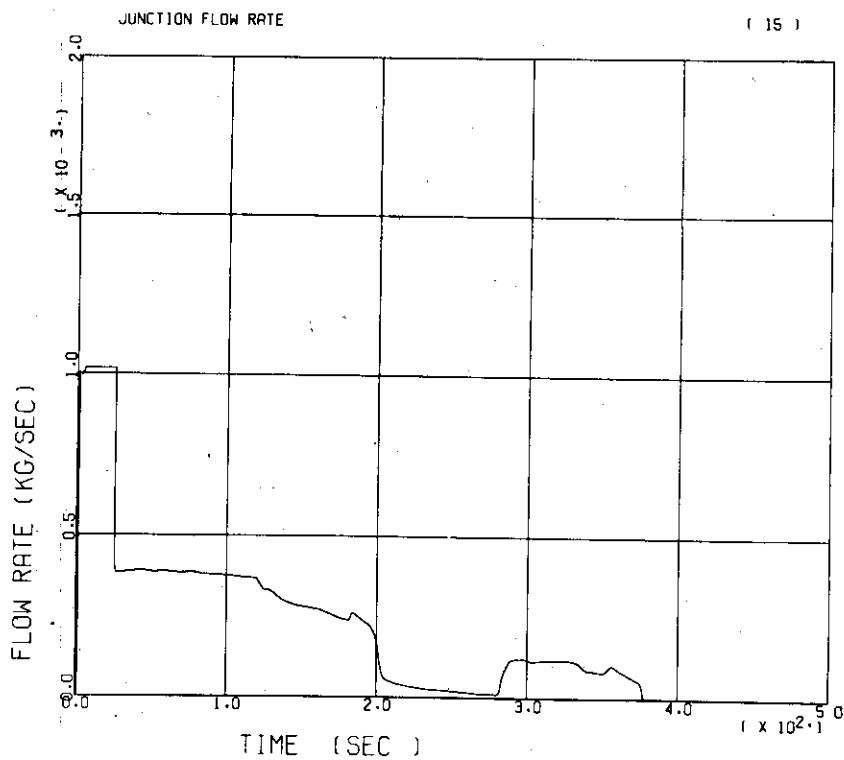


Fig.2.7.3 Calculated flow rate at break ( vessel side )

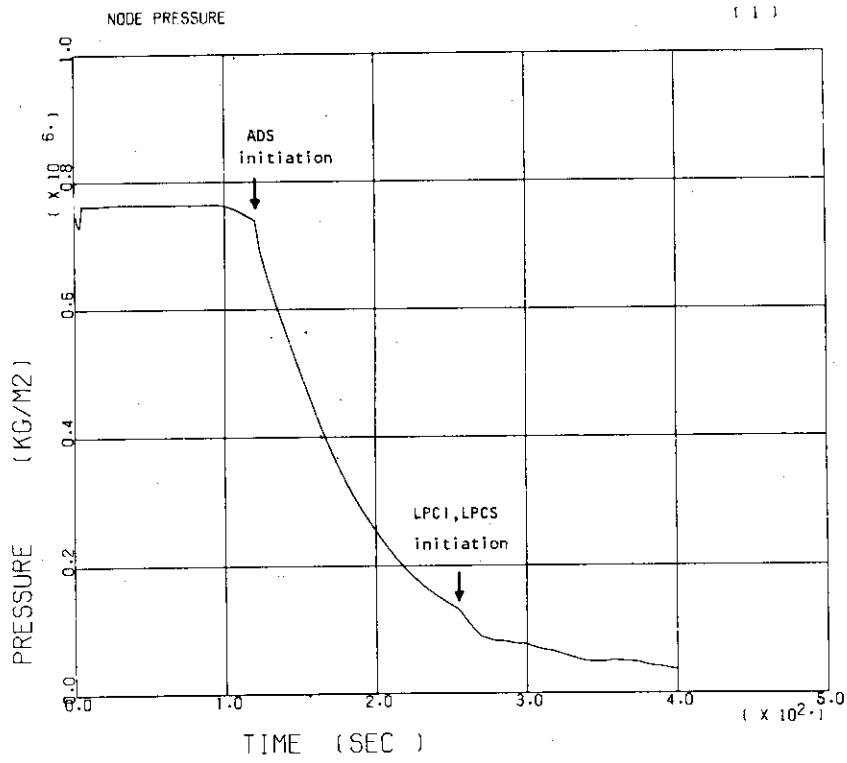


Fig.2.7.4 Calculated pressure inside shroud

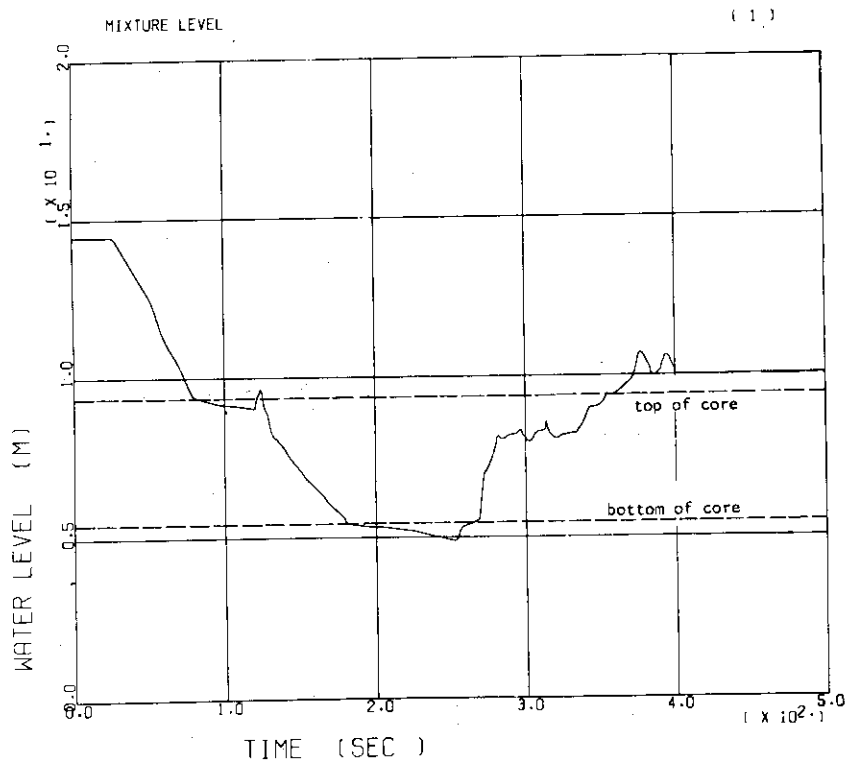


Fig.2.7.5 Calculated mixture level inside shroud

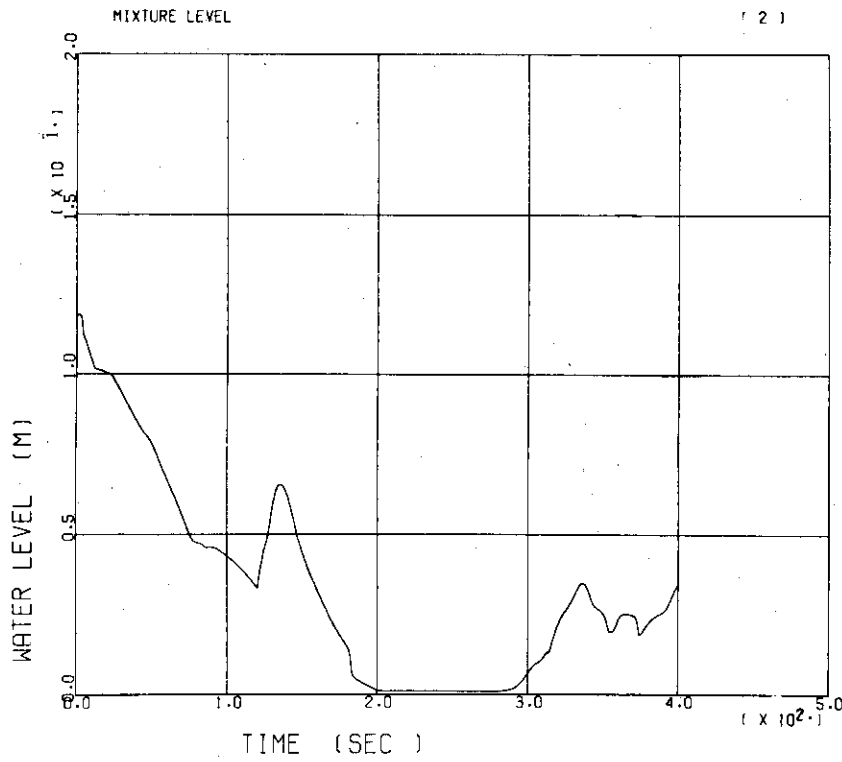


Fig.2.7.6 Calculated mixture level in downcomer

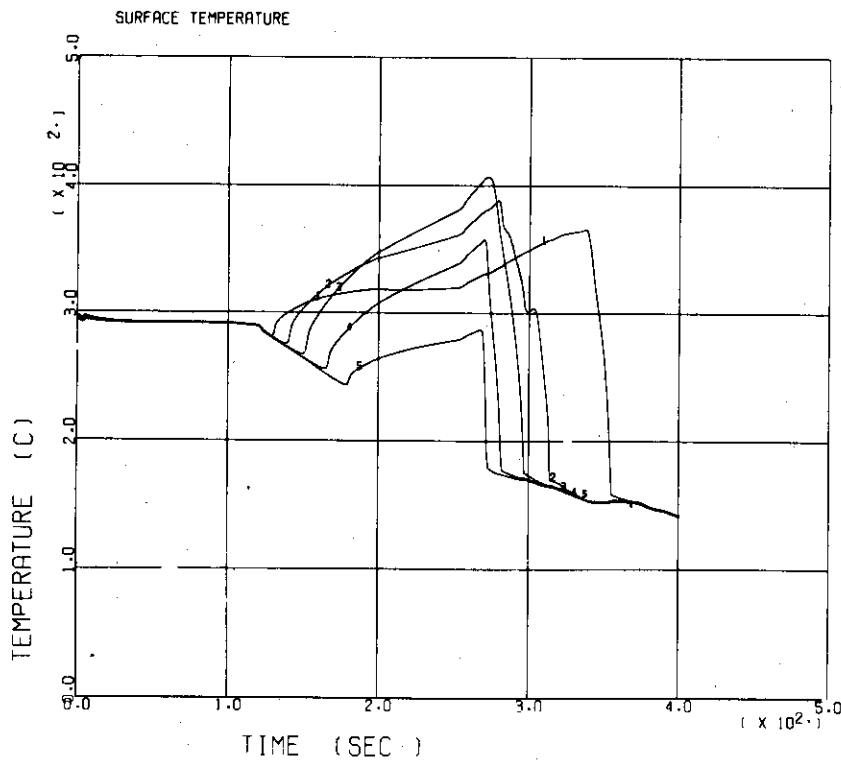


Fig.2.7.7 Calculated cladding surface temperature  
 Numbers on the curves represent heat slab axial location in core, from top to bottom.



## 2章の記号表

(Nomenclature for Description of THYDE-B1)

## English symbols

A	Flow area ( $m^2$ ) or slab heat transfer area ( $m^2$ )
c	Specific enthalpy ( $kcal/kg^\circ C$ )
C	Heat capacity ( $kcal/^\circ C$ )
$C_i$	Concentration of delayed neutron precursor of group i ( $1/m^3$ )
$C_{\ell \rightarrow m}$	Constant in Eq. (2.256) (-)
$C_\alpha$	Void distribution correction factor in Eq. (2.250) (-)
$D_h$	Hydraulic diameter (m)
$E_{act}$	Fraction of actinide decay heat (-)
$E_{dj}$	Fraction of decay heat of group j (-)
$E_M$	Constant in Eq. (2.411)
$E_n$	Constant in Eq. (2.411)
$E_R$	Constant in Eq. (2.411)
$E_S$	Constant in Eq. (2.411)
f	Function
F	Fraction or factor
$F_m$	Mixing efficiency for mixture region (-)
$F_g$	Mixing efficiency for vapor region (-)
$F_z$	Flow direction factor in Eq. (2.421) (-)
g	Acceleration of gravity ( $9.80665m/sec^2$ )
$g_c$	Unit conversion factor ( $9.80665N/kgf$ )
G	Mass velocity ( $kg/sec \cdot m^2$ )
$G_M$	Critical mass velocity calculated by Moody's equation ( $kg/sec \cdot m^2$ )
$G_S$	Steam flow controller regulation band ( $kgf/m^2$ )
h	Specific enthalpy ( $kcal/m^2$ )
$h_{\ell \rightarrow m}$	Specific enthalpy defined in conjunction with Eq. (2.257)
H	Heat transfer coefficient ( $kca/m^2 \cdot sec \cdot ^\circ C$ )
$H_{gap}$	Gap conductance ( $kcal/m^2 \cdot sec \cdot ^\circ C$ )
I	Moment of inertia ( $kg \cdot m^2$ )
J	Joule constant ( $4.1868 \times 10^3 N \cdot m/kcal$ )
k	Thermal conductivity ( $kcal/m \cdot ^\circ C$ )
L	Length (m)
$L_g$	Mixing length for vapor region in Eq. (2.388) (m)
$L_m$	Mixing length for mixture region in Eq. (2.385) (m)

$L_{mix}$	Mixing length for leakage flow smoothing (m)
$(L/A)$	Geometric "inertia" for junctions (1/m)
$M$	Mass of fluid (kg)
$n$	Neutron concentration (1/m <sup>3</sup> )
$N_s$	Number of heat slabs, used in Eq. (2.4.11)
$P$	Pressure (kgf/m <sup>2</sup> )
$\Delta P$	Pressure difference (kgf/m <sup>2</sup> )
$P_U$	Upstream pressure of steam flow controller (kgf/m <sup>2</sup> )
$P_{US}$	Pressure set point for steam flow controller (kgf/m <sup>2</sup> )
$q$	Heat transfer rate (kcal/sec)
$Q$	Heat generation rate or heat transfer rate (kcal/sec)
$Q_T$	Total heat generation rate in reactor (kcal/sec)
$Q_{T0}$	$Q_T$ at steady state operation
$Q_d$	Heat generation rate by fission product (kcal/sec)
$r$	Resistance of heat transfer (°C·sec/kcal)
$R$	Reactivity normalized to the delayed neutron fraction
$R_F$	Fuel temperature feed back reactivity
$R_S$	Reactivity inserted by scram action
$R_\alpha$	Void feed back reactivity
$R_0$	Loss coefficient for liquid flow (sec <sup>2</sup> kgf/m <sup>5</sup> kg)
$t$	Time (sec)
$\Delta t$	Time step size (sec)
$t_{c,p}$	Time constant for pump coast down (sec)
$T_R$	Rated torque of pump (kgf·m)
$u$	Velocity (m/sec)
$u_b$	Velocity of bubbles relative to liquid (m/sec)
$v$	Specific volume (m <sup>3</sup> /kg)
$V$	Volume (m <sup>3</sup> )
$W$	Mass flow rate (kg/sec)
$W_{sep}$	Bubble separation rate (kg/sec)
$W_{slip}$	Slip flow rate of vapor defined by Eq. (2.3.23) (kg/sec)
$x$	Quality (-)
$X_L$	Bubble sweep out length in Eq. (2.2.55) (m)
$X_{dj}$	Normalized concentration of decay heat group $j$ (-)
$z$	Elevation (m)
$z_{lm}$	Elevation at lower boundary of mixture region (m)
$z_{mg}$	Elevation at upper boundary of mixture region (m)
$z_J$	Junction elevation (m)

## Greek symbols

$\alpha$	Void fraction (-)
$\beta$	Effective delayed neutron fraction (-)
$\beta_i$	Effective fraction of delayed neutron fraction of group i (-)
$\eta$	Steam separator separation efficiency defined by Eq.(2.3.34) (-)
$\lambda_i$	Decay constant of delayed neutron group i (1/sec)
$\lambda_{dj}$	Decay constant of decay heat group j (1/sec)
$\Lambda$	Prompt neutron life time (sec)
$\rho$	Density (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma$	Surface tension (kgf/m)
$(\Sigma Q)_i$	Total heat transfer rate to fluid in node i from heat slabs (kcal/sec)
$(\Sigma W)_i$	Total flow rate of fluid entering node i (kg/sec)
$(\Sigma hW)_i$	Total convection rate of energy into node i (kcal/sec)
$\tau_c$	Time constant used in Eq. (2.3.77)
$\phi^2$	Two-phase multiplier (-)
$\omega$	Angle velocity (rad/sec)

## Subscripts

b	Bubble
bot	Bottom of node or subnode
B	Bulk fluid
cond	Condensation of vapor
D	Jet pump drive flow
down	Down comer
eff	Effective quantity
f	Saturated liquid
fill	Fill systems
flux	Momentum flux
fric	Friction
F	Fuel
g	Saturated vapor
grav	Gravity
in	Node at inlet side of junction
J	Jet pump flow or junction
l	Subcooled liquid
leak	Leak
L	Lower plenum

M	Mixing section of jet pump
n	Node
out	Node at outlet side of junction
p	Pump
ps	Pump suction
pipe	Jet pump drive pipe
R	Rated condition
s	Mixture surface
S	Jet pump suction flow
top	Top of node or subnode
w	Wall

## Superscripts

g	Quantity of vapor region
$\ell$	Quantity of subcooled liquid region
m	Quantity of mixture region
mg	Average condition or total quantity of vapor region and mixture region
new	Present time
old	Time at one-time step past

### 3. 再冠水コード THYDE-B-REFLOOD

#### 3.1 THYDE-B-REFLOOD の概要

##### 3.1.1 THYDE-B-REFLOOD の計算目的と機能

THYDE-B-REFLOOD は、ジェットポンプ付 BWR の LOCA におけるブローダウン過程の末期から再冠水過程にかけての、炉心シュラウド内の伝熱流動現象を解析するための計算コードである。とくに、本コードでは、炉心スプレイ水に関する CCFL 現象等の THYDE-B1 では無視されている現象の効果を考慮した解析を行って炉心再冠水時刻を定めることが、主なる計算目的である。

本コードは、炉心シュラウドの内部を、Fig. 3.1.1 に示すような 6 個の領域（上部プレナム、炉心、下部プレナム、周辺部バイパス、中央部バイパス、ガイドチューブ）に区分して、領域間の冷却材の流れ、各領域内の冷却材の温度、水位、水面下のボイド率、構造材や燃料棒と冷却材の間の伝熱量などを計算する機能を持つ。ただし、本コードでは、解析の対象とする空間を炉心シュラウド内に限っているので、境界条件の一部として、圧力容器内の圧力を 1 点で代表させて、その圧力の時間的推移を入力データで与えている。またダウンカム側の状況については、蓄積している液相は存在せず蒸気相で満たされているものとし、LPCI による注入水以外は、ダウンカム側からシュラウド内に液相が流入することはないとしている。

本コードの主要なアウトプットは、炉心内水位の時間変化であるが、本コードによる解析に必要な入力データの主なものは、次のとおりである。

- (1) 炉心シュラウド内の流路の形状および流動特性を定めるデータ
- (2) 燃料棒および構造材の形状、物性値、発熱量等を定めるデータ
- (3) ECCS 注水系の流量および比エンタルピ
- (4) Fig. 3.1.1 に区分された各領域における冷却水の初期状態を定めるデータ
- (5) 構造材および燃料棒の初期温度

具体的な解析モデルについては、次節にその概略を述べ、3.2 節以下にその詳細を述べる。

##### 3.1.2 システムの構成と、解析モデルの概略

THYDE-B-REFLOOD では、炉心シュラウドの内側を Fig. 3.1.1 に示す 6 個の領域に分割して考える。すなわち、(1)炉心、(2)上部プレナム、(3)下部プレナム、(4)中央部バイパス、(5)周辺部バイパス、(6)ガイドチューブである。また、これらの領域の相互間および、炉心シュラウドの内と外とを結ぶ流路として、次の 9 個の流路を考えている。

1. ジェットポンプ
2. 炉心入口
3. 炉心出口
4. 気水分離器出口
5. 下部プレナムとガイドチューブの間のリーク流路 (Fig. 3.1.2 参照)

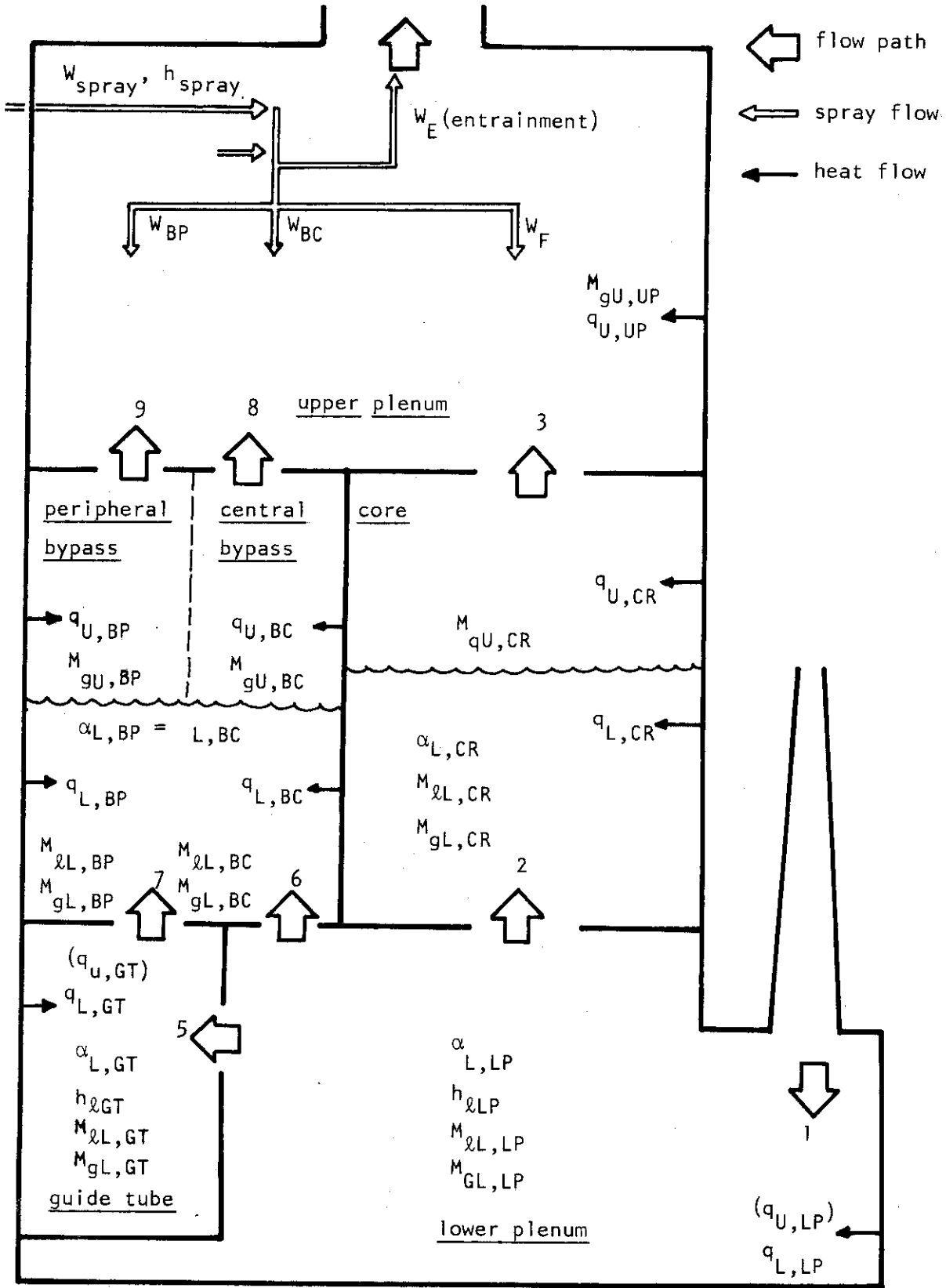


Fig.3.1.1 Definition of volumes and flow paths in THYDE-B-REFLOOD

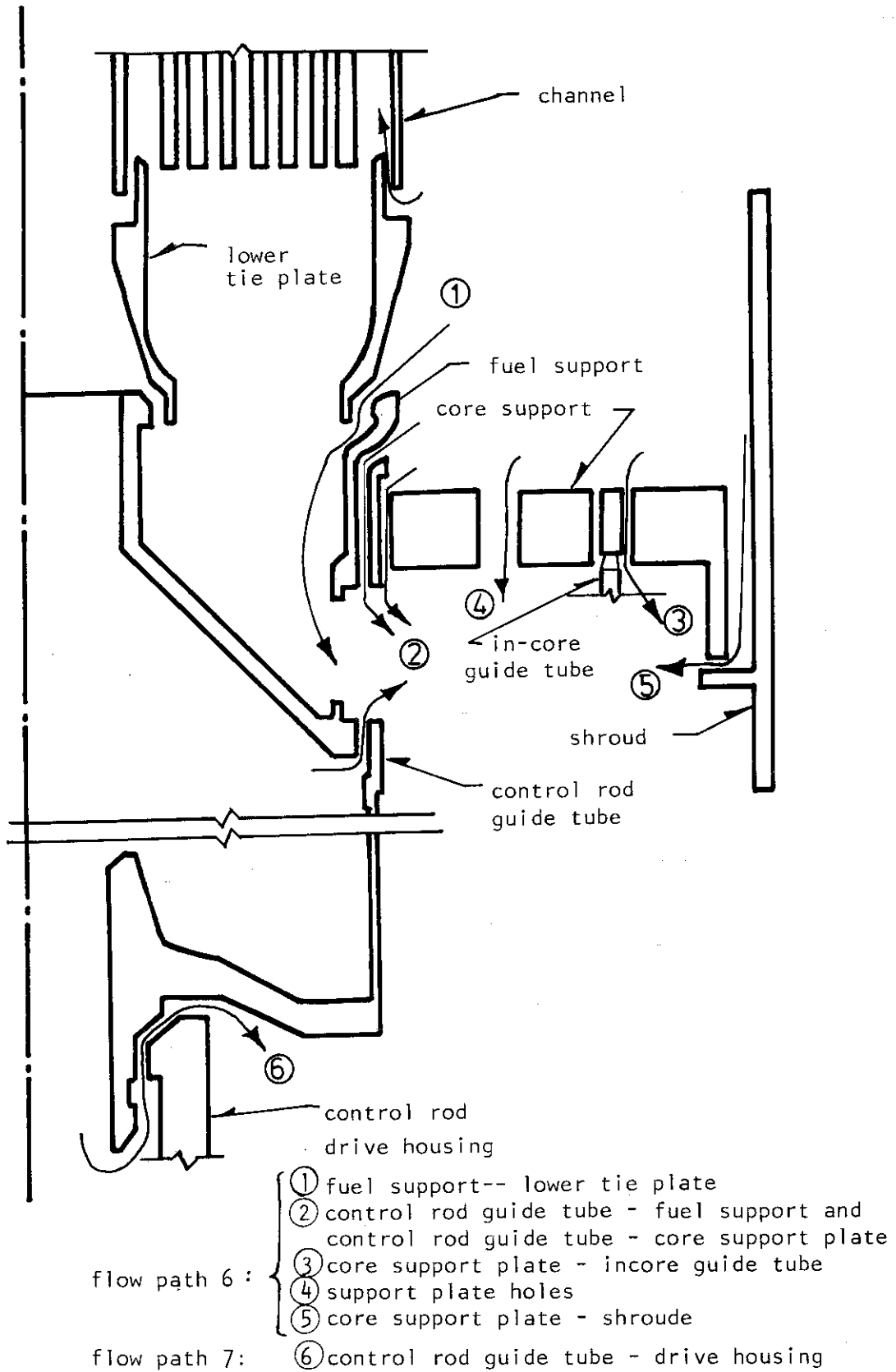


Fig.3.1.2 Schematic of reactor assembly showing the leakage flow paths (NEDO-20566 [2])

Table 3.1.1.1 Considered Phenomena and Models of THYDE-B-REFLOOD

Region	Phenomenon	Model
Upper Plenum	1. vapor condensation by core spray	assume complete mixing
	2. droplet entrainment by upward vapor flow	$j_f = C_1(P)j_g + C_2(P)$ $j_g, j_f = \text{volumetric flux of vapor and entrained liquid in upper plenum}$ $C_1, C_2 = \text{input function of pressure}$
	3. spray flow distribution	Spray flow are distributed to core, central bypass and peripheral bypass assuming constant distribution ratio.
	4. CCFL at core and bypass outlets	modified Wall is correlation [2] $J_g^* + K_1 j_f^* = K_2 D_h^{-1/4}$ $K_1, K_2 = \text{input constant}$ $D_h = \text{hydraulic diameter}$
	5. spray flow accumulation and pool formation in upper plenum	This phenomenon is neglected. The portion of spray flow that is prevented from entering core or bypass is assumed to be "lost" from the system.
	6. heat transfer from metals	(same as bypass)
Core (model 1)	1. heat transfer and vapor generation	Vapor generation is calculated assuming constant heat transfer rate (input value) to the coolant during the transient.
	2. mixture level swell by vapor generation	Mixture level is traced by mass balance, assuming constant void fraction. Liquid sub-cooling and heat transfer rate has no effect on this void fraction.



Table 3.1.1.1 (continued)

Region	Phenomenon	Model
Core (model 2)	1. mass and energy balance	One-dimensional mass and energy conservation equations in partial differential form are solved by difference method.
	2. vapor-liquid slip velocity	under mixture level: Wilson correlation [ ] above mixture level (spray flow region): assume sufficiently large slip velocity and neglect liquid accumulation above mixture level
	3. heat transfer from fuel and canisters	Core is axially divided into meshes and in each mesh, temperature of pellet, cladding and canister and heat transfer between fluid and walls are calculated.
	4. radiation between canister and cladding	Angle factors of radiation is calculated assuming cladding temperature is uniform.
	5. rewetting of canister and cladding	Quench velocity is calculated by the correlation of Sun et al. [26]
	6. heat transfer coefficients	Constant heat transfer coefficients must be input for following five heat transfer conditions: (1) convection to single phase vapor (2) spray cooling before rewetting (3) spray cooling after rewetting (4) convection to subcooled liquid (5) convection to saturated mixture These are given for cladding and canister respectively.

Table 3.1.1.1 (continued)

Region	Phenomenon	Model
Lower Plenum	1. mass and energy balance	a lumped parameter model which assume thermal equilibrium under mixture level
	2. bubble separation from mixture surface	a bubble separation model based on Wilson's correlation [10]
	3. LPCI injection	LPCI flow injected to recirculation loop is assumed to go directly into lower plenum.
	4. vapor condensation by LPCI	No vapor condensation above mixture level is assumed.
	5. heat transfer from metals	(same as bypass)
Bypass and Guide tube	1. mass and energy conservation	Control blade guide tubes, central bypass and peripheral bypass are treated as three control volumes but central and peripheral bypass are assumed to have same void fraction and mixture level.
	2. bubble separation from mixture surface	same as lower plenum
	3. in-shroud LPCI and CCFL in peripheral bypass	In case of in-shroud LPCI, CCFL at injection elevation is considered by the use of CCFL correlation.
	4. heat transfer from metals	A lumped parameter heat slab model gives heat transfer rates above and under mixture level in each volume. Heat transfer coefficients must be given by the user.

6. 下部プレナムとバイパス間のリーク流路 ( Fig. 3.1.2 の各種の流れを, 1 個の流路として考える。 )
7. ガイドチューブとバイパス間の流路
8. 中央部バイパス上端
9. 周辺部バイパス上端

以後単に「領域」, 「流路」と言えば, このように定義した領域, 流路のことである。また流路はその流路番号で呼ぶことと約束する。たとえば「流路1」と言えばジェットポンプのことである。また流路に関する変数の添字としても, この番号を使用して, どの流路に属する量であるかを表わす。領域については, 変数の添字として, (1)から(6)の順にCR, UP, LP, BC, BP, GTの記号を用いる。

本コードで考慮されている現象とそのモデルの概略を各領域にわけてTable. 3.1.1に示す。

本コードでは上部プレナムに注水されたスプレイ水は次のような挙動をとるものとする。まずスプレイ水は上部プレナム内の蒸気を凝縮し, その分だけ流量を増す。一部の水滴は蒸気流によるエントレイメントにより, 炉心シュラウド外に出る。他の分は上部プレナム内である一定の平面分布を持って炉心やバイパスに降りかかるとする。炉心から出てくる蒸気流が大きい場合は炉心上部でCCFL現象が起これり炉心に入るスプレイ流量は制限される。本コードではチャンネル間の蒸気発生量の差は無視しており炉心は1個の流路とする。

バイパス上端でも同様にCCFLが考慮されている。ただしバイパスに関しては中央部と周辺部で流路形状, 伝熱条件が異なるので, 蒸気発生量や出口流量は周辺部バイパスと中央部バイパスに分けて計算する。

炉心に流入したスプレイ水は一部蒸発して, 残りは下部プレナムにたまる。この炉心内での蒸発量は, CCFLの起きる程度を定める主要な因子であり, 本コードではこれを定めるために2種の炉心モデルを備えている。その1つはGE社のREFLOODコード〔2〕のモデルと等価のもので, 燃料棒およびチャンネルボックスから冷却材への伝熱量を時間に依らない一定値であると仮定してその値をインプットで与えるものであり, 他は燃料棒およびチャンネルボックスの温度の推移を考えて, 冷却材への伝熱量をプログラム内で計算するものである。以後前者を炉心モデル1, 後者を炉心モデル2と呼ぶ。

バイパス内に流入したスプレイ水は, まずガイドチューブに蓄積しそこでの水位がバイパス下端に達するとバイパス内に蓄積する。この, 蓄積水は流路5, 6を通過して下部プレナムに入る。本コードでは, ガイドチューブ内の水位がバイパス下端に達するまではバイパス内に水位はできず, 従ってバイパスから下部プレナムへの流入もないとする。以上がスプレイ水の挙動である。

各領域では, 原則として集中定数モデルによって表わされた質量およびエネルギーの保存則と気液分離モデルによって, 水位の時間変化を追跡している。ただし上部プレナムにおける水位形成は無視している。また炉心については集中定数モデルの他に軸方向にメッシュ区分を行ってボイド率分布や水位を計算するモデルも備えている。バイパス内の水位の計算においては周辺部バイパスと中央部バイパスの間の流動抵抗は小さいので, 両者における水位と水面下のボイド率は等しいと仮定している。このため流路6および7は周辺部と中央部の区別をしてい

ない。また、両バイパス間の流路も特別にはモデル上の考慮をしていない。

次に、各領域間の流れの定め方であるが、これは原則として、3.5節に述べる運動量バランスの式、体積バランス式およびCCFL関係式等の気液二相間の相対速度に関する式を用いて定められる。ここで体積バランスの式とは、系の圧力の推移を入力データで与えてこれにより流体の比体積を定めているために生じる拘束条件を、各流路の体積流量間の関係として表わしたものである。運動量バランス式は静水圧と流動抵抗のみを考えた単純なものである。特に水位より上の部分に関する流動抵抗は無視するので、流路8と9の間の蒸気流の流量配分あるいはジェットポンプを通る蒸気流の計算等においては、いくつかの保守的と考えられる仮定の設定が必要になっている。

### 3.1.3 物性値に関する基本的仮定

本コードのモデル上の仮定については、以下の各節で説明されるが、各領域に共通に、次の3個の近似を用いている。

(1) 液相および気相の物性値は入力データで与えられる代表圧力を用いて計算し静水圧等による圧力差の物性値への影響は無視する。

(2) 蒸気相の過熱は無視し、常に飽和蒸気であるとする。

(3) 液相の比体積は、未飽和度によらず、その圧力下における飽和液体の比体積に等しいとする。

ここで(2)の近似により蒸気相温度は常に飽和温度に保たれていることになる。本コードでは後述するように構造材および燃料表面での熱伝達係数を入力データとして与えるので、そのデータ作成においては注意を要する。また、この仮定によるエネルギーバランスへの影響については、液相の蒸発によって補正している。

(3)の近似の影響については、小さいと考えられるけれども、将来は、改良していく予定である。

## 3.2 構造材の伝熱モデル

本コードでは、冷却材への伝熱量を計算するモデルとして、チャンネルボックスおよび燃料棒を模擬するモデルと、それ以外の構造物を模擬するモデルの2種がある。前者については、炉心における伝熱流動のモデルの一部として3.4.3節および3.7.3節で述べるので、本節では、後者のモデルに限って説明する。

このモデルは、炉心以外の領域への伝熱量の計算にのみ用いる。

### 3.2.1 熱伝導体モデル

炉内の構造物、圧力容器等は、任意の個数(20以下)の非発熱の熱伝導体(スラブ)として取り扱う。

スラブは、すべて鉛直平板状の熱伝導体とし、その片面は、Fig. 3.1.1に示す炉心以外の5個の領域の1個に面しているものとし、他の片面は断熱とする。その形状は、体積 $V_s$ と伝熱

面積  $A_s$  によって定義し、位置は下端高さ  $Z_{s,bot}$  と上端高さ  $Z_{s,top}$  によって定める。

各伝熱体は、冷却材の水位変化に対応できるように、高さ方向に、10以下の任意の整数  $N_s$  のメッシュに区分して各メッシュと冷却材間の伝熱を考えることができる。メッシュの形状はすべて同形とし、また、高さ方向の熱伝導は無視している。

各メッシュの厚さは  $d_s = A_s / V_s$  とし、温度は平均温度1点で代表させる。そして平均温度の点は表面から厚さの1/2の距離にあるものとする。

ここで、あるメッシュ  $i$  の平均温度を  $T_{si}$ 、この表面から冷却材への伝熱量を  $q_{si}$  とすると、 $q_{si}$  は次の式で計算できる。

$$q_{si} = \frac{T_{si} - T_B}{\left(\frac{A_s}{N_s}\right) \frac{1}{h_{si}} + \left(\frac{A_s}{N_s}\right) (0.5 d_s) \left(\frac{1}{k_s}\right)} \quad (3.3.1)$$

ここで、 $h_{si}$  = 表面での対流熱伝達係数 (次節に述べる)

$T_B$  = バルク温度 (次節に述べる)

$k_s$  = このスラブの熱伝導度 (スラブごとに、一定値として入力データで与える。)

右辺の分母中の第一項は、表面での熱抵抗であり、第二項は、熱伝導体内部の熱抵抗である。

冷却材への伝熱量は、各領域ごとに水面より上の部分における伝熱量と、水面より下の部分における伝熱量に分けて計算されるので、各メッシュごとに、その上端および下端の高さと水位を比較して、そのメッシュの属する部分への伝熱量のいずれかに  $q_{si}$  を加算する。1個のメッシュが、水面の上下にまたがる場合は (3.3.1) 式中のメッシュ伝熱面積  $A_s / N_s$  を、水面高さで比例配分した値で置きかえて、水面の上と下への伝熱量を定め、両者の和を、そのメッシュからの伝熱量  $q_{si}$  とする。

メッシュの温度  $T_{si}$  は、次の式で計算する。

$$\frac{dT_{si}}{dt} = \frac{-q_{si}}{\left(\frac{V_s}{N_s}\right) \rho_s c_s} \quad (3.3.2)$$

ここで、 $\rho_s$ 、 $c_s$  は、インプットで与えられるスラブの密度と比熱であって、式 (3.3.2) の分母は1個のメッシュの熱容量である。

### 3.2.2 構造材表面での熱伝達係数

構造材表面での熱伝達様式を、単純化して、次の4種に区分できるものと仮定する。

- (1) 未飽和相に対する熱伝達
- (2) 核沸騰熱伝達
- (3) 蒸気単相に対する熱伝達
- (4) スプレイ熱伝達

そして、各熱伝達様式に対応して、それぞれ1個ずつの時間に依らない一定の熱伝達係数をインプットで与えている。また、各熱伝達係数を定義する際の流体温度 (式 (3.3.1) の  $T_B$ ) は、

様式(1)については、未飽和液相の温度をとるが、様式(2)、(3)、(4)については、飽和温度を用いる。

4個の熱伝達係数の選択は次の方法で行なう。まず、スラブの面する領域内の冷却材の状態として、3.5節に述べる方法により、水位、水面下の部分の平均温度、水面より上での温度（飽和温度と仮定している）等が定められている。各スラブ・メッシュの水面より下の部分に対しては、(1)および(2)の両方の様式を仮定した伝熱量を計算し、大きい方の伝熱量を採用する。水面より上のメッシュに対しては、炉心スプレイの注入開始以前は様式(3)とし、注入開始後は、(4)とする。

### 3.3 注水系のモデル

THYDE-B-REFLOOD で考慮されている注水系は上部プレナムに注入される炉心スプレイ、周辺部バイパスに注入される LPCI、ジェットポンプを経て下部プレナムに注入される LPCI の3種である。

使用者は、注水系の個数（10以下）および各注水系ごとの注水領域、時刻対流量のテーブル、時刻対比エンタルピのテーブルを入力データとして与えるものとする。注水される領域は、上部プレナム、周辺部バイパス、下部プレナムのいずれかとする。

高圧注水系と低圧注水系のように同じ領域に2個以上の注入系が接続している場合は各時刻におけるそれらの流量の和と平均比エンタルピを計算して1個の流れとして扱かう。

この3種の注水系関する取り扱い、炉心スプレイについては上部プレナムにおける流動のモデルとして3.4.2節に説明し、シュラウド内に注水される LPCI は3.6節、下部プレナムに注水される LPCI については3.4.4節にそれぞれ説明する。

### 3.4 各領域の内部における流動のモデル

#### 3.4.1 基本モデル

本コードでは、各領域ごとに、流動様式の特徴に応じて異ったモデルを用いているが、下部プレナム、ガイドチューブ、バイパスについては、共通する点が多いのでその基本的な考え方について本節で述べる。各領域ごとのモデルで本節のモデルと異なる点については、それぞれの項で述べる。

1個の領域は、共通に、水平断面積が一様の鉛直管型の形状を持った領域とする。1個の領域内の冷却材は、Fig. 3.1.1に示すように水位面によって二分され、水面より上ではスプレイ水が通過することはあるが、液相の存在量は無視できるものとする。水面下の液相量を  $M_{iL}$ 、蒸気相量を  $M_{gU}$ 、水面下における液相の比エンタルピを  $h_{iL}$  とすると、3.1.4節に述べたように、蒸気相の過熱を無視するので、この領域に関する質量およびエネルギーの保存則は次の形になる。

$$\frac{d}{dt} (M_{1L} + M_{gL} + M_{gU}) = \Sigma W_1 + \Sigma W_g \quad (3.4.1)$$

$$\frac{d}{dt} (M_{1L} h_{1L} + M_{gL} h_g + M_{gU} h_g) = \Sigma (W_1 h_1) + \Sigma (W_g h_g) + q_U + q_L + \frac{g_c}{J} V \dot{P} \quad (3.4.2)$$

ここで各記号の意味は、次のとおりである。

$\Sigma W_1$  = この領域に流入する液相流量の和

$\Sigma W_g$  = この領域に流入する気相流量の和

$q_U, q_L$  = 水面の上, 下における壁面からの伝熱量

$V$  = この領域の体積

$\dot{P}$  = 圧力の変化率 ( $dP/dt$ )

$g_c$  = 換算係数 (9.80665 kgf/N)

$J$  = 換算係数 ( $4.1868 \times 10^3$  N·m/kcal)

$\Sigma (W_1 h_1)$  = この領域に流入する液相のエンタルピの和

$\dot{P}$  は、圧力対時刻のテーブルから計算される。比エンタルピ  $h_g$  は、圧力  $P$  における飽和の値である。以下の記述においては、 $h_g$  は常に飽和状態の値とする。また液相については、特に飽和の物性値を表わしたい時は、添字  $l$  のかわりに添字  $f$  をつける。

次に蒸気相のみに関する質量保存則を考えると次式が成立する。

$$\frac{dM_{gU}}{dt} = W_{sep} + (\Sigma W_g)_U + S_{gU} \quad (3.4.3)$$

ただし、 $W_{sep}$  = 水面から離脱する蒸気流量

$(\Sigma W_g)_U$  = 水面より上の部分に流入する蒸気流量の和

$S_{gU}$  = 水面より上の部分での蒸発量

ここで第3項の  $S_{gU}$  は、落下中のスプレイ水や気泡により水面から飛ばされた水滴、あるいは壁面上に付着した液滴などの蒸発を表わしたものである。ただし本コードでは水面より上にある液相量は無視しているので、質量バランスを保つために水面下の液相量から差し引くものとする。

$S_{gU}$  は水面より上の部分に関するエネルギー保存則を考慮して定められる。蒸気相の過熱を無視するので  $S_{gU}$  は次式で表わせる。

$$S_{gU} = - \frac{M_{gU}}{h_{fg}} \frac{dh_g}{dt} + \frac{g_U}{h_{gf}} + S_{gU, mix} \quad (3.4.4)$$

ここで第1項は圧力変化による飽和エンタルピの変化の寄与、第2項は壁からの伝熱の寄与であり、第3項はこの領域に流入する未飽和水による蒸気凝縮の寄与である。本コードでは炉心スプレイやLPCI等による未飽和水の流入を考慮するが、各注水系の形態に応じて蒸気凝縮の効率を変えているので、この  $S_{gU, mix}$  の定め方については個々の領域に分けて次節以下に説明する。

次に水面下の部分について考える。この部分における液体温度は一様であると仮定する。従ってその温度に応じて次の2式の一つが成立する。

$$\left. \begin{aligned} h_{1L} &= h_f && (\text{飽和のとき}) \\ M_{gL} &= 0 && (\text{未飽和のとき}) \end{aligned} \right\} \quad (3.4.5)$$

水面下の部分が飽和混合相であるとき気泡の離脱量は次の式で表わせるものとする。

$$W_{sep} = \frac{M_{gL} u_b (\alpha_L, P)}{C_{sep} (Z_{lev} - Z_{bot})} \quad (3.4.6)$$

ただし、 $u_b$  = Wilsonの式(2.2.5.2)により計算される気液相対速度

$\alpha_L$  = 水面下のボイド率

$Z_{lev}$  = 水位

$Z_{bot}$  = 領域下端高さ

係数  $C_{sep}$  は、気泡の発生点から水位までの平均的距離と、 $(Z_{lev} - Z_{bot})$  との比であって、現在はこれを入力データで与えられる一定値であるとしている。

Wilsonの式の形は、式(2.2.5.2)に示されている。

水位およびボイド率は、次式で与える。

$$Z_{lev} = Z_{bot} + \frac{M_{gL} v_g + M_{1L} v_f}{A} \quad (3.4.7)$$

$$\alpha_L = M_{gL} v_g / (M_{gL} v_g + M_{1L} v_f) \quad (3.4.8)$$

ただし、 $A$  = 領域の水平断面積

以上の式において、物性値  $v_g$ 、 $v_f$ 、 $h_g$ 、 $h_f$  は、圧力の関数である。また、伝熱量は、3.2節の伝熱モデルにより与えられている。式(3.4.4)の  $S_{gU, mix}$  は、各領域のモデルで与えられる。

以上により4個の未知数  $M_{gL}$ 、 $M_{gU}$ 、 $M_{1L}$ 、 $h_{1L}$  に対して4個の式(3.4.1)(3.4.2)(3.4.3)(3.4.4)が得られた。実際に  $M_{gU}$  以外の項について解いた形は、次のとおりである。

(1) 水位面以下の部分が飽和混合体である場合

$$\frac{dM_{1L}}{dt} = \Sigma W_1 - S_{gL} - S_{gU} \quad (3.4.9)$$

$$\frac{dM_{gL}}{dt} = (\Sigma W_g)_L + S_{gL} \quad (3.4.10)$$

$$h_{1L} = h_f \quad (3.4.11)$$



ただし,  $S_{gL}$  = 水面下での蒸気発生量

$(\Sigma W_g)_L$  = 水面下への蒸気流入量 ( $\Sigma W_g - (\Sigma W_g)_U$ )

また水面下での蒸気発生量は, 次式で定義する。

$$S_{gL} = \frac{1}{h_g - h_f} \left\{ -h_f (\Sigma W_1) + \Sigma (W_1 h_1) + q_U + q_L + \frac{g_c}{J} \dot{V} P \right. \\ \left. - M_{1L} \frac{d h_f}{d t} - M_{gL} \frac{d h_g}{d t} \right\} \quad (3.4.12)$$

(2) 水面以下の部分が, 未飽和液相である場合

$$\frac{d M_{1L}}{d t} = \Sigma W_1 - S_{gL} \quad (3.4.13)$$

$$M_{gL} = 0 \quad (3.4.14)$$

$$\frac{d h_{1L}}{d t} = \frac{1}{M_{1L}} \left\{ (\Sigma W_1 h_1) - h_{1L} (\Sigma W_1) + (h_g - h_{1L}) (S_{gU} + S_{gL}) \right. \\ \left. + q_U + q_L + \frac{g_c}{J} \dot{V} P \right\} \quad (3.4.15)$$

ただし水面下での蒸気発生量は, 流入した蒸気はすべて凝縮すると仮定するので

$$S_{gL} = -(\Sigma W_g)_L \quad (3.4.16)$$

以上の式において, 水面下の状態量の式に,  $q_U$ ,  $S_{gU}$  等が現われるのは, 蒸気温度を飽和とする仮定と, 質量およびエネルギーのバランスを両立させるためである。

以上で, 領域内の状態量を定める式が得られた。

次に, この領域に関する体積バランスを考える。

領域の体積  $V$  は, 次式で表わせる。

$$V = M_{gL} v_g + M_{gU} v_g + M_{1L} v_{1L} \quad (3.4.17)$$

ここで,  $v_{1L} = v_f(P)$  と仮定しているので, 圧力が与えられている場合には,  $M_{gL}$ ,  $M_{gU}$ ,  $M_{1L}$  に対する拘束条件が得られる。上式を時間で微分して, 拘束条件を, 流量等の関係として表わすと, 次式を得る。

$$v_f (\Sigma W_1) + v_g (\Sigma W_g) = -(M_{gU} + M_{gL}) \frac{d v_g}{d t} - M_{1L} \frac{d v_f}{d t} - (S_{gU} + S_{gL})(v_g - v_f) \quad (3.4.18)$$

ここで  $S_{gU}$ ,  $S_{gL}$  は (3.4.4) (3.4.12) (3.4.16) により与えられる相変化量である。左辺は, この領域に接続する流路および, 注水系の体積流量の和となっている。本コードでは圧力  $P$  および注水系流量を入力データとして与えるので各領域を結ぶ流路に対して, 領域の個

数だけの拘束条件を与えることになる。

以下の記述では、上式の右边を  $Q$  と書き、その領域における体積流量の湧き出しと呼ぶことにする。この関係は、3.5節において領域間の流れを定めるために用いる。

最後に、この領域の水位が上昇して上端に達した場合の、この領域の上に接続している領域との間の流量の計算法について述べる。領域間の流れについては3.5節にまとめられているが、上記の場合には、下側領域の気液分離モデルを拡張して適用する方法により流れを定めるので、本節で述べる。このような状況は流路2, 3, 7, 8, 9において下側領域の水位が上端に達した時に生じる。

後に3.5節で述べる方法により体積流量  $Q$  が先に定められるので、ここでは  $Q$  は既知とする。一般に二相流条件下では、体積流量  $Q$ 、流速  $u_g$ 、 $u_l$ 、ボイド率  $\alpha$ 、および断面積の間には次の関係がある。

$$Q = A \{ \alpha u_g + (1 - \alpha) u_l \} \quad (3.4.19)$$

また液相および気相の流量は次式で表わせる。

$$\begin{aligned} W_l &= \rho_l u_l (1 - \alpha) \\ W_g &= \rho_g u_g \alpha \end{aligned} \quad (3.4.20)$$

ここでは  $\rho_l = \rho_f$  とした。以上の3個の式により、次式を得る。

$$\begin{aligned} W_l &= \rho_f \{ (1 - \alpha) Q - (u_g - u_l) \alpha (1 - \alpha) A \} \\ W_g &= \rho_g \{ \alpha Q + (u_g - u_l) \alpha (1 - \alpha) A \} \end{aligned} \quad (3.4.21)$$

この式を上下に並ぶ2個の領域の境界部分に適用する。境界位置(すなわち下側ノードの上端)における気液相対速度およびボイド率を定めるために、気液分離モデルの(3.4.6)式に  $Z_{lev} = Z_{top}$  (上端高さ)を代入し、 $W_{sep}$  の定義を考慮すると、次式が導びける。

$$\rho_g A \alpha_{top} (u_g - u_f)_{top} = \frac{M_{gL} u_b (\alpha_L, P)}{C_{sep} (Z_{top} - Z_{bot})} \quad (3.4.22)$$

ここで、 $A$ 、 $M_{gL}$ 、 $\alpha_L$ 、 $Z_{top}$ 、 $Z_{bot}$  等は、下側領域の値であり、上側領域の量は関係しない。

Wilsonの関係式によれば、上端における相対速度  $(u_g - u_f)_{top}$  は、ボイド率の関数であるから、上式を解くことにより、ボイド率  $\alpha_{top}$  を定めることができるのであるが、本コードの現状では、次のように仮定する。

$$\alpha_{top} = \alpha_L \quad (3.4.23)$$

$$(u_g - u_f)_{top} = \frac{M_{gL} u_b (\alpha_L, P)}{A \alpha_{top} C_{sep} (Z_{top} - Z_{bot}) \rho_g} \quad (3.4.24)$$

この  $\alpha_{top}$ 、 $(u_g - u_f)_{top}$  を、式(3.4.21)に代入することにより、上端における流量を

定めることができる。

### 3.4.2 上部プレナム領域

上部プレナムにおける流れと蓄積のモデルについて、計算手順に従って説明する。

まず、本コードは、再冠水解析用コードであるため、上部プレナムには、水位がないとして  
いる。すなわち、前節の記号法によれば  $M_{gL} = M_{IL} = 0$ ,  $q_L = 0$  である。スプレー注水後ス  
プレー水が、蓄積する可能性もあるけれども、この現象も無視している。その点で、前節のモ  
デルとは異なる点もある。

#### (1) スプレー水の蒸発および凝縮

上部プレナムに注水されたスプレー水は、上部プレナム内で蒸気と完全に混合すると仮定す  
る。これは、炉心における凝縮を小さくして、COFL の効果を大きくする意味で、保守的と  
考えられるためである。従って、凝縮による蒸気発生量は、次式で与えられる。

$$S_{gU, \text{mix}} = - \left( \frac{1}{h_{fg}} \right) \cdot W_{\text{spray}} \cdot (h_f - h_{\text{spray}}) \quad (3.4.25)$$

全蒸気発生量は、(3.4.4)に従って

$$S_{gU} = S_{gU, \text{mix}} + \frac{1}{h_{fg}} \left( g_U - M_{gU} \frac{d h_g}{d t} \right) \quad (3.4.26)$$

スプレー水流量  $W_{\text{spray}}$ 、および比エンタルピ  $h_{\text{spray}}$  は、時刻の関数として入力データで与  
えている。

スプレー水は、この蒸発量を差し引いて

$$W_{\text{spray}}' = W_{\text{spray}} - S_{gU} \quad (3.4.27)$$

となる。

#### (2) エントレイメント現象

上部プレナムを通る蒸気流により、スプレー水の一部は、気水分離器(流路4)を通して系  
外に運ばれる。この上部プレナムにおけるエントレイメントの量は、蒸気流量、スプレー水量、  
注入方法、系の圧力等の関数であろうが、定量的な関係式は公表されていない〔2〕。本コー  
ドでは、上部プレナムにおける蒸気流束の一次関数として次式で近似することとした。

$$W_E = A_{UP} (C_{E1} j_g + C_{E2}) \quad (3.4.28)$$

ただし、 $W_E$  = エントレイメントによる液相流量

$A_{UP}$  = 上部プレナム水平断面積

また流束  $j_g$  は流路4の蒸気流量により、次式で定義する。

$$j_g = \frac{W_{g4}}{\rho_g A_{UP}} \quad (3.4.29)$$

係数  $C_{E1}$ ,  $C_{E2}$  は、圧力の関数として、入力データで与える。

流路 4 の蒸気流量は、後に 3.5 節で述べる方法により体積バランスを用いて、流路 4 の体積流量  $Q_4$  が定められているので、次式と、(3.4.28)(3.4.29)を連立して、求められる。

$$Q_4 = v_g W_{g4} + v_f W_{f4} \quad (3.4.30)$$

ただし、 $W_{f4} = W_E$  である。

スプレイ流量は、この  $W_E$  を除いた流量となる。

$$W_{\text{spray}}'' = W_{\text{spray}}' - W_E \quad (3.4.31)$$

### (3) 上部プレナムにおけるスプレイ水の分布

スプレイ水の分布の効果は、炉心、中央部バイパス、周辺部バイパスに対して、一定の割合で振り分けることにより考慮する。それぞれの部分に与えられる流量を、Fig. 3.1.1 に示すように、炉心  $W_F$ 、中央部バイパス  $W_{BC}$ 、周辺部バイパス  $W_{BP}$  とおくと、次式で表わせる。

$$W_F = F_C \cdot F_{AR} \cdot W_{\text{spray}}'' \quad (3.4.32)$$

$$W_{BC} = F_C \cdot (1 - F_{AR}) W_{\text{spray}}'' \quad (3.4.33)$$

$$W_{BP} = (1 - F_C) W_{\text{spray}}'' \quad (3.4.34)$$

ここで、 $F_C$ ,  $F_{AR}$  は、入力データで与える係数である。 $F_C$  は、実験によって定めるべき周辺部と中央部の間の分配係数であり、 $F_{AR}$  は、炉心中央部における全断面積中の、チャンネルボックス内部の断面積の割合である。

### (4) 炉心上部および、バイパス上端における COFL 現象

炉心および、バイパス内を通る上向き蒸気流による COFL が起こることにより、スプレイ水の落下が妨げられる可能性を考慮する。

COFL の条件としては、Wallis の COFL 関係式を修正した次の式〔2〕を用いる。

$$j_g^{*2} + K_1 (-j_f^*)^2 \leq K_2 D_h^{1/4} \quad (3.4.35)$$

ただし、 $K_1$ ,  $K_2$  = 入力データで与える定数

$D_h$  = 水力学的等価直径

不等号は対向流条件下で起こり得る範囲を示す。無次元化された体積流束  $j_g^*$ ,  $j_f^*$  の定義は、次のとおりである。符号は上向き流を正とする。

$$j_g^* = j_g \sqrt{\frac{\rho_g}{g(\rho_f - \rho_g) D_h}} \quad (3.4.36)$$

$$j_f^* = j_f \sqrt{\frac{\rho_f}{g(\rho_f - \rho_g) D_h}} \quad (3.4.37)$$

体積流束の定義は、次のとおりである。

$$j_g = \frac{W_g v_g}{A} \quad (3.4.38)$$

$$j_f = \frac{W_f v_f}{A} \quad (3.4.39)$$

CCFL の起きる位置は、それぞれの流路中で、 $j_g$  の最大となる点であるので、炉心部においては上部タイプレートの位置であり、中央部および周辺部バイパスにおいてはそれぞれの上端出口である。流路面積  $A$ 、等価直径  $D_h$ 、パラメータ  $K_1$ 、 $K_2$  は、この3個の位置に対して一組ずつ入力データとして与える。

炉心に流入する液相流量は、拘束条件 (3.4.35) の許す下向き の最大値と、炉心に割り合えられた流量  $W_F$  の小さい方をとる。ただし、式 (3.4.35) から  $j_F^*$  を定めるためには、さらにもう1個の  $j_f$ 、 $j_g$  に関する条件が必要である。

これは、各流路を流れる体積 ( $Q=A \cdot (j_g + j_f)$ ) として与えられる。この条件については3.5節で述べる。

炉心に入りうる流量が  $W_F$  より小さい場合は、残りの分は、中央部バイパスへの分配量に加算する。従って、中央部バイパスへの流量は、次式の  $W_{BC}'$  となる。

$$W_{BC}' = W_{BC} + W_F - (-W_{13}) \quad (3.4.40)$$

ただし、 $W_{13}$  = 流路3の液相流量

中央部バイパスでも同様にして、体積流量と、式 (3.4.35) を用いて、CCFL の許す最大流量を定めて、 $W_{BC}'$  と比較し、中央部バイパスへの流量 ( $W_{18}$ ) を定める。周辺部バイパスについても、まったく同様である。ここでも、中央部バイパスに入り得ず残った分が  $W_{BP}$  に加えられ、この和  $W_{BP}'$  と、CCFL 条件により、液相流量 ( $W_{19}$ ) が定められる。

#### (5) 上部プレナムにおける水位形成

スプレイ水量のうち、周辺部バイパスにも入り得ない流量は、上部プレナムに蓄積するはずであるが、現在のモデルではこれを無視している。従って、単位時間あたりに、

$$W_{LOSS} = W_{BP}' - (-W_{19}) \quad (3.4.41)$$

だけの流量の液相が失なわれていることになる。

### 3.4.3 炉心

炉心に関しては、集中定数モデルと、分布定数モデルの2つのオプションが備えられているが、本節では前者について述べ後者については、3.7節に述べる。

このモデルは、GE社のREFLOODコードの大破断用〔2〕のモデルと等価なものである。同社のモデルは、次の2点を前提としている。

(1) 再冠水過程における炉心内の水位を、水位以下における平均ボイド率が50%であると仮定して計算し、この水位以下における熱伝達係数を  $25 \text{ BTU}/\text{ft}^2 \text{ hr } ^\circ\text{F}$  として、燃料ヒートアップ計算を行った場合に、PCTは、実験値より安全側の値となる。

(2) 炉心での蒸気発生量は、大きく見積った方が炉心上部でのCCFLの効果を大きくし、再冠水時刻を遅らせるので安全側である。GE社の実験により、スプレイ開始後の蒸気発生量の時間変化を調べた結果、蒸気発生量が最大となる時刻における発生量を予測する関係式を得た。

従って、スプレイ開始後の蒸発量を、常に一定でこの最大値であるとすれば安全側の解析が可能である。

本コードでも、このモデルを採用し、水位以下のボイド率 $\alpha_{CR}$ および、炉心での伝熱量 $q_{CR}$ をインプットで与えることとする。この値を用いる場合には、領域の基本モデルの項で述べた質量およびエネルギーのバランスは、厳密には保てないので、次のように簡略化する。

液相に関する質量バランスは、次式とする。

$$\frac{d}{dt} M_{IL,CR} = W_{12} - W_{13} - S_{g,CR} \quad (3.4.42)$$

$S_{g,CR}$  は炉心での全蒸発量である。エネルギーバランスは、伝熱による蒸発のみを考えて、次式とする。

$$S_{g,CR} = \frac{q_{CR}}{h_{fg}} \quad (3.4.43)$$

上の2個の式で、炉心の入口、出口の液相流量は、3.5節で説明するが、水位が炉心に達していない時は、 $W_{12}$  は、式(3.4.42)の右辺の値が0になるように定められている。また、炉心内の水位は、 $\alpha_{CR}$  を用いて次式で定める。

$$Z_{lev,CR} = \frac{M_{IL,CR} v_g}{A_{CR} (1 - \alpha_{CR})} + Z_{bot,CR} \quad (3.4.44)$$

ここで、 $A_{CR}$ 、 $Z_{bot,CR}$  は、炉心の断面流と入口高さである。

また、3.4.1節で述べた体積バランスの式は、

$$(W_{12} - W_{13}) v_l + (W_{g2} + W_{g3}) v_g = (v_g - v_f) S_{g,CR} \quad (3.4.45)$$

で近似する。

なお、炉心における伝熱量は、インプットになるので3.2節で述べた伝熱モデルは、炉心には適用されない。

#### 3.4.4 下部プレナム

下部プレナムにおける水位とボイド率の計算モデルは3.4.1節の基本モデルと同じである。ただし、同節では、各領域に未飽和水が流入してきた場合の、水位より上での蒸気との混合のモデルが与えられていなかったため、この点についてのみ述べる。

下部プレナムに未飽和水が流入する場合としては、低圧注水系(LPCI)による注水がある。

下部プレナムにおける蒸気凝縮量は、小さく見積る方が、炉心を通る蒸気流量を大きくし、CCFLの効果を大きく見積るので、安全側と考えられる。このため、下部プレナムでは、水位より上での蒸気と未飽和水の混合は無視し、液相流は、直接に、水面下の部分に加えらるものとする。すなわち下部プレナムでは、

$$S_{gU,mix} = 0 \quad (3.4.46)$$

である。

### 3.4.5 ガイドチューブ領域

この領域でも、水位とボイド率の計算は、基本モデルと同じである。また、蒸気凝縮についても、水位より上での混合は、ないとする。

### 3.4.6 周辺部バイパスおよび中央部バイパス

周辺部および中央部のバイパス領域は、その下端における両者間の流動抵抗が小さいので、両者は共通の水位とボイド率をもつとする。従って、両領域を合わせて、1個のコントロールボリュームと考えて、基本モデルの考え方を適用する。

なお、この場合には、伝熱量 ( $q_U, q_L$ )、気泡離脱量 ( $W_{sep}$ ) 等は、それぞれの領域で別々に計算して、両者の合計としている。また、それぞれの領域における質量、エネルギー等の存在量は、合計値に対して、流路断面積で比例配分を行った値になっている。

この領域に流入する未飽和水による蒸気凝縮は周辺部バイパスに、LPCI が接続されている場合にのみ考慮する必要がある。この点については、3.6 節に述べる。

## 3.5 領域間の流れの計算モデル

### 3.5.1 体積バランスと圧力差のバランス

3.4.1 節で述べた体積バランスの考え方を各領域に適用すると、次の5個の方程式が得られる。

$$-Q_1 + Q_2 + Q_5 + Q_6 = \Delta Q_{LP} + Q_{fill,LP} \quad (3.5.1)$$

$$-Q_2 + Q_3 = \Delta Q_{CR} \quad (3.5.2)$$

$$-Q_8 - Q_9 + Q_4 = \Delta Q_{UP} + Q_{fill,UP} \quad (3.5.3)$$

$$-Q_5 + Q_7 = \Delta Q_{GT} \quad (3.5.4)$$

$$-Q_6 - Q_7 + Q_8 + Q_9 = \Delta Q_{BC} + \Delta Q_{BP} + Q_{fill,BP} \quad (3.5.5)$$

ただし、体積流量  $Q$  は、各流路および、注水系について、次の式で定義される。

$$Q = W_l v_f + W_g v_g \quad (3.5.6)$$

また、(3.5.5) は、周辺部バイパスと、中央部バイパスを1個のコントロールボリュームと考えた場合の式である。

$Q_{fill}$  は、注入系流量が入力データとして与えられるので、ここでは、陽に与えられている変数である。

以上の式により、9個の流路の体積流量を定めるには4個の条件を加えればよいことになる。この条件は、本コードでは、簡略化されたモデルで置き換えられている部分もあるが、原理的には、運動量バランスと流路両端の圧力差を用いて定められるものである。

各流路における圧力差に関しては、Fig 3.5.1 に示すように、9個の流路の始点と終点を定

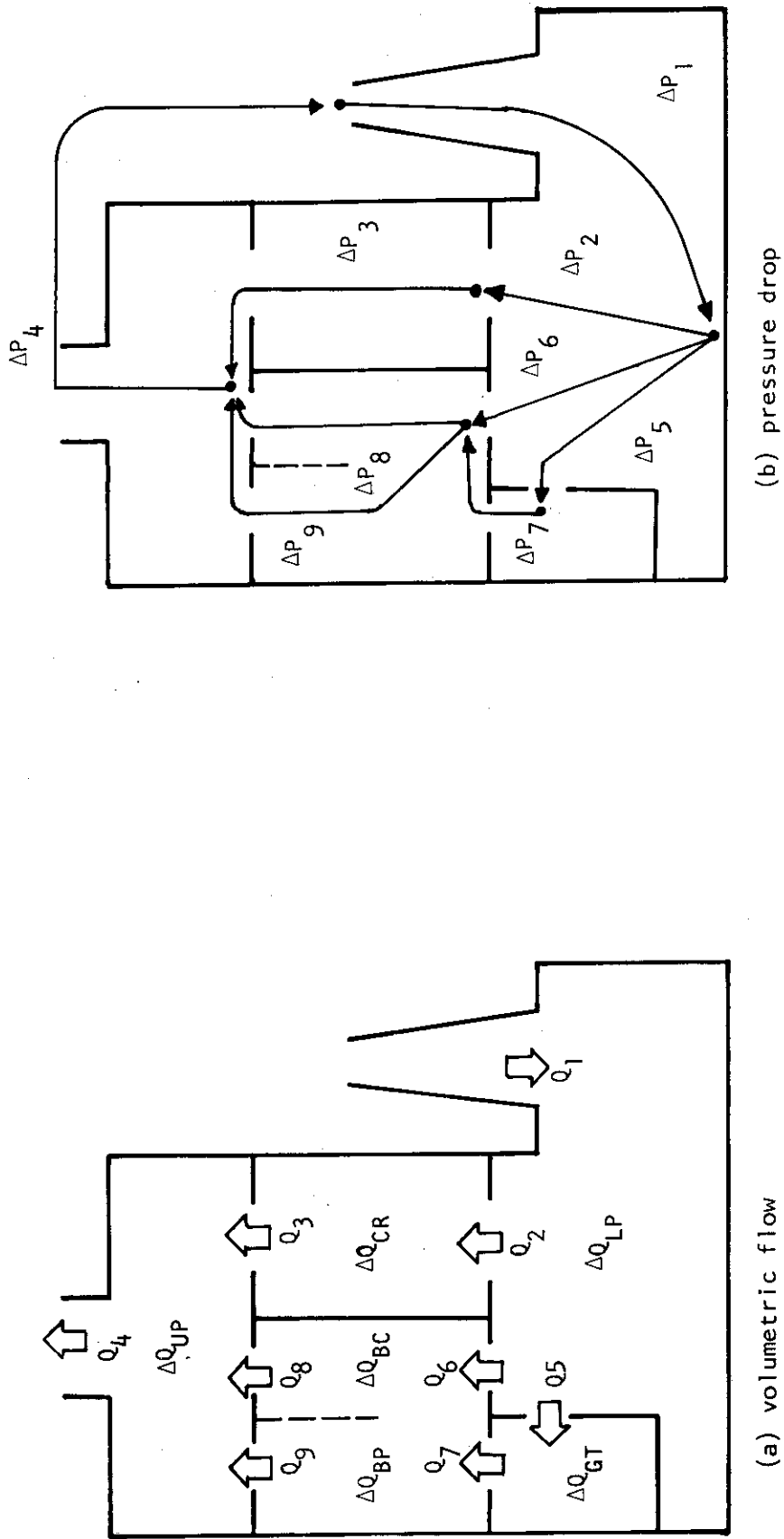


Fig. 3.5.1 Definition of quantities used in volumetric flow and pressure drop balance equations



め、その両端の圧力差を  $\Delta P_i$  ( $i=1\sim 9$ ) と書くと、9個の流路のつくる閉ループを考えることにより、次のバランス式が成立する。

$$\Delta P_1 + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \Delta P_4 = 0 \quad (3.5.7)$$

$$\Delta P_2 + \Delta P_3 - \Delta P_6 - \Delta P_8 = 0 \quad (3.5.8)$$

$$\Delta P_2 + \Delta P_3 - \Delta P_5 - \Delta P_7 - \Delta P_8 = 0 \quad (3.5.9)$$

$$\Delta P_8 - \Delta P_9 = 0 \quad (3.5.10)$$

本コードでは、システム全体の代表圧力をインプットで与え、これにより物性値を定めている。それにもかかわらずここで、2点間の圧力差を考えることができるのは、圧力の絶対値に比べて系内の2点間の圧力差が十分小さいと考えられるためである。

各  $\Delta P_i$  の値の計算法の詳細は、次節で述べることにし本節では、各流路に共通な点について説明する。

各流路の圧力差は、重力による寄与と、摩擦による流動抵抗の寄与として表わす。

$$\Delta P_i = \Delta P_{\text{grav},i} + \Delta P_{\text{fric},i} \quad (i=1\sim 9) \quad (3.5.11)$$

重力の項は、始点高さ  $Z_1$ 、終点高さ  $Z_2$  を用いて次式で計算する。

$$\Delta P_{\text{grav}} = \frac{g}{g_c} \int_{Z_1}^{Z_2} \{ \alpha \rho_g + (1-\alpha) \rho_f \} dz \quad (3.5.12)$$

$$\text{ただし, } \begin{cases} \alpha = 1 & (Z \geq Z_{\text{lev}}) \\ \alpha = \alpha_L & (Z < Z_{\text{lev}}) \end{cases}$$

次に摩擦項について考える。式(3.5.7)(3.5.8)(3.5.9)では各式中で支配的要素は、流路1, 5, 6, 3における流動抵抗であると考えて、それ以外の流路では抵抗を無視する。

$$\Delta P_{\text{fric},i} = 0 \quad (i=2, 4, 7, 8, 9) \quad (3.5.13)$$

流路1, 3, 5, 6の流動抵抗の定め方および各流路の具体的な流量計算については次節に述べる。

### 3.5.2 各流路の流れの定め方

各流路の流れは、いくつかの安全側と考えられる簡略化を用いて定めているので、本節では、計算の手順に従って、各流路の流量計算モデルを説明する。

#### (1) リーク流路(流路5および6)

この流路は、圧力容器内の残留水が少なく水位が非常に低い時には、下部プレナムで発生した蒸気が、バイパスして通ることになる。この時点での流量は無視できる程度であろうし、また、この流路の流れを無視することは炉心側への蒸気流量を大きくするので、CCFLの効果を大きく見積るので安全側である。従って、流路の両側の水位が流路高さに満たない時は、液相も気相も流れないとする。

$$W_{li} = 0 \quad (i=5, 6) \quad (3.5.14)$$

$$W_{gi} = 0 \quad (i=5, 6) \quad (3.5.15)$$

次に、流路の両側のいずれかの水位が、流路高さに達して、ここを、液相流が通るようになった場合は、圧力損失を考える。この場合は、流動による損失と流量の間の関係を、次の式で表わす。

$$W_i = C_{1i} (\Delta P_{fric})^{1/2} + C_{2i} (\Delta P_{fric}) + C_{3i} (\Delta P_{fric})^2 \quad (3.5.16)$$

(i=5, 6)

ただし、 $C_1$ 、 $C_2$ 、 $C_3$ は、流路形状による係数であり、インプットとする。また蒸気流量、液相流量は、上流側の水面下の平均ボイド率を用いて、均質流を仮定して定める。

ここで、 $\Delta P_{fric,i}$  (i=5,6)は、圧力バランスの式(3.5.8)(3.5.9)に、(3.5.11)(3.5.12)(3.5.13)を代入して、次のように書ける。

$$\Delta P_{fric,5} = \Delta P_{grav,3} + \Delta P_{grav,2} - \Delta P_{grav,5} - \Delta P_{grav,7} - \Delta P_{grav,8} + \Delta P_{fric,3} \quad (3.5.17)$$

$$\Delta P_{fric,6} = \Delta P_{grav,3} + \Delta P_{grav,2} - \Delta P_{grav,6} - \Delta P_{grav,8} + \Delta P_{fric,3} \quad (3.5.18)$$

従って、炉心上下の差圧のうち重力以外の項を定める必要がある。スプレイ条件下における $\Delta P_{fric,3}$ は、正であるはずであり、大きく見積る方が、流路5,6から下部プレナムへの液相流の流れを小さく見積るので、再冠水を遅らせ安全側であると考えられる。このため、炉心上下の流動による差圧は、入力データで、一定値として与えることとする。

この値を用いて、流路5,6の流量が定められる。

## (2) ジェットポンプの流れ

この流路についても、蒸気流が流れている間は、下部プレナム側から、ダウンカマー側への流量を、小さく見積る方が、炉心側への蒸気流量を大きくして、CCFLの効果を大きくするので安全側である。ここでは、下部プレナムの水位が、ジェットポンプより低い位置にある時は、下部プレナムで発生した蒸気のうちジェットポンプを通る部分の割合を、インプットで与えることとする。この割合を、 $F_{JP}$ とすると、具体的には次の条件で表わす。

$$Q_1 / Q_2 = F_{JP} / (1 - F_{JP}) \quad (3.5.19)$$

ここで、 $Q$ は体積流量である。体積バランスの式(3.5.1)において、 $Q_5$ 、 $Q_6$ は、流路5,6の流量から、定められるので、上式と連立して、 $Q_1$ 、 $Q_2$ が定まる。液相流は0であるとして、 $Q_2$ より(3.5.6)を用いて、蒸気流量が定まる。

下部プレナム内の水位が、ジェットポンプ下端より高くなった後は、次式により、流動抵抗を考慮する。

$$W_i = A_{JP} \sqrt{\frac{2 \rho_{JP} \Delta P_{fric,i}}{K_{JP}}} \quad (3.5.20)$$

ここで、損失係数 $K_{JP}$ 、流路面積 $A_{JP}$ は、入力データとする。ジェットポンプ内の平均密度 $\rho_{JP}$ は、流れが正流の時は $\rho_g$ であり、逆流の時は、下部プレナムの水面下の平均密度( $\alpha_{L,LP} \rho_g + (1 - \alpha_{L,LP}) \rho_f$ )である。両側の圧力差の流動による分は、圧力バランスの式

( 3.5.7 ) にすでに定められた量を代入して次のように定まる。

$$\Delta P_{fric,1} = \Delta P_{grav,2} - \Delta P_{grav,3} - \Delta P_{grav,4} - \Delta P_{grav,1} - \Delta P_{fric,3} \quad (3.5.21)$$

ただし、流路 1 の重力項については、ジェットポンプ内の平均密度として  $\rho_{JP}$  が用いられる。液相流量、気相流量、液相比エンタルピ等は、上流側の領域の値を用いて、均質流を仮定して定められる。

(3) 流路 1, 5, 6 以外の体積流量

流路 1, 5, 6 以外の流路については、まず、式 ( 3.5.1 ) より ( 3.5.5 ) を用いて体積流量を定める。ただし、流路 8, 9 については、両流路への配分を定める必要があるため、ここでは、次のように定める。

$$Q_8 = F_{GT \rightarrow BC} Q_7 + F_{LP \rightarrow BC} Q_6 + \Delta Q_{BC} \quad (3.5.22)$$

$$Q_9 = (1 - F_{GT \rightarrow BC}) Q_7 + (1 - F_{LP \rightarrow BC}) Q_6 + \Delta Q_{BP} \quad (3.5.23)$$

ここで係数  $F_{GT \rightarrow BC}$  ,  $F_{LP \rightarrow BC}$  は、流路 7 および 6 からの流れが、中央部バイパス上端の流れに寄与する割合であり、各々時間に依らない一定値として入力データで与える。この 2 式により、体積バランスの式 ( 3.5.5 ) は自動的に満足される。

以上のようにして、各流路の体積流量が定まる。

(4) 流路 1, 5, 6 以外における液相流量と気相流量

残りの流路 ( 2, 3, 4, 7, 8, 9 ) は共通に、鉛直上向きの流路である。いま、この流路における体積流量が与えられているので、式 ( 3.5.6 ) を考えると、液相および気相の流量を定めるためには、さらに 1 個の条件が与えられればよい。この条件は、領域境界における上側および下側の領域の流体の状態と、気液相対速度に関する関係式が与えられれば得られるものである。しかし、本コードでは、統一的な手法は、まだ整備されておらず、現在の所次の 4 個の条件を考慮して定められている。

(i) 上側領域に蓄積している液相がない場合は、その流路を下向きに流れる液相流量は、この流路に対して上側領域内で注入系あるいは他の流路から供給される液相流量より大きくはならない。

(ii) 流路 3, 8, 9 では、COFL 条件により制限される。

(iii) 流路の下側領域の水位が境界高さに達している間は原則として、3.4.1 節に述べた方法で下側領域の気液分離モデルによる。

(iv) 流路 4 の液相流量は 3.4.2 節のエントレインメントモデルにより定める。

ここで、(i) の条件は、具体的には流路 2, 3, 7, 8, 9 の液相流量はこの順番で、それぞれ  $(-W_{13} - S_{g,CR})$  ,  $(W_F)$  ,  $(W_{fill,BP} - W_{18} - W_{19} - S_{g,BP} - S_{g,BC})$  ,  $W_{BC}$  ,  $W_{BP}$  に制限されている。(  $W_F$  ,  $W_{BC}$  ,  $W_{BP}$  は、3.4.2 節参照 )

(ii) の条件は、すべての鉛直流路に対して成立するはずであるが、炉心下端では COFL の可能性を考えない方が、炉心内水位を低く見積り安全側なので無視する。

また、バイパスから、ガイドチューブへの流路についても、同様の理由から無視する。

(iii) の条件は、炉心上端以外では、3.4.1 節で述べた方法により定められる。炉心上端につい

では、炉心モデル1を用いる場合には、水位が炉心上端に達して後の計算は行なわないこととして、この条件を無視しているが、炉心モデル2においては、他の流路と類似の方法で考慮している。これについては、3.7節で述べる。

以上の(i)~(iv)の条件と体積流量の条件の範囲内で液相流量が(上向きを正として)最小になるように定められる。

特に(iii)の条件は水位が、境界高さまでこなければ適用されないもので、その結果、下部プレナムまたは、ガイドチューブの水位が、その上端に達するまでは、炉心または、バイパス内に水位が形成されることはない。

### 3.6 周辺部バイパスに注入するLPCIのモデル

シュラウド内に直接注水されるLPCI(In-shroud injection system)の備えられている場合のモデルについて説明する。ここでは、注入水によるバイパス内の蒸気の凝縮の効果と周辺部バイパス内におけるCCFLの可能性が考慮される。CCFLは、起きるとすれば、流路の狭くなっているLPCI注水口高さで起きると考えられる。従って以下においては、この注水口位置における蒸気流量と液相流量に注目して考える。

ここではバイパス内の状況を(1)水位が注水口高さより低い場合と、(2)水位が注水口高さより高い場合に分けて考える。

#### (1) 水位が注水口高さより低い場合

まず、LPCIによる蒸気凝縮がない場合の周辺部バイパスを通る上昇蒸気流量 $W_{gBP}$ を定める。これは近似的には、周辺部バイパス内での蒸発量とガイドチューブ内の蒸発量を考慮して次式で定められる。

$$W_{gBP} = (1 - F_{BC}) \cdot \frac{1}{h_{fg}} \left\{ q_{U,GT} + I_{GT} (q_{L,GT} - M_{1L,GT} \frac{dh_f}{dt}) \right. \\ \left. + I_{BP} (q_{L,BP} - M_{1L,BP} \frac{dh_f}{dt}) + q_{U,BP} \right\} \quad (3.6.1)$$

ここで、 $I_{GT}$ 、 $I_{BP}$ は、ガイドチューブ領域または周辺部バイパス内の水面下の状態が、飽和の時1であり、未飽和のとき0である。注入水はこの蒸気流と完全混合すると仮定する。従って蒸気凝縮量は、

$$-S_{gU,mix,BP} = \begin{cases} -W_{gBP} & (W_{gBP} < \frac{h_f - h_{fill}}{h_g - h_f} W_{fill}) \\ -\frac{h_f - h_{fill}}{h_g - h_f} W_{fill} & (W_{gBP} \geq \frac{h_f - h_{fill}}{h_g - h_f} W_{fill}) \end{cases} \quad (3.6.2)$$

となる。

$W_{fill}$ ,  $h_{fill}$  は, LPCI 流量および比エンタルピであり, 3.3 節の方法で, 入力データとして与えられる。

注入水の未飽和度が大きければ, さらに, 中央部バイパス内での蒸気の凝縮が起きる可能性があるがここでは無視する方が中央部バイパス上端の CCFL を大きく見積り保守的結果になるので無視する。

次に, 注入口高さでの CCFL の可能性を考える。ここでも, CCFL 関係式 (3.4.35) が成立するとし, この位置での流路断面積およびパラメータ  $K_1$ ,  $K_2$  はインプットで与える。ただし, この位置では, 注入水の未飽和度の効果を考え, 蒸気流量  $W_{gBP}$  の全部が凝縮される時は CCFL は起きないとする。一部しか凝縮されない時は, 注入口高さにおける  $j_g$  を, 次式により定め, これを CCFL 関係式に代入して, 下向き液相流の最大値を計算する。

$$j_g = \frac{W_{gBP} v_g}{A_{BP}} \quad (3.6.3)$$

CCFL 制限条件に対して, 上方から供給される液相流は, 注入水流量 ( $W_{fill}$ ), 水面より上での蒸気凝縮量 ( $S_{gU}$ ), および周辺部バイパス出口 (流路 9) からの流れ ( $-W_{19}$ ) の和である。注入口高さを通じた液相流は, 水面下の部分に加える。CCFL により注入口高さを通過できない液相がある場合は, その蓄積を無視し, 系外に失なわれるものとする。この取り扱い, 上部プレナムにおける場合と同様である。ここでも質量バランスを無視していることになるが, 体積流量のバランスは崩さないようにしている。

#### (2) バイパス内水位が注入口高さより高い場合

この場合は, CCFL を考慮せず, 3.5.1 節に述べた基本モデルとまったく同じになる。ただし, 水面より上での蒸気凝縮量 ( $-S_{gU, mix}$ ) は 0 とする。

### 3.7 炉心内の流動の詳細計算モデル

#### 3.7.1 概要

本コードは, 前述したように, 炉心の流動を解析するための 2 つのモデルを用意している。炉心モデル 1 は, 極めて単純化されたモデルである。炉心は水位面の上と下の 2 つの部分から成るとされ, それぞれの部分は, 1 点近似モデルで解析される。炉心での冷却材への総伝熱量も, 水位面以下の部分のボイド率も, とともに時間に依らず一定であると仮定され, その値は入力データで与えられる。これに対し, 炉心モデル 2 は, 現象をより忠実に表現しようとするものである。炉心は軸方向にノード分割され, 各高さで伝熱やボイド率などの時間依存変化が計算される。これらの 2 つのモデルは, 相互に置き換え可能であり, モデルの差による結果の違いなども, 評価できる。炉心モデル 1 については, すでに説明したので, 本節では炉心モデル 2 に限って, その体系や計算方法について説明する。

炉心モデル 2 の計算体系の概要を Fig 3.7.1 に示す。このモデルでは, 燃料集合体間および燃料集合体内部での発熱量や流動様式の水平方向分布を無視し, さらに, 流路形状は, 軸方向に一様であるとして, 炉心における冷却材の流れを等断面積の管内の一次元流であるとして取

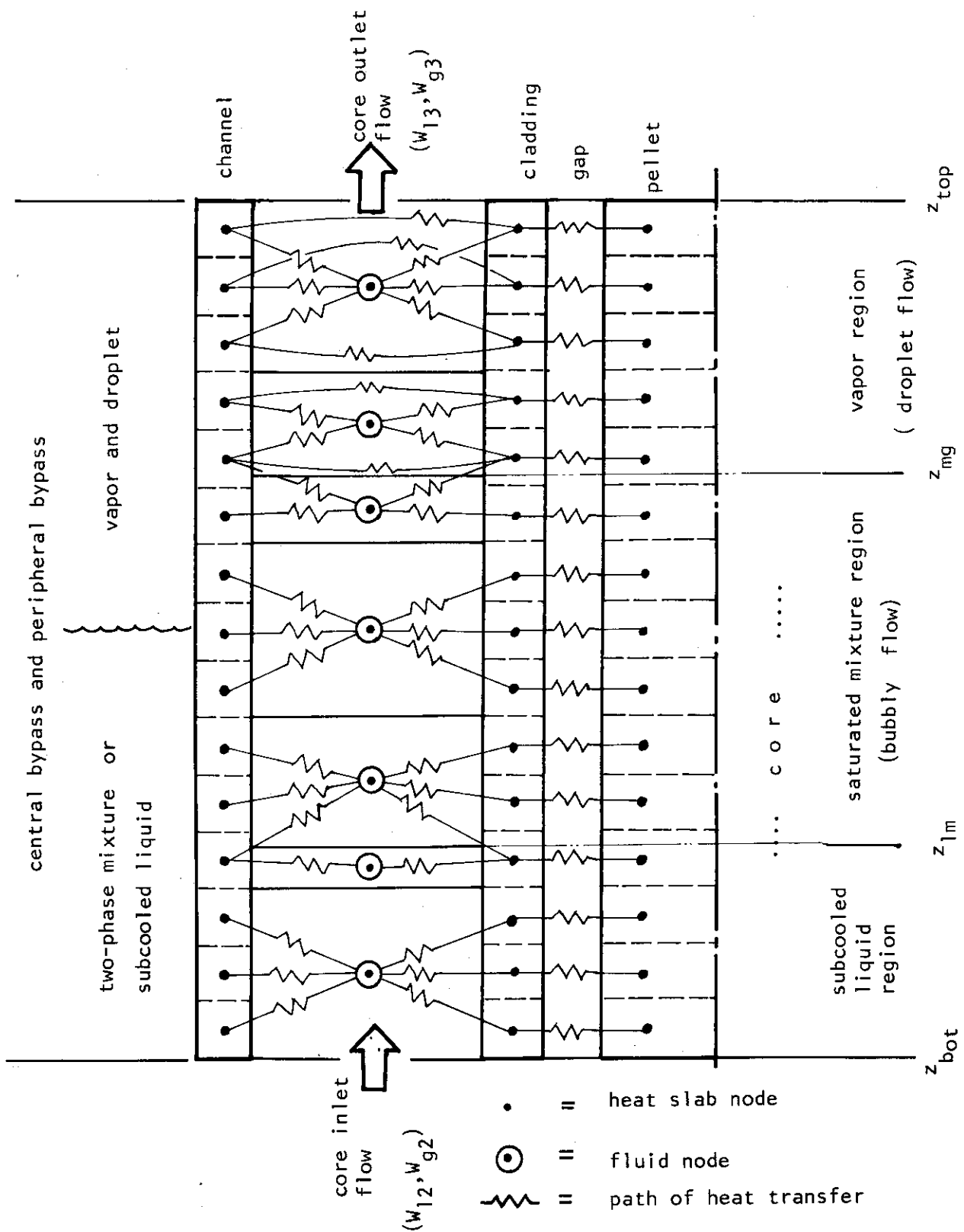


Fig.3.7.1 Noding system for core model option 2

り扱う。図中に示すように、炉心の冷却材流路は、炉心下端  $Z_{bot}$  から炉心上端  $Z_{top}$  まで、軸方向に  $N$  個の等長の“冷却材メッシュ”に分割される。 $N$  は、20 以下の任意の整数であり入力データで与える。各冷却材メッシュの中心点には、そのメッシュを代表する点“冷却材ノード”を置く。そして、各ノードへの伝熱量を後述の伝熱体モデルを用いて計算した後、ノード間の気相、液相の移動量を計算し、各ノードの質量、エンタルピ、ボイド率などを計算する。

各ノードへの伝熱量は、伝熱体間および伝熱体-冷却材間の熱伝達計算モデルにより与えられる。このモデルは冷却材への伝熱体として、ペレット、被覆管、チャンネルボックスの3つを考えている。それぞれの伝熱体は、形状も材質も軸方向に一様であると仮定している。

Fig. 3.7.1 に示すように、伝熱体も  $Z_{bot}$  から  $Z_{top}$  まで軸方向に  $N_F$  個の等長の“伝熱体メッシュ”に分割される。ここに、 $N_F$  は3種の伝熱体に共通で  $N$  の整数倍である60以下の整数であり、入力データで与えるものとする。各伝熱体メッシュの中心点には、そのメッシュの代表点“伝熱体ノード”を置く。伝熱体間の熱伝達を考えるにあたっては、軸方向の熱の移動を無視する。また伝熱体から冷却材への伝熱は、その伝熱体メッシュが属する冷却材メッシュとの間で考えることとしている。かくして、Fig. 3.7.2 に示すような熱伝達回路が形成され、この回路での熱伝達を解くことにより、各伝熱体ノードの時間依存温度変化が計算される。

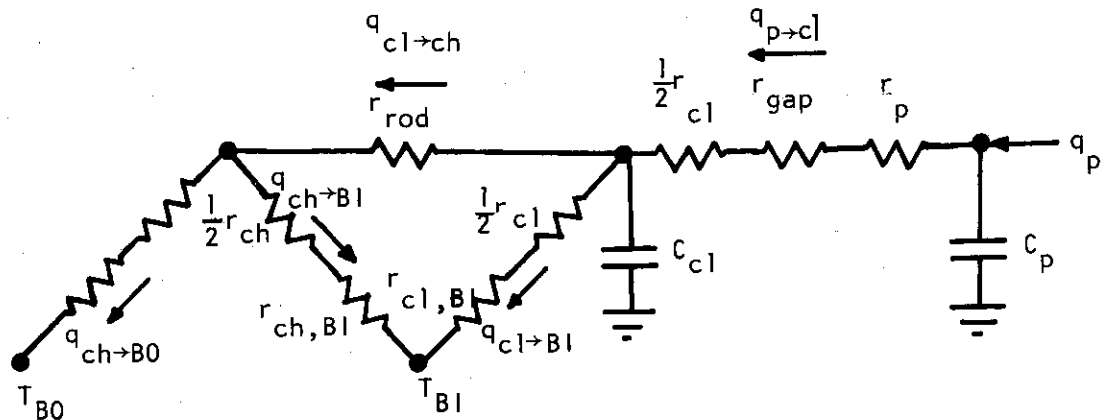


Fig.3.7.2 Heat transfer circuit of core model 2

ところで、冷却材の流動を考える時には、冷却材がサブクール相であるか、二相混合相であるか、蒸気相であるかによって、伝熱・流動のメカニズムは大きく変化する。炉心モデル2では、このような流動様式を考慮するため、炉心内冷却水を、サブクール領域、気泡を含む二相混合領域、スプレー水の液滴を含む蒸気相領域の3つの部分に分け、それぞれに対して異った取り扱いをする。

この2番目と3番目の様式の区別は、前者は液相連続の気泡流 ( bubbly flow )、後者は蒸気相連続の液滴流 ( droplet flow ) であり、両者の間には明確な境界面 ( 水位面 ) が形成されるという仮定にもとづいている。この仮定に従って、前者に対しては気液相対速度関係式として、Wilson の関係式 [10] を用い、後者に対しては、液滴は十分速い落下速度を持つものとして、この領域内での蓄積を無視している。

燃料棒温度が非常に高い条件での再冠水過程では水面下の部分において急激な蒸気発生が生じ、このような単純化された流動様式では扱えない状況が発生することも予想されるが、現在のモデルではその考慮は行っていない。

この3つの部分間の境界面の高さ ( $Z_{1m}$ ,  $Z_{mg}$ ) は移動可能であり常に追跡している。境界面がある冷却材メッシュ内にある場合には Fig. 3.7.1 に示すように、そのメッシュを上下の2個に分割し、ノードも各々の中心に1個ずつ考える。従って、境界面の上下ではメッシュ幅が短くなっている。この場合は、伝熱体からの伝熱量も、わけて計算する。境界面がもとのメッシュを通り過ぎたら、分割されていたメッシュは再び1になる。

### 3.7.2 冷却材流動の方程式と差分形式

流動のモデルは、前述したように、未飽和相、混合相、蒸気相の3つの流動様式に分けて取り扱われるので、この順に、説明する。また炉心の入口・出口の境界条件については、すでに与えられているものとして議論を進め、本節の最後に、その定め方を説明する。

また、このモデルでは、各相の位置関係は必ず Fig. 3.7.1 のように上下に並んでいるものとし、これ以外の順番に並ぶ場合は考慮できない。(例えば、炉心に未飽和液相があるのに、下部プレナムから、飽和二相流が流入するような条件は、扱い得えない。)

#### (1) 未飽和相領域

単相流に関する質量保存則およびエネルギー保存則は一次元流と考えられる場合は、次式で表わせる。

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho A) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u A) = 0 \quad (3.7.1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho h A) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u A h) - q' - A \frac{g_c}{J} \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \quad (3.7.2)$$

ただし、 $\rho$  = 密度  
 $A$  = 断面積  
 $h$  = 比エンタルピ  
 $u$  = 速度  
 $q'$  = 単位長さあたりの伝熱量  
 $g_c/J$  = 単位換算係数  
 $P$  = 圧力

また、ここでは、流体の運動のエネルギーは無視した。液相の密度は、本コードでは、飽和液相の値と等しいとしている。

$$\rho = \rho_f (P) \quad (3.7.3)$$

また圧力  $P$  は、炉心内で一様と仮定し、入力データで時間依存のテーブルとして与える値をそのまま用いる。



$$P = P(t) \quad (3.7.4)$$

さらに、炉心内では、断面積  $A$  は一様であって、

$$A = A_{CR} \quad (3.7.5)$$

である。従って、式 (3.7.1) (3.7.2) は、次の形に簡略化される。

$$\frac{d\rho_f}{dt} + \rho_f \frac{\partial u}{\partial z} = 0 \quad (3.7.6)$$

$$\frac{\partial(\rho_f h)}{\partial t} + \rho_f \frac{\partial(uh)}{\partial z} - \frac{q'}{A_{CR}} - \frac{g_c}{J} \frac{dP}{dt} = 0 \quad (3.7.7)$$

この式は、次の形に差分化する。  $n$  は経過した時間ステップ数とし、  $\Delta t$  を、次のタイムステップ幅、  $\Delta Z$  を、冷却材メッシュの幅とする。

$$\frac{\rho_f^{n+1} - \rho_f^n}{\Delta t} + \frac{\rho_f^{n+1} (u_i^{n+1} - u_i^n)}{\Delta Z_i} = 0 \quad (3.7.8)$$

$$\frac{\rho_f^{n+1} \bar{h}_i^{n+1} - \rho_f^n \bar{h}_i^n}{\Delta t} + \frac{\rho_f^{n+1} u_{i+1}^{n+1} h_{i+1}^{n+1} - \rho_f^n u_i^n h_i^n}{\Delta Z_i} + \frac{q_i^{n+1}}{A_{CR}} - \frac{g_c}{J} \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta Z_i} = 0 \quad (3.7.9)$$

ここで、流速  $u_i$  と、比エンタルピ  $h_i$  は冷却材メッシュ  $i-1$  と  $i$  との境界で定義し、比エンタルピ  $\bar{h}_i$  および伝熱量  $q_i$  は冷却材メッシュ  $i$  の中心で定義する。この関係を Fig. 3.7.3 に示す。また、 $\rho_f, P$  等は、位置  $Z$  によらない変数である。メッシュ幅  $\Delta Z_i$  は、炉心上端  $Z_{top}$  と下端  $Z_{bot}$  の間を  $N$  等分して定められるが、飽和混合相と接するメッシュ (メッシュ番号を  $N+1$  とする。) については短くなる。

境界の比エンタルピ  $h_i^{n+1}$  は、donor-cell 法により次の式で定める。

$$h_i^{n+1} = \begin{cases} h_{i-1}^n & (u_i^{n+1} \geq 0) \\ h_i^n & (u_i^{n+1} < 0) \end{cases} \quad (3.7.10)$$

ただし、下端の速度  $u_i^{n+1}$  は境界条件として与えられ、それが、正の場合には、 $h_i^n$  として、下部プレナムの平均エンタルピ  $h_{iLP}^n$  を代入する。また、上端の速度  $u_{N+1}^{n+1}$  ( $N+1$  は未飽和領域のメッシュ数) が負の場合の、上端の比エンタルピは、飽和領域に接している場合は、飽和の比エンタルピ  $h_f^n$  とし、未飽和領域が炉心上端まで達している場合は、このモデルに対する境界条件として与える。炉心出口流量が負の場合は本コードの現状では、上部プレナムから流入するのは、飽和二相流または蒸気单相流であるので、この場合は、新たに飽和領域が形成される。

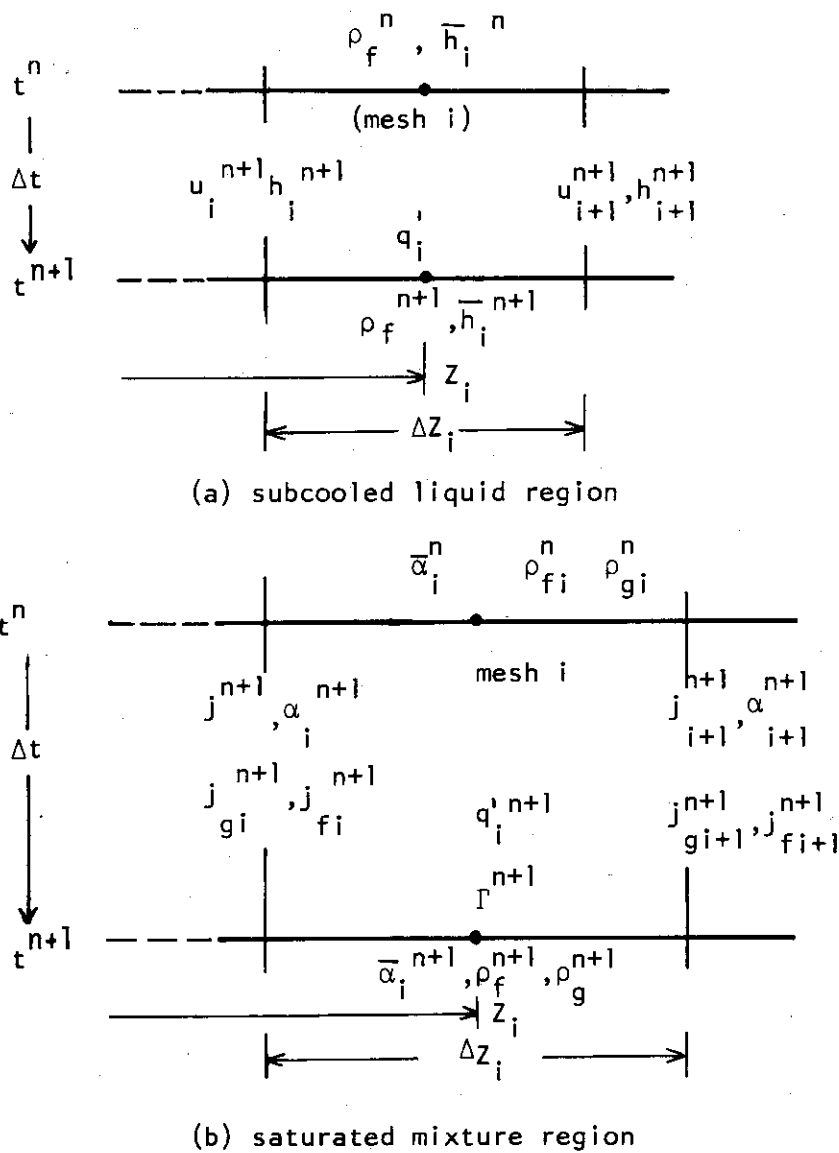


Fig.3.7.3 Quantities involved in difference schemes

伝熱量  $q_i^{n+1}$  は、伝熱モデルにより与えられ、圧力および  $\rho_f$  は、入力データまたは、蒸気表によって計算できるので、以上の方程式を用いて、未知数  $u_i^{n+1}$ 、 $h_i^{n+1}$ 、 $h_i^{n+1}$  を定めることができる。

次に、飽和領域との境界位置  $Z_{lm}^{n+1}$  の定め方について述べる。 $Z_{lm}^{n+1}$  は、これまでに述べた方法で、新しいノードエンタルピ  $h_i^{n+1}$  および速度  $u_i^{n+1}$  を定めた後に、その値を用いて行なう。このためには次の2つの方法を並用する。

まず、最上段のノードの比エンタルピ  $h_{Ni}^{n+1}$  が  $h_f^{n+1}$  より大きい場合は、ノードの比エンタルピとノード高さを用いて、線形内挿により、 $h_f^{n+1}$  になる高さを求め、これを新しい  $Z_{lm}$  とする。この  $Z_{lm}$  の変化に応じて、最上段のノード(メッシュの中心)の高さも変化するので、この点のエンタルピも、同様の線形内挿により修正する。

これに対して、最上段のノードエンタルピが、 $h_f^{n+1}$  より小さい時は、内挿による方法が適さないので、飽和点の移動速度を表わす次の式を用いる。

$$\frac{dZ_{1m}}{dt} = u + \left( \frac{dh_f}{dt} - \frac{1}{\rho_f} \frac{q'}{ACR} - \frac{g_c}{\rho_f J} \frac{dP}{dt} \right) / \frac{\partial h}{\partial z} \quad (3.7.11)$$

この方程式は、高さ  $Z_{1m}$  において、比エンタルピ  $h$  が  $h_f(P)$  に等しいという条件と、質量およびエネルギー保存則 (3.7.1) (3.7.2) を、組み合わせて得られる。

この方程式は、次の形に差分化する。

$$\frac{Z_{1m}^{n+1} - Z_{1m}^n}{\Delta t} = u_{i_{N1+1}}^{n+1} + \frac{\frac{h_f^{n+1} - h_f^n}{\Delta t} - \frac{q_{N1}^{n+1}}{\rho_f^{n+1} ACR} - \frac{1}{\rho_f^{n+1}} \cdot \frac{g_c}{J} \cdot \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t}}{(h_f^n - h_{N1}^n) / \Delta Z_{N1}} \quad (3.7.12)$$

これにより、新しい  $Z_{1m}^{n+1}$  を定める。新しいノード高さにおける比エンタルピは、この点と、修正前のノード点の間で線形内挿により定める。

### (2) 飽和混合相領域

ここでは、ボイド率 ( $\alpha$ ) および、体積流束 ( $j, j_g, j_f$ ) を基本変数として、方程式をたてる。

一様断面積の管内の一次元流として、断面内の諸量の分布を無視すると質量保存則は、液相および、蒸気相の各々について、次式で表わせる。

$$\frac{2(1-\alpha)\rho_f}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (j_f \rho_f) = -\Gamma \quad (3.7.13)$$

$$\frac{2(\alpha\rho_g)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (j_g \rho_g) = \Gamma \quad (3.7.14)$$

ここで  $\Gamma$  は単位体積あたりの蒸発量である。

また  $j_g, j_f$  は両相の体積流束であり、速度  $u_g, u_f$  および全体積流束  $j$  の間には、次の関係がある。

$$j = j_g + j_f \quad (3.7.15)$$

$$j_g = u_g \alpha \quad (3.7.16)$$

$$j_f = u_f (1-\alpha) \quad (3.7.17)$$

次に、エネルギー保存則は、運動エネルギーを無視すると、下の形に表わせる。

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ \alpha \rho_g h_g + (1-\alpha) \rho_f h_f \} + \frac{\partial}{\partial z} (j_g \rho_g h_g + j_f \rho_f h_f) - \frac{q'}{ACR} - \frac{g_c}{J} \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \quad (3.7.18)$$

さらに、この領域における流動様式を気泡流であるとし、気液相対速度は Wilson の関係式 (2.3.51) で表現できるとする。この速度を  $u_b$  とすると、これは圧力とボイド率の関数

となっているので、次の形になる。

$$u_g - u_f = u_b(\alpha, P) \quad (3.7.19)$$

物性値  $\rho_g, \rho_f, h_g, h_f$  は圧力の関数であり、圧力は時刻の関数として与えられるので、以上により未知数  $\Gamma, \alpha, j_g, j_f, j_i, j, u_g, u_f$  に対して、同数の方程式が得られたことになる。

差分形式は、質量およびエネルギーの保存式に対してそれぞれ次の形とする。

$$\frac{\rho_g^{n+1} \alpha_i^{n+1} - \rho_g^n \alpha_i^n}{\Delta t} + \frac{-j_{g,i}^{n+1} \rho_g^{n+1} + j_{g,i+1}^{n+1} \rho_g^{n+1}}{\Delta Z_i} = \Gamma_i^{n+1} \quad (3.7.20)$$

$$\frac{\rho_f^{n+1} (1 - \alpha_i^{n+1}) - \rho_f^n \alpha_i^n}{\Delta t} + \frac{-j_{f,i}^{n+1} \rho_f^{n+1} + j_{f,i+1}^{n+1} \rho_f^{n+1}}{\Delta Z_i} = -\Gamma_i^{n+1} \quad (3.7.21)$$

$$\frac{\rho_g^{n+1} h_g^{n+1} \alpha_i^{n+1} + \rho_f^{n+1} (1 - \alpha_i^{n+1}) h_f^{n+1} - \rho_g^n h_g^n \alpha_i^n - \rho_f^n h_f^n (1 - \alpha_i^n)}{\Delta t} + \frac{1}{\Delta Z_i} \{ j_{g,i+1}^{n+1} \rho_g^{n+1} h_g^{n+1} + j_{f,i+1}^{n+1} \rho_f^{n+1} h_f^{n+1} - j_{g,i}^{n+1} \rho_g^{n+1} h_g^{n+1} - j_{f,i}^{n+1} \rho_f^{n+1} h_f^{n+1} \} - \frac{q_i^{n+1}}{ACR} - \frac{g_c}{J} \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t} = 0 \quad (3.7.22)$$

ここで、添字  $n$  はタイムステップ数を示し、 $i$  はメッシュ番号である。また、ここでも未飽和領域の場合と同様に、流束 ( $j_{g,i}, j_{f,i}, j_i$ ) 等は、メッシュ  $i-1$  と  $i$  の境界で定義し、ボイド率 ( $\alpha_i$ ) はメッシュの中心で定義する。また、メッシュ幅  $\Delta Z_i$  は、最下端および最上端のメッシュでは異っている。

また、メッシュ境界の  $j_g, j_f$  を定めるために必要な、境界ボイド率 ( $\alpha_i^{n+1}$ ) は、donor-cell 法により定める。

$$\alpha_i^{n+1} = \begin{cases} \alpha_{i-1}^n & (j_i^{n+1} \geq 0) \\ \alpha_i^n & (j_i^{n+1} < 0) \end{cases} \quad (3.7.23)$$

ただし、未飽和相との境界では  $\alpha = 0$  とする。

次に解法の手順を、簡単に説明する。3個の保存則から、 $j_g^{n+1}, j_f^{n+1}, \alpha^{n+1}$  を消去することができて、 $\Gamma_i^{n+1}$  を、既知の量により表わすことができる。

$$\Gamma_i^{n+1} = \frac{1}{h_g^{n+1} - h_f^{n+1}} \left\{ \frac{q_i}{ACR} + \frac{g_c}{J} \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t} - \frac{\rho_g^n \alpha_i^n (h_g^{n+1} - h_g^n)}{\Delta t} \right\}$$

$$+ \frac{\rho_f^n (1 - \alpha_i^n) (h_f^{n+1} - h_f^n)}{\Delta t} \quad (3.7.24)$$

また、(3.7.20)(3.7.21)の2式を変形して、体積流束(j<sub>i</sub>)に関する式を得る。

$$j_{i+1}^{n+1} = j_i^{n+1} + \Gamma_i^n \Delta Z_i \left( \frac{1}{\rho_g^{n+1}} - \frac{1}{\rho_f^{n+1}} \right) + \left\{ \alpha_i^n \left( \frac{\rho_g^n}{\rho_g^{n+1}} - 1 \right) + (1 - \alpha_i^n) \left( \frac{\rho_f^n}{\rho_f^{n+1}} - 1 \right) \right\} \Delta Z \quad (3.7.25)$$

ここで最下端の流束j<sub>N1</sub><sup>n+1</sup>は、未飽和領域があれば、その最上端の流速に等しく、すでに定められている。また、未飽和領域がない場合は、炉心入口の境界条件により定められる。従って、上式により、すべてのj<sub>i</sub><sup>n+1</sup>が定められる。

次に、j, j<sub>g</sub>, j<sub>f</sub>, u<sub>g</sub>, u<sub>f</sub>, u<sub>b</sub>に関する式(3.7.15)(3.7.16)(3.7.17)(3.7.19)を変形すると、

$$j_g = \alpha j + \alpha(1 - \alpha) u_b(\alpha, P) \quad (3.7.26)$$

$$j_f = (1 - \alpha) j - \alpha(1 - \alpha) u_b(\alpha, P) \quad (3.7.27)$$

を得るので、これに、j<sub>i</sub><sup>n+1</sup>, P<sup>n+1</sup>, α<sub>i</sub><sup>n+1</sup>を代入して、境界におけるj<sub>g</sub><sup>n+1</sup>, j<sub>f</sub><sup>n+1</sup>を定めることができる。メッシュ中心のボイド率は、質量保存の式の一方に、j<sub>g</sub><sup>n+1</sup>またはj<sub>f</sub><sup>n+1</sup>とΓ<sup>n+1</sup>を代入することにより得られる。

ただし、水位面を含むメッシュについては特別であって、質量保存の式に対応する差分形式を次のように修正して用いる。このメッシュ番号をN2とする。

$$\frac{\rho_g^{n+1} \alpha_{N2}^{n+1} \Delta Z_{N2}^{n+1} - \rho_g^n \alpha_{N2}^n \Delta Z_{N2}^n}{\Delta t} + j_{g,N2}^{n+1} \rho_g^{n+1} - j_{g,s}^{n+1} \rho_g^{n+1} = \Gamma_{N2}^{n+1} \Delta Z_{N2}^n \quad (3.7.28)$$

$$\frac{\rho_f^{n+1} (1 - \alpha_{N2}^{n+1}) \Delta Z_{N2}^{n+1} - \rho_f^n (1 - \alpha_{N2}^n) \Delta Z_{N2}^n}{\Delta t} + j_{f,N2}^{n+1} \rho_f^{n+1} - j_{f,s}^{n+1} \rho_f^{n+1} = -\Gamma_{N2}^{n+1} \Delta Z_{N2}^n \quad (3.7.29)$$

ここで、ΔZ<sub>N2</sub><sup>n+1</sup>, ΔZ<sub>N2</sub><sup>n</sup>は、新、旧のメッシュ幅である。またΓ<sub>i</sub><sup>n+1</sup>は、式(3.7.30)で計算される値を用いる。液相および気相の体積流束j<sub>gs</sub>, j<sub>fs</sub>は、移動しつつある水位面に対する相対値であり、次の式で定める。

$$j_{gs}^{n+1} = \bar{\alpha}^n u_b(\bar{\alpha}^n, P^{n+1}) \quad (3.7.31)$$

$$j_{fs}^{n+1} = \frac{W_{13}}{ACR \rho_f^{n+1}} - \int_{Z_{mg}}^{Z_{top}} \frac{\Gamma^{n+1}}{\rho_f^{n+1}} dz \quad (3.7.32)$$

ここで、式(3.7.31)は、気液分離モデルと同様の考え方による。式(3.7.32)は、炉

心出口から流入する液相流から、蒸気相領域における蒸発量を差し引いたものであり、蒸気相領域のモデルで述べるように、そこでの液滴の気相との相対速度を十分大きいものと仮定しているためである。

(3) 蒸気相領域

この領域では蒸気流の中に炉心スプレイによる液滴流および液膜流が混在している。(2)で述べた気泡流領域に関する保存方程式はすべて、この領域でも成立するが、この領域における流動様式は燃料およびチャンネルボックスとの間の伝熱様式とも関連しており、かなり複雑であるため、Wilsonの式に対応するような気液相対速度の相関式を導入しようとすることは、本コードにとって必ずしも適切でない。そこで、ここでは、気液相対速度は十分大きいものとして、この領域での液相の蓄積を無視して方程式を導びく。飽和相領域の保存方程式に対して、ポイド率  $\alpha = 1$  と置くことにより次式を得る。

$$\frac{\partial}{\partial Z} (j_f \rho_f) = -\Gamma \quad (3.7.33)$$

$$\frac{\partial}{\partial Z} (j_g \rho_g) = \Gamma \quad (3.7.34)$$

$$\frac{\partial (\rho_g h_g)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (j_g \rho_g h_g + j_f \rho_f h_f) - \frac{q'}{ACR} - \frac{g_c}{J} \frac{dP}{dt} = 0 \quad (3.7.35)$$

ここで、未知数は、 $j_g$ 、 $j_f$ 、 $\Gamma$ であって、同数の方程式が与えられている。飽和領域の方程式の中で気液相対速度に関する条件は、ここでは無視し、そのかわりに、 $\alpha = 1$ という条件を加えたわけである。

差分形式は、飽和蒸気相領域と同様にして、 $j_{fi}$ 、 $j_{gi}$ 、 $q'_i$  を定義することにより次の形になる。

$$\frac{P_f^{n+1}}{\Delta Z_i} (j_{fi+1}^{n+1} - j_{fi}^{n+1}) = -\Gamma_i^{n+1} \quad (3.7.36)$$

$$\frac{\rho_g^{n+1}}{\Delta Z_i} (j_{gi+1}^{n+1} - j_{gi}^{n+1}) = +\Gamma_i^{n+1} \quad (3.7.37)$$

$$\frac{\rho_g^{n+1} h_g^{n+1} - \rho_g^n h_g^n}{\Delta t} + \frac{1}{\Delta Z_i} (j_{gi+1}^{n+1} \rho_g^{n+1} h_g^{n+1} + j_{fi+1}^{n+1} \rho_f^{n+1} h_f^{n+1} - j_{gi}^{n+1} \rho_g^{n+1} h_g^{n+1} - j_{fi}^{n+1} \rho_f^{n+1} h_f^{n+1}) - \frac{q'_{i,n+1}}{ACR} - \frac{g_c}{J} \frac{P^{n+1} - P^n}{\Delta t} = 0 \quad (3.7.38)$$

解法の手順は、(2)の場合と同様に、上の3式から  $\Gamma_i^{n+1}$  を求め、それを、(3.7.36) (3.7.37) に代入して  $j_{gi}^{n+1}$ 、 $j_{fi}^{n+1}$  を定めるのであるが、この領域の場合は、液相流量が炉心出口からのスプレイ水の流入量によって支配されているので、 $j_{gi}^{n+1}$ 、 $j_{fi}^{n+1}$  は、上から順に定め

られることとなる。すなわち、後に述べる方法で、境界条件として、炉心の出口における流量 ( $W_{13}, W_{g3}$ ) が与えられるので、最上端の値が最初に次式で定められる。

$$j_{f, N3+1}^{n+1} = \frac{W_{13}^{n+1}}{ACR \rho_f^{n+1}} \quad (3.7.39)$$

$$j_{g, N3+1}^{n+1} = \frac{W_{g3}^{n+1}}{ACR \rho_g^{n+1}} \quad (3.7.40)$$

ここで、 $N3$  は蒸気相領域の最後のメッシュの番号である。

(4) 炉心の入口および出口における境界条件

炉心の入口および出口における境界条件として、流路2および3における液相流量、気相流量および、未飽和水の比エンタルピーが与えられる必要がある。この定め方については、炉心モデル1の場合とほとんど同じであるので、本節では、炉心モデル1と異なる点についてのみ触れる。

(i) 炉心における体積流量の湧き出し

3.5節に述べた体積バランスの方程式を解くために、炉心内での流体の比体積変化の積分値を定める必要がある。3.4.1節の基本モデルの説明で導びいた(3.4.17)式と同様に、体積流量の湧き出しは次式で計算する。

$$\Delta Q_{CR} = M_{g, CR} \frac{dv_g}{dt} + M_{l, CR} \frac{dv_f}{dt} + S_{g, CR} (v_g - v_f) \quad (3.7.41)$$

で与えられる。右辺の各項は差分形式上の記号で表わせれば、次のようになる。

$$M_{l, CR} = ACR \sum_{i=1}^{N3} (1 - \alpha_i^n) \rho_f^n \Delta Z_i^n \quad (3.7.42)$$

$$M_{g, CR} = ACR \sum_{i=1}^{N3} \alpha_i^n \rho_g^n \Delta Z_i^n \quad (3.7.43)$$

$$S_{g, CR} = ACR \sum_{i=1}^{N3} \Gamma_i^{n+1} \Delta Z_i^n \quad (3.7.44)$$

ここで、 $N3$  = 蒸気領域の最上端のメッシュ番号

$$v_f = \frac{1}{\rho_f^{n+1}} \quad (3.7.45)$$

$$v_g = \frac{1}{\rho_g^{n+1}} \quad (3.7.46)$$

$$\frac{d v_f}{d t} = \frac{1}{\Delta t} \left( \frac{1}{\rho_f^{n+1}} - \frac{1}{\rho_f^n} \right) \quad (3.7.47)$$

$$\frac{d v_g}{d t} = \frac{1}{\Delta t} \left( \frac{1}{\rho_g^{n+1}} - \frac{1}{\rho_g^n} \right) \quad (3.7.48)$$

ここで、メッシュ番号は、未飽和領域も含めて全メッシュの範囲を含むものとし、未飽和領域ではボイド率 $\bar{\alpha}$ と蒸発量 $\Gamma$ は0であり、蒸気領域では、ボイド率は1である。この方法で定めた $\Delta Q_{CR}$ は、炉心内の各メッシュごとに考えた質量バランスの式(3.7.8)(3.7.25)(3.7.36)等と矛盾を生じない。

### (ii) 入口における境界条件

炉心入口における境界条件は、炉心モデル1の場合とほぼ同じである。ここでも、2.5節に述べた方法により $W_g, W_l$ が定められる。炉心モデル1と異なる点は、モデル1では炉心内の未飽和相の比エンタルピを計算できないため液相单相流が炉心側から下部プレナム側に向かって流れる場合の流れの比エンタルピを飽和液相の値としていたのに対して、このモデルでは正しく計算できる点である。

### (iii) 出口における境界条件

入口側と同様に、ここでも、流れのクオリティを、炉心モデル1の場合よりも精密に定めることが可能となっている。具体的には、水位が、炉心上端に達していない間は、炉心モデル1と同じであるが、水位( $Z_{mg}$ )が上端に達している時には、本節(2)で述べた差分形式に基づいて、境界における $j_g, j_f$ が計算されている。炉心内に水位が生じるのは、(2)で述べた方法による $j_f$ の計算値が負となり、しかも、その値が、3.4.2節に述べた、CCFLによる制限値または、上部プレナムからの液相供給量よりも小さくなった場合である。

未飽和領域の上端( $Z_{1m}$ )が、炉心上端に達している場合には、流れが正流ならば don or-cell法がそのまま適用され、逆流ならば、上部プレナムからのスプレイ流量が出口流量を定めることとなる。

## 3.7.3 炉心における伝熱のモデル

### (1) 熱伝達回路

チャンネルボックスおよび燃料棒から流体に与えられる熱量を考える。

チャンネルボックスおよび燃料棒はそれぞれ1個で代表させ、それを流路方向に同じ個数で等間隔に区分し、流路方向の熱伝導は無視して、各高さごとに温度変化を考える。

ある高さにおける、チャンネル、燃料被覆管、ペレット、冷却材の間の熱伝達を、Fig.

3.7.2に示すような単純な熱伝達回路で表現する。

記号および添字の意味は次のとおりである。



$T$  = 温度  
 $r$  = 熱抵抗  
 $q$  = 熱流量または，熱発生量  
 添字  
 $ch$  = チャンネル  
 $p$  = ペレット  
 $cl$  = 被覆管  
 $BI$  = チャンネル内側の冷却材  
 $BO$  = チャンネル外側の冷却材  
 $gap$  = gap における熱伝達  
 $rad$  = 輻射による熱伝達

この熱伝達回路における伝熱量および温度変化は，以下の式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned}
 q_{p \rightarrow cl} &= \frac{T_p - T_{cl}}{r_{gap} + r_p + r_{cl}} \\
 q_{cl \rightarrow BI} &= \frac{T_{cl} - T_{BI}}{r_{cl, BI}} \\
 q_{cl \rightarrow ch} &= \frac{1}{r_{rad}} (T_{cl} - T_{BI}) \\
 q_{ch \rightarrow BI} &= \frac{T_{ch} - T_{BI}}{\frac{1}{2} r_{ch} + r_{ch, BI}} \\
 q_{ch \rightarrow BO} &= \frac{T_{ch} - T_{BO}}{\frac{1}{2} r_{ch} + r_{ch, BO}}
 \end{aligned} \right\} \quad (3.7.49)$$

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{dT_p}{dt} &= \frac{1}{C_p} (q_p - q_{p \rightarrow cl}) \\
 \frac{dT_{cl}}{dt} &= \frac{1}{C_{cl}} (q_{p \rightarrow cl} - q_{cl \rightarrow BI} - q_{cl \rightarrow ch}) \\
 \frac{dT_{ch}}{dt} &= \frac{1}{C_{ch}} (q_{cl \rightarrow ch} - q_{ch \rightarrow BI} - q_{ch \rightarrow BO})
 \end{aligned} \right\} \quad (3.7.50)$$

ただし，チャンネルボックスの外側表面での熱伝達は現在のモデルでは，チャンネルの内側での蒸気発生量を大きく見積る方が，CCFLの影響を保守的に計算することになると考えて， $q_{ch \rightarrow BI} = 0$ としている。

ここで，少し細かくなるが，流体側のメッシュと伝熱体側のメッシュとの関係について補足

しておく。

通常は、1個の流体メッシュに対して1または複数個のスラブ・メッシュが対応しており、流体メッシュの境界は、伝熱体メッシュの境界に一致している。この場合は、バルク温度等の伝熱体側の計算に必要な流体の情報は、対応する流体メッシュの中央の値を用いることができ、また逆に、流体側の計算に必要な伝熱量の値は、対応する伝熱体メッシュの伝熱量の和として定めることができる。

ところが、流体側の3個に分けられた領域の境界位置においては、ある伝熱体メッシュは2個の流体メッシュに接することになる。この状況をFig. 3.7.4に示す。ここでは、流体メッシュ*i*が*i*<sub>1</sub>と*i*<sub>2</sub>の2個に分割されており、伝熱体メッシュ*j*がこの両方に接している。この場合には、伝熱体メッシュ*j*から奪われる伝熱量は、*j*の中心点(伝熱体ノード)が接している*i*<sub>1</sub>の状態量を用いて計算するが、流体側メッシュに、スラブ*j*から与えられる伝熱量は、*i*<sub>1</sub>に対しては、上のようにして定めた値*q*<sub>1</sub>に、*i*<sub>1</sub>に接する面積割合を乗じたものとし、*i*<sub>2</sub>に対しては、伝熱体メッシュ*j*の*i*<sub>2</sub>に接する面内における熱流束が伝熱体メッシュ*j*+1における値と等しいと仮定して計算した伝熱量とする。境界面が同図の位置よりも低く、伝熱体ノード*j*が*i*<sub>2</sub>に属する場合は、*i*<sub>1</sub>と*i*<sub>2</sub>の立場が逆となり、*i*<sub>1</sub>に対する伝熱量は、*j*-1に対する熱流束を用いて定めている。

## (2) 発熱量

ペレット内部における発熱量(*q<sub>p</sub>*)は炉心内全発熱量の時刻に対するテーブルと軸方向の分布係数を与えることにより計算される。分布計数は、各メッシュごとに与えられる。

## (3) 熱容量

ペレット、被覆管および、チャンネルボックスにおける熱容量は、それぞれ次の式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} C_p &= \rho_p c_p (T_p) \cdot \frac{\pi D_p^2}{4} \cdot N_{pin} \cdot N_{bundle} \cdot \frac{z_{top} - z_{bot}}{N_F} \\ C_{cl} &= \rho_{cl} c_{cl} (T_{cl}) \cdot \pi \cdot D_{cl} \cdot d_{cl} \cdot N_{pin} \cdot N_{bundle} \cdot \frac{z_{top} - z_{bot}}{N_F} \\ C_{ch} &= \rho_{ch} c_{ch} (T_{ch}) \cdot 4 D_{ch} \cdot d_{ch} \cdot N_{bundle} \cdot \frac{z_{top} - z_{bot}}{N_F} \end{aligned} \right\} \quad (3.7.51)$$

- ここで、 $\rho$  = 密度  
 $D$  = 外径または、チャンネルボックスの1辺の長さ  
 $c(T)$  = 比熱(温度の関数として入力する)  
 $d$  = 厚さ  
 $N_F$  = 軸方向分割数  
 $N_{pin}$  = 1バンドル内の燃料棒個数  
 $N_{bundle}$  = 炉心内のバンドル数

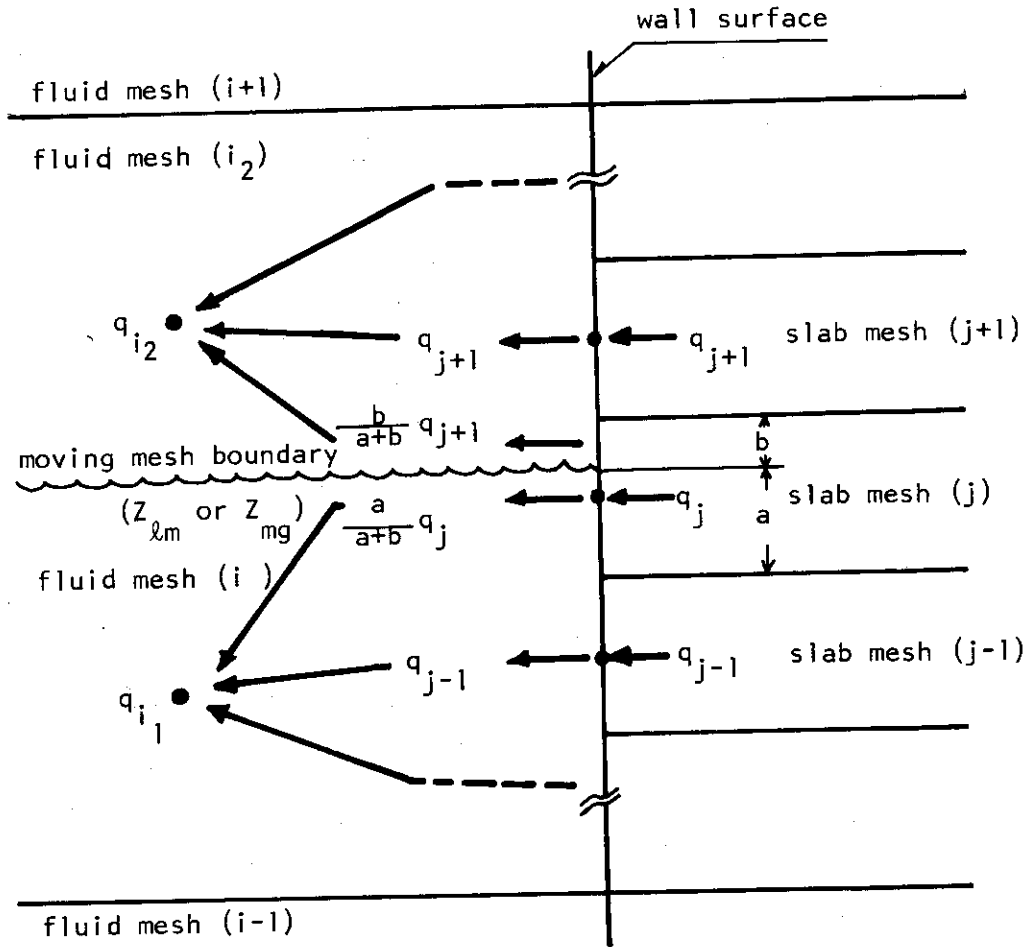


Fig.3.7.4 Relation between fluid mesh and heat slab mesh

## (4) 固体内の熱抵抗

ペレット，被覆管，チャンネルボックスの内部における熱抵抗は，次式による。

$$\begin{aligned}
 r_p &= \frac{N_F}{z_{top} - z_{bot}} \cdot \frac{1}{k_p} \cdot \frac{1}{2\pi} \left\{ \ln(D_p) - \ln\left(\frac{2}{3}D_p\right) \right\} \cdot \frac{1}{N_{bundle} \cdot N_{pin}} \\
 r_{cl} &= \frac{N_F}{z_{top} - z_{bot}} \cdot \frac{1}{k_{cl}} \cdot \frac{d_{cl}}{D_{cl} \cdot \pi} \cdot \frac{1}{N_{bundle} \cdot N_{pin}} \\
 r_{ch} &= \frac{N_F}{z_{top} - z_{bot}} \cdot \frac{1}{k_{cl}} \cdot \frac{d_{ch}}{4D_{ch}} \cdot \frac{1}{N_{bundle}}
 \end{aligned} \quad (3.7.52)$$

ここで  $k$  は熱伝導度であって，温度の関数として入力データで与えるものである。

## (5) ギャップ熱抵抗

ギャップ熱抵抗はギャップ熱伝達率  $H_{gap}$  をインプットとして，次式により計算する。

$$r_{gap} = \frac{N_F}{z_{top} - z_{bot}} \cdot \frac{1}{H_{gap}} \cdot \frac{1}{D_p \cdot \pi} \cdot \frac{1}{N_{bundle} \cdot N_{pin}} \quad (3.7.53)$$

## (6) 流体と固体壁との間の熱伝達

流体と固体壁の間の熱抵抗を  $r$  とすると，これは伝熱面積  $A$  と熱伝達係数  $H$  を用いて，次のように表わせる。

$$r = \frac{1}{AH} \quad (3.7.54)$$

ここで熱伝達面積は，チャンネルボックスおよび被覆管について，次式で計算する。

$$A_{ch} = 4D_{ch} \cdot N_{bundle} \cdot \frac{z_{top} - z_{bot}}{N_F} \quad (3.7.55)$$

$$A_{cl} = \pi \cdot D_{cl} \cdot N_{pin} \cdot N_{bundle} \cdot \frac{z_{top} - z_{bot}}{N_F} \quad (3.7.56)$$

熱伝達係数は，本コードの現状では，次のような，簡略化されたモデルを用いており，将来，改善を行っていく予定である。

チャンネルボックスおよび，被覆管の表面における熱伝達様式は，ブローダウンから，再冠水に至る間に，多様に変化するが，このモデルでは，次の5個の熱伝達様式に分けられるとする。

- (i) 未飽和液相との間の強制対流熱伝達
- (ii) 核沸騰熱伝達
- (iii) 蒸気単相流との間の強制対流熱伝達
- (iv) 炉心スプレイによる熱伝達（壁面に液膜が存在する場合）

(V) 炉心スプレイによる熱伝達（壁面に液膜が存在せず膜沸騰が続いている場合）

各熱伝達様式に対応する熱伝達係数は、流量、圧力等に依存しない一定値であるとし、チャンネルボックスおよび、被覆管に対して一組ずつ入力データで与える。ただし、熱伝達係数を定義する際の流体温度は、(i)を除いてすべて飽和温度であり、(i)では各メッシュごとに計算されている $(\bar{h}_i)$ と、圧力を用いて計算される流体温度である。

各様式の適用方法は、まず未飽和領域に対しては、(i)および(ii)の両方の場合を仮定して計算し、伝熱量の大きい方を選ぶ。飽和混合相領域（水面下の部分）では(ii)とする。蒸気相領域（水面より上の部分）では、スプレイ作動前では、(iii)とし、スプレイ注水開始後は、(iv)とする。またスプレイ開始と同時に、チャンネルボックスと被覆管の上端からのぬれ点（quench front）の進行を計算し、ぬれ点より上では、(v)とする。

クエンチ速度の計算については、次に説明する。

(7) スプレイによるチャンネルボックスおよび被覆管のクエンチ

クエンチは、炉心の上端から、下に向かったの進行のみを考慮する。クエンチ速度は、現在のモデルでは、Sun〔26〕等による下の式を用いている。

$$u = \frac{1}{\rho c} \sqrt{\frac{Hk}{d} \frac{(T_0 - T_{sat})}{[(T_w - T_0)(T_w - T_{sat})]^{1/2}}} \quad (3.7.57)$$

ここで、 $u_q$  = クエンチ速度

$\rho$  = 密度

$c$  = 比熱

$d$  = チャンネルボックスおよび被覆管の厚さ

$k$  = 熱伝導率

$T_w$  = 壁温（ $T_{ch}$  または  $T_{cl}$ ）

$T_0$  = Leidenfrost 温度

$T_{sat}$  = 飽和温度

$H$  = クエンチ直後における熱伝達係数

ただし、本コードでは、 $T_0 = 260^\circ\text{C}$ 、 $h = 4.05$ 、 $\text{kcal}/\text{m}^2\text{Csec}$ （約  $3000 \text{Btu}/\text{ft}^2\text{hrF}$ ）としている。この数値は、暫定的なものであり、大気圧条件のデータをかなりよく説明するが、圧力が高い場合、あるいは、スプレイ流量の影響の大きい場合の効果は考慮されていない。

〔26〕〔27〕この点については、今後改良していく予定である。

また、厚さ  $d$  は、チャンネルボックスについては、両面の伝熱を考えるべきであるので、実際の値の半分としている。

(8) 輻射熱伝達

チャンネルボックスと被覆管の間の輻射熱伝達を考える。ここでは、チャンネルボックスと被覆管はそれぞれ表面温度の一樣な2個の灰色体とし、集合体内の燃料棒相互間の温度差は無視する。

二体間の輻射問題の解は、2個の灰色体のそれぞれの表面上での輻射熱流束および反射熱流束の一樣性と等方性を仮定すると、次式で表わせる。〔6〕

$$(q_{cl \rightarrow ch}, q_{ch \rightarrow cl}) = (T_{cl}^4, T_{ch}^4) \sigma_{SB} \mathbf{A} \mathbf{E} [\mathbf{I} - \mathbf{F} \{ \mathbf{I} - (\mathbf{I} - \mathbf{E}) \mathbf{F} \}^{-1} \mathbf{E}] \quad (3.7.58)$$

ここで、 $(q_{cl \rightarrow ch}, q_{ch \rightarrow cl})$ 、 $(T_{cl}^4, T_{ch}^4)$  はそれぞれ横並びのベクトルであり  $q_{cl \rightarrow ch}$ 、 $q_{ch \rightarrow cl}$  は、輻射による正味の伝熱量である。 $\sigma_{SB}$  は Stefan-Boltzmann の定数 ( $1.355 \times 10^{-11} \text{ kcal/sec m}^2 \text{ } ^\circ\text{K}^4$ ) である。また、 $\mathbf{I}$ 、 $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{E}$ 、 $\mathbf{F}$  は行列であって、それぞれの定義は下のとおりである。

$$\mathbf{I} = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (3.7.59)$$

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} A_{cl} & 0 \\ 0 & A_{ch} \end{pmatrix} \quad (3.7.60)$$

ここで、 $A_{ch}$ 、 $A_{cl}$  は、(3.7.55) (3.7.56) で定められている。

$$\mathbf{E} = \begin{pmatrix} \epsilon_{cl} & 0 \\ 0 & \epsilon_{ch} \end{pmatrix} \quad (3.7.61)$$

ここで、 $\epsilon_{cl}$ 、 $\epsilon_{ch}$  はチャンネルおよび被覆音の輻射率であって、表面が濡れているか否かを分けて、入力データで与える。

また角度因子行列  $\mathbf{F}$  は、物体  $i$  から  $j$  を見込む角度因子を  $f_{i \rightarrow j}$  とすると、次の形になる。

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} f_{cl \rightarrow cl} & f_{cl \rightarrow ch} \\ f_{ch \rightarrow cl} & f_{ch \rightarrow ch} \end{pmatrix} \quad (3.7.62)$$

$\mathbf{F}$  の各要素を定めるために本コードではチャンネルボックスからそれ自身への角度因子を 0 と仮定する。(この値は通常の BWR の  $7 \times 7$  型集合体では 0.03 程度である。) この仮定と角度因子に関する一般的な性質である  $A_{ch} f_{ch \rightarrow cl} = A_{cl} f_{cl \rightarrow ch}$ 、 $f_{ch \rightarrow cl} + f_{ch \rightarrow ch} = 1$ 、 $f_{cl \rightarrow ch} + f_{cl \rightarrow cl} = 1$  を用いると、 $\mathbf{F}$  は次のように定まる。

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} 1 - \frac{A_{ch}}{A_{cl}} & \frac{A_{ch}}{A_{cl}} \\ 1 & 0 \end{pmatrix} \quad (3.7.63)$$

これを、(3.7.58) に代入すると、次の式を得る。

$$q_{cl \rightarrow ch} = (T_{cl}^4 - T_{ch}^4) \sigma_{SB} \frac{A_{cl}}{\frac{1}{\epsilon_{ch}} + \frac{A_{cl}}{A_{cl} \epsilon_{cl}} - \frac{A_{ch}}{A_{cl}}} \quad (3.7.64)$$

$$q_{ch \rightarrow cl} = -q_{cl \rightarrow ch} \quad (3.7.65)$$

従って、熱抵抗は次式で表わせる。

$$\Gamma_{\text{rad}} = \frac{T_{\text{cl}} - T_{\text{ch}}}{Q_{\text{cl ch}}} = \left\{ \frac{\sigma_{\text{SB}} A_{\text{cl}} (T_{\text{cl}}^3 + T_{\text{cl}}^2 T_{\text{ch}} + T_{\text{ch}} T_{\text{cl}}^2 + T_{\text{cl}}^3)}{\frac{1}{\epsilon_{\text{cl}}} + \frac{A_{\text{ch}}}{A_{\text{cl}} \epsilon_{\text{cl}}} - \frac{A_{\text{ch}}}{A_{\text{cl}}}} \right\}^{-1} \quad (3.7.66)$$

### 3.8 数値解法

これまでの各節において述べられたモデルにおいて、常微分方程式で表現されている部分は、原則として、単純な前進分法により、差分方程式に置き換えて解いている。ただし、炉心モデル2における冷却材流動の方程式の差分形については、3.7節に述べたとおりである。

なお、全体的な解法の手順は、Fig. 3.8.1に示すとおりである。枠で囲まれた各計算過程において必要な情報は、前のタイムステップの値または、その過程よりも、先に通過される計算過程において定められる値を用いている。このように計算手順が単純であるため、本コードの要する計算時間は、極めて短くなっている。

### 3.9 プログラムの構成

#### (1) 言語

使用言語はFORTRAN-IVである。

#### (2) 使用計算機

本コードは、FACOM230/75計算機を使用して計算を行なうように作成されている。

#### (3) 必要なコア容量

FACOM230/75計算機を使用した場合85kwordである。

#### (4) 計算に要する時間

炉心に関するモデル2を用いた場合で、炉心のメッシュ数を5個とした場合は、0.2 sec / tim stepであった。時間のきざみ幅は典型的な計算では、 $\Delta t = 0.1$  sec程度とするので、200~500 sec程度の期間にわたる経過を解析するに要する時間は7~15分である。

炉心に関してモデル1を用いる場合は、上記の1/2程度となる。

### 3.10 THYDE-B-REFLOODによる計算例

本コードによる計算の一例を示す。

#### 3.10.1 入力データの概要

解析の対象として代表的な型の出力10<sup>6</sup> kWe級のジェットポンプ付BWRを選んで、形状等の入力データを定めた。コントロールボリュームの区分方法は、本コードではFig. 3.1.1のように固定されている。各領域の寸法はTable. 3.1.0.1に示す。また各領域には1個ずつ熱伝導体を置いた。

初期条件は、大破断のブローダウン末期を想定して、各領域内の残留水水位は、下部プレナ

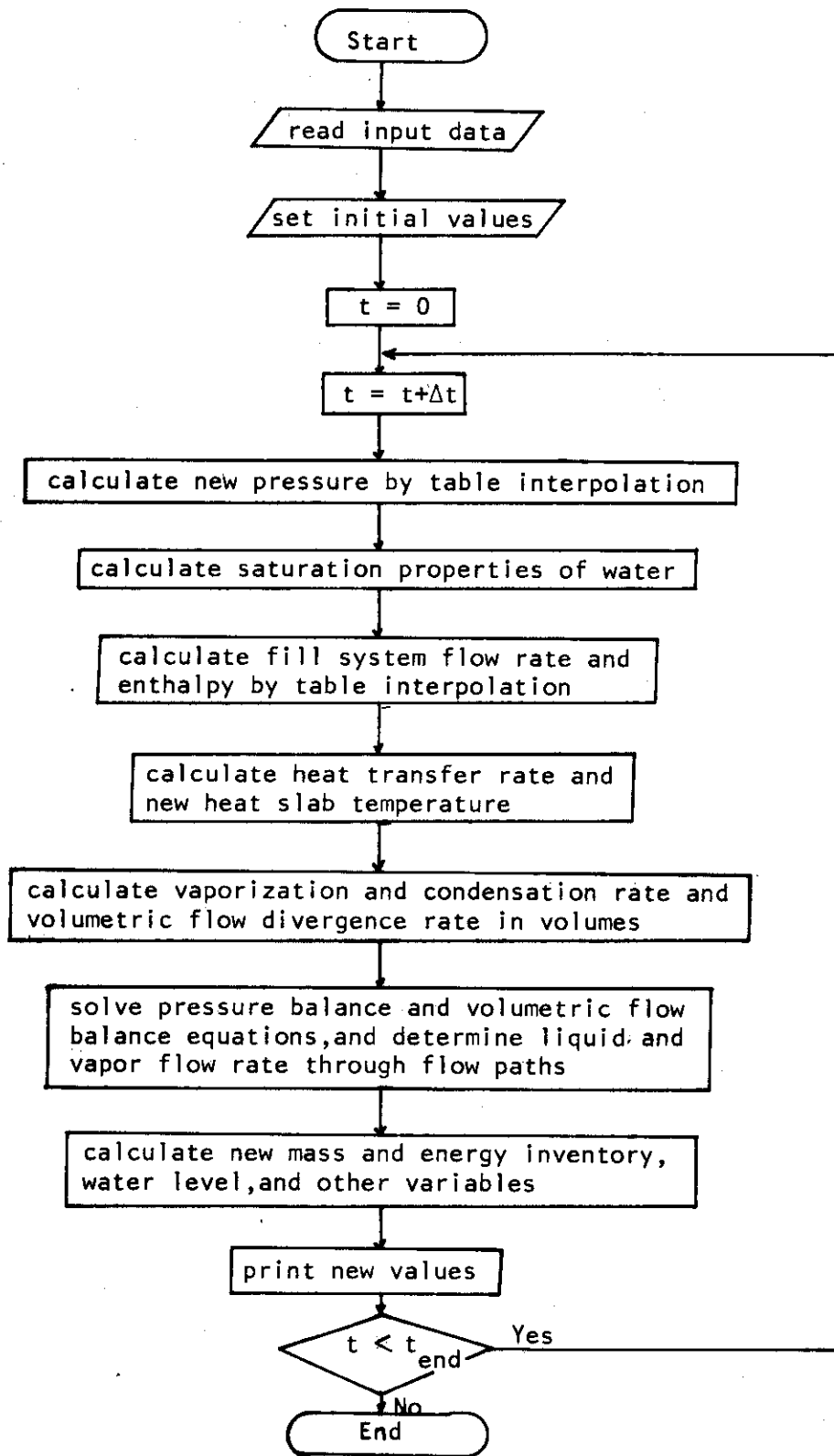


Fig 3.8.1 Flow diagram of THYDE-B-REFLOOD calculation



ム領域およびガイドチューブ領域ともに0.1mとし、構造材の初期温度は220℃とした。

体系の代表圧力の推移は時刻に関するテーブルとして与えられるが、その形をFig. 3.10.1に示す。

注入系としては、炉心スプレイ1個と低圧注入系1個を考えた。その流量は、Fig. 3.10.1に示すとおりであり、流体の比エンタルピは40kcal/kg(約40℃)とした。

炉心伝熱量の計算モデルは、炉心モデル1と2の違いを調べるために、両方を用いて計算した。とくに、炉心モデル1を用いた計算については、炉心における総伝熱量 $q_{CR}$ が重要なパラメータになるので、これを変化させて3とおりの計算を行った。従って、合計4回の計算を行ったわけである。それぞれの違いをTable. 3.10.2に示す。またRun 4における炉心内の熱伝達係数の入力値を、Table. 3.10.3に示す。なお、この熱伝達係数において、未飽和強制対流および核沸騰の熱伝達係数がともに25Btu/f<sup>2</sup>hr Fと小さな値に置かれている理由は現在のモデルでは、炉心内の水位以下の部分では、この2個の係数のみを用いて計算する(3.7.3節)ので水位面以下の部分で膜沸騰が生じると考えられる場合には、この入力値を調節する必要があるためである。

Run 4の場合の、炉心内の軸方向のメッシュ区分は、冷却材メッシュについては5個とし、伝熱体メッシュは60個とした。この場合の炉心内の初期状態は、冷却材に関しては、全メッシュが蒸気領域中にある状態であり、伝熱体については、ペレット、被覆管、チャンネルボックスのいずれについても全メッシュを通じて700℃とした。

### 3.10.2 計算結果

本節では計算結果のうち、特徴的な変数の時間変化についてグラフを用いて説明する。

Fig. 3.10.2は、Run 1の結果であり、炉心スプレイ注入水の上部タイプレート上に降りかかる流量(実線)と上部タイプレートを通過して炉心に入る流量(破線)を示している。両者の差がCCFLの効果により、炉心への流入を妨げられた流量である。この差の分は、Run 1の場合には大半が中央部バイパス領域に流入し、上部プレナム内に残ると計算された流量は0~20秒の間にわずかにあったのみである。

炉心内への流入量が0~20秒の間に大きく増減しているのは、圧力の計算が、圧力対時間のテーブルの線型内挿によっているため、圧力の変化率( $dp/dt$ )がデータ点(Fig. 3.10.1の黒点)の前後で不連続となり、炉心出口の蒸気流量が変わるためである。

Fig. 3.10.3は、Run 1の場合の下部プレナムおよび炉心における水位(実線)とガイドチューブおよびバイパスにおける水位(破線)の変化である。Run 1における炉心の最高出力点の再冠水時刻はこの計算の初期時刻から約75秒後であることがわかる。0~10秒の間でガイドチューブ領域の水位が急速にあがるのは、この領域が狭いためと、この領域内の伝熱量が比較的大きくボイド率が80~90%と大きくなっているためである。また、90秒付近でバイパス側の水位が急に増大するのは、水位上昇による伝熱量の増大が、水面下の気泡をさらに増大させて水位を上昇させるという相乗効果の影響が大きくなるためである。

なお、図中には示されていないが、各領域内におけるボイド率分布は、下部プレナム領域ではLPCI注入水のために水面下では未飽和となっており、ガイドチューブ領域では80~90

％程度まで最初に増大し、以下徐々に低下していく。またバイパス領域では0～60％程度の範囲で変化していくが、水位上昇に従って、平均ボイド率は上昇する傾向にある。

Fig. 3.10.4 は、バイパス・リーク流路 ( Fig. 3.1.2 参照 ) における液相流量である。実線は流路6、破線は流路5を通る流量を示している。流量が6～80秒の間で負になっているのは、バイパス側から下部プレナム側に流れていることを示す。下部プレナムにはLPCIによる注入があるため、炉心側の水位上昇が速く、最終的には80秒前後で流れが逆転することがわかる。なお90秒以後、再度流れが負になっているが、この時間領域では、すでに炉心上端まで水位が達しているため、上部プレナム内の水位計算を行っていない現在のモデルでは、計算結果としての意味はない。

Fig. 3.10.5 は、炉心における伝熱量  $q_{CR}$  の入力値を変化させた場合の最終的な最冠水時刻への影響を示している。 $q_{CR}$  の値は Table. 3.10.2 のとおりであるが、この値は、定常運転状態の熱出力の4％、5％、3％にほぼ等しく、炉停止後30秒におけるFP崩壊熱 ( 無限時間運転の後の場合 ) に対しては約80％、100％、60％にあたる。Run 3 の場合には、炉心上端におけるCCFLの影響は、減圧中の0～20秒の区間を除くと、ほとんどなく、Run 2では炉心上端からの流入量はCCFLのために、供給される流入量の30％程度に減少した。

この3回のRunの結果では、再冠水時刻にあたる差は15秒程度であるが、これらは注入系流量の半分近くがLPCIによって下部プレナムに注入されるとした場合であり、LPCIがない場合にはこの差は拡大される。

Fig. 3.10.6 は、炉心モデル2を用いたRun 4 の計算結果である。一点鎖線は炉心内における冷却材への総伝熱量の時間変化を示す。時刻3秒で不連続に増大するのはスプレイ注入の開始による。その後約60秒まで徐々に増大するのは、燃料被覆管温度の上昇による寄与も若干あるが、主として、被覆管の上端から徐々に濡れ点が進行していくことによる。なお、このRunの場合のクエンチ速度は、被覆管温度700℃のとき約3 mm/secである。

時刻約60秒において、伝熱量が急上昇するのは、Fig. 3.10.7 および Fig. 3.10.8 に示すように、水位が炉心下端に達して急激な水位上昇 ( level swell ) が起きるためである。この点については、後に述べる。

Fig. 3.10.6 の実線および破線は、炉心上端に供給されるスプレイ水量と、上部タイプレートを通過して炉心に入る流量の時間変化である。時刻50秒までは炉心における蒸気発生量 ( 伝熱量にほぼ比例している ) が小さいためにCCFLの影響はなく、その後、蒸気発生量の増加にともなって、CCFLの影響により炉心への流入量が減少することがわかる。時刻60秒以後は、炉心内での急激な水位上昇のために、炉心への流入量は急減する。

Fig. 3.10.8 は、Run 4の計算結果であり、炉心内の水位  $z_{mg}$  より下の部分のボイド率の分布を示したものである。斜線の部分は、炉心内の液相の分布を示している。約60秒の時点で水位が炉心上端に達し、炉心内に未飽和液相領域と飽和混合相領域ができる。その後、水位の上昇につれて伝熱量および水面下の蒸気発生量が急激に増大し、そのことがさらに水位の急上昇を起す。このような現象は、実際の場合にも起きることが予想されるものであるが、本コードのモデルは特に、水面以下の部分での気液相対速度としてWilsonの関係式を用いている

ため高ボイド率領域では相対速度を過小に計算する特徴があり、また、熱伝達係数もボイド率に対する依存性を考慮していないので、この水位上昇をより大きく計算する傾向がある。この相対速度計算式および熱伝達モデルは近い将来に修正する予定である。

なお、Fig. 3.10.8 に示されるように、急激な水位上昇の直後には、ボイド率は炉心内の大部分で1に近いのであるが、燃料およびチャンネルボックスの温度低下に従って、炉心内のボイド率は減少していく。

Table 3.10.1 Control volume dimension data

	Volume (m <sup>3</sup> )	Flow area (m <sup>2</sup> )	Bottom elevation (m)	Hydraulic diameter (m)
Core	45.3	12.38	5.486	5.0
Upper plenum	4.56	8.58	9.144	0.014
Lower plenum	58.6	10.68	0.0	0.0
Central bypass	20.0	5.46	5.486	0.02
Peripheral bypass	8.0	2.18	5.486	0.05
Guide tube	3.0	0.54	0.0	0.005

Table 3.10.2 Core model parameters for sample runs

	Core model option	q <sub>CR</sub> (kcal/sec)	α <sub>CR</sub>	Initial temperature of fuel rod (°C)
Run 1	1	3.2×10 <sup>4</sup>	0.5	_____
Run 2	1	4.1×10 <sup>4</sup>	0.5	_____
Run 3	1	2.4×10 <sup>4</sup>	0.5	_____
Run 4	2	_____	_____	700 for all axial mesh

Table 3.10.3 Core heat transfer parameters for Run 4

	Cladding	Canister
Emissivity (wet)	0.95	0.95
(dry)	0.7	0.7
Heat transfer coefficients kcal/m <sup>2</sup> s°C (Btu/ft <sup>2</sup> hr°F)		
Convection to subcooled liquid	3.39×10 <sup>2</sup> (25)	3.39×10 <sup>2</sup> (25)
Nucleate boiling	3.39×10 <sup>2</sup> (25)	3.39×10 <sup>2</sup> (25)
Convection to steam	1.35×10 <sup>3</sup> (1)	1.35×10 <sup>3</sup> (1)
Spray cooling (dry surface)	4.05×10 <sup>3</sup> (3)	1.35×10 <sup>2</sup> (10)
Spray cooling (wet surface)	1.35×10 <sup>1</sup> (100)	1.35×10 <sup>1</sup> (100)

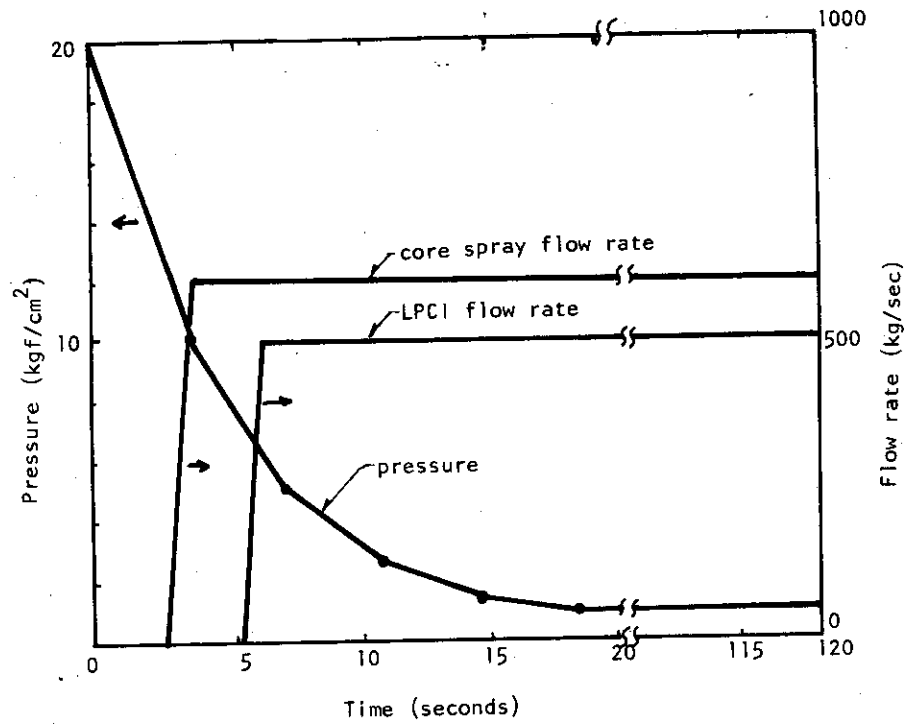


Fig.3.10.1 Input values of system pressure and ECCS flow rate

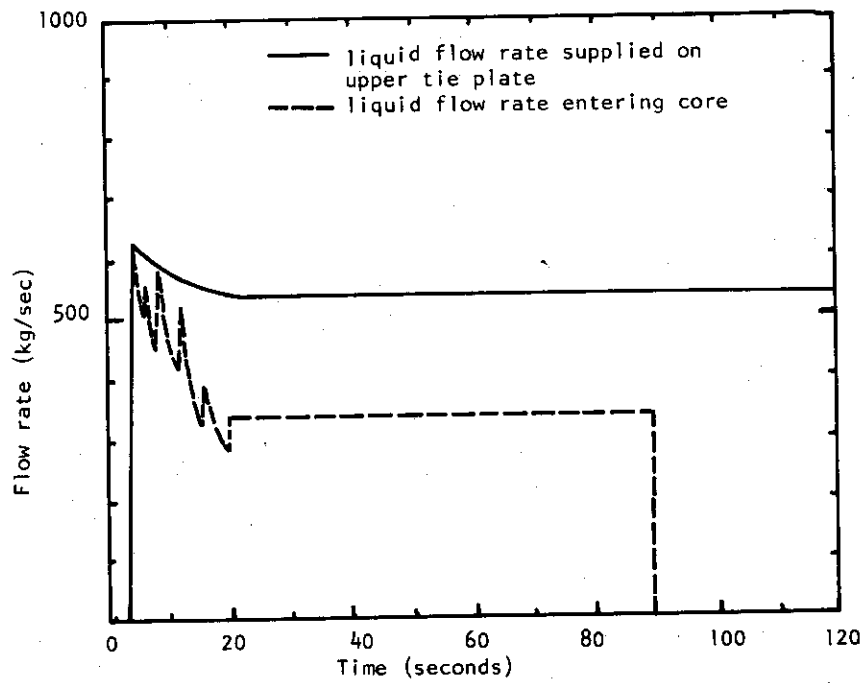


Fig.3.10.2 Effect of CCFL on liquid flow rate at core outlet ( Run 1 )

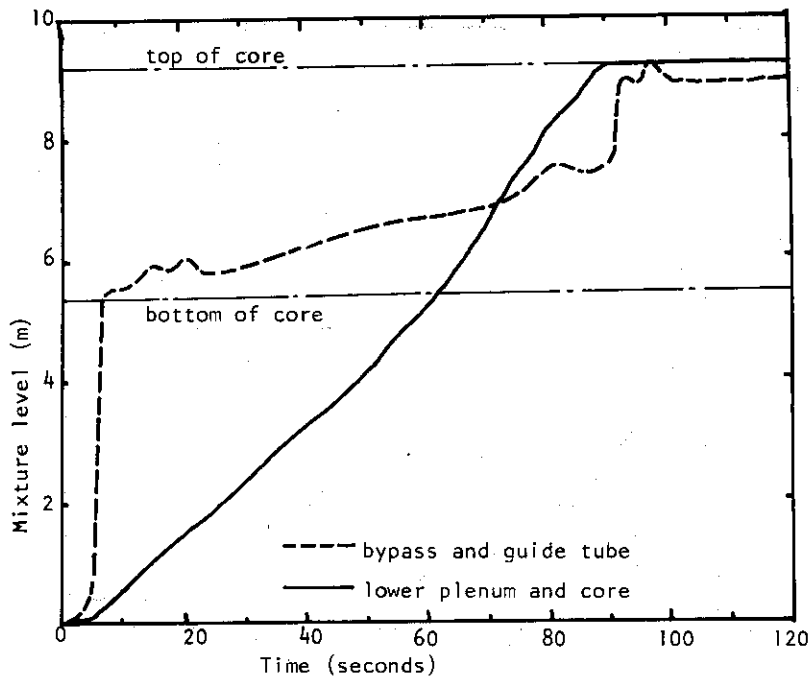


Fig.3.10.3 Mixture level calculated with core model option 1 (Run 1) in which void fraction in core is given as an input ( $\alpha=0.5$ )

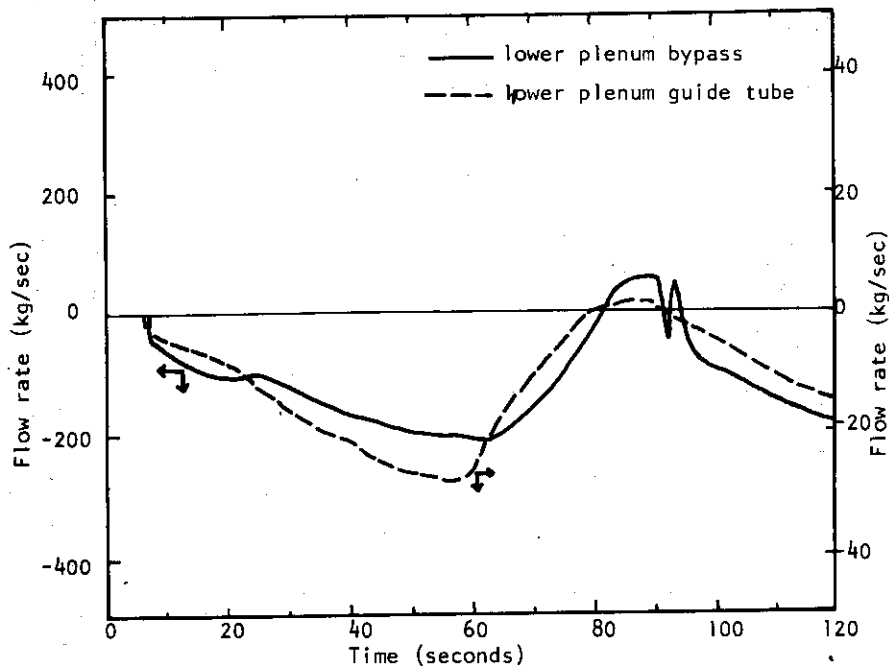


Fig.3.10.4 Liquid flow rate at leakage flow paths(Run1)

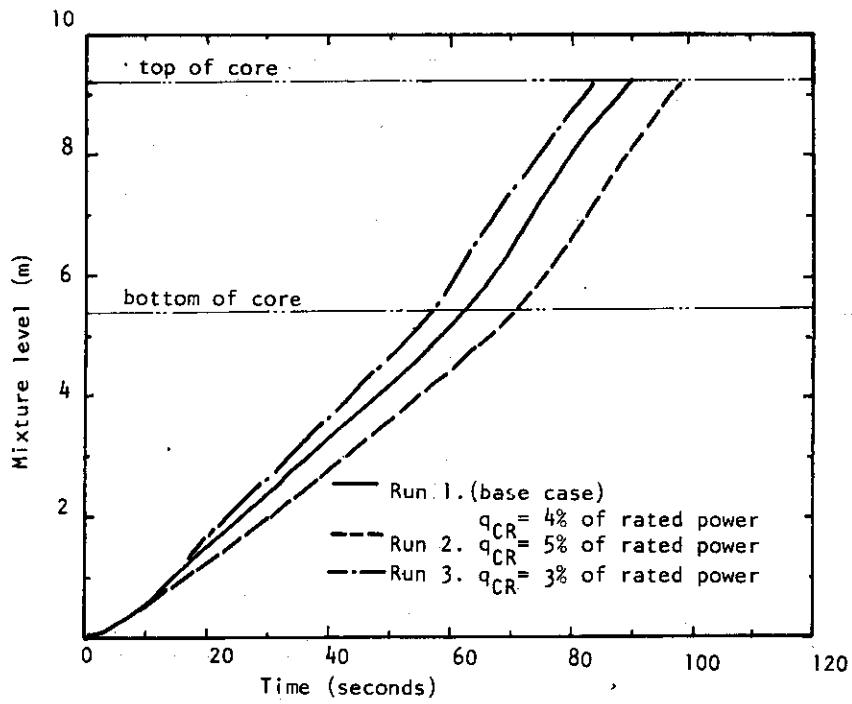


Fig.3.10.5 Effect of core heat transfer rate on reflood time when core model option 1 is used

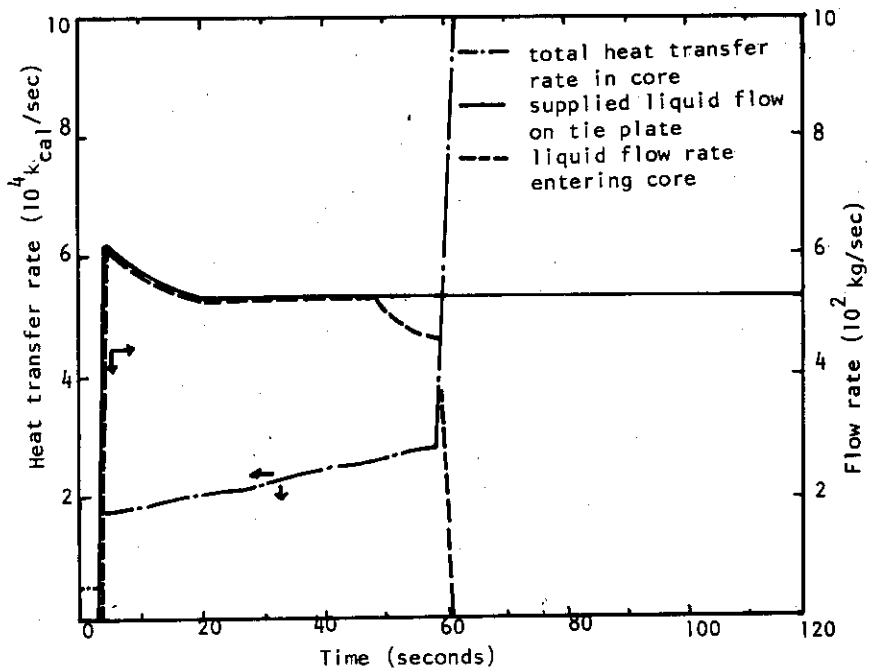


Fig.3.10.6 Core heat transfer rate and liquid flow rate at core outlet, calculated with core model option 2 (Run 4)

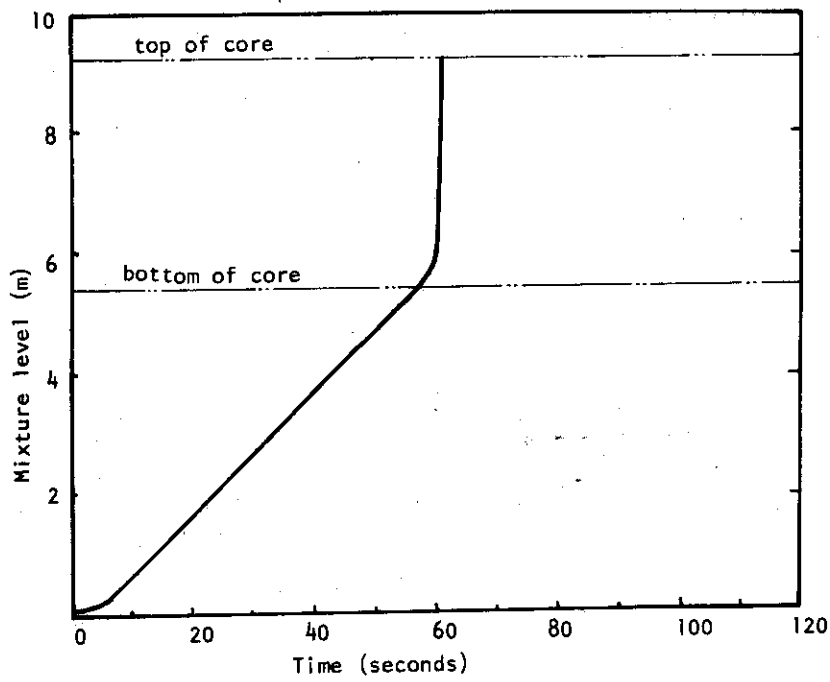


Fig.3.10.7 Mixture level in lower plenum and core calculated with core model option 2(Run 4)



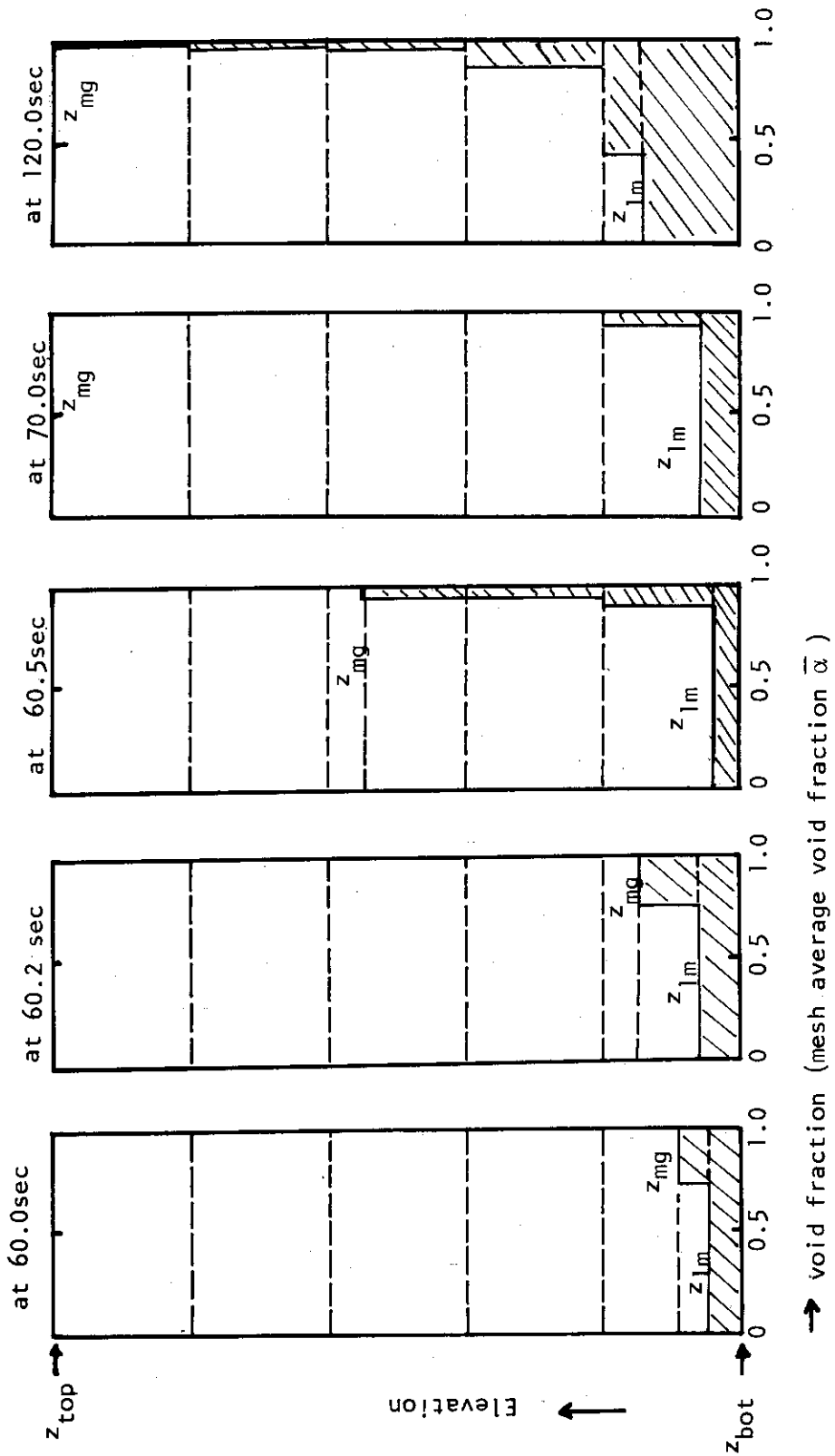


Fig.3.10.8 Calculated void fraction distribution in core (Run 4)  
 Broken lines and  $z_{mg}, z_{lm}$  indicate mesh boundaries.  $z_{mg}$  and  $z_{lm}$  are the top elevation of mixture region and subcooled region respectively.

## 3 章 の 記 号 表

(Nomenclature for Description of THYDE-B-REFLOOD) English symbols

A	Cross-sectional flow area or heat transfer area ( $m^2$ )
<b>A</b>	Matrix defined by Eq. (3.7.60)
c	Specific heat ( $kcal/kg \cdot ^\circ C$ )
$C_1$	Heat capacity ( $kcal/^\circ C$ )
$C_1$	Constant used in Eq. (3.5.16) ( $(kg/sec)/(kgf/m^2)^{1/2}$ )
$C_2$	Constant used in Eq. (3.5.16) ( $(kg/sec)/(kgf/m^2)$ )
$C_3$	Constant used in Eq. (3.5.16) ( $(kg/sec)/(kgf/m^2)$ )
$C_{E1}$	Quantity used in Eq. (3.4.28) ( $kg/m^3$ )
$C_{E2}$	Quantity used in Eq. (3.4.28) ( $kg/m^2 \cdot sec$ )
$C_{sep}$	Constant used in Eq. (3.4.6) (-)
d	Thickness (m)
D	Diameter (m)
$D_h$	Hydraulic diameter (m)
<b>E</b>	Matrix defined by Eq. (3.7.61)
$f_{i \rightarrow j}$	Radiation view factor from i to j (-)
<b>F</b>	View factor matrix defined by Eq. (3.7.62) (-)
$F_{AR}$	Constant used in Eq. (3.4.32) (-)
$F_C$	Constant used in Eq. (3.4.32) (-)
$F_{GT \rightarrow BC}$	Constant used in Eq. (3.5.22) (-)
$F_{JP}$	Constant used in Eq. (3.5.19) (-)
$F_{LP \rightarrow BC}$	Constant used in Eq. (3.5.22) (-)
g	Gravitational acceleration ( $m/sec^2$ )
$g_c$	Unit conversion factor (9.80665 N/kgf)
h	Specific enthalpy ( $kcal/kg$ )
$\bar{h}$	Specific enthalpy at mesh center ( $kcal/kg$ )
H	Heat transfer coefficient ( $kcal/sec \cdot m^2 \cdot ^\circ C$ )
$H_{gap}$	Gap conductance between pellet and cladding ( $kcal/sec \cdot m^2 \cdot ^\circ C$ )
<b>I</b>	Unit matrix
j	Volumetric flux ( $j_g + j_f$ ) (m/sec)
$j_g$	Volumetric flux of vapor phase (m/sec)

$j_f$	Volumetric flux of liquid phase (m/sec)
$j_g^*$	Dimensionless volumetric flux of vapor phase defined by Eq. (3.4.36) (-)
$j_f^*$	Dimensionless volumetric flux of liquid phase defined by Eq. (3.4.37) (-)
$J$	Joule constant ( $4.1868 \times 10^3$ N·m/kgf)
$k$	Thermal conductivity (kcal/m·°C)
$K_1$	Constant used in Eq. (3.4.35) (-)
$K_2$	Constant used in Eq. (3.4.35) ( $m^{-1.4}$ )
$T$	Temperature (°C)
$T_0$	Leidenfrost temperature (°C)
$T_B$	Temperature of bulk fluid (°C)
$T_{BI}$	Temperature of bulk fluid inside channels (°C)
$T_{BO}$	Temperature of bulk fluid outside channels (°C)
$T_{sat}$	Saturation temperature (°C)
$T_w$	Wall temperature (°C)
$u$	Velocity (m/sec)
$u_b$	Bubble velocity relative to liquid velocity (m/sec)
$u_q$	Quench velocity (m/sec)
$v$	Specific volume ( $m^3/kg$ )
$V$	Volume ( $m^3$ )
$W$	Flow rate (kg/sec)
$W_{sep}$	Bubble separation rate from mixture surface (kg/sec)
$W_{gBP}$	Vapor flow rate at the elevation of in-shroude LPCI injection (kg/sec)
$W_E$	Liquid flow rate through steam separators due to entrainment (kg/sec)
$W_F$	Spray flow rate distributed to core region (kg/sec)
$W_{BC}$	Spray flow rate distributed to central bypass (kg/sec)
$W_{BP}$	Spray flow rate distributed to peripheral bypass (kg/sec)
$z$	Elevation (m)
$\Delta z_i$	Width of mesh $i$
$M$	Mass of fluid (kg)
$N$	Number of fixed fluid meshes for core model option 2 (Two moving mesh boundaries are not taken into account.) (-)
$N_F$	Number of axial slab meshes for fuel and channels (-)
$N_S$	Number of axial slab meshes for heat slabs other than fuel or channels (-)

P	Pressure ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )
$\Delta P$	Pressure difference ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )
$\Delta P_{\text{fric}}$	Pressure difference due to friction ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )
$\Delta P_{\text{grav}}$	Pressure difference due to gravitation ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )
q	Heat generation rate or heat transfer rate ( $\text{kcal}/\text{sec}$ )
$q_{\text{CR}}$	Total heat transfer rate to fluid in core ( $\text{kcal}/\text{sec}$ )
$q'$	Heat transfer rate per unit length ( $\text{kcal}/\text{sec}/\text{m}$ )
Q	Volumetric flow rate ( $\text{m}^3/\text{sec}$ )
$\Delta Q$	Divergence of volumetric flow, defined by the right hand side of Eq. (3.4.18)
r	Resistance of heat transfer ( $^{\circ}\text{C} \cdot \text{sec}/\text{kcal}$ )
$S_g$	Net vapor generation rate ( $\text{kg}/\text{sec}$ )
$S_{g \text{ mix}}$	Rate of vapor generation due to mixing of vapor and subcooled liquid ( $S_{g \text{ mix}} \leq 0$ ) ( $\text{kg}/\text{sec}$ )
t	Time (sec)
$\Delta t$	Time step size (sec)
$Z_{\text{lev}}$	Mixture level (m)
$Z_{\text{lm}}$	Elevation of upper boundary of subcooled liquid region (m)
$Z_{\text{mg}}$	Elevation of upper boundary of mixture region (m)
$Z_{s \text{ top}}$	Elevation of top of heat slab (m)
$Z_{s \text{ bot}}$	Elevation of bottom of heat slab (m)
$Z_{\text{top}}$	Elevation of top of control volume (m)
$Z_{\text{bot}}$	Elevation of bottom of control Volume (m)

## Greek symbols

$\alpha$	Void fraction (-)
$\alpha_L$	Average void fraction under mixture level (-)
$\alpha_i$	Void fraction at center of mesh i (-)
$\Gamma$	Vapor generation rate per unit volume ( $\text{kg}/\text{sec} \cdot \text{m}^3$ )
$\epsilon$	Emissivity (-)
$\rho$	Density ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
$\sigma$	Surface tension ( $\text{kgf}/\text{m}$ )
$\sigma_{\text{SB}}$	Stefan-Boltzmann constant ( $1.355 \times 10^{-11} \text{kcal}/\text{sec} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}^4$ )
$\Sigma W$	Sum of flow rates into a control volume ( $\text{kg}/\text{sec}$ )
$\Sigma W_h$	Sum of energy convection rates into a control volume ( $\text{kcal}/\text{sec}$ )

## Subscripts

bot	Bottom
ch	Channel
cl	Cladding
CR	Core
f	Saturated liquid
fg	Difference between saturated liquid and saturated vapor
fill	Fill system flow
g	Saturated vapor
gap	Gap between pellet and cladding
GT	Guide Tube
JP	Jet pump
$\ell$	Liquid
L	Under mixture level
LP	Lower plenum
p	Pellet
rad	Heat transfer by thermal radiation
sep	Bubble separation
spray	Core spray
U	Above mixture level
Up	Upper plenum
w	Wall

## Superscript

n	Time step number
---	------------------

## 4. 結 語

ジェットポンプ付BWRのLOCAにおけるECCSの性能評価に用いるための計算コードTHYDE-B1およびTHYDE-B-REFLOODを開発した。

THYDE-B1は一次冷却系圧力バウンダリ内部における伝熱・流動現象を解析するもので、破断口の小さい場合における炉内の圧力および水位の計算を主目的としている。その冷却材流動のモデルは質量、エネルギー、運動量の保存法則を積分型で表わすいわゆるノード・ジャンクションモデルである。THYDE-B1の特徴は1個のノード内を流体の状態に応じて蒸気相領域、飽和混合相領域、未飽和相領域の3個のサブノードに区分する3領域ノードモデルを導入している点である。この方法によって、比較的精度よく炉内の圧力および水位を計算でき、しかも計算時間の短縮にも役立っている。

THYDE-B-REFLOODは、解析の対象を再冠水過程における炉心シェラウド内の伝熱・流動現象に限って、THYDE-B1より詳細な計算を行うものである。その特徴は、炉心スプレイ水と蒸気流の水力学的相互作用によって生じるいわゆるCCFL現象およびエントレインメント現象のモデルを備えており、これらの現象が再冠水時刻に及ぼす影響を解析できる点である。特に、これらの現象はスプレイ冷却時における炉心内の蒸気発生量に強く影響されるので、炉心内における伝熱量計算モデルとして、伝熱量を入力データによって与える簡略なモデルとスプレイ冷却の熱伝達係数等を入力データとして与えて燃料温度、伝熱量等をコード内で計算するモデルの2種のモデルを作成し、両者の計算結果を比較検討することができるようにした。

また、炉心内における二相流動については気液のスリップを考慮した一次元の質量保存およびエネルギー保存方程式によって表現するモデルが備えられており、これによって炉心内のボイド率分布と水位を計算することができる点もTHYDE-B-REFLOODの特徴である。

今後は、この両コードを原研で開発した他のECCS評価用コードとともに使用して実炉の解析に役立てるとともに、実験的研究の成果を取り入れて両コードの改良を進めて行きたい。

## 謝 辞

ここに報告した2個のコードの開発の過程では、原研安全性コード開発室の佐藤一男室長、秋元正幸氏、阿部清治氏およびその他の諸氏から多くの助言と指導を載いた。ここに感謝の意を表する。

また両コードのプログラミングは日本IBW社に依頼してなされたものである。両コードの仕様を分析し、コーディングを行われた同社の田部秀一氏の協力に深甚なる謝意を表する。

## 4. 結 語

ジェットポンプ付BWRのLOCAにおけるECCSの性能評価に用いるための計算コードTHYDE-B1およびTHYDE-B-REFLOODを開発した。

THYDE-B1は一次冷却系圧力バウンダリ内部における伝熱・流動現象を解析するもので、破断口の小さい場合における炉内の圧力および水位の計算を主目的としている。その冷却材流動のモデルは質量、エネルギー、運動量の保存法則を積分型で表わすいわゆるノード・ジャンクションモデルである。THYDE-B1の特徴は1個のノード内を流体の状態に応じて蒸気相領域、飽和混合相領域、未飽和相領域の3個のサブノードに区分する3領域ノードモデルを導入している点である。この方法によって、比較的精度よく炉内の圧力および水位を計算でき、しかも計算時間の短縮にも役立っている。

THYDE-B-REFLOODは、解析の対象を再冠水過程における炉心シェラウド内の伝熱・流動現象に限って、THYDE-B1より詳細な計算を行うものである。その特徴は、炉心スプレイ水と蒸気流の水力学的相互作用によって生じるいわゆるCCFL現象およびエントレインメント現象のモデルを備えており、これらの現象が再冠水時刻に及ぼす影響を解析できる点である。特に、これらの現象はスプレイ冷却時における炉心内の蒸気発生量に強く影響されるので、炉心内における伝熱量計算モデルとして、伝熱量を入力データによって与える簡略なモデルとスプレイ冷却の熱伝達係数等を入力データとして与えて燃料温度、伝熱量等をコード内で計算するモデルの2種のモデルを作成し、両者の計算結果を比較検討することができるようにした。

また、炉心内における二相流動については気液のスリップを考慮した一次元の質量保存およびエネルギー保存方程式によって表現するモデルが備えられており、これによって炉心内のボイド率分布と水位を計算することができる点もTHYDE-B-REFLOODの特徴である。

今後は、この両コードを原研で開発した他のECCS評価用コードとともに使用して実炉の解析に役立てるとともに、実験的研究の成果を取り入れて両コードの改良を進めて行きたい。

## 謝 辞

ここに報告した2個のコードの開発の過程では、原研安全性コード開発室の佐藤一男室長、秋元正幸氏、阿部清治氏およびその他の諸氏から多くの助言と指導を載いた。ここに感謝の意を表する。

また両コードのプログラミングは日本IBW社に依頼してなされたものである。両コードの仕様を分析し、コーディングを行われた同社の田部秀一氏の協力で深甚なる謝意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) Slifer B.C. and Hench J.E. : "Loss-of-Coolant Accident and Emergency Core Cooling Models for General Electric Boiling Water Reactors," NEDO-10329, General Electric Co. (1971)
- 2) General Electric Co. : "General Electric Company Analytical Model for Loss-of-Coolant Analysis in Accordance with 10 CFR 50 APPENDIX K", NEDO-20566, (1976)
- 3) Keisui-gata Doryoku-ro no Hijo-yo Roshin-Reikyaku-kei no Anzen-Hyoka Shishin (translated title, "Safety Evaluation Guide Line for Emergency Core Cooling Systems of Light-Water-Cooled Nuclear Power Reactors"), Committee on Reactor Safety Examination, Japanese Atomic Energy Commission, (1974), (1975, Rev.1)
- 4) Akimoto M. : "ALARM-B1: A Computer Program for Boiling Water Reactor Blowdown Analysis", JAERI-M-6968, (1977)
- 5) Asahi Y. : "HYDY-B1 Code: Calculational Model for Core Thermal-Hydraulics during a Loss-of-Coolant Accident", JAERI-M-6539, (1976)
- 6) Abe K. and Sato K. : "SCORCH-B2: A Simulation Code of Reactor Core Heatup, Version 2, JAERI-M-6678, (1976)
- 7) Duncan J.D. and Leonard J.E. : "Emergency Cooling in BWR's under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)", General Electric Co, NED, GEAP-13197, (1971)
- 8) Moore K.V. and Rettig W.H. : "RELAP4-A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis," ANCR-1127, (1973)
- 9) Moody F.J. : "Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture", J.Heat Trans. Trans. ASME 87nl, 134-142 (1965)
- 10) Wilson J.F., Grenda R.J. and Patterson J.F. : "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture", ANS Transaction, 5(1), pp 151-152, (1962)
- 11) Meyer J.E. : "Conservation Laws in One Dimensional Hydrodynamics", WAPD-BT-20, (1960)
- 12) Thom J.R.S. : "Prediction of Pressure Drop during Forced Circulation Boiling of Water", Int.J.Heat Mass Transfer. Vol.7, 709-724 (1964)
- 13) Martinelli R.C. and Nelson D.B. : "Prediction of Pressure Drop during Forced-Circulation Boiling of Water", Trans. ASME Vol.70, 695-702



(1968)

- 14) Rogers A.E., Torbeck J.E.: "Depressurization Performance of the General Electric Boiling Water Reactor High Pressure Coolant Injection System", APED-5447 (1969)
- 15) Wagner R.J.: "IREKIN-Program for the Numerical Solution of the Reactor Kinetics Equations, IDO-17114 (1966)
- 16) Dittus F.W. and Boelter L.M.K.: "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publications, 2 (1930) pp 443-461
- 17) Thom J.R.S. et al.: "Boiling in Subcooled Water During Flow Up Heated Tubes or Annuli", Proceedings Instrumentation of Mechanical Engineers, (London), 180 (Part 3C) (1966) pp 226-246
- 18) Shrock V.E. and Grossman L.M., "Forced Convection Boiling Studies, Final Report on Forced Convection Vaporization Project", TID-14632 (1959)
- 19) McDonough J.B., Milich W. and King E.C.: "Partial Film Boiling with Water at 2000 psia in a Round Tube", MSA Research Corporation, Technical Report 62 (1958)
- 20) Groeneveld J.L. et al.: "An Investigation of Heat Transfer in the Liquid Deficient Regime", AECL-3281 (Rev) (1968; Revised 1969)
- 21) Berenson P.J.: "Film Boiling Heat Transfer from a Horizontal Surface", J. of Heat Transfer, Vol. 83 (1961) pp 351-358
- 22) Dougall R.S. and Rohsenow W.M.: "Film-Boiling on the Inside of Vertical Tubes with Upward Flow of the Fluid at Low Qualities", MIT-TR-9079-26 (1963)
- 23) Gellerstedt J.S. et al.: "Correlation of Critical Heat Flux in a Bundle Cooled by Pressurized Water", pp 63-71 of Two-Phase Flow and Heat Transfer in Rod Bundles, Symposium presented at the Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers, Los Angeles, California (1969)
- 24) Barnett P.G.: "A Correlation of Burnout Data for Uniformly Heated Annuli and Its Use for Predicting Burnout in Uniformly Heated Rod Bundles", AEEW-R-463 (1966)
- 25) Hughes E.D.: "A Correlation of Rod Bundle Critical Heat Flux For Water in the Pressure Range 150 to 725 psia, IN-1412 (1970)
- 26) Sun K.H., Dix D.E., Tien C.L.: "Cooling of a Very Hot Vertical Surface by a Falling Liquid Film", Journal of Heat Transfer, Vol. 96, (1974), pp 126-131

- 27) Sun K.H., Dix G.E., Tien C.L. : "Effect of Precursary Cooling on Falling -Film Rewetting", Journal Heat Transfer, Vol.97, (1975), pp360-365

## APPENDIX A THYDE-B1 Input Manual

## 1. REAG Input Routine

All input data are read into the THYDE-B1 program in free format via a generalized subroutine REAG. Subroutine REAG for FACOM 230-75 converts BCD information to integer or floating point binary information; three conversion types, i.e. type of reading N floating numbers, type of reading N interger numbers and mixed type of reading  $4*N_1$  characters,  $N_2$  integers and  $N_3$  floating point numbers, respectively, are allowed by corresponding subroutines.

To explain how to arrange the data, a typical example of the function of this subroutine is shown below suppose the following three punched cards:

```
105, 318, -14, 1.5E-3, 3.12E-3/THIS IS A COMMENT
2(1.0, 1.5), 3(0)/
1.0, 5*0.1, 2*-0.2/
```

The subroutine will convert BCD number 105 and 108 to their binary integer equivalents. In a similar fashion -14 will be converted to a negative binary integer, and 1.5E-3 will be converted 0.0015. Data punched on a card may be delimited by blank column or comma. The slash (/) indicates the end of the BCD field to be converted. If no slash is present, 72 columns of a card are scanned and next card is read.

The second card indicates that the data words 1.0 and 1.5 in the first parentheses and 0 in the second are repeated twice and three times, respectively and therefore it is equivalent with a card punched as

```
1.0, 1.5, 1.0, 1.5, 0, 0, 0/.
```

The last card indicates that the first word is 1.0, the second word 0.1 is successively accumulated to the previous word five times and the last word -0.2, twice. Therefore it is equivalent with a card punched as

```
1.0, 1.1, 1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.3, 1.1/.
```

JAERI-M 4458 the user's guide of "The subroutine to read the data in free format" is referred to for more detailed information.

## 1. Input Requirements

A data deck for a run consists of following card blocks and each block has a block number for identification in the program.

Block Title	Block Number
Title Card	(does not have number)
Problem Dimension Cards	001
Time Step and Edit Control Cards	003
Volume Data Cards	004
Junction Data Cards	005
Jetpump Data Cards	006
Jetpump Geometry Data Cards	007
Recirculation Pump Data Cards	008
Main Steam Line Data Cards	009
Leak Data Cards	010
Fill System Data Cards	011
HPCI Data Cards	012
LPCI Data Cards	013
Core Spray Data Cards	014
Steam Separator Data Cards	015
Trip Control Data Cards	016
Heat Slab Dimension Card	017
Heat Slab Data Cards	018
Core Heat Generation Data Cards	019
Slab Geometry Data Cards	020
Materials Property Data Cards	021
Other Heat Slab Data Cards	022
Plot Variable Data Cards	023
(end of data sign	999 )

In the following discription of each data block, the discriptive title is given with the block number at first. Then the discriptions of compos- ing cards will follows.

In each card discription, order of the data in the card (W1, W2, ....), the format (I, R, or A), the variable name, and the input data requirements are given where applicable.

The format of the variable, integer, real or floating, or alphanumeric

is indicated by I, R, or A respectively. The variable names are, in principle, the same as those used in the program.

Each card block must begin with a number card, in which the block identification number must be punched. The respective data must be punched from the second card.

The order of the blocks and cards must be in accord with following descriptions. But any block may be omitted if not necessary.

### 2.1 Title Card

The information punched in the first column to 72nd of the first card of the data deck will be printed at the top of each page of output. Number card is not required.

### 2.2 Problem Dimension Card (001)

Card 1

W1-I	NVOL	=	Number of nodes
W2-I	NJUN	=	Number of junctions of all types
W3-I	NPUMP	=	Number of pump data sets
W4-I	NJETGP	=	Number of jetpump geometry data sets
W5-I	NJETP	=	Number of jet pump data sets
W6-I	NSTRM	=	Number of main steam line junctions
W7-I	NLEAK	=	Number of leak junctions
W8-I	NFILL	=	Number of fill junctions
W9-I	NHPCI	}	Number of HPCI, LPCI and Core spray junctions. Model of these junctions are the same as that of fill junctions, but the names will appear in output printing.
W10-I	NLPCI		
W11-I	NCSP		
W12-I	NTRIP	=	Number of trip control cards
W13-I	NSEP	=	Number of steam separator junctions NSEP must be 0 or 1.
W14-I	NTMAX	=	Number of time step control data sets.

### 2.3 Time Step Control Data Cards (003)

NTMAX data sets are required. Each set consists of one card which contains following data.

W1-I NTIM1 = A dummy variable. Set NTIM1=1.  
 W1-I NTIM2 = Number of time steps per edit for printing  
 W3-I NTIM3 = Number of time steps per plot tape edit  
 W4-R DELT = Time step size  
 W5-R TMAX = End of current time step data

#### 2.4 Volume Data Cards (004)

NVOL sets of data is required, and each set must be conformed by following cards.

##### Card 1

W1-I IHOMO = Type of the node  
           1 = homogeneous node  
           2 = 3 region node

##### Card 2 (common to both kinds of node)

W1-R PRES = Initial pressure (kgf/m<sup>2</sup>)  
 W2-R ZMAX = Height of the node measured from the bottom of the node (m)  
 W3-R ZELEV = Elevation of the bottom of the node from a common level (m)  
 W4-R ZPRES = Elevation of the representative point of node pressure from the bottom (m)  
 W5-R VMAX = Volume (m<sup>3</sup>)

##### Card 3 (for homogeneous nodes)

This paragraph applies only in the case IHOMO=1, and the remainings apply where IHOMO=2.

W1-R X1 = Void fraction or specific enthalpy  
           If  $0 \leq X \leq 1.0$ , void fraction ALPHA will be set X and enthalpy will be calculated with ALPHA and PRESS.  
           If  $X > 1.0$ , specific enthalpy ENTN will be set X and ALPHA will be calculated.  
 W2-R AREA = Flow area for calculation of average mass flux. (m<sup>3</sup>)

Card 4 (for 3 region nodes)

W1-R ENTN(1) = Specific enthalpy of subcooled liquid region (Kcal/kg)  
If  $ENTN(1) < 0$ ,  $|ENTN(1)|$  will be regarded as temperature ( $^{\circ}C$ ) and specific enthalpy will be calculated with this and pressure.

W2-R ALPHA(2) = Void fraction of saturated mixture region  
( $0. \leq ALPHA(2) \leq 1.$ )

Card 5 (for 3 region node)

W1-R ZLEV(1) = Elevation at the top of subcooled region measured from the bottom of node (m)

W2-R ZLEV(2) = Elevation at the top of saturated mixture region from the bottom of node (m)

Card 6 (for 3 region node)

W1-R CAS = Coefficient for bubble separation model  
If  $CAS > 0$ , model 1 described in section 2.2.3 of the text will be used. CAS will be regarded, as  $C_{\alpha}$  in the text.  $C_{\alpha}$  is dimensionless  
If  $CAS < 0$ , model 2 will be used.  $|CAS|$  will be regarded as  $X_L$  (m) in the text.  
If  $CAS = 0$ , model 2 will be applied and  $X_L$  will be calculated assuming steady-state energy balance in the node. But this option can be used only when this node is connected with a steam separator junction at the top and flow condition of the junction is two-phase.

W2-R CLM = Coefficient for the model of mass and energy transport from subcooled region to mixture region ( — ).

W3-R HP1 = Elevation of lower sensor location for liquid level signal calculation. HP1 and HP2 must be measured from the bottom of node (m)

W4-R HP2 = Elevation of upper sensor location (m)

## 2.5 Junction Data Cards (005)

NJUN sets of data are required. Each set consists of following card.

( Volume geometry data cards (for a three region node) )

Card 7

W1-I NTB V Number of data points for height vs. volume table

Card 8

W1-R TABVOL(1) Elevation measured from bottom of the node  
W2-R TABVOL(2) Volume  
W3-R TABVOL(3), until NTB V pairs are entered.

Card 9

W1-I NTB A Number of data points for height vs. area table

Card 10

W1-R TABA(1) Elevation measured from bottom of the node  
W2-R TABA(2) Area  
W3-R TABA(3), until NTB A data pairs are entered

Card 11

W1-I NTB HD Number of data points for height vs. hydraulic diameter table

Card 12

W1-l TABHD(1) Elevation measured from bottom of the node  
W2-R TABHD(2) Hydraulic diameter  
W3-R TABHD(3), until NTB HD pairs are entered

.... ..

## Card 1

- W1-I NIN = Volume index at junction inlet or junction type index for those which have no inlet volume.  
 NIN > 0, Volume index  
     = 0, Jet pump throat flow  
     = -1, Fill junction  
     = -2, HPCI junction  
     = -3, LPCI junction  
     = -4, Core spray junction
- W2-I NOUT = Volume index at junction outlet or junction type index for those which have no outlet volume.  
 NOUT > 0, Volume index  
     = 0, Drive or suction flow of jet pump  
     = -1, Leak junction  
     = -2, Main steam line junction
- W3-I IPUMP = Pump index (IPUMP ≤ NPUMP)  
 When NIN < 0, or NOUT < 0, the junction concerned has no pump and this index is used as following data identification index.  
 (NIN = -1) Fill index (IPUMP ≤ NFILL)  
 (NIN = -2) HPCI index (IPUMP ≤ NHPCI)  
 (NIN = -3) LPCI index (IPUMP ≤ NLPCI)  
 (NIN = -4) Core spray index (IPUMP ≤ NCSP)  
 (NOUT = -1) Leak index (IPUMP ≤ NLEAK)  
 (NOUT = -2) Main steam line index (IPUMP ≤ NSTRM)
- W4-I IVALVE |IVALVE| = Valve index  
 If valve is initially closed, IVALVE < 0,  
 If valve is initially open, IVALVE > 0.  
 If the junction has no valve, IVALVE = 0.
- W5-R WIJ = Flow rate (kg/m)
- W6-R ZIN = Junction elevation from the bottom of volume NIN (m)  
 (0 ≤ ZIN ≤ ZMAX, when NIN > 0)
- W7-R ZOUT = Junction elevation from the bottom of volume NOUT (m)  
 (0 ≤ ZOUT ≤ ZMAX, when NOUT > 0)
- W8-R AJUNC = Minimum flow area for choked flow calculation (m<sup>3</sup>)  
 If AJUNC = 0.0, choking will be ignored.



- W9-R ENERTA = Moment of inertia (l/m)
- W10-R RJUNC = Loss coefficient for normal flow direction ( $\text{sec}^2\text{kgf}/\text{m}^5\text{kg}$ )  
Frictional and other irreversible loss will be calculated as  $\text{RJUNC} \cdot \phi^2 \frac{W|W|}{2\rho}$  ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ ).  
If  $\text{RJUNC} = 0$ , loss coefficient will be calculated by the code.
- W11-R RNJUNC = Loss coefficient for reverse flow  
If  $\text{RNJUNC} = 0.0$ ,  $\text{RNJUNC}$  will be set  $\text{RJUNC}$ .  
( $\text{kgf sec}^2/\text{m}^5\text{kg}$ )

#### Jet Pump Data Cards (006)

NJETGP sets of data is required. Each set consists following card.

##### Card 1

- W1-I JMOPT = Jet pump model option (see section 4.3 of the text)  
= 1, Model 1 (Momentum flux terms are considered.)  
= 2, Model 1 and 2 (Momentum flux terms will be considered until water level in downcomer falls to the level 0.1 m above top of jet pump throat.)  
= 3, Model 2 (Momentum flux terms are ignored.)
- W2-I IJPUMP = Jet pump geometry data set index
- W3-I JETGRP(1)= Suction flow junction index
- W4-I JETGRP(2)= Drive flow junction index
- W5-I JETGRP(3)= Throat flow junction index
- W6-R PIN = Out let pressure of jet pump suction flow ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )  
PIN is necessary to calculate loss coefficients of jet pump junctions.

#### Jet Pump Geometry Data Cards (007)

NJETP sets of data are required. Each set consists of following card.

##### Card 1

- W1-R AS = Suction inlet flow area ( $\text{m}^2$ )
- W2-R AD = Drive nozzle flow area ( $\text{m}^2$ )
- W3-R AJ = Throat flow area ( $\text{m}^2$ )
- W4-R ADIF = Diffuser outlet flow area ( $\text{m}^2$ )

W5-R	DL1	=	Flow path length of mixing section (m)
W6-R	DL2	=	Flow path length of diffuser section (m)
W7-R	DL3	=	Flow path length from diffuser outlet to lower Plenum inlet (m)
W8-R	AJS	=	Downcomer flow area (m <sup>2</sup> )
W9-R	AJD	=	Jet pump drive pipe flow area (m <sup>2</sup> )
W10-R	AJJ	=	Lower plenum flow area (m <sup>2</sup> )

Pump Data Cards (008)

NPUMP data sets are required. Each set must consist of following cards.

Card 1

W1-R	TPCON	=	Time constant of pump coast down (sec) TPCON will be used for calculation of inertia moment.
W2-R	HO	=	Rated pump head (kgf/m <sup>2</sup> )
W3-R	QO	=	Rated flow rate (kg/sec)
W4-R	XNO	=	Rated angular velocity (rad/sec)
W5-R	FN	=	Frictional torque constant (kgf·m·sec <sup>2</sup> /rad <sup>2</sup> )
W6-R	XKSP	=	Loss coefficient of stalled rotor (kgf·sec <sup>2</sup> /kg·m <sup>5</sup> )

Card 2

W1-I	NQTB	=	Number of normalized head-flow tables for constant quality
------	------	---	--

Card 3

W1-I	NPTB(1)	=	Number of data points of the first head-flow table
W2-R	QTB(1)	=	Quality (-)

Card 4

W1-R	PTB(1,1)	=	normalized flow
W2-R	PTB(2,1)	=	normalized head corresponding PTB(1,1)
W3-R	PTB(3,1)	=	normalized flow
	⋮		
	⋮		
Wn-R	PTB(n,1)	=	normalized head (n = 2 NPTB(1))

Card 5 through Card (NQTB × 2 + 2)

Remaining cards should be punched in the same format as card 3 and 4.

## Main Steam Line Data Cards (009)

NSTRM data sets are required. Each set consists of following card.

## Card 1

W1-R	TAU	=	Time required for isolation-valve-close action (sec)
W2-R	TIMTR	=	Delay time for initiation of isolation-valve-close action (sec)
			Delay time can also be considered in trip control models. In such cases, TIMTR should be 0.0.
W3-R	WSTRM	=	Maximum steam flow rate (kg/sec)
W4-R	GS	=	Controller regulation band (kgf/m <sup>2</sup> )
W5-R	WSR	=	Rated steam flow rate (kg/sec)
W6-R	DPR	=	Rated pressure drop between reactor vessel and turbine admission valves (kgf/m <sup>2</sup> )
W7-R	PR	=	Rated pressure in reactor vessel (kgf/m <sup>2</sup> )

## Leak Data Cards (010)

NLEAK data sets are required. Each set consists of following cards.

## Card 1

W1-I	ICHOKE	=	Leak type: If ICHOKE $\leq$ 0, no liquid phase choking. If ICHOKE $>$ 0, liquid phase choking is allowed.
W2-R	SINKPR	=	Sink pressure (kgf/m <sup>2</sup> )
W3-R	CONCO	=	Discharge coefficient (-)
W4-R	ZLEAK	=	Elevation of bottom of leak area from bottom of node (m)
W5-R	HLEAK	=	Mixing length for stagnation enthalpy calculation, described as Lmix in the test (m)

## Card 2

W1-I	NFAT	=	Number of data points of time-dependent area table This table may be used to smooth the transient behavior at leak initiation.
------	------	---	---

## Card 3

W1-R	TABFA(1)	=	Elapsed time after leak initiation (sec)
------	----------	---	--

W2-R TABFA(2) = Leak area normalized to full open area AJUNC (-)  
 W3-R TABFA(3), until NFAT points (2×NFAT entries)  
 W4-R TABFA(4), are entered, where the time values  
 ... .. are in ascending order.

#### Fill Systems Data Cards (011)

NFill data sets are required. Each set consists of following cards.

##### Card 1

W1-R CGL = Mixing length for steam region (m)  
 CML = Mixing length for mixture region (m)  
 FEG = Mixing coefficient for steam region (-)  
 FEM = Mixing coefficient for mixture region (-)

##### Card 2

W1-I NT = Number of data points of reservoir temperature or  
 enthalpy table  
 If NT = 0, temperature or enthalpy is constant.  
 If NT < 0, temperature or enthalpy depends on elapsed time  
 after fill system initiation.  
 If NT > 0, temperature or enthalpy depends on pressure  
 of node IOU.

##### Card 3

W1-R TABLT(1) = time (sec) or pressure (kgf/m)  
 In case NT = 0, temperature or enthalpy must be entered.  
 W2-R TABLT(2) = temperature (°C) (TABLT(j) = -(temperature))  
 or enthalpy (kcal/sec) (TABLT(j) = (enthalpy))  
 W3-R TABLT(3), until |NT| points (2 × |NT| entries) are entered, where  
 W4-R TABLT(4) the independent variable is in ascending order.  
 .... ..

##### Card 4

W1-I NW = Number of data points for flow rate table  
 If NW = 0, flow rate is constant.

If  $NW > 0$ , flow rate depends on pressure of node IOU.T.  
 If  $NW < 0$ , flow rate depends on elapsed time after fill system initiation.

Card 5

W1-R TABLW(1) = time (sec) or pressure ( $\text{kgf}/\text{m}^2$ )  
 In case  $NW = 0$ , flow rate ( $\text{kg}/\text{sec}$ ) must be entered.  
 W2-R TABLW(2) = flow rate ( $\text{kg}/\text{sec}$ )  
 W3-R TABLW(3), until  $|NW|$  pairs are entered, where the independent  
 W4-R TABLW(4), variable is in ascending order.  
 ... ..

NPCI, LPCI and Core Spray Systems Data Cards (012, 013, 014)

For HPCI, LPCI and Core Spray Systems, the calculational models are the same as that for general fill system, and required data and data format are the same as that described in the previous paragraph.

Data block numbers are 012, 013 and 014 respectively. Each block must consist of NHPCI, NLPCI or NCSP data sets.

Steam Separator Data Cards (015)

This card block is necessary when  $NSEP = 1$ .

Card 1

W1-I NTABF = Number of data points for separation efficiency table

Card 2

W1-R TABEF(1) = Elevation measured from bottom of node IOU.T (m)  
 W2-R TABEF(2) = Separation efficiency (-)  
 W3-R TABEF(3), until ITABF pairs are entered.  
 ... ..

Trip Control Data Cards (016)

NTRIP data sets are required. Each set consists of following card.

Card 1

W1-I IDACT = Index of action to be taken IDACT is composed of two

parts as below.

IDACT =  $XY_1Y_2$  ( $-1 \leq X \leq +1$ ,  $0 < Y_1Y_2 \leq 99$ )

$X = -1$ , Close valve.  $Y_1Y_2$  is valve number.

$X = +1$ , Open valve.  $Y_1Y_2$  is valve number.

$X = 0$ ,  $Y_1$  indicates following actions.

1 = End of Problem

2 = Open leak

3 = Trip pump

4 = Start fill

5 = (Not defined)

6 = Start HPCI

7 = Start LPCI

8 = Start Core Spray

$Y_2$  is index of leak, pump or fill system respectively.

W2-I KSIG = Signal to be compared  
 1 = Elapsed time (sec)  
 2 = Pressure ( $\text{kgf/m}^2$ )  
 3 = Liquid level (m)  
 4,5 = (Not defined)  
 6 = Junction flow rate (kg/sec)

If the sign of KSIG is minus, the trip will occur when the compared value becomes smaller than the set point, and if KSIG is greater than 0, trip will occur when set point is exceeded.

W3-I IDVOL = Node or junction index  
 W4-I IPVOL = Optional node or junction index  
 If  $IPVOL > 0$ , the difference value for IDVOL and IDOPT is checked as signal.  
 W5-R SETP = Signal set point  
 W6-R DELAY = Delay time for initiation of action after reaching setpoint (sec)

#### Dimension Card for Slabs (017)

Card 1

W1-I NSLAB = Number of heat slabs

W2-I NOCOR = Number of heat slabs with heat generation in them  
 W3-I NGEOM = Number of heat slab geometry data sets  
 W4-I NMAT = Number of material property data sets  
 W5-I NMATG = Number of gap conductance data sets  
 W6-I MAXRG = Maximum number of regions in a heat slab  
 W7-I NTVSNP = Number of data points for normalized heat generation  
 curve  
 W8-I NTROD = Number of data points for scram reactivity table  
 W9-I NTALP = Number of data points for void reactivity table  
 W10-I NTFUT = Number of data points for fuel temperature reactivity  
 table

Heat Slab Data Cards (018)

NSLAB data sets are required. Each set must consist of following cards.

Card 1

W1-I NVSL = Index number of volume at left slab surface ( $0 \leq NVSL$ )  
 W2-I NVSR = Index number of volume at right slab surface ( $0 \leq NVSL$ )  
 W3-I IGEOM = Geometry Index  
 W4-R ZSLB = Elevation of slab bottom above bottom of node (m)  
 W5-R VOLS = Total volume of slab ( $m^3$ )

Card 2

W1-R AHTL = Heat transfer area at left surface ( $m^2$ )  
 W2-R HMDL = Left side hydraulic diameter (m)  
 W3-R DHEL = Left side heated equivalent diameter (m)

Card 3

W1-R AHTR  
 W2-R HMDR Heat transfer parameters at the left side of slab  
 W3-R DHER Requirements are the same as those of Card 2

## Core Section Data Cards (019)

NMCOR sets of data are required.

## Card 1

W1-I ISLB = Slab index  
 W2-I IXSN = Number of rods which are represented by slab ISLB  
 W3-R PSLB = Power fraction defined as  $E_s$  in Eq. (2.4.11) in the text.  
 W4-R X = A dummy variable. Set  $X = 1.0$ .  
 W5-R TFCT = Weighting factor for average fuel temperature calculation.

## Slab Geometry Data Cards (020)

NGEOM sets of data are required. Each set consist of following cards.

## Card 1

W1-I JGOM = Geometry type  
           1 = Rectangular  
           2 = Cylinder  
 W2-I JREG = Number of regions

## Card 2

W1-I JGAP(1) = Gap index for the right side region of slab (0 = not gap)  
 W2-I JGAP(2) , until JREG data are entered.  
 ... Region numbers 1, 2, ..., JREG in a slab are assigned  
 from right to left in rectangular type and center to  
 surface in cylindrical type.

## Card 3

W1-I JMAT(1) = Material index  
 W2-I JMAT(2) , until JREG data are entered.  
 ...

## Card 4

W1-I JPNT(1) = Number of space mesh in region  
 W2-I JPNT(2) , until JREG data are entered.  
 ...



## Card 5

W1-R WREG(1) = Region width (m)  
 W2-R WREG(2) , until JREG data are entered.  
 ...

## Card 6

W1-R DREG(1) = Material density (kg/m<sup>3</sup>)  
 W2-R DREG(2) , until JREG data are entered.  
 ...

## Card 7

W1-R PREG(1) = Fraction of slab power generated in region  
                   JREG  
                   ( $\sum_{i=1} PREG(i) = 1$ )  
 W2-R PREG(2) , until JREG data are entered.  
 ...

## Card 8

W1-R TREG(1) = Weighting factor for average temperature calculation  
 W2-R TREG(2) , until JREG data are entered.  
 ...

## Material Property Data Cards (021)

## (1) Thermal conductivity tables

NMAT sets of data must be entered. Each set consists of following two cards. The order of data sets must be arranged in accordance with the material indices.

## Card 1

W1-I NTPK = Number of points in thermal conductivity table ( $NTPK \geq 1$ )

## Card 2

W1-R TPK(1) = Temperature (°C)  
 W2-R TPK(2) = Thermal conductivity (kcal/m·°C·sec)  
 W3-R TPK(3) , until NTPK points are entered.  
 ...

## (2) Specific heat capacity tables

NMAT sets of data must be entered. Each set consists of following two cards. The order of data sets must be arranged in accordance with the material indexes.

## Card 1

W1-I NTPC = Number of data points in thermal conductivity table

## Card 2

W1-R TPC(1) = Temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 W2-R TPC(2) = Specific heat ( $\text{kcal}/\text{kg}\cdot^{\circ}\text{C}$ )  
 W3-R TPC(3) , until NTPC points are entered.  
 W4-R TPC(4) ,

...

## (3) Gap conductance table

NMATG sets of data must be entered. The order of the sets must be arranged in accordance with material indexes. Each set consists of following two cards.

## Card 1

W1-I NTPG = Number of points in gap conductance table

## Card 2

W1-R TPG(1) = Temperature ( $^{\circ}\text{C}$ )  
 W2-R TPG(2) = Gap conductance ( $\text{kcal}/^{\circ}\text{C}\cdot\text{m}^2\cdot\text{sec}$ )  
 W3-R TPG(3) , until NTPG points are entered.  
 W4-R TPG(4) ,

...

## Other Heat Slab Data Cards (022)

## Card 1

W1-I IVOLC = Number of node where core is located  
 W2-R QINIT = Total reactor power at steady state operation ( $\text{kcal}/\text{sec}$ )

W3-R BETABL =  $\beta/\Lambda$  in Eq. (2.4.13) of the text.  
 If kinetics calculation option is not used set  
 BETABL= 0.0.

Card 2 Time dependent power table  
 This card is not necessary when NTVSNP = 0.  
 If NTVSNP > 0, card 3, 4, 5 must not be entered.

W1-R PTABL(1) = Time (sec)  
 W2-R PTABL(2) = Power normalized by QINIT  
 W3-R PTABL(3), until NTVSNP pairs are read.

Card 3 Scram reactivity table

W1-R RROD(1) = Time (sec)  
 W2-R RROD(2) = Scram reactivity (dollar)  
 W3-R RROD(3) , until NTRD pairs are entered.  
 ... ..

Card 4 Void reactivity table

W1-R RALP(1) = Void fraction (-)  
 W2-R RALP(2) = Feed-back reactivity (dollar)  
 W3-R RALP(3) , until NTALP pairs are entered.  
 ... ..

Card 5 Fuel temperature feed-back reactivity table

W1-R RFUT(1) = Temperature (°C)  
 W2-R RFUT(2) = Reactivity (dollar)  
 W3-R RFUT(3) , until NTFUT pairs are entered.  
 ... ..

Pot Variables Data Card (023)

Card 1

W1-I NDATA = Number of variables to be edited for plotting

Card 2 and the followings

Data specification is made by NDATA pairs of symbol (NAME) and

identification number (ID). ID is the number of the node, junction or heat slab to which edited variable belongs. NAME and ID are not read by REAG routine, but is read in fixed format (9(A4I4)).

Available symbols are listed below.

#### Node data

NP	Node pressure
TL, TM, TG	Temperature of subcooled liquid region, mixture region and vapor region, respectively.
HL, HM, HG	Specific enthalpy of subcooled liquid region, mixture region and vapor region, respectively.
VF	Void fraction in mixture region
XM	Quality of mixture region
WMG	Bubble separation rate
WLM	$W_{l \rightarrow m}$ defined by Eq. (2.2.56) in the text.
WL, WM, WG	$(\Sigma W)^l, (\Sigma W)^m, (\Sigma W)^g, (\Sigma Wh)^l,$
WHL, WHM, WHG	$(\Sigma Wh)^m, (\Sigma Wh)^g, (\Sigma Q)^l, (\Sigma Q)^m,$
QL, QM, QG,	$(\Sigma Q)^g, (\Sigma W), (\Sigma Wh),$ and $(\Sigma Q),$
WN, WHN, and QN	respectively, which are defined in section 2.2 of the text.
LM	Mixture level
LL	Elevation at top of subcooled region
VB	Bubble velocity

#### Junction data

XJ	Junction quality
HJ	Junction enthalpy
WJ	Mass flow rate

#### Heat slab data

TSL, TSR	Surface temperature at left side and right side, respectively.
TS	Surface temperature (same as TSL)
HCL, HCR	Heat transfer coefficient at left surface and right surface, respectively, of a slab facing to a homogeneous node.
HCLL, HCLM, HCLG, HCRL, HCRM and HCRG	Heat transfer coefficient between three regions and left side surface or right side surface of a heat slab.

The plotter program prepared for THYDE-B1 has an optional function of superimposing of plots. Fig. 2.7.7 shows an example of this function. This function can be exerted by setting -ID in place of ID. When ID is less than 0, the plot will be superimposed on the foregoing one.

## APPENDIX B Input Manual for THYDE-B-REFLOOD

All input data are read into the THYDE-B-REFLOOD program in free format via a generalized subroutine REAG, the description of which is given in APPENDIX A.

In the following description of required data, descriptive titles are given at first. Then the descriptions of data cards will follow. In each card description, order of the data in the card (W1, W2, ...), the format (I, R, or A), the variable name, and the input data requirements are given where applicable. The format of the variable, integer, real or floating, or alphanumeric is indicated by I, R, or A respectively. The variable names are in principle, the same as those used in the program.

## 1. Title Card

Card 1            The information punched in the first column to 72nd will be printed at the top of each page of output prints.

## 2. Model Option Data

## 2.1 Problem Dimension data

Card 1

W1-I-NRGMAX      Number of control volumes.  
                  Set NRGMAX = 6

W2-I-NFWMAX      Number of flow path.  
                  Set NFWMAX = 9

W3-I-ISMAX        Number of heat slabs.  
                  ISMAX  $\leq$  10

W4-I-NFILL        Number of fill systems

## 2.2 Volume Model Selection Data

Card 1

W1-I-ICR          ID number of core region, Set ICR = 1.

W2-I-IOPTRG      Core model option index.  
                  0 = model 1  
                  1 = model 2 (see section 3.7 in the text)

Card 2

W1-I-ILP ID number of lower plenum region. Set ILP = 2  
 W2-I-IOPTRG Model option index. Set IOPTRG = 0

Card 3

W1-I-IUP ID number of upper plenum region. Set IUP = 3  
 W2-I-IOPTRG Model option index. Set IOPTRG = 0

Card 4

W1-I-IGT ID number of guide tube region. Set IGT = 4  
 W2-I-IOPTRG Model option index. Set IOPTRG = 0

Card 5

W1-I-IBC ID number of central bypass region. Set IBC = 5  
 W2-I-IOPTRG Model option index. Set IOPTRG = 0

Card 6

W1-I-IBP ID number of peripheral bypass region. Set IBP = 6  
 W2-I-IOPTRG Model option index. Set IOPTRG = 0

3. Heat Transfer Data

3.1 Heat Slabs Except Fuel and Channel Boxes

ISMAX sets of data are required. Each sets are conformed by following cards.

Card 1

W1-I-IREG ID number of region to which this slab is facing.  
 W2-I-NS Number of slab vertical mesh

Card 2

W1-R-ZEL Bottom elevation (m)  
 W2-R-ZL Axial length (m)  
 W3-R-VS Volume (m<sup>3</sup>)

W4-R-AS	Heat transfer area	(m <sup>2</sup> )
	Thickness of slab will be calculated as (VS/AS)	
W5-R-TCONS	Thermal conductivity	(kcal/m·°C·sec)
W6-R-ROH	Density	(kg/m )
W7-R-C	Specific heat capacity	(kcal/kg·°C)

## Card 3

W1-R-TS(1)	Initial temperature	(°C)
W2-R-TS(2) ,	Until NS mesh points are entered, where the order is	
⋮	from bottom to top	

## 3.2 Heat Transfer Coefficients Data Card

Heat transfer coefficients for heat slabs except fuel and channels are required. See section 3.2 for further description.

## Card 1

W1-R-HTCG	Heat transfer coefficient between slabs and single phase vapor (kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)
W2-R-HTCM	Heat transfer coefficient of nucleate boiling
W3-R-HTCL	Heat transfer coefficient of subcooled free convection
W4-R-HTCSP	Heat transfer coefficient of spray cooling

## 3.3 Core Heat Transfer Data Card for Model 1

Following card is required when core model option 1 is selected.

## Card 1

W1-R-QCR	Constant heat transfer rate from fuel and channels to coolant (kcal/sec)
----------	--

## 3.4 Core Heat Transfer Data Cards for Model 2

Following cards are required when core model option 2 is selected.

## Card 1

W1-I-NCRF	Number of slab mesh (NCRF ≤ 20)
W2-I-NBUNDL	Number of fuel bundles in core
W3-I-NPIN	Number of fuel rods in a bundle



Card 2

W1-R-ZLCR Bottom elevation of core region (m)  
 Set ZLCR = ZB of core region.

W2-R-XLCR Length of core region (m)  
 Set XLCR = ((ZT-ZB) of core region)

W3-R-DP Diameter of fuel pellet (m)

W4-R-DC Outer diameter of fuel cladding (m)

W5-R-THC Thickness of cladding (m)

W6-R-DCH  $\frac{1}{4} \times$  (canister inside perimeter) (m)

W7-R-THCH Thickness of canister (m)

Card 3

W1-R-HDCR Equivalent hydraulic diameter of core (m)

W2-R-HGAP Gap conductance between pellet and cladding  
 (kcal/m<sup>2</sup>·°C·sec)

W3-R-EPSCD Emissivity of cladding (dry surface) (-)

W4-R-EPSCW Emissivity of cladding (wetted surface) (-)

W5-R-EPSCHD Emissivity of channel (dry surface) (-)

W6-R-EPSCHW Emissivity of channel (wetted surface) (-)

Card 4

W1-I-NTPK Number of data points in temperature dependent thermal  
 conductivity table for pellet material

W2-I-NTPC Number of data points in temperature dependent  
 specific heat table for pellet material

W3-R-RHOM Density of pellet (kg/m<sup>3</sup>)

Card 5

W1-R-TPK(1) Temperature (°C)

W2-R-TPK(2) Thermal conductivity of pellet material

W3-R-TPK(3),  
 ..... Until NTPK pairs are entered, where the temperature  
 values must be in ascending order.

Card 6

W1-R-TPC(1) Temperature (°C)

W2-R-TPC(2) Specific heat of pellet material(kcal/kg·°C)

W3-R-TPC(3),  
 .....  
 Until NTPC pairs are entered, where the temperature values must be in ascending order.

Card 7, 8 and 9 Thermal conductivity and specific heat data of cladding material, which must be arranged in the same format as card 4, 5 and 6 for pellet material.

Card 10, 11 and 12 Thermal conductivity and specific heat data of canister material, which must be arranged in the same format as card 3, 5 and 6 for pellet material.

Card 13 (Heat transfer coefficients for canister)

W1-R-HTCG	Heat transfer coefficient for vapor flow region without spray	(kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)
W2-R-HTCM	Heat transfer coefficient for saturated mixture region	(kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)
W3-R-HTCL	Heat transfer coefficient for subcooled liquid region	(kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)
W4-R-HTCSP	Heat transfer coefficient for vapor region with spray flow	(kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)
W5-R-HTCSPW	Heat transfer coefficient after quench	(kcal/m <sup>2</sup> ·°C·sec)

Card 14 (Heat transfer coefficients for cladding)

Five heat transfer coefficients for cladding surface are required. These data should be arranged in the same order as card 13.

Card 15 (Pellet initial temperature)

W1-R-TP(1)	Initial temperature of the first mesh (°C)
W2-R-TP(2), .....	Until NCRF temperature values are entered, where the order of data is from bottom to top of core NCRF is the axial mesh number of core heat transfer model.

Card 16 and 17

Card 16 is for cladding initial temperature (TC(1),..., TC(NCRF)) and card 17 for canister (TCH(1),..., TCH(NCRF)). The mesh temperature values must be arranged in the same order as card 15.

Card 18

@1-I-NTF                    Number of data pairs in time dependent heat generation rate table.

Card 19                    (Heat generation rate table)

W1-R-PT(1)                Elapsed time                    (sec)  
 W2-R-PT(2)                Total heat generation rate      (kcal/sec)  
 W3-R-PT(3) ,              Until NTF pairs are entered.

.....

Card 20                    (Axial power distribution)

W1-R-PF(1)                Heat generation rate in pellet mesh normalized by total heat generation rate.

W2-R-PF(2) ,              Until NCRF values are entered

where,  
 NCRF  
 $\sum_{I=1}^{NCRF} PF(I) = 1$

The order of values is from bottom to top of core.

#### 4. Time Step Control Data

Card 1

W1-I-NTIMX                Number of time step control data cards  
 W2-R-TIMEO                Initial time                    (sec)

Card 2 - (NTIMX+1)

NTIMX cards are required.

W1-I-NOUT                Number of time steps per edit  
 W2-R-DELT                Time step size                    (sec)  
 W3-R-TIMEX                End of current time step control data (sec)

5. System Pressure Data

Card 1

W1-I-NPRES                      Number of data pairs in time dependent pressure table

Card 2                              (Pressure table)

W1-R-PRESIN(1)                      Time    (sec)

W2-R-PRESIN(2)                      System pressure                              (kgf/m )

W3-R-PRESIN(3),                      Until NPRES pairs are entered.

.....

6. Fill System Data

6.1 Fill system data

    NFILL sets of data are required. Each sets consists of following 3 cards.

Card 1

W1-I-IRFILL                      ID number of connected region  
                                     IRFILL must be IUP, IBP or ILP.

W2-I-NF                              Number of data pairs in time dependent flow rate table

W3-I-NH                              Number of data pairs in time dependent specific enthalpy table

Card 2                              (Flow rate table)

W1-R-FILLW(1)                      Time    (sec)

W2-R-FILLW(2)                      Flow rate (kg/sec)

W3-R-FILLW(3),                      until NF pairs are entered.

.....

Card 3                              (Specific enthalpy table)

W1-R-FILLH(1)                      Time    (sec)

W2-R-FILLH(2)                      Specific enthalpy                              (kcal/kg)

W3-R-FILLH(3),                      until NH pairs are entered.

.....

## 6.2 Peripheral Bypass CCFL Data

This set of data is required when considering reactor has in-shroud LPCI injection system.

### Card 1

W1-R-AFBP	Flow area at elevation of bypass CCFL calculation (m <sup>2</sup> )
W2-R-ZFBP	Elevation of bypass CCFL calculation (m)
W3-R-DHFBP	Hydraulic diameter at elevation of bypass CCFL calculation (m)
W4-R-CK1BP	CCFL parameter K <sub>1</sub> (no dimension)
W5-R-CK2BP	CCFL parameter K <sub>2</sub> (m <sup>1/4</sup> )

K<sub>1</sub> and K<sub>2</sub> are defined by next equation.

$$(j_g^*)^{1/2} + K_1(j_f^*)^{1/2} = K_2/(Dh)^{1/4},$$

where Dh is hydraulic diameter and j<sub>g</sub><sup>\*</sup>, j<sub>f</sub><sup>\*</sup> are dimensionless velocity.

## 7. Volume Geometry and Initial State Data

### 7.1 Volume data

#### Card 1 (Core Region)

W1-R-ZB	Bottom elevation of core (m)
W2-R-ZT	Top elevation of core (m)
W3-R-VOL	Volume of core region (m <sup>2</sup> )
W4-R-A	Flow area of core (m <sup>2</sup> )

A must be equal to VOL/(ZB-ZT).

W5-R-DH	Hydraulic diameter (m)
W5-R-WLEV	Water level at initial state (m)

When core model 2 is selected, this value defines top elevation of saturated mixture region at initial state.

W7-R-VOID	Void fraction under mixture level
-----------	-----------------------------------

When core model 2 is selected, this value will be ignored as a dummy input.

Card 2	(Lower Plenum Region)	
W1-R-ZB	Bottom elevation of lower plenum	(m)
W2-R-ZT	Top elevation of lower plenum	(m)
W3-R-VOL	Volume of lower plenum	(m <sup>3</sup> )
W4-R-A	Flow area of lower plenum	(m <sup>2</sup> )
W5-R-DH	Hydraulic diameter	(m)
W6-R-WLEV	Initial water level	(m)
W7-R-X	Initial void fraction or specific enthalpy under water level	(m)
	X < 1.0 : void fraction	
	X ≥ 1.0 : specific enthalpy	
W8-R-CSEP	Bubble separation coefficient	(m)

CSEP is defined by next equation.

$$W_{sep} = \frac{M_{gb} U_b}{CSEP * (WLEV-ZB)},$$

where  $W_{sep}$  = bubble separation rate

$U_b$  = bubble velocity

WLEV = water level

$M_{gb}$  = bubble mass

Card 3	(Upper Plenum Region)	
W1-R-ZB	Bottom elevation of upper plenum	(m)
W2-R-ZT	Top elevation of upper plenum	(m)
W3-R-VOL	Volume of upper plenum	(m <sup>3</sup> )
W4-R-A	Flow area of upper plenum	(m <sup>2</sup> )
W5-R-DH	Hydraulic diameter	(m)
W6-R-WLEV	Initial water level	(m)
	WLEV must be equal to ZB	

Card 4, 5 and 6

Card 4, 5 and 6 is for description of guide tube region, central bypass region and peripheral bypass region respectively. Required data and the order in which they should be arranged are same as card 2 for lower plenum.

Card 7 (Jet Pump Geometry Data)

W1-R-ZJPB Elevation at bottom of jet pump (m)

W2-R-ZJPT Elevation at top of jet pump (m)

W3-R-AJ Total flow area at jet pump throat (m<sup>2</sup>)

W4-R-KJ Jet pump reversed flow loss coefficient (kgf/N)

KJ is defined by next equation.

$$\Delta P_f = -KJ \cdot \frac{|W|W}{2\rho \cdot (AJ)^2},$$

where  $\Delta P_f$ ,  $W$ ,  $\rho$  are head loss, flow rate and density respectively.

## 7.2 Core Model Option 2 Initial Value Data

Following data are required when core model 2 is selected.

Card 1

W1-I-NMCR Number of coolant mesh  
(NCRF/NMCR) must be an integer, and  $NMCR \leq 60$ .

W2-R-HWLEV Top elevation of subcooled liquid region, (m)  
If there is no subcooled liquid set  $HWLEV \leq ZB$ .

Card

Card 2

W1-R-HCA(1) Initial specific enthalpy of subcooled liquid  
(kcal/kg)

W2-R-HCA(2),  
..... until NMCR values are entered.  
For node points above HWLEV, input values will be ignored. The order is from bottom mesh to top.

Card 3

W1-R-VCA(1) Initial void fraction of saturated mixture region

W2-R-VCA(2),  
..... until NMCR values are entered  
For node points under HWLEV or above VWLEV, void fraction values will be ignored.

8. Flow Path Data

Card 1	(Flow Path from Core to Upper Plenum)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZT of core region
W2-R-AUTP	Flow area at upper tie plate (m)
W3-R-DUTP	Hydraulic diameter at upper tie plate (m)
W4-R-K1UTP	CCFL parameter $K_1$ at upper tie plate (-)
W5-R-K2UTP	CCFL parameter $K_2$ at upper tie plate ( $m^{1/4}$ )
W6-R-DPF3	Core region pressure difference correction term ( $kg/m^2$ )
	Refer section 3.5.2 of the text.
Card 2	(Flow Path from Lower Plenum to Core)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZB(ICR)
Card 3	(Flow Path from Lower Plenum to Bypass)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZB(IBC)
W2-R-QC6(1)	Leakage flow model parameter $C_1$ ( $kg/sec/(kg/m^2)^{1/2}$ )
W3-R-QC6(2)	Leakage flow model parameter $C_2$ ( $kg/sec/(kg/m^2)$ )
W4-R-QC6(3)	Leakage flow model parameter $C_3$ ( $kg/sec/(kg/m^2)^2$ )
	Parameter $C_1$ , $C_2$ and $C_3$ are defined by following equation.
	$W = C_1(\Delta P_f)^{1/2} + C_2(\Delta P_f) + C_3(\Delta P_f)^2,$
	where W and $(\Delta P_f)$ is flow rate and pressure difference due to friction and form loss, respectively.
Card 4	(Flow Path from Lower Plenum to guide tube region)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Refer Fig. 3.1.2 of the text. This is the elevation at the connecting point of control rod guide tube and control rod drive housing.
W2-R-QC5(1)	Leakage flow parameter $C_1$ ( $kg/sec/(kg/m^2)^{1/2}$ )



W3-R-QC5(2)	Leakage flow parameter $C_2$ (kg/sec/(kg/m <sup>2</sup> ))
W4-R-QC5(3)	Leakage flow parameter $C_3$ (kg/sec/(kg/m <sup>2</sup> ) <sup>2</sup> )
	Definition of $C_1, C_2, C_3$ is the same as that in the description of card 3.
Card 5	(Flow Path from Central Bypass to Upper Plenum)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZT of core region
W2-R-ACBT	Flow area at top of central bypass (m <sup>2</sup> )
W3-R-DCBT	Hydraulic diameter at top of central bypass (m)
W4-R-K1CBT	CCFL parameter $K_1$ (—)
W5-R-K2CBT	CCFL parameter $K_2$ (m <sup>1/4</sup> )
Card 6	(Flow Path from Peripheral Bypass to Upper Plenum)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = (ZT of core region)
W2-R-ABPT	Flow area at top of peripheral bypass (m <sup>2</sup> )
W3-R-DBPT	Hydraulic diameter at top of peripheral bypass (m)
W4-R-K1BPT	CCFL parameter $K_1$ (—)
W5-R-K2BPT	CCFL parameter $K_2$ (m <sup>1/4</sup> )
Card 7	(Flow Path from Down Comer to Lower Plenum)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZJPB, where ZJPB is the elevation at bottom of jet pump.
Card 8	(Flow Path from Upper Plenum to Steam Dome)
W1-R-ZJ	Elevation (m) Set ZJ = ZT of upper plenum region
Card 9	(Entrainment Model Data)
W1-I-NTCE	Number of data sets of pressure dependent entrainment correlation table (NTCE ≤ 30)
Card 10	(Entrainment Correlation Data)
W1-R-TCE(1)	Pressure (kgf/m <sup>2</sup> )

W2-R-TCE(2)  $C_{E1}$  defined by Eq. (3.4.28) of the text (kg/m<sup>2</sup>)  
 W3-R-TCE(3)  $C_{E2}$  defined by Eq. (3.4.28) of the text (kg/cm<sup>2</sup>·sec)  
 W4-R-TCE(4) Pressure  
 ... .. , until NTC sets are entered.

Card 11 (Flow Path from Guide Tube to Bypass)  
 W1-R-ZJ Elevation (m)  
 Set ZJ = ZB of bypass region.

Card 10 (Other Constants)  
 W1-R-X A dummy input. Set X = 1.0.  
 W2-R-FW12 Ratio of volumetric flow, which is defined by next equation (—)  

$$FW12 = \frac{Q_2}{(-Q_1) + Q_2}$$
 where  $Q_1$  and  $Q_2$  is, respectively, volumetric flow from downcomer to lower plenum and from lower plenum to core. This value is used while water level in lower plenum is under jet pump bottom elevation.

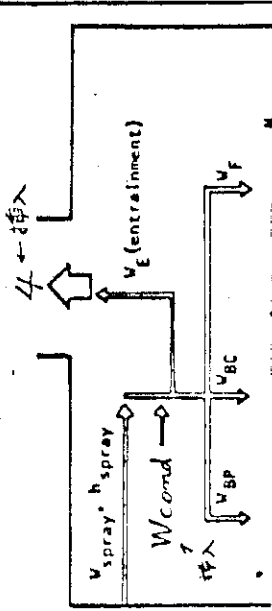
W3-R-FWSCIN Ratio of spray flow over central bypass and core (—)  
 W4-R-AR Ratio of core flow area to the sum of central bypass flow area and core flow area (—)  
 W5-R-QF Ratio of heat from canister outer surface to coolant in central bypass (—)  
 This value has no significant for present model.  
 Set QF = 0.0.

W6-R-FQGTBC Ratio of flow into central bypass to the total flow rate from guide tube to bypass regions (—)  
 W7-R-FQLPBC Ratio of flow into central bypass to the total flow rate from lower plenum to bypass regions (—)

JAERI-M-8119  
 沸騰水型炉の小断断 LOCA 解析用コード THYDE-B1  
 及び再循環解析コード THYDE-B-REFLOOD

正誤表

ページ	行	誤	正	ページ	行	誤	正
5	11	再循環領域能和混合	再循環領域能和混合	20	↓16	$\int_A \rho u_z^2 da$	$\frac{1}{A} \int_A \rho u_z da$
4	4	再循環領域能和混合 (Fig. 13.1)	再循環領域能和混合	21	↓9	$\frac{d}{dt} G dz =$	$\frac{d}{dt} G =$
8	↑3	再循環領域能和混合	再循環領域能和混合	22	↓11	$\bar{P}_{im}$	$\bar{P}_{im}$
14	↑9	3個の領域(7,7'-1)に (ΣhW) <sub>i</sub> <sup>m</sup>	3個の領域(7,7'-1)に (ΣhW) <sub>i</sub> <sup>m</sup>	23	↑10	$-\Delta P_{grav}$	$-\Delta P_{grav}$
15	↑13	(2.2.24)式 (ΣhW) <sub>i</sub>	(2.2.24)式 (ΣhW) <sub>i</sub>	24	↑9	$\bar{P}_{top}$	$\bar{P}_{top}$
16	↑4	(2.2.39)式 $M_{3i}^2, M_{3i}^{2,old}$	(2.2.39)式 $M_{3i}^2, M_{3i}^{2,old}$	28	↑1	$\rho_G = W_g / \dots$	$\rho_G = W_g / \dots$
				29	↓1	$W_0^2$	$W_J^2$
				32	↑15	$P_b =$ 不凝側圧力	$P_b =$ 下熱側圧力
				47	↑11	$(\frac{X}{1-X})^{0.9}$	$(\frac{X}{1-X})^{0.9}$
				49	↓2	$(\frac{\Delta T_{min}}{\Delta T_{sat}}) \ln(\frac{\Delta T_{min}}{\Delta T_{min}/20})$	$(\frac{\Delta T_{min}}{\Delta T_{sat}}) \ln(\frac{\Delta T_{min}}{\Delta T_{min}/20})$
				51	↓9	$\delta_{CHF} = 10 [ \dots ]$	$\delta_{CHF} = 10^6 [ \dots ]$
					↓10	$A = 6295 \dots (1.0 = 0.9 \dots)$	$A = 6295 \dots (1.0 - 0.7 \dots)$

ページ	行	訂正	ページ	行	訂正	
68		(Fig 3.1.1 の上部 2. F の) に修正 (3.3)	108	↓13	(3.7.62)式 $F = \left( \dots \dots \dots f_{cl+cl} \right)$	
			↓17	$f_{cl} \rightarrow ch$	$f_{cl+ch}$	
70	↓11	modified Wallis is	↑3	(3.7.69)式 $\frac{A_{cl}}{\frac{1}{\epsilon_{cl}} + \frac{A_{cl}}{A_{cl}\epsilon_{cl}}}$	$\frac{A_{ch}}{\frac{1}{\epsilon_{cl}} + \frac{A_{cl}}{A_{cl}\epsilon_{cl}} + \frac{A_{cl}}{A_{cl}}}$	
70	112	$J_g^* + K_1 j_f^* = K_2 D_h^{-\frac{1}{4}}$		109	↓1	(3.7.66) $\sigma_{SB} A_{cl}$
71	↓7	Wilson correlation [ ]		110	↑2	日本 IBM 社
76	↑15	この3種の注水系に用いる				日本 IBM 社
77	↑6	(3.4.4)式 $\sigma_u$				
83	↓7	... から $j_f^*$ を定めた				
84	↑16	炉心の断面積と入口...				
97	↑13	(3.7.13)式 $\frac{2(1-\alpha)P_f}{\rho v}$				
	↑12	(3.7.14)式 $2(\alpha P_g)$				
99	↓3	(3.7.25)式 $\Gamma_i^m$				
	↓17	(3.7.28)式 $\Delta Z_{N_2}^m$				