

JAERI-M

4 9 3 7

RELAP-2コードによる
ブローダウン挙動の解析

1972年8月

大西信秋・清水定明・太田克巳

三村昌弘・桑原信一・傍島 真

伊藤忠弘

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

RELAP-2コードによるブローダウン挙動の解析

原子力コード委員会

軽水炉安全性解析コード専門部会

大西信秋⁽¹⁾, 清水定明⁽²⁾, 太田克己⁽³⁾

三村昌弘⁽⁴⁾, 桑原信一⁽⁵⁾, 傍島 真⁽¹⁾

伊藤忠弘⁽⁶⁾

(1972年7月31日受理)

この報告書は、軽水動力炉の一次冷却系破断時におけるブローダウン挙動解析を主眼として開発されたRELAP-2コードに関して、コードの概要、使用方程式、入出力データおよびモデルなどについて詳細に述べると共に、本コードの妥当性を評価するために行った諸種の解析例の計算結果について述べたものである。

解析の対象として、実験結果との照合という意味から、ROSA、電総研および西独BATTELLEの実験を選び、主として圧力、冷却材温度および流量などの挙動について比較検討し、解析結果の妥当性を評価した。また、実用規模発電炉の一次冷却系破断時におけるブローダウン挙動を把握するために、大型BWRおよびPWRの両炉型を選んで解析し、本コードのもつ特徴および問題点を摘出した。

なお、本コードはIdaho Nuclear社の御好意により原研が入手したものを、軽水炉安全性解析コード専門部会の活動の一環として整備したものである。

注)

- (1) 日本原子力研究所
- (2) 電子技術総合研究所
- (3) 四国電力株式会社
- (4) 電力中央研究所
- (5) 日立造船株式会社
- (6) 中部電力株式会社

Analysis of Blowdown Behavior by RELAP-2 Code

N. Ohnishi*, S. Shimizu**, K. Ohta***, M. Mimura****,
M. Sobagima*, S. Kuwabara*****, T. Itho*****

Light Water Safety Analysis Code Committee

Nuclear Code Committee, JAERI

(Received July 1972)

This report presents experimental analysis results by the code RELAP-2 which can analyse behavior of light-water-cooled power reactor during postulated accidents such as loss-of-coolant, pump failure, or power transients. Beside the experimental analysis this report describes code descriptions in detail : namely equations, input and output, and analytical model.

Experimental analysis to various semiscale blowdown system have been made to assess and demonstrate the predictive capability of the code for calculation the blowdown phenomena. These analytical results are presented in this report comparing with datas of calculation and experiment, including pressure, temperature and flow. In addition, to examine the blowdown phenomena at a loss-of-coolant accident in light-water-cooled power reactors, a presume accident analysis has been made both with pressurized and boiling water reactors, thereby revealing the problems and characteristics of the code.

The code developed by Idaho Nuclear Corporation (formerly The Atomic Energy Division of Philipe Petroleum Company), was made available to JAERI by the courtesy of the corporation. It was subsequently converted for the intended propose by a working group in Light Water Safety Analysis Code Committee.

* Japan Atomic Energy Research Institute
** Electrotechnical Laboratory
*** Shikoku Electric Co.
**** Central Research Institute of Electric Power
***** Hitachi Zoosen Co.
***** Chubu Electric Co.

目 次

1. はじめに	1
2. RELAP-2コードの説明	3
2.1 概 要	3
2.2 使用方程式の説明	7
2.3 入力データの説明	20
3. RELAP-2コードによる実験解析	33
3.1 概 要	33
3.2 電総研装置による実験の解析	33
3.3 ROSAによる実験の解析	46
3.4 BATTELLE INSTITUTE 実験装置による実験の解析	56
4. 軽水動力炉のブローダウン挙動解析	61
4.1 概 要	61
4.2 BWRのブローダウン挙動解析	61
4.3 PWRのブローダウン挙動解析	70
5. RELAP-2コードの問題点	81
6. 結 言	85
7. 謝 辞	86
8. 参考文献	86
付録1. 使用モデルおよび方程式の解説	88
付録2. サンプル・インプット・データ	103
付録3. サンプル・アウトプット・データ	107

1 はじめに

軽水動力炉における一次冷却系破断時の系全体の過渡的現象を詳細に把握することは、事故時の原子炉プラント全体の健全性といった面から始まって最終的に公衆に対する放射線被曝といった多くの問題についての安全性評価を行なう上できわめて重要な課題であり、現在の安全性研究の分野においてもとりわけ重大な関心を集めていることである。

原子炉の一次冷却系が破断すると、高圧高温の冷却材が破断口から激しく噴出する。冷却材が喪失していくにもなって系内の圧力低下および水位低下が起る。これら圧力、水位および流量は破断状況に応じてきわめて複雑な様相を示すが、終局的には燃料の冷却能力低下を招き、燃料溶融に続いて核分裂生成物の放出といった事態を招く可能性を含んでいる。これらの現象は連続的かつ相互的な関係で関連づけられるものであるが、現象別に強いて分類すると3つに分割することができる。すなわち、①特にPWRに見られる破断直後の急激なサブクール減圧沸騰、減圧にもなるとなり圧力波伝播現象、②主に2相流放出時のブローダウン現象、③冷却材喪失時の燃料過熱(ヒート・アップ)現象である。

ここで述べるRELAP-2コードは、これら3つの現象のうちで主に②のブローダウン挙動現象を解析することを目的として開発されたコードである。この種の解析コードにおいては、過去数年前と現時点でコードの内容およびモデルなどに大きな変遷が見られる。これは一次冷却材喪失事故解析における解析手法の変遷でもあり、計算機の性能向上ともあいまってより詳細な解析方法および解析コードの開発が進められている。現在米国で使用されているブローダウン解析コードとして代表的なものはGE社のRIP⁽¹⁾、WH社のSATAN-V⁽²⁾およびLOFTの実験解析用として開発されたRELAP-3⁽³⁾であるが、これらはいずれも一次冷却系内を多領域(Control Volume)に分割し、各領域に対してエネルギー、質量および運動量の各保存式を適用して圧力、流量、温度などの時間変化が詳細に求められるようになっている。

また、これらのコードでは、炉出力、燃料温度および熱伝達率の時間変化が圧力、流量および温度の時間変化と関連して詳細に求められるようになっている。

RELAP-2コードは、初期に用いられた1領域モデル、すなわち圧力容器を単一領域で代表した解析モデルと現在一般的に使用されている多領域モデルとの中間に位置するコードで、一次冷却系全体を大きく3つの領域に分割して取扱うようになっている。

RELAP-2コードは元来、LOFTの実験解析用として開発されたRELAPSE-1⁽⁴⁾およびFLASH-1⁽⁵⁾を実用動力炉(PWRおよびBWR)に適用しうるように発展させられたものである。したがってコードの構成ならびにモデルの取扱いの大部分は前記コードをそのまま踏襲した形になっているが、RELAPSE-1で問題となった圧力および流量の計算手法の欠点については改良が加えられている。

本専門部会においては、RELAP-2コードに引続きより大型のRELAP-3コードの整備を現在行ないつつあるが、ここではRELAP-3コードに移行する前段階として、比較的本コードに適用し易い実験体系を解析の対象に選び、これら実験解析を通してコードの使用

方法の習得，問題点および適用限界を明らかにすることを目的とした解析計算を行なった。また，実用体系の一次冷却系破断時のブローダウン挙動を把握するために，BWRおよびPWRについても解析計算を行なった。

この整備作業は，原子力コード委員会軽水炉安全性解析コード専門部会の活動の一環として，広く各方面の協力のもとに実施されたもので，本専門部会の主目的である実験との照合においてコードの妥当性を検証するという趣旨に沿って行なわれたものである。

2 RELAP-2 コードの説明

2.1 概要

RELAP-2⁽⁶⁾ は、一次系破断事故、ポンプ事故、反応度事故などの事故時における原子炉一次系の挙動を解析し、この結果に基づき、システム設計の妥当性、および燃料溶融を防止するために行なわれる諸操作処置の有効性などを正しく評価することを目的とした安全解析コードである。

従来、一次系破断事故解析では、容器内の気液2相流体は完全に分離しているか、あるいは、均一に混合しているかのいずれかであると仮定して解析されてきた。このため容器の流出口でのクォリティおよびエンタルピーなどの状態量は、かなりその精度において問題があった。流出口におけるこれらの状態量は、系の質量およびエネルギー・バランスに直接影響し、計算全体を大きく左右するため、きわめて重要な意味を持っている。RELAP-2の特徴とするところは、気泡の離脱速度および容器の高さ方向でのボイド分布を考慮することにより、流出口でのクォリティおよびエンタルピーの値をできる限り精度良く算出できるようにした点である。

RELAP-2コードの対象とする事故は、

- 1) 一次系破断事故
- 2) ポンプ事故
- 3) 反応度事故

の三者か、あるいはこれら相互が組合さった場合である。このコードでは一次系を3つの領域 (Volume) に分けて取扱い、他に注水系、熱交換器、主冷却材ポンプなども考慮できるようになっている。

Fig. 2.1.1, Fig. 2.1.2は典型的なPWR, BWRの一次系をRELAP-2コードに適用するためにモデル化した図である。ここで各Volumeは体系と等価な体積になるよう置換されている。PWR, BWRのVolumeの区分を示すと次のようになる。

PWRの場合

- Vol.1 : 炉心出口からポンプ入口まで。
- Vol.2 : ポンプ出口から炉心入口まで。
- Vol.3 : 加圧器

BWRの場合

- Vol.1 : 炉心出口から気水分離器まで。
- Vol.2 : ポンプ出口から炉心入口まで。
- Vol.3 : 気水分離器からスチーム・ドームおよびダウンカマまで。

本コードでは一次系を3つのVolumeに分けて取扱うが、これは一次系が大きく分けて3つの圧力分布をもっていると考えられるからである。すなわちPWR型を例にとると、加圧器は初期には飽和圧力を保持し、ブローダウン開始後は、サージライン部の圧力降下のため他の系の圧力と異なる圧力分布となる。また上部プレナムからポンプ入口およびポンプ出口から炉心入口まではそれぞれ圧力がほぼ同じであると考えられる。

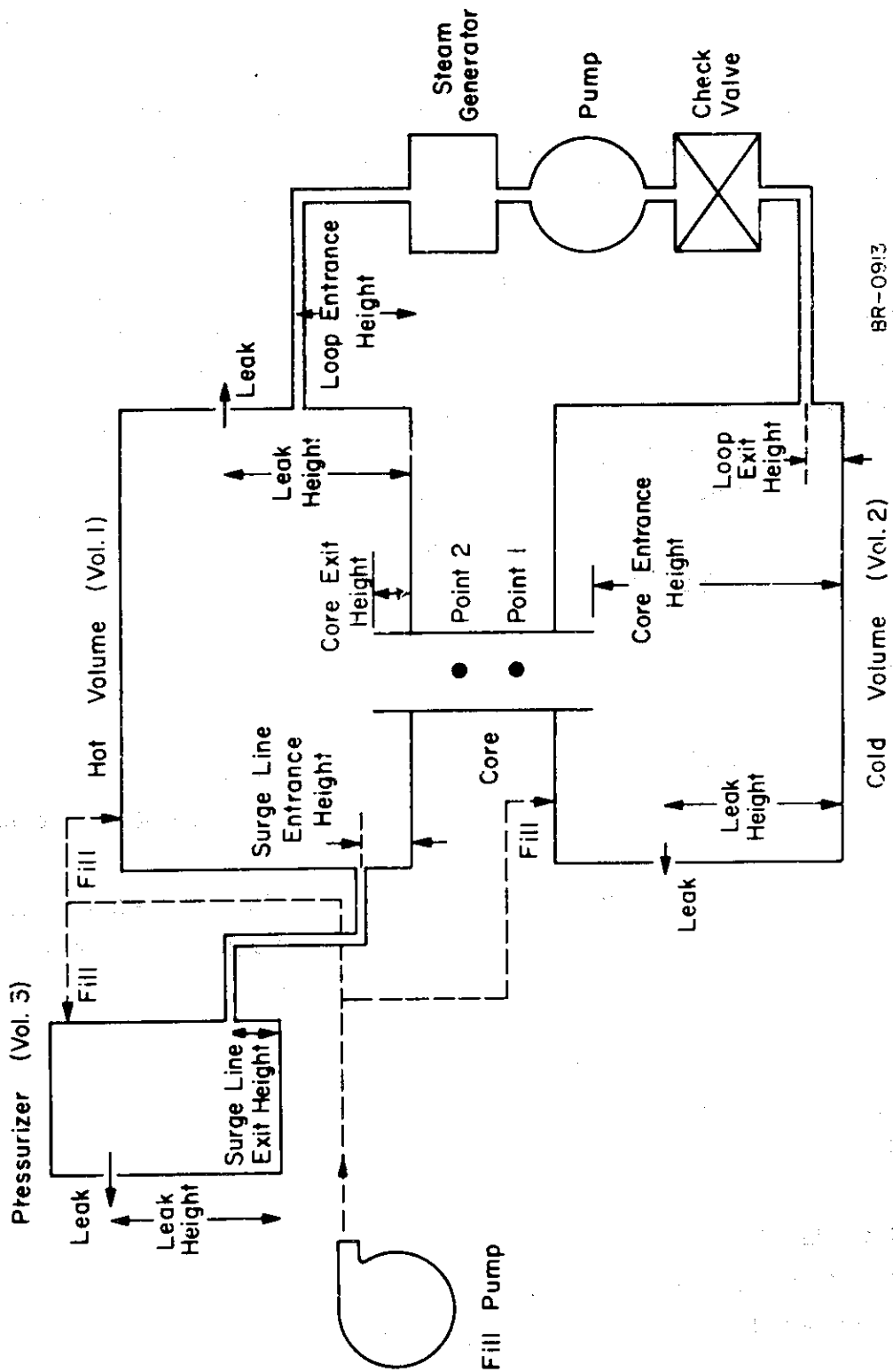
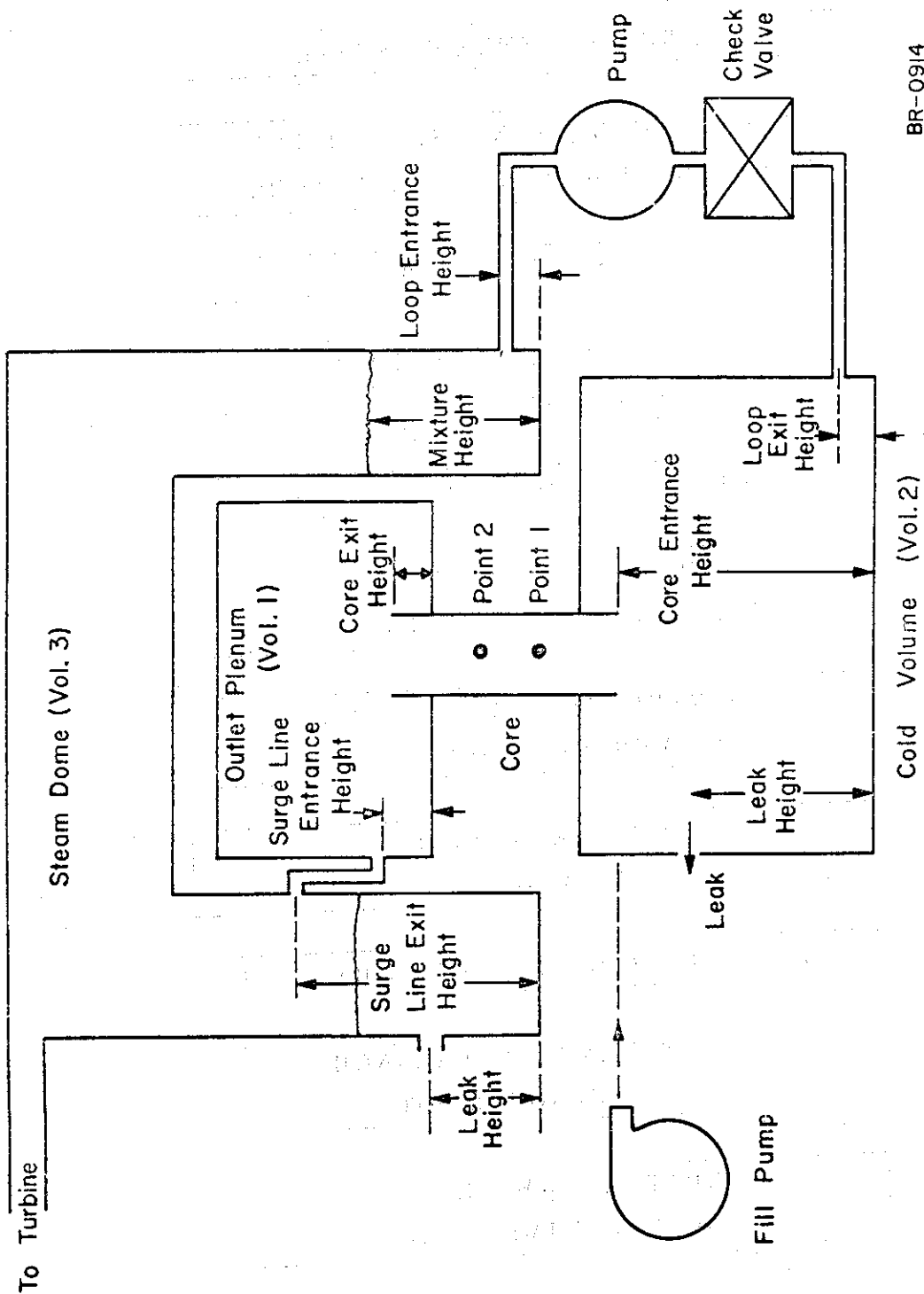


FIG. 2.1.1 EQUIVALENT PWR SYSTEM GEOMETRY



BR-0914

FIG. 2.1.2 RELAP-2 BWR VOLUME DESCRIPTION

一次系破断事故の場合の計算手順を簡単に Fig. 2.1.3 に示す。

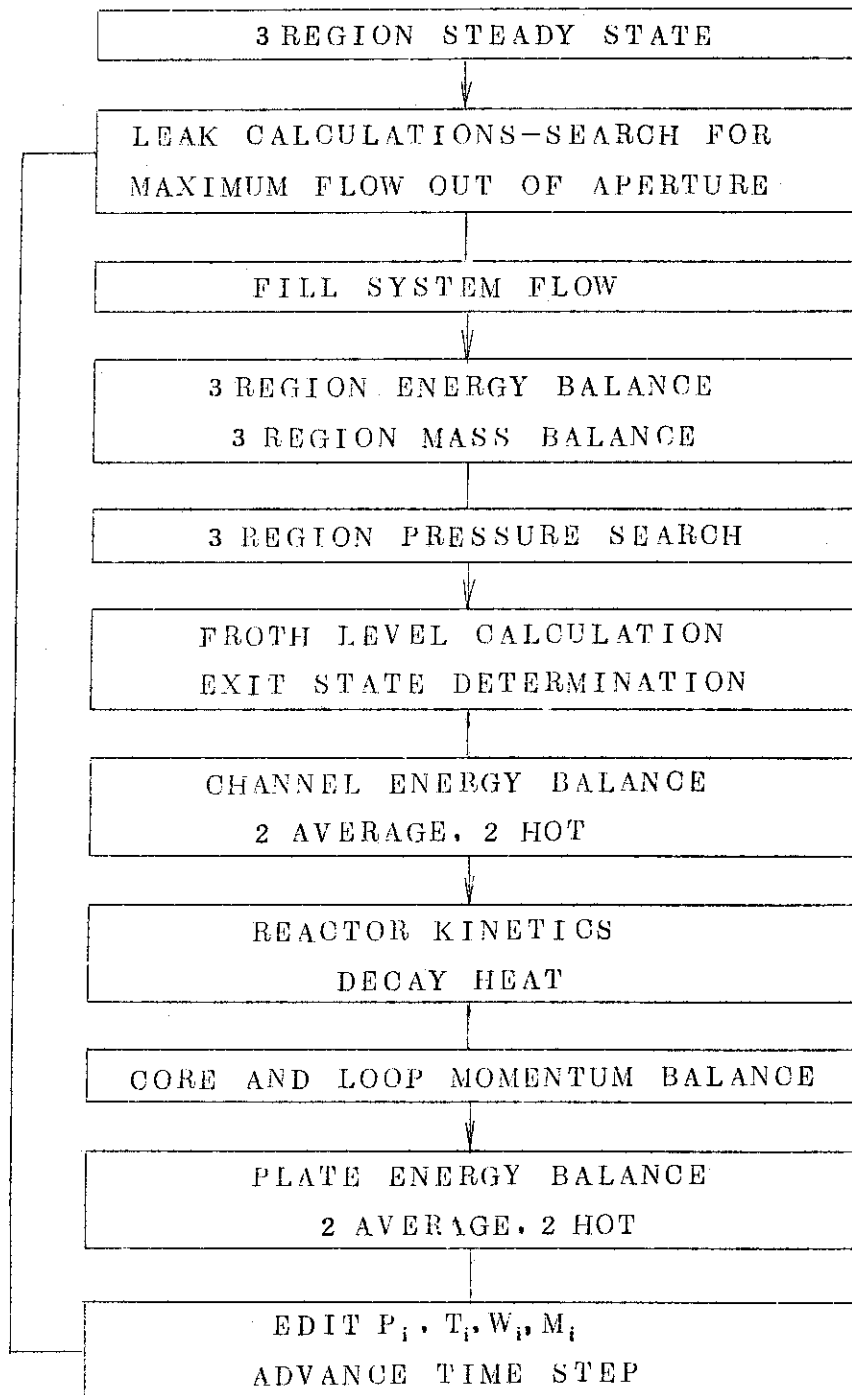


Fig. 2.1.3 Flow chart of RELAP-2 program

計算はまず、定常運転時の各 Volume における初期値の設定から開始される。次に反応度変化、冷却材流出、ポンプの故障、出力レベルの変化のうち、1つあるいは、それらの任意の組合せにより過渡状態の計算に移行し、各 Volume に質量、エネルギー、および運動量の 3 保存則を適用することにより、圧力、流量、温度などの時間変化を求める。この間に、圧力、水位、温度、出力レベル、炉ペリオド、炉心流量などの異状信号による原子炉のスクラム動作も可能

で、さらに破断により各 Volume の水位、圧力が減少すれば、注水系の作動も考慮できるようになっている。

RELAP-2コードに導入されている主たる仮定およびモデルは次の通りである。

a) 3つの各 Volume に対して

- 1) 各 Volume より流出する流体の状態量は、バブル・グラジエント・モデルにより、各流出口の高さにおいて計算される。
- 2) 圧力低下、水位低下の信号で注水系を作動させ、各 Volume に注水することができる。
- 3) 2相流の流出は Moody のモデルによって取り扱う。
- 4) Volume 間の結合部は流路として扱う。

b) 炉心部に対して

- 1) 炉心のエネルギー・バランスはホットチャンネルおよび平均チャンネルの2点近似で行なう。
- 2) 炉心における流量は1点近似運動方程式から求める。
- 3) 熱発生は1点近似動特性方程式(6群遅発中性子)と11群の崩壊熱を加えたものとする。
- 4) フィードバック反応度は、ボイド、温度、ドップラー、ゼノン、炉出力の組合わせにより計算する。

c) ループに対して

- 1) ループの流量計算は1点近似の運動方程式を用いて行なう。
- 2) 熱交換器での伝熱量は炉心で発生した熱量と等価とする。

2.2 使用方程式の説明

2.2.1 定常状態の計算

各 Volume の圧力、エンタルピー、温度、クォリテイ、密度、質量などの初期値は以下に述べる手順に従って計算される。まず、各 Volume の圧力は、Vol.3の初期圧力をもとに、次式に従って計算される。

$$P_1 = P_3 + \frac{\rho_p L_{13}}{144} \quad (2.2.1)$$

$$P_2 = P_1 + F + \frac{\rho_c L_{12}}{144} \quad (2.2.2)$$

$$P_{\text{core}} = \frac{P_1 + P_2}{2} \quad (2.2.3)$$

ここで P_1, P_2, P_3 : Vol.1, Vol.2, Vol.3 の圧力

ρ_p : サージラインの流体の密度

ρ_c : 炉心の流体の密度

L_{13} : Vol.3 と Vol.1 の高さの差

L_{12} : Vol.1 と Vol.2 の高さの差

P_{core} : 炉心部分の平均圧力

F : 炉心部分の摩擦損失

質量は各 Volume の体積，高さの設定値をもとに次式から計算される。

$$M_{Wi} = V_i \rho_i (h_i, P_i), M_{Gi} = 0, i=1, 2 \quad (2.2.4)$$

$$M_{W3} = V_3 \frac{Z_3}{Z_{\text{TOT}, 3}} / v_f (P_3) \quad (2.2.5)$$

$$M_{G3} = V_3 \left(1 - \frac{Z_3}{Z_{\text{TOT}, 3}}\right) / v_g (P_3) \quad (2.2.6)$$

ここで， $Z_3, Z_{\text{TOT}, 3}$: Vol. 3 の水位，および容器の高さ

$v_f (P_3)$: 圧力 P_3 における飽和水の比体積

$v_g (P_3)$: 圧力 P_3 における飽和蒸気の比体積

M_{Wi} : Vol. i の液体の質量

M_{Gi} : Vol. i の蒸気の質量

ループの摩擦係数 K_ℓ は，ループ入口と出口間の圧力差が炉心入口と出口間の圧力差に等しいとして，次式から決定される。

$$P_2 - P_1 = \Delta P_p - \frac{K_\ell \bar{W}_\ell}{\rho_\ell} \bar{W}_\ell + \frac{\rho_\ell L_{12}}{144} \quad (2.2.7)$$

ここで ρ_ℓ : 液体の密度

ΔP_p : ポンプの揚程

\bar{W}_ℓ : ループの流量

ポンプ揚程 ΔP_p は，3つの係数の積として表わされる。

$$\Delta P_p = \frac{\rho_L}{144} \Delta P_{\text{pump}} (w) \cdot f_2 \cdot f_3 \quad (2.2.8)$$

ここで， $P_{\text{pump}} (w)$ はポンプの特性曲線から決定される値であり， f_2 は吸入圧の減少によるポンプ効率で次式で表わされる。

(i) $P_D \geq P_1$ の場合

$$f_2 = 1 - K_4 (P_D - P_1)^2 \quad 0 \leq f_2 \leq 1 \quad (2.2.9)$$

(ii) $P_D < P_1$ の場合

$$f_2 = 1$$

なお，

$$P_D = P_V + \sum H_i S_i + \frac{\text{NPSH}}{144} \rho_L \quad (2.2.10)$$

ここで P_V : ポンプ入口側の蒸気圧

K_4 : 実験的に決定される値 ($1 \times 10^{-3} \sim 5 \times 10^{-3} \text{ psi}^{-1}$)

S_i : 溶存ガス i の濃度

H_i : 溶存ガス i の Henry の法則による定数

NPSH : ポンプの NPSH

また, f_s はポンプコーストダウン特性を表わす係数で, 時間の関数として入力データで指定した値が使用される。

$$f_s = f_s(t) \quad 0 \leq f_s \leq 1$$

2.2.2 流出流量の計算

破断はあらかじめ設定された破断時刻に任意の Volume で起こすことができる。破断部の開口面積は時間の関数として, 次のように与えられる。

$$A/A_{max} = A_L t + A_Q t^2 + A_C t^3 \quad (2.2.11)$$

$$A \leq A_{max}$$

ここで A : 時刻 t における破断口面積

A_{max} : 入力データで指定される破断口面積

A_L, A_Q, A_C : 入力データで指定される係数

ここで $t = \Delta t_{leak}$ の後に $A = A_{max}$ になるとする。 $A_L = 1, A_Q = A_C = 0$ とし, Δt_{leak} を微少に設定すれば瞬間破断を模擬することも可能である。流出流量の計算は, 入力データで指定した破断部ノズルの長さ L と破断口直径の比により, オリフィス流か, あるいは Moody の二相臨界流モデルのどちらかを適用して行なわれる。すなわち,

$L/D = 0$ の場合

$$G = \sqrt{2g\phi_f (P_{source} - P_c) \times 144} \quad (2.2.12)$$

$L/D > 0$ の場合

コードに内蔵された Moody のテーブルにより補間法で求める。

ここに P_{source} : 破断口の流体の圧力

P_c : 容器外部の圧力

G : 流出する質量速度

いずれの場合も流出流量は, 次式で計算される。

$$W = G A C_D \quad (2.2.13)$$

ここで C_D : 放出補正係数

2.2.3 注水系よりの流量計算

非常冷却系は, 指定された任意の Volume に作動させることが可能である。注水の方式としては, Constant displacement pump と head-dependent pump の 2通りが適用でき, 流量はその和として次式で計算される。

$$W_F = W_{cd} + W_{hd} \quad (2.2.14)$$

ここで W_F : 全注入流量

W_{cd} : constant displacement pump による流量

W_{hd} : head-dependent pump による流量

この注水系はそれぞれある時間遅れをもって、以下に示す3つの信号の1つで作動するようになっている。

- 1) Volume の圧力低下
- 2) 水位低下
- 3) 破断開始

また注水開始時間は、

$$t_{Fill} = \text{Min.} \left(\begin{array}{l} t_{Lp} + \Delta t_{Lp} \quad (\text{圧力}) \\ t_u + \Delta t_u \quad (\text{水位}) \\ t_{rupture} + \Delta t_{rupture} \quad (\text{破断}) \end{array} \right)$$

により与えられる。また注水系よりの水は直接各Volumeに流れ込み、その流体と均一に混合するものと仮定されている。

2.2.4 質量とエネルギーのバランス

各Volumeの質量、エネルギー・バランスは、質量およびエネルギー保存則より次式で計算される。

$$\frac{dM_i}{dt} = \sum_{j=1}^5 W_{ij}, \quad i = 1, 2, 3 \quad (2.2.15)$$

$$\frac{dU_i}{dt} = \sum_{j=1}^5 W_{ij} h_{ij} + Q_i, \quad i = 1, 2, 3 \quad (2.2.16)$$

ここで M_i : Volume i の質量

W_{ij} : Junction j を通って Volume i に出入りする流量

U_i : Volume i の内部エネルギー

h_{ij} : Junction j を通って Volume i に出入りする流体のエンタルピー

Q_i : Volume の熱源よりの発熱量

ここで運動エネルギー、および摩擦エネルギーは無視されている。

2.2.5 圧力の決定

各Volumeの圧力は、内部エネルギー U_i 、質量 M_i の流体が体積 V_i をしめるという条件より決定される。すなわち、エンタルピーの式

$$h_i(u, p, v) = u_i + P_i V_i = \frac{U_i}{M_i} + P_i \frac{V_i}{M_i} \quad (2.2.17)$$

を使用し、 P_i の仮定値より h_i を求める。この P_i 、 h_i から蒸気表より比体積 v_i を求める。

この v_i が関係式

$$v_i(P_i, h_i) = \frac{V_i}{M_i} \quad (2.2.18)$$

を満足するまで、上記の手順をくりかえし P_i を決定する。

2.2.6 Froth Level と流体の出口状態

各Volume におけるエネルギーバランスの式を解くには、各Junction における正確なエンタルピーの値 h_i を求めることが必要である。そのため各Volume のFroth Level を計算しなければならぬ。気水混合体内のボイドの質量 M_{Gb} を求めるため、以下のスチーム・セパレーション・モデルが適用される。

$$\frac{dM_{Gb}}{dt} = \frac{dM_S}{dt} - \sum_i C_i X_i W_i - A_{gb} v_{bub} Z_m \quad (2.2.19)$$

ここに M_S : 蒸気の質量
 A : Volume の断面積
 v_{bub} : 気泡の離脱速度
 W_i : Junction i から出入りする流量
 X_i : Junction i から出入りする流体のクォリティ
 C_i : Junction i から出入りする蒸気流量の割合

上式より求めた M_{Gb} を用いて、気水混合体の体積、および気水混合体の高さは次式で求められる。

$$V_m = M_{Gb} v'' + W_{mass} v' \quad (2.2.20)$$

$$Z_m = \frac{V_m}{A} \quad (2.2.21)$$

ここに v'' : 飽和蒸気の比体積
 v' : 飽和水の比体積

流水の体積および水位は

$$V_L = W_{mass} \cdot v' \quad (2.2.22)$$

$$Z_L = \frac{V_L}{A} \quad (2.2.23)$$

より計算される。

2.2.7 チャンネルにおけるエネルギー・バランス

この計算コードでは、平均チャンネルとホットチャンネルをもうけ、半径方向の出力分布を考慮できるようになっている。また軸方向の出力分布については各チャンネルの高さ方向を2分割し、おのおのの分割点について次式を適用してエネルギー収支を計算する。

$$\frac{dh_{out, n}}{dt} = \frac{h_{in, n}}{\tau_n} - \frac{h_{out, n}}{\tau_n} + \frac{Q_n}{V_n \rho_n}, \quad n = 1, 2, 3, 4 \quad (2.2.24)$$

ここで

$$\tau_n = V_n \rho_n / W_n$$

$$Q_n = \frac{\varphi_n A_{HT, n}}{3600}$$

h_{out} : チャンネル出口エンタルピー

- h_{in} : チャンネル入口エンタルピー
 V_n : チャンネル中の流体の体積
 ρ_n : 流体の密度
 W_n : 炉心流量
 Q_n : 炉心での熱発生量
 ϕ_n : 表面熱流束
 A_{HT} : チャンネル中の熱伝達面積
 τ : チャンネルの時定数

2.2.8 炉心の熱出力計算

炉心の熱発生量は、1点近似動特性方程式を用いて内部で計算するか、あるいは時間対出力の関係を入力するかのいずれかを選択することができる。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\beta}{\ell}\right) \left\{ (\rho/\beta) - 1 \right\} n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S \quad (2.2.25)$$

$$\frac{dC_i}{dt} + \lambda_i C_i = \frac{\beta_i}{\ell} n \quad (2.2.26)$$

ここで

$$\beta = \sum_i \beta_i$$

n : 炉出力

ρ/β : 反応度

β_i : i 群の遅発中性子先行核の生成割合

C_i : i 群の遅発中性子先行核密度

λ_i : i 群の崩壊定数

ℓ : 実効遅発中性子寿命

r 線の崩壊熱は、11群を考え次式を用いて計算される。

$$\frac{dr_j}{dt} + \lambda_j r_j = \epsilon_j n, \quad n=1, 2, \dots, 11 \quad (2.2.27)$$

ここで r_j : j 群の濃度

λ_j : r_j の崩壊定数

ϵ_j : r_j の放出割合

全炉出力は核分裂によるものと、 r 線崩壊熱によるものの和で与えられ、燃料内で全て発生するものと考えられている。また r 線による冷却材の直接加熱は考えられていない。したがって全炉出力は

$$P = n E_f + \sum_{j=1}^{11} \lambda_j E_j r_j \quad (2.2.28)$$

で計算される。ここで

E_j : i 群の r 線により定常状態で発生する出力割合

E_f : 核分裂により定常状態で発生する出力割合

P : 全出力により定常状態で発生する出力割合

r 線による発熱を考えない場合は, $E_f = 1$ か, あるいは $E_f = 0.93$, $\Sigma E_j = 0.07$ とする。

2.2.9 反応度

反応度の時間変化については, 時間対挿入反応度の関係を入力するか, あるいはフィードバック反応度の関係式から算出される。まず, 制御棒による反応度は, 時間および制御棒位置と挿入反応度との関係を表わす(2.2.29)式を用いて算出される。

$$(\rho/\beta)_r = (\rho/\beta)_{\max} \left(\frac{X}{X_{\max}} - \frac{\sin 2\pi \frac{X}{X_{\max}}}{2\pi} - \frac{X_0}{X_{\max}} + \frac{\sin 2\pi \frac{X_0}{X_{\max}}}{2\pi} \right) \quad (2.2.29)$$

制御棒位置は次式により計算される。

$$X = X_0 + \nu t, \quad 0 \leq X \leq X_{\max} \quad (2.2.30)$$

ここで $(\rho/\beta)_r$: 制御棒による反応度

X : 制御棒位置

ν : 制御棒移動速度

フィードバックによる反応度は, ボイド効果, 温度効果, ドップラー効果, ゼノン効果, およびエネルギーなどの組合わせで求められる。ボイド効果, 温度効果, ドップラー効果などによる反応度フィードバック量はホットチャンネル, 平均チャンネルの両方について計算される。

ボイド効果による反応度は4つの点での冷却材密度変化から計算される。

$$(\rho/\beta)_v = \sum_{i=1}^4 100\alpha_{vi} \left(\frac{\rho_i}{\rho_{i0}} - 1 \right) \quad (2.2.31)$$

ここで $(\rho/\beta)_v$: ボイド発生による反応度

ρ_i : 冷却材密度

α_{vi} : ボイド係数

同様に温度に依存する反応度は

$$(\rho/\beta)_{WT} = \sum_{i=1}^4 \alpha_{WTi} \cdot \Delta t_{sni} \quad (2.2.32)$$

$$(\rho/\beta)_{FT} = \sum_{i=1}^4 \alpha_{FTi} \cdot \Delta T_{mi} \quad (2.2.33)$$

$$(\rho/\beta)_{DOP} = \sum_{i=1}^4 \beta_{DOPi} \cdot f(\alpha_{DOP}, \Delta T_{mi}) \quad (2.2.34)$$

ここで $(\rho/\beta)_{WT}$: 冷却材の温度変化による反応度

$(\rho/\beta)_{FT}$: 燃料の温度変化による反応度

$(\rho/\beta)_{DOP}$: ドップラー効果による反応度

α_{WTi} : 冷却材の温度係数

α_{FTi} : 燃料の温度係数

β_{DOPi} : ドップラー効果による反応度の荷重因子

$f(\alpha_{DOP}, \Delta T_{mi})$: ドップラー効果の温度-反応度係数の関係

T_{sai} : 冷却水の平均温度

T_{mi} : 燃料平均温度

フィードバック反応度のより詳細な情報が得られない場合には、エネルギー依存のモデルが使用できるよう考慮されている。この場合、反応度は放出エネルギーに比例するとした次式を用いて求められる。

$$(\rho/\beta)_E = (\rho/\beta)_{E_{max}} \frac{E}{E_{max}}, \quad 0 \leq E/E_{max} \leq 1 \quad (2.2.35)$$

ここで $(\rho/\beta)_E$: 放出エネルギーによる反応度

E : 放出エネルギー

セノン蓄積による負の反応度は、非常に大きい遷移に対して重要になってくる。過渡時のセノンの反応度効果を評価するため、中性子束は出力に比例すると仮定し、ヨウ素とセノンの崩壊を無視した近似式(2.2.36)によって求められる。

$$\frac{d(\rho/\beta)_{Xe}}{dt} = \sigma_{Xe} \frac{\gamma_{Xe}}{\beta} \frac{\sigma_f}{\sigma_u} \phi_0 \frac{P}{P_0} (\rho/\beta)_{Xe}$$

ここで $(\rho/\beta)_{Xe}$: セノンによる反応度

γ_{Xe} : 核分裂によるセノンの生成割合

σ_{Xe} : セノンの実効中性子補獲断面積

σ_f/σ_u : 分裂断面積と補獲断面積の比

ϕ_0 : 定常時の平均中性子束

P/P_0 : 相対出力

以上から動特性方程式の入力となる全フィードバック反応度は

$$(\rho/\beta) = f_{table}(t) + (\rho/\beta)_\gamma + (\rho/\beta)_v + (\rho/\beta)_{WT} + (\rho/\beta)_{FT} + (\rho/\beta)_E + (\rho/\beta)_{xe} \quad (2.2.37)$$

で求められる。

2.2.10 炉心とループの流量

炉心およびループの流量変化については1次元運動量方程式(2.2.38)式に基づいて求められる。

$$\frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (v' G) = - \frac{\partial P}{\partial t} - f \frac{v|G|}{2D_h} G - \rho \cdot g \quad (2.2.38)$$

ここで D_h : 水力学的等価直径

v : 比体積

v' : 運動量変化による比体積

G : 質量速度

f : 摩擦係数

P : 圧力

炉心の流量変化については(2.2.38)式を炉心軸方向に積分することにより得られる次式を

用いて求められる。

$$\frac{L_c}{144 A_c g} \frac{dW_c}{dt} = P_1 - P_2 - F - \frac{\rho_c L_{12}}{144} \quad (2.2.39)$$

ここで F は次の様に定義される摩擦損失である。

$$F = k_1 W_c \left| \frac{W_c}{\rho_c} \right|^{0.8} + \frac{k_2 W_c}{\rho_c} |W_c| \quad (2.2.40)$$

ここで W_c : 炉心流量
 L_c : 炉心長さ
 A_c : 炉心流路断面積
 g : 重力加速度
 P : 圧力
 L_{12} : Vol.1, Vol.2間の落差

ループに対しては

$$\frac{dW_l}{dt} \Sigma \frac{L_i}{144 A_i g} = P_1 - P_2 + \Delta P_p - \frac{k_l W_l^2}{\rho_l} + \frac{\rho_l L_{12}}{144} \quad (2.2.41)$$

ここで W_l : ループの流量

$\Sigma \frac{L_i}{144 A_i g}$: 水頭
 ΔP : ポンプ水頭
 k_l : ループの摩擦損失

2.2.1.1 燃料温度

炉心の軸方向の代表点(2点)における各々の平均チャンネルとホットチャンネルの燃料体温度は、1点近似のエネルギー・バランス式(2.2.42)を用いて計算される。燃料内の熱発生は、動特性方程式あるいは出力-時間の入力データから求められる。

$$\frac{Q}{A_{ht}} - \phi_s = [(\rho C l)_c + (\rho C l)_f] \left(\frac{dT_m}{dt} \right) \quad (2.2.42)$$

ここで燃料体の平均温度は、体積平均した次式で求められる。

$$T_m = \frac{\int_V \rho C T dV}{\int_V \rho C dV} \quad (2.2.43)$$

ここで ϕ_s : 燃料表面熱流束
 T_m : 燃料平均温度
 ρ : 燃料体の密度
 C : 燃料体の熱容量
 l : 被覆材と燃料体の厚さ

また燃料体表面の熱流束は次式を用いて求められる。

$$\phi_s = \bar{H} (T_m - T_{sn}) \quad (2.2.44)$$

\bar{H} : 熱伝達率

T_{sn} : 冷却材の平均温度

ここで燃料体表面と冷却材との境界において用いられる熱伝達係数は各時間における以下の条件により選択される。

$$T_S'' = T_m - \frac{\ell_c}{K_c} \phi \quad (2.2.45)$$

a) 強制対流熱伝達

$T_S'' < T_{crit}$, $T_{bc} < T_{sat}$ のとき

$$\frac{1}{\bar{H}} = \frac{1}{H} + \frac{\ell_c}{k_c} \quad (2.2.46)$$

$T_{sn} = T_{bc}$ のとき (2.2.47)

$$H = H_0 \left(\frac{W}{W_0} \right)^{0.8} \quad (2.2.48)$$

b) 核沸騰熱伝達

$T_S'' = T_{crit}$, $\phi \leq \phi_{DNB}$ のとき

$$H = \frac{k_c}{\ell_c} \quad (2.2.49)$$

c) 膜沸騰熱伝達

$T_S'' > T_{crit}$, $\phi > \phi_{DNB}$ のとき

$$\frac{1}{\bar{H}} = \frac{1}{H_{fb}} + \frac{\ell_c}{k_c} \quad (2.2.50)$$

$T_{sn} = \max(T_{sat}, T_{bc})$ のとき (2.2.51)

$$H_{fb} = \max \left\{ H_{min}, H_{fbo} \left| \frac{W}{W_0} \right|^{0.8}, H_{tb} \right\} \quad (2.2.52)$$

ここで

ℓ_c : 被覆材の等価直径

k_c : 被覆材の熱伝導率

H_0 : 定常状態での対流熱伝達係数

T_{bc} : 冷却材の温度

T_{crit} : DNB点における燃料表面温度

T_{sat} : 冷却材の飽和温度

ϕ : 燃料体表面における熱流束

H_{min} : DNB点をこえた領域での最小熱伝達係数

H_{fb} : 膜沸騰熱伝達係数

H_{tb} : 遷移沸騰熱伝達係数 (DNBルーチンで計算される)

新しい時間ステップにおける燃料体温度は、前の時間ステップにおける熱伝達係数を使用して (2.2.42) 式を用いて計算される。次にいま計算された燃料体表面温度を用いて熱伝達係数を求め、この熱伝達係数が前の時間ステップの値と異なる場合は、新しい熱伝達係数を用いて

燃料体温度が再計算される。

2.2.1.2 DNB熱流束

DNB熱流束 ϕ_{DNB} は、系の圧力が 2000 psi 以下であれば充分適用されると考えられている Tong⁽⁷⁾ の式 (2.2.53) を用いて計算される。

$$\frac{\phi_{DNB}}{10^6} = k \sqrt{\frac{h^* - h}{h^* - h_0}} \quad (2.2.53)$$

$$k = d_1 \left[1 + \left(\frac{2000 - P}{800} \right)^2 \right]$$

$$h_0 = d_2 - 0.004 (2000 - P)^{1.63}$$

$$h^* = h_g - d_3 h_{fg} - d_4 h_{fg} \left(\frac{300}{h_{fg}} \right) \frac{10^6}{|G|}$$

ここで d_1, d_2, d_3, d_4 : 補正係数

h : 冷却材のエンタルピー

P : 炉心圧力

ϕ_{DNB} : DNB熱流束

G : 質量速度

上式で求められた ϕ_{DNB} を用いて遷移沸騰熱伝達係数 H_{tb} は次式から計算される。

$$H_{tb} = \frac{\phi_{DNB} - 10^4 (T_S' - T_{crit}(\phi_{DNB}))}{(T_S' - T_{sn})} \quad (2.2.54)$$

2.2.1.3 システムの質量バランス

各時間ステップにおける系全体の質量バランスは以下の式を用いて計算される。

$$\Sigma M = (M_1 + M_2 + M_3 + M_{\ell} - M_F) - (M_1 + M_2 + M_3) \Big|_{t=0} \quad (2.2.55)$$

ここで M_1, M_2, M_3 : Vol.1, Vol.2, Vol.3 の質量

M_{ℓ} : 流出した質量

M_F : 注水系より加えられた質量

2.2.1.4 システムのエネルギー・バランス

原子炉系での任意の時間における全エネルギー E_T は、次式によって表わされる。

$$E_T = E_1 + E_2 + E_3 + E_f + E_{ch} \quad (2.2.56)$$

ここで E_1, E_2, E_3 : Vol.1, Vol.2, Vol.3 のエネルギー E_f は炉心の燃料体に蓄積されたエネルギーを表わし、(2.2.57) 式によって求められる。

$$E_f = \sum_{i=1}^2 \left[(\rho C \ell)_c + (\rho C \ell)_f \right]_i A_{HTi} \cdot T_{mi} \quad (2.2.57)$$

また、炉心部の冷却材の保有エネルギー E_{ch} は次の 2 式を用いて求められる。

$$E_{ch} = \sum_{i=1}^2 \frac{u_i V_i}{v_i} \quad (2.2.58)$$

$$\frac{dh}{dt} = W_{ch} (h_{in} - h) + Q \quad (2.2.59)$$

ここで
 u_i : i チャンネルの内部エネルギー
 v_i : i チャンネルの流体の比容積
 V_i : i チャンネルの流体の体積
 W_{ch} : 炉心流量
 h_{in} : 炉心入口エンタルピー
 h : 炉心の冷却材エンタルピー
 Q : 炉心での熱発生量

流出したエネルギー E_l , および熱交換器によって除去されたエネルギーは、それぞれ式 (2.2.60) および式 (2.2.61) を用いて求められる。

$$E_l = \int_0^t W_l h_l dt \quad (2.2.60)$$

$$E_{HE} = \int_0^t Q_{HE} dt \quad (2.2.61)$$

ここで
 W_l : 流出流量
 h_l : 流出する流体のエンタルピー
 Q_{HE} : 熱交換器で除去される熱量

燃料内の熱発生によるエネルギー、および注水系により系内に加えられたエネルギーはそれぞれ次式によって求められる。

$$E_p = \int_0^t Q_p dt \quad (2.2.62)$$

$$E_f = \int_0^t W_f h_f dt \quad (2.2.63)$$

ここで
 Q_p : 燃料内での発生熱量
 W_f : 注水系からの流量
 h_f : 注水系からの流体のエンタルピー

以上述べたエネルギーの収支をエネルギー保存則によって関係づけると次式のように与えられる。

$$E_{\text{stored}} + E_{\text{extracted}} - E_{\text{injected}} = \text{constant} \quad (2.2.64)$$

$$\begin{aligned} \text{エネルギー・バランス} = E_1 + E_2 + E_3 + E_f + E_{ch} + E_e + E_{HE} + E_p - E_f \\ - (E_1 + E_2 + E_3 + E_f + E_{ch}) \Big|_{t=0} \quad (2.2.65) \end{aligned}$$

2.2.15 2相分離モデル

RELAP-2コードの最も特徴的なところは、各 Volume 内で軸方向のボイド分布を考慮することにより、Junction の位置において流出入する流体の状態量を正確に評価しようとした点にある。すなわち、各 Volume におけるボイドは、Fig. 2.2.1(a) に示すような分布をしていると考え、これを本コードのバブル・グラジエント・モデルでは Fig. 2.2.2(b) のようなボイド分布を仮定し、各 Junction 位置におけるボイド量を数式的に表現している。各 Junction 位置での蒸気密度は次式で計算される。

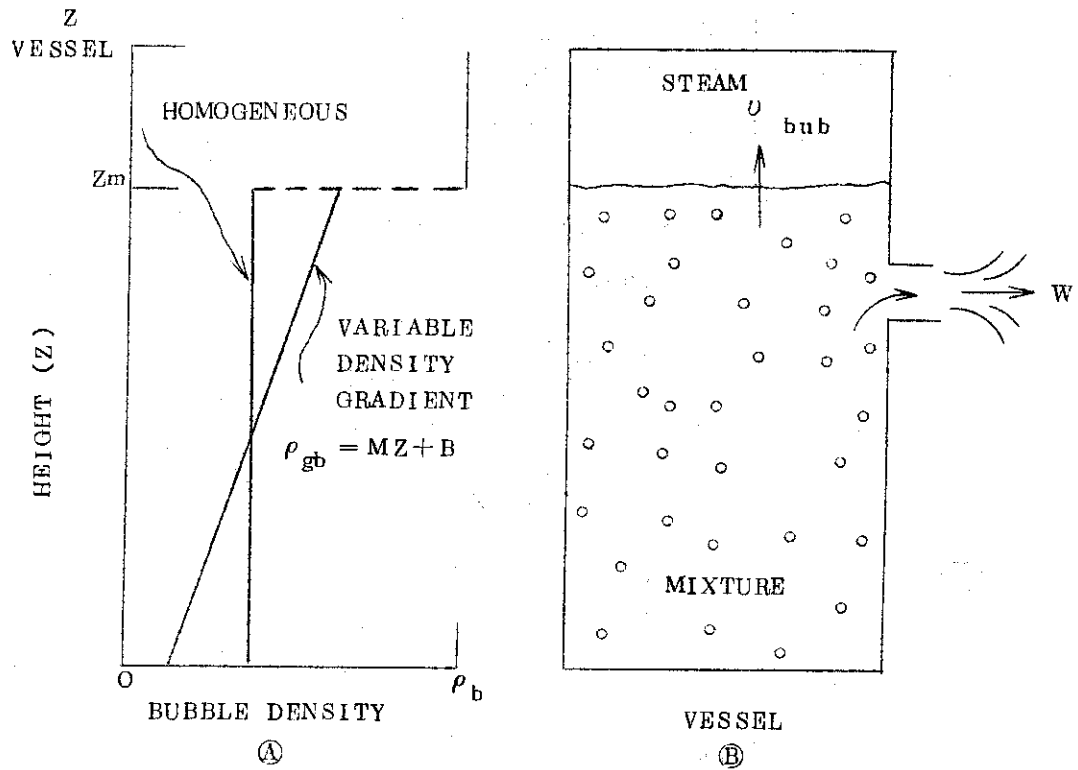


Fig.2.2.1 Two-phase separation model

$$\rho_{gb} = a \frac{Z}{Z_m} + b \quad (2.2.66)$$

$$0 \leq \frac{M_{gb}}{V_m} \leq \frac{\rho_g}{2} \text{ の場合}$$

$$a = 2 C_x \frac{M_{gb}}{V_m}$$

$$b = (1 - C_x) \frac{M_{gb}}{V_m}$$

$$\frac{\rho_g}{2} \leq \frac{M_{gb}}{V_m} \leq \rho_g \text{ の場合}$$

$$a = 2 C_x \left(\rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \right)$$

$$b = (1 + C_x) \frac{M_{gb}}{V_m} - C_x \rho_g$$

ここで ρ_{gb} : 気水混合体内の蒸気密度

M_{gb} : 気水混合体内の蒸気の質量

V_m : 気水混合体の体積

ρ_g : 蒸気側の蒸気密度

Z_m : 気水混合界面の高さ

Z : 気水混合体内の高さ

C_x : 気泡分布係数 (実験的に 0.8 が用いられている)

上式で求めた値を用い、各 Junction でのクォリティは次の式を用いて計算される。

$$X = \frac{2C_x \frac{M_{gb}}{V_m} \frac{Z}{Z_m} + (1-C_x) \frac{M_{gb}}{V_m}}{2C_x \left(\frac{M_{gb} + m_l}{V_m} - \rho_l \right) \frac{Z}{Z_m} + \frac{M_{gb} + m_l}{V_m} - C_x \left(\frac{M_{gb} + m_l}{V_m} - \rho_l \right)} \quad (2.2.67)$$

したがってエンタルピーは、

$$h = h_g + (1-X) h_w \quad (2.2.68)$$

で与えられる。

2.3 入力データの説明

2.3.1 フォーマット

入力データカードは次のようなフォーマットによりパンチする。

- (1) カラム 1 から 72 まで英字または数字で書かれたタイトルカード。フォーマットは (72A1)
- (2) コントロール用の整数は (18I4)
- (3) タイムステップおよびグラフコントロールカードは (2E12.8, 5I4)
- (4) データカードは (6E12.8)

2.3.2 入力データカードの説明

以下 Table 2.3.1, 2.3.2, 2.3.3 で入力データカードを説明する。

Table 2.3.1 コントロールカードの定義 - (1)

カード シリーズ	フォーマット	カード名	定 義
1	1		タイトルカード, 英数字体
2	2	NT	1 - タイムステップカードの数 ($1 \leq NT \leq 20$)
		NQCT	2 - 時間に対する ρ/β テーブルでの組数または時間に対する ノルマライズ出力の組数 $(1 \leq NQCT \leq 25)$
		NQSGT	3 - 時間に対する熱除去のテーブルでの組数 $(1 \leq NQSGT \leq 25)$
		NHEAD	4 - 流量に対するポンプヘッドのテーブルでの組数 $(1 \leq NHEAD \leq 25)$
		NPDCAY	5 - 時間に対するポンプコストダウン係数のテーブルでの組数 $(1 \leq NPDCAY \leq 25)$
		NFILL	6 - 注水系のヘッドに対する流量のテーブルでの組数 $(\leq NFILL \leq 25)$
		NI	7 - ヘンリーの法則のテーブルの組数
		NBOP またはNN(2)	8 - 燃料温度対ドブラー係数のテーブルでの組数 $(0 \leq NBOP \leq 25)$
		NPTYP またはNN(3)	9 - 出力計算のタイプ NPTYP=000: 炉動特性 NPTYP=001: 時間対出力のテーブル

Table 2. 3. 1 - (2)

カード シリーズ	フォーマット	カード名	定 義
2	2	NN(4)	<p>10 - 注水系のモード</p> <p>NN(4)=2 : ヘッドに依存する注水系および定量給水の注水系がコントロール・トリップと時間おくれの後に共に働く</p> <p>NN(4)=1 : ヘッドに依存する注水系がつねに働いている。</p> <p>BWRの計算では注水系は使えない。</p>
		NDNB またはNN(5)	<p>11 - DNB熱伝達のタイプ</p> <p>NDNB=001 : ホットおよび平均チャンネルともに平均係数</p> <p>NDNB=002 : ホットおよび平均チャンネルともに下限係数</p> <p>NDNB=003 : 平均チャンネルについては平均係数を使い、ホットチャンネルについては下限係数を使う。</p>
		NDPTYP またはNN(6)	<p>12 - ドップラー反応度計算タイプ</p> <p>NDPTYP=000 : ドップラーの計算なし</p> <p>=001 : 温度対ドップラー係数のテーブル</p> <p>=002 : 温度対ドップラー係数を式にフィット</p>
		JWR またはNN(7)	<p>13 - 炉のタイプ</p> <p>JWR=1 : 加圧水型炉 (PWR)</p> <p>JWR=3 : 沸騰水型炉 (BWR)</p>
		NN(8)	<p>14 - BWR破断のタイプ</p> <p>NN(8)=1, 主蒸気ライン</p> <p>NN(8)=3, 再循環ライン</p>

Table 2.3.1 - (3)

カード シリーズ	フォーマット	カード名	定 義
3-1	2	I Q W (1)	minor edit に含まれる quantity の数 $(0 \leq I Q W (1) \leq 27)$
		I Q W (2)	minor edit における 1 番目の量に対する ID
		⋮	
3-2		I Q W (18)	17 番目の量に対する ID, 3-1 の最後
		I Q W (19)	18 番目の量の 3-2 のカードに対する ID, カード 3-2 の最
4	2	I Q W (28)	27 番目の量に対する ID (注) もし, $I Q W (1) \leq 18$ ならカード 3-2 は必要なし
		N F I W R	注水の範囲
		N F I L R	注水系を働かす水位トリップの設定範囲
		N F I P R	注水系を働かす圧力トリップの設定範囲
		N P U R P	主冷却材ポンプを停止させる圧力トリップの設定範囲
		I P L O T T	minor edit の後のグラフの数 $(0 \leq I P L O T T \leq 27)$
		N H T E X	熱除去計算のタイプ N H T E X = 0 0 0 : 時間対ノルマライズ出力のテーブル = 0 0 1 : 流量依存式により近似される熱交換器
L V A R	炉の動特性方程式のタイプ L V A R = 0 0 7 : 6 組の遅発中性子群の標準セット L V A R = 0 1 8 : 標準セットに 11 組の λ 展張式を加えたもの 定常状態では出力の 7% は λ ヒーティングによる。		

Table 2.3.1 - (4)

カード シリーズ	フォーマット	カード名	定 義
5-1	3	YBTM (1)	グラフ1のy軸の下限
		YTOP (1)	グラフ1のy軸の上限
		NCUV (1)	グラフ1にあらわされる時間依存の量の数 (最大 4)
		NGRED (1,1)	1番目の量のID
		NGRED (1,2)	2番目の量のID
		NGRED (1,3)	3番目の量のID
		⋮	(注) このセットに使われるカード数はIPLOTTである。 それぞれのグラフに4本の曲線があるグラフが27枚まで できる。 グラフされるすべての量はminor editにもなければなら ない。
5-27	3	YBTM (27)	上と同様に

Table 2.3.2 RELAP-2データシート1, コントロールカード

カード シリーズ	フォーマット	記 号
1	1	カラム1~72に英数字で書かれたタイトルカード
2	2	NT, NQCT, NQSGT, NHEAD, NPDGAY, NFILL, NI, NDOP, NPTYP, NN(4), NDNB, NDPTYP, JWR, NN(8)
3-1	2	IQW(1), IQW(2), IQW(19)
3-2	2	IQW(20), IQW(28)
4	2	NFIWR, NFILR, NFIPR, NPUPR, IPLOTT, NHTEX, LVAR
5-1	3	YBTM(2), YTOP(2), NCUV(2), NGRED(2,1), NGRED(2,2) NGRED(2,3), NGRED(2,4)
5-27		最高27枚のグラフまで可能である。

Table 2.3.3 RELAP-2, データシート2, データカード-1

カード シリーズ	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備考	
6	TRUP スタート時間 [sec]	ENDT 終了時間 [sec]					
7-1	XXXXDT(1)	XXXXL(1)	(コラム25~28, I4) NMIN (1) タイムステップ数 / minor edit (1と仮定) (コラム30~33, I4) NMAJ (1) minor edit lines / major edit (50と仮定)				タイムステップのカードは 最高20枚
7-20							
8	V (1) 総容積 [ft ³]	ZTOT(1) 全高 [ft]	Z(1.1) 炉心出口の高さ [ft]	Z(1.2) ループ入口の高さ [ft]	Z(1.3) サージイン入口の高さ [ft]	Z(1.4) リーク点の高さ [ft]	Volume 1. ホットレック
9	V (2) 総容積 [ft ³]	ZTOT(2) 全高 [ft]	Z(2.1) ループ出口の高さ [ft]	Z(2.2) 炉心入口の高さ [ft]	Z(2.3) +00000+0 リーク点の高さ [ft]	Z(2.4) リーク点の高さ [ft]	Volume 2. コールドレック
10	V (3) 総容積 [ft ³]	ZTOT(3) 全高 [ft]	Z(3.2) ループ入口の高さ [ft]	Z(3.2) サージイン出口の高さ [ft]	Z(3.4) リーク点の高さ [ft]	WH(2.3) Volume3.の最初の温度 またはクォリテイ(°F)	Volume 3. 加圧器

Table 2.3.3 - (2)

カード シーク	1 1 ~ 1 2	1 3 ~ 2 4	2 5 ~ 3 6	3 7 ~ 4 8	4 9 ~ 6 0	6 1 ~ 7 2	備 考
1 1	B (1.1) リークのL/D	B (1.2) 最大リーク断面積 [ft ²]	B (1.3) リーク係数				Volume . 1
1 2	B (2.1) リークのL/D	B (2.2) 最大リーク断面積 [ft ²]	B (2.3) リーク係数				Volume . 2
1 3	B (3.1) リークのL/D	B (3.2) 最大リーク断面積 [ft ²]	B (3.3) リーク係数				Volume . 3
1 4	A L I N リーク断面積の 1次係数	A Q U A D リーク断面積の 2次係数	A C U D リーク断面積 3次係数				<ul style="list-style-type: none"> リーク断面積(A)を時間の 数として表わす $A/A_{max} = A L I N * t + A Q U A D * t^2 + A C U B * t^3$, (ここに $A \leq A_{max}$)
1 5	P (3) Vol. 3の圧力 [psia]	T L E V Vol. 3の気水分離面 の高さ [ft]	W H (1,1) Vol. 1の温度(°F) または乾き度 (BWRでは使わぬ)	W O O R E (1) 炉心内流量 [lb/sec]	F L M 主循環ポンプの数	H E C O F 熱交換器のH (BTU/hr. °F)	<ul style="list-style-type: none"> 初期条件 HはQ=HΔTで定義され, Q (BTU/hr.)は除去熱量, ΔTは温度差
1 6	C K 1 炉心Kファクター K ₁	C K 2 炉心Kファクター K ₂	C P サージラインの Kファクター	使用せず	C V L V E I 正常流での弁の Kファクター $ΔP = KW \left \frac{W}{\rho} \right $	C V L V E 2 逆流での弁の Kファクター (弁は閉状態)	<ul style="list-style-type: none"> 水力パラメータ Kファクターの単位は流量: W [lb/sec] ΔP: [lb/in²], 密度: ρ [lb/ft³] で決定される。 Kファクターと出口の密度により計算される。

Table 2.3.3 - (3)

カード シリーズ	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備考
17	CVLVE3 逆流での井のKファクター (井は閉状態)	PSK ポンプのKファクター (ポンプは運転状態)	CI 炉心での慣性 L (ft) $144g(ft/sec^2) A (ft^2)$	PI サージラインでの慣性	TLI ループでの慣性 $\frac{L_i}{144gA_i}$	BPP 逆止弁を閉じる背圧 (正の値)
18	CL Vol.2からVol.1 までの高さ(ft)	HP Vol.1からVol.3 までの高さ(ft)	K 加圧器ドームの気体 の比熱比			CLは炉心の長さでもある
19	QTPD(1) Vol.1でのスクラム 圧力(psia)	TTPD(1) Vol.1の圧カスクラム の時間おくれ(sec)	QTPD(2) Vol.2でのスクラム 圧力(psia)	QTPD(3) Vol.3でのスクラム 圧力(psia)	TTPD(3) Vol.3の圧カスクラム の時間おくれ (sec)	<ul style="list-style-type: none"> スクラムパラメータ もしスクラムを必要としな い場合は110000+ 5のよりな大ききをおく れをいれる。
20	QTPD(4) Vol.1でのスクラ ム水位(ft)	TTPD(4) Vol.1での水位スクラム の時間おくれ(sec)	QTPD(5) Vol.2でのスクラム 水位(ft)	QTPD(6) Vol.3でのスクラム 水位(ft)	TTPD(6) Vol.3での水位スク ラムの時間おくれ (sec)	<ul style="list-style-type: none"> スクラムのない場合は 時間おくれは。
21	QTPD(7) 炉心でのスクラム ΔP(psi)	TTPD(7) ΔPスクラムの時間 おくれ(sec)	QTPD(8) 炉心でのスクラム流 量(Δh/sec)	QTPD(9) 比例出力スクラム	QTPD(9) 出力スクラムの時間 おくれ(sec)	
22	QTPD(10) 炉心出口スクラム 温度(°F)	TTPD(10) 温度スクラムの時間 おくれ(sec)	QTPD(10) 炉スクラムピリオド (sec ⁻¹)	QTPD(10) ピリオドスクラムの 使った時間からの 過渡スタート時間	TTPD(10) 過渡スタートの後の 時間おくれ(sec)	

Table 2.3.3 - (4)

カード シリーズ	コラム1~12	1.3~2.4	2.5~3.6	3.7~4.8	4.9~6.0	6.1~7.2	備考
23	ZLL1 注水系の働く設定 水位 [ft] (NFILRはカードセット4にあり)	TLLD1 設定水位の時間 おくれ [sec]	PTRIP1 注水系の働く圧力 トップ点 [psi] (NFIPRはカードセット4にあり)	TLPD1 圧力トリップ点の おくれ [sec]	D2 過渡スタートから注 水系が働くまでの時 間おくれ [sec]	6.1~7.2	注水系 。注水系を使わない場合はおくれを +10000+5とおく (BWRで注水系がない場合)
24	OD 係数 K_y $f = (1 - K_y (P_d - P)^2)$	PSH ポンプのNPSH	PTEST BWRで再循環系の破 断の場合、ポンプを 停止または蒸気管を 閉鎖する圧力 [psia]	TDELAY ポンプ停止圧力の 時間おくれ [sec]	D3 破断後ポンプ停止ま での時間おくれ [sec]		ポンプデータ 。このオプシオンを使わないときは おくれを+10000+5とおく
25-1	HI (1) Henryの法則による 定数, H_1 [psi / (cc/kg)]	SI (1) 濃度: S_1 [cc/kg]	HI (2) H_2 $P_d = P_w + \sum_{i=1}^{N1} H_i S_i + N :$ ここに P_w = 水の蒸気圧 $N = N_1 P_1 S_1 H_1$	SI (2) S_2	HI (3) H_3	SI (3) S_3	表I, ヘンリーの法則のファンクシ ョンNI組 ($1 \leq NI \leq 10$) 必要だけ入れれる。
25-4							
26-1	HEAD(1) 主循環ポンプヘッド [ft]	HEAD(2) 主循環ポンプ流量 [gpm]	HEAD HEAD	FLOW FLOW	HEAD HEAD	FLOW FLOW	主循環ポンプの組NHHEAD ($1 \leq NHHEAD \leq 20$)

Table 2.3.3-(5)

カード シリーズ	カラム1~12	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備 考
27-1 : : : 27-7	PDECAY (1) 主循環ポンプ コーストダウン係数	PDECAY (1) 00000+0 ポンプ停止後の 時間 [sec]	コーストダウン 係数	時間			・ポンプコーストダウン係数 組数 1~20 ・時刻0からはじまり大時間で終る
28-1 : : 28-7	FILL (1) 給水系流量 [gpm]	FILL (2) 給水系ヘッド [psi]					
29-1 : : : 29-7	QCT(1) 反応度 (ρ) または 出力比 (P/P_0) ($Q=0$)	QCT(2) 過渡スタートから の時間 (sec) ・+00000+0か ら開始する	反応度または出 力比	時間			NPTYP=0 ; 反応度 =1 ; 出力比 NZCT組(1~20)で大時間を含む
30-1 : : : 30-7	QSGT(1) 熱交換器による 出力除去率 (BTU/sec)	QSGT(2) 過渡スタートから の時間 (sec)	出力除去率	時間			・熱交換のテーパー ・NQSGT組(1~20) 大時間を含む
31-1	DOPLE1(1) ドブラー係数 [$\$/F$]	DOPLE1(2) 燃料温度 [F]	ドブラー係数	燃料温度			ドブラー反応度のテーパー NDOP組(0~20) もしNDOP=0ならこれらのカードは 含まれない。

Table 2.3.3-(6)

カード シリーズ	カラム1~12	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備 考
32	WCDP 注水ポンプの一定 吐出量または BWRでの給水量 [$\ell b/sec$]	HCDP ヘッドに依存する 注水系での最高質量 [ℓb]	HFILL 注水系またはBWR 給水エンタルピー [$BTU/\ell b$]	HBDNB DNB後のノミナル な熱伝達率 [$BTU/hr-ft^2-F$]	THETA +50000+0 (表面温度計算のた めの重み係数)	PAIMO 炉室圧力 [psia]	
33	TPN リング断面 開放時間 [sec]	ASRG サージライン断面積 [ft^2]	ZDEAD 注水系が動いた後の Vol. 1での炉心 出口の高さ[ft]	SPF2 注水系が動いた後の ホットチャヤネル、ポイ ント1での流量係数	SPF4 注水系が動いた後の ホットチャヤネル、ポ イント2での流量係 数		
34	ALPH 気泡分布係数	VRUB 気泡離脱速度 [ft/sec]	Vol.1,1の気水分離 面 [ft]				<ul style="list-style-type: none"> •ALPH=0; 気水混合物の均質的 •Vol.1,1の気水分離面が0または 範囲外の場合は水で満たされたケ ースを仮定する。
35	ZL1 一定吐出量注水のと きの最大質量[ℓb]	ZL2 真のクラッドの厚み [ft]	ZL3 燃料の厚みの半値 [ft]	ZL4 等価クラッド厚み [ft]	ZCORE 炉心長さの半値 [ft]		ZL2ミクラッドの体積/総伝熱面積 ZL3ミ燃料体積/総伝熱面積
36	C KC クラッドの熱伝達率 [$BTU/hr-ft-F$]	RHOCC クラッドの密度×比 熱[BTU/ft^3]	RHOCM 燃料の密度×比熱 [BTU/ft^3]	A2 ポイント、1の流路 断面積[ft^2]	A3 +00000+0 (インターパスの断 面積)	A4 ポイント、2 の流路断面積 [ft^2]	

Table 2.3.3-(7)

コード	カラ41~12	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備考
37	IISTAR 強制対流規準境膜係数 [BTU/hr-ft ² -F]	HIFB DNB以後の最少 境膜係数 [BTU/hr-ft ² -F]	FF2 ホットチャネル 流量係数	FF4 ホットチャネル 流路断面係数	AHT(2) ポイント, 1での伝 熱面積 [ft ²]	AHT(4) ポイント, 2での 伝熱面積 [ft ²]	
38	PHI2 ポイント, 1での初期 熱流束 [BTU/hr-ft ²]	PHI4 ポイント, 2での初 期熱流束 [BTU/hr-ft ²]	RF2 ポイント, 1での 径方向の物理係数	RF4 ポイント, 2で の径方向の物理 係数	AF2 ポイント1での軸方 向の物理係数	AF4 ポイント2での軸 方向の物理係数	物理係数はホットチャネルの計 算の場合にだけ使われる。
39	PMW 初期炉出力 [MW]	FLUX 初期炉中性子束 [n/cm ² ·sec]	ALFAV(1) 平均チャネルのポ イント1でのポイ ド反応度係数 [% void]	ALFAV(2) 平均チャネルのポ イント2でのポイ ド反応度係数 [% void]	ALFAV(3) ホットチャネル, ポイ ント1でのポイド反応 度係数 [% void]	ALFAV(4) ホットチャネル, ポイ ント2でのポイド反応 度係数 [% void]	FLUXはゼノン反応度の計算の 場合にだけ使われる
40	ENGYM 最大反応度での総放出 エネルギー [MW·sec]	EXPRM 総放出エネルギー に対する最大反応 度 [%]	ENGDM 最大反応度に対す る定常状態からの 放出エネルギー [MW·sec]	EXPRD ΔEに対する最大 反応度 [%]			反応度エネルギーファンクシ ョン
41	ROXE 初期ゼノン反応度 [%] (負の値)	SIGX ゼノンの補償断面 積 σ _x	GAMX ゼノン生成率と遅 発中性子の比 γ _x /β	SIGFU 燃料の σ _f / σ _u			ゼノン物性値 近似式を使っているため大きな 出力変化の場合にのみもちいる。 ゼノンおよび炭素の崩壊は無視 する。

Table 2.3.3-(8)

カード シリース	カラム1~12	13~24	25~36	37~48	49~60	61~72	備 考
42	RODK 制御棒のワース [\$]	RODXO 初期の位置	RODXM 最大位置	RODV 速度			制御棒
43	ALFT(1) 冷却材温度反応度係数 平均チャネル, ポイント1 [\$/F]	ALFT(2) 平均チャネル, ポイント2 [\$/F]	ALFT(3) 平均チャネル, ポイント1 [\$/F]	ALFT(4) 平均チャネル, ポイント2 [\$/F]	S みなもと $S = -\frac{\rho_0}{\lambda}$	BOVL 実効遅発中性子比と 寿命との比率 $\frac{\beta}{\lambda} [\text{sec}^{-1}]$	
44	ALFF(1) 燃料温度反応度係数 平均チャネル, ポイント1 [\$/F]	ALFF(2) 平均チャネル, ポイント2 [\$/F]	ALFF(3) 平均チャネル, ポイント1 [\$/F]	ALFF(4) 平均チャネル, ポイント2 [\$/F]	QL IREKINの正確な範囲 下限 +10000-3	QH 上限 +10000-2	
45	DOPX1(1) ドブラー 平均チャネル, ポイント1	DOPX1(2) ドブラー 平均チャネル, ポイント2	DOPX1(3) 平均チャネル, ポイント1	DOPX1(4) 平均チャネル, ポイント2	DOPX1(5) 平均チャネル, ポイント1	DOPX1(6) 平均チャネル, ポイント2	ドブラー NDPYP=0ならこれ らのカードは必要とし ない
46	DOPX2(1) +0000(0)	DOPX2(2) +00000+0	DOPX2(3) +00000+0	DOPX2(4) +00000+0	DOPX2(5) +00000+0	DOPX2(6) +00000+0	
47	CDNB(1, 1)	CDNB(1, 2)	CDNB(1, 3)	CDNB(1, 4)			DNB係数, 平均条件
48	CDNB(2, 1)	CDNB(2, 2)	CDNB(2, 3)	CDNB(2, 4)			DNB係数, 下限条件
最終カード	データブックはブランクカードで終らねばならない。このカードは新しいタイトルカードとして読み込まれる。タイトルカードがブランクでなければ、次のケースのカードが読み込まれる。						

3 RELAP-2 コードによる実験解析

3.1 概要

原子炉の安全性解析コードにおいては、実験結果との照合において解析結果の妥当性を検討することがきわめて重要なことである。ここでは、RELAP-2コードの妥当性を評価するために、主として我が国で行なわれたいくつかのブローダウン実験を対象にして行なった実験解析について述べる。解析の対象としては比較的实验条件や実験装置の形状および寸法のデータが入手しやすいROSA⁽⁸⁾ならびに電総研^{(9),(10)}の実験を選んだ。このうち前者は主としてBWRを模擬した実験であり、電総研実験装置に比較してかなり大型のものである。後者の電総研実験は、ROSAに先だてて行なわれたものであり、PWRおよびBWRの両炉型を模擬した実験が行なわれている。

これらの実験解析では、RELAP-2コードに導入されているモデルおよび仮定の妥当性を評価し、コードの使用法を習得することに主眼を置くと同時に、特に以下に示す項目について説明することを目的とした。

- (1) 領域 (Volume) の分割の相違による影響
- (2) 流動抵抗係数の相違による影響
- (3) 放出補正係数の相違による影響
- (4) バブル・グラジエント・モデルおよびスチーム・セパレーション・モデルの効果

また、上に述べたROSAおよび電総研の実験解析のほか、外国で行なわれた実験の中から西独BATTELLE研究所⁽¹¹⁾の実験を選び解析を行なった。

3.2 電総研模擬実験装置による実験の解析

電総研において、昭和39年から43年度にわたり、軽水炉一次冷却系破損事故模擬実験装置を用いて、一連のブローダウン実験が行なわれた。その実験装置と実験の概要について、ここでは簡単に記述し、RELAP-2コードを用いて行なった実験解析の結果および解析計算する上で問題になったことに重点をおいて述べる。

3.2.1 実験装置と実験の概要

本実験装置は軽水冷却の沸騰水型 (BWR) および加圧水型 (PWR) 原子炉に用いている冷却水循環系統をできるだけ実際の条件に近い状態を模擬している。

沸騰水 (BWR) ループの一次系統は、運転圧力 $70 (\text{kg}/\text{cm}^2)$ に設計されており、Fig. 3.2.1 に示すようなループを循環する。圧力容器内で生じた気水混合物は、気水分離器^②に流入し、水と蒸気とに分離される。

分離された蒸気は気水分離器上部の蒸気管に設けた減圧弁^⑦を経て復水器^⑧に流入して復水後、復水ポンプ^⑨により昇圧し、ダウンカマーへ送り返される。

また、気水分離器において分離された飽和水は再循環ループを経て、循環ポンプ^⑤により圧力容器へ送り返される。加圧水 (PWR) ループの一次系統は、運転圧力 $(140 \text{kg}/\text{cm}^2)$ に設計されており、Fig. 3.2.2 に示すように、原子炉圧力容器^①を中心として、左右対称の

位置にある④、⑤の2本のループから構成されている。冷却材の圧力調整は加圧器②により行なわれ、④、⑤両ループに設けられた循環ポンプ⑥によりループ内を循環する。二次冷却系統はFig. 3.2.2に示されているように、冷却塔⑬、二次冷却水用ポンプ⑭などから構成されており、熱交換器③とともに熱除去用に使用されている。

次に、一次冷却系統配管破断事故時の模擬破損口を設置する箇所をFig. 3.2.1およびFig. 3.2.2に示す。

すなわち沸騰水ループにおいては、主冷却管の圧力容器入口部 V_1 および気水分離器出口部 V_2 にあり、また加圧水ループでは主冷却管の圧力容器入口部 V_4 および圧力容器出口部 V_3 に急速開放弁とともに設けられている。これらの弁の開放により一次系統から流出した気水混合物はFig. 3.2.1およびFig. 3.2.2の点線に示されるように、圧力抑制水槽⑦、⑧の水中に導びかれる。

冷却水の加熱に用いられる圧力容器内模擬炉心は外径15mm ϕ 、有効発熱長350mm、SUS 32被覆、平均熱流束13Watt/cm²の模擬燃料棒36本から構成されている。

圧力容器は、内径が20cm ϕ で、高さは約1mである。また、気水分離器は、内径が19cm ϕ であり、高さは約1.2mである。加圧器については内径が12cm ϕ であり、高さは約36cmである。Table 3.2.1には、RELAP-2コードを用いて計算を行なうために、対象となった実験例についてのみまとめている。

3.2.2 入力データの説明

BWRにおける蒸気管破断時のブローダウン過程の計算を行なうために置換した装置のモデル図をFig. 3.2.3に示す。同様にPWRにおける出口側破断の場合についてのモデル図をFig. 3.2.4に示す。

モデル化を行なう上で注意を払った点は次に述べる通りである。すなわちRELAP-2コードにおいては炉心部分を占有する冷却水量は無視されている。

この理由は、実用炉において炉心部分を占める冷却水量の一次冷却系全体に占める割合が比較的少なく、ブローダウン挙動に与える影響が顕著でないと考えられるからである。しかし、電総研の模擬実験装置においては、炉心部分の冷却水量が全体に占める割合が比較的多く無視することができない。

したがって、炉心部分の冷却水量は適当に配分して、上部プレナムと下部プレナムの冷却水量に加えて計算を行なった。Table 3.2.1に示すように、ブローダウン実験開始の直前に模擬炉心の熱源（ヒーター入力）は遮断され、再循環系ポンプは停止されているので、一次冷却系を循環する冷却水量は、ほとんど零である。しかしながらRELAP-2ではループ流量、炉心流量をともに零として計算することはできないので、2系統のループのうち1系統のループについて再循環系ポンプにより冷却水が循環しているとして、ループ流量、炉心流量を求め、解析計算を行なった。

実験装置においてはBWRおよびPWRの各々について、再循環系ループには再循環系ポンプ近傍に逆流阻止弁が付設されている。したがって、下部プレナムから再循環系ループの方向には冷却水が流れていかない。しかしながら計算においては、逆流阻止弁の効果を模擬するために、下部プレナムから再循環系ループに流れこむ冷却水量が、ほとんど零になるように逆流

Table 3.2.1 Description of experiment

	BWR (Boiling water loop)	PWR (Pressurized water loop)
Break location	BWR Steam line (see ∇_1 in Fig.4.2.1)	PWR Outlet line (see ∇_3 in Fig.4.2.2)
Experimental parameters	<u>Initial coolant condition</u> Pressure : 50 (kg/cm ² · ata) Temperature : about 264 (°C)	<u>Initial coolant condition</u> Pressure : 45 (kg/cm ² · ata) Temperature : about 250 (°C)
	<u>Orifice diameter* (mm ϕ)</u> 20, 25	<u>Orifice diameter* (mm ϕ)</u> 20, 25
	<u>Heater</u> turn off	<u>Heater</u> turn off
	<u>recirculation pump</u> turn off	<u>recirculation pump</u> turn off
Experimental values	Pressure in pressure vessel, vapor volume ratio (void : %)	

* Simulated rupture holes

阻止弁の流動抵抗係数を大きく選んだ。

次に RELAP-2 においては上流側 (BWR の場合 気水分離器出口側ノズル, PWR の場合, 圧力容器出口側ノズル) から破損口に至るまでの管路を Volume として取り扱えない。したがって, Fig. 3.2.3 および Fig. 3.2.4 に示されるように, BWR の蒸気管破断に相当する破断点は気水分離器出口側ノズル (Vol.3) であり, PWR の圧力容器出口側破断に相当する破断点は圧力容器出口側ノズル (Vol.1) である。

3.2.3 実験結果と計算結果との比較検討

Fig. 3.2.5 は破断口径 20mm ϕ の実験における上部プレナム (Vol.1) の圧力変化に対する実験結果と計算結果を比較して示した図である。この計算では, 破断口からの流出流量を補正する放出補正係数 C_D の値として, 单相オリフィス流で実験的に求められ, かつ LOFT の実験解析などでも一般的に使用されている 0.6 を採用した。また, 計算結果に大きい影響を与える流動抵抗係数を, この場合サージライン部および炉心部について求めなければならない。これらの流動抵抗係数は実験的に正確に求められていないために, ここではワイスバッハの摩擦損失の式⁽¹²⁾などを用いて計算した値を一応の概略値として使用した。計算された流動抵抗係数は, サージライン部および炉心部についてそれぞれ 117 および 108 である。

これらの値を入力して計算した圧力変化は, Fig. 3.2.5 に示すように, 時刻 2 秒近傍までは実験値よりも低く, 時刻 2 秒以降では実験値より高く, 傾向としては実験値とかなり異なった結果が得られた。以上の計算結果を考察した結果, これらの現象はサージライン部および炉心部の流動抵抗係数の値が妥当でないことによるものであるという結論に達した。すなわち, 前者の圧力低下は, 蒸気分離器 (Vol.3) からの流量が多いため, 蒸気分離器の圧力が急激に下がり, その結果蒸気分離器と上部プレナム (Vol.1) の間の圧力差が増大し, それにともなって上部プレナムからの流量増大をまねき実験値より低くなったものと考えられる。また, 時刻約 2 秒以後の盛り上りは, サージライン流量の減少とあいまって, 上部プレナムおよび下部プレナムの減圧沸騰による圧力回復が生じたためと考えられる。この場合, サージラインの流動抵抗係数が大きいため, 上部プレナムからの流量が抑えられ, 結果的に圧力の低下が起らなかったものと考えられる。以上の考察をもとに, まず, サージラインの流動抵抗係数を変化させた場合にどのような変化が現われるかを確かめた。その結果, 流動抵抗係数を小さくしていくとかなり実験値に近い結果が得られるようになった。特に時刻約 2 秒以後の盛り上りは当然のことながら生じなくなった。しかしながら, 今度は上部プレナムからの流量が増大するため, 圧力の低下はより激しくなり, サージラインの流動抵抗係数の変更だけでは充分でないことが判明した。この理由は炉心の流動抵抗係数が大きいため, 下部プレナムからの補給が追いつかず, したがって上部プレナムに含有されている流体の質量が減少していく一方で, 結果的に圧力の低下が急激に起ったものと考えられる。そこで炉心の流動抵抗をほとんど無視できるようにすると同時に, 上部プレナムと下部プレナムの領域が実質的に 1 つの領域となるようにモデル化して計算を行なった。この結果は Fig. 3.2.5 に示すように, 時刻約 4 秒まで実験値とよく一致しており, かなり妥当な取り扱いとなっていることが判る。

次に, 時刻約 4 秒以後の圧力が実験値に比べて早く低下しすぎる点を修正するために, 各部の流動抵抗係数を固定した状態で放出補正係数を変化させて計算した。計算結果のうち放出補

正係数を 0.6 とした場合と 0.4 とした場合の結果を実験結果と比較して Fig. 3.2.6 に示す。Fig. 3.2.6 に示されているように、放出補正係数 0.4 の場合の結果は 0.6 の場合に比べてより実験値に近くなっている。なおこの計算における気泡離脱速度 V_B および気泡分布係数 C_X はそれぞれ 3 ft/sec および零として取り扱った。このように放出補正係数が一般的に使用されている 0.6 より小さい値になったことは次に述べるような理由によるものと考えられる。すなわち、電総研の装置において、破断口の位置は気水分離器に取りつけられている配管の先端にあり、したがって気水分離器から破断口に到るまでの管路においてかなりの圧力低下^(注)が生じることになる。ところが RELAP-2 では先にも述べたように、破断口に到るまでの配管については領域として取り扱うことができない。そのため流出流量を Moody の理論値から求める場合に必要を圧力およびエンタルピーは気水分離器 (Vol. 3) の値が用いられることになり、破断口位置での圧力およびエンタルピーの値と異なる値を用いて計算するために、 C_D を 0.6 とした場合には実際より多めの流出流量を設定することになる。以上述べた点についての検証は、別稿で報告する RELAP-3 の解析結果で明白にするが、配管を 1 つの領域として加えた計算で、放出補正係数を 0.6 とした場合の結果が Fig. 3.2.6 で示した 0.4 の場合と同程度に実験値と一致している。

次に、破断口径が 25 mm ϕ の実験解析について述べる。Fig. 3.2.7 は前記 20 mm ϕ と同様上部プレナムの圧力変化の計算結果を実験結果と比較した図である。計算は破断口径 20 mm ϕ の場合と同様、サージラインの流動抵抗係数を 70 に、上部プレナムおよび下部プレナムを実質的に 1 つの領域となるようにモデル化して行なった。

計算結果は Fig. 3.2.7 に示されているように、時刻約 6 秒まで実験値ときわめて良く一致している。しかしながら、破断口径 20 mm ϕ の解析結果に表われた挙動と同様に、時刻約 4 秒以後においては計算値が実験値より低くなり、時間経過とともにその差は大きくなっていく傾向にある。このことは次に述べる理由によるものと考えられる。その 1 つは先にも述べたように、破断口までに到る配管を無視しなければならなかったことによる流出流量の評価に誤差が生じたという理由である。すなわち、破断口を設定した気水分離器の領域は、スチーム・セパレーション・モデルにおける C_X を零と設定して計算を行なったが、ブローダウン開始初期においては、減圧沸騰によって気水分離器内部の気水混合体は蒸気と飽和水が混合されて丁度均質状態にあり、実際の配管領域における流体の状態と同じような状態にあると考えられることから流出流量の評価もほぼ正確で、したがって圧力挙動も実験値とよく一致したものと考えられる。しかしながら、ブローダウン開始後約 6 秒頃は、気水分離混合体の水位が配管位置より下になり、配管の方向に流れる流体は蒸気に変化するものと考えられるが、この計算ではブローダウン終了まで気水分離器内は均質モデルが適用され、気水混合体が流出されるような結果となっている。このことを言いかえれば、実際より多くの流出流量を見積ることになり、圧力の低下が実験値より若干急激になったということである。その 2 は流動抵抗係数に理由があげられる。この計算では配管領域が無視されていることは何度も述べた。しかしながら実際の装置では気水分離器から破断口に到る配管があり、そこには流動抵抗が存在する。ブローダウン

(注) 一次系配管の流動抵抗およびオリフィスにおける圧力損失を加え合わせた全圧力損失の意味で、以下圧力容器から破断口に到るまでの流動抵抗による圧力損失とは全圧力損失を意味する。

初期の流動抵抗は C_D を 0.6 から 0.4 に変更することによって補償することができた。しかしながら、時刻約 6 秒頃には蒸気流出に変化し、その結果流動抵抗も大きくなるものと考えられるが、この影響が圧力低下の違いとなって現われたということが考えられる。最後に、圧力容器のもつ熱容量が圧力変化に影響を及ぼしたという見方である。すなわち、冷却材の熱容量に比較して、圧力容器のもつ熱容量は当然大きいから、ブローダウン開始後ある程度の時間経過があって冷却材の温度に影響をおよぼす。この場合、圧力容器の熱容量は RELAP-2 では取り扱えないので、実際より低い冷却材のエンタルピーを使用することになり、流出流量を過大に評価したとも考えられる。以上の考察のうちのいずれが妥当であるか、現状では明白にすることができないが、例えば現在この種の実験において最も重要な研究課題の 1 つである流出流量の実測値が得られれば、より正確な対応づけが行なえるものと考えられる。

次に計算結果に現われた流出流量およびサージライン流量の時間変化について検討を加える。

Fig. 3.2.8 は破断口径 20mm ϕ の場合における流出流量およびサージライン流量の時間変化を示した図である。この図で見られるように、時刻約 4 秒までのサージライン流量は流出流量を上まわっていることが判る。このようにサージライン流量が流出流量と比較してかなり多いのは、破断口径が 20mm ϕ に対してサージライン口径は 24mm ϕ あり、この面積比による影響が現われたためであろうと考えられる。ただしサージライン流量の計算値については若干注意しなければならない点がある。すなわち、RELAP-2 においては、サージラインなど破断口以外の流路における流量の計算は、先にも述べたように運動方程式を使用して求められる。この場合、流路においてチョーキング現象が発生したとしてもその効果を考慮することができないので、実際の流量に比べて過大評価することもありうる。この点に関して、RELAP-3 では全ての流路についてチョーキングの有無を判定し、その効果を考慮して計算を行なうよう考えられているので、この計算に現われたサージライン流量の妥当性については RELAP-3 による再評価が必要であろうと考える。一方、流出流量は、ブローダウン開始後急激に増大し、時刻 0.5 秒前後で最大に達していることが判る。その後は比較的なだらかな減少が時刻約 6 秒まで続いている。時刻約 6 秒から減少率は若干大きくなっている。Fig. 3.2.6 に示されているようにこの時刻における流出流量の変化に対応して、上部プレナムの圧力低下も若干大きくなっている。また、圧力変化の実験値と計算値の間に差が生じはじめる時刻にも一致している。これらサージライン流量および流出流量の計算値については、実測値がないのでその妥当性を明確にすることができないが、圧力変化に関する実験値との対比からほぼ妥当な値であろうと考えられる。

次に、PWR を模擬した実験に関して行なった解析結果について述べる。

Fig. 3.2.9 は破断口径 20mm ϕ の場合における計算結果を実験結果と対比させて示した図である。計算では圧力容器内を BWR の場合と同様に炉心中央を境界として 2 分割し、それぞれを上部プレナム部 (Vol.1) および下部プレナム部 (Vol.2) として取り扱った。また、加圧器は Vol.3 として設定したが、Fig. 3.2.9 には示さなかった。

さて、この計算においても、BWR の計算で行なったと同じように、炉心部の流動抵抗係数の実験値が得られていないので、概略値を計算式によって求め入力した。この場合に求められた圧力変化は、BWR の計算結果に見られた変化と全く同じような傾向を示し、炉心部の流動

抵抗係数が妥当でないことが示された。また、BWRの場合に問題となったサージライン流路は、この場合加圧器と上部プレナム部の流路に対応する。この流路に対する流動抵抗係数は配管そのものが細いためにかなり大きく、係数そのものを大きく変化させても圧力挙動にはほとんど影響が現われなかった。以上の結果をもとにして、圧力容器についての取り扱いはBWRの場合と同じように、炉心の流動抵抗係数を実質的に無視しうるような値とすると共に、領域が1つになるよう考慮して解析計算を行なった。計算結果は、Fig. 3.2.9に示すように、圧力容器内の領域の取り扱いによって傾向が大きく変化することを示している。さらに破断口に到るまでの配管抵抗を考慮するために C_D を0.4に設定して行なった計算結果をFig. 3.2.10に示す。この図には V_B を2.0 ft/secにした計算結果を示したが、 V_B が3.0 ft/secの場合に比べてより実験値に近い結果となっている。このことは、 V_B を3.0 ft/secにとった場合には気水混合体中の気泡が2.0 ft/secの場合に比べてより速く液面から離脱するために、破断口からの流出流体が蒸気で占められ、その結果圧力の降下が激しくなったものと解釈することができる。ここで参考のためにRELAP-2で得られた流出流量および炉心流量の時間変化をFig. 3.2.12に示す。

次に破断口径25mm ϕ の計算結果を実験結果と対比させてFig. 3.2.11に示す。この場合の計算条件は C_D および V_B をそれぞれ0.4および2.0 ft/secとした。この図に見られるように、圧力挙動全体の様相は実験値とよく類似している。しかしながら、20mm ϕ の場合に比べて、実験結果と計算結果の違いはより早い時刻から現われていることが判る。この図に見られるように計算条件が同じであっても、破断口径の相違によって圧力の挙動が必ずしも同じような傾向を示さない。Fig. 3.2.11に示された破断口径25mm ϕ の場合には、 V_B として2.0 ft/secよりさらに小さくした方がより実験値に近い結果が得られるものと考えられる。この理由としては、破断口径が大きくなるにともなって圧力容器内の減圧沸騰がより急激に起り、その結果として蒸気層と飽和水層の境界が明確に区別できなくなり、そのために V_B の効果が弱まる、ということが考えられる。さらに放出補正係数をより小さくしていき実験値に近づけることもまた考えられる。以上述べたように、これらパラメータの選択いかんによって圧力挙動に変化が生じるが、これまでに述べた解析例のみでは、パラメータについて適確な値を固定するまでには到っていない。なお、これら解析例では、圧力の挙動のみに注目して解析を行ってきたが、圧力挙動の他に流出流量あるいは水位変化の測定値があれば、より厳密な検討が加えられるものと考えられる。

3.2.4 結 論

以上の実験解析を通して得られた結論の主要な項目は次の通りである。

- (1). 放出補正係数 C_D は、破断口径20および25mm ϕ のいずれの場合においても0.4が最も実験値に近い結果を与えた。この理由は、破断口に到るまでの配管領域の圧力低下を考慮できなかったことによるものと考えられる。
- (2). 流動抵抗係数のブローダウン挙動に与える影響はきわめて大きく、不適当な値を使用するとブローダウン挙動の傾向自体が大きく異なった結果を与える。
- (3). 上部破断に対しては、バブル・グラジエント・モデルおよびスチーム・セパレーション・モデルの導入は効果的である。しかしながら、これらモデルに用いられている V_B および C_X の値については、ここで行なった数少ない解析例だけでは明確にすることができない。

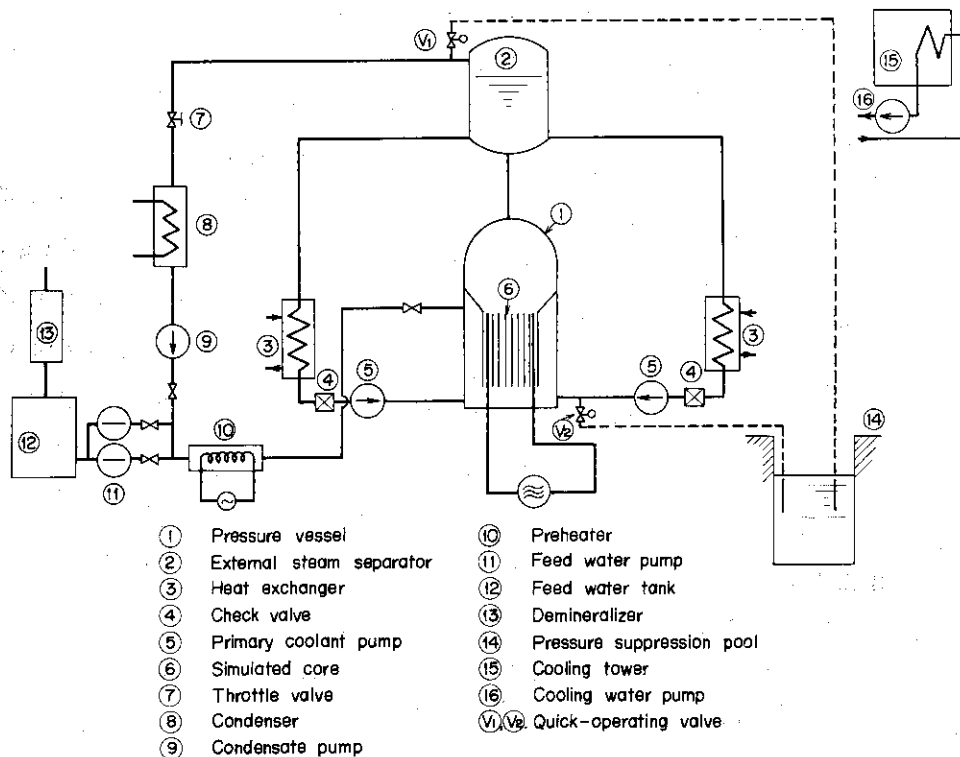


Fig. 3.2.1 Schematic diagram of BWR blowdown test facility

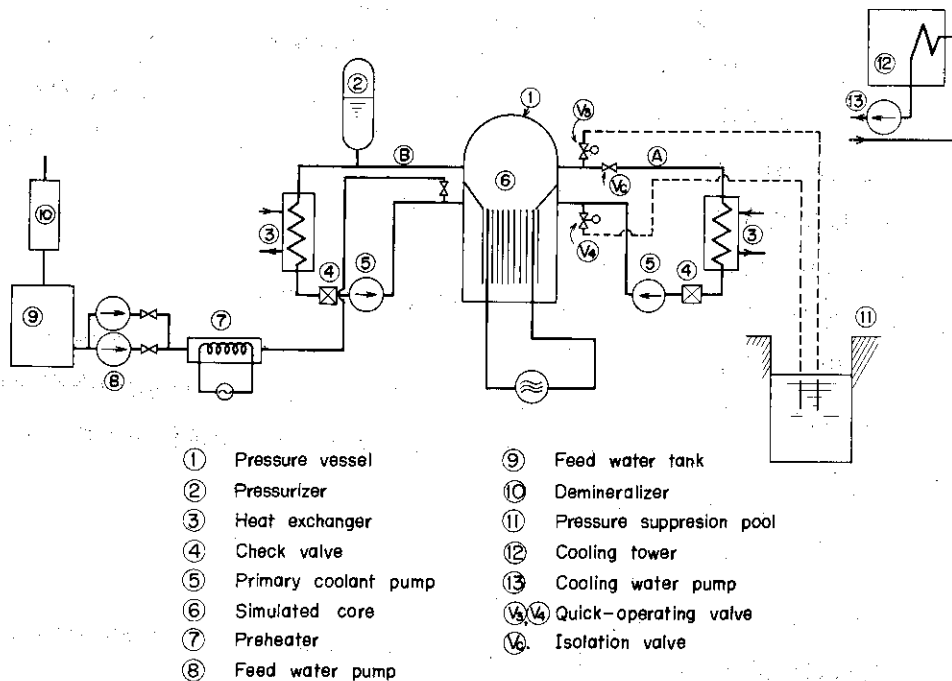


Fig. 3.2.2 Schematic diagram of PWR blowdown test facility

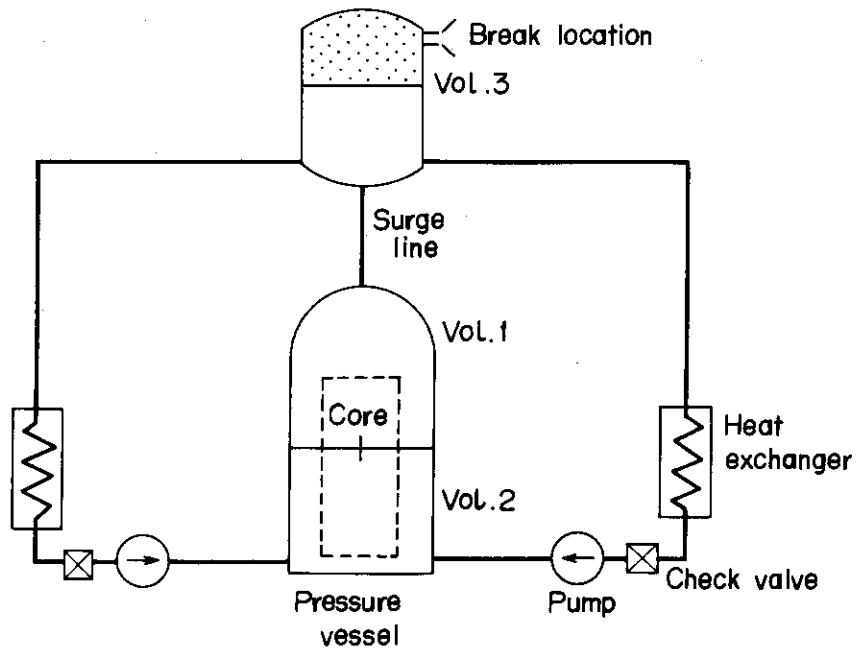


Fig. 3.2.3 Steam line break of simulated BWR

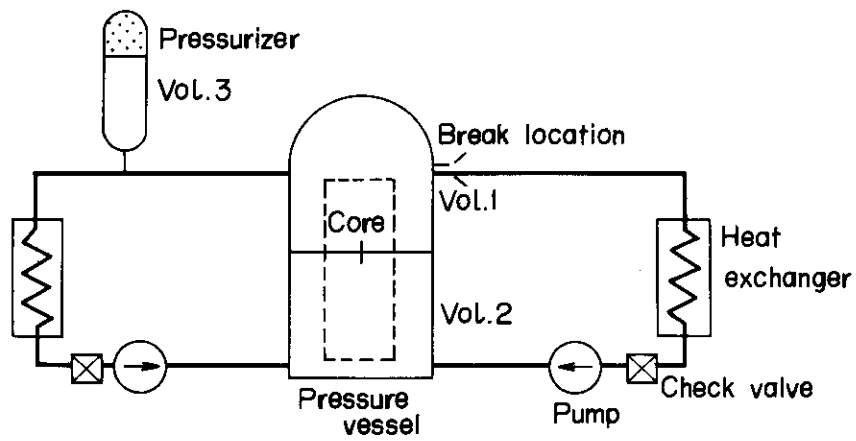


Fig. 3.2.4 Outlet side break in simulated PWR

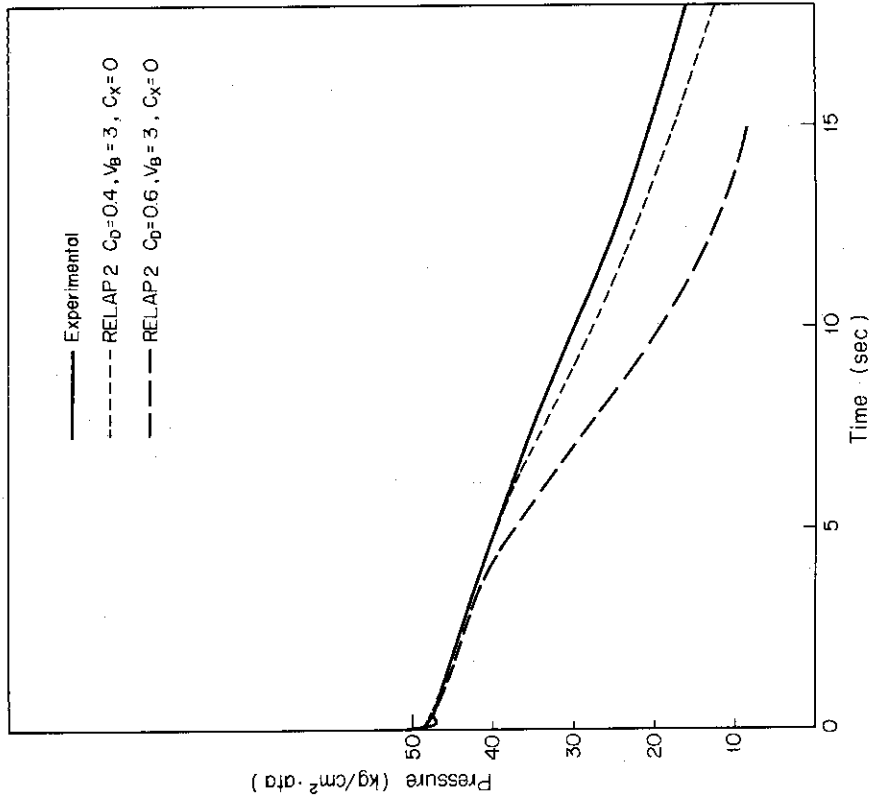


Fig. 3.2.6 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 20^{mm} in steam line break of BWR loop.

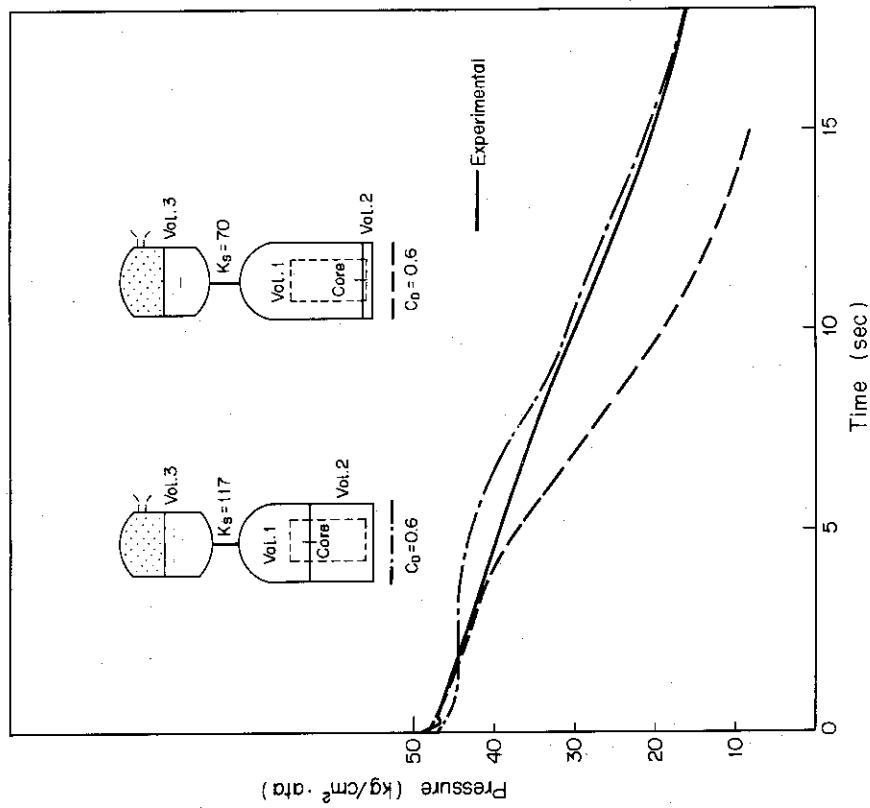


Fig. 3.2.5 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 20^{mm} in steam line break of BWR loop.

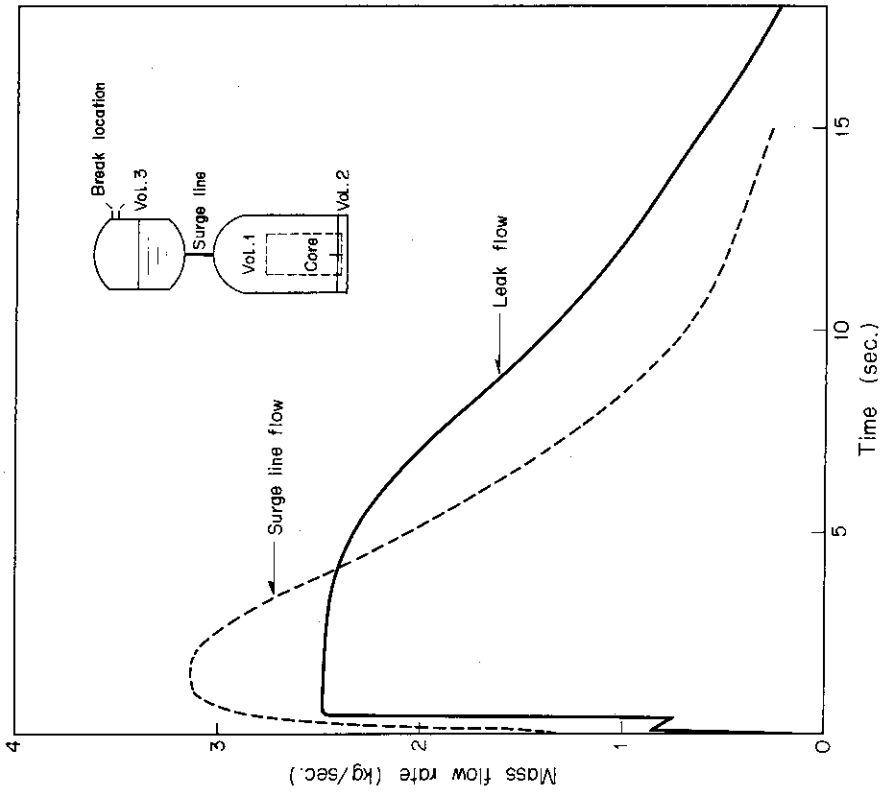


Fig. 3.2.8 Calculated results of leak flow and surge line flow by RELAP2 code (orifice dia. 20mm)

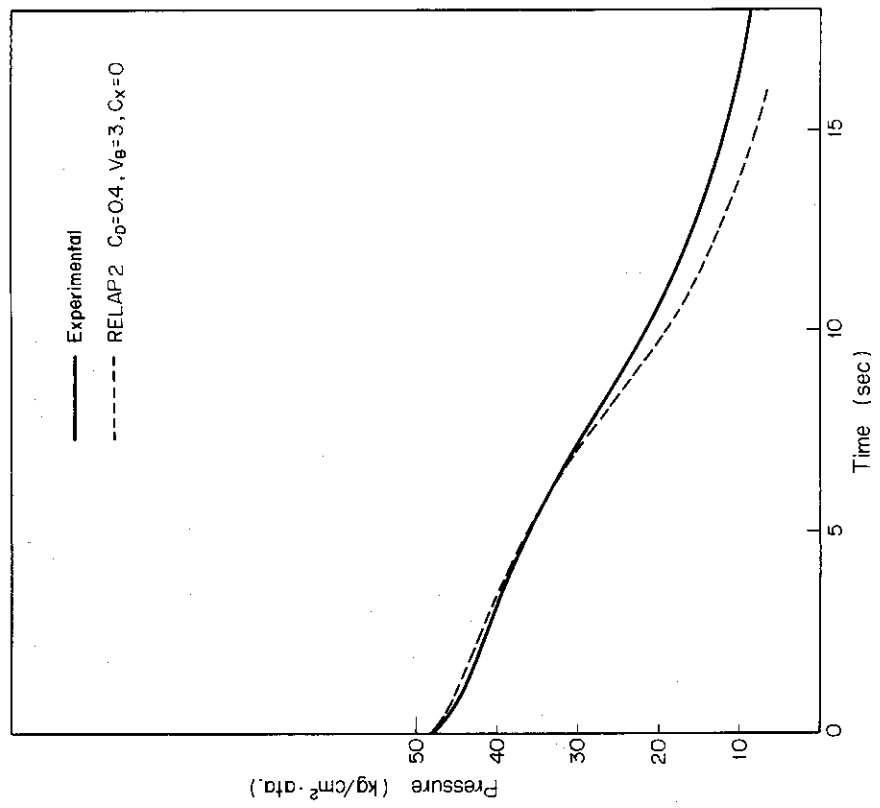


Fig. 3.2.7 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 25mm in steam line break of BWR loop.

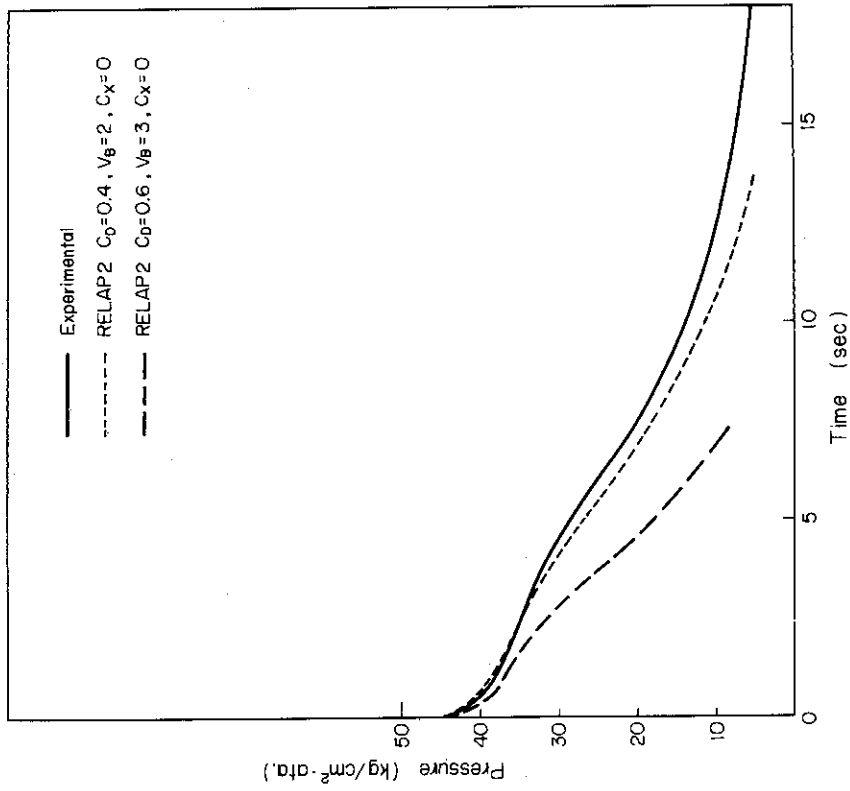


Fig. 3.2.10 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 20^{mm} in outlet side break of PWR loop.

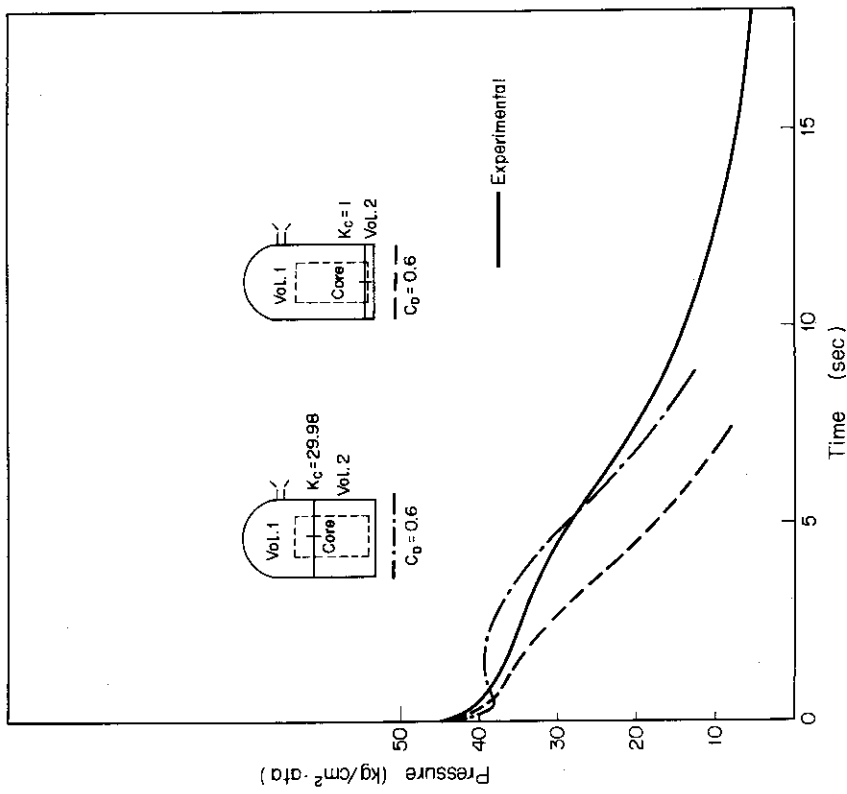


Fig. 3.2.9 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 20^{mm} in outlet side break of PWR loop.

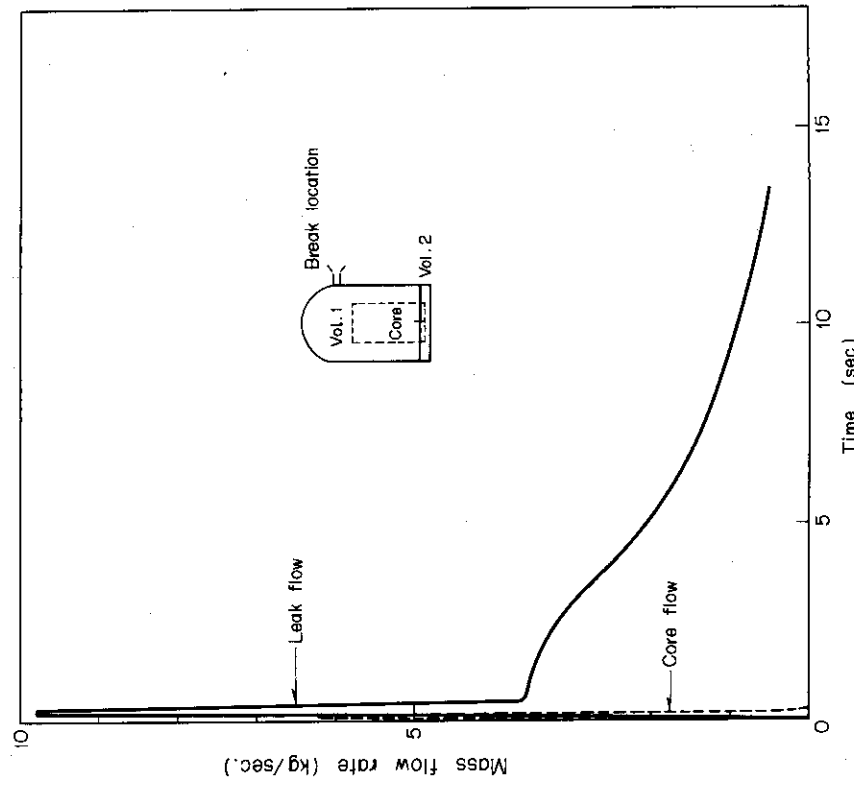


Fig. 3.2.12 Calculated results of leak flow and core flow by RELAP2 code. (orifice dia. 20^{mm})

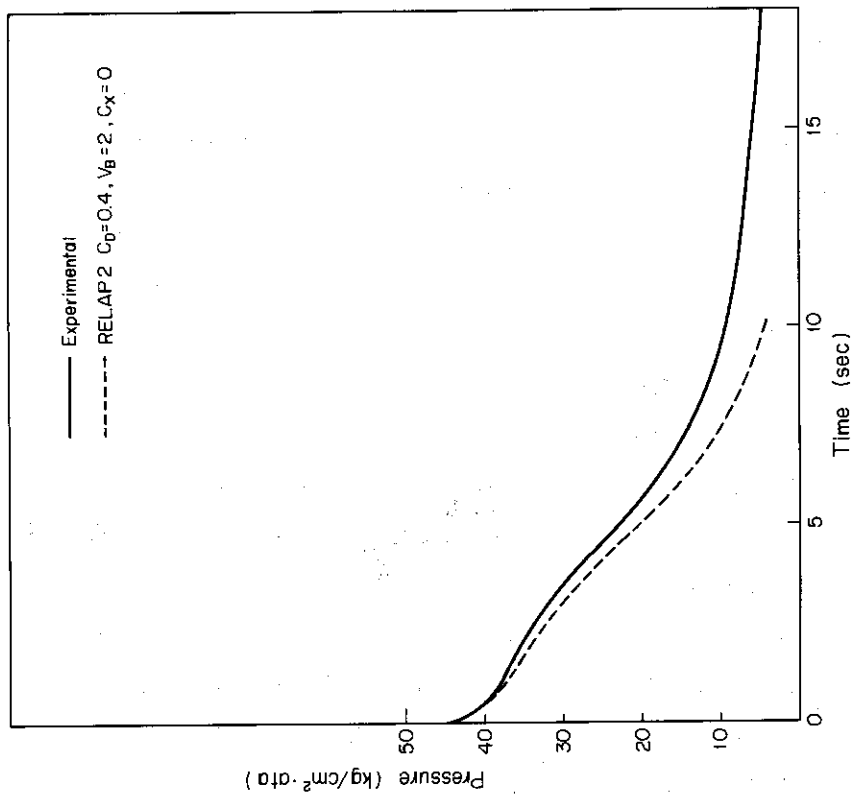


Fig. 3.2.11 Comparison of test data with computed results for orifice diameter 25^{mm} in outlet side break of PWR loop.

3.3 ROSAによる実験の解析

3.3.1 実験装置と実験の概要

原研の安全工学研究室では、ROSA (Rig of Safety Assessment の略称) 実験装置により、1970年の10月から試験的実験を、続いて1971年1月から本格的実験を行ってきた。これまでの実験計画では、BWR型の模擬実験を行っており、それも炉内構造物を除いた模擬圧力容器からの高温高压水放出実験が主である。なお将来の実験計画では、模擬炉心部を入れた加熱実験も行なう他、PWR型炉を模擬できるよう、加圧器を設置することになっているBWR型の実験では圧力容器(PV)内に、初期から自由液面をもつことおよび液温が飽和値に近いことがその特徴である。

なお、米国のLOFTにおける実験はPWR模擬の実験のみであり、RELAP-2のBWRへの適用は行なわれていない。

Fig. 3.3.1にROSA実験装置の模擬圧力容器の形状・寸法が示されているが、このPVは全高7m、内径56cmで、内容積約1.9m³である。放出口はPVの上部と下部の2ヶ所あり、どちらか一方からの放出が可能で、オリフィスを模擬破断口として、その下流にラブチャージャーディスクがある。PV内には模擬炉心があり、7本×7本の燃料棒アセンブリ9体が入るようになっていて、中心の1体のアセンブリ内に電気加熱のできる模擬燃料棒13本が含まれる。これらの燃料体とコア・シュラウドなどの構造物は、すべて取りはずしてPV内を高温水のみにして放出実験を行なうことも可能であり、これまでは主としてその条件で、他の実験条件を種々変え、下部破断口からの放出実験を行なってきた。

放出時の初期条件として、水位は炉心上端から上部破断口までの間で自由に換えられる。しかしこの設定値は特に理由がない限りは、一定にした方が解析上の使宜が多いので、1971年4月以後の実験では6.0mに設定することになった。初期圧力は、100, 70.40kg/cm²の3通りが可能で、オリフィス口径は25~150mmφまで換えられる、水の昇温昇圧は外部の加熱循環ループによる。加圧は窒素ガスを用いて行ない、昇温中は飽和圧力に沿って圧力を所定の値まで上げる。ただし水の温度は水面付近で飽和値であるが、PV底部では10℃前後のサブクールになる。

ラブチャージャーディスクは3枚からなり、順に圧力が低くなっているが、破断させる時は高压側を低圧側に通じて、下流の側から順に瞬時にして破断させる。

計測系は図に示した各点で、圧力・温度の時間変化が測られ、磁気テープに記録される。このテープは、そのままペンレコーダでグラフを描かせるか、さらに精密な応答で電子計算機によりプロットさせることができる。

3.3.2 入力データの説明

ROSA実験装置を実用BWRと比較すると、大きな違いは、循環ループを持たないこと、炉心上部に気水分離器を持たないこと、および寸法比が異なることの3点である。一方RELAP-2の実用BWRモデル図はFig. 2.1.2にある通りで、これに適合するようにROSA装置をモデル化しなければならない。この場合第1の相違点である循環系は、入力データ上で仮想的数値を入れるが、これの影響が極小となる様にする必要がある。そこで炉心流量としてまず非常に小さな値を与え、実際には破断前にほとんど静止している水を模擬し、破断後にル

ープ流量が増えて実際の現象とかけ離れたりしないように、実際にはない循環系の流動抵抗を非常に大きく取っておく。このためにはチェックバルブの抵抗係数に、正方向負方向とも十分大きな値を与えればよい。

次に気水分離のプレナム（上部プレナム）をどのように扱いかは、色々な見方ができるが、次の3通りを考える。

- ① 実用炉と同じ位置にこのプレナムを適当に仮想する。
- ② 炉心上部とダウンカマに当る部分をすべてこのプレナムと考え、蒸気ドームを装置の外に仮想する。
- ③ 炉心上部から初期水面付近までをこのプレナムと考え、水面以上を蒸気ドームとする。

なおこのいずれにおいても、炉心部の流体の体積は下部プレナムの体積に加え、実用炉モデルと違って、これを無視しない。というのは大型実用炉では炉心部の流体の体積は全体の5%程度であるが、ROSAでは15%程度になっているためである。

また気水分離プレナムから蒸気ドームへ通ずるサージラインの抵抗係数は、①③のモデルの場合には小さく、②のモデルの場合には大きく取り、（断面積はその逆）、結果として生じる差圧が適当になる値を選ぶ。

もう一つの実用炉との相違点である形状・寸法は、主として繰り返し計算の時間幅に影響し、小さい系ではそれだけ現象が早く進むため、細かく時間幅を取る必要が生じる。これはLOFTにおける計算例を参考として決め、幅が大きいために計算値に不安定や誤差が生じた時は、さらに細かく取ってやり直した。

その他入力の際に考慮すべき点は、水温の初期分布にサブクール部分があると、そこでは破断時に急激な減圧によって飽和圧力まで落ち、それから飽和減圧が進むのであるが、RELAP-2のBWRの計算で炉心に発熱体の存在しない場合にはサブクール減圧の部分を計算してから飽和減圧に切り換えることが行なわれないため、初めの圧力をこの切り換わるべき圧力（飽和圧力）にして入力データとする。例えば 100 kg/cm^2 からの破断実験では、 10°C 程度のサブクールは 10 kg/cm^2 程度の減圧に相当するので、 90 kg/cm^2 強を計算上の初期値とする。

入力データとして核的データに関する値は、ROSAについては必要ない。電気加熱も現在までのところ、試験的にしか行なっておらず、実験中出力は零である。ポンプに関しては現在は無いが、将来据付ける計画なので、特性のTableのみ与え、熱伝達に関する諸定数は、特に必要としないためLOFTの計算例と同じものを考えておいた。

RELAP-2で取り扱うスチーム・セパレーション・モデルおよびバブル・グラジュント・モデルでインプット・パラメータになっている気泡離脱速度 V_B 、気泡分布係数 C_X 、および放出補正係数 C_D などについては、種々の値をパラメトリックに与え実験値との比較検討を行なった。この点については、次項に詳しく述べる。

3.3.3 実験結果との比較検討

RELAP-2は圧力容器内を3つのVolumeに分けて、破断後の変動を各Volumeについて計算する。この場合各Volumeの圧力や温度の差が、著しくない限りどのVolumeにおいて実験値と比較してもよい。ここで取り上げたROSA実験では試験的実験であったため、下部プレナムにおける値しかよく測定されていないので、そこでの圧力・温度の変化を計算

値と比較することになる。圧力は下部プレナムの中でも破断口のオリフィス付近であるが、特に違いを生じないことが、その後の実験で確かめられている。

(1) Volume の取り方の検討と圧力値

前項で述べた上部プレナム（気水分離プレナム）の扱い方については、3通りの考え方を順次計算し、検討を加えたがこれについて以下に述べる。まず①のモデルの取り方では Fig. 3.3.2 の結果を得た。これは実験値とあまりよい一致をみないが、その理由として水中に炉心部と同じ幅をもった上部プレナム (V_1) を無理に仮想した結果、実際には区切られていない Volume からの流出入やサージラインの流動に矛盾を生じることが分った。そこで②のモデルを考えてみたが、この場合蒸気ドーム (V_2) を系外に仮想し、その Volume はなるべく小さく取り、サージラインの蒸気の流量があまり大きくならないよう、 V_2 の仮想水位を低くした。これによってサージラインの流量は常時無視できるほど小さな値に押えることができた。Fig. 3.3.3 に示すように、計算結果は実験値とかなりよい一致をみたが、その後の検討で、この様に Volume を取ると、BWR の計算では V_1 の水位が初期からブローダウンの終了まで常に Volume 内満杯におかれ、密度だけが変わる（離脱速度 V_B が 0 とおかれ、相分離が行なわれない）ような計算が行なわれることが明らかになった。これでもなお実験値とよく一致しているのは、本実験番号（#225）の初期水位が、ほぼ満杯に近かったことによる。

なお①、②の両モデルに共通する問題点として、各 Volume の形状は、計算上では体積と高さしか与えないので円筒部はよいが、蒸気ドームおよびダウンカマのような、円筒の下に円環形がつながるような複雑な形の Volume では、初期の水位が与えられても、それは水量的には実際と異なってしまうということが起る。すなわち V_2 では入力に用いた初期水位は、 V_2 の全容積を全高で割った断面積をもつ仮想的な形状の初期水位と置かれてしまうため、水量としては多く見積られることになる。この問題をなくすためには、各 Volume を実際に近い形状となるように取ればよい。そこでモデル③が考えられ、 V_1 と V_2 の境界を炉心上端、 V_2 と V_1 の境界を初期水面に取り、各 Volume とも円筒形となるようにする。計算結果は Fig. 3.3.4 の様に実験値とよく一致する。この場合用いたパラメータ値として、放出補正係数 C_D はモデル②の場合と同様 0.65 が最もよく、 V_2 の気泡離脱速度と分布係数にそれぞれ一般に PWR の解析でよく用いられている 3.0 ft/sec 0.8 を用いるよりも、両者に 0 を用いた方がよりよいようである。これは実際に気泡分布は V_2 でほぼ一様で、相の分離もよく行なわれていないことによると見なすこともできるが、いずれも大差は生じていない。

(2) 温度変化

圧力の過渡変化は計算値と実験値で一致させ得たが、このとき用いたのと同じパラメータ値で温度について比較してみた。まず温度の実験値がどのような変化を示しているかをみるため、圧力データに対応した飽和温度を取って温度の実験値と比較する (Fig. 3.3.5)。これを見るとほとんど両曲線は平行しており、全体で 10°C 以上の差は余り出ていないことから、ほぼ測定個所の違いおよび測定誤差に含まれていると考えられる。すなわち実験での温度変化は、ほぼ圧力の飽和値で変化しているということが言える。そこで実験値を RELAP-2 の温度の計算値と比較してみると、圧力の場合と同程度に一致している。(Fig. 3.3.6)。これは温度の計算値が圧力から飽和線によって求められていることによる。

(3) 炉心なしでの圧力と温度変化

前と同じ初期圧力、破断口径で、炉心構造物を除いた場合の実験値と計算値の比較を次に試みる。この場合 V_2 の容積が炉心構造物の占めていた分だけ増えること、炉心の流動抵抗の抵抗係数がほとんどなくなること、および初期水位が前より低いことが入力データの変更になる。それに炉心がなくなったことから、前より気泡の離脱速度を増すのが妥当と考え、通常用いられる 3.0 を用いた (Fig. 3.3.7)。これにおいても同じ放出補正係数 C_D でよく一致することが明らかになり、飽和温度値と実験温度値の一致も前と同様によく一致している。(Fig. 3.3.8; Fig. 3.3.9)。

(4) 口径の大きい場合

以上はオリフィス口径が 70mm ϕ の場合であったが、これより口径の大きい破断において、RELAP-2 の計算結果が実験値と比較してどのようになるかは、コードの評価において重要な意味をもつ。ROSA による実験では、同圧力で口径 100mm ϕ 、125mm ϕ の温度の測定値があるが、この実験の行なわれた頃は圧力が測定されていないため、温度の比較を行なう。前の 2 例からみて温度値の一致は圧力値の一致と同義であると考えられるので、これは相応の意義をもつと言える。Fig. 3.3.10 および Fig. 3.3.11 がその結果の比較である。

以上はすべて初期圧力 10kg/cm² からの破断実験であり、どの場合も同じ放出補正係数を用いて実験値と一致することが分ったが、他の初期圧力からの実験ではどのようになるか、今後検討を待たねばならない。また更に重要な点は、RELAP-2 を実用炉の安全解析に使用する際、未知のパラメータにどの様な値を用いるべきかを決定づけるために、ROSA の様なかなり実用炉規模に近付いた装置の解析で用いたパラメータ値に、その妥当性の裏付けとなるのが必要になる。そのためには圧力・温度以外の実験値にも、同じパラメータ値が適用できるならば、その一つの裏付けとなると考えられる。例えば ROSA 実験では、破断口からの流出流量とそのクオリティの測定が計画されているが、これが行なわれた場合、解析と比較することによってこのコードの評価がなされ得るものと考えられる。それ故流出流量とクオリティおよび炉心流量の計算結果を、炉心を入れた実験のモデル③の解析について求め、これを Fig. 3.3.12 に示した。

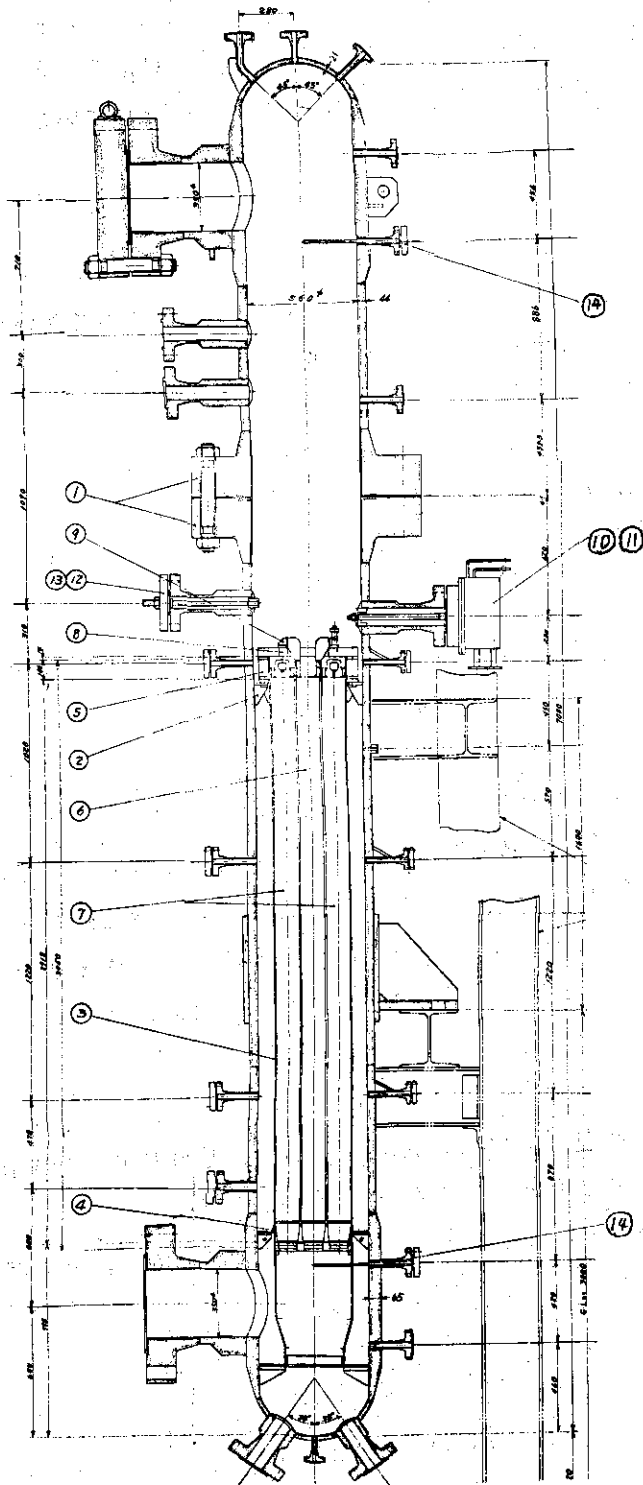
3.3.4 結論

(1) 放出補正係数 C_D は ROSA 装置による BWR 模擬実験に対しては、LOFT の PWR 模擬実験で一般に用いられている値の 0.6 よりも 0.65 の方が実験値によく合う。

(2) RELAP-2 は循環ループ、気水分離器等のない模擬装置の解析に対しても、入力データに工夫を加え、適当な Volume の取り方をすれば、使用できる。

(3) 圧力の変化が一致すれば、温度の変化も実験・計算ともに飽和温度となっているのでかなりよく一致している。

(4) C_X , V_B のパラメータについては、ROSA の下部破断実験の解析にみる限りあまり影響が見られない。



No	NAME OF PARTS
1	Pressure Vessel
2	Blackets
3	Core Shroud
4	Seal Plates
5	Upper Core Grid
6	Fuel (Heater)
7	Fuel (Dummy)
8	Stopper
9	Stopper
10	D.C. Power Penetration
11	A.C. Power Penetration
12	Lead Wire Penetration
13	Pressure Lead Pipe
14	Thermocouples

Fig. 3.3.1 Simulated Pressure Vessel of ROSA

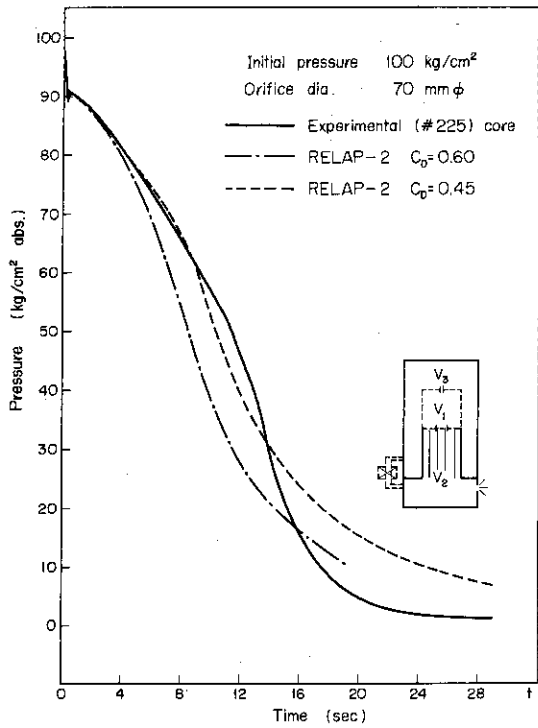


Fig. 3.3.2 Comparison of experimental and calculated pressure transient for model ①

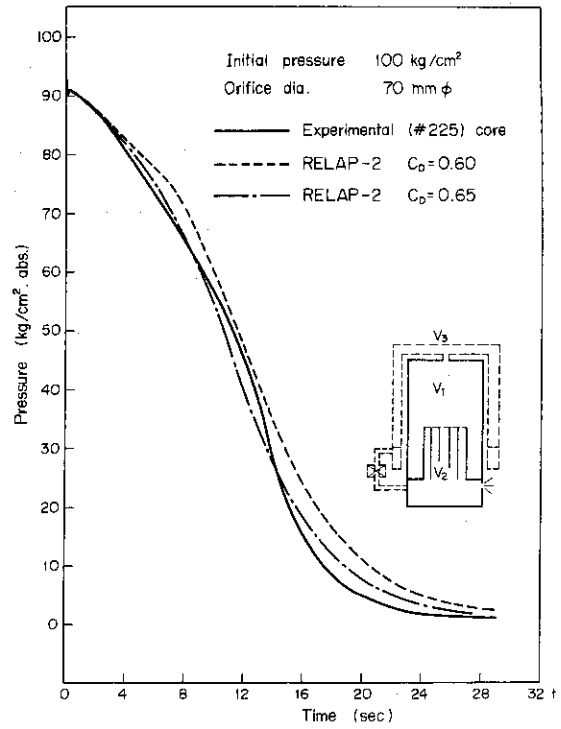


Fig. 3.3.3 Comparison of experimental and calculated pressure transient for model ②

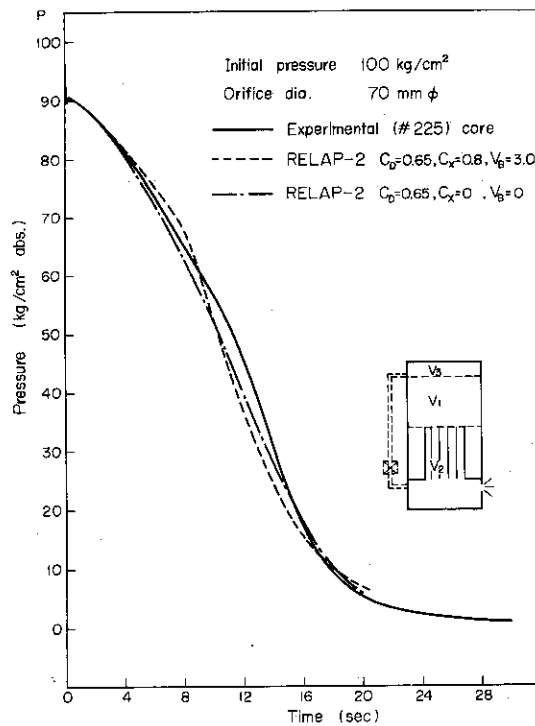


Fig. 3.3.4 Comparison of experimental and calculated pressure transient for model ③

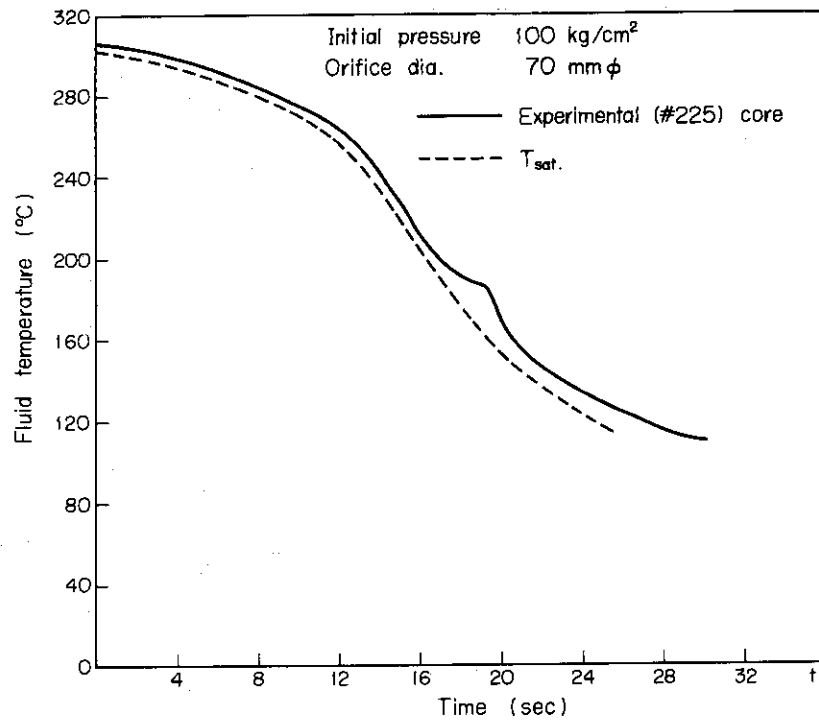


Fig. 3.3.5 Comparison of experimental temperature transient and saturation temperature from measured pressure.

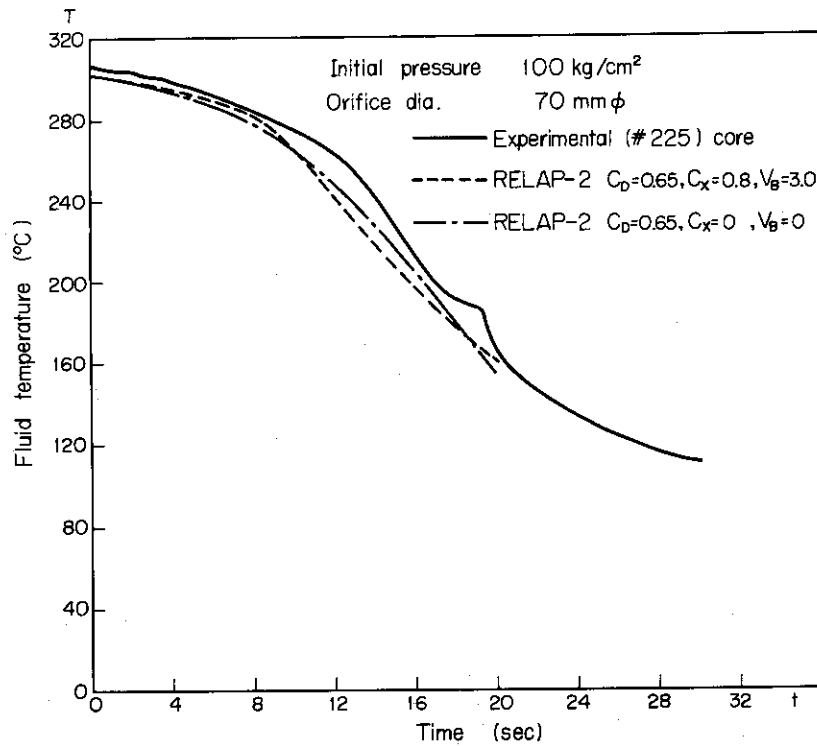


Fig. 3.3.6 Comparison of experimental and calculated temperature transient for model ③

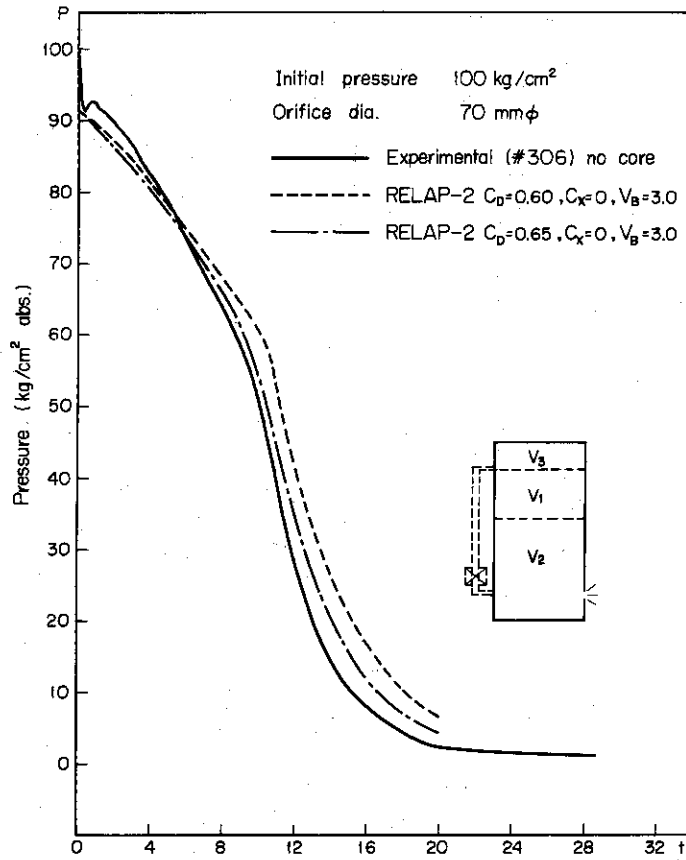


Fig. 3.3.7. Comparison of calculated and experimental pressure—without core

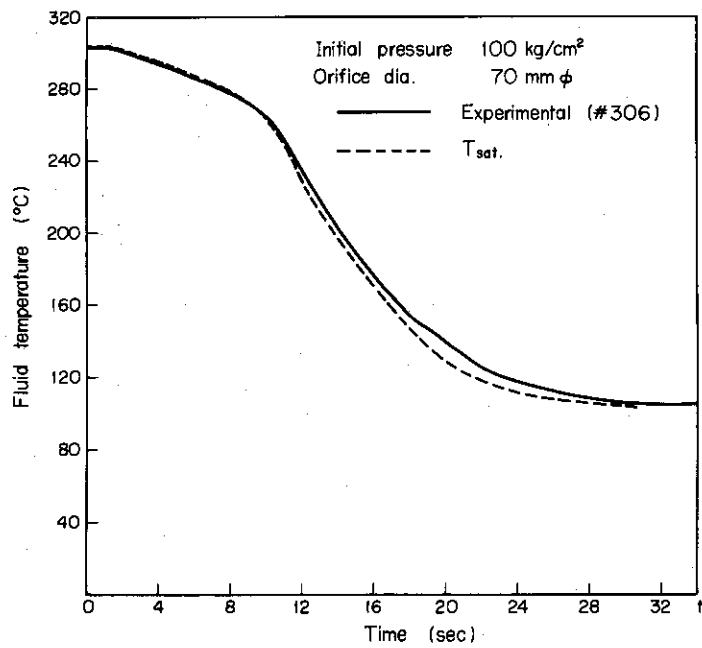


Fig. 3.3.8 Comparison of experimental temperature transient and saturation temperature from measured pressure—without core

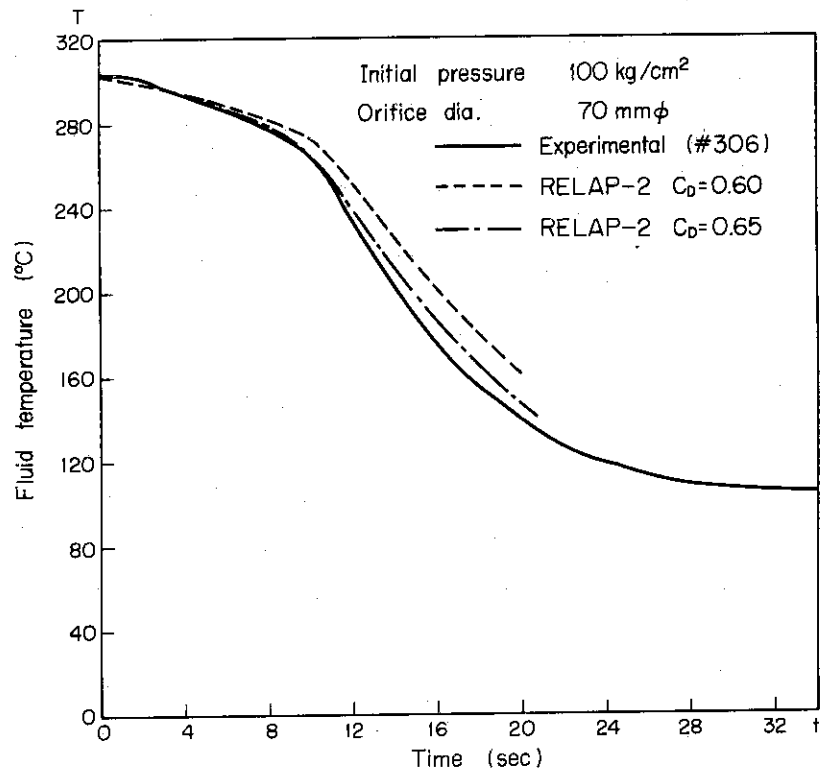


Fig. 3.3.9 Comparison of experimental and calculated temperature transient—without core

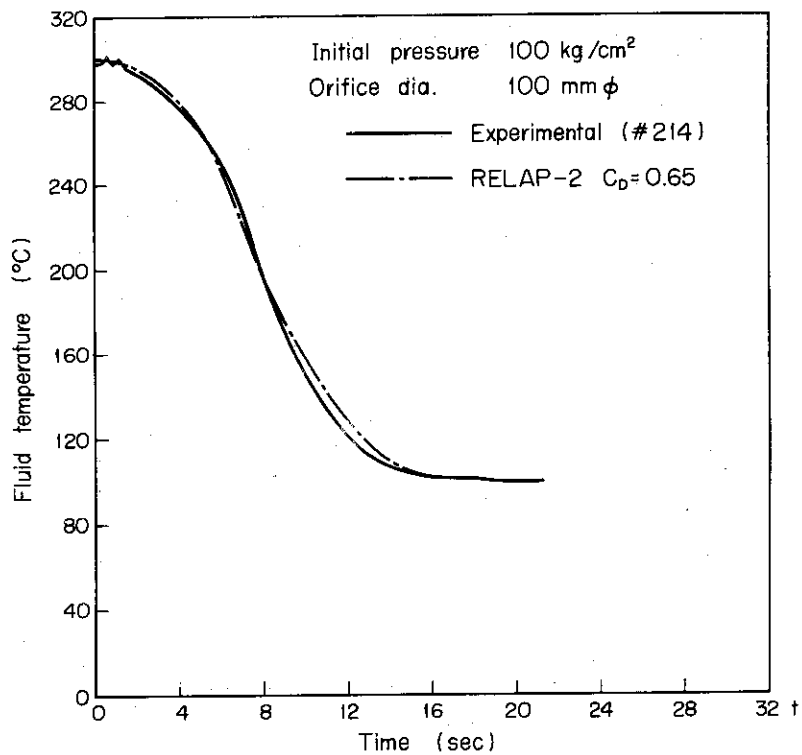


Fig. 3.3.10 Comparison of experimental and calculated temperature transient for larger break—without core.

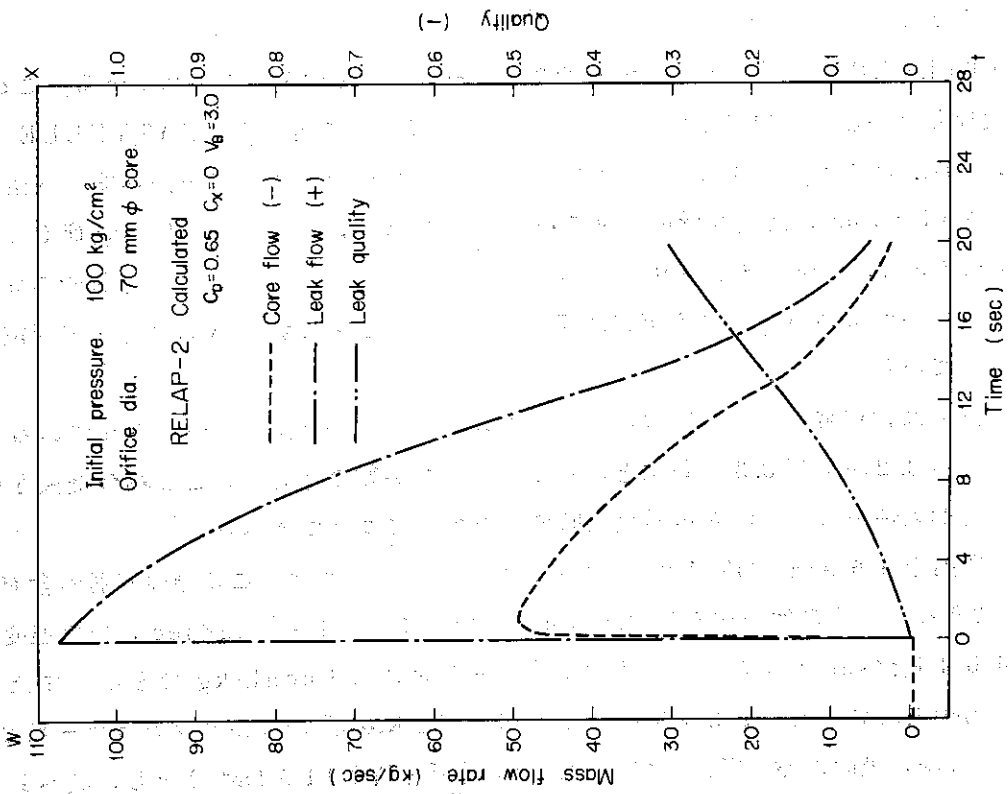


Fig. 3.3.12 Calculated flow and quality for model ③

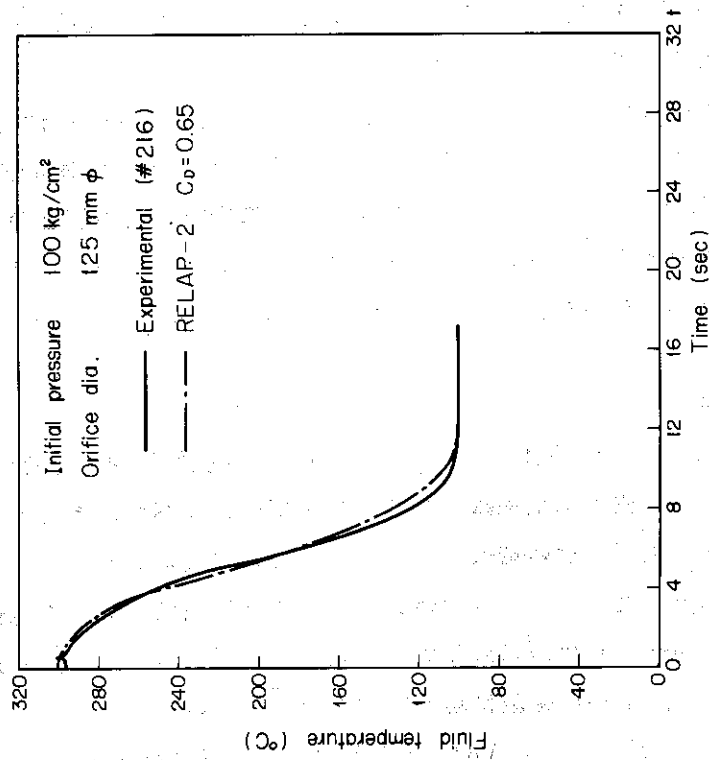


Fig. 3.3.11 Comparison of experimental and calculated temperature transient for large break-without core

3.4 BATTELLE 研究所の実験装置による実験の解析

3.4.1 はじめに

西独BATTELLE研究所においても一連のブローダウン実験が行なわれている。ここでは、BWRを模擬した実験を対象に行なった解析計算について述べる。BATTELLE 研究所の実験は、Fig. 3.4.1 に示すような実験装置を使用して行なわれた。圧力容器は内径約780 mm、長さ約3700 mm、内蔵水量約0.95 m³のものであり、容器の上部に蒸気管（直径140 mm、長さ6.25 m、半径0.6 mの90°ベンドが2箇所ある）があり、この蒸気管の先端に破断口が取り付けられている。容器内部には予熱用ヒータとして200KWの3連・帯形電気加熱器が設置されている。

本実験装置では、定常流動時の圧力損失から重要な点の流動抵抗係数が得られている。したがって、前述の3.2および3.3で問題となった流動抵抗係数の評価は、この場合軽減される。以下実験の初期条件およびこれら定常流動時の圧力損失について述べる。

実験は容器内を46 ataの飽和状態に加熱した後に行なわれた。この際の容器内含有水量は0.95 m³であった。その他の初期条件は蒸気発生量 7.65×10^{-2} kg/sec、給水温度20℃、循環水量4.54 kg/sec およびヒータ入口サブクーリング3.8 kcal/kgである。また、定常流動時の圧力損失は炉心入口224 Kp/m²、2相流部1 Kp/m² およびダウンカマー部21 Kp/m²である。なお、破断は蒸気管出口で完全破断（破断面積0.0154 m²）とし、破断直後に給水を停止している。

3.4.2 入力データの説明

Fig. 3.4.1 に示した圧力容器をFig. 3.4.2 に示したように3領域に分割して解析を行なった。すなわちライザー部をVol. 1、下部プレナム部をVol. 2 および蒸気ドーム部とダウンカマー部をVol. 3とした。なお、炉心の含有水量はVol. 1に加えて入力データを作成した。各Vol. 間の流動抵抗係数は先に述べた定常流動時の各Vol. 間の圧力損失と関係式(2.2.4.0) および(2.2.4.1)を使用して求めた値を入力データとした。破断は瞬時破断とし、流出流量の補正係数 C_D は一般的に使用されている値0.6を最初に用い、実験値との対比を行ないながら修正していく方法をとった。なお、バブル・グラジエント・モデルおよびスチーム・セパレーション・モデルに使用される C_X および V_B の値はそれぞれ0.8 および3.0 ft/secを用いて計算を行なった。

3.4.3 解析結果の検討

Fig. 3.4.3はVol. 3の圧力変化についての計算値を実験値に対比させて示した図である。この図に見られるように、放出補正係数を0.6とした場合に比べて、放出補正係数を0.4とした場合の計算値がより実験値に近い結果を与えていることが判る。このように放出補正係数を0.4とした場合の計算値が実験値により近い結果を与えた理由は、3.2の電総研の実験解析の場合に見られた現象と同様、破断口に到るまでの配管ならびにベンドの流動抵抗を無視しなければならず、この効果が放出補正係数に現われたものと考えられる。

Fig. 3.4.3には示さなかったが、Vol. 1とVol. 3の圧力変化は、先にも述べたように、Vol. 1とVol. 3間の圧力損失が小さいためにほとんど差が現われていない。一方、Vol. 2の圧力は、炉心入口の大きな流動抵抗のために、Vol. 1 およびVol. 3に比較して高く、ブロー

ダウン中において時刻約3秒で最大となり、その差約35 psi となっている。

次に、流出流量、気水混合体水位および炉心流量について考察する。Fig. 3.4.4 はこれらの計算値を時間経過で整理した図である。まず最初に流出流量について検討を加える。流出流量は、破断口が破断開始前に水位面より3.3 ftほど高いところにあるために、破断直後クオリティ1.0の蒸気放出となっている。しかしながら、破断後約0.065秒でVol. 3の減圧沸騰が開始されると、気水混合体水位は上昇し、これが破断口に達する時刻約0.2秒から飽和水放出に転じる。その後時刻約2.7秒まで飽和水放出が続き、時刻約2.7秒以後は再び蒸気放出となっている。以上の様相はFig. 3.4.4に示した流出流量の時間変化から見る事ができる。この流出流量における放出補正係数0.6と0.4の違いは当然のことながら、放出補正係数0.6の場合には時刻2.2秒前後において急激な変動が生じている。一方、放出補正係数0.4の場合には、このような急激な変化が現われず、時刻約2秒から4秒までの間で減少率がゆるやかになっている。この違いは、放出補正係数を0.6とした場合には、時刻約2秒までに放出される流量が多く、この時刻においてはVol. 3内の飽和水のほとんどが流出してしまうことによるものであり、一方、0.4の場合には、流出流量が0.6の場合に比べて少なく、Vol. 3内の飽和水がゆるやかに減少していくために、その変化もゆるやかなものとなったという点にその原因が見い出される。ここでVol. 3の気水混合体水位の変化について述べる。前述したように、破断後約0.065秒でVol. 3内の流体は減圧沸騰を開始する。この減圧沸騰にもなって、Vol. 3の気水混合体の水位は上昇を開始し、時刻約2秒において破断口の高さに達する。その後この状態はブロードダウン終了時刻まで維持されたままである。

最後に炉心流量の変化について検討を加える。Fig. 3.4.4に示したように、炉心流量は破断直後急激に逆流に転じ、その後時刻約0.017秒で再び順流となっている。その後はVol. 3の急激な減圧にもなって急速に増大し、時刻約0.2秒で最大に達している。この時刻はVol. 3の圧力が飽和圧に達する時刻にほぼ一致する。このようにVol. 3の圧力が飽和圧に達し沸騰が開始されると、それまであった炉心間の圧力差が縮まっていき、炉心流量は減少していく。時刻約0.4秒においてVol. 2が飽和圧力に達し圧力回復が生じ始めると、再び炉心流量は徐々に増加し始め、Vol. 2とVol. 3の圧力差が最大に達する時刻約3秒で最大流量となっている。この間循環水流量は破断直後に逆流に転じたままブロードダウン終了時刻まで続いている。これは炉心方向に対して大きい抵抗が存在するためであると考えられる。

3.3.4 結論

本解析計算について、以上述べた検討結果を要約すると次のようになる。

- (1) 放出補正係数を0.4にすることによって、圧力の計算値は実験値にほぼ近い結果が得られた。放出補正係数0.4はLOFT実験解析などで使用されている約0.6に比べて小さいが、これは破断口に到るまでの配管およびベンドの流動抵抗を無視しなければならなかったことに原因があげられる。
- (2) ブロードダウン挙動全体に大きい影響を与える流動抵抗係数は、この場合定常流動状態における圧力損失から求めた値が使用されたが、圧力変化のみに注目した場合、これらの値はほぼ妥当なものであったと考えられる。
- (3) この解析計算においては、スチーム・セパレーション・モデルおよびバブル・グラジェン

ト・モデルの適用性に関する明確な結論が得られなかった。この理由は、気水混合体水位および流出流量に関する実験データとの対比が行ない得なかったことになる。

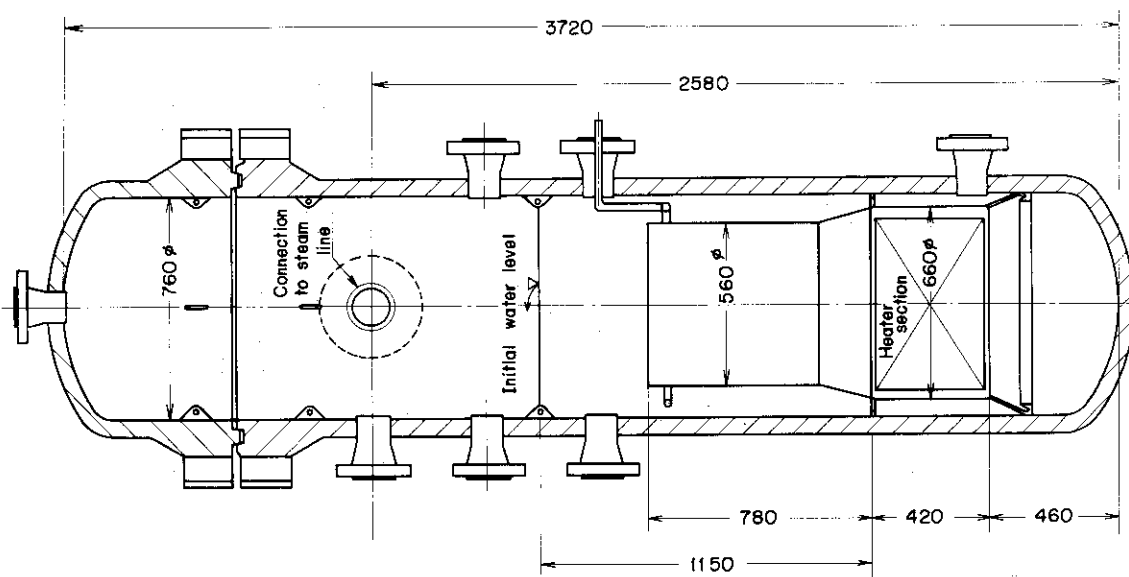


Fig. 3.4.1 Geometrical value of pressure vessel

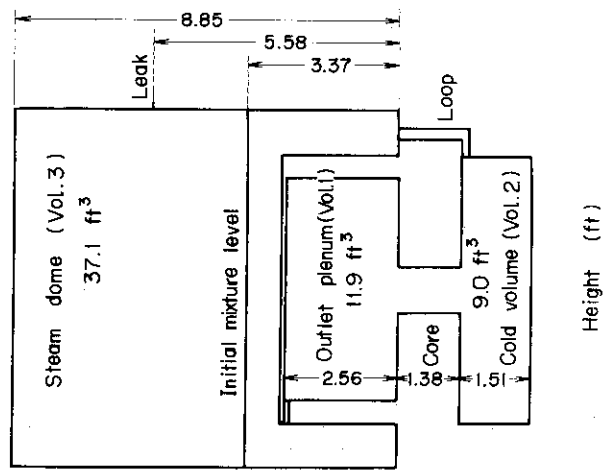


Fig. 3.4.2 Volume description

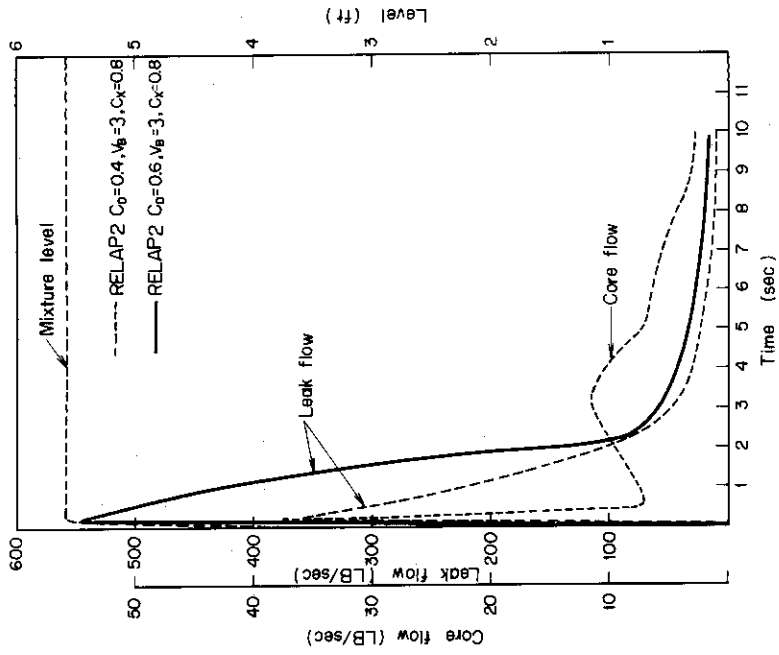


Fig. 3.4.4 Calculated results of leak flow, core flow and mixture level (Vol.3) by RELAP2 code.

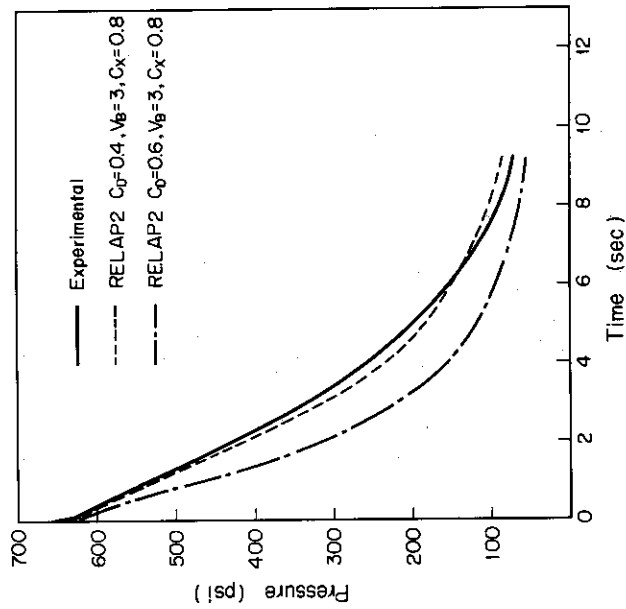


Fig. 3.4.3 Comparison between BMI test data and the calculated results.

4. 軽水動力炉のブローダウン挙動解析

4.1 概要

RELAP-2は、本来実用動力炉の一次冷却系破断事故解析用コードとして開発されたものであることは先にも述べた。したがって前述の実験解析の際に使用しなかった機能、例えばポンプ特性、炉出力、熱交換器特性といった実用プラントに附随する機能のルーチンが多く含まれている。ここでは、これらルーチンの機能が有効に働くかどうか検討すると共に、RELAP-2による実用動力炉の一次冷却系破断時のブローダウン挙動を把握することを目的とした解析計算を行なった。

解析の対象として敦賀炉と同規模のBWRおよびLOFT炉と同規模のPWRを選び、前者に対しては主蒸気管破断および再循環系配管破断、後者に対しては上部破断および下部破断について行ない、ブローダウン時における系内の圧力、流量、温度などの挙動を調べた。

ここで述べた解析結果については、実験解析とは異なり、実験との対比から結果の妥当性を評価することができないので、主としてコードへの適応性、モデルの取扱いの違いによる解析結果の相違などの検討に努力を払った。したがって、ここで述べた解析結果の妥当性を判定することは現時点では困難であるが、より実用炉に近い実験およびRELAP-3などの大型コードとの対比からこれらの解析結果の検証が行なえれば、より短い計算時間で安全性評価が可能となり、その有効性および適応性は拡大されるものと考えられる。

4.2 BWR型発電炉のブローダウン挙動解析

4.2.1 概要

商業用プラントの一次系は、実験用原子炉あるいは模擬試験装置に比べ構造物が多く、その幾何学的配置も複雑である。

ここでは、日本原子力発電(株)の敦賀規模のBWR型発電炉をモデルにし、主蒸気管破断時および再循環系破断時のブローダウン挙動解析を行ない、RELAP-2の実用性の一面を検討する。敦賀発電炉は定格熱出力1064MWのいわゆる1965年型の沸騰水炉で、炉心部で発生した蒸気は圧力容器内に設けられた気水分離器、ドライヤーを経て主蒸気管へ入りそこからタービンに導かれる。タービン復水器で復水された蒸気は給水配管を通り、給水用ノズルより再び圧力容器に入り、気水分離器で分離されダウンカマー部を降りてくる飽和水と混合し3ループの再循環配管を通して炉心下部に流入する。Fig. 4.2.1はBWRにおける圧力容器内構造物を示した図である。

4.2.2 モデル化と入力データの説明

Fig. 4.2.1に示す圧力容器内部をRELAP-2の計算モデルに合わせるためにはこの内部を3領域(Vol. 1, Vol. 2およびVol. 3)に分割し、各領域の体積、高さおよび各領域の接続部の高さ、断面積などを適切に数値化する必要がある。

実用プラントの圧力容器内には気水分離器が内蔵され、炉心を出た気水混合物はここで強制的に蒸気と飽和水に分離される。また圧力容器内の気水の流路断面積も、圧力容器内高さによ

って複雑に変化するが、計算モデルでは気水分離器は無視され、流路断面積は個々の領域で等しいものとして取扱われる。計算モデルでは各領域の質量、エネルギー等の変化は、領域の接続部あるいは漏洩口を通じて授受される流体の量、エンタルピーなどによって計算され、各領域内にはいわゆるバブル、グラシエントモデルが適用されるので流体の密度、エンタルピーなどの状態量は、同一領域においても高さによって異なる。以上の点を考慮したうえで次のようにモデル化し、入力データを作成した。

(1) 各領域の決定

Vol. 1 : 上部プレナム、気水分離器の一部

Vol. 2 : 下部プレナムおよび制御棒駆動系の一部

Vol. 3 : 気水分離器、蒸気ドライヤー、ドーム部およびダウンカマー部

各領域の体積は上記の各区分内の空間体積から決定し、炉心部分の空間体積については無視して取扱った。また、特に高さ、方向によって流路断面積の変化の大きい Vol. 3 については着目する破断時の漏洩口の上下の体積比率を参考にして高さを決定した。

(2) 接続部の決定

Vol. 2... 炉心部 : Vol. 2 の上部から炉心下部へ接続

炉心部... Vol. 1 : 炉心部上部から Vol. 1 下部へ接続

Vol. 1... Vol. 3 : Vol. 1 上部

気水分離器流路入口側高さ 0.5 feet とし Vol. 3 高さ 22 feet のところへ接続し、接続ループの流動抵抗は気水分離器での圧力降下から定めた。

Vol. 3... Vol. 2 : Vol. 3 高さ 0.5 feet から Vol. 2 高さ 0.5 feet に接続する。接続ループは、再循環配管に相当する。合計 3 ループで流動抵抗は、実プラントの配管の長さと同流路断面積から定める。Fig. 4.2.2 にモデル化されたプラントを図示する。

(3) 初期条件の決定

破断口は、主蒸気管破断の場合は Vol. 3 の主蒸気配管高さに相当する場所に主蒸気管断面積と等価な口径の破断を生ずるものとし、再循環系破断の場合は Vol. 2 および Vol. 3 の再循環配管出入口高さに等しい場所にそれぞれ配管径に等しい破断口を生ずるものとする。

原子炉圧力、炉心流量、炉心出口オリティなどの初期条件は実プラントの運転データから決定する。

Vol. 3 の水位は、運転状態の水位と再循環ループ入口までの体積と Vol. 3 全体積の割合から決定する。これは特に再循環系破断の場合に破断口から流出する流体の相変化を適切に模擬するためである。炉心部および再循環ループの慣性は実プラントの幾何学的構造から決定される。また、炉心部の流動抵抗は、運転状態における炉心部の差圧のデータから決定される。敦賀炉の定格出力運転状態における主なデータは、次のようである。

Vol. 3 圧力 : 1015 psi

炉心流量 : 10833 lb/sec

炉心熱出力 : 1064 MW

Vol. 1 オリティ : 0.11

主蒸気流量 : 1180 lb/sec

4.2.3 主蒸気管破断

(1) 計算条件

原子炉が定格出力運転中に主蒸気配管が暖時破断を起すものとし、次のような条件で解析を行なった。

- (a) 主蒸気隔離弁は破断後も閉鎖しない。
- (b) 制御棒は破断開始と同時にスクラム動作を開始する。
- (c) 給水流量は破断後も定格流量を保ち圧力容器内に流入する。
- (d) 原子炉熱出力は6群の遅発中性子と11群の γ 線崩壊熱の和とする。

RELAP-2コードでBWR型プラントを解析する場合には主蒸気配管からの主蒸気はリークに類した扱いがなされ、給水は安全注入系に類した扱いになる。したがって正常な運転状態においても漏洩流量と注入流量が存在する。この漏洩によるエネルギー損失および注入水量は、数表で入力した値から計算される。また破断箇所は、通常配管部に生ずると想定されるが、計算上は各領域に漏洩口ができるものとして計算され、配管は健全な状態のままである。したがって、上記の条件でこの解析を行なう場合、健全な主蒸気配管からあらかじめ時間の関数として入力したエネルギー損失、漏洩口を通じて失われるエネルギーおよび質量の合計で主蒸気管破断を模擬することになる。

(2) 解析結果とその検討

上記の条件のもとに解析した結果をFig. 4.2.3に示す。この解析で破断口の放出補正係数は0.76、気泡離脱速度2.0 ft/sec、気泡分布係数は0.8を採用している。

解析結果によれば、ドーム部の圧力は比較的なだらかに減少し、漏洩流体は破断開始後1秒までは若干減少するが約1秒後に2相流体の水位が上昇し破断口に達し2相流の噴出が開始された時点で急激に増大する。この急激な変動の影響は比較的早く減衰するがVol. 3の圧力にも若干の影響を与え、炉心流量はVol. 2とVol. 3の差圧の変化により時間遅れをもって若干変動する。原子炉出力はスクラムと同時に急激に減少し崩壊熱のみになる。燃料最高温度はなだらかに降下するが表面温度は破断後約7秒で上昇し始め、最高1750°Fに達する。

一般に、実プラントで主蒸気管破断が発生した場合にはまずタービン主塞止弁が閉じ、その後主蒸気隔離弁が閉じるのが普通である。したがって、かりに配管破断が主塞止弁と隔離弁の間に発生したとすると破断後短時間で放出される一次冷却材の量は主蒸気隔離弁の閉鎖時間と2相流体の噴出時間、いかえれば2相流体レベルが破断口高さに到達する時間に大きく影響される。そこで給水流量または気泡離脱速度を変化させ2相流体レベルの変化を調べた。

Fig. 4.2.4にその結果を示す。ここでCase-1は前記の条件による解析結果でFig. 4.2.2と同様である。これに比較して、Case-2の場合は一次系に内蔵される冷却材の量の減少が大きく、流出流体のクオリティが増大するため流出流量が早く減少する。計算上の2相流体レベルは約1.3秒で破断口高さに到達し、その後この計算時間の範囲内(破断開始から約1.0秒)にはその高さが下がることはない。

一方、Case - 3においては約1.4秒で破断口高さに到達するが、気泡離脱速度が大きい
ため計算上の2相流体レベルはちょうど破断口高さあたりで上下する。そのため漏洩流量は
比較的大きく変動する。破断開始後2相流体流出までの時間は、この解析結果によれば2秒
以内に起るような結果が得られた。これについては実プラントには気水分離器、ドライヤー
など流路の障害物が据付けられているのに対し、計算上この結果は無視されるので破断後短
時間で2相流体流出が始まるような計算結果を与えている。燃料表面温度の変化は、いずれ
の場合にもよく似た様相を示すが最高1920°F (Case - 3)までしか達していない。

4.2.4 再循環配管の破断

(1) 計算条件

原子炉が自然循環状態で運転中に再循環3ループのうち1本が瞬間破断するものとして次
のような条件のもとで解析を行なった。

- (a) 制御棒は破断開始と同時にスクラム動作を開始する。
- (b) 給水流量は破断後も運転時と同じ値を保つ。
- (c) 主蒸気隔離弁は閉鎖しない。
- (d) 原子炉熱出力は6群の遅発中性子と11群の γ 線崩壊熱との合計とする。

実際のプラントでは再循環配管には再循環ポンプが据付けられ、循環水に駆動圧を与えて
いるが、この条件を模擬する場合、再循環ループは健全なものとし、各領域に再循環破断に
見合う漏洩口を設けることになる。自然循環状態で解析したのは、破断時におけるポンプ
コーストダウンなどのデータを適確につかむことが難かしいこと、ポンプ水頭の入力誤差で計
算がうまくいかない場合があることなどを考慮したためである。破断開始直前のプラントの
状態値(初期値)はすべて自然循環状態の実測値に基づいて作成した。その他気泡離脱速度
は2.0 ft/secをとり、漏洩口高さはVol. 3, Vol. 2の再循環配管出入口高さとし、Vol.
2側の放出補正係数はVol. 3側の1/2とした。この理由は破断が再循環ポンプ入口側に起
きると仮定したためVol. 2側から逆流して噴出する流体については流動抵抗が大きくなるの
でこれに見合うようにしたためである。

(2) 解析結果とその検討

Fig. 4.2.5に結果を示す。原子炉出力(Vol. 3の圧力)は破断直後にやや急激に降下
し、2相流体噴出中は比較的なだらかである。2相流体レベルが破断口にまで下り、蒸気の
噴出が始まると圧力降下は若干急になる。炉心流量は破断開始直後短時間の間、破断による
急激な外乱のため振動しながら逆流になり約1秒後に順流にもどり、Vol. 3の2相流体レ
ベルが破断口高さにまで下り、蒸気の噴出が始まると一時的に増大する。Vol. 3の2相流
体レベルは破断直後、圧力降下による膨張のため若干レベルは上るが、その後単調に降下し
破断口高さに達する。燃料表面最高温度は約4秒後から上昇しはじめ、一時的に炉心流量が
増大するに伴って下降するが、時刻約7秒から再び上昇する。炉心部の冷却材の流れの方
向は、破断直後に逆流となるが、約1秒後に順流にかわる。この短時間の変化をFig. 4.2.
6に示す。

4.2.6 結論

大型BWRの主蒸気管破断時および再循環系破断時におけるブローダウン挙動解析について、

これまでに述べた検討結果を要約すると次のようになる。

主蒸気管破断時

- (1) 主蒸気管破断時におけるブローダウン終了時刻は約30秒である。
- (2) 最高燃料表面温度は、破断後約7秒から上昇し始め、時刻約8秒で最高1920°F ($V_B = 10 \text{ ft/sec}$) に達する。
- (3) 炉出力は、破断直後から急激に減少し、崩壊熱のみとなる。これは破断直後から炉心内に急激に増大するボイドによる反応度補償と制御棒挿入による反応度挿入によるものである。
- (4) 炉心流量は、破断後急激に減少して行き、時刻約9秒で最小流量になるが、その後蒸気ドームと上部プレナム間の圧力差の増大から再び増大する。

再循環系破断時

- (1) 蒸気ドーム部 (Vol. 3) の圧力は、時刻約5秒まで比較的なだらかに降下する。この間の流出流量は2相流体である。時刻約5秒以降において、流出流量が蒸気流に変化するため圧力降下は急速になる。再循環系破断時のブローダウン終了時刻は約20秒である。
- (2) 炉心流量は破断直後に逆流に転じるが、時刻約1秒で再び順流にもどる。時刻約5秒から約2秒間は上部プレナムおよび下部プレナム間の圧力差が増大するために炉心流量は若干増大する。
- (3) 流出流量はダウンカマー水位が破断口の高度に到達するまで比較的ゆるやかに変化する。上記水位が破断口高度に達する時刻約5秒において、流出流量は蒸気が主体となり急激に減少する。
- (4) 炉出力は主蒸気管破断の場合と同様、炉心内に発生するボイドおよび制御棒挿入による負の反応度の増大により急激に減少し崩壊熱のみとなる。
- (5) 燃料表面最高温度は、破断後約4秒間ほぼ一定の状態にあるが、その後炉心流量の変化と相まって変化する。しかしながら時刻約6秒から上昇し始めブローダウン終了時刻には約1200°Fに達する。

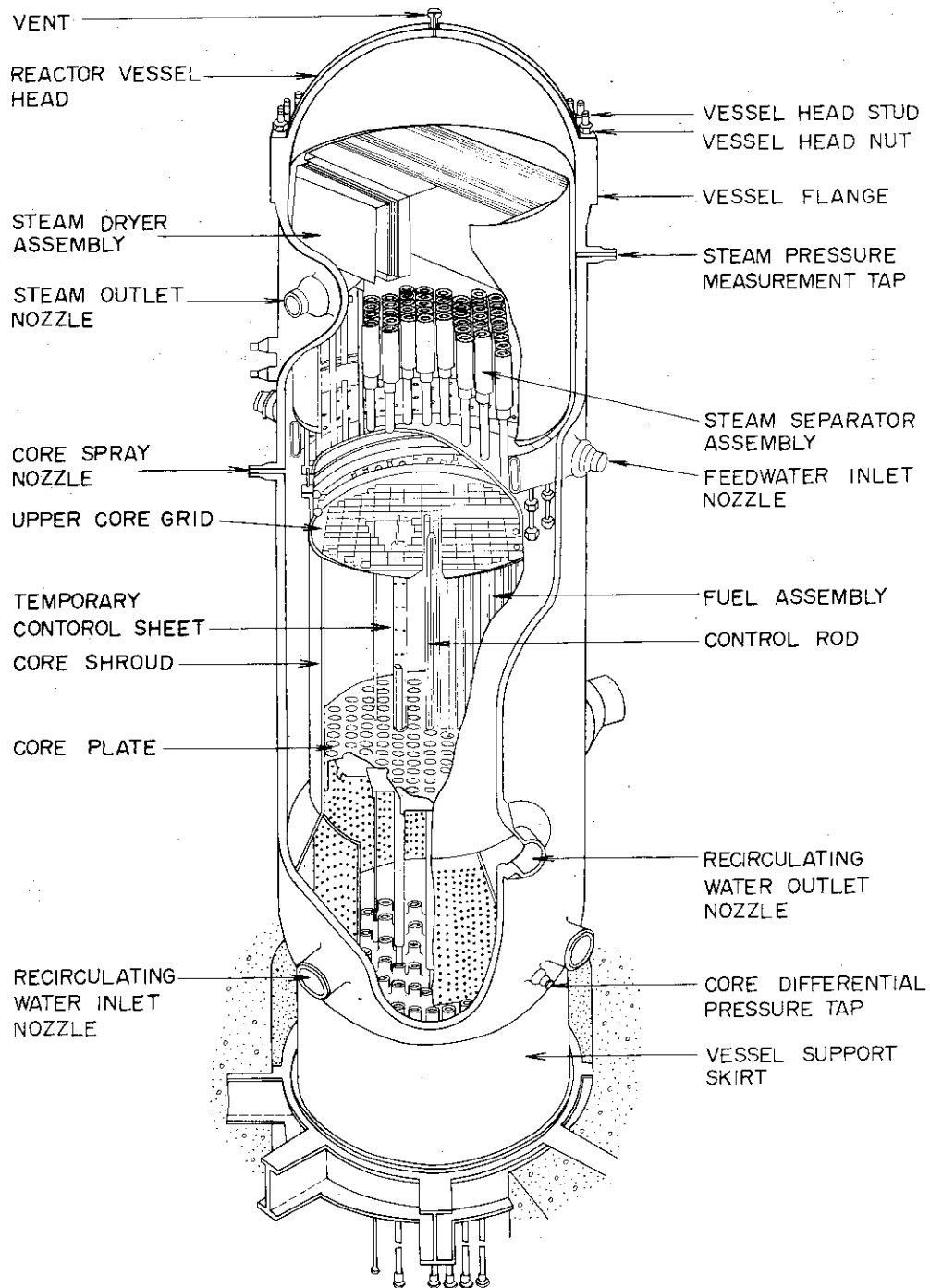


Fig. 4.2.1 Boiling Water Reactor Vessel Detail

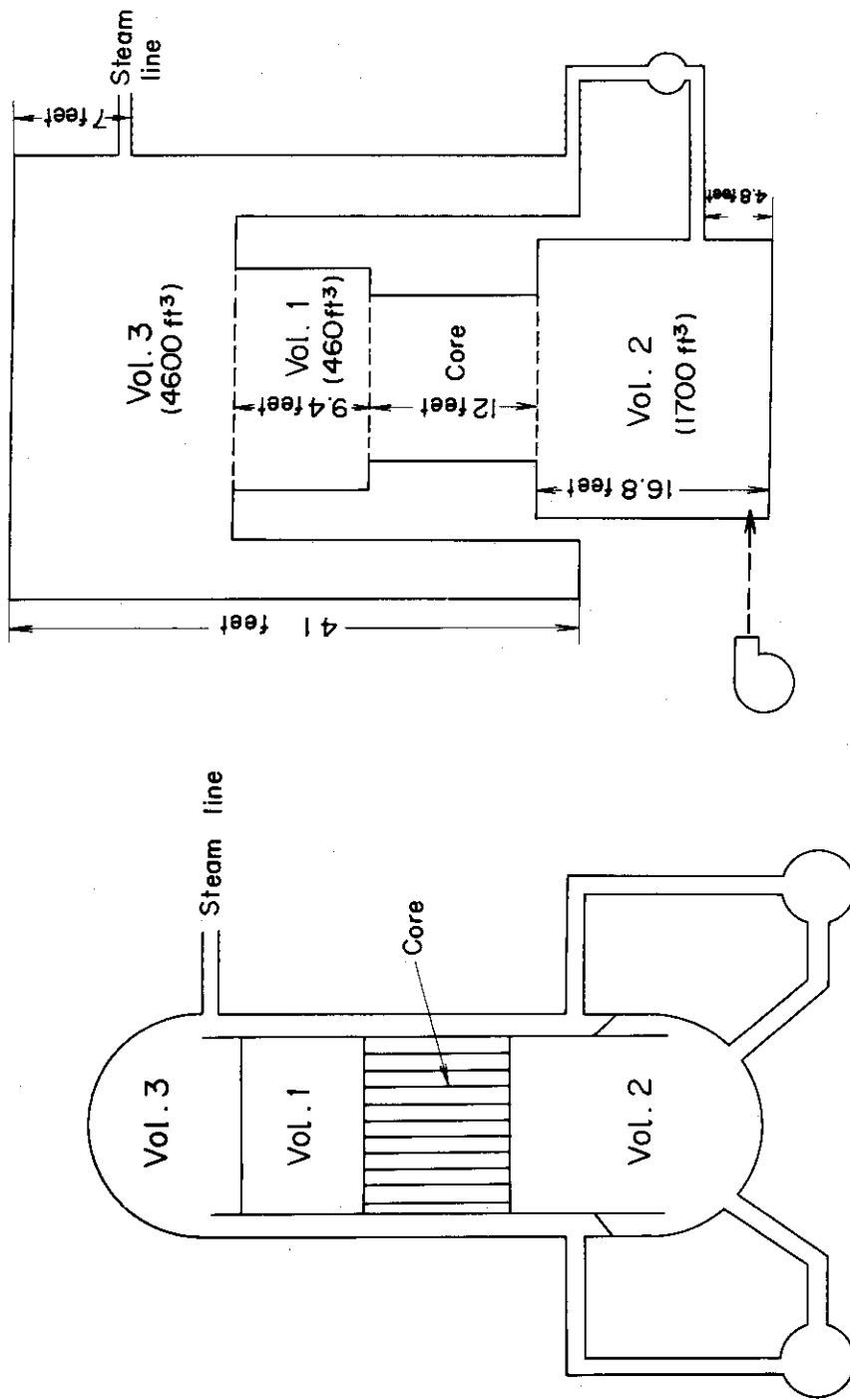


Fig. 4.2.2 TSURUGA plant model for RELAP-2 calculation

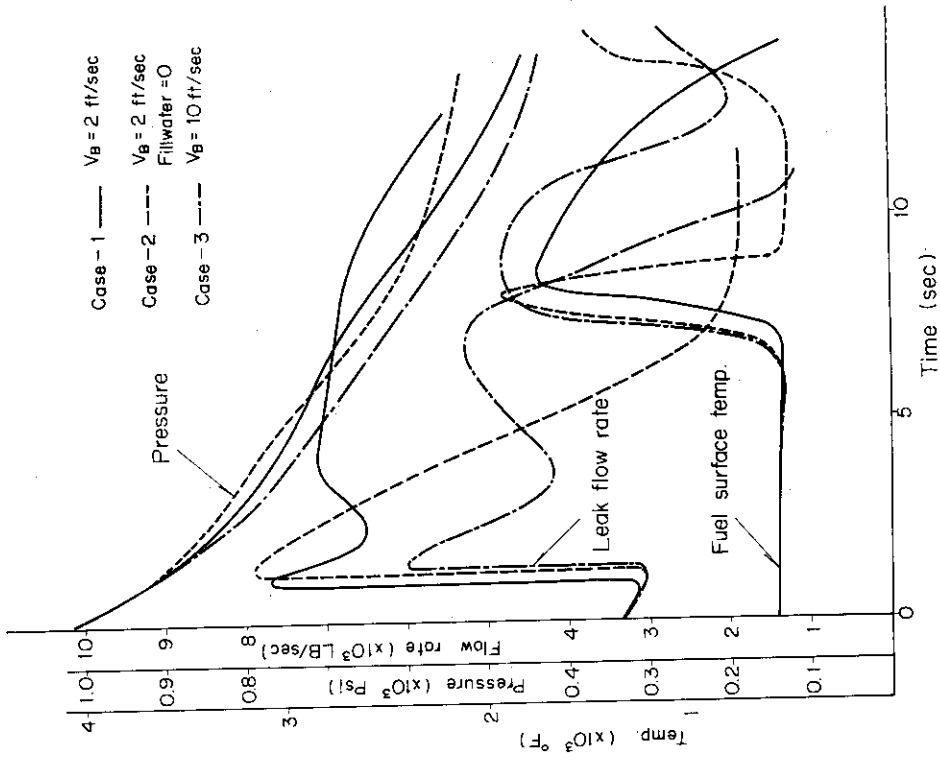


Fig. 4.2.4 Results of steam line rupture in BWR

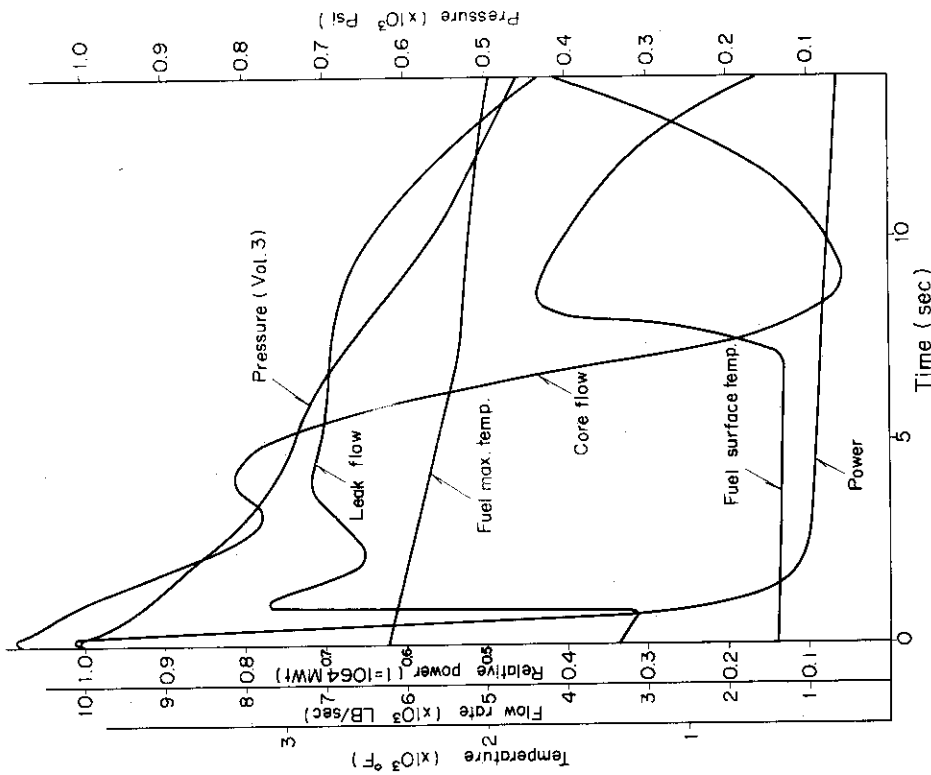


Fig. 4.2.3 Results of steam line rupture in BWR

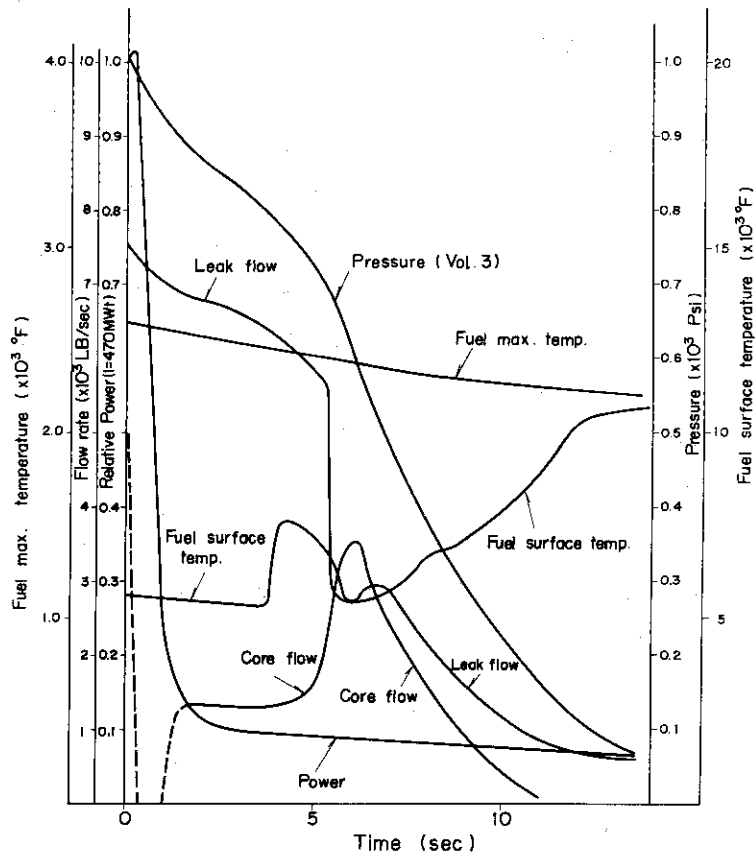


Fig. 4.2.5 Results of recirculation line rupture in BWR.

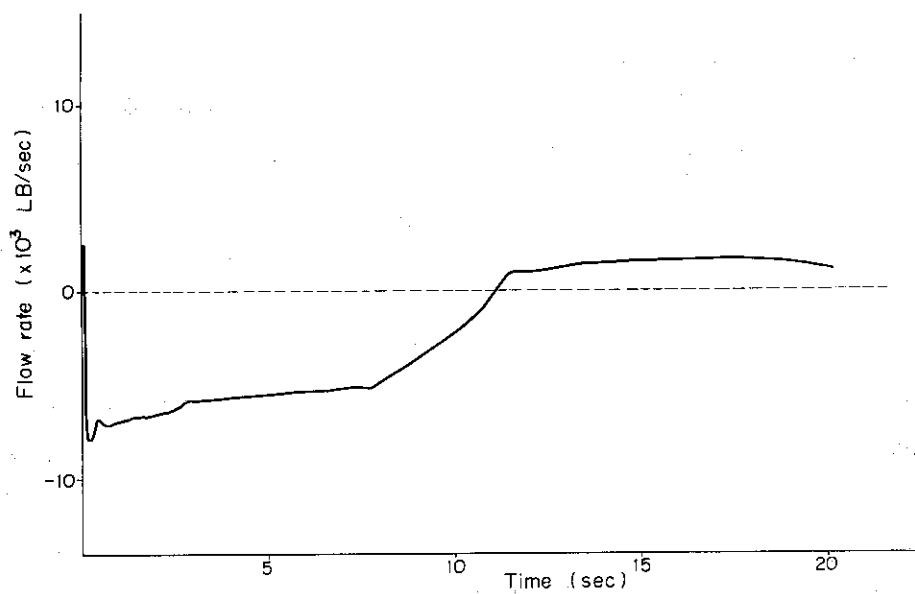


Fig. 4.2.6 Behavior of core flow rate in BWR

4.3 PWRのブローダウン挙動解析

4.3.1 概要

PWRのブローダウン挙動解析の対象としては、入力データの入手が比較的容易なLOFT炉を選んだ。すでに多数の文献によって報告されているLOFT実験は、1974年に計画されているLOFT炉の放出実験のための関連実験であるといわれている。したがってここで取扱ったLOFT炉の設計仕様は、これらセミスケール実験での成果ならびにその他の研究課題の趨勢によって多かれ少なかれ変更していくものと考えられる。この解析に使用した主要なデータは1964年⁽¹³⁾および1968年⁽⁸⁾に報告された資料にもとずき作成されたものであるが、解析そのものはLOFT炉のブローダウン現象の解析というよりむしろ、LOFT炉と同規模のPWRにおけるブローダウン挙動を把握するために行なったものと云える。

Fig. 4.3.1はLOFT炉の压力容器の詳細を示した図である。压力容器は内径57-3/4 in 全長24 feetで、上部プレナムおよび下部プレナムの容積はそれぞれ約400 ft³ および250 ft³ である。一次系は1ループで、冷却水は下部プレナムから炉心を通して上部プレナムに達し、そこから外部ループを循環する。炉心はFig. 4.3.2に示すように、低濃縮UO₂ペレット・ステンレス・スチール被覆の棒状燃料52要素で構成されている。また燃料要素は64本の燃料ピンから構成されており、その全長は39-5/8 in である。Fig. 4.3.3は一次冷却系およびその他の関連機器の概要を示した図である。この図に見られるように、一次冷却系は、出力200 KWの電熱ヒータをもった加圧器、熱交換器および流量15000 G/minのポンプなどから構成されている。主要個所の圧力、温度および流量などについては図中に示されている。

4.3.2 モデル化と入力データの説明

この解析においてはFig. 4.3.1およびFig. 4.3.3に示した压力容器および加圧器をFig. 4.3.4に示すようにモデル化して計算を行なった。すなわち压力容器内部を上部プレナム (Vol. 1) および下部プレナム (Vol. 2) に区分した。また、一次冷却系ループに設置されている加圧器 (Vol. 3) を領域としてとり、熱交換器については無視した。すでに述べられているようにRELAP-2では領域分割数は3領域に限定されており、配管などについては流路としてのみ取り扱うことになっているため、この解析でも一次系配管および熱交換器に含有されている水量は考慮されていない。さらに重要なことは、一次冷却系破断の場合、破断口は通常配管のある部分に生じると考えるのが最も妥当であろうと考えられるが、先にも述べたようにRELAP-2においては配管について領域がとれないために、各領域 (Vol.) に直接破断口が生じたという想定になる。このことはブローダウン時間そのものが極めて苛酷なものとなるばかりか、流出流量および炉心流量の変化に大きな影響を及ぼすことになる。なお、炉心領域についてもRELAP-2では流路として取り扱われるので、この解析では炉心領域の水量についても無視して計算した。

解析は上部破断 (Vol. 1) および下部破断 (Vol. 2) の2ケースについて行ない、いずれのケースについても破断口径は一次冷却系配管と同口径の1.5 ft² とし、放出補正係数を0.6とした。その他の主要なインプットについて以下に述べる。

まず最初にブローダウン挙動に大きな影響を与える炉心流動抵抗係数およびサージライン流動抵抗係数について述べる。これら流動抵抗係数は2.2に示したように各領域間の圧力差、流

量および流体の密度などから求められる。ここでは定常状態での流量、圧力差および流体の密度から求めた流動抵抗係数を使用した。PWRの場合定常状態においてはいずれの領域もサブクール水であり、当然単相流抵抗係数となる。しかしながらブローダウン開始後きわめて短時間のうちに飽和水となるから、現象面から云って当然2相流抵抗係数に変化していくものと考えられるが、RELAP-2ではこれら流動抵抗係数は初期値を変更することができないので、流動抵抗係数は2相流領域で小さ目に見積ることになると考えられる。

燃料温度の計算に必要な燃料体の寸法に関しては、RELAP-2の場合2.2で述べたように板状形状の熱伝導方程式を用いているので、棒状燃料を等価な伝熱面積をもつよう板状燃料に置換して入力データを作成した。しかしながらギャップ熱伝達率および燃料体内発熱分布などを考慮することができないため、RELAP-2で計算される燃料体の温度変化は、ブローダウン挙動時における変化の様相を知る程度と考える方が妥当であろう。

その他この解析で使用した条件の主な項目は以下の通りである。

- (a) 破断は瞬時破断とし、破断口径は一次冷却系配管と同口径の1.5 ft²とする。
- (b) 原子炉のスクラムは、圧力、水位、炉心差圧、炉心流量、温度および炉周期のいずれかが設定値を越えた場合に作動開始するものとする。
- (c) 主ポンプは破断開始と同時にトリップするものとし、5秒後に停止するものとする。この間は直線的に減少していくものとする。
- (d) 熱交換器による熱除去は破断開始後5秒で零になるものとし、この間は直線的に減少していくものとする。
- (e) 一次冷却流量は主ポンプの圧力-流量特性曲線に従うものとする。
- (f) 原子炉出力は6群遅発中性子を含んだ1点近似動特性方程式から求められる核分裂項と11群崩壊熱の項との和とする。
- (g) 制御棒挿入による負の反応度量は30\$とし、挿入開始後2秒間で全挿入されるものとする。

4.3.3 解析結果の検討

(1) 高温側(上部プレナム Vol. 1)の瞬時破断

高温側瞬時破断時における解析結果のうち、圧力、炉心流量、流出流量および燃料体温度の時間変化をまとめてFig. 4.3.5に示す。Fig. 4.3.5に示すように、上部プレナムおよび下部プレナムの圧力は、破断開始後約0.1秒の間に急激なサブクール減圧が起り、2400 psiから1000 psiに低下している。その後は飽和減圧となり、比較的ゆるやかな圧力低下となっている。ここで、上部プレナム(Vol. 1)の圧力と下部プレナム(Vol. 2)の圧力は時刻約2秒まではほぼ同じような傾向で減少していくが、時刻約2 secから時刻約5 secの間では両者の間に最大約150 psiの圧力差が生じていることが判る。この理由はFig. 4.3.6に示した気水混合体の水位の挙動から理解することができる。すなわち、上部プレナム内の気水混合体の水位は、破断開始と同時に降下しはじめ、時刻約2秒で破断口の高さに達している。この間に流出される流体は2相混合流であるが、破断口高さに水位が達した時刻から、蒸気流出に変化し圧力降下は激しくなる。このように上部プレナムの圧力減少が激しくなるのにもなって、上部プレナムと下部プレナムとの圧力差が大きくなっていき、結果

的に炉心流量は Fig. 4.3.5 に示すように最大 3300 lb/sec の順方向流れに達する。一方、下部プレナムの圧力は、Fig. 5.3.6 に示した下部プレナムのクォリティの変化から明らかのように、時刻約 2 秒から急激な沸騰による圧力回復が起り、変化がかなりゆるやかになっている。このように下部プレナムの沸騰が時刻約 2 秒から急激に起るのは、先に述べたように、上部プレナムの急激な圧力低下—炉心流量の増大—下部プレナムからの流出という一連の挙動によるものである。上下プレナムの圧力は、時刻約 5 秒近傍から流出流量の変化に追随した形で減少していき、時刻約 1.6 秒で大気圧に達している。

次に、炉心流量および流出流量の挙動について検討を加える。Fig. 4.3.5 に示されているように、炉心流量は時刻約 1.8 秒まで比較的ゆるやかに減少していくが、先に述べた上部プレナムの気水混合体の水位が破断口に達した時刻を境に急激に増大し始め、時刻約 2.5 秒で最大流量約 3250 lb/sec に達している。その後は下部プレナムの減圧沸騰増大にともない炉心上下の圧力差が縮まるために、炉心流量は急激に減少していく。時刻約 5 秒以降においては 500 lb/sec 程度の流量が続き、時間経過にともなってゆるやかに減少していく。一方、破断口からの流出流量は、時刻約 2 秒まで上部プレナムの圧力に追随して減少していくが、時刻約 3 秒近傍で若干増大し再びゆるやかな減少に変化している。時刻約 3 秒近傍に見られる流量の増大は、炉心流量の増大にともない一時的に上部プレナム内クォリティの低下が起ったためであることが Fig. 4.3.6 に示した上部プレナムのクォリティの変化から明らかである。

続いて燃料中心温度および燃料表面温度の挙動について考察する。まず燃料中心温度はブローダウン開始とともに降下し、ブローダウン終了時刻約 1.6 秒で約 1100°F に達している。これはブローダウン開始後きわめて早い時刻に減圧沸騰が生じ、その結果炉心内に発生するボイド効果によって炉出力が急激に低下させられることに原因するものである。一方、燃料表面温度は、Fig. 4.3.6 に示した熱伝達係数の変化に対応した形で変化している。すなわち、燃料表面温度は時刻約 2 秒までは炉心流量の減少にともなって上昇していくが、炉心流量が急激に増大する時刻約 2 秒から約 5 秒までの間では除熱効果の増大によって充分低く抑えられていることが判る。また燃料表面温度がわずかつ上昇していき燃料中心温度に接近していくのは時刻約 1.0 秒以降であり、それ以前の除熱効果の影響が燃料表面温度の急激な上昇を抑制する効果となって表われていることが判る。

(2) 低温側（下部プレナム Vol. 2）の瞬時破断

ここでは下部プレナム瞬時破断の解析結果について検討する。Fig. 4.3.7 は RELAP-2 で得られた圧力、流出流量、燃料温度および炉心流量などの結果を示した図である。このうちまず圧力変化について考察する。上部プレナム（Vol. 1）の圧力は、破断開始後きわめて短時間の間にサブクール減圧が起り、約 1000 psi まで降下している。その後の圧力変化は、前節に述べた上部プレナム瞬時破断の場合に見られた圧力変化に対比して比較的ゆるやかな下降状態が時刻約 4 秒まで続いている。時刻 4 秒近傍で上部プレナムの圧力は、それ以前の圧力変化に比べてかなり急激に下降していつている。この理由は Fig. 4.3.7 に示した炉心流量の変化から明らかのように、上部プレナムから下部プレナムへの流量が一時的に増大するためである。一方、下部プレナムの圧力はきわめて興味ある変化を示している。すなわち、上部プレナムの圧力変化と同様、破断後の急激なサブクール減圧が起っている。この場合、サブクール減圧と

共にきわめて大きい流出流量による圧力降下が加わり、上部プレナムとの間に約200 psiの圧力差が生じている。しかしながら、このようにして生じた圧力差のために、上部プレナムから下部プレナムに流れる逆流量が急激に増大し、圧力は一時的に増大している。また、Fig. 4.3.8に示したクォリティの変化から明らかなように、急激な減圧沸騰が生じ、時刻約3.5秒では一時的に上部プレナムの圧力を上まわるような結果になっている。しかしながら、Fig. 4.3.8に示した気水混合体の水位が破断口の高さに達する時刻約3.5秒において、流出が蒸気放出に変化するため、圧力は急激に降下していく。一方、流出流量は、Fig. 4.3.7に示したように、下部プレナムの気水混合体の水位が破断口の高さに達する時刻約3.5秒までほぼ一定で続き、破断口から放出される流体が蒸気放出に変化すると同時に急激に減少していく。その後は下部プレナムのクォリティの変化とともに比較的長い周期の変動をくりかえしながら減少していき、時刻約8秒でほとんど零流量になっている。流出流量にみられるこのような挙動は、先にも述べたように流出流量が2相流に関してMoodyの理論から圧力とエンタルピーに依存し、圧力およびエンタルピーが炉心流量および気水混合体水位の変化に大きく依存することを考えると、Fig. 4.3.7から充分理解することができる。

次に燃料中心温度および燃料表面温度の挙動について考察する。ここでまず燃料温度に最も重要な影響を及ぼす熱伝達係数の変化について考察する。熱伝達係数は、Fig. 4.3.8に示されているように、ブローダウン開始後急激に減少し、その後きわめて短時間の間に若干回復した後時刻約3秒までほぼ一定の値を保っている。この時刻までの熱伝達係数の変化は、Fig. 4.3.7に示した炉心流量の変化に大きく依存している。すなわち、ブローダウン開始と同時に炉心流量が急激に逆流に転ずるため、瞬間的に炉心流量が零となる状態が生じる。その際にDNBが発生し、その時刻以降では膜沸騰熱伝達に移行する。時刻約0.1秒で炉心流量の逆流は最大に達し、その後時刻約3秒までゆるやかに減少していく。この間の熱伝達係数は約200 $\text{Btu/ft}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{F}$ のまま一定の値を保ち、炉心流量が急激に変動する時刻約3秒から時刻約4秒までは、炉心流量の変化とともに大きく変化している。時刻約4秒以降は炉心流量のゆるやかな減少とともに熱伝達係数もゆっくりと減少している。

一方、燃料表面温度は熱伝達係数の変化に追従した様相で変化し、時刻約3秒までは比較的ゆるやかな温度上昇であるが、時刻約3秒から5秒の間にかけて大きく変化した後徐々に燃料中心温度に近づいていく。以上述べた一連の挙動は、Fig. 4.3.7およびFig. 4.3.8に示した圧力、水位、炉心流量および流出流量の変化の時間的な一致からみて、下部プレナムの水位の変化が大きく影響を及ぼしていると考えられ、RELAP-2に導入された2相分離モデルの効果の妥当性を評価することがきわめて重要な課題であることが判る。

最後に燃料中心温度の変化について述べる。Fig. 4.3.7に示したように、燃料中心温度はブローダウン開始直後から炉出力の急激な減少とともにゆるやかに降下している。この変化は、Fig. 4.3.5に示した上部破断の場合に比べて温度降下の度合は大きい。このことは先に述べたように、熱伝達係数の違いによるもので、ブローダウン開始直後の1、2秒間の熱伝達係数の相違が燃料からの除熱に対してきわめて重要な役割を持っていることを示している。

4.3.4 結論

以上述べてきた検討結果から順次結論を要約すると以下のようになる。

上部破断の場合

- (1) 上部プレナムの気水混合体水位低下は、圧力低下のみならず炉心の流量変化に大きい影響を及ぼし、結果的に燃料表面温度の上昇を抑制する。
- (2) 流出流量は上部プレナムの圧力挙動とほぼ相似した傾向で変化する。
- (3) 上部破断時のブローダウン終了時間は破断後約15秒である。
- (4) 燃料中心温度は、破断後急激に減少する炉出力と相まって降下し、ブローダウン終了時刻に約1200°Fとなる。
- (5) 燃料表面温度は、破断直後から徐々に上昇し始めるが、時刻約2秒から急激に増大する炉心流量のため冷却され急激に低下する。その後再び上昇し続けていき、ブローダウン終了時刻において約1000°Fに達する。

下部破断時

- (1) 下部破断時のブローダウン終了時間は破断開始後約12秒である。これは上部破断時の同口径の場合に比較して約3秒短かくなっている。
- (2) 流出流量は下部プレナムの圧力変化と類似した傾向で変化する。時刻約3.5秒までほぼ一定の流量が続いている。上部破断に比較してブローダウン挙動が苛酷なのは、流出流量の違いによるものであると考えられる。
- (3) 燃料中心温度は炉出力の急激な低下に相まって、ブローダウン開始直後からゆっくりと降下し続け、時刻約12秒で燃料表面温度に接近している。
- (4) 燃料表面温度は炉心流量変化にともなって変化する。ブローダウン終了時刻における燃料表面温度は約1500°Fで、上部破断時の同時刻における燃料表面温度に比べて約500°F高くなっている。
- (5) 下部プレナムの圧力挙動は破断直後の急激なサブクール減圧、その後の沸騰による圧力回復といった興味ある変化を示す。このような変化は炉心流量の変化に大きな影響を与える。

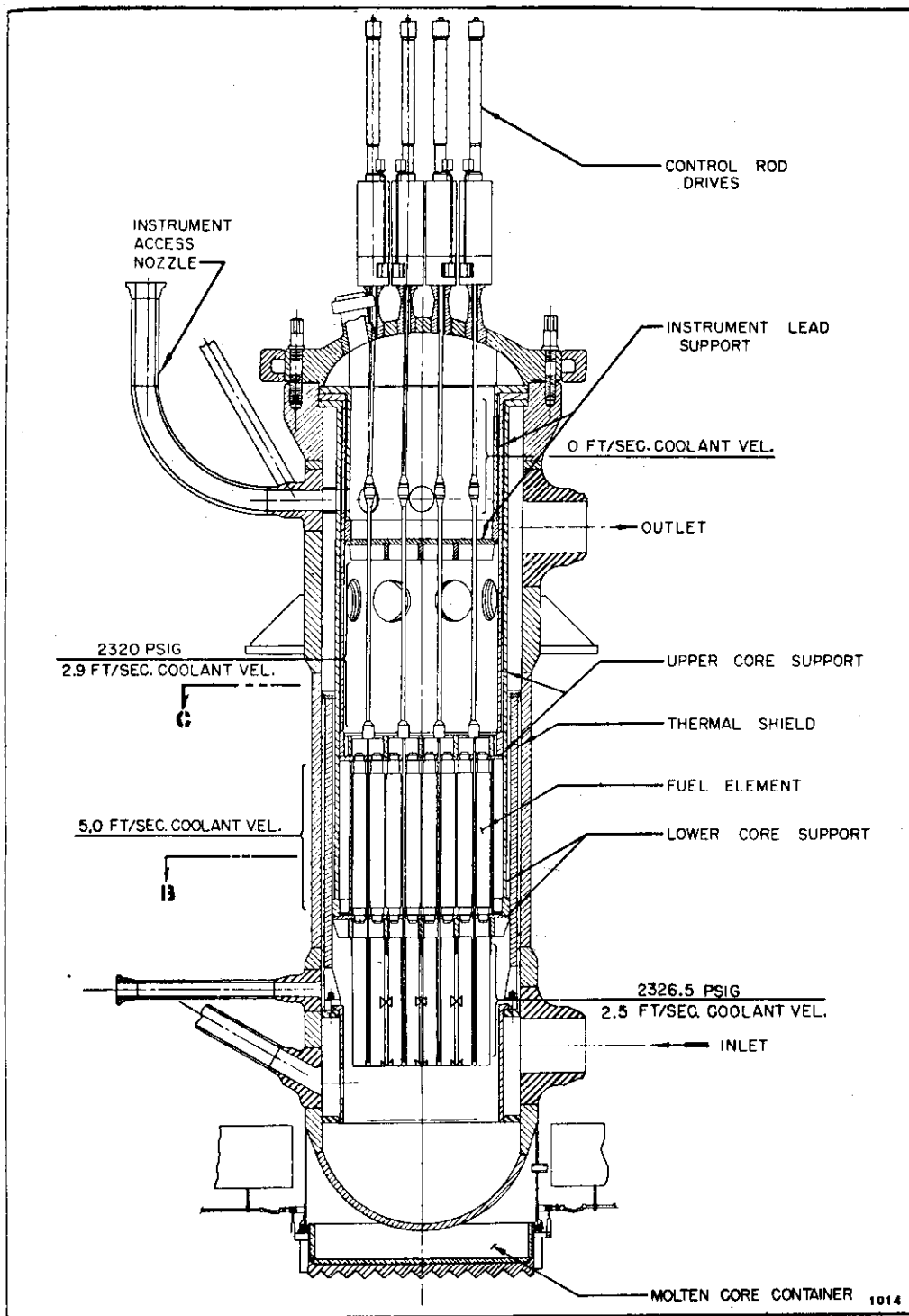


FIG. 4.3.1 LOFT VESSEL CROSS SECTION

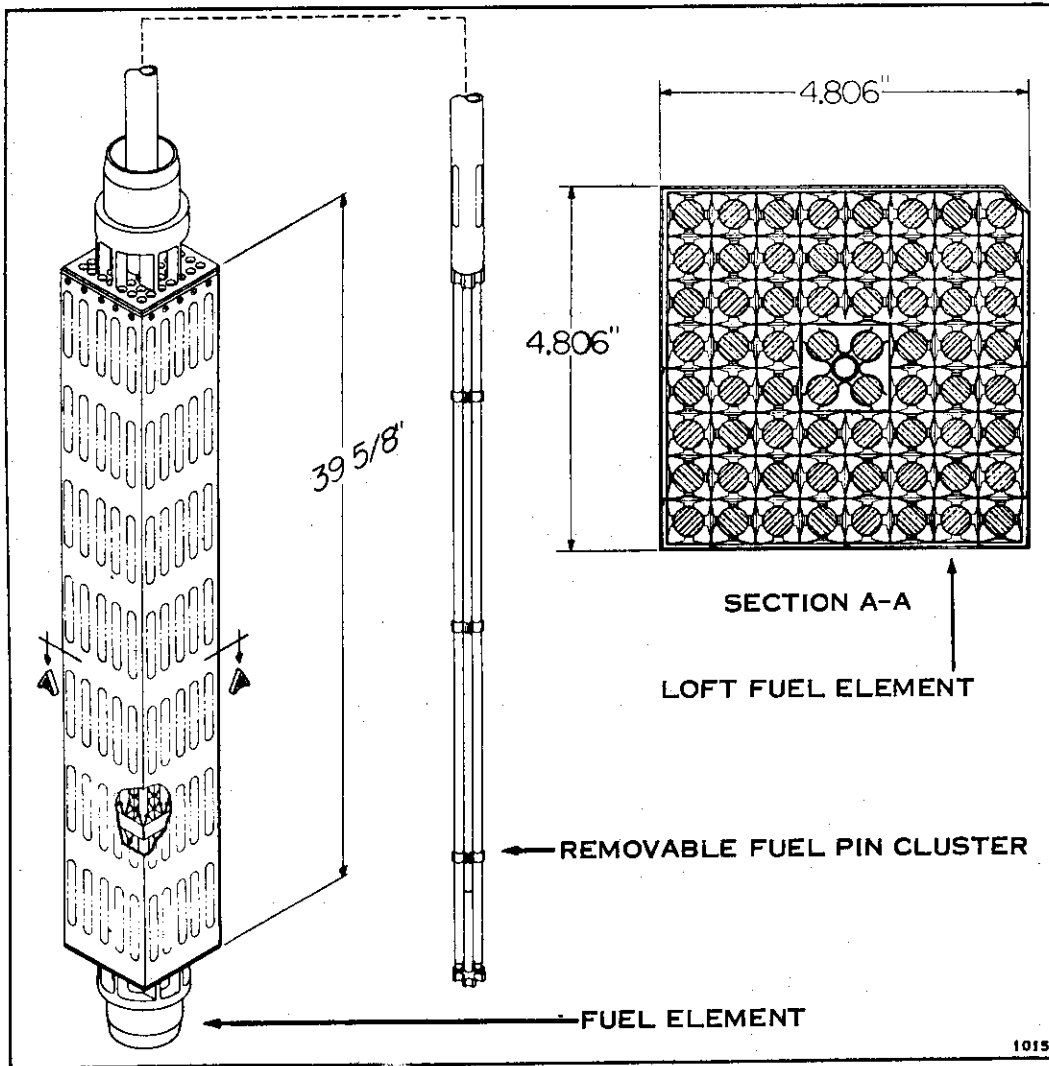


FIG. 4.3.2 LOFT FUEL ELEMENT ASSEMBLY

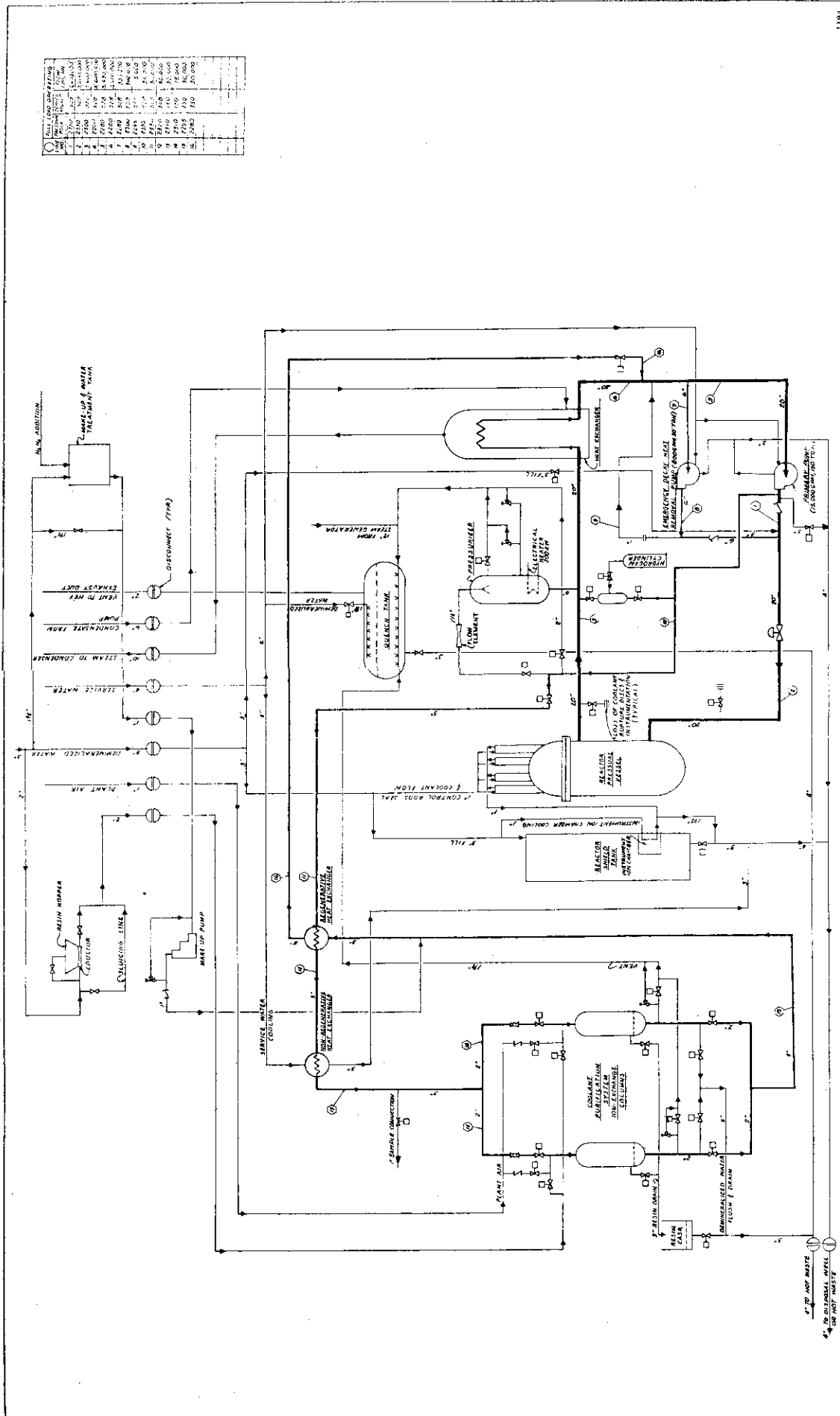


FIG. 4.3.3 LOFT PRIMARY SYSTEM FLOW DIAGRAM

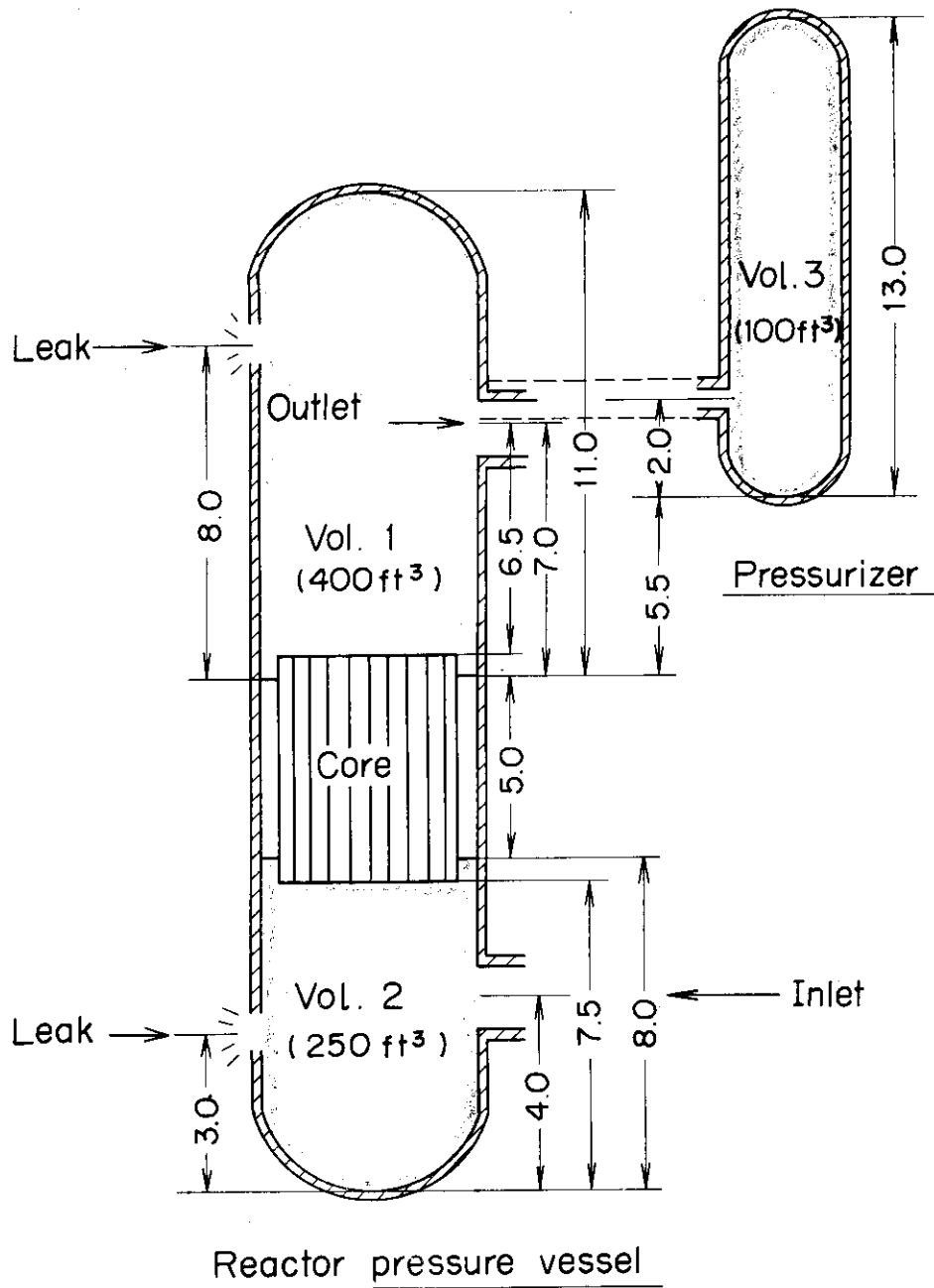


Fig. 4.3.4 LOFT model for RELAP-2 calculation

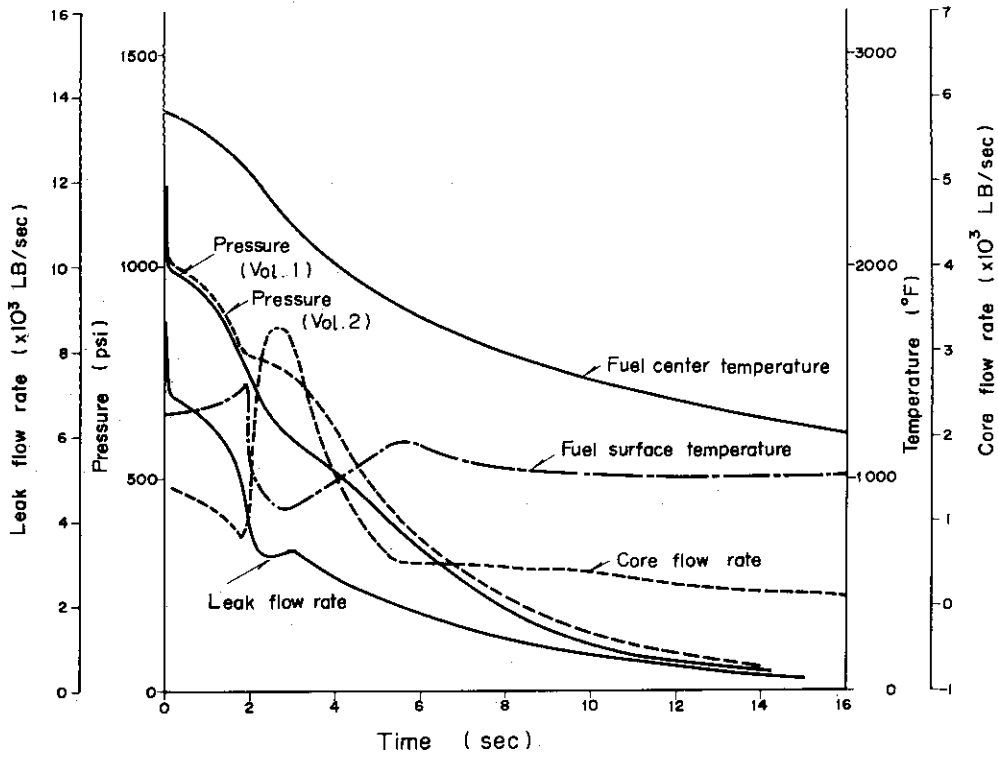


Fig. 4.3.5 Results of hot leg rupture in PWR

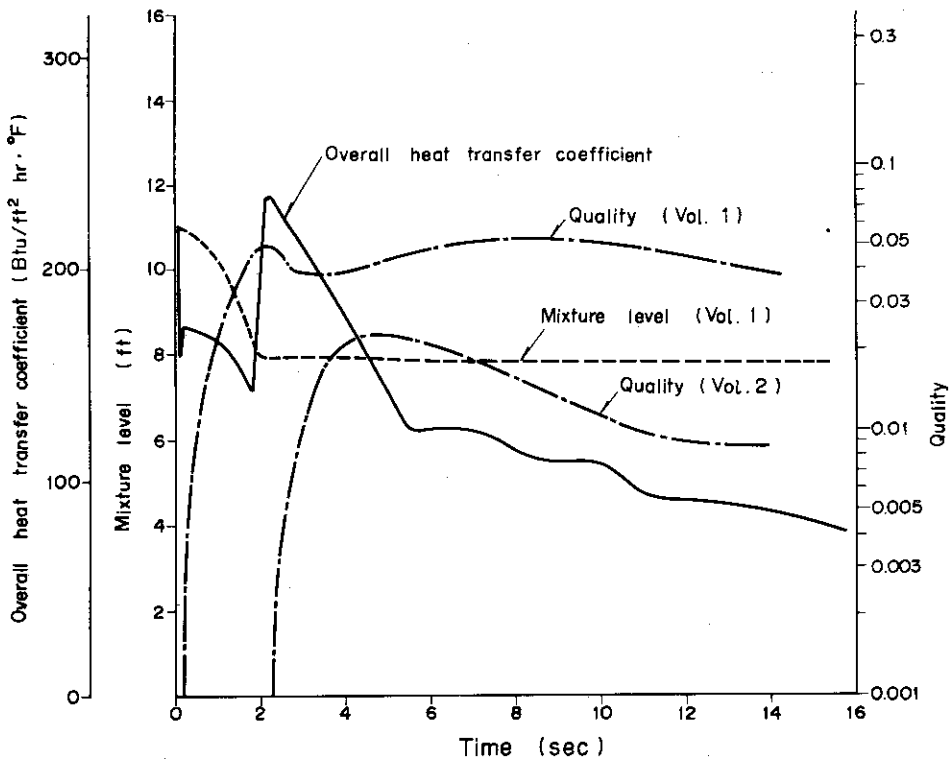


Fig. 4.3.6 Results of hot leg rupture in PWR

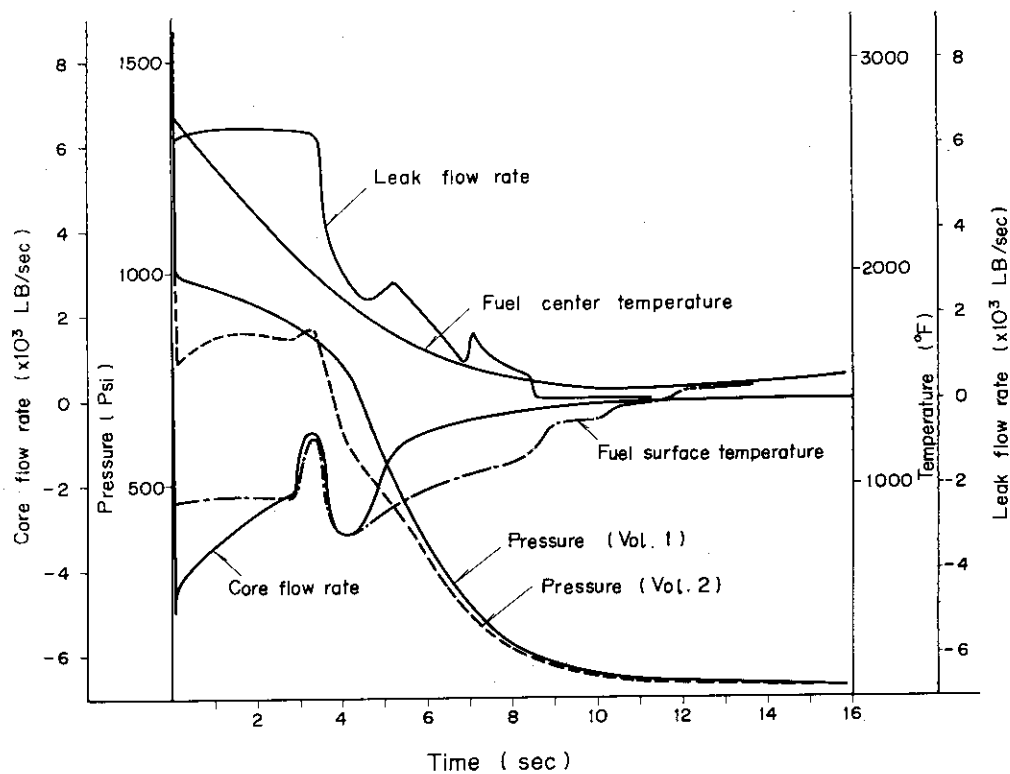


Fig. 4.3.7 Results of cold leg rupture in PWR

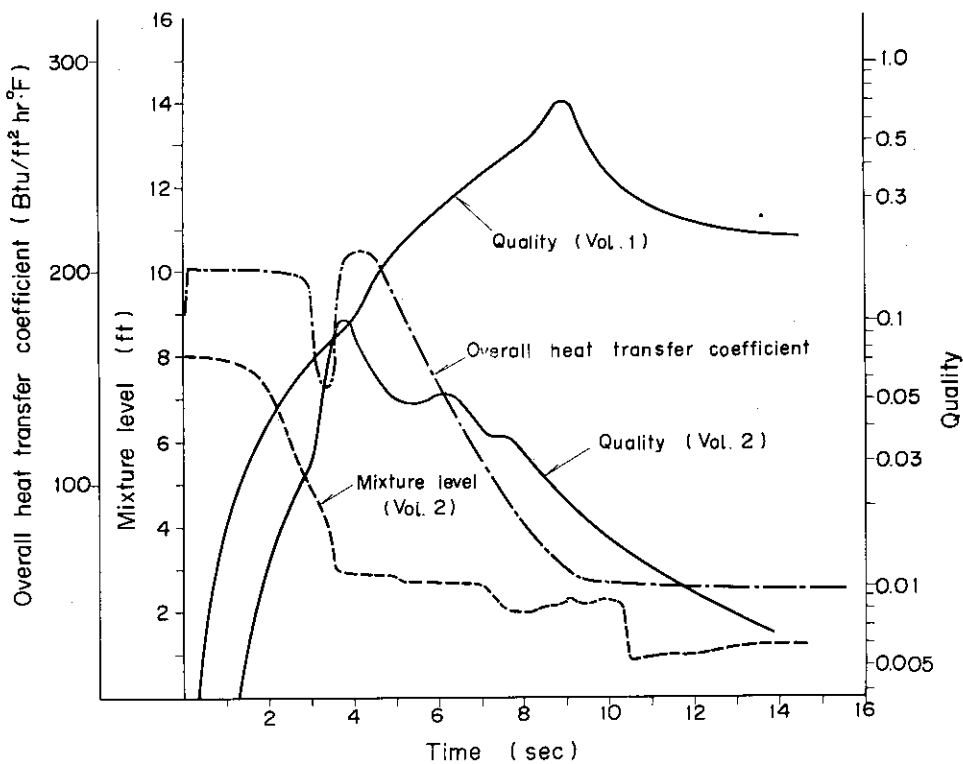


Fig. 4.3.8 Results of cold leg rupture in PWR

5. RELAP-2の問題点

RELAP-2 コードは、本来PWRの事故評価を行なうことを主眼として作成され、後にBWRにも適用でき得るよう発展させられたものであると考えられる。したがって、ROSAおよび電総研などの実験解析用としては必ずしも適当とは云えないが、また実用炉に対しても領域数 (Volume) の制約などから、実用にそぐわない面も若干ある。しかしながら、解析コードの本質が、できるだけ簡単なモデルで、かつより少ない計算時間で可能な限り複雑な現象を忠実に再現することにあるということを考えると、RELAP-2 についても、数多くの実験解析を行ない、実験結果との対比を行ないながら個々の問題点を解明していき、RELAP-2 のもつ有効性を高めることが必要であろうと考えられる。ここでは、3.、4.で述べた解析例をもとに、RELAP-2 のもつ問題点を指摘し、今後RELAP-2 を使用して解析を行なう場合ならびにRELAP-2 を発展させる場合の指針としたい。

5.1 モデルに起因する問題点

5.1.1 領域数 (Volume)

RELAP-2においては、一次系全体を3領域で代表するよう限定されている。この制約はROSAのような比較的少数領域で取り扱えるような対象に対してはそれほど問題は起らない。しかしながら、この場合においても炉心に燃料が挿入されたり、外部ループが設けられたりした場合には当然この領域数が問題となってくると考えられる。特に実用炉の解析を行なう場合には、ブローダウン挙動全体に大きな影響を与えるであろうと考えられる領域 (例えばPWRにおける熱交換器、炉心、配管) を無視しなければならないことは大きな問題点である。さらに破断口においてはRELAP-2の場合Volumeに直接破断口が生じたという状態で解かれるため、例えば圧力について実験値と合わせるためには放出補正係数のある程度変数として取り扱わなければならない。1例として電総研ブローダウン実験解析を例にとると、破断口はかなり細長い配管の先端にあるため、放出補正係数を0.6よりかなり小さい0.4とした場合が最も実験値によく一致している。一方、後に報告するRELAP-3における同じ実験の解析において、配管領域を1つの領域として取り扱くと、放出補正係数は0.6とした場合が最もよく実験値と一致する。このように領域数によって放出補正係数が変化することは、RELAP-2に含まれているいくつかのパラメータ (気泡分布係数 C_X 、気泡離脱速度 V_B 、流動抵抗係数 K など) が領域数によって変化することと同様に、解析を困難にしている。次に、領域の区分方法についての問題点について述べる。RELAP-2における領域の設定は、系内の圧力分布が大きく急変する位置で体系を分割するよう考えられている。その際、各領域間にまたがる流動抵抗は各領域間の流路に集約して入力するようになっている。ここで問題となることは、ROSAおよび電総研の実験解析で検討したように、領域のとり方によって解析結果が大巾に異なるということである。例えばROSAの実験解析でみられたように、炉心と下部プレナムおよび炉心と上部プレナムの境界はかなり正確に設定しうるが、上部プレナム (Volume 1) と蒸気ドーム (Volume 3) との境界は必ずしも明確ではなく、境界のとり方によって解析結果がかなり

相違する。この点については、今後さらに多くの実験解析をもとにして考えていく必要があると思われるが、いま1つの方法として例えばRELAP-3のような多領域計算コードによる詳細計算との対比から、領域の設定方法を求めるといことも考えられる。その他に、HWR体系のVolume 3のような蒸気ドームとダウンカマーが1体となったような形状をRELAP-2にどのように置換して入力すれば最も妥当な解が得られるかといった点もさらに検討を要する。

5.1.2 流路 (Junction)

RELAP-2では3領域以外の部分は全て流路として取り扱われている。すなわち炉心部分とか一次系ループは全て流路として取り扱い、その間を流れる流体は運動方程式を適用することによって流量のみの時間変化が求められる。したがって、例えば炉心領域のように状態量の変化によって影響を受ける熱伝達係数あるいはDNBを取り扱うような場合には、これらと直接関連がある燃料温度の評価において厳密さを欠くことになる。

領域間を流れる流量の時間変化は、先にも述べたように運動方程式を適用することによって求められるが、この場合領域間の抵抗係数は、定常状態で流量バランスがとれるように入力データが修正されて用いられる。このようにして修正された流動抵抗係数は、ブローダウンが開始された後にも変化することなく、定常状態の値がそのまま使用される。しかしながら、実際にブローダウンが開始された後には、流路を流れる流体の状態は複雑に変化し、それにともなって流動抵抗も変化することになる。したがって流量の時間変化については信頼しうる実験データとの対比から充分検討を要する問題である。

5.1.3 燃料温度

軽水炉の冷却材喪失事故の評価で最も重大な課題は云うまでもなく事故時の燃料温度の挙動を正確に評価することである。したがって、燃料温度の挙動をできるだけ厳密に評価しようとするならば、それだけ燃料温度と直接関係のある炉心流量、水位、熱伝達率および炉出力などを正確に求めなければならない。現状では、これら多くの情報をより詳細に計算することは、計算機の容量や計算時間の関係から困難なために、一般的にはブローダウン現象と燃料温度変化は一応別個に取り扱われている。したがって一般的にブローダウンの解析コードでは、燃料温度の計算は比較的簡単に取り扱われている。RELAP-2においても、燃料温度の計算は平板熱伝導方程式を用いることによって簡単に取扱われているが、この取扱いは多くの面で問題になるところである。例えば円筒形燃料を平板形燃料に置換しなければならないこと、燃料被覆表面温度にきわめて大きい影響をおよぼすギャップ熱伝達係数を無視していることなどはモデル的にかなり無理のあるところである。また、燃料温度に関連して熱伝達係数にふれると、RELAP-2では一応3つのモード(強制対流熱伝達、核沸騰熱伝達および膜沸騰熱伝達)に分類して、それぞれ燃料表面温度と熱流束との条件から選択されているが、もう少し激密な取り扱いはあってもよいのではないかと考えられる。

5.1.4 スチーム・セパレーション・モデルおよびバブル・グラジエント・モデル

スチーム・セパレーション・モデルおよびバブル・グラジエント・モデルの詳細については附録1で述べるが、これら2つのモデルはRELAP-2コードの最も特徴とするところである。3の実験解析のところで述べられたように、これら2つのモデルの適用いかんで実験結果と解析結果との傾向がかなり相違し、気泡離脱速度 V_B および気泡分布係数 C_X の値をどのように選

ぶかが重要な問題点となる。これまでに行なった解析では、LOFTの実験解析においても一般的に使用されている値 ($V_B = 3.0 \text{ ft/sec}$, $C_X = 0.8$) を用いたが、これらの値が妥当かどうかはLOFTおよびROSAなど比較的大型の放出実験からさらに定量的に確認することが必要であろう。次に、RELAP-2において、これらのモデルが適用されているのは、PWRにおけるVolume 1, 2およびBWRにおけるVolume 2, 3である。この点については、ブローダウン時間中における水位変位から考えると必ずしも妥当とは云えない。例えばBWRの場合を考えると、ダウンカーマ部の水位と上部プレナムの水位は、ブローダウン開始と同時に別々に減少していくものと考えられるが、Volume 1の水位変化が考慮されていないために、ブローダウン終了まで水位は初期の状態が維持されたままとなる。また、PWRの場合には、Volume 1とVolume 2の水位が別々に減少していくために、炉心をはさんで上部プレナムと下部プレナムとに水位が別れ、上部プレナムの水位が空間に浮いた状態が生じる。このような状態は率直に理解し難い現象である。しかしながら、炉心の流動抵抗が大きい場合には起りうる現象であるとも考えられるが、このような現象は V_B の概念から考えると、モデルの取り扱いに若干問題があると云えよう。この点については、 V_B が自由水面からの気泡の離脱速度であるから、Volume 1の水位が減少し終えるまではVolume 2の V_B を零とし、Volume 2の高さに水位が達した時刻から離脱が起るとして V_B に 3.0 ft/sec を入れる方がむしろ現象に合致すると考えられないこともない。

5.1.5 状態量

エンタルピー、温度、密度などの状態量は、全てコードに内蔵された数表から計算される。したがって、各領域の状態はすべて平衡状態として解かれ、数表に内蔵された物性値の範囲を越えると計算は停止する。特に超過熱状態の物性値は数表に含まれていないために、たとえば事故後長期間にわたる燃料溶融のような現象の解析はできない。

5.1.6 時間巾

時間巾は入力データとして与えられ、現象に対応して変化させることができるように考えられているが、実際に行なった解析例から経験したいくつかの問題点の中でも時間巾については特に苦慮したことが多い。特に問題となった点をあげると、第1に計算時間をできるだけ節約するために時間巾を大きくすると計算誤差が積重なり、誤った結果に導かれるという点である。第2に現象が予想できない場合の時間巾の設定が難しいという点である。すなわち、どの時刻において急激な変化が現われるかが予想できないために時間巾の設定が難しく、流量計算などの部分で計算結果が不安定となり計算が停止するという場合が多数みられた。これらの欠点に関しては、誤差を評価しながら時間巾を変更していく方法を採用入れることによって改善する必要があると考えられる。

5.1.7 入出力データ

RELAP-2の場合、元来コードの目的が実用炉を対象としたものであるから、実験解析用としては必ずしも適していないということは先にも述べた。この点で最も不便を感じたのが実験解析を行なう場合の入力データについてである。すなわち、ROSAなどの実験解析においては、ほとんどの場合炉心データ(動特性パラメータ、燃料温度関係)などのデータが不必要であるにもかかわらず全て準備しなければならなかった。実際にはダミーの入力を読み込ませて

実質的に計算に影響を与えないように考慮したが、このような場合には unnecessary 部分を削除するような改造が必要である。また、入力データのうちのいくつかは数表の形で使用され、内挿式を適用して実際に使用する値を計算して求めるようになっている。この場合入力する数表をできる限り広範囲を覆うように入力しておかないと計算の途中で数表を飛び越えてエラーになることがある。さらにエラーの点について書き加えると、計算の途中でエラーが出て停止した場合、その原因が何であるかを見付け出すことは、エラー・メッセージが少ないためになかなか困難な場合が多い。多くの場合、流量バランスがくずれ、それが原因となって圧力が異常になることによるものであったが、時間巾をより小さくすることによって避けることができた。

6. 結 言

これまでに述べた実験解析および実用動力炉の一次冷却系破断時のブローダウン挙動解析を通して得られた結論を要約すると以下のようになる。

- (1) 放出補正係数 C_D はブローダウン挙動全体に大きな影響を与える。放出補正係数 C_D の値は、破断口をはさんで上流側の圧力の推算いかんによって変化する。例えば、ROSAの実験解析においては、放出補正係数 C_D を0.65とした場合が最も実験値によく一致した。一方、電総研およびBATTELLEの実験解析においては、 C_D を0.4とした場合が最も実験値に近い結果が得られている。後者の場合はいずれも破断口に到るまでの配管、しきり弁などのもつ流動抵抗を無視しなければならないことにより、これら流動抵抗の効果を放出補正係数によって吸収しなければならなかったことに原因をあげることができる。
- (2) 各領域間に集約される流動抵抗係数は、電総研の実験解析に見られたように、圧力挙動をはじめブローダウン挙動全体に顕著な影響を与える。したがって、できうる限り正確な流動抵抗係数を使用する必要があるが、これらの係数は一般的に使用されている計算式によって算出された値でも比較的妥当な結果が得られた。また、定常流動時の圧力損失から求めた流動抵抗係数を使用したBATTELLEの実験解析では、電総研の実験解析に現われた特異な現象は見られず、この点に関する検討はそれほど要しなかった。
- (3) 領域の分割方法いかんによって、ブローダウン挙動は比較的大巾に変化する。これに関連して放出補正係数 C_D をはじめ他のパラメータにも影響を及ぼす。領域分割方法に対する明確な結論は、先に述べた計算例のみでは得られなかった。
- (4) スチーム・セパレーション・モデルおよびバブル・グラジエント・モデルの適応は、ROSAの実験解析における飽和水放出から蒸気放出に転じる際の急激な圧力変化の変曲点に見られるように、破断口高さあるいは配管取付け高さのクォリティの推算に効果的である。しかしながら、残存水量および流路間の流量に対する影響を実験結果との対比の上で充分検討し、これらモデルの適応性を明確にする必要がある。なお、ここに述べた解析例だけからは、気泡分布係数 C_X および気泡離脱速度 V_B の最適値およびこれらのパラメータの及ぼす効果、影響に関する明確な結論を得ることができなかった。
- (5) 本コードに組み込まれた各種機能を充分活用して計算した実用動力炉のブローダウン挙動の解析においては、圧力変化、流量変化などに見られるように、比較的説明のし易い結果が得られている。しかしながら、これら計算結果の妥当性の評価については、より多くの実験解析を行ない、実績を積み重ねつつ、上記の課題を1つずつ解決をはかりながら明確にしていく必要があると考える。

以上、ここでとりあげた解析例を検討した上で導びかれた結論を簡単に要約して述べた。ここで最も重要な点は、これまでの解析例では主として圧力容器内の圧力挙動について実験結果との対比から検討が加えられてきたことである。このことは、例題としてとりあげた実験例の多くが圧力の測定値しか情報を入手し得なかったことによる。このため計算結果の妥当性を評価する上で多くの困難な問題に直面した。以上の点を考え合わせると、今後の課題として圧力

以外の実験値、例えば水位とか流出流量の実験値を入手し、計算結果との検証を行なうことが何よりも重要で、これによって本解析計算の検討が飛躍的に展開されていくものと考えられる。

この報向書は本専門部会ワーキング・グループの活動として過去約2年の歳月をかけて検討した結果をまとめたものである。作成にあたっては、失敗例とか苦勞した点とかについても卒直に述べることに努め、ここで行なった解析方法が1つの試行であることを示した。このような意味から、多くの面で御指導、御批判を賜わることを期待するものである。

7. 謝 辞

本報をまとめるにあたり、軽水炉安全性解析コード専門部会の部会長である原子炉工学部反応度安全開発室・副主任研究員石川迪夫様には全般にわたっての御検討、御指導を賜わった。また、実験解析を行なうにあたっては電総研による実験データおよび原子炉工学部安全工学第1研究室のROSAグループによる実験データの提供を受けた。コードの整備に関しては伊藤忠計算サービス株式会社の三浦達雄様に御協力を賜わった。なお、中部電力株式会社相川造一様には、本ワーキング・グループ発足当時にコードの解説に御協力を賜わった。以上関係各位にここに慎しんで御礼を申しあげる次第である。

8. 参 考 文 献

- 1) Vermont Yankee Nuclear Power Corporation, Vermont Yankee Nuclear Power Station, Plant Design and Analysis Report, Amendment No. 3, Docket 50271-6, Apr. 12, (1967)
- 2) F.M. Bordelow, A Comprehensive Space-Time Analysis of Loss-of-Coolant (SATAN Digital Code), USAEC Report WCAP-7236, Westinghouse Electric Corp. March (1969)
- 3) W.H. Rettig et al., RELAP3: A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis, USAEC Report IN-1321, Idaho Nuclear Corp., June (1970)
- 4) K.V. Moore, L.C. Richardson, J.W. Sielinsky, RELAPSE-1--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Analysis, (to be published)
- 5) S.G. Margolis and J.A. Redfield, FLASH--A Program for Digital Simulation of the Loss of Coolant Accident, WAPD-TM-534, May (1966)
- 6) K.V. Moore and W.H. Rettig, RELAP2--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Program for Reactor Blowdown and Power

以外の実験値、例えば水位とか流出流量の実験値を入手し、計算結果との検証を行なうことが何よりも重要で、これによって本解析計算の検討が飛躍的に展開されていくものと考えられる。

この報向書は本専門部会ワーキング・グループの活動として過去約2年の歳月をかけて検討した結果をまとめたものである。作成にあたっては、失敗例とか苦勞した点とかについても平直に述べることに努め、ここで行なった解析方法が1つの試行であることを示した。このような意味から、多くの面で御指導、御批判を賜わることを期待するものである。

7. 謝 辞

本報をまとめるにあたり、軽水炉安全性解析コード専門部会の部会長である原子炉工学部応度安全開発室・副主任研究員石川迪夫様には全般にわたっての御検討、御指導を賜わった。また、実験解析を行なうにあたっては電総研による実験データおよび原子炉工学部安全工学第1研究室のROSAグループによる実験データの提供を受けた。コードの整備に関しては伊藤忠計算サービス株式会社の三浦達雄様に御協力を賜わった。なお、中部電力株式会社相川造一様には、本ワーキング・グループ発足当時にコードの解説に御協力を賜わった。以上関係各位にここに慎しんで御礼を申しあげる次第である。

8. 参 考 文 献

- 1) Vermont Yankee Nuclear Power Corporation, Vermont Yankee Nuclear Power Station, Plant Design and Analysis Report, Amendment No. 3, Docket 50271-6, Apr. 12, (1967)
- 2) F.M. Bordelow, A Comprehensive Space-Time Analysis of Loss-of-Coolant (SATAN Digital Code), USAEC Report WCAP-7236, Westinghouse Electric Corp. March (1969)
- 3) W.H. Rettig et al., RELAP3: A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis, USAEC Report IN-1321, Idaho Nuclear Corp., June (1970)
- 4) K.V. Moore, L.C. Richardson, J.W. Sielinsky, RELAPSE-1--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Analysis, (to be published)
- 5) S.G. Margolis and J.A. Redfield, FLASH--A Program for Digital Simulation of the Loss of Coolant Accident, WAPD-TM-534, May (1966)
- 6) K.V. Moore and W.H. Rettig, RELAP2--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Program for Reactor Blowdown and Power

以外の実験値、例えば水位とか流出流量の実験値を入手し、計算結果との検証を行なうことが何よりも重要で、これによって本解析計算の検討が飛躍的に展開されていくものと考えられる。

この報向書は本専門部会ワーキング・グループの活動として過去約2年の歳月をかけて検討した結果をまとめたものである。作成にあたっては、失敗例とか苦勞した点とかについても卒直に述べることに努め、ここで行なった解析方法が1つの試行であることを示した。このような意味から、多くの面で御指導、御批判を賜わることを期待するものである。

7. 謝 辞

本報をまとめるにあたり、軽水炉安全性解析コード専門部会の部会長である原子炉工学部反応度安全開発室・副主任研究員石川迪夫様には全般にわたっての御検討、御指導を賜わった。また、実験解析を行なうにあたっては電総研による実験データおよび原子炉工学部安全工学第1研究室のROSAグループによる実験データの提供を受けた。コードの整備に関しては伊藤忠計算サービス株式会社の三浦達雄様に御協力を賜わった。なお、中部電力株式会社相川造一様には、本ワーキング・グループ発足当時にコードの解説に御協力を賜わった。以上関係各位にここに慎しんで御礼を申しあげる次第である。

8. 参 考 文 献

- 1) Vermont Yankee Nuclear Power Corporation, Vermont Yankee Nuclear Power Station, Plant Design and Analysis Report, Amendment No. 3, Docket 50271-6, Apr. 12, (1967)
- 2) F.M. Bordelow, A Comprehensive Space-Time Analysis of Loss-of-Coolant (SATAN Digital Code), USAEC Report WCAP-7236, Westinghouse Electric Corp. March (1969)
- 3) W.H. Rettig et al., RELAP3: A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis, USAEC Report IN-1321, Idaho Nuclear Corp., June (1970)
- 4) K.V. Moore, L.C. Richardson, J.W. Sielinsky, RELAPSE-1--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Analysis, (to be published)
- 5) S.G. Margolis and J.A. Redfield, FLASH--A Program for Digital Simulation of the Loss of Coolant Accident, WAPD-TM-534, May (1966)
- 6) K.V. Moore and W.H. Rettig, RELAP2--A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Program for Reactor Blowdown and Power

Excursion Analysis, IDO-17263, March (1968)

- 7) L. S. Tong, Boiling Heat Transfer and Two-Phase Flow, New York: John Wiley and Sons, Inc., 1965.
- 8) 安全工学研究室 ROSA グループ, 軽水炉冷却材喪失事故模擬試験 (ROSA) - 放出実験データ, JAERI-memo 4407 (未公開), (1971. 4)
- 9) 竹越尹, 他, 水冷却原子炉における一次冷却系破損事故の実験と解析 (第1報), 電気試験所彙報, 第31巻, 第12号 (1967)
- 10) 西脇一郎, 他, 水冷却原子炉における一次冷却系破損事故の実験と解析 (第3報), 電子技術総合研究所彙報, 第34巻, 第7号 (1970)
- 11) "Comparision of Calculations and Results of THE CREST-EXPERIMENT", CREST, ENEA, Frankfurt am Main, West Germany, June (1969)
- 12) 穴原良司訳: "原子力発電工学", 東京電機大学出版局, 431 (1971)
- 13) T. R. Wilson, et al., An Engineering Test Program to Investigate A Loss of Coolant Accident, IDO-17049, October (1964)
- 14) R. B. Bird, W. E. Stewart, and E. N. Lightfoot, Transport Phenomena, John Wiley and Sons, Inc., New York, (1960)
- 15) A. M. Weinberg, and E. P. Wigner, The Physical Theory of Neutron Chain Reactors, The University of Chicago Press, (1958)

付録1. 使用モデルおよび方程式の解説

1.1 質量, エネルギー, 運動量保存式⁽⁴⁾について

簡単のために1点近似と仮定する。

1.1.1 質量保存式

$\Delta x, \Delta y, \Delta z$ からなる微小体積を考え, 流体の出入のバランスをとると

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = -\vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{v}) \quad (1)$$

ここで

ρ = 流体の密度

\vec{v} = 流体の速度

今, (1)式をガウスの定理を用いて積分すると

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_V \rho dV &= - \int_V (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v}) dV \\ &= - \int_S \rho \vec{v} \cdot d\mathbf{s} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\therefore \frac{dM_i}{dt} = \sum W_{ij} \quad (3)$$

ここで

M_i = 体積 i の全質量 $i = 1, \sim 3$

W_{ij} = 結合点 j を通って体積 i に流れ込む質量流量 $j = 1 \sim 5$

1.1.2 エネルギー保存式

質量保存式を求めたと同様に $\Delta x, \Delta y, \Delta z$ からなる微小体積を考え, 流体のエネルギーの出入のバランスをとると

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) &= - (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right)) - (\vec{\nabla} \cdot \vec{q}) + \rho (\vec{v} \cdot \vec{g}) \\ &\quad - (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v}) - (\vec{\nabla} \cdot [\vec{\tau} \cdot \vec{v}]) \end{aligned} \quad (4)$$

$$\text{今, } \frac{\partial}{\partial t} \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) = \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) \cdot \frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial}{\partial t} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right)$$

$$\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) = \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) \vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v} + \rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right)$$

なる故, (4)式に代入すると

$$\begin{aligned} \rho \cdot \frac{\partial}{\partial t} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) + \rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) + \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) \cdot \left(\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v} \right) \\ = - (\vec{\nabla} \cdot \vec{q}) + \rho (\vec{v} \cdot \vec{g}) - (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v}) - (\vec{\nabla} \cdot (\vec{\tau} \cdot \vec{v})) \end{aligned} \quad (5)$$

(1)式より

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{v} \cdot \rho \vec{v} = 0 \text{ また } \frac{D}{Dt} = \frac{\partial}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \vec{\nabla}) \text{ なるにより}$$

$$\therefore \rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{1}{2} v^2 \right) = -(\vec{\nabla} \cdot \vec{q}) + \rho (\vec{v} \cdot \vec{g}) - (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v}) - (\vec{\nabla} \cdot (\vec{\tau} \cdot \vec{v})) \quad (6)$$

位置エネルギーを Φ とすれば, 重力 g は

$$g = -\vec{\nabla} \Phi \text{ なる故}$$

(6)式の右辺, 第2項 $\rho (\vec{v} \cdot \vec{g})$ は

$$\begin{aligned} \rho (\vec{v} \cdot \vec{g}) &= \rho (\vec{v} \cdot -\vec{\nabla} \Phi) = -\rho (\vec{v} \cdot \vec{\nabla} \Phi) \\ &= -\rho \frac{D\Phi}{Dt} + \rho \frac{\partial \Phi}{\partial t} \\ &= -\rho \frac{D\Phi}{Dt} \end{aligned}$$

したがって(6)式は

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) = -(\vec{\nabla} \cdot \vec{q}) - (\vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v}) - (\vec{\nabla} \cdot (\vec{\tau} \cdot \vec{v})) \quad (7)$$

(7)式の左辺は

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) = \rho \frac{\partial}{\partial t} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) + \rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) \quad (8)$$

であり右辺第2項 $\rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right)$ は

$$\rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) = \vec{\nabla} \cdot \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) \vec{v} - \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) (\vec{\nabla} \cdot \vec{v}) \quad (9)$$

ここで, 非圧縮性流体であるとするれば

$$(\vec{\nabla} \cdot \vec{v}) = 0 \text{ なる故}$$

$$\therefore \rho \vec{v} \cdot \vec{\nabla} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) = \vec{\nabla} \cdot \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) \vec{v} \quad (10)$$

したがって(8)式は

$$\rho \frac{D}{Dt} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) = \rho \frac{\partial}{\partial t} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) + \vec{\nabla} \cdot \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) \vec{v} \quad (11)$$

故に(11)式を(7)式に代入すれば

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial}{\partial t} \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) &= -\vec{\nabla} \cdot \rho \left(u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi \right) \vec{v} - \vec{\nabla} \cdot \vec{q} - \vec{\nabla} \cdot \rho \vec{v} \\ &\quad - \vec{\nabla} \cdot (\vec{\tau} \cdot \vec{v}) \end{aligned} \quad (12)$$

$$\therefore \frac{\partial (\rho e)}{\partial t} = -\vec{\nabla} \cdot (\rho e \vec{v}) - \vec{\nabla} \cdot \vec{q} - \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{v}) - \vec{\nabla} \cdot (\vec{\tau} \cdot \vec{v}) \quad (13)$$

ここで

$$e = u + \frac{1}{2} v^2 + \Phi$$

e = 全エネルギー

q = 熱流束

p = 圧力

τ = 剪断応力

u = 内部エネルギー

ϕ = 位置エネルギー

今、(13)式において、圧力による仕事量、粘性力、および運動エネルギー、位置エネルギーを無視すると

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u) = -(\vec{p} \cdot \rho u \vec{v} + \vec{p} \cdot \vec{q}) \quad (14)$$

2相流のような場合には(14)式を用いるよりも

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u) = -(\vec{p} \cdot \rho h \vec{v} + \vec{p} \cdot \vec{q}) \quad (15)$$

(15)式の方が近似が良い。

ここで

$$h = u + APv$$

h = エンタルピー

ガウスの定理を用いて(15)式を積分すれば

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_V \rho u dV &= - \int_V (\vec{p} \cdot \rho h \vec{v}) dV - \int_V (\vec{p} \cdot \vec{q}) dV \\ &= - \int_V \rho h \vec{v} \cdot d\vec{s} - \int_S \vec{q} \cdot d\vec{s} \end{aligned} \quad (16)$$

$$\frac{d}{dt} (M_i u_i) = \sum W_{ij} h_{ij} + Q_i \quad (17)$$

今、 $M_i u_i = U_i$ とすれば

$$\therefore \frac{dU_i}{dt} = \sum W_{ij} h_{ij} + Q_i \quad (18)$$

$$i = 1 \sim 3$$

$$j = 1 \sim 5$$

ここで

U_i = 体積 V_i 当たりの内部エネルギー

h_{ij} = 結合点 j を通る流体のエンタルピー

Q_i = 面積 S_i を通過して伝達される熱量

1.1.3 運動量保存式

- 静止の微小体積とする
- 軸方向で1次元の流れとする
- 重力を除いては体積力を無視する

上述のような仮定を行ないニュートンの第2法則を用いれば一般に次のように書ける。

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho \vec{v} dV + \int_S \vec{v} (\rho \vec{v} \cdot d\vec{s}) = - \int_S P \cdot d\vec{s} - \int_S \vec{\tau} \cdot d\vec{s} + \int_V \rho \vec{g} dV \quad (19)$$

または

$$\frac{\partial G}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial Z} (v' G^2) = - \frac{\partial P}{\partial Z} - f \cdot \frac{v|G|G}{2D_h} - \bar{\rho} \cdot g \quad (20)$$

ここで

D_h = 水力学的直径

v = 比体積

v' = 運動量変化による比体積

G = 質量速度

f = 摩擦係数

P = 圧力

今、炉心間の運動量保存式は (20) 式を炉心の長さについて積分すると求められる。

すなわち

$$\int_{\text{core}} \frac{\partial G}{\partial t} \cdot dZ + \int_{\text{core}} \frac{\partial}{\partial Z} (v' G^2) dZ = - \int_{\text{core}} \frac{\partial P}{\partial Z} dZ - \int_{\text{core}} f \frac{v|G|G}{2D_h} dZ - \int_{\text{core}} \bar{\rho} g dZ \quad (21)$$

$$\therefore \int_{\text{core}} \frac{\partial G}{\partial t} dZ = P_1 - P_2 - \int_{\text{core}} \frac{fv|G|G}{2D_h} dZ - (v' G_1^2 - v' G_2^2) - \int_{\text{core}} \bar{\rho} g dZ \quad (22)$$

ここで

添字 1 = 炉心出口または Vol. 1

2 = 炉心入口または Vol. 2

そして、 $G = \frac{W}{A}$ なる故、圧力の単位を考慮しながら (22) 式を書き改めると

$$\frac{1}{A_c g} \frac{dW}{dt} \int_{\text{core}} dZ = 144 (P_1 - P_2) - \int_{\text{core}} \frac{fv|G|G}{2D_h g} \cdot dZ - \frac{1}{g} (v' G_1^2 - v' G_2^2) - \int_{\text{core}} \bar{\rho} dZ \quad (23)$$

$$\therefore \frac{L_c}{144 \cdot A_c g} \frac{dW_c}{dt} = P_1 - P_2 - F - \frac{\rho_c \cdot L_{12}}{144} \quad (24)$$

ここで

W_c = 炉心流量

L_c = 炉心の長さ

A_c = 炉心流量面積

g = 重力加速度

$$F = K_1 W_c \cdot \left| \frac{W_c}{\rho_c} \right|^{0.8} + K_2 W_c \cdot \frac{|W_c|}{\rho_c} \text{ と仮定する。}$$

F = 全摩擦損失

同様にループの長さについて積分すると

$$\sum_{\text{Loop}} \frac{L_{12}}{144A \cdot g} \frac{dW_L}{dt} = P_1 - P_2 + \Delta P_{\text{PUMP}} - \frac{K_L |W_L|}{\rho_L} \cdot W_L + \frac{\rho_L L_{12}}{144} \quad (25)$$

ここで

ΔP_{PUMP} = ポンプ圧力差

W_L = ループの流量

添字 1 = ループ出口または Vol. 1

2 = ループ入口または Vol. 2

サージ・ラインについては

$$\sum_{\text{Surge Line}} \frac{L_{13}}{144Ag} \frac{dW_p}{dt} = P_3 - P_1 - K_p \frac{W_p |W_p|}{\rho_p} + \frac{\rho_p L_{13}}{144} \quad (26)$$

ここで

W_p = サージラインの流量

添字 3 = サージライン出口又は Vol. 3

1 = サージライン入口又は Vol. 1

次に炉心の高さより水位がある場合には (24) 式は

$$\frac{L_c}{144A_c g} \frac{dW_c}{dt} = P_1 - P_2 - F - \frac{\rho_c L_{12} + \Delta Z \rho_{l1}}{144} \quad (24)$$

ここで

ΔZ : 炉心出口高さから上の水位

ρ_{l1} : Vol. 1 の流体の密度

1.2 チャンネル内のエネルギー保存式について

1点近似であり圧力および流体の密度が時間あたり一定であると仮定する。

1.2.1 エネルギー保存式

今 Fig. A.1.1 のように上向きに炉心流量, W があるとする。

点 1 を流体が通過した後の流体のエンタルピー, h_{out} を求める。点 1 に流入するエンタルピーを h_{in} とすれば, dt 時間, 点 1 に流入する流体の熱量は $W \cdot h_{in} dt$ である。点 1 を流体が通過する時加熱体 (燃料体) より受ける熱量を Q とすれば

点 1 を通過後の流体の熱量 A は

$$A = W \cdot h_{in} dt + Q \cdot dt \quad (27)$$

次に点 1 を通過後の熱量 $W \cdot h_{out} dt$ が存在していたものが, 流体が点 1 を通過することにより $V \cdot \rho \cdot h_{out}$ なる熱量の増加があるとすれば総熱量 B は

$$B = W \cdot h_{out} dt + V \cdot \rho \cdot dh_{out} \quad (28)$$

したがって, A と B の両者が等しくなければならないから

$$W \cdot h_{in} dt + Q \cdot dt = W \cdot h_{out} dt + V \cdot \rho \cdot dh_{out} \quad (29)$$

$$V \cdot \rho \frac{dh_{out}}{dt} = W \cdot h_{in} - W h_{out} + Q \quad (30)$$

ここで

V = チャンネルの体積

ρ = チャンネル内の流体の密度

(30) 式に $Q = \phi A_{ht}$ を代入して整理すると

$$\frac{dh_{out}}{dt} = \frac{W \cdot (h_{in} - h_{out})}{V \cdot \rho} + \frac{\phi \cdot A_{ht}}{V \cdot \rho} \quad (31)$$

ここで

ϕ = 流体への熱流束

A_{ht} = 熱伝達面積

今、(31) 式を h_{out} について整理して解くと

$$\frac{dh_{out}}{dt} + \frac{W \cdot h_{out}}{V \cdot \rho} = \frac{\phi \cdot A_{ht}}{V \cdot \rho} + \frac{W \cdot h_{in}}{V \cdot \rho} \quad (32)$$

$$h_{out} = e^{-\int \frac{W}{V \cdot \rho} dt} \left(\int \left(\frac{\phi \cdot A_{ht} + W \cdot h_{in}}{V \cdot \rho} \right) \cdot e^{\int \frac{W}{V \cdot \rho} dt} dt + C_1 \right) \quad (33)$$

ここで $P = -\int \frac{W}{V \cdot \rho} dt$ とすれば

$$h_{out} = h_{in} + \frac{\phi \cdot A_{ht}}{W} + C_1 e^P \quad (34)$$

ここで、初期条件 $t = 0$ のとき $h_{out} = h_{out}(1)$ とすれば C_1 は

$$C_1 = h_{out}(1) - \left(h_{in} + \frac{\phi \cdot A_{ht}}{W} \right) \quad (35)$$

したがって (33) 式を (34) 式に代入すれば h_{out} について解が求められる。

$$h_{out} = (1 - e^P) \cdot \left(h_{in} + \frac{\phi \cdot A_{ht}}{W} \right) + h_{out}(1) \cdot e^P \quad (36)$$

以上、点1についてのみエネルギー保存式を考えたが、点2についても全く同様にして求めることができる。

1.3 燃料板の方程式について

点1、点2における熱量の流体への伝熱量の計算は、1点近似エネルギー保存式で計算する。燃料板内の熱発生は原子炉動特性方程式を用いて計算されるか、あるいは入力データにより表で計算される。

1.3.1 燃料板方程式

軸方向の熱流束が均一であるとき、1点近似計算は次のようにして求められる。Fig. A. 1.

2のように dt 時間，燃料板の熱流束 ϕ が一定であるとすれば，燃料板の被覆表面より流体への熱流束 ϕ_s とすると $\phi - \phi_s$ の熱流束が燃料体の内部に蓄積される熱流束に等しい。すなわち

$$\phi - \phi_s = [(\rho C \ell)_c + (\rho C \ell)_f] \cdot \frac{dT_m}{dt} \quad (37)$$

ここで

$$\phi = \frac{Q}{A_h t}$$

$$\phi_s = \bar{H} (T_m - T_{sn})$$

\bar{H} = 全熱伝達係数

T_m = 燃料体の平均温度

T_{sn} = 流体（冷却材）の温度

(37) 式を T_m について整理すると

$$\frac{dT_m}{dt} + \frac{\bar{H}}{y} \cdot T_m = \frac{1}{y} (\phi + \bar{H} \cdot T_{sn}) \quad (38)$$

ここで

$$y = (\rho C \ell)_c + (\rho C \ell)_f$$

ϕ は dt 時間，一定である故， T_m について解くと

$$T_m = \frac{\phi}{\bar{H}} + T_{sn} + C_1 e^{-\frac{\bar{H}}{y} t} \quad (39)$$

$t = 0$ の時， $T_m = T_m(1)$ とすれば (39) 式より

$$C_1 = T_m(1) - \left(\frac{\phi}{\bar{H}} + T_{sn} \right) \quad (40)$$

したがって (40) 式を (39) 式に代入すると

$$T_m = \left(1 - e^{-\frac{\bar{H}}{y} t} \right) \cdot \left(\frac{\phi}{\bar{H}} + T_{sn} \right) + e^{-\frac{\bar{H}}{y} t} \cdot T_m(1) \quad (41)$$

1.4 制御棒挿入による反応度計算

1.4.1 制御棒挿入による反応度式

摂動論⁽¹⁵⁾により制御棒挿入にもとづく反応度 $\rho(x)$ は

$$\rho(x) = \frac{\delta k(x)}{k} = \frac{\Delta k}{k} \frac{\int_{x_0}^x s \sin^2 \frac{\pi x}{x_{max}} dx}{\int_0^{x_{max}} s \sin^2 \frac{\pi x}{x_{max}} dx} \quad (42)$$

ここで

x_{max} = 炉心の長さ

x_0 = 制御棒の初期の挿入位置

原子炉が臨界状態においては $k \approx 1$ である故 (42) 式の両辺を β で除して反応度の単位を β で表わすと

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_r = \left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{\max} \frac{\int_{x_0}^x \sin^2 \frac{\pi x}{x_{\max}} dx}{\int_0^{x_{\max}} \sin^2 \frac{\pi x}{x_{\max}} dx} \quad (43)$$

ここで

β = 実効遅発中性子割合

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i$$

(43) 式を軸方向 x に関して積分を行なうと

$$\begin{aligned} \int_{x_0}^x \sin^2 \frac{\pi x}{x_{\max}} dx &= \frac{1}{2} \int_{x_0}^x (1 - \cos \frac{2\pi}{x_{\max}} x) dx \\ &= \frac{x_{\max}}{2} \left[\frac{x}{x_{\max}} - \frac{\sin 2\pi \frac{x}{x_{\max}}}{2\pi} - \frac{x_0}{x_{\max}} + \frac{\sin 2\pi \frac{x_0}{x_{\max}}}{2\pi} \right] \end{aligned}$$

$$\int_0^{x_{\max}} \sin^2 \frac{\pi x}{x_{\max}} dx = \frac{1}{2} x_{\max} \quad \text{なる故}$$

(43) 式は (44) 式のように書き表わせる。

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_r = \left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{\max} \left[\frac{x}{x_{\max}} - \frac{\sin 2\pi \frac{x}{x_{\max}}}{2\pi} - \frac{x_0}{x_{\max}} + \frac{\sin 2\pi \frac{x_0}{x_{\max}}}{2\pi} \right] \quad (44)$$

ここで

$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_r$ = 制御棒による反応度

x = 制御棒位置

ν = 制御棒挿入速度

1.5 スチーム・セパレーションモデルおよびバブル・グラジエント (5) モデルについて

破損孔を流出する流体の流出流量を計算するために、破損孔上流側のエンタルピーかあるいは蒸気カワキ度を決定してやらねばならない。また各体積 (Vol. 2, Vol. 3) のエネルギー保存式を解く上で体積と体積の間における結合点でのエンタルピーを決定してやらねばならない。そのために、各体積内の気泡分布状態を決めてやり、体積内でフラッシングにより発生した蒸気がどのような割合で体積から流出して行くかを計算することによって、各結合点でのエンタルピーを算出しようとするわけである。ここでは便宜上、2つにわけて説明する。1つは気泡分布を決定するためのバブル・グラジエント・モデルであり、他の一つは気水混合体内での蒸気質量保存式を用いたスチーム・セパレーション・モデルである。

1.5.1 バブル・グラシエント・モデルについて

Fig. A.1.3 に示すように、気泡分布は、体積の高さに比例した有限の勾配をもった直線分布で示されると仮定する。すなわち、Fig. A.1.4 のように蒸気と水が均質にある状態を Fig. A.1.5 のように蒸気は蒸気部分、水は水の部分と便宜上分けても、その体積全体からみれば、Fig. A.1.4 と同じことを示しているという考え方にもとづいている。今、Fig. A.1.6 のように、気水混合体の水位以下の体積を V_m とすれば蒸気の占有体積率（ポイド） α は

$$\alpha = \frac{V_g}{V_m} \quad (45)$$

ここで、 V_g は蒸気の占有体積である。

蒸気の密度を ρ_g とすると蒸気の質量 M_{gb} は

$$M_{gb} = \rho_g \cdot V_g \quad (46)$$

で示される。そこで気水混合体あたりの平均の蒸気密度は

$$\frac{M_{gb}}{V_m} = \alpha \cdot \rho_g \quad (47)$$

したがって、蒸気の占有体積率 α は

$$\alpha = \frac{M_{gb}}{V_m} \cdot \frac{1}{\rho_g} \quad (48)$$

同様に、水の部分については

$$1 - \alpha = \left(\rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \right) \cdot \frac{1}{\rho_g} \quad (49)$$

故に

$$\alpha : (1 - \alpha) = \frac{M_{gb}}{V_m} : \left(\rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \right) \quad (50)$$

の関係があることがわかる。

今、 $0 \leq \frac{M_{gb}}{V_m} \leq \frac{\rho_g}{2}$ の場合には、Fig. A.1.6 のように気水混合体の水位以下の任意の高さ Z での蒸気密度 ρ_{gb} は

$$\rho_{gb} = MZ + B \quad (51)$$

で表わされる。

ここで

$$\begin{aligned} M &= 2 C_0 \cdot \frac{M_{gb}}{V_m} \cdot \frac{1}{Z_m} \\ B &= \frac{M_{gb}}{V_m} - C_0 \cdot \frac{M_{gb}}{V_m} \\ &= (1 - C_0) \cdot \frac{M_{gb}}{V_m} \end{aligned}$$

また、 $\frac{\rho_g}{2} \leq \frac{M_{gb}}{V_m} \leq \rho_g$ の場合には、Fig. A.1.7 のように、気水混合体の水位以下の任

意の高さ Z での蒸気密度 ρ_{gb} は

$$\rho_{gb} = MZ + B \quad (62)$$

で表わされる。

ここで

$$N = 2 C_0 \left(\rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \right) \cdot \frac{1}{Z_m}$$

$$B = \frac{M_{gb}}{V_m} - C_0 \left(\rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \right)$$

$$= (1 + C_0) \cdot \frac{M_{gb}}{V_m} - C_0 \rho_g$$

1.5.2 スチーム・セパレーション・モデルについて

ここでは、Vol. 1 の体積を列に取り、気水混合体内での蒸気質量保存式を導出する (Fig. A. 1.8 を参照)。

(仮定)

- (a) 相変化は、気水混合体の体積内のみで行われているものとする。
- (b) 気水混合体体積内の流体のフラッシングにより蒸気が生成された量と流体に接続する管よりの正味の蒸気の増加量とが加わったものの総蒸気量が気水混合体体積内で上向きに上昇し、その気水混合体体積内に蒸気が蓄積されるものとする。
- (c) 圧力容器内に流体の流量 W が管より
 入ってくる場合には $W < 0$
 圧力容器より出て行く場合には $W > 0$ とする。

すなわち、上記(a), (b), (c)の仮定をおくことにより Fig. A. 1.8 と Fig. A. 1.9 とは 等価であることを示している。今、Fig. A. 1.9 のように、スチーム・セパレーションが起きているとすると Vol. 1 全体についての質量保存式は

$$\frac{d M_i}{d t} = \sum_{j=1}^5 W_{ij} , i=1 \sim 3 \quad (63)$$

である。

(63) 式より全体の流体の全質量 M_i が求められる。

Vol. 1 全体の平均カワキ度が x であるとする

蒸気的全質量は $x \cdot M_i$

水的全質量は $(1-x) \cdot M_i$

この蒸気的全質量 $x \cdot M_i$ の中には管よりの蒸気の流入分があるので、その分を引いてやる。仮定(b)によりフラッシングにより生成された蒸気の割合を

$$\text{全蒸気発生量} = \frac{d M_t}{d t} = \frac{d M_s}{d t} - \sum_{j=1}^5 W_{ij} \cdot X_{ij} , i=1 \sim 3 \quad (64)$$

ここで

$$\frac{dM_s}{dt} = \frac{d(x \cdot M_i)}{dt}$$

$$\frac{dM_s}{dt} = \text{Vol. 1 全体について質量保存式より求められた蒸気的全質量}$$

$$\sum_{j=1}^5 W_{ij} \cdot X_{ij} = \text{管より流入した蒸気の質量}$$

次に、気水混合体体積内で蓄積される蒸気の質量は(55)式のように考えることにより求めることができる。

蓄積される蒸気の質量 = 全蒸気発生量

− 蒸気がスチーム・ドーム内に入る量

+ 気水混合体体積内に接している管からの蒸気の質量の
正味の増加量 (55)

すなわち、(55)式のように蒸気質量保存式を考えることにより(56)式が導出できる。

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = \frac{dM_t}{dt} - A \cdot \rho_{gb} \cdot V_{BUB} |_{Z_m} + \sum_{j=1}^5 C_{ij} \cdot W_{ij} \cdot X_{ij} \quad (56)$$

(56)式に(54)式を代入すると

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = \frac{dM_s}{dt} - \sum_{i=1}^5 W_{ij} \cdot X_{ij} - A \cdot \rho_{gb} \cdot V_{BUB} |_{Z_m} + \sum_{j=1}^5 C_{ij} \cdot W_{ij} \cdot X_{ij}$$

$$= \frac{dM_s}{dt} - (1 - C_{ij}) \cdot \sum_{j=1}^5 W_{ij} \cdot X_{ij} - A \cdot \rho_{gb} \cdot V_{BUB} |_{Z_m} \quad (57)$$

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = \frac{dM_s}{dt} - C_{ij}' \cdot \sum_{j=1}^5 W_{ij} \cdot X_{ij} - A \cdot \rho_{gb} \cdot V_{BUB} |_{Z_m} \quad (58)$$

(i=1, 2, 3)

ここで

$$C_{ij}' = 1 - C_{ij}$$

気水混合体水位以下に管がある場合

$$C_{ij} = 1 \quad \text{したがって} \quad C_{ij}' = 0$$

気水混合体水位より上に管がある場合

$$C_{ij} = 0 \quad \text{したがって} \quad C_{ij}' = 1$$

また、

A = Vol. 1 の断面積

V_{BUB} = 気水混合体水位の界面よりバブルが離脱する速度

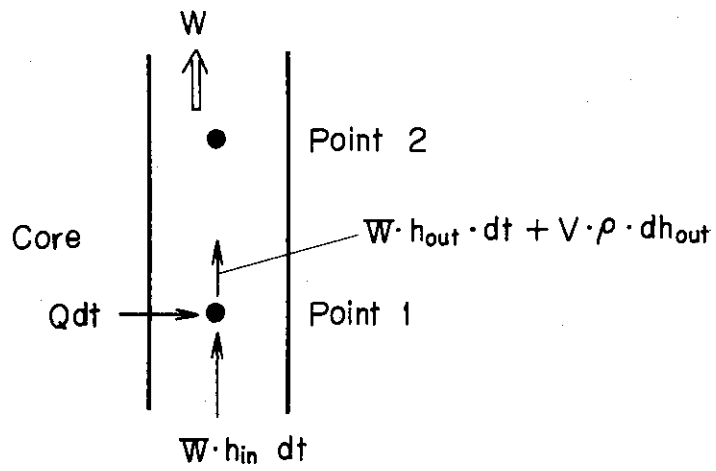


Fig. A.1.1 Channel energy balance

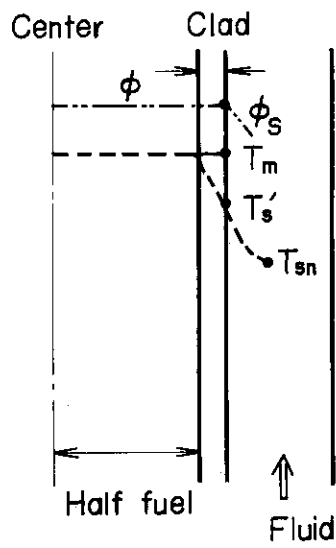


Fig. A.1.2 Plate model

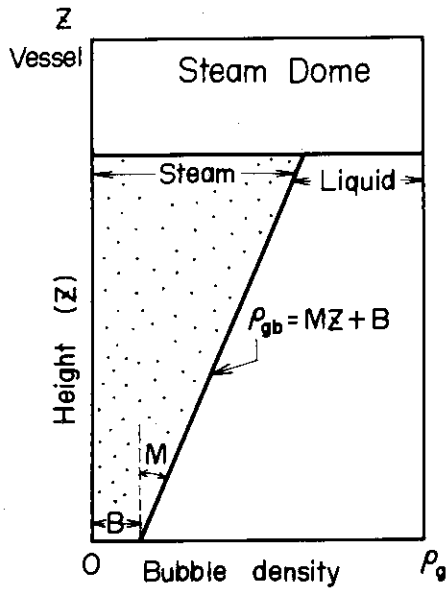


Fig. A.1.3 Bubble gradient model

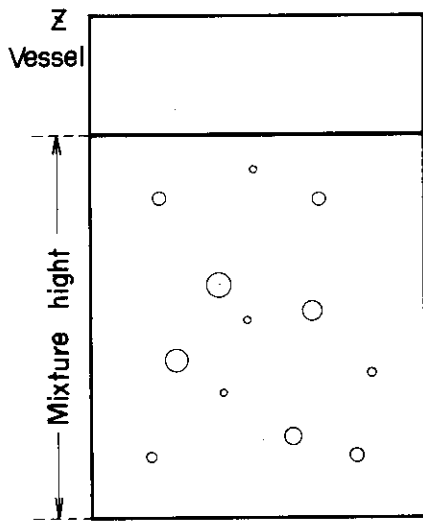


Fig. A.1.4 Homogeneous

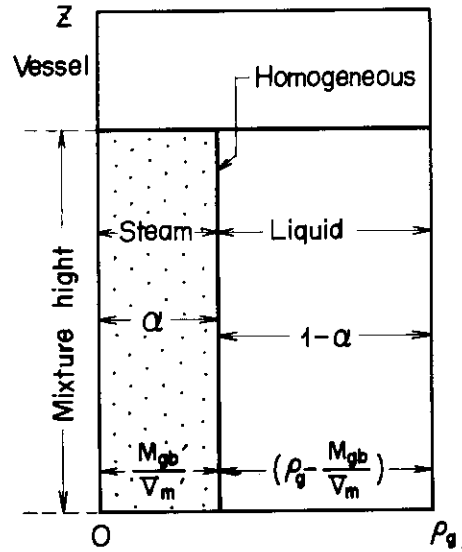


Fig. A.1.5 Homogeneous

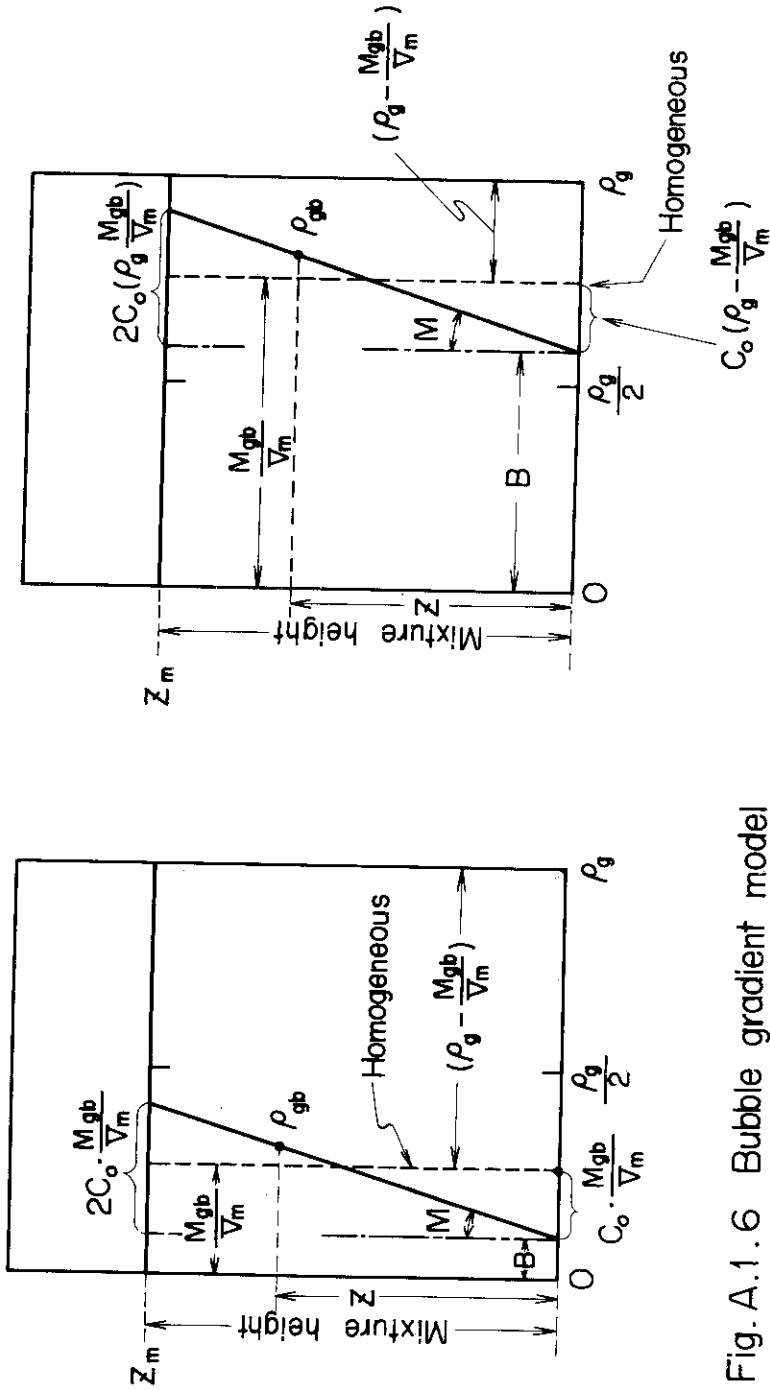


Fig.A.1.6 Bubble gradient model

$(0 \leq \frac{Mgb}{V_m} \leq \frac{\rho_g}{2})$ の場合)

Fig.A.1.7 Bubble gradient model

$(\frac{\rho_g}{2} \leq \frac{Mgb}{V_m} \leq \rho_g)$ の場合)

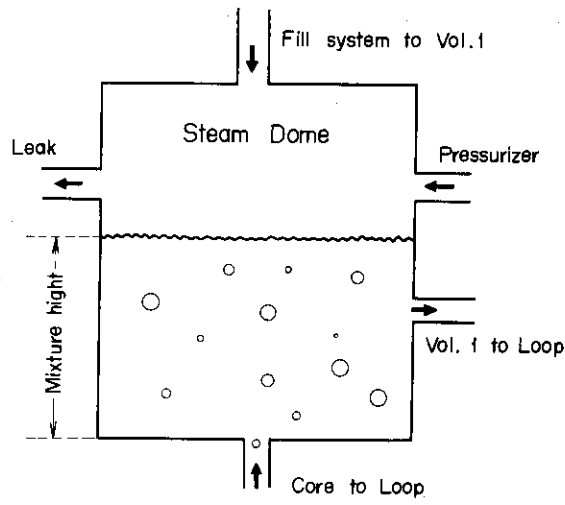


Fig. A.1.8 Steam separation model (Vol. 1)

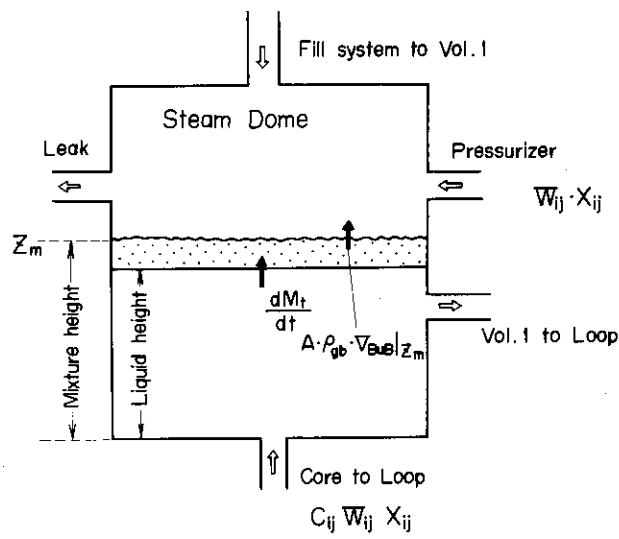


Fig. A.1.9 Steam separation model (Vol. 1)

付録 2. サンプル・インプット・データ

Sample Input Data

RZ70 ELECTRO-LAB. TEST FACILITY. STEAM LINE BREAK CAL. 46- 7-24 S.S. PAGE 1

NT 4 NOCT 2 NOST 2 NHEAD 2 NPDECY N2 3 NI DOPLR 0 TABL PWR TYP 1 FILL TYP 2 DNB 3 DOP TYP 0 JWR 3 MN(8) 1 MN(9) 0

EDIT NUM N 1 N 2 N 3 N 4 N 5 N 6 N 7 N 8 N 9 N10 N11 N12 N13 N14 N15 N16 N17 N18 N19 N20 N21 N22 N23 N24 N25 N26 N27
 27 103 7 8 5 4 3 52 53 54 55 56 57 70 85 117 118 119 120 160 161 162 163 75 77 90 91 72

NFIWR 2 NFILR 2 NFIPR 2 NPIPR 3 IPLOTT 0 NMTX 0 LVAR 18

TIMES TRANSIENT START END TIME
 0.10000E 00 0.20000E 02

TIME STEPS TIME STEP INTERVAL END STEPS/MINOR MINORS/MAJOR
 0.10000E-02 0.10000E 00 1 50
 0.10000E-02 0.10000E 01 10 50
 0.10000E-02 0.60000E 01 50 50
 0.20000E-02 0.10000E 04 125 50

RZ/O ELECTRO-LAB TEST FACILITY STEAM LINE BREAK CAL. 46- 7-24 S.S

GEOMETRY	VOL. 1	TOTAL VOLUME	TOTAL HEIGHT	CORE EXIT Z	LOOP ENTRANCE Z	SURGE LINE Z	LEAK Z
		0.63300E 00	0.18800E 01	0.16400E 00	0.0	0.18800E 01	0.0
GEOMETRY	VOL. 2	TOTAL VOLUME	TOTAL HEIGHT	LOOP EXIT Z	CORE ENTRANCE Z	SURGE LINE Z	LEAK Z
		0.53720E 00	0.15900E 01	0.68900E 00	0.14272E 01	0.0	0.0
GEOMETRY	VOL. 3	TOTAL VOLUME	TOTAL HEIGHT	LOOP EXIT Z	SURGE LINE Z	LEAK Z	TEMPERATURE OR QUAL
		0.12400E 01	0.40680E 01	0.52920E 00	0.0	0.40680E 01	0.0

LEAK OUT OF VOL.	L OVER D	AREA	COEFFICIENT
1	0.0	0.0	0.0
2	0.0	0.0	0.0
3	0.0000E 01	0.33900E-02	0.60000E 00

AREA-TIME COEFFICIENTS	LINEAR	QUADRATIC	CUBIC
	0.0	0.0	0.0

INITIAL VALUES (PWR)	VOL 3 PRESSURE	VOLS MIXT LEV	VOL. 1 T OR X N/T USED IN BWR	CORE FLOW	LOOP FLOW MPY	HEAT EX H
	0.64800E 03	0.28540E 01	0.10250E 00	0.28500E 01	0.20000E 01	0.0

HYDRAULIC PARAMETERS	CORE K FACTORS	(1) AND (2)	K SURGE LINE	VALVE K FACTORS 1 AND 2
	0.0	0.10800E 03	0.11700E 03	0.20000E 01
	VLVE K FCTR 3	PUMP K FCTR	INERTIA CORE	SRGE LINE
	0.20000E 15	0.0	0.73290E-03	0.20000E 01
	ELEVATION 1-2	ELEV. 3-1	VOL. 3 GAS K	LOOP
	0.11480E 01	0.28900E 01	0.14000E 01	0.57500E 00

SCRAM PARAMETERS	P(1) SCRAM	P(1) DELAY	P(2) SCRAM	P(2) DELAY	P(3) SCRAM	P(3) DELAY
	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05
	LEVEL1 SCRAM	LEVEL1 DELAY	LEVEL2 SCRAM	LEVEL2 DELAY	LEVEL3 SCRAM	LEVEL3 DELAY
	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05
	CORE DELP SCRAM	CORE DELP DELAY	CORE FLOW SCRAM	CORE FLOW DELAY	POWER SCRAM	POWER DELAY
	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05
	EXIT T SCRAM	EXIT T DELAY	PERIOD SCRAM	PERIOD DELAY	TRANSIENT START	DFLAY AFTER START
	0.0	0.10000E 05	0.0	0.10000E 05	0.10000E 00	0.0

R270 ELECTRO-LAR TEST FACILITY, STEAM LINE BREAK CAL. 46- 7-24 S.S

FILL SYSTEM TURN-ON (NO FILL IN BWR) INJECTFD INTO REGION 2	LEVEL REGION 2	LEVEL DELAY	PRESS REGION 2	PRESS DELAY	DELAY AFTER RUPTURE
0.0	0.10000F 05	0.0	0.10000E 05	0.10000E 05	0.10000E 05
PUMP AND NPSH DATA	C	N.P.S.H.	SHUTDOWN P (3) (BWR STEAM SHUTOFF PRES RECIRC BREAK)	PRESS DELAY	DELAY AFTER RUPTURE
0.0	0.0	0.0	0.10000E 03	0.10000E 05	0.0
HENRY S LAW DATA	H(C)	S(C)	(NT PAIRS)		
0.0	0.0	0.0			
MAIN PUMP HEAD-FLOW	HEAD(FT).	FLOW(GPM).	(NHEAD PAIRS)		
0.62000E 02	-0.10000E 04	0.02000E 02	0.10000E 04		
MAIN PUMP COASTDOWN	MULTIPLIER	TIME (SECONDS)	(NPDECAY PAIRS)		
0.10000E 01	0.0	0.0	0.10000E-03	0.0	0.10000E 05
FILL SYSTEM HEAD-FLOW	FLOW (GPM)	HEAD (PSIA)	(NFILL PAIRS)		
0.0	0.0	0.0	0.10000E 05		
DECAY HEAT OR SCRAM	@-IN OR REACT(DOLLARS)	TIME (SECONDS)	(N@CT PAIRS)		
0.0	0.0	0.0	0.10000E 05		
HEAT REMOVAL	@-OUT	TIME (SECONDS)	(N@SGT PAIRS)		
0.0	0.0	0.0	0.10000E 05		

RZO ELECTRO-LAB TEST FACILITY: SFAM LINE BREAK CAL. 46-7-24 S.S.		PAGE 4			
(BWR CONDITIONS)	FLOW-CD PUMP (FEED FLOW)	MAX M-P FILL	FNTH-PRES FILL (FEED WATER H)	PAST DNB NOM. H SURF T WT FACT	ROOM PRESS
0.0	0.0	0.0	0.0	0.50000E 03	0.50000E 00
LEAK OPEN TIME	SURGE LINE AREA CORE EXIT Z	AFTER FILL-HOT CH FLOW FACT-POINT 1,2			
0.0	0.54500E-02	0.0	0.10000E 01	0.10000E 01	0.10000E 01
TWO PHASE PARAMFTERS	SLOPE COEFF	RUBBLE VEL	VOL 1 MIXT LEV		
0.80000E 00	0.20000E 01	0.0	0.0		
CORE HEAT TRANSFER	MAX MASS-CD FILLCLAD THICKNESS MT, HALF THICK. EG. CLAD THICK. CORE LENGTH				
0.0	0.30000E-02	0.10200E-01	0.36000E-01	0.57400E 00	
C1	CONDUCTIVITY CLAD RHO X C	MEAT RHO X C	FL. AREA PASS 1 INTERPASS	SECOND PASS	
0.90000E 01	0.34800E 02	0.55230E 02	0.26750E 00	0.26750E 00	
NOM. FILM COEFF. POST DNB COEFF. HOT CH FLOW	HOT CH FLOW	HOT CH INERTIA	HEAT TRANSFER AREA PASSES 1,2		
0.30000F 04	0.50000E 02	0.10000E 01	0.10000E 01	0.23691E 05	0.23691E 05
INITIAL HEAT FLUX PASSES 1,2	RADIAL PHYSICS FACTORS PASS 1,2	AXIAL PHYSICS FACTORS PASSES 1,2			
0.0	0.0	0.10000F 01	0.10000E 01	0.10000E 01	0.10000E 01
REACTOR KINETICS	INTL POWER(MW)	INTL FLUX	REACTIVITY VOID COEF (DOLLARS) AVE PTS 1,2	HOT PTS 1,2	
0.0	0.10000E 01	0.0	0.0	0.0	
REACT FUNC(ENERGY)	MAX ENERGY	RHO FOR E TOTAL MAX DELTA E	RHO FOR DEL E		
0.0	0.0	0.0	0.0		
XENON FEEDBACK	INIT WORTH (DOL)	SIGMA XE	GAMMA XE	SIGMA F/SIGMA U	
0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	
TRANSIENT ROD	WORTH-DOLLARS	INITIAL POSITION MAX POS	VELOCITY		
0.0	0.0	0.0	0.0		
COOLANT TEMP	REACT COEFF. AVE PTS 1,2	HOT PTS 1,2 (DOLLARS)	SOURCE	BETA OVER L	
0.0	0.0	0.0	0.0	0.20000E 03	
FUEL TEMP COEFF. AVE POINTS 1,2	HOT PTS 1,2 (DOLLARS)	LO AND UP LIMITS-ACCURACY IREKIN			
0.0	0.0	0.10000E-03	0.10000E-03	0.10000E-02	
DNB COEFFICIENTS					
AVF	C3	C4	C5	C6	
0.84000E 00	0.65500E 03	0.27500E 00	0.72500E 00	0.72500E 00	
HOT	0.84000E 00	0.65500E 03	0.27500E 00	0.72500E 00	

付録 3. サンプル・アウトプット・データ

Sample Output Data

R270 ELECTRO-LAR TEST FACILITY STEAM LINE BREAK CAL. 46-7-24 S.S. PAGE 5

TIME=	0.0	TIME STPP	NUMR=	0				
TIME (SEC)	= 0.0	NORM POWER	= 0.0	PRESSURE V1	= 0.66821E 03	PRESSURE V2	= 0.68641E 03	
PRESSURE V3	= 0.64800E 03	DELTA P	= 0.18199E 02	CORE W	= 0.28501E 01	LOOP W	= 0.14250E 01	
LEAK AREA	= 0.0	MASS LEAKED	= 0.0	ENEG LEAKED	= 0.0	POWER (MW)	= 0.0	
POWER RTU/HR	= 0.0	HT-EX-RTU/HR	= 0.0	HT-EX-NDRM	= 0.0	HT-FX-PC(MW)	= 0.0	
HT-EX-H-T-C	= 0.0	HT-EX-TEMP	= 0.49389E 03	TRANS TIME	= 0.0	HG	= 0.12016E 04	
ENERGY MW-S	= 0.0	DELTA F MW-S	= 0.0	HF	= 0.48462E 03	VF	= 0.20374E 01	
VOL 1	PSAT = 0.64799E 03	TSAT = 0.49713E 03	HF	= 0.48809E 03	HG	= 0.12012E 04	VF	= 0.20449E 01
VOL 2	PSAT = 0.64799E 03	TSAT = 0.49389E 03	HF	= 0.48077E 03	HG	= 0.12021E 04	VF	= 0.20309E 01
VOL 3	PSAT = 0.64799E 03	TSAT = 0.49389E 03	HF	= 0.48077E 03	HG	= 0.12021E 04	VF	= 0.20309E 01
VOL 1	VG = 0.6669E 00	ENERGY = 0.14861E 03						
VOL 2	VG = 0.6677E 00	ENERGY = 0.12657E 05						
VOL 3	VG = 0.70958E 00	ENERGY = 0.21079E 05						
VOL 1	MASS = 0.31283E 02	GAS M = 0.0	RUR M = 0.0	RUR M = 0.0	LIQ M = 0.31283E 02	MIX Z	= 0.18800E 01	
VOL 2	MASS = 0.26470E 02	GAS M = 0.0	RUR M = 0.0	RUR M = 0.0	LIQ M = 0.26470E 02	MIX Z	= 0.15900E 01	
VOL 3	MASS = 0.4371E 02	GAS M = 0.52150E 00	RUR M = 0.0	RUR M = 0.0	LIQ M = 0.42849E 02	MIX Z	= 0.28540E 01	
VOL 1	LIQ Z = 0.18800E 01	LIQ V = 0.63500E 00	GAS V = 0.0	GAS V = 0.0	LIQ H = 0.48077E 03	GAS H	= 0.12016E 04	
VOL 2	LIQ Z = 0.15900E 01	LIQ V = 0.53720E 00	GAS V = 0.0	GAS V = 0.0	LIQ H = 0.48077E 03	GAS H	= 0.12012E 04	
VOL 3	LIQ Z = 0.28540E 01	LIQ V = 0.86995E 00	GAS V = 0.37005E 00	GAS V = 0.0	LIQ H = 0.48077E 03	GAS H	= 0.12021E 04	
VOL 1	LEAK P = 0.0	LIQ T = 0.49389E 03	GAS T = 0.49713E 03	LIQ D = 0.49275E 02	GAS D = 0.14975E 01			
VOL 2	LEAK P = 0.0	LIQ T = 0.49389E 03	GAS T = 0.49389E 03	LIQ D = 0.49255E 02	GAS D = 0.14093E 01			
VOL 3	LEAK P = 0.0	LIQ T = 0.49389E 03	GAS T = 0.50004E 03	LIQ D = 0.49255E 02	GAS D = 0.14093E 01			
CORE	ACCEL = 0.88548E 04	LOOP	ACCEL = 0.26390E 02	PUMP	IN P = 0.64800E 03	FILL	HEAD = 0.68641E 03	
CORE	FRICT = 0.17806E 02	LOOP	FRICT = 0.190440E 01	PUMP	FRICT = 0.13039E 06	FILL	FLOW = 0.0	
CORE	ELEV = 0.59278E 00	LOOP	ELEV = 0.13130E 01	LOOP	DENSITY = 0.49264E 02	LINE	FRICT = 0.91264E 01	
PUMP	HEAD = 0.28503E 02	CK VLV DEL P	= 0.82438E 01					
CORE-1	FLOW	FNTHL	QUAL					
1-LOOP	0.28500E 01	0.48077E 03	0.0	LOOP-2	0.28500E 01	FNTHL	0.48077E 03	
SRGL-1	-0.28500E 01	0.48077E 03	0.0	2-CORE	0.28500E 01	0.48077E 03	0.0	
1-LEAK	0.0	0.48077E 03	0.0	SRGL-2	0.0	0.48077E 03	0.0	
FILL-1	0.0	0.48077E 03	0.0	2-LEAK	0.0	0.48077E 03	0.0	
SRGL-3	0.0	0.48077E 03	0.0	FILL-2	0.0	0.0	0.0	
FILL-3	0.0	0.48077E 03	0.0	3-LOOP	0.28500E 01	0.48077E 03	0.0	
				3-LEAK	0.0	0.12021E 04	0.10000E 01	
IN 1A	OUT 1A	IN 2A	OUT 2A	IN 1H	OUT 1H	IN 2H	OUT 2H	
0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	0.48077E 03	
0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	0.20297E-01	
PT1 AV	-0.78187E-02	0.49388E 03	0.49388E 03	0.24777E 07	0.23077E 03	0.0	0.0	
PT2 AV	-0.78187E-02	0.49388E 03	0.49388E 03	0.24777E 07	0.23077E 03	0.0	0.0	
PT1 HT	-0.78187E-02	0.49388E 03	0.49388E 03	0.24777E 07	0.23077E 03	0.0	0.0	
PT2 HT	-0.78187E-02	0.49388E 03	0.49388E 03	0.24777E 07	0.23077E 03	0.0	0.0	
RHO *	0.0	TOTAL	0.0	VOID	0.0	ROD	0.0	
				COOL T	0.0	XENON	0.0	
				ENERGY	0.0	TABLE	0.0	
				FUEL T	0.0	SC TYP	0	
RHO *	0.0	DOPLR	0.0					

