

JAERI-M

5719

RELAP-3によるJPDR-II
プロードウン挙動解析

1974年5月

石川迪夫*, 大西信秋*, 秋元正幸**, 岸 昭正***

(原子力コード委員会・軽水炉安全性コード専門部会)

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

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

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

RELAP-3によるJPDR-IIブローダウン挙動解析

日本原子力研究所東海研究所原子力コード委員会

石川 迪夫^{*}・大西 信秋^{*}・秋元 正幸^{**}・岸 昭正^{***}

(1972年1月受理)

本報告書は、JPDR-IIの一次冷却系最大破断事故の再解析の作業の一部として行なつたブローダウン挙動解析結果について述べたものである。解析に使用したコードは、U. S. AEC 解析モデルとして採用されているRELAP-3を使用した。本解析作業に当つてのインプット作成上、領域区分その他について、これまでRELAP-3について発表されているIDOレポート等を参考としたが、これら結果を十分に理解する意味もあつて、作業手順としては比較的簡単な区分による計算(5領域配管なし計算)から出発し、最終計算に至る迄には最大16領域区分計算(炉心区分7領域)までの計算を行ない、逐次ブローダウン挙動の変化を把握すると共に不明確なインプットを明確にした。

* 日本原子力研究所安全工学部反応度安全開発室

** 日本原子力研究所動力炉開発管理室安全解析班

*** (同上)東北電力KK外来研究員

JAERI-M 5719

Analysis of the Blowdown Behavior of JPDR-II with Code RELAP-3

Michio ISHIKAWA, Nobuaki OHNISHI, Masayuki AKIMOTO and Akimasa KISHI*
Light Water Safety Code Group, Nuclear Code Committee, JAERI

(Received January, 1972)

An analysis of the JPDR-II blowdown behavior has been made to predict the thermal-hydraulic phenomena during large break LOCA in study of the JPDR-II safety (90 Mwt BWR with two loops), using code RELAP-3.

The RELAP-3 as the U.S.AEC analysis model for LOCA was received from Idaho Nuclear Coporation. A series of the sensitive studies was also made on the number of nodes, discharge coefficient and other important input parameters, to obtain suitable analytical techniques and meaningful input data.

* Tohoku Electric Power Co.

目 次

序

1. 概 要	1
2. 1次系破断に伴うJPDR-II炉心挙動	2
2.1 計算条件	2
2.2 解析結果	5
2.2.1 減圧挙動および流出流量	5
2.2.2 炉心力変化	6
2.2.3 炉心ブローダウン挙動と熱伝達率変化	10
2.2.4 燃料温度変化	15
2.3 JPDR-IIダウン解析の結論	18
3. ブローダウン挙動について	19
3.1 2の結果とその他の結果の比較	19
3.2 配管を含む場合と含まぬ場合の比較	22
3.3 ブローダウンに与える C_X , V_B の影響	27
3.4 ブローダウンに与える抵抗係数の影響	29
3.5 流出係数 C_D の違いによる結果の比較	31
3.6 ブローダウン挙動のパラメータ計算による結論	31
4. ヒートアップ挙動について	34
4.1 はじめに	34
4.2 炉心出入口の流量挙動	35
4.3 炉心流量変化に及ぼす各種パラメータの影響	38
4.4 ブローダウン挙動時における炉出力及び熱伝達	43
4.5 ブローダウン挙動時の燃料体温度変化	49
5. 水位変化について	53
5.1 気泡の離脱速度 V_B と分布勾配係数 C_X	53
5.2 ダウンカマー部の水位変化	53
5.3 炉心水位変化	56
6. まとめ	60
7. 謝 辞	61
8. 参考文献	61
附録1. メッシュ区分について	63
附録2. 抵抗係数 K について	67
附録3. EUREKAコードによる初期燃料温度の確認計算について	68
附録4. 計算結果一覧表	72

1. 概 要

本報告書は、JPDR-IIの1次冷却系破断事故再解析の作業の一部として行ったブローダウン挙動解析結果について述べたものである。解析に使用したコードは、U.S.AEC解析モデルとして採用されているRELAP-3を使用した。

なお、同コードは米国NRTS研究所のLOFT実験解析用としてプログラムされ、数多いブローダウン実験結果と良く照合されているものであると共に、原子力コード委員会軽水炉安全性コード専門部会（原研委員会）で整備中のものである。

本解析作業にあたってのインプット作成上、領域の分割方法その他について、これまでRELAP-3について発表されているIDOレポート等を参考としたが、これら結果を十分に理解する意味もあって、作業手順としては比較的簡単な区分による計算（5領域配管なし計算）から出発し、最終計算に至る迄には最大16領域区分計算（炉心区分7領域）までの計算を行ない、遂次ブローダウン挙動の変化を把握すると共に、不確定なインプットを明確にした。

これら計算の結果について述べると、JPDR-IIのブローダウン時間は、最悪の再循環破断の場合約20秒であり、また非常冷却系の作動時間（ブローダウン後30秒）における燃料表面温度は最高約1550°Fであった。なおこれら結果は、U.S.AECが示した暫定指針に基づいて、流出係数その他を安全側に見積った場合の結果である。

本報告書の構成は、第2章に目的とするJPDR-IIブローダウン挙動およびブローダウン時間中での炉心燃料温度変化について、先づまとめた。第3章には、圧力・流動・挙動を中心として、RELAP-3で必要とするインプット上の不確定因子についてパラメータ計算を行ない、その結果について示した。第4章は、ブローダウン挙動が及ぼす炉心流量変化と、炉心流量変化が誘起する熱伝達率挙動、燃料温度変化について、上記各計算結果に基づいた考察を述べた。第5章は、ブローダウン挙動、熱伝達率変化に影響を及ぼす主要な因子、すなわち水位、蒸気クオリテ変化等について検討した結果を述べた。第6章では、これらについての結論をまとめた。

2. 1次系破断に伴うJPDR-II炉心挙動

2.1 計算条件

JPDR-IIプラントにおける最悪の1次系破断解析に際して、事故設定条件を次の様に仮定した。

(i) 配管破断部分は1次冷却系配管の内、最大口径を持つ強制再循環系とし、かつ最も太いポンプ吸込口(14")および吐出口(約7 $\frac{1}{2}$ ")の両端を破断部分とした。

(ii) 破断配管に接続するポンプは、接続する破断配管に対して大きな抵抗を与えるので、安全側の解析を行うために無視した。

(iii) ポンプ吐出口に接続する破断管の口径は12"であるが、途中の縮流装置(口径7.15")を破断口径した。

(iv) 原子炉初期条件100%の定格出力運転状態下にあるとして計算した。

(v) 制御棒スクラムは配管破断と同時に作動すると仮定して、挿入される反応量を制御棒ワース曲線に従ってインプットした。(Fig. A.1.1)をお後に述べるように、原子炉出力の低下は制御棒スクラムによる反応度量により支配されるものでなく、ブローダウンに伴うボイド量の増大により支配されているので、この仮定は解析上実質的な意味を持っていない。

(vi) 非破断配管にあるポンプはブローダウンと同時にトリップするとし、その後は慣性による吐出圧・流量特性曲線を考慮して計算を行った。(Fig. A.1.2)またキャビテーション発生後は、吐出圧および流量が同特性曲線の35%だけ有効であるとして計算した。

(vii) 主蒸気配管から流出する蒸気および給水管から注入される復水については、それぞれ次の様に仮定した。主蒸気管蒸気はブローダウン後5秒で停止するとして直線近似した。給水はブローダウン後1.5秒で停止するとして、Fig. A.1.3に従って変化するものとして近似した。

(viii) 反応度補償効果としては制御棒による効果の他にドブラー効果およびボイド効果を考えた。

(ix) ブローダウンに伴う炉心発熱量については点状動特性計算から得られる炉出力変化の他にF.P.の持つ γ 線および β 線による発熱を与えた。これらの発熱量計算についてはRELAP-3内蔵の式によった。

(x) ギャップの熱伝達率については一率に1000 BTU/hr·ft²·°Fを使用した。また、UO₂およびZry-IIの熱伝導率、熱容量については温度依存とした。

以上の事故仮定に基づいて、RELAP-3計算を行うに当たって、インプット作成上以下の様な配慮を行った。

i) JPDR-II 1次冷却系統をFig. 2.1.1に示すような方法で区分し、RELAP-3計算モデルとの対応を行った。(App.1 参照)

ii) RELAP-3が必要とする区分体積(Vol.)接続点(Jun.)における圧力損失係数は、定常状態における上記各区分ごとの圧力分布から求められる。この圧力計算はBWCALによるJPDR-II定格出力計算結果から求めた。(App.2 参照)

iii) 破断口(Jun.7およびJun.6)における流出流量の計算は、RELAPにおいてMoodyの表*から求められる。この場合の補正係数(C_D)は、U.S.AECの基準に基づいて

4.0 とした。(なお 3.5 に示すように LOFT 実験解析で使用される $C_D = 0.6$ の場合と比較すると、ブローダウン挙動は極めて苛酷である。)

IV) 発生気泡の離脱速度 (V_B)、気泡の分布係数 (C_X) については次のように仮定した。

配管部分; $V_B = 0, C_X = 0$ (完全均質状態)

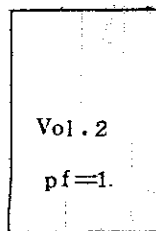
炉心およびライザー, $V_B = 3.0 \text{ f/s}, C_X = 0.1$

その他の部分; $V_B = 3.0 \text{ f/s}, C_X = 0.8$

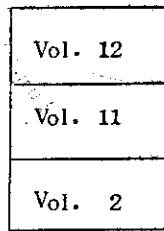
なお、3.3 および 5.2 に示すように、 C_X および V_B については数値を変更したパラメータ計算を行なってみたが、ブローダウン挙動にほとんど影響を与えるものではなかった。

ブローダウンに伴う炉心燃料温度変化計算では、炉心内各領域での発熱分布を考慮して計算を行う必要がある。このため、炉心 (Fig. 2.1.1 内 Vol. 2) を、軸方向に 3 領域 (ピーキング係数約 1.4) に分割した計算および炉心領域は 1 つであるが発熱長さを短くしピーキング係数を 2.2 とするようにした計算を加え主要なブローダウン挙動に相違がないことを確かめた。(Fig. 2.1.2.) なお、これらの結果は次節以降に述べる。

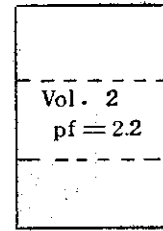
また、Fig. 2.1.2 に示すように、出力分布の影響をより正確に見積るため、炉心を 7 領域、4 領域に区分した計算も試みたが、1 次冷却系全体の体積に比較して高出力領域の持つ区分体積が小さいために計算解析上安定した解を得るためには予想以上の計算時間を要するので、途中で打切った。



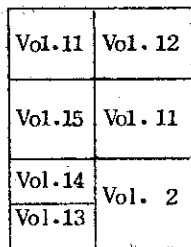
(a) 1炉心計算



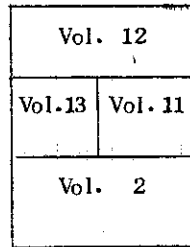
(b) 3炉心計算



(c) 1炉心 (pf=2.2) 計算



(d) 7炉心計算



(e) 4炉心計算

Fig. 2.1.2 RELAP-3 によるヒート・アップ計算炉心区分

※ 正確には破断口をオリフイスと仮定した場合の流出流量と Moody の式から得られる値を比較し、いずれか小さい値を計算上用いているが、本計算においてはほぼすべて Moody の結果となっている。

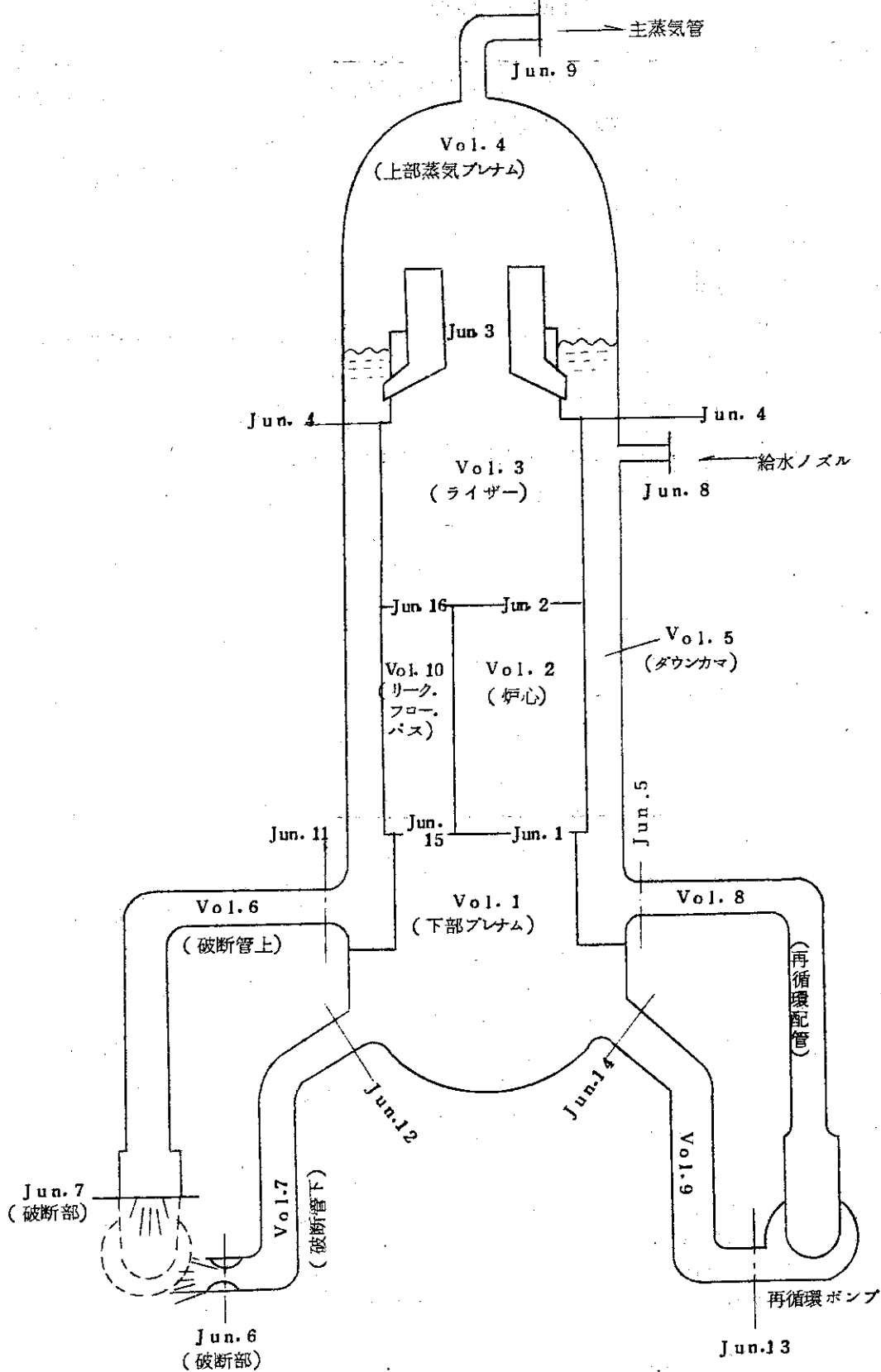


Fig. 2.1.1 JPDR 1 次系区分図

2.2 解析結果

2.2.1 減圧挙動および流出流量

Fig. 2.2.1は、再循環配管破断に伴う原子炉の減圧状況を示した図である。代表点として下部プレナム (Vol. 1) を選んだが、压力容器内部の各領域の圧力差はブローダウン時間を通じてほとんど一致しておりその差は最大 10 psi 以内であり、また変化状況も異なる所はない。

破断配管部分の減圧挙動は压力容器の減圧挙動と異なり、Fig. 3.2.2に示すように、破断口径の大きいダウンカメラに接続する配管では、ブローダウン直後から 100~200 psi 程度下廻った圧力で減圧している。この主な理由は、破断口からの流出流量がダウンカメラからの供給流量を上廻るため 3.2 に述べるように、これが配管を考慮した解析と配管を無視した解析におけるブローダウン挙動の相違の大きな原因となっている、縮流装置が設けられているため破断口径が実際配管径より小さい下部プレナムに接続する配管の場合も、破断と同時に配管内圧力は一時的に大きく減圧するが、流れの方向が逆転し下部プレナムからの冷却材が十分に供給され出すと圧力は回復しほぼ压力容器内の減圧に追従した減圧挙動を示している。

さて、Fig. 2.2.1に示すように、JPDR-IIの減圧挙動は大別して4つの変化挙動に分類して説明できる。第1は破断後約0.5秒迄(図中A点)の急激な減圧挙動で下部プレナムが飽和に達する迄継続する。この状態はPWRの未飽和減圧に対比できよう。なお、この減圧最終点約809 psiaは、下部プレナムにある冷却材温度518°Fの飽和圧力約811 psiaに等しい。下部プレナムが飽和温度に達した後は完全な飽和減圧に移行する。このうち第2の変化は時刻約3.8秒頃まで(図中B点)の比較的ゆるやかな減圧挙動で、この時間における压力容器からの流出は飽和水が主体である。Fig. 2.2.2に示すように、この時間中にダウンカメラの水位は破断管に接続するノズル高さ迄急激に減少している。水位が破断管ノズル位置近傍迄到達すると、Fig. 2.2.2に示すように、高いクオリテの蒸気-水二相混合物の流出が始まる。(第3の変化)このため時刻3.8秒(図中B点)以降の減圧挙動は激しくなる。時刻約5.5秒(図中C点)は、今一つの破断口である下部プレナムに接続する配管ノズル位置に、下部プレナム水位が低下する時刻である。この場合も、下部プレナムからの高いクオリテを持った二相流放出により減圧の度合は加速されているが、破断口径寸法が小さいため(縮流装置) Fig. 2.2.1ではそれ程明確には減圧挙動は示されていない。いづれにせよ、水位が破断管ノズル接続点に到達し蒸気-水混合物の放出が始ると、減圧の度合は著るしく増加する。Fig. 2.2.2に示すように、時刻約1.4秒頃になると、压力容器から流出する冷却材は100%蒸気となる。(第4の変化)また破断口における臨界流出状態も時刻1.45~1.50秒の間に失われる(図中D点)。そして、時刻17.38秒には破断管圧力が大気圧に達し、時刻20秒頃には压力容器内圧力も大気圧に達する。この時間における流出流量は極めて微少である。

なお、炉心が大気圧に達する迄の時間(ブローダウン時間)20秒は、3.5に述べるように、流出流量係数 $C_D = 0.6$ とした場合に約30秒となり、NRTSにおけるSemiscals Blowdown実験¹⁾から得られるブローダウン時間約27秒と良く一致する。

Fig. 2.2.3は、破断部分からの流出流量変化を示した図である。ダウンカメラに接続する14"の破断口径配管からの流出流量が、時刻約3.8秒頃に急激に減少しているのは、圧力変化の説

明で述べたように、ダウンコマ水位が破断配管に接続するノズル高さに達したためであり、この時刻を境として飽和水の放出から蒸気-水混合物の放出に切替るためである。同様の状況は、下部プレナムに接続する破断配管においても時刻約 5.5 秒に生じている。

時刻 6 秒以後の流出流量には多少の振動がみられる。この振動は下部プレナムに接続する破断管の方がやや顕著である。振動理由については、3.2 に詳述したように、破断配管領域の圧力振動に伴って生じるものである。この時刻以降の圧力は、Fig. 2.2.1 に示すように、約 300 psia 以下であり、飽和水の持つエンタルピが圧力変化により大きく変化し始める領域であると共に、体積の比較的小さい配管部分では、繰返し時間ごとに計算される流入・流出する冷却材熱量のわずかな変化が敏感に飽和圧力計算（その領域での圧力）に影響し、次の繰返し計算の流入・流出量に影響するためである。この時間においては、比較的大きな体積を持つダウンコマ圧力ですら微細な振動を示して居り、このため Fig. 2.2.2 に示すように蒸気クオリティデータが時間的に多少振動している。しかしながらこの振動はいわゆる計算機のトランケーションエラー、あるいはラウンドオフエラーによる不安定性振動ではない。この時刻での計算繰返し時間 0.5 ms は、上記圧力振動の周期（最低約 10ms 程度）に比較して充分短いし、繰返し時間ごとに計算される圧力はなだらかな減衰振動を示しているのである。時刻 6 秒以降の流出流量の振動については、これ以上のことは述べられない。しかし実際の流出流量の大きさ自体が、この程度の範囲にあらうことは充分予想できるのである。

なお、時刻 3.75 秒において、ダウンコマに接続する破断口の流出流量に小さなピークを生じているが、これはダウンコマから供給される冷却材が飽和水からエンタルピの高い蒸気-水混合物に切替る結果、一時的に配管内エンタルピが上昇し、圧力が高くなるためである。

また、同様に下部プレナムに接続する破断口の場合は時刻約 0.3 秒でより大きなピークを生じている。この配管部分では破断後冷却材の流れが定常状態の流れの方向から逆転するが、この逆転が完了するまでの時間では冷却材の慣性により下部プレナムと配管の接続点 (Jun. 12) における流れは破断口の流出に追従せず時間遅れを伴う。先に述べた時刻約 0.3 秒はこのため下部プレナムと配管の間の圧力差が最大に達し、下部プレナムから大量の水が破断配管領域に流入した時刻で、破断口からの流量ピークもこのために生じたものである。これらについても 3.2 に詳述するが、一時的に破断配管内圧力は約 1150 psia に到達しているのは極めて興味深い。

2.2.2 炉出力変化

ブローダウンに伴って炉心で発生するボイド量変化、また冷却能力の変化により生じる燃料温度変化は、原子炉に反応度変化をもたらし炉出力に変化を与える。また、スクラム機構により制御棒も挿入されるので、ブローダウンに伴ない炉出力は複雑に変化する。

RELAP-3 では、これら反応度変化に伴ない炉出力（核分裂量）変化を点状動特性計算で解析する他、F.P. が発生する β 線・ γ 線による発熱を加えて時間的な出力変化を計算している。

Fig. 2.2.4 は、炉出力変化および反応度量変化を示した図であるが、比較のためにインプットした制御棒挿入による反応度変化を付加した。

Fig. 2.2.4 が示すように、炉出力は 0.03 秒頃より急激な変化を開始し、時刻約 0.4 秒には約

10 MW に低下する。以降の変化は F.P. が発生する熱量変化に主体的に依存しており、時刻 40 秒での出力は約 3.7 MW である。

Fig. 2.2.4 に示す時刻 0.4 秒迄の急激な出力変化が、原子炉の自己制御性による負のフィードバック反応度に依ることは、添示した制御棒挿入による反応度補償曲線との比較から明らかである。また、後に説明するように、燃料平均温度変化 (Fig. 2.2.8) がこの時間中はほぼ一定であることからみて、この自己制御性は減圧に伴う炉心内ボイドの増加による反応度補償であると考えられる。

なお、4.4 に述べるように、JPDR-II の場合 DNB 発生時刻は約 0.12 秒と考えられるが、この時刻における炉出力 (約 24 MW) は、定格出力 (90 MW) に較べて極めて小さなつっている点は充分注意すべきである。

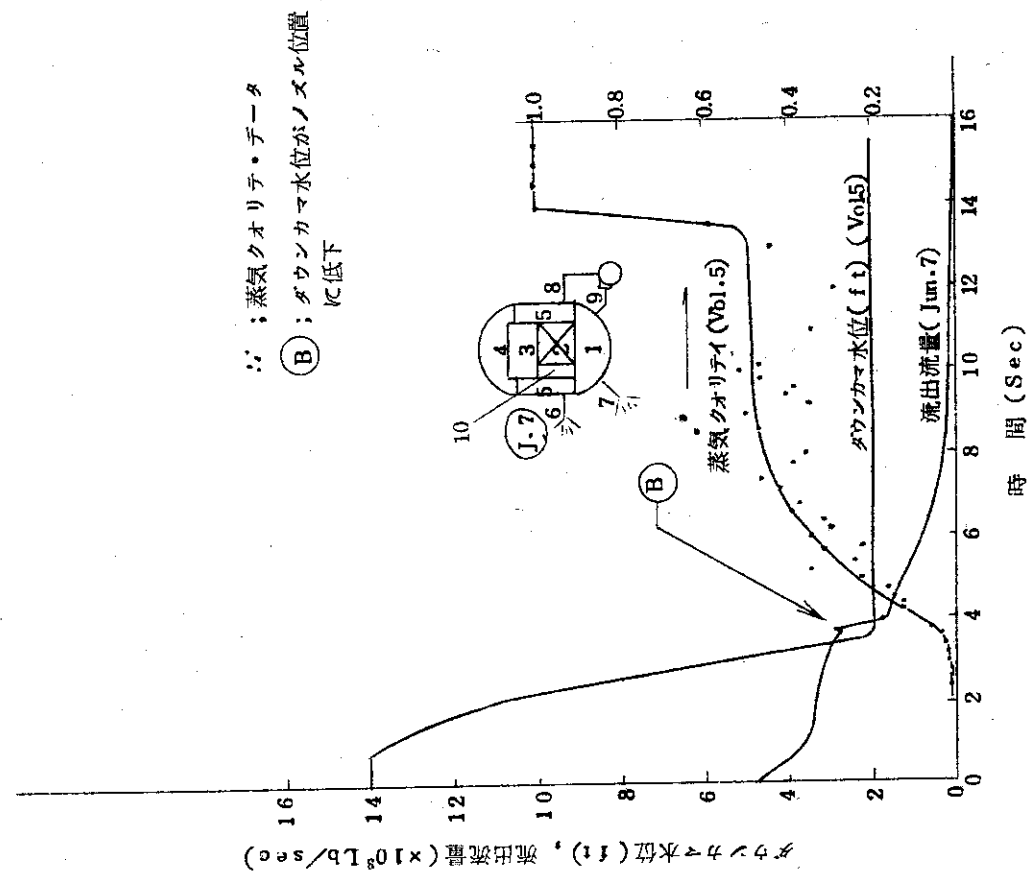


Fig. 2.22 流出流量, 水位, 蒸気クオリティの関係図 (RELAP-3 計算結果)

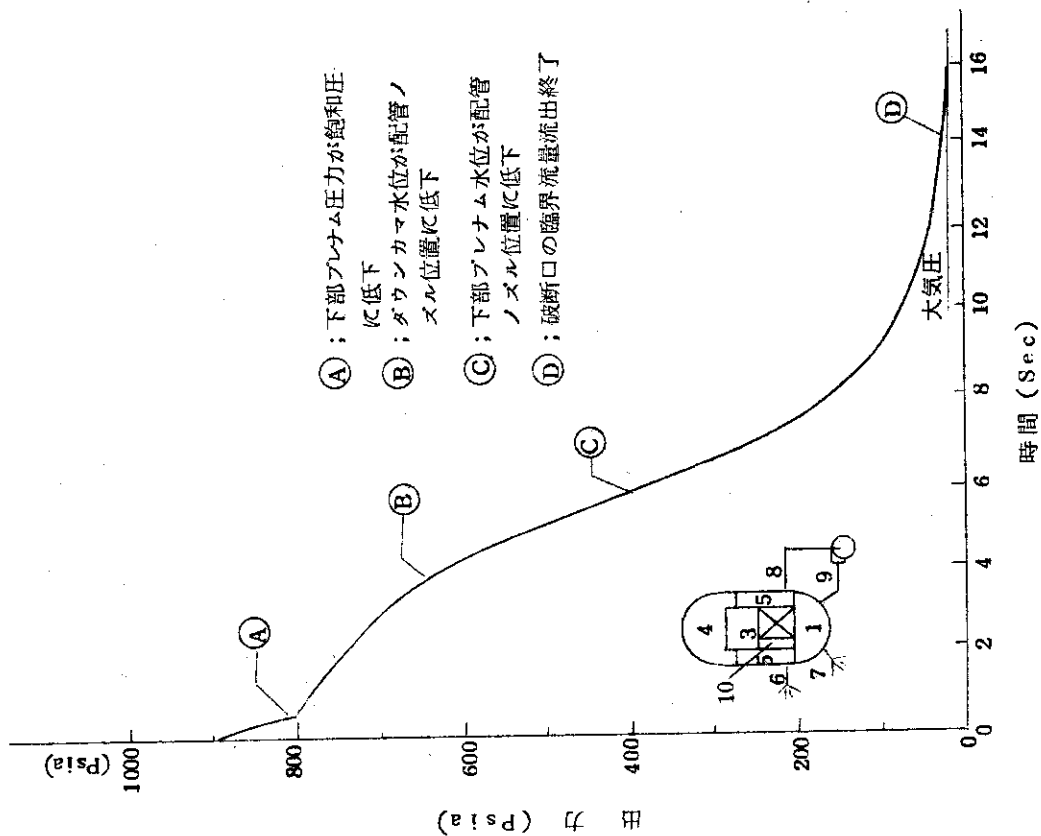


Fig. 2.21 プローダウン時の圧力変化 (RELAP-3 計算結果)

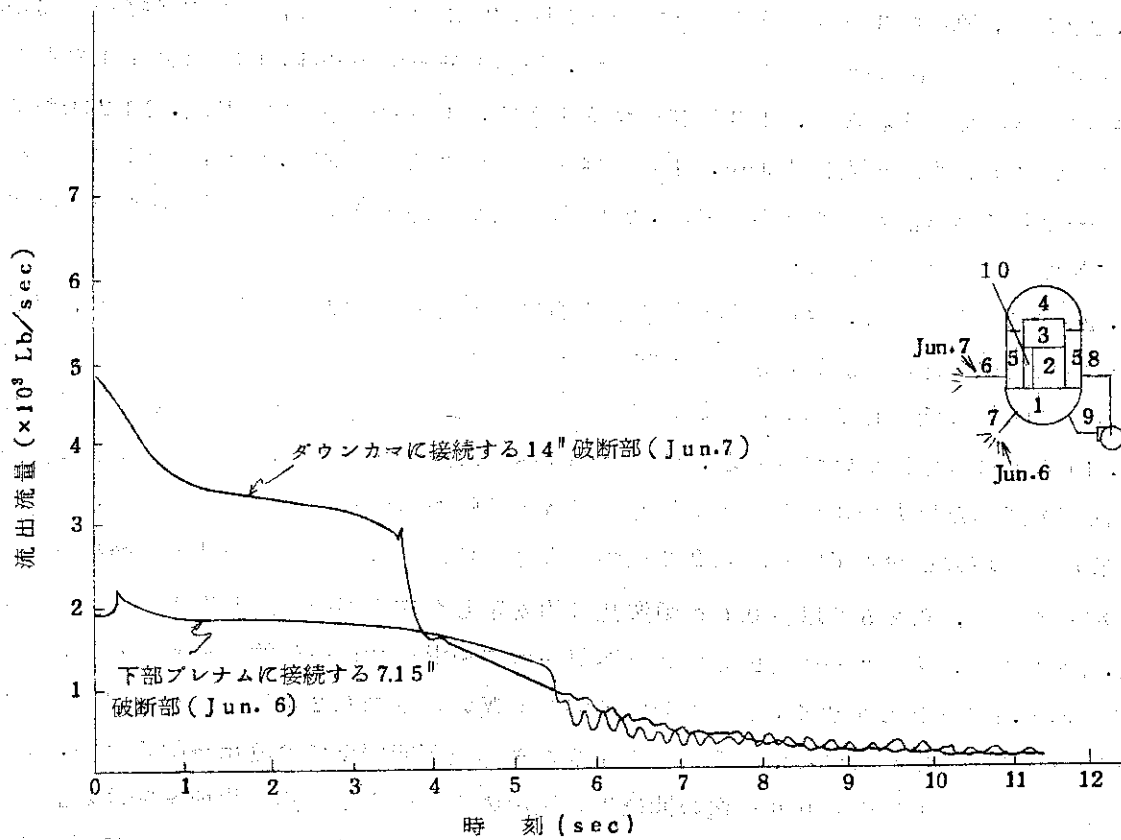


Fig. 2.23 破断部からの流出流量 (RELAP-3計算結果)

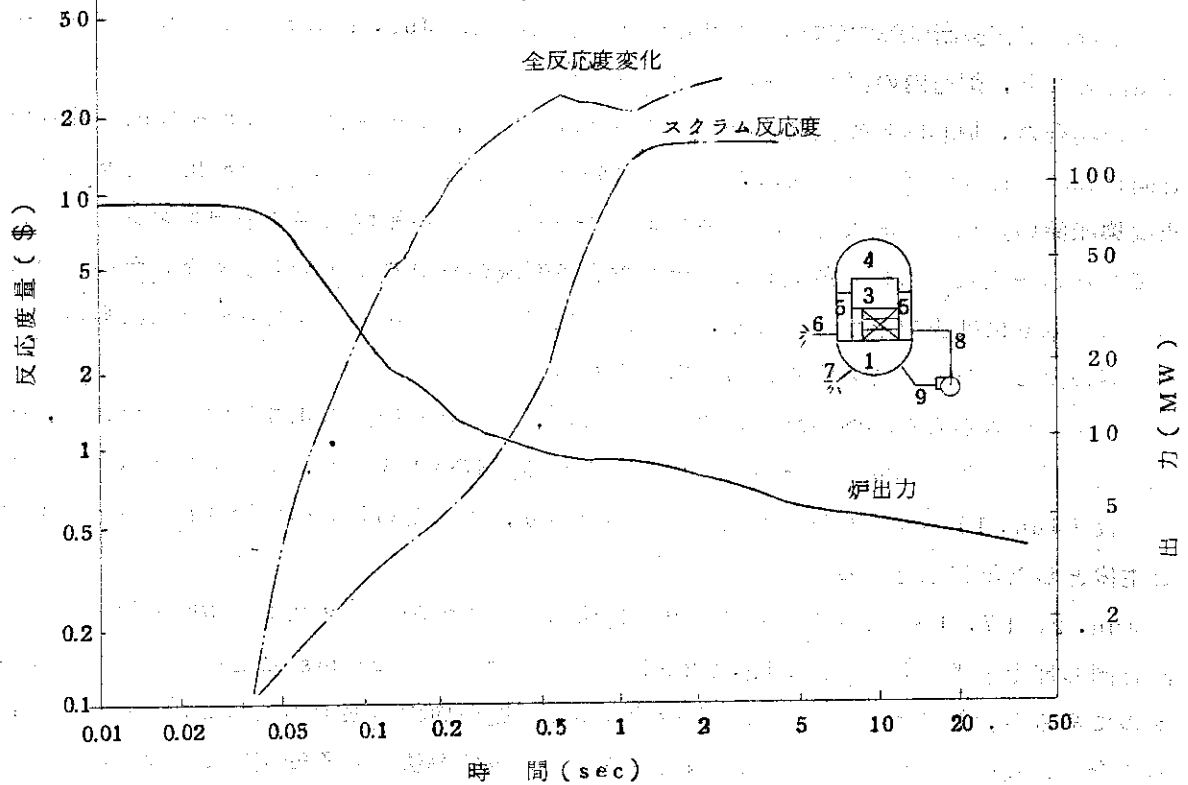


Fig. 2.24 出力変化と反応度変化図 (RELAP-3計算結果)

2.2.3 炉心ブローダウン挙動と熱伝達率変化

2.2.1では、1次系全体についての圧力変化挙動および破断部分での流出流量について述べた。本節では、破断口からの冷却材流出が炉心に与える影響について述べる。

Fig. 2.2.5は、炉心を3領域に分割した場合 (Fig. 2.1.2(回)参照)の、炉心内各接続点 (Jun.) における流量を示した図である。この図において、炉心中央領域 (Vol. 11) は約1.4の軸方向出力係数を持っている。なお、4.3に詳述するように、1領域炉心計算 (Fig. 2.1.2(イ)および(ロ)) においても、炉心出入口 (Jun. 1および18) での流量は Fig. 2.2.5に示す流量と極めてよく一致している。このことから Fig. 2.2.5に示した炉心流量についてのこれら計算結果は充分信頼できるものと考えられる。

Fig. 2.2.5に示すように、破断と共に炉心を上方に流れる冷却材流量は急速に低下し、時刻80 ms頃には逆流となる。この逆流開始時刻が炉心上部の接続点 (Jun.) ほど遅れると共に、また逆流する流量も低下している点は炉心内の流れを検討する上で示唆的である。下部格子板 (Jun. 1) の流量変化についてみると、時刻260 msには逆流は最大値に達している。この時刻は、前節で述べた出力変化から考えて炉心内で減圧沸騰が開始し始める時刻であり、ボイドが初期値以上に増大し始めている。4.2で述べるような理由により、炉心の逆流を誘起した圧力差が縮まるので、0.25秒以後0.6秒頃迄比較的安定した逆流が続く。他方炉心上部格子板 (Jun. 18) では、ライザーに流出していた蒸気-水二相混合物が一時的に逆流するが、流量としては Jun. 1に比較して少く、また逆流開始時刻も遅い。時刻0.24秒頃の炉心内減圧沸騰開始と共に一時的に順流に戻っている。このような炉心上下接続点での流出挙動のため、炉心全体としては時刻0.1秒から0.6秒迄の間は減圧沸騰を行いながら逆流状態を続ける。

時刻0.6秒頃に達すると、下部プレナムにおける未飽和減圧が終了し飽和減圧に移行する。(Fig. 2.2.1参照) 下部プレナム体積は極めて大きいので、下部プレナムの飽和減圧に必要な流出流量は下部破断口だけでは充分放出し得ない。このため Jun. 1 における流れは再び逆転して順流となり、炉心内の流れも順流に転じる。

この場合の、炉心内各接続点 (Jun.) における流量は、ブローダウン開始後逆転に移る場合と同様に時刻遅れを伴うと共に、上方の接続点に到る程広がりを持った流出量となっている点は興味深い。恐らく流入冷却材の平均エンタルピが炉心各領域の持つ平均エンタルピに比較して少ない-流入冷却材の蒸気クオリテが炉心各領域の蒸気クオリテより少ないため、流入する流量の割りに圧力上昇が少なく、次の領域に多量の流量を流出させるためにはある時間燃料からの熱の供給を必要とするためと考えられる。

下部プレナムから炉心への冷却材の大量流入は、時刻0.6秒から1.5秒頃まで継続し、それ以降は少量の冷却材が安定した量で炉心に送られる。時刻1.5秒は、下部プレナム水位が下部格子板 (Jun. 1) から離れ低下し始める時刻であり、このため炉心へ供給される冷却材も蒸気を主体とした飽和水となる。

Jun. 2, 17, 18 にみられる時刻2秒近傍の流量の振動は、2.2.1の破断管流出流量の振動と同じ理由と考えられる。Fig. 2.2.5に示したプロットは20 ms ごとデータのつないだものであるが、計算上では場合により最低5 ms 程度の周期の振動が生じている。しかし、この場合も、繰返し計算時間は0.05 ms であるので、数値解法上の不安定性ではない。

また、4.2で詳述するように、この時刻の上部格子板の流量の振動は、炉心体積を1領域に区切った計算にも現れており (Fig. 4.2.1参照)、かつ極めて類似していることから見て、2秒前後に現れる炉心格子板 (Jun. 18)での流出流量は、これら振動の中間にあると考えて差支えないであろう。

Fig. 2.2.6およびFig. 2.2.7は、これまで検討を加えた炉心流量変化に基いた熱伝達率をプロットした図である。

Fig. 2.2.6は DNB 開始点の説明のために、表面熱流束変化と DNB 熱流束を比較して示した図である。RELAP-3においては DNB 熱流束の計算に Barnett の式を直接または修正して使用している。Fig. 2.2.6 に示すように、DNB 熱流束が急速に低下し表面熱流速を下回る時刻 (0.12秒)は、Fig. 2.2.5 から明らかなように、炉心中央部の冷却材の流れが正から負に移る時刻—即ち冷却材流量が零に近くなる時刻—に一致する。

なお DNB 発生後逆流により DNB 熱流束が再び上昇することは Fig. 2.2.6 に示す通りであるが、本解析 (3領域炉心計算) およびその逆の計算結果においても、例外を除いて DNB 発生後は膜沸騰熱伝達領域に移行している。

Fig. 2.2.7 は DNB 発生後の膜沸騰熱伝達率を 10 ms ごとにプロットした図である。目盛りの都合上 100ms の間にある 10 個のデータを同一時間軸にプロットした。すなわち 210ms ~ 300ms の間のデータは時間軸 200ms の所に打ったものである。

4.4に述べるように、Fig. 2.2.7 に示した方法で熱伝達率を比較すると、計算した主要なケースすべてに渡ってほぼ同じ結果が得られている。

熱伝達率変化について、炉心流量変化との対応で説明を加えると、図中点④は炉心流量が逆流となり最大流量に達した時刻のデータで、以後 0.6 秒頃迄の安定な逆流時間では 40 ~ 60 BTU/hr. ft²・°F 程度の膜沸騰熱伝達率を保っている。点⑤は、下部プレナムが飽和状態となり、大きな順流が発生した点である。点⑤から点⑥迄の間の時間は、圧力変化 (Fig. 2.2.1) で説明したように、飽和水の流出する比較的ゆるやかな減圧時間である。このため熱伝達率の変化も比較的安定している。このうち、点⑤から点⑥迄の間は、下部プレナムから主として飽和水が供給され炉心流量変化 (Fig. 2.2.5) で比較的大きな順流が記録されている時間に対応する。しかし点⑥に到ると、水位が炉心下部格子板から離れ炉心への供給流量は低下する。このため炉心内の流れは主として減圧沸騰による冷却材の移動が主体であり、計算される熱伝達率は 20 ~ 5 BTU/hr. ft²・°F 程度に低下すると共に多少ばらつきがみられる。

点⑦は、ダウンコマ水位が配断口ノズルに到し、上部プレナムから蒸気が流出する時刻である。2.2.1 減圧挙動で述べたようにこの時刻より減圧挙動は激しくなる。このため炉心部分および下部プレナムの冷却材の減圧沸騰はより激しくなり、この流れが上部プレナムに送られる。いわゆるフラッシング冷却である。熱伝達率は 80 BTU/hr. ft²・°F 程度に迄一時的に上昇し、フラッシングの度合に応じて 20 ~ 50 BTU/hr. ft²・°F の値となる。

点⑧は下部プレナム水位が破断口ノズル位置に達し、下部破断口から多量の蒸気が流出する時刻である。このため、炉心部での流れは複雑となり、上部格子板からは上方に蒸気*が、下部格子板からは下方に飽和水*が流れる。この時間以降の炉心流量は時間的に変動が激しく熱伝

* 比較上書いた。正確には上方には蒸気の多い二相流であり下方には飽和水を主体とした二相流である。

達率も Fig. 2.27 にみられるようにほぼ 1 桁の範囲で変動を繰返しながら傾向としては低下して行く。

時刻約 5.5 秒以降の熱伝達率についての詳細は不明である。計算結果では、点⑥（時刻約 7 秒）に到ると炉心内に残っていた飽和水は完全に下部プレナムに放出され、蒸気冷却状態となっている。このため領域間の圧力計算の微小変化が大きな蒸気流速変化をもたらすので熱伝達率はより大きく振動する。

しかしながら、これまで幾度も説明したように、計算繰返し時間は圧力振動（微少な）の周期に比較して充分小さく取っているので、Fig. 2.27 に示した振動はいわゆる数値解上の不安定な結果ではない。また計算される熱伝達率の傾向が、圧力低下と共に低下して居り、時刻 12 秒～13 秒頃（炉心圧力 30～40 psia において）には平均的に $5 \text{ FTU/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F}$ 程度に低下している結果と比較して、それ程大きな誤りがあるとは考えられない。（ $5 \text{ BTU/hr}\cdot\text{ft}^2\cdot^\circ\text{F}$ ）は、FLECHT 実験解析コード THETA-1B において信じられる最低の熱伝達率と仮定している値である）。

以上述べたように、RELAP-3 が計算する DNB 以降の膜沸騰熱伝達率変化については、炉心流量変化との対応において時刻 5.5 秒以前では充分な説明できる変化であり、時刻 5.5 秒以後においても平均的にはほぼ妥当な値と考えられる。なお、RELAP-3 の計算する膜沸騰熱伝達率計算は Dougall-Rohsenow の式に基いて居り、燃料体からの輻射熱伝達率は考慮されていない。

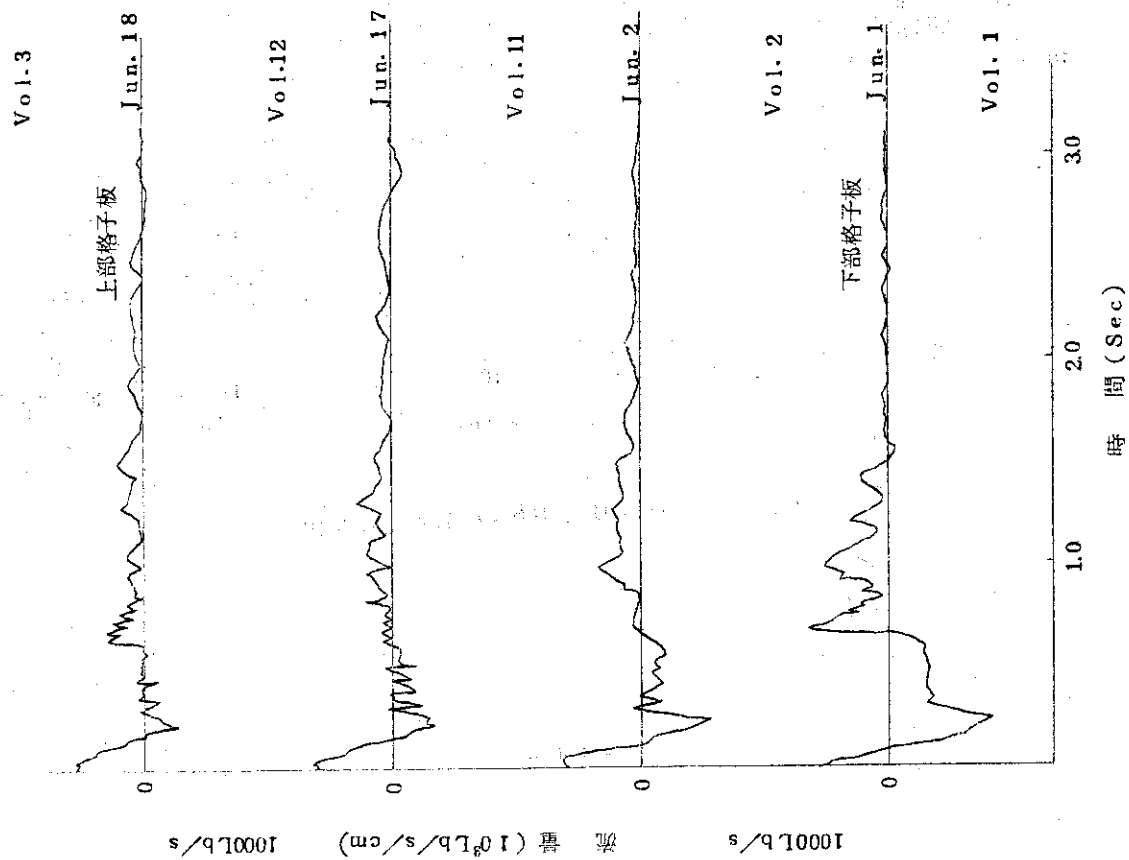


Fig-2.2.5 プロードダウン初期の炉心流量変化

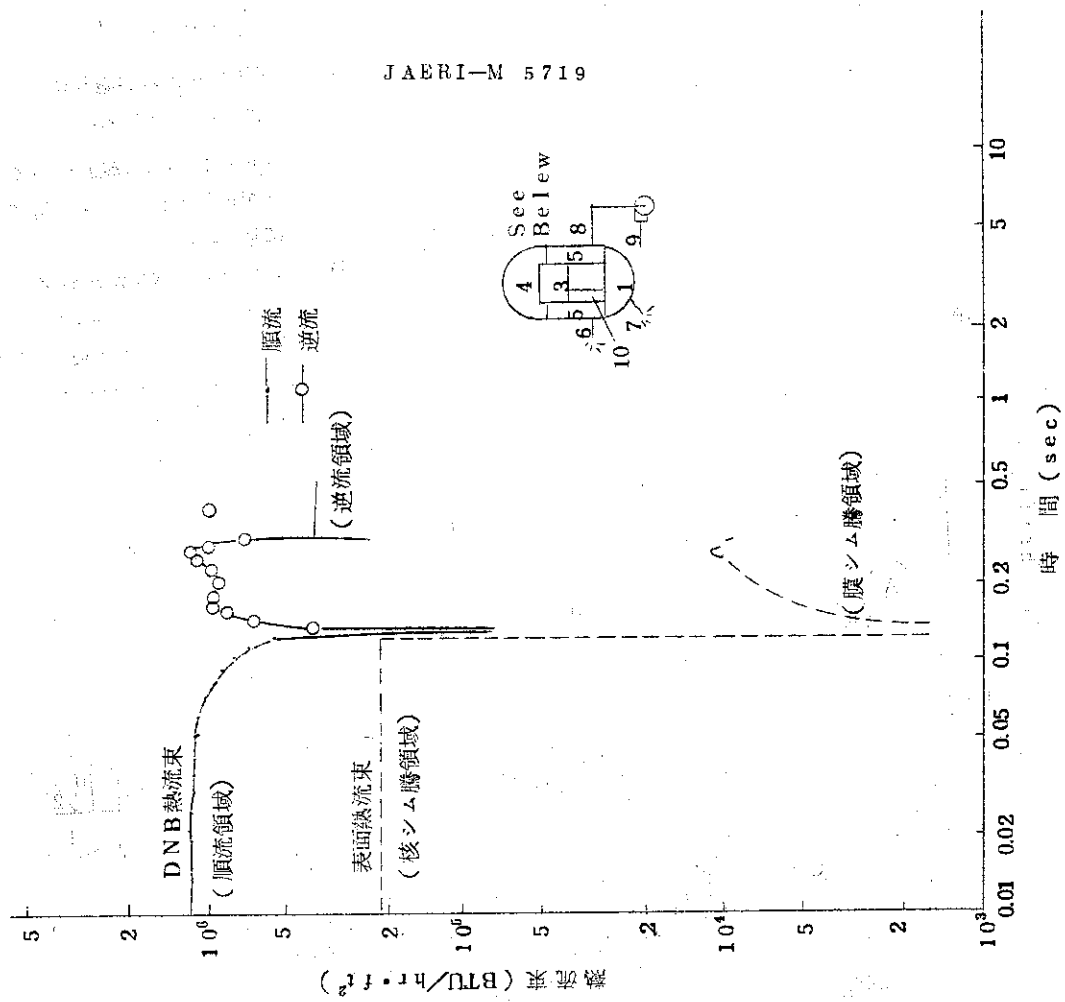


Fig-2.2.6 DNB熱流束変化と表面熱流束変化

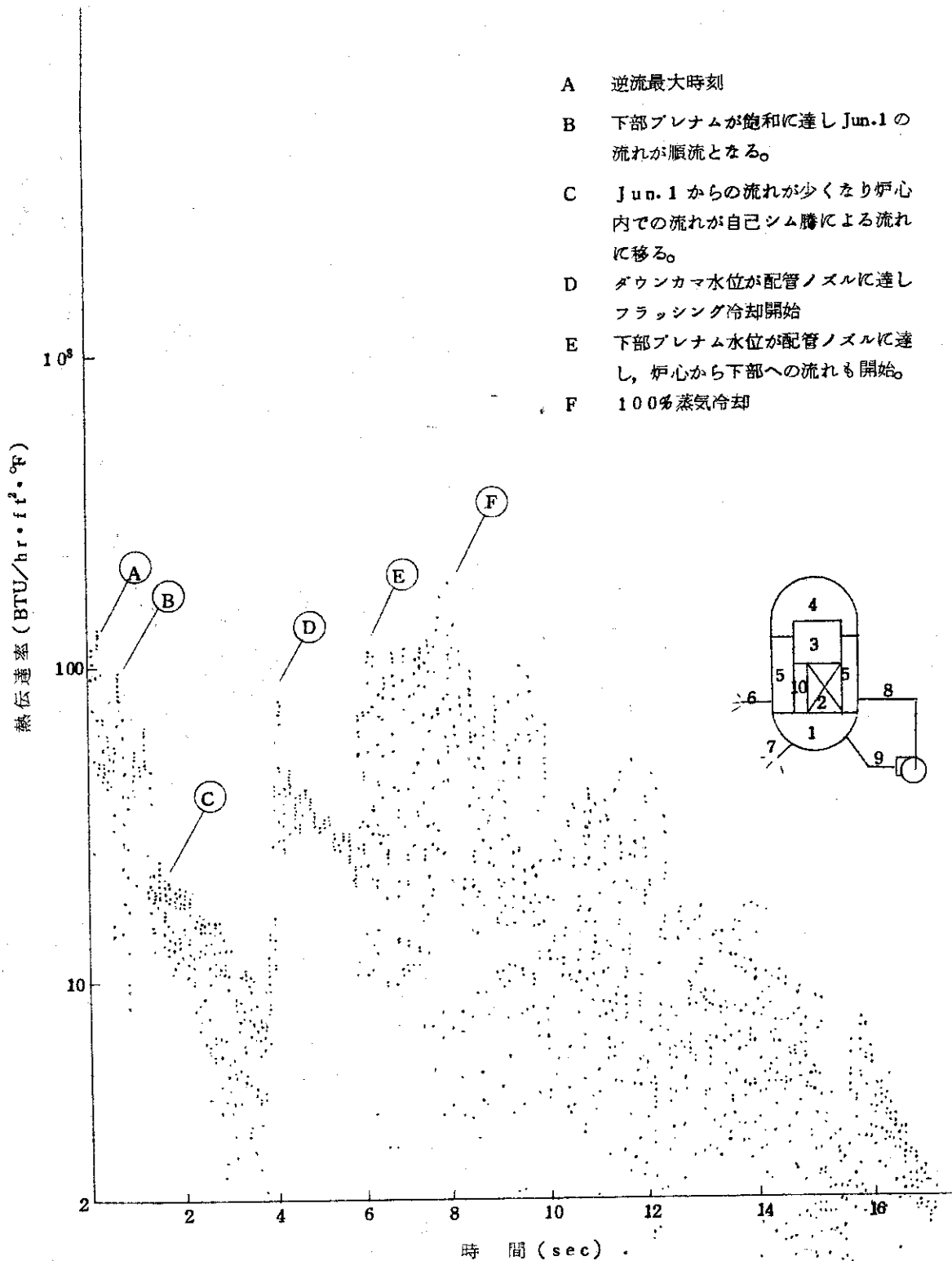


Fig. 2.27 DNB 発生後の熱伝達率変化

2.2.4 燃料温度変化

Fig. 2.2.8は、ブローダウンに伴う燃料温度変化を示す図である。最大発熱部分（出力係数2.2）については燃料中心温度，平均温度，クラッド表面温度を，平均出力燃料についてはクラッド表面温度についてのみ示した。

なお，Fig. 2.2.8に示した最大発熱部分の温度計算は，2.1で述べたように，出力係数が2.2となるよう炉心の発熱長さを縮小して求めた結果である。4.4に示すようにDNB発生後の熱伝達率変化は，その他の計算（3炉心領域計算，1炉心計算）ケースとよく一致しているし全体的なブローダウン挙動についても差はみられないので，結果は充分信頼できると思われる。

また，数値解の不安定が生じたため途中で計算を中止した。炉心内に出力係数2.2の小領域を設けた計算結果が示す熱伝達係数挙動について述べると，出力係数の大きな小領域での熱伝達係数は平均炉心の値より充分大きい。この理由としては，1つには蒸気クオリティが高いため流速が大きいためであるが，他の理由として計算体積が小さいため計算される圧力振動が他の領域に較べてより大きく，このため流量変化もより大きいためである。いづれにせよ，厳密な炉心区分を行った計算では，高出力密度領域の熱伝達率が大きな値を取っていることから考えて，平均炉心の結果を採用した本計算結果がより安全側の解析であることは述べられよう。

Fig. 2.2.8が示すように，燃料中心温度の低下は，炉出力の低下により，十数秒後にはクラッド表面温度との差をほぼ一定に保ちながらゆるやかに上昇し始める。燃料平均温度は，発熱量変化，冷却量変化の影響のため，至細に検討を加えるとブローダウン初期に複雑な上昇，低下を繰り返すが，時刻16秒頃からはほぼ一定割合で上昇する。この上昇率の平均は約 $6.9^{\circ}\text{F}/\text{sec}$ である。

クラッド表面温度は，DNB発生と共に急激に上昇し，4秒後には 1300°F に達する。熱伝達率の変化に伴って時刻8秒頃までは上昇・低下を繰り返すが大きな温度変化ではない。時刻8秒以降は熱伝達率の低下に伴って上昇し，時刻20秒頃以降は平均温度と約 10°F の差を保ちながら上昇をつづけている。

以上の結果は，出力係数2.2の領域の燃料温度である。平均出力燃料についてみると，燃料表面温度上昇は30秒においても 923.5°F にまでしか上昇せず，温度上昇率は $3.56^{\circ}\text{F}/\text{sec}$ である。

Fig. 2.2.9は，これら温度挙動の妥当性を検討するために，原子炉の発熱量と冷却量についての時間的關係を示した図である。冷却量については熱伝達量の時間平均から求めてプロットしたものである。

Fig. 2.2.9が示すように，DNB発生点は原子炉の出力低下が始った後に生じて居り，この間は冷却量が上廻る。DNB発生から時刻3.8秒（ダウンコマ水位低下によるフラッシング冷却開始時刻）迄は，ある程度の冷却能力はあるものの，クラッド表面温度の上昇も充分でなく，また飽和水温度も高いために，熱伝達率の大きさにもかかわらず冷却能力は充分ではない。3.8秒以降フラッシングが開始すると冷却能力は再び発熱量を上廻り，JP-IIの場合これまでの冷却能力不足による発熱負債を返却している。時刻約5.5秒で一時的に冷却能力が低下しているのは，下部プレナムへのフラッシングによる変動のためである。時刻8秒以降（炉心蒸気冷却）になると冷却能力は低下し始め，10秒以降は再び発熱量が上廻る。そして時刻16

秒頃からはほぼ完全な断熱状態に至る。

Fig. 2.2.9の結果を基に、Fig. 2.2.8に示す炉心平均温度変化、表面温度変化をみると、完全な断熱状態以後これらが一定温度で上昇をつづけることが納得できる。RELAP-3の計算結果では、ピーキング係数2.2の位置でのクラッド表面温度は、時刻30秒において1549°Fであり、40秒において1584°Fである。このまま炉出力が変化せず発生するとしても、クラッド温度の制限値2300°Fに到達する時刻は108秒後、すなわちブローダウン開始後138秒であると計算できる。

これ以後の燃料温度計算はRELAP-3で行っても無意味である。何故ならばECCS水注入を行えば飽和温度が低下するため炉心圧力は大気圧以下となる。RELAP-3においては破断口からの空気流入計算を行わないため、実際現象と異なった解析となる。以降の燃料温度計算は、ECCS熱伝達率を考慮に入れたヒート・アップ解析コード（恐らくTHETA-1B, MOXY, ECCSA等）又はGE等で採用されている輻射熱伝達を考えたドライ・アウト・モデルの結果を待つのが妥当であろう。

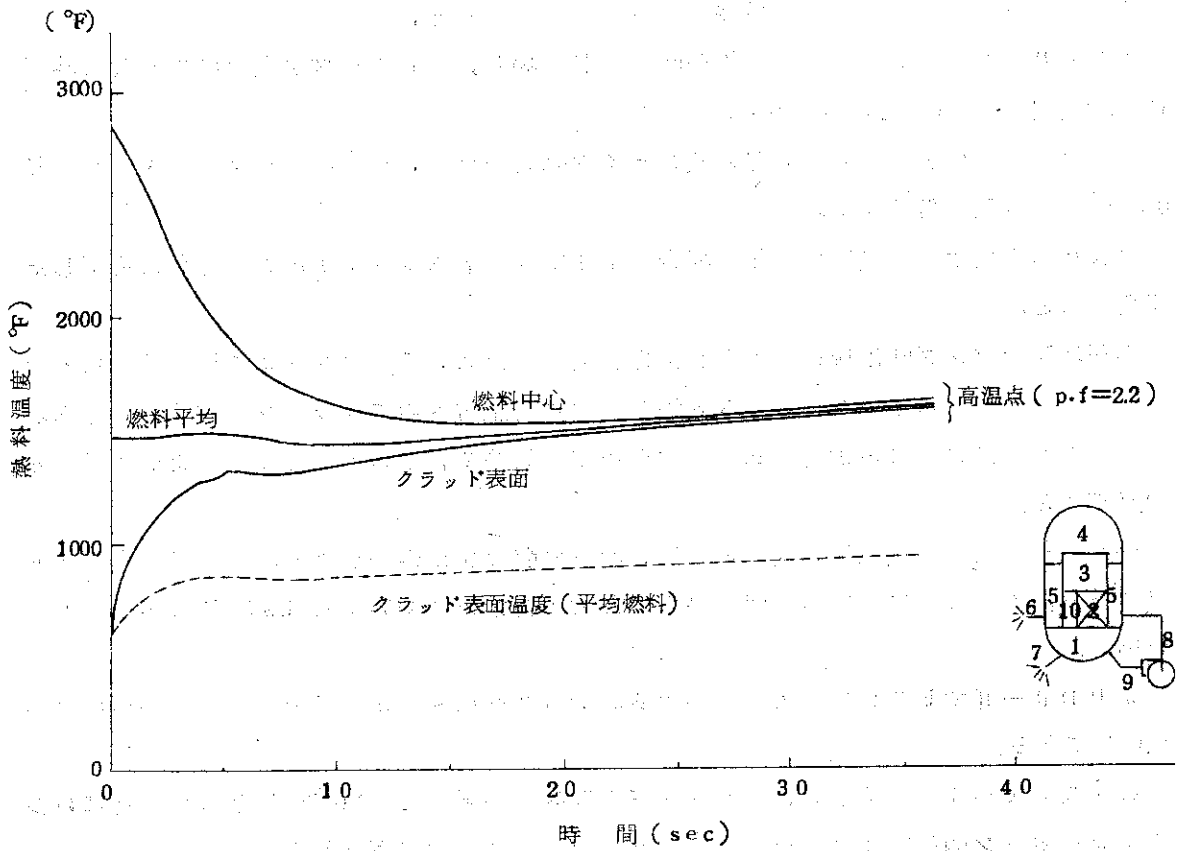


Fig. 2.2.8 ブローダウン時間中の燃料温度変化

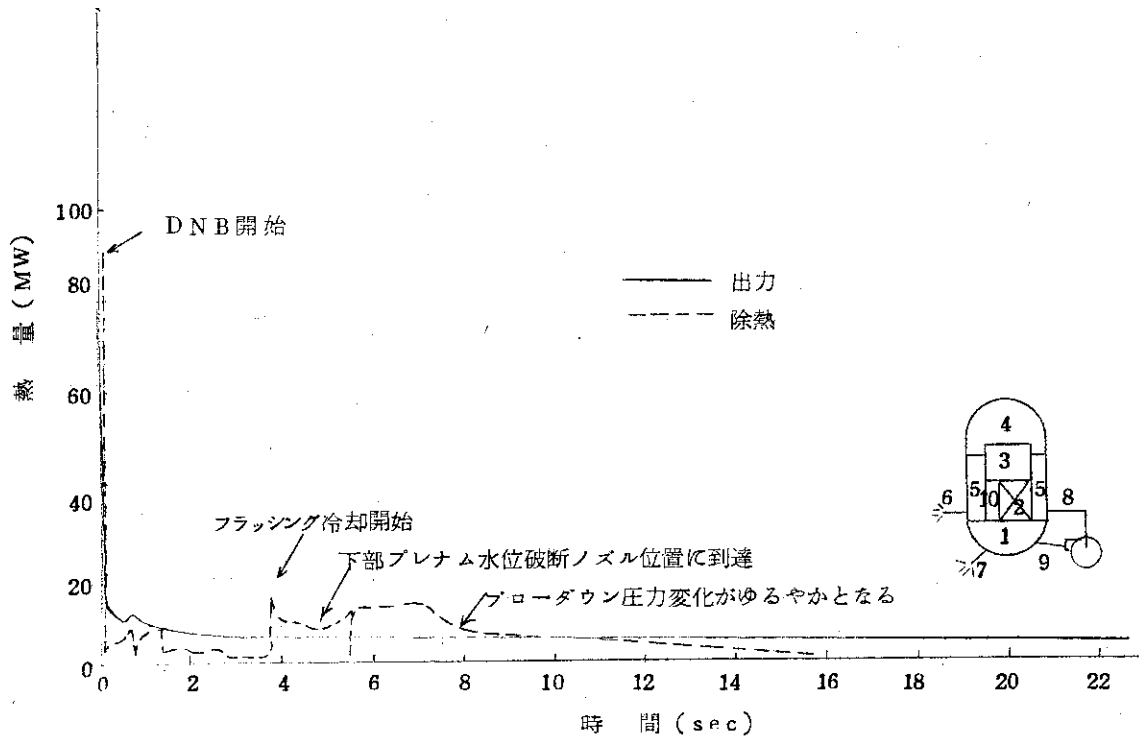


Fig. 2.2.9 ブローダウン時間中での出力と除熱量変化

2.3 JPDR-IIブローダウン解析の結論

以上述べて来た計算結果について重要な点をまとめてみると、

1. JPDR-IIプラント再循環配管破断が生じた場合、炉心冷却材が完全に失われる時間は、 $C_D=1$ とした場合約20秒である。

2. 冷却材の流出にともなう生じる負のボイド効果のため、炉心出力はブローダウン直後約30msから急激に低下する。

3. DNBが発生する時刻は最も早い場合でも120ms後であり、炉出力が十分に低下した後の現象である。

4. 再循環配管ポンプ吐出側に設けられた縮流装置のため、下部プレナムの圧力低下はダウンカム圧力低下よりゆるやかで、時刻3.8秒後には炉心上方へのフラッシング減圧が生じる。このフラッシング効果による炉心冷却能力は極めて効果的で、この時刻までの冷却能力負債を十分に返却する。

5. 炉心冷却能力が断熱状態に達するのは、流量の臨界流出が失われる時刻とほぼ同じ16秒以降である。この状態における温度上昇率は最大出力領域においても $6.95^{\circ}\text{F}/\text{sec}$ にしか過ぎない。

6. JPDR-IIでECCS注入が開始する時刻30秒におけるクラッド表面最高温度は 1549°F である。

7. 以上5および6の結果から、クラッド表面温度が制限値 2300°F に到達する迄には少くともブローダウン開始後138秒の時間が必要であることが計算される。

3. ブローダウン挙動について

3.1 2の結果とその他の結果の比較

1次系破断事故による炉圧力のブローダウン挙動の解析にあたってRELAP-3を使用して可能な限り実現象に近い結果と確信できるものを得るために最初に考えかつ最後まで問題となるのはまず計算モデルとそのインプットの妥当性の検討である。このことはRELAP-3においては、区分される領域 (Volume) の選択である。すなわち複雑な形状をした压力容器内部および配管部分を単純化された多ポイントのモデルにするためどのような領域区分を考えるかが計算結果にとって極めて重要な意味を持つ。JPDR-IIブローダウン解析に先立って、まずFig. 3.1.1に示した領域区分を考え各々について計算を行ってみた。

M-1は全体5領域とし、破断口は压力容器のノズル部で両端破断とし、健全側再循環ループの体積は下部プレナムに含めたモデルで計算ケースは図に示すように1-3, 2-1, 2-2である。M-2はM-1に配管部分を領域として追加しノード数をふやして9領域にしたものである。破断部は再循環ポンプ吸込側としている。後で述べるようにブローダウンに対して配管の抵抗を考えるとブローダウン終了時間が非常に延びて事実上破断口面積を小さくしたと同じ結果を示している。M-3-1, M-3-2は各々M-1, M-2で炉心部のチャンネル外流路を領域として考えたモデルである。即ち、炉心のリーク流を考慮し、これが炉心部の平均ボイド率と流速に及ぼす影響を調べたものである。この場合、燃料温度の過渡変化に与え大きな相違がみられる。以上M-1, M-2, M-3は領域の数を増やして行った場合に結果として圧力変化がどれだけ違って計算されるかを調べる目的で作成したモデルである。これに対してブローダウン時間中の燃料被覆温度変化を調べる目的で炉心発熱部分を細かく分け、出力ピーキングを考慮して、これにクオリティと流速の影響をみようとしたのがM-4-1からM-4-4である。なお領域区分の他にインプット作成上不明確な点を持ち結果にかなりの影響を及ぼすであろうと予想される諸点を下記i), ii), iii)について調べてみた。

- i) 流出抵抗係数によるブローダウン時間の延び
- ii) 気泡パラメータの違いによる影響
- iii) 流路の抵抗係数の違いによる影響

なお上記のパラメータ計算結果を比較するに当たって、下記の項目i)~vi)を中心に検討することにする。

- i) ブローダウン終了時間。破断口からの流出流量が無くなる時間をとる。
- ii) 但し計算ケースによっては時間打ち切りのためその前で計算が打ち切られたものも多いので炉心の圧力が100 psiaに下がるまでの時間。を参考データとする。
- iii) ダウンコマ水位が破断口位置まで下がる時間。Fig. 5.2.1に示されるように、水位が破断口まで下がると冷却材の流出は2相放出から蒸気放出 (又は高いクオリティの2相流放出) に変わり、圧力降下速度が急に速まり、圧力変化に変曲点ができるので、全体を示す上でよい指標となる。
- iv) DNB発生時間、RELAP-3の計算結果からみると炉心流量が急激に下がり、逆流になっている時点で起っているのが普通である。(一度DNBが発生した後再び旧態の冷却方式

に回復する点については4.3でふれる)。従ってDNB発生時間は初期の流量変化の指標となり、また燃料温度上昇を支配するものである。

V) 5秒までの流出流量

VI) 10秒までの流出流量

I) からVI) までは相互に相関々係を持つものであるが一応これによってモデルの差によるブローダウン挙動の概括が定性的にも定量的にも把握できよう。

以上の各ケースについて、ケース番号と主な計算仮定および上に述べた主要な結果はApp. 4に示した。

以下これについて検討を加えてみる。

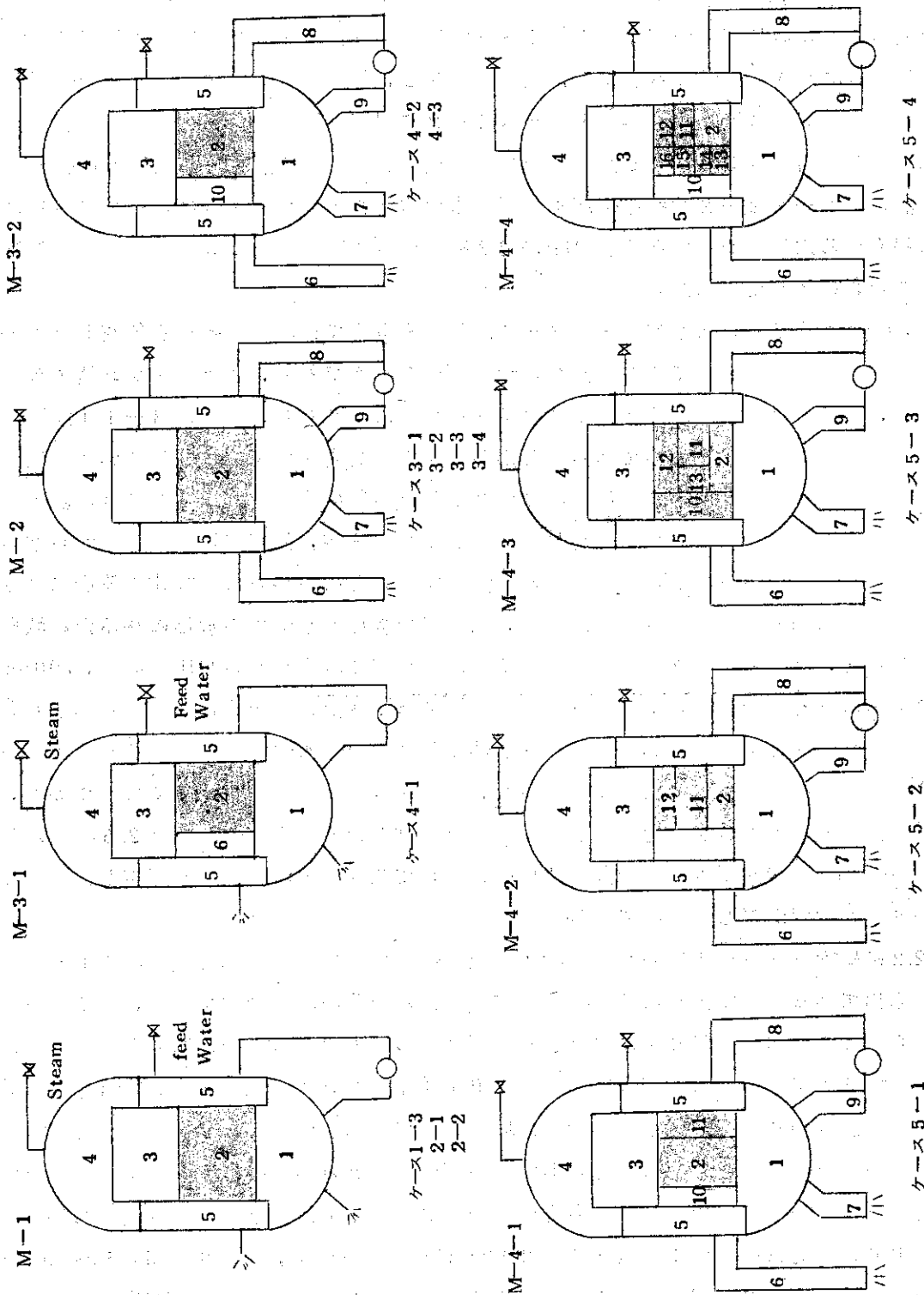


Fig. 3.1.1 各ケースにおけるVol.区分 (Jun.番号はFig. 2.1.2と同じ)

3.2 配管を含む場合と含まぬ場合の比較

再循環系配管の瞬時完全破断のブローダウン挙動に対して、破断口の有無が大きく影響する。これは原子炉圧力容器から再循環ポンプにつながるパイプ内の流路抵抗が大きいためであり、特に破断事故のような場合流速が定格時の約4～5倍にもなり、流速の2乗に比例して増大する抵抗は流出流量に大きく影響する。まず、配管を無視し、圧力容器のノズル部で両端破断としたケース2-2（5領域計算）の場合とケース2-2に配管の領域を加え破断口を再循環ポンプの吸込側としたケース3-1（9領域）の計算を比較してみよう。共に流出係数 C_D は1.0である。なおケース2-2では健全側ループの水の体積を下部プレナムに含ませているので一次系の保有する水量は同一である。Fig. 3.3.2にこの時の下部プレナム圧力および破断側配管の圧力変化を比較して示した。

まずFig. 3.2.1に示されるようにケース3-1（配管有り）では配管の抵抗を無視したケース2-2（5領域計算）に較べて圧力の減少がずっとゆるやかであり、ブローダウン終了時間で比較すると、ケース2-2（配管無し）では7.9秒であるのに対し、ケース3-1（配管有り）では15秒となり2倍にも延びている。しかしながら圧力変化曲線の形状についてはほとんど変わっていないのは注目すべきであろう。この共通した現象は次のように説明できる。下部プレナム水が飽和温度に達するまでは圧力の下がり方が急であるが、飽和に達したときから水のフラッシングにより圧力の下りがゆるやかになる減圧状況、破断口からの冷却水の流出によりダウンカマの水位が破断口のレベルまで下ると、二相流の放出から気相の放出に移るため減圧が激しくなる状況、フラッシングも一段と激しくなるがすべて流出され、減圧が続き、100psiぐらいまで下がるとその後はゆっくり大気圧まで下っていく状況が流出流量の差にもかかわらず同じ様に現われるためである。しかしながら当然下部プレナム水が飽和に達する時間はケース2-2（配管なし）で0.37秒であるのに対し、ケース3-1は0.5秒と長くなっており、時間的には流出流量の大きさが支配する。同様に水位が破断口まで下がる時間は2.5秒に対し3.6秒、100psiまで減圧される時間は4.9秒に対して7.5秒と配管長さを考慮した場合には、ブローダウン状況が著しく延びている。

Fig. 3.2.2にはケース3-1における破断側の配管部の圧力について示した。図中P6はダウンカマから出ている配管で破断口（流路7）につながる部分の圧力変化であり、P7は下部プレナムから出て破断口（流路6）につながる配管部分の圧力である。図には示していないが、領域1から領域5まで圧力容器各部の圧力は図のP1（下部プレナム圧力）と数psiの圧力差しか見られない。このことは炉心部を数個の領域に分けて計算した場合にも言えることでブローダウンの大まかな挙動に対しては圧力容器内部の細かいモデルの差は全体としてあまり影響しないことが分る。しかし配管部分の圧力変化曲線はP1の圧力変化とはかなり違った形を示している。P6の圧力は破断後1msecで約800psiaまで下がり、1秒では565psiaまで下っている。1秒から3.5秒までP1とP6の間には約200psiの圧力差が生じている。この理由は破断口から流出する流量の方がダウンカマ部から入り込む流量より多めになるためである。3.6秒でP6の圧力にピークが見られる。これはダウンカマ水位が破断口に達した時エンタルピーの大きな蒸気が急に流れ込むためである。Fig. 3.2.3に示したように、ここで流出流量にも小さなピークが現れ、以後流出流量は急減する。ケース2-2の場合、流路7から

の流出流路はダウンカマ一部圧力からMoodyの実験式を使って計算しているが、サブクール水が飽和に達する時間(0.37秒)まで圧力の減少が急でこのため流出流量も急に減っているが、この後2.5秒にダウンカマ水位が破断口に達し流量が急激するまではほとんど一定の流出流量になっている。ケース3-1(配管有り)でみられる流出流量のピークがケース2-2(配管無し)ではみられないのは配管がないためである。Fig. 3.2.3でケース2-2の方がケース3-1よりも流出流量が大きいのは、ケース3-1の領域6(配管部)の圧力が先に述べた理由で、ケース2-2のダウンカマ部よりも200psi近く圧力が低くなっているためである。ケース2-2(配管なし)では2.5秒以後ダウンカマ側破断口流量が振動しているがこれはダウンカマの水位が破断口のところで振動しているためと考えられる。水位が破断口以下に下がると蒸気流出に移り減圧が大きくなり続いてフラッシングで水位が上がると2相流放出になりこの繰返して起る振動とみられる。このため(ダウンカマ部)の圧力にも小さな振動が現れている。

Fig. 3.2.4に下部プレナム部破断口からの流出流量を示した。ケース2-2についてみると下部プレナム水が飽和に達する0.37秒までは下部プレナム部の圧力の急減に従って流出流量も減少し、次にフラッシングを始めてからダウンカマ水位が破断口に達し圧力の降下が急になる2.5秒まではゆっくりした変化で2.5秒以後は圧力の減少に従って流出流量も減少している。4.6秒で下部プレナム水位が破断口に達したと同時に流出流量は急減する。この時には既に炉圧は140psiまで下っておりブローダウンも末期であるため、ダウンカマ側破断口で現れたようなその後の流出流量の振動は極く小さなものになっている。ケース3-1では配管の抵抗とその体積の影響でこれとは違ってくる。流路6(破断口)の流出断面積は流路に設けられている縮流器を考慮しケース2-2およびケース3-1では、流路6(ダウンカマ側破断口)の流路断面積の0.6倍として計算している。このため初期の流出流量は破断口7に較べて両方のケース共に0.6倍になっている。しかし、1秒から2秒までの間では破断口7の流出流量がケース2-2の方がケース3-1よりも10001b/sec以上も多いのに対し、破断口6の方では同程度の流出流量になっている。つまり配管の領域がそれほど大きく効いていないということであり破断口7の方と比較して注目すべきである。Fig. 3.2.2から見られるように確かに領域6と領域7の圧力変化曲線は著しく違った様子を示しており、領域7(配管部)の方は下部プレナム部との間に領域6ほどの圧力差はなく、30psi程度の圧力差しかない。一方下部プレナム部とダウンカマ部の圧力変化曲線は数psiの差で一致しているのであるから、上に述べた領域6と領域7の圧力変化の差は領域7の流路の縮流器の影響と考えられる。縮流器によって流出流量が制限されるため圧力差が小さくなることが一つの要因である。領域7の圧力は下部プレナム水が飽和に達する0.37秒に鋭いピークを持っている。このピークは下部プレナムと配管部を結ぶ、流路流量の慣性が影響している。既に定常状態ではこの流れはポンプから下部プレナムに向かって流れているのに対し、破断後はこれと逆向きの流れに変わる。配管部はL/Aが大きいので、慣性が強く、流路12(下部プレナムとの結合部)の流量は、事故後0.3秒で最大になる。ここに流路12の流量に鋭いピークができています。一方破断口からの流出流量は、Moodyの実験式から破断口に直接繋がる領域の圧力とクオリティから定まり慣性を考えていないことと、また破断口が縮流器で絞られているため、0.1秒後からは大きな変化はない。こ

のため領域7の圧力は0.1秒まで一担下った後、再び圧力が上昇し、0.37秒で鋭いピークを示すものである。またこの圧力は下部プレナム水位が配管ノズル部に達した4.0秒の所にもピークを持ち、4秒以後は振動しながら減圧しているが、この振動の原因はノズルの位置で水位が振動するため、この流路口のクオリティに影響するためと考えられる。即ち水位が下つたときには領域7(配管部)に入り込む蒸気が増えて圧力が上り、反動で下部プレナム部の圧力が下がるとこの水位が上がるという現象を繰返しているためである。

流路6(破断口)からの流出流量は領域7の圧力の影響を受けて、0.4秒と4.0秒にピークを持ち、4.0秒以後急減するが、やはり正の振動のため、流量も振動している。下部プレナム水位が配管ノズル部まで下がる時間がケース3-1(配管有り)の方がケース2-2(配管無し)よりも早いのは、2.2秒までの破断口6の流量がほぼ同じであり、2.5秒以後はケース2-2の方が少ないのと、ケース2-2では健全側配管の水の体積を下部プレナム部に含めて計算したというモデル上の違いによっている。

以上のように配管を無視した計算では配管を考えた場合よりもブローダウン時間が非常に短くなる。そして後で述べるように、LOFTの(Semiscale Blowdown)実験との比較からみて、配管無しの計算は実際と違ってあまり苛酷すぎる結果となっている。

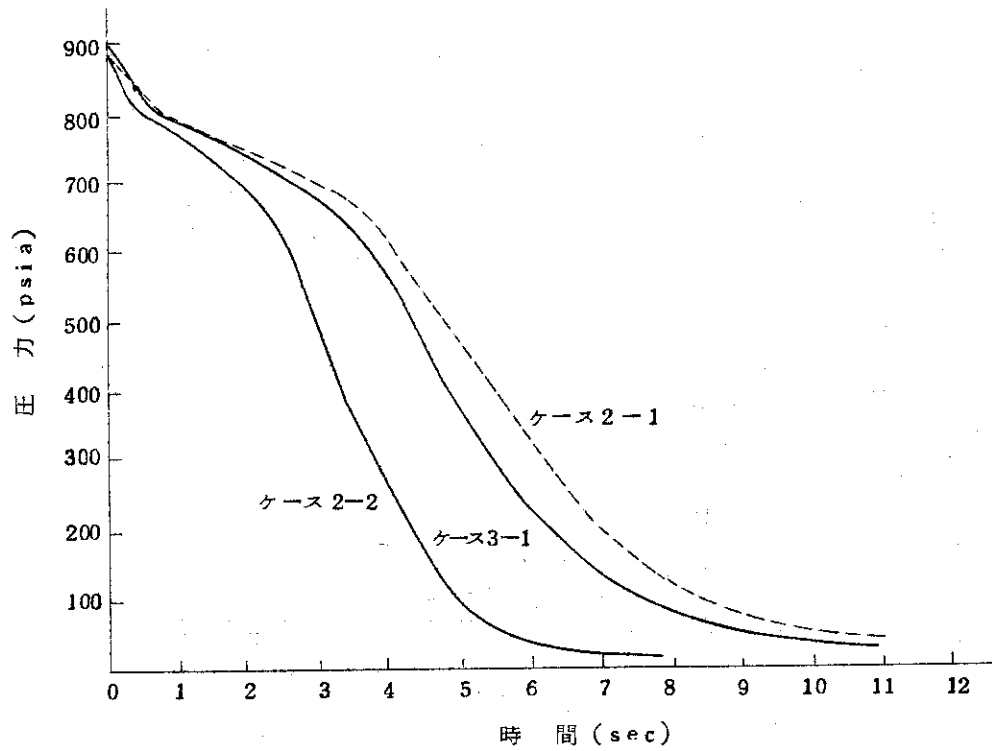


Fig. 3.2.1 各ケースにおける下部プレナムの圧力変化の比較

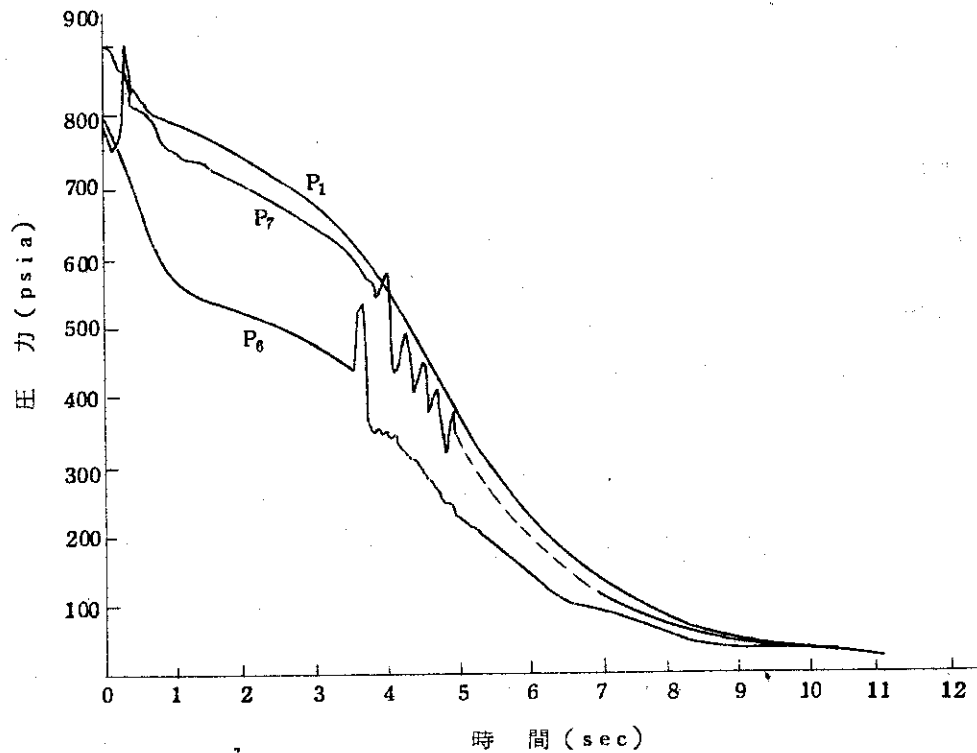


Fig. 3.2.2 各領域の圧力変化 (P₁:下部プレナム, P₂:上部配管, P₃:下部配管)

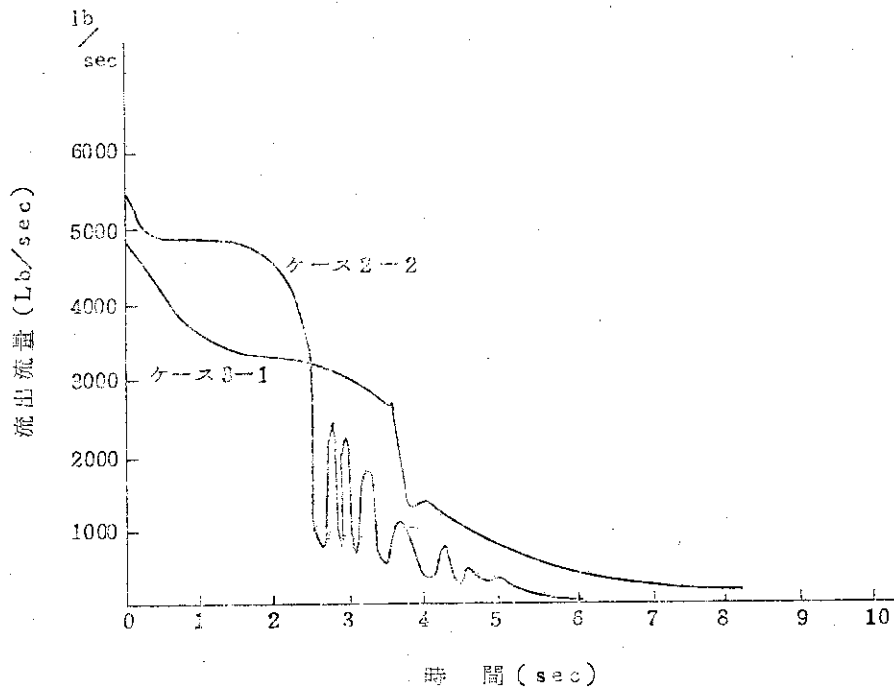


Fig. 3.2.3 Jun. 7からの流出流量

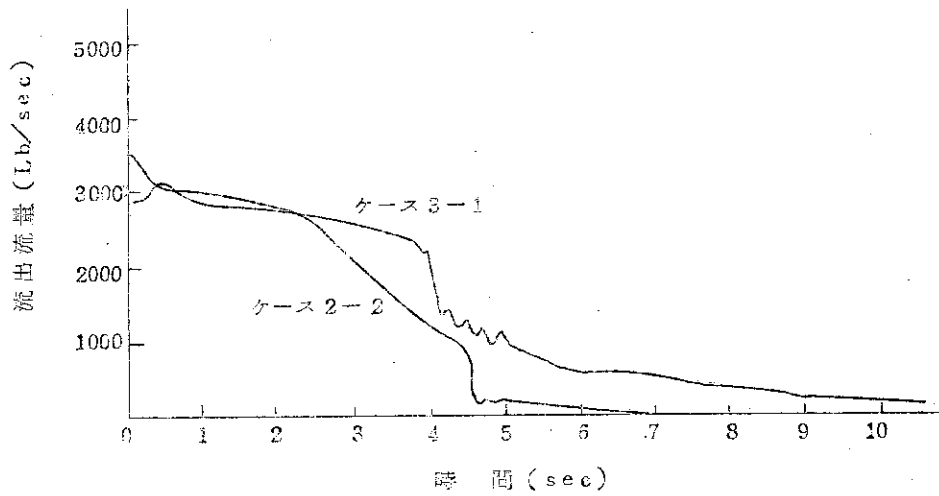


Fig. 3.2.4 Jun. 6からの流出流量

3.3 ブローダウンに与える C_x , V_B の影響

発生氣泡の離脱速度(V_B)と気泡の分布勾配係数(C_x)についてはケース1-3(5領域)およびケース3-2(9領域)を除いてはすべて2で述べた値を使用している。 C_x , V_B は領域内の水位計算に使用されるパラメータで C_x , V_B 共に0にすれば完全均質を意味する。ケース1-3(5領域計算)は上部ブレンラムだけ水位を持つとして $C_x=0.8$, $V_B=3$ ft/sec を使い、他の領域については均質として計算した例である。

ブローダウン中の圧力および流出流量の変化をFig.3.3.2に示す。前節で述べたセパレーションモデル(ケース2-2;5領域)と今述べた均質モデル(ケース3-1;5領域)を比較してみると、Fig.3.2.3およびFig.3.2.4とFig.3.3.3の相違として表われるように、変化が全体としてなめらかになっていることに気がつく。これは均質モデルの場合水位の変化が無いので冷却水の流出はサブクール水が飽和に達する0.35秒後よりブローダウン終了まで2相流放出が続くためである。その結果としてFig.3.2.3で見られるようなダウンコマ水位が破断口に達した時に圧力および流出流量が急変して曲線が折れ曲る現象は見られない。ただ流出する水のクオリティが徐々に増大し、これに伴って圧力減少の勾配もだんだん急になっている。このことはFig.3.3.2に示す流出流量について、より顕著に現われている。しかしながらブローダウン終了時間に関しては、水位の有る場合(ケース2-2)とほとんど一致しているのは興味深い。

従ってブローダウン時間についてはあまり大きい変化が無いであろうと予想される。完全均質としたのは極端な例であるが、水位パラメータについて調査するため、ケース3-2ではケース3-1でダウンコマについて比較的均質に近い状態を想定し、 $C_x=0.0$ および $V_B=1.0$ (普通3.0 ft/sec使用)と変えてブローダウンに与える影響を調べてみた。ダウンコマの水位パラメータを変えたのは既に3.1で述べたように、この水位がブローダウン挙動に関して大きな影響を持つためである。この結果を圧力と流出流量について比較してFig.3.3.1に示した結果を見ると、ブローダウン終了時間には全く差が無く、またブローダウン全体の圧力変化挙動にもほとんど差が無いことが分る。但しダウンコマ水をより均質に近い値としたために、この水位が破断口に達する時間が若干遅れ、4.15秒となり、ケース3-1の3.6秒より延びている。これは既に述べたことから充分予想できる結果である。そのかわり、1秒から3.6秒までの間は流出水のクオリティがケース3-1の場合よりも大きくなり、逆に質量流量として表した流出流量は小さくなっている。なお、図から判断できるように、5秒までの全流出流量を比較するとこの2つのケースの間に差が無いのは当然ながら興味深い。

このように、セパレーション・モデルで採用される C_x , V_B についてまとめると圧力の変化では全体的に大きな差が無い。しかし強いて相違点を述べれば、ダウンコマ水位の低下状態が若干変化し、このため圧力変化の変曲点が4.15秒と延びた他、この変化がゆるやかになっている点があげられよう。

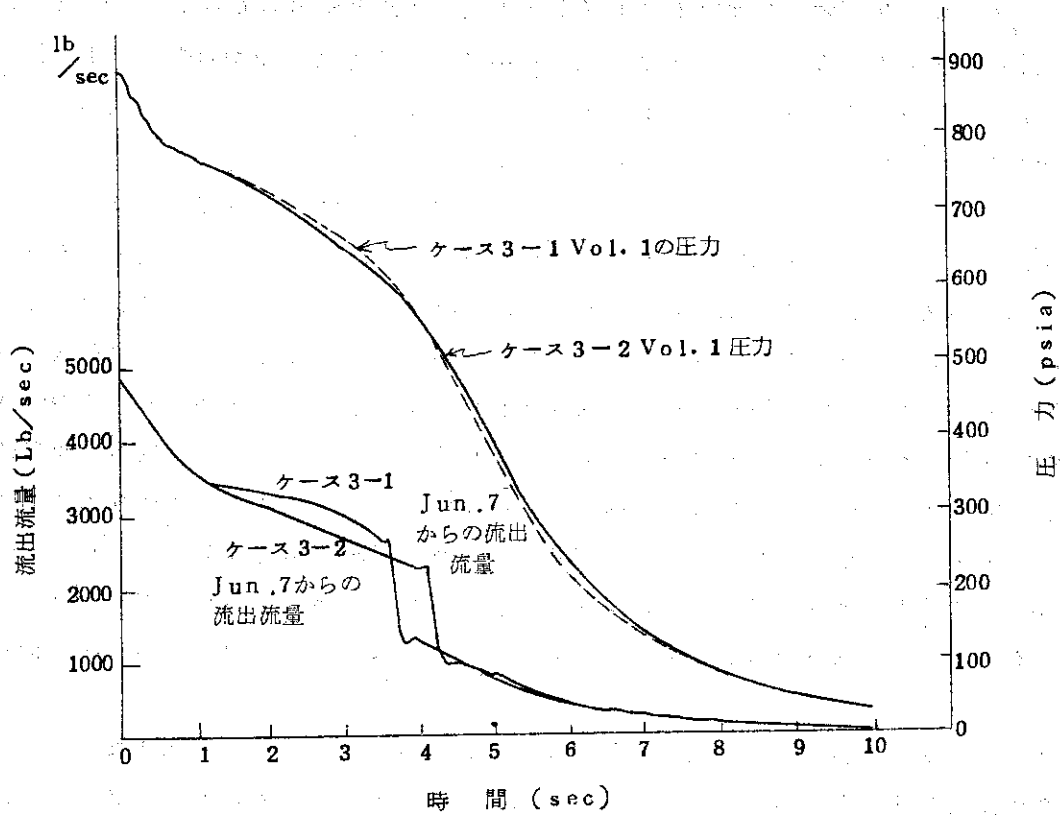


Fig. 3.3.1 Cv, VB の比較

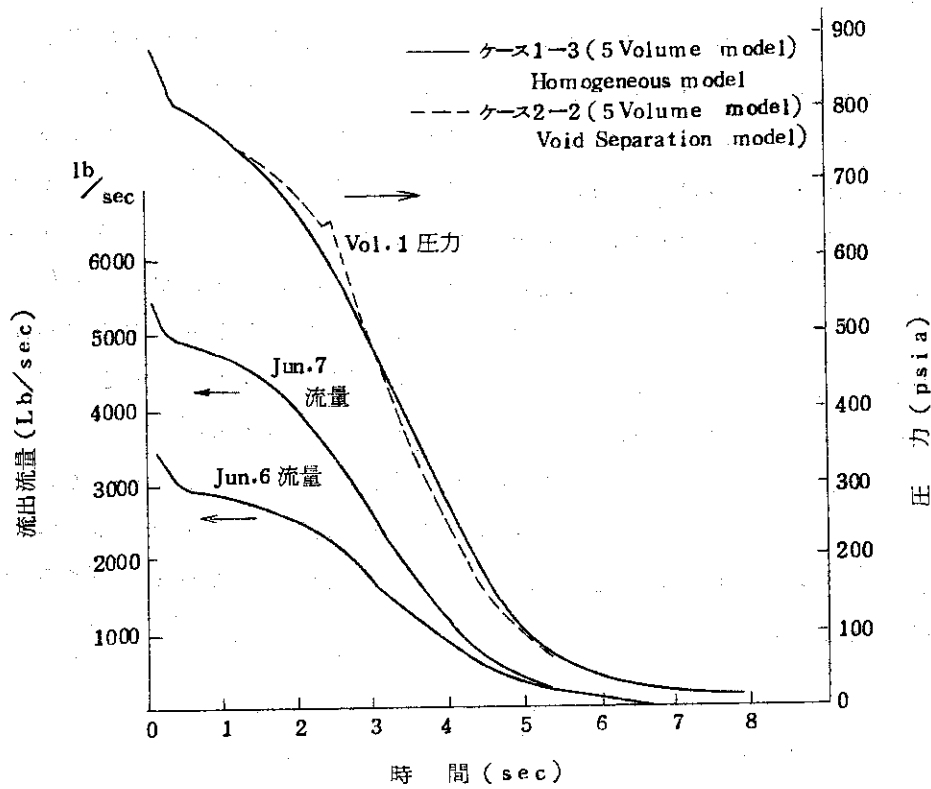


Fig. 3.3.2 Cv, VB の比較

3.4 フローダウンに与える抵抗係数の影響

これまでの計算では流路の抵抗係数をインプットで与えず、定常状態における各領域間の圧力差と流路の流量からコード内で求める方法を使用した。なおこれら領域内の圧力損失の値についてはBWCAIの熱水力計算で求めたことは既に述べた。

さてRELAP-3では、この抵抗係数は終始一定と仮定して計算するものである。しかしながら実際には初め液相であった部分が減圧により2相流に移った場合には抵抗係数は増加するであろうし、逆流が生じればやはり抵抗係数は変ると思われる。そこで本節では抵抗係数の変化がフローダウンに対してどのような影響を与えるかについて検討するため、仮想的に定常状態において液相であった流路の抵抗係数を次のように約5倍の値にインプットして計算したものである。計算を行ったケースはケース3-3で上の点を除いてケース3-1(9領域分割)と同じインプットである。なお約5倍としたのは単相流から2相流に移った時に、この程度の抵抗係数の増加になると考えたものである。抵抗係数の値は附録3に示しておいた。

BELAP-3コードでは圧力損失は次の3.4.1式で計算される。

$$\Delta P = K \frac{W^2}{\rho} \quad (3.4.1)$$

ここでWは流路の質量流量、 ρ は水の密度、Kは今述べた流路抵抗係数である。RELAP-3で使用している上式においても同じ質量流量に対して密度 ρ による圧損の違いを ρ の1次近似で補正を行っているものではあるが2相流抵抗係数の補正を考える場合には、さらに上式Kの補正が必要となるのである。

計算の結果をFig.3.4.1に示した。

フローダウン終了時間については5倍の抵抗係数を使った計算では前に3.2節で述べたケース3-1の15秒から15.5秒と若干延び、また100 Psiaまで減圧する時間を比較すると、これも7.5秒だったものがケース3-3(抵抗係数を5倍にした計算)では8.2秒に延びている。またダウンカム水位が破断口位置まで下がる時間を較べても、やはり3.7秒から3.9秒に延びている。このようにフローダウン時間が全体的に延びたのは配管の抵抗が増えたためと考えられる。

しかしながら今述べた差は抵抗係数ほぼ全体を約5倍にしたことに較べ極くわずかな差であり、フローダウンの圧力および流出流量挙動に関する限りあまり影響していない点は充分注目に値しよう。この結果は計算当初の予想をはるかに裏切るものであった。しかしながら抵抗の与える影響を至細に検討してみると下部プレナムと炉心部の間の流路流量(Fig.3.4.2)の比較図が示すように場合によってはかなりの影響を与えている。既ちいづれの場合においても破断後逆流になってから下部プレナム水のフラッシングによって順流に戻り、その後振動しながら流量が減少している様子はよく対応しているがその流れの振動が抵抗係数を約5倍にしたケース3-3の場合は非常になめらかになっていることが判る。しかしながらこの場合炉心入口側の流路抵抗を定常時単相流の場合の約5倍としたが、炉心出口側流路は定常時2相流のため抵抗を変えていない。このため流れは前のケース3-1に較べて全体としてなめらかになっていることも考慮しなければならない。これが炉心熱伝達率に与える影響については4で詳述する。

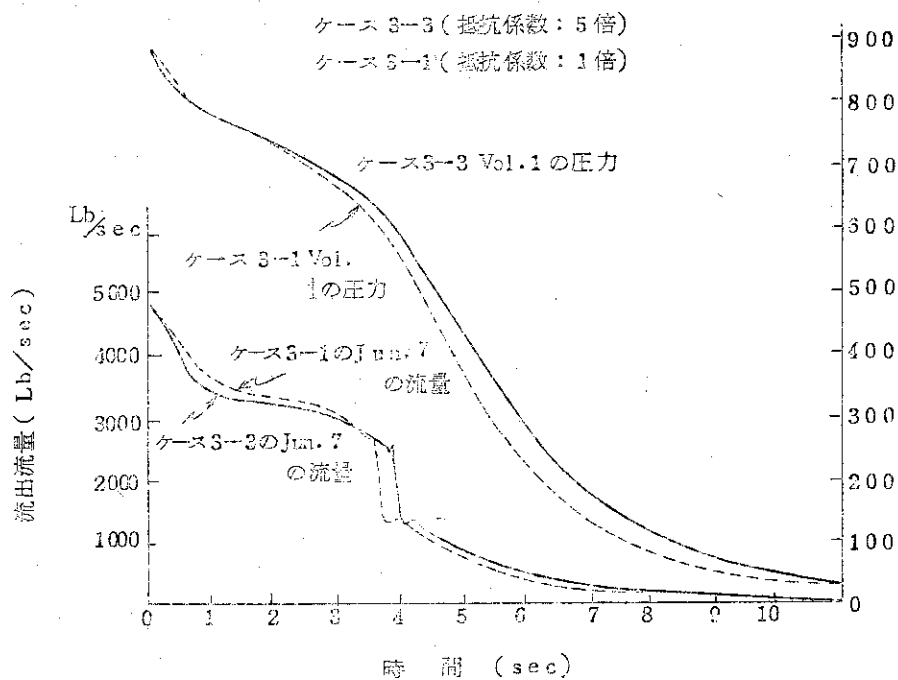


Fig. 3.41 抵抗係数の比較

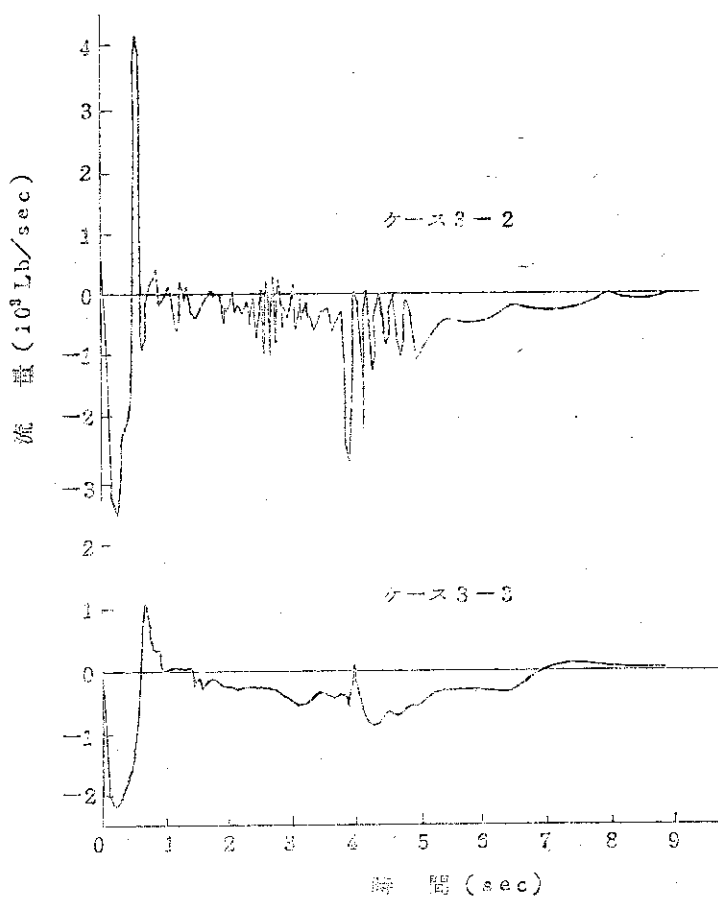


Fig. 3.42 抵抗係数の違いによる Jun. 1 流量の比較

3.5 流出係数 C_D の違いによる結果の比較

破断口からの流出流量の計算は、Moodyの実験式をもとにRELAP-3ではこれを表から求めている。実験解析ではこのMoodyの値に流出流量の補正係数(C_D)を考えて実験結果と合わせているが、LOFT実験解析では $C_D=0.6$ を使用している。一方U.S.AEOは安全解析に関してこれを安全側に1.0と定めている。そこで実験では $C_D=0.6$ とした方がよく合っているであろうということを考えて、 $C_D=0.6$ と $C_D=1.0$ の場合について計算し結果を比較した。

配管なしの5領域の場合について、ケース2-1とケース2-2でこれを比較すると $C_D=0.6$ としたケース2-1は $C_D=1.0$ のケース2-2のブローダウン終了時間7.9秒の約2倍の15.5秒まで延びている。100Psiに減圧される時間は4.9秒から8.3秒にまたダウンカマ水位が破断口に達す時間は2.5秒から3.85秒に各々延びている。この圧力変化の違いをFig.3.2.2に示した。図に示されるように、 $C_D=0.6$ とした解析の結果は配管を考慮した場合圧力の減少以上に影響している。このように、 C_D の違いによるブローダウン挙動の変化は流路の抵抗係数の違いや領域区分の違いによる変化よりはるかに大きいことが分る。附録4に示した結果の一覧表から見られるように、圧力容器内部、特に炉心部の領域区分を色々変えてみても、破断口流出断面積および C_D を同じにしたケース3-4, -2, 4-3, 5-1, 5-2, 5-3, 5-4の結果は、圧力および流出流量の時間変化に関する限り、ほとんど差が見られない。上表においてケース3-1とケース3-4に差が見られるのは流路6の破断口流出断面積を変更したためである。ケース3-4の方がブローダウン終了時間が延びているのは破断断面積を小さくしたためであるが C_D を小さくすることと著しく類似した結果を示していることから考えて C_D を変えることは破断断面積を C_D 倍小さくすることと等価になる。

ケース3-5はケース3-4で C_D を1.0から0.6に変えて計算したものである。圧力変化の違いを比較してFig.3.5.1に示した。 C_D を0.6としたことにより、ブローダウン終了時間は20秒から30秒と1.5倍になった。圧力変化および流出流量の変化の形は3.2節で述べたケース3.1と同じである。ケース3-5の30秒というブローダウン終了時間はNRTSにおけるSemiscale Blowdown実験の結果から推定されるブローダウン時間約25秒とよく一致している(Fig.3.5.2参照)。従って安全解析で仮定している $C_D=1.0$ という値はブローダウン挙動については安全側にある仮定であるといえより。

3.6 JPDR-II ブローダウン挙動のパラメータ計算による結論

以上、本章で述べて来たことから重要な点をまとめてみると、

1. 発生気泡の離脱速度(V_B)、および気泡の分布勾配係数(C_X)の違いは圧力変化に大きな影響を与えない。
2. 流路の抵抗係数の違いはブローダウンに伴う圧力変化に大きな影響を与えない。しかし流路流量の振動には場合により敏感に影響することが充分考えられ、この場合抵抗係数が大きいほど振動は少なくなると予想できる。
3. 配管の領域を考慮した場合は配管抵抗による圧損があるので、ブローダウン時間は著しく延びる。

4. 圧力容器内部の領域区分を多少変えても，流出流量および圧力の過渡変化にはほとんど影響しない。
5. 放出補正係数 (C_D) 1.0 から 0.6 にして計算すると，ブローダウン時間は著しく延びる。
6. 配管の領域を考えたモデルで $C_D = 0.6$ として計算した JPDR-II のブローダウン終了時間は約 30 秒であった。これは LOFT の Semiscale Blowdown test の結果から推定される値 (25 秒) と良く一致している。

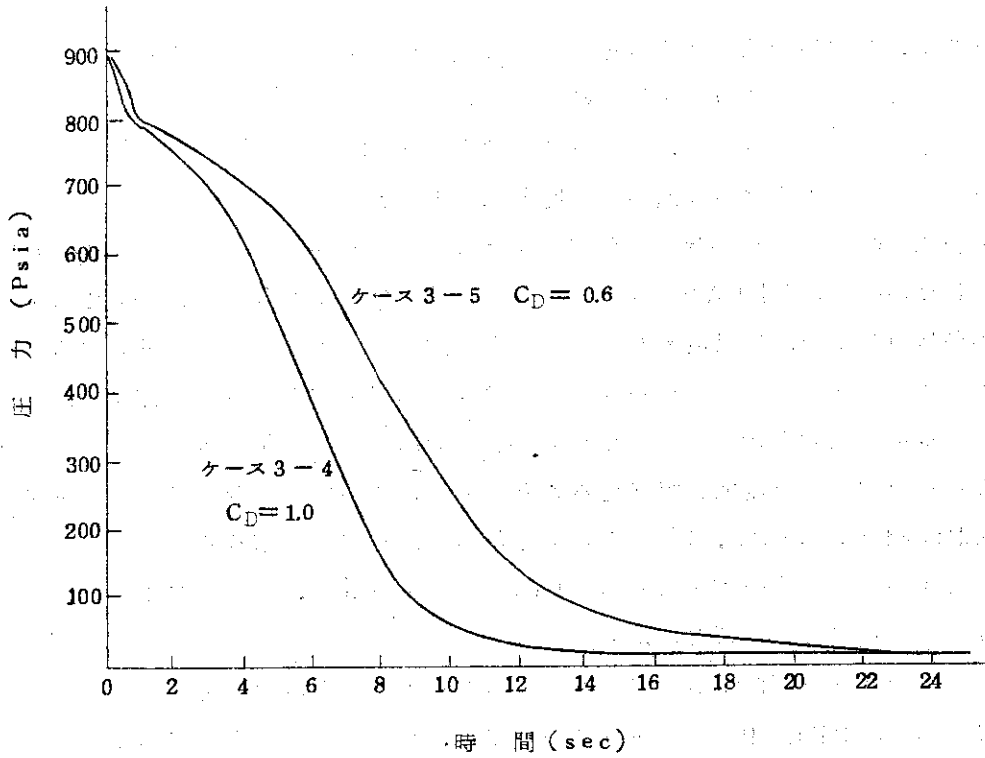


Fig. 3.5.1 流出係数 C_D の相違による Vol. 1 圧力の比較

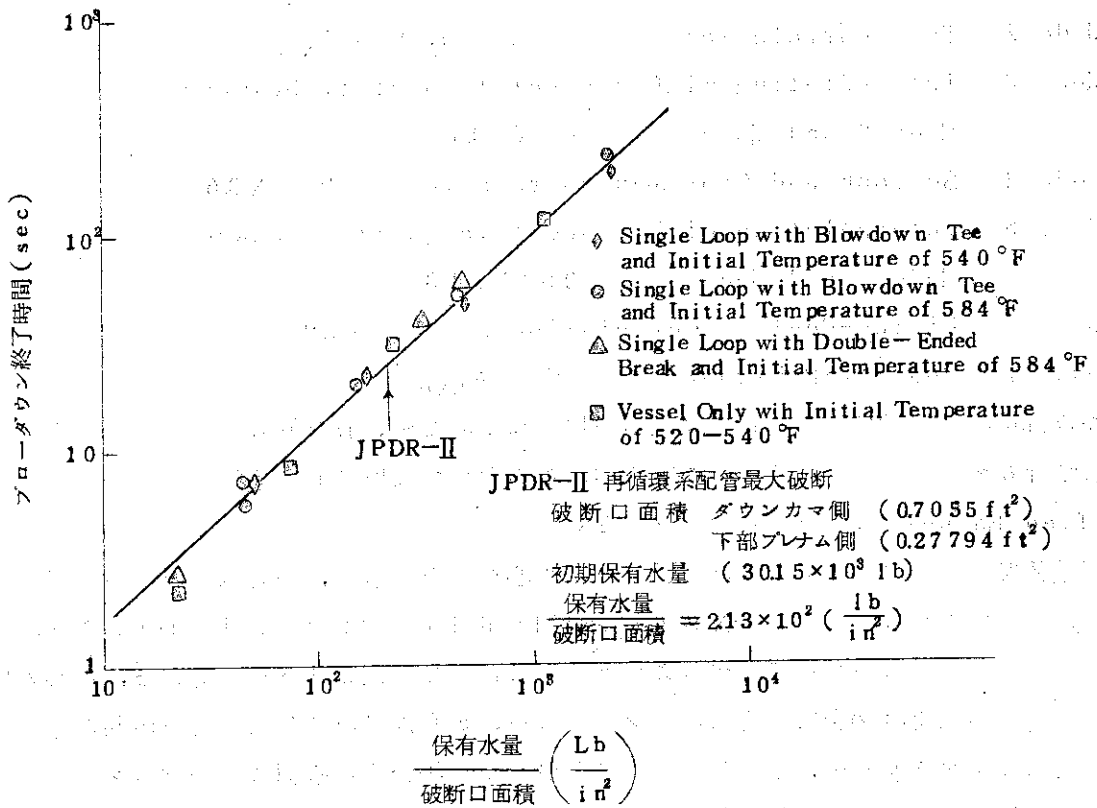


Fig. 3.5.2 ブローダウン終了時間対 (保有水量 / 破断口面積) の比較

4 ヒート・アップ挙動について

4.1 はじめに

この章においては、1次冷却系破断事故を評価する上で最も重要な課題であるとヒート・アップ挙動について、RELAP-3の解析結果にもとづいて検討を加える。

ヒート・アップ挙動を検討する前に、これらに関連するRELAP-3コードの内容について簡単にふれておく。まず、炉心燃料の過渡的溫度分布は1次元熱伝導方程式によって求められる。炉心領域を多領域に分割する場合は、分割された各領域のうけもつ発熱量をそれぞれ与えることになる。したがって、RELAP-3で計算される燃料体の溫度分布は、分割された領域内の平均的な燃料体の半径方向の溫度分布である。軸方向のピーキング係数を考慮する場合には、系全体のエネルギー・バランスをこわさないよう注意して入力データを操作すれば簡単に行なうことができる。1次元熱伝導方程式を解く場合に使用される UO_2 、ペレット、ギャップおよび $Zr-2$ などの物性値は溫度依存で与えることができ、この解析においてもキャップ熱伝達係数(1000 Btu/ft², hr·F)、各物質の密度を除いては全て溫度依存の値を使用した。また、この解析では燃料体内を半径方向に9点(UO_2 、ペレット5点、ギャップ1点、 $Zr-2$ クラッド3点)に分割して計算を行なった。

次に、燃料体の溫度変化を評価する上できわめて重要な因子であるクラッド表面熱伝達係数について簡単に述べる。RELAP-3コードにおいては、コードに内蔵されている熱伝達式が各領域のクオリティおよびクラッド表面溫度の状態に応じて適用される。すなわち、

- (1) Mode 1 Seider Tate correlation $X < 0.0, T_s < T_{DNB}$
- (2) Mode 2 Thom correlation $X < 0.0, T_s < T_{DNB}$
- (3) Mode 3 interpolating with respect to quality between
Mode 2 and Mode 4 $0 < X < 0.1$
- (4) Mode 4 Schrock and Grossman correlation $0.1 < X < 0.6$
- (5) Mode 5 interpolating with respect to quality between
Mode 4 and Mode 6 $0.6 < X < 1.0$
- (6) Mode 6 Dittus-Boelter Correlation $X \geq 1.0$
- (7) Mode 7 Dougall-Rohsenow $\phi_s > \phi_{DNB}$

の7つのModeに分類された熱伝達係数が適用される。なお、DNB式についても圧力の状態に応じて計6つの関係式が内蔵されているが、この解析では圧力 $P < 725$ Psiで適用されるModified Barnettの式が主に用いられる。

熱伝達係数を計算する上で重要な因子である炉心領域の流量は、炉心入口および出口の流量の平均値が使用される。また、DNB式(Modified Barnett correlation)に使用される炉心入口エンタルピーは次に述べるような定義に従って決定される。すなわち、炉心入口および出口流量が順流の場合は炉心入口エンタルピー、炉心入口および出口流量が共に逆流の場合は炉心出口エンタルピー、上記のいずれにも属さない場合は炉心領域の平均エンタルピーがそれぞれ使用される。これら炉心領域の流量およびエンタルピーは後に述べる熱伝達係数およびDNBの値を決定する上できわめて重要な意味を持っている。

上記の流量およびエンタルピーを決定する場合、RELAP-3コードにおいて導入されているバブル・クラジエント・モデルおよびバブル・セパレーション・モデルが大きな影響を与える。これらモデルの概念については第3章において若干ふれられており、また、さらに詳細な説明については文献²⁾を参照していただくとして、この解析ではこれらモデルのヒート・アップ挙動に与える影響を検討する。

4.2 炉心出入口の流量挙動

先に述べたように、炉心領域の流量変化はヒート・アップ挙動にきわめて大きな影響を及ぼす。ここでは領域分割数、炉心バイパス流量、流動抵抗および放出補正係数などが炉心流量に与える影響について検討を加える。

まず最初に最も代表的な全体系を10領域に分割した場合の炉心出入口の流量変化について考察する。Fig.4.2.1は炉心領域出入口の流量挙動をブローダウン時間で整理した図である。Fig.4.2.1に示されているように、炉心入口流量は破断開始と同時に急激に減少しはじめ、約0.1秒後において流量が零になっている。その後約0.25秒の時刻を最大とし、約0.6秒まで逆流が続いている。この間の流量変化は3で述べた圧力変化に対応させて説明することができる。すなわち、3で述べたように、この間のブローダウン挙動はPWRの初期に見られる未飽和減圧過程であり、下部プレナムおよび下部配管は当初未飽和水である。ところが破断開始と同時に炉心領域からエンタルピーの高い飽和水が流入し、それにもなつて下部プレナムおよび下部配管の一時的な圧力上昇が生じる。このため下部破断口からの流出流量は一時的に増大し、炉心からの逆流は抑制されることになる。時刻0.25秒前後において炉心領域では一時的に減圧沸騰が厳しくなり、ボイド量が増大するために圧力回復が起る。そのため下部プレナムと炉心との間の圧力差が縮まり、時刻0.6秒近傍まで逆流は安定した状態となる。一方、健全ループの循環流量はポンプ・トリップにより定常状態の流量からゆるやかに減少していく(Fig.4.2.2)。しかしこの健全ループから下部プレナムに供給される流量は下部プレナムから下部配管に流出していく減少分をかなり補充していることがFig.4.2.2から判る。時刻0.6秒において、圧力挙動にみられるように下部プレナムおよび下部配管の圧力は飽和圧力に達し、これ以後は飽和ブローダウン移行する。飽和ブローダウンに移行した後では、下部プレナムのもつ流体が非常に多いために、飽和減圧に必要な流出が下部破断口からの流出流量だけではまかなえず、順流の炉心流量を誘起することになる。これまで述べてきた現象は時効約1.25秒まで続き、それ以後約3.75秒まで炉心入口流量はわずかに順方向の流量が持続することになる。一方炉心出口流量は時刻約1.25秒までは下部プレナムの影響を受けているが、それ以後は上部破断口からの流出流量が多いために順方向の流れとなっており、上部破断口からの流出流量が減少していく傾向に追隨している。

以上述べたように、炉心出入口の流量は破断口からの流出流量の変動にきわめて鋭敏に反応していることが理解できる。とくに時刻3.75秒以降に現われるパネル状の流量変化が全て流出流量の変化時刻に一致していることは上記の理由をうらずけている。すなわち、時刻3.75秒に現われた順方向の流量は上部破断口の一時的な流出流量の増大によって影響を受けたものであり、それ以後の逆方向の流量はいずれも下部破断口からの流出流量の急激な変動によるも

のである。

これまでに考察してきたこれら炉心出入口流量の急激な変動がコード上の問題および計算機上の計算誤差によるものではないことは2で繰り返し時間巾との関連で説明されているが、ここではこの点と別の角度から明らかにすることができる。すなわち、Fig.4.2.1とFig.4.2.2を比較してみると、炉心流量は時刻約1.3秒まで厳しく変動しているのに対して、下部プレナムから下部配管に流れ込む流量はそれほど短い周期で振動していないことが判る。このことは各領域間の流動抵抗および慣性力が流量変化に大きく影響を及ぼしていることを意味している。

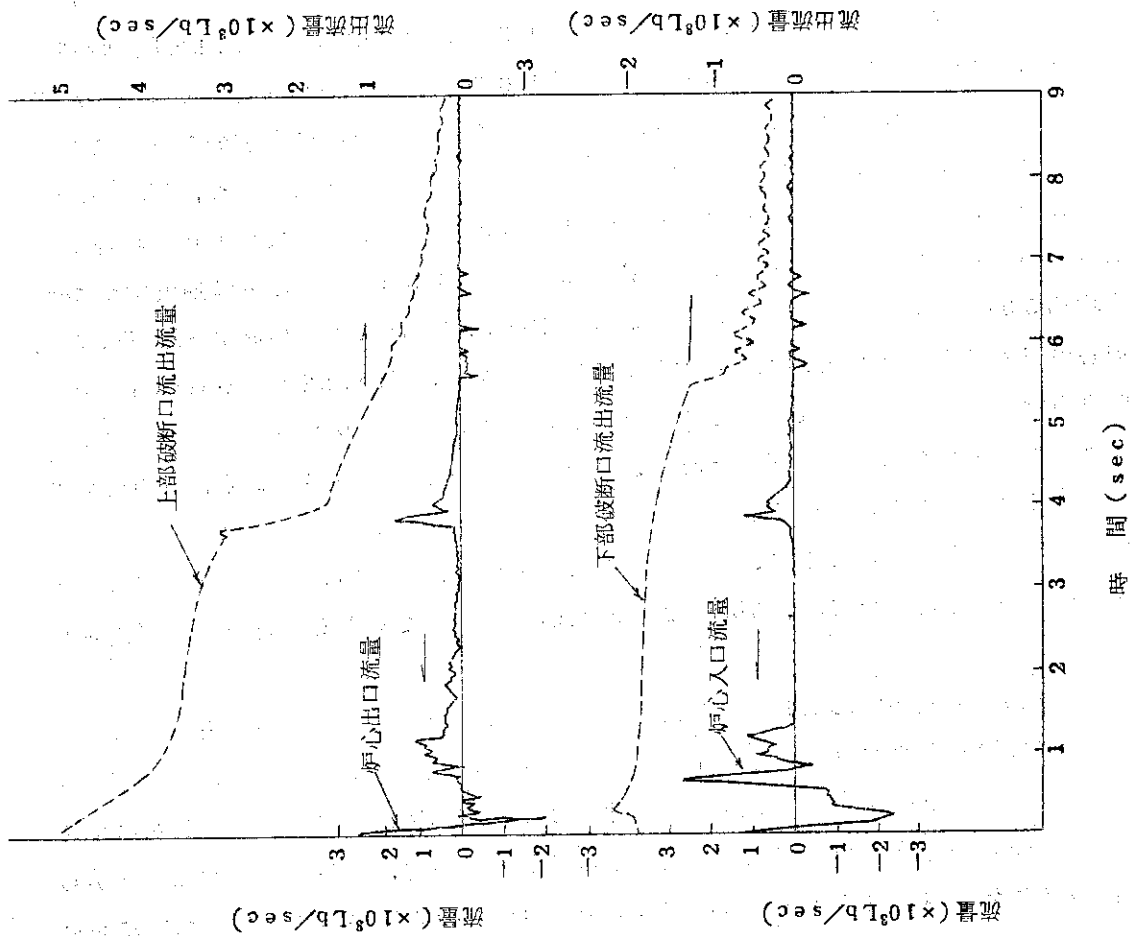


Fig. 4.21 炉心領域出入口流量の時間変化
(領域分割数10, ケース4-2)

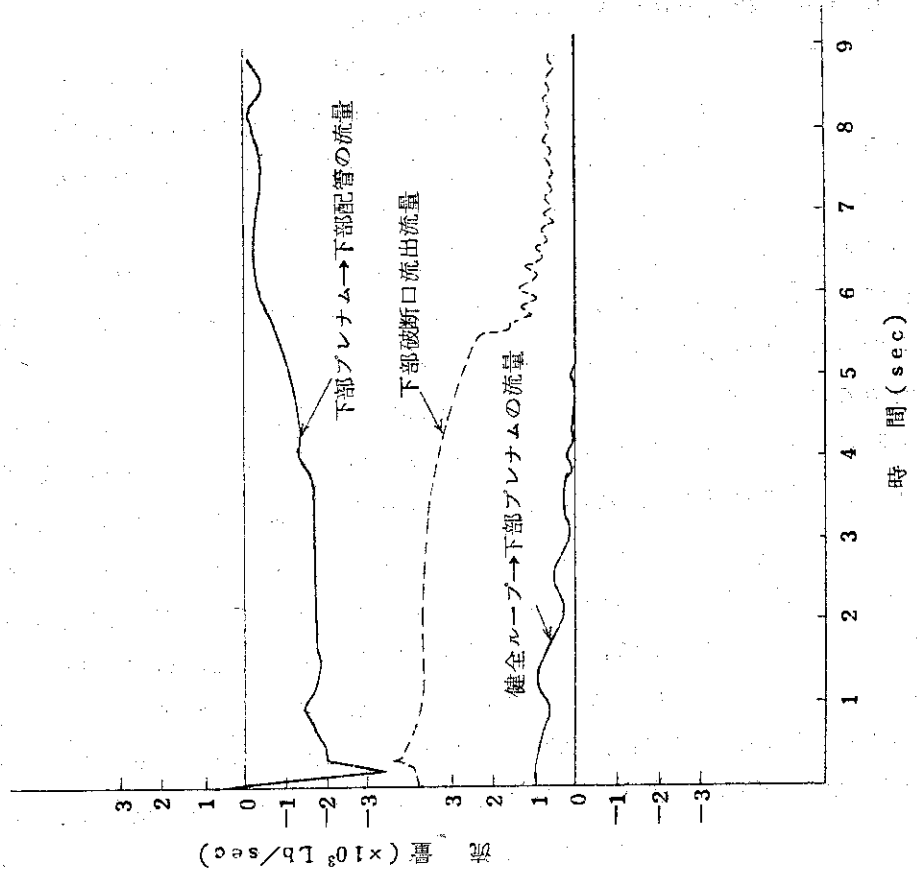


Fig. 4.22 下部プレナム→下部配管および健全ループ→下部
プレナム部における流量の時間変化
(領域分割数10, ケース4-2)

4.3 炉心流量変化に及ぼす各種パラメータの影響

前節 4.2 では最も代表的な計算結果について、炉心出入口の流量変化をブローダウン現象全体の関連から検討を加えた。その結果、炉心出入口の流量変化は Fig. 2.4.1 に示したように、時刻約 1.3 秒までが最も厳しく、それ以後時刻約 7 秒までは下部プレナムから炉心への蒸気フラッシング時間を除いて流出流量の急激な変動の際に現われる変化以外はきわだった変化が見られないことが明らかとなった。したがって、この節ではブローダウン初期の急激な流量変化に注目して各種パラメータが炉心流量変化にどのような影響を及ぼすかを検討するために行なったいくつかの解析結果について比較検討する。

まず最初に再循環系ループの配管を領域として取り扱わなかった場合と比較検討する。Fig. 4.3.1 は領域数を 5 に分割して計算した場合の炉心出入口流量変化を示した図である。この場合、流出流量は上部破断口についてはダウンカマー部および下部については下部プレナムから直接放出されることになる。そのため 3. で述べられているようにブローダウン終了時間も当然短くなり、結果的に炉心出入口の流量変化も厳しいものとなる。Fig. 4.3.1 を Fig. 4.2.1 と比較してみると明らかなように、配管を領域として取り扱った場合には時刻約 0.25 秒で最大の逆流となり、その時刻約 0.3 秒から 0.6 秒までほぼ安定した状態になっている。これに対して分割数 5 の場合はこの安定した期間がみられない。この理由は 4.2 で説明を加えた下部プレナムの一時的な圧力上昇による逆流の抑制効果がこの場合生じないためで、下部プレナムの減圧沸騰が開始されるまでほど一定の逆流が続き、減圧沸騰と同時に順方向の流れに変化している。また、炉心入口流量が順方向の流れから逆転する時刻についてもブローダウン時間の短縮にもなっており早くなっている。時刻約 0.55 秒から約 1.3 秒までの挙動は Fig. 4.2.1 の時刻約 0.8 秒から約 1.3 秒の挙動に対応しているが、領域数 10 の場合には飽和沸騰による減圧が流出流量のみでは追従できないために、炉心入口流量に影響を与え結果的に順方向の流れになっている。一方、領域数 5 の場合は飽和沸騰による減圧は全て流出流量で消化され、炉心入口流量には影響を及ぼさないことを示している。時刻約 1.3 秒以後の挙動は領域数 10 の場合のほぼ炉心入口流量が零近くになっている期間に対応する。Fig. 4.3.1 では全体的に逆流でかつその流量は平均約 500 lb/sec の流量となっており、Fig. 4.2.1 と大きく相違するところである。他方、炉心出口流量もまた Fig. 4.2.1 と大きく相違しており、Fig. 4.2.1 にみられるブローダウン初期の逆流はこの場合ほとんど生じていない。この場合にもダウンカマー部からの流出流量が配管を考慮した場合に比べて多いため、ダウンカマー部の減圧が厳しく、そのために流量は全般的にほぼ順流となっている。

以上の検討結果から明らかなように、配管のような圧力変化が大きい、云いかえれば流動抵抗の大きい領域を無視した解析では、炉心出入口流量が実際的でなくなるということが充分考えられる。

次に、流動抵抗係数を仮想的に約 5 倍にした場合の炉心入口流量挙動について考察する。Fig. 4.3.2 は上部配管—ダウンカマー部、下部プレナム—下部配管および炉心入口—下部プレナム部分の流動抵抗係数を約 5 倍にして計算した結果のうち炉心入口流量変化を示した図である。RELAP-3 の流動抵抗係数は定常状態における各領域の圧力、流量および水頭などからコード内で計算された値が適用される。したがって上述の流量以外については定常状態におい

て2相流であり、2相流の抵抗係数となっている。一方、上述の流路においては定常状態において单相流であり、当然单相流の流動抵抗係数となっている。しかしながらこれまで述べられたように、ブローダウン開始後約1.3秒ではいずれの流路においても2相流となる。この点を考慮して、ここでは2相流抵抗係数が单相流抵抗係数の約5倍になると仮定して計算を行った。この計算例についての圧力および流出流量の挙動については3で述べられているようにわずかにブローダウン終了時間が延びる程度の変化しか見られなかった。しかしながら、炉心入口流量変化はFig.4.3.2にみられるように振動の様相においてかなり相違している。すなわち、Fig.4.3.1で示されている单相流抵抗係数を用いた場合にみられるような応答の早い振動がこの場合あまり見られず、全般的にゆるやかな変動になっていることが判る。このような挙動は充分予想しうる結果であるが、3で述べたように圧力、流出流量ともに大巾な変動が生じなかったことと相まって流量自体についても振動の応答がかなりなまったこと以外は全体的によく似た結果になっていることは興味のあることである。以上の結果からのみ云えることは、流動抵抗係数のブローダウン挙動に与える影響はそれほど顕著なものではないが、後に述べる熱伝達係数が炉心出入口の流量に大きく依存することから考えると、流路抵抗係数を正確に評価することは重要な意味を持っていると云える。

次に、炉心領域の分割数が炉心流量変化に与える影響について検討する。まず最初に、燃料チャンネル・ボックス内を通過しない流量(バイパス流量)について領域をとり、炉心領域を2領域として行なった計算結果と炉心領域を1領域とした計算結果とを比較検討する。Fig.4.3.3はこれら両者の炉心出入口流量の変化を比較して示した図である。この図から判るように、炉心入口流量について時刻約1.3秒までの挙動はかなりよく一致している。それ以後については炉心を2領域とした解析ではほとんど流量が零近くに落ちついて安定しているのに対し、炉心1領域ではかなりの流量が存在し、それも逆流の傾向が強い。一方、炉心出口流量についてもバイパス流量の領域を考慮した解析結果に比べて流量が多い。このように炉心を1領域で取り扱った場合、炉心出入口の流量が2領域炉心の流量に比べて多くなった理由は以下に述べる理由によるものと考えられる。すなわち、バイパス流量の炉心に占める割合がきわめて大きいために、炉心領域全体を1領域で取り扱った場合、炉心領域での減圧沸騰による影響が現われたものと考えられる。圧力降下の時間経過についてみても、飽和減圧が開始される時刻から流出流量が大きく変化する時刻まで続いていることから考えて充分説明のつく現象である。一方、炉心2領域の場合にはFig.4.3.3に示すように、バイパス領域出入口流量は、破断開始と同時に順方向の流量が減少し、時刻約0.2秒で逆流に転じていくが、入口の流路断面積が小さいためにチョーキングを起し、最大でも約150 ld/sec の流量しか流れない。また、出口流量も時刻約1.0秒に最大流量900 ld/sec に達するがその後は安定した流量変化となり、その値も100 ld/sec 程度の順方向の流れである。バイパス流量がこのように安定した、かつわずかな流量である理由は、入口の流路断面積が小さいために破断直後にチョーキングを起すこと、炉心領域と異なりエネルギーの授与がないこと、内蔵量が多くかつエンタルピーが比較的低いために圧力変化に対してかんまんであることなどがあげられよう。

以上、炉心領域にバイパス領域を設けた場合と設けない場合についての流量変化について述べたが、上記の検討において示されたように、バイパス領域を考慮しない解析では炉心領域の

流量変化、ひいては燃料体温度変化に影響を与える流体のクオリティなどに大きな影響を与えることが充分考えられる。

最後に炉心を多領域に分割した計算結果について述べる。計算は Table 1 に示したように炉心を 3 分割、4 分割、7 分割に分割して行なった。これらの多領域炉心の計算においては、領域の容積が小さくなるために計算の繰り返し時間巾をきわめて小さく（0.1 msec 以下）取らないと不安定性が生じることが判り、計算時間との関連から途中で計算を打ち切った。このうち 3 領域炉心の解析結果については 2 で詳細に検討されているが、炉心出入口の流量変化については Fig. 4.2.1 に示した流量変化ときわめてよく一致しており、全体の挙動についてはすでに 4.2 で考察した通りである。また 7 領域炉心についても炉心平均領域については、当然のことながら 3 領域および 1 領域炉心の流量変化ときわめてよく一致している。なお、7 領域炉心のホットチャンネルの流量変化は前述の繰り返し時間巾を用いた計算においてもきわめて激しく振動している。この振動は後に述べるようにホットチャンネルの熱伝達係数を増大させる要因になっている。このような現象が生じることの本質はわずかな圧力差が容積の小さい領域について敏感に作用するためと考えられるが、現象自体の自質性について証明することは困難である。

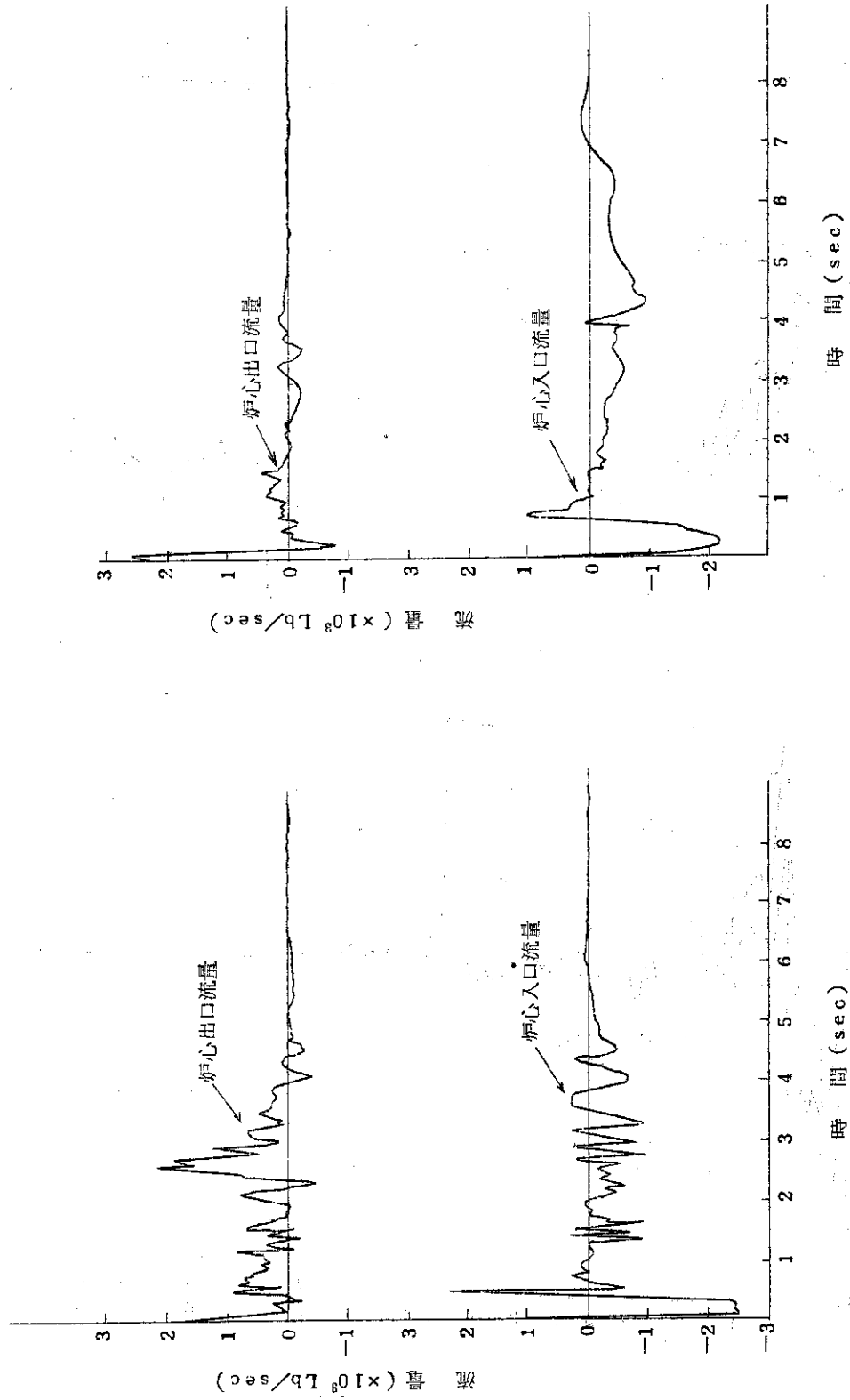


Fig. 4.3.1 炉心領域出入口流量の時間変化
(領域分割数5, ケース2-2)

Fig. 4.3.2 炉心領域出入口流量の時間変化
(領域分割数10, ケース3-3)

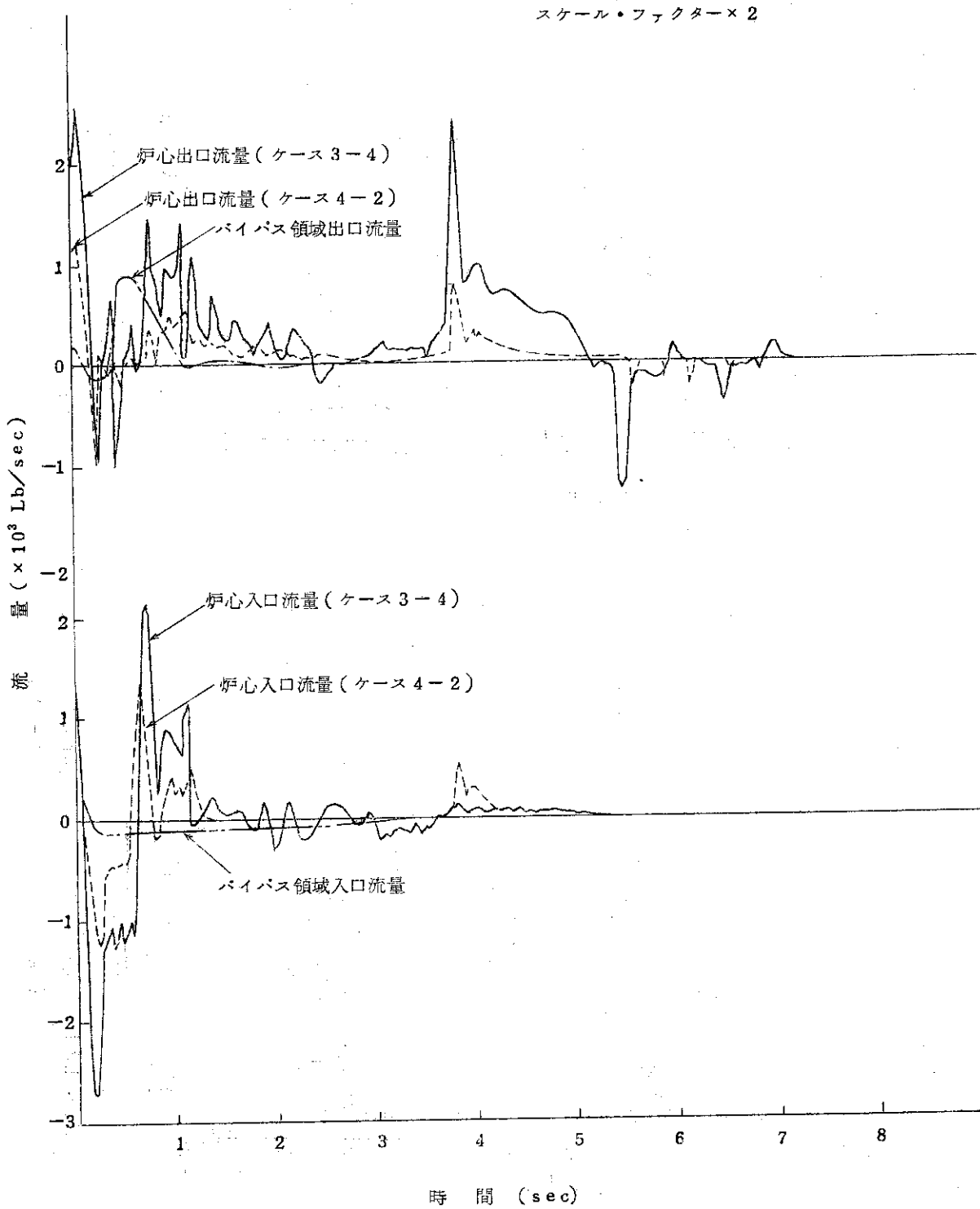


Fig. 4.3.3 炉心領域出入口およびバイパス領域の流量の時間変化
 (領域分割数 9, ケース 4-2 および領域分割数 9, ケース 3-4)

4.4 ブローダウン挙動時における炉出力および熱伝達

この節では、ブローダウン挙動解析において最も重要な因子である熱伝達係数および炉出力の変化について述べる。云うまでもなくブローダウン挙動時における燃料体温度の過渡的变化は熱伝達率および炉出力の変化に大きく依存する。それ故に4.2, 4.3では熱伝達係数に大きな影響を及ぼす炉心の流量変化について詳細に検討した。ここでは、先に述べた炉心出入口の流量との関連を明白にしながら、RELAP-3に現われた熱伝達係数および炉出力の変化について検討する。

まず最初に、熱発生源である炉出力の変化について検討を加える。Fig.4.4.1図に示したように、領域分割数^(注)をそれぞれ5, 10, 12にとって計算した場合の炉出力変化を示したものである。図に示されているように、炉出力はいずれの場合においても約1秒以内に10%程度まで降下している。このようにきわめて短時間に炉出力が降下するのに、ブローダウン開始直後から増大する負の補償反応度によるためである。この図に示した全補償反応度はボイド効果、ドブラー効果および制御棒挿入による抑制効果の和であるが、制御棒挿入は時間遅れがあり、抑制効果が現われるのは時間的にもずっと後になっている。したがってブローダウン開始直後における炉出力の抑制は主としてボイド効果およびドブラー効果によるものであるが、後に述べるようにドブラー効果による補償反応度は燃料体平均温度がブローダウン開始後わずかに低下していくことからむしろごくわずかではあるが正の反応度となる。以上のことから、炉出力を急激に減少される抑制効果はブローダウン開始後減圧にもなって発生するボイドによるものと結論することができる。

Fig.4.4.1に示した炉出力変化のうちで、5領域に分割した場合の炉出力が初期において最も早く低下している。この原因は配管領域を考慮しない解析においては圧力低下が厳しく、そのため減圧沸騰の開始時刻も早くなるためである。それ以外の計算結果は炉心を1領域で扱った場合と3領域で扱った場合の相違だけで、その他の条件は同一のものである。この場合の炉出力変化の相違は補償反応度の荷重因子の相違によるものと考えられる。すなわち、3領域炉心の場合にはそれぞれの領域においてボイド係数に荷重をかけてインプットとしたが、ブローダウン初期におけるボイド量の増加が主として荷重因子の小さい炉心の下部領域であるため補償反応度としては1領域炉心の結果に比較して少なくなったものと考えられる。しかしながら、時刻0.5秒における全補償反応度の絶対値において差はみられないことからボイドの発生量そのものの計算結果は妥当だと考えられる。以上述べたように炉出力の挙動は領域分割数によってブローダウン初期に若干の相違が見られるが、5領域の場合は別にしてブローダウン全体の挙動がほぼ同一の10領域と12領域の場合では時刻0.3秒以後において同じ傾向を示しており、時刻0.3秒以前の出力積分値(蓄積エネルギー量)の相違は微小なものである。したがって燃料温度上昇に与える影響は問題になるほどではない。また、ボイド効果を見ない解析では、Fig.4.4.1に示したように制御棒挿入による補償反応度が時間的に遅く現われるため、それに伴って当然炉出力の低下は遅れることになるが、この解析にみられるように、きわめて早いかつ強力な抑制効果をもつボイド効果を見ない解析は現実的とは云えない。

(注) この節で云う炉心領域とはバイパス領域を別にとつた燃料チャンネル・ボックスの領域のみを云う。

次に、RELAP-3に現われたブローダウン挙動時の熱伝達係数の変化について述べる。Fig.4.4.2は炉心入口流量の変化と対応させるために、Fig.2.2.7を実線で描いた図である。この図に見られるように、当然のことながら熱伝達係数は炉心出入口の流量の変化にそのまま追隨していることが判る。ブローダウン挙動時間中における熱伝達係数の複雑な変化の様相に関する説明はすでに2で詳細に述べられており、また熱伝達係数を変化させる要因となる炉心出入口の流量変化についても4.2で詳細に検討した。したがって、ここでは炉心領域の分割数の相違によって熱伝達係数がどのように変化するかをRELAP-3の計算結果にもとずいて検討を加える。

Fig.4.4.3は熱伝達係数の挙動を考察するために、計算ケース4-2（領域分割数10，平均チャンネル）および4-3（領域分割数10，ホットチャンネル）で得られたDNB熱流束および燃料表面熱流束の時間変化を示した図である。これらの計算ケースにおいては燃料体の発熱密度を変更させた以外、条件は全て同じである。この図に示されているように、DNB熱流束は時刻約0.1秒近傍から急激に低下し、時刻約0.13秒あたりから再び上昇している。この時刻は炉心出入口流量の平均値がほぼ零流量になる時刻と一致する。ここで適用されているModified Barnettの式は流量と炉心出入口流量のエンタルピーに大きく依存することを4.1で述べたが、この場合エンタルピーの変化はごく微少なものであるから、DNB熱流束は明らかに流量低下によって減少していることが判る。一方、熱伝達係数はFig.4.4.4に示されるように、ブローダウン開始後4.0秒まではクオリティが0.01と0.1の間にあるためにMode 3^{*}が適用される。それ故に燃料表面熱流束はDNB発生までほぼ一定の状態が続く。これら2つの結果から考えて、炉心流量が同一条件であれば、DNB発生時刻の相違は燃料体の発熱密度の違いによって生じることが判る。この計算ケースにおいては、後に述べる炉心を多領域に分割した場合に見られるような熱伝達のModeの変化が見られない。すなわち、DNB発生後は直ちに膜沸騰熱伝達のMode 7^{*}に移行してしまい、ブローダウン終了まで膜沸騰熱伝達となる。この理由は、先に述べたように炉心のクオリティが時刻4秒まで0.1以下であるために、Mode 3の熱伝達係数が用いられ、これから算出される燃料表面の熱流束がDNB熱流束を常時越えるためである。

次に炉心領域を軸方向に3分割して計算したケース（5-2）の結果について検討する。Fig.4.4.5は3領域炉心における熱伝達係数の時間変化を示した図である。この図で見られるように、炉心中央領域では、炉心1領域の結果と同様、ブローダウン開始後約0.14秒でDNB熱流束に達し、以後膜沸騰熱伝達の領域に入っている。一方、炉心上下の領域における熱伝達は間歇的に膜沸騰熱伝達（Mode 3）に移行しながらも、時刻0.83 secまで核沸騰熱伝達および沸騰熱伝達（Mode 4）を継続している。これは各領域の出入口流量の平均がほぼ零になった時点でDNBを発生するが、上下領域において再び流量が増大するとDNB熱流束が大きくなり、核沸騰（Mode 3）あるいは沸騰熱伝達（Mode 4）のModeに戻ってくることを示している。以上述べたように3領域炉心の計算結果は、2で述べた各領域間における流量変化の時間遅れの点と合わせて炉心領域の分割方法ならびに分割数の取り方によってDNB発生

* 4.1節を参照

時刻および熱伝達領域の取り扱いに若干の違いが生じる可能性があることを示唆している。すなわち、炉心1領域で取り扱った場合には炉心3領域の場合における中心領域の流量条件とほぼ同じ条件で計算されることになるが、ピーキングをもった領域がどの領域にあるかによって若干DNB発生時刻に違いが生じるということである。また、炉心の入口あるいは出口の流量を時間々隔で与えて燃料体温度を詳細に計算するようなコード(例えばTHETA-1B)では、炉心領域の流動状態が炉心上下の領域に大きく左右されるという観点からみて一抹の疑問が残る。

なお、ここでは詳細に述べないが、炉心を4あるいは7領域に分割したケースでは、ホット・チャンネルにおけるDNB発生が平均チャンネルのそれより時間遅れが生じる場合もみられた。これは4.2においても述べたように、領域の出入口流量の変化がきわめて激しいために生じたものと考えられるが、この点に関しては今後の検討にまちなたい。

以上、熱伝達係数について種々述べてきたが、この他にTable. 1に示した全領域分割数、流動抵抗係数、放出係数およびバイパス領域などについても熱伝達係数は複雑な変化をみせる。しかしながらこれらは大きく分類すると次のようになる。(1) 全領域の分割数が5の場合と9あるいは10の場合では、DNB発生時刻に大巾な相違が生じる。すなわち、配管領域を無視した場合にはきわめて短時間(0.02~0.03秒)にDNBが発生する。(2) 流動抵抗係数(ケース3-3)はDNB発生時刻にあまり影響を及ぼさない。(3) 放出係数が1.0と0.6ではDNB発生時刻に約0.04秒の違いが生じる。なお、いずれのケースにおいてもDNB発生後の熱伝達係数は約100 Btu/ft²・hr・°F以下の値となり時間経過とともに減少していくが、その後破断口からの流出流量によってある程度は回復する。このフラッシングによる熱伝達率の回復は燃料表面の温度上昇にかなりの影響を及ぼす。

以上、ブローダウン挙動時における熱伝達係数の変化について述べてきたが、RELAP-3で行なったパラメトリック計算の結果を要約すると次のようになる。(1) ブローダウン開始後の熱伝達は炉心領域出入口流量の変化に大きく依存する。(2) 熱伝達領域は最初核沸騰領域(Mode 3)から開始され、DNB発生後は膜沸騰領域(Mode 7)に移行してしまう。(3) DNB発生は炉心領域出入口流量の平均値が零近傍になる時刻に一致し、これは流量低下にもなってDNB熱流束そのものが低下することによって起る。(4) DNB発生時刻は全領域の分割数によって大巾に変化するが、領域分割数が同じ条件であれば、その他の条件(流路抵抗係数、バブル勾配係数、バブル離脱速度)によって受ける影響は少ない。(5) ブローダウン時刻約3.8秒から間断的に起る流出流量の急変によって誘起される炉心のフラッシングは熱伝達係数をある程度回復させ、燃料表面温度の上昇率を抑制する効果となる。

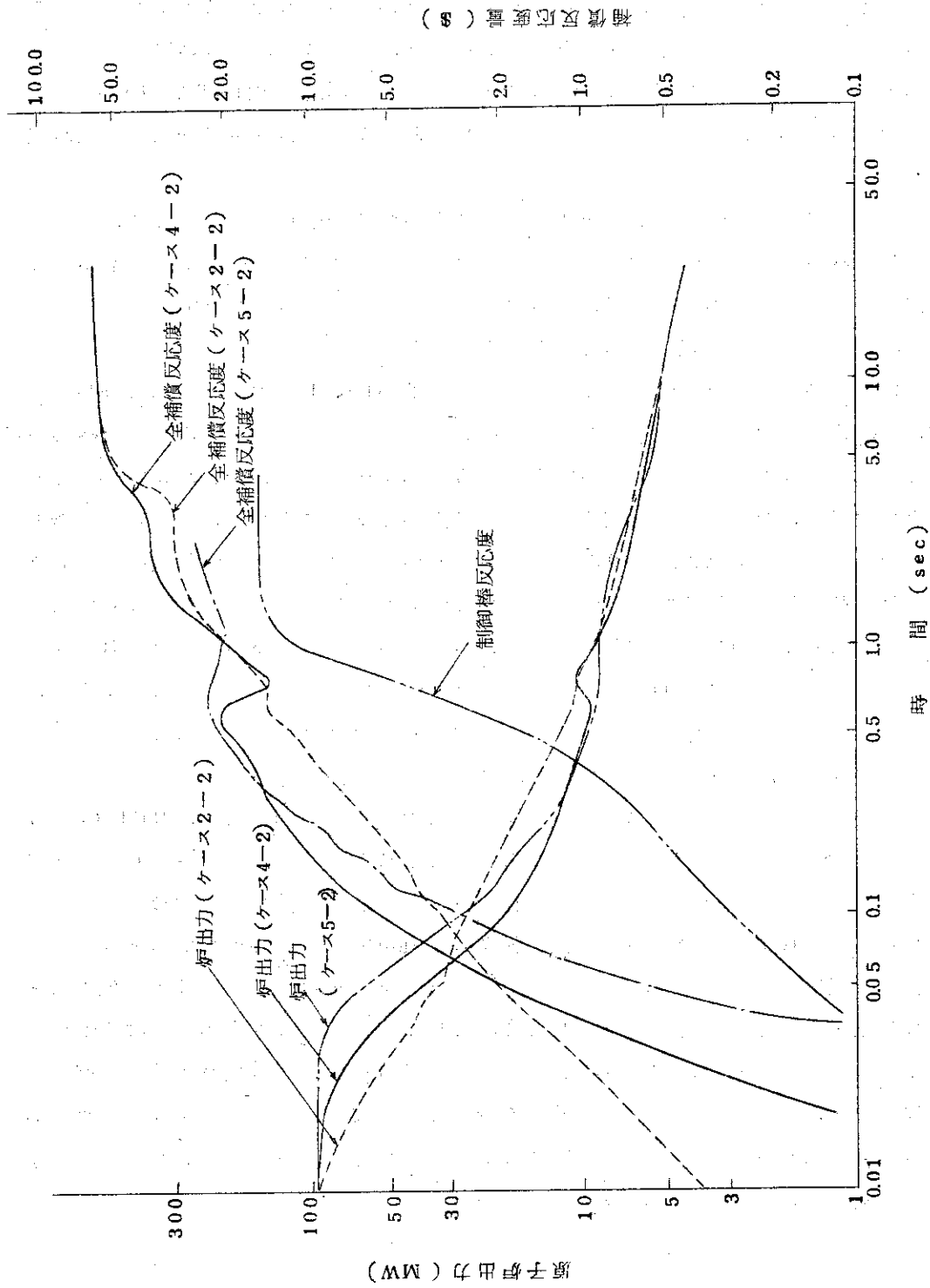


Fig. 4.4.1 炉出力および補償反応度の時間変化

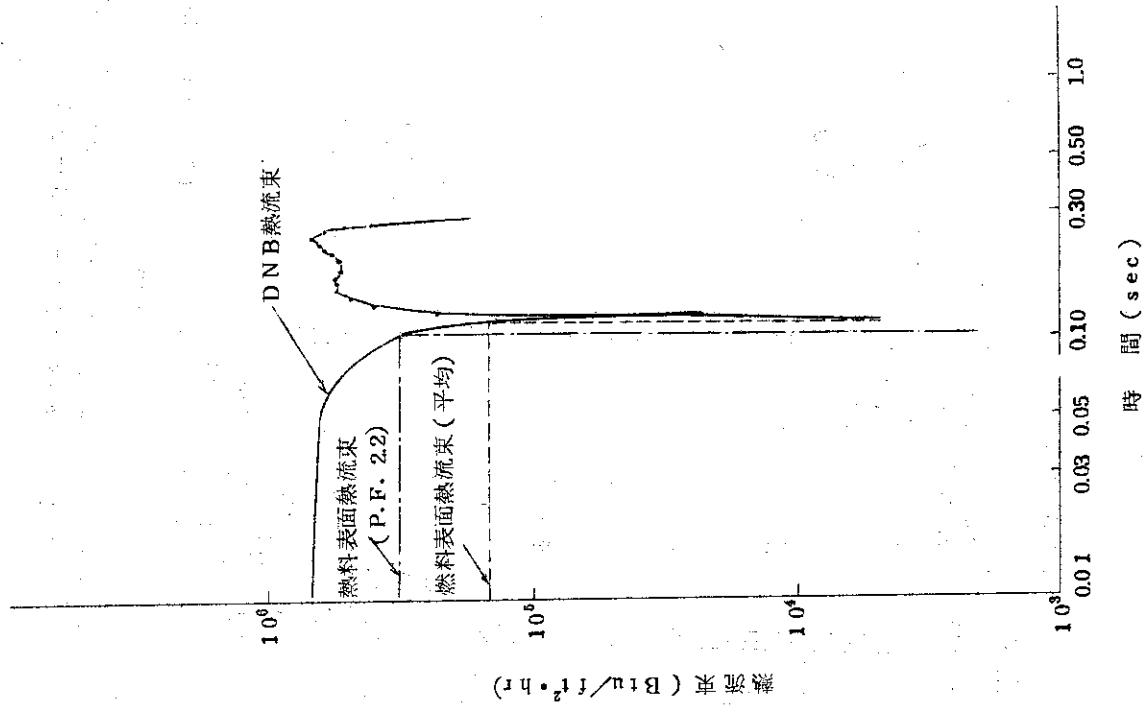


Fig. 4.4.3 DNB熱流束と燃料表面熱流束の時間変化
(計算ケース, 4-2および4-3)

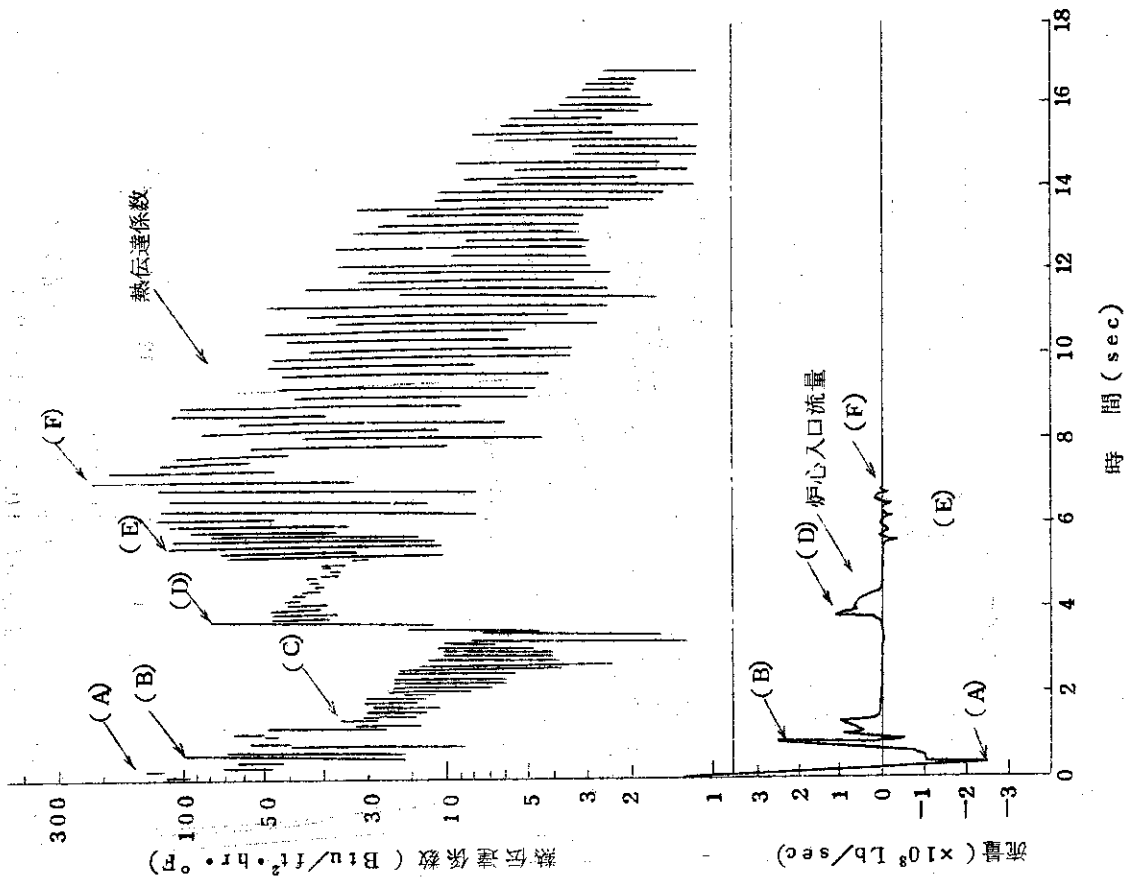


Fig. 4.4.2 熱伝達係数の時間変化
(領域分割数10, ケース4-2)

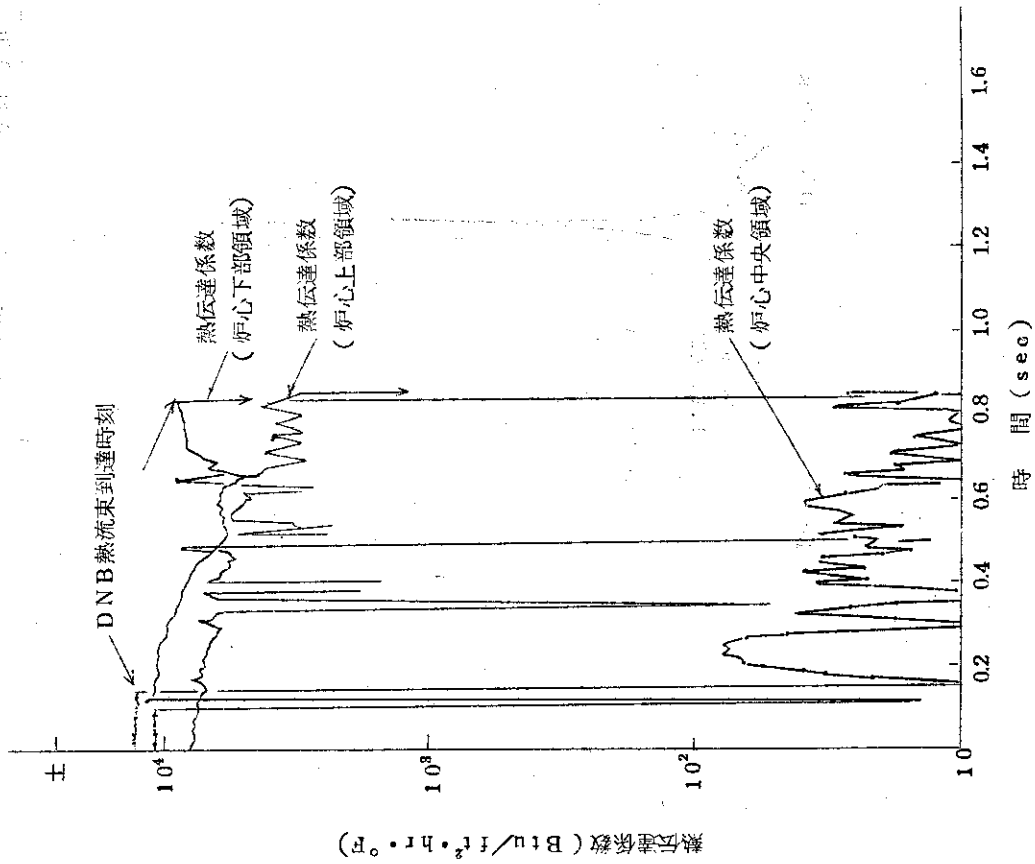


Fig. 4.4.5 炉心3領域における熱伝達係数の時間変化
(領域分割数12, ケース5-2)

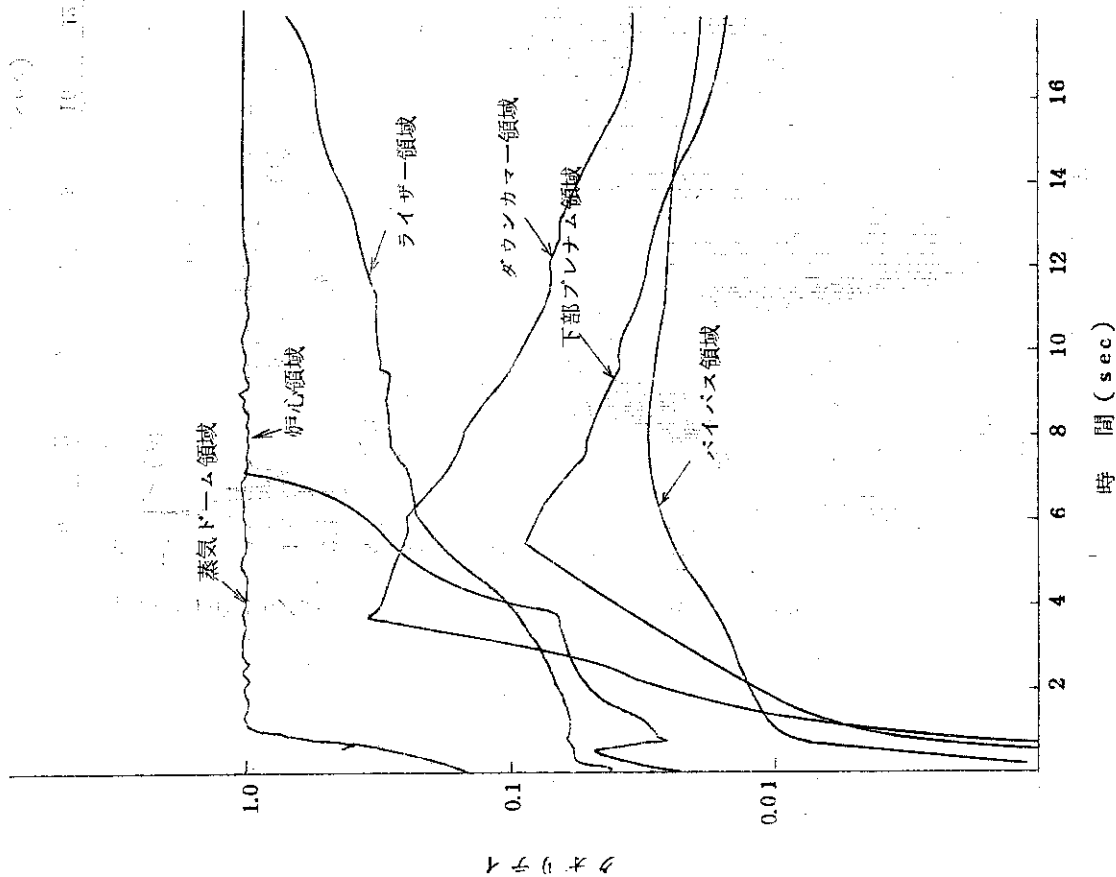


Fig. 4.4.4 各領域におけるクオリティの時間変化
(領域分割数10, ケース4-2)

4.5 ブローダウン挙動時の燃料温度変化

この節では、このブローダウン挙動解析の最終目的である燃料体の温度変化について述べる。まず最初に、RELAP-3で計算される燃料温度の信頼性について検討しておく必要がある。この検討を行なうために、RELAP-3とは別に、すでにSPERT-III・E 炉心の実験解析と比較検討され、燃料温度についても充分実験測定値とよく一致していることが証明されている。EUREKAコード(核・熱水力結合動特性コード)によって計算を行なった。Fig.A.1は定常状態におけるホット・スポット・ファクター2.2をもった燃料体の温度分布を比較して示した図である。この図で示されているように、RELAP-3によって求められた燃料体温度分布はEUREKAコードによって求められた温度分布ときわめてよく一致しており、燃料体温度に関するRELAP-3の計算値は充分信頼しうるということが証明された。これらEUREKAコードによる定常状態の温度分布の計算に関する詳細は後のApp.3で述べる。

以上のように、定常状態における温度分布を充分信頼しうる結果であるということをもとにして、ブローダウン挙動時の燃料体温度変化について検討を加える。Fig.4.5.1は配管領域を無視した場合(ケース2-2)および配管領域を考慮した場合(ケース3-1)について得られた燃料中心および燃料表面の温度を時間経過で整理した図である。この図で見られるように、全領域分割数の相違による影響はブローダウン終了時刻である時刻約20秒において約25°Fの燃料表面の温度差となっていることが判る。この図で時刻約2秒までの差はDNB発生時刻の差によるものとみることができ。このことはFig.4.4.1に示したように炉出力の相違がほとんど見られないことから導びくことができる。また、時刻約5秒から7秒に到るまでの燃料表面温度の挙動に若干の相違がみられる。すなわち、計算ケース(3-1)の場合では、燃料表面温度の上昇率が一時的に抑制されていることが判る。この原因については先にも述べたように、流出流量の間歇的な急変によって炉心にフラッシングが誘起され、その結果として熱伝達係数の回復が起ったためであると考えられる。一方、配管領域を無視したケース(2-2)の場合には上記の現象がみられない。以上の現象は、その後の燃料表面温度の上昇率にきわめて重要な効果をもっている。すなわち、ブローダウン終了時刻における燃料表面の温度差はこの期間における除熱量の差によって影響を受けていると考えられること、さらに注目すべきことは温度上昇率の違いが両者の間にみられることである。

次に、炉心を3領域に分割した場合の燃料体温度変化について、Fig.4.5.2に示した結果から考察する。この図は炉心の3領域における燃料中心温度および表面温度の時間変化を示した図である。この計算ケースに対する熱伝達係数の挙動については4.4で詳細に述べたが、燃料体表面温度変化は当然のことながら、熱伝達係数の変化に対応した形で上昇している。炉心の下領域では時刻約0.8秒までDNB発生が間歇的に起っているが、燃料表面温度についてはほとんど影響がみられない。一方、燃料表面温度が一定の状態を保っている間にも燃料中心温度は徐々に降下している。これは炉出力が降下していくため燃料体の内部で平均化が起るためである。

最後に、ホット・スポット・ファクター2.2を実った燃料体の温度変化について述べる。Fig.4.5.3は炉心領域の分割数をそれぞれ1領域および7領域に取って計算した燃料中心温度、燃料平均温度および燃料表面温度を示した図である。このうち炉心1領域の結果についての詳

細な検討はすでに2で述べられている。また、炉心7領域の計算結果については、4.3で述べをように炉心出入口流量の変化がきわめて激しいために熱伝達係数が大きくなり、前者に比較して結果的に低くなっている。このようになった原因については今後の検討にまつこととしても、炉心を1領域にとって解析した結果はかなり安全側にあることが云える。

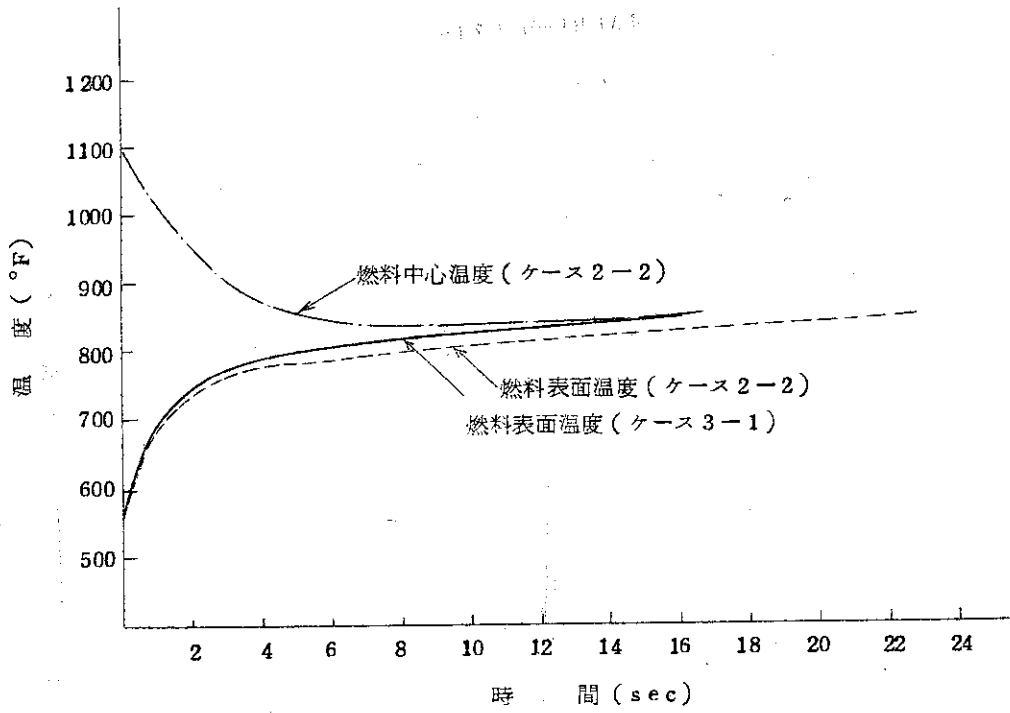


Fig. 4.5.1 燃料中心および燃料表面の温度変化
 (領域分割数 9, ケース 3-1 および 領域分割数 5, ケース 2-2)

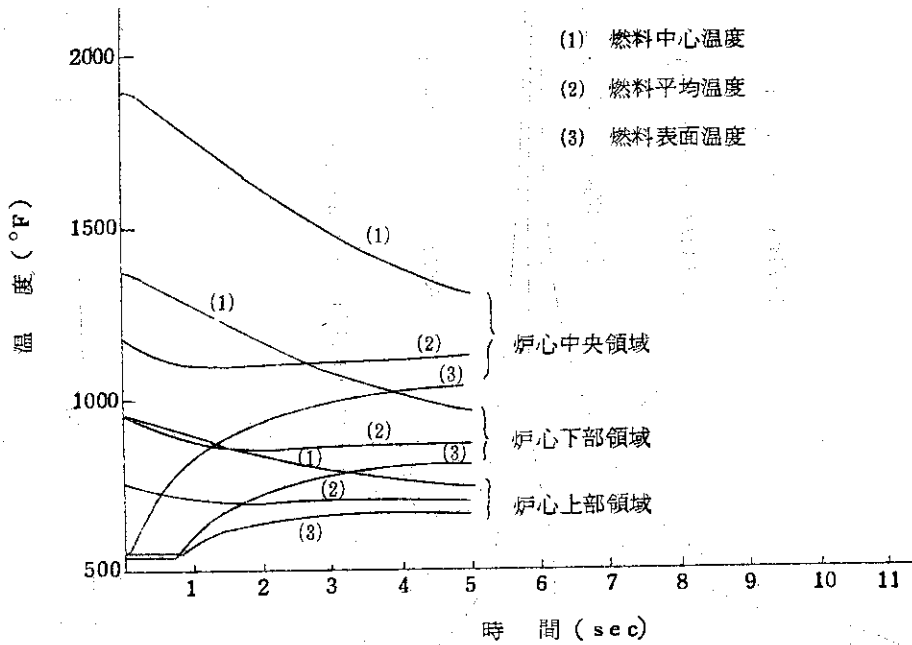


Fig. 4.5.2 炉心 3 領域における燃料温度の時間変化
 (領域分割数 12, ケース 5-2)

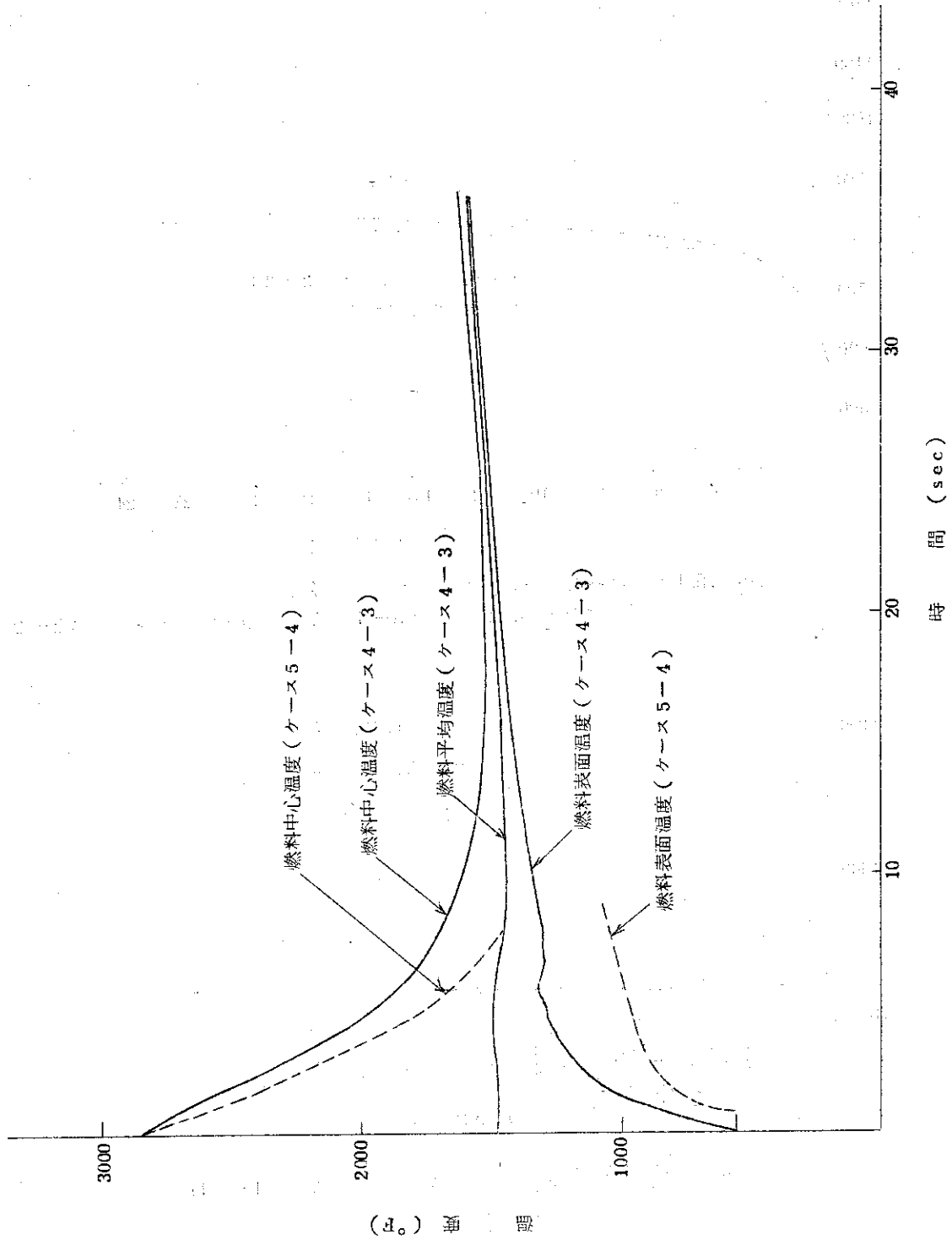


Fig. 4.5.3 ホットチャンネルにおける燃料体の温度変化
(領域数 10, ケース 4-3 および 領域数 16, ケース 5-4)

5 水位変化について

Relap-3 においては各領域内の水、蒸気二相流の水位 (Mixture Level) は、その領域内で完全に均一な二相流か、軸方向に気泡分布の勾配を持たせるかをあらかじめ入力によって指定して計算する。つまり領域内における蒸気泡分布を、均一モデル (Homogeneous Model) か、勾配モデル (Gradient Model) に分けて計算する。

さらに水位面からの蒸気泡の離脱を考えるか、考えないかの区別、いわゆる、蒸気分離モデル (Separation Model) の選択がある。従って、各領域において、どちらのモデルを選択するかによって、その計算結果自体が左右されることが十分考えられる。例えば勾配モデルを採用しても、離脱速度を零にしておくなら、領域内での蒸気泡分布が存在しても、蒸気泡が離脱してクオリティーが完全に 1 になる領域がないので、水位変化は起らない。本節ではこの影響について検討する。

さて、これらのモデルを基にして、領域内の水位は、流路 (Jun) からの蒸気の流入、流出、及び水位からの蒸気泡の離脱する質量についての蒸気量バランスから求められる。当然領域内での液相のフラッシングによる蒸気量も考慮する。

これらのモデルに基づいて、JPDR-II の一次系破断事故時の圧力容器内の水位変動を考えてみよう。圧力容器内は、冷却材流路を考えると、シュラウド外であるダウンカマー部と、下部プレナム及びシュラウド内である炉心、ライザー、上部プレナムの二つの部分および蒸気ドーム (上部プレナム) と下部プレナムに分けられる。この各部分の水位変化のうち特に炉心水位については、完全に炉心が蒸気のみになり、ほぼ断熱状態になる時刻の評価は、ヒートアップの計算と結びついて重要な時刻である。又シュラウド外の水位変動は J-P-II 炉心においては全体としてのブローダウン時間や挙動を評価する一つの目安となっている。

5.1 気泡の離脱速度 V_B と分布勾配係数 C_X

Fig. 2.1.2 に示した様な領域区で、下部プレナム、ダウカマー、上部プレナムの様な、比較的単一のタンクによるブローダウン実験と類似している様な部分はこれまでの実験から実証されている $V_B=3 \text{ ft/sec}$ 、 $C_X=0.8$ の値を採用した。又炉心、ライザー、配管の様に、水力学的等値直径が小さな領域で、比較的大きな質量流量がある部分では均質モデルが妥当とされているが、ここでは配管部を $V_B=0$ 、 $C_X=0$ 炉心及びライザーを $V_B=3 \text{ ft/sec}$ 、 $C_X=0.1$ とした。

又これらのパラメーターの変化によって水位に及ぼす影響をみるためダウカマー部については $V_B=1 \text{ ft/sec}$ 、 $C_X=0.0$ の場合の計算も試みた。

5.2 ダウカマー部の水位変化

破断開始後のダウカマー部の水位変化は Fig. 5.2.1 に示す。代表的な例として 4 つの例が示してある。図中、①のプロットは最も標準的な C_X 、 V_B の値を用いてある。ブロー開始後、約 1 秒間は、初期の水位 14.0 フィートが続き、1 秒後から、徐々に水位低下が始まる。そし

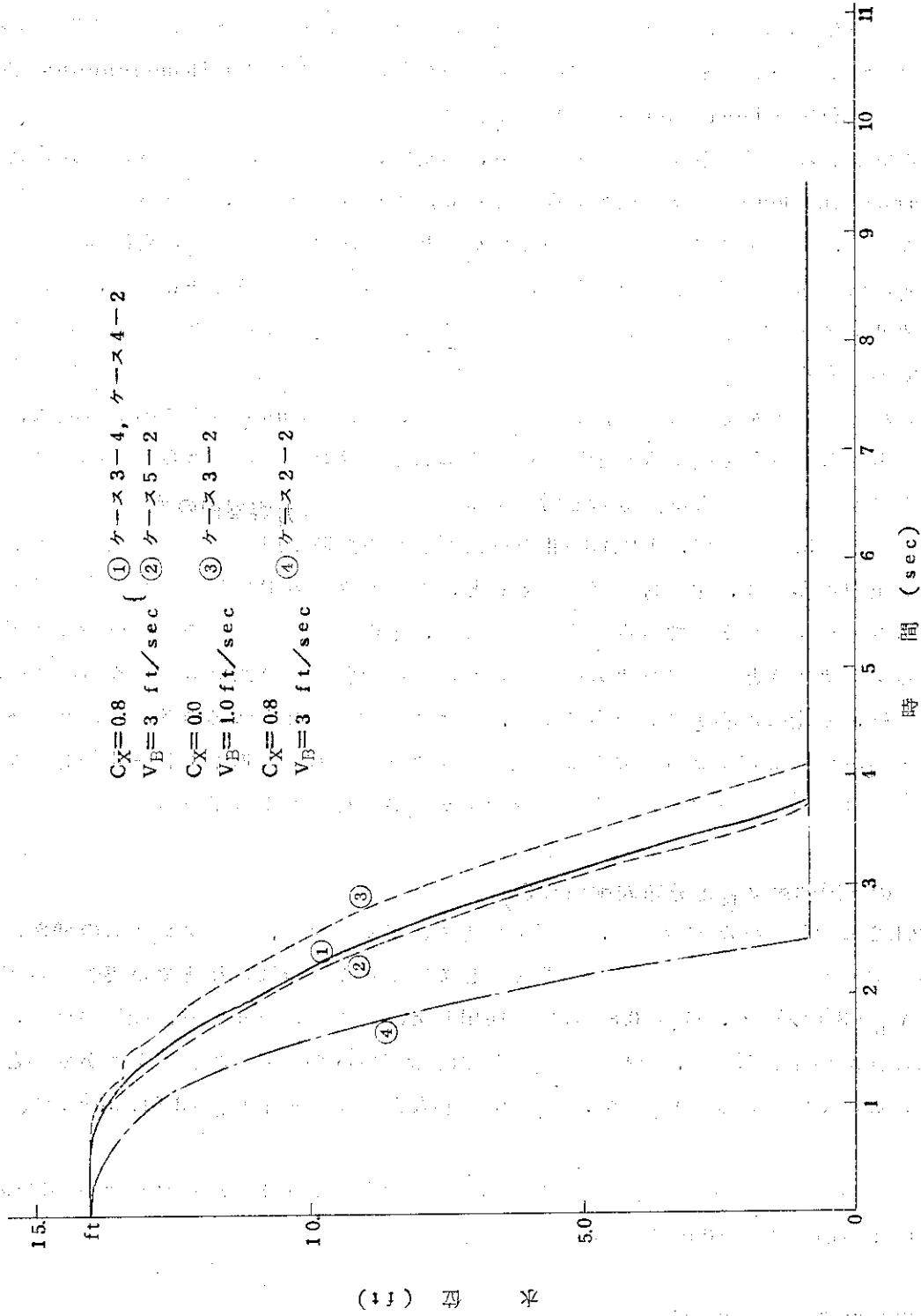


Fig. 5.21 ダウカメラ部の水位変化

て、Table.A.1 に示してある様に、炉心領域の分割数に依存することなく、約3.8秒で、破断口につながるパイプのレベルに達している。破断と同時に、まず配管部の減圧が開始し、ダウンカマーから配管への流量が、急激に増大するにもかかわらず初期1秒間、比較的水位変化のない理由は、このダウンカマー部の上部にある、気水分離器と蒸気ドームを含む領域(Vol.4)の水位低下におきなっているためである。Vol.4の水位が初期水位とくらべほぼ零となる時刻が約1秒である。それまでは、ダウンカマー(Vol.5)の水位は変化せず、平坦に保たれ、その後Vol.5の水位の低下が開始する。このダウンカマー領域の水位変化がない時間(1secまで)では、Vol.5から配管への流れに、ほとんど蒸気は含まれていない。

Vol.4の水位が零となった後は、Vol.4からVol.5の流れは、ほぼ完全な蒸気となる。ダウンカマーの水位は、連続的に配管を通じて破断口から流出する冷却材のために低下しはじめる。そして約3.8秒で破断口につながる配管のレベルへ達する。この間にも、ダウンカマーから配管への流れには、ほとんど蒸気が含まれず、3.8秒の時でもクオリティーは0.02ぐらいの値である。従ってこの3.8秒前における流出流量は約3000Lb/secという一定値であるが、3.8秒後は急激に流量が下る(1000Ld/sec)。3.8秒後は、Vol.5から配管の流れは、数十パーセントの高いクオリティーをともなった流となる。しかし前にも述べた様にVol.5の水位は、配管のレベルへ達すると、それ以上は変化せず、そのレベルは表面からの減圧に伴う気泡の離脱、によって小ささみな変動を示す程度である。このような状態が約1.6秒まで続きその間の水位レベルは0.8 ftに保たれているその後ダウンカマーは0.6という大きなクオリティーとなってレベルは0.25フィート迄に下る。

図中②、③、④のプロットも、これまで述べたと同じ様な変化をたどるが、②については、炉心の区分体積を1つから3つにした場合の、ダウンカマーの水位変化を示したものである。①のプロットよりいく分早い目のレベル変化をしめしているが、これは、蒸気ドームを含むVol.4、からの流量減少に相違があるからである。

図中③のプロットは、 $C_X \cdot V_B$ の変化が、水位に及ぼす影響をみるため $C_X = 0.0$ つまり、レベル以下の気泡の分布を均一にし、さらに $V_B = 1.0$ feet/secとして、気泡離脱速度を小さくしたもので、他の条件は①と同じである。

図のプロットをみて、明らかな様に、①、②のプロットより、水位低下の時間が、延びている。この理由は、レベル以下である気泡の離脱する質量は、離脱速度、及び水位での気泡密度に比例する。従って、この場合、 V_B が①に比して小さいため、及び均一な気泡分布を仮定したため、①に比して相対的に水位での気泡密度が小さくなっているために、離脱する質量が小さくなる。従ってダウンカマー水位が破断口に達する時間が4.15秒、これまでの場合に比較して0.35 secと延びている。

図中④のプロットは、ダウンカマーと配管と区分せず、同一の領域としたものである。この場合は水位の低下が他と比較して早くなっている。これは配管を1領域とせず、ダウンカマーに含めたため、破断開始とともに始まる減圧が、配管、ダウンカマーと伝播せず、これらの体積を含めた領域での減圧が、①、②、③と比して大きくなり、ブローダウン初期の流出流量も大きくなり、従って、水位低下も早く始まる。この場合の、破断口へ通じるパイプのレベルに達する時間は2.5秒とかなり短くなっている。3.2に示した様に本来配管を領域分けなしに計

算するのは正しくなく、水位、その他のブローダウンへの影響をみるために行ったものである。

これらの結果から、ダウンカマー部の水位変化は、炉心部分の体積区分にはそれほど影響されず、 C_X 、 V_B の値によって若干左右される。ここで用いた $C_X=0.8$ 、 $V_B=3 \text{ feet/sec}$ という値はこの体系と似ている単一なタンク部分のブローダウンの実験にもとづいた値であり、破断口へ達する時間、3.7~3.8秒という値は十分正しいものと思われる。

5.3 炉心水位変化

炉心部の水位変化は、破断口へつながる下部プレナム、シュラウド内である炉心、ライザー、上部プレナム等の圧力・流れによってかなり複雑な変化をすることが予想される。Fig.5.3.1は炉心1領域、バイパスフロー1領域に分けを(ケース4-2)場合の、各領域の水位変化、及び炉心のクオリティーに変化をプロットしたものである。ブローダウンと炉心水位の変化を定性的に考えてみよう。

まず破断と同時に、配管内圧力は一時的に大きく減圧され、破断直前まで配管から下部プレナムに向っての流れが、破断後直ちに逆転し破断口から流出する。しかし下部プレナムから炉心への流れの逆転は、配管は減圧が下部プレナムに伝播するだけの時間遅れをもって起る。やがて炉心から下部プレナムへの逆流が生じ、急激な減圧が約0.5秒まで続き、下部プレナムが飽和状態に達する。この間は、炉心と下部プレナムが通じているため、最初に炉心水位がかなり急激に低下するが、下部プレナムの水位変化までは及ばない。0.5秒後には、減圧による沸騰のため、ふたたび下部プレナムから炉心に向っての流量が増大し0.6秒で、炉心の水位は、初期の水位(5.617フィート)に回復してしまふ。これは炉心の平均クオリティーの減少が生じていることをみても分るであろう。この間も下部プレナムの水位は、それほど顕著な低下でなく平坦なレベルを保っている。この時間は完全な液相領域であった下部プレナムの水位が減圧沸騰により保たれている。しかしその後は、だだらとした流出が続いて、下部プレナムの水位の低下が起る。Fig.5.2.1に示してある様に変化は約3.8秒まで続いている。3.8秒のところでは水位変化が幾分延びる方向へ移動するのは、ダウンカマー部の水位が破断口へ達したため、減圧挙動が加速され順方向流れが増大するためである。

この間、炉心水位は0.6秒で回復した後、変化することなく約6秒まで続いている。この主な原因として次の事が考えられる。

炉心の水位が回復して後の、炉心と下部プレナムとを結ぶ流れ、及び炉心とライザー部の流れは順方向逆方向と変化するが、結局炉心全体としての全質量は時間とともに減少している。しかしFig.5.2に示す様に、炉心内のクオリティーは徐々に増している。炉心内の気泡バランスの式で用いている $C_X=0.1$ はかなり均質なモデルに近い定数であり全体の質量が減少しても、炉心の水位降下への効果にはならず、水位以下の気泡の割合が増大するのみである。さらに下部プレナム中の水位が破断口のところへ達するまでは、炉心と下部プレナムの減圧挙動は両者同じように変化し、その圧力差は非常に小さい。下部プレナムから炉心への順方向の流れは0.6秒から約1.3秒まで続き、その後非常に小さな逆流が続き、3.5秒のところでふたたびフラッシングによる順方向流れがある。この順方向流れが6.0秒ぐらまで続く。しかしこの6秒前後では、下部プレナムの水位がちょうど、破断口へ通じるパイプのレベルへ達し、下部

プレナムと炉心との圧力勾配が大きく逆転し、炉心からの大きな逆流により、炉水位は大きく低下する。下部プレナムの水位が低下しているのに炉心部の水位が下がらないで、空中に浮いている様な現象は一見奇妙にも考えられるが、これまで述べた理由によっても分る様に十分物理的に考えられることであり、気泡分離モデルを採用すれば当然考えられることである。

次に、バイパスフロー領域のレベルを考えてみよう。このプロットは同じく Fig. 5.21 に示してある様に、約 3.6 秒まで非常に緩慢な低下をして、4 秒でふたたび初期のレベルに回復している。最初の非常にゆっくりした低下は、ブローダウンによる減圧のため、主にバイパスフローの領域から下部プレナムに向っての逆流によってレベルの低下が起る。しかしこの流れは約 1.6 秒から臨界流となり、その流量は 120~130 Lb/sec と、他の流路の流れと比較して小さいため（流路断面積が他の流路と比較して非常に小さい、 0.0177 ft^2 逆に体積は炉心より大きい）そのレベルの低下もゆっくりしたものとなる。そして 3.4 秒に達したとき、このノード内で減圧による沸騰が開始してライザーに向って大きな順方向の流れによってそのレベルが回復する。しかしこの時刻でも、下部プレナムへの逆流は臨界流となっている。その後レベル降下のない状態が続いているが、炉心への逆流によって体積内の質量は減少し、クオリティは増大している。この理由は、炉心の場合に述べたものとほぼ同じと考えてさしつかえはないであろう。ただ炉心には崩壊熱出力あり、炉内にある流体のエンタルピーがバイパスフロー領域内にある流体より大きくなっていること及びバイパス領域から下部プレナムへの流れが臨界流となることは異っている。

最後にライザー部の水位変化について考えてみよう。この部分の水位変化は Fig. 5.21 に示してある。初期水位が破断開始とともに 0.4 秒まで急激に 0.7 ft. 降下し、炉心水位が零になってもそのままのレベルが続いている。これは破断と同時に急激な減圧が起り、主にライザーから順方向の流れによりレベル降下が起る。このときの水位の高さ約 8.3 ft. というのは、ライザー領域 (Vol 3) と主蒸気ドーム領域 (Vol 4) を結ぶ流路 (Junc. 3) の高さに相当している。この後レベル降下の起らない原因は、炉心からライザー、ライザーから蒸気ドームへと圧力勾配があり、常に流れがこの方向に保たれているためである。しかし 12 sec ぐらいになると炉心の水位はほとんど零となるため時折ライザーからの逆流が生じ、ライザー部の水位は徐々に降下し、このためライザーから蒸気ドームの流れはその後完全な蒸気流となる。そして 1.6 秒を過ぎるとライザーの水位も完全に零になってしまう。

以上、下部プレナム及びシュラウド内の水位変化についての定性的な説明を行った。この場合は炉心を 1 領域としたものであるが、炉心を 2 つ及び 3 つに分けた場合、及びバイパス領域を炉心に等価的に含めた場合の炉心のみ水位変動を Fig. 5.22 に示してある。ケース 3-1 は、バイパス領域と炉心を一つの領域と考えた場合である。その変化の様子は、Fig. 5.21 で示した様に、最初の 2 秒ぐらいまでの一次的な水位低下は炉心のみの変化と似ており、その後 3.5 秒に起るフラッシング時間の変化はバイパス領域の水位変化に類似している。ちょうど Fig. 5.21 における炉心とバイパス領域の変化を組み合わせたような変化をしており、水位が零になる時刻も、8.5 秒とそれ程異ってはいない。

ケース 5-2 は炉心を軸方向に 3 分割した場合であり、図の示した炉心の水位は各炉心領域の水位を加え合せたのである。前にも述べた様に炉心を区分けすると、各炉心領域でそれぞれ

独立した水位が得られるが気泡分離モデルを用いる限り避け得られない。しかしながら、炉内にある水-蒸気の混合物の総量が水位を決定するという考えから、上に述べた様に各炉心領域の水位を加え合わせてみた。この場合の水位変動は、炉心を1領域(ケース3-1)にやゝ近い炉心水位がほぼ零となる時間8秒もよく合っていると見てよいであろう。

ケース5-1は、炉心を半径方向に出力分布に従って2つに分ける場合である。高い出力領域では、ダウンカマー部の水位が破断口につながるパイプに達した時、水位が零になっている。しかし、低い出力の領域での水位挙動はこれまでの計算とよく一致し、水位が零となる時刻8秒も一致している。高い出力領域の水位が急速に零になる理由は、下部プレナムからのフラッシング後高出力領域の圧力が相対的に高くなり、水を下部プレナムに流出させるからである。

以上炉心部の $C_X = 0.1$ 、 $V_B = 3 \text{ ft/sec}$ の場合、炉心の区分体積のちがいによる水位変化の挙動のちがいを考えた。その結果炉心水位の変動は、領域区分によりやゝ異なるものゝこれら結果を総合すれば、JP-2ブローダウンの場合、炉心水位が零になる時間は7~8秒と考えられる。

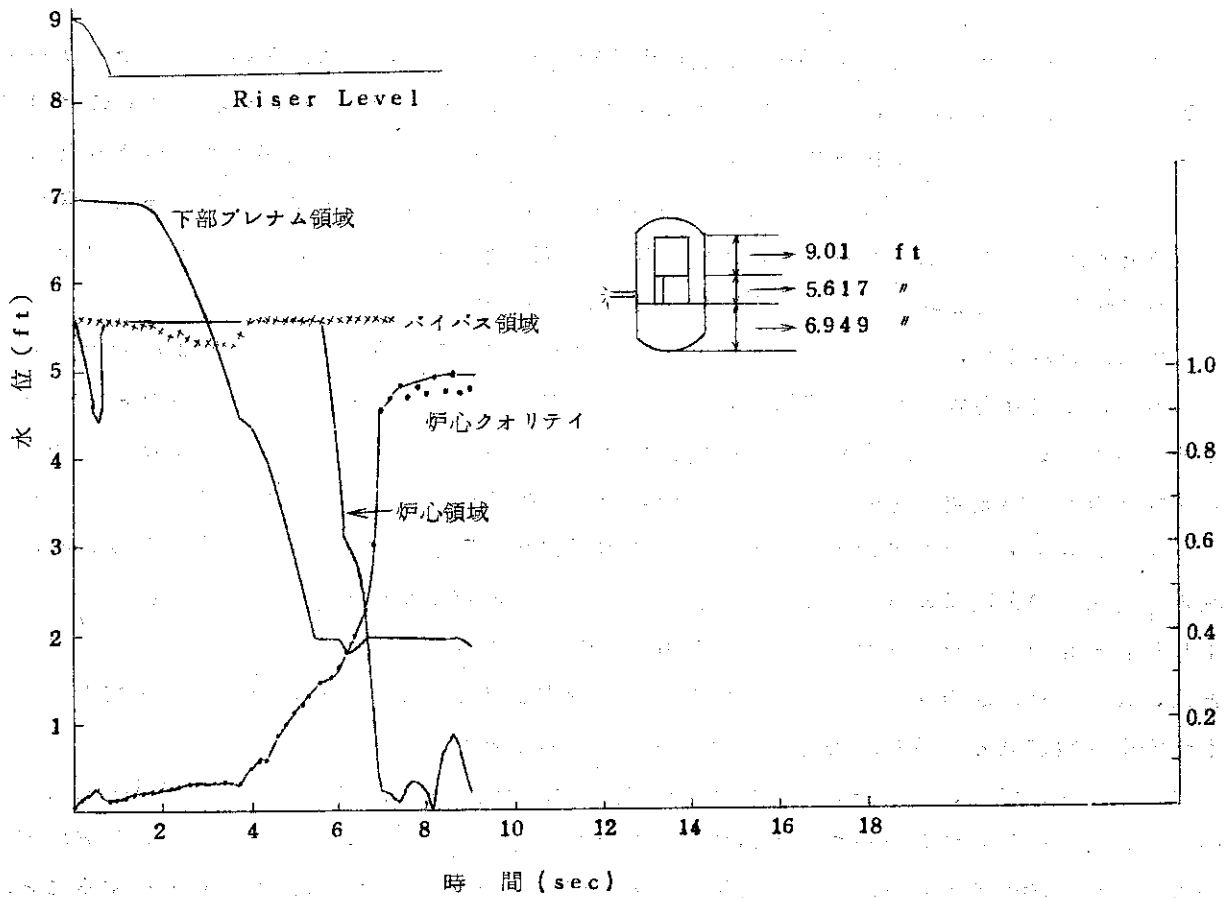


Fig. 5.3.1 下部プレナム及びシュラウド内各領域の水位変化 (ケース4-2)

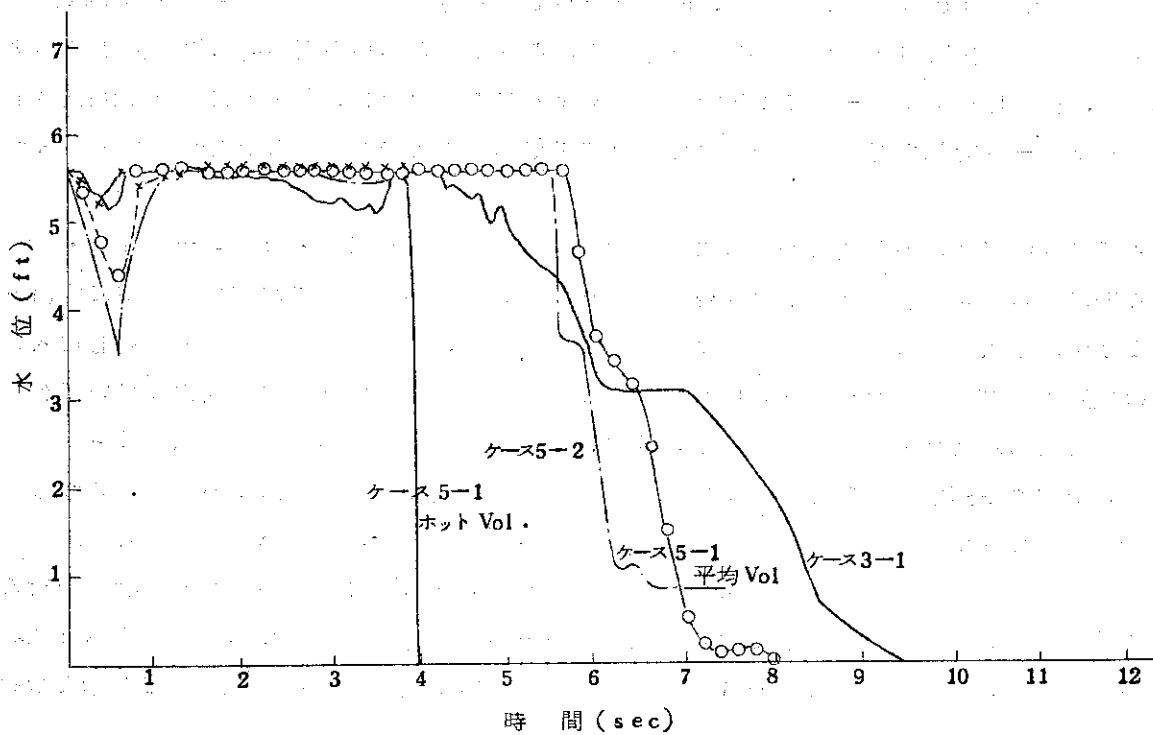


Fig. 5.3.2 各々のケースの炉心水位変化の比較

6. ま と め

J P D R - II 再循環系両端破断の事故解析を行なうにあたり、現状において可能な限り妥当な解析結果を得るために、これまで述べてきたように数多くの計算を行った。これらの計算ケースはいずれも RELAP - 3 コードに含まれる重要なパラメータの意義づけを行なうために選ばれたものであり、得られた結果を詳細に検討することによってその目的は十分に果されたものと考えられる。この章においては、いま一度解析結果全般をみわたし、これら解析結果を詳細に検討することによって得られた重要な点について要約する。

第2章においては、ブローダウン解析に際して最も基本となる系全体の圧力および流出流量について、領域分割数、流動抵抗係数、放出補正係数およびバブル・セパレーション・モデルなどがいかなる影響を及ぼすかを系統的に調べた。その結果、領域分割数に関して、配管など流動抵抗の大きい領域を充分考慮しない場合、圧力挙動に顕著な差が現われること、バブル・セパレーション・モデルに含まれるパラメータが圧力挙動に及ぼす影響は比較的少ないこと、流動抵抗係数の相違による圧力変化は軽少であることなど重要な結論が導びかれた。ことに J P D R - II のブローダウン終了時刻約 30 秒が LOFT 実験結果との対比から評価されたことは、この解析の妥当性を評価する上できわめて貴重な点である。また、放出補正係数 1.0 のもつ安全係数が 0.6 の解析結果との対比から見られることは興味ある点である。

第3章においては、ブローダウン挙動解析において最大の関心事項である燃料体温度変化を中心に、これに対してきわめて大きい影響を及ぼす炉心出入口流量、熱伝達係数および炉出力の変化を現象的に考察した。このうち炉心出入口流量の変化が流出流量に大きく依存すること、炉心出入口流量に及ぼす流動抵抗数、バイパス領域、炉心分割数などの影響を明らかにしたことは、今後ブローダウン解析を行なう場合の有効な指針となるものと考えられる。また、これら解析から得られた熱伝達係数および DNB 発生時刻など燃料表面温度の挙動に大きな影響を与える因子についての計算結果は、炉出力、炉心流量および炉心領域クオリティーなどの関連からかなり信頼しうる評価がなされたものと云えよう。さらに最高燃料表面温度の計算精度に関する確認は、EUREKA コードによる定常燃料温度分布の確認計算、数種類にわたる RELAP - 3 のパラメータ計算などから充分検討された結果得られたものであることを留意する必要がある。

第4章においては、各領域における水位の時間変化についてバブル・セパレーション・モデルとの関連から検討も加えた。この場合、ブローダウン挙動時において水位変化が主に流出流量および炉心出入口流量に大きく影響することに注目して、これら流出流量および炉心出入口流量の位置するダウンカマー領域、炉心領域および下部プレナムなどの水位変化について調べた。ここで得られた結果のうち主な点は、各領域における水位変化が領域分割数によって左右されず、気泡離脱速度および気泡分布係数によって影響を受けるという点であるが、これら水位変化にともなって変化するクオリティーおよび流路流量についても充分検討を行った。

以上述べたような数多い計算ケースの他に、RELAP - 3 によって多領域分割計算を行なう場合の時間巾、時間巾と関連して生じる数値解法上の不安定性などについても若干ふれた。これらの資料は、今後 RELAP - 3 を有効に活用していく上でいずれもきわめて有効な情報

となろう。

最後に、これら系統的かつ実際的に行った数多いパラメトリック計算の集約として得られた J P D R = II のブローダウン挙動の解析結果を第 2 章で述べた。したがって、第 2 章で述べられた結論のいずれもが、第 3 章以降で詳細に検討された結果として導びかれたものであり、確信のもてる結論であると考ええる。本解析によって得られた重要な点をいま一度総括して述べると、

1. J P D R - II 再循環系両端破断事故におけるブローダウン終了時間は放出係数 1.0 とした場合、約 20 秒である。
2. 炉出力はブローダウン開始後約 0.03 秒近傍から、炉心内に急増する負のボイド効果によって急激に減少する。
3. 最高燃料表面の熱流束が D N B 熱流束に達する時間は、ブローダウン開始後約 0.1 秒である。
4. 炉心の冷均能力が断熱状態に達するのは、臨界流出流量がほぼ停止する時間とほぼ同時間で、ブローダウン開始後約 16 秒である。
5. ブローダウン開始後約 30 秒におけるクラッド表面の最高温度は 1549°F である。
6. 炉心において厳しいフラッシングが起るのはダウンカマー部の水位が上部配管取り付け位置に達する時刻約 3.8 秒においてで、このフラッシング効果はその後のクラッド表面温度の上昇率を抑制する効果としてきわめて重要である。

7. 謝 辞

この報告書をまとめるにあたっては、動力試験炉部部長村主進氏 同部次長三井田純一氏、同部開発室長小山内正夫氏および安全工学室長島宗弘治氏には全てにわたっての御指導御助言を賜わった。また、解析を行なうにあたっては、J P D R - I の 1 次系破断事故解析をまとめられた同部開発室副主任研究員佐藤一男氏の資料を参考にさせていただいた。さらに計算機の使用に関しては計算センター室長磯田和男氏、同室長代理平川隆氏および同室員岡田清氏に多大の御協力を賜わった。以上の方々に対してここに深く感謝の意を表わします。

8. 参 考 文 献

1. J. C. Hoire and G. F. Bocket, "Semiecale Blowdown and Emergency Core Cooling (ECCS) Project", IN-1384.
2. W. H. Retting, G. A. Jayne, K. V. Moore, C. E. Slater and M. L. Uptomer, "RELAP-3 - - A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis",
IN-1321, June 1970.

となろう。

最後に、これら系統的かつ実際的に行った数多いパラメトリック計算の集約として得られた J P D R = II のブローダウン挙動の解析結果を第 2 章で述べた。したがって、第 2 章で述べられた結論のいずれもが、第 3 章以降で詳細に検討された結果として導びかれたものであり、確信のもてる結論であると考え、本解析によって得られた重要な点をいま一度総括して述べると、

1. J P D R - II 再循環系両端破断事故におけるブローダウン終了時間は放出係数 1.0 とした場合、約 20 秒である。
2. 炉出力はブローダウン開始後約 0.03 秒近傍から、炉心内に急増する負のボイド効果によって急激に減少する。
3. 最高燃料表面の熱流束が D N B 熱流束に達する時間は、ブローダウン開始後約 0.1 秒である。
4. 炉心の冷均能力が断熱状態に達するのは、臨界流出流量がほぼ停止する時間とほぼ同時間で、ブローダウン開始後約 16 秒である。
5. ブローダウン開始後約 30 秒におけるクラッド表面の最高温度は 1549°F である。
6. 炉心において激しいフラッシングが起るのはダウンカマー部の水位が上部配管取り付け位置に達する時刻約 3.8 秒においてで、このフラッシング効果はその後のクラッド表面温度の上昇率を抑制する効果としてきわめて重要である。

7. 謝 辞

この報告書をまとめるにあたっては、動力試験炉部部長村主進氏 同部次長三井田純一氏、同部開発室長小山内正夫氏および安全工学室長島宗弘治氏には全てにわたっての御指導御助言を賜わった。また、解析を行なうにあたっては、J P D R - I の 1 次系破断事故解析をまとめられた同部開発室副主任研究員佐藤一男氏の資料を参考にさせていただいた。さらに計算機の使用に関しては計算センター室長磯田和男氏、同室長代理平川隆氏および同室員岡田清氏に多大の御協力を賜わった。以上の方々に対してここに深く感謝の意を表わします。

8. 参 考 文 献

1. J. C. Hoire and G. F. Brocket, "Semiecale Blowdown and Emergency Core Cooling (ECCS) Project", IN-1384.
2. W. H. Retting, G. A. Jayne, K. V. Moore, C. E. Slater and M. L. Uptomer, "RELAP-3 -- A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis",
IN-1321, June 1970.

となろう。

最後に、これら系統的かつ実際的に行った数多いパラメトリック計算の集約として得られた J P D R = II のブローダウン挙動の解析結果を第 2 章で述べた。したがって、第 2 章で述べられた結論のいずれもが、第 3 章以降で詳細に検討された結果として導びかれたものであり、確信のもてる結論であると考ええる。本解析によって得られた重要な点をいま一度総括して述べる。

1. J P D R - II 再循環系両端破断事故におけるブローダウン終了時間は放出係数 1.0 とした場合、約 20 秒である。
2. 炉出力はブローダウン開始後約 0.03 秒近傍から、炉心内に急増する負のボイド効果によって急激に減少する。
3. 最高燃料表面の熱流束が D N B 熱流束に達する時間は、ブローダウン開始後約 0.1 秒である。
4. 炉心の冷均能力が断熱状態に達するのは、臨界流出流量がほぼ停止する時間とほぼ同時間で、ブローダウン開始後約 16 秒である。
5. ブローダウン開始後約 30 秒におけるクラッド表面の最高温度は 1549°F である。
6. 炉心において激しいフラッシングが起るのはダウンカマー部の水位が上部配管取り付け位置に達する時刻約 3.8 秒においてで、このフラッシング効果はその後のクラッド表面温度の上昇率を抑制する効果としてきわめて重要である。

7. 謝 辞

この報告書をまとめるにあたっては、動力試験炉部部長村主進氏 同部次長三井田純一氏、同部開発室長小山内正夫氏および安全工学室長島宗弘治氏には全てにわたっての御指導御助言を賜わった。また、解析を行なうにあたっては、J P D R - I の 1 次系破断事故解析をまとめられた同部開発室副主任研究員佐藤一男氏の資料を参考にさせていただいた。さらに計算機の使用に関しては計算センター室長磯田和男氏、同室長代理平川隆氏および同室員岡田清氏に多大の御協力を賜わった。以上の方々に対してここに深く感謝の意を表わします。

8. 参 考 文 献

1. J. C. Hoire and G. F. Bocket, "Semiecale Blowdown and Emergency Core Cooling (ECCS) Project", IN-1384.
2. W. H. Retting, G. A. Jayne, K. V. Moore, C. E. Slater and M. L. Uptomer, "RELAP-3 -- A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis",
IN-1321, June 1970.

3. 石川迪夫, 久家靖史, 上林有一郎, 竹内栄次, 大西信秋, "軽水動力炉の動特性コード EUREKA (2次元核熱水力結合, 点状動特性モデル), JAERI-memo (公開) 3592, 1969.
4. JPDR-IIプロジェクト炉心設計グループ, "JPDR-II炉心設計報告書, JAERI-memo (公開)-4346, 1971.

付録 1. インプットデータ

(i) 10 領域モデルの領域データ

領域区分については Fig A 1.1 参照

領域 番号	圧 力 (Psi a)	温度または クオリテイ	体 積 (ft ³)	領域高さ (ft)	水 位 (ft)	基準からの高さ (ft)
1	896.28	518 (°F)	163.51	6.94902	6.94902	14.6
2	894.29	クオリテイ 0.012174	36.623	5.61703	5.61703	21.54899
3	889.645	クオリテイ 0.044	96.75	9.010	9.010	27.16599
4	888.75	クオリテイ 0.002	219.45	8.268	1.778	32.95699
5	889.034	518 (°F)	177.57	14.0101	14.0101	18.947
6	885.394	518 (°F)	35.09	19.85	19.85	18.947
7	902.90	518 (°F)	19.587	16.557	16.557	0.0
8	885.394	518 (°F)	35.09	19.85	19.85	0.0
9	902.90	518 (°F)	19.587	16.557	16.557	0.0
10	892.30	524.3 (°F)	53.057	5.61703	5.61703	21.549

領域 4 は気水分離器据付台上端から上の上部ブレンラム部分で、気水分離器内の体積もこれに含ませている。

領域データにおける基準からの高さ (ft) は再循環ポンプの位置を 0 とし、ここから各領域の下端までの距離である。

なお上表の圧力および温度 (又はクオリテイ) は BW CAL で計算した J P D R - II 設計計算の値である。

(ii) 流路関係データ

流路番号は Fig A 1.1 参照

流路 番号	初期流量 (lb/sec)	最小流路面積 (ft ²)	流路高さ (ft)	流路慣性 (1/ft)	流 From Vol	路 To Vol
1	1770.34	6.5448	21.549	0.630	1	2
2	1770.34	6.5448	27.166	0.7044	2	3
3	1994.75	1.798	35.50	0.8000	3	4
4	1910.81	21.156	32.957	0.6086	4	5
5	955.404	0.7055	19.85	27.495	5	8
6	0.0	0.27794	0.0	0.0	7	0
7	0.0	0.7055	0.0	0.0	6	0
8	839.66	0.0	31.458	0.0	0	5
9	839.66	0.04622	41.224	0.0	4	0
10	955.404	0.7055	0.0	46.553	6	7
11	955.404	0.7055	19.85	27.495	5	6
12	955.404	0.7055	16.557	19.602	7	1
13	955.404	0.7055	0.0	46.553	8	9
14	955.404	0.7055	16.557	19.602	9	1
15	224.41	0.01771	21.549	248.24	1	10
16	224.41	8.61	27.166	0.5772	10	3

流路抵抗係数は流路で結ばれる 2つの領域の圧力差 (ΔP) 及びその流路の初期流量 (W) から
$$F = \frac{\Delta p \cdot \rho}{W^2}$$
 としてコード内で計算している。なお式中 ρ は流路を流れる水の密度である。

上に示した初期流量は J P D R - II の設計計算で出した値である。また流路抵抗は流路の慣性は流路で結ばれる 2つの領域の各中点間の流路面積 (A) と流路長さから求められる L/A の実効値で、
$$L/A = \int_0^L \frac{1}{A(l)} dl$$
 で計算したものである。

破断口断面積は流路関係データの最小流路断面積で与えている。流路高さは再循環ポンプ位置から流路 (領域結合部) までの距離 (高さ) である。

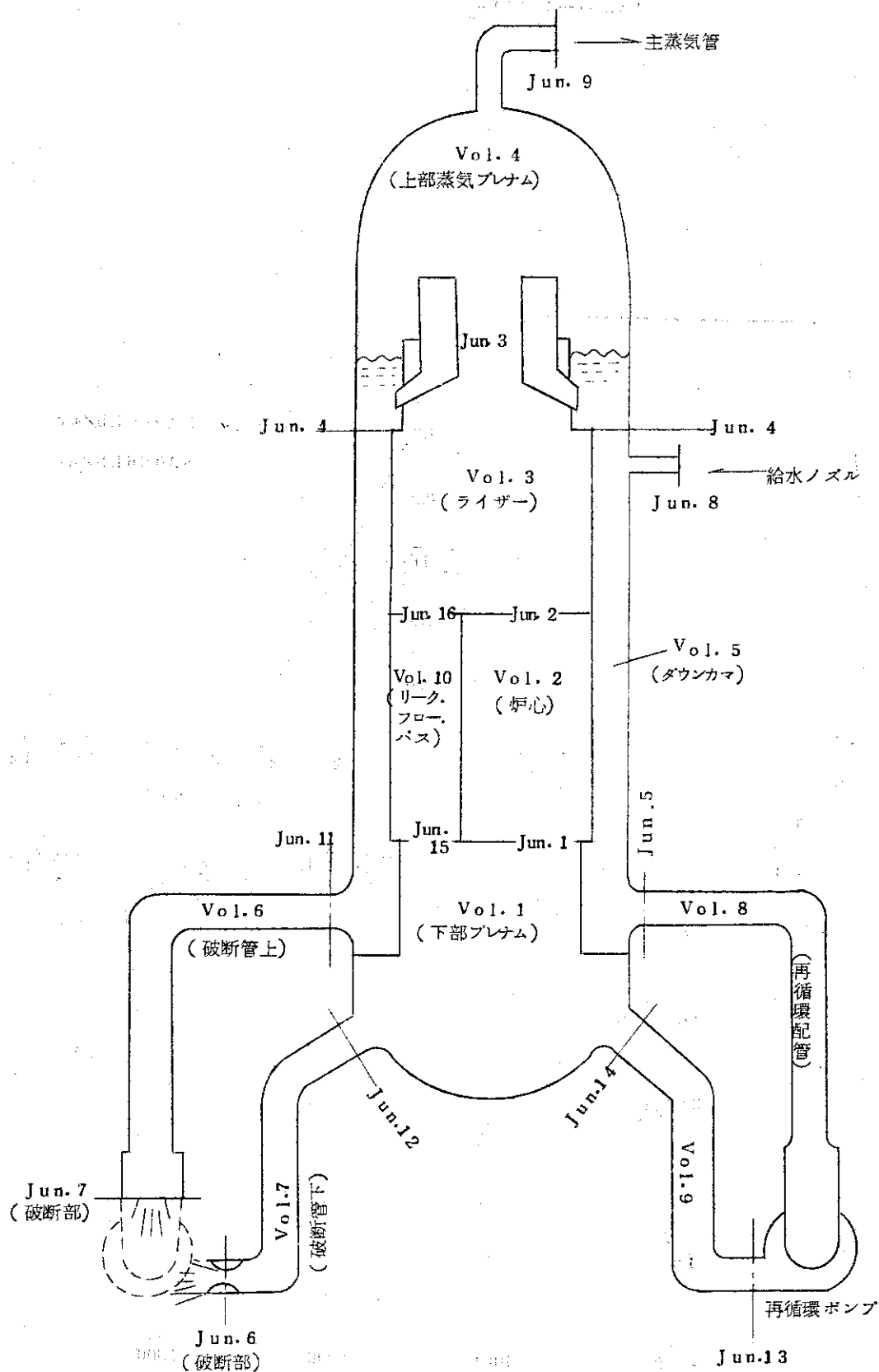


Fig. A. 11 RELAP-3 領域区分図

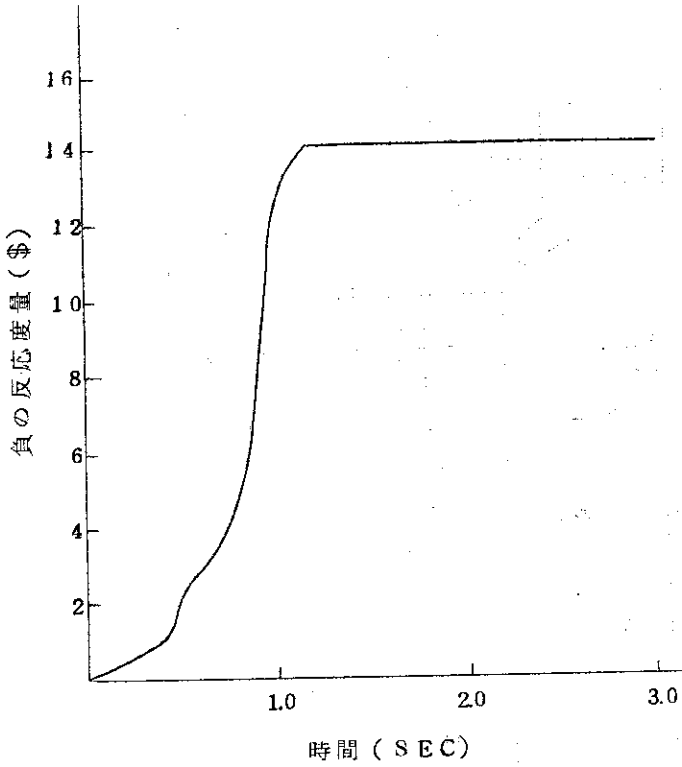


Fig. A. 1.2 スクラム曲線

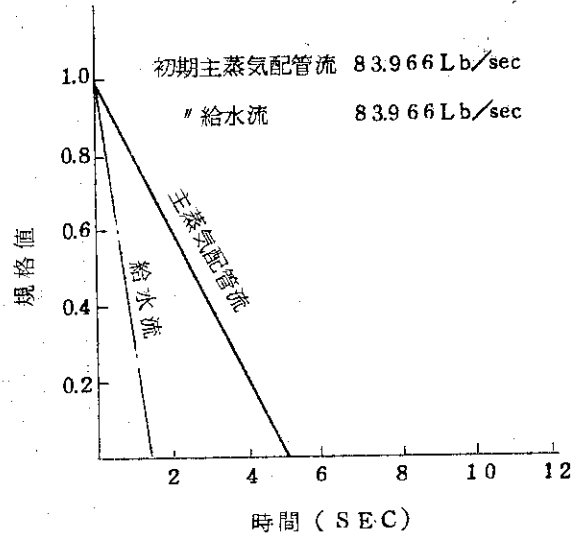


Fig. A. 1.4 主蒸気流量および給水流量の時間変化

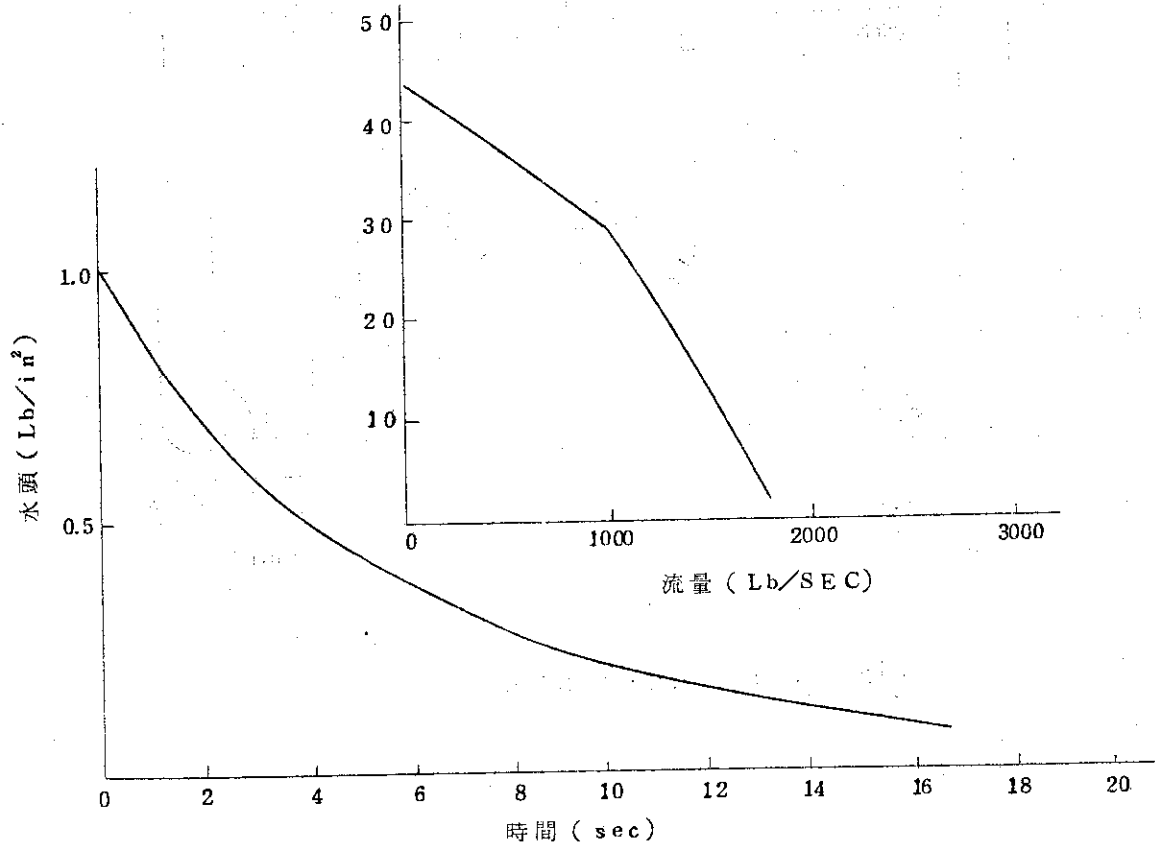


Fig. A. 1.3 ポンプコーस्टダウン曲線

付録 2. 抵抗係数 K について

RELAP-3 においては、各領域間の流路の摩擦損失係数は、定常状態における各領域間の平均圧力差及び、ポテンシャル、流量を考慮してコード内で計算し、過渡期間中もこの値を用いるか、あるいはあらかじめ流路の摩擦損失係数を入力することが出来る。

JPDR-II ブローダウンに使用した摩擦損失係数は、BWCAI (核熱水力コード) によって各領域の圧力降下および流量を計算し、定常状態の圧力分布を入力した。

RELAP-3 では摩擦損失係 K は次の式から決められる。

$$\Delta P_{\text{friction}} = K \cdot \frac{W^2}{\rho}$$

$\Delta P_{\text{friction}}$	摩擦損失による圧力降下 (Lbf/in ²)
W	質量流量 (Lbm/sec)
ρ	密度 (Lbm/ft ³)
K	(Lbf-sec ² /Lbm-ft ³ -in ²)

BWCAI による各領域の圧力は附録 1 の入力データの説明に述べられている。上式と BWCAI の結果から、各流路の K を計算したものを Table A. 2.1 に示す。これは体系を 9 領域にしたものである。下部プレナム及びダウカマーから配管へ通じる流れは、初期では单相流であるが、過渡期間中では二相流になり、その摩擦損失係数も大きくなり、また逆流のときは、流れ方向に対してその幾可学的形が異なるため変化する。従って、二相流になったときの摩擦損失係数が約 5 倍になると想定した各領域の圧力分布を入力した場合の K の値も示してある。

Table A. 2.1 流動抵抗係数 K

流路 No	ケース 3-2 K	ケース 3-3 K
1	6.0×10^{-7}	9.08×10^{-5}
2	2.46×10^{-5}	2.46×10^{-5}
3	1.40×10^{-6}	1.40×10^{-6}
4	1.74×10^{-5}	8.69×10^{-5}
5	4.68×10^{-5}	5.19×10^{-4}
11	4.68×10^{-5}	5.19×10^{-4}
12	1.76×10^{-4}	4.98×10^{-4}
13	6.91×10^{-4}	3.40×10^{-3}
14	1.76×10^{-4}	4.98×10^{-4}

付録3. EUREKA³⁾コードによる初期燃料体温度分布の確認計算について

RELAP-3によるブローダウン挙動解析において、燃料体温度をできる限り正確に評価することはきわめて重要な課題である。しかしながらRELAP-3によって計算される燃料体温度分布は、コード上の制約から炉心の数多い燃料体の中から代表的な燃料1本について求められるものである。それ故、RELAP-3によって得られる燃料体温度分布が妥当であるかどうかを詳細な計算によって確認しておく必要がある。ここでは炉心領域を多チャンネルに分割し、それぞれのチャンネルにおいては軸方向および半径方向の発熱分布を考慮することができる核熱水力結合動特性解析コードEUREKA (EUREKAの中で初期条件を計算する部分を使用)を使用して、JPDR-IIの炉心燃料に関する詳細な初期燃料体温度分布を計算し、RELAP-3で求められた初期燃料体温度分布との比較を行なった。

EUREKAによる計算では炉心領域を半径方向に5チャンネルとり、各チャンネルにおける燃料体を半径方向および軸方向にそれぞれ25および15分割して詳細に行なった。その際チャンネルおよび軸方向分割点のおのおのに対する出力係数は合計75点となる。この出力係数は"JPDR-II炉心設計報告書"⁴⁾に記載されている資料をもとに、Fig. 3.1に示すような転換方法を用いて作成したものである。上記資料による0MWD/T時の出力分布をもとに計算したピーキング係数は1.85であり、これはRELAP-3計算に用いるピーキング係数2.20と比較してかなり小さい値である。これら両者の相違は以下の理由による。すなわち、RELAP-3に用いるピーキング係数2.20はバーン・アップに伴なって生じる変化量を総合的に考慮して安全側に選んだために、上記ピーキング係数1.85よりも大きくなっている。EUREKAによる計算では、第5チャンネルとして1つの燃料アッセンブリをとり、このアッセンブリに対してピーキング係数が2.20になるよう仮想的な出力分布を与えて計算した。なお、燃料体内温度分布の計算では、できる限り正確な温度分布を求めるために、すでに述べたように半径方向に分割数を25 (UO₂ペレット20点、ギャップ1点、クラッド3点、冷却材1点)とした。しかしながら、各々の分割点に対する出力分布係数は考慮しなかった。

燃料温度の計算に使用する各物質の物性値は全て温度依存の関数として与えた。このうちUO₂の熱伝導率は、後に示すStoraの実験値を使用した。これはFig. A. 3.2に示すLyonの計算式に近いものである。なお、Storaの実験値はUO₂温度1900℃近傍からBateの計算式に代表される輻射効果による見掛け熱伝導率の上昇を示している。また、ギャップ熱伝達率はEUREKAに内蔵されているAnderson-Lechliterの式を用いて求められる。なお、Anderson-Lechliterの式はギャップ巾およびギャップ温度の関数として整理された式である。

各チャンネルに配分される冷却材流量は、2相流抵抗係数(Martinelli-Nelsonの係数)を考慮して求めた各チャンネルの全抵抗値が一定となるようにして配分される。ここで問題となる入口抵抗係数および出口抵抗係数は、"JPDR-II炉心設計報告書"から引用し、おのおのについて1.65および0.545を与えた。クラッド表面熱伝達係数は、単相流についてColburnの式、サブクール沸騰および核沸騰領域についてJens-Lottesの式から求められる。

以上説明した条件をもとにして計算した燃料体の初期温度分布の計算結果をRELAP-3

の結果と比較してFig. A-33に示す。この図に示されているようにEUREKA と RELAP-3の計算結果はきわめてよく一致している。これらの結果から、とくにピーキング係数220をもった燃料の中心温度およびクラッド表面温度を比較してみると、RELAP-3の計算結果は燃料中心については約22℃低く、またクラッド表面については約2℃高くなっていることが分る。しかしながら、これら両者の違いは、燃料中心温度およびクラッド表面温度についてそれぞれ約1.4%および0.60%の誤差であり、物性値、ギャップ熱伝達率（RELAP-3では1000 BTU/f.t², hr, °F一定）および熱伝達率などの誤差を考慮すると問題となるほどではない。以上述べたように、RELAP-3で計算される初期の燃料温度分布はきわめて妥当なものであるという結論が得られたので、ブローダウン挙動時における燃料体温度変化の計算値についても十分信頼しうるものであるとの確証が得られた。

Channel 数	出力値	チャンネル数	平均出力チャンネル JP-II実体系での 最高出力チャンネル pf=2.2%見合 仮想チャンネル
1	237.6kcal	32	
2	267.1	8	
3	260.3	20	
4	1688	11	
5	320.0	1	

チャンネル数
チャンネル出力

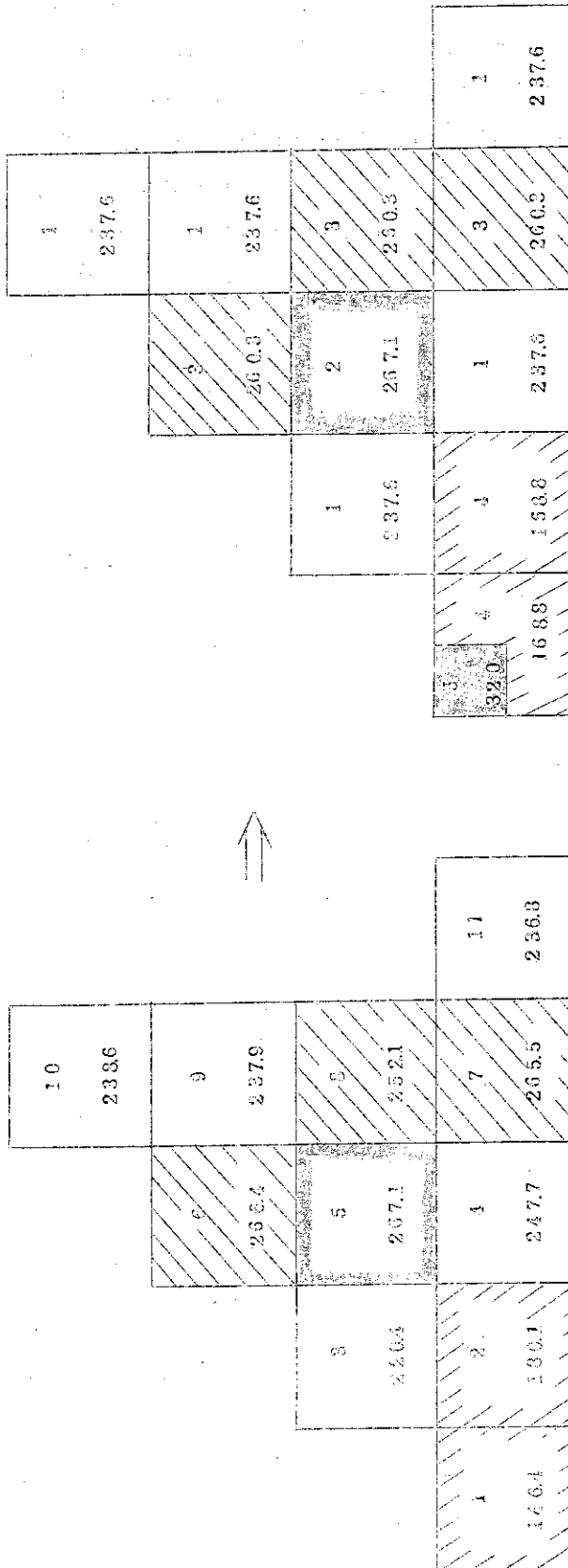


Fig. A. 3.1 EUREKA計算のためのチャンネル出力分布転換図

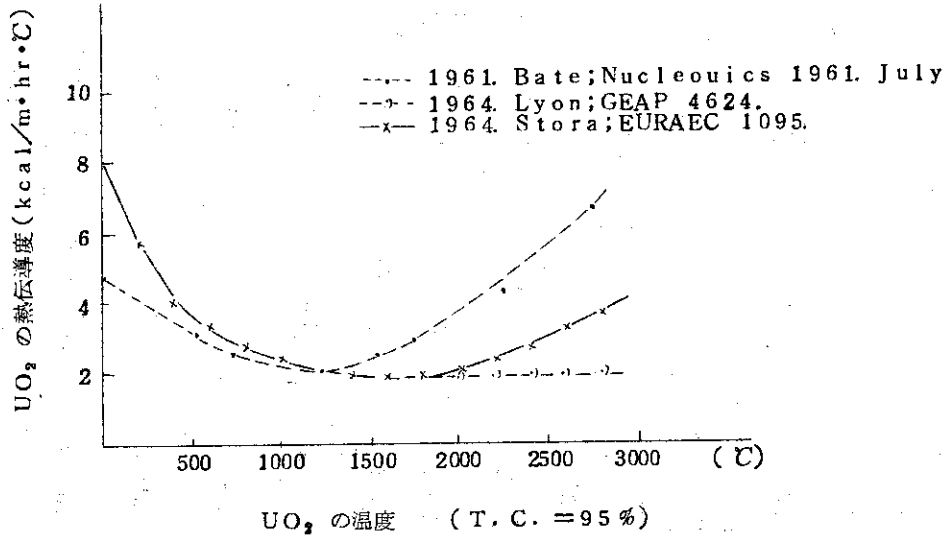


Fig. A. 3.2 UO₂ の熱伝導率

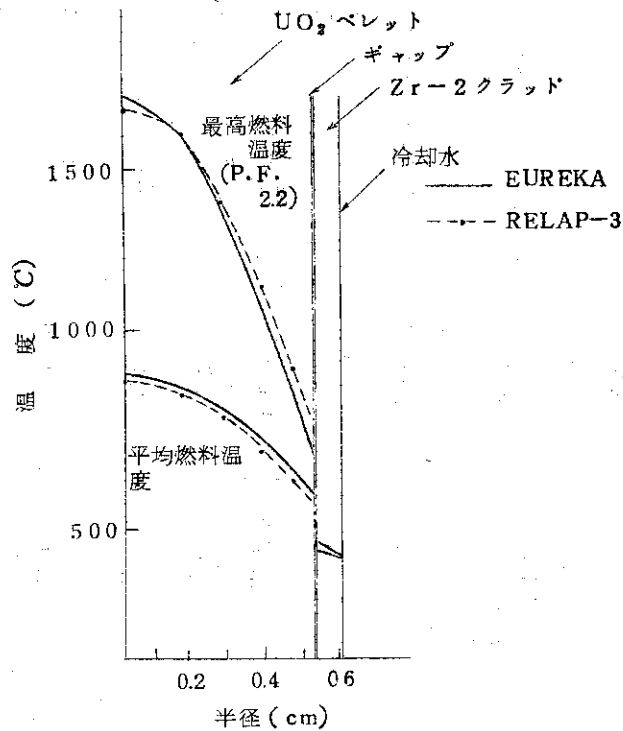


Fig. A. 3.3 RELAP-3およびEUREKAによる燃料体温度分布の比較

付録4. 計算ケース一覧表

CASE No	1-3	2-1	2-2	3-1	3-2	3-3	3-4	3-5
主な計算仮定	全 Volume数 5 炉心 Volume数 1 CD 1.0 Bubble data Separation model 他は均質	5 1 0.6 Standard	5 1 1.0 Standard	9 1 1.0 Standard	9 1 1.0 Standard Standardをもとにして Volume 5を $C_x=0$ $V_B=1 \text{ ft/sec}$	99 1 1.0 Standard	9 1 1.0 Standard	9 1 0.6 Standard
主な結果	定常圧力より計算 なし 7.57秒 4.3秒 7.6秒 5.0秒 down counter 水位が破折口 に達する時間 30msec 2.491 $\times 10^4 \text{ lb}$ 1.0秒までの # 0.35秒 下部プレナムが 和になる時間	定常圧力より計算 なし 15.41秒 5.7秒 15.5秒 8.3秒 3.85秒 2.078 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.451 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.58秒	定常圧力より計算 なし 7.83秒 5分 7.9秒 4.9秒 2.5秒 2.475 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.942 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.37秒	定常圧力より計算 なし 3秒 10.2分 1.5秒 7.5秒 3.6秒 130msec 2.623 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.942 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.5秒	定常圧力より計算 なし 10秒 6.2分 不明 7.5秒 4.15秒 130msec 2.629 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.950 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.5秒	5倍 なし 30.0秒 10.4分 15.5秒 8.2秒 3.9秒 140msec 2.567 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.925 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.5秒	定常圧力より計算 なし 280秒 10.0分 20.0秒 8.9秒 3.7秒 140msec 2.429 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.902 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.59秒	なし 30.0秒 40.0分 30.0秒 13.1秒 5.0秒 180msec 2.682 $\times 10^4 \text{ lb}$ 2.682 $\times 10^4 \text{ lb}$ 0.96秒

CASE %	4-1	4-2 power 平均	4-3 power peaking 22	5-1	5-2	5-3	5-4
主	6	10	10	11	12	13	16
な	1	1	1	2	3	4	7
計	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
算	Standord	Standord	Standord	Standord	Standord	Standord	Standord
版	定常圧力より計算	定常圧力より計算	定常圧力より計算	定常圧力より計算	定常圧力より計算	定常圧力より計算	定常圧力より計算
定	あり	あり	あり	あり	あり	あり	あり
	9.7秒	4.0秒	4.0秒	4.0秒	1.3秒	4.2秒	8.0秒
	8.1分	3.2時間	3.2時間	4.1時間			
	9.7秒	20.0秒	18.6秒	2.15秒			
主	約5.0秒 (圧の振動あり)	9.2秒	9.2秒	9.2秒	9.1秒		
な	2.52秒	3.8秒	3.8秒	3.8秒	3.7秒	3.7秒	3.6秒
結	390msec	122msec	104msec	②-120msec ①-55msec	②-102msec ①-125msec ③-650msec	②-110msec ①-130msec ④-310msec ⑤-40msec	
果	2.436×10 ⁴ ℓb	2.418×10 ⁴ ℓb	2.418×10 ⁴ ℓb	2.417×10 ⁴ ℓb	2.410×10 ⁴ ℓb	2.383×10 ⁴ ℓb	
	9.7 secで 2.519×10 ⁴ ℓb	2.876×10 ⁴ ℓb	2.877×10 ⁴ ℓb	2.876×10 ⁴ ℓb	2.869×10 ⁴ ℓb		
	0.33秒	0.55秒	0.55秒	0.55秒	0.58秒	0.59秒	0.6秒
	下部プレナムが 飽和になる時間						