

JAERI-M

5808

ブローダウン実験解析による
RELAP - 3 コードの評価

1974年9月

大西 信秋・傍島 真・清水 定明*

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.

ブローダウン実験解析によるRELAP-3コードの評価

日本原子力研究所東海研究所原子力コード委員会

大西 信秋・傍島 真・清水 定明*

(1974年8月28日受理)

この報告書は、軽水動力炉の一次冷却材喪失事故時におけるブローダウン挙動の解析を主眼として開発されたRELAP-3コードに関して、コードの妥当性および適用範囲を明確にするために行なったブローダウン実験解析の検討結果をとりまとめたものである。

解析の対象としては、原研ROSA-1実験、電総研実験および西独BATTELLE実験等を選び、主として圧力変化、流出流量および水位変化に及ぼすインプットパラメータの影響について実験結果との照合により検討を加えた。

Evaluation of Computer Code RELAP-3 by Analyses of
Blowdown Experiments

Nobuaki OHNISHI, Makoto SOBAGIMA and Sadaaki SHIMIZU

Nuclear Code Committee, Tokai, JAERI

(Received August 28, 1974)

Various simulation experiments on the Loss-of-Coolant Accident in light water cooled reactors have been analyzed by the use of the computer code RELAP-3.

The experiments covered are those from the ROSA system of JAERI, Electrotechnical Laboratory of Tokyo, NSR-6 of Japan Shipbuilding Research Association and Battelle Institute in West Germany. Applying the code RELAP-3 to these experiments, it has been examined the sensitivity of the code to the thermal-hydrodynamic parameters such as pressure, leaked mass flow rate and mixture level during blowdown phenomena. Then, an overall assessment on the predictive capability of the code was tried.

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.

* Electrotechnical Laboratory

目 次

1. 緒 言	1
2. ROSA装置による実験の解析	4
2.1 ROSA実験と実験装置の概要	4
2.2 実験結果との比較検討	4
2.2.1 気水分離モデルの影響	4
2.2.2 破断口径の放出係数への影響	5
2.2.3 初期圧力の放出係数への影響	6
2.2.4 多体積分割の影響	6
2.2.5 破断位置の影響	7
2.2.6 残存水量の評価	8
2.3 結 論	10
3. 電総研模擬実験装置による実験の解析	17
3.1 実験装置の概要	17
3.2 解析結果の検討	19
3.2.1 BWR実験の解析	19
3.2.2 PWR実験の解析	22
3.3 結 論	25
4. 日本造船研究協会NSR-6実験の解析	41
4.1 実験装置の概要	41
4.2 解析結果の検討	43
4.3 結 論	45
5. BATTELLE実験の解析	50
5.1 実験装置の概要	50
5.2 解析結果の検討	51
6. 結 言	61
7. 謝 辞	61
8. 参考文献	62
Appendix A RELAP-3コードの概要	65
A.1 はじめに	65
A.2 仮定およびモデル	65
A.3 方程式	65
Appendix B 入力データの説明	77
Appendix C コードの問題点と使用上の注意事項	88
C.1 ボリューム構成について	88
C.2 気水分離モデルおよび気泡分布モデルについて	88
C.3 臨界流モデルと放出係数について	90
C.4 時間巾について	91

1. 緒 言

軽水動力炉の最大想定事故である一次冷却材喪失事故に対する安全性を評価する上で、ブローダウン過程における熱水力学的現象を解明することは、ブローダウン現象に続くECCS問題および再冠水問題とも関連して、最終的に炉心燃料の健全性を評価する上での基本的な問題である。ブローダウン過程における熱水力学的現象を解明するために、米国のLOFT¹⁾をはじめとして、日本のROSA²⁾あるいは西独のBATTELLE³⁾などにおいてセミスケール実験装置によるブローダウン実験およびECCS実験が精力的に行なわれている。

一方、これら実験研究に対応して、ブローダウンあるいはヒートアップの解析用コードも活発に開発が進められている。これまでに開発されたブローダウン解析用コードの代表的なものとしては、米国のLOFT実験の解析に用いられているRELAP-2⁴⁾、RELAP-3⁵⁾およびRELAP-4⁶⁾がある。また、同じく米国のBAPLのFLASH⁷⁾、ELASH-2⁸⁾、FLASH-3⁹⁾、FLASH-4¹⁰⁾およびFLASH-5¹¹⁾などがある。一方、開発当初から実炉の安全解析を主眼としたGEあるいはWH社のブローダウン解析用コードがある。これらのコードについての詳細な情報が得られないので、上記RELAPあるいはFLASHなどと単純には比較できないが、コードの構成、使用方程式、モデル化などについては大筋としてRELAPなどと大差はないであろうと考えられる。

この報告書で取扱ったRELAP-3は、RELAP-2の改良版ともいべきものである。RELAP-2からの主たる改良点としては、(1)ボリューム数(≤ 20)およびジャンクション数(≤ 50)が拡張され、かつ任意にボリュームおよびジャンクションを構成することができるよう改良したこと (2)燃料温度の計算を詳細に行なえるように非定常熱伝導方程式を変更し、かつ物性値を温度依存の関数で与えられるように改良したこと (3)熱伝達式を流動状態や沸騰状態のモードによって分けて用いられるように改良したこと、およびDNB式を圧力と流量の領域に応じて適用できるように詳細に分割したこと (4)長時間計算が処理しやすいように再計算用のテープ処理が可能ないようにしたことなどが挙げられる。

すでに述べたように、特に安全性に関する解析コードに関しては、基本的な問題として実験値との照合によりコードの妥当性が検証されていなければならないということであろう。このような理由から、軽水炉安全性解析コード専門部会では、安全解析コードの整備作業の一環として数年来RELAP-2をとりあげ、ROSA実験あるいは電総研実験について実験値と計算値を比較検討することによりコードのもつ特質、適用範囲あるいは妥当性について検討¹²⁾を行ってきた。

従来、一般的にいわれてきたことは、ブローダウン過程における圧力変化は、比較的簡単なモデルでも概して実験値と計算値とがよく一致するということである。しかしながら、すでに述べたように一次冷却材喪失事故の安全性を評価する上では、最終的に炉心燃料の健全性を問題にしていることから考えると、炉心の流動挙動を正確に把握することが最も重要な問題であり、この意味から圧力を決める上での因子である質量あるいはエネルギーの挙動を圧力挙動と同時に照合しなければブローダウン解析の真の意義は少ないといえよう。残念ながら、前記R

ELAP-2による実験解析の場合もそうであったが、ROSA-Iあるいは電総研の実験で得られている情報が主として圧力あるいは温度の時間変化に限られていて、コードの妥当性を検討する上では必ずしも十分とはいえない状況にあった。

ここでとりあげたRELAP-3については、以上に述べた点を若干なりとも改善するために、圧力変化あるいは温度変化以外の水位、流出流量およびボイド率などの実験データを幅広く収集し、圧力変化と同時に、これらの実験値と計算値との比較によりコードの検証を行なうべく努力を払った。

なお、本報告書は以下に述べるような章およびAppendixから構成されている。第2章では、ROSA-I実験の解析について述べた。ROSA-I装置は米国のLOFTに比べて圧力容器が比較的大きく、且つ単一容器に近い実験装置であることから、実炉体系により近い体系の実験であり、且つ、単純な系の実験であるために圧力、流出流量あるいは残存水量といった状態量の相互の関係がつけ易い。したがって、この章では、放出係数、気泡離脱速度および気泡分布係数、ボリュームの分割数といったRELAP-3のインプット・パラメータを、初期圧力、破断口径および破断位置など実験条件の異なった幅広い実験のデータと比較することによって吟味し、検討を加えた。第3章では、わが国における最初のブローダウン実験ともいふべき電総研の実験をとりあげ、圧力変化と共にボイド率の時間変化について実験値と解析値を比較検討し、直接比較できない流出流量の時間変化を類推する方向を示した。第4章においては、日本造船研究協会NSR-6実験をとりあげ、RELAP-3による流動解析コードCONTEMPTの入力データとするために行なった解析結果について述べた。最後の第5章では、西独BATTELLE実験の解析について述べた。この章では、間接的に測定された流出流量の時間変化を解析結果と照合し、実験条件の初期温度を模擬したボリューム分割により、RELAP-3の結果が比較的良く一致することを示した。なお、Appendix AではRELAP-3コードの概要について簡単に紹介し、また、Appendix Bでは、これまでの解析計算を通じて直面した問題点について簡単にふれた。

この報告書では、以上述べたように、全く独立した(4種類の)実験装置による実験を解析の対象に選んだが、コードの妥当性を検証する上では数多くの実験について、実験結果と解析結果を照合することが重要であり、その意味において、ここで得られた結論はきわめて有益であると考えられる。

なお、本コードの整備作業は、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、RELAP-3ワーキング・グループによって行なわれた。ワーキング・グループの構成メンバーは以下の通りである。

中部電力株式会社	伊藤 忠弘
四国電力株式会社	太田克己
船舶技術研究所	落合政昭
日立造船株式会社	桑原信一
日本原子力発電株式会社	久惠泰吉
東京電力株式会社	堤 良介
東芝電気株式会社	楢田藤夫

日立製作所
電力中央研究所
三菱原子力工業株式会社
船舶技術研究所

三谷信次
三村昌弘
森 繁彦
吉村富雄

(五十音順)

2. ROSA装置による実験の解析

2.1 ROSA実験と実験装置の概要

原研で行なわれている冷却材喪失事故の模擬実験は、ROSA (Rig of Safety Assessment) 実験¹³⁾と呼ばれ、1970年の終りから72年のなかばまでにBWRを模擬した冷却材放出実験を約50回に渡って行なった。この間、圧力容器内の圧力および温度の変化の測定を中心に、一部には模擬燃料要素の温度変化も加えて、放出初期の圧力、放出位置と口径を変えた種々の実験条件から得られたデータからは多くの知見が集積された。

ここに述べる事柄は、放出過程の圧力と温度の計算を実験データと比較することによって明らかとなった計算コードの性質および問題点に関する事柄である¹⁴⁾。

ROSA装置は、これまでわが国で行なわれたブローダウンの実験装置としては、最も規模が大きく、米国LOFT実験の中のSemiscale装置¹⁵⁾よりも圧力容器容積は大きい。またBWRを模擬するために加圧器等の要素を切り離れた単一容器から水を放出させるので、解析に都合の良い単純な系として扱える。放出位置はBWRの主蒸気配管破断に当る圧力容器の上部破断口と循環系配管破断に当る下部破断口の2ヶ所である (Fig. 2.1)。なお、本実験装置においては循環系も取りはずし可能である。破断口は薄刃オリフィスで模擬し、25mmから125mmまで変え得る。初期圧力は、40, 70, 100Kg/cm²に設定し、破裂板(ラプチャーディスク)の平衡圧力超過により瞬時に破断する。初期水位は圧力容器高さ7mに対し、6mに設定しているが、一部には6m以上の実験も行なわれた。圧力容器内容積は約1.9m³である。

RELAP-3の解析モデルではいかにボリュームを分割するかが問題となるが、炉心構造物のない単容器の実験については、原則として1ボリュームのモデルで解析し、炉心を入れた場合は、炉心の上下端をジャンクションとして三分割し、その周囲のダウンコマ部を別にとって4ボリュームとした。圧力容器からオリフィスまでの放出管部は比較的太く短いため、特にボリュームとして区別せず圧力容器の体積に加えた。なお破断後も模擬燃料棒の発熱を続けた実験は、まだ回数も少なく、十分な測定値を得ていないため、ここでの解析の対象は非発熱の定常状態からの高温高圧水放出の現象に限られる。

2.2 実験結果との比較検討

2.2.1 気水分離モデルの影響

炉心構造物のない空の容器からの高温高圧水放出過程の解析は、RELAP-3コードでは1ボリュームで計算するのが最も簡単な扱い方である。これはジャンクションとしては破断口のみであり、他のボリュームへの流体の移動といった現象なしに、流体が破断口から流出してしまいう過程を解析することになる。その場合ボリューム内では減圧沸騰による気泡の発生が起り、気泡は上昇して水面から蒸気層へ離脱する。この気泡の離脱する速度は減圧過程における刻々の水中対蒸気層中の蒸気の存在比を決定し、それはまた水中の蒸気が持ち上げる水面の位置をも決定する。この気泡離脱速度はパラメータとしてインプット・データで与える

ことになっており、 ft/sec で示される数値である。また水中に存在する気泡の分布についてもパラメータで与え、高さ方向に直線近似した勾配をインプット・データで任意に決める。このようにRELAP-3コードには、減圧過程の状態を仮定する三つの主なパラメータがあることになり、第1の破断口における臨界流量を修正する放出係数、第2の水面からの気泡離脱速度、第3の水面下の気泡分布係数がそれぞれ C_D 、 V_B 、 C_X で表されている。

実用BWRの標準的圧力である 70 Kg/cm^2 を初期値としたROSAの実験データと、1ボリュームで解析した圧力容器内圧力の時間的変化を比較したものがFig. 2.2である。この圧力の測定値は放出オリフィスの上流側であるが、放出管は太いので更に上流の圧力容器内部とほとんど値は変わらないことが測定結果から判明している。第1のパラメータとして破断口の放出係数 C_D を求めた結果、約0.73で実験値に近い曲線となることが分った。実験データでは初期水温のサブクールによって、破断直後に急激な減圧が起り、圧力は一旦飽和値以下まで落ち込む。その後気泡が遅れて発生するため圧力は飽和値まで回復し、それから比較的ゆるやかな飽和減圧過程をたどることになる。解析ではこのサブクール減圧に続く過飽和の回復過程（遷移領域と呼ばれる）は計算されず、なめらかに飽和減圧とつながる。したがって、計算では初期温度を実際の平均サブクール温度よりやや高めに与え、飽和減圧部分の一致が良くなるよう考慮した。

破断口が低い位置にあると気泡分布係数を0.8とした場合、破断口での気泡は少なくなり、流出クオリティが低くなって、減圧速度は比較的遅くなる。この実験条件では係数を0とした一様気泡分布の方が実験に近くなったが大差はない。実験曲線の曲りの肩の部分は水面が破断口まで下り、流出流が二相流から蒸気流となって減圧が速くなったことを表す。解析でもこの現象が顕著に現われているが、 $C_X = 0.8$ の方が $C_X = 0$ より早く水がなくなるので、肩の出る時間も早いことが判る。

Fig. 2.3では同じ実験で測定された流体温度のデータと計算結果を比較してある。両者は測定の誤差範囲で圧力曲線と同程度に良く一致しており、これに圧力の測定値から求めた飽和温度をプロットすると、非常に近いことが判る。すなわち、流体のブローダウン現象は飽和値に沿って進むことが確められ、その仮定にしたがって温度変化を解析する方法が正しいことを裏付けているといえる。圧力の低い時は、圧力差に対する飽和温度差($\Delta T_{sat} / \Delta p$)が大きくなり、図では圧力の実験誤差が飽和温度の差となって表われやすくなる低圧の部分において、やや飽和温度が測定温度から離れてくるように見える。圧力の測定誤差は数気圧と見込まれ、これはやむを得ない。

2.2.2 破断口径の放出係数への影響

圧力は同じにして、破断口径を大きくした実験に対しては、放出係数 C_D はFig. 2.4のように変わってくる。当然ながら流出流量は多くなるので、それだけ減圧も速くなり、ブローダウンの終了までの時間も短くなっている。次に破断口径がかなり小さい場合の例では、 C_D が大きくなり $25\text{ mm}\phi$ に対しては $C_D = 1.2$ となる(Fig. 2.5)。 C_X の影響については既に述べたと同様、口径についてもわずかな変化しかもたらさない。口径の小さいこの例では過渡変化の現象が比較的ゆっくり進むので、水面は穏やかに破断口位置より降下し、圧力曲線の肩の部分

の曲りがはっきり出やすい。そこで、気泡離脱速度 V_B の影響を見ると、 $V_B = 3 \text{ ft/sec}$ が比較的良く合、 V_B の小さい方が減圧はやや速いことが判る。これは気泡の離脱を少なくすると、相対的に水中の気泡量が多くなって、それだけ流出流のクオリティが上がるためである。したがって逆に流出流量は減り、水面が破断口付近まで下る時間もやや長くなって、肩の部分が後へずれる。結局、水中の気泡量の多少が減圧速度を支配するので、減圧沸騰による気泡発生数の少い小破断では、流出流量を、 C_D によって増すことで減圧速度を合せる結果になっているといえよう。いい換えれば、気泡の離脱を他の大きな口径の場合より少なくするならば減圧は速まるので、 C_D の値はもう少し小さい方が良くなる。逆に V_B を大きくするなら C_D は更に大きくなる。また、蒸気放出となつてからは計算値の方が幾分速く減圧する傾向にあるが、これは流量の蒸気クオリティを計算上 1 と評価しているためで、実験的には恐らくかなりの水滴を含んだ蒸気流出となることを考えれば、減圧の計算値が実験値より速く下ることはいなづける。しかし、破断口の大きな例では、減圧沸騰が激しいために気水分離界面が顕著でなくなるため、上で述べたような傾向がほとんど見られなくなったものと考えられる。

2.2.3 初期圧力の放出係数への影響

ROSA 実験装置で行なった BWR 模擬実験には、初期圧力 70 Kg/cm^2 のほか 100 Kg/cm^2 と 40 Kg/cm^2 がある。これらの実験の圧力曲線をそれぞれ 70 mm の同口径の 70 Kg/cm^2 からの減圧曲線と比較すると、明らかに肩の部分の現われる時間は初期圧力の高い方が早くなっている。100, 70, 40 の順で 9, 10, 12 秒の付近である。これは圧力の高い方が流出流量が多いことを考えれば、水面が破断口に達する時間が早いのは当然である。それに応じてブローダウン時間も早く、 5 Kg/cm^2 に落ちる時間を比較すると、100, 70, 40 Kg/cm^2 の順に 18, 20, 21 秒となっている。解析ではこの計算条件が同じパラメータで実験値と一致するかどうかが問題であるが、結果は Fig. 2.6, Fig. 2.7 に示すように、 100 Kg/cm^2 では同じ C_D となったが、 40 Kg/cm^2 ではそれより大きな C_D となった。他の口径においても数値は異なってくるが、傾向は同様である。 70 Kg/cm^2 からの圧力曲線では蒸気流に変わる肩の出る圧力が 40 Kg/cm^2 以上あるので、この解析で肩の出る前の二相流である間に途中で C_D の値を変えなければならぬということには必ずしもならないが、圧力と放出係数の関係に問題は残る。なお、破断形状の放出係数への影響として破断口が薄刃オリフィス以外の形状では異なる放出係数となるかどうか判っていないが、オリフィスにおける縮流現象などが従来知られていることを考えれば、流出量は破断口の形状の影響を受けることが考えられ、解析でも異なる放出係数となるはずである。これも今後の実験の課題として追究して行く必要がある。

2.2.4 多体積分割の影響

圧力容器の中へ模擬炉心構造物を入れて行なった実験のデータについては、容器内が空の場合に 1 ボリュームで解析したのに対して、構造に応じてボリュームをいくつか区切って解析する。ROSA の圧力容器内に模擬炉心を入れ 1 次循環系は接続しない構成に対しては、圧力容器内を解析上 4 つのボリュームに区切るのが最も自然である。すなわち下部プレナム、炉心、ダウンカメラ、および炉心上端以上の上部プレナムである。この分割では模擬炉心における流

動抵抗が新たに加わり、1つのボリュームから他のボリュームへ流体の移動が生じる。BWR 模擬の構造では、実際はダウンカマー下端はシールされて下の下部プレナムとは通じていないが、実験装置ではシールに多少の漏れがあるので、解析ではこれをジャンクションとして扱い、流動抵抗を相当に大きく取ることとした。したがってダウンカマーの流体は上に流れるだけでなく、下へも少し抜ける。上部プレナムとダウンカマーの接続は構造的にはほとんど障害物はないが、断面積が変るのでジャンクションを設け、別々のボリュームとする。こうすれば各体積を高さで割った値がそれぞれの水平断面積と一致する形状になり、水の質量の計算に誤りが出ない。断面積の変る形状だと水面までの高さや質量が比例しないので誤りが生ずる。多体積の場合各体積の C_X , V_B をどの様にするかという問題があるが、水面下において相分離が行なわれないと考えられる領域では $V_B = 0$ 、多少は行なわれると考えられる炉心等の領域では $V_B = 1.0$ 、始めに水面がある上部プレナムの領域では相分離を考慮して $V_B = 3.0$ と取ることとした。またこれまでの結果から C_X はそれ程影響を持たないが、気泡分布の連続性から水面下の領域では一様分布 $C_X = 0$ とし、水面のある領域では $C_X = 0.8$ とした。この計算結果は全領域で $C_X = 0.8$, $V_B = 3.0$ とした結果に比べて実験値によりよく合っている。(Fig. 2.8) この場合 C_D は両者とも 0.65 としたが、1ボリュームの同初期圧、同口径の解析では 0.73 であったのに対し、4ボリュームではそれより小さくなっている。もっとも、実験番号 225 は初期水位 6.8 m で実験番号 306 の 6.0 m より高いため、圧力曲線のデータの肩が出る時間が延びているなど直接比較することはできない、またその角度が幾分ゆるやかであるのが両データの比較から分かるがその理由として温度分布の違いのほか、炉心の流動抵抗等の影響も現れているものと考えられる。特に肩の出る前の減圧速度が炉心のある方が幾分遅いのは、この流動抵抗によって流出量が抑制されていると見ることができ、結果的にはこの流出量の抑制を計算上は C_D を 1ボリュームの場合より小さくすることで一致させたと見することもできる。

2.2.5 破断位置の影響

BWR型炉においてジェット・ポンプを用いているものについては、圧力容器の底の位置に一次系配管が存在することはない。最も低い位置にある一次系吸込配管の破断でも、炉心はサポート・ハレルで囲まれているので、その上端からダウンカマーへ溢れることになり、炉心内の水は破断位置とは独立である。それ故比較的高い位置に破断口を設けた実験が実際の配管破断の模擬の意味を持つ。したがって下部破断の実験はジェット・ポンプなしの炉の配管破断、あるいは一次系以外のノズルの破損等を模擬した実験と考えるべきである。それに対して上部破断の実験は、その破断口の高さによっては再循環系配管破断またはBWRの主蒸気系配管破断の模擬実験にもなる。特に破断口が初期水面より高い場合は、蒸気流出が主となり、その過程にエントレインメントによる水滴流出の効果や減圧沸騰による水面の上昇の効果が現われ、現象はやや複雑となる。解析においてもこれらの点をいかに評価するかが、その結果の良否の決め手となる。特に重要なのは上昇した水面が破断口を上回った場合、流出する流体のクオリティがどのように変化し得るかをモデルで表現することである。

Fig. 2.9 は上部破断口からの放出実験のデータと解析の比較である。実験データは下部破

断の曲線とは明らかに違った形をしている。(Fig. 2.5 参照) 水面より上に破断口のある場合は、圧力曲線に肩が出ることはない。解析では下部破断と同じく、1ボリュームのモデルで計算したものと2ボリュームで計算したものを比較した。1ボリュームでは水の温度分布は模擬できず、1つの飽和温度を与えることになる。したがって破断時のサブクール減圧の部分は計算されず、飽和減圧から開始することになる。この場合実際には下部が 5°C 程度のサブクール水であることを考慮して、実際の飽和温度より約 3°C の低い値を与え、それに合せて初期圧力も低くし、飽和圧とする。これに対して、2ボリュームのモデルでは上の領域を実際の飽和温度とし、下の領域を 5°C 程度のサブクール温度を与えることができる。圧力も実際の初期値を与えるので、サブクール減圧は計算される。 7.0Kg/cm^2 付近では、 5°C のサブクールは約 5Kg/cm^2 の減圧に相当する。両モデルで実験曲線に近くなる放出係数の値は、異なる結果となった。これは主にブローダウンの後半における流出クオリティの違いによる。1ボリュームでは蒸気流出からすぐに減圧沸騰による水面の盛上りのため、破断口におけるクオリティが下がるが、まもなく水面は下って蒸気流出となる。この時間は V_B の値によって決り、クオリティが再び1となる時間は、破断口径 2.5mm の場合 $V_B = 3.0$ で約30秒であるが、 $V_B = 1.0$ とすると気泡の離脱が早いので水面は破断口に達しない。しかし両者の圧力曲線における差異はわずかで、いずれも実験曲線より初期に低く、後半に高くなる。 $V_B = 1.0$ とすればブローダウンの終りの頃まで水面は高く維持され、流出のクオリティは初期からかなり低いので、圧力は全体に高めに出来る。2ボリュームのモデルでは下の領域から上の領域への流体の流動が生じるため、水面の盛上りが持続され、全体としてそれだけ減圧が遅くなるので C_D は大きくしなければならない。水面が再び破断口より下って、クオリティが1になる時間は、 $V_B = 3.0$ で約110秒、 $V_B = 1.0$ で約90秒となり、それぞれ1ボリュームの場合より長い。しかし V_B の変化による圧力曲線の変化は1ボリュームと同様にわずかである。水面が下がり蒸気流出になると、二相流出のときより減圧は速くなり、その結果実験値を下回るようになる。上部破断における C_X の影響は、水面が破断口を越えている間だけ考えられるが、実際は C_X を変化させても圧力曲線には殆んど差異がない結果となった。

2.2.6 残存水量の評価

前記の計算結果を容器内の残存水量の時間変化として表した図がFig. 2.10である。1ボリュームの計算ではブローダウンの途中で水面が破断口より下る $V_B = 1.0$ の例より、水面が高く維持される $V_B = 1.0$ の方が失われる水量が多いことを示している。2ボリュームの計算では $V_B = 1.0$ は1ボリュームより更に多くの水量が流出している。この様に上部破断では相分離の度合や温度分布の模擬あるいは領域の分け方によって、残存水量に大きな影響が現われることが分った。ブローダウン終了時の残存水量は炉心の露出と関連して極めて重要な意味を持つので、解析コードの評価もこの計算値の妥当性が一つの決め手となる。

ROSA実験においても残存水量の測定を試みている。測定法としては、圧力容器上下端の水頭を差圧計によって測る方法を取っている。非定常時の測定値の乱れ等困難は多いが、最近になって信頼のできるデータが得られるようになった。その一例を計算結果と比較して以下に考察を加えよう。

実験条件 70 Kg/cm^2 の口径 50 mm の圧力曲線 (Fig. 2.11) に対して 3 通りのモデルで解析を行なった。1 ボリュームのモデルの温度値は、水温が上部で飽和、下部で 5°C 前後のサブクールとなる実験条件を模擬できない。そこで平均温度に初期圧を一致させて全体を飽和とするか、圧力は実際のまま平均のサブクール温度とするかのどちらかである。但し水温をサブクールとした場合、水面より上は計算コードでは空気で模擬されるので、破断の流出計算が行なわれ得ない。そのため破断口高さを水面付近まで下げたモデルとせざるを得ない。また飽和温度にする場合、平均温度に対して初期圧力の方を飽和値に下げてやるので、サブクール減圧以後を計算させることになる。これらに対して 2 ボリュームモデルでは飽和とサブクールの 2 つの温度を与え、温度分布も初期圧力も破断位置も模擬することができる。以上の計算の結果、全体をサブクールとしたモデルでは圧力は良く実験と合わず、全体を飽和としたモデルではブローダウンの後半が高く計算されているのに対して、飽和とサブクールの 2 領域にしたモデルでは、実験値と良く合ってくる。2 ボリュームの時の C_D の値は、前の 25 mm の場合と比べて口径の大きい方が小さな値となって、下部破断の結果と同じ傾向を持つが値は同じではない。

各計算結果について残存水量の時間変化を実験値と共に示す。Fig. 2.12 (1 ボリューム)、Fig. 2.13 (2 ボリューム)。圧力曲線の実験値との一致が悪い 1 ボリュームのサブクールモデルでは、残存水量も高く計算されて実験値と合っていない。また飽和温度のモデルでは、 V_B を 1.0 と 3.0 と変えても余り良く一致しない。ところが 2 ボリュームの温度分布モデルでは $V_B = 1.0$ とすると極めて良い一致を見ている。 $V_B = 3.0$ では残存水量は少なく出る。これらの原因について詳しく見るために、計算における水面の破断口との位置関係と、それに伴う流出のクオリティについて比較すると、Fig. 2.14, Fig. 2.15, Fig. 2.16 の様な違いが明らかになる。サブクールモデルでは水面が破断口より高くなることなく下って行き、したがって流出のクオリティもすぐに 100% の蒸気流出となって、減圧は速いが流出量は少いという結果になっている。1 ボリュームの飽和温度モデルでは逆に最後まで水面は破断口に達していて ($V_B = 1.0$ の場合)、クオリティが 100% になることはない。このため残存水量は最後までかなりの速さで減少し続けている。サブクールモデルでは、サブクール減圧以後は飽和温度モデルと同様な減圧沸騰の挙動をするものと一般に考えられるが、結果はそうではなく、水面の盛り上りが少いのは理解が困難である。恐らく破断口を水面下にしたことが原因しているものと考えられる。これらに対して 2 ボリュームの温度分布モデルでは、水面が一旦破断口に達した後 40 秒付近で再び破断口以下になって、クオリティは 100% となる。したがってその時点から流出量は減り、残存水量の減少曲線は実験データと同様なだらかになる。この 1 ボリュームと 2 ボリュームでの差異が、実際に温度分布を模擬した結果生じたものか、モデルの他の要因に基づくものかは更に検討の必要がある。ただ実験データから見ると、実際の現象も一旦盛り上った水面は、ある時間後に再び破断口より下ることが推定される。この間に二相流状態で失われる水量は、蒸気流出になってから失われる水量より圧倒的に多いことは明らかであり、減圧過程の比較的早いうちに残存水量が決るといえる。これは破断口径が大きくなるとさらに著しく、残存水量が一段と少くなるのは、減圧沸騰が一層激しいことを示している。

残存水量に関する以上の様な結果から今後望まれるのは、他の多くの初期圧力と破断口径に

ついでに残存水量の実験データが得られることにより、相分離のモデルの更に詳しい検討評価を行なうことであるが、そのために実水面の移動に関する測定を行なうことが必要であろう。恐らく実際の減圧沸騰時の水面位置はかなり激しい変化をしているものと思われ、はっきりした相の境界が観察され得るかどうかも疑問である。これに対し解析のモデルでは静的に変化する水面を想定しているため、破断口との位置関係が相分離を決める V_B の値によって顕著に変わっている。したがってあらゆる破断条件に対して一定の V_B で良い結果が出るわけではなく、 V_B も C_D と同様破断条件に応じて、実験データを対象とした試行錯誤によって決定しなければならないパラメータであろう。相分離のモデルは下部破断の圧力曲線の肩の部分の模擬に効果的であったが、上部破断の水面の移動にも重要な意義を占めており、圧力や口径との間に一定の法則性が存在することが期待される。

なお、上部破断でも初期圧力の違いの影響を調べたが、 100Kg/cm^2 の実験に対し、1ボリューム、2ボリューム共に 70Kg/cm^2 の同口径の場合と同じパラメータ値に同様な結果が得られた。(Fig. 2.17)

2.3 結 論

以上の実験解析の結果をまとめると、実験データと最も良く合う放出係数 C_D の値は、Table 2.1の様になる。この結果についておよびその他明らかになった点について以下に述べよう。

- ① 放出係数はこのコードにおける臨界流モデルでは、上部破断、下部破断ともに口径の影響を受け、最適の値は口径に対し反比例的になる。また小口径では1.0を越える値もあって、オリフィスの縮流係数といった意味以外の要素を考慮する必要がある。なお、ここで実験解析を行なった口径範囲では、放出係数の0.5以下となる値はない。
- ② 放出係数の初期圧力による影響は、低い初期圧力に対して下部破断では変則的に大きくなっているが、 70Kg/cm^2 と 100Kg/cm^2 では一致している。上部破断でもほぼ同様であるが、低い初期圧力に対しては充分明らかではない。
- ③ 温度分布の模擬の影響は、下部破断では問題にならなかったが、水面上昇の影響を受ける上部破断では顕著で、 C_D の値を変えても、1ボリュームでは実験と良く合っていない。しかし2ボリュームで温度分布を模擬すると良く合った。ただし、それが真に温度分布の模擬によるものか、体積の分割上の問題かは充分明らかでない。
- ④ 上部破断の残存水量に対する V_B の影響は、飽和温度のモデルでも、2ボリュームの温度分布モデルでも著しく、減圧沸騰による水面の上昇の度合いと直接関連している。 V_B は口径すなわち減圧沸騰の激しさによって値が変わる可能性がある。
- ⑤ 多体積のモデルでは V_B 、 C_X の値をボリュームごとに考慮した方が実験と良く合う。多体積のモデルでは、また領域間の流動抵抗係数の影響を含むものと考えられ、実験、解析とも1ボリュームと勾配の違った圧力曲線となっている。
- ⑥ 下部破断の解析では C_X は圧力曲線にやや影響を持つが、 V_B は殆んど効かない。逆に上部破断では C_X は効かないが V_B が大きく残存水量に影響する。
- ⑦ 静的に変化する解析モデルの水面について、更に詳細な評価を行なうには、水面変化の実測データを得ることが必要である。

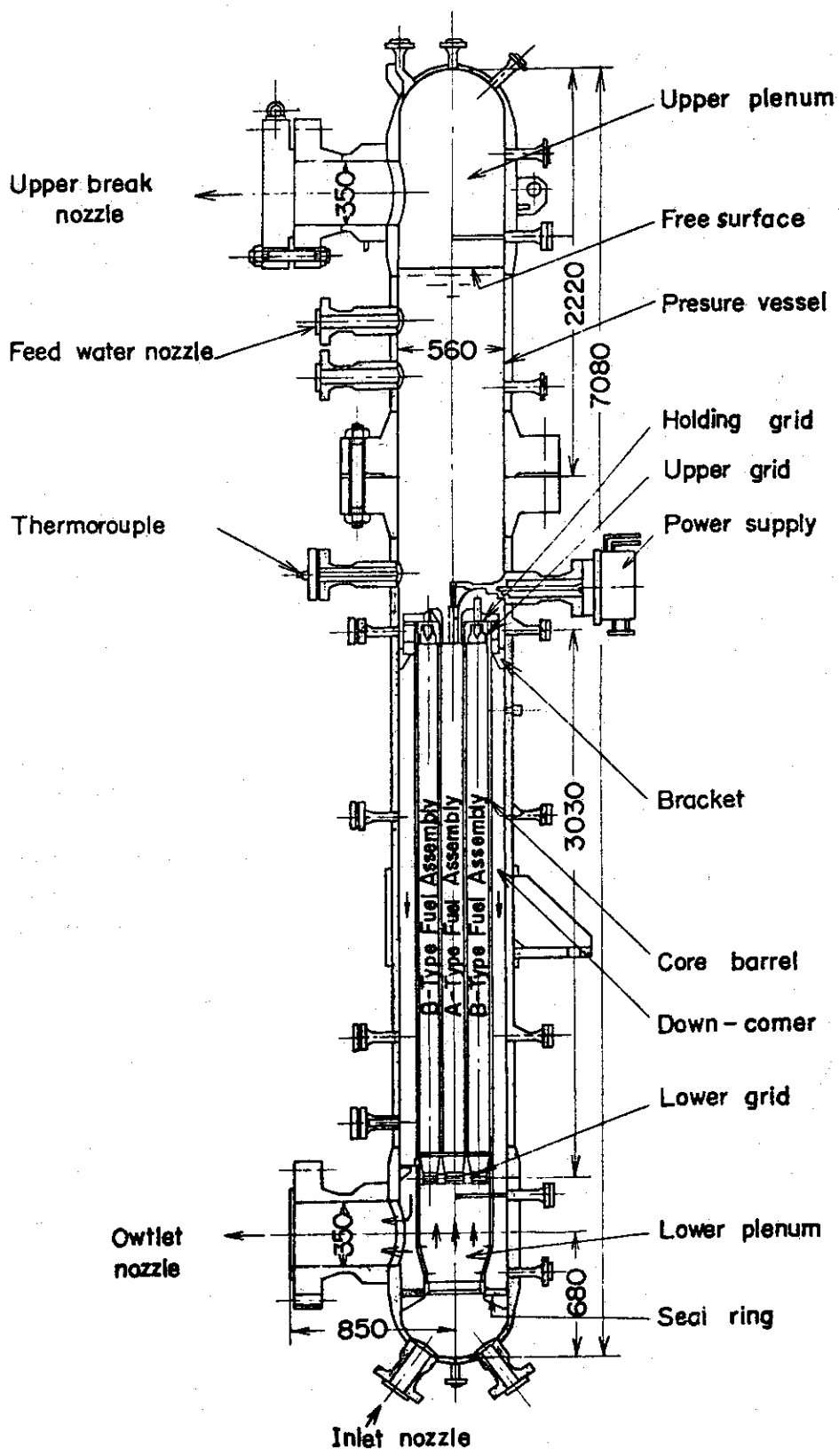


Fig. 2.1 ROSA Facility

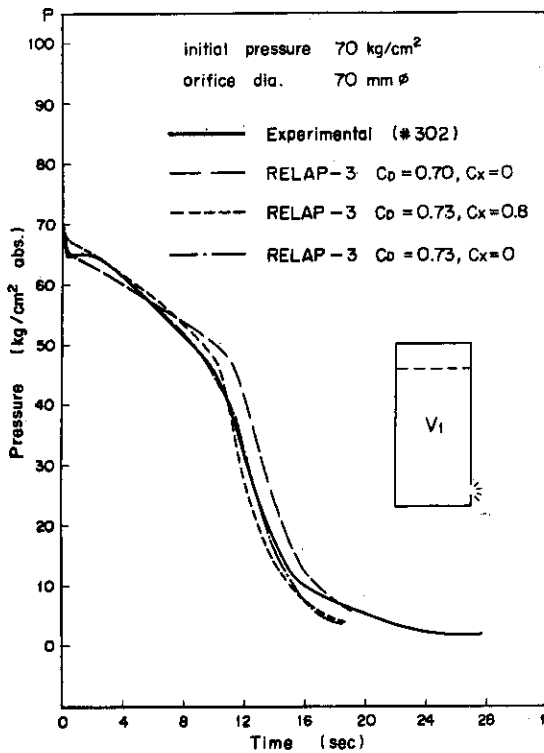


Fig.2.2 The Effect of Discharge Coefficient and Bubble Distribution Factor on Pressure Transient

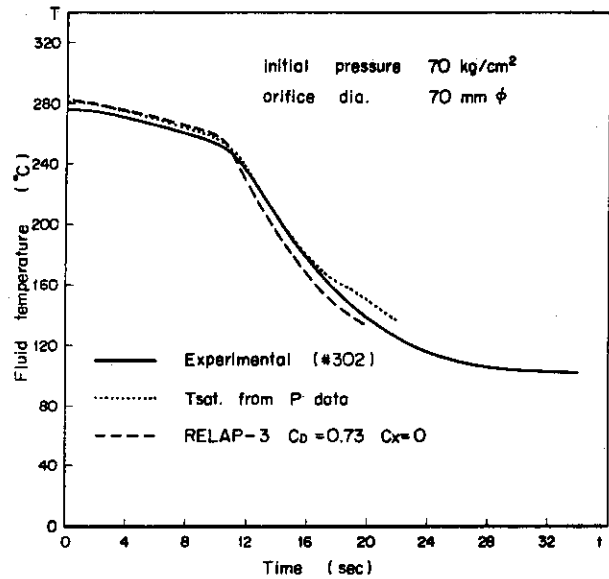


Fig.2.3 The Measured, Calculated Coolant Temperature Transients and a Saturation Temperature Curve Predicted from Pressure Transient

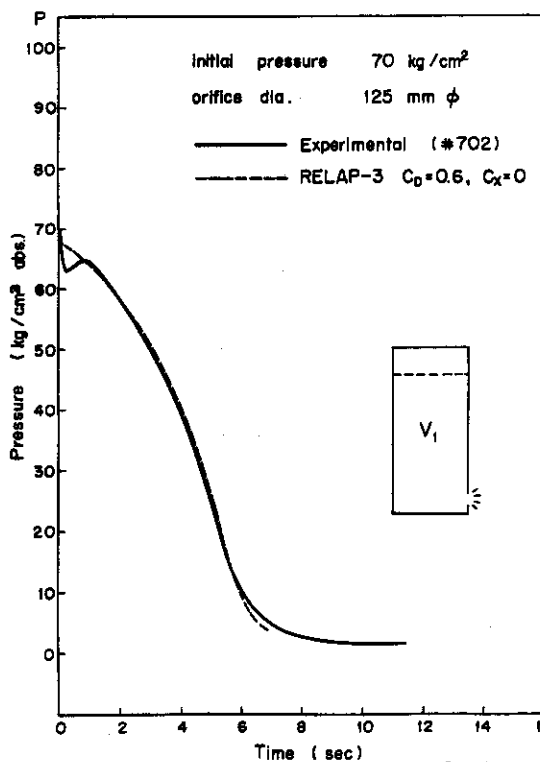


Fig.2.4 The Measured and the Calculated Pressure Transients for a Large Break

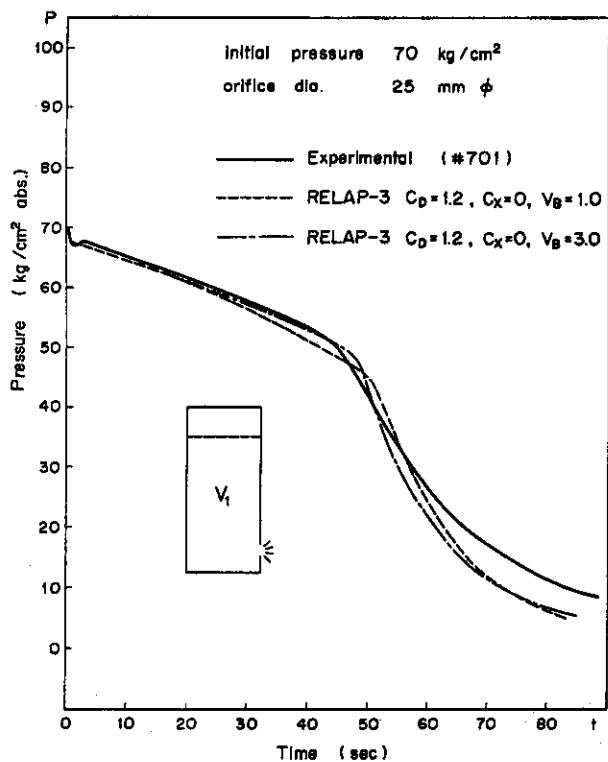


Fig.2.5 The Effect of Bubble Separation Velocity on the Predicted Pressure Transient for a Small Break

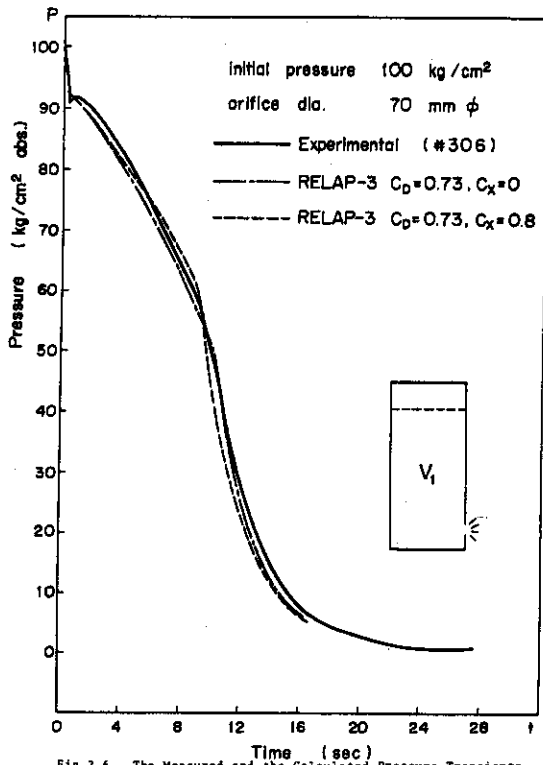


Fig.2.6 The Measured and the Calculated Pressure Transients for the High Initial Pressure

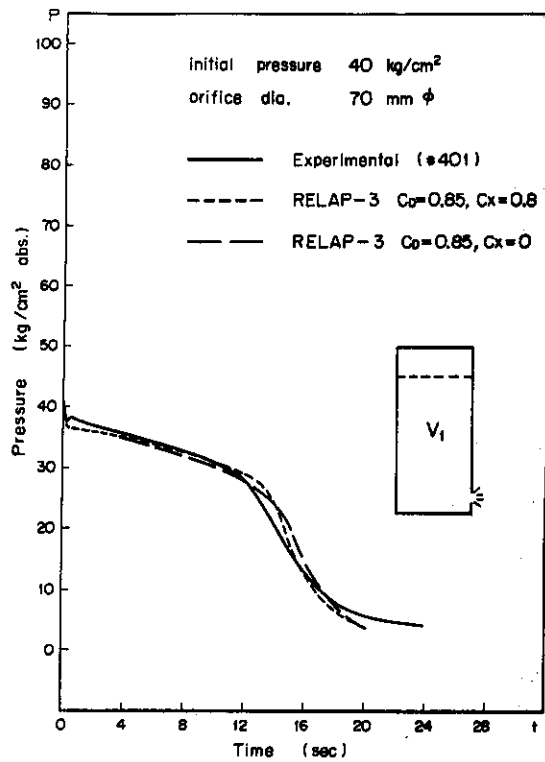


Fig.2.7 The Measured and the Calculated Pressure Transients for the Low Initial Pressure

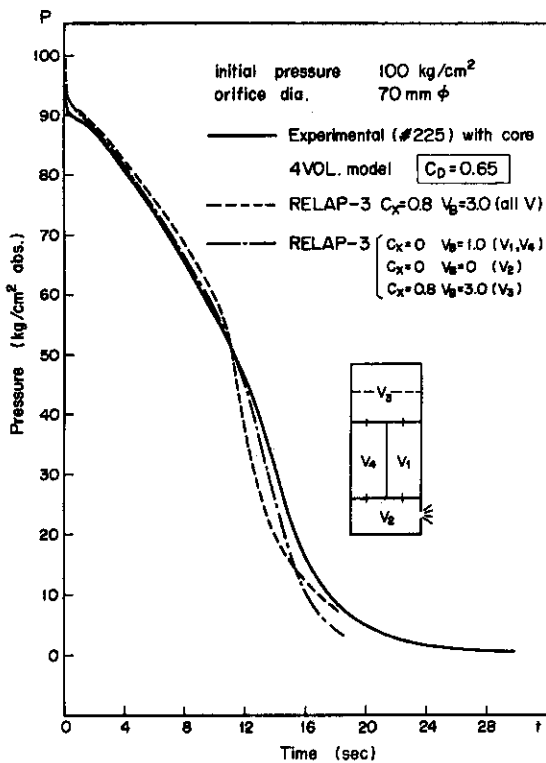


Fig.2.8 A Four-Volume Model for the Core in the Pressure Vessel

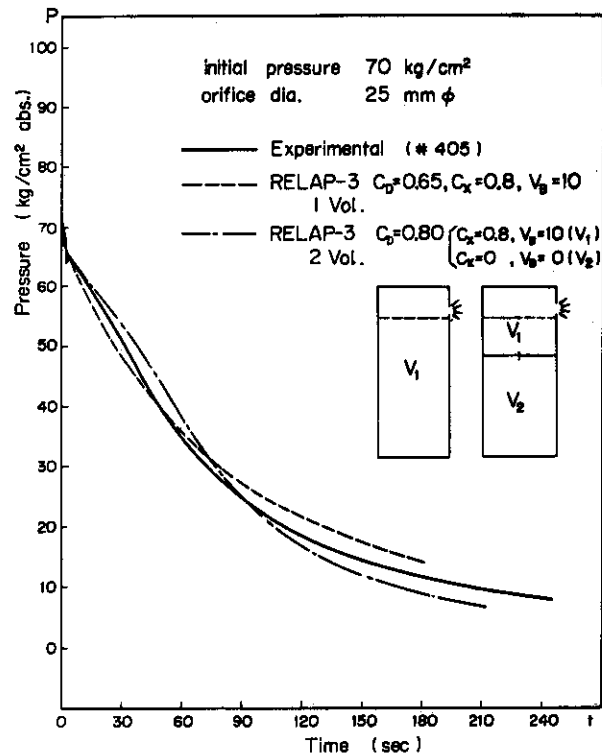


Fig.2.9 Comparison of the Predicted Pressure Transients for the Top Break with One- and Two-Volume Model

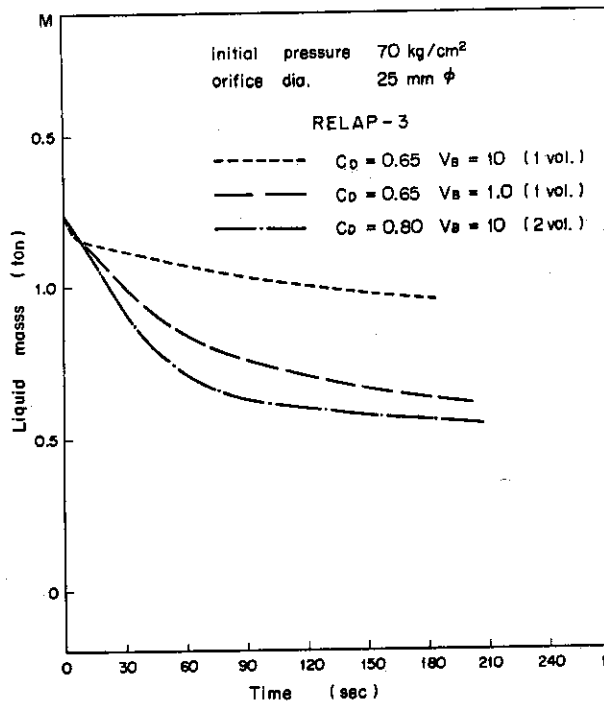


Fig. 2.10 Comparison of the Predicted Liquid Mass Inventory Transients with One- and Two-Volume Model

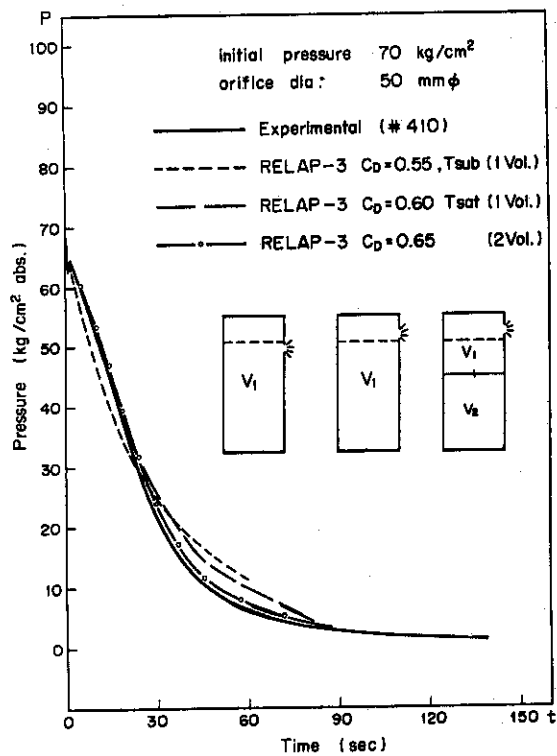


Fig. 2.11 Comparison of the Predicted Liquid Mass Inventory Transients with the Different Initial Fluid Temperature Distribution

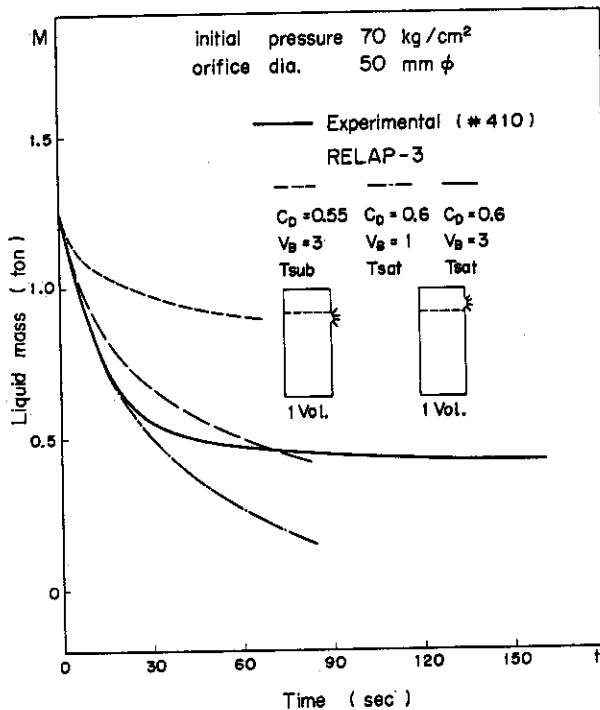


Fig. 2.12 Comparison of the Predicted Liquid Mass Inventory Transients with Different Break Location (One-Volume Model)

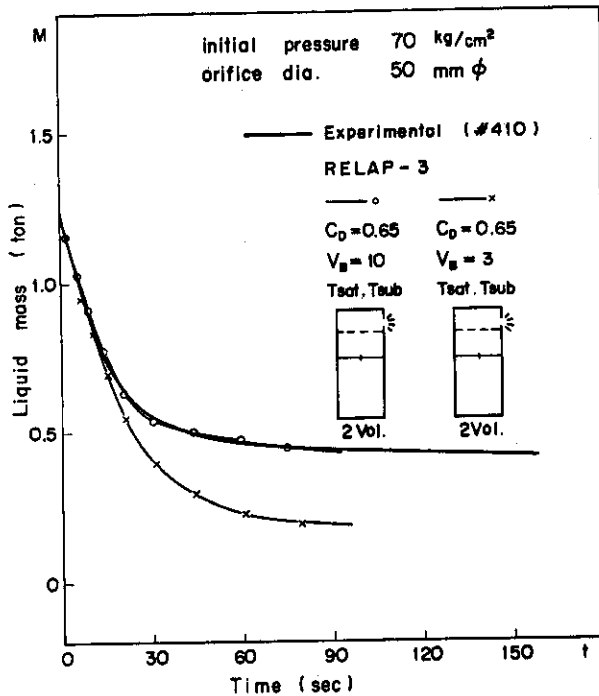


Fig. 2.13 Comparison of the Predicted Liquid Mass Inventory Transients (Two-Volume Model)

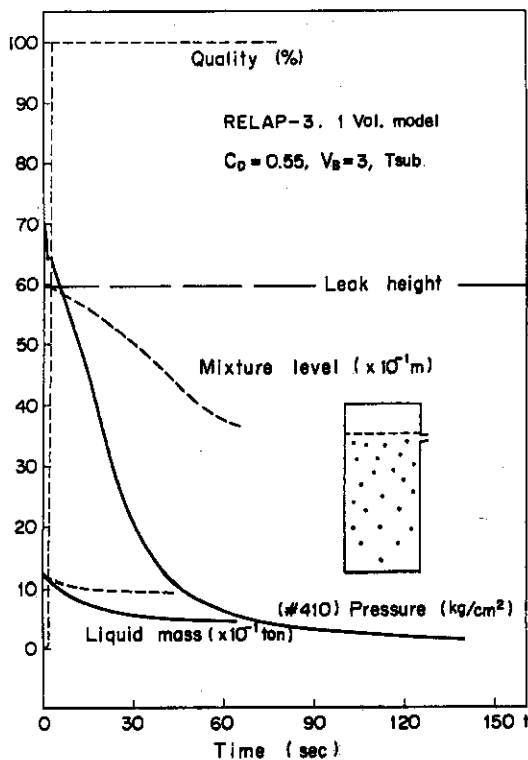


Fig. 2.14 The Predicted, Mixture Level, Liquid Mass Inventory, and Quality transients for the Top Break (Subcooled Model)

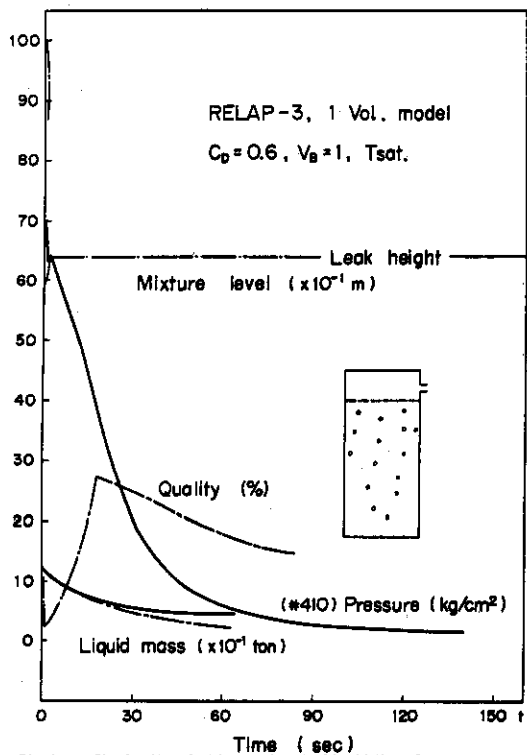


Fig. 2.15 The Predicted, Mixture Level, Liquid Mass Inventory, and Quality transients for the Top Break (Saturated Model)

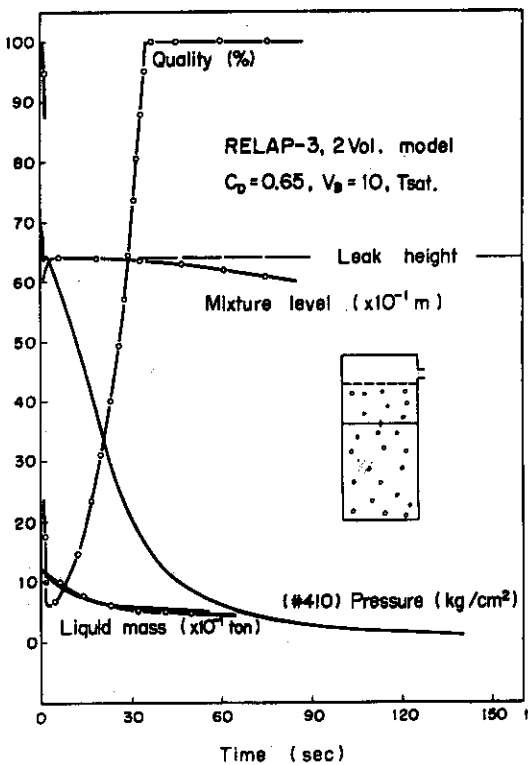


Fig. 2.16 The Predicted, Mixture Level, Liquid Mass Inventory, and Quality transients for the Top Break (Two-Volume Model with the Different Initial Fluid Temperature)

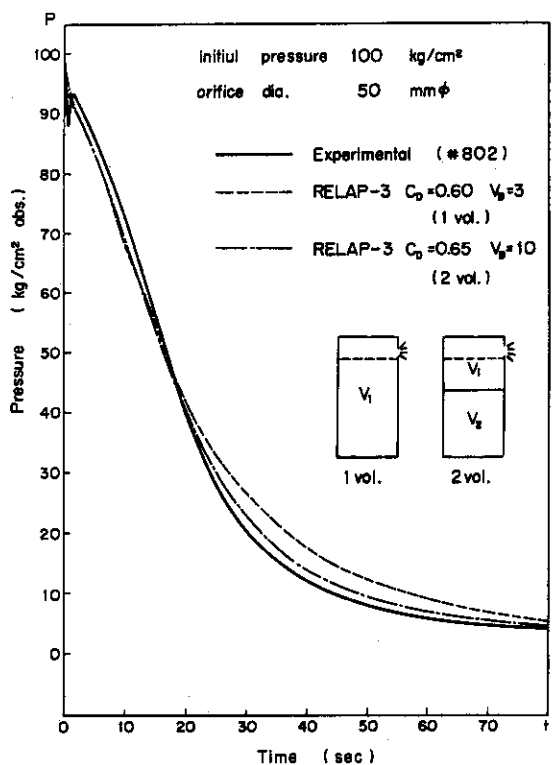


Fig. 2.17 The Measured and Predicted Pressure Transients for the Top Break with the High Initial Pressure

Discharge coefficient for RELAP-3
ROSA analysis (1 vol.)

orifice diam. mm ϕ (% area)	Initial pressure kg/cm ²		
	40	70	100
	Bottom break		
25 (0.51)		1.20	
50 (2.04)		0.80	
70 (4.00)	0.85	0.73	0.73
100 (8.16)	0.73	0.63	0.63
125 (12.8)		0.60	0.60
	Top break		
25 (0.51)	0.60	0.65	
50 (2.04)		(0.60)	(0.60)
70 (4.00)	(0.55)	(0.55)	(0.55)

() indicates relatively large discrepancies with the experimental data
(2 vol.)

Top break			
25 (0.51)	0.75	0.80	
50 (2.04)		0.65	0.65
70 (4.00)	0.60	0.60	0.60

Table 2.1

3. 電総研模擬実験装置による実験の解析

電総研においては、1964年～1970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もちいて、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は、すでに、参考文献¹²⁾に記述してあるので、ここではRELAP-3コードをもち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。

3.1 実験装置の概要

電総研ブローダウン実験装置は、軽水冷却の沸騰水型(BWR)および加圧水型(PWR)原子炉における冷却水循環系統をできるだけ実際の条件に近い状態で模擬している装置である。沸騰水(BWR)ループの一次冷却系統は、運転圧力70(Kg/cm²)に設計されており、Fig. 3.1に示すようなループを冷却材は循環する。圧力容器内(体積:0.03m³, 直径:0.19m, 高さ:1.05m)①で生じた気水混合物は、気水分離器(体積:0.035m³, 直径:0.19m, 高さ:1.24m)②に流入し、水と蒸気とに分離される。また、加圧水(PWR)ループの一次冷却系統は、運転圧力(140Kg/cm²)に設計されており、Fig. 3.2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のループから構成されている。

解析の対象としては、Table 3.1に示すような実験について採り上げ、その実験結果と解析結果とを比較検討することにより、RELAP-3コードの有効性を確認しようとするものである。以下解析計算する上で必要な入力データについて説明を行なう。

BWRにおける蒸気管破断時および再循環系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. 3.3およびFig. 3.4に示す。

同様にPWRにおける一次冷却系圧力容器出口側破断時、入口側破断時および両端破断時の場合についてのモデル図をFig. 3.5, Fig. 3.6およびFig. 3.7に示す。このような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。RELAP-3コードでは、最大限20ノードまでボリュームを分割することができる。しかしながら、Fig. 3.1およびFig. 3.2に示すような一次冷却系統の全部にわたってボリュームを取るには、かなり膨大な計算時間を必要とする。それ故、ブローダウン過程に重大な影響をおよぼすと考えられる箇所についてボリュームを採った。すなわち、BWRループでは圧力容器、気水分離器および気水分離器から破断口に至る管路の合計3ボリュームを選んだ(Fig. 3.3, Fig. 3.4参照)。また、PWRループの圧力容器出口側、あるいは入口側破断のような単独破断の場合では、圧力容器、加圧器および圧力容器から破断口に至る管路の合計3ボリュームに選んだ(Fig. 3.5, Fig. 3.6参照)。

PWRループの両端破断時の場合には、さらに圧力容器を2分した(Fig. 3.7を参照)。このように、BWRループおよびPWRループともに再循環ループは省略されているが体積としては一次冷却系全体の数%以下である。下部破断時には、再循環系ループの流動抵抗が若干影響があると考えられるが、ブローダウン過程全体としては問題にならない。次に実験条件としては、Table 3.1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(ヒータ入

力)を遮断し、再循環系ポンプは停止しているので、一次冷却系を循環する冷却水流量はほとんど零である。実験結果としては、圧力および平均ボイド率が得られている。その平均ボイド率は次式¹⁸⁾により求めた。

$$\alpha = \frac{1}{\gamma' - \gamma''} \cdot \left[\gamma' - \frac{M_b - M_o}{k \cdot H_e} \right] \quad (1)$$

ここで γ' : フローダウン時の各時刻における飽和水の比重量 (Kg/m³)

γ'' : フローダウン時の各時刻における飽和蒸気の比重量 (Kg/m³)

M_b : フローダウン時の伝送器出力 (Kg/m³)

M_o : 容器内の水位がないときの伝送器出力 (Kg/m³)

k : 比例定数

H_e : Wet leg の有効長 [m]

計算コードの初期条件としては、サージ・ライン流量および炉心流量をともに零として仮定してある。過渡状態における各ボリューム間の流量変化を計算するために運動量方程式の中で用いられている流動抵抗係数 K の値をあらかじめ決めておく必要がある。流動抵抗としては一般に、流体が管路などを流れる際に管壁との摩擦抵抗と流体の膨脹にもとづく加速抵抗とが考えられているが、RELAP-3 コードにおいては、その両者を一緒にして(2)式に示される式で表わしている。

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

また、流体の管中における摩擦抵抗による圧力損失は一般に(3)式¹⁹⁾で示されている。

$$\Delta P = f \cdot \frac{L}{D_E} \cdot \frac{V^2}{2g_c} \rho \quad (3)$$

ここで

$$\Delta P : \text{圧力差} \quad \left[\frac{1}{144} \left(\frac{\ell b m}{i n^2} \right) \right]$$

$$K : \text{RELAP-3 コードでの流動抵抗係数} \quad \left[\frac{\ell b f - s e c^2}{\ell b m - f t^3 - i n^2} \right]$$

$$W : \text{流量} \quad \left[\frac{\ell b m}{s e c} \right]$$

$$\rho : \text{流体の密度} \quad \left[\frac{\ell b m}{f t^3} \right]$$

L : 長さ [ft]

D_E : 水学的直径 [ft]

V : 流体の速度 $\left(\frac{ft}{sec}\right)$

g : 動加速度 $\left(\frac{ft}{sec}\right)$

(2)式の流動抵抗係数Kの値を管径等の諸定数から求めるため、(2)、(3)式から(4)、(5)式を導入した。この式より、パイプやバルブまたはエルボのKの値を一応の目安として求め、コードの入力として用いた。

$$\text{パイプ: } K = f \cdot \frac{L}{D_E^5} \cdot \frac{1}{\pi^2} \cdot \frac{1}{18} \quad (4)$$

$$\text{バルブ, エルボ: } K = \lambda \frac{1}{D_E^4 \cdot \pi^2 \cdot 18} \quad (5)$$

ここで f, λ : 摩擦係数 [-]

PWRの場合の加圧器と圧力容器との間のサージ・ラインの流動抵抗係数Kの値を得るために、(6)式⁵⁾を用いた。

$$K = \frac{f \cdot A_w}{288 \cdot g_c \cdot A^3} \quad (6)$$

ここで

f : 摩擦係数 [-]

A_w : ぬれぶち面積 [ft²]

A : 流量断面積 [ft²]

3.2 解析結果の検討

3.2.1 BWR実験の検討

Fig. 8 は破断口径20mmφの上部破断実験*における圧力容器内(ボリューム1)の圧力変化に対する実験結果と計算結果との比較を示した図である。破断口からの流出流量を補正する放出係数 C_D の値としては、単相オリフィス流で実験的に確かめられている数値0.6を採用した。また、気水分離効果を示す係数として、気水界面からの気泡離脱速度 V_B の値を3(ft/sec)に選び、気水界面以下のボイド分布の状態については、その気泡分布係数 C_x の値を零にすることによりボイド分布は均質として仮定した。さらに、Fig. 3.1に示されるような一次冷却系ループを2ボリュームにした場合と3ボリュームにした場合の計算結果を示してある。破断口にいたる管路の体積(ボリューム3)およびその流動抵抗を無視した2ボリ

* 主蒸気管破断を上部破断、再循環系破断を下部破断と称する。

ュームの計算結果は、実験結果に比べて圧力の低下率が大きい。そこで、実際の破断口 (Fig. 3.1 の v_1 を参照) にいたる管路 (内径 38.4 mm, 長さ約 3 m) の流動抵抗 (K_{23}) は無視しえないと考え、その管路をボリュームにとり、3 ボリュームとして計算を行なったところ実験結果と良く一致した。このように破断口にいたる管路の圧力損失が無視できない場合には、その管路をボリュームにとり、破損孔での圧力およびクオリティを精度良く計算しなければならないことを意味している。放出係数 C_D の値として 0.6 の値が得られたが、この数値は上部破断時での ROSA の実験解析²⁰⁾ でもほぼ同じ数値が得られていることから、かなり妥当性のある数値である。

以上は、圧力の実験結果と計算結果との照合から得られた事柄である。しかし、より一層コードの妥当性を評価するためには、流出流量あるいは水位変化、ボイド変化といった実験結果との照合が必要である。ここでは、平均ボイドの実験結果と計算結果との照合も行われている。

Fig. 3.9 にボリューム 1 とボリューム 2 を一緒にした平均ボイドの時間的变化に対する実験結果と計算結果との比較を示す。

この図から計算結果は、実験結果に比較的良い一致を示していることがわかる。ボイドの実験値* は、差圧伝送器にもとづくレベル計のデータより (1) 式をもちいて計算して求めたが、ブローダウン開始より約 4 sec までは精度が良くないので省略した。

このように、ボイド変化についても実験値に計算値が良く一致していることから流出流量についても妥当な値が得られているものと考えられることができる。

次に、破断口径 25 mm ϕ の場合における圧力およびボイドの時間的变化について、実験結果と計算結果との比較を Fig. 3.10 および Fig. 3.11 に示す。Fig. 3.10 および Fig. 3.11 より実験結果と計算結果とを比較すると良い一致を示していることがわかる。特に、Fig. 3.10 の圧力の時間的变化については約 10 sec までは実験値と計算値は極めて良く一致している。

以上、破断口径 20, 25 mm ϕ の実験結果と解析結果の比較検討を行なったが、実験結果として精度の高い圧力変化を中心にして更に検討を加える。Fig. 3.8 および Fig. 3.10 に示すように破断口径 20 mm ϕ で約 5 sec 以後、また 25 mm ϕ で約 10 sec 以後の計算結果は、実験結果より低めの値になっている。この理由は、次のように考えることができよう。気水分離器および圧力容器内の冷却水のボイド分布を均質として仮定しているために、破断口から流出する冷却水は気水混合流となる。その結果、20 mm ϕ で約 5 sec また 25 mm ϕ で約 10 sec 以後** では実際の流出流量を多めに見積ることとなり、圧力の低下が実験値より早くなるわけである。このことは、Fig. 3.9 および Fig. 3.11 のボイド変化からもいえる。すなわち、Fig. 3.9 で約 5 sec 以後また Fig. 11 で約 10 sec 以後のボイド増加率は、実験結果より計算結果の方が大きいことから証明できる。さらに、現象の面から考察を加える。Fig. 3.8 に示すように、約 5 sec までのブローダウン過程前半の現象については気水混合流で流出するものとしてボイド分布を均質とした仮定は妥当性のあるものと考えられる。しかし、後半

* 計測の誤差として約 $\pm 3\%$ ある。

** 計算結果では、気水界面は破損位置より上にある。

の過程では蒸気流出が支配的と考えられることから後半における容器内のボイド分布、気泡離脱速度および放出係数等について別途の考慮が必要であろう。そして、上述のことが考慮されれば、流出流量についてもより妥当な値が得られると考えられる。

Fig. 3.12は、破断口径20 mm ϕ の下部破断における圧力容器内(ボリューム1)の圧力変化に対する実験結果と計算結果との比較を示した図である。この計算では、まず破断口からの流出流量を補正する放出係数 C_D の値として、上部破断の場合の計算条件と同じように0.6をもちいた。しかし、圧力の時間的変化についての実験結果より計算結果の方がかなり高めの値が得られたので、放出係数 C_D の値をパラメータにとり計算を行なったところ、 C_D の値としては0.8が妥当な値であることが認められた。また、このときの気水界面からの気泡離脱速度 V_B の値を3 (ft/sec)とし、ボイド分布の状態を示す気泡分布係数 C_x の値を0.8とした。また、実際の破断口(Fig. 3.1の v_2 を参照)にいたる管路(内径38.4 mm、長さ約2.3 m)の流動抵抗(K_{13})をも考慮した。このような仮定のもとに計算した結果と実験結果とを比較すると、比較的良好な一致を示している。しかしながら、約6 sec以後になると計算結果の方が実験結果よりかなり低めの圧力の値が得られているので V_B の値および気泡分布係数を零として計算を行なったところ、若干実験値に近い計算値が得られた。それでも約7 sec以後では、実験値より計算値の方が低めである。この理由については、すでに上部破断の解析で述べたように計算*では流出流量を多めに見積っているので圧力の減少が急速になるからである。この解釈を平均ボイドの時間的変化についての計算結果から検討を加える。Fig. 3.13にボリューム1とボリューム2を一緒にした平均ボイドの時間的変化に対する実験結果と計算結果との比較を示す。この図から明らかなように約7 sec以後において、ボイド増加率は実験結果よりも計算結果の方が大きい。このことから上述の解釈は妥当であると考えられる。

次に、破断口径25 mm ϕ の場合における圧力、ボイドの時間的変化について、実験結果と計算結果との比較をFig. 3.14およびFig. 3.15に示す。Fig. 3.14およびFig. 3.15より実験結果と計算結果とを比較すると良好な一致を示していることがわかる。しかし、約7 sec以後の計算結果は、実験結果より低めの値である。この理由はすでに述べたが、更にコードのモデルから検討を加える。下部破断実験解析での取り扱いでは、気泡分布は均質($C_x = 0$)とし、気泡離脱($V_B = 0$)は行なわれずとして計算を進めているので、気水界面の高さは容易に破断口位置まで下降しにくい。実験結果では、約7 sec位で気水界面が破断口位置に達していると思われるが、計算では、気水界面の高さは破断口位置よりかなり上位になっている。それ故、実際には蒸気流出に切りかわるものが依然として気水混合流の流出を続けているために、流出流量を多めに見積る結果となるわけである。上部破断の解析でもすでに述べたが、ブローダウン過程後半での気泡分布、気泡離脱速度および放出係数等について別途の考慮が必要であると思われる。ここで放出係数 C_D の値について述べる。破断口径20, 25 mm ϕ の実験解析を通して C_D の値は0.8になっている。先の上部破断の解析では0.6であるのに比較して値は若干大きい。この理由は、上部破断の場合には気水分離器出口ノズルから破断口にいたる管路の圧力損失は大きいから、気水混合流体のクオリティの変化が急激であるた

* 気水界面は破損位置より上にある。

めである。それに対して、下部破断の場合には、管路の圧力損失は上部破断ほどでなくそれほどクオリティに変化がない。そのクオリティの変化の相違が放出係数 C_D の値に影響を与えたものと考えられる。例えばRELAP-2コードの解析¹²⁾による破断口にいたる管路の流動抵抗を考慮しない計算結果によれば、上部破断解析で C_D の値は0.4であり、下部破断解析では C_D の値0.8であることから証明できよう。

以上、上部破断および下部破断の破断口径20, 25mm ϕ の兩者について実験結果と計算結果との比較検討を行なったが、その他の破断口径をパラメータした場合の放出係数(C_D)の値をTable 3.2に示す。また、(4)(5)(6)式をもちいて求めた流動抵抗係数 K の値をTable 3.3に示す。Table 3.2から上部破断の場合には、放出係数 C_D の値は0.6であり、下部破断の場合には0.8^{*}であることがわかる。Table 3.3からサージ・ライン流動抵抗係数(K_{12})の値および管路の流動抵抗係数(K_{12} または K_{13})は、10~20mm ϕ の範囲の破断口径において一定の値である。しかし、25mm ϕ 以上では上述のような計算値よりも若干小さな値になっている。

この理由を上部破断の解析例で説明する。破断口径10~20mm ϕ の範囲の流動抵抗係数値をコードの入力として計算すると、管路の差圧 ΔP が実験値よりかなり多めの結果になった。25mm ϕ 以上になると冷却水量(W)が大量に流れることから(2)式でこのことは予想できる。このことから ρ で補正し得ず、結果として流動抵抗係数(K)の値を小さい値に選ばなければならぬわけである。それ故、運動量バランスの式の摩擦項について改良が必要であろう。

3.2.2 PWR実験の解析

Fig. 3.16は、破断口径20mm ϕ の出口側破断^{**}における圧力容器内(ボリューム1)の圧力変化に対する実験結果と計算結果との比較を示した図である。この計算では、ボリュームの対象として圧力容器のみを選んである。この圧力の時間的変化に対する計算結果と実験結果を比較すると、実験結果よりも計算結果の方が圧力の降下率は大きい。そこで、このことは破断口にいたる管路(内径38.4mm, 長さ約2.3m)の流動抵抗を無視していることに原因があると考え、管路をボリュームにとりその流動抵抗を考慮して再計算を行なった。その計算結果をFig. 3.17に示す。この図から破断口にいたる管路の流動抵抗は、ブローダウン過程の計算を行なう上で無視しえないことがわかる。ブローダウン開始より4secまでは実験結果よりも計算結果の方が圧力が高めにれている。その理由として、実験においては加圧器内のヒータは使用していないので、加圧器内の冷却水は本体の圧力容器内の冷却水に比べて温度はかなり低めである。そのためブローダウン時には、加圧器より低温の冷却水が圧力容器内にむかって流入する結果、圧力容器内の圧力は減圧するものと考えられる。そのことを考慮して、加圧器もボリュームに選び、全体として3ボリュームで計算した結果をFig. 3.18に示す。この図から圧力の時間的変化に対する実験結果と計算結果は、かなり良く一致していることがわかる。また、圧力容器内ボイドの時間的変化についても、Fig. 3.19に示されるように実験結果^{***}に計算結果は良く一致していることがわかる。ここで計算の条件について述べる。放出

* ROSAの実験解析²⁰⁾でも0.8に近い値が得られている。

** 圧力容器出口側破断を出口側破断と称する。

*** 計測の誤差として約±3%ある。

係数 C_D の値としては、前節の解析でもちいた 0.6 を採用した。また、気泡分布係数 C_X の値を零（ポイド分布均質）および気泡離脱速度 V_B の値を 2 (ft/sec) に仮定して計算を行なった。この V_B の値が BWR の解析にもちいた 3 (ft/sec) の値に比較して、若干小さな値になっている。この理由づけは明らかにできないが、考えられることはブローダウン過程の初期において BWR の場合、圧力容器内は沸騰状態であるのに対して PWR の場合には、多少、未飽和状態にある。そのために初期のポイド量は、BWR の場合に比べて少ないものと予想される。その相違がコード上の V_B の値を小さくしたものと考えられる。

次に、Fig. 3.20 および Fig. 3.21 に破断口径 25 mm の場合における圧力およびポイドの時間的変化に対する実験結果と計算結果の比較を示す。Fig. 3.20 および Fig. 3.21 から実験結果に計算結果はかなり良く一致していることがわかる。しかしながら、圧力の時間的変化に対する計算結果は、約 8 sec 以後、実験結果より低めの値になっている。また、Fig. 3.21 に示すポイドの時間的変化から、計算結果は実験結果に傾向はあっているものの、高めの値である。この理由について以下に検討する。

実験では破断後約 8 sec で、破断口からの冷却水の流出はほぼ蒸気流と予想される。一方、計算結果によれば圧力容器の気水界面の高さは、破断口の高さとほぼ同一である。 C_X は零に仮定してあることから、流出流のクォリティは気水混合体のクォリティになっている。それ故、気水混合流体の流出となり、実際より多めの流出流量を見積ることになる。

上記のことは、前節の BWR の解析で述べたことと同様であり、ブローダウン過程後半における気泡分布、気泡離脱速度および放出係数等について別途の考慮が必要であろう。

Fig. 3.22 および Fig. 3.23 は、破断口径 20 mm の入口側破断* における圧力およびポイドの時間的変化に対する実験結果と計算結果との比較を示す。Fig. 3.22 から圧力については、実験結果と計算結果との一致はかなり良いが、Fig. 3.23 に示されているようにポイドの時間的変化については、実験結果と計算結果との一致は余り良くない。また、破断口径 25 mm の場合についても Fig. 3.24 および Fig. 3.25 に示すように、圧力の時間的変化** についての一致は良好なものポイドの時間的変化については、実験結果と計算結果との一致は余り良くない。この理由について以下に検討する。

実験では入口側破断の場合、圧力容器内の冷却水の流れは炉心上部プレナムから炉心を通って下部プレナム、そしてダウンカマーに到達して入口側配管（内径 38.4 mm 、長さ約 1.6 m ）に向う。解析において、この流れにそった流動抵抗を考慮するためには圧力容器内を少なくとも最低 2 ボリュームに分割しなければならない。このことから Fig. 3.7 に示すように、圧力容器内を 2 ボリュームに分割して計算を進めたところ、ボリューム 1 の体積がボリューム 2 の体積に比べてかなり小さい。また実験的にもボリューム 1 とボリューム 2 との間に差圧、 ΔP があまりないことから流動抵抗係数（ K_{12} ）の値の精度にも問題があって計算結果は実験結果に良い一致を示さなかった。RELAP-3 コードでは気相および液相とに分けたバランス式で解いてないので、ボリューム内が空になると計算が停止することになっている。そのために、

* 圧力容器入口側破断を入口側破断と称する。

** V_B の値が 3 (ft/sec) になっているが、破断口径が 25 mm 以上の場合、また両端破断の場合のような減圧沸騰の割合が大きいと予想される時には 3 (ft/sec) の値が妥当である結果が得られている。

上述のようなボリューム1の計算においてブローダウン過程終了までは計算し得なかった。そこで圧力容器を1ボリュームに選び破断口の位置による効果を C_X の値で表わすことにして計算を進めた。そのために、圧力の時間的変化についての計算結果は実験結果に良い一致を示したものの、ボイドの時間的変化については良く一致し得なかった。そのことは解析のモデルが忠実に実験モデルを表現していないからであろう。差圧の余りないところをボリュームに分割せざるを得ない場合、運動量バランスの摩擦項を二相流体につかえるような式に改善^{*}をすることはもとより、液相および気相とに分けたバランス式によってブローダウン過程の計算を進めるべきであろう。Fig. 3.26は、破断口径20mmφの両端破断実験における圧力容器内上部(ボリューム1)の圧力変化に対する実験結果と計算結果との比較を示した図である。ボリュームとしては、気水分離器、圧力容器および破断口にいたる管路を選び、5個のボリュームに分割してある。

Fig. 26から実験結果に計算結果は良く一致していることがわかる。ボイドの時間的変化についても、Fig. 3.27に示されるように実験結果に計算結果は良く一致している。また、破断口径25mmφの場合について、圧力およびボイドの時間的変化をFig. 3.28およびFig. 3.29に示す。Fig. 3.28およびFig. 3.29から、圧力およびボイドの時間的変化に対する実験結果に計算結果はかなり良く一致していることがわかる。ここで、コードのモデルから検討を加える。ブローダウン開始後、圧力容器内の冷却水の流れは炉心を中心にして上下に分流し、各破断口に行くものと予想される。そのことを考慮してFig. 3.7に示すようなボリュームに分割した。すなわち、炉心上部の冷却水の流れはボリューム1からボリューム4に向い、他方、炉心下部の流れはボリューム2からボリューム5に向うこととなる。そのことから、ボリューム1とボリューム2との間に蒸気相が形成されると考えられるのでボリューム1およびボリューム2の各々の気泡離脱速度 V_B の値を3(ft/sec)に仮定し、さらに気泡分布係数 C_X を零に選んだ。ボリューム1とボリューム2との間の流動抵抗係数(K_{12})の値を決定するために、定常状態での上部プレナムと下部プレナムとの間の差圧(ΔP)、ポンプ排出流量(W)および冷却水の密度(ρ)の実験値を(2)式に代入して求めた。この流動抵抗係数値の精度については先述の入口側破断の解析で問題になったが、両端破断の場合には炉心を中心にして流れが上下に分流するために、ほとんどの流動抵抗はブローダウン過程に影響を与えなかった。しかしながら、ボリューム1の体積がボリューム2に比較して小さいためボリューム内が早く空になり計算は停止した。このことから入口側破断の解析の項で述べた対策が必要になる。

以上、圧力容器出口側破断、圧力容器入口側破断および両端破断についてのブローダウン実験における破断口径20, 25mmφの両者について、実験結果と計算結果との比較検討を行なったが、その他の破断口径をパラメータにした場合の放出係数 C_D の値をTable 3.4に示す。また、他の口径における流動抵抗係数 K の値をTable 3.5に示す。Table 3.3から、破断の種類、破断口径の如何にかかわらず、放出係数 C_D は0.6の値であることがわかる^{**}。

* 摩擦項の改善についてLOFTではBaroczy²¹⁾の整理した摩擦損失倍率を単相流の摩擦損失係数に乗じた式に改善しているようである。また液相および気相とに分けたバランス式で解く方法はすでにFLASH-3コード⁹⁾でブローダウン初期における冷却水の非平衡状態を計算するのにもちいている。

** LOFTにおけるRELAP-3コードをもちいたセミスケール・ブローダウン実験解析²²⁾でも C_D の値が0.6であり、またミュンヘン工科大学のBRUCH-Dコードによる解析²³⁾やFLASH-2コードによるCSEブローダウン実験解析²⁴⁾でもその値に近いことから妥当性のある値といえよう。

Table 3.5 から、圧力容器と配管との間の流動抵抗係数値 (K_{12} , K_{14} , K_{25}) は、破損口径 25 mm ϕ 以上になると小さくなっている。その理由については、すでに BWR の解析の章で述べたのでここでは省略する。ただし、BWR と PWR の解析にもちいた流動抵抗係数値について比較すると、加圧器から圧力容器までのサージ・ラインの流動抵抗値 (K_{31}) をのぞいてはほぼ数十の値であることがわかる。

3.3 結 論

以上、RELAP-3 コードによる BWR および PWR ループにおけるブローダウン実験の解析により得られた結論は次の通りである。

- ① 放出係数 C_D の値について：Table 3.2, 3.4 に示したように BWR 下部破断の場合の 0.8 以外は 0.6 にすると、計算結果は実験結果に良い一致を示した。
- ② ボイド分布係数 C_X および気泡離脱速度 V_B の値について：PWR 入口側破断の場合で C_X の値を 0.8 にした以外は気泡分布を均質状態 ($C_X = 0$) にすることにより、ブローダウン現象を良く説明できた。 V_B の値については、BWR 下部破断の場合で零に、その他は 2 ないし 3 ft/sec の値を選べば良いことが示された。以上の値については LOFT での実験解析¹⁰⁾でも同じ結果が得られており、妥当性のある値といえよう。
- ③ 流出流量について：①, ② に述べたようにパラメータ、 C_D , C_X および V_B の値がかなり妥当性のある値であり、かつ、圧力およびボイドの実験値に計算値は良く一致しているところから、流出流量の計算結果も実験結果に良い一致を示していると考えられる。しかしながらブローダウン過程後半において実験結果に計算結果が必ずしも良く一致していないところから、後半における気泡分布モデル*および気泡分離モデル**の改良と C_D の概念について、さらに検討する必要がある。そのことが図れば、さらに流出流量を精度よく計算できるであろう。
- ④ 流動抵抗係数について：Table 3.3, 3.5 に示したように、流動抵抗係数値を (4), (5), (6) 式から求めてブローダウン計算を行なったが、管路などの差圧 (ΔP) の実験値に計算値は良く一致した。このことから、(4), (5), (6) 式は、流動抵抗係数値を予測するのに有効な式であるといえよう。しかしながら、破断口径が大きくなると予想値より若干少ない値にせざるを得なかったが、それは、コードにもちいた運動量バランス式の摩擦項が 2 相流体を扱うのに不適當であるからである。したがって、その式の改良が必要である。
- ⑤ 質量、エネルギーおよび運動量バランス式について：分割したボリューム内のいくつかは、ブローダウン過程の計算の途中で蒸気で満たされること（あるいは空に）があり得るが、そのような時の計算は現在の RELAP-3 コードでは成し得ないので、気相および液相とに分けた各バランス式によりブローダウン過程の計算を進めるべきである。また将来、ECCS の注入による減圧効果を計算する際には重要になるのであろう。

* BURP コード²³⁾では質量、エネルギーおよび体積バランス式をもちいてボイド分布を求めている。

** FLASH-3 コードでは水位の函数として V_B の値が変わるように改められている。また SAFE²⁶⁾ コードでは Wilson の実験式をもちいて V_B の値を求めている。

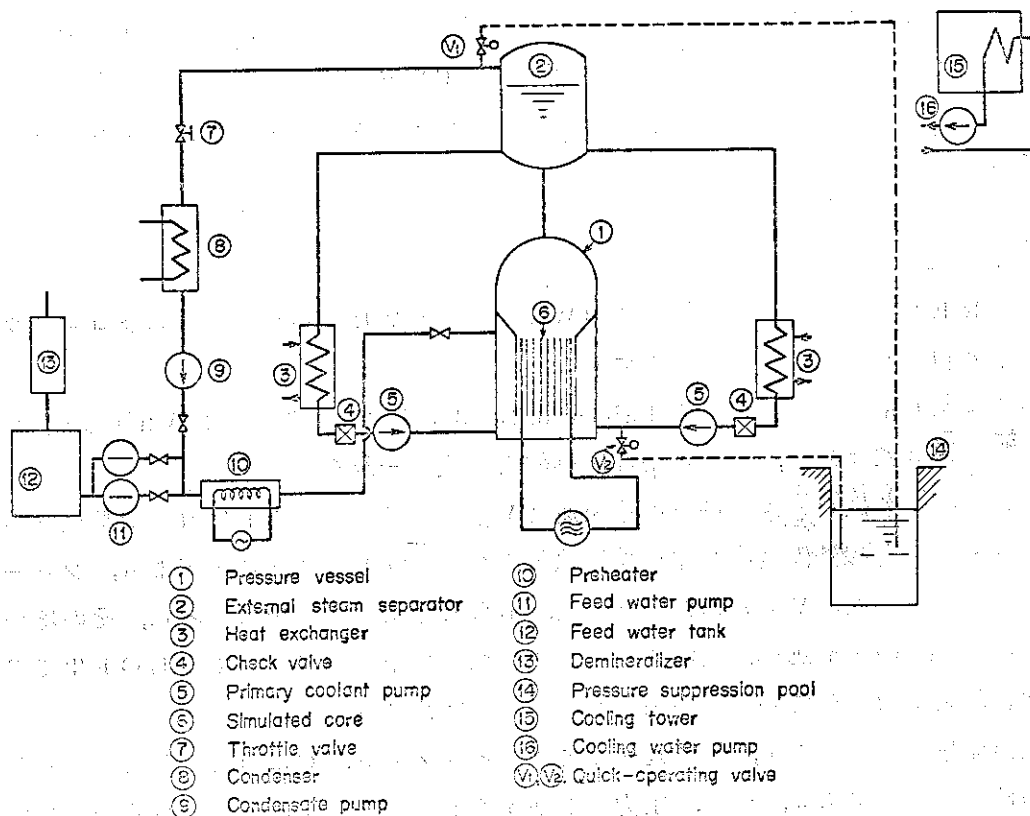


Fig. 3.1 Schematic diagram of BWR blowdown test facility

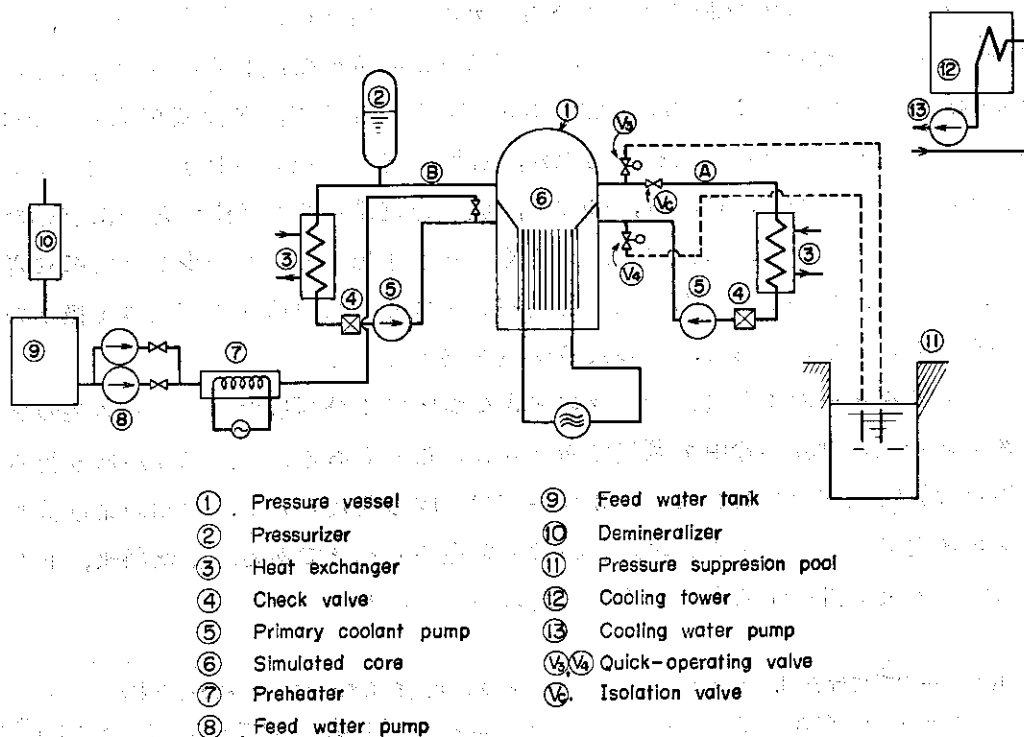


Fig. 3.2 Schematic diagram of PWR blowdown test facility

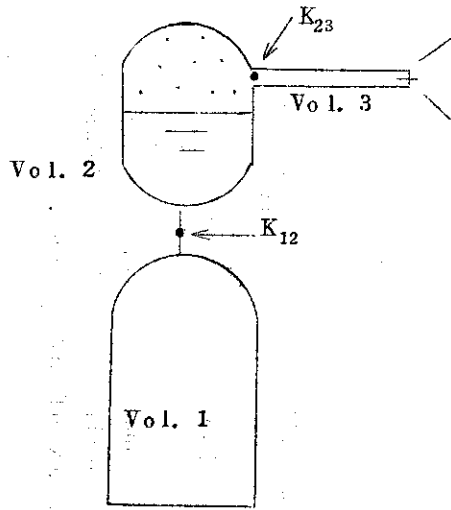


Fig. 3.3 Steam line break of BWR loop.

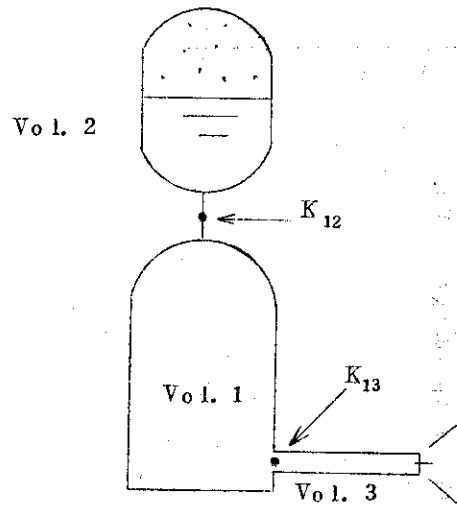


Fig. 3.4 Recirculation line break of BWR loop.

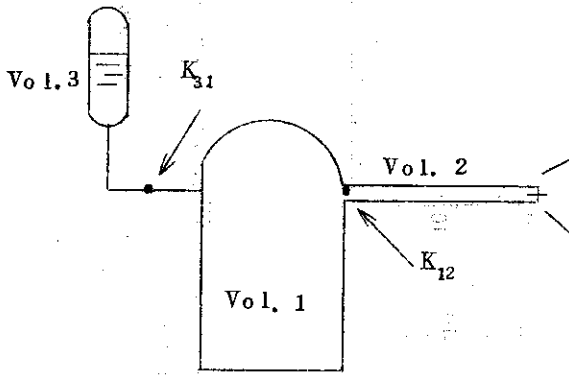


Fig. 3.5 Outlet side break of PWR loop.

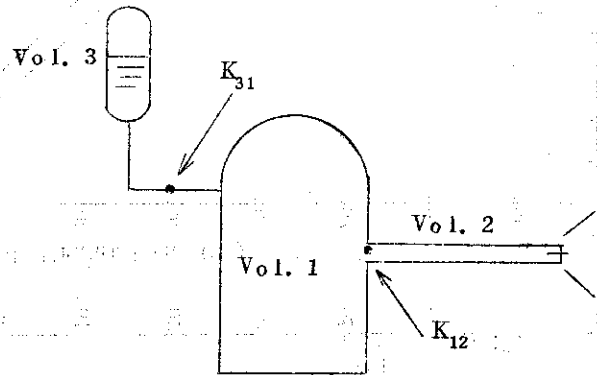


Fig. 3.6 Inlet side break of PWR loop.

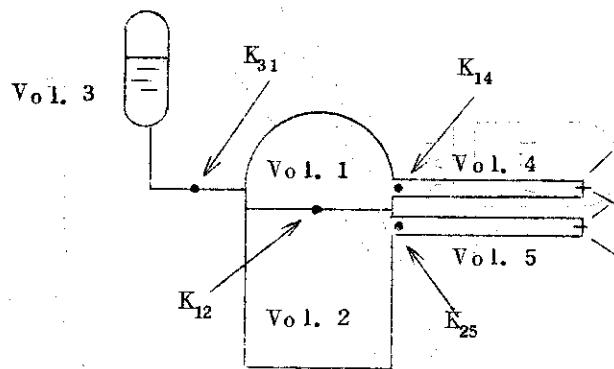


Fig. 3.7 Double-ended break of PWR loop

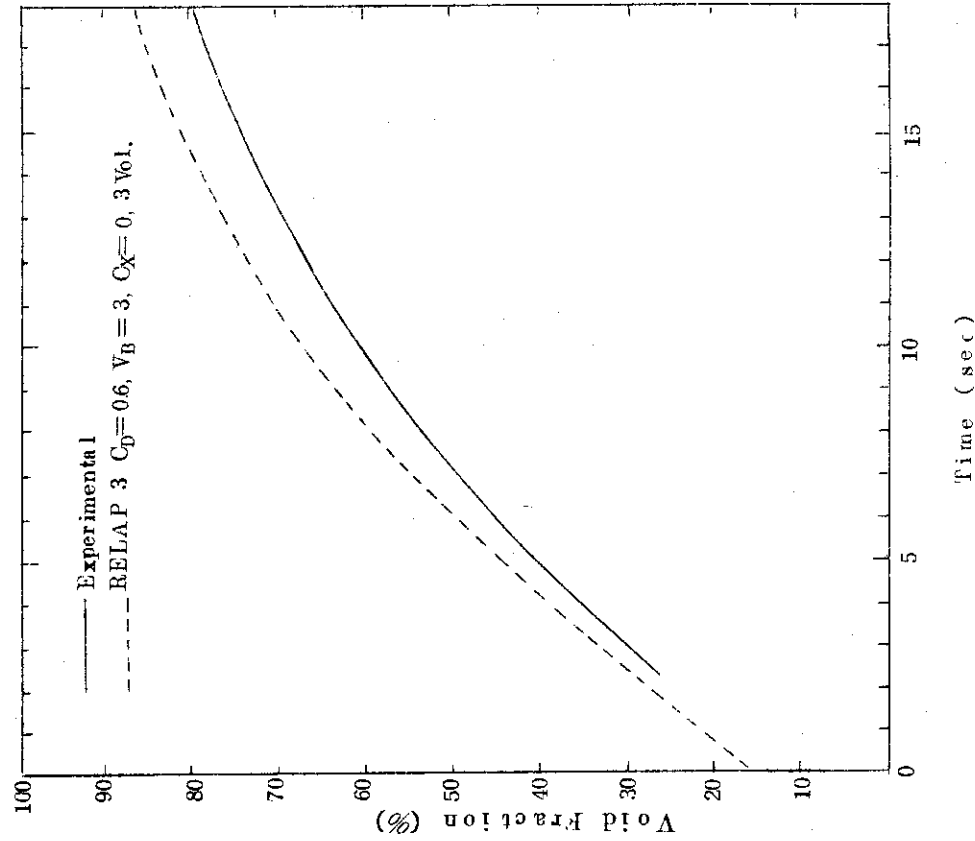


Fig. 3.9 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in steam line break of BWR loop.

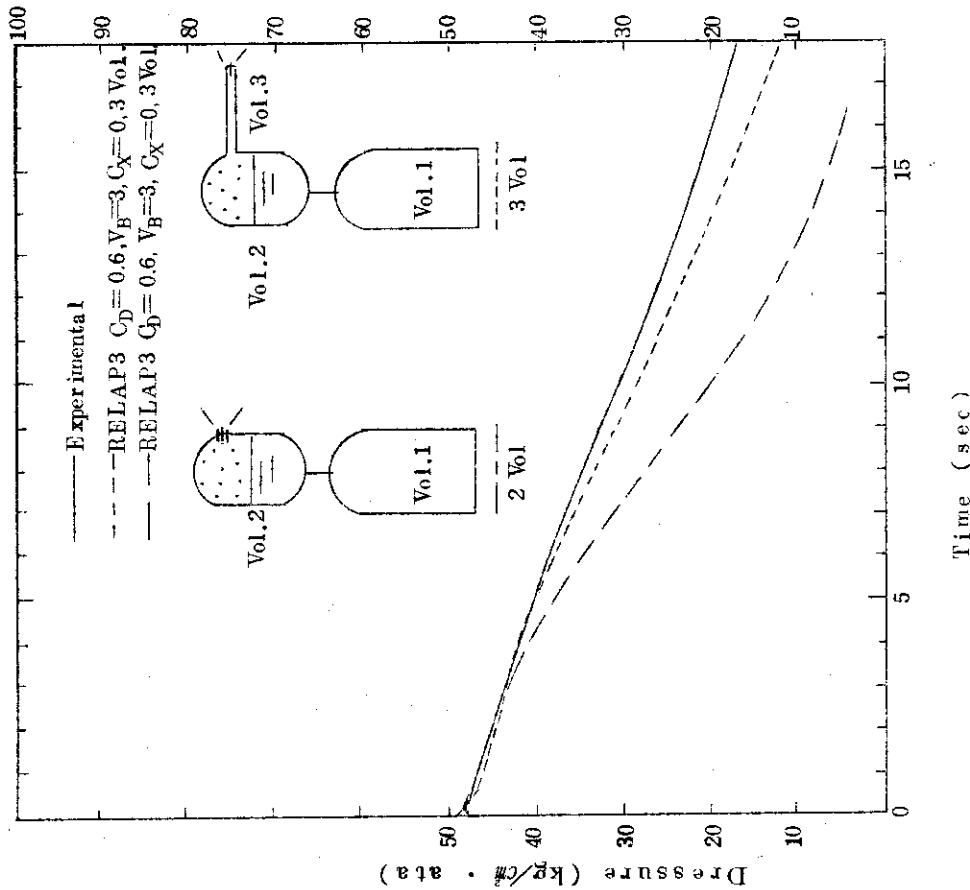


Fig. 3.8 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in steam line break of BWR loop.

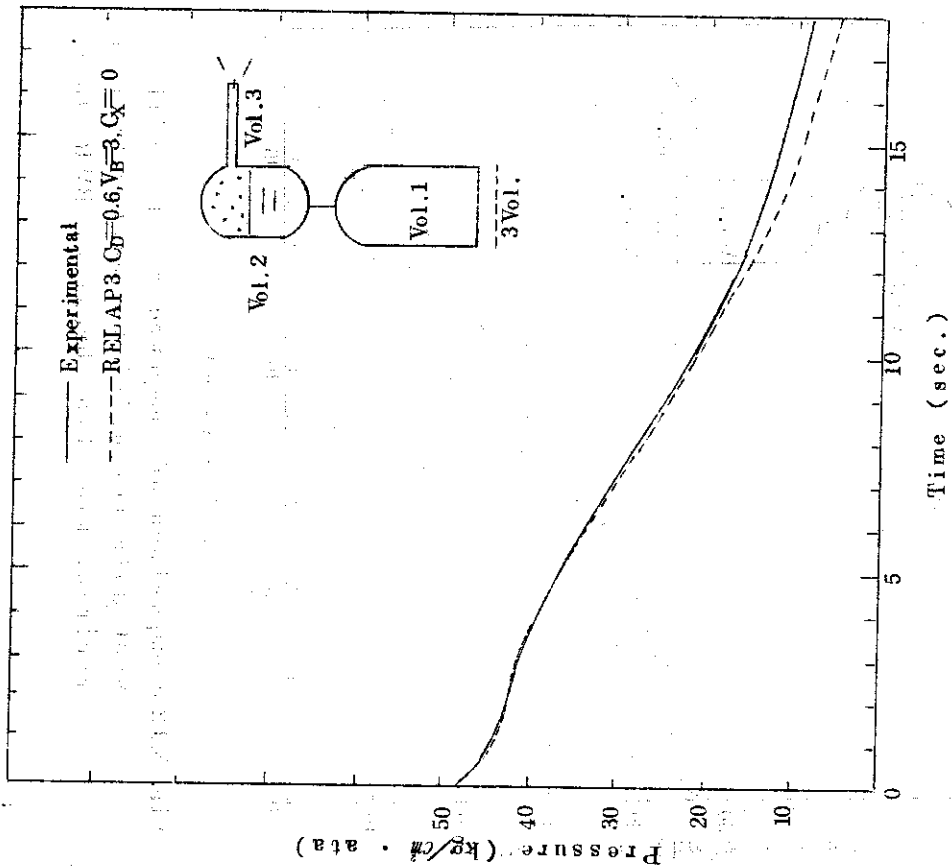


Fig. 3.10 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in steam line break of BWR loop.

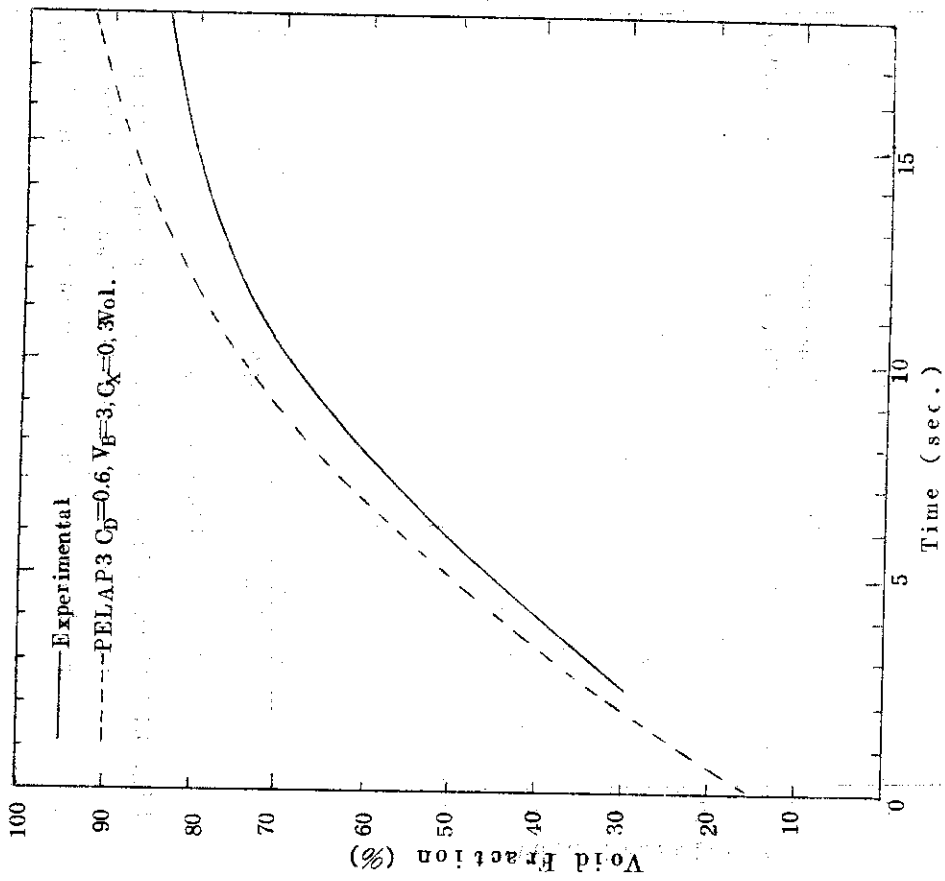


Fig. 3.11 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in steam line break of BWR loop.

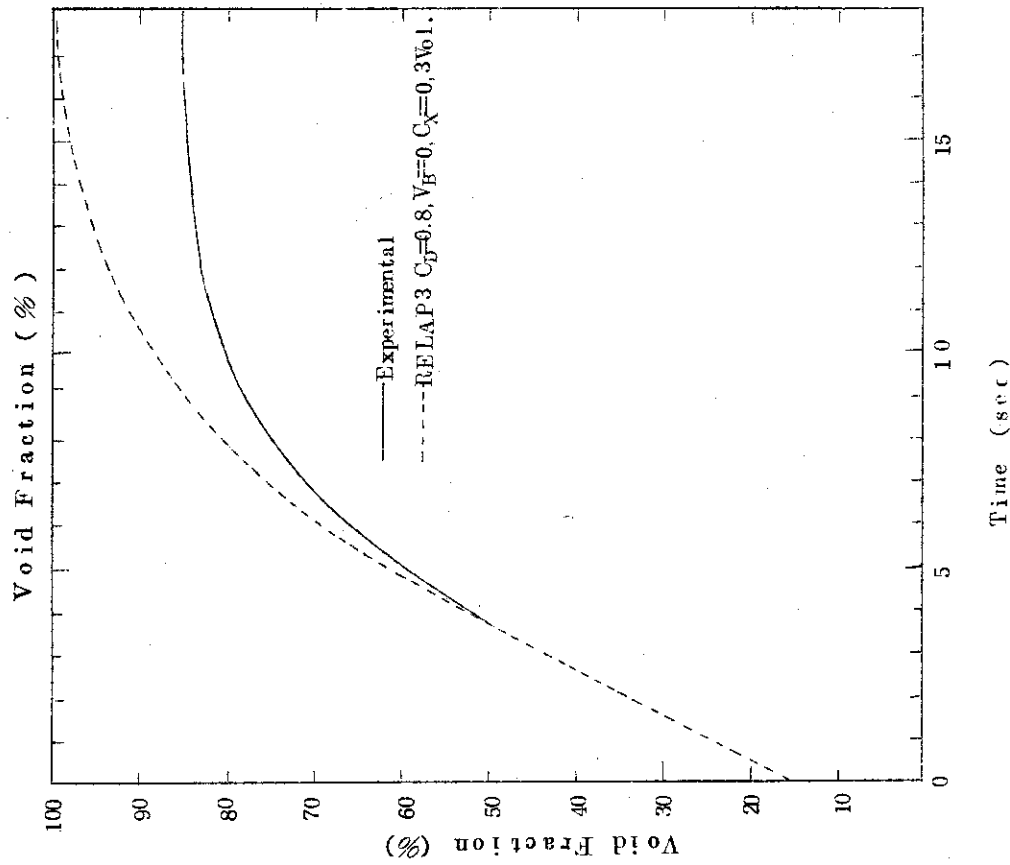


Fig. 3.12 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in recirculation line break of BWR loop.

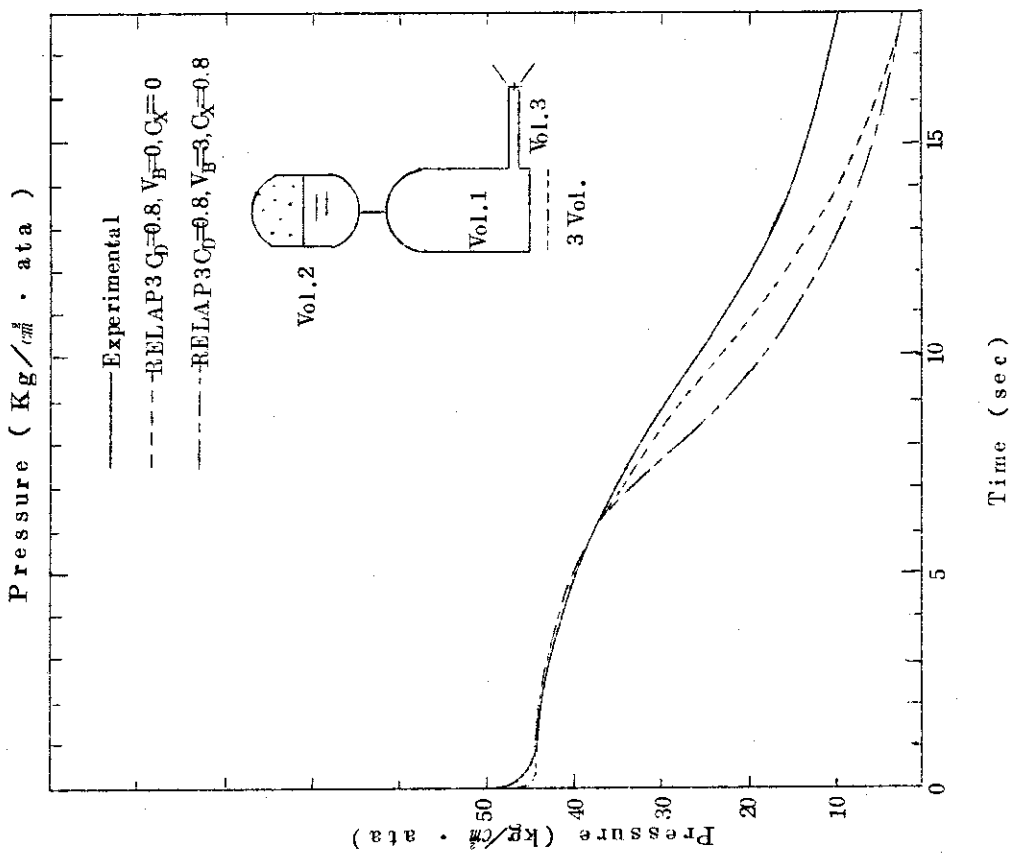


Fig. 3.13 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in recirculation line break of BWR loop.

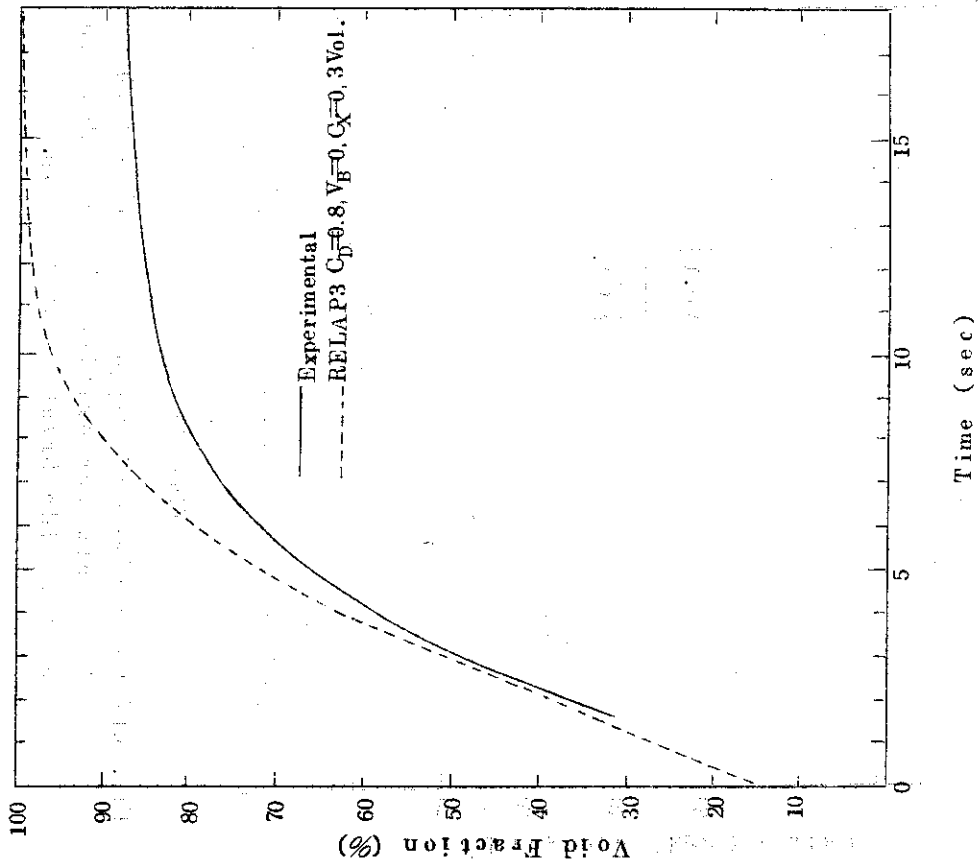


Fig. 3.15 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in recirculation line break of BWR loop.

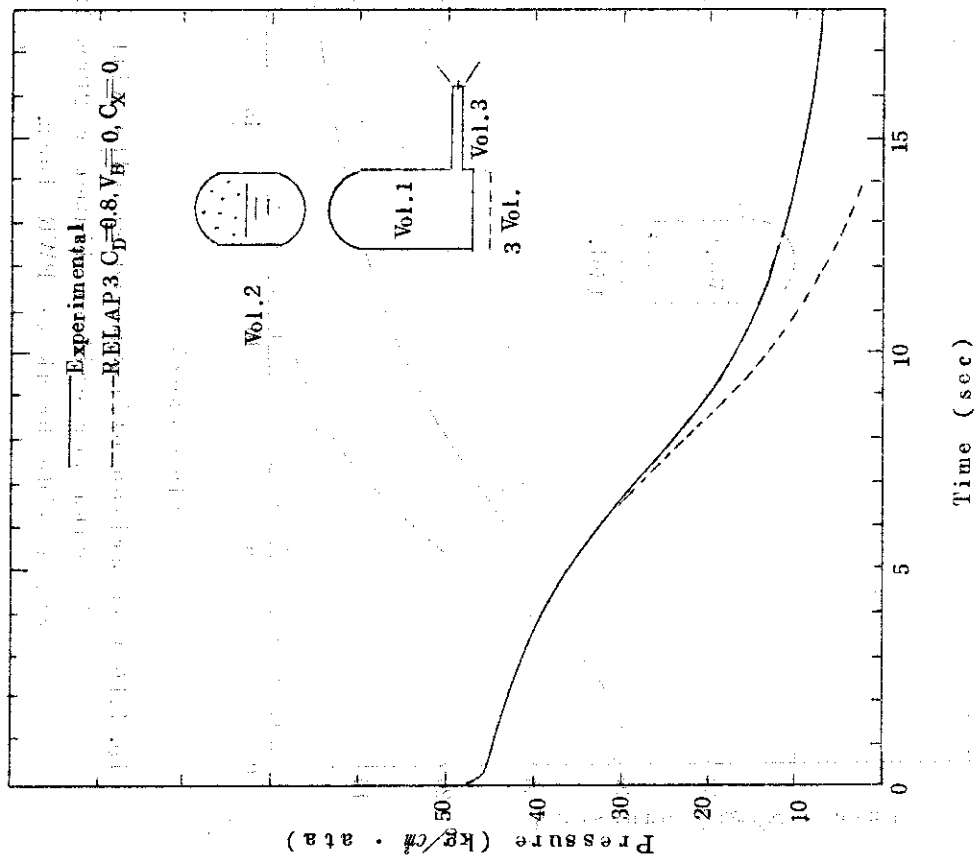


Fig. 3.14 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in recirculation line break of BWR loop.

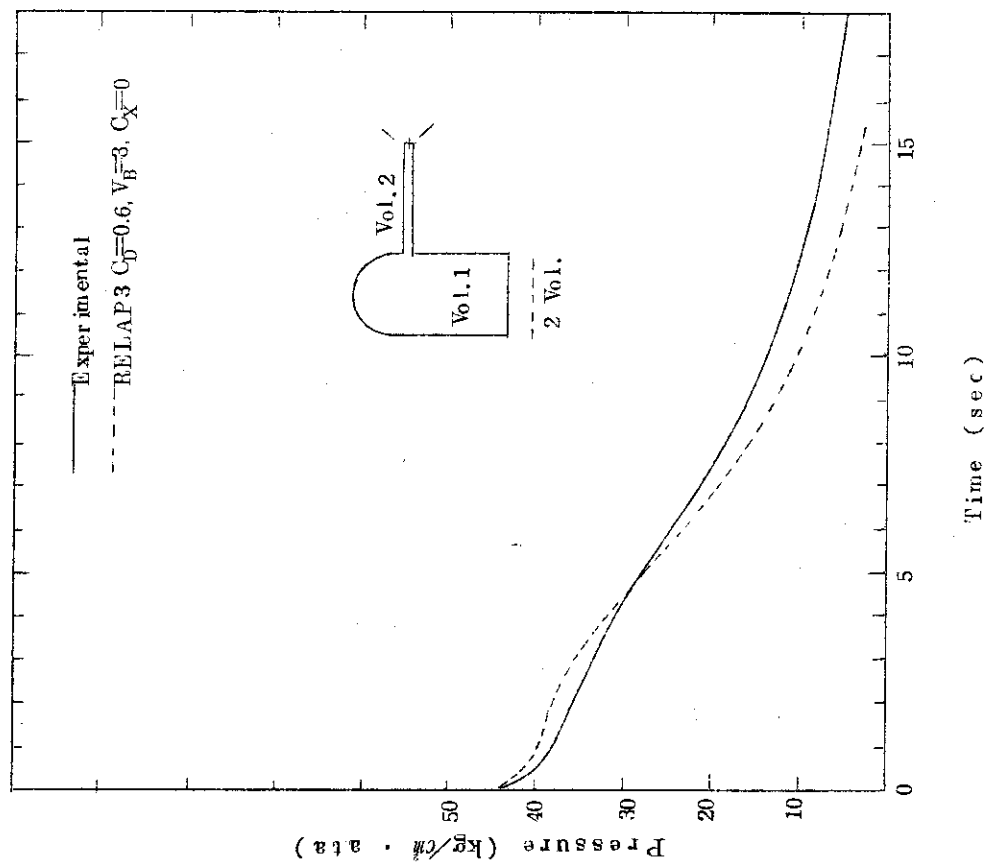


Fig. 3.17 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in outlet side break of PWR loop.

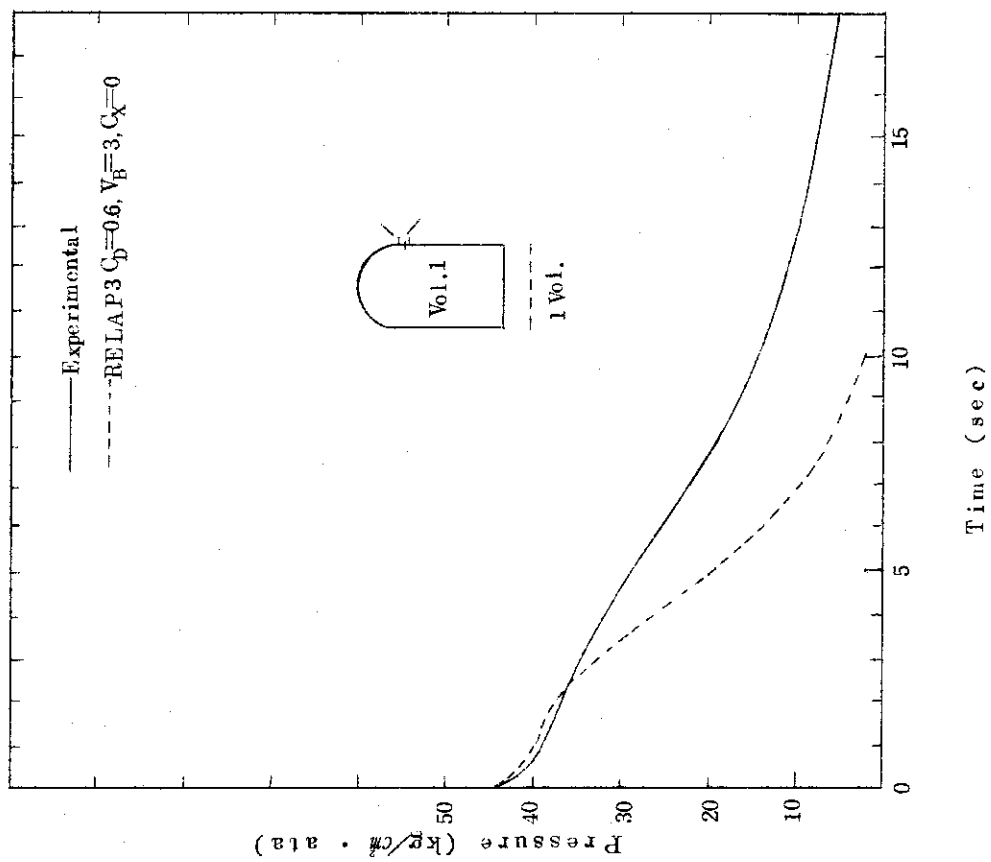


Fig. 3.16 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in outlet side break of PWR loop.

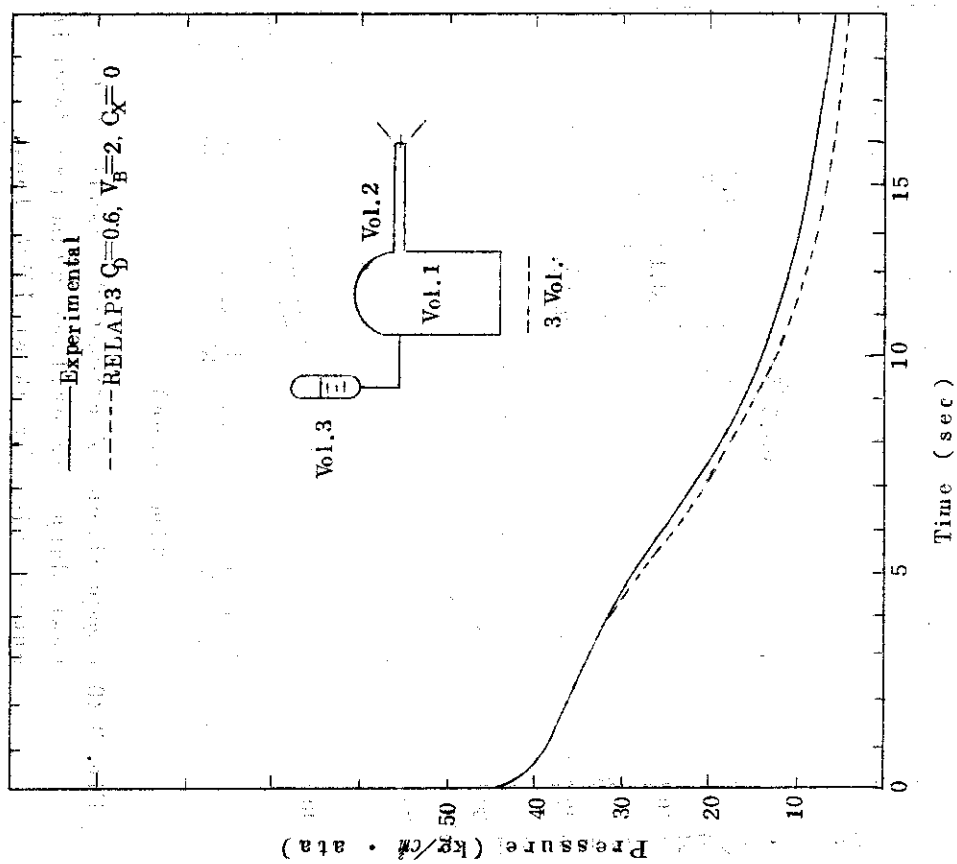


Fig. 3.18 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in outlet side break of PWR loop.

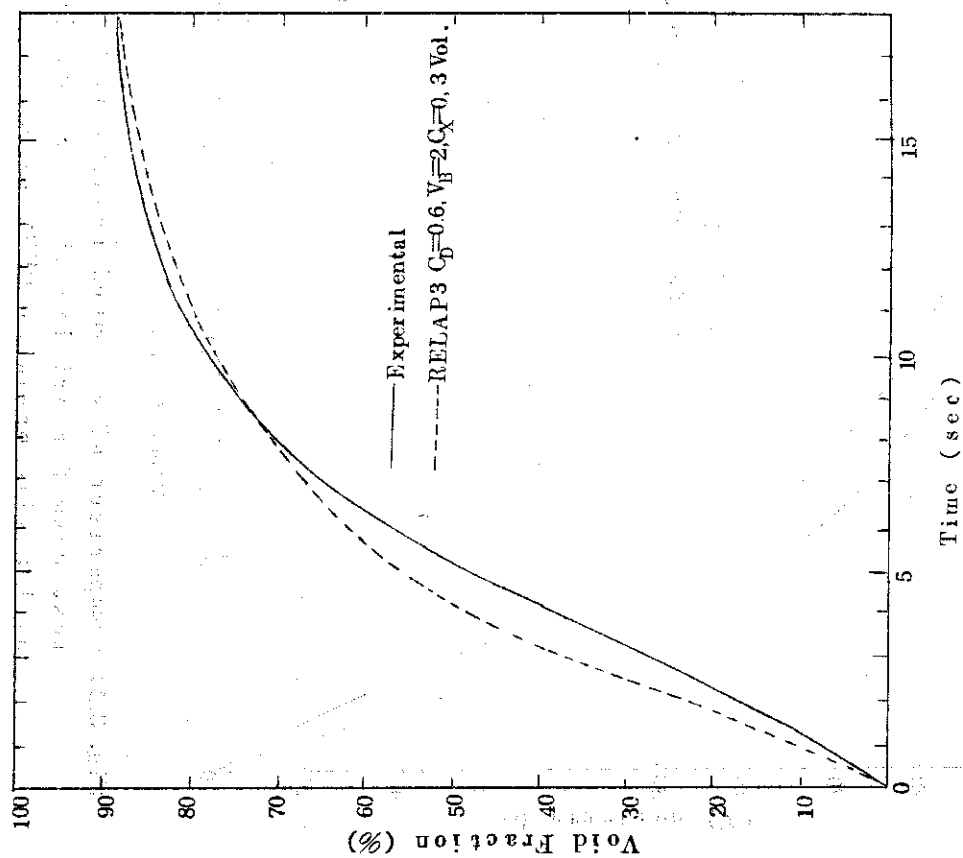


Fig. 3.19 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in outlet side break of PWR loop.

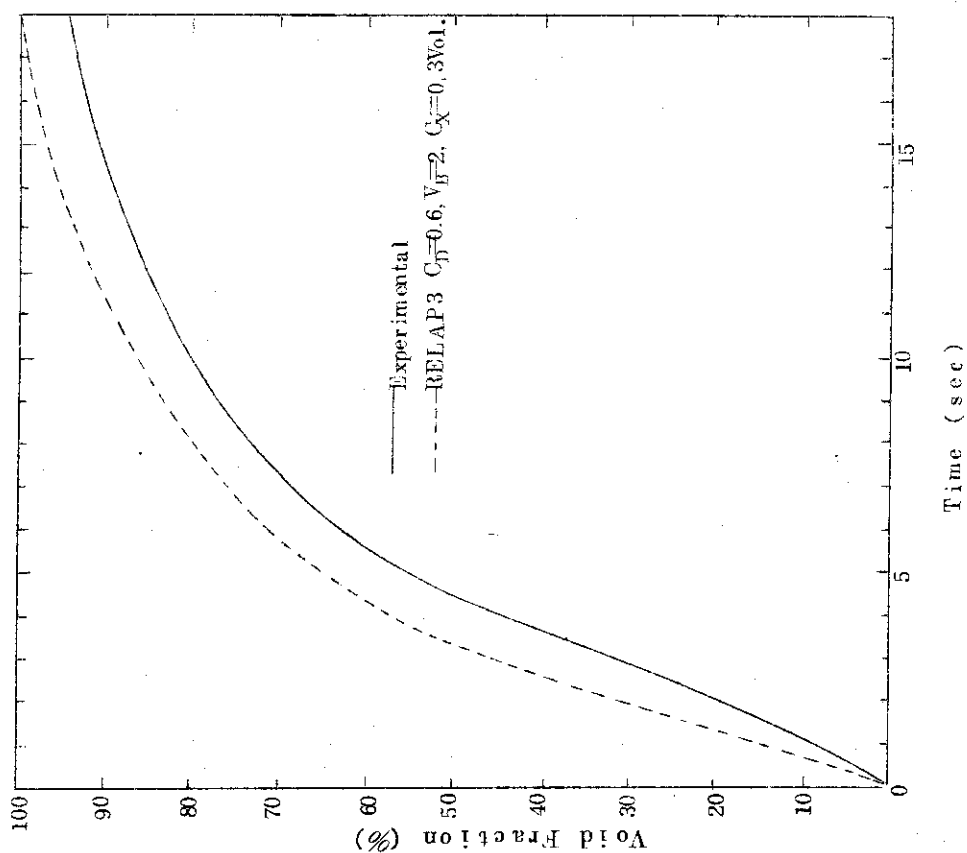


Fig. 3.21 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in outlet side break of PWR loop.

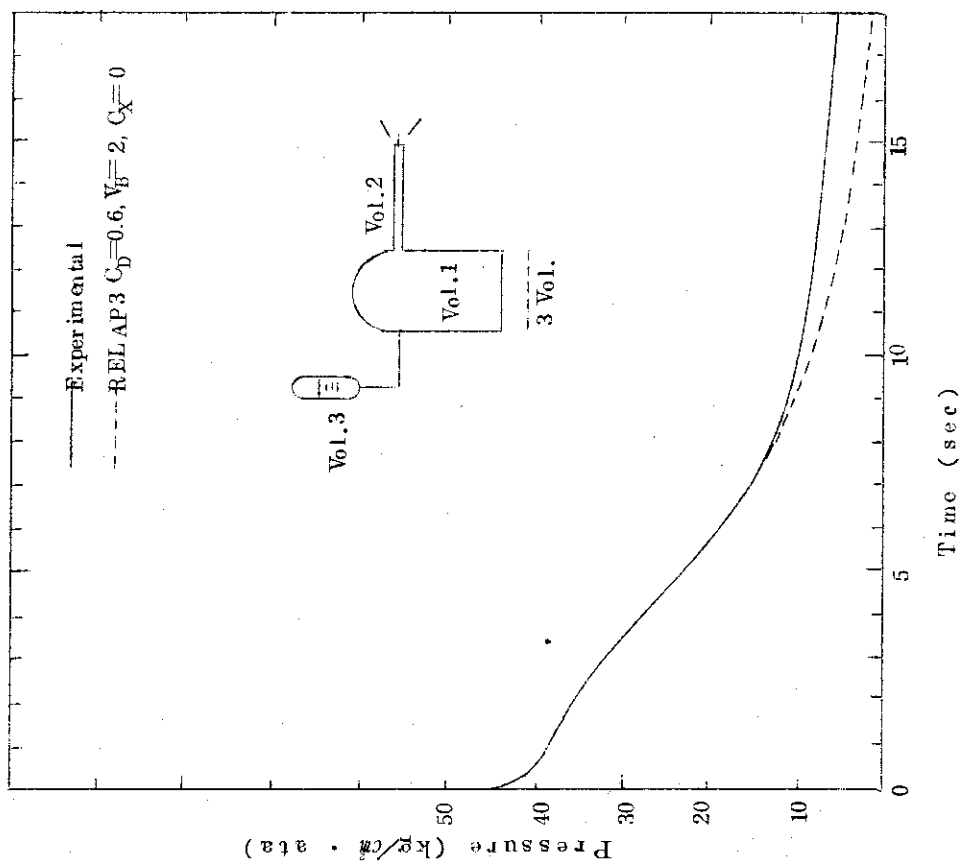


Fig. 3.20 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in outlet side break of PWR loop.

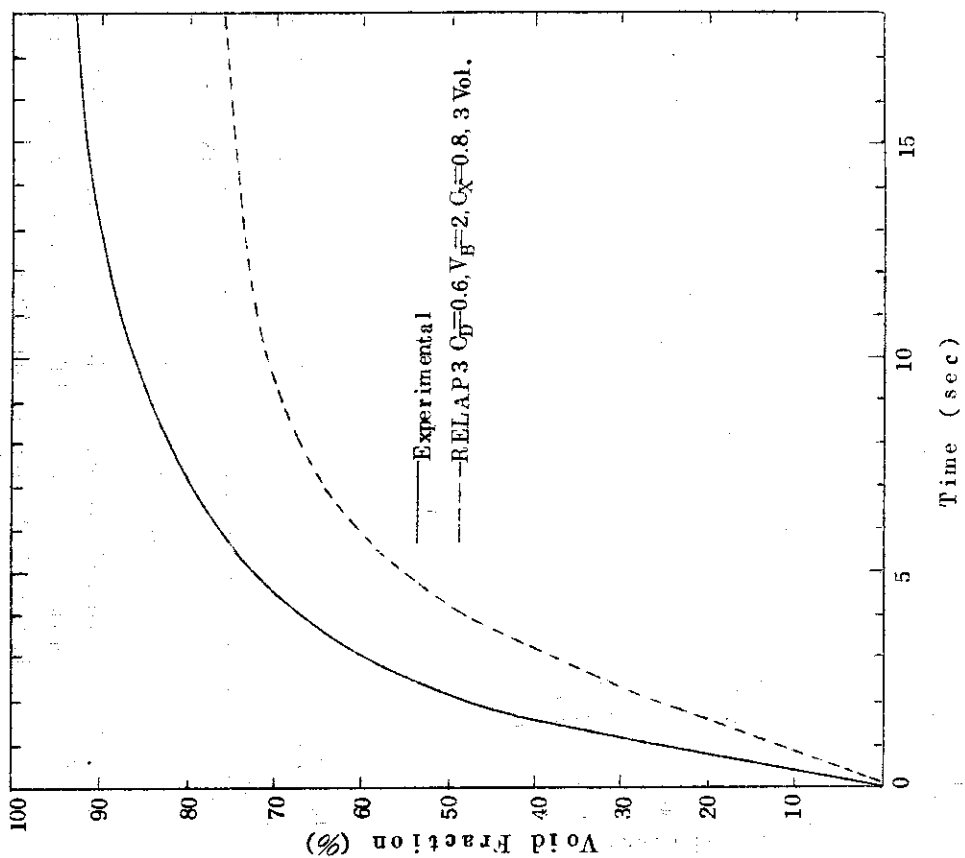


Fig. 3.22 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in inlet side break of PWR loop.

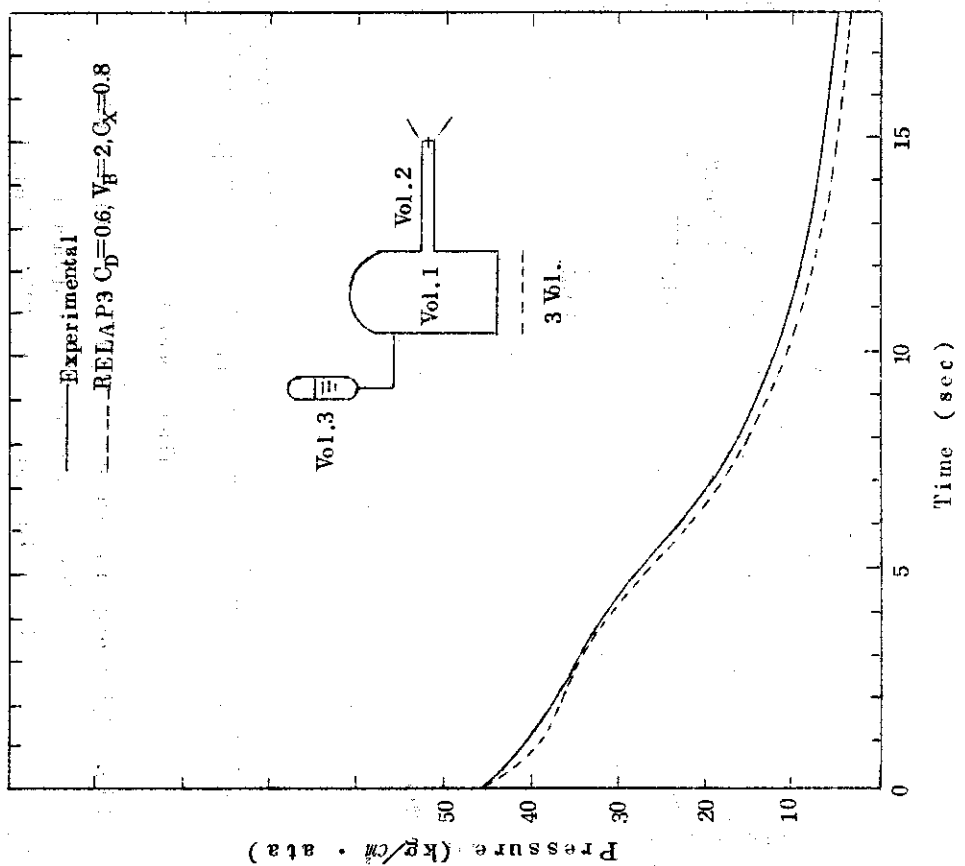


Fig. 3.23 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in inlet side break of PWR loop.

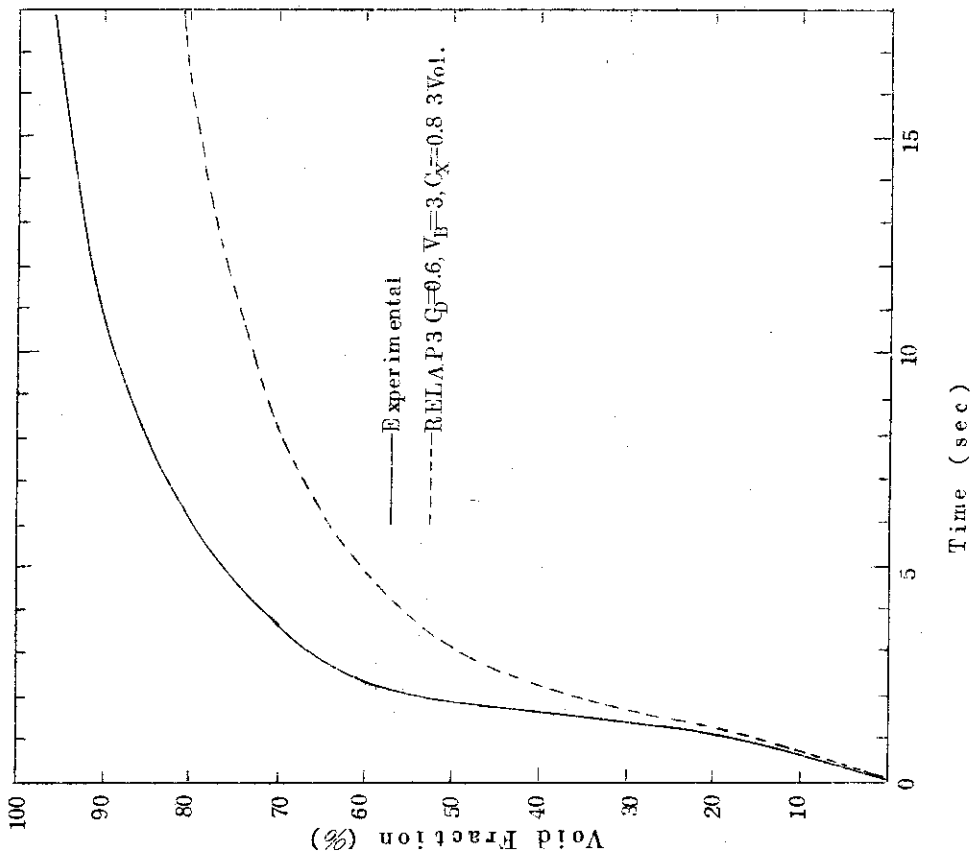


Fig. 3.25 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in inlet side break of PWR loop.

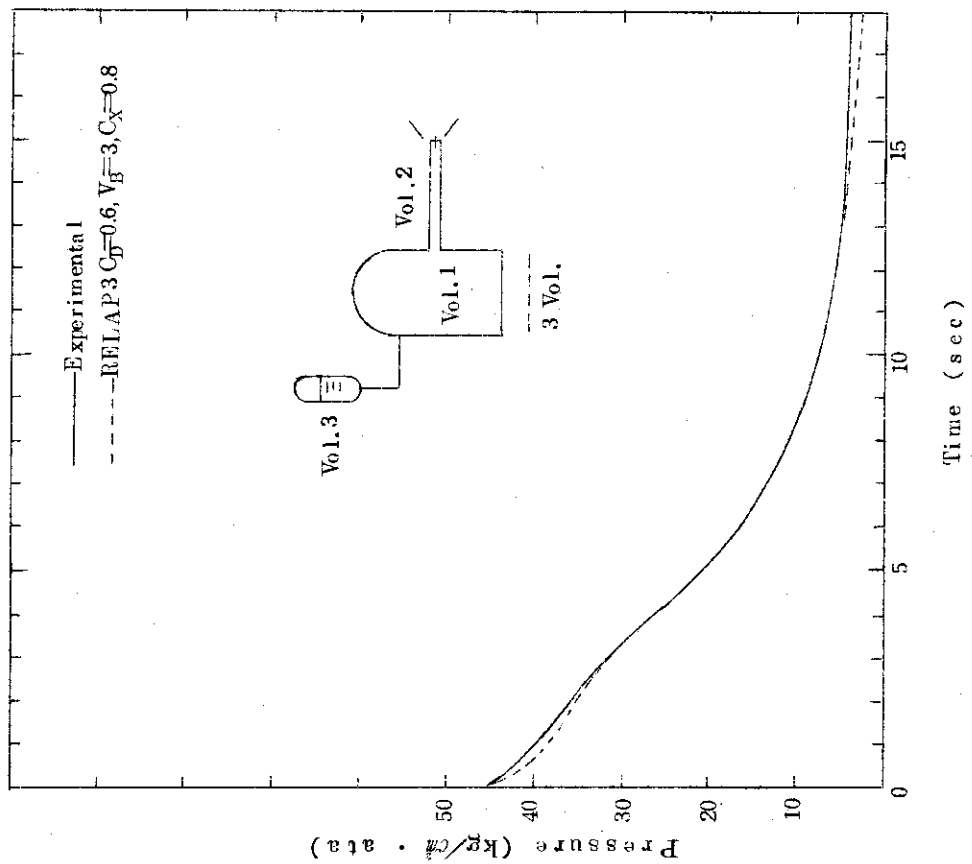


Fig. 3.24 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in inlet side break of PWR loop.

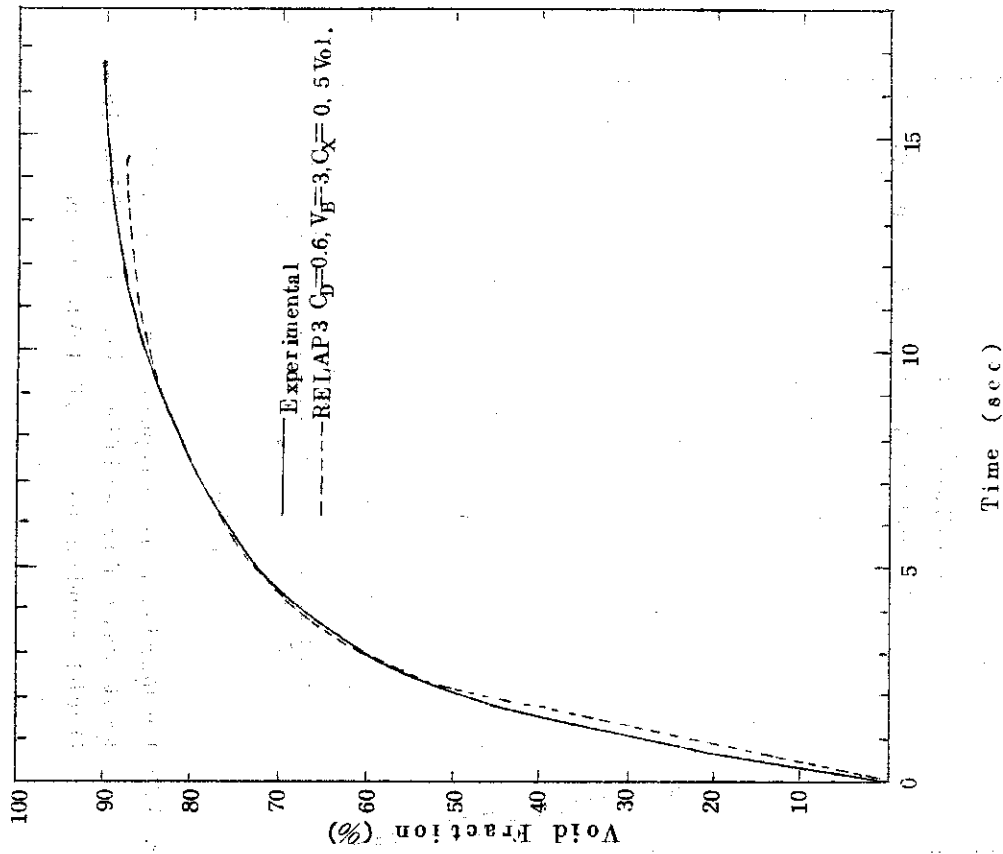


Fig. 3.27 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in Double-ended break of PWR loop.

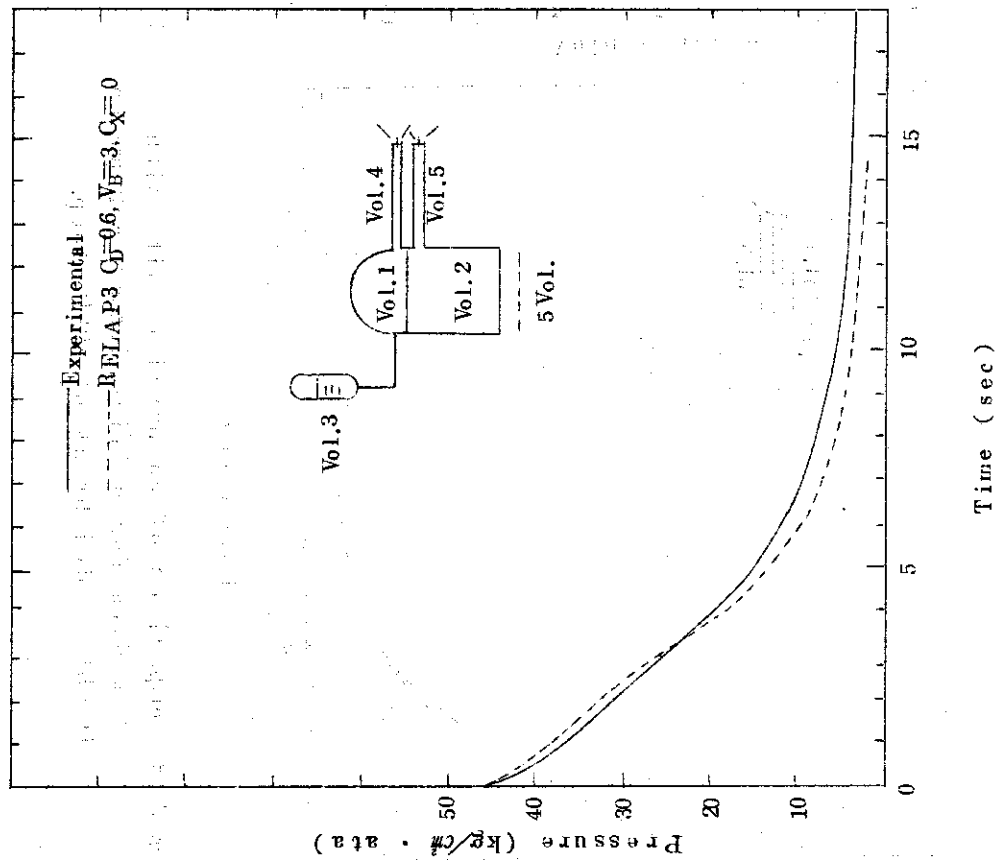


Fig. 3.26 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 20mm in Double-ended break of PWR loop.

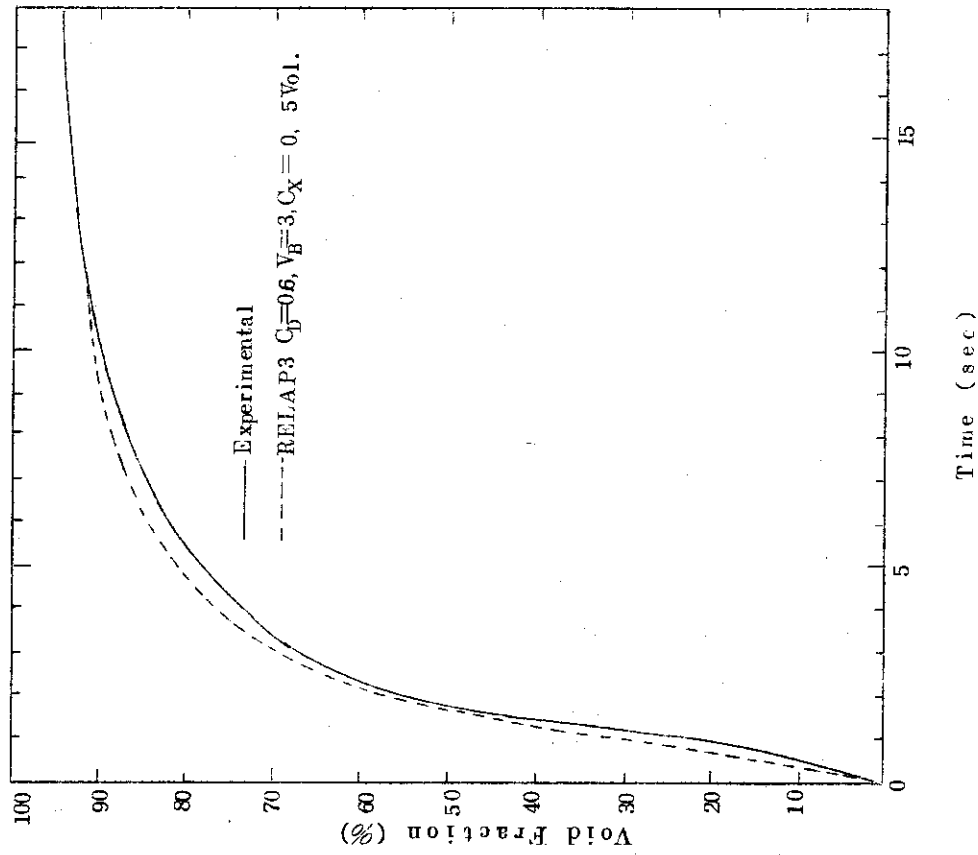


Fig. 3.29 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in Double-ended break of PWR loop.

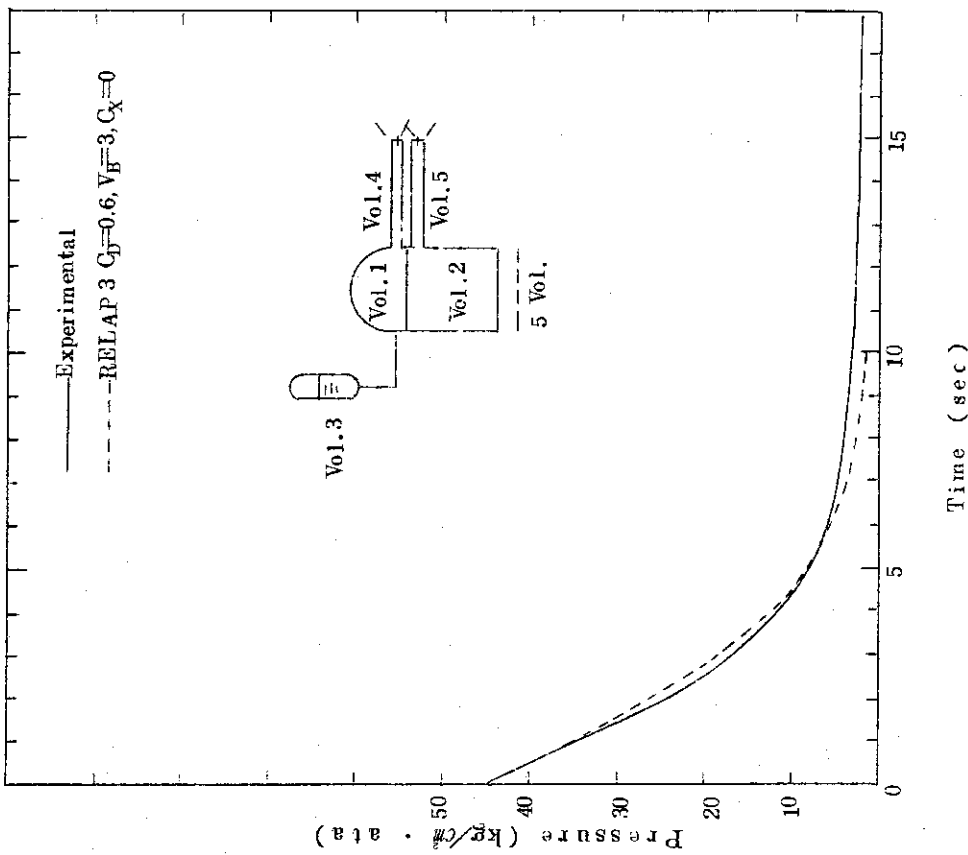


Fig. 3.28 Comparison of computed results with test data for orifice diameter 25mm in Double-ended break of PWR loop.

Table 3.1 Description of experiment

	BWR (Boiling water loop)		PWR (Pressurized water loop)		
Break location	Steam line	recirculation line	outlet line	Inlet line	Double-ended
Experimental Parameters	<u>Initial Coolant Condition</u>		<u>Initial coolant condition</u>		
	Pressure : 50 (Kg/cm ² ·ata)		Pressure : 45 (Kg/cm ² ·ata)		
	Temperature : about 264 (°C)		Temperature : about 250 (°C)		
	<u>Orifice diameter* (mmφ)</u>		<u>Orifice diameter* (mmφ)</u>		
	10, 15, 20, 25, 30, 35		10, 20, 25, 35		
	<u>Heater</u>		<u>Heater</u>		
	turn off		turn off		
	<u>recirculation pump</u>		<u>recirculation pump</u>		
	turn off		turn off		
Experimental Values	Pressure in pressure vessel, Vapor volume ratio (Void : %)				

<u>Break location</u>	<u>BWR loop</u>	<u>PWR loop</u>
	steamline : see V ₁ in Fig.1	Outlet line : See V ₃ in Fig.2
	recirculation line : see V ₂ in Fig.1	Inlet line : See V ₄ in Fig.2
* Simulated rupture holes		Double-ended : See V ₃ V ₄ in Fig.2

Table 3.2 Discharge Coefficient for RELAP-3 (BWR)

Orifice dia. (mm)	Break location	Steam line	recirculation line
	10		0.6
15		0.6	0.8
20		0.6	0.8
25		0.6	0.8
30		0.6	0.8
35		0.6	0.8

Table 3.3 Friction coefficient (BWR)

	steam line		recirculation line	
	K ₁₂	K ₂₃	K ₁₂	K ₁₃
10	30	27	30	29
15	30	27	30	29
20	30	27	30	29
25	20	20	30	19
30	/	/	30	13
35	20	15	/	/

Table 3.4 Discharge Coefficient for RELAP-3 (PWR)

Orifice dia. (mm)	Break location	Outlet side	Inlet side	Double-ended
	10		0.6	0.6
20		0.6	0.6	0.6
25		0.6	0.6	0.6
30		0.6	0.6	0.6

Table 3.5 Friction coefficient (PWR)

mm	Inlet		Outlet		Double-ended			
	K ₁₂	K ₃₁	K ₁₂	K ₃₁	K ₃₁	K ₁₄	K ₁₂	K ₂₅
10	40	1.4	40	1.4	1.4	40	30	40
20	40	1.4	40	1.4	1.4	40	30	30
25	30	1.4	30	1.4	1.4	30	30	30
35	20	1.4	20	1.4	1.4	20	30	20

4. 日本造船研究協会NSR-6実験の解析²⁷⁾

日本造船研究協会NSR-6実験は、船用格納容器の設計上の問題点を実験的に究明するために、昭和44年度の科学技術庁の委託研究として実施されたものである。船用原子炉として重要な条件の一つは、小型でかつ軽量であることである。また、一次系破断事故を想定した場合に、一次系から流出した高温高压水によってもたらされる格納容器内の圧力上昇を抑制し、かつ放射性物質の外部への拡散を防止する機能を持った格納容器の開発研究が必要である。一方、陸上原子力発電プラントでは、すでに広く圧力抑制格納容器が実用化されているが、この方式を船用に応用した場合には、上に述べた小型軽量化の問題および船用炉特有の船体運動の問題などがあり、これら新たな問題について十分に評価する必要がある。このような問題点を究明するために、日本造船研究協会では1) 空気を含む蒸気の水中における凝縮過程、2) 船体姿勢が凝縮過程に与える影響、3) 密閉容器内の空気中への加圧水の流出時に周辺機器に与える衝撃圧力、4) 密閉容器内の水中への加圧水の流出時に周辺機器に与える衝撃圧力、などのテーマを採り上げNSR-6実験研究を行なった。上記の研究課題は直接ブローダウン実験を主眼としたものではないが、第3の項目は事実上密閉格納容器への加圧飽和水のブローダウン実験であり、実験解析の対象として活用できるものである。

本専門部会の活動の一つに、一次冷却系破断事故に伴い格納容器内に流出する高温水によって生じる格納容器の過渡状態を解析する計算コードCONTEMPT²⁹⁾およびCONTEMPT-PSの整備を担当しているグループがある。このグループの整備作業の一環としてNSR-6の実験を採り上げ、CONTEMPTコードによる実験解析を計画したが、CONTEMPTコードには圧力容器から放出される冷却材の流出流量およびエンタルピの時間変化の正確なデータが必要で、本実験においてはこれらのデータが直接に測定されていないために、得られている他の情報からこれら流出流量およびそのエンタルピを求める必要が生じた。これを受けてPELAP-3コード整備グループでは、NSR-6実験に関するブローダウン挙動解析を行ない、ブローダウン時の流出流量およびそのエンタルピを求め、CONTEMPTコードの入力データとして提供した。これらのデータを使用して行なったCONTEMPTの解析結果はすでに報告書²⁸⁾にまとめて発表されているが、格納容器の圧力変化はきわめて実験値と良く照合されており、RELAP-3による流出流量およびエンタルピの計算結果の妥当性を示していると云えよう。ここでは、NSR-6実験に関するRELAP-3によるブローダウン挙動解析の結果について検討を加える。

4.1 実験装置の概要

NSR-6実験に用いた実験装置は、Fig. 4.3に示すように、圧力容器、格納容器および配管類から構成されている。圧力容器は設計圧力 $100 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ であり、高さ約1.3 m、内径約0.75 m、実容積約 0.443 m^3 の鋼鉄製容器である。圧力容器の外表面は保温材で覆われており、また、内部には2.5 KWの電気ヒータを内蔵している(Fig. 4.1)。一方、格納容器は設計圧力 $10 \text{ kg/cm}^2 \text{ g}$ であり、高さ約4.5 m、内径約1.5 m、内容積 7.1 m^3 の鋼鉄製容器で

ある (Fig. 4.2)。吸出した口には 2 枚のラプチャーディスクを変えることによって口径を $1/2$, 1, $1 1/2$ インチに設定することができる。この実験で測定されたのは、圧力容器内の温度 (CA 熱電対), 圧力 (抵抗線歪検出型圧力変換器) および水位 (ダイヤフラム平衡式電流変換型差圧伝送器) である。その他に吸出し口部の圧力および格納容器内部の温度および圧力が測定されている。

実験は破断前の圧力容器内の基準圧力を 50, 70 および 90 kg/cm²g に設定し、かつ圧力容器内の初期水量を 0.3 m³ とした状態から行なわれた。一方、格納容器に関しては、圧力および温度はそれぞれ大気圧および常温の状態に設定された。Fig. 4.3 は実験装置のフローシートを示した図であるが、図に示すように、圧力容器内部に設けられたシース・ヒータにより自己加圧を行ない、その後格納容器内部を大気と遮断してラプチャーディスクを破断させ、飽和水を流出させるといった手順により実験が行なわれた。

解析の対象とした実験は RUN 20 の初期圧力 70 kg/cm²g, 破断口径 1.5 インチのものである。入力データを作成するにあたり、実験体系を Fig. 4.4 に示すように 2 領域区分とし、圧力容器および圧力容器から格納容器に到る配管系の一部をそれぞれボリューム 1 およびボリューム 2 とした。圧力容器については、Fig. 4.1 に示したように、上下部分が半球形状のためこれらを等体積および等高さになるように置換してボリューム 1 の体積とした。また、ボリューム 2 は配管系に含まれる冷却水の質量およびエネルギーが圧力容器内部のそれと比較してきわめて小さいもので、ブローダウン挙動に与える影響が無視し得ること、および計算時間の制約から水平配管部分の体積を圧力容器側に附加し、破断口部立上り配管のみの体積*を考慮した。ただし、圧力容器から破断口部に到る配管および弁については、抵抗係数を以下に示すような方法により充分に考慮して算出し、また、格納容器に関しては以下に述べる理由によりこの解析ではボリュームとして考慮していない。すなわち、Fig. 4.4 に示すように、この実験では圧力容器の圧力と格納容器の圧力とがほぼ等しくなる時刻は破断後約 35 秒である。したがって、この時刻近傍までは、流出流量が臨界流を形成していると考えられ、背圧となる格納容器の圧力には無関係に流出流量が決められることになり、格納容器の圧力上昇がブローダウン挙動に及ぼす影響がきわめて少ないと考えられる。

さて、この解析で最も重要な入力データの 1 つは、両ボリュームを接続する配管および弁類の抵抗係数である。すなわち、両ボリューム間には、圧力容器より接続配管に至る断面縮小抵抗、ストップ弁の抵抗、接続配管の摩擦抵抗および破断口に至る曲り配管の抵抗などがあり、これらを各々について詳細に評価しなければならない。ここでは第 3 章で使用した (4), (5) 式を適用し、Table 4.1 に示した等価配管長さをを用いて抵抗係数 K の値を求めた。これより得られた K の値は $K \approx 1.4$ である。

次に、抵抗係数と同様に計算結果に影響を及ぼす入力データとして、気泡離脱速度 V_B , 気泡分布係数 C_X および放出係数 C_D がある。この解析では C_X および V_B を LOFT などで一般的に用いられている $C_X = 0.8$ および $V_B = 3 \text{ ft/sec}$ を基準として用い、これらパラメータを 2 ~ 3 変えてブローダウン挙動に及ぼす影響について検討を加えた。なお、放出係数 C_D に

* RELAP-3 のモデルでは破断口と流路の両方を考慮に入れる場合にはボリュームをとらなければならない。

については $C_D=0.6$ とした。

Table 4.1 等価配管長さ

圧力損失項目	等価配管長さ(m)	ξ (30)
1. 断面縮小(圧力容器→接続配管)	0.25	0.1
2. ストップ弁	15.0	~6.0
3. 摩擦抵抗	1.5	—
4. 曲り	2.7	1.1
5. 断面縮小(接続配管→破断口)	5.0	~2.0
合計	24.5(81ft)	

4.2 解析結果の検討

すでに入力データの説明で述べたように、この解析で最も重要な入力データである抵抗係数 K について、4.3で求めた値の妥当性を調べるために K の値をパラメータとして計算した結果を Fig. 4.5 に示す。Fig. 4.5 は圧力容器の圧力の時間変化を実験値と計算値と対比して示した図である。この図で見られるように、実験値にきわめて良い一致が得られているのは抵抗係数 $K=1.2$ とした場合で、この値は 4.3で求めた $K=1.4$ に近い値である。この図には、 K の値を大巾に変化させた計算結果も同様に対比させて示してあるが、圧力変化そのものが実験値から大きく相違していることが判る。ここで圧力変化について簡単な説明を加える。Fig. 4.5 に示された圧力の時間変化で顕著な特徴は、ROSAの実験で見られたものと同様な変曲点(肩)が明確に見られることである。この点については、すでに ROSA の実験解析の所でも述べたように、圧力容器内の蒸気混合体の液面が接続配管の位置に達し、圧力容器からの流出がクオリティの高い蒸気流出に変化したことを示すものである。したがって、時刻約 1.0 秒までの圧力は比較的ゆるやかな減圧であるのに対して、この時刻以降はきわめて急激な減圧過程となっている。

ここでもう一度抵抗係数について述べる。前にも述べたように、4.1で導いた値は RELAP-3 の計算結果を通して、きわめて妥当な値であることが証明されたが、実際に導出された値は $K=1.4$ であり、実験値に最も適合した計算値は $K=1.2$ で、この間には若干の相違がみられる。しかしながら、圧力容器からの流量は、この抵抗係数のほかに放出係数 C_D ($C_D=0.6$) にも大きく支配されることを考えなければならない。ことにこの実験装置では破断口に到る配管が同口径であり、RELAP-3 のモデル化においては破断口部分にボリュームをとったものの、実際上は配管系のいずれの部分においても流体の状態量は大きな相違がないと考えて差しつかえない。この点を考えると、放出係数そのものも流出流量の抑制に関して抵抗係数と等価な意味をもっていると考えられる。ちなみに C_D を 0.5 にした場合には $K=1.4$ の場合が最も実験値に近い結果が得られている。両者の相違を考慮に入れて考えても、一般的な関係式を用いて算出した抵抗係数が充分妥当な結果を与えたということは、抵抗係数の評価が困難な大型プラントや複雑な配管系を有した実験装置に対する一つの指針を示すものと云える。

次に、計算結果に影響を及ぼす入力パラメータ C_X および V_B について、計算値と実験値と

の対比から考察を加える。Fig. 4.6 は C_X および V_B をパラメータにして計算した結果を実験値と比較して示した圧力変化の図である。この図の結果(1)と(2)から判るように、気泡離脱速度 V_B を大きくした場合 ($V_B = 3 \text{ ft/sec}$) には液面の低下が早く、したがって圧力曲線の肩が早い時刻に現われている。しかしながら、蒸気放出になった後の圧力低下の割合は、この場合気泡離脱速度の違いによって大きな変化が見られない。

続いて気泡分布係数 C_X の影響について比較してみる。Fig. 4.6 の(2)と(3)は、 V_B を一定にして C_X を変化させた計算結果である。この場合、(1)と(2)の比較で見られたように肩の出る時刻の差が若干現われていることが判る。また、(3)は(2)の場合に比べて時刻約 10 秒までの圧力低下はやや急激であり、一方、この時刻以後の圧力低下はこれまでとは反対に(2)に比べてややゆるやかである。このことは、 $C_X = 0$ とした場合には気泡が液面下で均質に分布していることを意味しており、 $C_X = 0.8$ とした場合に比べて出口配管の高さにおけるクオリティを高く評価していることを示している。また、時刻約 10 秒以降、すなわち液面が流出配管の高さに達した後は、むしろ $C_X = 0.8$ とした場合の方が出口配管におけるクオリティを高く評価することになり、(3)に比べてやや圧力の低下は急速になっている。以上述べたように C_X の違いを詳細に吟味した場合には、圧力の変化に若干の相違が見られるものの全体的にはそれ程大きな影響を与える因子ではないことが判る。

これまででは主として圧力変化について検討を加えてきたが、ここでは圧力変化に関連する液面の時間変化について考察する。Fig. 4.7 は放出開始後の液面の時間変化を実験値と対比させて示した図である。この図に示した実験値は、差圧計の測定結果にもとづいて算出した液面位置であるが、ブローダウン挙動時における差圧計の読みはかなり振動しており、その意味でこの実験値は平均的な液面の高さを示したものと云える。以上の点を考慮に入れて Fig. 4.7 の実験値と計算結果とを比較してみると、両者は比較的よく一致していることが判る。ことに出口配管の高さまで液面が降下する時刻は両者ともに時刻約 10 秒で、この時刻は圧力変化において肩の部分が現われる時刻と一致しており、圧力変化と液面の変化が互いに密接な関係にあることを示していると云えよう。

Fig. 4.7 には圧力変化で述べた C_X および V_B の影響について比較できるように3つのケースを示した。この図で明白なように、圧力変化に対しては顕著な影響を及ぼさなかったこれらパラメータが液面の変化に対してはやや影響を与えていることが判る。すなわち、肩が現われる時刻以後においては V_B が大きくなるほど実験値の傾向に近づいている。一方、液面の挙動に対する C_X の影響は、時刻約 10 秒から後の液面の降下が V_B の大きさに比例して下っていることから判断して、ほとんどないと判断して差し支えないであろう。

最後に、本解析において求められた流出流量およびそのエンタルピの時間変化を Fig. 4.8 に示す。この場合流出流量は、破断直後に急激に立上り約 15 kg/sec に達するが、その後液面が接続配管の高さに達するまで徐々に減少している。時刻約 10 秒において液面が接続配管の高さに達した後は蒸気流に変わり、質量流量は急激に減少している。これに対応して流出流体のエンタルピは、時刻約 10 秒を境に大きく変化していることが判る。これらの結果は、すでに考察を加えた圧力および液面の実験値と計算値との照合からほぼ妥当な結果を示していると考えられる。なお、本計算結果を用いて行なった CONTEMPT による格納容器の圧力・温度

挙動はきわめて実験値とよく照合したことを考えると、この面からも RELAP-3 の結果の妥当性が裏付けされたものと考えて差しつかえない。

4.3 結 論

以上、NSR-6 実験の解析結果について、主として圧力および液面の挙動を実験値との照合を通して検討を加えた。これら検討結果をもとに結論を導くと以下のようになる。

(1) 本ブローダウン挙動に及ぼす抵抗係数の影響はきわめて大きく、放出係数と同様に流出流量の大きさを決める重要な因子となっている。一般的な方法によって求めた抵抗係数の妥当性が、この解析において検討されたことは、実測値のない実験装置およびプラントの抵抗係数を決める上で一つの指針を示すものと云えよう。

(2) 気泡離脱速度 V_B および気泡分布係数 C_X のブローダウン挙動全体に及ぼす影響は、この場合それほど顕著なものではなかった。しかしながら、気泡離脱速度 V_B を零とした均質モデルで解析した結果では、圧力の変曲点が現われず実験値との照合は大巾に相違した。このことから RELAP-3 のセパレーション・モデルは液面の挙動を模擬する方法として効果的であることが判明した。

(3) 入力パラメータ C_D , C_X および V_B に関しては、ここでも LOFT の実験解析などで一般的に用いられている値 ($C_D=0.6$, $C_X=0.8$, $V_B=3 \text{ ft/sec}$) を使用したが、これらの値を用いた計算値はおおむね実験値との照合が良く、いずれも一般性をもった数値であるということが出来る。

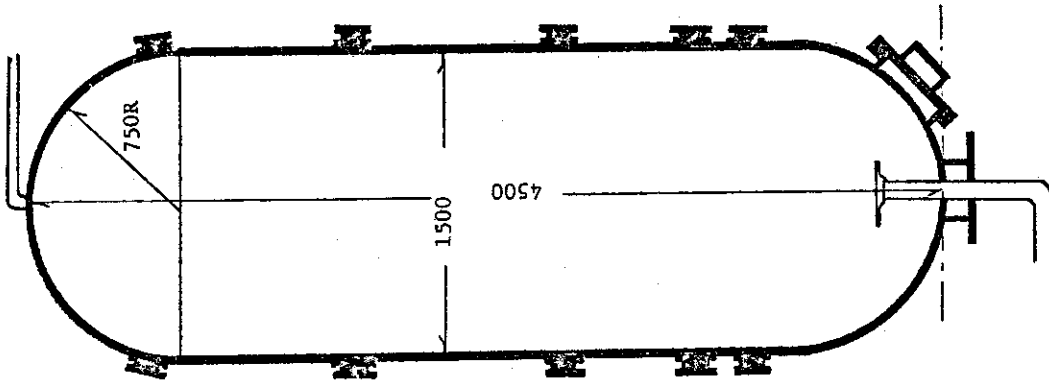


Fig. 4.2 Containment

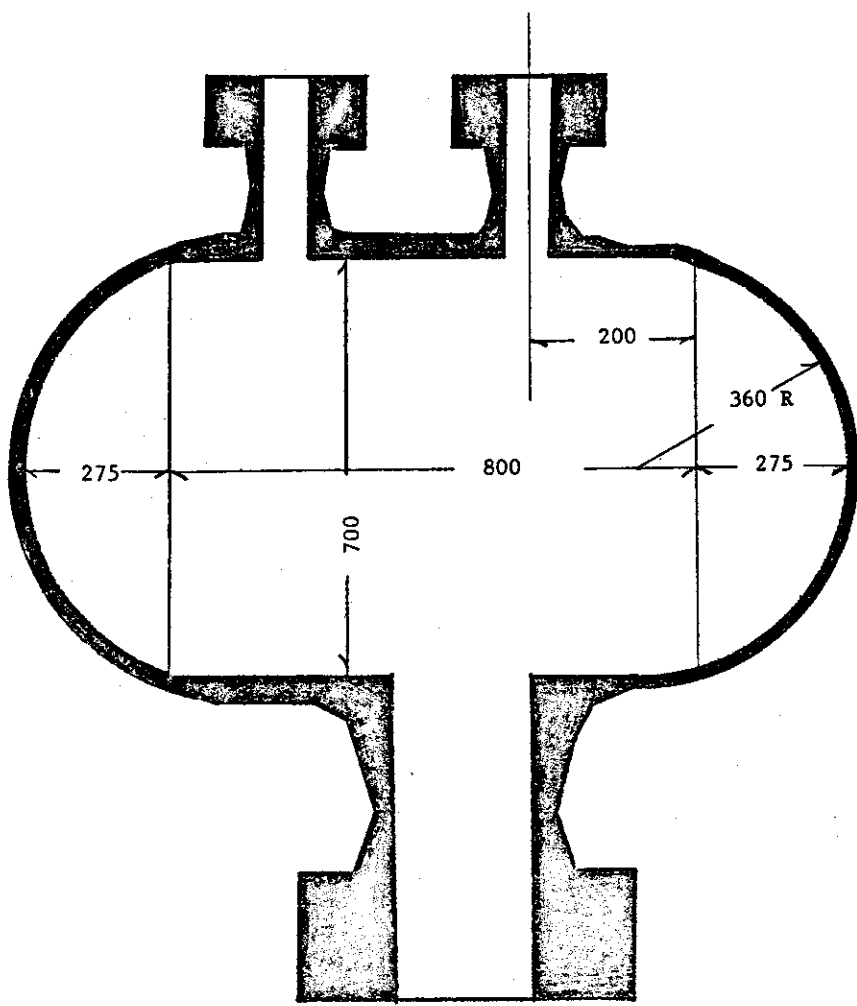


Fig. 4.1 Pressure vessel

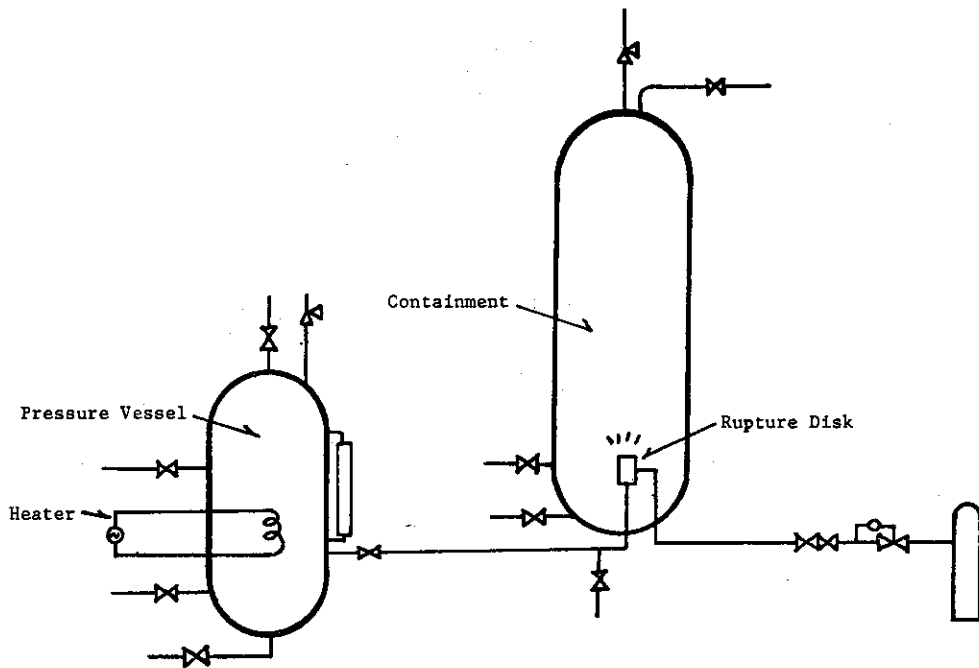


Fig. 4.3 Flowchart of experimental system

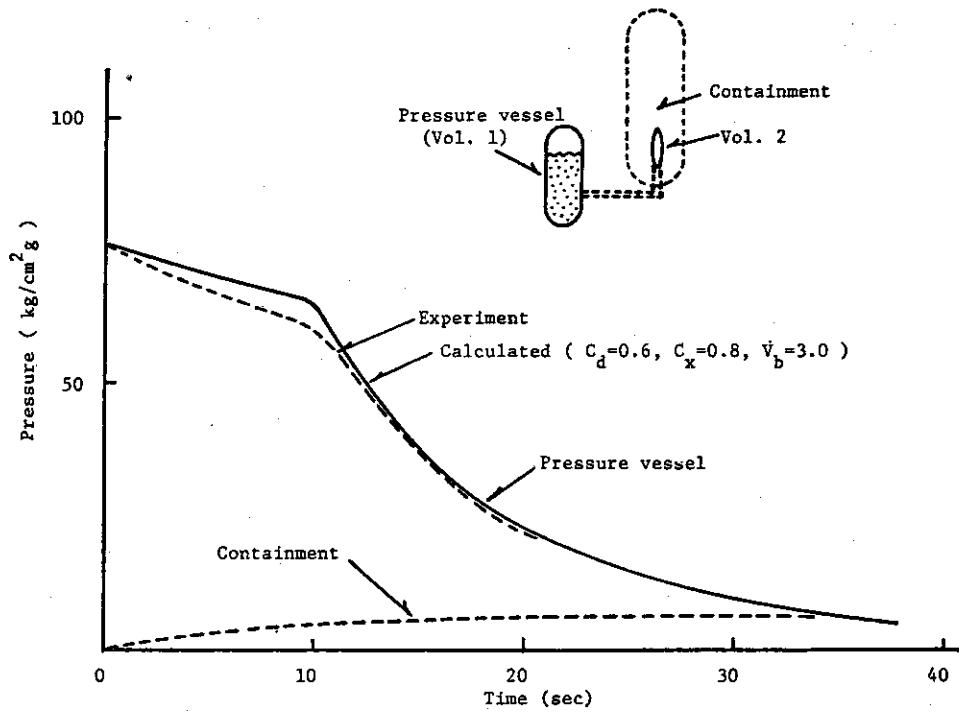


Fig. 4.4 Comparison of experimental and RELAP-3 calculated pressure at pressure vessel

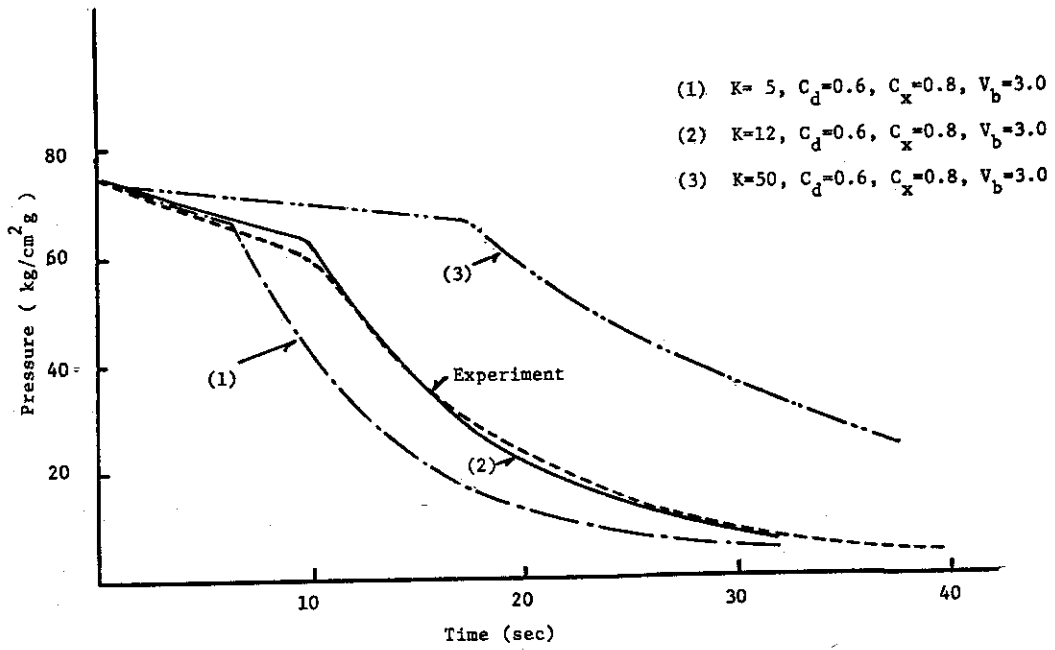


Fig. 4.5 RELAP-3 and experimental pressure history comparison at pressure vessel

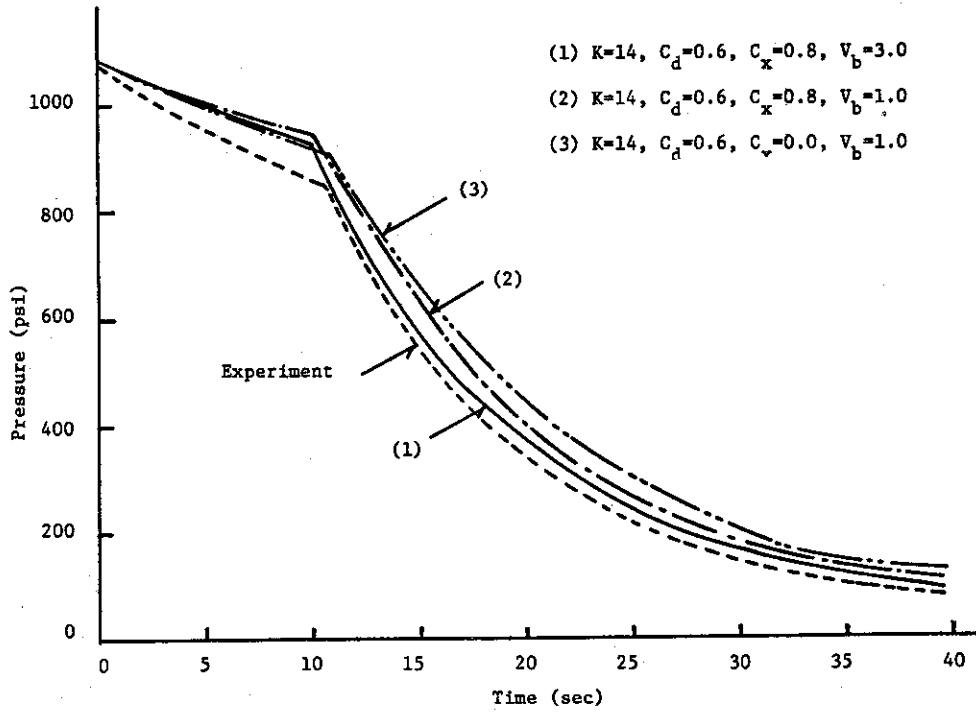


Fig. 4.6 Effect of bubble gradient parameter and bubble velocity on pressure history

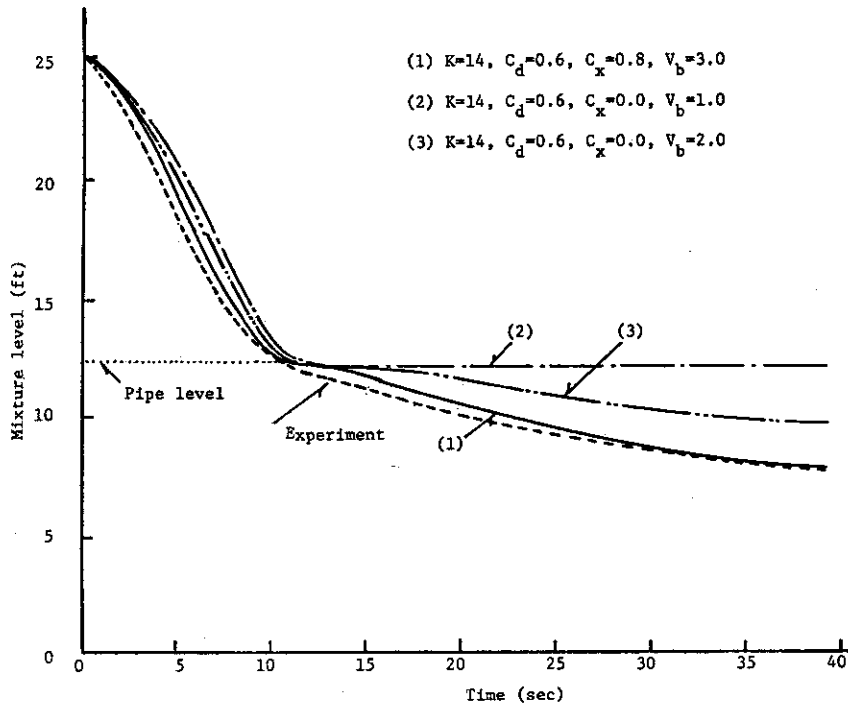


Fig. 4.7 Effect of bubble gradient parameter and bubble velocity on mixture level

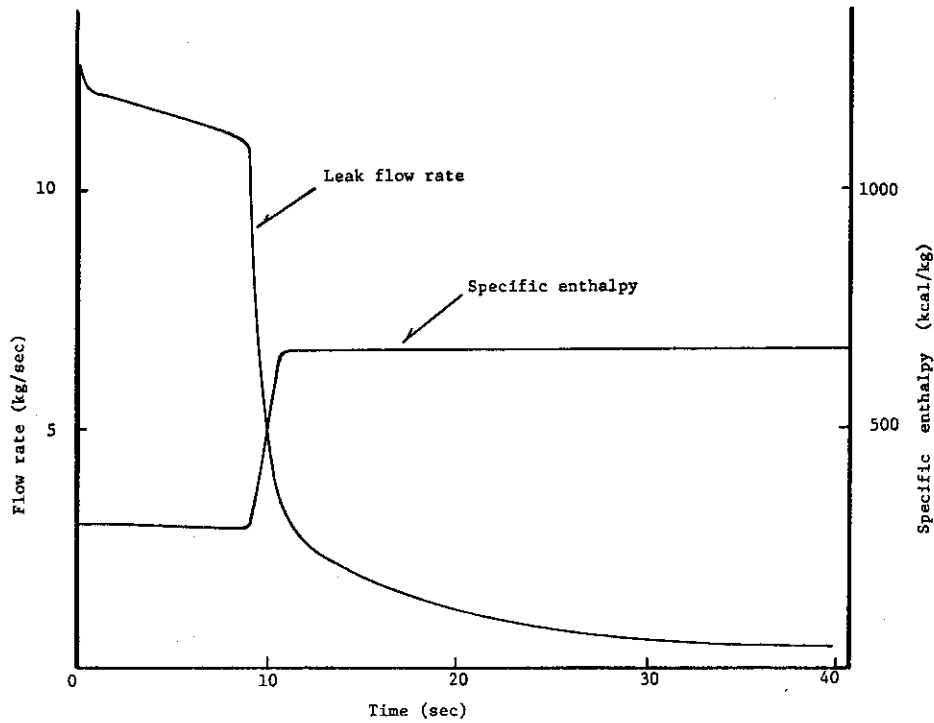


Fig. 4.8 Calculated leak flow rate and specific enthalpy by RELAP-3

5. BATTELLE実験の解析

西独BATTELLE研究所において、連邦教育科学省の委託により1967年から1971年4月まで“軽水冷却原子炉の減圧過程における熱水力学的事象の研究”に関する実験が実施された。これは大別して3部に分かれており、その第1部では内径0.15m、高さ0.65m、最大初期圧力45気圧のガラス製圧力容器を用いたブローダウン実験が行なわれた。この実験では減圧過程における圧力容器内部および流出ノズルの気水混合体の様相が高速フィルム撮影によって現象学的に、また圧力と温度の測定によって定量的に調査された。第2部では内径0.77m、高さ3.8m、最大初期圧力70気圧の鋼鉄製圧力容器を用いて、沸騰水型原子炉の主蒸気管破断の模擬実験が実施された。この実験に関しては本ワーキング・グループによりRELAP-2を用いた実験解析が行なわれ、すでに報告書¹²⁾にまとめられている。

第3部では内部構造物のない内径0.77m、高さ1.2mの鋼鉄製圧力容器を用いてPWRおよびBWRの冷却材喪失事故を想定した実験³¹⁾が行なわれた。このうちBWRの実験の場合には、初期圧力を70気圧に、また冷却材の初期温度を飽和温度285℃に設定したのち、初期水位、容器内の冷却材の温度分布、破断口径などを变化させた実験が行なわれた。また、PWRの実験の場合には、初期圧力を140気圧に、また破断口近傍の飽和圧力が約77気圧になるように初期温度を設定したのち温度分布を変えた2回の実験が行なわれた。以上のような初期条件のもとに、この実験では主として、1)圧力容器および破断口ノズル内の静圧力および温度、2)破断口高さにおける水平方向衝撃力、3)重量測定による流出流量の時間変化、などの測定が行なわれた。

この章では上記の第3部の実験からPWRに関する実験を解析の対象として選び、前述の第2、3章では直接実験値と照合することができなかつた流出流量の時間変化に関する実験値と計算値との照合を中心に検討を加えた。また、ここでは解析の対象を初期温度分布が異なっている以外は実験条件が全く同じ実験を選び、初期温度分布の相違が圧力や流出流量にどのような相違をもたらすかについて検討した。

5.1 実験装置の概要

第3部の実験で使用された圧力容器は、第2部で使用した圧力容器が中間部分で損傷したために、この損傷部分を除去して新しい中間胴体部を挿入することによって長さ約1.2mにしたものである。したがって、高さに関しては実験炉の圧力容器に匹敵するものである。Fig. 5.1に示すように、この圧力容器は内径0.77m、高さ1.2mで、設計圧力160気圧、設計温度300℃である。Fig. 5.1に示されているように、圧力容器には水平方向にAからGまでの記号で表わされているノズルが設けられており、このうちAからGまでの1で示されているノズルが破断口用ノズルとして使用することができ、その他のノズルは計測用ノズルとして使用することができる。

この実験装置の最も特徴的な点は、ブローダウン実験において減圧過程の現象を究明する上で極めて重要な情報である流出流量を測定するために、圧力容器そのものを水平方向および垂

直方向に自由運動が可能ないようにコロ軸受で支持した点であろう。この測定方法では、Fig. 5.1 に示した破断口の反対側および圧力容器の下部に設けられた衝撃力測定器により求めた、水平方向衝撃力(K_H)および垂直方向衝撃力(K_V)を用いて重量流量を算出している。また、これらの他に図中に示した差圧計の測定値(ΔP_H)からも重量流量の時間変化を求めている。

この実験装置における破断口は、作動圧力70気圧までの実験に対しては外側に向けて湾曲したラブチャーディスクが、また70気圧以上の実験に対しては内側に向けて湾曲したラブチャーディスクが使用された。破断を行なわせるために、前者においては銃が、また、後者においてはひもが使用された。いずれの場合においても、内部の圧力によって極めて急速に、かつほぼ完全に破断口が開いたと報告されている。

5.2 解析結果の検討

Fig. 5.2 に実験10に対する圧力変化を実験値と対比して示す。この解析ではボリュームを圧力容器と出口配管とを合わせて2ボリュームの体系で計算した。また、放出係数 C_D を0.7、気泡離脱速度 V_B を3.0 ft/sec に設定したのち、気泡分布係数 C_X をパラメータにして解析し、その影響を調べた。この図に見られるように、ブローダウン開始後約5秒までの圧力変化は両者とも比較的良好に実験値と一致しているものの、その後は $C_X=1.0$ の方が圧力低下が急激で、一方 $C_X=0.0$ の場合には実験値をかなり上まわっていることが判る。次に、流出流量の時間変化を実験値と対比して示したのがFig. 5.3である。この図に示された●印および+印はそれぞれ K_V および K_H から求めた流出流量であり、これら2つの測定値を内挿して求めた値が実線である。これら実験値と計算値を比較すると、 $C_X=0.0$ とした場合には破断口位置における気泡の含有率を過小評価したためにブローダウン挙動時間を通して流出流量を多く見積っていることが判る。一方、 $C_X=1.0$ の場合では、前者とは逆に破断口位置の気泡含有率を過大評価し、その結果流出流量を小さく見積ったことを示している。以上、圧力と流出流量の時間変化を実験値と対比させて示したが、これらの結果から判るように、気泡分布係数 $C_X=1.0$ の場合には、圧力容器から放出される質量は少ないものの流体のもつエンタルピーが高いために圧力の低下は急激になっていることがわかる。一方、 $C_X=0.0$ の場合には放出される流体の質量は多いものの、流体のもつエンタルピーが低いために圧力の低下がゆるやかになっていることを示している。なお、ここで用いた圧力容器の初期温度はTable 5.1の測定値から体積平均して求めた平均温度である。

次に、気泡分布係数 C_X および放出係数 C_D を一定にして、気泡離脱速度 V_B をパラメータにして解析した結果について検討する。Fig. 5.4 は圧力容器の圧力変化を実験値と比較して示した図である。また、Fig. 5.4 に対応した計算ケースの流出流量の時間変化をFig. 5.5 に示す。さて、これらの結果から圧力変化は、 $V_B=1.0$ および $V_B=10.0$ のいずれの場合についても比較的良好に実験値に近づいていることが判る。しかしながら、流出流量について言えば、 $V_B=10.0$ の場合は実験値の傾向と大巾に異なっていることが判る。この理由は、気泡離脱速度を早くしたために、液面が急速に低下して行き、時刻約4秒においてすでに液面が破断口に達し、その後も急速に降下していったことを示している。以上の解析結果から明らかなように、圧力変化を実験値と比較するだけでは、流出流量あるいは残存水量を正確に評価しているとは

必ずしも云えない。さて、これまでRELAP-3の入力パラメータである C_X および V_B について、いくつかの計算ケースに基づいてその影響を調べたが、いずれの場合についても圧力と流出流量の両者が同時に実験値と一致するという結果には到らなかった。しかしながら、これら計算結果のうち C_X を0.8および V_B を1.0 ft/secとした場合は、圧力については比較的实验値に近く、かつ流出流量についても数値的には実験値をかなり上まわっているもの傾向としては比較的实验値に近い結果が得られている。

以上に述べたように、これまでの2ボリュームの解析では全体的にいて実験値との照合は必ずしも良いとは云えないが、この理由としては圧力容器内の初期温度の設定が適切でなかったということが考えられる。すなわち、2ボリュームの解析では圧力容器の初期温度として先にも述べたように体積平均した温度を用いた。しかしながら、Table 5.1にも示すように、実験10の場合には、破断口位置の280°Cと圧力容器下部の198°Cとの間にはおおよそ80°Cの温度差がある。一方、実験13の場合には、実験10に見られたほどの温度差はないが、それにしては中心部と下部の間には約30°Cの温度差がある。これらの温度差がブローダウン挙動にどのような影響を及ぼすことになるかを判断するために、実験10および実験13の圧力変化を比較してみる。これらの実験は初期の温度分布が相違している以外は全く同じ条件で行なわれたものである。Fig. 5.8にそれぞれの圧力変化を示すが、その傾向はかなり異なっていることが判る。すなわち、実験10の場合には、圧力は破断直後に約6.0気圧まで低下し、その後時間経過とともにややふくらみをもった形で減圧している。これに対して、実験13の場合には、サブクール減圧において約6.8気圧まで急速に低下したのち、ほぼ直線的に減圧している。両者の比較から判ることは、実験10では破断後比較的低クオリティの低い流出が起るために圧力の低下がゆるやかであり、後者では圧力容器全体の温度が高く、このために破断直後から比較的高クオリティの流出が起り、圧力の低下がやや急激であるということである。このことはブローダウン後期、すなわち時刻約7秒あたりからの両者の圧力変化を比べることによりさらに明確になる。すなわち、実験10においては、破断直後から低クオリティの流出、いかにいえば水の放出が続くために、圧力容器内の保有水量が減少し、そのためにブローダウン後期での圧力低下が急速になっていると共に、ブローダウン終了後の残存水量についても実験13の約1/4になっている。

以上の実験結果の考察から、圧力容器内の温度勾配が圧力および流出流量に及ぼす影響について明確にすることができたが、これを基にして次に温度勾配を考慮して解析した結果について説明を加える。

Fig. 5.6は初期温度分布を実験条件に近づけるために、圧力容器内を3ボリュームに分割し、破断口ノズル部分のボリュームを加えて4ボリュームで解析した場合の圧力変化を示した図である。この場合、ボリューム3については1ボリュームの計算で実験値に最もよく一致したケースのインプットパラメータ($C_X=0.8$, $V_B=1.0$)を用い、その他のボリュームについては均質モデルを適用した。この図に示されているように、4ボリュームによる圧力変化は実験値との間に若干差があるものの傾向はきわめてよく一致している。この場合の実験値との差は破断口近傍(ボリューム3)の飽和温度を実験に比べてやや低く与えすぎたためと考えられる。すなわち、破断口ノズル近傍の初期温度は、Table 5.1に示すように、 $T_{F2,1}=280^\circ\text{C}$

であるが、実際には T_{F3} (284°C) との平均値に近い温度と考える必要があったと思われる。ここで特に注目すべきことは、Fig. 5.7 に示した流出流量が2ボリューム計算の場合と異なって時刻約8秒まではきわめて実験値に近い結果を示しているという点である。しかしながら、その後の計算値は実験値に比較してやや急速に減少し、時刻約10秒では△印で示したように再び上昇しており、実験値と大巾に相違している。時刻約8秒から流出流量の計算値がやや急激に減少した理由は、この時刻において気水混合体の水位がノズルの位置に達し、2相混合流から蒸気流に変わっていったことを示している。一方、実験値について調べてみると、Fig. 5.7 に示すように、時刻約8.5秒で K_V から求めた流出流量(・印)が振動していることから、水位がノズル位置に達した時点で水位が大きく振動し不安定な状態にあることが推測できる。

RELAP-3の計算では水位の降下なきわめてなめらかであり、実験値に見られるような水位の振動を十分模擬しえないことにより実験値との相違が生じたと考えられる。ここで各ボリュームのクオリティについて考察を加える。ボリューム3についてみると、この場合ノズルがボリューム下部近くについているために、ここからは破断後主としてクオリティの低いボリューム下部の2相混合流が流出する。そのためボリューム3のクオリティは時間経過に伴って徐々に増加していることが示されている。時刻約9秒において、ボリューム3とボリューム2との間に圧力差が計算上で生じ、このためクオリティの低いボリューム2からの流れ込みによりボリューム3のクオリティは低下し始めている。また、若干の時間遅れをもってボリューム2とボリューム1との間にも同様の現象が起り、ボリューム2のクオリティは低下し始めている。これらクオリティの変化は、細長い圧力容器内部での現象を考えると、十分理解できる現象である。しかしながら、時刻約10秒に到って流出流量が再び増加し始めているRELAP-3の計算結果については、実験値と対比して矛盾していることが判る。このように時刻約10秒で流出流量が増加し始めた理由は、圧力容器下部の冷たい水(初期温度198°C)がこの時刻において飽和に達したために沸騰を開始し、このため高クオリティの流体が再び上部ボリュームまで持ち上げられたためと考えられる。この現象については、Fig. 5.7 に示したボリューム2およびボリューム3のクオリティがボリューム1のクオリティの増加に伴って上昇し始めていることから説明することができる。したがって、この矛盾を生じさせた原因としては次のようなことが考えられる。その1つは水位の模擬が適当でなかったということである。この計算では V_B の値として1.0を使用したか、この値は水位が破断口ノズルに達するまでの変化に対してはほぼ妥当であった。しかしながら、実験結果から推測する限り、計算値に比べて実験の方がより早く水位が降下したことが考えられ、 V_B を一定として計算することに無理があると考えられることである。その2は実験においては激しい沸騰現象により下部の冷水と中間部の高温水とがかなり混り合い、計算で示されたような沸騰がより早い時刻に開始したことが考えられることである。

次に実験13の4ボリュームの解析結果について考察を加える。Fig. 5.8 は4ボリュームの圧力変化を実験値と比較して示した図である。この場合でも破断口近傍の初期温度の与え方が必ずしも適当でなく、サブクール減圧過程の時点で数気圧の差が生じている。しかしながら、この差をさし引いて考えると、時刻約12秒までの圧力変化の傾向はきわめて実験値とよく一致している。特に、この実験では時刻約6秒から圧力の低下がややゆるやかになっている様子

が見られるが、この時刻は圧力容器の下部の水が飽和温度に達した時刻と一致し、下部々分の沸騰開始により圧力回復が起ったことを示している。これに対し、計算結果においてやや時間遅れがあるものの、この圧力回復の様相が現われており、実験結果をよく模擬していることが判る。なお、この場合も時刻12秒以降の圧力変化は、実験値に比べてより早く低下しているが、これは実験10の場合と同様に水位がノズル位置に達したのちの模擬が十分でないことを示している。最後に、流出流量の時間変化を実験値と対比してFig. 5.9に示す。この実験では K_V による実験値しか得られていないので、実験10の場合と違って時刻約4秒までの比較は十分ではない。その理由は、Fig. 5.7に見られるように、 K_V および K_H によって求められた流出流量には破断開始後数秒の間大きな相違がみられるためである。この領域を除いて実験値と比較した場合、RELAP-3による計算値は実験値によく照合されており、4ボリュームの計算方法の妥当性を示していると云える。

5.3 結 論

以上、BATTELLE実験装置によるブローダウン実験に関して、初期温度分布が異なる以外は全く同一条件のPWR実験を解析の対象に選び、圧力および流出流量について実験値との比較の上で検討を加えた。これら実験解析を通して明確になった点を要約すると以下のようになる。

(1) ブローダウン実験解析において、圧力変化のみを実験値と照合するだけでは、ブローダウン現象を模擬したとは必ずしも云えない。圧力変化の照合はもちろんのことであるが、圧力を決める上で関連する質量とかエネルギーとかいった状態量を別個に照合する必要がある、このためには流出流量あるいは水位の実験値との照合を重要視しなければならない。

(2) 系の初期条件として温度分布がある場合には、温度分布そのものがブローダウン挙動に大きな影響を与えるので、解析モデルを考える上で温度分布が十分模擬できるように考慮する必要がある。

(3) 本解析においても、インプット・パラメータ C_D 、 C_X および V_B はそれぞれ0.6~0.7、0.8および1~3であり、これまでの解析で用いられた値とほぼ一致している。したがって、以上の範囲の値をインプット・パラメータとして用いる限り、ほぼ妥当な解を得ることができると考えられる。このうち特に重要なパラメータは V_B であり、水位の挙動とも関連して流出流量および圧力を決める上で重要なパラメータとなっている。

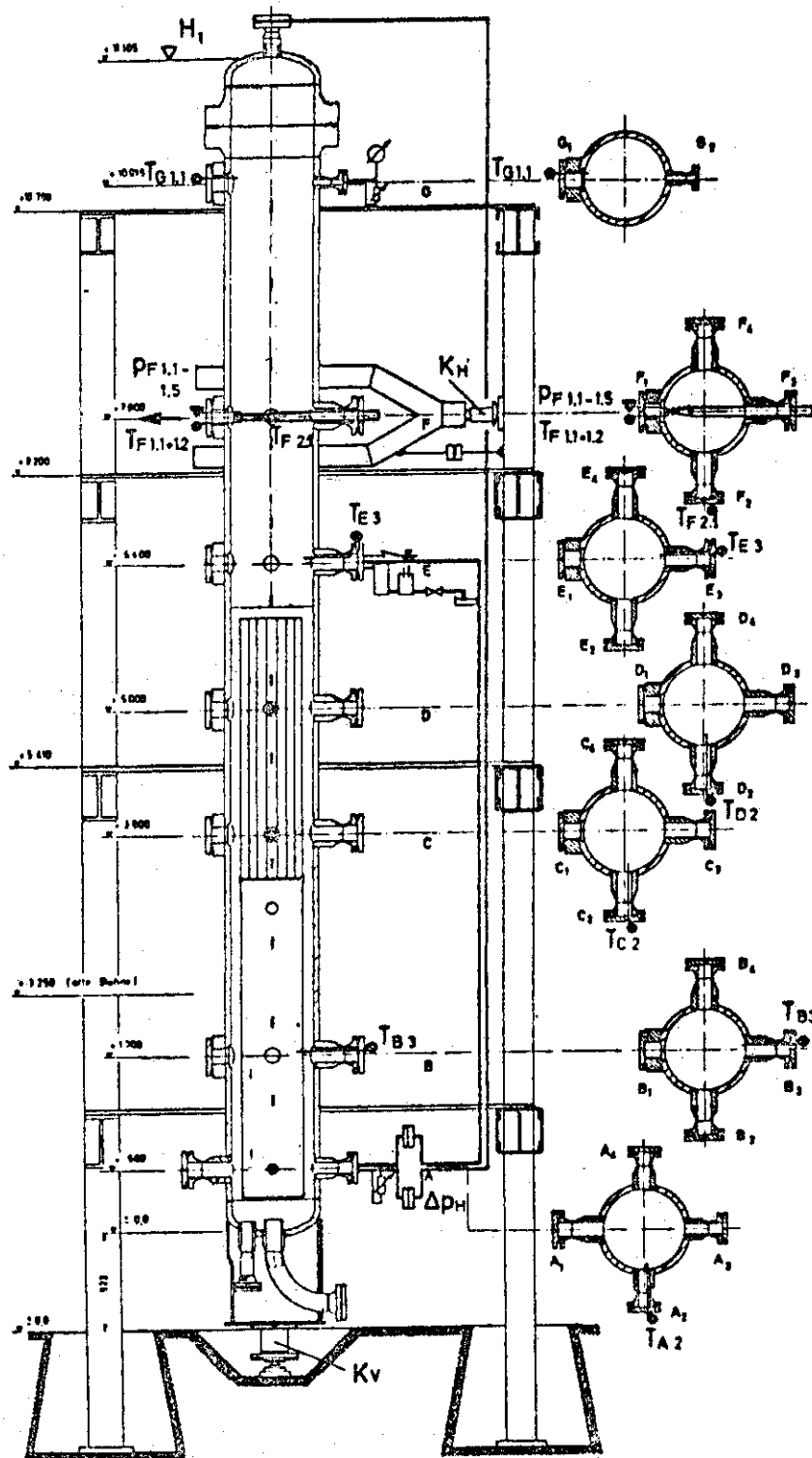


Fig. 5.1 BATTELLE reactor simulator vessel

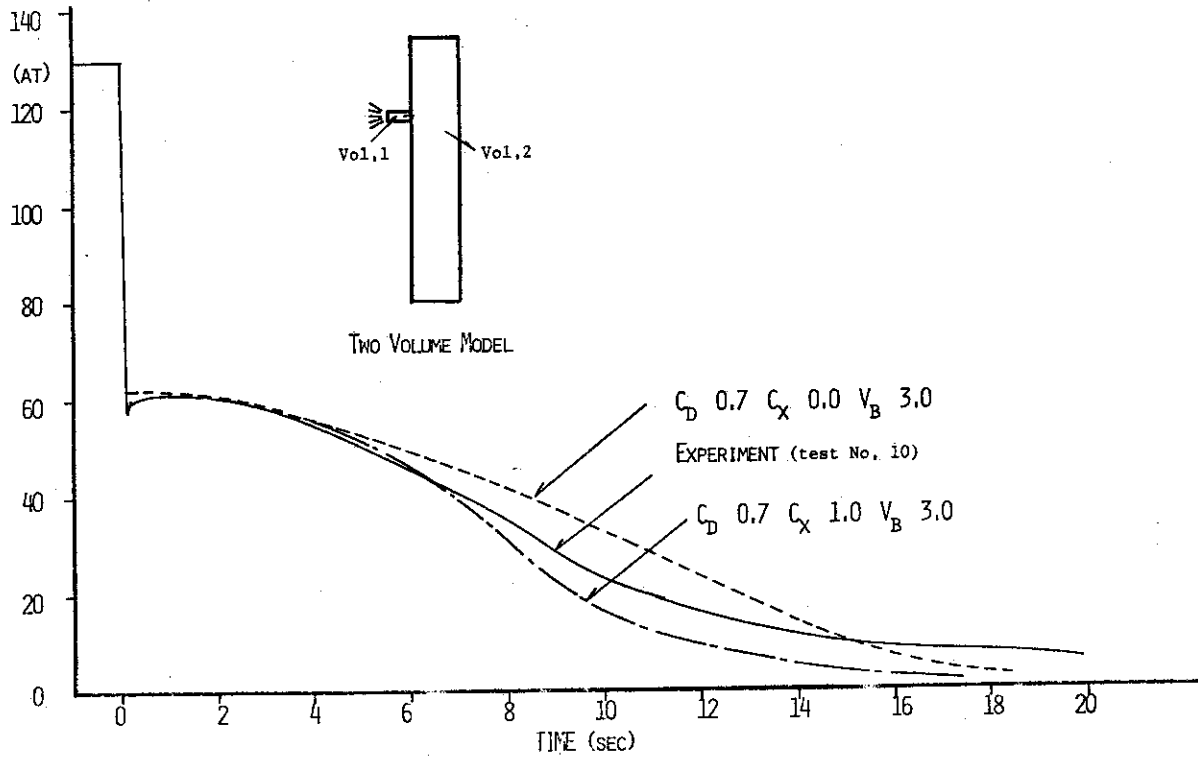


Fig. 5.2 RELAP-3 and experimental pressure history comparison at pressure vessel

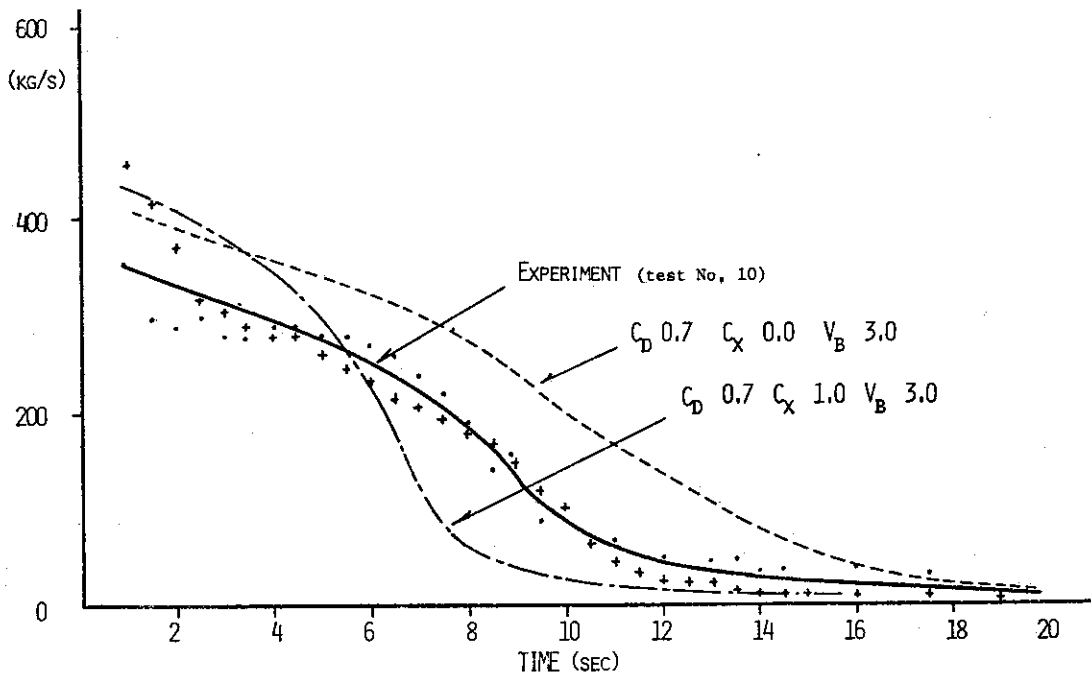


Fig. 5.3 Effect of bubble gradient parameter on leak flow rate

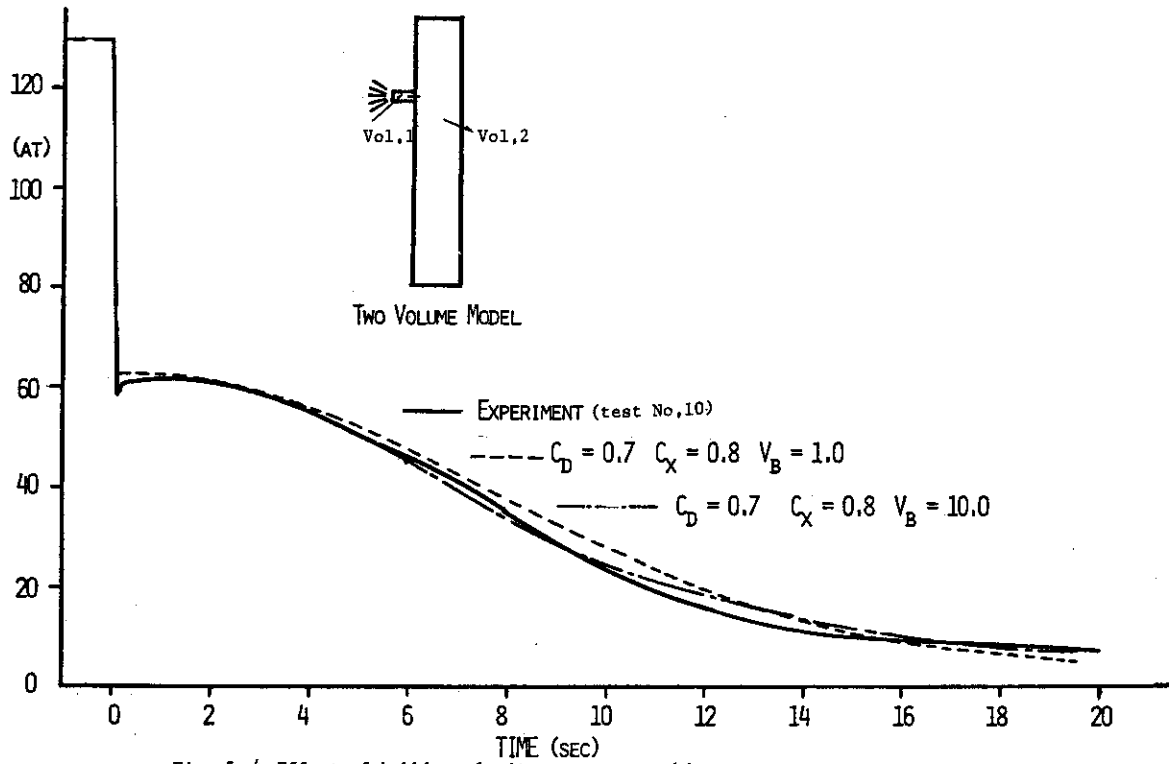


Fig. 5.4 Effect of bubble velocity on pressure history

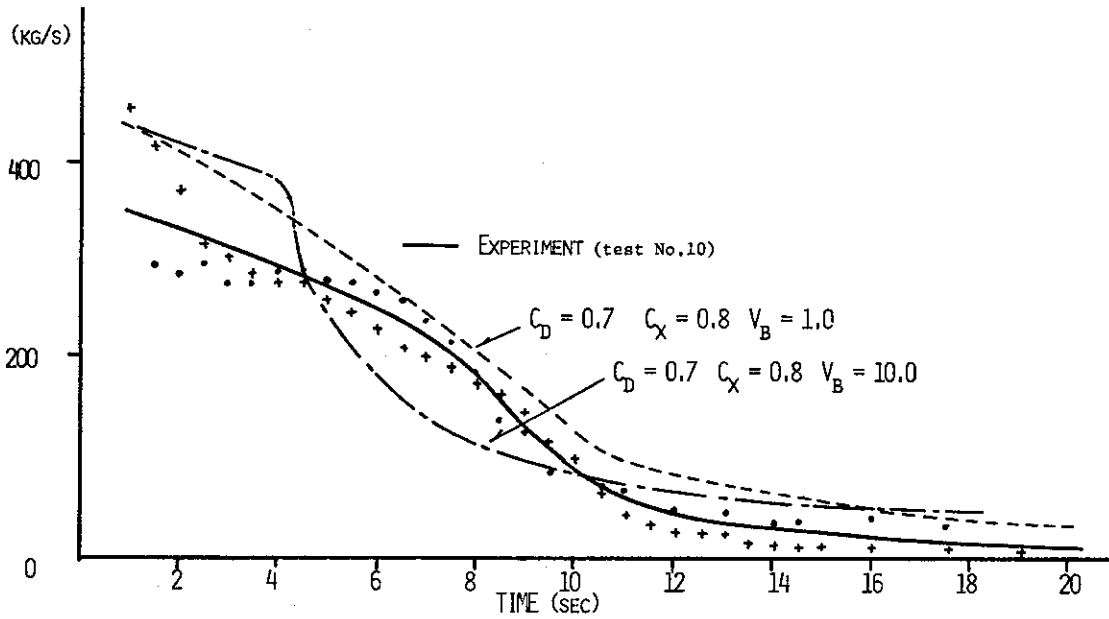


Fig. 5.5 Effect of bubble velocity on leak flow rate

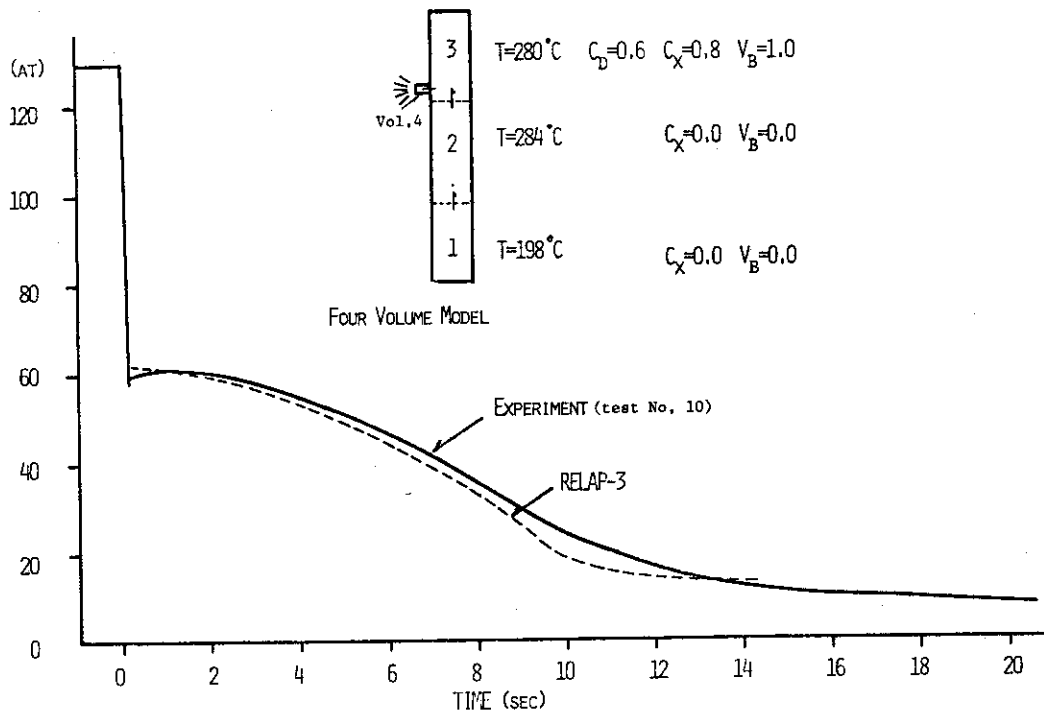


Fig. 5.6 RELAP-3 and experimental pressure history comparison at pressure vessel

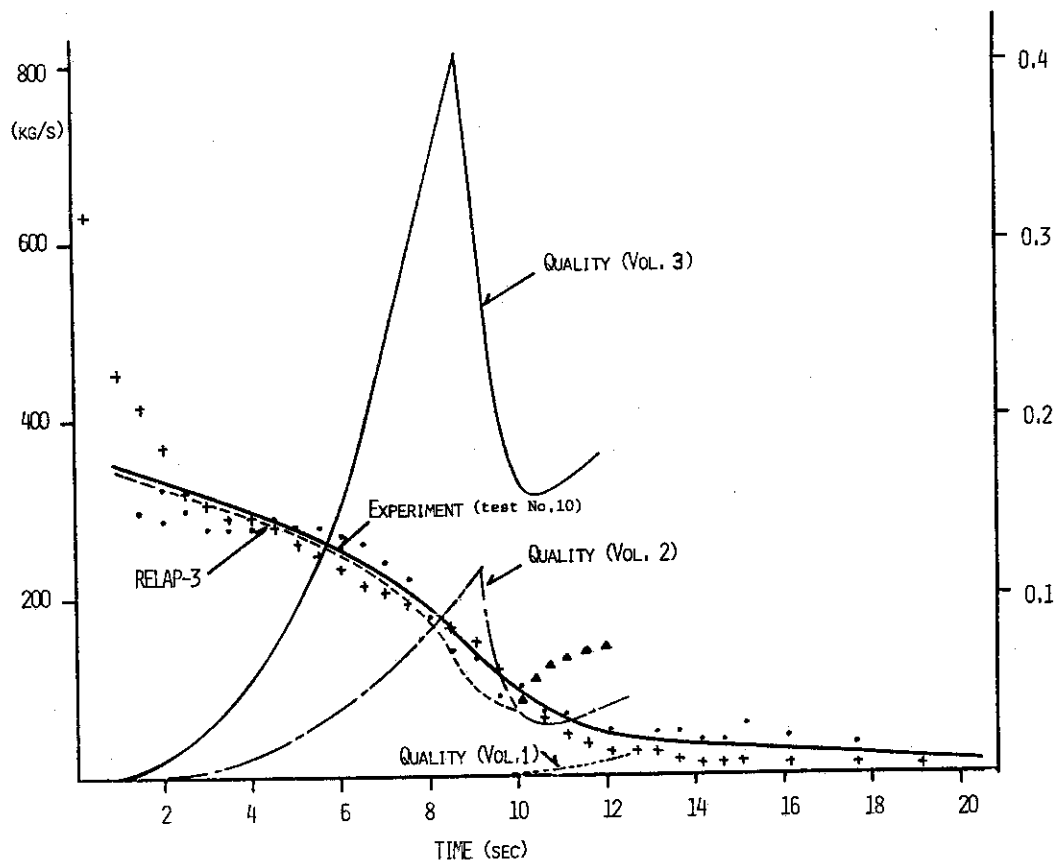


Fig. 5.7 RELAP-3 and experimental leak flow rate comparison

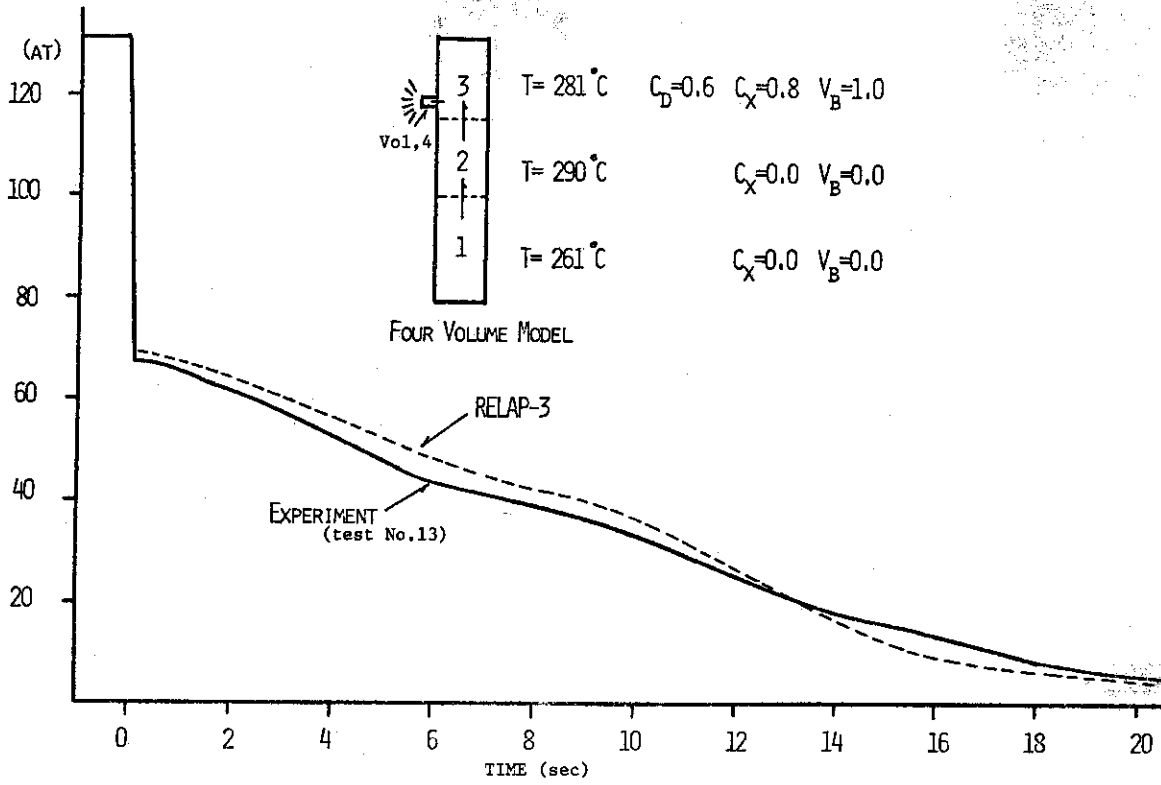


Fig. 5. 8 RELAP-3 and experimental pressure history comparison

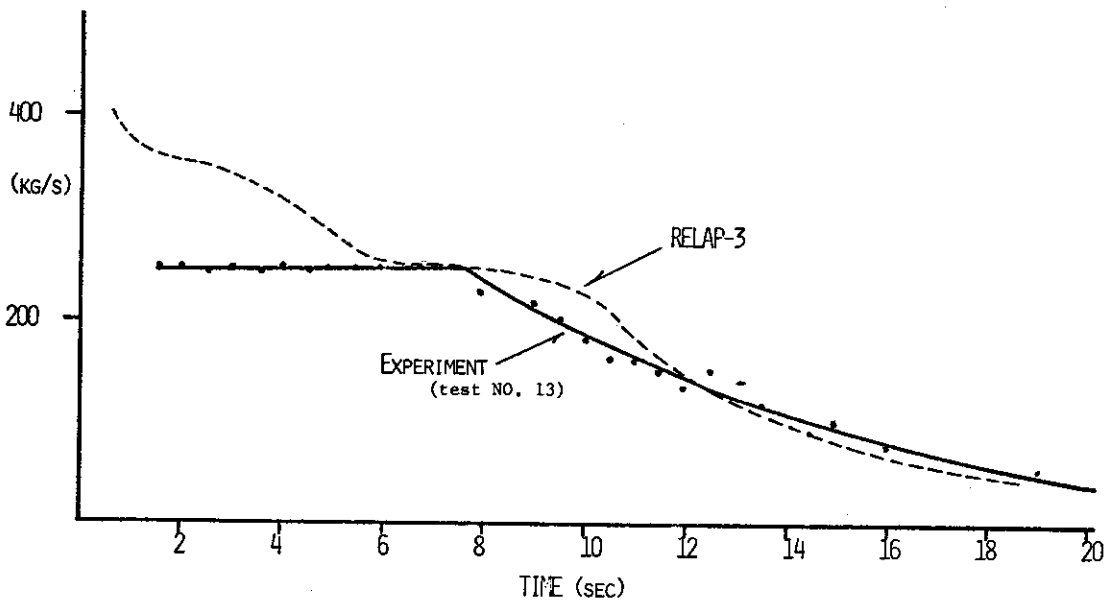


Fig. 5. 9 RELAP-3 and experimental leak flow rate comparison

Table 5.1 Main data

Experiment No.	10	13
Initial pressure	129 at ^a _B	130 at ^a _B
Initial temperature		
T _{A2}	192 °C	259 °C
T _{B3}	206 °C	263 °C
T _{C2}	284 °C	290 °C
T _{D2}	284 °C	290 °C
T _{E3}	284 °C	290 °C
T _{F2.1}	280 °C	288 °C
T _{G1.1}	280 °C	281 °C
Initial level (20 °C)	full	full
Liquid volume	5.2 m ³	5.2 m ³
Nozzle		
Diameter	145 mm	145 mm
Length	240 mm	240 mm
Form	r=30 mm	r=30 mm
Residual water (100 °C)	0.35 m	1.2 m
Blowdown time (0.5 at ^a _B)	48. sec	32. sec

6. 結 言

以上、ROSA、電総研およびBATTELLEなどのブローダウン実験を解析の対象とし、実験結果と解析結果を照合することにより、RELAP-3コードの評価を行なったが、これら実験解析の検討を通じて明白になった事項を要約すると以下のようになる。

(1) ブローダウン挙動時の圧力、流出流量あるいは残存水量などは、放出係数 C_D および気泡離脱速度 V_B を適意に選ぶことによりかなり正確に評価することができる。また、放出係数 C_D は、破断口径が小さい場合に1を越える例も見られるが、概して0.5~0.8の範囲にある。

(2) 気泡分離モデルの入力パラメータである気泡離脱速度 V_B は、破断口位置と気水界面とを関連づけるパラメータとしてきわめて重要な因子であり、ブローダウン挙動時における圧力変化あるいは残存水量に大きな影響を及ぼす。これまでの実験解析の例に見られるように、 V_B は概して1~3 ft/secの範囲にあるが、この値を大きく上まわる例もあり、沸騰現象に応じた離脱速度を用いる必要性があることを示唆している。

(3) 気泡分布モデルの入力パラメータである気泡分布係数 C_X は、下部破断の場合の圧力変化あるいは残存水量に若干影響を及ぼすものの、ブローダウン挙動全般に与える効果はそれほど顕著なものではない。

(4) ボリュームの分割数が解析結果に及ぼす影響は比較的大きい。ことに破断口に接続する配管領域をボリュームとして取扱いが否かによって C_D は大きく異なる。また、大容量の容器においても、含有水の初期温度に差がある場合には、温度差の効果を考慮したボリューム分割を行なう必要がある。

(5) ボリュームの分割に伴って必要となる流動抵抗係数 K は、放出係数と同様に流体の移動と関連してブローダウンの解析結果に大きな影響を及ぼす。流動抵抗係数 K の測定値がない場合は、ここで示した一般的な方法で導出した値でかなり正確に近似することができる。

7. 謝 辞

本稿をまとめるにあたり、軽水炉安全性解析コード専門部会部会長である石川迪夫主任研究員には全般にわたっての御検討および御指導を賜わった。また、実験解析を行なうにあたってはROSAグループおよび電総研の実験実施担当者から入力作成用データあるいは実験データの提供を受けた。さらに、日本造船研究協会NSR-6実験の実験解析にあたっては電力中央研究所の八田洋研究員および三井造船株式会社の小関守史氏の御協力を賜わった。以上の方々に対し、ここに慎しんで感謝の意を表わします。

6. 結 言

以上、ROSA、電総研およびBATTELLEなどのブローダウン実験を解析の対象とし、実験結果と解析結果を照合することにより、RELAP-3コードの評価を行なったが、これら実験解析の検討を通じて明白になった事項を要約すると以下のようになる。

(1) ブローダウン挙動時の圧力、流出流量あるいは残存水量などは、放出係数 C_D および気泡離脱速度 V_B を適意に選ぶことによりかなり正確に評価することができる。また、放出係数 C_D は、破断口径が小さい場合に1を越える例も見られるが、概して0.5~0.8の範囲にある。

(2) 気泡分離モデルの入力パラメータである気泡離脱速度 V_B は、破断口位置と気水界面とを関連づけるパラメータとしてきわめて重要な因子であり、ブローダウン挙動時における圧力変化あるいは残存水量に大きな影響を及ぼす。これまでの実験解析の例に見られるように、 V_B は概して1~3 ft/secの範囲にあるが、この値を大きく上まわる例もあり、沸騰現象に応じた離脱速度を用いる必要性があることを示唆している。

(3) 気泡分布モデルの入力パラメータである気泡分布係数 C_X は、下部破断の場合の圧力変化あるいは残存水量に若干影響を及ぼすものの、ブローダウン挙動全般に与える効果はそれほど顕著なものではない。

(4) ボリュームの分割数が解析結果に及ぼす影響は比較的大きい。ことに破断口に接続する配管領域をボリュームとして取扱いが否かによって C_D は大きく異なる。また、大容量の容器においても、含有水の初期温度に差がある場合には、温度差の効果を考慮したボリューム分割を行なう必要がある。

(5) ボリュームの分割に伴って必要となる流動抵抗係数 K は、放出係数と同様に流体の移動と関連してブローダウンの解析結果に大きな影響を及ぼす。流動抵抗係数 K の測定値がない場合は、ここで示した一般的な方法で導出した値でかなり正確に近似することができる。

7. 謝 辞

本稿をまとめるにあたり、軽水炉安全性解析コード専門部会部会長である石川迪夫主任研究員には全般にわたっての御検討および御指導を賜わった。また、実験解析を行なうにあたってはROSAグループおよび電総研の実験実施担当者から入力作成用データあるいは実験データの提供を受けた。さらに、日本造船研究協会NSR-6実験の実験解析にあたっては電力中央研究所の八田洋研究員および三井造船株式会社の小関守史氏の御協力を賜わった。以上の方々に対し、ここに慎しんで感謝の意を表わします。

8. 参 考 文 献

1. T.R.Wilson, O.M.Hauge, G.B.Matheney, and G.B.Homer, "An Engineering Test Program to Investigate a Loss of Coolant Accident", IDO-17049, October (1964).
2. 島宗弘治, 斯波正誼, "日本原子力研究所における軽水炉の冷却材喪失事故模擬試験計画 (ROSA計画)", 日本原子力学会誌, Vol. 14 №5, 5月(1972).
3. W.Christ, T.Kanzleiter, J.Koehn, C.Säuberlich, K.Stein, and M.Zimmermann, "Untersuchung der Vorgänge bei der Druckentlastung Wassergekühlter Reaktoren", Juli (1971).
4. K.V.Moore and W.H.Retting, "RELAP-2...A Digital Program for Reactor Blowdown and Power Excursion Analysis", IDO-17263, March(1968).
5. W.H.Retting, G.A.Jayne, K.U.Moore, C.E.Slater, M.L.Uptmore, "RELAP-3...A Computer Program for Reactor Blowdown Analysis", IN-1321, June (1970).
6. K.V.Moore, W.H.Retting, "RELAP-4...A Computer Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis", ANOR-1127, December (1973).
7. S.G.Margolis and J.A.Redfield, "FLASH-A Program for Digital Simulation of the Loss-of-Coolant Accident", WAPD-534, May(1966).
8. J.A.Redfield, J.H.Murphy, and V.C.Davis, "FLASH-2...A FORTRAN IV Program for the Digital Simulation of a Multinode Reactor Plant During Loss of Coolant", WAPD-TM-666, April (1967).
9. J.H.Murphy, J.A.Redfield, and V.C.Davis, "FLASH-3...A FORTRAN IV Program for the Simulation of Reactor Plant Transients in Space and Time", WAPD-TM-800, July (1968).
10. T.A.Porsching, J.H.Murphy, J.A.Redfield, and V.C.Davis, "FLASH-4... A Fully Implicit FORTRAN IV Program for the Digital Simulation of Transients in a Reactor Plant", WAPD-TM-840, March (1969).
11. J.H.Murphy, J.A.Redfield and V.C.Davis, "FLASH-5...A FORTRAN IV Program for Transients Simulation of a Reactor Plant with a Detailed Core", WAPD-TM-999, May (1973).
12. 大西信秋, 清水定明, 太田克己, 他, "RELAP-2コードによるブローダウン挙動の解析" JAERI-M 4937, 8月(1972).
13. 島宗弘治, 他, "軽水炉冷却材喪失事故モックアップ試験装置(略称ROSA)", JAERI-memo 3285, 9月(1967).
14. 傍島真, "BWR 1次系破断事故模擬実験のRELAP-2コードによる解析", 日本原子力学会誌, Vol. 15 №8, (1973)

15. J.C.Hrire et. al., "Semiscale Blowdown and Emergency Core Cooling (ECC) Project", IN-1384, July (1970).
16. 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2報)", 電気試験所彙報, 第32巻第10号, 8月(1968).
17. 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の解析(第3報)", 電子技術総合研究所彙報, 第34巻第7号, 4月(1970).
18. 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, 11月(1967).
19. 菅原菅雄, "工業熱力学", 岩波書店, (1965)
20. H.Shimamune, et. al., "Current Status of ROSA Program", CREST Specialist Meeting on Emergency Core Cooling for Light Water Reactors", Oct (1972).
21. C.J.Baroczy, "A Systematic Correlation for Two Phase Pressure Drop", NAA-SR-MEMO-11858, (1966).
22. C.E.Slater, "Comparison of Predictions from the Reactor Primary System Decompression Code (RELAP-3) With Decompression Data from the Semiscale Blowdown and Emergency Core Cooling (ECCS) Project", IN-1444, (1970).
23. I.Vojtek, "Apprication of the Digital Computer Code BRUCH-D on Blowdown Experiments with Electrically Heated Inside Cooled Tube", CREST Specialist Meeting on Emergency Core Cooling for Light Water Reactors, Oct.(1972).
24. R.T.Allemann, "Experimental High Enthalpy Water Blowdown from a Simple Vessel through a Bottom Outlet", BNWL-1411, (1970).
25. N.P.Wilburn, "Void Fraction Profile in a Nuclear Reactor Vessel during Coolant Blowdown, "BNWL-1295, (1970).
26. B.C.Slifer et. al., "Loss-of-Coolant Accident and Emergency Core Cooling Models for General Electric Boiling Water Reactors", NEDO-10329, (1971).
27. 日本造船研究協会 NSR-6 部会, "船用炉用圧力抑制格納方式に関する試験研究", 3月(1971).
28. 石川迪夫, 他, "格納容器温度圧力解析コード CONTEMPT の検討", JAERI-memo, 7月(1973).
29. L.C.Richardson et. al., "CONTEMPT, A Computer Program for Predicting the Containment Pressure-Temperature Response to a Loss-of-Coolant Accident", IDO-17220, (1967).
30. 日本機械学会編, "機械工学便覧(改訂第4版)", (1960).

31. W.Christ et. al., "Untersuchung der Vorgänge bei der Druckentlastung wassergekühlter Reaktoren (Versuche mit dem 11.2-m-Großbehälter)", Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben RS16, Juli (1971).
32. J.F.Wilson, et. al., "The Velocity of Rising Steam in a bubbling Two-Phase Mixtures", Amer. Nucl. Soc. Trans., 5(1), (1962).
33. 安達公道, "高速二相流に関する研究(Ⅳ) - 大口径薄刃オリフィスの2相流出係数", 日本原子力学会誌, Vol.16 №6, 6月(1974).

Appendix A RELAP-3 コードの概要

A.1 はじめに

RELAP-3 コードは反応度挿入事故，冷却材喪失事故，ポンプ故障および出力変化等の事故解析を行なうことができ，RELAP-2 コードに比較してインプットの自由度を多くもたせるなどの改良が加えられたものであり，目的はRELAP-2 と同じである。

A.2 仮定およびモデル化

原子炉を炉心，熱交換器，プレナム，配管等の空間体積（ボリューム）を有する任意の組み合わせとして表わすことができる。各ボリュームの結合は，通常ジャンクション，漏洩ジャンクションおよび注水源のどれかで指定することができ，通常ジャンクションには弁，ポンプを含むことができる。

(1) ボリュームの数は最大20，ジャンクションの数は50まで含むことができる。

(2) 重力を考慮に入れるため，ボリューム内の熱力学関係式から求めた圧力がその重心に存在すると仮定する。重力水頭は重心からジャンクションまで流体密度を積分することにより得られる。ジャンクションはボリュームを直接結びつけるもので，ジャンクション内には高さの変化はない。

(3) スクラムのオプションは出力レベル高，炉周期短，燃料温度，圧力高，圧力低等によって選ぶことができる。

(4) 気水分離係数を各ボリュームについてインプットできる。インプットしないときは，均一気水混合になる。

(5) ポンプのコーストダウン曲線は1本しか許されないが，複数のポンプ特性をインプットしてもよい。

(6) オプションによってジャンクションでの摩擦係数のインプットデータを消すと，定常流での摩擦係数が重力水頭を含む初期圧力に基づいて計算される。この場合には，摩擦係数が負になることがあり，不安定の原因となるので計算が止ることがある。

A.3 方程式

3.1 質量およびエネルギーバランス式について

$$\frac{dM_i}{dt} = \sum_{j=1}^N W_{ij} \quad (1)$$

$$\frac{dU_i}{dt} = \sum_{j=1}^N W_{ij} h_{ij} + Q_i \quad (2)$$

ただし

M_i : ボリューム i の全質量

W_{ij} : ジャンクション j を通ってボリューム i に入る流量

- U_i : ボリューム i 内のエネルギー
 h_{ij} : 流体のエンタルピ
 Q_i : ボリューム i 内への熱入力

方程式(2)では流体の運動エネルギー、摩擦エネルギーは考慮しない。

ジャンクションを通る流体の出口の状態は、結合点での流体の状態できまる。気水混合水位および流入蒸気泡がジャンクション以下であれば、ジャンクションを通る流量は蒸気流量であると仮定する。逆にジャンクションよりも上にあれば(4)式に示す気泡分布モデルの式により流量が決まる。

(1), (2)の関係を図1に図示する。

3.2 圧力

圧力 P_i は、ボリューム V_i に存在する内部エネルギー U_i をもった質量 M_i を求めて決まる。エンタルピ h_i は次式から計算する。

$$h_i = \frac{U_i}{M_i} + P_i \frac{V_i}{M_i} \quad (3)$$

このエンタルピを用いて、適当な圧力について、蒸気表から比容積を算出し、これと既知の V_i/M_i とを比較し、くり返し計算によって圧力を決定する。

ASME 1967 蒸気状態式から、各圧力でのエンタルピ、温度、水および蒸気の密度が組み込まれており、 $0.1 \leq P \leq 3206$ psi および $32 \leq T \leq 5600$ F の範囲で圧力を計算することができる。

3.3 運動量バランス

流れの計算に使うボリュームは(1)式に示した質量およびエネルギーバランスのボリュームと $1/2$ だけ位相のずれたものを使用する。それを図2に示す。

ジャンクションの流れは次の一次元運動量方程式から計算する。

$$\frac{1}{144gc} \left(\frac{\ell}{A} \right) \frac{dW_j}{dt} = P_i = P_{i+1} + \Delta P_P + \int_{V_i} \frac{\rho dZ}{144} - \frac{K_j W_j |W_j|}{\rho_j} \quad (4)$$

ただし

- gc : 重力変換定数
 ℓ/A : ジャンクションの慣性
 W_i : 体積 i から $i+1$ へ移る平均流量
 ΔP_P : ポンプ水頭
 K_j : 正味の摩擦係数
 ρ_i : 体積 i の流体密度

一様なボリュームの場合のジャンクションの慣性は、

$$\left(\frac{\ell}{A} \right)_j = \int \frac{d\ell}{v_j A} \quad (5)$$

$$= \frac{1}{2} \left(\frac{l_i + l_{i+1}}{A_i} \right) \quad (6)$$

もし、ボリューム間に初期流量がある場合には、RELAP-3では近似的に、

$$K_j = \frac{[(P_i + \Delta P_{\text{grav},i}) - (P_{i+1} + \Delta P_{\text{grav},i+1}) + \Delta P_{\text{pump},j}] \rho_j}{W_j |W_j|} \quad (7)$$

初期流量のないジャンクションの場合には K_j をインプットする必要がある。

3.4 臨界流出流量について

オプションにより、注水ジャンクション以外のジャンクションは臨界流出現象により制限される。

臨界流出流量の計算はMoodyの二相流モデルを仮定する。

$$W_{\text{chock}} = A_{\text{chock}} f_n(P_0, h_0) \quad (8)$$

ただし

- W_{choke} : ジャンクションの最大流量
- A_{choke} : ジャンクションでの最小断面積
- f_n : スタグネーション領域での圧力 P_0 、エンタルピ h_0 の関数で表わされた質量流束

ジャンクション流量は慣性流量あるいは臨界流出流量のうちのいずれか小さい方をとる。

3.5 エネルギの除去

熱交換器によるエネルギー除去はインプットテーブルかあるいは次式で決まる。

$$Q_i = -Q_{\text{HE}} = -\frac{W}{W_0} H_{\text{HE}}(T_{\text{pri}} - T_{\text{sec}}) \quad (9)$$

ただし

- Q_i : ボリューム i への熱付加の割合
- Q_{HE} : 熱交換器の熱除去割合
- W : ボリューム i を流れる一次冷却材の流量
- W_0 : ボリューム i を流れる初期冷却材流量
- H_{HE} : 出力運転状態での有効熱伝達係数
- T_{pri} : 熱交換器一次冷却材温度
- T_{sec} : 熱交換器二次冷却材温度

H_{HE} は初期状態で決まる値でコード内で計算される。

$$H_{\text{HE}} = -\frac{Q_i}{(T_{\text{pri}} - T_{\text{sec}})} \quad (10)$$

3.6 エネルギー付加

炉心ボリュームへのエネルギー付加は、熱伝達係数を求めるサブルーチンと燃料温度を計算するサブルーチンを交互に呼び出し、くり返し算を行なう。

燃料棒の全体のエネルギーバランスは

$$V \bar{\rho} \bar{C} \frac{d\bar{T}}{dt} = Q + S_N k_N \frac{dT_N}{dR} \quad (11)$$

ただし

- V : 燃料棒体積
- $\bar{\rho}$: 密度
- \bar{C} : 比熱
- d/dt : 時間微分
- Q : 燃料棒内の熱発生割合
- k_N : 燃料表面の熱伝導率
- d/dR : 半径方向の微分係数
- T_N : 表面温度

(11)式では一様熱流束および次の平均温度を仮定している。

$$\bar{T} = \frac{\int_V C \rho T dV}{\int_V C \rho dV} \approx \frac{\sum_{n=1}^N (\rho V)_n C_n T_n}{\sum_{n=1}^N (\rho V)_n C_n} \quad (12)$$

ただし

- N : 燃料棒内の多重層の総数
- n : 燃料棒内の多重層の番号

3.7 熱伝導モデル

円筒形状の燃料棒に対して、半径方向の1次元熱伝導方程式を解く。

図4に示した多重層について、熱伝導方程式は

$$V_n \bar{\rho}_n \bar{C}_n \frac{d\bar{T}_n}{dt} = Q_n + S_n k_n \frac{dT_n}{dR} - S_{n-1} k_{n-1} \frac{dT_{n-1}}{dR} \quad (13)$$

ただし

- S : 多重層の表面積

方程式(B)は数値的に次のように近似される。

$$V_n \bar{\rho}_n \bar{C}_n \frac{(T'_n - T_n)}{\Delta t} = Q'_n + \frac{S_n}{2 \Delta R_n} \{ \bar{k}_{n,n+1} (T_{n+1} - T_n) + \bar{k}'_{n,n+1} (T'_{n+1} - T'_n) \}$$

$$-\frac{S_{n-1}}{24R_{n-1}} \{ \bar{k}_{n-1,n} (T_n - T_{n-1}) + \bar{k}'_{n-1,n} (\bar{T}'_n - T'_{n-1}) \} \quad (14)$$

ただし

$$\bar{k}_{n,n+1} = \frac{1}{2} (k_n + k_{n+1}) \quad (15)$$

プライム(')はくり返し計算によるものを表わす。

境界条件は

$$\left. \frac{dT'}{dR} \right|_{R=0} = 0 \quad (16)$$

$$\frac{dT'_N}{dR} = \frac{h(T'_N - T'_W)}{-k'_N} \quad (17)$$

ただし

h : 熱伝達係数

3.8 熱伝達の関係式

モード1, サブクール強制対流熱伝達: $X < 0.0, T_S < T_{NB}$

Seider Tate の関係式

$$h = \frac{0.023 k_f(T_W)}{D} \left(\frac{DG}{\mu_f(T_W)} \right)^{0.8} [Pr(T_W)]^{1/3} \left(\frac{\mu_f(T_W)}{\mu_f(T_S)} \right)^{0.14} \quad (18)$$

ただし

- h : 熱伝達係数, $Btu / ft^2 - hr - F$
- X : 蒸気クオリティ
- T_{NB} : (19)式で定義される核沸騰の最小表面温度 F
- $k_f(T_W)$: T_W における飽和水の熱伝導率
- T_W : 流体温度
- D : 流路の水力学的直径
- G : 冷却材流量
- $\mu_f(T_W)$: T_W での飽和水の粘性率
- $Pr(T_W)$: 流体のプラントル数
- μ_f : T_S での飽和水の粘性率
- T_S : 燃料棒表面温度

モード2, サブクール沸騰: $X < 0.0, T_S = T_{NB}$

Thom の関係式

$$T_{NB} = T_{Sat} + 0.072 e^{\frac{-P}{1260}} \Phi_S^{0.5} \quad (19)$$

$$h = \frac{\Phi_S}{T_{NB} - T_W} \quad (20)$$

ただし

T_{Sat} : 飽和温度 °F

P : 圧力 Psi

Φ_S : 表面熱流束 $Btu/hr-ft^2$

モード3, 核沸騰: $0 < X < 0.1$

熱伝達係数は(20)式と(21)式を内挿して求める。

モード4, 強制対流沸騰: $0.1 < X < 0.6$

Wright 定数を用いた Shrock および Grossman の関係式

$$h = 6700 \left[\frac{\Phi_S}{GH_{fg}} + 0.00035 \left\{ \left(\frac{X}{1-X} \right)^{0.9} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.5} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f} \right)^{0.1} \right\}^{0.66} \right] \left(\frac{0.023 k_f}{D} \right) \left(\frac{DG(1-X)}{\mu_f} \right)^{0.8} (Pr)^{0.4} \quad (21)$$

物性定数は飽和状態での値を用いる。

ただし

H_{fg} : 蒸発潜熱 Btu/lb

ρ : 密度 lb/ft^3

k : 熱伝導率 $Btu/hr-ft-F$

モード5, 強制対流沸騰: $0.6 < X < 1.0$

熱伝達係数は(21)式と(22)式を内挿して求める。

モード6, 蒸気単相流: $X \geq 1.0$

Dittus-Boelter の関係式

$$h = 0.023 \frac{k_g}{D} \left(\frac{DG}{\mu_g} \right)^{0.8} (Pr_g)^{0.4} \quad (22)$$

物性定数は $\frac{1}{2}(T_W + T_S)$ での値を用いる。

モード7, 定常膜沸騰: $\Phi_S >$ 臨界熱流束

Dougall-Rohsenow の関係式

$$h = 0.023 \frac{k_g}{D} \left[\left(\frac{DG}{\mu_g} \right) \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} (1-X) + X \right) \right]^{0.8} (Pr)^{0.4} \quad (23)$$

物性定数は飽和状態での値を用いる。もし $X \leq 1.0$ になると $\left[\frac{\rho_f}{\rho_g} (1-X) + X \right]$ は 1.0 にセットされ、(23)式は(22)式に移される。

3.9 臨界熱流束

領域1 $P < 725$ psi 修正 Barnett の関係式

$$\frac{\Phi_{CHF}}{10^6} = \frac{B+E(H_f-H_{in})}{F+L} \quad (24)$$

ただし

$$B = [73.71 D_{HE}^{0.0523} G^{10.663} (1.0 - 0.315 e^{-11.34 D_{HY} G'})^{888.6}] [H_{fg}]^{-1} \quad (25)$$

$$E = 0.104 D_{HE}^{1.445} G^{10.691} \quad (26)$$

$$F = 45.55 D_{HY}^{0.0817} G' \quad (27)$$

- P : 圧力 psi
 Φ_{CHF} : 臨界熱流束 Btu/hr-ft²
 H_f : 飽和水エンタルピ Btu/lb
 H_{in} : 入口エンタルピ Btu/lb
 L : チャンネル長さ in
 D_{HE} : 発熱部等価直径 in
 G' : 質量流量 10⁶ lb/hr-ft²
 D_{HY} : $[(D_r(D_r + D_{HE}))^{\frac{1}{2}} - D_r]$ in
 D_r : 燃料棒直径
 H_{fg} : 蒸発潜熱 Btu/lb

領域 2 725 psi < P < 1000 psi

(24)式と(25)式を圧力に関して内挿して求める。

領域 3 1000 psi < P < 1500 psi

Barnett の関係式

$$\frac{\Phi_{CHF}}{10^6} = \frac{J+M(H_f-H_{in})}{R+L} \quad (28)$$

ただし

$$J = 67.45 D_{HE}^{0.68} (G')^{0.192} [1.0 - 0.744 \exp(-6.512 D_{HY} \cdot G')] \quad (29)$$

$$M = 0.2587 D_{HE}^{1.261} (G')^{0.817} \quad (30)$$

$$R = 185.0 D_{HY}^{1.415} (G')^{0.212} \quad (31)$$

領域 4 1500 psi < P < 1800 psi

(28)式と(32)式を圧力に関して内挿して求める。

領域 5 P ≥ 1800 psi, G > 0.5 × 10⁶ lb/hr-ft²

B&W-2 の関係式

$$\Phi_{CHF} = \frac{SW^Z - 0.15208GH_{fg}X}{Y^N} \quad (32)$$

ただし

$$S = [1.15509 - 0.40703 D_{HY}] \quad (33)$$

$$W = [3.702 \times 10^{17} (5.9137 \times 10^{-7} G)] \quad (34)$$

$$Z = [0.8304 + 6.8478 \times 10^{-4} (P - 2000)] \quad (35)$$

$$Y = 12.71 (3.0545 \times 10^{-6} G) \quad (36)$$

$$N = [0.71186 + 0.00020729 (P - 2000)] \quad (37)$$

ただし

$$G : \text{質量流量 } \ell\text{b/hr-ft}^2$$

$$X : \text{クオリティ}$$

$$\text{領域 6 } P \geq 1800 \text{ psi} : G \leq 0.5 \times 10^6 \ell\text{b/hr-ft}^2$$

臨界熱流束は(28)式と(32)式の平均値を用いて計算される。

3.10 出力計算

出力計算は原子炉動特性方程式を解くか、またはテーブルでインプットする。原子炉動特性方程式はIREKINプログラムで用いられている方法と同様の方法で解かれる。

$$\frac{dn}{dt} = \frac{\beta}{\Lambda} \left[\left(\frac{\rho}{\beta} \right) - 1 \right] n + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + S \quad (38)$$

$$\frac{dC_i}{dt} + \lambda_i C_i = \frac{\beta_i}{\Lambda} n, \quad i=1, 2, \dots, 6 \quad (39)$$

$$\beta = \sum_{i=1}^6 \beta_i \quad (40)$$

$$\frac{dr_j}{dt} + \lambda_j r_j = \epsilon_j n \quad j=1, 2, \dots, 11 \quad (41)$$

$$P = n E_f + \sum_{j=1}^{11} \lambda_j E_j r_j \quad (42)$$

ただし

n : 中性子束

β : 遅発中性子発生割合

Λ : 中性子寿命

ρ : 反応度

λ_i : 遅発中性子群 i の崩壊定数

C_i : 遅発中性子群 i の濃度

S : 中性子源

β_i : 遅発中性子群 i の発生割合

r_j : 核分裂生成物の濃度

λ_j : 核分裂生成物の崩壊定数

ϵ_j : 核分裂生成物の収率

P : 出力

E_f : 核分裂によって発生する出力割合

E_j : γ 線群 j によって発生する出力割合

3.1.1 反応度

冷却材の密度変化からボイド反応度が計算される。

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_v = \sum_i 100 \alpha_{vi} \left(\frac{\rho_i}{\rho_{i0}} - 1\right) \quad (43)$$

ただし

- $\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_v$: ボイド反応度
- α_{vi} : 炉心領域 i のボイド反応度係数
- ρ_i : 炉心領域 i の冷却材密度
- ρ_{i0} : 炉心領域 i の初期冷却材密度

同様に温度依存の反応度は

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{WT} = \sum_i \alpha_{WTi} \Delta T_{bc i} \quad (44)$$

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{FT} = \sum_i \alpha_{FTi} \Delta T_{f i} \quad (45)$$

$$\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{Dop} = \sum_i \beta_{Dop i} f(\alpha_{Dop}, \Delta T_{f i}) \quad (46)$$

ただし

- $\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{WT}$: 流体温度の反応度
- α_{WTi} : 炉心領域 i の流体温度による反応度係数
- $\Delta T_{bc i}$: 炉心領域 i の流体温度の変化
- $\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{FT}$: 燃料温度の反応度
- α_{FTi} : 炉心領域 i の燃料温度による反応度係数
- ΔT_f : 炉心領域 i の燃料温度の変化
- $\left(\frac{\rho}{\beta}\right)_{Dop}$: ドップラ反応度
- $\beta_{Dop i}$: ドップラ反応度に対する炉心領域 i の重畳係数
- $f(\alpha_{Dop}, \Delta T_{f i})$: ドップラ関数, インプットテーブル

3.1.2 気水分離モデル

このモデルは高圧ブローダウン実験から半実験的に得られたものである。気泡密度は二相流内の軸方向高さの一次関数で増加すると仮定する。

$$\rho_{gb} = m \frac{Z}{Z_m} + b \quad (47)$$

ただし

- ρ_{gb} : 二相混合部の蒸気密度

- m, b : 時間依存の気泡密度の勾配, 定数
 Z : ボリュームの底からの高さ
 Z_m : 二相混合部表面の時間依存の高さ
 m, b は質量保存式から見積ることができる。

平均ボイド率が 0.5 より小さいとき, つまり

$$0 \leq \frac{M_{gb}}{\rho_g V_m} \leq \frac{1}{2} \quad (48)$$

ただし

- M_{gb} : 二相混合部に流入する蒸気質量
 ρ_g : 飽和蒸気の密度
 V_m : 二相混合部の体積

$$m = 2 C_0 \frac{M_{gb}}{V_m} \quad (49)$$

$$b = (1 - C_0) \frac{M_{gb}}{V_m} \quad (50)$$

平均ボイド率が 0.5 と 1 の間にあるときは

$$m = 2 C_0 \rho_g - \frac{M_{gb}}{V_m} \quad (51)$$

$$b = (1 + C_0) \frac{M_{gb}}{V_m} - C_0 \rho_g \quad (52)$$

ここで C_0 は 0 と 1 の間の任意定数で, 各瞬間での気泡の最大勾配を決定する。

$C_0 = 0$ とすると均一混合

$C_0 = 1$ とすると物理的な抵抗の許す範囲内で最大の気泡勾配を示す。

気泡の相対速度は, 各ボリュームで異なる別のインプットで与える。

ボリュームに接する各ジャンクションでの流体のクオリティおよび二相混合部表面での蒸気密度は (47) 式から求まる。

二相混合部の質量, クオリティを決めるために, 蒸気のバランスを立てる必要がある。蒸気はジャンクションを通る流量, 或は流体のフラッシングによりボリュームに加えられる。

$$\frac{dM_{gb}}{dt} = \frac{dM_s}{dt} - \sum \Psi_i X_i W_i - A V_{bub} \rho_{gb} \Big|_{Z_m} \quad (53)$$

ただし

- M_{gb} : 二相混合部に流入する蒸気泡の質量
 M_s : ボリューム内蒸気的全質量
 i : ジャンクションを流れる蒸気および蒸気ドーム内で発生する蒸気の割合

- X_i : ジャンクション流量のクオリティ
 W_i : ジャンクション i でボリュームに出入りする流量
 A : ボリュームの断面積
 V_{bub} : 二相混合部表面での気泡速度
 $\rho_{gb}|_{z_m}$: 二相混合部表面での気泡密度

3.1.3 ジャンクションのクオリティ

単位体積でのジャンクションは点近似で扱うので、これらの点でのクオリティは0と1との間を振動する。また、ジャンクションがボリュームの頂上または底にあるときは、実際にボリュームに存在する場合より、蒸気や水が多くなったり、少なくなったりする。

ブローダウン中、気水混合レベルがジャンクション以下に下るとき、クオリティを滑らかに変化させるために、ジャンクション位置で流れは二相流と蒸気の和であると仮定する。

3.1.4 注水システム

ボリュームへの注水は注水ジャンクションで模擬する。このときのジャンクション流量はテーブルインプットで与える。同じボリュームに数個の注水ジャンクションをつなぐことができる。

3.1.5 系のバランス

質量の全体のバランスは次式で与えられる。

$$M_B = \sum_i M_i + \int \sum_j W_j \cdot dt - \int \sum_k W_k dt \quad (54)$$

ただし

- M_B : 質量バランス
 M_i : ボリューム i の質量
 W_j : 漏洩ジャンクション j での流量
 W_k : 注水ジャンクション k での流量

一般に系内の全エネルギーは次式で示される。

$$E_T = E_f + \sum E_i \quad (55)$$

ただし

- E_T : 貯えられる全エネルギー
 E_f : 燃料要素内に貯えられる全エネルギー
 E_i : ボリューム i 内の水の内部エネルギー

燃料要素内で貯えられるエネルギーは

$$E_f = \sum_m \left[\sum_n (\rho V)_n C_n T_n \right]_m \quad (56)$$

ただし

- m : 炉心領域数

- n : ボリューム数
 ρ : 密度
 V : ボリューム
 C : 比熱
 T : 温度

漏洩および熱交換器で除去されるエネルギーは、それぞれ

$$E_l = \int_0^t \sum_j W_j h_j dt \quad (57)$$

$$E_{HE} = \int_0^t \sum_m Q_{HE_m} dt \quad (58)$$

ただし

- E_l : 漏洩によって失われるエネルギー
 W_j : 漏洩ジャンクション j の流量
 h_j : 漏洩ジャンクション j の流体のエンタルピ
 E_{HE} : 熱交換器で除去されるエネルギー
 Q_{HE_m} : 熱交換器で除去されるエネルギーの割合

出力による系内発生エネルギーおよび注水ジャンクションからのエネルギーは、それぞれ

$$E_{RP} = \int_0^t \sum_m Q_{RP_m} dt \quad (59)$$

$$E_F = \int_0^t \sum_k W_k h_k dt \quad (60)$$

ただし

- E_{RP} : 核分裂によって与えられる熱
 Q_{RP_m} : 炉心領域 m に与えられる熱量
 E_f : 注水ジャンクションに与えられる熱
 W_k : 注水ジャンクション k の流量
 h_k : 注水ジャンクション k の流体のエンタルピ

エネルギー保存則から

$$E_{initial} = E_{stored} + E_{extracted} - E_{injected} \quad (61)$$

すなわち

$$\text{エネルギーバランス} = \sum E_i + E_f + E_l + E_{HE} - E_{RP} - E_F \quad (62)$$

3.16 逆止弁

オプションにより、各ジャンクションに逆止弁を設定することができる。

Appendix B 入力データの説明

(1) タイトル(カード1枚)

フォーマット: 18A4, 2A4

コラム1~72の中で、少なくとも1英数字以上があること。すなわち、ブランク・カードにしないこと。

(2) 問題領域の設定(カード1枚)

フォーマット: 15I3, E10.6, 17X, 2A4

- N1 LDMP = テープ・コントロール(1個のテープのみが記録される)
 (0 = テープを使用しない)
 (-1 = フォートラン・ユニット4にもとづく再計算用データの記録指示)
 (-2 = フォートラン・ユニット4にもとづく再計算およびプロット用データの記録指示)
 (-3 = フォートラン・ユニット3にもとづくテープからのプロット指示)
 (N = フォートラン・ユニット3にもとづくテープ記録のうちページNからの再計算指示)
 ($-3 \leq LDMP \leq 999$)
- N2 NEDI = 時間ごとにプリントさせる計算結果の変数の数 ($0 \leq NEDI \leq 9$)
- N3 NTC = 時間巾を設定するカード数 ($1 \leq NTC \leq 20$)
- N4 NTR = 各種トリップのためのコントロールカード数 ($1 \leq NTR \leq 20$)
- N5 NVOL = ボリュームの数 ($1 \leq NVOL \leq 20$)
- N6 NBUB = 気泡パラメータ・セットの数。このセットは、いくつものボリュームに使うことができる。 ($0 \leq NBUB \leq 5$)
- N7 NJUN = 結合点あるいは流路の数 ($1 \leq NJUN \leq 50$)
- N8 NPMP C = ポンプ曲線の数。この曲線はそのまま、いくつもの結合点に使うことができる。 ($0 \leq NPMP C \leq 5$)
- N9 NCKV = 逆止弁の数、この1セットはいくつもの流路に使うことができる。 ($0 \leq NCKV \leq 5$)
- N10 NLK = ノーマライズした面積対時間の曲線の数。何ヶ所にも使える。 ($0 \leq NLK \leq 5$)
- N11 NFLL = 給水曲線の数、何ヶ所にも使える。 ($0 \leq NFLL \leq 5$)
- N12 NOCOR = 炉心領域の数 ($0 \leq NOCOR \leq 20$)
- N13 NM T L = 燃料棒形状のセットの数。
 $NOCOR \geq 1$ ならば ($1 \leq NM T L \leq 20$)
 $NOCOR = 0$ " ($0 \leq NM T L \leq 20$)

N 14 NHTX = 熱交換器データセットの数 ($0 \leq \text{NHTX} \leq 20$)

N 15 NKOC = 熱的物性値表の数 ($\text{NKOC} \leq 6$)

X 1 POWER = メガワットで示す原子炉熱出力 ($0 \leq \text{POWER}$)

(3) プリントさせる変数の指定 ($\text{NEDI} > 0$ ならばカード1枚)

フォーマット: 9 (1X, A2, 1X, 12), 18X, 2A4

1 2 4 5 7 8 10 11 12 6I-4 6I+1 73
| |X1| |N1| |X2| |N2| |NI|トblank|ID|

(I = NEDI は逐次プリントさせる変数の数)

X I = 逐次プリントさせる変数の記号

N I = プリントさせる領域の番号

逐次プリントさせる変数の記号の説明

記号 変数の名前 (ボリュームに関して)

AP 平均圧力

TM 全質量

TE 全エネルギー

AT 平均温度

AR 平均密度

AH 平均エンタルピ

AX 平均クオリティ

BM 気泡の質量

ML 気水混合レベル

VF 液体の比容積

VG 気体の比容積

HF 液体の比エンタルピ

HG 気体の比エンタルピ

TS 飽和温度

PS 飽和圧力

WM 流体の質量

(これらの変数については、NIは $1 \leq \text{NI} \leq 20$ 以内のボリューム番号を示す)

記号 変数の名前 (炉心のボリュームについてのみ)

WQ 冷却材への熱量

DF DNB熱流束

SF 表面熱流束

HC 表面熱伝達係数

FT 燃料要素の温度

記号 変数の名前 (炉心のボリュームについてのみ)

CT 中心温度

ST	表面温度
FAQ	燃料内で発生した熱量 (これらの変数について, NIは $1 \leq NI \leq 20$ 内のボリューム番号である)
記号	<u>変数の名前</u> (流路について)
JW	結合点の流量
JH	結合点のエンタルピ
JX	結合点のクオリティ
LF	放出力*
TD	全圧力差
FD	摩擦による圧力差
ED	位置による圧力差
PD	ポンプによる圧力差
AD	加速による圧力差

(これらの変数に対して, NIは, $1 \leq NI \leq 50$ 以内の結合点番号を示す)

記号	<u>変数</u> (系について)
NQ	ノーマライズされた熱出力
AE	過渡状態で加えられる全エネルギー
FE	燃料内に蓄積したエネルギー
LE	全流出エネルギー
HE	熱交換器によって除去されるエネルギー
EB	エネルギーバランス項
LM	全流出質量
MB	質量バランス
TR	全反応度
RV	冷却材ボイドによる反応度
RW	冷却材の温度変化による反応度
RF	燃料内の温度変化による反応度
RC	制御棒変化による反応度
RD	ドップラー効果による反応度
PO	熱出力
HL	全除熱量
RP	原子炉周期

(これらの変数は, 系の変数であり $NI = 0$)

以下に述べるすべてのカードのフォーマットは 4I3, 6F10.6, 2A4 である。

```

1   4   7  10  13   23   63  73
|N1|N2|N3|N4|X1| ..... |X6|ID|

```

* この version では計算されていない。

すべての場合において、IDは文法上のBCDフィールド(IBM360については、EBCDIC)である。もし、4個以下の整数しかない場合には、残りはブランクのままにしておく。表などの点数を多く与えるため更にカードを必要とする時のフォーマットも同様で

1 4 7 10 13 23 63 73
| | | | |X7| |X12| ID|

等。

(4) 時間巾カード(NTCカード)

- N 1 逐次プリント1回当りの時間ステップ数(0の場合1に設定されている)
- N 2 全域プリント1回当りの逐次プリント数(0の場合50に設定されている)
- N 3 再計算のテープへの書込み1回当りの全域プリント回数(0の場合、20に設定されている)
- N 4 プロットのテープへの書込み1回当りの時間ステップ数(0の場合N1に設定されている)
- X 1 DELTM=この時間巾での計算終了時(sec) ($TLAST_{i-1} < TLAST_i$)

(5) トリップ制御(NTRカード)

- N 1 IDTR = 制御の種類 ($1 \leq IDTR \leq 10$)
 - 1 = 計算の終了
 - 2 = 流出の開始
 - 3 = 原子炉スクラムと熱交換器の除熱量の独立化
 - 4 = 全ポンプのトリップ
 - 5 = 注水開始

-10--6または6-10 = 弁の開放(または閉止)

- N 2 IDSIG = 比較の信号 ($1 \leq |IDSIG| \leq 9$)
 - 1 = 計算終了時間 += 上限, -= 上限
 - 2 = 規格化された原子炉出力, += 上限, -= 下限
 - 3 = 原子炉周期 += 下限, -= 下限
 - 4 = 圧力 (Vol. N3) += 上限, -= 下限
 - 5 = 液面レベル (Vol. N3) += 上限, -= 下限
 - 6 = 水頭水位 (Vol. N3) += 上限, -= 下限
 - 7 = 水温 (Vol. N3) += 上限, -= 下限
 - 8 = 燃料の温度 (炉心 N3) += 上限, -= 下限
 - 9 = 流量 (JUNC N3) += 上限, -= 下限

N 3 IX1 = ボリュームまたは結合点番号

N 4 IX2 = 必要とするボリューム番号
IX2 > 0ならば、 ΔP または ΔT だけ高い値をもちいる。
(IDSIG=4, -4, 7, -7に対して)

X 1 SETPT = 信号の設定値

X 2 DELAY = 信号の設定値に対するトリップ起動の遅れ時間

注：最初のトリップカードは、 $N1 = N2 = 1$ であること。

(6) ボリュームのデータ

N 1 IBUB = 気泡パラメータをセットした番号 ($0 \leq IBUB \leq NBUB$)

N 2 IQIN = 発熱源または吸熱源の指定番号 ($-NHTX \leq IQIN \leq NOCOR$)

IQIN < 0 = 熱交換器領域

(流れのともなり熱交換器のみならば同じ番号が何度でも使用できる)

IQIN > 0 = 炉心領域 (同じ番号は繰り返してできない)

X 1 P = 圧力 (psi) ($0.1 \leq P \leq 3206.2$)

X 2 TEMP = 温度 (あるいは気水混合物のクオリティ)

($^{\circ}F$ または 無次元)

($0 \leq TEMP \leq 1$, あるいは $32 \leq TEMP \leq 5600$)

X 3 V = 体積 (ft^3) ($0 < V$)

X 4 ZVOL = 体積の高さ、底部から上部まで (ft)

X 5 ZM = 気水混合レベル (底部から) (ft) ($0 \leq ZM \leq ZVOL$)

流体相: $ZM = 0$ の場合は、 $ZM = ZVOL$ として設定されている。

流体相: $0 < ZM < ZVOL$ は、流体の上部は空気相を示す。

X 6 ELEV = 体積の底部の位置 (ft)

(7) 気泡のデータ (NBUBカード)

X 1 ALPH = 気泡分布係数 ($0 \leq ALPH$)

X 2 VBUB = 気泡離脱速度 (ft/sec) ($0 \leq VBUB$)

ただし、気泡パラメータのセットの数字 (= IBUB) が零の場合、ALPHA=0, VBUB=0

にコード内でセットされている。

(8) 結合点データ (NJUNカード)

N 1 IW1 = 入口側結合点におけるボリュームの指示番号 ($0 \leq IW1 \leq NVOL$)

N 2 IW2 = 出口側結合点におけるボリュームの指示番号 ($0 \leq IW2 \leq NVOL$)

N 3 IPUMP = (a) ($IW1 > 0, IW2 > 0$) 0 またはポンプ指示番号

($0 \leq IPUMP \leq NPMPC$)

(b) ($IW1 > 0, IW2 \leq 0$) 流出指示番号 ($1 \leq IPUMP \leq NLK$)

(c) ($IW1 \leq 0, IW2 > 0$) 注水指示番号 ($1 \leq IPUMP \leq NFLL$)

(d) ($IW1 \leq 0, IW2 \leq 0$) 0 (無効な結合点)

N 4 IVALVE = 弁の指示番号 ($0 \leq |IVALVE| \leq NCKV$ または $6 \leq |IVALVE| \leq 10$)

(a) $IVALVE = 0$ 弁なし

(b) $1 \leq IVALVE \leq NCKV$, 型式1逆止弁

(c) $-NCKV \leq IVALVE \leq -1$, 型式2逆止弁

(d) $6 \leq IVALVE \leq 10$, トリップにより閉止される弁

($IDTRP = IVALVE$)

(e) $-10 \leq IVALVE \leq -6$ トリップにより開放される弁
(IDTRP=IVALVE)

- X 1 WP = 流量 (lb/sec)
- X 2 AJUN = 臨界流量計算のための最少流路面積 ($0 \leq AJUN$)
 (a) $IW1 > 0, IW2 > 0$
 0 は, 制限なしを示す。
 (b) $IW1 > 0, IW2 \leq 0$
 0 は, 1としてセットされている。
 (c) $IW1 \leq 0, IW2 > 0$
 0 は, 1としてセットされている。
 (d) $IW1 \leq 0, IW2 \leq 0$
 AJUNは省略してよい。
- X 3 ZJUN = 結合点の高さ (ft)
 (a) $IW1 > 0, IW2 > 0$
 ZJUNは, 入口側および出口側ボリュームの上部と底部の高さの間に入っていないなければならない。
 (b) $IW1 > 0, IW2 \leq 0$
 ZJUNは, 入口側ボリュームの上部と底部の間に入っていないなければならない。
 (c) $IW1 \leq 0, IW2 > 0$
 ZJUNは, 出口側ボリュームの上部と底部の間に入っていないなければならない。
 (d) $IW1 \leq 0, IW2 \leq 0$
 ZJUNは省略される。
- X 4 INERTA = 結合点の流路長さ と断面積の比 L/A (ft⁻¹)
 ($0 \leq INERTA$)
 (a) $IW1 > 0, IW2 > 0$
 INERTA > 0
 (b) $IW1 \leq 0$ または $IW2 \leq 0$
 INERTA ≥ 0
- X 5 KJUN = 摩擦係数 (lb_f-sec²/lb_m-ft³-in²)
 ($0 \leq KJUN$)
 (a) $IW1 > 0, IW2 > 0$
 KJUN = 0 の場合には圧力損失から計算される値になる。それが正の値となること。
 (b) $IW1 \leq 0$ または $IW2 \leq 0$
 これ以外ではKJUNは省略される。KJUN = 0 は中で置き換えられる。(IW2 ≤ 0 に対して)

(9) ポンプ減衰曲線 (NPMP C > 0 ならば 1 個の曲線)

- N 1 NPUCD = データ点の数
($2 \leq \text{NPUCD} \leq 20$)
- X 1 CAVCON = キャビテーション定数
X 2 なし
- X 3 TIME 1 (秒)
X 4 MULTIPLIER 1 (規格化された減衰特性値)
X 5 TIME 2
X 6 MULTIPLIER 2
X 7 TIME 3
X 8 MULTIPLIER 3
等。

ここで、 $\text{TIME}1 < \text{TIME}2 < \text{TIME}3 < \dots$

(10) ポンプヘッド (NPMP C 個の曲線)

- N 1 NPUMP = データ点の数
($2 \leq \text{NPUMP} \leq 20$)
- N 2 I X = 流量の変数の型
I X ≤ 0 ならば 毎秒あたりポンドの流量
I X > 0 ならば 毎分あたり米ガロンの流量
- N 3 I Y = ヘッドの変数の型
I Y ≤ 0 平方インチ面積あたりポンドのヘッド
I Y > 0 フィートでのヘッド
- X 1 SPUMP = 必要な正の入口側ヘッド (通称 NPSH) (ft)
X 2 FPUMP = 停止時摩擦係数
($\text{lb}_f - \text{sec}^2 / \text{lb}_m - \text{ft}^3 - \text{in}^2$)
- X 3 FLOW 1 (lb/sec または gal/min)
X 4 HEAD 1 (lb/in², または ft)
X 5 FLOW 2
X 6 HEAD 2
等。

ここで、 $\text{FLOW}1 < \text{FLOW}2 < \dots$

(11) 逆止弁 (NCKV カード)

- X 1 PCV = 弁を閉止するための背圧 (lb/in²)
X 2 CV 1 = 順方向流路摩擦係数
($\text{lb}_f - \text{sec}^2 / \text{lb}_m - \text{ft}^3 - \text{in}^2$)
- X 3 CV 2 = 逆方向流路摩擦係数 弁開放の場合
($\text{lb}_f - \text{sec}^2 / \text{lb}_m - \text{ft}^3 - \text{in}^2$)
X 4 CV 3 = 逆方向流路摩擦係数 弁閉止の場合

$$(\ell b_f - \text{sec}^2 / \ell b_m - \text{ft}^3 - \text{in}^2)$$

(12) 流出条件のセット (NLK 曲線)

- N 1 NAREA = データ点の数
($2 < \text{NAREA} < 20$)
- N 2 ICHOKE = 流出の状態
 ICHOKE ≤ 0 ならば, 臨界流出でないことを示す。
 ICHOKE > 0 ならば, 臨界流出を示す。
- X 1 SINK = 系外の圧力 ($\ell b / \text{in}^2$)
- X 2 CONCO = 放出係数
- X 3 TIME1 (sec)
- X 4 AREA1 (ft^2 , AJUN > 0 ならば無次元)
- X 5 TIME2
- X 6 AREA2
等。

ここで, TIME1 $<$ TIME2 $<$ ……

(13) 注水条件のセット

- N 1 NFILL = データ点の数 ($2 < \text{NFILL} < 20$)
- N 2 IX = 独立変数
 IX = 0 ならば時間
 IX > 0 ならば圧力 ($P_{\text{VOL}} + P_{\text{grav}}$)
 IX < 0 ならば差圧 ($P_{\text{VOL}} + P_{\text{grav}} - P_{\text{fill}}$)
- N 3 IY = 流入の状態
 IY ≤ 0 ならば 毎秒, 平方フィートあたりポンド流量
 IY > 0 ならば 毎分, 平方フィートあたりガロン流量
- X 1 FILPRS = 給水タンク内の圧力
- X 2 FILTEM = 給水タンク内の温度またはクオリティ
- X 3 TIME, または PRESSURE, (sec または $\ell b / \text{in}^2$)
- X 4 FLOW1 ($\ell b / \text{sec} \cdot \text{ft}^2$ または $\text{gal} / \text{min} \cdot \text{ft}^2$)
- X 5 TIME2 または PRESSURE2
- X 6 FLOW2
等。

ここで, TIME1 $<$ TIME2 $<$ …… または, PRESSURE1 $<$ PRESSURE2 $<$ ……

(14) 動特性定数 (NOCOR > 0 ならばカード 1 枚)

- N 1 NODEL = 遅発グループ数
 NODEL ≤ 0 入力による出力・時間曲線
 NODEL = 7 1つの速発中性子群と 6つの遅発中性子群
 NODEL = 18 1つの速発中性子群と 6つの遅発中性子群と 11の
遅発ガンマ線源
- X 1 BOVL = B/L = 有効遅発中性子の割合 / 平均寿命 (sec^{-1})

X 2 RHOIN = 初期反応度 (\$)

(15) スクラム曲線 (NOCOR > 0 ならばカード 1 枚)

N 1 NSCR = データ点の数
(2 ≤ NSCR ≤ 20)

X 1 TIME1 (sec)

X 2 REACTIVITY, または規格化出力 (\$ または無次元)

X 3 TIME2

X 4 REACTIVITY2 または規格化出力
等。

ここで, TIME1 < TIME2 < ……

(16) ドップラー曲線 (NOCOR > 0 で NODEL > 0 ならばカード 1 枚)

N 1 NDOP = データ点の数
(2 ≤ NDOP ≤ 20)

X 1 TEMPERATURE1 (F)

X 2 REACTIVITY1 (\$)

X 3 TEMPERATURE2

X 4 REACTIVITY2

等。

ここで TEMPERATURE1 < TEMPERATURE2 < ……

(17) 反応度係数 (NODEL > 0 ならばカード NOCOR 枚)

X 1 ALPHVW = ボイド係数 (\$ / %)
X 2 ALPHTW = 水温度係数 (\$ / F)
X 3 ALPHTM = 燃料温度係数 (\$ / F)
X 4 DOPWT = ドップラー荷重因子

(18) 流路データ (カード NOCOR 枚)

N 1 IMTL = 燃料棒形状のセットの番号
N 2 NODT1 }
N 3 NODT2 } = 温度をプリントさせる燃料棒内領域の番号
N 4 NODT3 }

X 1 QFRAC = 各炉心ボリュームで発生する出力の全出力に対する割合

X 2 ARHT = 各炉心ボリュームの伝熱面積 (ft²)

X 3 CHNL = 流路長さ (ft)

X 4 HDIAM = 水力等価直径 (ft)

X 5 HEDIAM = 熱力等価直径 (ft)

(19) 燃料棒形状の定数 (NMTL セット)

セットの最初のカード

N 1 NR = 燃料棒内領域の数, すなわちこのセットのカードの数 (1 ≤ NR ≤ 6)

N 2 IKCW = 最初の領域の熱的物性値の表の指定番号 (1 ≤ IKCW ≤ NKC)

N 3 NDRW = 最初の領域の中の空間ステップの数
 X 1 DRW = 空間ステップの寸法 (ft)
 X 2 RHOIW = 最初の領域の物質の密度 (lb/ft³)
 X 3 POFRW = 最初の領域の発生する出力の割合
 セットの 2 番目以後のカード

N 1 NR = ブランクまたは 0

以下は同様に、2 番目以後のデータを与える。各セットの合計として $\sum NDRW < 31$

(20) 熱的物性値の表 (NKC セット)

1 セットにつき

N 1 NKP = 熱伝導率の表の点の数
 ($2 \leq NKP \leq 20$)

X 1 TPK1 = 温度 1 (°F)
 X 2 TPK2 = 熱伝導率 1 (Btu/ft²-hr-°F)
 X 3 TPK3 = 温度 2
 X 4 TPK4 = 熱伝導率 2

以下 NKP 点数まで読む。

ここで 温度 1 < 温度 2 < ……

N 1 NCP = 比熱の表の点の数
 ($2 \leq NCP \leq 20$)

X 1 TPC1 = 温度 1 (°F)
 X 2 TPC2 = 比熱 1 (Btu/lb-°F)
 X 3 TPC3 = 温度 2
 X 4 TPC4 = 比熱 2

以下 NCP 点数まで読む。

ここで 温度 1 < 温度 2 < ……

(21) 熱交換器のデータ (NHTX セット)

N 1 IHTX = データ点の数, 0 は流量と温度の関数を使用の意。
 (IHTX = 0 または $2 \leq IHTX \leq 20$)

(A) IHTX = 0

X 1 = 各熱交換器で除熱する割合
 X 2 TSEC = 二次側温度 (°F)
 X 3 HSXCO = 熱伝達率 (Btu/hr-°F)
 (初期流量が 0 でなければ不用)

(B) IHTX > 0

X 1 TIME1 (sec)
 X 2 NORMALIZED POWER1 (規格化された出力)
 X 3 TIME2
 X 4 NORMALIZED POWER2

等。

ここで, $TIME1 < TIME2 < \dots$

(2) 最終カード (カード 1 枚)

1 カラムから 72 カラムまではブランク別の計算が続くならこのカード省略。

Appendix C コードの問題点と使用上の注意事項

前章までに述べた実験解析や別稿の JPDR-Ⅰ のブローダウン挙動解析を通じて抽出された本コードの問題点および取扱い上の注意事項について、ここで簡単に説明する。この章で述べる項目のいくつかは、すでに RELAP-2 の報告書¹²⁾ で検討されているが、基本的には本コードが RELAP-2 の改良版であり、モデル的に大巾な変更がなされていないことから前報と重複が避けられない。ここでは、前報で明確にならなかった点で、その後の RELAP-3 による解析計算である程度進展が見られた点を中心に説明を加え、今後、改良する場合あるいは使用する場合の参考となるであろうと思われる点について集約する。

C.1 ボリューム構成について

本コードは RELAP-2 とは異なり、解析の対象に応じて最大 20 ボリュームおよび 50 ジャンクションまでを任意に組合せて取扱うことが可能である。この点は RELAP-2 に比べて解析の対象をモデル化する上で大きな利点となっている。例えば電総研の実験解析の場合をみると、RELAP-2 ではボリュームが 3 つに限られていたために、破断口配管が考慮できなかった。このため C_D が 0.4 の場合が最も実験値に近い結果が得られたが、これは一般的に使用されている C_D の値に比べてかなり小さな値である。一方、同じ条件の計算に対して、本コードでは破断口配管についてボリュームを考慮することができるために C_D の値は実際的な値である 0.6 となっている。このように解析の対象をモデル化する上では大巾な改善になっているが、一方ではボリュームの分割方法の明確な定義がないために、ボリュームの構成方法の相違によって異なった結果が得られるという問題に直面することがある。例えば、ROSA の解析 (Fig. 2.9 と Fig. 2.10) に見られたように、同一条件の実験においてもボリュームの構成の相違によって圧力変化や残存水量に違いが生じていると共に、 C_D の値もやや違っている。また、BATTELLE の実験解析に示されたような現象、すなわち、ブローダウン終了時刻近くに現われた流出流量の増大 (Fig. 5.7) なども、1 ボリュームの解析では見られなかったことから判断してボリュームの構成方法の問題としてとらえることができる。

以上の点は、単純にボリュームの構成方法の問題に帰着することができない面もある。なんとすれば、ボリューム構成を行なう上では、必ずジャンクションが必要であり、ジャンクションの抵抗値あるいは慣性項 (長さ/断面積) が計算値に大きな影響を与えることになるからである。さらに各ボリュームの初期圧力あるいは初期温度の設定方法にも大きく依存することが考えられる。いずれにしてもボリュームの構成方法に決め手がない限り、広くパラメトリック計算を行なってボリューム数および構成方法の相違によって生ずる問題点を十分吟味し、最適な構成方法およびボリューム数を設定することが必要である。

C.2 気水分離モデルおよび気泡分布モデルについて

これら 2 つの気泡に関するモデルは、気泡分布あるいは気水界面の時間変化を一次的に取扱い、体系を集中定数系で取扱い上で問題となる点を補足しているという意味で有益なモデル

である。すなわち、RELAPに代表されるブローダウン解析コードは、すべて体系をいくつかのボリュームで代表し、各ボリュームに関しては熱水力的に均質として取扱っている。したがって、この場合、いずれのボリュームにおいても、気泡分布あるいは気水界面は本来存在しない。しかしながら、これまでの実験で示されたように、特に破断口位置に対する気水界面の関係は、放出される流体が2相流から蒸気の放出に変化することによって圧力変化が急変する現象にみられるように、きわめて密接な関係にある。ROSAについて見てみると、Fig. 2.2の場合のように上部破断の実験において、 V_B を零として均質モデルを仮定すると、実験値とおおよそ異なった結果が得られる。これに対し、Fig. 2.4のような下部破断の場合には、圧力低下の割合がなめらかで気水界面との関係はそれほど顕著なものではないことが判る。これら2つの実験解析から明らかなように、上部破断の場合のように破断口位置と気水界面との関係が顕著に現われる場合には、RELAP-3の気水分離モデルはそれなりの効果を発揮する。しかしながら、この気水分離モデルについては以下に述べる点について今後さらに検討あるいは改善が必要であろう。すなわち、第1の問題としては気泡離脱速度 V_B がブローダウン過程を通して一定(インプット)としていることである。Wilsonの実験³²⁾によれば、気泡の離脱速度はクオリティおよび圧力によって大巾に変化するという結果が得られている。したがって、気泡の離脱速度 V_B を一定とした取扱いには限界がある。むしろ気水界面の挙動を正確に評価するためには V_B を体系(ボリューム)のクオリティと圧力の関数として与えることによって、気水界面の挙動をどの程度模倣できるか検討する必要があると考えられる。次に、第2の問題として、RELAP-3では気水界面上部のクオリティを1と仮定している点である。これまでの解析で見られるように、気水界面が破断口位置より低下した場合には、破断口からの放出がクオリティ1の蒸気放出になるため、一般的に云って圧力の計算値は実験値に比べて若干急速に低下する。この点に関して、これまでの解析から判断すると、仮に破断口位置より気水界面が低下したとしても、気水界面上部のクオリティは瞬時に1になるのではなく、ある程度湿り蒸気の放出が続き、徐々にクオリティが1に上昇していくことが推定でき、この意味から気水界面上部のクオリティについては位置的に連続性を考慮したモデルの開発が必要であろうと考えられる。最後に、多ボリューム計算における気水分離モデルの不連続性の問題がある。すなわち、RELAP-3では気水分離モデルにおける V_B はインプットによっていずれのボリュームにも入力することができるが、仮に上下関係にある2つのボリュームに気水分離モデルを適用した場合に、ブローダウン過程で気水界面が両ボリュームで生じることになる。両ボリュームの間にきわめて大きな流動抵抗がある場合には、独立した気水界面が存在しても何ら不合理な点はないが、ROSAの圧力容器のような場合には現象的にいって独立した気水界面を考えることには抵抗がある。この点を改良する方法として、縦方向に連続したボリュームにおいては V_B にも連続を持たせ、気水界面が上方のボリュームから順次降下していくようにする方法が考えられる。以上、気泡分離モデルに関する問題点を摘出したが、これまでの実験解析から云えることは、破断口ボリュームあるいは配管に接続したボリュームのエネルギーおよび質量の収支がブローダウン挙動に及ぼす影響はきわめて大きく、各ボリュームに流出流入する流体のエネルギーあるいは質量が気泡分離モデルに大きく依存することから、ブローダウン解析コードにおける気泡分離モデルの占める役割はきわめて大きいものと云えよう。

一方、RELAP-3に導入されているもう一つの気泡に関するモデルである気泡分布モデルは、これまでに度々説明したように、ボリューム内の気泡分布を考慮するためのモデルであるが、これまでの実験解析の全般を通じて明らかなように、気泡分布係数の変化による影響は比較的少ない。例えば気泡分布の影響が最も現われやすいROSAの単一容器の解析においても、気泡分布に勾配を持たせた場合と均質分布にした場合の相違はそれほど顕著なものではない。ここで強いて気泡分布モデルの問題点を挙げるとすれば、気泡分布モデルに関しても、気泡分離モデルと同様にボリューム間の連続性の問題がある。すなわち、RELAP-3では気泡分布係数はインプットでいずれのボリュームにも任意に与えることができるが、この場合、上下関係にあるボリュームにそれぞれ係数を与えると、ボリューム間での気泡分布に連続性が失われ、現象的にみて不合理な面が生じる。

C.3 臨界流モデルと放出係数について

RELAP-3では臨界流モデルとしてMoodyの臨界流モデルが採用されているが、Moodyの臨界流モデルより算出される臨界流量を実験値と合致させるための修正係数(放出係数 C_D)は、これまでの解析例に見られるようにほぼ0.6~0.8の範囲にあるものの、条件によって種々に変化することが明らかとなった。すなわち、ROSAの実験解析の結果(Table 2.1)に示したように、放出係数 C_D は上部破断の場合をみても、同じ初期圧力、同じ初期温度の実験において破断口径の大きさによって異なっている。また、同じ破断口径の実験に対しても、上部破断の場合と下部破断の場合とでは C_D の値は若干違っており、一般的に上部破断の場合は下部破断の場合に比べて C_D は小さくなる傾向がROSAのみならず電総研の実験解析にも見られる。この理由については、現象そのものに依存する可能性、特に気泡分離モデルと関連して破断口位置におけるクオリティの厳密な評価によるところが大きい。いずれにしても放出係数 C_D については、現状では0.6~0.8の値をパラメトリックに与えて実験値と照合させて決定するしかない。しかしながら、実炉の安全解析においては、現在、事故を過大評価するために最大 $C_D = 1$ として解析を行なっているが、より厳密な解析を行なうためには、破断口径あるいは形状効果の入った一般性のある放出係数を導入することが必要であろうと考えられる。

RELAP-3では臨界流モデルとしてMoodyのモデルを採用しているが、Moodyの臨界流モデルはクオリティ x が0.01以下では十分確かめられているとは云えない面がある。したがって、Moodyモデルの適用範囲を明確にする必要がある。例えば、Fig. 2.5に示されたように、ROSAの25mmφの実験では C_D が1.2となっており、これは従来考えられていた C_D の概念を逸脱していると考えられる。この点について安達の研究³³⁾によれば、クオリティ x が零に近い領域では、発泡の核となる気泡が不足するため、オリフィスを通過する際に生じる極めて急速な減圧に蒸気発生が追従できず、水単相流の放出に近い流出特性になり、このため C_D が急激に大きくなるものと考えられている。この研究に基づいて考えると、RELAP-3においても、クオリティ x が零に近い場合とそうでない場合とでは、放出係数 C_D を違えて適用できるように考慮する必要があると思われる。

C.4 時間巾について

この報告書で述べた実験解析の範囲では、解析の対象がほぼ単一容器であり、したがって、モデル化の上ではボリューム分割数が少なくすむので、計算時間についてはそれほど大きな問題にはならなかった。しかしながら、実炉体系や実炉体系を模擬した実験装置の解析においては、ボリューム分割数が大巾に増大すると共に、プラントあるいは実験装置の幾何学的形状による制約などから、安定な解を得るためにはかなり小さな時間巾を用いなければならず、膨大な計算時間を要することになる。ことにブローダウン挙動解析においては、現象の進行過程で急激な変動が生じる場合（非常冷却系の注入開始時とか気水界面の低下による配管から出入する流体の相変化）が多く、この不安定性を避けるために最初から時間巾を小さくすると膨大な計算時間を要し、反対に時間巾を大きくすると不安定性が現われ、時間巾の設定は RELAP-3 を使用する上での大きな障害となっている。RELAP-3 では、一応、上記の問題を避けるために任意の時刻において時間巾を変更できるよう工夫されていると共に、再計算の機能を有しているが、どの時刻で時間巾を変更するかは、最終的な結果をあらかじめ把握しているか、あるいは経験的に決める以外にない。

以上述べた時間巾の改良に対しては、次に述べる2つの方法が考えられる。その1つは、数値解法を根本的に改良することであるが、時間依存の熱水力学挙動の数値解法そのものが未だ決定的なものがなく、かつ模索段階である以上、簡単に解決できる問題ではない。その2は、RELAP-3 で時間巾が問題になるのは特に小さいボリュームをとった時であるから、小さいボリュームについてのみ、言い換えれば不安定になったボリュームについてのみ時間巾を小さくして繰返し計算を行なわせるように改良することであろう。いずれにしても、時間巾の問題は、ボリュームの分割方法とも関連して、この種のコードを使用する上での重要な課題であると云えよう。