

#### 4. 炉心溶融事故の進展とFPの放出・移行挙動に関する感度解析

##### 4.1 感度解析の概要

###### (1) 解析の目的

1984年から1987年にかけて、井田らと共に、PWRとBWRの幾つかの事故シーケンスを対象に、THALES/ARTコード体系を用いて、炉心溶融事故の進展とFPの放出・移行挙動に関し広範な感度解析計算を実施した<sup>1)4)7)8)9)</sup>。その目的は次のとおりである。

- ①多様な事故シーケンスについて多くのパラメータを対象として感度解析計算を実施することにより、炉心溶融事故はどのように進展するのか、ソースタームほどの程度のオーダーになるのか、またそれを支配するのはどのような因子かを明らかにする。
- ②THALES/ARTコード体系によるソースタームの評価結果や解析を通じて得られた知見を他のコードのそれと比較することにより、計算モデルの違いがソースタームの不確かさに及ぼす影響を推定する。

###### (2) 解析の対象と方法

感度解析計算の対象としたプラントは、米国のIndian Point 3号機（PWR、大型ドライ格納容器）と、Browns Ferry 1号機（BWR、Mark I型格納容器）である。これらのプラントを選んだ理由は、もっぱらプラント諸元に係るデータを手に入れたことによる。公開のプラント・データとしては、国内では設置許可申請書、米国では最終安全解析報告書（Final Safety Analysis Report: FSAR）があるが、後者の方がより多くの情報を有している。これに加えて、この2基のプラントについては、原研の確率論的安全評価に関する研究のために、より詳細なデータも入手されていた。

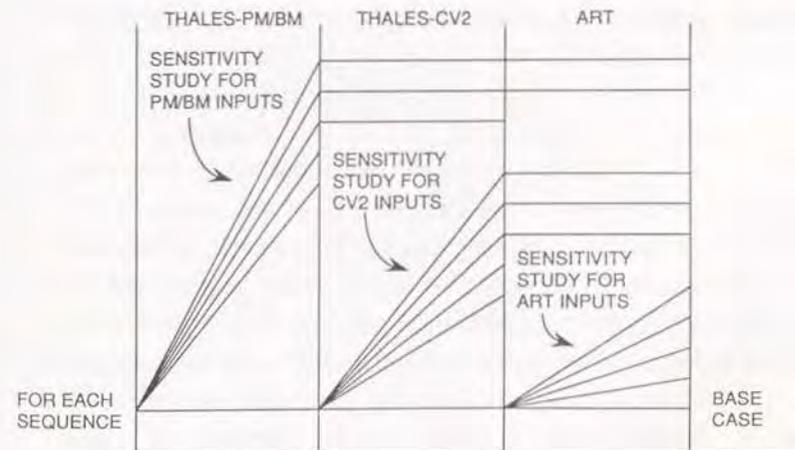
どちらの感度解析でも、まず3種類の事故シーケンスを選定した。そして、各シーケンスについて標準ケースを定めて事故進展とFPの放出・移行挙動の解析を行い、その結果を検討した。次いで、原則として、それぞれの標準ケースと入力条件を1個ないし1組変化させたケースの解析を次々に行い、入力データの違いが結果に与える影響を評価した。ただし、特に重要な入力条件（例えば、格納容器冷却系の作動・不作為や、原子炉キャビティへの水の流入の有無）については、標準ケースと2個ないし2組のデータを同時に変更した解析も行った。

本感度解析計算では、各パラメータが結果に及ぼす影響の強さや全体としてのソースタームの不確かさを定量的に求めるよりは、むしろ、炉心溶融事故の進展やソースタームはどのような範囲に広がり得るのか、その支配メカニズムは何かを把握することを目指していた。このため、解析対象とする事故シーケンスの選定では、過去のPSSAでリスク上重要とされているかどうかも考慮したが、それ以上に、原子炉冷却系内事故進展が互いに著しく異なるものを選んだ。また、感度解析における各パラメータの変更範囲も、燃料棒溶融落下モデルのような選択肢で与える入力データについてはできるだけ様々な選択肢を選ぶようにし、LOCAの場合の破断口径や破断位置のような連続量で与える入力データについては、考えられる限りできるだけ広くとった。

第4-1図は、感度解析計算の手順を示すものである。

標準ケースの解析を行った後、まずTHALES-PMもしくはTHALES-BMコードによる原子炉冷却系内事故進展の感度解析を実施した。

次いで、THALES-CV2コードによる格納容器内事故進展の感度解析を実施したが、そこでは、①原子炉冷却系内事故進展解析はTHALES-PM、THALES-BMの入力データを変化させ、格納容器内事故進展解析は標準ケースの入力デ



第4-1図 炉心溶融事故の進展とソースタームに関する感度解析計算の実施手順

ータを用いる解析と、②原子炉冷却系内事故進展は標準ケースの入力データを用い、格納容器内事故進展解析はTHALES-CV2の入力データを変化させる解析の、2通りの解析を行った。但し、①については、原子炉冷却系内での事故進展計算結果が大きく異なったものと、原子炉冷却系内事故進展はあまり異ならないものの、格納容器内事故進展もしくはFPの放出・移行挙動には大きな影響を及ぼしそうだと言われたものについてだけ、格納容器内事故進展解析を実施した。

ARTコードによるFPの放出・移行挙動の感度解析でも、同様にして、前段の解析の結果は上述の①もしくは②の感度解析ケースの入力データを用い、FPの放出・移行挙動の解析は標準ケースの入力データを用いる解析と、前段の解析は標準ケースの入力データを用い、FPの放出・移行挙動の解析はARTの入力データを変化させる解析の、2通りの解析を行った。

以下、4.2節でPWR、4.3節でBWRの感度解析計算結果を示す。これらの節での事故進展及びFPの放出・移行挙動の解析結果の説明は、PWRの小破断LOCA時ECCS不作動シーケンスとBWRの全交流電源喪失シーケンスに対するものに重点を置いて記述し、他は結果の概要を記述することとする。4.4節では、PWRとBWRの感度解析結果を通じて得られた、事故進展とソースタームの支配因子についての知見を記述する。

## 4.2 PWRについての感度解析計算

### 4.2.1 標準ケースの計算条件と計算結果

#### (1) 対象としたプラント及び事故シーケンス

PWRについての感度解析計算は、米国のIndian Point 3号機を対象として実施した<sup>195-197)</sup>。同機は、熱出力3,025MWのWestinghouse社設計の4ループPWRであり、大型ドライ格納容器を有している。特徴として、格納容器に非常用のクーラーがついている。

この感度解析計算では、次の3つの事故シーケンスを対象とした。

- ①小破断LOCA時ECCS不作動
- ②大破断LOCA時ECCS不作動
- ③全給水喪失時ECCS不作動

なお、ここでいうECCSとは高圧・低圧の注入系を指し、特定の感度解析ケースを除き、いずれの事故シーケンスでも、1次系圧力が設定圧以下まで低下すれば、蓄圧器中の冷却材は圧力に応じて注入されるとした。格納容器冷却系については、標準ケースではスプレイもクーラーも不作動とし、それらが作動した場合の影響は感度解析計算の中で検討した。原則として、計算は事故開始後1,000分(16.7時間)まで実施した。

#### (2) 標準ケースの計算条件

標準ケースの主要な計算条件は第4-1表のように定めた。

プラントの構成や寸法、定格条件等に関するデータは、原則として、Indian Point 3号機の最終安全解析報告書(FSAR)<sup>198)</sup>から採った。体系のモデル化に当たっては、炉心は半径方向に3領域に、軸方向に24ノードに分割した。1次冷却系は、第2-9図に示した11ボリュームに分割した。格納容器は、原子炉キャビティ部以外の全空間を1個の独立コンパートメント(以下「主コンパートメント」と呼ぶ)とし、原子炉キャビティはその従属コンパートメントとした。

格納容器床の水が原子炉キャビティに流入する(ウェット・キャビティ)かしない(ドライ・キャビティ)かは、事故の進展等に大きく影響すると思われるが、感度解析の目的が実機の評価よりは炉心熔融事故の理解であることと、原子炉キャビティ周りの詳細な形状が手持ちデータからでは不明であったことから、標準ケースはウェ

ット・キャビティとし、ドライ・キャビティになった場合の影響は感度解析で調べる  
こととした。(入力データの作成としては、主コンパートメントとキャビティを結ぶジャン  
クションの主コンパートメント側端点の高さを、ウェット・キャビティの場合は主コ  
ンパートメント床位置とし、ドライ・キャビティの場合は主コンパートメントの頂部  
近くまで十分高くした。)

第4-1表 PWRについての感度解析計算での各標準ケースの計算条件

#### 体系モデル化

- ①炉心は3領域×24ノードに分割
- ②1次系は11ボリュームに分割し、2次系は各蒸気発生器を1ボリュ  
ームとする。
- ③格納容器床の水は原子炉キャビティに流入すると仮定(ウェット・  
キャビティ)

#### 起回事象

- ①小破断LOCA: コールドレグ下部に直径2 inchの破断
- ②大破断LOCA: コールドレグ下部に直径6 inchの破断
- ③全給水喪失: 主給水・補助給水の同時喪失

#### 安全系やポンプ等の作動

- ①原子炉及び1次冷却ポンプは事故開始時にトリップ
- ②蓄圧器以外のECCSは不作動
- ③LOCAシーケンスでは補助給水系作動
- ④格納容器冷却系は不作動

#### 燃料棒、炉内構造物、格納容器等の損壊条件

- ①燃料棒損壊温度は2,300°Cと仮定
- ②燃料棒熔融落下モデルは、炉心下端に落下するモデルを採用
- ③炉心の75%が熔融すると全炉心損壊が起きると仮定
- ④炉心支持板及び原子炉容器底部鏡板の損壊温度は1,000°Cと仮定
- ⑤格納容器の破損圧力は内圧0.98MPaと仮定

#### FPの放出・移行

- ①燃料及び融体からのFPの放出速度はNUREG-0772のモデル
- ②格納容器から容積の1%/dayの漏洩を仮定

事故シーケンスについては、小破断・大破断LOCA時ECCS不作動シーケンス  
では、加圧器のついている1次冷却ループのコールドレグの最下部に、それぞれ直  
径2 inch (0.051m)、6 inch (0.152m)の破断口を想定し、放出係数は0.6とした。  
(原子炉安全研究<sup>12)</sup>では直径6 inch以上を大破断、それ以下を小破断としている。  
その定義に従えば、本論文での大破断は「中破断」と呼ぶべきものである。)また、  
これらのシーケンスで、2次冷却系は事故発生と同時に主給水から補助給水に切り換  
わるとした。全給水喪失時ECCS不作動シーケンスでは、主給水及び補助給水は同  
時に喪失するとした。いずれの事故シーケンスにおいても、原子炉及び1次冷却ポン  
プは事故発生と同時にトリップするとし、蓄圧器以外のECCSは不作動とした。格  
納容器冷却系は、スプレイもクーラーも不作動とした。

蒸気発生器の伝熱管表面熱伝達率は、この解析の時点のコードでは一定値を入力デ  
ータで与える方式であり、1次側・2次側とも、水位下では60Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (340W/  
m<sup>2</sup>・°C)、水位上では10Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (56.8W/m<sup>2</sup>・°C)とした。(THALES各  
コードは、付録Cに記載する汎用単位換算プログラムUCL2を用いて、任意の単位  
で入力データを読み込んだ後、コードが使用する単位系の単位に換算する。これよ  
り、入力データ作成における単位換算計算の労力を省き誤りを防ぐと共に、入力値の  
精度に係わる認識をなくさないようにしている。本論文でも、使用した入力データを  
そのまま表示し、それをSI単位系に換算した値を併記する。)

なお、このPWRについての感度解析の結果、蒸気発生器伝熱管部での熱伝達率は  
事故進展に大きな影響を及ぼし得ることがわかったので、これより後実施した「PWR  
のフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析(5.4節参照)」に先立って、詳  
細な伝熱相関式モデルを作成してTHALES-PMコードに組み込んだ。その結果、  
本節の感度解析の標準ケースの熱伝達率は小さ過ぎたことが判明した。4.2.2項で述  
べるように、標準ケースの5倍の熱伝達率を用いた感度解析の示すところによれば、  
この熱伝達率を用いても事故の全体的な進展(事故開始から重要事象発生までの経過  
時間)にはほとんど影響はなかったが、標準ケースの1次系圧力は現実的なものより  
高く計算されており、蓄圧器注入開始が多少遅れている。

燃料棒熔融落下モデルについては、燃料棒ノードは被覆管温度が2,300°Cに達した  
時熔融し、炉心下端(既にその位置に落下しているノードがあれば順次その上のノ  
ード位置)まで落下するとした。(入力データの作成としては、炉心最下部にグリッド  
・スベアサがあるとした上で、熔融ノードがグリッド・スベアサ位置まで落下するモ

デルを採用した。) 溶融ノードの割合が全炉心の75%に達すると、全炉心崩壊が起きるとした。炉心支持板及び原子炉容器底部鏡板は、共にその温度が1,000°Cに達した時損壊するとした。

格納容器内事故進展の計算条件については以下のように定めた。

ブローダウン・データは、THALES-PMコードの出力結果を用いた。(この時点ではまだTHALES-PMコードとTHALES-CV2コードは連結していなかったため、水や水素の放出流量や比エンタルピを時間依存のテーブルで与えた。)

ヒートスラブとしては、格納容器ドーム、格納容器壁、格納容器内部のスチール製構造物、格納容器内部のコンクリート製構造物をモデル化した。ヒート・スラブの表面熱伝達率は、液相と接していれば30Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (170W/m<sup>2</sup>・°C)、気相と接していれば10Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (56.8W/m<sup>2</sup>・°C)とした。

可燃性ガスの燃焼については、いずれかひとつのコンパートメントで発火条件を満足すれば、引火条件を満足する全コンパートメントで燃焼が起きるとした。

原子炉キャビティでの伝熱については、融体の上部に水がない場合は、融体の上面から出る輻射熱の半分は原子炉キャビティの気体領域に与えられ、半分は指定したヒート・スラブに与えられるとした。融体の上部に水がある場合の融体-水間の熱伝達係数は200Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (1,135W/m<sup>2</sup>・°C)とした。融体下面での融体-コンクリート間の対流熱伝達率(輻射熱伝達の分を除く)は10Btu/ft<sup>2</sup>・hr・°F (56.8W/m<sup>2</sup>・°C)とした。

格納容器破損条件については、格納容器内圧が10kg/cm<sup>2</sup> (0.98MPa)に達した時に容器の上部が過圧破損するとし、破損口の面積は1.0m<sup>2</sup>とした。

F Pの放出・移行挙動解析では、キセノン(Xe)、ヨウ化セシウム(CsI)、水酸化セシウム(CsOH)の3種を解析対象とした。これに加えて、炉内構造物やコンクリート成分から成るエアロゾルも核種のひとつとして取り扱った。事故開始時の炉心内F P蓄積量の分布は、発熱量分布に比例するとした。燃料及びその融体からのF P放出速度はNUREG-0772<sup>(27)</sup>のモデルに従うとした。格納容器破損までは格納容器から容積の1%/dayの漏洩を仮定した。F Pの化学反応と核変は考慮しなかった。

### (3) 小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス標準ケースの計算結果

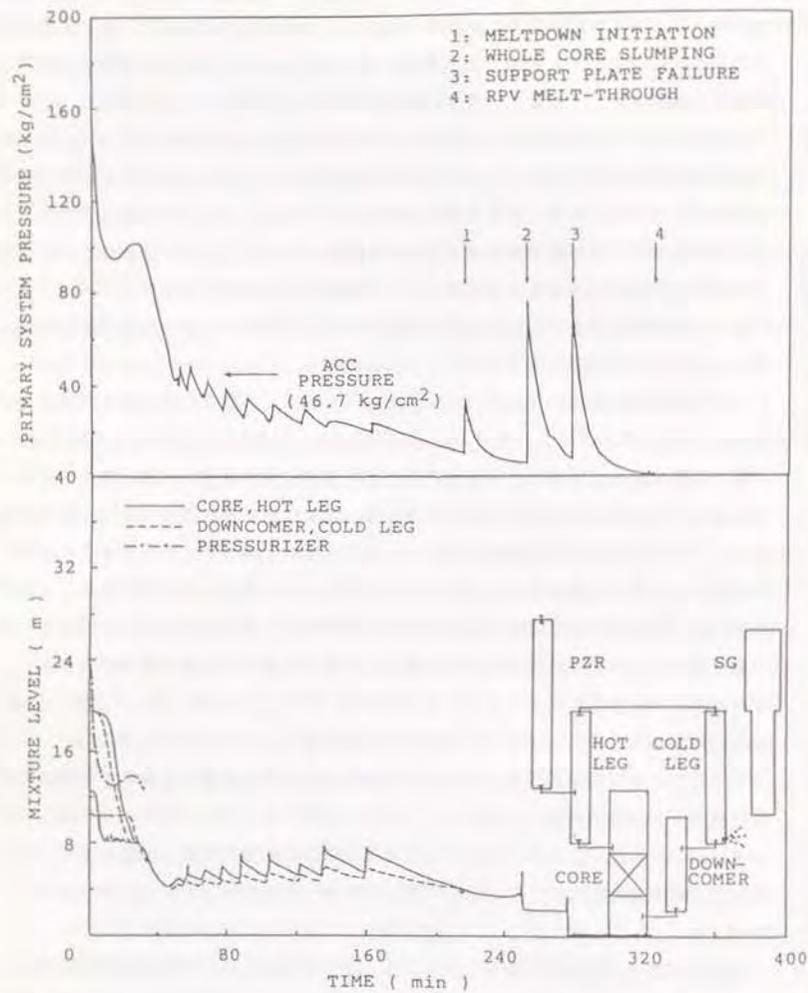
3つの標準ケースの計算のうち、小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスの結果を、第4-2図~第4-4図に示す<sup>(28)</sup>。

第4-2図は1次系の圧力と1次系内各部の水位の計算結果である。事故開始直後は、コールドレグ下部の破断口から水が流出し、1次系圧力と加圧器水位の急低下が起きる。炉心・上部プレナムで加熱沸騰・減圧沸騰によって発生した気泡が液相連続領域から離脱することにより、事故開始後2分頃(以下単に~分頃と言う)、上部プレナムに水位が形成される。8分頃、この水位がホットレグ位置まで低下し、蒸気発生器伝熱管内に蒸気が流入してそこに水位が形成される。これ以後、ホットレグ側水位は常にコールドレグ側水位より高く計算されている。これは、THALES-PMコードは1次冷却ポンプの停止を仮定すると各ループのコールドレグとホットレグの間で静水圧のバランスを取るが、ホットレグ側のボイド率がコールドレグ側のボイド率より大きいからである。30分頃に破断口が水位上に露出して放出流が気相流になると、1次系圧力は顕著に低下する。

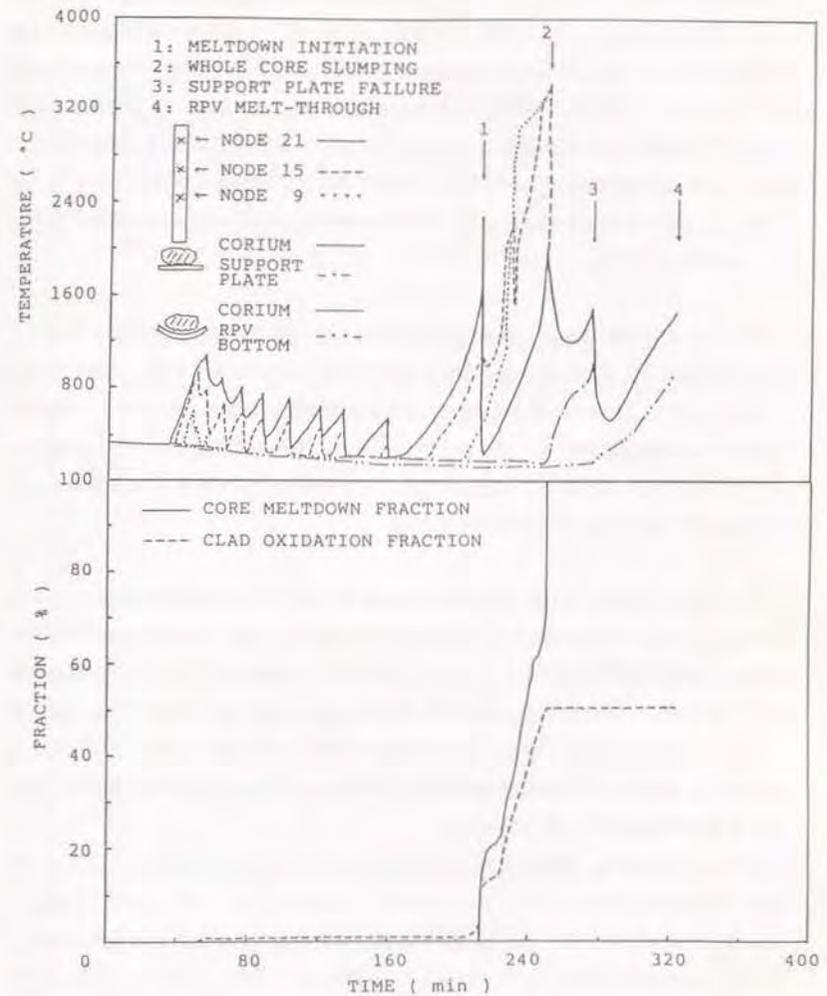
47分頃には炉心の約80%が水位上に露出し、1次系圧力が蓄圧器の作動設定圧46.7kg/cm<sup>2</sup> (4.58MPa)に達し、蓄圧水の注入が始まる。未飽和の蓄圧水の注入直後は、炉心での蒸気発生が停止して1次系圧力が更に低下し、蓄圧水の一層の注入を促すので、炉心水位は急上昇する。しかし、注入された水が飽和温度に達すると、炉心水位が高くなっているため蒸気発生量が大きくなり、1次系圧力が上昇して蓄圧水の注入を阻害するようになる。そして、水位が再び低下して1次系圧力が蓄圧器圧力(蓄圧水が少なくなって蓄圧器内気体領域が増えた分だけ元の圧力より低くなっている)まで低下すると、再び蓄圧水の注入が始まる。このように、蓄圧器は間欠的に作動し、それは蓄圧水の全量が注入されつくす160分頃まで続く。この間、炉心水位は、蓄圧水注入による急上昇と、沸騰による低下とを繰り返す。

(こうした間欠的な蓄圧器の作動と1次系圧力の上昇・低下は、熱水力実験の結果や他のコードの解析結果にも現われているが、条件により変化し得る。THALES-PMコードを用いて同じケースで蒸気発生器熱伝達率を大きくした解析では、蓄圧水は少しずつ連続的に注入され、1次系圧力も滑らかに低下している。)

第4-3図で上段は燃料棒及びその融体、炉心支持板、原子炉容器底部鏡板の温度変化を示し、下段は炉心の溶融割合及び燃料被覆管の酸化割合を示す。炉心各部の温度は、35分を過ぎた頃、水位上に露出した部分から昇温し始めるが、蓄圧器の間欠作動により水位が回復すると温度が急低下するので、図のように昇温・降温を繰り返す。160分頃に蓄圧水の注入が終了すると、水位上の炉心ノードの温度は単調に上昇し始める。213分頃に炉心ノードのひとつが溶融温度2,300°Cに達し、同ノードは炉心下端に落下して冷却される。



第4-2図 1次系圧力と1次系内各部の水位の計算結果  
(小破断LOCA時ECCS不作動シーケンス)



第4-3図 炉心及び原子炉容器内各部の温度と炉心溶融割合及び被覆管酸化割合の計算結果(小破断LOCA時ECCS不作動シーケンス)

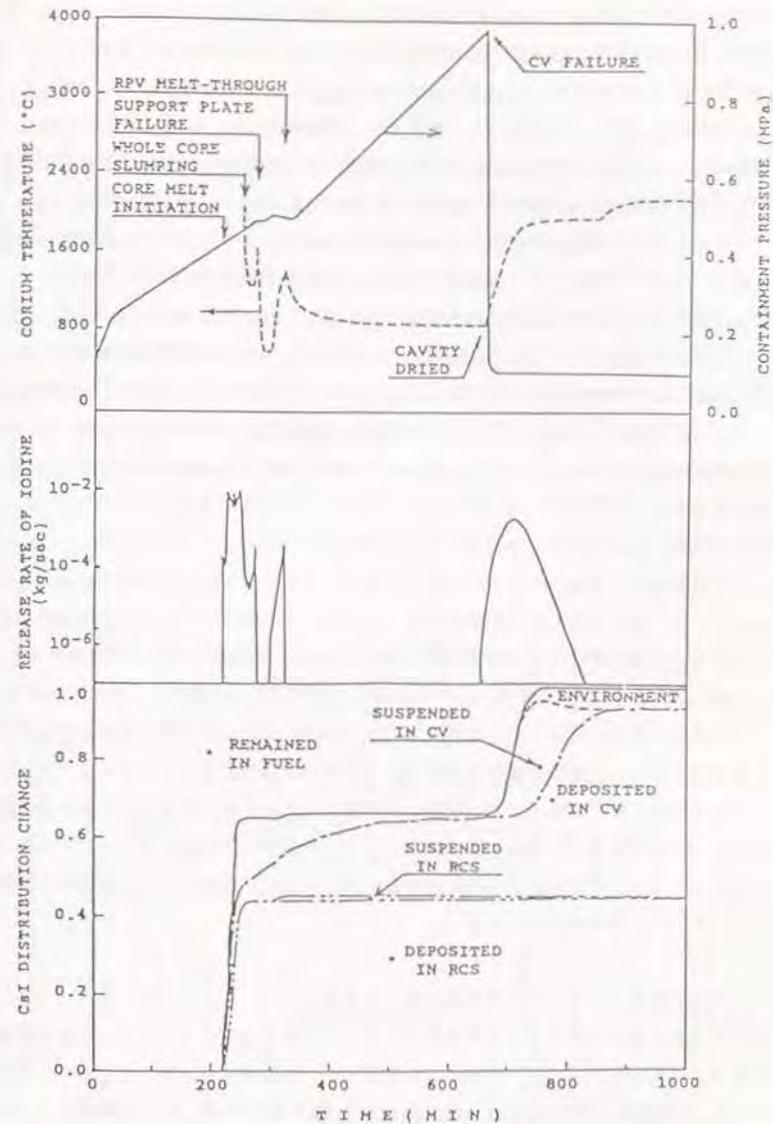
250分頃に炉心の溶融割合が75%に達し、全炉心が崩壊して一塊の融体となって炉心支持板上に落ちる。炉心支持板の損壊は278分頃、原子炉容器の溶融貫通は324分頃に起きている。なお、炉心ノードの最初の溶融落下、全炉心の崩壊、炉心支持板の損壊が起きると、その都度下方にあった水が沸騰し、第4-2図の上段の図に示したような1次系圧力の急上昇が起きる。ただし、このシーケンスでは、破断口が水位上に露出し破断流が蒸気流になっていることから、こうした圧力急上昇があってもその後比較的短時間内に圧力は低下し、原子炉容器溶融貫通が起きる頃には1次系の圧力は十分低くなっている。

第4-4図は格納容器内の事故進展とF Pの放出・移行挙動の計算結果である。上段は炉心融体の温度と格納容器圧力、中段はヨウ素の放出速度、下段は各部におけるヨウ化セシウム(CsI)の存在量の、それぞれ時間変化を表わしている。(原子炉容器内でも格納容器内でも、ヨウ素は放出されるとただちにヨウ化セシウムとなり、エアロゾルとしてふるまうと仮定している。)計算結果として得られた事故進展とヨウ素の放出・移行挙動は次のとおりである。

上段の図で、破線は全炉心崩壊が起きた後の炉心融体の温度の変化を表わしている。250分から324分までの期間は原子炉容器内にある融体の温度、それ以降は原子炉キャビティ内にある融体の温度を示している。融体からの熱除去が不十分だと、崩壊熱や化学反応熱により融体温度は上昇する。融体が落下した時に落下先に水があれば、水は蒸発して融体温度は低下する。図中の融体温度の上下はこうした現象を反映したものである。事故開始後約11時間経過して、原子炉キャビティ内で水が全量蒸発した後は、融体温度は単調に上昇し始める。

上段の図の実線は、格納容器内圧の変化を表わしている。格納容器圧力は、原子炉容器の溶融貫通が起きるまで、1次冷却材のブローダウンや、ジルコニウムの酸化による水素発生により上昇する。原子炉容器溶融貫通後は、この計算では格納容器床下にたまった水が原子炉キャビティに流入する(ウェット・キャビティ)と仮定しているので、融体から水への伝熱により水蒸気が発生し、圧力の上昇が続く。原子炉キャビティ内の水が全量蒸発する頃、格納容器圧力が破損設定圧 $10\text{kg/cm}^2$  ( $0.98\text{MPa}$ )に達し、格納容器は破損して圧力が急低下する。

中段の図は、燃料からのヨウ素の放出速度の変化を表わしている。燃料や融体からのF Pの放出速度はNUREG-0772<sup>[27]</sup>のモデルに基づいて温度の関数として計算してい



第4-4図 融体温度及び格納容器圧力、ヨウ素放出速度、ヨウ化セシウム存在量分布の計算結果(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

るので、FPの放出は炉心が高温になって溶融開始する頃になると激しくなり、燃料棒の溶融部分やその集合体である融体が水位下に落下して冷却されると停止する。図のヨウ素の放出速度も、上段の図の融体の温度変化を反映したものになっている。炉心支持板損壊後の少しの期間と、原子炉容器溶融貫通後原子炉キャビティ内の水が全量沸騰してしまうまでの期間には、融体温度が十分に低下してヨウ素の発生は停止している。(融体温度が900°C以下の時はヨウ素の放出はないと仮定している。)

なお、NUREG-0772のモデルでは、同じ温度に対するヨウ素とセシウムの放出速度は同一である。ARTコードでは、ヨウ素は放出された後ヨウ化セシウムとなり、セシウムはヨウ素と結合した残りは水酸化セシウム(CsOH)となると仮定しているが、いずれもエアロゾルになると仮定している。エアロゾルとしての成長や沈着のモデルが核種によらず同じなので、ヨウ化セシウムと水酸化セシウムの移行・沈着挙動は、炉心内蓄積量に対する比で見れば同一になる。従って、以下、FPの放出・移行挙動の計算結果については、ヨウ素の放出とヨウ化セシウムの移行挙動だけを記述することとする。

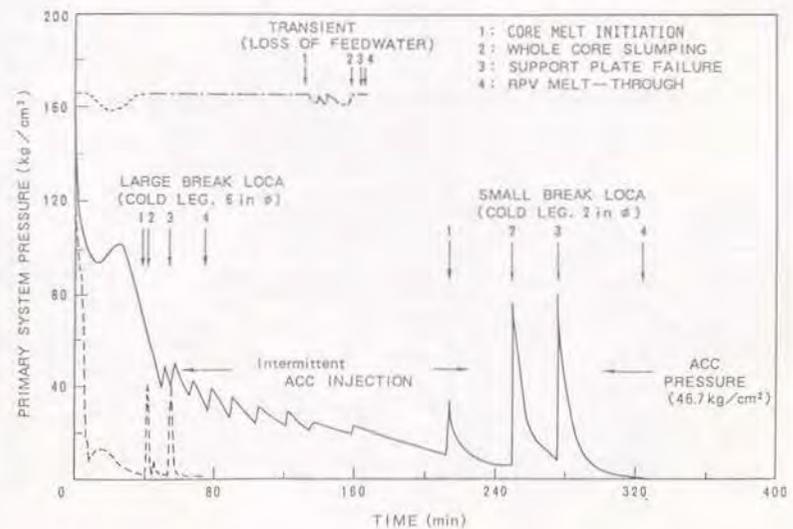
下段の図は、燃料から放出されたヨウ素がヨウ化セシウムの形をとった後、各時刻どこにどれ程分布しているかを表わしている。この計算では、原子炉容器内で放出されるヨウ素の量は、炉心内蓄積量の約2/3である。それがヨウ化セシウムのエアロゾルとなり、その内2/3程度は1次冷却系内で短時間内に沈着する。残りは格納容器中に放出される。放出されたヨウ化セシウムを含むエアロゾルは、その後時間と共に床や壁に沈着し、格納容器破損が起きる頃にはほとんど沈着してしまっている。格納容器破損時には、浮遊していた少量のヨウ化セシウムのうち約9割が外部環境に放出される。格納容器破損後は、原子炉キャビティ内の融体温度が上昇してヨウ素の放出が激しくなり、その一部が環境にも放出される。この計算例では、この時の放出量がソースタームを支配している。

#### (4) 3つの事故シーケンス間の相違に関する検討

小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス以外の2つのシーケンスに対する標準ケースについても、上述と同様の解析を行った。各事故シーケンスにおける1次系圧力と格納容器圧力とを第4-5図、第4-6図に示す。また、計算終了時のヨウ化セシウムの存在量分布を第4-2表に示す。これらの図や表に示されるように、3つの事故シーケンスの間では、事故の進展にもFPの放出・移行挙動にも大きな相違がある。この相違の理由について検討した。

原子炉容器の溶融貫通に至るまでの時間は、第4-5図に示すように、小破断LOCAで最も長く、次いで、全給水喪失、大破断LOCAの順になっている。この理由は次のとおりである。

- ①小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスでは、1次冷却材の一部は破断口から流出するが、残りは炉心冷却に寄与する。また、1次系圧力が蓄圧器作動設定圧以下まで低下するので、蓄圧器からの注水による炉心冷却も期待できる。このため、原子炉容器溶融貫通までの時間は最も長くなっている。
- ②大破断LOCA時ECCS不動作シーケンスでは、1次系内に元々あった冷却材も蓄圧器から注入された冷却材も、大部分はブローダウン過程で1次系外に流出してしまう。そのため、炉心もしくはその融体の冷却に寄与する冷却材の量が少なく、原子炉容器溶融貫通までの時間が最も短くなっている。
- ③全給水喪失時ECCS不動作シーケンスでは、元々あった1次冷却材はほとんどが炉心冷却に寄与するが、1次系圧力が高いまま事故が進展するので蓄圧器からの注水がない。このため、原子炉容器溶融貫通までの時間は前2者の中間になっている。

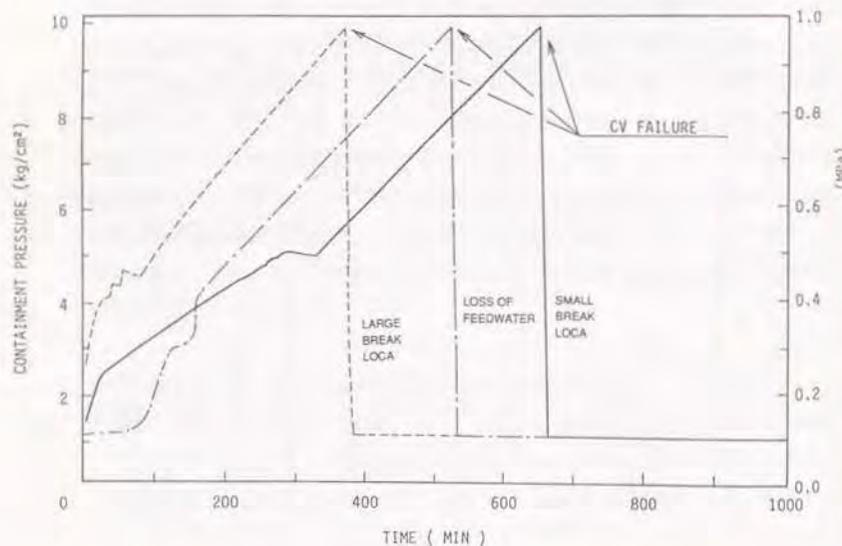


第4-5図 各事故シーケンスにおける1次系圧力変化の比較

なお、PWRについて炉心冷却に寄与し得る冷却材の量と原子炉容器溶融貫通までの時間の関係について別途検討した結果を5.3節で記述する。

格納容器の破損に至るまでの時間も、第4-6図に示すように、小破断LOCAで最も長く、次いで、全給水喪失トランジェント、大破断LOCAの順であり、原子炉容器溶融貫通までの時間についての順序と同じ順序になっている。原子炉容器溶融貫通後の圧力上昇は、いずれも似たような上昇速度になっている。これは、ウェット・キャビティの場合は、圧力上昇速度が融体の崩壊熱による蒸気生成と気相領域から格納容器壁や格納容器内構造物への熱伝達による蒸気凝縮によって定まっておき、それが3つの事故シーケンスで類似のものであるため、1次冷却系内での事故進展の速さが格納容器内事故進展の速さにそのまま反映されているからである。

なお、格納容器の破損は、ほぼ1次冷却材が全量蒸発した頃に起きると計算されている。この理由は次のとおりである。格納容器は、大破断LOCA（1次冷却材インベントリの約4割が格納容器中で蒸気になる）を対象として設計されている。高圧・低圧の注入系が働かない事故では、1次冷却材インベントリすべてが蒸気になる頃、



第4-6図 各事故シーケンスにおける格納容器圧力変化の比較

格納容器の圧力は設計圧の2.5倍程度になる。一方、格納容器の現実的耐力は設計の2.5倍前後あると考えられている。従って、1次冷却材インベントリのほぼ全量が蒸発する頃に格納容器の破損が起きることになる。

ソースタームは、第4-2表に示すように、大破断・小破断LOCAで大きく、全給水喪失事故では小さい結果になっている。この理由は次のとおりである。

全給水喪失シーケンスでは、1次系内での事故進展の過程で、1次系圧力が高く、蓄圧器も働かないため、燃料棒あるいは融体が冷却される期間が短い。このため、原子炉容器内で大部分のFPが放出される。1次冷却系内に浮遊していたFPは、原子炉容器溶融貫通後に格納容器に放出されるが、その後格納容器破損までの長い時間の間にほとんどが格納容器内で沈着してしまう。

これに対して、LOCA、特に大破断LOCAでは、原子炉容器内でのFP放出がずっと少ない。このため、原子炉容器を貫通して原子炉キャビティ内に落下した炉心融体には、まだ多くのFPが残っている。前述のように、融体の温度が格納容器破損後に上昇して、その時点以降のFP放出量が大きくなる。この期間に融体から放出されたFPは、格納容器中で沈着する割合が小さいので、ソースタームが大きくなっている。

第4-2表 計算終了時(16.7時間)におけるヨウ化セシウムの存在量分布  
(炉心内蓄積量に対する割合)

場所	事故シーケンス	小破断LOCA時 ECCS不作用	大破断LOCA時 ECCS不作用	全給水喪失時 ECCS不作用
1次冷却系		0.45	0.18	0.39
格納容器	融体中	$6 \times 10^{-2}$	$2 \times 10^{-3}$	$< 10^{-3}$
	壁、床、液相中	0.49	0.71	0.61
	気相中	$3 \times 10^{-6}$	$< 10^{-6}$	$< 10^{-6}$
環境(ソースターム)		0.06	0.10	$3 \times 10^{-3}$

4.2.2 感度解析ケースの計算条件と計算結果

(1) 感度解析計算の対象としたパラメータ

PWRについての感度解析計算で対象とした主要なパラメータを第4-3表に示す。小破断LOCAシーケンスでは同一パラメータについて1~2ケースの解析を行い、他のシーケンスでは解析対象としなかったパラメータもあるので、結果的には各シーケンスに対して、10~30ケースの計算を実施した。

第4-3表 PWRについての感度解析計算で対象としたパラメータ

1次冷却系内事故進展解析に関するパラメータ

- ・ (LOCAシーケンスでの) 破断口の位置と口径
- ・ ECCSの作動・不作為 (不作為状態からの回復も含む)
- ・ (給水喪失シーケンスでの) 補助給水回復
- ・ 燃料棒溶融落下モデル
- ・ 加圧器サージ管の形状 (U字管か直管か)
- ・ 蒸気発生器での熱伝達率
- ・ 崩壊熱発生量 (ANSの式に乗じる係数)
- ・ ジルコニウムの酸化反応速度 (Baker-Justの式に乗じる係数)
- ・ 1次冷却ポンプの作動の有無

格納容器内事故進展解析に関するパラメータ

- ・ 格納容器冷却系 (スプレイ及びクーラー) の作動・不作為 (不作為状態からの回復も含む)
- ・ 原子炉キャビティの形状 (ウェット・キャビティかドライ・キャビティか)
- ・ 融体 - 水間、融体 - コンクリート間の熱伝達率
- ・ 主コンパートメントと原子炉キャビティ間のジャンクション流量モデル (均質流か対向流か)
- ・ 水素燃焼条件

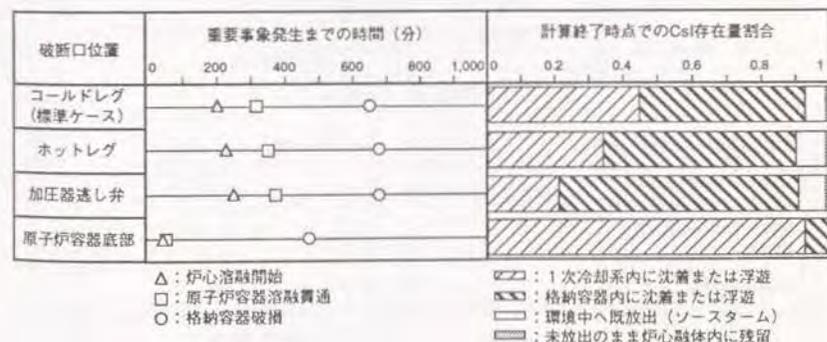
FPの放出・移行挙動解析に関するパラメータ

- ・ 燃料/融体からのFP放出モデル
- ・ エアロゾル沈着モデル
- ・ 拡散境界層厚さ

(2) 感度解析計算結果のまとめ

感度解析計算の結果は、事故の進展とFPの放出・移行挙動にどのように影響するかという観点から整理した。事故の進展については、事故開始から、炉心溶融開始まで、原子炉容器溶融貫通まで、格納容器破損までの、3通りの経過時間を採用し、各パラメータのこれらの時間への影響を調べた。また、水素の発生量に対する影響も調べた。FPの挙動については、計算終了時(1,000分経過時点)にヨウ化セシウムがどこにどれ程存在しているか(燃料もしくは融体中にヨウ素のまま放出されないで残っているか、1次冷却系内に沈着もしくは浮遊しているか、格納容器内に沈着もしくは浮遊しているか、環境に放出されてしまっているか)を、存在位置毎の割合で表示することとした。

計算結果はまず、それぞれの事故シーケンスについて、感度解析パラメータ毎に整理した。一例として、小破断LOCA時ECCS不作為シーケンスにおいて、破断口位置を変えた場合の計算結果を第4-7図に示す<sup>(14)</sup>。図に示すように、破断口面積が同じLOCAであっても、破断口位置によって事故進展の速度もFPの沈着場所や環境放出量も著しく異なっている。一般には、破断口位置が高くなる程、破断口からの流出流量が小さくなって事故進展がゆるやかになる。1次冷却系内でのヨウ素の放出割合もヨウ化セシウムの沈着割合も小さくなるが、その分原子炉キャビティでの放出割合が大きくなって、ソースタームが大きくなる。

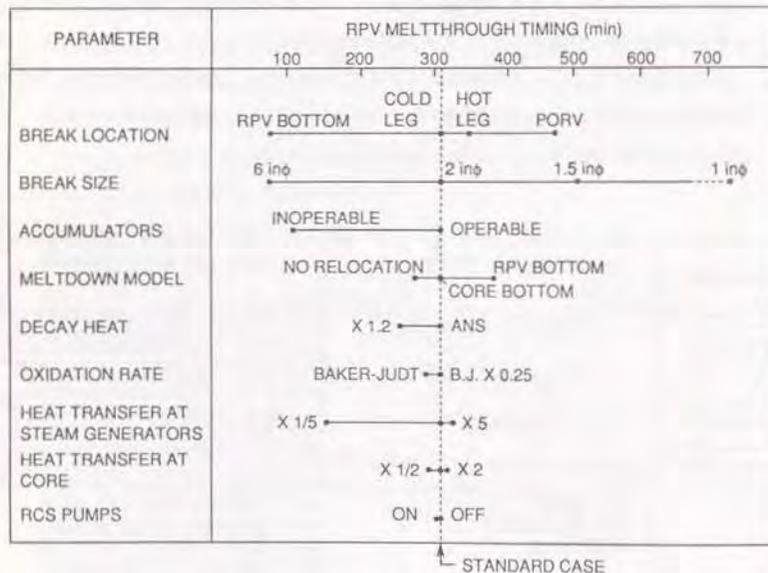


第4-7図 破断口位置が事故進展とヨウ化セシウム存在量分布に及ぼす影響 (小破断LOCA時ECCS不作為シーケンス)

次いで、各事故シーケンス毎に、感度解析対象とした各パラメータが、事故進展やソースタームに及ぼす影響の比較図を作成した。以下、小破断LOCAに始まるシーケンスの場合について記述する。

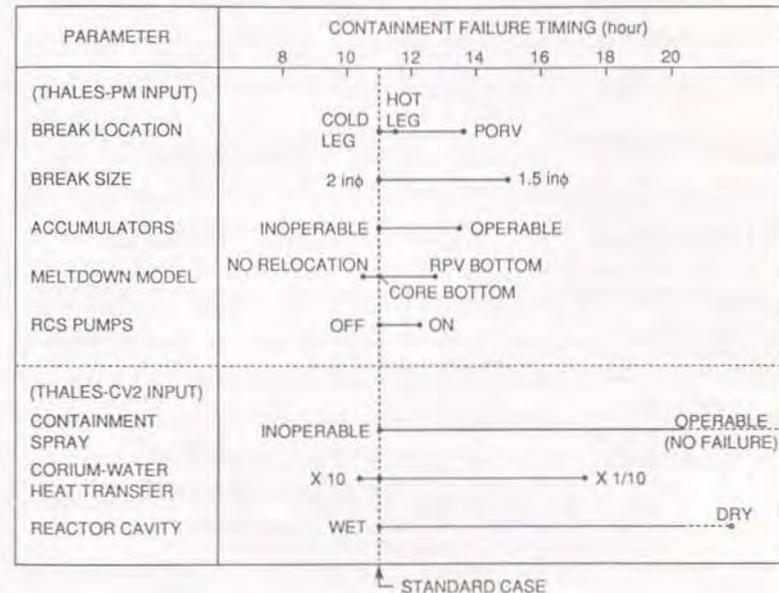
第4-8図は、各パラメータが原子炉容器溶融貫通までの時間に及ぼす影響の大きさを示すものである。この図は、原子炉容器溶融貫通までの時間に、破断口の位置や断面積、蒸気発生器での伝熱量等が大きな影響を及ぼすことを示している。(破断口面積については、大破断LOCAの標準ケースである直径6 inchの破断の結果も含めてある。)なお、ECCSの作動については、図には記述していないが、正常に作動すれば原子炉容器溶融貫通に至らないのでやはり大きな影響を及ぼしている。一方、燃料棒溶融落下モデル、ジルコニウムの酸化反応速度、炉心での熱伝達率等、炉心部での諸現象はそれ程大きな影響を及ぼしていない。

なお、こうした結果をもたらした理由については第5.3節で記述する。



第4-8図 各パラメータが原子炉容器溶融貫通までの時間に及ぼす影響  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

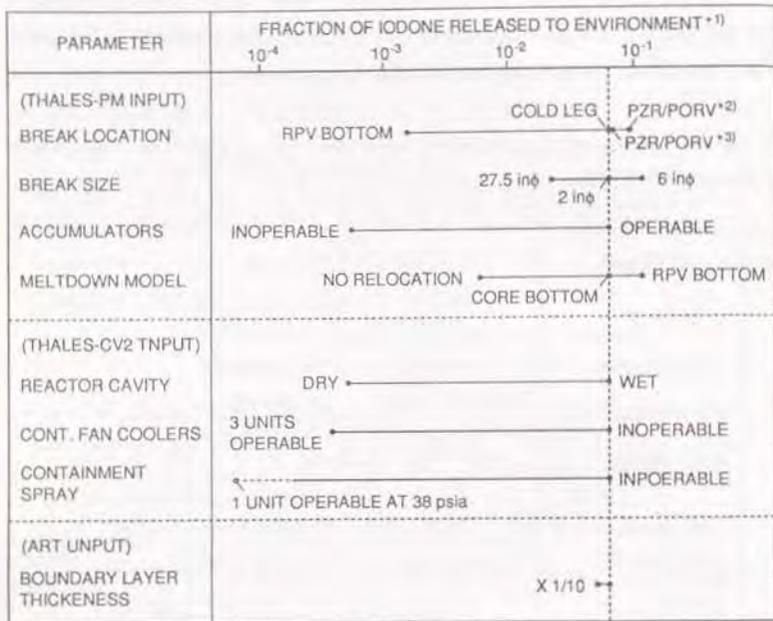
第4-9図は、幾つかのパラメータが格納容器破損までの時間に及ぼす影響を示したものである。図で、上段はTHALES-PMコードの入力データ、下段はTHALES-CV2コードの入力データに対するものである。一見してわかるように、格納容器の破損時間には、1次冷却系内で起きる事象・現象よりも、格納容器の中で起きる事象・現象の方が大きな影響を及ぼし、特に、格納容器冷却系の作動の有無や、原子炉キャビティの形状が重要な影響を及ぼしている。



第4-9図 各パラメータが格納容器破損までの時間に及ぼす影響  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

第4-10図は、幾つかのパラメータがソースタームに及ぼす影響を示したものである。ソースタームに影響の大きい因子として、第1には、ECCS、格納容器スプレイ、格納容器クーラーといった安全系の作動の有無(即ち、事故シーケンスを規定するパラメータ)が挙げられる。原子炉キャビティに格納容器内の水が流入するかどうか(ウェット・キャビティかドライ・キャビティか)や、燃料棒溶融落下モデルも大

きな影響を及ぼす。また、FPの放出・移行挙動解析の条件に関するパラメータより、事故進展解析の条件に関するパラメータの方が大きな影響を及ぼしている。



\*1) NORMALIZED BY INITIAL CORE INVENTORY

\*2) COUNTER CURRENT FLOW MODEL AT PZR SURGE LINE

\*3) HOMOGENEOUS FLOW MODEL AT PZR SURGE LINE

第4-10図 各パラメータがソースタームに及ぼす影響  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

### (3) 主要なパラメータの影響に関する考察

感度解析で事故進展やソースタームに大きな影響を及ぼすと判明したパラメータを中心に、それがどのようなメカニズムで結果に影響するかを個別に検討した。以下、特定のパラメータの影響について記述する。

### 破断口の位置や口径等が1次冷却系内事故進展に及ぼす影響

LOCAシーケンスについては、破断口の位置及び口径が、予想通り1次冷却系内事故進展に大きな影響を及ぼした。

破断口径を同じにして破断口位置を変えた場合の事故進展の速さは、速い方から順に、原子炉容器底部、コールドレグ、ホットレグ、加圧器(逃し弁開固着を想定しているが、他のケースとの比較のため破断口径は逃し弁断面積とせず直径2 inchとしている)になる。これは、破断流が液相流である方が、冷却材インベントリの減少が速いことによる。1次系内での水素発生量は逆に、破断口位置が低い程小さくなる。これは、後述するように、ジルコニウムの酸化反応が水蒸気の供給量に支配されていて、より多量の水が沸騰することなく流出してしまうケースでは水蒸気の供給不足になるからである。

なお、加圧器逃し弁の開固着のケースでは、標準ケースで1次冷却ポンプは事故開始と同時に停止と仮定していたのに対し、コールドレグに水がなくなるまで動かし続けるというケースも計算した。結果は、ポンプを動かさず方が、この場合高位置にある流出口からの流出に液相の占める割合が大きくなって、事故進展が多少速くなった。TMI事故後に、冷却材インベントリが減少し続けるような事故でポンプを動かし続けることの妥当性に関して議論があったが、1次冷却材インベントリの確保という面からだけみると、ポンプは動かさない方が良いことになる。

破断口位置を同じにして破断口径を変えた感度解析の結果は、当然ながら破断口径が大きい方が事故進展が速い。破断口径が大きくなることと、破断口位置が低くなることは、定性的には類似の影響を及ぼすと言える。

### 燃料棒溶融落下モデルが水素の発生量とFPの放出・移行挙動に及ぼす影響

2.2.2項で述べたように、燃料棒の溶融落下モデルは、被覆管材であるジルコニウムが酸化反応することによる水素の発生量や、燃料ペレットからの放射性物質の放出量に影響することが予想されていた。このため、燃料棒溶融落下モデルを変えた感度解析計算を実施した。

第4-4表は、小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスにおいて燃料棒溶融落下モデルを変えた場合の水素の発生量に対する影響を示している<sup>12)1)</sup>。表からただちに、水素発生量は燃料棒溶融落下モデルに大きく影響され、特に、溶融部分が水位以下まで落ちるかどうかで結果が著しく異なることが分かる。

第4-4表 燃料棒溶融落下モデルが水素発生量に及ぼす影響  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

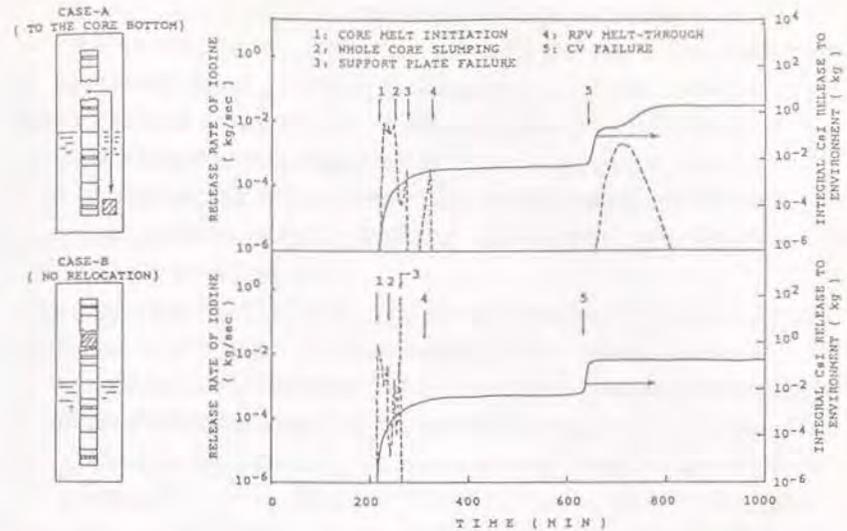
燃料棒 損壊温度	2,300°C				1,800°C
	元のまま の位置	直下ノード の位置	炉心下端 (標準ケース)	原子炉容器 底部	炉心下端
水素発生量 (kg)	590	590	400	255	245

水素発生量については、燃料棒の溶融部分が下方、特に水位より下まで落下すると、

- ①それまで高温だった燃料棒ノードが低温になってそのノードでの水素発生量が小さくなる
- ②水位下に落下したノードから水への伝熱により水蒸気発生量が増し、他のノードでは水蒸気供給量が増えて水素発生量が大きくなる

という相反する影響が考えられたが、計算結果は①の影響の方が大きいことを示している。

第4-11図は、同じ事故シーケンスで、燃料棒溶融落下モデルが、ヨウ素の放出・移行挙動に及ぼす影響を示している<sup>[49]</sup>。破線は燃料からのヨウ素の放出速度を、実線は環境中へのヨウ化セシウムの放出量(時間積分値)を表わしている。ケースAは燃料棒の溶融部分が炉心下端まで落下すると仮定したもの、ケースBは燃料棒の溶融部分が元の高さに留まり続けると仮定したものである。ケースAはケースBに比べ、燃料棒の溶融部分が水位下まで落下して温度が低下するため原子炉容器内でのヨウ素放出量が小さくなっている。その結果、より多量のヨウ素が炉心融体の内部に残され、それが、原子炉容器溶融貫通後に、原子炉キャビティ中の融体からのより多量のヨウ素放出となっている。原子炉キャビティ中の融体から放出されるヨウ素に対しては1次冷却系内での沈着効果がなくなる上、このケースでは特に格納容器が破損した後にキャビティでの放出が激しくなっている。このため、ケースAの方がケースBよりソースタームが大きくなっている。



第4-11図 燃料棒溶融落下モデルが燃料からのヨウ素の放出速度と環境中へのヨウ化セシウムの放出量に及ぼす影響(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

#### 炉心部での熱伝達率が1次系内事故進展に及ぼす影響

第4-8図に示したように、炉心部での熱伝達率は1次系内事故進展の速さに大きな影響を及ぼさない。これは次の理由による。

炉心での燃料棒から冷却材への熱伝達を考えると、水位より下では、炉停止が達成され、かつ、流路閉塞等により熱伝達率が極端に悪くならない限り、燃料棒もしくはその溶融部分(デブリ)の温度はほとんど水温と同じになってしまうので、熱伝達率の影響を受けない。一方、水位より上では、炉心水位が高く燃料棒温度上昇が重要でないような期間を除き、蒸気の流量が十分大きくなく、従って蒸気の熱容量も小さい。強制循環蒸気冷却熱伝達率程度の熱伝達率があれば、蒸気温度は燃料表面温度に追従してしまう(蒸気温度が燃料棒温度とほぼ同じになる)ので、やはり熱伝達率が効かなくなる。無論、溶融燃料による流路閉塞が起き、燃料と水との間の実効的熱伝達率が極めて悪化する場合はこの限りでない。

#### ジルコニウムの酸化反応速度が水素の発生量に及ぼす影響

ジルコニウムの酸化反応速度については、小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスにおいて、標準ケースではBaker-Just式の0.25倍としていたのを1倍としたケースを計算した。しかし、事故進展速度にはほとんど影響なく、水素の発生量も1.2倍にしかならなかつた。理由としては、酸化反応のような固体内分子拡散では反応速度をn倍にしても酸化量は $\sqrt{n}$ 倍にしかならないことにもよるが、それ以上に、酸化反応がある程度激しくなるとほとんどの場合蒸気の供給量が反応を律速することによる、

#### 安全系の作動・不動作や蒸気発生器での伝熱が1次冷却系内事故進展に及ぼす影響

当然の結果であるが、ECCSが正常に作動すれば1次冷却系内での事故進展は抑制される。全給水喪失シーケンスについては、炉心露出以前に給水が回復するケースも解析したが、その場合も蒸気発生器での熱除去により事故の進展が止まっている。安全系の作動・不動作は、事故の進展速度に最も大きな影響を及ぼす因子のひとつである。

特異なシーケンスの解析結果について記述すると、小破断LOCA時に蓄圧器まで作動させず、かわりに充填モードで少しずつ冷却材を注入すると、事故が極めてゆっくり進展する。この場合、ケースによっては水素の発生量が極めて大きくなる。このような現象はTMI事故において見られたものである。

蒸気発生器伝熱管部での熱伝達率も1次冷却系内事故進展に影響する。この時点のTHALES-PMコードは、蒸気発生器伝熱管の1次側・2次側表面での熱伝達率を、それぞれ水位上・水位下に分けて入力データで与えることとしていたため、その値を変えた感度解析を実施した。全給水喪失事故シーケンスで、標準ケースでは1次側・2次側とも、水位下（液相域）で $60\text{Btu}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^\circ\text{F}$  ( $340\text{W}/\text{m}^2\cdot^\circ\text{C}$ )、水位上（気相域）で $10\text{Btu}/\text{ft}^2\cdot\text{hr}\cdot^\circ\text{F}$  ( $56.8\text{W}/\text{m}^2\cdot^\circ\text{C}$ )としていた。これはやや小さ過ぎる値であったが、これらの値を5倍にした時も1次冷却系内事故進展の速さはほとんど変わらず、蒸気発生器の熱伝達率はある程度以上の大きさがあれば結果には影響しないことが示された。しかし、熱伝達率を標準ケースの1/5と極端に小さくした場合には、蒸気発生器の除熱能力が著しく低下し、事故の進展が速くなった。これから、例えば炉心が水位上に露出し、かなりのジルコニウムが酸化して伝熱管内の気体が水素になってしまったような場合には、蒸気発生器は除熱源として期待できなくなり、給水が復活しても有効に働かない可能性があると言える。

#### 加圧器サージラインの形状が1次冷却系内FP沈着量に及ぼす影響

THALES-PMコードは、各ジャンクションについて、次の2つの流量計算モデルを選択できる。

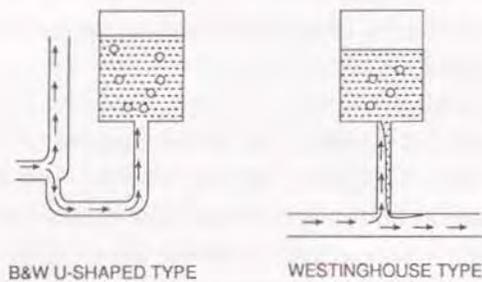
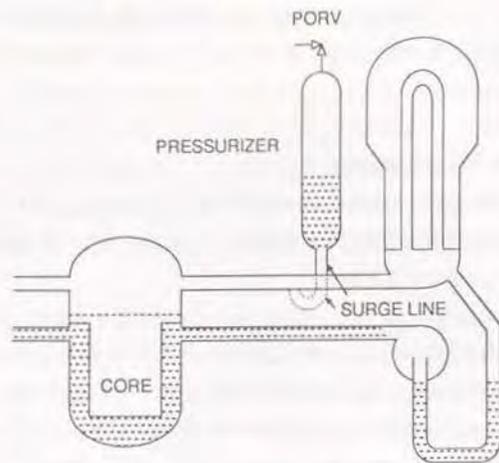
①均質流モデルで流量を計算する

②気液対向流制限（Counter Current Flow Limiting: CCF L）条件が成り立たない限り対向流モデルで流量を計算し、CCFL条件が成り立った場合には均質流モデルで流量を計算する。

第4-12図に示すように、PWR加圧器のサージ管の形状は、プラントによって異なっており、TMI原子炉（B&W型PWR）ではU字管であるし、Westinghouse型PWRでは直立管（あるいはその下端に水平管がついたもの）になっている。THALES-PMコードでは加圧器とホットレグを結ぶサージ管をジャンクションを用いて表現するが、そこでの流動計算モデルは、前者の場合は対向流が生じにくいので①の流量計算モデルを選択し、後者の場合は対向流が生じ得るので②の流量計算モデルを選択することとしている。

全給水喪失時ECCS不動作シーケンスを対象に、この2つのモデルが計算結果に及ぼす影響を比較した。その結果、事故の進展速度には大きな影響はなかったものの、加圧器に残る水の量には著しい違いが生じた。①の均質流モデルだけを採用した場合は、TMI事故で見られたように、加圧器内水位は高いまま保持された。また、この事故シーケンスでは、原子炉容器内で放出されたFPは加圧器を通過して格納容器に放出されるので、FPは蒸気流に乗って加圧器を通過する過程でスクラビング除去された。

ただし、加圧器内に水が存在し続け、FPがそこでスクラビング除去されることが、必ずしも小さなソースタームにつながるわけではない。原子炉容器の溶融貫通が起きると、加圧器中のFPを含んだ水が原子炉キャビティ内融体上に放出され、それが融体によって沸騰させられる結果FPが再蒸発して格納容器内に直接放出され、ソースタームが大きくなる可能性もある。（この解析に用いた時点のTHALES/ARTコード体系は、いったん水中に移行したFPが水が蒸発した時に再蒸発する現象をモデル化できていなかったため解析はしていない。）



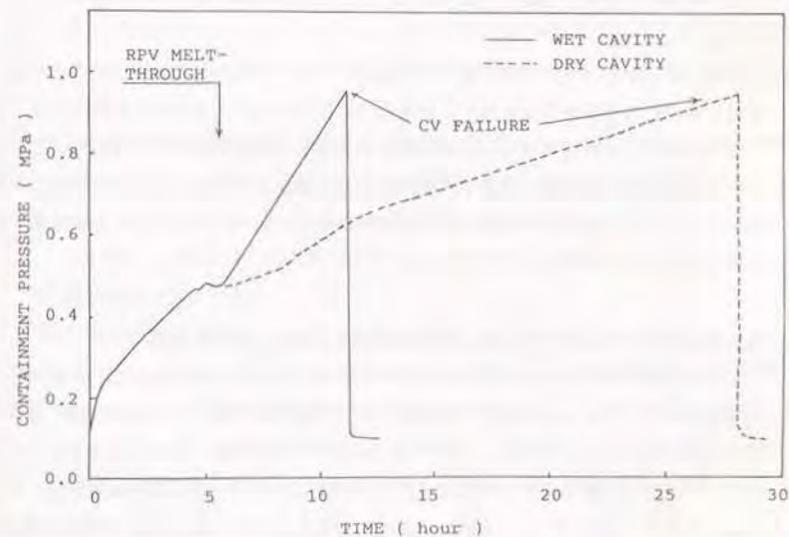
第4-12図 加圧器サージラインの形状とそこでの流動様式  
(全給水喪失時ECCS不作動シーケンス)

原子炉キャビティの形状等が格納容器圧力変化に及ぼす影響

格納容器主コンパートメントの床にたまった水がキャビティに流入する場合(ウェット・キャビティ)と、原子炉キャビティの周りに堰を作って水をキャビティに流入させない場合(ドライ・キャビティ)では、格納容器内事故進展が著しく変ることが予想された。このため、両ケースの比較を行った。

第4-13図は、小破断LOCA時にECCSも格納容器スプレイも作動しないシーケンスについて、両ケースの格納容器圧力の変化を示したものである。図に示すように、ウェット・キャビティの場合の方がドライ・キャビティの場合より格納容器圧力の上昇速度が速く、より早い時間に格納容器の過圧破損に至っている。これは、融体の熱が水の蒸発に使われて水蒸気量が増えることによる圧力上昇の方が、融体の熱がキャビティ床のコンクリートの熱分解に使われて非凝縮性ガスが生成することによる圧力上昇より大きいからである。

ただし、この結果からただちに、ウェット・キャビティの方がドライ・キャビティより炉心熔融事故に対して脆弱であると結論づけることはできない。完全なドライ・キャビティを想定すると、いったん原子炉キャビティに落下した融体は、熔融貫通した底部鏡板部を通じてECCS水を流し込むようなことをしない限り、決して冷却されない。格納容器クーラーや格納容器スプレイが働けば主コンパートメント内の気体は十分冷却されるので、事故の進展は著しく遅くなるが、非凝縮性の気体の蓄積によ



第4-13図 原子炉キャビティの形状が格納容器圧力変化に及ぼす影響  
(小破断LOCA時ECCS不作動シーケンス)

り、最終的には格納容器の過圧破損に至ってしまう。これに対し、ウェット・キャビティの場合は、スプレイもしくはクーラーが作動する事故シナリオでは、格納容器スプレイ水や、原子炉キャビティで発生する水蒸気が主コンパートメントで冷却されてきた水が原子炉キャビティに流入するので、融体と水との間の熱伝達さえ良ければ、融体の長期冷却と格納容器の破損防止が可能である。

原子炉容器が溶融貫通してしまった後で格納容器の過圧破損を防止するためには、ウェット・キャビティであり、かつ、格納容器冷却系による冷却がなされることが必要である。即ち、格納容器内で、キャビティで生成された蒸気が格納容器冷却により凝縮されてキャビティに戻るといった循環が成立することである。

ウェット・キャビティの場合について、融体と水の間の熱伝達率や融体とコンクリートの間の熱伝達率を変えた計算も何ケースが行った。融体の熱は、結局のところ、上方の水の蒸発に使われるか、下方のコンクリートの熱分解に使われる。従って、融体 - 水間の熱伝達率を大きくするか、あるいは、融体 - コンクリート間の熱伝達率を小さくすると、水の蒸発量が増え、コンクリートの分解量が減るので、よりウェット・キャビティの性質が強くなり、格納容器の内圧上昇速度が大きくなる。

なお、原子炉キャビティ中の融体内でどのような化学反応が優先的に起きるかが、事故の進展に大きな影響を及ぼすことが判明した。コンクリートの熱分解によって生じる水蒸気と二酸化炭素は、融体中の種々の金属と化学反応を起こし得るが、それらの化学反応の反応熱は様々であり、発熱反応も吸熱反応もある。どのような反応が優先的に起きるかで融体の発熱量の時間変化が異なり、水やコンクリートの分解量にも影響を与えることになる。

#### 格納容器冷却系の作動・不動作が格納容器内事故進展に及ぼす影響

1次冷却系内の事故進展が安全注入系が作動すれば止まると同様に、格納容器内の事故進展も、ほとんどの場合、格納容器スプレイや非常用クーラーが作動すればそれ以上進まなくなる。ただし、ドライ・キャビティの場合は、前述したように、スプレイやクーラーで格納容器内気体の温度を下げることでいったん格納容器圧力上昇を止められても、コンクリートの熱分解を止められないので、最終的には非凝縮性ガスの蓄積により格納容器の過圧破損に至ってしまう。

#### 4.2.3 PWRについての感度解析計算の結論

PWRについての感度解析計算で得られた結論をまとめると、次のとおりである。

##### 全般に関するもの

- ① THALES/ARTコード体系が、PWRの広範な事故条件下での炉心溶融事故の進展及びFPの放出・移行挙動の解析に適用可能であることが確認された。
- ② 1次冷却系内事故進展、格納容器内事故進展、FPの放出・移行挙動とも、想定する事故シナリオによって著しく異なる。

##### 1次冷却系内の事故進展とFPの放出・移行挙動に関するもの

- ③ 1次冷却系内での事故進展速度を支配するのは、炉心冷却に寄与する冷却材の量であり、それは、LOCAシナリオでの破断口の位置及び口径、ECCSの作動の有無、蒸気発生器での1次系と2次系の間の熱伝達等によって決る。燃料棒溶融落下モデルや、ジルコニウムの酸化反応速度、炉心部での燃料棒と冷却材の間の熱伝達率等は大きな影響を及ぼさない。
- ④ LOCAシナリオでは、破断流が気相流になると圧力低下が大きくなり、多くの場合蓄圧器からの注水につながる。また、事故進展の過程で1次系圧力が高くなることもあっても、たいていの場合、原子炉容器溶融貫通時の1次系圧力は十分低くなる。
- ⑤ 原子炉容器内での水素発生及びFP放出は、燃料もしくはその融体の温度の関数で表わされることが知られているが、この温度は燃料棒の溶融落下をどうモデル化するかで大きく異なる。一般には、燃料棒の溶融部分がより下方に落下する程、下方の水によって冷却される可能性が大きくなり、原子炉容器内での水素発生量とFP放出量が小さくなる。
- ⑥ 1次冷却系内FP沈着は、ほとんどの場合無視できない大きさである。
- ⑦ トランジェントに始まる炉心溶融事故では、原子炉容器溶融貫通以前のFP漏洩経路はほとんどの場合加圧器経由である。この時加圧器に水がたまっていれば、FPのスクラビング除去が期待できる。加圧器サージ管の形状は、加圧器内の冷却材の有無に影響するので、1次冷却系内でのFPの除去割合にも大きく影響し得る。

##### 格納容器内の事故進展とFPの放出・移行挙動に関するもの

- ⑧ 格納容器圧力変化と、それに伴う格納容器破損時刻は、格納容器冷却系（格納容器スプレイや格納容器クーラー）の作動の有無、原子炉キャビティの形状（ウェット

・キャビティかドライ・キャビティか)、原子炉キャビティでの融体 - 水間あるいは融体 - コンクリート間の熱伝達率に依存する。

⑨水素の燃焼は格納容器圧力挙動に大きな影響を及ぼすが、格納容器圧力が高い時は、水蒸気の高圧のため水素燃焼条件が達成されるケースは少ない。

⑩原子炉キャビティに落下した融体からのFP放出とエアロゾル生成は、融体の温度とコンクリートの分解速度の関数であり、それは、原子炉キャビティの形状に依存する。

⑪原子炉キャビティで放出されたFPは、格納容器破損が起きるまでは自然沈着によって除去される。格納容器破損後に原子炉キャビティ内融体からFPが放出されると、自然沈着の効果が小さくなるのでソースタームが大きくなる。従って、i) ソースターム評価では、格納容器が破損する時間と原子炉キャビティでFP放出が激しくなる時間の前後関係に注意する必要がある、また、ii) 一般には、燃料棒溶融落下モデルとして溶融部分がより下方まで落下するモデルを採用すると、水によって溶融部分が冷却されて原子炉容器内でのFP放出が少なくなり、その分原子炉キャビティでの放出が大きくなって、ソースタームも大きくなる傾向がある。

#### 4.3 BWRについての感度解析計算

##### 4.3.1 標準ケースの計算条件と計算結果

###### (1) 対象としたプラント及び事故シーケンス

BWRについての感度解析計算は、米国のBrowns Ferry 1号機を対象として実施した<sup>(10, 21)</sup>。同機は、熱出力3,440MWのGE社設計のBWR-4であり、Mark I型格納容器を有している。

この感度解析計算では、次の3つの事故シーケンスを対象とした。

- ①小破断LOCA時ECCS不作動
- ②大破断LOCA時ECCS不作動
- ③全交流電源喪失

格納容器スプレイは、標準ケースでは各事故シーケンスとも不作動とし、LOCAに始まる事故シーケンスではそれらが作動した場合の影響を感度解析計算の中で検討した。計算は、LOCAに始まる事故シーケンスについては、PWRについての感度解析と同様、事故開始後1,000分(16.7時間)まで実施した。全交流電源喪失に始まる事故シーケンスについては、事故進展がずっとゆっくりしているため、事故開始後2,000分(33.3時間)まで実施した。

###### (2) 標準ケースの計算条件

標準ケースの主要な計算条件は次のように定めた。

プラントの構成や寸法、定格条件等に関するデータは、原則として、Browns Ferry 1号機の最終安全解析報告書(FSAR)<sup>(10, 21)</sup>から採った。体系のモデル化に当たっては、炉心は半径方向に3領域に、軸方向に24ノードに分割した。原子炉冷却系は、第2-10図に示したように、2系統の再循環系配管、ダウンカム(給水スパーチャより下の部分)、下部プレナム、炉心、上部プレナム、蒸気ドーム(給水スパーチャより上部のダウンカム部を含む)の7ボリュームに分割した。格納容器は、ドライウエルと圧力抑制プールをそれぞれ独立コンパートメントとし、原子炉ベDESTALとベント管をドライウエルに属する従属コンパートメントとした。

ドライウエル床と原子炉ベDESTALの間のジャンクションのドライウエル側開口端は、ドライウエル最下部とし、ドライウエル内に水がたまるとその水はまずベDESTALに流入する(ウェット・キャビティ)とした。また、ドライウエルと圧力抑制プー

ルの間のバスのドライウエル側開口端はそのすぐ上部にあるとし、ベドスタル内が満水になった後更にドライウエル内水量が増えると、その水は圧力抑制プールに流入するとした。

事故シーケンスに関する計算条件は第4-5表のように定めた。

小破断・大破断LOCA時ECCS不作動シーケンスでは、2系統の再循環系配管の一方のループの最下部に、PWRについての感度解析同様、それぞれ直径2 inch (0.051m)、6 inch (0.152m)の破断口を想定し、放出係数は0.6とした。原子炉、再循環ポンプ、給水ポンプは事故開始と同時にトリップするとし、ECCSは一切不作動とした。格納容器スプレイも不作動とした。

全交流電源喪失事故シーケンスでは、原子炉、再循環ポンプ、給水ポンプは事故開始時にすべてトリップするとした。原子炉隔離時冷却系(RCIC)とタービン駆動高圧注入系(HPCI)は、直流電源だけで作動するので、蓄電池が消耗する7時間まで作動し、それ以後は機能喪失するとした。格納容器スプレイは、交流電源がないため不作動とした。

第4-5表 事故シーケンスに関する計算条件

起回事象	給水ポンプ	ECCS	格納容器スプレイ
小破断LOCA (再循環配管最下部に 直径2 inchの破断)	炉停止と同時に トリップ	不作動	不作動
大破断LOCA (再循環配管最下部に 直径6 inchの破断)	炉停止と同時に トリップ	不作動	不作動
全交流電源喪失 (所外電源喪失と 同時に所内電源喪失)	炉停止と同時に トリップ	RCIC/HPCI 7時間作動	不作動

燃料棒溶融落下モデルについては、PWRの感度解析と同様、燃料棒ノードは被覆管温度が2,300°Cに達した時溶融し、炉心下端まで落下するとした。溶融ノードの割合が全炉心の75%に達すると、全炉心崩壊が起きるとした。炉心支持板及び原子炉容器底部鏡板は、共にその温度が1,000°Cに達した時損壊するとした。

格納容器内事故進展の計算条件については以下のように定めた。

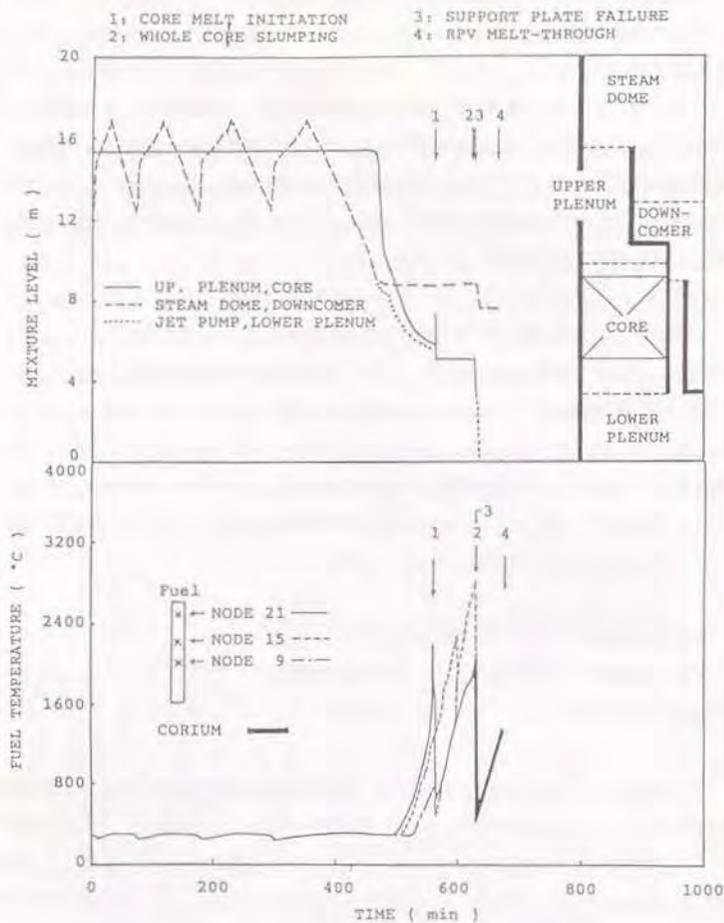
ブローダウンデータはTHALES-BMコードの結果をそのまま用いた。(この感度解析の時点ではTHALES-BMコードとTHALES-CV2コードは一体化していた。)BWRの格納容器は不活性ガスで満たされているので、可燃性ガスの燃焼モデルは用いなかった。原子炉キャビティでの伝熱モデル等は、PWRについての感度解析と同様のデータを用いた。格納容器破損条件については、ドライウエル内圧が設計圧の2.5倍の0.91MPaに達した時に、ドライウエルで過圧破損が起きるとし、破損口の面積は1 m<sup>2</sup>とした。

FPの放出・移行挙動解析では、PWRの感度解析と同様、キセノン(Xe)、ヨウ化セシウム(CsI)、水酸化セシウム(CsOH)の3種を解析対象とした。これに加えて、炉内構造物やコンクリート成分から成るエアロゾルも核種のひとつとして取り扱った。事故開始時の炉心内FP蓄積量の分布は、発熱量分布に比例するとした。燃料及びその融体からのFP放出速度はNUREG-0772<sup>(15,16)</sup>のモデルに従うとした。ドライウエル破損までは、ドライウエルに格納容器内全容積の1%/dayの漏洩を仮定した。FPの化学反応と核壊変は考慮しなかった。

### (3) 全交流電源喪失シーケンス標準ケースの計算結果

3つの標準ケースの計算のうち、全交流電源喪失シーケンスの結果を、第4-14図、第4-15図に示す<sup>(15,16)</sup>。

第4-14図は原子炉冷却系(RCS)内事故進展の計算結果であり、上段はRCS各部の水位、下段は燃料及びその融体の温度を示す。この事故シーケンスでは、原子炉圧力は事故開始と同時に安全逃し弁(SRV)の作動設定圧まで上昇し、炉心で発生した蒸気はSRVを通じて圧力抑制プールに放出されている。交流電源の喪失により給水が停止すると、炉心及び上部プレナムでボイド率が大きくなり、それに合わせてダウンカマ水位が低下する。ダウンカマ水位が設定水位(L2レベル)まで低下すると、RCIC及びHPCIによる注水が始まり、炉心及び上部プレナムでのボイド率が低下すると共にダウンカマ水位が上昇する。水位が設定水位(L8レベル)まで回復すると注水は停止するが、しばらくは、冷却材の熱膨張による水位上昇が続く。そして、冷却材温度が上昇して炉心での沸騰が再び激しくなることにより、水位は再び低下する。こうした水位の上昇・下降は、直流電源が喪失する420分まで繰り返される。



第4-14図 原子炉容器内各部の水位と燃料及び融体の温度の計算結果  
(全交流電源喪失シーケンス)

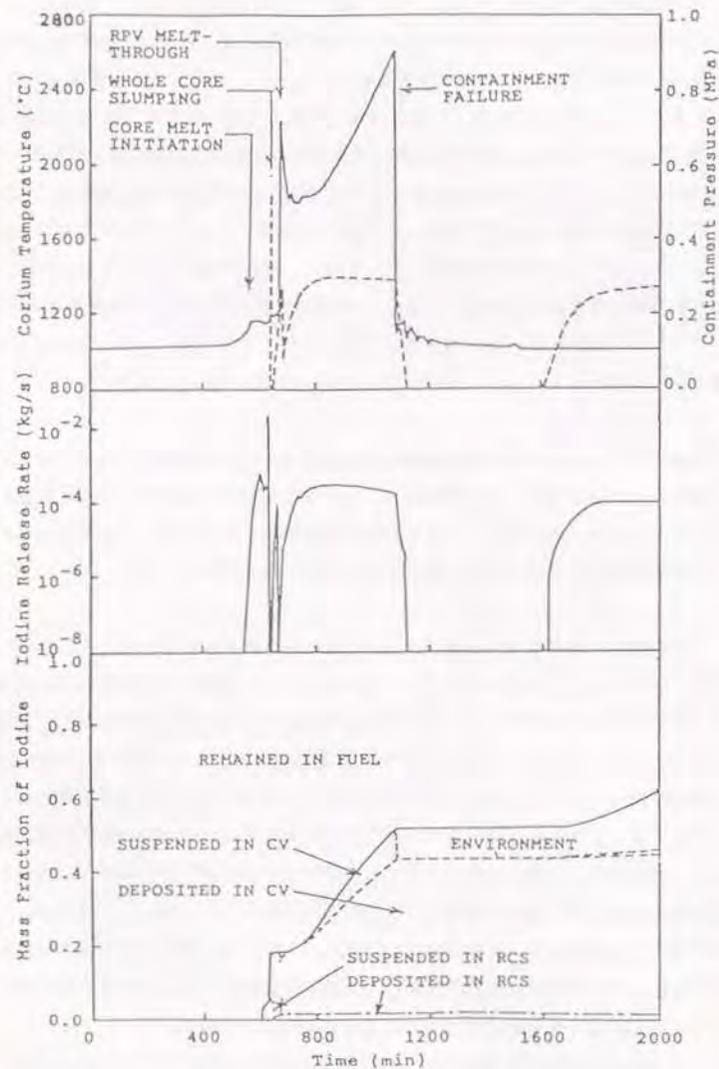
直流電源が喪失すると、RCIC及びHPCIが作動不能となって注水が止り、原子炉容器内水位が低下して炉心が露出する。この炉心露出により、燃料棒温度は上昇し始め、事故開始後564分には燃料棒溶融が始まる。この時、炉心下端はまだ水位下にあるので、溶融燃料棒ノード（炉心下端まで落下すると仮定）の温度は急低下する。

事故開始後630分に炉心の溶融割合が75%に達し、全炉心崩壊が起きてそれが一塊の融体となり、炉心支持板上に落ちる。その直後に炉心支持板損壊も起きて、融体は原子炉容器底部鏡板上に落下する。この時、下部プレナムの水による冷却で、融体温度は一旦低下する。水が全量沸騰してしまうと、融体の温度は再び上昇し始め、融体からの伝熱で底部鏡板の温度も上昇し、事故開始後670分に原子炉容器溶融貫通に至っている。この時、原子炉圧力は急低下し、ダウンカマに残っていた冷却材は減圧沸騰して二相流となり、その一部は貫通口を通してベDESTALに流出する。

第4-15図は格納容器内事故進展とFPの放出・移行挙動の計算結果である。図で上段は炉心融体の温度と格納容器圧力、中段はヨウ素の放出速度、下段は各部におけるヨウ化セシウム存在量の、それぞれ時間変化を表わしている。計算結果として得られた事故進展とヨウ素の放出・移行挙動は次のとおりである。

上段の図で、破線は全炉心崩壊が起きた後の炉心融体の温度の変化を、実線はドライウェル圧力の変化を表わしている。ドライウェル圧力は、原子炉容器溶融貫通までは、原子炉冷却系から流出する水蒸気が圧力抑制プールで凝縮されるため、顕著な上昇を示さない。670分に、原子炉容器溶融貫通が起きると、原子炉冷却系内の冷却材の減圧沸騰により大量の蒸気放出が起きるため、ドライウェル圧力が上昇する。ベDESTALに落下した融体の温度は、ベDESTAL中にたまった凝縮水や原子炉容器溶融貫通時にベDESTALに流出した水により一旦少し低下する。しかしながら、ベDESTAL内に流入した水は、融体と接触すると二相流になってドライウェルに飛散し、ベント管を通して圧力抑制プールに流出してしまう。このため、融体の温度はその後短時間内に再び上昇し始める。格納容器圧力は、蒸気の凝縮によって低下した後、融体-コンクリート反応での非凝縮性ガスの発生により再び上昇する。

ドライウェル圧力が破損設定圧(0.91MPa)に達したところでドライウェルは過圧破損し、その圧力はほぼ大気圧まで急低下する。この時、既に飽和に達していた圧力抑制プール水が減圧沸騰し、その一部はベント管を逆流してベDESTAL内に流入する。この時は、ベDESTAL内の水は二相流であっても逃げ場がないので融体の冷却に使われ、融体の温度は急低下する。この水が無くなった1,600分頃から後、融体の温度は



第4-15図 融体温度及び格納容器圧力、ヨウ素放出速度、ヨウ化セシウム存在量分布の計算結果（全交流電源喪失シーケンス）

再び上昇する。

中段の図は、燃料からのヨウ素の放出速度の変化を示す。870分の原子炉容器溶融貫通までの放出は原子炉容器内での放出であり、それより後の放出はベDESTALでの放出である。ARTでは、原子炉容器内での燃料や融体からのFPの放出速度をNUREG-0772<sup>(27)</sup>のモデルに基づいて温度の関数として計算する。従って、FPの放出は炉心が高温になって溶融し始める頃になると激しくなり、その後、燃料棒の溶融部分やその集合体である融体が水位下に落下して冷却されたりすると停止している。全交流電源喪失シーケンスで、ヨウ素は原子炉容器溶融貫通までに炉心内着積量の約19%が放出されている。原子炉容器溶融貫通後、放出速度は融体温度の低下で一時的に小さくなるが、その後すぐに上昇する。格納容器破損時には、前述のように圧力抑制プール水の流入により融体が冷えるので放出が止る。ベDESTAL内の水が全量沸騰して融体温度が上昇した後は、再びヨウ素の放出が激しくなる。

原子炉容器内でも格納容器内でも、ヨウ素は放出されるとただちにヨウ化セシウムの形をとると仮定している。第4-15図下段はヨウ化セシウムの存在量分布の変化を示している。原子炉容器内で形成されたヨウ化セシウムを含むエアロゾルの大部分は、気相中に浮遊したまま逃し安全弁を通じて圧力抑制プールに流出する。残りは、主に重力沈降によりRCS内の壁に沈着したり、あるいは冷却材中に落下して溶け込む。この水が原子炉容器溶融貫通時に格納容器に流出すると、水に溶け込んだヨウ化セシウムは格納容器床面に沈着する。気体流に乗って逃し安全弁から圧力抑制プールに流入したヨウ化セシウムのほとんどは、プール水によってスクラビング除去される。

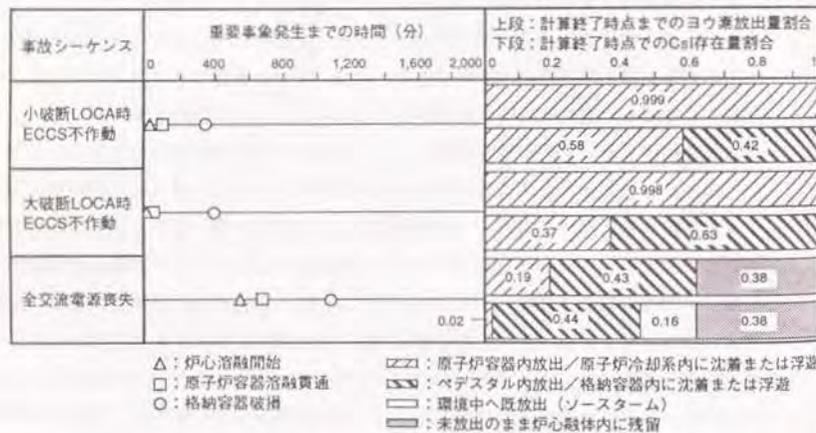
原子炉容器の溶融貫通後は、ベDESTALでヨウ素が放出され、格納容器気体中に浮遊するヨウ化セシウムの量も、格納容器の床や壁の表面に沈着するヨウ化セシウムの量も次第に増加する。格納容器破損時には、浮遊していたヨウ化セシウムのほとんどが環境中に放出される、その後融体が冷えてヨウ素の放出が止まるが、融体温度が再び高くなってヨウ素放出も激しくなると、その大部分は環境中まで放出されてしまう。ソースタームは格納容器破損時のエアロゾルの浮遊量と破損後の融体からのヨウ素放出量に支配されている。

#### (4) 3つの事故シーケンス間の相違に関する検討

全交流電源喪失事故シーケンス以外の2つのシーケンスの標準ケースについても、上記と同様の解析を行った。3つの事故シーケンスについて、事故進展とヨウ素の放

出／存在量分布の計算結果をまとめて、第4-16図に示す。図の左側は、重要事象の発生までの経過時間を示している。△、□、○はそれぞれ、事故開始から、炉心溶融開始まで、原子炉容器溶融貫通まで、格納容器破損までの経過時間である。また、図の右側はヨウ素の放出・移行挙動に関するものであり、各シーケンス毎に、上段の帯はどこでヨウ素が放出されたか（原子炉容器内放出か、ペDESTAL内放出か、それとも計算終了時点まで放出されていないか）を表わし、下段の帯は計算終了時点にどこにヨウ化セシウムが存在しているかを示している。なお、実際の計算は、小破断・大破断LOCAシーケンスでは1,000分、全交流電源喪失では2,000分まで行ったが、前者はそれまでにFPの放出・沈着がほぼ完全に終了しているの、2,000分時点でも1,000分時点と同じ結果になる。

図から明らかのように、LOCA時ECCS不作動シーケンスと全交流電源喪失シーケンスでは、事故の進展にもFPの放出・移行挙動にも著しく大きな相違がある。この相違の理由について検討した。



第4-16図 各事故シーケンスにおける事故進展とヨウ素の放出・存在量分布の比較（計算時間：2,000分）

事故の全般的な進展については、小破断・大破断LOCAの事故進展は全交流電源喪失に比べて著しく速い。原子炉冷却系内事故進展の速さの違いは、小破断・大破断LOCAではECCS水の注入を全くないとしているのに対し、全交流電源喪失では直交流電源が喪失する7時間までタービン駆動のRCIC及びHPCIにより冷却材の注入が続くとしているので、当然の結果である。また、格納容器内事故進展の違いは、LOCAシーケンスでは破断口から冷却材の流出があり、それによる蒸気発生に分だけ内圧が高くなることによる。

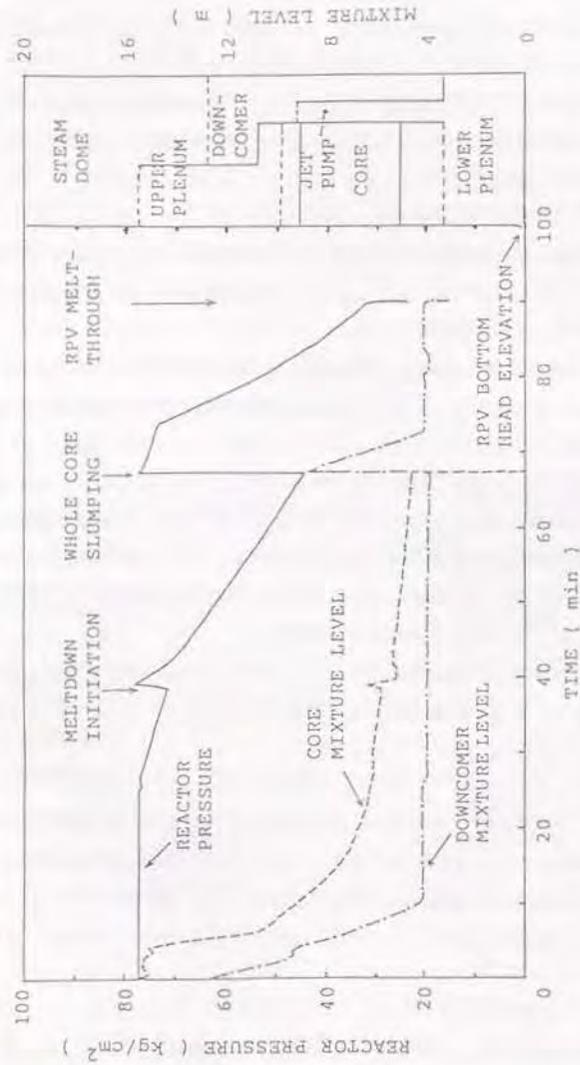
次に、FPの放出・移行挙動についてみると、図の右側に示すように、原子炉容器内でのヨウ素放出量はLOCAシーケンスと全交流電源喪失シーケンスで著しく違っている。重要な相違点は次のとおりである。

LOCAシーケンスでは、ヨウ素は原子炉容器内でほぼ100%放出されており、小破断LOCAではそのうち58%、大破断LOCAでは37%が原子炉冷却系内で沈着し、残りのほとんどは格納容器（ドライウェル及びび圧力抑制プール）内で沈着している。LOCAシーケンスでは、格納容器破損までにヨウ素のほとんどが放出されかつ沈着するために、ソースタームは十分小さくなっている。これに対して全交流電源喪失シーケンスでは、ヨウ素は原子炉容器内で19%が放出され、残りは融体中に残されたままペDESTALに移行する。この事故シーケンスでは、格納容器破損後にペDESTALで放出されるヨウ素がソースタームを大きくしている。

FPの放出・移行挙動の計算結果がこのように大きく異なった原因を分析したところ、LOCAシーケンスの方が原子炉容器内でのFP放出量が多い原因は、次のメカニズムによることがわかった<sup>(5)</sup>。

第4-17図は、小破断LOCA時ECCS不作動シーケンスでの原子炉圧力と炉心シュラウド内外の水位の変化を示すものである。このケースでは、事故開始後39分で炉心溶融開始、66分で全炉心崩壊、90分で原子炉容器溶融貫通が起きている。これと、第4-14図上段の全交流電源喪失シーケンスの水位の変化とを比べると次のことが言える。

①全交流電源喪失シーケンスでは原子炉圧力はほぼ一定に保たれるが、LOCAシーケンスでは、破断流が気相流になると原子炉圧力が低下する。このためLOCAシーケンスでは水位が炉心下端より低くても減圧沸騰による蒸気発生が続き、被覆管の酸化反応が継続する。燃料及び融体は高温に保たれ、FPの放出量



第4-17図 原子炉圧力と炉心シユラウド内外の水位の計算結果  
(小破断LOCA時ECCS不動作シケンス)

が大きくなる。

②全交流電源喪失シケンスでは、ダウンカマーの水位はジェットポンプノズル部高さまで低下した後はその高さに保たれる。このため、全炉心崩壊が起きて下部プレナムの水が急激に沸騰した時に、それによる二相流で液相の水が上部プレナムや蒸気ドームに飛散しても、その水はすべて下部プレナムに戻ってきて融体の冷却に使われる。このため、融体温度は全炉心崩壊後にいったん急低下し、FPの放出も停止する。

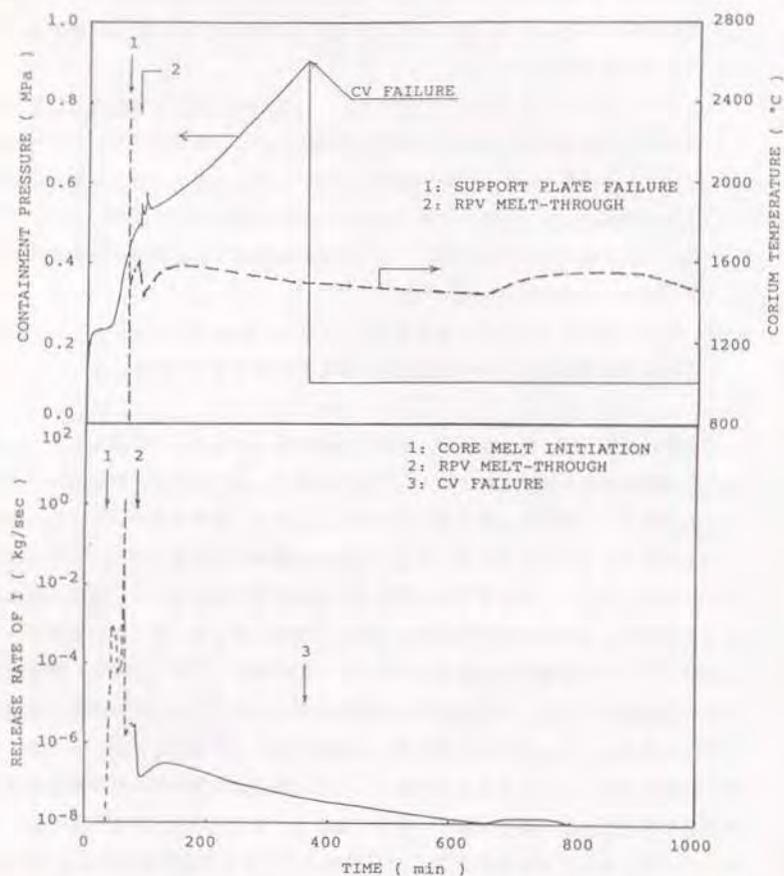
これに対してLOCAシケンスでは、一方の再循環系配管底部に想定した破断口からの冷却材流出のため、全炉心崩壊よりはるか前からダウンカマーに水がなくなっている。全炉心崩壊が起きて下部プレナムの水が上部プレナムや蒸気ドームに飛散すると、その水はダウンカマーから破断口を経て流出してしまい、融体冷却にはほとんど使われない。このため、融体温度は全炉心崩壊後にほとんど低下せず、FPの放出も継続する。

③この2つの理由から、全交流電源喪失シケンスに比べてLOCAシケンスの方が原子炉容器内でのFP放出割合が著しく大きくなっている。

この解析では、燃料棒の溶融部分が炉心下端に落下するモデルを採用しているため全炉心崩壊が起きるまで下部プレナムに融体が落下しないことと、炉心部から下部プレナム中の水への輻射熱伝達を考慮していないことから、全炉心崩壊に至るまで下部プレナムに水が大量に残っている。また、全炉心崩壊時に炉心融体は十分小さな粒子と化すと仮定したため、融体落下時に融体の熱は短時間で水に伝わり、激しい気泡発生により下部プレナムの水はダウンカマー部まで飛散している。従って、事故シケンスが異なることの影響は過大に現われていると思われる。しかしながら、解析結果は、本研究開始以前に「炉心上端露出後の冷却材のボイルオフによる燃料温度上昇過程は(炉型や事故シケンスにかかわらず)比較的似かよったものである」と予測していた(付録C参照)のに反するものである。即ち、炉心上端露出後の原子炉冷却系内事故進展もFPの放出・移行挙動も、炉型や事故シケンスによって変り得ることを示唆している。また、MARCHコード<sup>(7,8)</sup>のように原子炉冷却系全体を1ボリュームで表わすモデルでは、このような炉型や事故シケンスによる現象の違いが表現されないことも示している。

なお、LOCAシケンスの場合は、ドライウェル破損時に圧力抑制プール水がまだ飽和に達していない。このため、全交流電源喪失事故シケンスで見られたような

圧力抑制プールの減圧沸騰は生じず、ベDESTALに冷却材が流入することもない。従って、第4-18図に示すように、格納容器破損時に融体温度が低下することはない、融体からのFPの放出速度も大きな変化をしない。



第4-18図 融体温度及び格納容器圧力、ヨウ素放出速度の計算結果  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

#### 4.3.2 感度解析ケースの計算条件と計算結果

##### (1) 感度解析計算の対象としたパラメータ

BWRについての感度解析計算で対象とした主要なパラメータを第4-6表に示す。パラメータの選定は、4.2節で述べたPWRでの感度解析で影響が大きかったものや、米国NRC等の同様解析で影響が大きいと言われていたものとした。全交流電源喪失シーケンスでは同一パラメータについて1~2ケースの解析を行い、他のシーケンスでは解析対象としなかったパラメータもあるので、BWRの感度解析計算もPWRの場合と同様、各シーケンスに対して、10~30ケースの計算を実施した。

なお、第4-6表で「被覆管厚さ」とあるのは、THALES-Mコードがチャンネルボックスをモデル化していない影響を調べるためのものである。便宜的な解析であり、チャンネルボックスの質量を燃料棒本数で除し、その量に相当する分だけ被覆管が厚くなったとしている。MARCHコードで、同様の解析によりチャンネルボックスの影響を調べていたのに倣ったものである。

第4-6表 BWRについての感度解析計算で対象としたパラメータ

##### 原子炉冷却系内事故進展解析に関するパラメータ

- ・被覆管厚さ(チャンネルボックスのジルコニウム量を模擬するための)
- ・(LOCAシーケンスでの)破断口の位置と口径
- ・ECCSの作動・不動作(不動作状態からの回復も含む)
- ・燃料棒溶融落下モデル

##### 格納容器内事故進展解析に関するパラメータ

- ・格納容器スレイ作動条件(不動作状態からの回復も含む)
- ・ベDESTALの形状(ウェット・キャビティかドライ・キャビティか)
- ・原子炉容器溶融貫通後の融体落下位置  
(ベDESTALに落ちるか、ドライウェル床上に散乱するか)
- ・格納容器破損位置  
(ドライウェル、圧力抑制プールの気相部、もしくは同液相部)
- ・格納容器のコンパートメント分割の方法

##### FPの放出・移行挙動解析に関するパラメータ

- ・拡散境界層厚さ

(2) 感度解析計算結果のまとめ

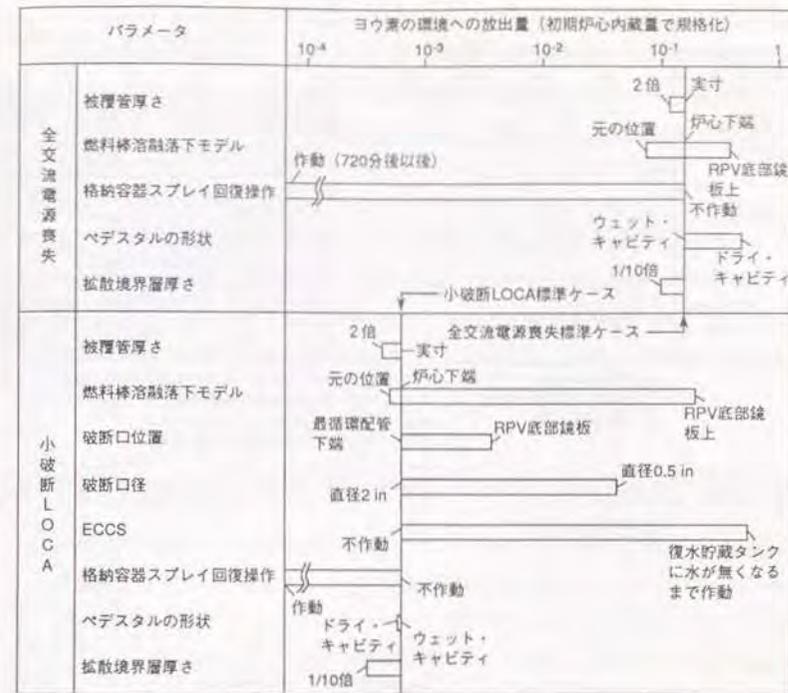
BWRについての感度解析計算の結果も、PWRの場合と同様、事故の進展とFPの放出・移行挙動にどのように影響するかという観点から整理した。

事故の進展については、事故開始から、炉心溶融開始まで、原子炉容器溶融貫通まで、格納容器破損までの、3通りの経過時間を採用し、各感度解析対象パラメータがこれらの時間に及ぼす影響を調べた。また、水素の発生量に対する影響も検討した。

FPの挙動を表すパラメータとしては、計算終了までにヨウ素はどこで放出されたか（燃料もしくは融体中に残っているか、原子炉容器内で放出されたか、ベDESTAL内へ放出されたか）と、計算終了時にヨウ化セシウムがどこにどれ程存在しているか（燃料もしくは融体中に残っているか、原子炉冷却系内にあるか、格納容器内にあるか、環境に放出されてしまっているか）で表示することとした。小破断・大破断LOCAは、事故開始後1,000分までの解析であるが、FPの放出・沈着はほぼ完全に終了している。（壁や床に沈着したFPの再蒸発を考えると、いったんFPが沈着し終っても事故は終わらないが、この解析を実施した時点のTHALES/ARTコード体系はFPの再蒸発を考慮できなかったため、それ以上長時間解析しても結果は変わらない。FPの再蒸発は、THALES/ARTの第2次版コードであるTHALES-2コードによって考慮されるようになった。）全交流電源喪失シーケンスは、事故開始後2,000分までの解析であるが、こちらの方は事故の進展速度がはるかに遅く、2,000分時点でまだFPの放出が続いている。従って、更に計算を続ければソースタームも変り得る。

結果の整理手順もPWRについての感度解析の場合と同様である。まず、それぞれの事故シーケンスについて、感度解析の対象としたパラメータ毎に結果を整理した。次いで、各事故シーケンス毎に、各パラメータが事故進展やソースタームに及ぼす影響の比較図を作成した。

第4-19図は、全交流電源喪失と小破断LOCAの事故シーケンスについて、主要なパラメータがソースタームに及ぼす影響を示したものである。ソースタームに影響の大きい因子としては、PWRの場合と同様、ECCSや格納容器スプレイといった安全系の作動の有無（即ち、事故シーケンスを規定するパラメータ）や、燃料棒溶融落下モデルが挙げられる。また、原子炉ベDESTALにドライウエル床の水が流入するかどうか（ウェット・キャビティかドライ・キャビティか）は、PWRの場合よりずっと小さな影響しか及ぼしていない。



第4-19図 各パラメータがソースタームに及ぼす影響

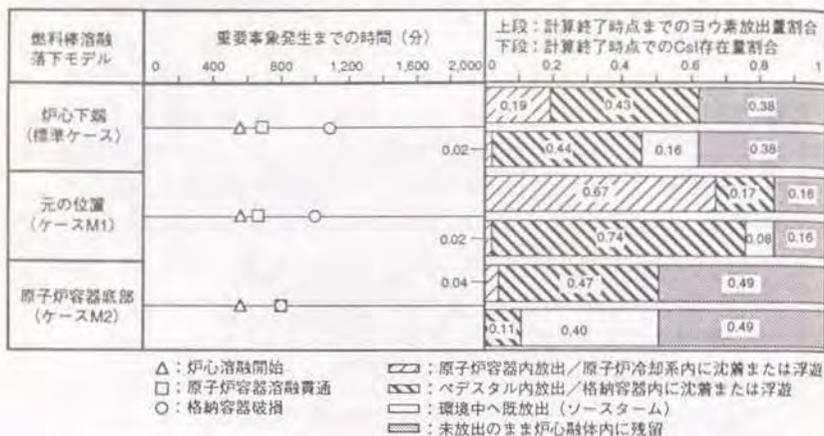
(3) 特定のパラメータの影響に関する考察

BWRの感度解析計算においても、各パラメータが事故進展やソースタームに及ぼす影響を個別に検討した。以下、特定のパラメータの影響に限って記述する。

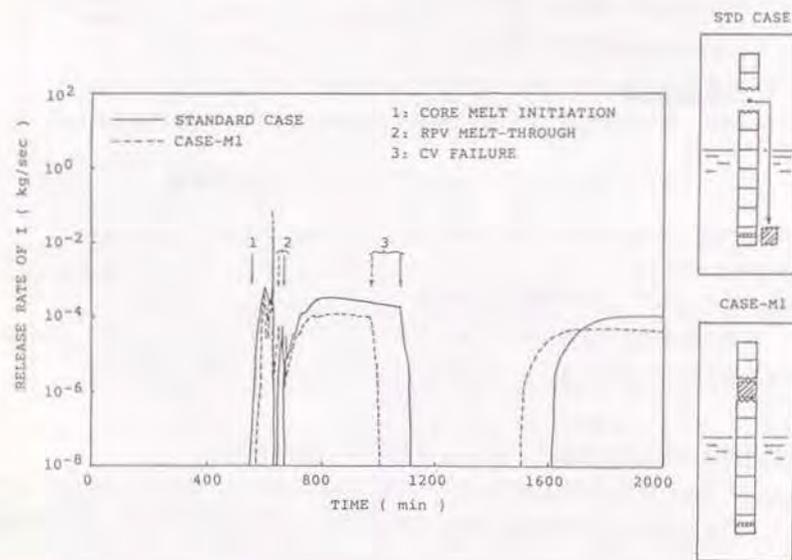
燃料棒溶融落下モデルがFPの放出・移行挙動に及ぼす影響

PWRの感度解析計算同様、BWRの感度解析計算でも、燃料棒の溶融落下モデルがFPの放出・移行挙動に及ぼす影響に注目した。感度解析の結果、燃料棒溶融落下モデルはBWRもPWRの場合と同様の影響を及ぼすことが確認された。

第4-20図、第4-21図は、全交流電源喪失シーケンスについて、燃料棒溶融落下モデルについての感度解析の結果を示したものである。溶融した燃料棒ノードの



第4-20図 燃料棒溶融落下モデルが事故進展とヨウ素の放出・存在量分布に及ぼす影響 (全交流電源喪失シーケンス)



第4-21図 燃料棒溶融落下モデルが燃料及び融体からのヨウ素放出速度に及ぼす影響 (全交流電源喪失シーケンス)

落下位置は、標準ケースでは炉心下端、ケースM1は元の位置、ケースM2は原子炉容器底部である。第4-20図は、第4-16図と同様、図の左側は重要事象の発生までの経過時間である。右側はヨウ素の放出・移行挙動に関するものであり、上段の帯はどこでヨウ素が放出されたかを表わし、下段の帯は事故開始後2,000分におけるヨウ化セシウムの存在量分布を示している。また、第4-21図は、標準ケースとケースM1における、ヨウ素の放出速度を示している。これらの図に示すように、燃料棒溶融落下モデルは事故の進展速度にはそれほど大きな影響を及ぼさないものの、原子炉容器内でのヨウ素放出量には極めて大きな影響を及ぼす。溶融燃料棒ノードが水位以下まで落下するケースでは、そのノードが十分冷却されてFP放出が止まってしまうため、原子炉容器内での放出量は小さくなる。その結果、原子炉ベDESTALでのFP放出が大きくなり、ソースタームも大きくなっている。

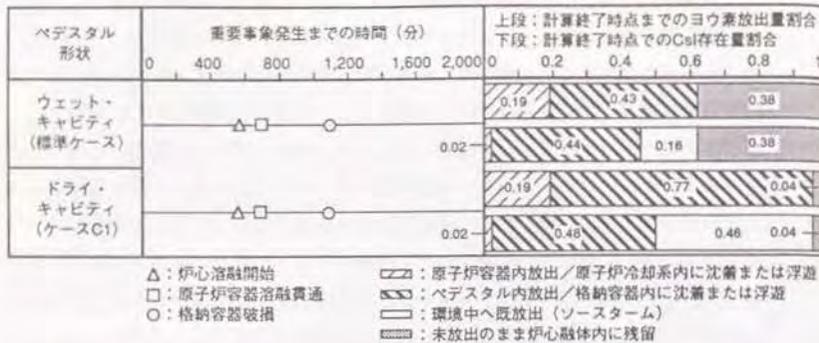
原子炉ベDESTALの形状が格納容器内事故進展とFPの放出・移行挙動に及ぼす影響

PWRの原子炉キャビティの場合と同様、BWRについても、ドライウェル床の水が原子炉ベDESTALに流入するかどうか、格納容器内事故進展やFPの放出・移行挙動に大きな影響を及ぼすことが想定された。このため、ドライウェルとベDESTALを結ぶジャンクションのドライウェル側端点の高さを、ドライウェル床位置としたケース (ウェット・キャビティ、標準ケース) と、ドライウェル頂部近くにしたケース (ドライ・キャビティ) の計算をして、両ケースの比較を行った。

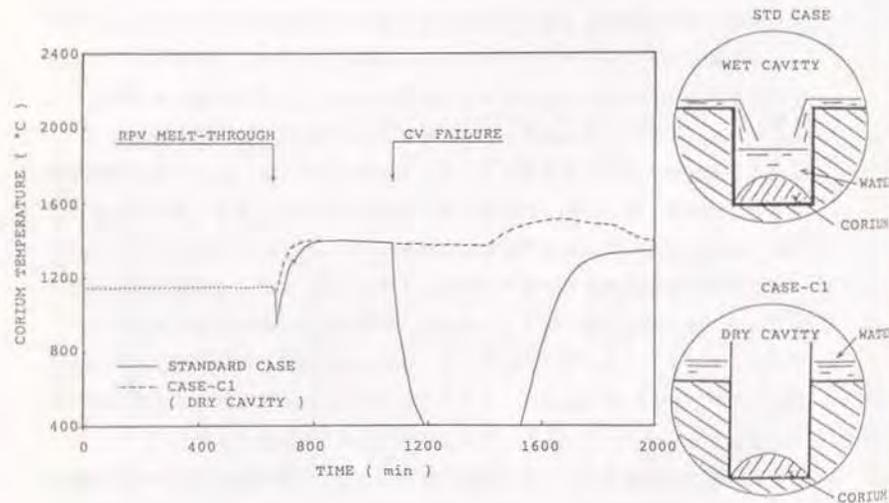
第4-22図は、全交流電源喪失シーケンスの場合について、両ケースの事故進展及びFPの放出・移行挙動への影響をまとめたものである。また、第4-23図は、両ケースにおけるベDESTAL内融体の温度変化を示したものである。

原子炉容器の溶融貫通が起きた直後は、ドライ・キャビティの場合は温度の低下がないが、ウェット・キャビティの場合は一時融体温度の低下が見られる。しかしながら、ウェット・キャビティの場合も、冷却材は融体からの伝熱によってボイド率の極めて大きい二相流になり、ドライウェルからベント管を通じて圧力抑制プールに流出してしまう。このため、融体温度はすぐに上昇してしまう。

格納容器の破損直後には、全交流電源喪失シーケンスでは前述のように圧力抑制プールで減圧沸騰が起き、二相流がベント管を逆流してドライウェルまで達する。ウェット・キャビティの場合は、この水が原子炉ベDESTALに流れ込むので融体温度が下がるが、ドライ・キャビティの場合は、原子炉ベDESTALに水の流入がないので融体温度は高いままである。このため、この期間の融体からのFP放出量が著しく異なり、それが、第4-22図に示したように、ソースタームの大きな違いをも



第4-22図 キャビティ形状が事故進展とヨウ素の放出・存在量分布に及ぼす影響  
(全交流電源喪失シーケンス)



第4-23図 ベDESTALの形状がベDESTAL内融体の温度変化に及ぼす影響  
(全交流電源喪失シーケンス)

たらしめている。

しかしながら、

- ① 今回の計算ではドライ・キャビティをモデル化するためにベDESTAL周りにドライウエル頂部までの高さを有する堰を設けているが、実際にはこうした堰を設けるのは不可能であり、多少の高さの堰ならばウェット・キャビティと同様の結果になるであろうこと、
- ② 今回の計算では2,000分までの計算しかしていないため、ウェット・キャビティのケースでは融体がいったん冷却されてしまってF P放出が止まっているが、融体温度が上昇すればこのF Pはいずれソースタームに寄与するであろうこと、

を考えれば、ここで計算されたようなソースタームの大きな相違は生じないと考えられる。

なお、小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスの場合には、格納容器破損時に圧力抑制プールでの減圧沸騰が起きないため、ベント管に逆流が生じず、ドライ・キャビティでもウェット・キャビティでも融体の温度は変わらない。このため、第4-19図の小破断LOCAの結果のまとめで示したように、2つのケースでソースタームはほとんど違ってない。

即ち、BWRではウェット・キャビティであるかドライ・キャビティであるかが事故進展やF Pの放出・移行挙動に及ぼす影響は、PWRの場合よりずっと小さいと考えられる。

#### 4.3.3 BWRについての感度解析計算の結論

BWRについての感度解析計算で得られた結論をまとめると、次のとおりである。

##### 全般に関するもの

- ① THALES/ARTコード体系が、BWRの広範な事故条件下での炉心溶融事故の進展及びFPの放出・移行挙動の解析に適用可能であることが確認された。
- ② 原子炉冷却系内事故進展、格納容器内事故進展、FPの放出・移行挙動とも、想定する事故シーケンスによって著しく異なる。
- ③ BWRのソースターム評価では、ダウンカマ領域がジェットポンプ・ディフューザの内と外に2分されていることや、圧力抑制プールがあること等、BWRに特有の設計が大きな影響を及ぼし得る。

##### 原子炉冷却系内事故進展とFPの放出・移行挙動に関するもの

- ④ 原子炉冷却系内での事故進展速度を支配するのは、炉心冷却に寄与する冷却材の量であり、それは、LOCAシーケンスでの破断口の位置及び口径、ECCSの作動の有無等によって決る。燃料棒溶融落下モデルや、ジルコニウムの酸化反応速度、炉心部での燃料棒と冷却材の間の熱伝達率等は大きな影響を及ぼさない。
- ⑤ 原子炉容器内での水素発生及びFP放出は、燃料もしくはその融体の温度の関数で表わされることが知られているが、この温度は燃料棒の溶融落下をどうモデル化するかで大きく異なる。一般には、燃料棒の溶融部分がより下方に落下する程、下方の水によって冷却される可能性が大きくなり、原子炉容器内での水素発生量とFP放出量が小さくなる。
- ⑥ 融体が下部プレナムに落下した時、LOCAシーケンスでは下部プレナムの水が高ボイド率の二相流となってダウンカマから原子炉冷却系外に流出する可能性があり、その場合は融体温度があまり下がらず、原子炉冷却系内でのFP放出量が大きくなる。一方、トランジェント・シーケンスでは下部プレナムの水はすべて融体の冷却に使われるので、原子炉冷却系内でのFP放出量が小さくなる可能性がある。
- ⑦ 原子炉冷却系内FP沈着は、ほとんどの場合無視できない大きさである。

##### 格納容器内の事故進展とFPの放出・移行挙動に関するもの

- ⑧ BWRの場合は、ドライウエル床の水がベDESTALに流れ込むと仮定した場合でも、水位はベント管の上端高さ以上にはなれないので、ドライウエル及びベDESTALに存在できる水量は限られている。また、炉心融体が原子炉容器を溶融貫通してベ

DESTALに落下した場合、たとえそこに水があってもそれを飛散させて圧力抑制プールまで送ってしまう可能性がある。この場合、ベDESTALにドライウエル床の水が流入するかどうか事故進展やFPの放出・移行挙動に及ぼす影響は、PWRに比べてずっと小さくなると考えられる。

- ⑨ 格納容器内圧変化とそれに伴う格納容器破損時刻に対しては、ベDESTALでの融体-コンクリート反応によって生成する非凝縮性ガスの量が支配的影響を及ぼす。
- ⑩ 格納容器破損位置をドライウエルにした場合、破損口の大きさや事故シーケンスによっては、圧力抑制プール水が減圧沸騰し、それがベント管をドライウエルまで逆流して融体を冷却する可能性がある。
- ⑪ 圧力抑制プールでのスクラビングによるFP除去やドライウエル内でのFP沈着はいずれのケースでも大きい。
- ⑫ ベDESTALで放出されたFPは、格納容器破損が起きるまでは自然沈着によって除去される。格納容器破損後にベDESTAL内融体からFPが放出されると、自然沈着の効果が小さくなるのでソースタームが大きくなる。従って、i) ソースターム評価では、格納容器が破損する時間とベDESTALでFP放出が激しくなる時間の前後関係に注意する必要がある、また、ii) 一般には、燃料棒溶融落下モデルとして溶融部分がより下方まで落下するモデルを採用すると、水によって溶融部分が冷却されて原子炉容器内でのFP放出が少なくなり、その分ベDESTALでの放出が大きくなって、ソースタームも大きくなる傾向がある。

#### 4.4 感度解析計算の結論

##### 4.4.1 事故進展やソースタームの支配因子

上述したように、BWRとPWRの幾つかの事故シーケンスを対象に、炉心溶融事故の進展とFPの放出・移行挙動に関する広範な感度解析計算を実施した。その結果、事故進展やソースタームを支配する因子やそのメカニズムについて多くの知見が得られた。まとめると次のようになる<sup>149)</sup>。

##### (1) 事故シーケンスとプラント形状の影響

ソースタームは想定する事故シーケンスとプラント形状（PWRとBWRの違い、PWRの加圧器サージ管の形状、原子炉キャビティの形状等）に支配される。即ち、事故シーケンスやプラント形状と係わりなく、「一般的ソースターム値」を設定することは困難である。ソースターム評価は、PSAの一環として、対象プラントの特徴を十分考慮に入れ、安全系の作動・不作動の場合分けをして事故シーケンスにを明確に定義した上で実施する必要がある。

##### (2) 原子炉冷却系内での事故進展の速さ

原子炉冷却系内での事故の進展の速さは、事故開始から炉心溶融開始や原子炉容器溶融貫通等の事象が起きるまでの経過時間で表現することができる。これらの時間は、端的に言えば、どれ程の冷却材が炉心冷却に寄与するかで決る。それに影響を及ぼすのは、LOCAの場合の破断口の位置や大きさ、PWRの2次系による冷却の有効性、ECCSによる冷却材注入の有無等、炉心から離れたところで決るパラメータである。燃料棒と冷却材の熱伝達率、ジルコニウムの酸化反応、燃料棒の溶融落下等、炉心で起きる諸現象は大きな影響を与えない。

原子炉容器内での水素の発生量は、燃料棒あるいはその融体の温度に依存し、温度は燃料棒の溶融落下モデルに強く影響される。

##### (3) 格納容器内での事故進展の速さ

格納容器内での事故進展の速さは、事故開始から格納容器過圧破損までの経過時間で表現することができる。この時間は、格納容器冷却系が働くかどうか等の事故シーケンスを定義する因子や、BWRの圧力抑制プールのようなプラントの設計上の特徴に依存する。また、原子炉キャビティに落下した融体が出す熱が、コンクリートの熱分解に使われるのか水の蒸発に使われるのかに依存する。

##### (4) ソースタームを決定するメカニズム

ソースタームは、①原子炉容器内でどれ程のFPが放出されるか、②原子炉冷却系内でどれ程のFPが沈着するか、③原子炉容器の溶融貫通後に原子炉キャビティ内でどれ程のFPが放出されるか、④格納容器内でどれ程のFPが沈着するか、の4項目に分けて、それらの各項にどのような因子が影響を及ぼすかと考えると分かり易い。

##### (5) 原子炉容器内でのFP放出

原子炉容器内でのFPの放出速度は、燃料もしくはその融体の温度に支配され、それに対しては、燃料棒溶融落下モデルが大きな影響を及ぼす。一般には、燃料棒の溶融部分がより下方に落下してそれが冷却材によって冷却されると、原子炉容器内でのFP放出量が小さくなる。

BWRの場合は、全炉心崩壊や炉心支持板損壊によって融体が下方の水の中に落下した時に、高ボイド率の二相流となった水が原子炉冷却系外に放出されるか、それとも戻ってきて融体冷却に使われるかも、融体温度とFP放出量に影響し得る。

原子炉容器内でのFP放出量が小さければ、原子炉キャビティでのFP放出量がその分大きくなり得る。

##### (6) 原子炉冷却系内でのFP沈着

原子炉冷却系内でのFPの沈着は、ほとんどの場合無視できない割合になる。従って、FPの再蒸発を考えない限り、原子炉容器内でのFP放出量が大きい程ソースタームが小さくなる傾向がある。

原子炉冷却系内でのFP沈着については、FPの放出経路に水があるかどうか重要である。例えば、PWRのトランジェント・シーケンスで、TMI事故のように加圧器に水があれば、FPはそこでスクラビング除去される。また、BWRのトランジェント・シーケンスで、FPを含む気体は圧力抑制プールに導かれて、やはりスクラビング除去される。

##### (7) 原子炉キャビティ内でのFP放出

原子炉キャビティ内でのFPの放出量は、融体の温度に支配され、それに対しては、原子炉キャビティに格納容器床の水が流れ込むか否かが大きな影響を及ぼす。また、融体内で起き得る化学反応をどのような優先順序で想定するかも影響を及ぼす。

(5)で述べたように、原子炉容器内でのFPの放出量が小さければ、その分多量のFPが原子炉キャビティ中の融体に残される。一般に、途中で事故が収束するのでな

い限り、原子炉容器内でのFP放出量が少なく、原子炉キャビティでのFP放出量が多い程、ソースタームが大きくなる。

#### (8) 格納容器内でのFP沈着

格納容器内でのFPの沈着については、格納容器気体中に浮遊するFPを含んだエアロゾルが、重力沈降等により時間の経過と共に減少することから、FPの放出が激しくなる時刻から格納容器が破損する時刻までの経過時間が大きな影響を持つ。格納容器破損時刻がソースタームに及ぼす影響については、本研究以前、NRCもIDCORも、単に「事故開始から格納容器破損までの時間が大きな影響をもつ」としていた(例えば、NURRG-0956報告書の結論7<sup>(23)</sup>)が、格納容器破損後にFP放出が著しくなる場合もあるので、これは必ずしも正確な言い方ではない。

事故開始から格納容器破損までの時間は、PWRのウェット・キャビティのケースではキャビティでの水の蒸発量、PWRのドライ・キャビティとBWRの場合はキャビティでの非凝縮性ガスの発生量に支配される。

#### 4.4.2 他のソースターム評価の結論との比較

米国NRCやIDCORグループの行ったソースターム評価<sup>(23,24)</sup>と、本章で述べたTHALES/ARTコード体系による感度解析計算は、以下のような共通の結論を導いている。

- ①ソースタームは想定する事故シーケンスと原子炉及び格納容器の設計詳細とに著しく大きく影響される。
- ②原子炉冷却系内でのFP沈着はほとんどの場合無視できない大きさである。

一方、THALES/ARTコード体系は、2章で述べたような様々な計算モデルの特徴から、従来と違った知見も導出している。主要なものは次のとおりである。

##### (1) 燃料棒の溶融部分と冷却材が事故進展過程において移動することの影響

燃料棒からのFP放出量には、燃料棒及びその融体が冷却材によって冷却されるかどうかが大きく影響する。このためには、燃料棒の溶融部分(デブリもしくは融体)と冷却材とが事故進展の過程でどのように移動するかに注意する必要がある。例えば次のようなものである。

- ①燃料棒の溶融部分が水位下まで落下し、冷却される。
- ②BWRで全炉心崩壊や炉心支持板損壊が起きた時に、原子炉容器底部に水が残っていると、それが急激な沸騰により二相流となって飛散する可能性がある。その水が原子炉容器底部に戻って来るかどうかは、事故シーケンスによって異なる。
- ③原子炉圧力が高圧の状態では原子炉容器溶融貫通が起きると、PWRの蓄圧器内に残っていた水やBWRのダウンカマ部に残っていた水が放出されて、原子炉キャビティに落ちた融体の上に降り注がれる。
- ④格納容器床の水は、ウェット・キャビティならキャビティに流入してその中の融体を冷却するが、ドライ・キャビティなら融体を冷却しない。
- ⑤BWRの場合は、原子炉容器が溶融貫通して融体がベDESTALに落下した時、たとえベDESTALに水がたまっていても、その水は急激な沸騰により二相流となって飛散する。その水は圧力抑制プールに流出してしまう可能性が高い。
- ⑥この時、この二相流に乗って融体の一部も圧力抑制プールに流れ込んでしまう可能性がある。
- ⑦BWRで圧力抑制プールが飽和している時にドライウエルの過圧破損が起きると、

圧力抑制プールで激しい減圧沸騰が生じる。これによって生じる二相流で、圧力抑制プールの水がドライウェルに逆流し、ベDESTALにも流れ込んで、融体を冷却する可能性がある。

⑧Mark II型格納容器を有するBWRで、ベDESTAL底部のコンクリートが溶融貫通すると、融体が圧力抑制プールに落下し、プール内の水で冷却される。

このうち、MARCHコードが扱っていたのは③と④だけである。(③は圧力容器溶融貫通時に原子炉冷却系から放出される水の量を入力で与えることで模擬する。)これに対し、THALESは、計算の精度は別として、全項目を扱うことができ、⑥を除いては本章で述べたPWRとBWRについての感度解析計算の中でその影響を確認した。⑥は、計算コード上の扱いとしては、原子炉容器溶融貫通の少し後にLOGIC1を使って融体を圧力抑制プールに移すことでその影響を把握できるが、実際にこうしたことが起きるかどうか不明であり、解析もしていない。

## (2) FPの放出経路におけるスクラビングの影響

FPの沈着量は、FPを含んだエアロゾルを運ぶ気相流が水の層をくぐり抜けてFPがスクラビング除去されることがあるかどうか大きく影響される。従って、気相流の流路途中に水のプールが存在するかどうかには注意が必要である。例えば、次のようなものがある。

①BWRで安全逃し弁から放出された気体が圧力抑制プールに運ばれる。

②PWRのトランジェント・シーケンスでは常に加圧器逃し弁が原子炉容器内で放出されたFPの流出経路になるが、事故シーケンスと加圧器サージ管の形状によっては加圧器に水が残っている。

このうち、STCPは①だけを扱っているが、THALES/ARTは、原子炉冷却系を多数ボリュームで扱い、かつ、PWRの加圧器サージ管部に均質流モデルと対向流モデルを選択して用いられるようにしたことにより、②も扱えるようになっている。感度解析計算では、①、②両方の場合についてスクラビング効果を確認した。

## 5. 炉心溶融事故対策等へのTHALESの応用

### 5.1 コードの応用研究の概要

著者らが開発したTHALES/ARTコード体系は、原研内で多くの問題に適用された。最も系統的な利用は、原見・村松らによるBWRモデルプラントのレベル2 PSAである<sup>[54]</sup>。そこでは、THALES/ARTコード体系が多くの事故シーケンスに対する適用性と計算の高速性を有するという特長を生かして、300シーケンス以上のソースタームを同コードで直接評価した。この他の応用としては、小林らが、緊急技術助言対応システムの整備のためにTHALES/ARTコード体系を多用した<sup>[55]</sup>。橋本らは、THALES-PMコードを用いてTMI事故を解析した<sup>[56]</sup>。

著者自身も、井田らと共同で、特にTHALES-PMコードを、幾つかの安全上の問題に適用した。本論文ではその中から、以下の3件について記述する。

- ①高転換加圧水型炉(High Conversion PWR: HCPWR)の炉心溶融事故の進展に関する検討
- ②事故時の運転員対応が原子炉容器溶融貫通時間に与える影響に関する検討
- ③PWRのフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析

このうち①は、1985年に実施したもので、当時原研で進められていたHCPWRの設計検討に寄与するために実施した解析である。②は、実際の計算は、1984年から1985年にかけて、4.2節で述べたPWRについての感度解析の中で実施されたものであるが、それを、運転員対応が原子炉容器溶融貫通までの時間に与える影響という観点でまとめなおしたものである。③は、②の研究の継続研究として1986年に実施したもので、PWRのフィード・アンド・ブリード運転に関し、数多くのケース・スタディを実施した。以下の5.2節～5.4節では、これらTHALES-PMコードの応用の結果を記述する。

なお、本論文に記載したコードの開発・応用のほとんどについては、何らかの公開資料を作ってきたが、③のフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析だけは、公開資料を作らないでしまい、著者としては悔いの残る仕事であった。現在フィード・アンド・ブリード運転はPWRのアクシデント・マネジメント手段として注目されていることから、古い資料を再検討して本論文であらためて要点をまとめることとした。

## 5.2 高転換加圧水型炉の炉心溶融事故の進展に関する検討

### (1) 解析の概要

ウラン燃料有効利用のための一方策として、U-238からPu-239への転換率を高める高転換型加圧水型炉(HCPWR)の開発が提案されており、原研でも1985年頃その炉心設計研究等が進められていた。こうした設計を採用するに当っては、それが現行設計のPWRに比べて過大なリスクをもたらさないことを示す必要がある。その確認のため、HCPWRで炉心溶融事故が起きたと想定した場合の1次系内事故進展をTHALES-PMコードを用いて解析し、現行PWRの事故進展と比較した<sup>100,101)</sup>。この解析は必ずしも厳密なものではなく、HCPWRの炉心溶融事故進展が軽水炉とどう違うかを第1次近似として把握することを目的とした。

原研ではHCPWRの設計検討に当って、現行PWRに対して必要最小限の設計変更を前提とするという方針であり、変更箇所は炉心に限定されていた<sup>100)</sup>。主要な変更点は次のとおりである。

- ①水対燃料比を小さくするため、燃料棒は六角網密格子に配列する。
- ②PuO<sub>2</sub>/UO<sub>2</sub>混合燃料を用いる。
- ③ヘリカル・フィン付きのステンレス鋼製燃料被覆管を用いる。
- ④炉心有効長は現行PWRの約半分とする。
- ⑤制御材は60% B-10とする。

本解析のためにHCPWRと比較する現行PWRは、4.2節で述べたPWRについての感度解析で対象としたIndian Point 3号機とした。HCPWRの解析に必要な入力データは、西ドイツKraftwerk Union(KWU)社の提案<sup>100)</sup>を参考にして設定した。例えば、HCPWRでは被覆管がステンレス鋼なので、燃料棒溶融落下温度は1,300℃とし、被覆管酸化反応は十分小さいとして無視した。ただし、幾つかの入力データについては、Indian Point 3号機との比較を容易にするために、元のデータを変更して用いた。例えば、炉心熱出力はKWU社の設計値でなくIndian Point 3号機の値<sup>102)</sup>を用いた。第5-1表に、HCPWRで提案されていた設計諸元、解析のために設定した設計諸元、それにIndian Point 3号機の設計諸元を併せて記載する。

HCPWRの事故進展解析でも、解析対象は、以下の3つのシーケンスとし、解析条件も4.2節と合わせた。

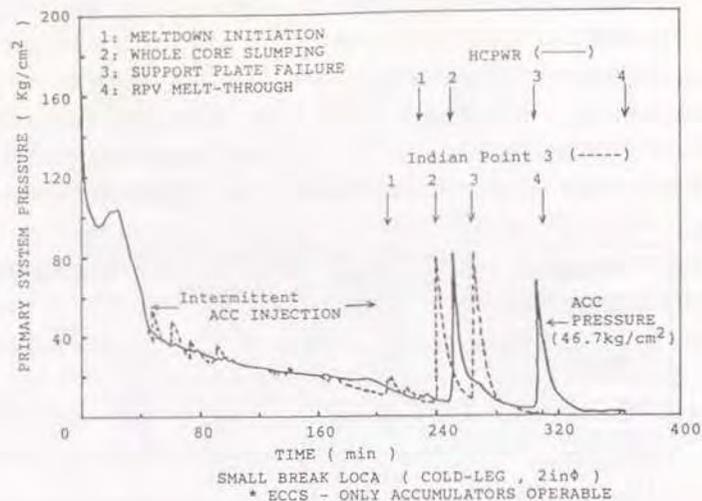
- ①小破断LOCA時ECCS不作動
- ②大破断LOCA時ECCS不作動
- ③全給水喪失時ECCS不作動

第5-1表 HCPWRとIndian Point 3号機の諸元

PARAMETER	HCPWR based on KWU PWR	HCPWR assumed for Analysis	Indian Point 3
THERMAL POWER (MW)	3782	3025	3025
POWER DENSITY (W/cm <sup>3</sup> )	151	145	92
PRIMARY SYSTEM PRESSURE (kg/cm <sup>2</sup> )	161	158.2	158.2
ACTIVE CORE LENGTH (cm)	233	233	366
FUEL	PuO <sub>2</sub> -UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>	UO <sub>2</sub>
CLADDING	SUS 304	SUS 304	ZIRCALOY 4
FUEL LATTICE	HEXAGONAL LATTICE	HEXAGONAL LATTICE	SQUARE LATTICE
FUEL DIAMETER (cm)	0.95	0.95	1.072
MELTDOWN TEMPERATURE (C)		1300	2300
METAL-STEAM REACTION		NO	YES

### (2) 解析の結果

THALES-PMコードを用いて3つの事故シーケンスの1次冷却系内事故進展を解析したが、そのうち小破断LOCA時ECCS不作動シーケンスについて、HCPWRと現行PWRの1次系圧力の変化を比較した結果を第5-1図に示す。この他の事故シーケンスも含め、事故の進展速度はHCPWRと現行PWRで大きな違いはなかった。これは、4.2節に示したように、PWRの1次冷却系内事故進展の速度は、炉心での諸現象よりも、破断口の位置及び口径、2次側との伝熱量等、炉心以外で定まる条件に大きく依存しており、それが両炉型で大きく違っていないからである。



第5-1図 HCPWRと現行PWRの1次冷却系内事故進展の比較  
(小破断LOCA時ECCS不動作シーケンス)

両炉型での計算結果の相違点についてまとめると次のとおりである。

- ①炉心上端露出は、HCPWRの方が遅かった。これは、HCPWRの方が炉心有効長が短い分、炉心上端より上部にある水の量が多いからである。
- ②炉心露出以後の水位低下速度はHCPWRの方が僅かに速かった。これは炉心部での水対燃料比が小さいためである。
- ③炉心の昇温速度はHCPWRの方が遅かった。これはジルコニウムの酸化反応熱が加わらないためである。
- ④全炉心崩壊は、事故シーケンスによってHCPWRの方が早かったり遅かったりした。これは、①及び③の影響で事故進展が遅れる反面、ステンレス鋼の方がジルコニウムやその酸化物よりずっと低温で溶融するからである。
- ⑤しかしながら、原子炉容器溶融貫通は、HCPWRの方が遅かった。これは、酸化反応熱が加わっていないことによる。

### (3) 解析の結論

3つの事故シーケンスについての比較解析の結論は次のとおりである。

- ①1次冷却系内での炉心溶融事故の進展速度は、HCPWRと現行PWRで大差ない。
- ②事故進展速度に小さな違いが生じた原因は、HCPWRでは炉心有効長が短いこと、ジルコニウム酸化反応が起きないこと、燃料棒溶融落下温度が低いことによる。

これから、1次冷却系内での炉心溶融事故の進展という観点からは、HCPWRが現行PWRより安全裕度が低い理由は見当たらないと判断された。

### 5.3 事故時の運転員対応が原子炉容器溶融貫通時間に与える影響に関する検討

#### (1) 原子炉容器溶融貫通時間の支配因子に関する検討

原子炉冷却系内での炉心溶融事故の進展の速さを最も端的に表現する指標として、事故開始から原子炉容器溶融貫通に至るまでの経過時間を挙げる事ができる。4.2節で述べたPWRについての感度解析の結果から、原子炉容器溶融貫通までの時間に大きな影響を及ぼす因子は、LOCAシーケンスにおける破断口の大きさと位置、ECCSの注入量、蒸気発生器での伝熱量等であることが判明している。これらの因子がどのようなメカニズムで原子炉容器溶融貫通までの時間に影響するかを、熱バランス式を用いて検討した<sup>(28,27)</sup>。

原子炉容器溶融貫通までの時間を決定する因子について検討するには、以下に示す、時間積分で表現した熱バランス式を用いると便利である。

$$\int_0^{t_{m-t}} q_{DEC} dt + Q_{MWR} = Q_{PRI} + Q_{SEC} + Q_{ECC} + Q_{HUP} \quad (5-1)$$

ここで

$t_{m-t}$  : 事故開始から原子炉容器溶融貫通までの時間

$\int_0^{t_{m-t}} q_{DEC} dt$  : 原子炉容器溶融貫通までの崩壊熱の積分値

$Q_{MWR}$  : ジルコニウムの酸化反応熱

$Q_{PRI}$  : 1次冷却材の沸騰に用いられる熱

$Q_{SEC}$  : 2次冷却材の沸騰に用いられる熱

$Q_{ECC}$  : 注入されたECC水の沸騰に用いられる熱

$Q_{HUP}$  : 炉心の温度上昇に用いられる熱

この式は必ずしも厳密なものではないが、PWRの1次冷却系内事故進展に係わる全般的な熱バランスを表わしている。

当然ながら、(5-1)式の5つのQの値は、事故シーケンスによって異なる。例えば、大破断LOCA時にECCSが不作動の場合は、大部分の1次冷却材も蓄圧器内の冷却材も、ブローダウン過程で液相のまま1次冷却系外に流出してしまうので、 $Q_{PRI}$ も $Q_{SEC}$ も小さな値になる。一方、小破断LOCAの場合には、これらの値は

相対的に大きくなる。

原子炉容器溶融貫通時に(5-1)式が満足されねばならないことから、それぞれのQの値がわかれば原子炉容器溶融貫通までの時間 $t_{m-t}$ が推定できる。それぞれのQの値がどの程度のものになるかの目安を得るために、第5-2図を用意した。この図で、Qの値は、Indian Point 3号機のデータ<sup>(28)</sup>を用いて以下の仮定で計算されている。

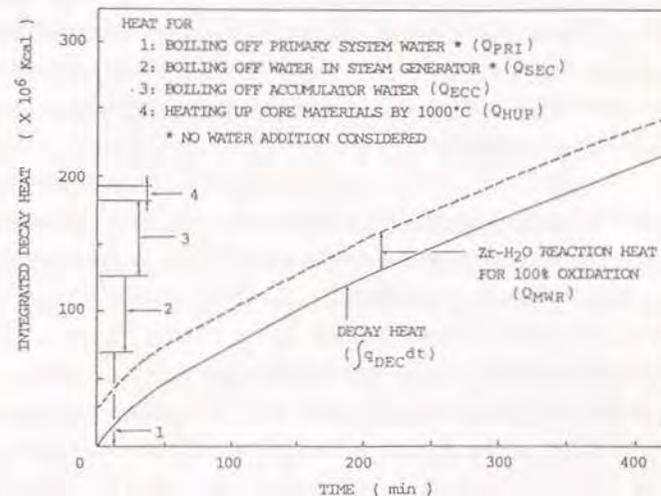
$Q_{MWR}$  : 燃料被覆管の全量が酸化した時の化学反応熱

$Q_{PRI}$  : 通常運転時の1次冷却系内冷却材全量を沸騰させるのに必要な熱

$Q_{SEC}$  : 通常運転時の蒸気発生器内2次冷却材全量を沸騰させるのに必要な熱

$Q_{ECC}$  : 蓄圧器中のECCS水を全量沸騰させるのに必要な熱

$Q_{HUP}$  : 炉心構成材を一律に1,000°C昇温させるのに必要な熱



第5-2図 (5-1)式の熱発生・熱消費項の大きさの目安

この図から、当然ではあるが、原子炉容器溶融貫通までの時間は、 $Q_{PORV}$ 、 $Q_{ECCS}$ 、 $Q_{acc}$ 、即ち、炉心冷却に用い得る「水の量」に支配されることが明らかである。言い換えれば、炉心溶融事故の1次冷却系内での事故の進展の速さは、破断口の大きさや位置、ECCS作動の有無、2次系による冷却の状況といった、炉心と離れた所で、の事象や現象に支配されると言える。炉心での現象に係わる因子、例えば燃料棒から冷却材への熱伝達、ジルコニウム酸化反応の進展、炉心の溶融落下の状況等は、事故の進展の速さという面では、相対的に小さな影響しか持たないと言って良い。

## (2) 炉心溶融事故下での運転員の対応の影響に関する検討

上述したように、原子炉容器溶融貫通までの時間は、1次冷却材、2次冷却材、ECCS注入水のどれ程の量が炉心冷却に寄与するかで定まる。従って、事故進展の途中で運転員が介入し、炉心冷却に寄与する冷却材の量を変えると、それに伴って、原子炉容器溶融貫通までの時間も変ることが予測される。このことを確認するために、THALES-PMコードを用いて、Indian Point 3号機（米国、4ループPWR）を対象に次の2つの例題を解析した。

- ①例題1：全給水喪失事故時に蓄圧器以外のECCSが不作動という事故シーケンスの途中において、運転員が加圧器逃し弁（PORV）を開く。
- ②例題2：PORV開固着による小破断LOCA時に蓄圧器以外のECCSが不作動という事故シーケンスの途中において、運転員がPORV元弁を閉じる。

以下、それぞれの例題に対する解析結果について、運転員介入の有無によって炉心冷却に寄与する冷却材の量がどのように変わり、その結果、原子炉容器溶融貫通までの時間がどう変わったかを説明する。

### 例題1：全給水喪失時ECCS不作動シーケンスの解析

全給水喪失時に蓄圧器以外のECCSが不作動という事故シーケンスについて、以下の3ケースの解析を実施した。

ケース1-0：運転員による介入操作はなく、PORVは1次系圧力をその作動設定圧に維持するよう自動開閉する。PORVの逃し容量は2個相当分とする。（PORV1個の断面積は、Indian Point 3号

機のFSAR<sup>(12)</sup>より、 $8.87 \times 10^{-3} \text{m}^2$ とした。）

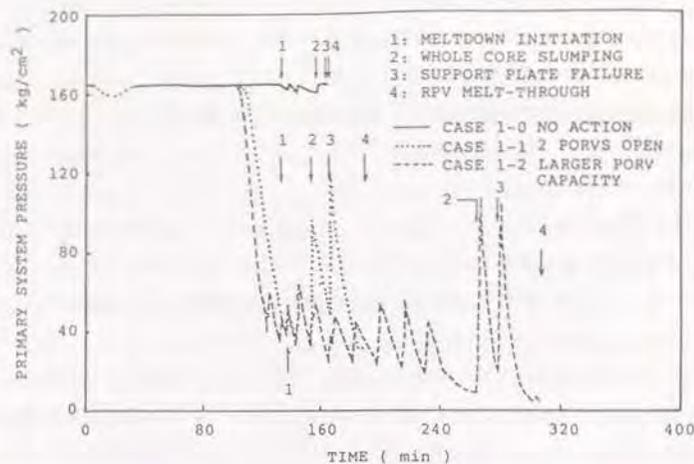
- ケース1-1：運転員は事故開始後100分にPORVを開く。PORVの逃し容量は2個相当分とする。
- ケース1-2：運転員は事故開始後100分にPORVを開く。PORVの逃し容量は3個相当分とする。

上記、3つのケースのうち、ケース1-1、1-2は、PORVを開放して1次系圧力を下げ、蓄圧器から1次系内への冷却材の注入を促すものである。このうち、ケース1-2は、PORVの逃し容量を実際の設計より大きくしたケースである。

3つのケースに対して、THALES-PMコードが計算した1次系圧力の変化と主要事象発生までの時間とを第5-3図及び第5-2表に示す。事故開始後100分までは運転員のPORVの操作はないので各ケースの計算結果は同じである。給水が停止すると1次系圧力はすぐにPORVの作動設定圧まで上昇する。事故開始後約7分から25分の間は蒸気発生器での除熱量が炉心でのFP崩壊熱量を上まわるのでいったん低下する。（この間、1次冷却系内に気体連続領域がなくなっており、THALES-PMコードの計算が不安定になっているが、質量の出入りがないので以後の計算にはほとんど影響しない。）その後はPORVの作動により1次系圧力はその作動設定圧に維持される。

ケース1-0（介入操作なし）では、1次系圧力はPORVの作動設定圧に維持されたままである。蓄圧水の注入がないまま、事故開始後165分に原子炉容器底部鏡板の溶融貫通に至っている。

ケース1-1では、PORV開放後1次系圧力は低下し始め、事故開始後133分に蓄圧器作動設定圧（ $48.7 \text{kg/cm}^2$ ,  $4.58 \text{MPa}$ ）まで低下し、蓄圧器からの注水が始まる。蓄圧器からの注入水は約50°Cの未飽和水なので、炉心部での沸騰が一時的に止まり、1次系圧力がさらに低下し、蓄圧器からの注水が促進される。その後、炉心に注入された水は炉心からの伝熱で飽和温度に達し、再び沸騰し始める。この蒸気発生により1次系圧力が上昇して、蓄圧器からの注水は止る。その後は、再び炉心水位の低下により炉心部での蒸気発生量が小さくなって1次系圧力が低下し、それが蓄圧器圧力（初期圧力より低くなっている）まで低下すると、再び蓄圧器からの注水がなされるというサイクルを繰り返す。蓄圧器からどれくらいの水量が注入されるかは、開口部面積と蒸気発生器伝熱量によって決る圧力の下がり方によるが、このケースでは蓄圧器保有水の全量が注入されるより前の事故開始後154分に全炉



第5-3図 例題1で各ケース毎に計算された1次系圧力の変化

第5-2表 例題1で各ケース毎に計算された主要事象発生までの時間(分)

CASE NO.	CASE 1-0	CASE 1-1	CASE 1-2
ASSUMPTION	No Action	PORVs Open	PORVs Open
PORV CAPACITY		100%	150%
BEGINNING OF CORE UNCOVERY	104	104	104
MELTDOWN INITIATION	132	130	137
WHOLE CORE SLUMPING	158	154	266
SUPPORT PLATE FAILURE	163	167	279
RPV MELTTROUGH	165	189	304

心崩壊が起き、その後は、1次系圧力が蓄圧器圧力よりも高く、蓄圧器からの注水がないまま事故開始189分に原子炉容器底部鏡板の溶融貫通に至っている。

ケース1-2では、PORV開放後1次系圧力は低下し始め、事故開始後122分に蓄圧器作動設定圧まで低下し、蓄圧器からの注水が始まる。その後は、ケース2と同様の蓄圧器からの注水が繰り返される。しかし、このケースではPORVの逃し容量が大きいため1次系圧力は上昇してもすぐに低下し、蓄圧器保有水の全量が注入される。このため、全炉心崩壊に至るまでの時間が長くなり、事故開始後304分経過した時に原子炉容器底部鏡板の溶融貫通に至っている。

3つのケースの原子炉容器溶融貫通までの時間は、第5-2表に示したように、炉心冷却に寄与する冷却材の量の最も大きいケース1-2が最も長く、次いでケース1-1、ケース1-0の順に短くなっている。即ち、全給水喪失時に蓄圧器以外のECCSが不作動という事故シーケンスでは、運転員がPORVを開く操作により、蓄圧器の作動が促されて炉心冷却に寄与する冷却材の量が増え、原子炉容器溶融貫通までの時間が長くなったことを示している。

#### 例題2：小破断LOCA時ECCS不作動シーケンスの解析

PORVの開固着を起因事象とする小破断LOCA時に蓄圧器以外のECCSが不作動という事故シーケンスについて、以下の2ケースの解析を実施した。

ケース2-0：運転員による介入操作はなく、PORVは開固着したままである。

(この解析は、4.2節のPWRの感度解析計算の一環として実施したので、開口部面積は実際のPORVの容量と違っており、直径2 inch、断面積 $20.3 \times 10^{-4} \text{ m}^2$ としている。)

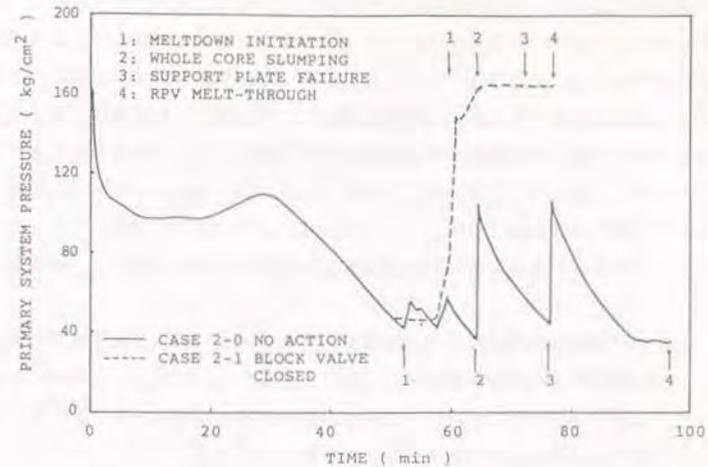
ケース2-1：運転員は事故開始後50分(この時の1次系圧力は、ケース1の解析結果では、蓄圧器作動設定圧 $46.7 \text{ kg/cm}^2$ より少し高い $47 \text{ kg/cm}^2$ であった)にPORV元弁を閉じる。

これらの解析では、蒸気発生器の給水は主給水・補助給水とも事故発生と共に喪失するとした。即ち、ケース2-1は1979年3月のTMI-2号機の事故と類似の事故シーケンスを模擬したものである。この事故では、運転員はPORVの開固着に気づきPORVの元弁を閉じているが、この元弁操作により1次系圧力は蓄圧器の作動圧力より高いままに保たれた。

両ケースに対して、THALES-PMコードが計算した1次系圧力の変化と主要事象発生までの時間とを第5-4図及び第5-3表に示す。事故開始後50分まではPORVの操作はないので両ケースの計算結果は同じである。事故開始直後、閉固着したPORVから蒸気が流出し、1次系圧力は急激に低下する。その後圧力はほぼ一定に保たれるが、事故開始後31分には炉心上部が露出し、炉心水位の低下につれて炉心部での蒸気発生量が減少するので1次系圧力は低下し始める。

ケース2-0（介入操作なし）では、事故開始後51分に1次系圧力が蓄圧器作動設定圧（46.7kg/cm<sup>2</sup>）まで低下し、蓄圧器からの注入が始まる。蓄圧器からの注水は約50°Cの未飽和水なので、炉心部での沸騰が一時的に止まり、1次系圧力が低下し、蓄圧器からの注水が促進される。その後、炉心に注入された水が炉心からの伝熱で飽和温度に達し、再び沸騰し始めると、炉心水位は以前より高くなっているため、蒸気発生量は大きくなり、1次系圧力が上昇して、蓄圧器からの注水は止まる。その後は、再び炉心水位の低下により炉心部での蒸気発生量が小さくなって1次系圧力が低下し、それが蓄圧器圧力（初期圧力より低くなっている）まで低下すると、再び蓄圧器からの注水がなされるというサイクルを繰り返す。蓄圧器からどれくらいの水量が注入されるかは、開口部の面積と蒸気発生器での伝熱量によって決まる圧力の下がり方によるが、このケースでは蓄圧器保有水の全量が注入されるより前の事故開始後84分に全炉心崩壊が起き、その後は、1次系圧力が蓄圧器圧力よりも高くなり、蓄圧器からの注入がないまま事故開始後97分に原子炉容器底部鏡板の溶融貫通に至っている。

ケース2-1では、事故開始後50分（この時の1次系圧力は47kg/cm<sup>2</sup>である）に運転員がPORV元弁を閉じ、PORVから系外への1次冷却材の流出がなくなる。このため1次系圧力の低下は止まり、蓄圧器の作動には至らない。この時、炉心水位はほぼ炉心下端であるため、蒸気発生量が小さく、1次系圧力はすぐには上昇しない。その後、PORV元弁が閉じられたことにより加圧器サージライン部で上向流が停止して対向流が生じ、加圧器に残っていた冷却材がホットレグを通じて炉心部に流れ込む。冷却材が流れ込むことによって蒸気発生量が大きくなるので、1次系圧力は急激に上昇する。（その後、圧力上昇が止まっているのは、運転員がPORV元弁を操作して1次系圧力をPORV作動設定圧に維持すると仮定しているからである。）しかし、流れ込む冷却材の量が少ないので炉心上部は十分に冷却されず、事故開始後58分に炉心溶融が始まり、60分に全炉心崩壊、77分に原子炉容器底部鏡板の溶融貫通に至っている。



第5-4図 例題2で各ケース毎に計算された1次系圧力の変化

第5-3表 例題2で各ケース毎に計算された主要事象発生までの時間（分）

CASE NO.	CASE 2-0	CASE 2-1
ASSUMPTION	No Action	Block Valve Closed
BEGINNING OF CORE UNCOVERY	31	31
MELTDOWN INITIATION	53	58
WHOLE CORE SLUMPING	64	60
SUPPORT PLATE FAILURE	76	74
RPV MELTTHROUGH	97	77

両ケースの原子炉容器溶融貫通までの時間は、第5-3表に示したようにケース2-1がケース2-0に比べて早くなっている。これは、PORV開固着の小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスの途中（蓄圧器が作動する直前）で運転員がPORV元弁を閉じた操作により、蓄圧器の作動が妨げられて冷却材の炉心冷却寄与量が減り、原子炉容器溶融貫通までの時間が縮まったことを示している。

### (3) 結果のまとめと結論

以上の解析結果をまとめると次のとおりである。

- ①原子炉容器溶融貫通までの時間に対しては1次冷却材・2次冷却材・ECCS注入水の炉心冷却寄与量が著しく大きく影響する。事故シーケンスが定まれば、これらの冷却材が炉心冷却に寄与する量を個別に見積もることができ、それから原子炉容器溶融貫通までの時間が概略推定できる。
- ②全給水喪失シーケンスでは1次系圧力は高压に維持される。このような事故シーケンスで、1次系圧力を下げ蓄圧器の作動を促す操作（PORVの開放）を模擬した解析を行ったところ、原子炉容器溶融貫通までの時間が延びた。これは、PORVの開放により1次系圧力が低下し、蓄圧器が作動し、炉心冷却に寄与する冷却材に蓄圧器保有水が加わったからである。ただし、PORVの逃し容量はある程度以上大きい必要がある。
- ③PORV開固着の小破断LOCA時ECCS不動作シーケンスにおいて、そのシーケンスの途中でPORV元弁を閉じた場合の解析を行ったところ、原子炉容器溶融貫通までの時間が短くなった。これは、PORV元弁閉により1次系圧力が上昇し蓄圧器の作動が妨げられるために、蓄圧器保有水が炉心冷却に全く寄与しなくなったからである。

こうした結果から、次のように結論づけられる。

- ①事故時の運転員の介入の有効性については、その介入操作でどれ程の量の冷却材が炉心冷却に寄与しそうかを推定すれば、それが原子炉容器溶融貫通までの時間に及ぼす影響をおおまかに把握できる。
- ②特に、蓄圧器の水はPORVの操作だけで入るようになり入らなくなったりするので、アクシデント・マネジメントの観点から重要な検討対象である。
- ③運転員の介入操作は、原子炉容器溶融貫通までの時間を延ばすのに有効なもの

もあるが、操作によっては、かえって原子炉容器溶融貫通までの時間を縮めることもあり得る。

ただし、PORVの開操作は、言わば強制的にLOCAを起こすことでもある。この解析ではPORVの開操作で原子炉容器溶融貫通までの時間が延びPORVの開操作で原子炉容器の溶融貫通までの時間が短くなっているが、これは一般的な結論とはなっていない。このため、PWRのフィード・アンド・ブリード運転の有効性に関し、次節で述べる系統的な解析を行うこととした。

## 5.4 PWRのフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析

### 5.4.1 解析の概要

様々なPSAの結果によれば、原子力発電所のリスクは既に十分小さいことが示されているが、適切なアクシデント・マネジメント手段を採用すれば、リスクを更に低減できる。特に、既存設備を有効に利用するアクシデント・マネジメント手段は、経済的損失なしにリスクを低減できる。そうした観点から、PWRにおいては、1次系が高圧で推移する事故において何らかの手順で1次系を減圧して安全注入を可能にする。フィード・アンド・ブリード運転が注目されている。このため、THALES-PMコードを用いて様々なケースの解析を行い、その有効性について検討した。

解析の目的は、特定のフィード・アンド・ブリード運転の有効性を検証することではなく、様々な事故シナリオに対して幾通りものブリード操作を想定した解析を行い、その操作が1次系圧力の変化と1次冷却系内での事故の進展にどのように影響するかについて一般的な理解を得ることである。そのため、THALES-PMコードの高速性を利用して、できるだけ多くのケース・スタディを行い、フィード・アンド・ブリードの方法について定性的な結論を得ることを目指した。

解析対象としたプラントは、Indain Point 3号機である。解析対象シナリオは、主として次の2つとした。

- ①小破断LOCA時高圧注入系不動作シナリオ
- ②全給水喪失シナリオ（高圧注入系が不動作のシナリオも含む）

いずれの事故シナリオにおいても、ねらいは、何らかの方法で1次系の圧力を作動可能な安全注入系の吐出圧まで下げることである。注目する安全注入系とその吐出圧（以下ゲージ圧でなく絶対圧で言う）は次のとおりである<sup>1)2)</sup>。

- ①高圧注入系（HPI） 約105kg/cm<sup>2</sup>（10.3MPa）
- ②蓄圧器 約47kg/cm<sup>2</sup>（4.6MPa）
- ③低圧注入系（LPI） 約10kg/cm<sup>2</sup>（1.0MPa）

1次系圧力を下げる方法としては、次の2通りを考えた。

- ①加圧器逃し弁（PORV）を開くことにより1次系内気体を放出するという、

### 1次系を直接的に減圧する方法

- ②主蒸気逃し弁（MSRV）を開くことにより2次系内気体を放出し、2次系の温度を下げることで1次系からより多量の熱を奪うという、1次系を間接的に減圧する方法

ここで、PORVは加圧器に2個ついており、1個当たり流路断面積は $8.67 \times 10^{-4} \text{m}^2$ である。また、MSRVは4基の蒸気発生器に各1個ついており、1個当たり流路断面積は $4.71 \times 10^{-3} \text{m}^2$ である。

なお、LOCAの場合は1次系への冷却材注入がない限り事故進展を止められないが、トランジェントの場合は蒸気発生器による冷却だけで事故進展を止められるので、全給水喪失時HPI不動作シナリオについては補助給水の回復の効果も併せて検討した。

解析の結果は以下のような観点でまとめた。

- ①PORVの開操作やMSRVの開操作で1次系圧力はどのように変化するか。特に、上述の各安全注入系の吐出圧まで低下するか。
- ②いったん安全注入系の吐出圧まで低下したとして、長期的に安全注入系を作動できる圧力に保つことができるか。
- ③このような1次系圧力低下は、想定する事故シナリオや開操作する弁の個数、開操作のタイミングによってどのように変化するか。
- ④PORVやMSRVの開操作が悪影響を与えることはないか。特に、炉心溶融開始時刻を早めることはないか。

なお、PWRの小破断LOCAの場合に1次系圧力を定める要因を挙げると、主要なものとして次の4項目がある。

- ①炉心での崩壊熱による蒸気発生
- ②蒸気発生器での2次側への伝熱
- ③破断口からの冷却材の流出
- ④PORVからの冷却材の流出

ここで、①の蒸気発生量は、崩壊熱レベルと炉心水位の関数である。②の蒸気発生器伝熱量の計算には、2次側の水位・温度や伝熱管両側の熱伝達率が大きな影響を及

ぼすが、2次冷却材の温度は運転員のMSRV開操作によって変えることができる。③の破断口からの冷却材流出には、破断口の大きさ及び位置が最も大きな影響を及ぼすが、1次系内の気泡分布も影響する。④のPORVからの冷却材流出は、PORVの容量と運転員の開操作によって決まる。1次系圧力は、これらのバランスによって定まり、それがある圧力まで低下した時にはじめて安全注入系が作動可能になる。

一方、全給水喪失事故シーケンスの場合は、運転員が介入しなければ、1次系圧力は事故時のほとんどの期間PORV開設定圧に保たれる。PORVを開けば、①、②、④のバランスによって1次系圧力が決ることになる。

5.3節までの解析で用いたTHALES-PMコードは、モデルが単純過ぎて、圧力計算の精度はそれ程高いものではなかった。このため、本解析を始めるのに先立ち、蒸気発生器伝熱モデルの詳細化を図った。具体的には、RELAP5/MOD2コード<sup>1)2)</sup>の熱伝達相関式及びその選択論理を参考にして熱伝達相関式プログラムを作成し、THALES-PMコードに組み込んだ。

#### 5.4.2 小破断LOCA時HPI不作動シーケンスについての検討

##### (1) 検討手順

小破断LOCA時HPI不作動シーケンスについては、以下の解析を行うことにより、フィード・アンド・ブリード運転の有効性を検討することにした。

- ①標準ケースの計算。ここでは、コールドレグ配管に直径2 inchの破断を想定し、HPIに加えてLPIも不作動と仮定する。PORVもMSRVも運転員による操作は考えない。
- ②破断条件等を変えての感度解析計算。ここでは、標準ケースから、破断口の位置や口径、運転出力レベル等を変えた計算を実施する。HPIとLPIは不作動とし、PORVとMSRVも運転員による操作は考えない。①、②の計算は、最も単純化された事故条件下での1次冷却系内事故進展を見るためのものである。
- ③PORV開操作の有効性検討のための解析。この解析は標準ケースの破断条件に対して実施する。開操作するPORVの個数と開操作時刻を変化させた感度解析計算を実施し、1次系圧力がどの程度まで低下するかを調べる。1次系圧力がRHRポンプ吐出圧(LPI作動圧)まで下る場合は、LPIが作動する場合と不作動の場合の計算を実施する。この一連の計算により、PORVの開操作で炉心溶融を回避できるかどうかを調べる。
- ④MSRV開操作の有効性検討のための解析。この解析も標準ケースの破断条件に対して実施する。開操作するMSRVの個数と開操作時刻を変化させた感度解析計算を実施し、1次系圧力がどの程度まで低下するかを調べる。1次系圧力がRHRポンプ吐出圧まで下る場合は、LPIが作動する場合と不作動の場合の計算を実施する。この一連の計算により、MSRVの開操作で炉心溶融を回避できるかどうかを調べる。
- ⑤その他の感度解析計算。標準ケースと破断条件等が異なるケースについて上記と同様の計算を実施する。

計算ケース数は、①の標準ケースは1ケース、②の破断条件等の感度解析は6ケース、③のPORV開操作の有効性検討は6ケース、④のMSRV開操作の有効性検討は11ケース、⑤のその他の感度解析は12ケースの、計36ケースである。解析には、蒸気発生器熱伝達相関式プログラムを組み込んだ後のTHALES-PMコードを用いた。

(2) 標準ケースの計算結果

小破断 LOCA 時に HPI が作動しない場合の標準ケースの計算条件は、4.2節で述べた、PWR の事故進展及び FP 放出・移行挙動についての感度解析の標準ケースと同じである。即ち、コールドレグに直径 2 inch の破断を想定し、HPI、LPI は働かず、蓄圧器は作動するとしている。充填系も不作動と仮定している。蒸気発生器は補助給水により 1 基当り 12.5kg/s の流量で給水されるとしている。しかし、今回の計算は、蒸気発生器での熱伝達率を相関式を用いて計算しており、熱伝達率がずっと大きくなっているため、1 次系圧力と水位の挙動は 4.2 節のものより多少異なっている。従って、今回の解析結果に沿ってもう一度 1 次冷却系内の事故進展を簡単に説明する。

(なお、4.2 節の感度解析での計算結果と、事故進展の速度は大きく異なる。また、元の THALES-PM コードで蒸気発生器での熱伝達率の入力データを十分大きな値にすれば、熱伝達率相関式を組み込んだ後の THALES-PM コードとほとんど同じ結果になることを確認した。)

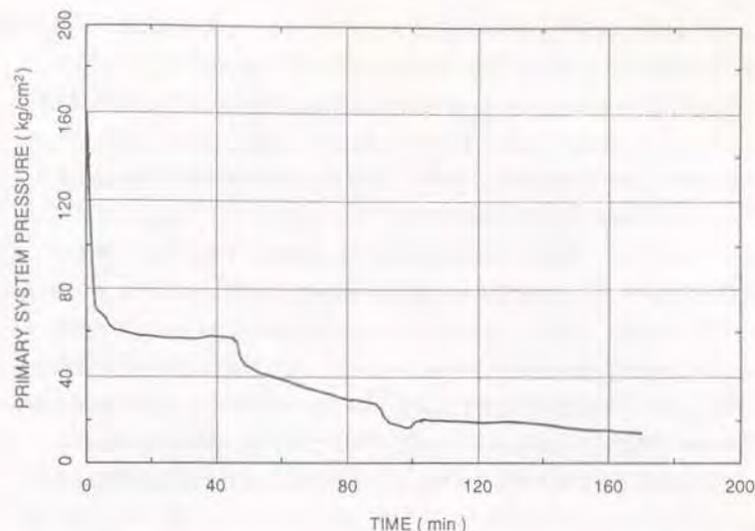
第 5-5 図は、標準ケースにおける 1 次系圧力の変化を示している。1 次系圧力は破断直後に急速に低下するが、その後は蒸気発生器圧力と平衡する約 80kg/cm<sup>2</sup> (5.9MPa) に保たれる。この間原子炉容器内水位が低下し、40 分頃に炉心上端が露出する。炉心内水位の低下に伴い蒸気の発生量が小さくなるので、圧力は低下し始め、47 分頃に蓄圧器の開設定圧に達する。

第 5-6 図は、標準ケースでの炉心シュラウド内外の水位変化を示している。炉心水位は蓄圧器作動までは水位下での沸騰量に合わせて下り続けるが、蓄圧水の注入開始後は緩やかに上昇していく。事故開始後 100 分少し前に、蓄圧器保有水は全量注入される。その後は再び炉心水位は低下する。120 分頃再び炉心上端が露出し、170 分頃には燃料棒の溶融が始まっている。なお、この時点まで 1 次系圧力は 1 度も RHR ポンプの吐出圧まで低下するに至っていないので、RHR ポンプが作動可能であったとしても燃料棒の溶融を防止するのに有効な手段とはならない。

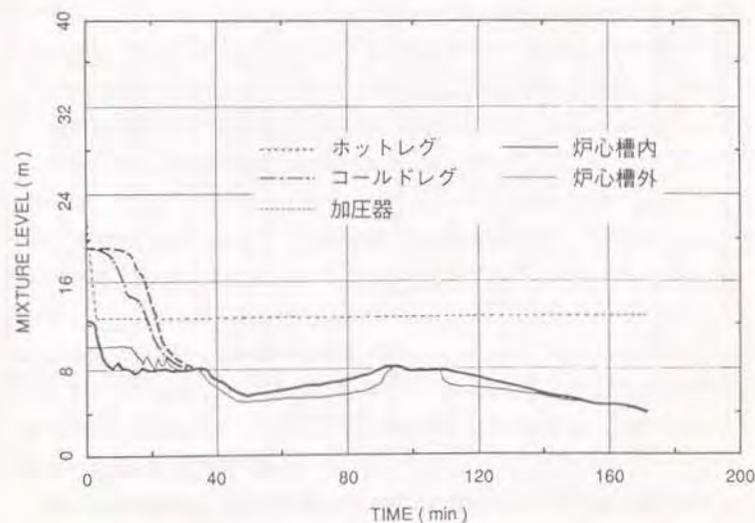
(3) PORV 開操作の有効性に関する検討

小破断 LOCA 時 HPI 不作動シーケンスについて、まず加圧器逃し弁 (PORV) を開いた時の 1 次系圧力に対する影響を検討した。

このシーケンスの標準ケースでは、HPI は不作動と仮定しており、蓄圧水は全量注入される計算結果になっている。従って、以下の項目について検討した。



第 5-5 図 小破断 LOCA 時 HPI 不作動標準ケースの 1 次系圧力



第 5-6 図 小破断 LOCA 時 HPI 不作動標準ケースの 1 次系各部の水位

①1次系圧力がRHRポンプ吐出圧まで下って、LPIによる長期冷却が可能になるか。

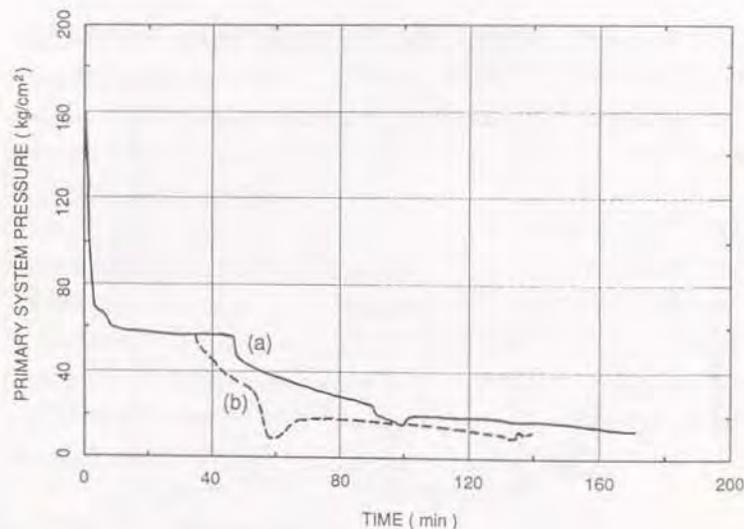
②PORVを開くことによる冷却材喪失で炉心溶融が早まることはないか。

第5-7図は、以下の2つのケースに対する1次系圧力の計算結果である。

ケース0 : LPI不作動、PORV、MSRVの操作なし(標準ケース)

ケース1-1 : LPI不作動、30分にPORV2個開

ケース1-1は、LPI不作動という条件下で、事故開始後30分にPORVを2個開いたものである。1次系圧力がより早く低下するので、事故開始後40分頃には蓄圧器の開設定圧に達する。その後蓄圧水の注入と共に炉心水位は上昇し、55分頃には水位が炉心上端まで回復する。この直後から、蓄圧水の残量全量の注入と1次



第5-7図 PORV開操作が1次系圧力に及ぼす影響(小破断LOCA)

(a)ケース0 : LPI不作動、PORV、MSRVの操作なし

(b)ケース1-1 : LPI不作動、30分にPORV2個開

系圧力の急低下が起きる。1次系圧力は、60分頃にはRHRポンプ吐出圧以下まで低下している。その後は再び水位が下り始め、100分頃炉心上端露出、135分頃炉心溶融開始となっている。炉心溶融開始が標準ケースより早まるのは、PORVを開いた分だけ1次系からの冷却材放出量が大きくなるためである。

なお、PORV1個開のケースも解析したが、1次系圧力はPORV2個開のケースを少し上まわるように推移し、炉心溶融開始までの時間も143分となっている。

ケース1-2として、LPIが作動可能という条件下で、やはり事故開始後30分にPORV2個を開いたケースも計算した。このケースでは、蓄圧水の全量注入の後、60分頃にLPIが注入されるが、すぐに1次系圧力が高くなってしまいほとんど有効に働かない。このため、200分頃までの事故進展はほぼケース1-1と同様である。60分頃から水位は下がり続け、炉心上部は再び水位上に露出し、それと共に1次系圧力も低下する。145分過ぎには再びLPIが作動する。しかしながら、ちょうどこの頃に、炉心の僅かな部分で燃料棒溶融が起きている。なお、PORV1個開のケースも解析したが、この場合はPORVから放出される冷却材が少ないため、燃料棒最高温度は1,000°Cを越えるものの、炉心溶融には至っていない。

この他、PORVを開いての減圧ケースについて様々な感度解析計算を行った。その結果、PORVを開いてLPIを作動可能にし、炉心の溶融を回避できる条件が存在することが明らかになった。ただし、PORVの開操作をしても部分的な炉心溶融が起きる場合がある。更に、PORVの開操作は1次冷却材の喪失を伴うため、ある場合には炉心溶融開始を早めてしまうことがある。従って、PORVの開操作は、小破断LOCA時HPI不作動シーケンスにおいて炉心溶融を回避するための望ましい方法とは必ずしも言い難く、最後の手段としてのみ採るべき方法であると考えられる。

#### (4) MSRV開操作の有効性に関する検討

PORV開操作の有効性に関する検討に引き続いて、主蒸気逃し弁(MSRV)を開いて2次系の圧力・温度を下げ、蒸気発生器の熱除去能を高めて1次系圧力を下げる方法の有効性を検討した。

第5-8図は、以下の3つのケースに対する1次系圧力の計算結果である。

ケース0 : LPI不作動、PORV、MSRVの操作なし(標準ケース)

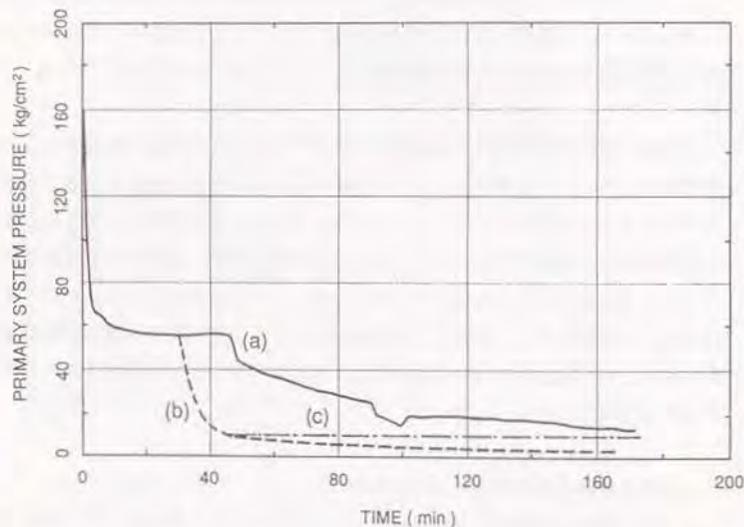
ケース 2-1 : LPI 不動作、30分にMSRV 4 個開

ケース 2-2 : LPI 作動、30分にMSRV 4 個開

ケース 2-1、ケース 2-2 は共に、4 基の蒸気発生器のMSIVを事故開始後30分に開いた場合の計算である。MSRV 4 個の開操作の後、1 次系圧力は急速に低下し、50分過ぎにはRHRポンプ吐出圧まで低下する。この間の圧力低下は、ほぼ2 次系圧力の低下に追随している。

ケース 2-1 は、LPI が働かないケースであるが、炉心溶融開始は200分頃である。これは、蒸気発生器の冷却能が大きくなる結果、炉心で発生する蒸気のうち破断口から放出されずに凝縮して炉心に戻ってくる割合が増えるからである。

ケース 2-2 は、LPI が動くケースである。この場合は、注入された冷却材により炉心は十分に冷却され、炉心溶融には至っていない。



第 5-8 図 MSRV 開操作が 1 次系圧力に及ぼす影響 (小破断 LOCA)

(a) ケース 0 : LPI 不動作、PORV、MSRV の操作なし

(b) ケース 2-1 : LPI 不動作、30分にMSRV 4 個開

(c) ケース 2-2 : LPI 作動、30分にMSRV 4 個開

4 基の蒸気発生器のすべてのMSRVを開く条件下では、何ケースもの感度解析計算を行った。MSRVを開く時刻を、30分、120分、150分とし、LPIとして働くRHRポンプの数も1台、2台とし、それらを組み合わせたケースの解析を行った。ここで、120分は標準ケースで炉心温度上昇が始まる時刻であり、150分は炉心溶融開始の20分前で燃料棒最高温度が既に800°Cを越えている時刻である。計算結果は、これらいずれのケースにおいても炉心溶融が回避されることが示された。

4 基の蒸気発生器のうち1基だけMSRVを開いた場合についても同様の感度解析を行ったが、この場合は1 次系圧力の下り方が不十分なため、多くの場合部分的な炉心溶融に至っている。

以上の結果をまとめると、小破断LOCA時HPI不動作シーケンスでは、MSRVの開操作は、1 次冷却材の破断口からの流出を増すことなく1 次系を減圧できるので、アクシデント・マネジメント手段として好ましい方法である。MSRV 4 個を開けば、燃料棒の温度上昇が既に始まっているような場合でも、蒸気発生器による1 次系の冷却・減圧が促進され、LPIの注入が可能になり、炉心溶融が回避される。ただし、MSRV 1 基のみの開操作では炉心の溶融を回避するには不十分なことが多い。

#### (5) 種々のパラメータの影響についての検討

小破断LOCA時HPI不動作シーケンスについては、破断条件等を変えたケースについても感度解析計算を行った。以下計算結果の要点だけを述べる。

破断口径を6 inchにしたケースでは、1 次系圧力は十分低下し、LPIさえ働けば炉心は溶融に至らない。

破断口径を0.5 inchにしたケースでは、事故は標準ケースよりはるかにゆっくりと進展する。蓄圧器からの注水は、事故開始後140分頃に始まり、400分過ぎになって蓄圧水がなくなる。計算は550分頃まで行ったが、炉心溶融は起きていない。このケースでは、LPIが不動作という仮定でPORVを開くと、より大量の冷却材喪失になって炉心溶融を早める結果になる。しかし、LPIが作動という仮定でPORVを開くと、LPIの注入が可能になって炉心は溶融に至らない。

運転出力を定格の70%に変更したケース (即ち、崩壊熱も標準ケースの70%) では、標準ケースに比べて事故がゆっくりと進展する。また、炉心溶融開始以前に原子炉圧力がほぼRHRポンプ吐出圧まで低下している。

### 5.4.3 全給水喪失シーケンスについての検討

#### (1) 検討手順

全給水喪失シーケンスについては、以下の解析を行うことにより、フィード・アヘッド・ブリード運転等の有効性を検討することにした。

- ①標準ケースの計算。ここでは、主給水喪失時に、補助給水、HPI、LPI、充填系すべてを不作動と仮定する。PORVもMSRVも運転員による操作は考えない。この計算は、最も単純化された事故条件下での1次冷却系内事故進展を見るためのものである。
- ②PORV開操作の有効性検討のための解析。開操作するPORVの個数と開操作時刻を変化させた感度解析計算を実施し、1次系圧力がどの程度まで低下するかを調べる。
- ③MSRV開操作の有効性検討のための解析。開操作するMSRVの個数と開操作時刻を変化させた感度解析計算を実施し、1次系圧力がどの程度まで低下するかを調べる。
- ④PORVとMSRV開操作を組み合わせた解析。PORVとMSRVの両方を開くこととし、開操作する弁の個数と開操作時刻をそれぞれについて変化させた感度解析計算を実施し、1次系圧力の下り方を調べる。
- ⑤HPI不作動時の補助給水の回復効果の検討。回復する補助給水ポンプの台数と回復時刻を変化させた感度解析計算を実施し、補助給水による1次系減圧でLPIによる長期冷却を可能にできる条件を調べる。

計算ケース数は、①の標準ケースは1ケース、②のPORV開操作の有効性検討は6ケース、③のMSRV開操作の有効性検討は2ケース、④のPORVとMSRVの開操作を組み合わせた解析は4ケース、⑤の補助給水の回復効果の検討は5ケースの、計18ケースである。解析には、蒸気発生器熱伝達相関式プログラムを組み込んだ後のTHALES-PMコードを用いた。

#### (2) 標準ケースの計算結果

全給水喪失シーケンスの標準ケースは、1次系にも2次系にも冷却材の注入がないシーケンスである。この事故シーケンスは、5.3節で解析したケース1-0と同じであるが、計算コードが改良されているので、本解析での計算結果を簡単に記述する。

1次系圧力は、事故開始直後は、原子炉が停止する一方で蒸気発生器への伝熱がまだ期待できるので、いったん低下する。しかし、蒸気発生器の水位低下により蒸気発生器の除熱量が低下するので、再び上昇し始め、事故開始後約53分で加圧器PORV開設定圧に達する。その後は、PORVからの蒸気放出により、PORV開設定圧に保たれる。このため、HPIも蓄圧器もLPIも働くことがない。約110分には炉心上端が露出し、約144分には炉心溶融開始に至っている。(5.3節の計算では、炉心上端露出104分、炉心溶融開始132分であった。)

#### (3) PORV開操作の有効性に関する検討

全給水喪失シーケンスについて、まずPORVを開いた時の1次系圧力に対する影響を検討した。ここでは、開操作するPORVの個数と開操作する時間とを変えた感度解析計算を行った。開操作するPORVの個数は、1個から(設計を超えて)4個までとし、開操作時刻は5分と30分にして、これらを組み合わせた条件で何通りかの計算を行った。

この事故シーケンスの標準ケースでは、1次系圧力がほとんどPORV開設定圧のままなので、HPI、蓄圧器、LPIとも作動しない結果になっている。従って、感度解析計算では以下の項目について検討した。

- ①1次系圧力がHPIポンプ吐出圧まで下って、HPIによる長期冷却が可能になるか。
- ②HPIも不作動と仮定した時は、蓄圧水の注入により炉心冷却までの時間が延びるか、それとも、PORVを開くことによる冷却材喪失で炉心冷却が早まるか。
- ③HPIの不作動を仮定した時に、1次系圧力がRHRポンプ吐出圧まで下がってLPIによる長期冷却が可能になるか。

計算の結果、どのケースにおいても、1次系圧力はPORV開操作直後に急速に低下し、HPIポンプ吐出圧以下になることが確認された。一方、HPIの不作動も仮定した場合には、どのケースにおいても、炉心溶融開始前に1次系圧力がRHRポンプ吐出圧まで下がらず、炉心溶融に至った。また、この場合は、第5-4表に示すように、PORVの開操作は、炉心溶融を早めることも遅くすることもあり、その影響の現われ方にもあまり法則性がなかった。これは、蓄圧器からの注入量の増加とPORVからの放出量の増加のどちらが大きいかがケースによって異なるた

めである。なお、5.3節の計算例では、事故の進展が遅くなっているが、これは原子炉水位が十分低くなってからPORVを開いたので、加圧器からの放出が液相流にならなかったためと考えられる。

結論として、PORVの開操作は、一般にはHPIを作動可能にし、事故を収束させる。HPIまで不動作にした場合は、PORVの開操作は、蓄圧水の注入を早める一方でPORVからの冷却材喪失量を増し、ケースによって炉心溶融までの時間を早めたり遅らせたりする。

第5-4表 全給水喪失事故時PORV開操作ケースの計算結果  
(HPIも不動作と仮定)

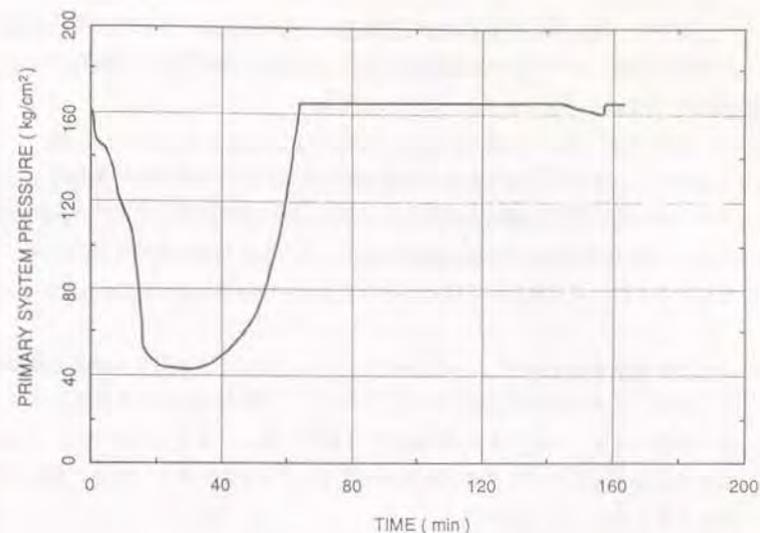
PORV開操作時刻	PORV開操作個数	炉心溶融開始時刻
開操作せず(標準ケース)		144分
5分	2	105分
	4	157分
30分	1	126分
	2	118分
	3	約220分注)
	4	189分

注) CPU時間制限で途中打ち切り。炉心溶融時刻は温度上昇計算結果からの推測値

#### (4) MSRV開操作の有効性に関する検討

PORV開操作の有効性に関する検討に引き続いて、主蒸気逃し弁(MSRV)の開操作の有効性を検討した。ここでも、開操作するMSRVの個数と開操作する時間を変えた感度解析を行った。ここでは、4基の蒸気発生器のMSRVをすべて同時に開操作することとし、開操作する時刻は事故開始後5分と30分の2通りとした。

第5-9図は、HPIを不動作と仮定して、MSRV4個を事故開始後5分で行った場合の1次系圧力の変化である。蒸気発生器の減圧で1次系の冷却・減圧が促



第5-9図 MSRV開操作が1次系圧力に及ぼす影響(全給水喪失事故)

進され、1次系圧力は急速に低下し、約15分にHPI作動設定圧105kg/cm<sup>2</sup>に達する。このケースではHPIの不動作を仮定しているため圧力低下が続き、約20分に蓄圧器作動設定圧47kg/cm<sup>2</sup>に達する。しかしながら、蒸気発生器の水位が下がっているため、ちょうどこの頃蒸気発生器での除熱量が炉心の発生量を下まわる。このため1次系圧力はそれ以上低下せず、蓄圧器からの注水量も少量にとどまる。蒸気発生器のドライアウトは40分頃である。その後、1次系圧力は単調に上昇し、再びPORV作動設定圧に達する。炉心溶融開始時刻は144分であり、標準ケースとほとんど変わらない。これは、蒸気発生器による総除熱量がほとんど蒸気発生器2次側の初期保有水量で決っているからである。蓄圧器からは僅かに冷却材が注入されているが、MSRV開による2次側の減圧沸騰で2次側水量が少し減るため、ちょうどキャンセルされた結果になっている。なお、このケースで1次系圧力の最低値は約40kg/cm<sup>2</sup>であり、RHRポンプの吐出圧10kg/cm<sup>2</sup>に至っていない。

HPI不動作を仮定してMSRV4個を事故開始後約30分で行った場合は、この時刻には蒸気発生器の水位がかなり低下しているため、MSRVを開いて2次側の温度を下げて十分な冷却効果がなく、1次系圧力は約90kg/cm<sup>2</sup>までしか低下しな

い。従って、蓄圧器の作動圧までも達しない。この場合は、2次系の減圧沸騰の分だけ炉心冷却に寄与する冷却材量が少なくなり、炉心溶融開始は僅かに早くなって141分で起きている。

この他、PORVとMSRVの開操作を組み合わせた感度解析計算も行った。PORVは2個、MSRVは4個開くこととし、開操作時間はそれぞれ5分と30分として、4通りの計算を行った。いずれのケースでも1次系圧力はHPI作動圧までは低下するが、RHRポンプ吐出圧までは下らない結果になった。

以上の結果をまとめると、全給水喪失シーケンスでは、HPIが作動可能の場合には、MSRVの開操作により1次系圧力をHPI作動設定圧まで下げることによって、炉心を冷却できる。HPIまで不作動とした場合には、MSRVを開くことによって1次系圧力をRHRポンプ吐出圧まで下げることが困難であり、また、蓄圧水も十分には使えそうにない。

#### (5) 補助給水回復の炉心冷却効果についての検討

全給水喪失時にHPIも不作動のシーケンスについて、補助給水系が回復する場合の炉心冷却効果についても検討した。ここでは、補助給水の作動時刻と作動台数を変えた感度解析計算を実施した。

標準ケースでは、事故開始後約80分で蒸気発生器がドライアップし、約100分で原子炉水位がホットレグ高さまで低下している。このため、補助給水の回復時間として、80分と100分を選んだ。回復する補助給水ポンプの基数は、1基の場合と2基の場合を考えた。

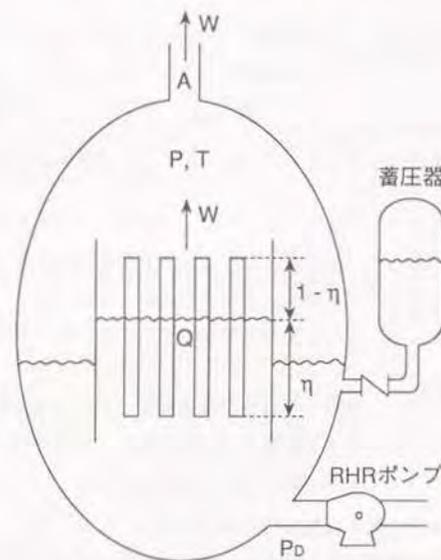
計算結果は、補助給水を80分で回復させた場合は、回復する補助給水ポンプが1基だけでも、炉心溶融は回避された。一方、補助給水を100分で回復させた場合は、回復する補助給水ポンプが2基でも、1次系を十分冷却できず、144分で炉心溶融開始に至った。

以上の結果から、給水喪失事故については、蒸気発生器1次側の水位が低下し過ぎないうちに、補助給水ポンプが1基でも回復すれば、炉心溶融が回避できると結論づけられた。

#### 5.4.4 炉心溶融開始前に安全注入が可能になる条件についての考察

##### (1) 炉心水位と1次系圧力の関係についての考察

フィード・アンド・ブリード運転の有効性を考えるには、1次系の圧力の支配因子についての検討が必要である。破断口及び炉心上部が水位上に露出し、かつ蒸気発生器がドライアップした後は、1次系内での熱バランス及び圧力バランスが極めて単純なものになる。このため、第5-10図に示す単純な解析モデルを作成して、炉心水位と1次系圧力の関係と、PORV開操作で炉心溶融開始前に各安全注入系が作動可能になる条件を検討した。



第5-10図 単純化されたPWRの1次系

まず、炉心水位と1次系圧力の関係について述べる。ある時刻において1次系内の気体体積のバランスについて考えると、次式のように書ける。

$$\Delta V = \Delta V_0 + \Delta V_e - \Delta V_n \quad (5-2)$$

ここで、

$\Delta V$  :  $\Delta t$ 間の1次系内気体体積の増量 ( $m^3$ )  
(=液体体積の減少量)

$\Delta V_0$  :  $\Delta t$ 間に加熱沸騰・減圧沸騰により発生する気体体積 ( $m^3$ )

$\Delta V_*$  :  $\Delta t$ 間に減圧もしくは加熱によって増える気体体積 ( $m^3$ )

$\Delta V_{**}$  :  $\Delta t$ 間に破断口及びPORVから流出する気体体積 ( $m^3$ )

そして、小破断LOCAシーケンスではほとんどの場合、 $\Delta V$ 及び $\Delta V_*$ は $\Delta V_0$ 及び $\Delta V_{**}$ に比べてはるか小さくなる。従って、各時刻において、

$$\Delta V_0 = \Delta V_{**} \quad (5-3)$$

なる擬定常状態が成立することになる。即ち、1次系圧力は、系内での蒸気発生量と系からの蒸気放出量が釣り合うように定まり、蒸気発生量の減少に合わせて低下する。

ところで、水位下での冷却材はすべて飽和水であると仮定すると、蒸気の発生量Wは次式で与えられる。

$$W = \frac{\eta Q}{h_{01}} \quad (5-4)$$

ここで、

Q : 炉心全体での崩壊熱 (W)

$\eta$  : 崩壊熱のうち水位下で発生する割合 (-)

$h_{01}$  : 系統圧力における沸騰潜熱 (J/kg)

一方、破断口及びPORVからの蒸気放出量は、過熱蒸気に対する臨界流の式で計算されるが、蒸気発生器での熱伝達や配管壁への熱損失を考えなくて良い場合には、(5-3)式よりこの臨界流量はほぼ蒸気発生量と等しくなる。即ち、

$$W = AG(P, T) \quad (5-5)$$

ここで、

A : 破断口及びPORVの断面積の和 ( $m^2$ )

G(P, T) : 圧力P、温度Tの過熱蒸気に対する臨界流の質量流量 (kg/s)。  
(2-19)式参照。

これと(5-4)式から

$$AG(P, T) = \frac{\eta Q}{h_{01}} \quad (5-6)$$

(5-6)式において、左辺は1次系圧力の関数であり、右辺は水位下での崩壊熱に比例している。この式から以下のことがわかる。

- ① 蓄圧器も含めてECCSが全く注入されなければ、水位と崩壊熱の低下に合わせて1次系圧力Pと破断口及びPORVからの放出量Wが単調に低下する。
- ② 蓄圧水の注入がある場合は、1次系圧力の低下に合わせて蓄圧器から水が注入される。崩壊熱が低下すると、水位が同じならば、蒸気発生量・蒸気放出量とも小さくなり、圧力が低くなるので、蓄圧器からの注入をうながす。結果として、水位が上昇して水位下での気泡発生量が増し、(5-6)式を満足する。

水位と圧力の間にはこのような関係がある。第5-5図、第5-6図に示した小破断LOCA時HPI不動作シーケンスを例にとって説明すると、40分頃に炉心上端が露出した後、47分頃に蓄圧器の注入が始まるまでは、炉心水位と崩壊熱の低下に合わせて、1次系圧力も比較的速い速度で低下する。その後蓄圧器からの注水が始まると、水位は漸増して、1次系圧力は下り方がゆるやかになる。しかしながら、水位が炉心上端まで達してしまうと、もはや水位の上昇による圧力バランスがとれなくなる。圧力が低下して蓄圧水が急速に注入され、一時的に炉心での気泡発生が止り、1次系の急減圧と一層の蓄圧水注入が起きる。第5-6図の場合も、90分過ぎにこのような現象が起きており、蓄圧水の残量すべてが注入されて水位はホットレグ及びゴールドレグのノズル位置まで回復し、その後しばらくは破断口から液相流が放出されている。100分過ぎに炉心上部が再び水位上に露出すると、1次系圧力はまた水位と崩壊熱の低下に合わせて低下する。

(2) PORV開操作が有効である条件

次に、安全注入系が炉心溶融開始前に作動する条件について述べる。付録Bで述べるように、炉心出口の蒸気温度は、崩壊熱レベルに依存せず、物性値以外は水位だけの関数になる。そして、炉心溶融が起きない条件は、崩壊熱のうち水位下で発熱する割合 $\eta$ （水位の関数）が付録Bの(B-4)式を満足することである。

$$\eta > \frac{h_{OL}}{(T - T_{SAT}) C_F + h_{OL}} \quad (5-7)$$

ただし、

$T_{SAT}$  : 飽和温度 (°C)

$T$  : 炉心溶融をもたらさない蒸気温度 ( $\approx 1,000^\circ\text{C}$ )

$C_F$  :  $T_{SAT}$ から $T$ までの過熱蒸気の平均比エンタルピ (J/kg°C)

あるいは、

$$\eta > \frac{h_{GSAT} - h_{LSAT}}{h_G - h_{LSAT}} \quad (5-8)$$

ただし、

$h_{LSAT}$  : 飽和水の比エンタルピ (J/kg)

$h_{GSAT}$  : 飽和蒸気の比エンタルピ (J/kg)

$h_G$  : 上部ブレナム蒸気 (温度 $T^\circ\text{C}$ ) の比エンタルピ (J/kg)

一方、安全注入系の作動条件は、ポンプの吐出圧（あるいは蓄圧器の開設定圧） $P_0$ が(5-6)式で与えられる1次系圧力 $P$ より高いことである。即ち、

$$\begin{cases} AG(P, T) = \frac{\eta Q}{h_{OL}} \\ P_0 > P \end{cases} \quad (5-9)$$

ただし、 $A$ は開口部断面積（破断口とPORVの断面積の和）である。

(5-9)式は、開口部断面積 $A$ が与えられた時の安全注入ポンプ吐出圧 $P_0$ が満たす

べき条件である。逆に、安全注入ポンプ吐出圧 $P_0$ が与えられた時の開口部断面積 $A$ が満たすべき条件は次のようになる。

$$A > \frac{\eta Q}{G(P_0, T) h_{OL}} \quad (5-10)$$

(5-7)式、(5-10)式を合わせれば、

$$A > \frac{Q}{G(P_0, T) \{ (T - T_{SAT}) C_F + h_{OL} \}} \quad (5-11)$$

即ち、PORV開操作で $A$ を大きくし、(5-11)式が満足されれば、注目する安全注入系が作動可能になる。ただし、蓄圧器の場合は、蓄圧器の注入によって蓄圧水の圧力 $P_0$ がどんどん低下していくので、いったんこの条件が達成されたとしても最後まで注入が続くわけではない。

なお、実際には、蒸気発生器による伝熱や配管壁等への熱損失がある事故シーケンスが多く、その場合には、必要な開口部断面積は(5-11)式の値よりも小さくなる。

#### 5.4.5 解析の結論

小破断LOCA時HPI不動作シーケンスと、全給水喪失シーケンスを対象に、PORV開操作とMSRV開操作で1次系をどれ程減圧でき、その結果安全注入を促進できるかどうかを検討した。その結論は次のとおりである。

①破断口径2 inchを想定しての小破断LOCA時HPI不動作シーケンスでは、PORV開操作を行っても、多くの場合1次系圧力はRHRポンプ吐出圧まで低下しない。また、1次系を減圧すれば蓄圧水の注入が可能になるが、反面、PORVを経たの冷却材の流出も増える。PORV開操作によるフィード・アンド・ブリードが有効かどうかについては本論文の解析だけでは確固たる結論は得られていない。一方、この事故シーケンスでMSRV開操作を行えば、2次系の減圧・冷却により1次系も冷却・減圧され、破断口からの流出量が減る。適切な時間に十分な数のMSRVを開けば、1次系圧力をRHRポンプ吐出圧まで低下させることができ、炉心溶融を回避することができる。即ち、この事故シーケンスでは、1次系のブリードよりも2次系のブリードの方が勧められる。なお、LOCAシーケンスに関して言えば、破断口の口径及び位置を規定しての実験や解析は別として、実炉では様々な口径及び位置でLOCAが起き得るから、フィード・アンド・ブリード手順を定めるにしても、破断口の口径及び位置は事故進展中にはわからないこともあるとの前提で、様々なLOCAに対して弾力的に対応できる手順にする必要がある。

②全給水喪失シーケンスでは、PORVもしくはMSRVの開操作により1次系圧力をHPI作動圧まで下げることが可能であり、HPIによる長期冷却ができる。

③全給水喪失時にHPIも不動作という事故シーケンスでは、PORVの開操作により1次系圧力をRHRポンプ吐出圧まで下げるとはほとんど期待できず、いずれ炉心溶融に至る。この場合は、PORVを開くと、蓄圧水の注入が増える一方でPORVを経たの冷却材の流出も増えるので、炉心溶融は遅れることも早まることもある。この事故シーケンスではまた、MSRV開操作を行っても炉心冷却に寄与できる冷却材の量はほとんど変わらない。なお、1次冷却材のインベントリが低下し過ぎないうちに補助給水が1系列でも回復すれば炉心冷却を回避できる。

ただし、前述したように、THALES-PMコードの1次系圧力変化の模擬性能は必ずしも十分には確認されていない。また、各ケースの計算条件は簡略化したもの

である。特に、全給水喪失や極小破断LOCAのように1次冷却材の減少が少ない事故シーケンスでは、配管壁への熱損失や充填水の注入の影響が相対的に大きくなるが、本解析ではこれらを無視しているため、結果に影響が生じ得る。一連の解析で、全体としての傾向は明らかになったと思うが、まだ確固たる結論には至っていない。フィード・アンド・ブリード運転の有効性については、実験や詳細コードで確認することが必要と考える。

なお、フィード・アンド・ブリードについては、国外の幾つかの機関もその有効性評価を行っている。代表的なものとしては、1990年に公開された「ドイツ・リスク研究」<sup>18)</sup>での評価がある。同研究でも、①フィード・アンド・ブリード運転が炉心溶融事故の発生防止・影響緩和に有効なこと、②1次系のブリードより2次系のブリードの方が勧められることが示されている。

## 6. まとめと結論

### 6.1 研究内容のまとめ

著者が本論文で報告した研究の内容は、以下の2項目に大別される。

- ①炉心溶融事故の進展を解析するTHALESコード体系の開発
- ②THALESコード体系及び別途開発されたFPの放出・移行挙動解析コードARTを用いての炉心溶融事故解析

THALESコード体系の開発では、手法開発に先立って、簡単な炉心温度上昇計算プログラムを用いての感度解析計算を行い、①炉心温度に最も大きな影響を与えるのは炉心内水位であること、②燃料棒溶融落下モデルを用意しない限り、燃料棒温度も水素の発生量も精度良く評価できないことを明らかにした。この結論に基づき、燃料棒溶融落下モデルを開発した。燃料棒溶融落下挙動については十分な知見が得られていなかったため、現象を忠実に模擬するよりは様々なモデルを用意してモデルを変えた場合の影響を見ることを狙った。具体的には、燃料棒の溶融部分だけを落下させるモデルを幾つも用意し、ユーザーがそのいずれかを選択できるようにした。一方、原子炉冷却系内各部の水位を高速でかつ精度良く計算することを目標に、新たな流動計算手法を考案した。

このような準備の下で、炉心溶融事故の進展を解析するTHALESコード体系を開発した。同コード体系は、PWR及びBWRの原子炉冷却系内事故進展を解析するTHALES-PM及びTHALES-BMコードと、PWR及びBWRの格納容器内事故進展を解析するTHALES-CV2コードから成る。また、THALESコード体系を、別途開発されたFPの放出・移行挙動解析コードARTと結合し、事故進展からソースタームまでを解析するTHALES/ARTコード体系とした。THALESコード体系については、PBF/SFD実験の解析や同一事故シーケンスについてのRETRANコードとの比較解析により、検証を進めた。

THALES/ARTコード体系の応用としては、PWRとBWRの両炉型について、原子炉冷却系内事故進展、格納容器内事故進展、FPの放出・移行挙動のそれぞれについて、感度解析計算を行った。また、高転換型PWRの炉心溶融事故進展の解析やPWRのフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析を行った。

### 6.2 研究の結論

研究の結論は次の通りである。

- (1) THALES/ARTコード体系は、PWRとBWRの広範な事故シーケンスにおける原子炉冷却系内及び格納容器内での炉心溶融事故の進展と事故状況下でのFPの放出・移行挙動に関し、定性的には合理的に説明ができる計算結果を出すことが示された。また、実験解析や他コードとの比較解析を通じて、定量的な妥当性もある程度確認された。
- (2) THALES/ARTコード体系の有する特徴、例えば、原子炉冷却系を多数ボリュウムで扱って各ボリュウム内に水位を考えるモデル、溶融した燃料棒ノードを下方に移動させるモデル、格納容器各部で液相中の気泡の存在を考慮に入れて水位を計算するモデル等が、事故の進展やFPの放出・移行挙動を解析する上で重要な役割を果たすものであることが示された。
- (3) PWRとBWRを対象としての事故の進展及びFPの放出・移行挙動に関する感度解析により、以下が示された。
  - ①ソースタームは想定する事故シーケンスとプラント形状によって著しく異なる。従って、「一般的なソースターム値」を設定することは困難である。
  - ②原子炉冷却系内での事故進展の速さは、どれ程の冷却材が炉心冷却に寄与するかで決り、それはLOCAにおける破断口の位置及び口径、PWRの蒸気発生器での熱伝達、ECCSによる冷却材注入の有無等によって支配される。原子炉容器内での水素発生量は、燃料棒温度に依存し、それは燃料棒溶融落下モデルに大きく影響される。
  - ③格納容器内での事故進展の速さは、格納容器冷却系の作動・不作動と、原子炉キャビティに冷却材が流れ込むか否かに支配される。
  - ④ソースタームは、i) 原子炉容器内でどれ程のFPが放出されるか、ii) 原子炉冷却系内でどれ程のFPが沈着するか、iii) 原子炉キャビティ内でどれ程のFPが放出されるか、iv) 格納容器内でどれ程のFPが沈着するか、の4項目に分けて考えると分かり易い。
  - ⑤原子炉容器内でのFPの放出量は燃料もしくはその融体の温度に支配されることが知られているが、この温度に対しては燃料棒溶融落下モデルが大きな

影響を及ぼす。

⑥原子炉冷却系内でのFPの沈着は、ほとんどの場合無視できない割合である。従って、事故の途中での取束やFPの再蒸発を考えない限り、原子炉容器内でのFPの放出量が大きい程ソースタームが小さくなる傾向がある。

⑦原子炉キャビティ内でのFPの放出量は、キャビティ中の融体の温度に支配され、それに対しては格納容器床の水が流れ込むかどうか大きな影響を及ぼす。

⑧格納容器内でのFPの沈着には、FPの放出が激しくなる時刻から格納容器が破損する時刻までの経過時間が大きな影響を及ぼす。格納容器の破損時刻には、原子炉キャビティの形状（ウェット・キャビティかドライ・キャビティか）が大きな影響を及ぼす。

(4) THALES-Mコード、THALES-PMコードを用いた解析により、以下が示された。

①PBF/SFD実験のスコーピング試験における温度の急上昇が起きた理由は、燃料棒下部で急速なジルコニウム酸化反応が起きたためであると推測された。

②高転換加圧水型炉(HCPWR)の1次冷却系内事故進展は、事故の進展速度に関する限り、従来型PWRと大差ないものであることが示された。

③PWRの小破断LOCA時高圧注入系(HPI)不動作シーケンスでは、ブリード・アンド・ブリード運転で炉心溶融を回避する方法を検討した結果、1次系の加圧器逃し弁(PORV)を開くことによるブリードよりも、2次系の主蒸気逃し弁(MSRV)を開くブリードの法が有効そうであることが示された。

④PWRの全給水喪失シーケンスでは、PORVもしくはMSRVの開操作でHPIを作動可能にし、炉心溶融を回避できる。更にHPIまで不動作の場合は、PORVによるブリードは炉心溶融を早めることも遅らせることもあり、MSRVによるブリードはほとんど無効である。

### 6.3 本研究以後の炉心溶融事故解析研究

著者が本研究に従事していたのは1986年頃までであるが、炉心溶融事故解析研究はその後各機関によって精力的に進められている。

原研内においては、付録Dに示すように、国内BWRモデルプラントのレベル2PSAにおいて、THALES/ARTコードにより数多くの事故シーケンスが解析され、炉心溶融事故の進展やFPの放出・移行挙動に関する知見が著しく深まった<sup>19)</sup>。また、THALESとARTを一体化させたTHALES-2コードの開発により、FPの移行による発熱源分布の変化が熱水力に及ぼすフィードバック影響も解析できるようになった。原研外では、原子力機構安全解析所や電力会社・メーカーが、STCPやMAAPコードをレベル2PSAに用いた。国外においては、米国NRCがSTCPに代るコードとしてMELCORコード<sup>20)</sup>を開発し、フランスがESCADREコードを開発中である。

TMI事故以降、各国で実施された実験研究により炉心溶融事故時の諸現象の解明が進むと共に、上述した解析研究の蓄積により、炉心溶融事故を解析する技術は著しく向上した。しかし一方で、炉心溶融事故時の現象の中には未だによく分からないことも多く、解析結果にも不確実さがある。PSAや炉心溶融事故解析の結果を安全上の様々な課題に適用するためには、不確実さの所在と大きさについて正確な理解が必要である。このため著者は、杉本、梶本と協力して、著者が本論文で記述した研究や原研でのその後の関連研究、原研外での様々な研究の成果をレビューして、炉心溶融事故に関し未だに不確実さが大きい現象についてとりまとめた<sup>19)</sup>。著者自身はすでにこの研究分野からは大分離してしまったが、これら不確実さの大きい現象を中心に、事故の進展やソースタームについて一層の知見が集約されることを期待している。

参考文献

- [ 1 ] 早田邦久, 阿部清治, "特集: 原子力発電所の確率論的安全評価, IV. 事故解析とソースターム", 日本原子力学会誌, Vol.28, No.12, (1986)
- [ 2 ] U.S.NRC, "Reactor Safety Study - An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400, (1975)
- [ 3 ] Hagen, S. et al., "Experimental Investigation of the Meltdown Phase of UO<sub>2</sub>-Zircaloy Fuel Elements after Failure of ECC", KfK 2262, Semiannual Report 1975/2, Gesellschaft für Kernforschung mbH, Karlsruhe, (1976)
- [ 4 ] Larkins, J.T. and Cunningham, M.A., "Nuclear Power Plant Severe Accident Research Plan", NUREG-0900, (1983)
- [ 5 ] 原子力安全委員会, "米国原子力発電所事故調査特別委員会第2次報告書", (1979)
- [ 6 ] Wooton, R.O., "BOIL: A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident", (1975)
- [ 7 ] Wooton, R.O. and Avci, H., "MARCH (Meltdown Accident Response Characteristics) Code Description and User's Manual", NUREG/CR-1711, (1980)
- [ 8 ] Wooton, R.O. et al., "MARCH 2 (Meltdown Accident Response Characteristics) Code Description and User's Manual", NUREG/CR-3988, BMI-2115, (1984)
- [ 9 ] Burian, R.J. and Cybulskis, P., "CORRAL-2 User's Manual", Battelle Columbus Laboratories, (1977)
- [10] Gieseke, J.A. et al., "Source Term Code Package: A User's Guide", NUREG/CR-4587, BMI-2138, (1986)
- [11] Kress, T.S., "Review of the Status of Validation of the Computer Codes Used in the Severe Accident Source Term Study", BMI-2104, ORNL/TM-8842, (1985)
- [12] Silberberg, M. et al., "Reassessment of the Technical Bases for Estimating Source Terms", NUREG-0956, (1986)
- [13] Fauske and Associates, Inc., "MAAP 3, Modular Accident Analysis Program User's Manual", IDCOR Technical Report 16.2-3, (1987)
- [14] Fontana, M.H. et al., "The IDCOR Programme: Severe Accident Issues, Individual Plant Examinations and Source Term Development", IAEA Symp. on Source Term Evaluation for Accident Conditions, Knoxville, (1985)
- [15] MacDonald, P.E. et al., "PBF Severe Fuel Damage Program: Results and Comparison to Analysis", Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, (1983)
- [16] McFadden, J.H. et al., "RETRAN-02: A Program for Transient Thermal-Hydraulic Analysis of Complex Fluid Systems, Vols. 1-3", EPRI-NP-1850-CCM, (1981)
- [17] 阿部清治, 他, "THALESの開発(その1)~(その4)", 日本原子力学会昭和59年年会, A22~25, (1984)
- [18] 阿部清治, 他, "炉心溶融事故時熱水力解析コード・システムTHALESの開発, (I) コード・システムと計算モデルの概要", 日本原子力学会誌 Vol.27, No.11, (1985)
- [19] 石神 努, 他, "炉心溶融事故時FP移行挙動解析コードARTの使用手引", JAERI-M 88-093, (1988)
- [20] 阿部清治, 他, "炉心溶融事故時原子炉格納容器温度・圧力計算コードTHALES-CVI 説明書", JAERI-M 83-037, (1983)
- [21] Abe, K. et al., "Analysis of PWR S<sub>D</sub> Sequence with THALES Code System", Int. ANS/ENS Topical Mtg. on Probabilistic Safety Methods and Applications,

(1985)

- [22] Abe, K. et al., "Overview of Development and Application of THALES Code System for Analyzing Progression of Core Meltdown Accident of LWR's", 2nd Int. Topical Mtg. on NPP Thermal Hydraulics and Operations, (1986)
- [23] Abe, K. et al., "Development of THALES-CV2 Code for Analyzing Containment Temperature and Pressure Response during Core Meltdown Accident", Int. ANS/ENS Topical Mtg. on Thermal Reactor Safety, (1986)
- [24] Cole, R.K. et al., "CORCON-MOD2 : A Computer Program for Analysis of Molten-Core Concrete Interactions", NUREG/CR-3920, SAND 84-1246, (1984)
- [25] Powers, D.A. et al., "VANESA : A Mechanistic Model of Radionuclide Release and Aerosol Generation during Core Debris Interactions with Concrete", NUREG/CR-4308, SAND 85-1370, (1986)
- [26] Baker, L. and Just, L.C., "Studies of Metal - Water Reactions at High Temperature. III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium - Water Reaction", ANL-6548, (1962)
- [27] U.S.NRC, "Technical Bases for Estimating Fission Product Behavior during LWR Accidents", NUREG-0772, (1981)
- [28] Kajimoto, M. et al., "Development of THALES-2, A Computer Code for Coupled Thermal-Hydraulics and FP Transport Analyses for Severe Accident at LWRs and Its Application to Analysis of FP Revaporization Phenomena", Int. Topical Mtg. on Safety of Thermal Reactors, (1991)
- [29] American Nuclear Society Standards Committee Working Group ANS-5.1, "American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors", ANSI/ANS-5.1-1979, (1979)
- [30] 阿部清治, 佐藤一男, "SCORCH-B2 : LOCA時の原子炉が心ヒートアップのシミュレーションコード, BWR用, 第2版", JAERI-M 6676, (1976)
- [31] 原研燃料安全研究委員会, "軽水炉の冷却材喪失事故時燃料被覆のふるまい - 燃料安全研究委員会/LOCA時ジルカロイのふるまい専門部会報告", JAERI-M 7247, (1977)
- [32] Behling, S. et al., "RELAP4/MOD7 - A Best Estimate Computer Program to Calculate Thermal and Hydraulic Phenomena in a Nuclear Reactor or Related System", NUREG/CR-1998, (1981)
- [33] Wilson, J.F. et al., "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture", ANS Transaction, 5(1), 151-152, (1962)
- [34] Moody, F.J., "Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture", J. Heat Trans., Trans. ASME 87nl, 134-142, (1965)
- [35] EG&G, "Severe Fuel Damage Test Series - Severe Fuel Damage Scoping Test Quick Look Report", (1982)
- [36] EG&G, "Severe Fuel Damage Test Series - Severe Fuel Damage 1-1 Test Quick Look Report", (1983)
- [37] 阿部清治, 他, "THALESの開発(その5)~(その7)", 日本原子力学会昭和59年秋の分科会, D11~D13, (1984)
- [38] Abe, K. et al., "A Study on the Most Influential Parameters on the Progression of PWR Core Meltdown Accident", Int. Topical Mtg. on Thermal Reactor Safety, (1986)
- [39] Sato, K. et al., "Current Status on PSA-Related Activities in Japan", PSA'89, (1989)

- [40] Kondo, S. and Abe, K., "Comparison of Analytical Models and Calculated Results of Source Term Evaluation Codes", CSNI Workshop on PSA Applications and Limitations, NUREG/CP-0115, (1990)
- [41] 村松 健, 他, "SFDSIMコードによるPBF-SFD-ST実験解析", 日本原子力学会昭和59年秋の分科会, D15, (1984)
- [42] Cook, B.A. et al., "Severe Fuel Damage Scoping Test Post Irradiation Examination Results", Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, (1983)
- [43] Cybulskis, P. and R.O. Wooton, "MARCH 2 Simulation of the Power Burst Facility Severe Fuel Damage Scoping Test", Int. Mtg. on LWR Severe Accident Evaluation, (1983)
- [44] Cybulskis, P. 私信
- [45] Tennessee Valley Authority, "Browns Ferry Nuclear Plant - Final Safety Analysis Report"
- [46] Abe, K. et al., "PWR S<sub>2</sub>D Sequence Analysis with THALES Code System", ANS/ENS Int. Topical Mtg. on Probabilistic Safety Methods and Applications, (1985)
- [47] 阿部清治, 他, "THALES/ARTコード体系によるPWRの事故時ソースターム評価(その1)~(その3)", 日本原子力学会昭和61年秋の分科会, (1986)
- [48] Abe, K. et al., "Sensitivity Study on PWR Source Terms with THALES/ART Code Package and Effects of In-vessel Thermal-Hydraulic Models", PSA'87, (1987)
- [49] 阿部清治, 他, "事故時ソースタームを支配する因子についての一考察", 第1回 PSAに関する国内シンポジウム, (1986)
- [50] 阿部清治, 他, "THALES/ARTコード体系によるBWRソースターム評価(その1)~

(その4)", 日本原子力学会昭和62年秋の分科会, (1984)

- [51] Muramatsu, K. et al., "Sensitivity Study on BWR Source Terms Using the THALES/ART and REMOVAL Codes", NUCSAFE 88, (1988)
- [52] Consolidated Edison Co. of New York, Inc., "Indian Point Nuclear Generating Unit No.3 - Final Facility Description and Safety Analysis Report"
- [53] Ross, D.F., "Reassessment of Source Term Methodology Based on Recent Trends in NRC Safety Research", IAEA Int. Symposium on Source Term Evaluation for Accident Conditions, (1985)
- [54] 村松 健, "国内軽水炉モデルプラントPSAの実施状況(III)", 第4回 PSAに関する国内シンポジウム, (1989)
- [55] Kobayashi, K. et al., "Analysis of Severe Accidents Initiated by Steam Generator Tube Rupture", IAEA-SM-296194, 323, (1988)
- [56] Hashimoto, K. et al., "Thermal-Hydraulic Analysis of the Initial Phase of the Three Mile Island Unit 2 Accident", Nucl. Technol., Vol.87, (1989)
- [57] Abe, K., et al., "Utilization of THALES-PM Code for Assessing New Reactor Design and Accident Mitigation Measures", IAEA-TC on PSA of New Power Reactor and Mitigation System, (1987)
- [58] 松浦祥次郎, "解説:高転換加圧水炉の概念と技術課題", 日本原子力学会誌, Vol.26, No.6, (1984)
- [59] Oldekop, W., et al., "General Features of Advanced Pressurized Water Reactors with Improved Fuel Utilization", Nucl. Technol., Vol.59, (1982)
- [60] Ransom, V.H., and Wagner, R.J., "RELAP5/MOD2 Code Manual - Volume 1: Code Structure, Systems Models and Solution Methods", EGG-SAAM-6377, (1984)

[61] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, "German Risk Study - Nuclear Power Plants - Phase B, A Summary", GRS-74, (1990)

[62] Summers, R.M., "MELCOR 1.8.0 : A Computer Code for Nuclear Reactor Severe Accident Source Term and Risk Assessment Analyses", NUREG/CR-5531, (1991)

[63] Abe, K., et al., "Uncertainties Remaining in Severe Accident Phenomena and Related Research Activities at JAERI", RESS, Vol.44, (1994)

## 謝辞

何年にもわたった研究をこのような一冊の論文にまとめてみますと、改めて、何と多くの方にお世話になったかと感慨深いものがあります。

まず、研究の遂行全般に関して、当時原研のリスク評価解析研究室長であった飛岡利明氏から様々な助言を受けました。特に、研究の方向性等に関し、しばしば思いもかけないヒントをいただき、研究の幅を広げることができました。

研究の実施そのものに関しては、THALESの開発については西 誠氏(1981年10月から1985年3月まで原研への出向職員)、THALES及びTHALES/ARTの応用については井田三男氏(1985年4月から1987年9月まで原研への出向職員)に、最大の協力をいただきました。両氏のお陰で、本研究を遂行できました。

THALESの作成や応用に係わる作業は、多くを日本エヌ・ユー・エス㈱に依頼し、石黒純一氏、工藤和夫氏、野口俊英氏らの協力を得ました。ARTの開発は、初期には石神 努氏が担当したものです。また、同コードの開発や応用に係わる作業は、多くを日本システム㈱(現在、東芝アドバンスドシステム㈱)に依頼し、榎本光廣氏、坂本 亨氏らの協力を得ました。各汎用プログラムの作成でも多くの方の協力を得ました。

様々な解析結果の検討には、随時渡辺憲夫氏らに加わってもらいました。PBF/SFD実験の解析では中村典裕氏(原研への出向職員)、THALESとRETRANの比較計算では住商エンジニアリング㈱の富合一夫氏、PWRのフィード・アンド・ブリード運転の有効性解析では㈱三菱総合研究所の小池修一氏らの協力を得ました。

一方、本論文をまとめるに当っては、東京大学の近藤駿介教授の御指導を受けました。同教授からは、論文執筆中から、ともすれば滞ってしまいがちのところを何度も叱咤していただきました。また、論文の内容や構成に関し、多くの貴重な助言をいただきました。

最後に、本論文は随分分厚なものになりましたが、本文及び図表は、小林香織さんにワープロで作成してもらい、何度も何度も修正していただきました。

こうした多くの方々の御指導と御協力を得て、研究を実施でき、また、論文をまとめることができました。心から有難く、また幸せに思っております。深く感謝しております。

付録A. 原子力発電所の確率論的安全評価手法の概要

原子力発電所に対する確率論的安全評価 (Probabilistic Safety Assessment: PSA) の手法については、NUREG/CR-2300報告書<sup>12)</sup>等に詳しい説明があるが、ここでは、手法の概要を説明すると共に、その中での炉心溶融事故解析の位置を明らかにする。

PSA手法の概要とその中での炉心溶融事故解析の関係を簡潔に表現している文として、昭和61年度～平成2年度の「原子力施設等安全研究年次計画」<sup>13)</sup>の一節を抜き出すと次のとおりである。

「確率論的安全評価手法とは、原子力施設等において、有意なすべての事故を対象として、その発生頻度・過程・影響を分析・評価する方法である。この手法は総合性と定量性にすぐれているので、原子力施設の安全設計や合理的な規制を行うための有力な資料を提供するものとして、その有用性が世界的に注目されている。

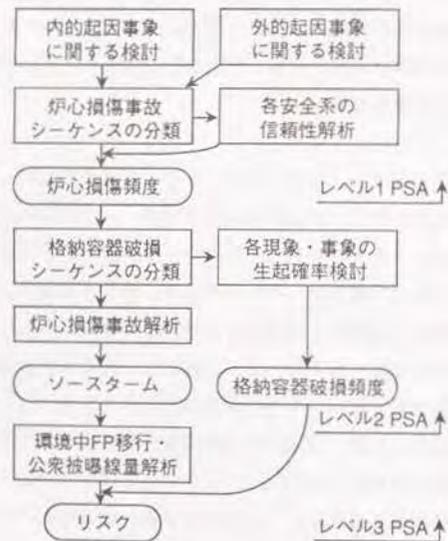
…… 確率論的安全評価手法は、事故発生頻度評価手法と、事故の過程及び影響の評価手法から成る。…… 事故の過程・影響の評価では、事故の過程を解析して施設に与え得る損傷の程度を評価すると共に、施設から外部環境中に放出される放射性物質の量（いわゆる事故時ソースターム）と、その結果もたらされる公衆被曝や財産損害を評価する手法が必要である。」

もう少し説明を加えると、PSAでは、原子力発電所で発生し得るすべての事故を対象として、その発生頻度、拡大に至る因果関係、発生時の影響の大きさ等を分析・評価することにより、その施設もしくは過程の安全性を総合的に評価する。安全の度合いは、「リスクがどれ程小さいか」で表わす。PSAで通例対象としているリスクとは、原子力発電所の事故により周辺公衆が放射線被曝することによるリスクである。リスクの定義は必ずしも一定でないが、一般には「ある事故が発生する頻度とその事故もたらす影響の積」をもってその事故のリスクとする。

原子力発電所のPSAは、1975年に最終報告書が公表された米国の「原子炉安全研究 (Reactor safety Study: RSS)」<sup>14)</sup>に始まる。RSSでは、たとえ発生頻度は低くとも、設計基準事故を越えるような苛酷な事故、いわゆる「炉心溶融事故」がリスクを支配するとの考え方を打ち出したが、この考え方は現在まで支持されている。従って、原子力発電所のPSAとは、実際には、炉心溶融に至る種々の事故について、その発生頻度と事故影響を評価することに帰着する。

PSAは、A-1図に示すように、大まかには次の手順でなされる<sup>1)</sup>。

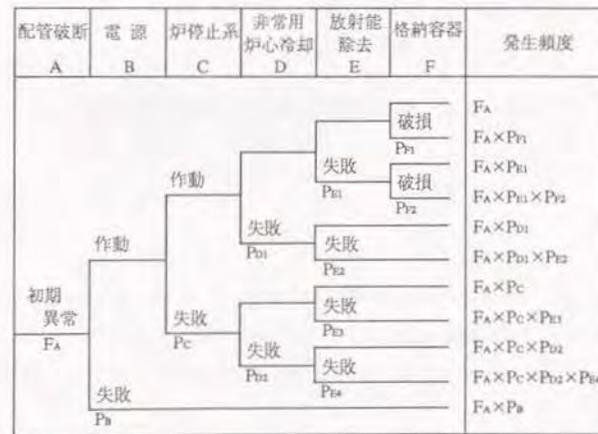
- ①事故シーケンスの分類：原子力発電所で発生し得る事故を分類する。事故は、ある望ましくない事象（起因事象）が起きた時に、その拡大防止のために用意してある各種システム（安全系）が機能を発揮しなかった時に起きるから、事故の種類は、起因事象と各安全系の成功・失敗によって定義される。まず、発生し得る起因事象として、配管破断による冷却材喪失や給水停止によるトランジェント等を想定する。次いで、起因事象ごとにどの安全系が必要かを考え、その成功・失敗について場合分けする。その結果は第A-2図のような「イベント・ツリー」にまとめる。ツリー上の1本1本の径路が「事故シーケンス」である。
- ②事故発生頻度の評価：イベント・ツリー上で定義された各事故シーケンスの発生頻度を評価する。この評価は、起因事象の発生頻度の評価と、「フォールト・ツリー」等のシステム信頼性解析手法による安全系の機能喪失確率計算とから成る。



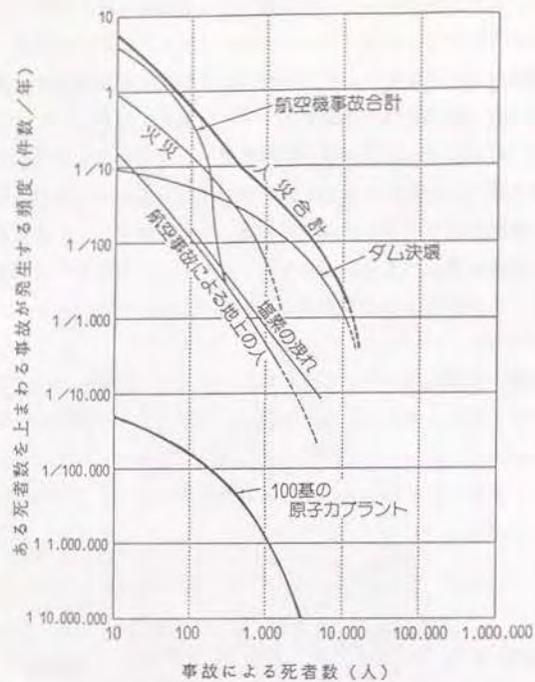
第A-1図 原子力発電所の確率的な安全評価の手順

- ③事故時ソースタームの評価：炉心溶融に至るそれぞれの事故シーケンスについて、事故進展を解析すると共にプラント内のFPの移行を解析する。
- ④環境影響評価：環境中のFP移行を解析し、公衆の被曝線量や死者数の期待値等のパラメータで事故影響を評価する。
- ⑤リスクの計算と表現：ある炉心溶融事故シーケンスによるリスクを、発生頻度と事故影響の積として計算する。これを全シーケンスについて総和したものがプラントが公衆に及ぼす「全リスク」である。また、各レベルの影響を超える事故が発生する頻度を用いて、第A-3図のような「リスク曲線」で表現することもある。第A-3図はRSSの結果である<sup>1)</sup>。

このうち、①、②を実施して炉心溶融事故の発生頻度を評価することを「レベル1 PSA」、③まで実施して各シーケンスのソースタームまで評価することを「レベル2 PSA」、④、⑤まで実施して公衆のリスクを評価することを「レベル3 PSA」と呼んでいる。本論文で対象とした炉心溶融事故解析は、レベル2 PSAの一環としてなされるものである。



第A-2図 冷却材配管破断に関するイベント・ツリーの例



第A-3図 原子力発電所のリスク評価結果の例

付録A 参考文献

- [ 1 ] Hickman, J.W., "PRA Procedures Guide. A Guide to the Performance of Probabilistic Risk Assessments for Nuclear Power Plants", American Nuclear Society and Institute of Electrical and Electronic Engineers, NUREG/CR-2300, (1983)
- [ 2 ] 原子力安全委員会/原子力施設等安全研究専門部会, "原子力施設等安全研究年次計画(昭和61年度~昭和65年度)", (1985)

- [ 3 ] U.S.NRC, "Reactor Safety Study - An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants", WASH-1400, (1975)

- [ 4 ] 阿部清治, 村松 健, "原子力発電所における確率論的安全評価の最近の歩み", 日本原子力学会誌 Vol.32, No.3, (1980)

(1) 炉心温度上昇過程の想定と感度解析の目的及び方法

著者は、炉心溶融事故の進展を解析するTHALESコード体系の開発に先立ち、BOILコード<sup>(1)</sup>を参考に簡単な炉心温度上昇計算プログラムを作成し、それを用いての感度解析計算により、原子炉容器内での事故の進展に大きな影響を与える因子の同定を図った<sup>(2)</sup>。ここで想定した炉心温度上昇過程は次のとおりである。

冷却材喪失事故(LOCA)やトランジェントが発生した時に、ECCS等の安全系が不動作だと、炉心はいずれ水位上に露出し、燃料棒の温度上昇が始まる。大破断LOCAの場合には、フラッシング(減圧沸騰)終了時の炉心水位はかなり低くなるのが予測され、その後もECCSが作動不良なら、炉心のかなりの部分が一齐に温度上昇し始める。これに対し、小破断LOCAやトランジェント時にECCSが作動不良だと、炉心シュラウド内水位は冷却材ボイルオフ(加熱沸騰による冷却材の減少)によって徐々に低下する。水位が炉心上端より低くなると、燃料棒は水位上に露出した部分から順次温度上昇し始める。

小破断LOCAやトランジェントが開始してから炉心上端露出に至るまでには、多種多様な事故シーケンスが想定可能であり、どのような事故シーケンスがあり得るか、またそれぞれの事故シーケンスに対し冷却材流動及び燃料温度変化がどのようなものになるかは、重要な問題である。しかしながら、炉心上端露出までの道筋がいかに異っていても、炉心上端露出後の冷却材のボイルオフによる燃料棒温度上昇過程は、途中からのECCS作動などの外からの条件変化がない限り、比較的似かよったものであることが予測される。(4.3節のBWRについての感度解析計算の結果、この予測は必ずしも正しくなかった。4.3.1項(4)参照。)

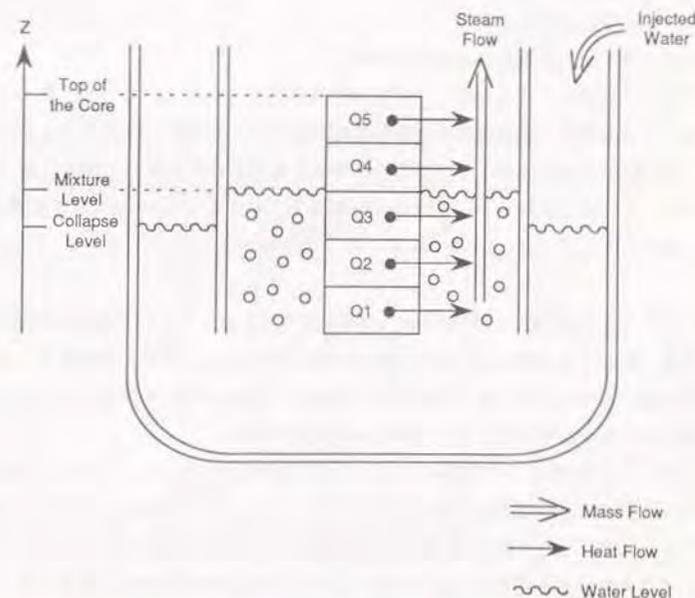
以上のような想定に基づき、炉心上端露出に至るまでの過程は考えず、炉心上端が冷却材二相混合体水位上に露出してから後の冷却材ボイルオフによる炉心水位の低下と、それに伴う燃料棒温度の上昇について、簡単なプログラムを作成して感度解析計算を実施した。解析の対象は、3ループのPWRとした。解析の方法としては、まず標準ケースを選定し、その計算結果について検討した後、主要な幾つかのパラメータについて感度解析計算を行い、そのパラメータの重要度を見ると共に、そのパラメータが燃料棒の温度変化にどのようなプロセスで影響を与えるかについて考察を行った。

(2) 炉心温度上昇計算モデル

計算体系は、第B-1図に示すとおりである。図に示すように、原子炉容器内の炉心下端から炉心上端までの間が解析対象であり、この部分を炉心シュラウド内外2領域(炉心及びアニュラス)に分けて、それぞれの領域で水位を考える。

水位は、崩壊熱による水のボイルオフ及びECCS等による水の注入による原子炉容器内水量の増減と、炉心におけるボイドの存在を考慮した上で、炉心シュラウド内外での静頭圧が等しくなるように定める。アニュラス領域でボイド率を0とし、炉心領域でのボイド率 $\alpha$ は場所にも時間にも依らず一定と仮定して入力データで与える。

系統の圧力はトランジェント中一定であると仮定してこれも入力データで与える。また、未飽和水の存在は考えない。従って、水位下の冷却材の物性値はトランジェント中一定の飽和物性値となる。燃料及び被覆管の熱的物性値(密度、比熱、熱伝導率等)は、温度に依らず一定であると仮定する。



第B-1図 炉心ヒートアップ感度解析計算モデル

炉心は、同一の発熱量及び発熱分布を有する燃料棒が並んでいると仮定し、軸方向には、燃料有効長を等長のノードに分割する。発熱量としては、核分裂生成物(FP)の崩壊熱と被覆間材であるジルコニウムの酸化反応熱を考慮する。FP崩壊熱は、時間に依らず一定として、軸方向分布だけを考慮する。ジルコニウムの酸化反応熱は、被覆管外面での酸化だけを考慮して、反応速度はBaker-Justの式<sup>(2)</sup>に入力で与える修正係数を乗じたもので計算する。

燃料棒各ノードの代表点が水位以下にあれば、そのノードは水により冷却され、ノードから水への伝熱量に応じた蒸気の発生が起きる。ノードの代表点が水位以上であれば、そのノードは下方からの蒸気流により冷却される。蒸気流量は水位下での沸騰量総量に等しく、かつ、水位より上の部分では高さに依らず一様であると仮定する。この蒸気流は上昇するにつれて燃料棒からの伝熱により温度上昇する。燃料棒の損傷・溶融は一切モデル化していない。従って、燃料棒は健全な形状を保ちながら、熱さを与えられればどのような高温にもなり得ることになる。

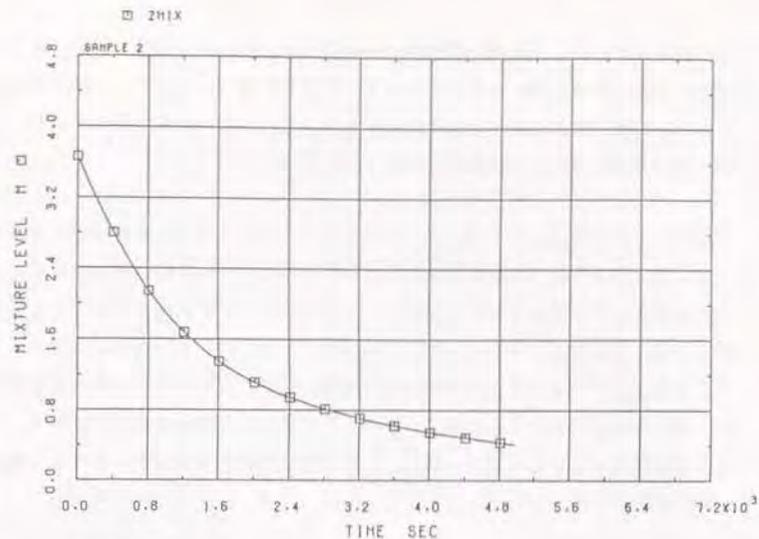
### (3) 炉心温度上昇計算結果

上述の炉心温度上昇計算プログラムを用い、3ループPWRを対象として、炉心温度上昇に関する感度解析計算を実施した。

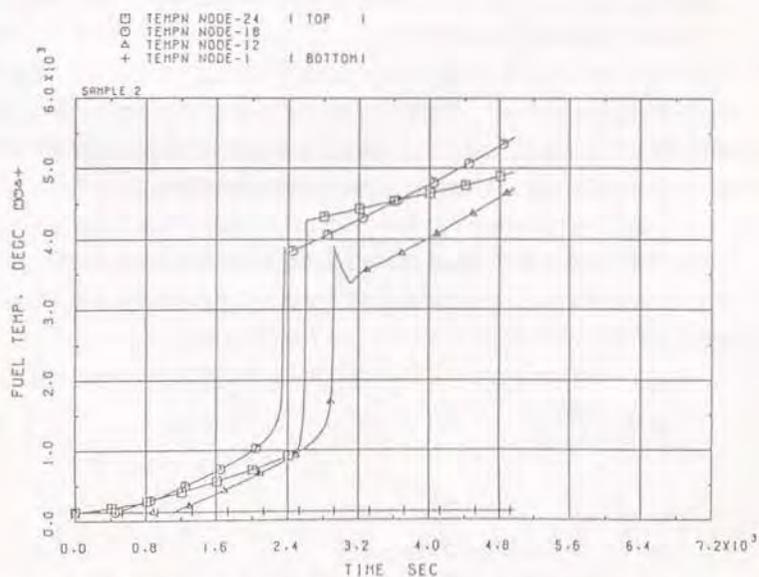
まず、標準ケースを設定し、水位や燃料棒温度の変化を計算した。標準ケースでは、炉心発熱部上端露出時を計算開始時刻とし、その時点以降崩壊熱は定格熱出力1,850MWtの1%で一定とし、ECCS等による水の注入はないとした。軸方向発熱分布としては、BOIL-1コードの使用マニュアル<sup>(3)</sup>のサンプル計算用分布(軸方向ピーキング係数1.5)を用いた。炉心部でのボイド率は0.5とした。

第B-2図(a)は、計算結果として得られた炉心内水位の時間変化を示すものである。炉心水位が高い時には、水位下の発熱量が大きいので、沸騰量も大きく、水位の低下速度は早い。炉心水位が低くなると、水位下での発熱量が小さくなり、沸騰量も小さくなるので、水位の低下速度は遅くなる。

第B-2図(b)は、燃料棒の各高さ(発熱部下端、1/3高さ、2/3高さ、発熱部上端)における被覆管温度の時間変化を示すものである。図に示すように、燃料棒は水位上に露出した所から順次温度上昇を始める。燃料棒温度が約1,000℃に到達するまでの温度の上昇速度に対しては、各ノードの崩壊熱が支配的影響を持っている。1,000℃を越えると、燃料棒温度は指数関数的に上昇しているが、これはジルコニウムの酸化反応による発熱が激しくなるためである。今回の計算には、燃料棒の破



(a) 水位の変化



(b) 高さ毎の燃料棒温度の変化

第B-2図 標準ケースにおける水位と燃料棒表面温度の計算結果

損・溶融モデルがないので、燃料棒温度は融点以上にまで上昇している。従って、これより後の計算結果には意味がないが、図で燃料棒温度が上下している理由は、ノードの被覆管全量が酸化した後ではジルコニウムの酸化反応熱がなくなり、燃料棒温度上昇が再び崩壊熱に支配されるようになるからである。

標準ケースの計算に引き続いて、ECCS注入流量、軸方向発熱分布、崩壊熱レベル、炉心ボイド率、1次系圧力、水位下及び水位上での燃料表面伝達率等について感度解析計算を実施した。その結果、水位（及びそれに影響するECCS注入流量）が炉心温度に著しく大きな影響を及ぼすことが判明した。それ以外のパラメータ、例えば原子炉冷却系圧力や燃料棒表面熱伝達率、ジルコニウム酸化反応速度等は、相対的に結果に対する影響が小さかった。また、被覆管の酸化反応熱は、相当大きな熱除去メカニズムがない限り、その位置の被覆管およびペレットを溶融させるほど大きなものであることも確認した。

#### (4) 炉心水位と燃料棒表面温度の関係についての考察

緩やかなトランジェントにおいて炉心の一部が水位上に露出した場合には、水位下でのFPの崩壊熱は水の沸騰に使われ、この沸騰によって生じる蒸気流が水位上の燃料棒を冷却する。水位が低下すると、蒸気発生量が低下する一方で、燃料棒の水位上露出部分が長くなり、その蒸気流で冷却されるべき部分が大きくなるので、温度上昇が著しくなる。このように、炉心の温度上昇には炉心水位が支配的影響を持つので、単純化された体系で水位と燃料棒温度の関係を求めてみた<sup>(2)</sup>。

水位下の冷却材はすべて飽和水であると仮定し、炉心内下方から上方への1次元の擬定常流を考えると、炉心における蒸気発生量Wは次式で求められる(5.4.4項参照)。

$$W = \frac{\eta Q}{h_{ol}} \quad (B-1)$$

ここで、

- Q : 炉心全体での崩壊熱 (W)
- $\eta$  : 崩壊熱のうち水位下で発生する割合 (-)
- $h_{ol}$  : 系統圧力における沸騰潜熱 (J/kg)

また、炉心出口における蒸気温度Tは次式で求められる。

$$T = T_{SAT} + \frac{(1-\eta)Q}{WC_p} \quad (B-2)$$

ここで、

- $T_{SAT}$  : 系統圧力における水の飽和温度 (°C)
- $C_p$  : 系統圧力における蒸気の定圧比熱 (J/kg°C)

(B-1)式、(B-2)式から、

$$T = T_{SAT} + \frac{1-\eta}{\eta} \cdot \frac{h_{ol}}{C_p} \quad (B-3)$$

即ち、炉心出口の蒸気温度Tは、崩壊熱レベルQと無関係であり、物性値以外は水位だけの関数になる。この式は、 $\eta$ について解けば次の形になる。

$$\eta = \frac{h_{ol}}{(T - T_{SAT})C_p + h_{ol}} \quad (B-4)$$

(B-3)式において、各圧力における $T_{SAT}$ と $h_{ol}/C_p$ の値を求めた結果を第B-1表に示す。また、 $\eta$ をパラメータとして各圧力における炉心出口蒸気温度Tを求めた結果を第B-2表に示す。即ち、炉心下での発熱割合が55%以上である限り、どのような圧力においても炉心出口蒸気温度が1,000°Cを越えることはない。

一方、擬定常状態を仮定すると、水位上のある位置の燃料棒表面温度 $T_{rod}$ は、その位置での蒸気温度 $T_{bulk}$ の関数として次式で与えられる。

$$T_{rod} = T_{bulk} + \frac{\phi}{H} \quad (B-5)$$

ここで、

- $\phi$  : その位置での熱流束 (W/m<sup>2</sup>)
- H : 燃料棒表面での対流熱伝達率 (W/m<sup>2</sup>・°C)

一般に、炉心出口で蒸気温度は最高値になる ( $T > T_{\text{boil}}$ ) から、

$$T_{\text{rod}} \leq T_{\text{sat}} + \frac{1-\eta}{\eta} \cdot \frac{h_{\text{GL}}}{C_p} + \frac{\phi}{H} \quad (\text{B-6})$$

この式で、崩壊熱レベルでは、 $\phi/H$ の値は、高々100°C程度と考えて良い。即ち、水位以下での発熱割合 $\eta$ が55%以上であれば、燃料棒が溶融することはない。

第B-1表 (B-3)式の各パラメータの値

圧力P (MPa)	飽和温度 $T_{\text{sat}}$ (°C)	沸騰潜熱 $h_{\text{GL}}$ (kJ/kg)	定圧比熱 $C_p$ (注) (kJ/kg°C)	$h_{\text{GL}}/C_p$ (°C)
0.1	100	2262	2.12	1068
1	180	2021	2.22	910
7	286	1506	2.63	573
16	347	934	3.32	282

注) 定圧比熱 $C_p$ は飽和温度から800°Cまでの平均値

第B-2表 水位下での発熱割合と炉心出口蒸気温度の関係

水位下発熱割合 $\eta$	炉心出口蒸気温度T (°C)			
	P=0.1MPa	P=1MPa	P=7MPa	P=16MPa
0.4	1702	1545	1146	770
0.5	1168	1090	859	629
0.55	973	925	755	578
0.6	812	787	688	535
1.0	100	180	286	347

(5) ジルコニウム - 水反応による温度上昇幅についての考案

燃料棒がジルコニウム - 水反応によってどの程度温度上昇し得るかのめやすとして、単位長の被覆管が全量酸化反応した時の反応熱を、単位長の燃料ペレット及び被覆管の熱容量で除した値を求めると、約2,700°Cになる。すなわち、ジルコニウム - 水反応熱がすべてそのノードに加わったとすると、そのノード温度上昇はそれだけで2,700°C程度になる。ジルコニウム - 水反応が効いてくるのが1,000°C以上であるから、第B-2図(b)にも示されるように、燃料棒温度は4,000°C近くに達することになる。これはジルコニウム、酸化ジルコニウム $\text{UO}_2$ の融点以上であり、被覆管が全量酸化するよりも、被覆管及び燃料の溶融の方が早い可能性が強いことを示している。従って、燃料棒の溶融落下モデルなしには、炉心溶融事故時の被覆管温度と、それに強く依存する被覆管酸化量や水素発生量を精度良く評価するのは困難である。

(6) 炉心温度上昇に関する感度解析計算の結論

一連の感度解析計算の結論は以下の2点である

- ① 炉心温度に最も大きな影響を与えるのは炉心の水位である。
- ② 燃料棒の溶融落下モデルを用意しない限り、炉心溶融事故時の炉心温度も水素発生量も精度良く評価できない。

付録B参考文献

- [1] Wootton, R.O., "BOIL: A Computer Program to Calculate Core Heatup and Meltdown in a Coolant Boiloff Accident", (1975)
- [2] 阿部清治, "冷却材ボイルオフ時の燃料温度上昇に関する検討", JAERI-M 9710, (1981)
- [3] Baker, L. and Just, L.C., "Studies of Metal - Water Reactions at High Temperature, III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium - Water Reaction", ANL-6548, (1962)

(1) 熱水力計算コード作成法に関する検討

著者は、原研に入所して以来THALESコード体系の開発を始めるまで、一貫して原子炉内の熱水力コードの開発・応用に従事していた。その経験から、著者は、大型の熱水力計算コードを開発するには、標準的な計算コード作成法や、汎用のプログラム群が必要であると考えていた。

炉心溶融事故進展解析コードのような大型の熱水力計算コードは、一般に、①多種多様な事象・現象を取り扱う必要がある、②数多くの熱水力相関式を含む、③使用される相関式は元来様々な単位で表現されている、④各種動的機器の作動条件が必要、等の理由から、プログラミングが繁雑になり品質保障も困難になる。このため、THALESの開発に当っては、大型の熱水力コードを作るための効率的な手法についても検討した。

熱水力計算コードの作成法の標準化はTHALESの開発以前にも様々な手法で試みられていた。例えば、原研ではデータベースの標準化が図られたし、米国では相関式を集めたライブラリ・プログラムMATPROが作られた<sup>13)</sup>。しかしながら、これらの標準化では、ユーザーが自分の計算コードを、データベースの指定するデータ形式や相関式ライブラリの指定する単位系に合わせる必要がある等の困難さが残っていた。著者は、こうした問題を解決できるような標準的コード作成法の確立を図った。

著者の考案した計算コードの標準的作成法は次のとおりである。

- ①保存則と相関式を分離する。熱水力計算には、質量・熱量・運動量に関する3つの保存則を解く部分と、物性値や伝熱・流動に関する相関式を用いて計算する部分とがある。これを完全に分離されたプログラムとして開発する。
- ②保存則を解く部分は、重力及び熱量を絶対単位系と常用単位系の間で換算するための係数 $g_c$ 及び $J$ を除けば、単位系と関係なく表現することができる。従って、 $g_c$ や $J$ を適切な方法で与えることにより、保存則を解く部分を任意単位系で使用可能にする。
- ③相関式を用いて計算する部分は、任意単位系で使用可能にする。単位換算計算でプログラミング・エラーや計算誤差が発生することを防ぐため、相関式はオリジナルの単位系を用いて書き、それをユーザーの指定する(あるいは②の保

存則計算部分が用いる)単位系に一定の方法で換算できるような手法を用意する。

- ④データベースへのデータの保管形式は、多様なユーザーの要求を満足できるように、一定のものにせず幾つもの標準形式を用意する。標準形式間のデータ形式の変換は、システム側が行う。例えば、時間ステップ毎の計算をする場合、計算の途中では、同時刻における様々なパラメータの値を並べる形のデータ形式で記憶し、結果のプロットをする場合は同一パラメータを時刻変化に沿って並べる形のデータ形式で引き出せるようにする。
- ⑤熱水力計算部分と計測・制御系の応答をモデル化する部分とを、完全に分離されたプログラムとする。

(2) 開発した汎用プログラム一覧

THALESの開発に当っては、熱水力計算コード作成法についての上述のような検討結果を踏まえて、他の計算コードでも使用可能と思われるサブプログラムについては、極力汎用性のあるプログラムとして整備した。

THALESの開発に先立って、あるいはそれと並行して、開発・整備した汎用プログラム群は以下のとおりである。

- ①UCL2<sup>14)</sup> : 単位換算を行う
- ②SPLPACK<sup>15)</sup> : 時間依存のデータをブロック出力する。
- ③LOGIC1<sup>16)</sup> : 計測系・信号系・論理回路をモデル化する。
- ④PATH : 2つのボリューム間の質量流量を計算する。
- ⑤PROPMG : 蒸気及び非凝縮性気体の物性値を計算する。

これらの汎用プログラム群のうち、UCL2は著者がプログラミングまで行った。その他のものは、著者はこのような汎用プログラム群のあるべき姿を示したり、あるいは、汎用プログラムが有すべき機能等に関する提案を行った。実際のプログラム作成はそれぞれの担当者によってなされた。以下、各プログラム・ライブラリ毎に、その役割りと、開発に当たっての著者の考え方について述べる。

なお、これらの汎用プログラム群の幾つかは、THALESの開発と並行してなされたものなので、THALESの各コードが必ずしもこれらの汎用プログラムすべてを用いているわけではない。

## UCL2

UCL2は、種々の単位換算機能を有するプログラム群である<sup>[2]</sup>。同プログラム群は、次元・単位・単位系に関する情報を自動的にあるいは個別に記憶した後、種々の方法で単位換算計算を行う。

UCL2を作成した第1の理由は、多くの計算コードが使用できるようなプログラムを任意単位系で使用できるようにすることにより、プログラムの標準化、汎用化を図ることである。第2の理由は、計算コード内での単位換算計算の誤りの防止と精度の向上である。熱水力計算コード作成において、単位換算計算はしばしば誤りと誤差の集積の原因となる。単純な誤りは論外として、倍精度の計算をしているにもかかわらず、使用している単位換算係数の精度が不十分だったり、単位換算係数間に当然満足されるべき関係が成立していないために、繰り返しの計算で誤差が集積してしまうようなことがしばしば起きる。特に、計算コードが巨大化し、各サブプログラムをモジュールの形で別々の人が作成するようになると、各人が定義する単位換算係数の非一貫性に起因する誤差発生と、計算ステップ数増大による計算誤差の集積は避けがたいものになる。UCL2は、計算コードの中の最も単純な部品として、首尾一貫した方法で精度良く単位換算係数を発生させるものである。

UCL2の特徴としては、単位や次元を通常の表記法どおり文字列で与えられることが挙げられる。例えば、熱伝達率の次元 $Q/L^2 \cdot T \cdot D$ は、'Q/L2.T.D'と表記すれば良く、熱伝達率の単位 $Kcal/m^2 \cdot hr \cdot ^\circ C$ は、'KCAL/M2.HR.DEGC'と書けば良い。

UCL2を用いれば、計算コードの入力はユーザーの与え易い単位で与え、コード内部の計算と結果の出力は任意の単位系で行うように計算コードを作成することが容易である。また、各種相関式を任意単位系で使用できるような計算プログラムに整備することも用意である。以下に述べる各汎用プログラムもUCL2により任意の単位系での使用が可能になっている。

## SPLPACK

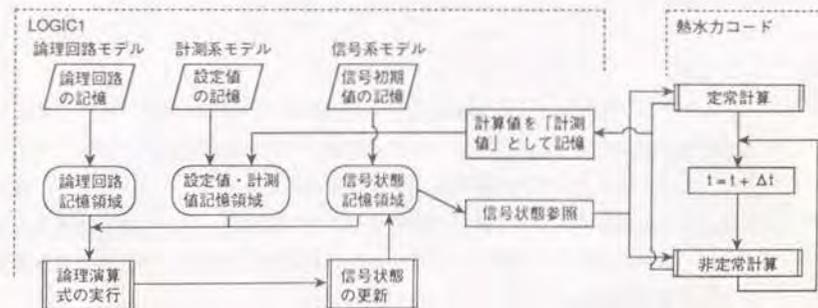
SPLPACKは、時間依存の計算結果をプロッタ出力するための汎用プログラム群である<sup>[3]</sup>。SPLPACKを用いるには、ユーザーはまず、各自の計算コード又は実験データをSPL形式と呼ばれる一定の標準形式に編集して出力する。このデータ編集はサブルーチン・パッケージSPLEEDITを利用して比較的容易に行えるようになっており、ユーザーは標準形式の詳細な内容を知る必要はない。出力されたデータは、作図プログラムSPLPLOTを用いてグラフに表示したり、数値を印刷したり、またその両方を行うことができる。

SPLPACK開発の提案は、元々村松らによってなされたものであるが、同プログラムの作成に当たって、著者は、一連の汎用プログラム構想に基づく提案を行った。例えば、データの形式を単一のものにしないこと、UCL2の採用により単位系も任意のものを使えるようにすること、そして、データ形式や使用単位についてはデータ・ファイルの「ラベル」として別に記憶しておき、SPLPACKはそのラベル情報に基づいてのデータ・ファイルの変換を行えるようにすること等である。

## LOGIC1

LOGIC1は、計測・制御系をモデル化するものである<sup>[4]</sup>。その概念は第C-1図に示すとおりである。LOGIC1は、熱水力コードとは独立に、計測系・信号系・論理回路をモデル化すると共に、各種の「設定値」を記憶する。そして、熱水力コードの時間ステップ毎に計算値を「計測値」として記憶し、それを設定値と比較しつつ各制御系の論理演算を実行して、その結果を種々の「信号状態」として記憶する。原子力発電プラントの多くの動的機器の作動論理については、あらかじめLOGIC1内に記憶してある。

LOGIC1も、使用性を高めるための工夫を施した。計測系が測定するデータ、論理式、制御系が出す信号等を定義するのも、できるだけ容易な記述法でできるようにした。例えば、PWRの1次系圧力 $P_{PR1}$ が過し弁設定圧 $P_{OPB}$ より大きければ加圧器過し弁PORVが開く、という論理('LOG1'と名づける)、即ち、



第C-1図 計装・制御系のモデル化のための汎用プログラムLOGIC1の概念

LOG1: ( $P_{PRV} > P_{OPN}$ ) → PORVが開

は、LOGIC1では次のように表現できる。

CALL LOGXX ('LOG1', 'PPRI', 'GT', 'POPV', 'PORV', .TRUE.)

また、加圧器遮し弁PORVと加圧器元弁BLKVが共に開いていれば、加圧器からの放出流 $W_{DIS}$ が存在する、という事象の存在論理('LOG2'と名づける)、即ち、

LOG2: (PORVが開)かつ(BLKVが開) →  $W_{DIS}$ が存在

は、次のように表現できる。

CALL LOGLL ('LOG2', 'PORV', 'AND', 'BLKV', 'WDIS', .TRUE.)

LOGIC1を用いれば、各種の安全系の自動作動論理をそのままモデル化することができる。この他、運転員の介入や機器の故障等は、LOGIC1の論理式の必要部分を修正することで簡単に表現できるし、ある条件が達成されたら水蒸気爆発や水素爆発が起き、その場合は破損口を模擬した流路を開くといった、事象・現象の発生論理とその時の計算コード上の処理も、LOGIC1で無理なく表現することができる。

#### PATH

PATHは、THALES特有の「ジャンクション」流量を除き、2つのボリューム又はタンク間を結ぶ「パス」における質量の流れを統括的に扱うプログラムであり、ECCSの注入や強制換気、破断流等をモデル化する。パス・モデルの概念図を第C-2図に示す。パスは、両端のボリューム又はタンクとの結合部高さは有するが、体積を持たない仮想的な流路である。流路途中にはポンプと熱交換器を配置することができる。

各パスの流れの状態は、次のようなパラメータから定められる。

#### ①パス開閉信号

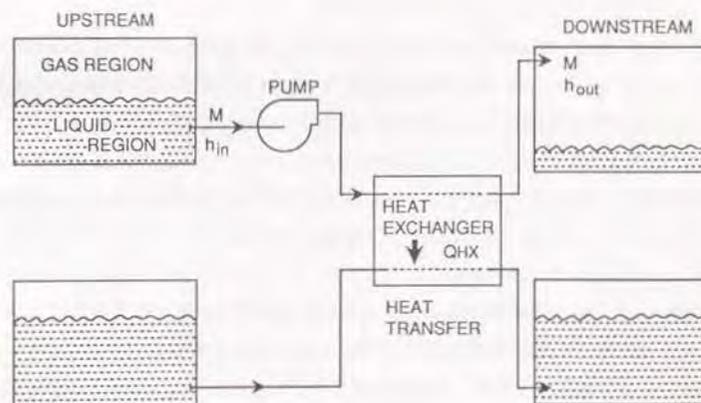
#### ②パス流量

③上流側ボリューム又はタンクの水位、及び、パス結合部高さ

④上流側ボリューム又はタンクの各領域の比エンタルピ

⑤流路途中での熱交換量

パス開閉信号は、ある時刻にその流路が開いているか閉じているかを定めるON/OFF信号であり、LOGIC1によって与えられる。ある時刻にパスを流れる流体の質量流量を計算するには、まず、パスの上流側におけるボリュームもしくはタンクとの結合位置が水位より上か下かでパスを流れる流れが気相流になるか液相流になるかを定める。次いで、計算コードのユーザーの指定により、一定流量とする、オリフィス流モデルで計算する、オリフィス流モデルと臨界流モデルの計算値のうち小さな方の流量とする、等の方法で流量を計算する。下流側ボリューム又はタンクに流れ込む液体の比エンタルピは、パスの途中に熱交換器がない場合は上流ボリューム又はタンクから取去られる液体の平均比エンタルピとし、熱交換器がある場合はそこでの熱交換量を考慮して計算する。(パス流量及びパス出口比エンタルピの計算法は2.4.2項(9)参照。)



M: MASS TRANSFER THROUGH PATH DURING  $\Delta T$

$h_{in}, h_{out}$ : ENTHALPY AT PATH INLET AND PATH OUTLET

第C-2図 パス・モデルの概念図

## PROPMG

PROPMGは、①水、②ナトリウム、③非凝縮性気体の混合気体、④これらの混合物（水とナトリウムの混在を除く）の熱的物性値を計算する汎用プログラムである。各成分の質量が与えられている時、独立変数として、①圧力と温度、②圧力と総熱量、③総体積と総熱量、④温度と総体積のいずれかを与えて、残りのパラメータを計算することができる。PROPMGの開発に当っては、精度よりもむしろ、簡便性・一意性・連続性を重視したが、水の物性値については、元になった日本機械学会蒸気表<sup>1)</sup>との誤差は1%以下であり、しかも誤差が大きいのは20°C以下の低温領域なので、実用上の支障はほとんどないと考えられる。

## その他の汎用プログラム群

この他、伝熱や二相流動に関する相関式の汎用プログラム群を開発した。これら相関式は、オリジナルの式の単位系を用いてプログラミングし、それを任意単位系で使用できるようになっている。

## 付録C参考文献

- [ 1 ] Hargman, D.L. et al., "MATPRO-Version 11 (Revision 2) : A Handbook of Material Properties for Use in the Analysis of Light Water Reactor Fuel Rod Behavior", NUREG/CR-0497, (1981)
- [ 2 ] 阿部清治, "汎用単位換算プログラム・ライブラリUCL2の使用手引", JAERI-M 9592, (1981)
- [ 3 ] 村松 健, 他, "過渡現象の実験結果及び計算結果の編集・作図用標準プログラムパッケージSPLPACK-1の使用手引", JAERI-M 83-166, (1983)
- [ 4 ] 渡辺憲夫, 他, "計測・制御系モデル化プログラム・ライブラリ: LOGIC1の使用手引", JAERI-M 84-173, (1984)
- [ 5 ] 日本機械学会, "日本機械学会蒸気表", (1981)

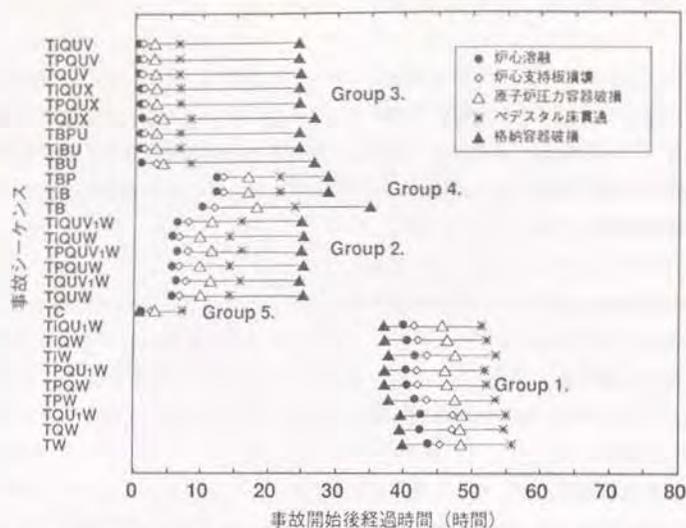
## 付録D. 本研究以降の原研の炉心溶融事故解析研究

本論文は、原研の確率的安全評価(PSA)研究の一環として著者が主担当となって実施した炉心溶融事故解析研究についてまとめたものであるが、著者がこの研究を担当していたのは1988年頃までである。その後はこの研究を梶本(1989年4月から1994年3月まで原研への出向職員)・村松が引き継いで、更に発展させている。以下その概要を紹介する。

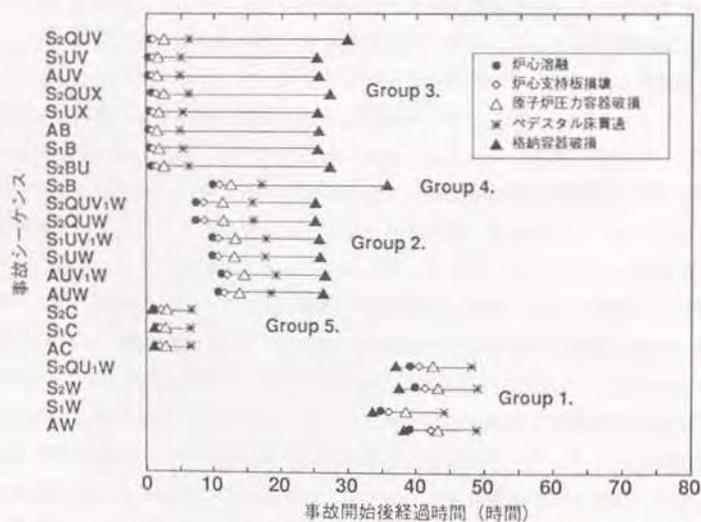
炉心溶融事故解析コード体系の利用に関しては、1987年から1989年頃に、原見・村松らによりBWRモデルプラントのレベル2 PSAが実施された<sup>1)</sup>。このPSAでは、数多くの事故シーケンスがTHALES/ARTコード体系で解析された。その結果として、炉心溶融事故の進展や事故状況下でのFPの放出・移行挙動に関する知見が一層深まった。

まず事故の進展に関して、対象BWRのトランジェント・シーケンス及びLOCAシーケンスにおける、炉心溶融・炉心支持板損壊・原子炉容器溶融貫通・ベDESTAL貫通・格納容器破損等の重要事象の発生時間の計算結果をまとめたものを、第D-1図、第D-2図に示す<sup>2)</sup>。図に示すように、高圧注入系や低圧注入系の作動の有無により事故シーケンスを分類すると、同一の群に属するシーケンスの間では事故進展速度に高い類似性がある。即ち、一見複雑に見える炉心溶融事故であっても、事象の進展速度は、類似性の高い少数の群に分けて検討することができる。

ソースターム評価に関しては、本論文第4章で記述した著者らの感度解析により、プラントの形状、事故シーケンス、燃料溶融落下モデル、格納容器の破損位置等が、ソースタームに大きな影響を及ぼすと結論づけられていた。このため、このPSAでは、各シーケンスについて、燃料棒溶融落下モデルについて2ケース、格納容器の破損位置については、ドライウェル、ウェットウェル気相領域、ウェットウェル液相領域の3ケースの2×3=6ケースの解析を実施した。第D-3図は、事故シーケンス、各ケース毎に計算したソースターム値(Xe, CsI, Srの放出量)をプロットしたものである<sup>3)</sup>。この図で、横軸は「炉心溶融開始から格納容器破損まで」の経過時間(格納容器破損が炉心損傷に先行するシーケンスではこの時間が負になる)であり、縦軸は炉心内イベントリに対する放出量の割合である。図は、事故時ソースタームが炉心溶融開始から格納容器破損までの時間や格納容器の破損位置に大きく影響されることを示している。前述のように事故進展速度は少数の群にまとめて検討できるから、ソースタームもそうして分類された少数のシーケンス群について、各因子の影響を検



第D-1図 THALES/ARTコード体系による事故進展の計算結果 (トランジェント)

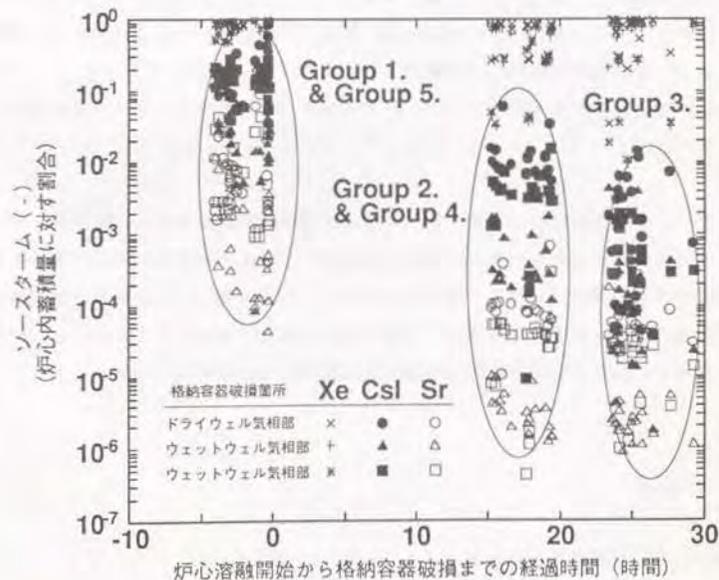


第D-2図 THALES/ARTコード体系による事故進展の計算結果 (LOCA)

討すればわかり易くなる。

ソースタームについては、本論文第4章の感度解析や米国のNRCや産業界の類似の解析により、事故シーケンス等が重要な支配因子であることは既に指摘されていた。しかしながら、これらの因子のソースタームへの影響を系統的に調べて、しかも簡単な形に整理した解析は存在していなかった。BWRモデルプラントPSAでの一連のソースターム解析は、ソースタームの支配因子に関する知見を著しく深めたと言えよう。

炉心溶融事故解析コードの評価や検証に関しては、THALESコードについては、本論文第3章で記述したように、著者らが、米国のPBFのSFD(重大燃料損傷)実験の熱水力挙動の解析や、同一シーケンスについてのRETRANコードとの比較解析等を行って検証を進めた。ARTコードについては、梶本らが、米国のORNLのNSPP施設で実施されたエアロゾル挙動実験の解析等によって検証を進めた<sup>12)</sup>。



第D-3図 THALES/ARTコード体系によるソースタームの計算結果

THALES/ART以外のソースターム・コードも含めての評価・検証に関しては、1989年から1990年にかけて、当時我が国で使用可能であったTHALES/ART, STCP, MAAPの3つのソースターム評価コードの相互比較がなされた。これは、東大近藤敏介教授のリーダーシップの下で、原研・安全解析所・産業界が協力して実施したものであり、各コードの計算モデルの比較と、標準問題に対する計算結果の比較が行われた<sup>14)</sup>。ソースタームコードについてのこれ程広範な比較研究は、世界的にも希少なものである。この研究により、ソースタームの不確かさの幅についての理解が深まると共に、その原因となる現象・事象が同定された。

炉心溶融事故解析手法の改良に関しては、梶本らが、上述のソースターム評価コードの比較で得られた結論を参考にして、THALES/ARTの第2次版コードであるTHALES-2を開発した<sup>15)</sup>。同コードは、THALESとARTを一体化して相互のフィードバック効果を考慮できるようにしたものである。また、計算モデルとしては、著者の開発したTHALES-M2コードを取り込んで、ソースタームに大きな影響を及ぼす燃料棒の溶融落下をより詳細に取り扱えるようになっている。

THALES-2コードについては、日高・梶本らが、MELCORコード及びSTCPとの比較解析を行って検証の一助とした<sup>16)</sup>。THALES-2コードはその後、村松らがPWRモデルプラントのレベル2PSAでのソースターム評価に用いている<sup>17)</sup>。

なお、原研では1983年以降、炉心溶融事故の現象解明を目指して、早田・杉本らによって実験を中心とした研究も幅広く展開されている。著者は、杉本・梶本と共に、1993年から1994年にかけて、著者らが実施した解析研究、その後梶本らが実施した解析研究、早田・杉本らが実施した実験研究の成果を総合的にレビューし、ソースターム評価での諸現象に未だに残る不確かさを整理している<sup>18)</sup>。

#### 付録D 参考文献

- [ 1 ] 村松 健, "国内軽水炉モデルプラントPSAの実施状況(Ⅲ)",  
第4回 PSAに関する国内シンポジウム, (1989)
- [ 2 ] Kajimoto, M. et al., "Analysis of the Aerosol Behavior in Overpressure

Containment Failure Scenarios in Mark-II BWR Plant", NEA/CEA/CEC Workshop on Aerosol Behavior and Thermal-Hydraulics in the Containment, (1990)

- [ 3 ] Kajimoto, M. and Muramatsu, K., "The Validation of the ART code through Comparison with NSPP Experiments in the Steam-Air Atmosphere", NEA/CEA/CEC Workshop on Aerosol Behavior and Thermal-Hydraulics in the Containment, (1990)
- [ 4 ] Kondo, S. and Abe, K., "Comparison of Analytical Models and Calculated Results of Source Term Evaluation Codes", CSNI Workshop on PSA Applications and Limitations, NUREG/CP-0115, (1980)
- [ 5 ] Kajimoto, M. et al., "Development of THALES-2, A Computer Code for Coupled Thermal-Hydraulics and FP Transport Analyses for Severe Accident at LWRs and Its Application to Analysis of FP Revaporization Phenomena", Int. Topical Meeting on Safety of Thermal Reactors, (1991)
- [ 6 ] Hidaka, A. et al., "Comparative Study of Source Terms of a BWR Severe Accident by THALES-2, STCP and MELCOR", ANS, HTC-Vol.6, (1992)
- [ 7 ] 村松 健, 梶本光廣, "PWR小破断LOCA起因事故シーケンスのソースターム評価", 第6回 PSAに関する国内シンポジウム, (1993)
- [ 8 ] Abe, K., et al., "Uncertainties Remaining in Severe Accident Phenomena and Related Research Activities at JAERI", RESS, Vol.44, (1994)

