追補２．Ⅲ

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

Ⅲ　重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

目　次

1. はじめに 1

2. 有効性評価における物理現象の抽出 3

2.1　炉心損傷防止..... 12

2.2　格納容器破損防止..... 72

2.3　運転停止中原子炉における燃料損傷防止..... 101

3. 抽出された物理現象の確認 110

3.1　ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認..... 110

3.2　EURSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認..... 113

4. 適用候補とするコードについて 119

4.1　適用候補コードの概要..... 121

5. 有効性評価に適用するコードの選定 136

5.1　炉心損傷防止..... 137

5.2　格納容器破損防止..... 145

5.3　運転停止中原子炉における燃料損傷防止..... 150

6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について 165

第１部　ＳＡＦＥＲ　1-1

第２部　ＣＨＡＳＴＥ　2-1

第３部　ＲＥＤＹ　3-1

第４部　ＳＣＡＴ　4-1

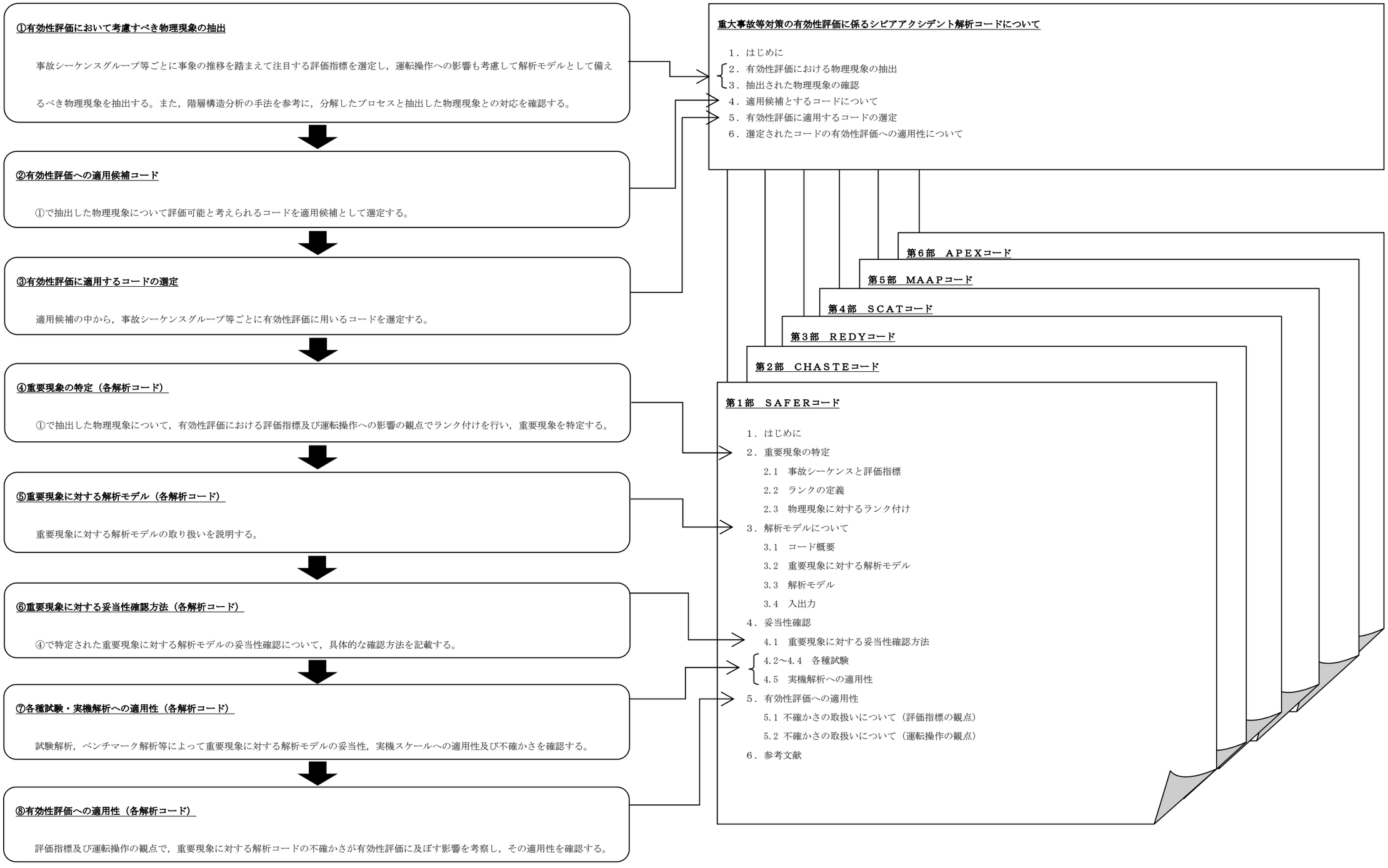
第５部　ＭＡＡＰ　5-1

第６部　ＡＰＥＸ　6-1

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止，格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用する解析プログラム（以下「解析コード」という。）に関して説明するものである。

第1.1図に有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと本資料の構成を示す。



第1.1図　有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと資料構成

2. 有効性評価における物理現象の抽出

本章では，有効性評価において解析モデルとして具備する必要がある物理現象の抽出を行う。

有効性評価における解析の目的は，炉心損傷防止，格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性の確認であり，国内のＢＷＲプラントが対象である。

物理現象の抽出は，「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則の解釈」（以下「規則の解釈」という。）において，有効性評価に当たって「必ず想定する事故シーケンスグループ」，「必ず想定する格納容器破損モード」及び「必ず想定する運転停止中事故シーケンスグループ」として挙げられたシーケンスグループ及び格納容器破損モードを対象とし，その中で代表的と考えられるシーケンスを前提として行う。

2.1，2.2及び2.3節では，各事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードに対し，事象の推移を踏まえて注目する評価指標を選定するとともに，運転員等操作の観点も含め，解析上必要な物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たっては，3.1節で説明する階層構造分析における物理領域ごとに整理することとし，その物理領域は，事象進展に関連するＢＷＲのシステムを質量やエネルギの輸送に関して特徴的な現象を一括することができる比較的独立性の高いコンポーネント（炉心，原子炉圧力容器，原子炉格納容器）に分類している。また，時間領域についても，出現する物理現象が大きく異なる炉心損傷前と炉心損傷後に分割した。

以下に，各物理領域について説明する。

A)　炉心（核）

炉心（核）は，上部支持板，下部炉心支持板と炉心シュラウドに囲まれた燃料集合体とチャンネルバイパスからなる領域で，核的な物理現象に関係する領域である。

原子炉がスクラムするまでの期間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度及び減速材温度反応度）の変化による反応度フィードバック効果，制御棒反応度及びボロン濃度（ボロン反応度）の影響を受け，同時に出力分布も影響を受ける（出力分布変化）。過渡時の中性子束挙動は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果），中性子寿命，遅発中性子生成割合の影響を受ける。制御棒の位置や燃料温度分布，減速材密度分布は，炉心の出力分布に影響する。炉心外周部の制御棒が1本引き抜かれる場合，局所的に出力が上昇することから，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また，制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

ＢＷＲ炉心では，低炉心流量・高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

また，原子炉スクラム後に核分裂連鎖反応が停止すると，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が主要な熱源となる。

B)　炉心（燃料）

炉心（燃料）は，炉心内の燃料棒の挙動に着目した領域である。

燃料棒は燃料ペレット，燃料被覆管及びそれらの間のギャップガスにより構成される。核分裂反応により燃料棒内で発生した熱エネルギが，冷却材へと放出される。燃料棒内温度変化は，ペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，通常は単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達の考慮で十分であるが，ドライアウトして燃料棒表面温度が高くなった場合は，横方向及び縦方向からの燃料棒間輻射熱伝達の効果が生じる（三次元効果）。

沸騰遷移において，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する評価には，リウェット，クエンチ等の物理現象モデルが必要になる。

燃料温度は全ての事象解析において評価指標となる燃料被覆管温度に加え，核分裂出力の変化にも影響を与える。炉心出力が急激に上昇した場合には，ペレットー被覆管機械的相互作用（以下「ＰＣＭＩ」という。）が生じる可能性がある。また，炉心露出等により燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，発熱量が増加するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形，破裂が発生する場合には，燃料被覆管変形による流路減少が生じると冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

炉心（熱流動）は，炉心の熱流動挙動に着目した領域で，燃料集合体とチャンネルバイパスからなるいわゆる炉心領域と，炉心流量に関係する下部プレナムや再循環ループ，上部プレナムからなる領域である。

炉心では入口から流入した冷却材が燃料集合体内を流れ，炉心を冷却する。炉心入口は単相流状態だが，燃料集合体内を上昇するにつれ沸騰して二

相流状態となり，軸方向ボイド率分布が発生する（沸騰・ボイド率変化）。チャンネルバイパスには，下部プレナムや燃料集合体のリーク孔等から，再循環流量の一部が流入する。燃料集合体出力分布によりボイド率分布が影響を受ける結果，各燃料集合体の全圧力損失が均一化するように，燃料集合体間に流量配分が生じる。原子炉への注水による再冠水過程においては，燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後，スパージャが水没した場合には，上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。これにより炉心の三次元的な流動状態（三次元効果）が発生する。

また，再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下した場合は，炉心内での径方向の燃料集合体間流量配分変化（三次元効果）が発生する。さらに，原子炉スクラムに失敗し，高出力・低炉心流量状態では中性子束振動現象及び炉心流量振動現象（三次元効果）が生じる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力急減事象では，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。炉心とダウンカマの自然循環が途切れた場合には，炉心に二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成され，炉心上部が蒸気中に露出する場合がある。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する場合がある。炉心上部が露出した状態で上部プレナムに注水すると，燃料集合体から吹き上げる蒸気により燃料集合体内に落下する水量が制限される気液二相対向流現象（ＣＣＦＬ）や，上部プレナムのサブクール水により燃料集合体から吹き上げる蒸気が凝縮して，水が一気に燃料集合体内に落下するＣＣＦＬブレークダウンが発生する場合がある。また，炉心流量が少ないと，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

原子炉圧力容器は，炉心，上部プレナム，下部プレナム，セパレータ，蒸気ドーム，ダウンカマ，ジェットポンプと再循環ループ又は再循環ポンプからなる領域で，主蒸気配管と給水系も含める。

主蒸気配管には，原子炉圧力容器の過度な圧力上昇を防止するために逃がし安全弁（以下「ＳＲＶ」という。）が設置されており，蒸気はサプレッション・チェンバのプール水面下に放出される。

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。セパレータから出て蒸気中に巻き込まれた液滴はキャリーオーバー，セパレータ戻り水に巻き込まれた気泡はキャリーアンダーと呼ばれる。

ポンプトリップ時の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性で決まる。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマと炉心シュラウド内側の圧力損失のバランスから決まる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力低下時の二相流動は，下部プレナム等における減圧沸騰（フラッシング）に伴って蒸気が発生し，水面下にボイドを含む二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成される。水位低下により炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気が上部プレナムを経由して蒸気ドームに流出し，気液熱非平衡状態が発生する場合がある。このような原子炉圧力の急減時には，構造材から冷却材への熱伝達（構造材との熱伝達）が発生する。また，主蒸気隔離弁急

閉事象のような圧力上昇事象では，蒸気の凝縮が発生する。原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じると系外（原子炉格納容器）への冷却材放出が生じ，破断流量は臨界流又は差圧流になる。原子炉圧力容器内冷却材の補充源としては原子炉隔離時冷却系（以下「ＲＣＩＣ」という。），非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）及び代替注水設備がある。

ほう酸水注入系（ＳＬＣ）作動時には炉心内にほう酸水が拡散し，炉心の停止に必要な反応度を与える（ほう酸水の拡散，三次元効果）。

E)　原子炉格納容器

原子炉格納容器は，格納容器下部，ドライウェル，ウェットウェルからなる領域である。原子炉格納容器は通常，原子炉冷却材圧力バウンダリから隔離された状態であるが，原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じた場合，冷却材がドライウェルに放出される。また，格納容器各領域間の流動としては，放出された蒸気がサプレッション・チェンバのプールで凝縮され，圧力が抑制される。また，逃がし安全弁作動時には原子炉圧力容器の蒸気はサプレッション・チェンバのプールに放出されて凝縮し，冷却材及び非凝縮性ガスは原子炉格納容器内の気相部及び構造材へ熱伝達する（気液界面の熱伝達）。サプレッション・プール冷却としては，サプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系の熱交換器で冷却することができ，また，原子炉格納容器内にスプレイ冷却することにより格納容器内雰囲気を冷却する。原子炉格納容器内気相部の温度変化に対しては，構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失した場合には，原子炉への注水を確保し格納容器ベントにより除熱する。原子炉内では放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発

生するが，原子炉格納容器内を不活性化している。

F)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

炉心が露出し，崩壊熱や燃料被覆管の酸化反応熱により燃料がヒートアップすると，燃料ペレットの崩壊，燃料被覆管の溶融，溶融物の流下による燃料外径の増加（燃料のキャンドリング）により，流路の閉塞に至る。更に温度が上昇すると，溶融プールを形成し，溶融物は次第に下方に移動し，下部プレナムに堆積する（リロケーション）。

この過程において溶融炉心との熱伝達により温度が上昇し，一部の原子炉内構造物が溶融する。炉心損傷後に注水がある場合には，損傷炉心は冷却されることになる。冷却材は次第に原子炉格納容器内へと放出されるが，溶融した炉心が原子炉圧力容器内に残された冷却材と相互作用すると，一部の溶融炉心は細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。また，原子炉圧力容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

高温の溶融炉心から原子炉内構造物及び原子炉圧力容器へ，さらに，原子炉圧力容器からの輻射熱伝達により，原子炉格納容器側へ熱が移動する（構造材との熱伝達）。下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達による熱的負荷によって，原子炉圧力容器破損に至る。

炉心溶融の過程で高温の水蒸気と燃料被覆管，制御材及び構造材の反応，水の放射線分解によって非凝縮性ガスが発生する（放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生）。また，燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると，気相及び液相（液滴又は液体）として，燃料から核分裂生成物（ＦＰ）が放出され，冷却材の流れとともに原子炉圧力容器内に拡がっていく（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動）。

G)　原子炉格納容器（炉心損傷後）

原子炉圧力が高圧の状態で原子炉圧力容器破損に至ると，溶融炉心及び水蒸気が高圧で放出される。この過程では溶融炉心は液相（液滴）としてエントレインされ，酸化反応を伴いながら原子炉格納容器空間部に放出される（原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出／格納容器内雰囲気直接加熱）。原子炉圧力が低圧の場合，原子炉圧力容器破損後に溶融炉心が落下し，格納容器下部床面で拡がりながら床に堆積する。溶融炉心の落下の過程において，格納容器下部区画の内部構造物を溶融，破損させる。格納容器下部区画に水がある場合には，冷却材と相互作用し，一部，細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。格納容器下部に堆積した溶融炉心が床面を拡がり，原子炉格納容器バウンダリに到達する場合には，原子炉格納容器を破損させる（格納容器直接接触）。

格納容器下部区画に水がある場合には，溶融炉心と格納容器下部プール水，コンクリートとの間で伝熱する。水がない場合には，高温の溶融炉心からの輻射熱伝達によって構造物が加熱される。このとき，コンクリート温度が上昇するとコンクリートの分解により，非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。また，原子炉格納容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

ＦＰは，原子炉圧力容器内から，逃がし安全弁や破損口を介して，又は溶融炉心の原子炉格納容器内への移動に伴って原子炉格納容器内に放出される（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

抽出された物理現象は，事故シーケンスグループ等との組合せで注目する評価指標に対して，解析を実施する上で必要な物理現象と，物理現象自体が

生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象に分類し，マトリクスの形で整理する。この整理は，最終的に解析コード選定において用いることとなる。

なお，事故シーケンスグループ等ごとで抽出する各物理領域に特徴的な物理現象は，過去の同種の解析や研究から得られた知見に基づき，注目する評価指標への影響が具体的，かつ，それを模擬するために求められる解析コードの物理モデルや解析条件との対応が明確なレベルで抽出を行う。また，解析コードの選定を幅広く客観的に判断するために，評価指標に対し影響が小さい現象についても，物理現象として選定することとする。

2.1　炉心損傷防止

本節の各項では，炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに，事象の推移を踏まえて，注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を，対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は，「規則の解釈」に示される，以下の（a）～（d）の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

(a) 炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり，かつ，炉心を十分に冷却できるものであること。

(b) 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の1.2倍又は限界圧力を下回ること。

(c) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力又は限界圧力を下回ること。

(d) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。

一方，厳密には，評価項目に対応する評価指標ごとに，解析上必要な物理現象が異なっており，ここでは，事故シーケンスグループの特徴を踏まえて，有効性評価の評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものを選定した。さらに，この選定により，他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性があることの確認に影響しないと考えられるものを，以下に示すように，注目する評価指標として選定する。

- 評価項目(a)の評価指標として燃料被覆管温度
- 評価項目(b)の評価指標として原子炉圧力

・ 評価項目(c)の評価指標として原子炉格納容器圧力

・ 評価項目(d)の評価指標として原子炉格納容器温度

抽出された物理現象は，事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で第2.1表のように整理されている。第2.1表では，注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

なお，物理現象の抽出に当たっての事故シーケンスグループごとの事象の推移は，国内外の先進的な対策を踏まえて計画されている炉心損傷防止対策を考慮し，かつ，その対策に有効性があると想定される範囲について記述している。

2.1.1　高圧・低圧注水機能喪失

(1)　事象の推移

高圧・低圧注水機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，原子炉減圧には成功するが，低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には，高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ，低圧代替注水設備の場合には，手動操作により原子炉を減圧し，減圧後に低圧代替注水設備により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低で主蒸気隔離弁（以下「ＭＳＩＶ」という。）が閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉注水機能喪失の状況下では，原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，高圧代替注水設備の場合には，高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。ＳＲＶからの冷却材

の流出により原子炉水位は低下するが，高圧代替注水設備による原子炉注水開始により，原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作によりＳＲＶを開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し，炉心が再冠水することにより事象は収束する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより，圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため，原子炉を隔離し，注水設備が高圧代替注水設備の場合には，高圧状態の原子炉への注水，低圧代替注水設備の場合には原子炉の減圧後，原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後，減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び低圧代替注水設備の場合に必要な原子炉減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し，炉心上部が露出する場合には，炉心燃料がヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能

性がある。

また，原子炉格納容器は，原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，給水を含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するた

め，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動

は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，代替注水設備からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.2　高圧注水・減圧機能喪失

(1)　事象の推移

高圧注水・減圧機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，かつ原子炉減圧機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，自動減圧ロジックの追加等による原子炉減圧機能の強化，代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられ，原子炉水位の低下により，原子炉の自動減圧を行い，減圧後に低圧注水系等により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧の失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では，原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，自動減圧ロジックを追加し，ＳＲＶにより原子炉を自動で急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧注水系による注水を開

始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し，炉心が再冠水することにより事象は収束する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，炉心再冠水以降は残留熱除去系を用いた除熱を行うことにより，圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，給水及び原子炉への高圧注水機能の喪失事象を想定しているため，原子炉を隔離し，その後の自動減圧により低圧注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後，減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し，炉心上部が露出する場合には，燃料はヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器は，原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，給水及び原子炉への高圧注水機能及び原子炉減圧機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱

伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸

膨・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉を自動で急速減圧した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧注水系による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，低圧注水系からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉を自動で急速減圧した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。また，残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。サプレッション・プール冷却による格納容器内圧力及び温度制御が可能であるため，格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントは実施しない。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.3　全交流動力電源喪失

(1)　事象の推移

全交流動力電源喪失は，送電系統又は所内主発電設備の故障等により，外部電源が喪失するとともに，非常用所内電源系統も機能喪失し，安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，可搬型及び常設の代替交流電源設備による給電が一定時間確保できないことを想定し，常設直流電源等の確保及びＲＣＩＣによる炉心冷却並びに交流動力電源確保後の減圧操作及び低圧代替注水設備による炉心冷却が挙げられる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

ここでは，具体的な事故シナリオの代表として「全交流動力電源喪失＋給水流量の全喪失＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ又は低圧代替注水設備」を想定する。外部電源喪失後，タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，非常用ディーゼル発電機の起動に失敗して全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低でＲＣＩＣの起動に成功し，原子炉水位は回復する。原子炉水位低又はタービン蒸気加減弁急速閉に伴いＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，直流電源が枯渇し，ＲＣＩＣが機能喪失した場合には，原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，交流動力電源による給電ができない一定期間直流電源の確保によりＲＣＩＣによる炉心冠水維持を継続し，交流動力電源確保後に，手動操作によりＳＲＶを開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備又は低圧注水系による原子炉注水を開始することで，炉心の冠水維持を継続することで事象は収束する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，交流動力電源の給電開始前は代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱，交流動力電源の給電開始後は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより，原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，交流動力電源の給電開始前はＲＣＩＣにより，交流動力電源の給電開始後は低圧代替注水設備又は残留熱除去系の低圧注水モードにより炉心冷却するが，原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後，減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し，炉心上部が露出する場合には，炉心燃料がヒートアップし，燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器は，原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲ

Ｖを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

外部電源喪失後，タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動

は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，低圧代替注水設備又は低圧注水系からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントによる除熱，又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.4　崩壊熱除去機能喪失

2.1.4.1　取水機能が喪失した場合

(1)　事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，原子炉注水には成功するが，崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には，取水機能が喪失した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，ＲＣＩＣ等による原子炉注水を行うとともに，格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱により，原子炉格納容器の健全性を維持し，炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「全交流動力電源喪失＋給水流量の全喪失＋取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失の発生後，タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，取水機能の喪失に伴う非常用ディーゼル発電機の機能喪失により全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低でＲＣＩＣの起動に成功し，原子炉水位は回復する。その後，原子炉を減圧し，低圧代替注水設備等による原子炉注水を開始する。原子炉水位低又はタービン蒸気加減弁急速閉に伴いＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流

出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，代替格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱を行うことにより，原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，ＲＣＩＣにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し，炉心上部が露出する場合には，炉心燃料がヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器は，原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，ＲＣＩＣによる原子炉注水には成功するが

崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

外部電源喪失後，タービン蒸気加減弁急速閉，又は原子炉水位低でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度

（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩

壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温

度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，代替注水設備からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドラ

イウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントによる除熱，又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。

2.1.4.2　残留熱除去系が故障した場合

(1)　事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，原子炉注水には成功するが，崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には，残留熱除去系が故障した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，ＲＣＩＣ等による原子炉注水を行うとともに，格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱により，原子炉格納容器の健全性を維持し，炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋ＲＨＲ機能喪失＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ注水設備又は代替注水設備」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また，原子炉水位低でＲＣＩＣの起動に成功し，原子炉水位は回復する。その後，原子炉を減圧し，高圧注水設備等による原子炉注水を開始する。原子炉水位低又は手動操作によりＭＳＩＶを閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより，原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，ＲＣＩＣにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し，炉心上部が露出する場合には，炉心燃料がヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器は，原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，ＲＣＩＣによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記

の評価対象に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位

が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイ

パス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶからの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶから放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，代替注水設備からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮に

よるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容

器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.5　原子炉停止機能喪失

(1)　事象の推移

原子炉停止機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化の発生後，原子炉停止機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，代替制御棒挿入機能による制御棒挿入又はほう酸水注入系によるほう酸水の注入，並びに代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能による再循環ポンプトリップが挙げられる。ただし，本事故シーケンスグループでは代替制御棒挿入機能は保守的に作動しないものとしている。また，残留熱除去系による除熱により，原子炉格納容器の健全性を維持し，炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとしては「ＭＳＩＶの誤閉止＋原子炉スクラム失敗」を想定する。ＭＳＩＶの誤閉止による原子炉スクラムに失敗するため臨界状態が維持される。ＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能が作動して再循環ポンプがトリップするため炉心流量が減少する。これにより原子炉出力は低めに抑制される。

原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気（冷却材）が放出され，原子炉圧力の上昇は抑制される。原子炉で発生した蒸気（冷却材）は原子炉格納容器内のサプレッション・チェンバへ放出されるため，原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する。

ＭＳＩＶの閉止により，タービン駆動給水ポンプが停止するが，モータ駆動給水ポンプの自動起動を考慮する。また，ＭＳＩＶの閉止により，給水加熱器への抽気蒸気が無くなるため，給水温度は低下し，炉心入口サブクーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。原子炉出力の上昇により，燃料被覆管温度は上昇する。

一方，制御棒が挿入されないことから，原子炉を未臨界にするために，ほう酸水注入系を手動操作にて起動することにより，ほう酸水が徐々に注入され，負の反応度が印加されると，原子炉出力は次第に低下する。

原子炉格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり，残留熱除去系起動によるサプレッション・プール冷却効果と相まって，事象は収束する。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，原子炉スクラムに失敗しているため，ＭＳＩＶ閉止後は，原子炉出力及び原子炉圧力が上昇する。原子炉出力の上昇は，燃料被覆管表面を沸騰遷移状態に導くことによる燃料被覆管温度の上昇を生じさせる可能性がある。また，原子炉圧力は，原子炉がスクラムしていないため，発生する大量の蒸気により上昇する可能性がある。

原子炉格納容器内は，原子炉内で発生した蒸気がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出されるため，原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループでは原子炉スクラムを考慮しないため，核分裂出力に関連する熱源として，核分裂による発熱，核分裂生成物の崩壊熱及び減速材での直接発熱を長時間に亘って考える必要がある。ほう酸水注入系起動により原子炉が停止するまでの期間においては，ボイド反応度（減速材密度反応度），ドップラ反応度，減速材温度反応度，ボロン反応度等の反応度フィードバック効果が出力分布変化や遅発中性子寿命や中性子寿命と関連しあって原子炉出力に影響する。また，本事故シーケンスグループでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため，事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

B)　炉心（燃料）

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内ペレットの熱伝導，燃料と燃料被覆管間のギャップ熱伝達，燃料被覆管内の熱伝導，燃料棒表面からの熱伝達により冷却材へと放出される。このうち，燃料棒表面熱伝達には冷却材の状態によって単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達の二つの状態が存在し，原子炉出力の上昇によって燃料棒がドライアウトした場合にはリウェット現象が生じる。本事故シーケンスグループでは炉心の露出が生じないことから，輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。この

評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。これらの物理現象によって燃料棒内温度変化が生じるが燃料温度はドップラ反応度フィードバック効果に影響を与えるため，この観点からも考慮が必要である。また，燃料被覆管温度が非常に高くなった場合には，ジルコニウムー水反応による燃料被覆管酸化が生じ，更に燃料棒内圧の上昇が大きい場合は燃料被覆管変形が生じることが考えられる。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱されるため，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する。本事故シーケンスグループでは，炉心における沸騰・ボイド率の変化は，ＭＳＩＶ閉鎖による圧力波の伝播，炉心以外での温度成層化，チャンネルーバイパス間冷却材温度差，炉心内二相水位有無により影響される。また，炉心内の圧力損失は炉心流量の流動挙動に影響を与える。原子炉水位が低下して炉心部に二相水位が生じると気液分離（水位変化）・対向流が生じて炉心の一部で過熱蒸気が発生し，気液熱非平衡が生じる。再循環ポンプトリップにより強制循環力が小さくなる場合には炉心入口流量配分が変わり得る（三次元効果）。本事故シーケンスグループでは，事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

前項までに挙げた主要な炉心領域の現象に対する境界条件は，冷却材の流動挙動の結果として与えられる。再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性はトリップ時の冷却材流量変化に，炉心部の圧力損失は自然循環に移行

した際の自然循環流量に影響する。ＭＳＩＶ閉鎖による原子炉圧力上昇時の圧力波の伝播及び原子炉出力上昇によるボイド率分布の変化や前述の冷却材流量変化は，シュラウド外の沸騰・凝縮・ボイド率変化に影響する。原子炉水位の低下はセパレータのキャリーアンダー増加を生じさせ，ダウンカマ部における気液分離（水位変化）・対向流の発生に影響する。

ほう酸水注入によるほう酸水の拡散は反応度フィードバック効果に影響する。原子炉圧力上昇によりＳＲＶが作動してＳＲＶの流量特性に応じて冷却材を臨界流状態で放出して原子炉圧力上昇を抑制するが，この冷却材放出は原子炉内での冷却材の保有水量に影響する。なお，冷却材の流動挙動に与える要因は，炉心以外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため，炉心以外での領域内で二相水位，二相流動，気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が原子炉出力に影響することはない。なお，核分裂により継続して熱を発生している本事故シーケンスグループでは原子炉圧力容器等の構造材との熱伝達による放熱は相対的に小さいため無視できる。

ＳＲＶから放出された冷却材は，ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）からの注水は，注水系統の流量特性や温度特性により原子炉圧力容器内の保有水量の変化や炉心入口サブクール度の変化に影響する。原子炉のエネルギバランスは，主として前述の原子炉出力と冷却材の出入りに伴う変化により定まる。

再循環ポンプトリップにより，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分に影響する（三次元効果）。

E)　原子炉格納容器

原子炉内で発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，圧力及び水温が上昇する。

サプレッション・チェンバのプール水温度が上昇するが，残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより圧力及び温度の上昇を抑制する。本事故シーケンスグループでは，サプレッション・チェンバへ放出された蒸気は，サプレッション・チェンバのプール水で凝縮してプール水温度が上昇する。放出された蒸気の，格納容器各領域間の流動や，気液界面の熱伝達による雰囲気温度／圧力への影響がドライウェルやウェットウェル雰囲気温度／圧力変化へ影響することが考えられる。

なお，構造材との熱伝達及び内部熱伝導については，熱伝導による放熱を考慮しないことで圧力や温度上昇を厳しく評価することになるために無視することが可能である。なお，スプレイ冷却や格納容器ベントは同様に結果を厳しく評価するためにその実施を仮定しない。また，本事故シーケンスグループでは注水機能が維持されるため炉心の冠水が維持されていることから，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスの発生は重要な物理現象とはならない。

2.1.6　ＬＯＣＡ時注水機能喪失

(1)　事象の推移

ＬＯＣＡ時注水機能喪失は，発電用原子炉の出力運転中に，原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（大破断ＬＯＣＡ）あるいは中小規模の破断（中小破断ＬＯＣＡ）の発生後，高圧注水機能及び低圧注水機能の喪失を想定した事象とする。

国内外の先進的な対策を踏まえて代替注水設備が計画されているが，大破断ＬＯＣＡの場合事象進展が速く，対策の有効性を示すことは困難と考えられる。このため，対策に有効性があると想定される範囲としては，中小破断ＬＯＣＡの発生後，高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失し，かつ，自動減圧系の機能が喪失して，炉心損傷に至る事象を想定する。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には，高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ，低圧代替注水設備の場合には，手動操作により原子炉を減圧し，減圧後に低圧代替注水設備により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「中小破断ＬＯＣＡ＋ＥＣＣＳ（高圧注水系，低圧注水系及び自動減圧系）起動失敗」を想定する。中小破断ＬＯＣＡ発生後，外部電源喪失となり，炉心流量急減又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口からの冷却材の流出及び外部電源喪失に伴う給水流量の全喪失により，原子炉水位が急速に低下し，原子炉水位低でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力

は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，高圧代替注水設備の場合には，高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。ＳＲＶからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，高圧代替注水設備による原子炉注水開始により，原子炉水位は回復し，事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作によりＳＲＶを開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉内保有水量及び原子炉水位が回復し，炉心が再冠水することにより事象は収束する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出し，また，高温の冷却材が破断口から流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが，代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより，圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは，給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため，原子炉を隔離し，注水設備が高圧代替注水設備の場合には高圧状態の原子炉への注水，低圧代替注水設備の場合には原

子炉減圧操作後に原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により制御され，その後減圧されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，破断口からの冷却材の流出，ＳＲＶによる原子炉圧力制御及び低圧代替注水設備の場合に必要な減圧操作により低下し，炉心上部が露出する場合には，燃料はヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器は，破断口からの高温の冷却材の流出及び原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度，原子炉圧力，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，給水を含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化，原子炉圧力変化，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

中小破断ＬＯＣＡの発生後，外部電源喪失となり，炉心流量急減又は原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束

は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，中小破断ＬＯＣＡが発生してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時

に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（ＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶ及び破断口からの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶ及び破断口から放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，代替注水設備からの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッ

シング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

破断口から冷却材が放出（冷却材放出）されること，及び原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がＳＲＶを介してサプレッション・チェンバに放出され，蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し，格納容器内雰囲気が加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また，代替格納容器スプレイを行った場合は，格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管，真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため，相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが，格納容器ベントを実施することにより，格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生については，原子炉格納容器内を不活性化しており，かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため，重要な物理現象とはならない。また，サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.7　格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

(1)　事象の推移

格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）は，発電用原子炉の出力運転中に，原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で，高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち，隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破断することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備を含む）による炉心冷却機能の確保が挙げられる。また，インターフェイスシステムＬＯＣＡ発生箇所の隔離により冷却材の流出を停止することが可能である。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして，「高圧炉心注水系の吸込配管（ＡＢＷＲ）」，「低圧注水系の注水配管（ＢＷＲ）」等の破断を想定する。配管破断発生後，炉心流量急減又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳにより炉心を冷却することによって炉心の著しい損傷の防止を図り，また，逃がし安全弁による原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシステムＬＯＣＡの発生箇所の隔離によって，格納容器外への冷却材の流出の防止を図る。原子炉減圧後は，低圧注水設備等による原子炉注水によって原子炉水位を維持することにより事象は収束する。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。

本事故シーケンスグループでは，原子炉が隔離された場合，原子炉圧力はＳＲＶの開閉により維持されるため，ＳＲＶの設定圧力を超えることはない。

一方，原子炉水位は，破断口からの冷却材の流出及びＳＲＶの開閉により低下し，炉心上部が露出する場合には，燃料がヒートアップし，燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また，原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度は，原子炉減圧及び破断箇所隔離後の原子炉格納容器内への蒸気流入により上昇するが，設計基準事故である「原子炉格納容器内圧力，雰囲気等の異常な変化」の「原子炉冷却材喪失」のそれを超えることはない。

以上より，炉心損傷防止に係るものとして，燃料被覆管温度及び原子炉圧力を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化及び原子炉圧力変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心（核）

本事故シーケンスグループは，原子炉格納容器外側での配管等の破断事象を想定しているため，原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化及び原子炉圧力変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので，β線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価対象に影響する。

配管等の破断発生後，炉心流量急減又は原子炉水位低信号でスクラムする以前と，原子炉スクラム直後の短時間は，中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は，燃料温度（ドップラ反応度），減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが，配管等の破断が発生してからスクラムするまでの時間が短いため，通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は，スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。ＢＷＲプラントの炉心では，低炉心流量，高出力状態においては，核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが，本事故シーケンスグループではスクラムに成功するため，発生しない。

B)　炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は，燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布，燃料ペレット熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は，単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて，炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は，輻射熱伝達の影響を受ける。スペーサによる伝熱促進現象は，炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（ＰＣＴ）に影響する。再循環ポンプがトリップした時に，炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後にＲＣＩＣ及びＥＣＣＳによる注水で炉心水位が回復すると，ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価

には，リウェット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため，ＰＣＭＩは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管が発熱するとともに，燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には，燃料棒内圧の上昇，燃料被覆管の変形が発生する可能性があり，破裂が発生して燃料被覆管変形による流路減少が生じると，冷却挙動に影響を与える。

C)　炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，冷却材の熱流動挙動は，燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスグループでは，原子炉内保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され，炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ，炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては，沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は，燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき，通常運転時とは逆に，チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって，炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳによる注水は，ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので，炉心上部での対向流による落下水の抑制

現象（ＣＣＦＬ）は発生しない。再循環ポンプが停止するため，下部プレナムで水が停滞し，温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は，炉心で三次元のボイド率分布を生じ，上部プレナム部でより均一なボイド率分布となった後，セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は，給水と混合され，原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし，炉心流量が減少すると，下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが，下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので，炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭，炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

ＳＲＶを使用した原子炉の圧力制御又は原子炉減圧による冷却材の放出に伴い，気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。ＳＲＶ及び破断口からの冷却材放出流量は，臨界流あるいは差圧流として評価できる。ＳＲＶ及び破断口から放出した冷却材は，本事故シーケンスグループでは，ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳからの注水により補われる。ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）注水は，冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉

えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また，ＭＳＩＶ閉止直後の圧力上昇時には，蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は，構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は，上部プレナム，ドライヤ，蒸気ドームを経由して圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり，原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で，気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスではほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

E)　原子炉格納容器

本事故シーケンスグループは，格納容器バイパス事象であり原子炉格納容器内挙動が，燃料被覆管温度へ影響を与えることはないことから，主要な物理現象は抽出しない。

第2.1表　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（1/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標 / 物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○	○	○
	出力分布変化	○	○	○	○	○	○	○
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	－	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	○	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	－	○	○
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.1表　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）(2/3)

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標 / 物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	○	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	－	○	○
	気液熱非平衡	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	－	○	○
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	○	○	○	○	○	○	○
	ほう酸水の拡散	－	－	－	－	○	－	－
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.1表　抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）(3/3)

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
分類	評価指標 / 物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○	○	－
	サプレッション・プール冷却	－	○	○	○	○	－	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	－	○	－
	スプレイ冷却	○	－	○	○	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	－	－	－
	格納容器ベント	○	－	○	○	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.2　格納容器破損防止

本節の各項では，格納容器破損防止に係る格納容器破損モードごとに，事象の推移を踏まえて，注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を，対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は，「規則の解釈」に示される，以下の（a）～（i）の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

(a) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力又は限界圧力を下回ること。

(b) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。

(c) 放射性物質の総放出量は，放射性物質による環境への汚染の視点も含め，環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。

(d) 原子炉圧力容器の破損までに原子炉冷却材圧力は2.0MPa以下に低減されていること。

(e) 急速な原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による熱的・機械的荷重によって原子炉格納容器バウンダリの機能が喪失しないこと。

(f) 原子炉格納容器が破損する可能性のある水素の爆轟を防止すること。

(g) 可燃性ガスの蓄積，燃焼が生じた場合においても，(a)の要件を満足すること。

(h) 原子炉格納容器の床上に落下した溶融炉心が床面を拡がり原子炉格納容器バウンダリと直接接触しないこと及び溶融炉心が適切に冷却

されること。

(i) 溶融炉心による侵食によって，原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失しないこと及び溶融炉心が適切に冷却されること。

ここでは，格納容器破損モードの特徴を踏まえて，本資料で説明する解析コードで取り扱う範囲の評価項目に対応する評価指標を選定する。

抽出された物理現象は，格納容器破損モードとの組合せでマトリクスの形で第2.2表のように整理されている。第2.2表では，注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

2.2.1　炉心損傷前の原子炉圧力容器内における現象

事象発生後短期に炉心損傷に至る事故シーケンスグループにおいて，炉心損傷前の炉心領域に対して，2.1節で抽出された物理現象の中で，事象進展に対する影響があると考えられる物理現象は「崩壊熱」のみであると考えられるが，格納容器破損防止評価では，2.1節の炉心損傷防止において抽出された物理現象について，基本的にすべての物理現象を対象とする。

ただし，以下の現象については，物理現象自体が生じない又は評価指標に対する影響が小さいため物理現象として抽出しない。

・出力分布変化（炉心（核））

炉心内の出力分布はおおむね初期状態（通常運転状態）に依存し，原子炉スクラムにより出力が直ちに低下する事象では，過渡中の出力分布変化は主要な物理現象とはならない。

・三次元効果（炉心（核），炉心（燃料），炉心（熱流動），原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む））

炉心損傷に至る前の炉心及び原子炉圧力容器内における熱水力的な三次元効果（炉心不安定事象，炉心部における流量配分効果），輻射熱伝達の三次元効果については，冷却材喪失に伴い炉心損傷に至る事象においては，事象進展に影響を及ぼす主要な物理現象とはならない。また，ほう酸水の拡散における三次元的な効果については，ほう酸水注入を実施しないため，考慮不要である。

・沸騰遷移（炉心（燃料））

事象初期の短期間における炉心損傷前の燃料被覆管温度変化に影響する

現象であり，炉心損傷に至る事象においては，主要な物理現象とはならない。

・ほう酸水の拡散（原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む））

本事故シーケンスグループでは，ほう酸水注入は実施しない。

2.2.2　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

(1)　事象の推移

原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度による静的負荷は，原子炉格納容器内へ流出した高温の冷却材，溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気，金属－水反応によって発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度が緩慢に上昇し，原子炉格納容器が破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策としては，代替注水設備による原子炉圧力容器内の損傷炉心への注水，又は原子炉圧力容器が破損する場合には格納容器下部への注水を実施し，溶融燃料を冷却すること及び代替格納容器スプレイにより，原子炉格納容器気相部の冷却を行い，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度の上昇を抑制することが挙げられる。また，原子炉格納容器圧力の上昇時には格納容器ベントにより原子炉格納容器の過圧による破損を防止する。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，原子炉格納容器の過圧破損及び過温破損を防止する対策の有効性を確認することが評価目的であることから，評価指標は原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度とする。

A)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため，逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口からの原子炉圧力容器内の冷却材の放出に伴う水位低下に

より，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され，燃料被覆管は損傷に至り，高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い，溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し，流路の閉塞が発生する。制御棒等の原子炉内構造物は，溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達），炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても，流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し，溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると，下方ノードへと移行していく。

代替注水設備等による原子炉内への注水で炉心が再冠水し，損傷炉心冷却に成功する場合には，原子炉圧力容器破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心冷却に失敗する場合には，溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず，溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い，徐々に下部プレナム領域へリロケーションを開始する。溶融炉心は下部プレナムに残存する冷却材に落下するため，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により，原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で燃料から放出されたＦＰは，原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動），一部は原子炉圧力容器外へ放出される。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後，炉心溶融落下に至る間に原子炉内に注水される場合には，溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが，

炉心部から制御棒が溶融落下するまでに，炉心燃料の溶融は進展し，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器　（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。サプレッション・チェンバ・プール水表面での気液界面の熱伝達により，圧力上昇は抑制される。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているため，格納容器スプレイ冷却により，格納容器圧力及び温度を維持するが，格納容器スプレイは，サプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが，格納容器ベント又はサプレッション・プール冷却等の格納容器除熱を実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生す

るが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるＦＰは，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には，原子炉圧力容器の破損に至るが，この場合に考慮する物理現象については，「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.3　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

(1)　事象の推移

高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱は，原子炉圧力容器が高い圧力の状態で損傷し，溶融燃料並びに水蒸気及び水素ガスが急速に放出され，原子炉格納容器に熱的・機械的な負荷が発生し，原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱を防止するために，逃がし安全弁の開放による原子炉圧力容器の減圧を行う。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後，溶融した炉心は下部プレナムに落下し，下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに，原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させ，いずれは原子炉圧力容器破損に至り，溶融炉心が原子炉圧力容器から放出される。このとき，原子炉圧力容器の減圧操作により，十分な減圧が達成されていれば，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱には至らない。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，高圧条件での溶融物の噴出を防止するための原子炉圧力容器の減圧対策の有効性を確認することが評価目的であることから，評価指標は原子炉圧力とする。

A)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため，逃がし安全弁からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。

代替注水設備による注水が実施できない場合には，原子炉圧力容器の高圧破損を防止するために逃がし安全弁による手動減圧操作を実施するため，原子炉圧力は急速に低下するとともに，原子炉内の冷却材も逃がし安全弁から原子炉格納容器へと放出される。

過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され，燃料被覆管は損傷に至り，高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い，溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し，流路の閉塞が発生する。制御棒等の原子炉内構造物は，溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達），炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても，流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し，溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると，下方ノードへと移行し，その後，溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず，溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い，徐々に下部プレナムへ蓄積する（リロケーション）。下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により，原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で燃料から放出されたＦＰは，原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され，一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧

力容器内ＦＰ挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後，炉心溶融落下に至る間に原子炉内に注水される場合には，溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが，炉心部から制御棒が溶融落下するまでに，炉心燃料の溶融は進展し，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持される可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され，炉心損傷時には同時に，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気及び非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器

下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。溶融炉心落下に伴い，コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるＦＰは，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。また，原子炉圧力容器の減圧に失敗し，原子炉圧力容器が高圧破損する場合には，放出された溶融炉心は蒸気流により液滴状態となって原子炉格納容器に飛散し，格納容器雰囲気を直接加熱し，急激な圧力上昇をもたらす可能性がある（原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出，格納容器雰囲気直接加熱）があるが，これらの現象は，急速減圧により原子炉圧力容器破損時の圧力を低減することによって防止される。

2.2.4　原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

(1)　事象の推移

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用は，原子炉圧力容器から流出した溶融燃料が原子炉圧力容器外の冷却材と接触して一時的な圧力の急上昇が発生し，原子炉格納容器内構造物に対する機械的荷重が生じる（水蒸気爆発）事象である。水蒸気爆発については，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられるが，溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の発生の可能性があることから，ここでは圧力スパイクにより，原子炉格納容器の過圧破損に至る事象を想定する。

この事象では，圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇の程度を把握し，原子炉格納容器の健全性を確認することを目的としており，この事象を防止するための対策はないが，その他の格納容器破損モードの防止策として，代替格納容器スプレイ，格納容器ベント，原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後，溶融した炉心は下部プレナムに落下し，下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに，原子炉圧力容器下鏡部温度を上昇させ，いずれは原子炉圧力容器破損に至る。格納容器下部には，代替注水設備を用いた注水により，原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。このため，原子炉圧力容器破損後，溶融炉心が格納容器下部に落下すると，格納容器下部床面の冷却材と接触して圧力スパイクが発生する。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，圧力スパイクによる原子炉格納容器の破損が生じないことを確認することが評価目的であることから，評価指標は原子炉格納容器圧力とする。

A)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため，逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され，燃料被覆管は損傷に至り，高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い，溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し，流路の閉塞が発生する。制御棒等の原子炉内構造物は，溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達），炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても，流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し，溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると，下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による原子炉内への注水により炉心が再冠水し，損傷炉心の冷却に成功した場合には，原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には，溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず，溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い，徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉

圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により，原子炉圧力容器破損に至る。一連の過程で燃料から放出されたＦＰは，原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され，一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後，溶融炉心落下に至る間に原子炉内に注水される場合には，溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが，炉心部から制御棒が溶融落下するまでに，炉心燃料の溶融は進展し，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気，非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるＦＰは，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.2.5　水素燃焼

(1)　事象の推移

水素燃焼は，原子炉内水位維持に失敗して炉心損傷し，ジルコニウムー水反応による水素ガス発生，放射線水分解による水素ガス及び酸素ガスが発生する事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化を行うことにより原子炉格納容器内の酸素濃度を抑制する。また，残留熱除去系等による除熱が実施できない場合には，格納容器ベントにより格納容器過圧破損を防止するとともに，可燃性ガスを格納容器外に排出する。その他の格納容器破損モードの防止策として，原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作も想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心の冷却能力が低下し，崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い，ジルコニウムー水反応により反応熱とともに水素ガスが発生し，その後も燃料温度の上昇が継続し，炉心損傷に至る。発生した水素ガスは，冷却材とともに原子炉格納容器に放出される。炉心損傷後は，代替注水設備による原子炉内への注水を実施することにより，炉心を再冠水させて原子炉圧力容器の破損を防止する。

炉心溶融が進展し，炉心燃料が下部プレナムへ移行する場合には，代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により，原子炉圧力容器の破損前に冷却材プールが形成される。

その後，代替注水設備を用いた格納容器スプレイにより，原子炉格納容器気相部の冷却を行い，原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度の上昇を抑制する。格納容器スプレイは，サプレッション・チェンバのベント

配管が水没しないように停止する。スプレイ停止後は，崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが，格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。格納容器除熱として，残留熱除去系等の復旧又は代替除熱設備による除熱を期待する場合には，サプレッション・チェンバ・プールを水源として，熱交換器を介した原子炉内への注水，格納容器内注水を行うことにより原子炉及び原子炉格納容器を冷却する（サプレッション・プール冷却）。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，原子炉格納容器内の水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが評価目的であるが，ＢＷＲは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われていることから，酸素濃度の抑制が重要である。したがって，評価指標は酸素濃度とする。

A)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため，原子炉圧力容器の炉心燃料は，逃がし安全弁からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され，燃料被覆管は損傷に至り，高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い，溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し，流路の閉塞が発生する。制御棒等の原子炉内構造物は，溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝

達），炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても，流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し，溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると，下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による原子炉内への注水により炉心が再冠水し，損傷炉心の冷却に成功した場合には，原子炉圧力容器破損は防止される。なお，代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には，原子炉圧力容器の破損に至るが，この場合に考慮する物理現象については，「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

一連の過程で燃料から放出されたＦＰは，原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され，一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後，溶融炉心落下に至る間に原子炉内に注水される場合には，溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが，炉心部から制御棒が溶融落下するまでに，炉心燃料の溶融は進展し，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から，溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され，炉心損傷時には同時に，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気，非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い

格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

格納容器除熱として，残留熱除去系等の復旧又は代替除熱設備による除熱を期待する場合には，サプレッション・チェンバ・プールを水源として，熱交換器を介した原子炉内への注水，格納容器内注水を行うことにより原子炉及び原子炉格納容器を冷却する（サプレッション・プール冷却）。

残留熱除去系等による除熱機能が喪失している場合，格納容器スプレイ冷却により，格納容器圧力及び温度を維持するが，格納容器スプレイは，サプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。スプレイ停止後は，崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが，格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるＦＰは，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には，原子炉圧力容器の破損に至るが，この場合に考慮する物理現象については，「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.6　溶融炉心・コンクリート相互作用

(1)　事象の推移

溶融炉心・コンクリート相互作用は，原子炉格納容器下部の床上へ流出した溶融炉心からの崩壊熱や化学反応によって，原子炉格納容器下部側壁及び床のコンクリートが分解，侵食され，原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し，原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策は，格納容器下部への注水により，あらかじめ冷却材プールを形成し，原子炉圧力容器破損により落下した溶融炉心を冷却してコンクリート侵食を抑制することである。また，原子炉圧力が高い場合には，原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後，代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には，溶融した炉心は，下部プレナムに落下し，下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに，原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させる。その後，原子炉圧力容器破損に至る。

格納容器下部には，代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により，原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。

原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下する溶融炉心は格納容器下部床面に堆積し，プール水及び代替注水設備により注水される冷却材による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度が融解温度を上回る場合に，コンクリートが侵食される。その後，溶融炉心の冷却が進むと，コンクリート侵食は停止し，事象収束に向かう。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては，コンクリート侵食を抑制するための対策の有効性を確認することが評価目的であることから，評価指標はコンクリート侵食量とする。

A)　原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において原子炉内への注水に失敗するため，原子炉圧力容器の炉心燃料は，逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により，炉心燃料は露出し，ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素ガスが発生する。酸化反応熱により燃料棒は更に過熱され，燃料被覆管は損傷に至り，高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い，溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し，流路の閉塞が発生する。制御棒等の原子炉内構造物は，溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達），炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても，流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し，溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると，下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による原子炉内への注水により炉心が再冠水し，損傷炉心の冷却に成功した場合には，原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には，溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず，溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い，徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心

が細粒化（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により，原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で燃料から放出されたＦＰは，原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され，一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内ＦＰ挙動）。放射線水分解等により発生する水素ガス・酸素ガスについても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後，溶融炉心落下に至る間に原子炉内に注水される場合，溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが，炉心部から制御棒が溶融落下するまでに，炉心燃料の溶融は進展し，注水時には金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため，再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B)　原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁又はＬＯＣＡ時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出），溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され，炉心損傷時には同時に，金属－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素ガス及び冷却材の放射線水分解による水素ガス・酸素ガスが発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気，非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・チェンバ・プール表面での蒸気蒸発，凝縮，気液界面の熱伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格

納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融炉心は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるＦＰは，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内ＦＰ挙動）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

第2.2表　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（1/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷　（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート 侵食量
炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	三次元効果	－	－	－	－	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（2/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	－	○	○
	ほう酸水の拡散	－	－	－	－	－
	三次元効果	－	－	－	－	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（3/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷　（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	○	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	○
	スプレイ冷却	○	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	○	○	○	○	○
	格納容器ベント	○	－	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表　　抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（4/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	溶融炉心の再臨界	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器破損	○	○	○	○	○
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器内ＦＰ挙動	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.2表 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（5/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	物理現象＼評価指標	原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	－	－	－	－	－
	格納容器雰囲気直接加熱	－	－	－	－	－
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	○	○	○	○	○
	内部構造物の溶融，破損	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	格納容器直接接触	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	○	○	○	○	○
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	○	○	○	○	○
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	○	○	○	○	○
	溶融炉心の再臨界	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内ＦＰ挙動	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.3　運転停止中原子炉における燃料損傷防止

本節の各項では，運転停止中原子炉における燃料損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに，事象の推移を踏まえて，注目する評価指標及び運転員操作等に対して影響すると考えられる物理現象を，対象とした物理領域ごとに抽出する。

運転停止中の原子炉において想定する事故シーケンスグループのうち，「反応度の誤投入」を除く以下の事故シーケンスグループでは，解析コードを用いない事象進展の評価を実施することから，本節では，「反応度の誤投入」事象を対象に，物理現象の抽出を行う。

・崩壊熱除去機能喪失

・全交流動力電源喪失

・原子炉冷却材の流出

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は，「規則の解釈」に示される，以下の(a)～(c)の評価項目に対応したものである。

(a) 燃料有効長頂部が冠水していること。

(b) 放射線の遮蔽が維持される水位を確保すること。

(c) 未臨界を確保すること(ただし，通常の運転員等操作における臨界，又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く。）。

一方，厳密には，評価項目に対応する評価指標ごとに，解析上必要な物理現象が異なっており，ここでは，事故シーケンスグループの特徴を踏まえて，有効性評価の評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものであって，代表的に選定したとしても，他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性

があることの確認に影響しないと考えられるものを注目する評価指標として選定する。

抽出された物理現象は，事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で第2.3表のように整理されている。第2.3表では，注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」，物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要でない物理現象を「-」で表している。

2.3.1　反応度の誤投入

(1)　事象の推移

反応度の誤投入は，発電用原子炉の運転停止中に，制御棒1本が全引抜されている状態から，他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ，臨界近接を認知できずに臨界に至る事象が発生することを想定する。

この事象に対する燃料損傷防止対策としては，実効増倍率及び制御棒反応度価値の事前評価による臨界近傍での高い制御棒価値を生じ得るような制御棒パターン形成の防止，操作手順の策定による制御棒の誤選択防止と操作量の制限，並びに起動領域モニタあるいは中間領域モニタによる状態監視を実施し，出力の過度な上昇を防止する。また，炉心が臨界を超過して過度な中性子束上昇に至ったときにはスクラムによる負の反応度投入，制御棒挿入等により出力を抑制するとともに未臨界を確保する。これらの対策によって事象の拡大を防止し，燃料の著しい損傷の防止を図る。

原子炉停止中に，制御棒１本が全引抜されている状態から，他の１本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ，臨界近接を認知できずに臨界に至った場合，起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号が発生して，原子炉はスクラムする。そのため，一時的に臨界超過に至るものの，燃料健全性には影響がなく，また，スクラムにより未臨界は確保される。また，原子炉の水位に有意な変動はない。

(2)　物理現象の抽出

各物理領域において，解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。本事故シーケンスグループでは出力上昇による燃料破損の可能

性があるため，燃料エンタルピが評価指標になる。

本事故シーケンスグループの有効性評価においては，燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か及び「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に示されたＰＣＭＩによるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値と比較することによって，燃料棒の破損の有無を確認する。

なお，ＡＢＷＲでは起動領域モニタによるペリオドトリップ機能とＦＭＣＲＤの遅い制御棒引抜速度により引抜制御棒反応度投入量が従来型ＢＷＲより小さく，炉心が即発臨界になることはないことから，投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって，燃料健全性に影響がないことを確認する。

事象中の燃料エンタルピに影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A)　炉心(核)

本事故シーケンスグループにおいては，制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより核分裂出力が増加するが，起動領域モニタあるいは中間領域モニタにより原子炉がスクラムし炉心に負の反応度が投入されることで未臨界に至る。この制御棒反応度効果が，本事故シーケンスグループにおいては特に重要となる。

引抜制御棒周りの局所的な核分裂出力増加に伴い，燃料温度の上昇，減速材密度低下及び減速材温度増加が発生し，これによる反応度フィードバック効果（ドップラ反応度，減速材密度反応度，減速材温度反応度）は，核分裂出力へ影響を与える。また，反応度フィードバックは動的反応度の大小が重

要であるため，遅発中性子割合も影響する。

さらに，制御棒引き抜きに伴う出力分布変化は直接的に燃料エンタルピ分布に影響を与えるが，反応度フィードバック効果を通じても燃料エンタルピに影響する。

本事故シーケンスグループは，局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため，炉心の核熱不安定事象（三次元効果）は生じないと考えられるため，燃料エンタルピに与える影響はない。また，臨界超過による核分裂出力が支配的であり，崩壊熱は主要な物理現象とはならない。

B)　炉心(燃料)

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は，燃料ペレット及び燃料被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒の熱伝導に基づく燃料棒内温度変化は燃料エンタルピに影響する。被覆管-冷却材の熱伝達は出力増加に伴い，液単相，核沸騰，沸騰遷移を経て膜沸騰状態となると，燃料棒表面熱伝達が著しく悪化し，燃料エンタルピは大きくなるため，沸騰遷移と燃料棒表面熱伝達（液単相，核沸騰，膜沸騰）が燃料エンタルピに影響する主要な現象となり得る。

沸騰遷移までの条件においては過渡中の燃料棒の機械的な変形や化学変化が問題となることはないが，沸騰遷移を経て膜沸騰状態に至り，燃料被覆管温度が非常に高くなった場合は，酸化反応による熱発生が燃料エンタルピに影響を与えることが考えられる。また，急激な出力上昇を伴う場合，燃料被覆管の変形が発生し得るが，燃料エンタルピにより燃料破損の有無を評価しており，さらに本事故シーケンスグループではそれほど大きな出力上昇は発生せず燃料被覆管の変形による流路減少が生じることもないため，燃料被覆

管の変形は重要な物理現象とはならない。また，本事故シーケンスグループでは炉心の露出が生じないことから，輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。

なお，本事故シーケンスグループで投入反応度が1ドルを超えない場合には，炉心出力上昇が緩やかで燃料温度はほとんど上昇しないことから，これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

C)　炉心(熱流動)

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され，炉心の熱流動挙動は，燃料エンタルピに直接影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。

本事故シーケンスグループでは，出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には，減速材密度反応度，燃料棒の熱伝達，圧力損失等に影響を及ぼす。核分裂出力は局所的に増加するため，ボイド発生による流量配分（三次元効果）が起こり得る。

また，本事故シーケンスグループは気液分離(水位変化)による炉心の露出は生じず，急激な出力上昇が起きないため，対向流（ＣＣＦＬ）又は蒸気の過熱に伴う気液の熱非平衡も生じない。

なお，本事故シーケンスグループで投入反応度が１ドルを超えない場合には，炉心出力上昇が緩やかでボイドは発生しないことから，これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

D)　原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

本事故シーケンスグループは，低温，大気圧，炉心入口サブクーリングが大きい低流量一定状態であり，また，急激な出力上昇及びそれに伴う大幅な蒸気発生，圧力変化が起きないため，冷却材流量変化，沸騰・凝縮・ボイド

率変化，圧力損失変化，下部プレナムでの流量配分のような三次元効果，気液分離・対向流，気液熱非平衡，冷却材放出（臨界流，差圧流）が顕著に生じる状態とはならないことから，原子炉圧力容器の冷却材流動は主要な現象とはならない。

また，構造材との熱伝達についても，原子炉内温度がほとんど上昇しないことから考慮不要である。ＥＣＣＳ注水(給水系・代替注水設備含む)，ほう酸水の拡散は本シーケンスグループではＥＣＣＳ注水及びほう酸水注入を実施しないことから考慮不要である。

第2.3表　　抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における燃料損傷防止）(1/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標 物理現象	燃料エンタルピ
炉心（核）	核分裂出力	○
	出力分布変化	○
	反応度フィードバック効果	○
	制御棒反応度効果	○
	崩壊熱	－
	三次元効果	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○
	燃料棒表面熱伝達	○
	沸騰遷移	○
	燃料被覆管酸化	○
	燃料被覆管変形	－
	三次元効果	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○
	気液分離（水位変化）・対向流	－
	気液熱非平衡	－
	圧力損失	○
	三次元効果	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

第2.3表　　抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉における燃料損傷防止）(2/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標 物理現象	燃料エンタルピ
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	－
	気液分離（水位変化）・対向流	－
	気液熱非平衡	－
	圧力損失	－
	構造材との熱伝達	－
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	－
	ほう酸水の拡散	－
	三次元効果	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

3.　抽出された物理現象の確認

3.1 ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

２章において，事故シーケンスグループ等ごとに，事象進展及び運転員等操作を踏まえ分析して抽出した物理現象について，評価が可能な解析コードの選定と適用性確認を行うため，米国ＮＲＣのRG1.203や日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」で用いているＥＭＤＡＰ(Evaluation Model Development and Assessment Process)に示されるプラントシステムの階層構造分析を比較対象とし，有効性評価で解析対象とするＢＷＲプラントの物理領域を展開して階層化した。階層化構造分析は，有効性評価において取り扱う事象や安全評価解析に関して十分な専門的知識及び経験を有する事業者，メーカによる作成，相互レビューを経てまとめたものである。第3.1図及び第3.2図には，階層化結果及び２章で抽出した物理現象との対応を示す。

また，以下に，本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム（物理領域）	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール（物理領域）	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体，液体あるいは蒸気
幾何学的形態	移動時の幾何学的な形態（プール，液滴，気泡，液膜等）
場	流れにより輸送される物理量が幾何学的形態ごとに形成する場（質量，運動量，エネルギ，圧力等）
輸送プロセス	システム各部における構成相間の移動と相互作用を決定するメカニズム

構成要素については，有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム，モジュール）として，炉心（核，燃料，熱流動），原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む），原子炉格納容器及び炉心損傷後の原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む），原子炉格納容器を定めた。この物理領域は，2章の物理現象の抽出においても，整理上用いている。

各物理領域に含まれる，解析対象とする成分（物質）については，同種の場の方程式（関連する物理量（質量，エネルギ，運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学的形態に着目して分類し，それらの間の質量，エネルギ及び運動量（力）の輸送を輸送プロセスとした。ただし，厳密には更に細分化できる相又は幾何学的形態であっても同種の場の方程式で表現される場合（液膜と液滴，核種の異なるＦＰ等）には，まとめて取り扱うこととしており，このため，それらの間の輸送プロセス（液膜―液滴の相互変化等）は表現していない。また，サブシステム，モジュール間の輸送については，総量的な概念に留めている。

なお，炉心（核，燃料）については，熱流動現象を中心とする他のモジュールと性格が異なるが，モジュール間の関係を明確にするため，便宜的に同様に同一の場の方程式で表現される単位に分類し，それに関連する物理プロセスを整理した。炉心損傷後については，損傷後の物理現象として特徴的なもののみを記載しており，炉心損傷前の物理現象として既に述べられている現象については，損傷後においても特徴的なもの以外は記載していない。

第3.1図及び第3.2図に示すとおり，評価において解析コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し，抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

以上により，抽出された物理現象について，解析コードにおいて必要な解析モデルの範囲が明確となった。実際には，評価する事故シーケンスグルー

プ等ごとに抽出される物理現象によって，解析コードに求められる解析モデルの記述のレベルは異なっており，これについては，５章の解析コードの選定において，複数の候補からコードを選定する際に考慮する。

3.2　EURSAFEにおける物理現象と抽出された物理現象の対応確認

炉心損傷後の物理現象に関しては，EC 5th Framework Program（1999-2002）にて作成されたEURSAFE（2001-2003）をベースに，五つの領域（圧力容器内現象，圧力容器外溶融炉心挙動，動的負荷，長期的な負荷，核分裂生成物）において21の物理現象に絞り込んだPIRTが作成されている[1)]。

EURSAFEにおける炉心損傷後の現象と有効性評価において抽出された物理現象の対応関係を第3.3図に示す。EURSAFEにおける物理現象のうち，今回の有効性評価において抽出されていない現象が存在するが，その理由は，以下のとおりである。

(1)　原子炉圧力容器外の溶融炉心挙動

A)　「原子炉圧力容器破損及び溶融炉心放出」

原子炉圧力容器破損及びそれに伴い溶融炉心（コリウム）が破損口から原子炉圧力容器外に放出される現象である。有効性評価では，代替注水設備により事前に水張りした格納容器下部の冷却材プールへの溶融炉心放出を想定しており，細粒化やエントレインメントについて考慮していることから，有効性評価において抽出した物理現象である「原子炉圧力容器外ＦＣＩ」に対応する。なお，高圧時の溶融炉心放出については，「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」に対応する。

B)　「溶融炉心・セラミック相互作用（コアキャッチャ）」

国内のＢＷＲにおいて，コアキャッチャは設置されていないことから，対応する現象は抽出されない。

(2)　動的負荷

A)　「水蒸気爆発」

格納容器破損モードとして，大規模な水蒸気爆発に至る可能性は国内ＢＷＲでは極めて小さいと考えられることから対応する現象は抽出されない。

B)　「水素燃焼と爆轟」

ＢＷＲプラントは出力運転時に格納容器内は窒素置換されているため，炉心損傷に伴い，ジルコニウムー水反応，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガスが大量に発生したとしても，水素燃焼及び水素爆轟には至らないことを有効性評価において確認している。したがって，対応する現象は抽出されない。

C)　「原子炉格納容器及び機器の動的挙動」

水蒸気爆発，水素燃焼又は爆轟に伴う原子炉格納容器及び機器の瞬時の機械的な挙動に関する現象である。上記 A)及び B)のとおり，対応する現象は抽出されない。

(3)　長期負荷

A)　「原子炉格納容器及びベースマットの機械的挙動」

原子炉格納容器及びベースマットに対する長期の機械的な挙動に関するもので，貫通部での漏えい等，原子炉格納容器の健全性が失われてゆく過程での構造物に係る現象である。こうした機械的挙動については，格納容器破損防止の観点で各評価指標（原子炉格納容器圧力，原子炉格納容器温度，ベースマット侵食深さ）について有効性を確認することから，有効性評価における物理現象として抽出されていない。

(4) 核分裂生成物

A) 「格納容器バイパス放出」

有効性評価においては，格納容器バイパス事象における炉心損傷防止対策の有効性を確認することとしており，対応する物理現象は抽出されない。

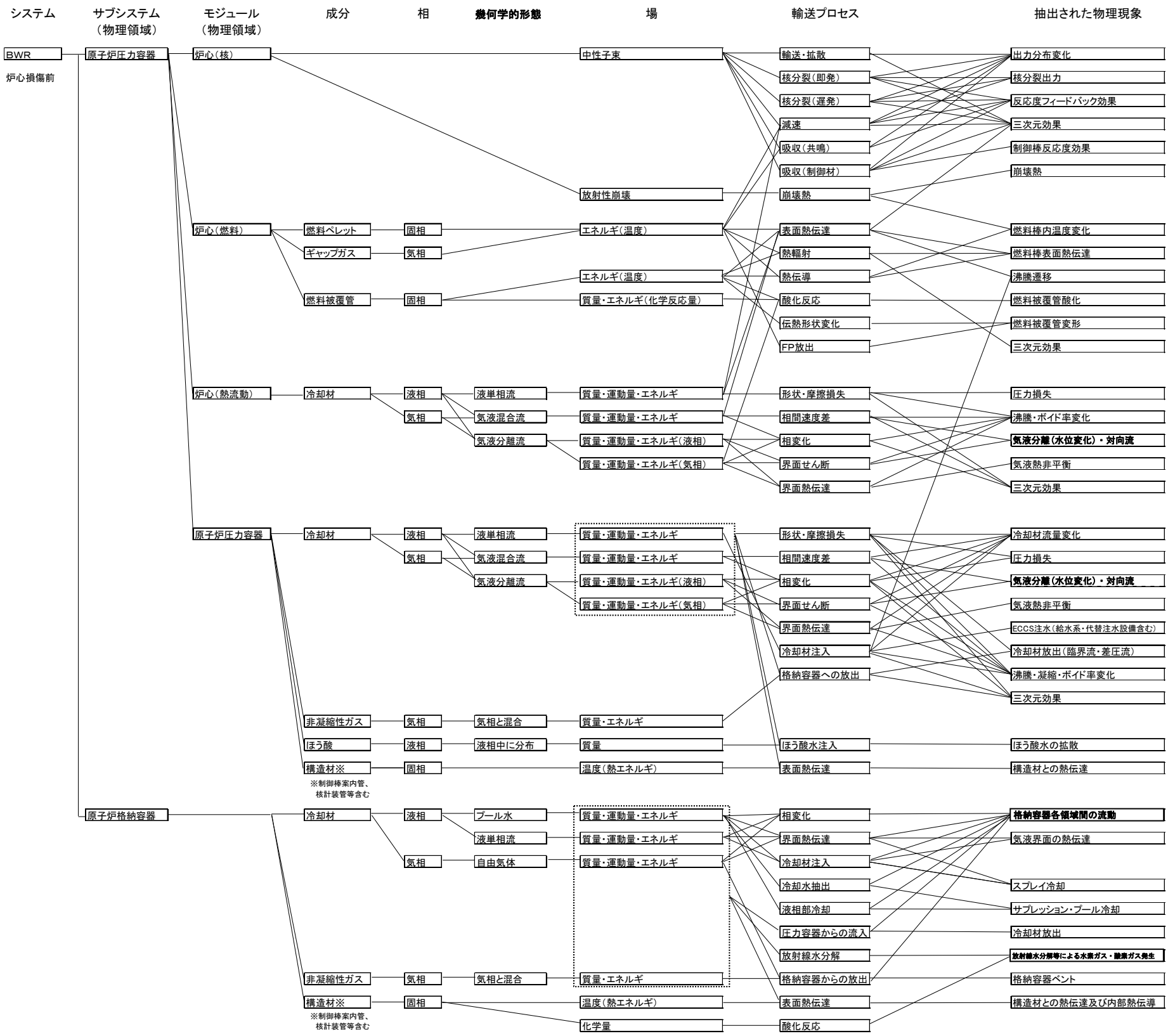
B) 「よう素の化学形態」

よう素は，化学形態（粒子状よう素，元素状よう素及び有機よう素）に応じて原子炉格納容器内での沈着等の挙動が異なる。格納容器内での粒子状よう素の挙動は，他のエアロゾル挙動に含まれ，「原子炉格納容器内ＦＰ挙動」として抽出し考慮されている。粒子状よう素及び元素状よう素は，沈着等で気相部から除去されるが，有機よう素は気相部に留まる。有機よう素は，よう素全体に占める割合が小さく，気相部において有機よう素から発生する崩壊熱も小さい。したがって「よう素の化学形態」の取り扱いの差異は原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度の評価にはほとんど影響しないことから，有効性評価における物理現象として抽出されていない。

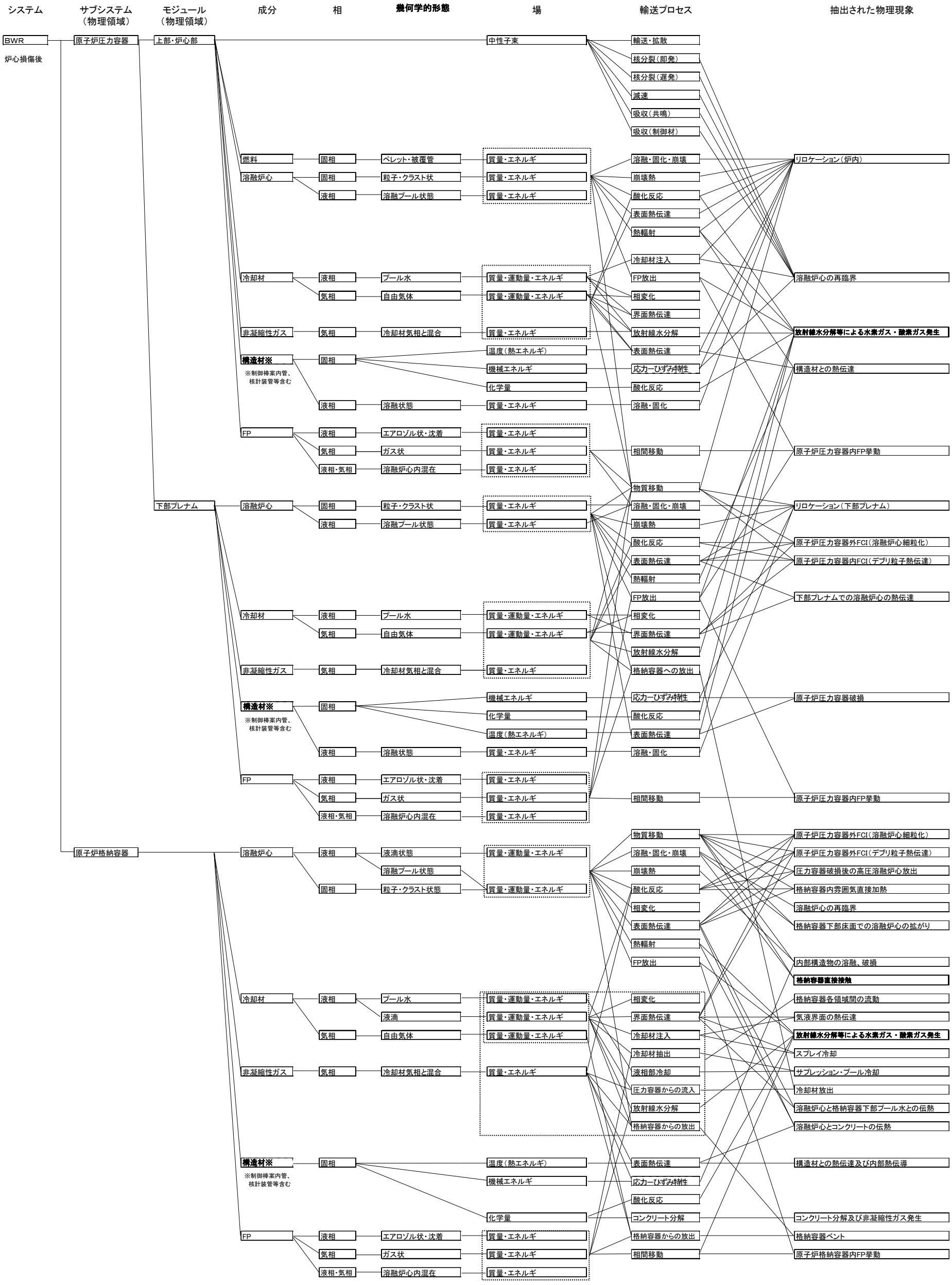
以上より，EURSAFEにおける炉心損傷後の物理現象と，有効性評価において抽出された物理現象との関係を整理し，有効性評価解析を実施する上で，新たに抽出すべき物理現象がないことを確認した。

---

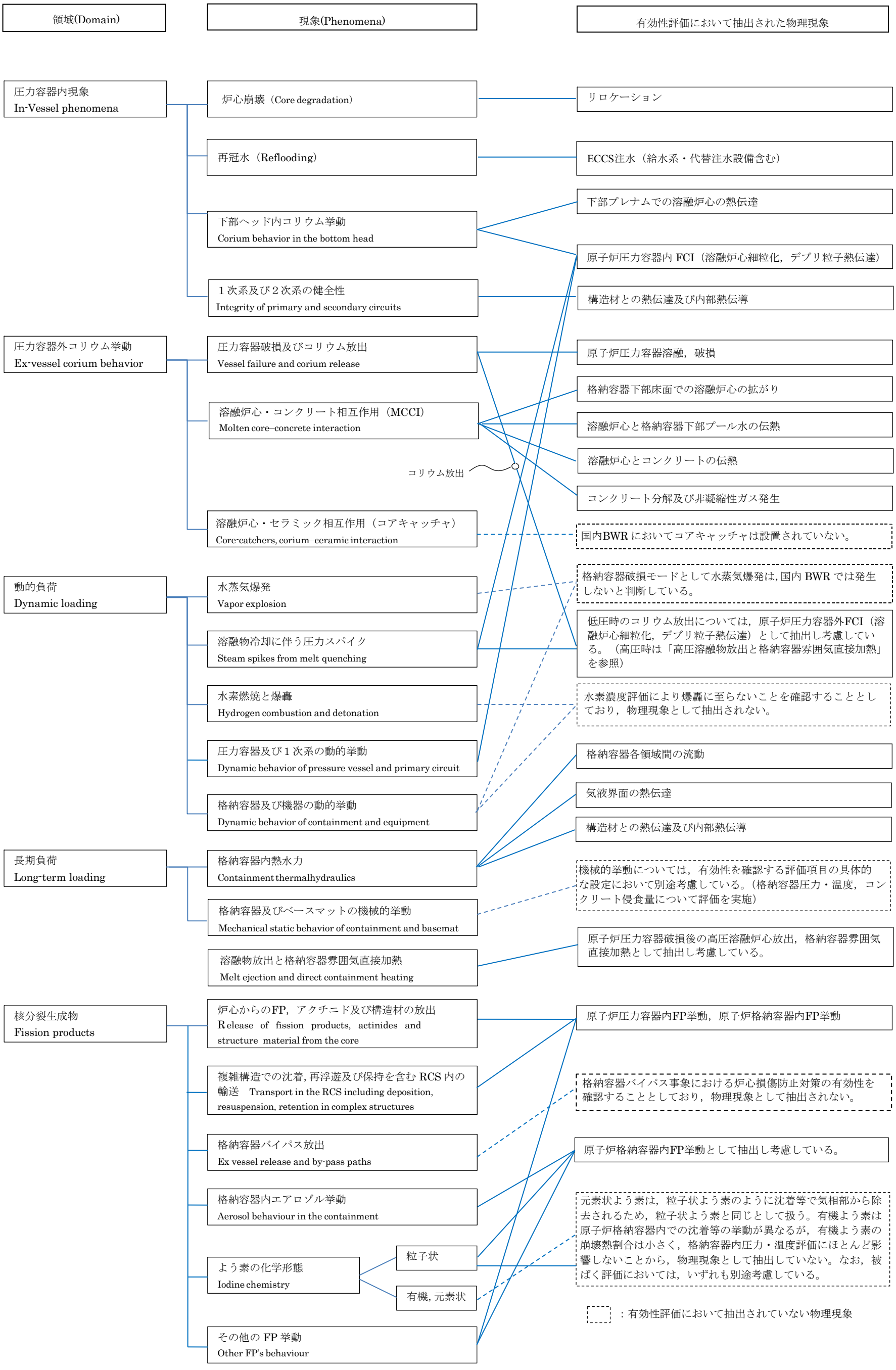
1) D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.



第3.1図　ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応（炉心損傷前）



第3.2図　ＢＷＲプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応（炉心損傷後）



第3.3図　EURSAFE における現象分類と有効性評価において抽出された物理現象との関係の整理

4.　適用候補とするコードについて

前項で抽出した考慮すべき物理現象を踏まえ，原子炉，プラント挙動及び格納容器挙動が評価可能なコードとして，以下を有効性評価に適用するコードの候補とした。

① ＳＡＦＥＲ

② ＣＨＡＳＴＥ

③ ＲＥＤＹ

④ ＳＣＡＴ

⑤ ＭＡＡＰ

⑥ ＡＰＥＸ

⑦ 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

⑧ ＩＳＣＯＲ

⑨ ＬＡＭＢ

⑩ 短期間格納容器圧力応答解析コード

⑪ 長期間格納容器圧力応答解析コード

⑫ 可燃性ガス濃度解析コード

⑬ ＴＲＡＣ

これらのコードのうち，①～④及び⑥～⑫は従来の国内ＢＷＲの原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードである。⑤については，原子炉設置変更許可申請書における適用実績はないが，第 4.1 表に示すような実績を有する。なお，⑬については，第 4.1 表に示すような実績を有するものの，従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のある解析コー

ドが適用可能であるため，選定されたコードとの比較対象として，適宜，参考として解析結果の比較に用いることとする。

4.1　適用候補コードの概要

4.1.1　ＳＡＦＥＲ

ＳＡＦＥＲは長期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードである。原子炉内を９ノードに分割し，原子炉圧力，各ノードの水位変化等を計算する。炉内冷却材量の評価に当たっては，上部タイプレート，炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象（ＣＣＦＬ）及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落下する現象（ＣＣＦＬブレークダウン）を考慮することができる。

また，本コードでは，平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット，燃料被覆管，チャンネルボックス等の温度計算を行う。燃料被覆管の温度計算においては，その冷却状態に応じた熱伝達係数，燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を考慮することができる。

また，燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウムー水反応）を Baker-Just の式によって計算し，表面の酸化量を求める。さらに，燃料棒内の圧力を計算することによって，燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し，破裂が起きた場合には，燃料被覆管の内面に対してもジルコニウムー水反応を考慮する。

本コードの入力は，原子炉出力，原子炉圧力等の初期条件，原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量，燃料集合体及び炉心に関するデータ，プラント過渡特性パラメータ，ＥＣＣＳ等の特性，想定破断の位置及び破断面積等であり，出力として，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管最高温度，燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.2　ＣＨＡＳＴＥ

ＣＨＡＳＴＥは，燃料ペレット，燃料被覆管，チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは，燃料ペレットを半径方向に最大９ノードに分割し，燃料集合体内燃料棒を１本ごとに全て取り扱い，その熱的相互作用（輻射等）を考慮している。また，ジルコニウムー水反応を Baker-Just の式によって計算し，表面の酸化量を求める。さらに，燃料棒内の圧力を計算することによって，燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し，破裂が起きた場合には，燃料被覆管の内面に対してもジルコニウムー水反応を考慮する。燃料被覆管表面からの除熱に対する熱伝達係数は，ＳＡＦＥＲで求めた値を用いる。

本コードの入力は，原子炉出力及び原子炉圧力の時間変化，炉心露出時間及び再冠水時間，炉心スプレイによる冷却開始時間等のプラント過渡特性，燃料集合体及び炉心に関するデータ及び熱伝達係数変化であり，出力として，燃料被覆管最高温度，燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.3　ＲＥＤＹ

ＲＥＤＹは，炉心，原子炉圧力容器，圧力容器内部構造物，原子炉冷却材再循環系，主蒸気管，タービン系，原子炉格納容器等のプラント全体を模擬し，６群の遅発中性子及び反応度フィードバックを含む炉心一点近似動特性，燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は，原子炉出力，炉心流量等の初期条件，原子炉，主蒸気管，原子炉格納容器等のデータ，核データ，燃料棒データ，各種制御系データ等であり，出力として，原子炉出力，原子炉圧力，炉心流量，原子炉水位，格納容器圧力，サプレッション・チェンバ・プール水温度等の時間変化が求められる。

なお，本コードは，従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに，格納容器圧力，サプレッション・チェンバ・プール水温度の時間変化を求めることができるように，格納容器モデルを追加したものである。

4.1.4　ＳＣＡＴ

ＳＣＡＴは，単一チャンネルを模擬し，これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて，燃料棒には半径方向にのみ熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し，チャンネル内冷却材には，質量及びエネルギ保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は，燃料集合体の幾何学的形状，軸方向出力分布等の炉心データ，燃料集合体出力，チャンネル入口流量等の初期条件，ＲＥＤＹコードの出力から得られたチャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり，出力として，ＧＥＸＬ相関式に基づく限界出力比（ＣＰＲ），各ノードでの冷却材流量，クオリティ等の時間変化が求められる。

なお，本コードは，従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに，沸騰遷移後の燃料被覆管温度を求めることができるように，沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達相関式とリウェット相関式を適用している。

4.1.5　ＭＡＡＰ

ＭＡＡＰは，炉心損傷を伴う事故シーケンスについて，炉心損傷，圧力容器破損，格納容器破損，放射性物質の環境放出に至るまでのプラント内の熱水力及び放射性物質挙動を解析するコードである。炉心損傷後の原子炉内及び格納容器内を一次系，ドライウェル，ウェットウェルに分割し，重大事故等時に想定される炉心のヒートアップ，燃料被覆管の酸化・破損，炉心損傷，溶融炉心移行挙動と冷却性，水素ガスと水蒸気の生成，溶融炉心・コンクリート反応，格納容器圧力・温度，放射性物質の放出と移行／沈着挙動等の諸現象がモデル化され，また，種々の注水設備や冷却設備の特性や制御系がモデル化できるため，自動トリップや運転員操作等によるシステム応答を含む，重大事故等時のプラント挙動の評価が可能である。

本コードの入力は，原子炉出力，原子炉圧力，格納容器圧力，格納容器温度等の初期条件，原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量，燃料集合体及び炉心に関するデータ，格納容器自由空間体積，流路面積及び流路抵抗，注水設備，減圧設備及び冷却設備の特性，想定破断の位置及び破断面積等であり，出力として，原子炉圧力，原子炉水位，燃料温度，溶融炉心温度，格納容器圧力，格納容器温度，コンクリート侵食量，放射性物質の格納容器内の分布等が求められる。

4.1.6　ＡＰＥＸ

有効性評価に適用するコード候補としてここで挙げたＡＰＥＸコードは，炉心動特性解析を行うＡＰＥＸコードと，単チャンネル熱水力解析を行うＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）※からなる。

ＡＰＥＸは，熱的現象を断熱としており，炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し，出力の炉心空間分布を二次元（R-Z）拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は，出力分布に比例するものとし，炉心平均エンタルピがある程度上昇する間（エンタルピステップ）は，出力分布は一定としている。また，投入反応度としては，制御棒価値，スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが，このドップラ反応度は，二次元拡散計算による出力分布を考慮して求められる。

ＡＰＥＸコードの入力は，炉心の幾何学的形状，各種中性子断面積，拡散係数，ドップラ係数，炉心動特性パラメータ等の核データ，制御棒反応度の時間変化等であり，出力として，中性子束分布，エンタルピ分布及び炉心平均出力の時間変化が求められる。

ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）コードは，燃料棒を燃料ペレット，ペレットと燃料被覆管の間の空隙部であるギャップ部，燃料被覆管で構成し，ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。燃料ペレット及び燃料被覆管には，径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し，チャンネル内冷却材には，質量，運動量及びエネルギ保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより，燃料棒の除熱量を求める。

ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）コードの入力は，ＡＰＥＸコードの出力か

ら得られた炉心平均出力変化，炉心出力分布に加え，燃料集合体の幾何学的形状，燃料集合体熱水力データ，燃料物性データ，ギャップ熱伝達係数，ペレット径方向出力分布，局所出力ピーキング係数等であり，出力として，非断熱燃料エンタルピの時間変化が求められる。

※ギャップ部の熱伝達，低温時の膜沸騰熱伝達，限界熱流束条件等のモデルをＳＣＡＴコードに追加したものである。

4.1.7　三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードは，沸騰水型原子炉の炉心核熱水力特性を解析するコードで，三次元の拡散方程式により原子炉全体の出力分布や実効増倍率を計算する。さらに，その出力分布を基に熱的評価計算及び燃焼計算を行う。本コードの用途は多岐にわたり，制御棒運用計画，燃焼度管理，原子炉停止余裕の計算等に使用される。出力運転時の計算では，ボイドの発生によるボイド分布を考慮した出力分布となるよう収束計算を行う。

本コードの入力は，炉心の幾何学的形状，単位燃料集合体核計算で得られた核定数，熱水力計算に必要なデータ，制御棒パターン，炉心熱出力等の炉心状態を表すデータであり，出力として炉心出力分布，ボイド分布，燃焼度分布，実効増倍率が求められる。

4.1.8　ＩＳＣＯＲ

ＩＳＣＯＲは，定常状態における炉心内の熱水力特性を解析するコードであり，炉心内の全燃料集合体を幾つかにタイプ分けし，タイプごと及び炉心全体の熱水力特性を計算する。

具体的には，設計出力分布を使用して，各燃料集合体への冷却材流量配分を，燃料集合体入口と出口間の圧力差が全燃料集合体において等しくなるように繰り返し計算により求め，熱的余裕，炉心圧力損失等の熱水力特性を計算する。

本コードの入力は，炉心熱出力，炉心流量等の炉心状態を表すデータ，出力分布に関するデータ，燃料集合体の幾何学的形状及びその他熱水力計算に必要なデータであり，出力として限界出力比，圧力損失，ボイド分布等が求められる。

4.1.9　ＬＡＭＢ

ＬＡＭＢは，短期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードであり，原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故を取り扱うことができる。本コードは，原子炉圧力容器及び再循環系を七つのノードに分割し，質量，運動量及びエネルギ保存則に基づく方程式を解くことにより，定常状態から事故発生後数十秒間の各ノード内の冷却材の質量，圧力及びエンタルピ，ノード間の冷却材流量等の時間変化を計算する。炉心流量の変化としては，破断直後からの原子炉冷却材再循環ポンプのコーストダウンによる流量の変化を詳細に計算することができる。

本コードの入力は，原子炉出力，炉心流量等の初期条件，原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量，燃料集合体及び炉心に関するデータ，プラント過渡特性パラメータ，再循環ポンプ特性，想定破断の位置及び破断面積等であり，出力として，ブローダウン中の燃料棒の限界出力過渡変化解析に使用する原子炉圧力，炉心流量及び炉心入口エンタルピの時間変化，破断口からの流出流量等が求められる。

4.1.10　短期間格納容器圧力応答解析コード

短期間格納容器圧力応答解析コードは，ＬＯＣＡ直後の冷却材ブローダウン期間中の格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは，原子炉格納容器をドライウェルとサプレッション・チェンバの２ノードに分割し，各ノードについて質量保存則に基づく方程式，エネルギ保存則に基づく方程式，運動方程式及び状態方程式を解くことにより，格納容器内圧力及び温度を計算する。なお，格納容器内構造物との間の熱の授受は保守的に考慮していない。

本コードの入力は，格納容器内各部の圧力，温度，湿度等の初期条件，自由空間体積，流路面積及び流路抵抗並びに一次冷却系からの質量流量及びエネルギ放出量であり，出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.11　長期間格納容器圧力応答解析コード

長期間格納容器圧力応答解析コードは，ＬＯＣＡ後の冷却材ブローダウン期間以降の原子炉格納容器スプレイ冷却系作動期間中における長期間格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは，原子炉格納容器をドライウェルとサプレッション・チェンバの２ノードに分割し，各ノードについて質量保存則に基づく方程式，エネルギ保存則に基づく方程式，運動方程式及び状態方程式を解くことにより，格納容器内圧力及び温度を計算する。また，ＥＣＣＳモデル，格納容器スプレイモデル及び熱交換器モデルが組み込まれている。

本コードの入力は，格納容器内各部の圧力，温度，湿度等の初期条件，自由空間体積，流路面積及び流路抵抗の他，ＥＣＣＳ流量，格納容器スプレイ流量，熱交換器容量，海水温度等であり，出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.12　可燃性ガス濃度解析コード

可燃性ガス濃度解析コードは，ＬＯＣＡ後の格納容器内の可燃性ガス濃度を解析するコードである。本コードは，原子炉格納容器をドライウェルとサプレッション・チェンバの２ノードに分割し，各ノードについて質量バランスの式によって水素ガス及び酸素ガスの濃度変化を計算する。各ノード間のガスの移動は，圧力バランスの式により求める。水素ガス及び酸素ガスの発生源としては，ジルコニウムー水反応（水素ガス）及び水の放射線分解（水素ガス及び酸素ガス）を考慮する。また，可燃性ガス濃度制御系のモデルが組み込まれている。

本コードの入力は，格納容器内各部の圧力，温度，湿度等の初期条件，自由空間体積，流路面積及び流路抵抗の他，ジルコニウムー水反応割合及び水の放射線分解率並びに可燃性ガス濃度制御系容量及び作動時間であり，出力として，格納容器内の水素及び酸素濃度の時間変化が求められる。

4.1.13　ＴＲＡＣ

ＴＲＡＣは，三次元２流体モデル，炉心については三次元中性子動特性モデルを有するコードである。ＴＲＡＣのモデル構成はモジュール手法に基づいており，熱水力モデルとして，配管，ポンプ，弁，分岐管，チャンネル，ジェットポンプ，ベッセルの基本コンポーネントがある。システム解析は，これらのコンポーネントをブロック構成して行う。使用するコンポーネントの数は任意で，その接続やコンポーネント内の詳細は入力データによって指定する。このため，単純な個別効果試験からＢＷＲ実プラントまで，様々な規模の設備について解析することができるコードである。

ＴＲＡＣの熱水力に用いる２流体モデルは，気液相についての質量，運動量，エネルギの保存式を解く。質量，運動量，エネルギの保存式は，気液相間及び壁面について摩擦や熱伝達を扱う構成相関式を用いた種々の基本モデルによって完結している。流動様式マップはコード全般にわたり同一のものが適用されており，構成相関式は流動様式にしたがって選択される。

第 4.1 表　各コードの使用実績

コード	適用実績
ＭＡＡＰ	米国産業界が実施した IDCOR(Industry Degraded Core Rulemaking Program, 産業界における損傷炉心規制プログラム)及び米国 EPRI を中心とした MUG(MAAP User’s Group)のもとで開発されてきたコードである。国内では，個別プラントのＰＲＡやストレステスト等において，米国では，設計認証申請において使用される等，国内外において使用実績が豊富な代表的解析コードである。
ＴＲＡＣ	ＴＲＡＣは，ロスアラモス国立研究所（LANL）で PWR 用に開発された TRAC-P1A と称するバージョンが最初のものである。ＢＷＲ向けのＴＲＡＣの開発は GE 社とアイダホ国立研究所（INEL）の協力によって 1979 年に始まり，1985 年以降，過渡・安定性・ATWS 解析用にＴＲＡＣを高度化することを目的に，開発が継続された。米国の設計認証申請においても，ＴＲＡＣコードによる事故解析が実施されている等の適用例がある。

※本表では，国内ＢＷＲの原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードは除く。

5. 有効性評価に適用するコードの選定

有効性評価に適用するコードを選定するに当たって，コードが備えるべき物理現象モデルは２章で抽出されたとおりであり，４章で述べた候補コードの特徴を踏まえ，必要な物理モデルの有無，模擬性能の優劣及び利便性の観点から，適用するコードの選定を行った。以下に，コード選定における考え方を整理する。なお，最終的に選定された有効性評価に使用するコード一覧を第 5.14 表に示す。

5.1　炉心損傷防止

5.1.1　高圧･低圧注水機能喪失

2.1.1 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.1 表に示す。

評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，原子炉圧力容器内で事故時に発生し得る気液対向流制限等の熱水力挙動や燃料棒ヒートアップ挙動を詳細に評価するための現象モデルを兼ね備えたコードとしてＳＡＦＥＲを用いることとした。また，ＳＡＦＥＲによる炉心ヒートアップ解析結果において，燃料被覆管が高温となり，燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮した詳細な輻射伝熱計算が必要となる場合には，併せてＣＨＡＳＴＥを用いることとした。

他に燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内の物理現象を評価対象としているものにＭＡＡＰが挙げられるが，ＭＡＡＰは，過渡変化時のスクラムまでの出力変化を取り扱えないため，燃料被覆管温度の詳細な挙動や膨れ／破損評価には適していない。

評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＳＡＦＥＲは格納容器内の熱水力現象を取り扱うモデルを有しておらず，格納容器内において考慮すべき現象に必要となる現象モデルをすべて有しているＭＡＡＰを用いることとした。

ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.1.2　高圧注水･減圧機能喪失

2.1.2 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.2 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとし，評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＭＡＡＰを用いることとした。

5.1.3　全交流動力電源喪失

2.1.3 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.3 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとし，評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＭＡＡＰを用いることとした。

5.1.4　崩壊熱除去機能喪失

5.1.4.1　取水機能が喪失した場合

2.1.4.1 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.4 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとし，評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＭＡＡＰを用いることとした。

5.1.4.2　残留熱除去系が故障した場合

2.1.4.2 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.4 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとし，評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＭＡＡＰを用いることとした。

5.1.5　原子炉停止機能喪失

2.1.5 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.5 表に示す。

本事故シーケンスグループでは，原子炉停止機能が喪失するため，炉心部の解析モデルについては，原子炉停止機能が喪失した状態での，炉心内ボイド率変化，燃料温度変化及びボロン濃度の変化に伴う原子炉出力応答が適切に評価できること及び炉心損傷に繋がる燃料被覆管温度上昇や燃料被覆管の酸化量増加を適切に把握できることがコード選定の要件として挙げられる。

また，炉心部以外の解析モデルについては，評価指標である原子炉圧力，ＳＲＶの作動によるサプレッション・チェンバのプール水温の上昇，ＲＨＲによるサプレッション・チェンバのプール水の冷却や格納容器圧力を評価できることが要件として挙げられる。

以上のうち，炉心部の解析モデルに関する要求に対しては，出力応答の評価において，ボイド率変化，出力変化といった事象推移を考慮するために，これらの過渡変化に伴う核的挙動を考慮した炉心動特性モデルが必要となる。また，燃料被覆管温度上昇を適切に把握するためには，特に出力上昇やチャンネル内の冷却材条件の変化を伴う本事象に対して，事象進展中の燃料棒表面熱伝達係数の変化を取り込んだ評価が行える必要がある。

したがって，これら原子炉出力，原子炉圧力，サプレッション・チェンバのプール水温及び格納容器圧力変化を事象進展に見合った評価とするため，すべてを同時に評価することが可能なＲＥＤＹを用いることとした。また，評価指標である燃料被覆管温度については，出力上昇に伴う沸騰遷移時の燃料被覆管温度の評価モデルを有

するＳＣＡＴを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないことから適さない。

5.1.6　ＬＯＣＡ時注水機能喪失

2.1.6 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.6 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとし，評価指標である原子炉格納容器の圧力及び温度に対しては，ＭＡＡＰを用いることとした。

5.1.7　格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

2.1.7 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.7 表に示す。

5.1.1 項での議論と同様に，評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては，ＳＡＦＥＲ及び必要に応じてＣＨＡＳＴＥを用いることとした。

なお，本事故シーケンスグループは，格納容器バイパス事象であり，原子炉格納容器の圧力及び温度を評価指標としていないため，これらの評価指標に対するコードの選定は不要である。

5.2　格納容器破損防止

5.2.1　雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

2.2.2 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.8 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはＭＡＡＰのみであることから，ＭＡＡＰを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.2　高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

2.2.3 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.9 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはＭＡＡＰのみであることから，ＭＡＡＰを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.3　原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

2.2.4 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.10 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはＭＡＡＰのみであることから，ＭＡＡＰを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.4　水素燃焼

2.2.5 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.11 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはＭＡＡＰのみであることから，ＭＡＡＰを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生モデルを備えていないが，別途評価した崩壊熱から発生量を評価し，それらの発生量を初期条件として与えることで考慮することが可能である。また，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.5　溶融炉心・コンクリート相互作用

2.2.6 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.12 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはＭＡＡＰのみであることから，ＭＡＡＰを用いることとした。

なお，ＭＡＡＰは，炉心動特性モデルを備えていないが，事象初期に原子炉はスクラムし，事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため，崩壊熱を考慮できれば，原子炉格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.3　運転停止中原子炉における燃料損傷防止

5.3.1　反応度の誤投入

2.3.1 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を第 5.13 表に示す。

評価指標に対して，考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードとしてＡＰＥＸ及びＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）を用いることとした。

ここで，2.3.1 項で述べたとおり，ＡＢＷＲでは，投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって，燃料健全性に影響がないことを確認することができるため，ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）は必要に応じて用いることとする。

第 5.1 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：高圧･低圧注水機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.2 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：高圧注水･減圧機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.3 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：全交流動力電源喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.4 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：崩壊熱除去機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.5 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：原子炉停止機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
	三次元効果	－	－	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－[1)]	－[1)]	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－[2)]	－[2)]	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ほう酸水の拡散	－	－	○	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

1）炉心は冠水状態で，原子炉圧力が維持されるため燃料被覆管変形は生じない
2）膜沸騰状態の燃料棒表面熱伝達を保守的な取扱いとしている

第 5.6 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：ＬＯＣＡ時注水機能喪失）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.7 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（炉心損傷防止：格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ））

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.8 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（格納容器破損防止：雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損））

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.9 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（格納容器破損防止：高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.10 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（格納容器破損防止：原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.11 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（格納容器破損防止：水素燃焼）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	格納容器ベント	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.12 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（格納容器破損防止：溶融炉心・コンクリート相互作用）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	－	○*	－	－	○*	○*	○*	○*
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管変形	○	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	気液熱非平衡	○*	－	－	○*	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液分離（水位変化）・対向流	○	－	－	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	気液熱非平衡	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	－	○	－	－	－	－	○	－	－	－
	構造材との熱伝達	○	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	○	－	○	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器	冷却材放出	－	－	○	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	格納容器各領域間の流動	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	○
	気液界面の熱伝達	－	－	○*	－	○	－	－	－	－	－	○	○	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	内部構造物の溶融，破損	－	－	－	－	○*	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－
	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	○	－	－	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.13 表　抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応

（運転停止中原子炉における燃料損傷防止：反応度の誤投入）

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT（RIA 用）	三次元※	ISCOR	LAMB	短期 PCV※	長期 PCV※	可燃性ガス※
炉心（核）	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	－	－	－	－	－
	出力分布変化	○*	－	○*	○*	－	○	○*	－	－	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
	制御棒反応度効果	○*	－	○	－	○*	○	－	○	－	－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	－	○	○	－	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
	沸騰遷移	○*	－	－	○	－	－	○	－	－	－	－	－	－
	燃料被覆管酸化	○	○	－	○	○	－	○	－	－	－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	－	○	○	○	－	○	○	○	○	－	－	－
	圧力損失	○	－	○	○	○	－	○	－	○	○	－	－	－
	三次元効果	○*	－	○*	○*	－	－	○*	－	－	－	－	－	－

【記号の説明】
○：必要なモデルを備えている
○*：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
－：必要なモデルを備えていない

※三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

第 5.14 表　有効性評価において使用するコード一覧

事故シーケンスグループ	適用コード
高圧・低圧注水機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
高圧注水・減圧機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
全交流動力電源喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
崩壊熱除去機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
原子炉停止機能喪失	ＲＥＤＹ ＳＣＡＴ
ＬＯＣＡ時注水機能喪失	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ） ＭＡＡＰ
格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）	ＳＡＦＥＲ （ＣＨＡＳＴＥ）

格納容器破損モード	適用コード
雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	ＭＡＡＰ
高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	ＭＡＡＰ
原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	ＭＡＡＰ
水素燃焼	ＭＡＡＰ
格納容器直接接触（シェルアタック）	－※1
溶融炉心・コンクリート相互作用	ＭＡＡＰ

※１　ＢＷＲ MARK-Ⅰ型の格納容器に特有の事象であるため，評価対象として想定する格納容器破損モードとはしていない。

運転停止中原子炉における燃料損傷防止	適用コード
崩壊熱除去機能喪失	－
全交流動力電源喪失	－
原子炉冷却材の流出	－
反応度の誤投入	ＡＰＥＸ ＳＣＡＴ（ＲＩＡ用）※2

※２　ＡＢＷＲでは必要に応じて用いる。

6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について

重大事故等対策の有効性評価を行うに当たって，炉心損傷防止対策，格納容器破損防止対策及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の有効性評価において想定する事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードのそれぞれにおいて，関連する物理現象を抽出し，それらの物理現象に関する解析モデルを備えたコードとして，有効性評価へ適用するコードを選定した。

これらの各コードについての解析モデルの妥当性及び有効性評価への適用性の検討結果については，第１部～第６部に示す。

許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について

本有効性評価解析における物理現象を踏まえ，原子炉，プラント挙動の評価を行う解析コードとして，ＳＡＦＥＲ／ＣＨＡＳＴＥ，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴ，ＡＰＥＸを用いるが，これらは従来の国内 BWR の原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードであることから，設計基準（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故）と重大事故等対策の有効性評価の解析対象範囲について整理を行った。

表１　　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
表３　　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／12）

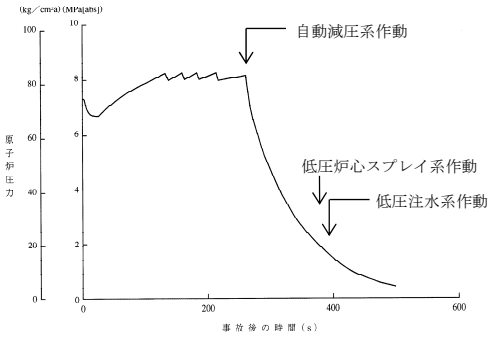
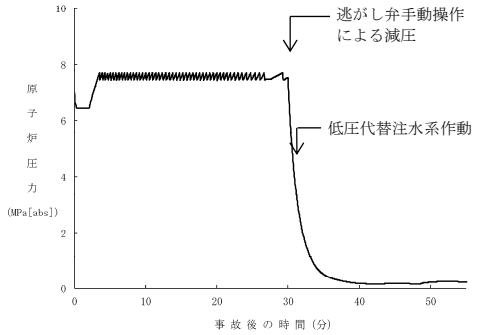
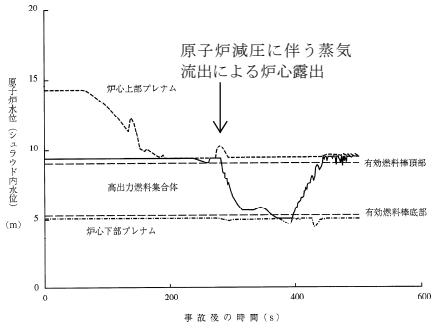
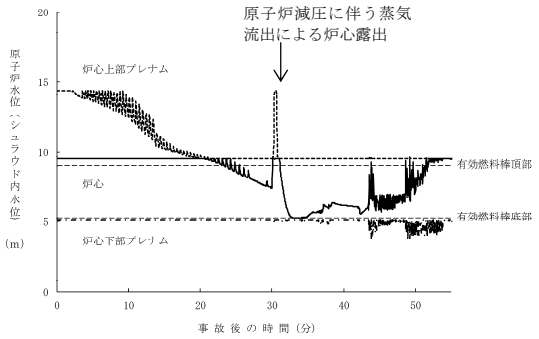
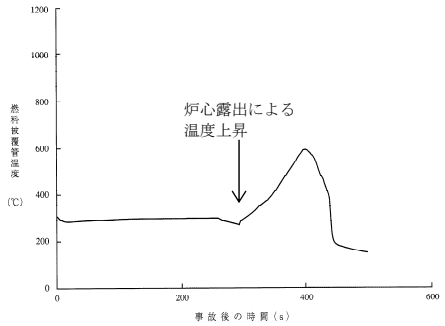
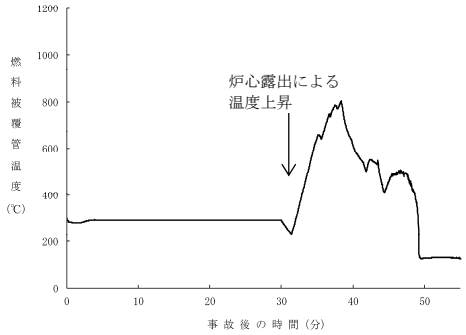
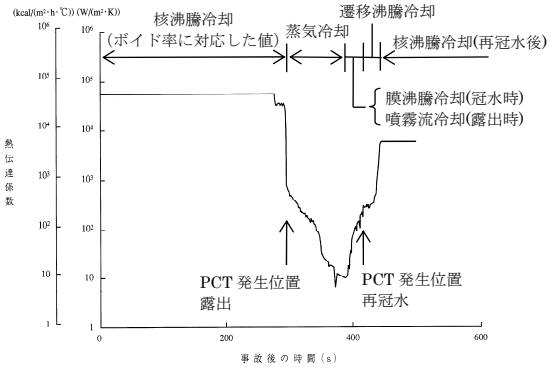
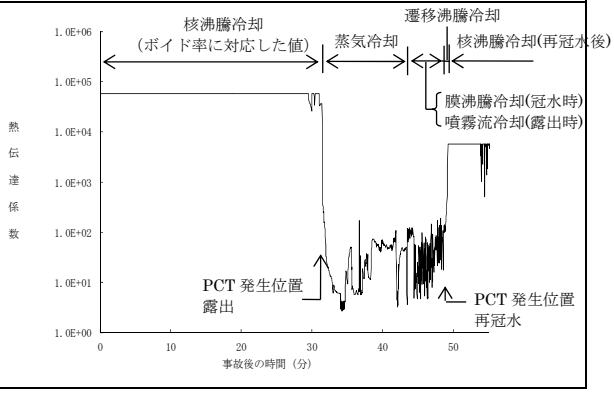
	従来許認可解析 （BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断）	重大事故等対策の有効性評価 （BWR5 LOCA 時注水機能喪失）
原子炉圧力		
原子炉水位（シュラウド内水位）		
燃料被覆管温度		
熱伝達係数		

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／12）

	従来許認可解析 （BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断）	重大事故等対策の有効性評価 （BWR5 LOCA 時注水機能喪失）
事象進展	原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じ SRV 開閉により圧力が制御され，ADS 作動により強制減圧される。 原子炉水位：破断口からの冷却材流出及び SRV からの蒸気流出により低下し，ADS 作動による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，ECCS の注水後，炉心再冠水する。 燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。 熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，ECCS の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。	原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じ SRV 開閉により圧力が制御され，SRV 手動操作により強制減圧される。 原子炉水位：破断口からの冷却材流出及び SRV からの蒸気流出により低下し，SRV 手動操作による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，代替注水系の注水後，炉心再冠水する。 燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。 熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，代替注水系の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。
	原子炉スクラム：0 秒 MSIV 閉鎖：約 19 秒 原子炉水位低（レベル１）：約 2 分 原子炉減圧開始：約 4 分 炉心露出：約 5 分 低圧炉心スプレイ系作動：約 6 分 低圧注水系作動：約 7 分 PCT 発生：約 7 分（約 589℃） 炉心再冠水：約 8 分	原子炉スクラム：0 秒 MSIV 閉鎖：約 2 分 原子炉水位低（レベル１）：約 16 分 原子炉減圧開始：約 30 分 炉心露出：約 31 分 ECCS：機能喪失 低圧代替注水開始：約 32 分 PCT 発生：約 38 分（約 805℃） 炉心再冠水：約 52 分
変化範囲	原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力 原子炉水位：原子炉圧力容器底部～通常水位 燃料被覆管温度：約 152～約 589℃ 熱伝達係数：約 10～約 57000 W/(m²･K) 時間：0 秒～約 8 分	原子炉圧力：同左 原子炉水位：同左 燃料被覆管温度：約 126～約 805℃ 熱伝達係数：約 1～約 57000 W/(m²･K) 時間：0 秒～約 55 分
適用範囲	原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力 原子炉水位：原子炉圧力容器底部～頂部 燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃ 熱伝達係数：0～約 57000 W/(m²･K) 時間：0 秒～制限なし	原子炉圧力：同左 原子炉水位：同左 燃料被覆管温度：同左 熱伝達係数：同左 時間：同左

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（3／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	初期運転条件	過出力条件	定格条件	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが，事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	初期原子炉水位	通常水位（ABWR） スクラム水位（BWR）	通常水位	有	
	事象	高圧炉心注水系配管両端破断 （ABWR） 再循環配管両端破断～小破断 （BWR）	給水流量の全喪失 全交流動力電源喪失 原子炉冷却材喪失（圧力容器底部ドレン配管破断，又は，再循環配管小破断） ｲﾝﾀｰﾌｪｲｽｼｽﾃﾑ LOCA	有	炉心冷却の観点からは，原子炉隔離後，減圧，注水に至る再循環配管小破断事象と同等の事象であり，モデル適用範囲内であり，差異による影響はない。
	原子炉スクラム	炉心流量急減（ABWR） 原子炉水位低レベル３（BWR）	原子炉水位低レベル３ タービン蒸気加減弁急閉（ABWR） 炉心流量急減（ABWR）	有	条件の差はあるが，スクラムのタイミングの差は適切に核分裂出力変化に反映されることから，評価手法としての差異はない。
	核分裂出力変化	原子炉冷却材喪失事故用	各事故シーケンスに応じて設定	有	条件の差はあるが，核分裂出力変化と崩壊熱を事象ごとに設定しており，評価手法としての差異はない。
	崩壊熱	GE(平均)+3σ	ANSI/ANS-5.1-1979	有	

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	燃料タイプ	9×9 燃料(A 型)，　9×9 燃料(B 型)，　MOX 燃料の単一炉心，又は，混在炉心	9×9 燃料(A 型)単一炉心	有	燃料仕様の差はあるが，熱水力特性はほぼ同等であること，及び，核的特性は混在炉心の場合には単一炉心で構成された場合の中間的なものになることから影響は小さい。
	燃料棒最大線出力密度	44.0 kW/m×1.02	44.0 kW/m×1.0	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが，事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	局所出力ピーキング係数	PCT を厳しくする評価する平坦分布を仮定	同左	無	差異はない。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中を通して PCT を厳しくする値	同左	無	差異はない。
	燃料棒破裂の判定	PCT 評価：ベストフィット曲線 被ばく評価：平均値－２σ曲線	ベストフィット曲線	無	従来許認可解析と同一のベストフィット曲線を用いているため，差異はない。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	逃がし安全弁	安全弁機能	逃がし弁機能	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており，期待する減圧機能の違いによる差があるが，減圧に伴う基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
	原子炉減圧	自動減圧系	逃がし弁手動操作	有	
	外部電源	事故と同時に喪失	事故と同時に喪失，又は，健全	有	外部電源が健全な場合は，再循環ポンプトリップ動作タイミングに差があるが，事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	ECCS, RCIC 及び代替注水系	安全要求仕様値	同左	無	差異はない。
	破断口, SRV からの冷却材の流出	平衡均質流モデル及び差圧流モデル	同左	無	差異はない。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数	核沸騰 （ボイド率の関数とする相関式）	同左	無	差異はない。 炉心冠水時の熱水力挙動は従来許認可解析と同様であり，ボイド率依存の核沸騰熱伝達モデルは適用可能。
		膜沸騰 （噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式）	同左	無	差異はない。 過渡事象発生直後の高流量／高圧条件から炉心再冠水後の低流量／低圧条件まで適用可能。
		遷移沸騰 （核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式）	同左	無	差異はない。 核沸騰熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数の内挿値を適用するため，同じく適用可能。
		蒸気単相 （Dittus-Boelter の式）	同左	無	差異はない。 炉心露出によるヒートアップ挙動は，従来許認可解析と同様であり，重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／12）

	項　目	従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数	噴霧流 （Sun-Saha の式）	同左	無	差異はない。 炉心露出時に原子炉注水による再冠水過程において炉心に液滴が混入する状態は従来許認可解析と同様であり，重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。
		スプレイ（落下水） （スプレイ冷却実験データに基づく相関式）	同左	無	差異はない。 従来許認可解析でもスプレイ冷却の効果が小さいことから適用を除外しており，重大事故等対策の有効性評価でも適用を除外している。
		濡れ （濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく）	同左	無	差異はない。 濡れによる冷却効果小さく，高出力燃料集合体では保守的に落下水は無視しているため，適用されない。
		輻射 （燃料集合体幾何形状に依存する輻射形態係数，輻射率，灰色体輻射係数に基づき導出した式）	同左	無	差異はない。 燃料集合体内幾何形状に依存し，幾何形状は変更ないため適用可能。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果 崩壊熱	事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるが，スクラムまでは核分裂出力，スクラム後は崩壊熱を考慮して適切に原子炉出力変化を設定している。	同左	無	差異はない。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	沸騰遷移により燃料棒温度上昇（ABWR，BWR）	沸騰遷移による燃料棒温度上昇評価は，従来許認可解析の範囲で評価されている。	無	差異はない。
			炉心露出により燃料棒温度上昇（BWR） 炉心露出期間：約 3 分間 再冠水　：約 10 分以内	炉心露出により燃料棒温度上昇 炉心露出期間：約 10～30 分間 再冠水　：約 1 時間以内	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが，炉心露出，炉心再冠水，除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		燃料被覆管酸化	無視し得る程度	1%以下	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響があるが，評価式である Baker-Just の式は，燃料被覆管温度が高温になる場合にも実験により妥当性が確認されている。
		燃料被覆管変形	膨れ・破裂は発生しない	膨れは発生するが破裂は発生しない	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響がある。
		三次元効果	三次元的な輻射伝熱は，最高温度位置に対しては，伝熱量が増加するため，燃料被覆管温度は厳しくならない。	同左	無	差異はない。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	減圧沸騰により発生したボイドにより形成された二相水位変化により炉心が露出し燃料被覆管温度が上昇する。	同左	無	差異はない。
		気液分離（水位変化）・対向流	気液分離（水位変化）：同上 対向流： 炉心スプレイが作動する場合に CCFL，CCFL ブレークダウンが発生する。	気液分離（水位変化）： 露出する場合は露出期間が長時間になる。 対向流：同左	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが，炉心露出，炉心再冠水，除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		気液熱非平衡	炉心露出時に燃料棒のヒートアップにより蒸気が過熱される。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失は減少する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失は減少する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，炉心流量が早期に低下するため影響は小さい。
		三次元効果	炉心再冠水過程では，燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後，スパージャが水没した場合には，上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。	同左	無	差異はない。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，影響は小さい。
			炉心露出時は原子炉水位が低下して，炉心シュラウド内外の自然循環が維持できない。	同左	無	差異はない。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	自動減圧系による原子炉の急速減圧，あるいは，破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧，あるいは，破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，冷却材放出の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	自動減圧系による原子炉の急速減圧，あるいは，LOCA 後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また，原子炉注水により蒸気は凝縮される。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧，あるいは，LOCA 後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また，原子炉注水により蒸気は凝縮される。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，減圧開始時間と設備仕様が異なる以外，減圧に伴う基本的な熱水力挙動は，従来許認可解析と同様である。

表１　SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（12／12）

	項　目		従来許認可解析 （原子炉冷却材喪失事故）	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	気液分離（水位変化）・対向流 圧力損失	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		構造材との熱伝達	自動減圧系による原子炉減圧過程において，構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	逃がし弁手動操作による原子炉減圧過程において，構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが，減圧開始時間と設備が異なる以外，減圧に伴う構造材との熱伝達の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	ECCS による原子炉注水により炉心が冷却される。	ECCS，又は，代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される。	有	原子炉注水設備の差異による影響はあるが注水特性が異なる以外，炉心冷却の基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
		三次元効果	事故と同時に再循環ポンプがトリップするため，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	事故直後に再循環ポンプがトリップするため，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが，影響は小さい。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／11）

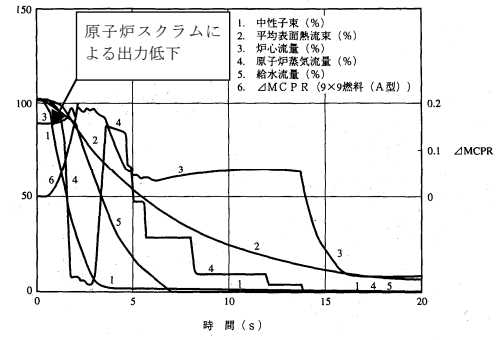
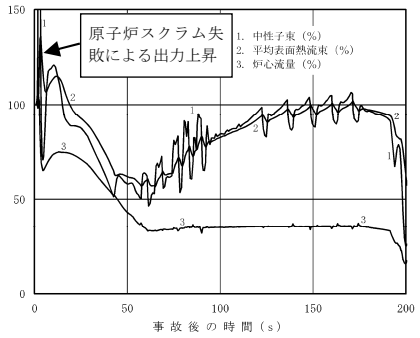
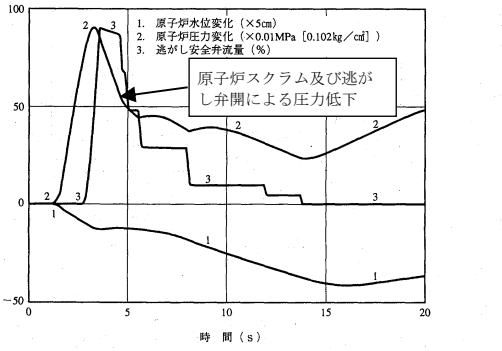
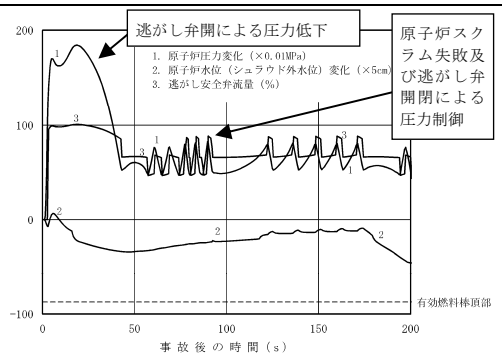
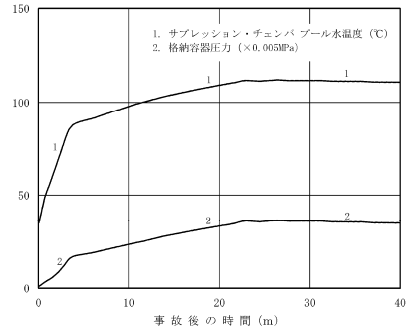
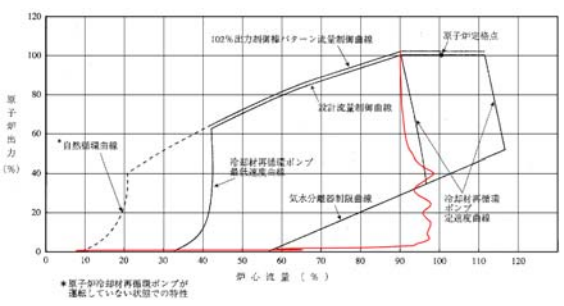
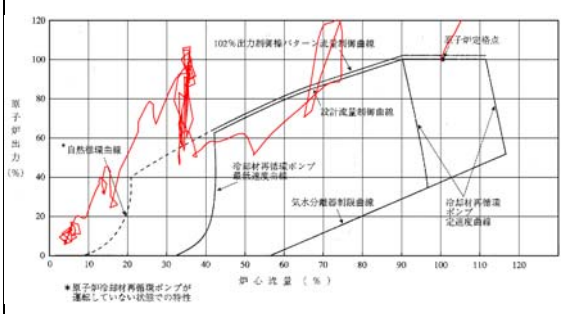
	従来許認可解析 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
原子炉出力（中性子束）		
原子炉圧力		
格納容器圧力／格納容器プール水温度	原子炉スクラムにより蒸気発生量が減少するため，格納容器側パラメータの変化はほとんどない。	
運転特性図		

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／11）

	従来許認可解析 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
事象進展	原子炉出力(中性子束)：MSIV 閉鎖による原子炉スクラムにより低下する。 原子炉圧力：MSIV 閉鎖により上昇するが，逃がし弁開及び原子炉スクラムにより降下に転じ，その後は逃がし弁により圧力制御される。 格納容器圧力／プール水温度：逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるが，その量は僅かであり，格納容器圧力及びプール水温度上昇は小さいと考えられる。なお，従来許認可では本パラメータは評価対象外である。 運転特性図上の運転点は，原子炉スクラムにより，高出力低流量には至らない。	原子炉出力(中性子束)：MSIV 閉鎖による原子炉スクラムに失敗して，圧力上昇により上昇した後，圧力高 RPT による炉心流量減少により低下する。その後，給水加熱喪失による炉心入口サブクールの増加により緩やかに上昇する。 原子炉圧力：MSIV 閉鎖により上昇し，逃がし弁が作動するが，原子炉スクラム失敗により原子炉出力が高めに維持されることから，原子炉圧力も高めを維持する。 格納容器圧力／プール水温度：逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるため，格納容器圧力及びプール水温度が上昇する。ほう酸水の注入による原子炉出力低下と RHR による除熱により，格納容器圧力／プール水温度は低下に転じる。 運転特性図上の運転点は，原子炉スクラム失敗及び RPT により，高出力低流量に至る。
	原子炉スクラム：約 0.3 秒 逃がし弁開：約 2 秒 MSIV 閉鎖：約 3 秒	原子炉スクラム：失敗 逃がし弁開：約 2 秒 MSIV 閉鎖：約 3 秒 ECCS 起動：約 34 秒 給水停止：約 173 秒 SLC 起動：約 643 秒
変化範囲	原子炉出力：初期値～0% 原子炉圧力：初期値～7.17MPa[gage] 格納容器圧力：(評価対象外) プール水温度：(評価対象外) 時間：0 秒～約 20 秒	原子炉出力：0%～306% 原子炉圧力：初期値～約 8.92MPa[gage] 格納容器圧力：初期値～約 0.19MPa[gage] プール水温度：初期値～約 113℃ 時間：0 秒～約 2400 秒(40 分)
適用範囲	原子炉出力：0%以上 原子炉圧力：タービン無負荷圧力 ～最高使用圧力の 1.2 倍 格納容器圧力：(評価対象外) プール水温度：(評価対象外) 時間：0 秒～制限なし	原子炉出力：同左 原子炉圧力：同左 格納容器圧力：通常運転圧力 ～0.62MPa[gage] プール水温度：通常運転温度～200℃ 時間：同左

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（3／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期運転条件	原子炉出力：過出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：過出力条件	原子炉出力：定格出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：定格出力条件	有	従来許認可解析が保守的評価条件を採用しているに対して，重大事故等対策の有効性評価ではより実機に近い条件を設定。解析結果はより現実的な結果となる。
	初期原子炉水位	通常水位	同左	無	差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	炉心条件	9×9 燃料(A 型)／(B 型)／8×8 燃料／MOX 燃料の混在炉心，又は単一炉心 (プラントにより異なる)	9×9(A 型)／MOX 単一炉心，又は 9×9(A 型)と MOX 混在炉心 (プラントにより異なる)	有	従来許認可解析では炉内に存在する燃料タイプごとに保守的な混在炉心を選定しているが，重大事故等対策の有効性評価では，代表的な炉心条件として単一炉心又は MOX 混在を選定している。燃料タイプは異なるものの，熱水力特性は同等であり，プラント全体挙動に及ぼす影響は小さい。
	ボイド反応度係数 ドップラ反応度係数	圧力上昇過渡用保守係数を使用	圧力上昇過渡用保守係数を代表値として使用	無	原子炉停止機能喪失事象では炉心流量が急減する挙動もあるが，起因事象が従来許認可と同じであることから保守係数の代表値として，出力上昇を厳しくする圧力上昇過渡と同じ値を使用する。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中結果を厳しくする値	同左	無	重大事故等対策の有効性評価における燃焼期間は従来許認可解析と同じであり差異はない。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	代替再循環トリップ機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	代替制御棒挿入機能	考慮しない	同左	無	差異はない。
	ほう酸水注入機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	予備給水ポンプ	考慮しない	考慮する	有	MSIV 閉による給水加熱喪失の効果により出力が上昇するため結果が厳しくなる条件を設定。
	崩壊熱	一次遅れ特性	4 群又は 11 群モデル (ANSI/ANS-5.1-1979 相当)	有	重大事故等対策の有効性評価では長時間領域での崩壊熱による影響を精度良く評価するために，より現実的な崩壊熱変化を設定。
	外部電源	健全	同左	無	差異はない。
	SRV 仕様	逃がし弁機能 （作動設定値は過出力条件用）	逃がし弁機能 （作動設定値は設計値）	有	定格出力条件に従い，開設定圧力を設計値に変更しているが，初期原子炉圧力からの開設定値までの差は同じであるため，減圧に伴う基本的な挙動は，従来許認可解析と同様である。
	再循環ポンプ慣性	設計値	同左	無	差異はない。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	RCIC	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上 RCIC の動作有無は考慮不要であったが，重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしないため RCIC 作動の影響を確認している。
	高圧 ECCS	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上，高圧 ECCS の動作有無は考慮不要であったが，重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしていないため，高圧 ECCS 作動の影響を確認している。
	原子炉格納容器	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では，早期にスクラムするため格納容器側評価は実施しないが，重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。
	RHR	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では，格納容器側評価は実施しないが，重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 （核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果	圧力上昇過渡事象発生時に結果を厳しく評価するサイクル末期炉心条件を選定して，ボイド／ドップラ反応度に保守係数を考慮した設定を実施している。 また，反応度効果としては，ボイド／ドップラ／スクラム／制御棒の反応度を考慮している。	同左 また，反応度効果としては，ボイド／ドップラ／ボロン反応度を考慮している。	有	圧力上昇過渡事象の評価であるため，従来許認可と同じ保守係数を用いている。 原子炉がスクラムしないため，ボロン注入による出力低下により事象が収束する。原子炉がスクラムせず，原子炉出力の変化が従来許認可解析に比べて大きくなり，燃料被覆管温度評価に影響を及ぼす。
		崩壊熱	崩壊熱については，比較的短時間でスクラム動作して事象は収束するため，影響はほとんどなく，一次遅れを仮定している。	崩壊熱については，より現実的な崩壊熱曲線を使用している。	有	崩壊熱については，原子炉にて発生する蒸気量が格納容器側のパラメータ変化に影響する。なお，格納容器側評価は従来許認可解析では実施していない。
		三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，中性子束振動現象は生じない。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため，中性子束振動現象が生じる可能性がある。	有	中性子束振動現象が燃料被覆管温度に対して影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心 （燃料）	燃料棒内温度変化	原子炉内の平均的燃料棒を代表とし，燃料棒を同心円状に分割して燃料ペレットの熱伝導度，燃料ギャップの熱伝達率を適用している。	同左	無	従来許認可解析と同一であり，差異はない。 また，原子炉停止機能喪失事象では炉心冠水状態を維持するため，平均的燃料棒の燃料棒内温度変化及び燃料表面熱伝達については従来許認可解析と同様である。
		燃料棒表面熱伝達	燃料表面熱伝達は一定とし核沸騰の代表値を適用している。 熱的評価については，SCAT コードにて実施（最小限界出力比（MCPR）が燃料の許容設計限界を下回らないことを確認。）	同左 熱的評価については，SCAT コードにて実施（燃料被覆管温度評価を実施して判断基準を上回らないことを確認。）	無	
		沸騰遷移	（SCAT コードによる評価）	（SCAT コードによる評価）	—	—
		燃料被覆管酸化	（SCAT コードによる評価）	（SCAT コードによる評価）	—	—
		燃料被覆管変形	（SCAT コードによる評価）	（SCAT コードによる評価）	—	—

表２－１　REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	原子炉出力の上昇並びに炉心流量の低下により炉心平均ボイド率が増加するが，炉心は冠水を維持しているため，二相水位の影響はない。	同左	無	差異はない。
		気液分離（水位変化）・対向流 気液熱非平衡	炉心部の保有水量は十分保たれ，炉心は冠水を維持していることから影響はない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さについて，炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	原子炉圧力高により再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	無	圧力損失による影響に差異はない。
		三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，核熱水力不安定事象は生じない。なお，流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため，核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。なお，流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	原子炉水位低により再循環ポンプがトリップするが，実機機能の反映であるため設計値を使用している。	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さが，解析結果に影響すると考えられる。より現実的な評価を実施するため設計値を使用している。	有	重大事故等対策の有効性評価では再循環ポンプのトリップを考慮しているため，設計値を使用した現実的な解析条件としている。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出して原子炉圧力上昇を緩和する。	同左	無	差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	考慮している	同左	無	差異はない。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	・ECCS 系は考慮しない。 ・給水ポンプ予備機は考慮しない。 ・給水加熱喪失を考慮	・ECCS 系を考慮。 ・予備機を含めた給水系を考慮。 ・同左	有	原子炉がスクラムせず，また給水ポンプ予備機が起動するため，給水加熱喪失による出力上昇が燃料被覆管温度へ影響する可能性がある。
		ほう酸水の拡散	ほう酸水注入は考慮しない。	原子炉停止を達成するために，ほう酸水の原子炉への注入を設定。	有	従来許認可解析では原子炉スクラムにより原子炉停止となるが，重大事故等対策の有効性評価解析では，ほう酸水注入による原子炉停止としており，原子炉停止までの時間が長く，格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		三次元効果	REDY コードでは，燃料集合体間の流量配分について考慮していない。	同左	無	差異はない。

表２－１　REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器	冷却材放出	考慮しない	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出するため，格納容器プール水温度が上昇する。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		格納容器各領域間の流動	考慮しない	格納容器を 1 ノードでモデル化し，空間部温度は格納容器プール水温度と同じにすると仮定している。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		サプレッション・プール冷却	考慮しない	RHR による除熱を考慮	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
		気液界面の熱伝達	考慮しない	（格納容器各領域間の流動に同じ）	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（1／11）

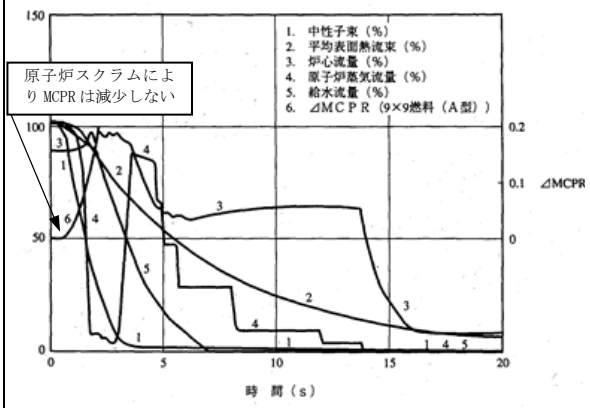
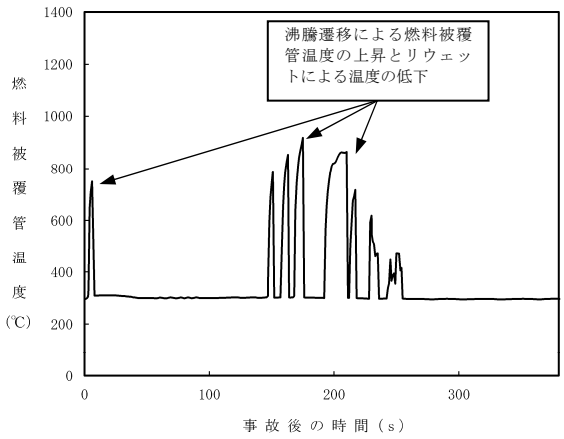
	従来許認可解析 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
最小限界出力比（ＭＣＰＲ）		原子炉出力の上昇により MCPR は減少し，沸騰遷移判定基準に達する。
燃料被覆管温度	沸騰遷移は生じないため，燃料被覆管温度は初期値からほとんど変化しない。	

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（2／11）

	従来許認可解析 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止）	重大事故等対策の有効性評価 （ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 ＋原子炉停止機能喪失）
事象進展	MCPR：原子炉スクラムによる負の反応度効果により，過渡時の MCPR は初期値を下回らない。 燃料被覆管温度：沸騰遷移が生じることは無く，温度はほとんど変化しない。	MCPR：原子炉スクラムしないため，過渡時の MCPR は沸騰遷移判定基準を下回る。 燃料被覆管温度：沸騰遷移が生じるため，温度は上昇する。原子炉出力の低下に伴いリウェットが発生し温度は低下する。
	原子炉スクラム：約 0.3 秒 MSIV 閉鎖：約 3 秒 沸騰遷移・リウェット：発生しない	原子炉スクラム：失敗 MSIV 閉鎖：同左 沸騰遷移・リウェット：数秒～約 400 秒
変化範囲	MCPR：初期値を下回らない 燃料被覆管温度：初期値からほとんど変化しない 時間：0 秒～数秒	MCPR：沸騰遷移判定基準を下回る 燃料被覆管温度：初期値～約 1000℃ 時間：0 秒～約 400 秒
適用範囲	MCPR：1.0 以上 燃料被覆管温度：対象外 時間：0 秒～制限なし	MCPR：同左 燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃ 時間：同左

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（3／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	初期バンドル出力	初期 MCPR が OLMCPR となる値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	従来許認可解析と同一の事象であり，差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件であり，条件の差異が生じる。スクラム機能喪失時は沸騰遷移が生じ，燃料被覆管温度が上昇する。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は，SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，熱伝達係数，ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
	燃料タイプ	9×9(A 型)，9×9(B 型)，MOX	9×9(A 型)，MOX	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
解析条件	初期 MCPR	OLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	BT 判定 MCPR	SLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットチャンネルの軸方向出力分布	中央出力ピーク分布	同左	無	従来許認可解析と同一の分布であり，差異はない。
	最大線出力密度	44.0kW/m×1.0	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	局所出力ピーキング係数	上記の初期 MCPR とピーク位置での線出力密度を満たすよう調整した値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットチャンネルのギャップ熱伝達係数				
	平均出力ロッド	燃焼期間中のバンドル平均の最大値（軸方向一定値）	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ホットロッド	平均出力ロッドに同じ	最大線出力密度 44kW/m 相当（軸方向分布考慮）	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために，ホットロッドのギャップ熱伝達係数に差異が生じる。軸方向分布を考慮したギャップ熱伝達係数を適用することで，適切に評価できる。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／11）

	項　目	従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	燃料被覆管と冷却材間の熱伝達係数 サブクール： ｻﾌﾞｸｰﾙ沸騰，核沸騰： 膜沸騰： リウェット：	 Dittus-Boelter の式 Jens-Lottes の式 使用しない 使用しない	 同左 同左 修正 Dougall-Rohsenow 式 日本原子力学会標準「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」における相関式 2	 無 無 有 有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために，熱伝達モデルに差異が生じる。日本原子力学会標準で推奨される相関式を適用することで，適切に評価できる。 また，核沸騰までの挙動は従来許認可解析と同等であり，サブクール，サブクール沸騰，及び核沸騰で適用する相関式については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移評価モデル	GEXL 相関式	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり，差異はない。
	ボイドモデル				
	サブクールボイドモデル 気泡離脱点： 蒸気生成：				
	圧損モデル 単相摩擦損失係数： 二相摩擦増倍係数： 局所二相増倍係数：				

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 （核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果	（REDY コードによる評価）	（REDY コードによる評価）	－	－
		崩壊熱	（REDY コードによる評価）	（REDY コードによる評価）	－	－
		三次元効果	（REDY コードによる評価）	（REDY コードによる評価）	－	－

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 （燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	出力が上昇してＭＣＰＲが低下するが，沸騰遷移は生じず，核沸騰状態で事象は推移する。	原子炉出力が急激に上昇するため，沸騰遷移が生じて膜沸騰状態に移行する。その後，原子炉出力の低下によってリウェットに至ることで核沸騰状態へ移行する。燃料被覆管温度は，燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して上昇する。	有	原子炉停止機能喪失事象では，沸騰遷移が生じるため，燃料被覆管温度の挙動に差異が生じる。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は，SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，熱伝達係数，ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
		燃料被覆管酸化	燃料被覆管温度の上昇量が小さく，水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	沸騰遷移発生によって燃料被覆管温度が高温となるため，水-ジルカロイ反応が発生する。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，燃料被覆管温度が高温となるため，取扱う燃料被覆管酸化量の評価に差異が生じる。そのため，燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応に Baker-Just の式を適用して燃料被覆管酸化量を計算する。
		燃料被覆管変形	無し	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	ボイド率は低下していく。	スクラムしないためボイド率は高いまま維持される。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，スクラム機能喪失を仮定しており，ボイド率の挙動に差異が生じる。しかし，原子炉停止機能喪失でのボイド率は過渡解析のボイド率最大値と同等であるため，差異による影響はない。
		気液分離（水位変化）・対向流	炉心部に二相水位は形成されない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		気液熱非平衡	無し	沸騰遷移発生によって過熱蒸気が発生する可能性がある。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，沸騰遷移発生により，気液熱非平衡に差異が生じる。そのため，原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように，燃料被覆管－冷却材間の熱伝達係数を従来許認可解析から変更している。
		圧力損失	流量に影響を与えない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		三次元効果	炉心径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。 また，事象発生後短時間で原子炉スクラムするため，核熱水力不安定事象は生じない。	炉心径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。 一方，原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため，核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって，この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材流量変化	原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし，自然循環流量相当まで流量が低下する。	ATWS 圧力高や原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし，自然循環流量相当まで低下する。	無	従来許認可解析との差異はない。
		冷却材放出（臨界流・差圧流）	MSIV 誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		圧力損失	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

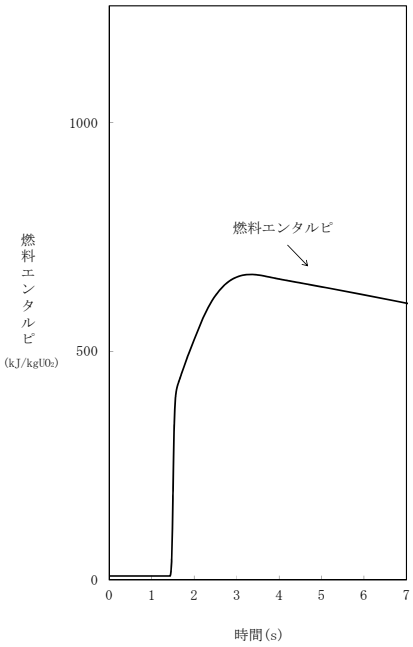
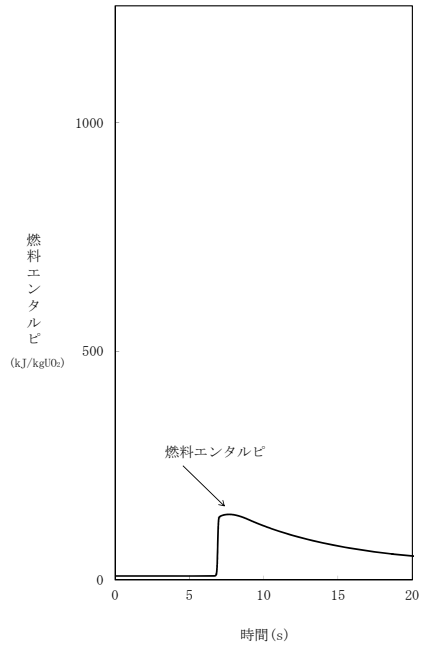
表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	・T/D 給水ポンプトリップ	・T/D 給水ポンプトリップ ・M/D 給水ポンプ起動 ・HPCS，RCIC 起動	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，M/D 給水ポンプ起動を仮定しており，入口サブクーリングが増加するため，入口サブクーリングに差異が生じる。入口サブクーリングの増加は GEXL 相関式で適用可能と考えられるため，差異による影響はない。
		ほう酸水の拡散	ほう酸水注入系は起動しない。	ほう酸水注入系の起動によって原子力出力を抑制し，原子炉停止を達成する（REDY コードによる評価）。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，ほう酸水注入系の起動を考慮するため，ほう酸水の効果に差異が生じる。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，ほう酸水注入系による出力抑制の効果が現れる段階より早いため影響はないと考えられる。そのため，差異による影響はない。
		三次元効果	（下部プレナムの流量配分） 再循環ポンプは対称にトリップするため影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表２－２　SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／11）

	項　目		従来許認可解析 （過渡解析）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉停止機能喪失）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器	冷却材放出	原子炉格納容器の挙動を評価しないため本物理現象は考慮しない。 原子炉格納容器における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	逃がし安全弁を介して原子炉格納容器の圧力及びプール水温が上昇する（REDY コードによる評価）。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では，原子炉格納容器の挙動を評価するため，物理現象の考慮有無に差異が生じる。いずれも REDY コードにて適切に評価でき，SCAT コードによる評価において差異による影響はない。
		格納容器各領域間の流動	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び圧力変化に影響する（REDY コードによる評価）。	有	同上
		サプレッション・プール冷却	同上	残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却を行うことによって原子炉格納容器の圧力及びプール水温の上昇を抑制する（REDY コードによる評価）。	有	同上
		気液界面の熱伝達	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度及び圧力変化へ影響する。（REDY コードによる評価）	有	同上

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(1／12)

	従来許認可解析 （BWR5 制御棒落下/低温時※）	重大事故等対策の有効性評価 （BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）
燃料エンタルピ		

※制御棒落下事象を比較対象として選定した理由は，起動時の制御棒引き抜き時の過渡変化の燃料エンタルピーは最大約 88kJ/kgUO2 であり，制御棒落下事象の方が厳しい事象（燃料エンタルピー：8～669kJ/kgUO2）であるため

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(2／12)

	従来許認可解析 （BWR5 制御棒落下/低温時）	重大事故等対策の有効性評価 （BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）
事象進展	原子炉の起動時に制御棒がインシーケンスで引き抜かれた臨界状態から，制御棒 1 本が落下速度の上限値 0.95m/s で落下することにより，原子炉出力が上昇する。 急激な出力上昇は，ドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに，平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して，原子炉はスクラムし，事象は収束する。	原子炉の停止時に制御棒が 1 本引き抜かれた局所臨界状態から，隣接する 1 本の制御棒が引抜速度の上限値 9.1cm/s で連続的に引き抜かれることにより原子炉出力が上昇する。 原子炉出力が上昇し，起動領域モニタの原子炉周期短信号が発生して，原子炉はスクラムし，事象は収束する。
	原子炉スクラム：約 1.5 秒	原子炉スクラム：約 6.8 秒
変化範囲	燃料エンタルピ：8kJ/kgUO_2～約 669kJ/kgUO_2 沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：0 秒～7 秒	燃料エンタルピ：8kJ/kgUO_2～約 144kJ/kgUO_2 沸騰状態：単相，核沸騰 時間：0 秒~20 秒
適用範囲	沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：0 秒～制限なし	沸騰状態：同左 時間：同左

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（3／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心条件	事故：低温臨界状態/高温待機臨界状態 過渡（BWR5）：高温待機臨界状態 過渡（ABWR）：低温臨界状態	低温停止状態	有	低温停止状態を初期炉心条件としており，差異が生じる。ただし，個々の炉心パラメータ自体は従来許認可解析の低温臨界条件と同一であり，また，事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であることから，差異による影響はない。
	事象	事故：制御棒落下 過渡：制御棒の誤引抜	制御棒の誤引抜	無	過渡解析と同一の事象であり，従来許認可解析のモデル適用範囲内である。
	初期実効増倍率	1.00（通常の制御棒引抜操作で臨界に達している）	1.00(保守的に初期状態で臨界を想定)	無	停止中の制御棒誤引抜解析では保守側に初期実効増倍率を 1.00 としており，初期実効増倍率条件の差異はない。
	初期制御棒パターン	臨界状態に対応した制御棒パターン	制御棒 1 本全引抜	有	停止中の制御棒誤引抜解析では制御棒 1 本全引抜状態を初期条件としており，条件の差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（4／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期出力	事故（低温臨界状態）：定格の 10^{-8} 事故（高温待機臨界状態）：定格の 10^{-6} 過渡（低温臨界状態）：定格の 10^{-8} 過渡（高温待機臨界状態）：定格の 10^{-3}	定格の 10^{-8}	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨界状態に対応した初期出力としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期燃料被覆管表面温度及び原子炉冷却材の温度	低温臨界状態：20℃ 高温待機臨界状態(BWR5)：286℃ 高温待機臨界状態(ABWR)：287℃	20℃	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨界状態に対応した初期温度としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期燃料エンタルピ	低温臨界状態：8kJ/kgUO_2 高温待機臨界状態：75kJ/kgUO_2	8kJ/kgUO_2	無	初期温度に対応した燃料エンタルピとしており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。
	初期原子炉圧力	低温臨界状態：0.0MPa[gage] 高温待機臨界状態(BWR5)： 7.03MPa[gage] 高温待機臨界状態(ABWR)： 7.17MPa[gage]	0.0MPa[gage]	無	原子炉低温停止状態に対応した初期圧力としており，事故・過渡解析（低温臨界状態）との差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（5／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心流量	定格の 20% （再循環ポンプによる冷却材循環）	定格の 2% （崩壊熱除去系による冷却材循環）	有	停止中の制御棒誤引抜解析では崩壊熱除去系による冷却材循環を仮定しており，初期流量に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	局所出力ピーキング係数	最大出力となる燃料集合体断面に対応する値 燃焼度条件 サイクル初期：未燃焼 サイクル末期：当該燃料の燃焼度より小さい燃焼度	最大出力となる燃料集合体断面に対応する値 燃焼度条件 未燃焼	無	従来許認可と同一の局所出力ピーキング係数を使用しており，差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（6／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡 ：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析モデル	ギャップ熱伝達	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可と同一の熱伝導方程式を使用しており，差異はない。
	燃料棒表面熱伝達	単相強制対流：Dittus-Boelter の式 核沸騰状態：Jens-Lottes の式 膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 膜沸騰状態(高温待機時) ：Dougall-Rohsenow の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝達相関式を用いており，差異はない。また，事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，熱伝達係数については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式 高温待機時 : GEXL 相関式での MCPR が限界値	同左	無	従来許認可解析と同一の沸騰遷移判定式を用いており，差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（7／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡 ：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	引抜/落下制御棒	事故：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒 1 本 過渡（BWR5）：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒 1 本 過渡（ABWR）：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒 26 本	初期引抜制御棒に隣接する制御棒 1 本	有	停止中の制御棒誤引抜解析は引抜制御棒に隣接する制御棒1本の引抜を仮定しており，引抜制御棒に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	引抜/落下制御棒価値	事故：1.3%Δk 過渡（BWR5）：1.3%Δk 過渡（ABWR）：3.5%Δk	誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値	有	停止中の制御棒誤引抜解析は誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値を用いるため，制御棒価値に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり，差異による影響はない。
	制御棒引抜/落下速度	事故（BWR5）：0.95m/s 事故（ABWR）：0.7m/s 過渡（BWR5）：9.1cm/s 過渡（ABWR）：3.3cm/s	BWR5：9.1cm/s ABWR：3.3cm/s	無	従来許認可（過渡）と同一の制御棒引抜速度としており，差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（8／12）

	項　目	従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	スクラム条件	事故：中性子束高（平均出力領域モニタ） 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：中性子束高 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：原子炉周期短	中間領域モニタ採用プラント:中性子束高 起動領域モニタ採用プラント:原子炉周期短	無	従来許認可（過渡）と同一のスクラム条件としており，差異はない。
	検出器バイパス条件	事故：平均出力領域モニタに単一故障を仮定する。 過渡（BWR5）：A，B チャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を 1 個ずつバイパス 過渡（ABWR）：A，B，C グループともに引抜制御棒に最も近い検出器を 1 個ずつバイパス	BWR5：A，B チャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を 1 個ずつバイパス ABWR：A，B，C グループともに引抜制御棒に最も近い検出器を 1 個ずつバイパス	無	従来許認可（過渡）と同一の検出器バイパス条件としており，差異はない。
	スクラム動作遅れ	事故：0.09 秒 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：0.09 秒 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：0.2 秒	中間領域モニタ採用プラント：0.09 秒 起動領域モニタ採用プラント：0.2 秒	無	従来許認可（過渡）とスクラム動作遅れとしており，差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（9／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（核）	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果	事故:制御棒落下により急激な反応度投入と出力分布変化が生じる。急激な出力上昇はドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに,平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して,原子炉はスクラムする。 過渡：制御棒が連続的に引き抜かれ,原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	制御棒が連続的に引き抜かれ，原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。	有	停止中の制御棒誤引抜解析は炉心外周部の制御棒が局所的に引き抜かれることから，局所的に出力が上昇し，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また，制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受けるが，事象を通じての炉心挙動は従来許認可（事故）の範囲を超えることはない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（10／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	事故：炉心出力が急激に上昇するため，最高出力燃料棒は沸騰遷移し膜沸騰状態に至る。膜沸騰状態では燃料の除熱量が低下し，燃料温度は 1000℃を超える温度で推移する。 過渡:炉心出力の上昇は事故と比較して緩やかであることから，最高出力燃料棒は沸騰遷移に至らない。	炉心出力の上昇は従来許認可の事故と比較して緩やかであることから，最高出力燃料棒は沸騰遷移には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
		燃料被覆管酸化	事故：燃料被覆管の高温化に伴う水-ジルカロイ反応が発生する。 過渡:燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（11／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	事故：炉心出力が急激に上昇するため，ボイドが発生する。 過渡：サブクールのない高温待機状態の場合，ボイドが発生する。 低温状態の場合，サブクール度が大きく，また，事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから，ボイドはほとんど発生しない。	サブクール度が大きく，また，事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから，ボイドはほとんど発生しない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
		三次元効果	事故：ボイド発生に伴い，圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。 過渡：高温待機状態の場合，ボイド発生に伴い，圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。低温状態の場合，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	無	従来許認可解析（過渡）との差異はない。また，事象を通じての燃料挙動は従来許認可（事故）の範囲を超えることはない。

表 3　APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較（12／12）

	項　目		従来許認可解析 （事故：制御棒落下） （過渡　：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）	重大事故等対策の有効性評価 （原子炉運転停止中の制御棒誤引抜）	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心（熱流動）	圧力損失	事故：ボイド発生に伴い，圧力損失への影響が生じる。 過渡：高温待機状態の場合，ボイド発生に伴い，圧力損失への影響が生じる。低温状態の場合，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失への影響は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり，ボイドがほとんど発生しないことから，圧力損失への影響は生じない。	無	従来許認可解析（過渡）との差異はない。また，事象を通じての燃料挙動は従来許認可（事故）の範囲を超えることはない。

第１部　ＳＡＦＥＲ

目　次

－　ＳＡＦＥＲ　－

1. はじめに 1-4
2. 重要現象の特定 1-5
2.1 事故シーケンスと評価指標 1-5
2.2 ランクの定義 1-13
2.3 物理現象に対するランク付け 1-14
3. 解析モデルについて 1-25
3.1 コード概要 1-25
3.2 重要現象に対する解析モデル 1-27
3.3 解析モデル 1-28
3.4 入出力 1-79
4. 妥当性確認 1-82
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法 1-82
4.2 ＴＢＬ実験解析 1-87
4.3 ＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析 1-99
4.4 ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析 1-110
4.5 実機解析への適用性 1-120
5. 有効性評価への適用性 1-131
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点） 1-131
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点） 1-134
6. 参考文献 1-139

添付１　入力項目リスト　…… 1-143
添付２　相関式，モデルの適用性　…… 1-147
添付３　前処理コード　…… 1-181
添付４　炉心の過熱蒸気の影響評価　…… 1-184
添付５　代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について　…… 1-191
添付６　原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について　…… 1-199

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，SAFER Ver.3（以下「ＳＡＦＥＲコード」という。）について，

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1　事故シーケンスと評価指標

ＳＡＦＥＲコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループについて，具体的な事故シーケンス及びその事象の推移と評価指標について記述する。ＳＡＦＥＲコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループは，出力運転中の発電用原子炉を対象とした以下の６グループである。

・高圧・低圧注水機能喪失

・高圧注水・減圧機能喪失

・全交流動力電源喪失

・崩壊熱除去機能喪失

・ＬＯＣＡ時注水機能喪失

・格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，原子炉減圧には成功するが，低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋原子炉隔離時冷却系（以下「ＲＣＩＣ」という。）及び非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低信号でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。

原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁（以下「ＭＳＩＶ」という。）が閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力が主蒸気逃がし安全弁（以下「ＳＲＶ」という。）の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉注水機能喪失の状況下では，原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために，高圧代替注水設備を使用する場合には，高圧状態の原子炉へ注水を開始する。ＳＲＶからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には，手動操作によりＳＲＶを開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，かつ，原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧失敗」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，原子炉水位低信号でＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でＭＳＩＶが閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力がＳＲＶの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力はＳＲＶ設定値近傍に維持される。一方，原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では，原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するため，代替自動減圧ロジックによりＳＲＶが開き，原子炉を減圧し，原子炉の減圧後にＥＣＣＳ（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧注水系による注水を開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，送電系統又は所内主発電設備の故障等により，外部電源が喪失するとともに，非常用所内電源系統も機能喪失し，安全機能を有する系統及び機器の全交流動力電源が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機の機能喪失」を想定する。外部電源喪失後，タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また，原子炉水位低信号でＲＣＩＣが自動起動して原子炉水位は維持される。しかし，非常用ディーゼル発電機の起動失敗により全交流動力電源喪失となり，また，直流電源が枯渇し，ＲＣＩＣが機能喪失した場合には原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，交流電源設備による給電ができない一定期間直流電源を確保し，ＲＣＩＣによって原子炉水位を適切に維持しつつ，代替電源設備，低圧代替注水設備の準備が完了したところで，原子炉の減圧及びＥＣＣＳ（低圧注水系）又は低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は，ＳＲＶにより手動操作にて実施する。原子炉減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，低圧代替注水設備等による注水開始により原子炉水位が回復するため，事象収束に向かうことになる。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

① 取水機能喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，原子炉注水には成功するが，取水機能喪失により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失後，タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また，原子炉水位低信号でＲＣＩＣが自動起動して水位は維持される。その後，原子炉を減圧し，低圧代替注水設備等による原子炉注水を開始する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し，いずれは原子炉格納容器が先行破損し，その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

② 残留熱除去系機能喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，運転時の異常な過渡変化又は設計基準事故（ＬＯＣＡを除く）の発生後，原子炉注水には成功するが，残留熱除去系（以下「ＲＨＲ」という。）の故障により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋ＲＨＲ機能喪失」を想定する。給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また，原子炉水位低信号でＲＣＩＣ等が自動起動して原子炉水位は維持される。その後，原子炉を減圧し，高圧注水設備等による原子炉注水を開始する。

一方，原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がＳＲＶを介して徐々に流出するため，原子炉格納容器の圧力及び温度が上昇し，いずれは原子炉格

納容器が先行破損し，その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

(5) ＬＯＣＡ時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは，発電用原子炉の出力運転中に，原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管の大規模な破断（大破断ＬＯＣＡ）あるいは中小規模の破断（中小破断ＬＯＣＡ）の発生後，高圧注水機能，低圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「中小破断ＬＯＣＡ＋ＥＣＣＳ（高圧注水系，低圧注水系）起動失敗」を想定する。中小破断ＬＯＣＡ発生後，炉心流量急減信号又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，高圧注水系，低圧注水系及び自動減圧系の起動失敗により，原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては，代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために，高圧代替注水設備を使用する場合には，高圧状態の原子炉へ注水を開始する。ＳＲＶからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には，手動操作によりＳＲＶを開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，低圧代替注水設備に

よる注水を開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

なお，大破断ＬＯＣＡ時は炉心の著しい損傷までの事象進展が早く，国内外の先進的な対策と同等のものを考慮しても，炉心損傷防止対策を有効に実施することはできないため，格納容器破損防止対策を講じて，その有効性を確認している。

(6) 格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

この事故シーケンスグループは，原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で，高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち，隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破損する事象を想定する。

具体的な事故シナリオとして，「高圧炉心注水系の吸込配管」等の破損を想定する。機器破損等の発生後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし，破損口から冷却材が流出するため原子炉圧力容器内の保有水が減少し，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，ＲＣＩＣ及びＥＣＣＳ（高圧注水系）により炉心を冷却することによって炉心損傷の防止を図り，また，逃がし安全弁による原子炉減圧に伴う冷却材漏えいの抑制及びインターフェイスシステムＬＯＣＡの発生箇所の隔離によって，原子炉格納容器外への冷却材の流出の防止を図る。原子炉減圧後は，低圧注水設備等による原子炉注水によって原子炉水位を維持することにより事象収束に向かうことになる。

したがって，本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため，燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し，有効性評価上要求される評価項目は，以下の５点である。

a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）

b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）

c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の 1.2 倍以下）

d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）

e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から，15%に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b.を除く，a．c．d．e.を評価指標として取り上げる。このうち，c．はＳＲＶの作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ，ＳＲＶの設定圧力以下に抑えられるため評価指標から除外する。また，d．と e．はＳＡＦＥＲコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2　ランクの定義

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちＳＡＦＥＲコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2-1 の定義に従って「H」，「M」，「Ｌ」，及び「Ｉ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない

2.3　物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち 2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

ランク付けに当たっては，燃料被覆管温度は炉心冷却，炉心水位，燃料被覆管のヒートアップから影響を受けるため，これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。また，運転操作等により原子炉を強制的に減圧し，温度・圧力を低下させるシーケンスでは，原子炉の減圧により代替注水設備を含む注水系からの冷却水の注水による炉心冷却を期待するため，原子炉の減圧に寄与する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また，減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギのうち，減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって，核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事象発生後スクラムするまでの時間が短

く，通常運転時からの出力分布変化に対する影響が小さい。したがって，出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果［炉心（核)］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果［炉心（核)］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，制御棒反応度及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱［炉心（核)］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果［炉心（核)］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，核熱水力不安定事象は発生しない。したがって，核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布，燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレットー燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって，燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には，二相壁面熱伝達により冷却される。また，炉心が露出した場合には，蒸気単相流，燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり，燃料棒表面熱伝達に影響する。したがって，燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，給水流量の全喪失あるいは小破断ＬＯＣＡを起因事象としており，炉心流量の減少は緩やかに変化し，事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため，燃料集合体で核沸騰からの離脱が発生する可能性は低い。一方，事故後長期において炉心が

露出する場合には，燃料被覆管温度が上昇するが，原子炉注水により炉心が再冠水することによって，最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって，沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，燃料被覆管が高温になるとジルコニウムー水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし，代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され，燃料被覆管温度はジルコニウムー水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスでは，事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，燃料ペレットが膨張することはなくＰＣＭＩは発生しない。燃料被覆管が高温になり，燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には，燃料棒間の輻射熱伝達への影響，燃料集合体内の流路減少による冷却への影響がある。破裂が発生する場合には，燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが，崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が原子炉格納容器内に放出されると，格納容器内雰囲気放射線モニタにより炉心損傷の判断を実施した場合，格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし，この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって，燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重

要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果［炉心（燃料)］

本物理現象は，横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射の寄与が大きくなる。輻射伝熱に関する三次元効果は，輻射伝熱量が増加するため，燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく，重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動)］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって，沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ，代替注水設備等による原子炉注水により，原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが，事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動)］

評価する具体的な事故シーケンスは，原子炉減圧操作に伴う下部プレナ

ムフラッシングが発生する事象であり，フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は，炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって，気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方，炉心上部での気液対向流制限（以下「ＣＣＦＬ」という。），ＣＣＦＬブレークダウンは，事象進展が緩やかなこと，代替注水設備等による原子炉注水はダウンカマ又は炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが，短期間であるため影響は小さい。また，炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で，かつ，下部プレナムにも水位が形成される場合には，炉心下部でＣＣＦＬが発生する可能性があるが，原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり，下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため，炉心下部のＣＣＦＬは発生しない。したがって，対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡［炉心（熱流動)］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は，上部プレナムから炉心シュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ，熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら，気液熱非平衡の影響は，(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(16) 圧力損失［炉心（熱流動)］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失の影響は小さい。また，炉心バイパス部は，局所的な圧力損失は小さい。したがって，圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果［炉心（熱流動)］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，露出した炉心が再冠水する過程においては，炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流，周辺の出力の低い燃料集合体では下降流，その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(18) 冷却材流量変化［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また，事故後長期において炉心が露出する場合には，原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため，自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって，冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＳＲＶを使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出により炉心露出が発生し，燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また，原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため，炉心冷却への影響が大きい。したがって，冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＳＲＶを使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出による原子炉減圧があり，減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また，原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し，重要度は中程度と考えられる。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し，重要度が中程度と考えられる。

(22) 気液熱非平衡［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし，炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。

(23) 圧力損失［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし，炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため，重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＳＲＶを使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出により原子炉が減圧され，構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし，崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって，構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(25) ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＥＣＣＳ又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって，ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(26) ほう酸水による拡散［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれもほう酸水の注入を考慮していないため，ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが，事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

表 2-2　炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類		物理現象	事故シーケンスグループ / 評価指標	高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	ＬＯＣＡ時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）
				燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力		L	L	L	L	L	L
	(2)	出力分布変化		L	L	L	L	L	L
	(3)	反応度フィードバック効果		L	L	L	L	L	L
	(4)	制御棒反応度効果		L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(6)	三次元効果		I	I	I	I	I	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化		L	L	L	L	L	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(9)	沸騰遷移		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(10)	燃料被覆管酸化		**M**	**M**	**M**	**M**	**M**	**M**
	(11)	燃料被覆管変形		**M**	**M**	**M**	**M**	**M**	**M**
	(12)	三次元効果		L	L	L	L	L	L
炉心（熱流動）	(13)	沸騰・ボイド率変化		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(15)	気液熱非平衡		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(16)	圧力損失		L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	(18)	冷却材流量変化		L	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		**M**	**M**	**M**	**M**	**M**	**M**
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流		**M**	**M**	**M**	**M**	**M**	**M**
	(22)	気液熱非平衡		I	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失		L	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達		L	L	L	L	L	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(26)	ほう酸水による拡散		I	I	I	I	I	I
	(27)	三次元効果		L	L	L	L	L	L

3. 解析モデルについて

3.1　コード概要

ＳＡＦＥＲコードは，長期間の原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり，原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故，原子炉冷却材流量の喪失事故及び原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や原子炉圧力容器内を評価対象としているものにＭＡＡＰコードがあげられるが，ＳＡＦＥＲコードは，ＭＡＡＰコードに比べて，ＣＣＦＬや燃料棒表面の熱伝達等，原子炉内熱水力挙動及び燃料被覆管温度挙動を詳細に評価することが可能であるため，炉心損傷防止対策の有効性評価解析には適している。

本コードは仮想的な高出力燃料集合体１体を含めて原子炉圧力容器内を 9 ノードに分割し，原子炉圧力，各ノードの水位変化等を計算する。また，各種のＥＣＣＳ，ＲＣＩＣ等の性能特性を入力することにより，それらの性能を評価することができる。原子炉内冷却材量の評価に当たっては，上部タイプレート，炉心入口オリフィス等でのＣＣＦＬ及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落水する現象（ＣＣＦＬブレークダウン現象）を考慮することができる。

また，本コードでは，平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット，燃料被覆管，チャンネルボックス等の温度計算を行う。燃料被覆管の温度計算においては，その冷却状態に応じた熱伝達係数を考慮でき，また，燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を，考慮することができる。

また，燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウムー水反応）を Baker-Just の式によって計算し，表面の酸化量を求める。さら

に，燃料棒内の圧力を計算することによって，燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し，破裂が起きた場合には，燃料被覆管の内面に対してもジルコニウムー水反応を考慮する。

本コードの入力は，原子炉出力，原子炉圧力等の初期条件，原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量，燃料集合体及び炉心に関するデータ，プラント過渡特性パラメータ，ＥＣＣＳ等の特性，想定破断の位置，破断面積等であり，出力として，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管最高温度（以下「ＰＣＴ」という。），燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお，ＳＡＦＥＲコードは「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下「ＥＣＣＳ性能評価指針」という。）で妥当性が認められているモデルを使用しており，ＢＷＲプラントの設計基準事故のＬＯＣＡ解析（ＥＣＣＳ性能評価解析）に適用されている。

3.2　重要現象に対する解析モデル

２章において重要現象に分類された物理現象について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 （核）	崩壊熱	崩壊熱モデル
炉心 （燃料）	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル
炉心 （熱流動）	沸騰・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	三次元効果	
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
原子炉 圧力容器 （逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル

3.3　解析モデル[(1)(2)]

ＳＡＦＥＲコードの計算モデルは熱流動解析を実施する熱水力モデルと燃料棒熱解析を実施する炉心ヒートアップモデルに大別される。主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1　熱水力モデル

ＳＡＦＥＲコードは熱力学的に均質，平衡を仮定した熱水力モデルを持ち，原子炉圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の原子炉内構造物による物理的な境界にしたがって８ノードに区分する。また，仮想的な高出力燃料集合体１体を独立のノードとしてモデル化している。

原子炉圧力は，原子炉圧力容器内を一点で近似し，原子炉圧力容器全体の冷却材に対する質量及びエネルギの保存式に基づき計算する。

各ノードの水位挙動や冷却材保有量の計算には，質量，運動量及びエネルギの保存則を適用し，二相流体の流動モデルとしてドリフトフラックスモデル及び気液界面からの蒸気離脱流に対する気泡上昇流モデル，燃料上部等でのＣＣＦＬモデルを用いている。なお，運動量保存式は下部プレナムが満水のときに再循環流量及び炉心入口流量を求めるために用いられ，炉心シュラウド内外の圧力損失のバランスを考慮している。

また，大破断ＬＯＣＡ時の再冠水過程に下部プレナムと炉心に水位が別々に形成されるときの炉心各チャンネルの平行流路の流動挙動を，実験に基づいて近似的にモデル化している。

なお，破断口及びＳＲＶからの流出流量は臨界流モデルを用いて計算し，原子炉圧力が低下すると差圧流モデルに切り替わる。

(1) ノード分割

実機解析に用いるノード分割を図 3-1 に示す。ノード間の矢印は流路を表し，その方向は通常運転状態の流れの向きを表している。

原子炉圧力容器内は，冷却材保有量計算のために８ノードに分割している。これらのノードは，ＢＷＲの典型的な領域を与えるように選んでおり，物理的な境界や流路抵抗等によって分けている。また，高出力燃料集合体１体を独立のノードとして設ける。このノード分割を適用したＢＷＲのＬＯＣＡ模擬実験解析結果と実験結果との比較により，原子炉圧力容器内の冷却材保有量の分布及び炉心の水位，燃料被覆管温度の変化等を適切に評価することを確認している。

ノード間の冷却材の移動は流路を介して行い，ＬＯＣＡ模擬実験でＣＣＦＬが確認された燃料集合体上部と下部及び炉心バイパス下部の流路についてはＣＣＦＬ計算を可能としている。

ＬＯＣＡ模擬実験の結果によれば，露出した炉心が再冠水する過程において，燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在し得ることが示されている。下部プレナムに二相水位が形成されている場合，一部の出力の高い燃料集合体では蒸気と水の上昇流，大部分の燃料集合体では気液対向流，炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では下降流が生じる。

これは，炉心周辺部の燃料集合体はボトムエントリーオリフィス，それ以外の燃料集合体はサイドエントリーオリフィスであるため，燃料集合体入口の条件が異なることによるとともに，炉心スプレイ注水後にスパージャが水没している場合，上部プレナムの周辺領域にサブクール水が存在していることによる。

ＳＡＦＥＲコードは，上述のノード分割と流路の設定に基づいて，次のようにその効果を取り込んでいる。

a) 炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体で生じる気液並行上昇流については，炉心（ノード３）とは独立に設けた高出力燃料集合体（ノード９）で取り扱う。

b) 炉心周辺の出力の低い燃料集合体で生じる下降流については，上部プレナム（ノード５）のプール水が下部プレナム（ノード１）に移動することで取り扱う。

c) その他多くの燃料集合体で生じる気液対向流は，炉心（ノード３）及び高出力燃料集合体（ノード９）の入口と出口の流路で取り扱う。

以上のように，ＳＡＦＥＲコードは，炉心の三次元的な流動状態を模擬している。なお，それぞれの取扱いのモデル化の詳細については，(4) 炉心内流動に記述する。

① ノード１：下部プレナム

下部プレナムは，制御棒案内管外側の下部プレナム領域であり，原子炉圧力容器壁と炉心支持板によって仕切られている。ジェットポンプ内も下部プレナムの領域としているが，ジェットポンプ内の水位は，炉心シュラウド内の圧損とジェットポンプを通る圧損を考慮することにより，下部プレナム内の水位とは別に計算する。

定格出力時においては，再循環ポンプによりダウンカマ領域の冷却水が下部プレナムに供給され，炉心入口オリフィスを介して燃料集合体下部に配分される。

② ノード２：制御棒案内管

制御棒案内管は，制御棒案内管上部での燃料支持金具での流路抵抗によ

り，炉心バイパスノードとは切り離している。

このノードは，上部の燃料支持金具との間隙及び下部の制御棒駆動機構との間隙を介して炉心バイパス及び下部プレナムと通じている。

③ ノード３：炉心

炉心は，原子炉内の全燃料集合体とし，炉心内のボイド率分布をより詳細に計算するために，軸方向に 12 のサブノードに再分割する。これらのサブノードは，燃料集合体下部及び燃料集合体上部の非加熱ノード（各１ノード)，そして 10 の加熱ノードからなる。炉心内の燃料集合体下部の炉心入口オリフィスによって下部プレナムに通じており，また，燃料上部タイプレートによって上部プレナムに通じている。

④ ノード４：炉心バイパス

炉心バイパスは，燃料集合体間の領域（中心バイパス）及び炉心シュラウド壁と炉心最外周の燃料集合体の間の領域（周辺バイパス）とする。このノードは，制御棒案内管の上部にあり，種々の漏えい流路を通って炉心下部と通じている。バイパス領域と下部プレナム間の小さな漏えい流路もまた考慮する。

⑤ ノード５：上部プレナム

上部プレナムは，炉心上部の二相混合プレナム領域と，プレナム上部の気水分離器を含む。炉心ノードと炉心バイパスノードからの出口流量はこのノードで混合する。炉心スプレイスパージャ及び炉心注水スパージャからの注入水とも，このノードで混合する。

上部プレナムから溢れた水と蒸気はそれぞれダウンカマと蒸気ドームに

移行する。

⑥ ノード６：下部ダウンカマ

下部ダウンカマは，給水スパージャの下方に位置し，炉心シュラウド外側のダウンカマ部の領域である。定格出力時において，このノードは未飽和領域である。この未飽和水の水位は，給水が継続する間，給水スパージャの高さに維持される。この未飽和水ノードの質量及びエネルギ変化が上部ダウンカマノードとは別に計算される。

⑦ ノード７：上部ダウンカマ

上部ダウンカマは，給水スパージャとダウンカマ水位との間の領域であり，定格出力時においては，飽和領域である。このノードの上部の境界は二相混合水位として変動し，下部はノード６によって区別されている。

⑧ ノード８：蒸気ドーム

蒸気ドームは，ダウンカマと上部プレナムそれぞれの二相混合水位の上の全蒸気空間とする。このノードの空間部体積は，ダウンカマや上部プレナムの二相混合水位が変化するにつれて変わることになる。

⑨ ノード９：高出力燃料集合体

炉心の燃料集合体とは出力の異なる燃料集合体の冷却材保有量，ボイド率，水位，燃料棒温度等を計算する目的のために高出力燃料集合体１体が独立した仮想領域としてモデル化されている。このノードの熱水力挙動は，すでに計算されている炉心の圧力損失から計算され，燃料棒温度計算に反映される。高出力燃料集合体の計算結果は，他のノードの状態に影響

を与えない。

(2) 質量及びエネルギ保存式

質量及びエネルギの流れについて，図 3-2 に示す。流出量は，負の流入量として考える。なお，対象としているノードを明記する必要がある場合には，図 3-1 で用いられているノード番号を使用する。

a．未飽和ノードの質量及びエネルギ保存式

未飽和ノードiの質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\Sigma W_g)_i + (\Sigma W_f)_i + (\Sigma W_\ell)_i = (\Sigma W)_i \qquad (3\text{-}1)$$

エネルギ保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\Sigma hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \qquad (3\text{-}2)$$

式（3-1），式（3-2）より，エンタルピ変化率は，次式のようになる。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\Sigma hW)_i - h_{\ell_i} (\Sigma W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] \Big/ M_{\ell_i} \qquad (3\text{-}3)$$

ここで，

M　：冷却材質量

$\dot{Q}$　：伝熱又は発熱による流入エネルギ

W　：冷却材流量

h　：エンタルピ

α'　：変換係数

V　：ノード体積

P　：圧力

添字 f は飽和液相，g は蒸気相，ℓ は未飽和液相を示す。

b．　飽和ノードの質量及びエネルギ保存式

飽和ノード i の蒸気及び水の質量保存式は，それぞれ次式で与えられる。

$$\left.\begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\Sigma W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\Sigma W_\ell)_i + (\Sigma W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned}\right\} \qquad (3\text{-}4)$$

ここで，

$\dot{m}'_{fg_i}$　：フラッシング率

エネルギ保存式は，次式で表される。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\Sigma hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g)\dot{P} \end{aligned} \qquad (3\text{-}5)$$

式（3-5）の左辺の正味エネルギ流入量は，次式で表される。

$$(\Sigma hW)_i = h_g(\Sigma W_g)_i + h_f(\Sigma W_f)_i + \sum_j h_{\ell_j} W_{\ell_{ji}} \qquad (3\text{-}6)$$

さらに，飽和水及び飽和蒸気のエンタルピが圧力変化に伴い飽和限界線上にそって変化することから，

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP}\dot{P} \quad , \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP}\dot{P} \qquad (3\text{-}7)$$

の関係を用い，式（3-4），式（3-5），式（3-6）及び式（3-7）により，フラッシング率は，次式のように求まる。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} \Big/ h_{fg}$$

(3-8)

ここで，

v_g　：蒸気の比体積

v_f　：液相の比体積

このフラッシング率は，以下に述べるような補正を加えて使用される。

c．　蒸気ドーム内の質量及びエネルギ保存式

蒸気ドームには，ダウンカマ及び上部プレナムからの蒸気が全て流入する。その質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{g_8} = (\Sigma W_g)_8 \qquad (3\text{-}9)$$

蒸気ドームのエネルギ保存式より過熱エネルギは次式で表される。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_8} \qquad (3\text{-}10)$$

この過熱エネルギ（$\dot{E}_{sh}$）は，蒸気ドームに直接接しているノード，すなわち，上部プレナムとダウンカマのフラッシング率に補正項を加える

形で配分される。これは，ＳＡＦＥＲコードは蒸気ドームの蒸気は飽和と仮定しているため，過熱エネルギは蒸気ドームに接する水面での飽和水の蒸発に置き換え，フラッシング率を補正しているものである。

$$\dot{m}_{fg,i} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^{7}\left|\dot{m}_{fg,i}\right|}\left|\dot{m}'_{fg,i}\right| + \dot{m}'_{fg,i} \qquad (3\text{-}11)$$

ここで，

$i=5$　　：上部プレナムノード

$i=6,7$　　：ダウンカマノード

上記以外の，蒸気ドームに接していない炉心，高出力燃料集合体等のノードに関しては，過熱エネルギによるフラッシング率の補正は行わない。

$$\dot{m}_{fg,i} = \dot{m}'_{fg,i} \qquad (3\text{-}12)$$

ここで，

$i=1$～4及び9　　：　上部プレナム及びダウンカマ以外のノード

ｄ．　圧力変化率

ＳＡＦＥＲコードでは原子炉圧力容器内の圧力がほぼ一様であることを仮定しており，その圧力変化は，全原子炉圧力容器体積が一定であることから，次のように導かれる。

$$\dot{V} = 0$$

$$= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \qquad (3\text{-}13)$$

ここで，原子炉圧力容器全体の質量変化率は，高出力燃料集合体を除く原子炉圧力容器内ノードの質量変化率を合計することにより計算される。これらは蒸気ドームを含めて，以下のようになる。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \qquad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \qquad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \qquad (3\text{-}14)$$

また，比容積の導関数は，次式で表される。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP}\dot{P}, \qquad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP}\dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell}\dot{h} \qquad (3\text{-}15)$$

正味の未飽和水エンタルピ変化率は，次式で表される。

$$\dot{h}_\ell = \sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i} \Big/ \sum_i M_{\ell_i} \qquad (3\text{-}16)$$

式（3-14），式（3-15）及び式（3-16）により，式（3-13）は，以下のようになる。

$$\dot{P} = -\left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell\right] \Big/ \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P}\right]$$

(3-17)

式（3-16）を式（3-17）に代入すると，圧力変化率の最終的な式は，

次のようになる。

$$\dot{P} = -X/Y \tag{3-18}$$

ここで，X，Y は次式で表される。

$$X = \sum_{sat}\left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j \left(h_{\ell_j} - h_f \right) W_{\ell_{ji}} \right] \right\}$$

$$+ \sum_{sub}\left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j \left(h W_{ji} \right) \right] \right\} \tag{3-19}$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f$$

$$+ \sum_{sub}\left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \tag{3-20}$$

e．全体的な運動方程式

ＳＡＦＥＲコードは下部プレナムと蒸気ドームの間で三つの経路を考えており，各ループの運動方程式を解いている。その三つの経路とは，炉心と健全側と破断側の二つに分けた冷却材再循環系である。

図 3-3 は，ジェットポンプ型ＢＷＲを例にして，原子炉圧力容器内について運動方程式を解いているループを示した図である。それぞれのループは蒸気ドームからダウンカマを通り，ジェットポンプを経て下部プレナムに至る。そして，炉心，上部プレナムを通って

蒸気ドームに戻る。図 3-3 を参照してループ“a”回りの運動方程式は次のようになる。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \qquad (3\text{-}21)$$

ここで，添字は，

$i-j$ ： i から j への流路

JP ： ジェットポンプ

s ： 静圧差

f ： 摩擦又は局所損失による圧損

p ： 駆動流によるジェットポンプ部の圧力上昇

同様な式がループ“b”にも書ける。ＳＡＦＥＲコードは長時間の冷却材保有量の分布の計算を意図したコードであり，短時間の再循環ポンプの挙動の計算を意図しているものではない。後者の機能はＬＡＭＢコードによってなされる。したがって，ＳＡＦＥＲコードでは再循環ポンプはジェットポンプ内の圧力上昇分として簡単にモデル化されている。

各ループの再循環ポンプ流量は，コーストダウン時定数を用いて指数関数的に減衰するものとして，次式で与えられる。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \qquad (3\text{-}22)$$

ここで，

W_p ： 再循環ポンプ流量

W_{p_0} ： 初期再循環ポンプ流量

τ ： コーストダウン時定数

この流量を用いて，ジェットポンプの圧力上昇分 $\Delta P_{JP,p}$ は次式で求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \qquad (3\text{-}23)$$

ここで，$\Delta P_{JP,p_0}$ は，初期のジェットポンプの圧力上昇分を表す。

また，ジェットポンプの摩擦圧損は，それぞれのループに対して次のように計算される。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)|W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi^2{}_{JP} \qquad (3\text{-}24)$$

ここで，

(K/A^2) ： 圧損係数

W_{RC} ： ジェットポンプ出口流量

ρ_f ： 液相密度

$\phi^2{}_{JP}$ ： 均質二相増倍係数

トランジェントの最初の数秒後，式（3-24）の $W_p = 0$，$W_{RC} - W_p \cong W_{RC}$ となり，両方のループは同一となる。炉心の摩擦圧損は三つの項の和で評価される。すなわち，炉心入口オリフィス部での局所圧損，燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損，そしてスペーサと上部タイプレートによる一つにまとめた局所圧損（出口部で一つにまとめられている）である。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f}\phi^2{}_{SEO} + \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f}\phi^2{}_{\ell_0} + \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f}\phi^2{}_e$$

(3-25)

ここで,

fL/D	:	燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
$\phi^2{}_{\ell_0}$, $\phi^2{}_{SEO}$, $\phi^2{}_e$	:	それぞれ，炉心平均，炉心入口オリフィス及び炉心出口の均質二相増倍係数
A	:	流路面積

添字eは炉心出口，chは燃料集合体の燃料棒部分を示す。

対向流状態では，摩擦の項が非常に小さいため，$\Delta P_{3-4,f}$は次のように評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2}\left(\frac{fL}{D}\right)_{ch}\left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g}\right] \qquad (3\text{-}26)$$

式（3-24）と式（3-25）を式（3-21）に代入すると，それぞれのループの運動量保存式は，次のように表される。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC}-W_p)|(W_{RC}-W_p)|}{\rho_f}\phi^2{}_{JP}$$

$$- \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f}\phi^2{}_{SEO} - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f}\phi^2{}_{\ell_0}$$

$$- \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f}\phi^2{}_e = 0 \qquad (3\text{-}27)$$

さらに，下部プレナムの質量保存式より，次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g}+\frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell}+\frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g}+\frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell}+\dot{m}_{fg}\,v_{fg}$$

$$-\frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell}-\frac{W_{g,SEO}}{\rho_g}-\frac{W_{L1}+W_{LEAK}}{\rho_\ell}-\frac{W_{brk}}{\rho_{brk}}+\dot{P}\left\{M_f\frac{dv_f}{dP}+M_g\frac{dv_g}{dP}\right\}=0 \qquad (3\text{-}28)$$

ここで，

W_{L1} ： 制御棒案内管から下部プレナムへの漏えい流量

W_{LEAK} ： バイパスから下部プレナムへの漏えい流量

W_{brk} ： 破断流量

ρ_{brk} ： 破断流の密度

式（3-27）と式（3-28）より下部プレナムが満水のときの再循環流量及び炉心入口流量が決定される。インターナルポンプ型ＢＷＲに対しても同様に計算される。

(3) 蒸気スリップ流

気液界面が存在する場合の気液界面に対する蒸気の相対速度は，Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデル[3] あるいは Wilson の気泡上昇モデル[4]により求める。

ＳＡＦＥＲコードでは蒸気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ流を両方計算し，それらのスリップ流のうち大きい方が，その領域から出る蒸気流量を決定する際に使用される。この場合，低

ボイド率低流量のときは気泡上昇相関式，高ボイド率高流量のときはドリフトフラックス相関式が自動的に使用されることになる。

ａ．　ドリフトフラックスモデル

ドリフトフラックスモデルは，分布係数C_o及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度$\overline{V}_{gj}$を用いて蒸気の相対速度を求める。

水位面を通過する全体積流量j_{out}は，ノードの体積が一定であるという条件の下に質量保存式を解くと次式で与えられる。

$$j_{out} = j_{in} + \dot{m}_{fg} v_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A}\left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \qquad (3\text{-}29)$$

ここで，

j_{out}　：水位面の体積流束

j_{in}　：ノード入口の体積流束

その時，水位面での気相及び液相の速度はそれぞれ次のようになる。

$$U_g = C_o j_{out} + \overline{V}_{gj} \qquad (3\text{-}30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \qquad (3\text{-}31)$$

ここで，

U_g　：気相速度

U_f　：液相速度

α_e　：水位面でのボイド率

水位面を離れる蒸気流量$W_{g,sw}$は，次式で表される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \tag{3-32}$$

b． 気泡上昇モデル

水の速度に対する蒸気泡の相対上昇速度は，Wilson の関係式を用いても計算される。この関係式により，圧力，ボイド率，及び水力直径の関数としての蒸気泡の相対上昇速度$\overline{V_R}$が得られる。

$$\overline{V_R} = \left[\frac{\alpha_e}{0.136 h(P) f(P)}\right]^{1/1.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P) f(P)} \le 2.840852 \tag{3-33}$$

$$\overline{V_R} = \left[\frac{\alpha_e}{0.75 h(P) f(P)}\right]^{1/0.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g\right]^{0.5} \quad ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P) f(P)} > 2.840852 \tag{3-34}$$

ここで，

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g}\right)^{0.32} \tag{3-35}$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{H_i}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g) g}}\right]^{0.19} \tag{3-36}$$

g ： 重力加速度

D_H ： 各ノードにおける水力直径

α_e ： 各ノードにおける出口ボイド率

σ ： 表面張力

ρ_g　　：蒸気の密度

ρ_f　　：飽和水の密度

各ノードからの蒸気流量$W_{g,sw}$は，蒸気泡上昇モデルから次式のように計算される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \tag{3-37}$$

(4) 炉心内流動

ＣＣＦＬは，幾何学的に狭くなった流路において，重力による液体の下降流が，蒸気の上昇流により制限を受ける現象である。

ＳＡＦＥＲコードでは，炉心入口オリフィス（炉心入口部），上部タイプレート（炉心出口部），炉心バイパス頂部及び炉心バイパス底部の４箇所でＣＣＦＬを考慮している。特に重要な場所は，燃料集合体の上部タイプレート（炉心上部）と炉心入口オリフィス（炉心下部）である。炉心上部におけるＣＣＦＬは，注入された炉心スプレイ水の炉心への下降流を遅らせるが，一方，炉心下部におけるＣＣＦＬは，燃料集合体からの下部プレナムへの落下水を減少させ，炉心の冷却材保有量を維持する効果がある。ＳＡＦＥＲコードでは，これら炉心上部，下部において水の下降流を予測するのに，Wallis 型の相関式(5)を用いている。この関係式を，以下に示す。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \tag{3-38}$$

ここで,

$$j_g^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \tag{3-39}$$

$$j_f^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D(\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \tag{3-40}$$

K_1，K_2は定数であり，Dは形状固有の値である。この関係式におけるK_1及び$K_2 D^{1/4}$は，実験データから得られる。

また，再冠水過程において下部プレナムに二相水位が形成されている場合，炉心中心部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流，炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では水の下降流（ＣＣＦＬブレークダウン）が生じることが実験により示されている。これらの流動を次のようにモデル化している。

ａ．　気液並行上昇流モデル[6][7]

炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体内では気液並行上昇流が生じる。下部プレナムの水面下で発生した蒸気は，ジェットポンプ，又は，インターナルポンプを通ってダウンカマ部へ流れるものと炉心へ流れるものとに分けられる。ＳＡＦＥＲコードでは，多チャンネル効果を模擬するために，炉心（ノード３）と独立した高出力燃料集合体（ノード９）を設けて気液並行上昇流を考慮する。

炉心及び高出力燃料集合体内の全圧損特性をもとに気液並行上昇流の生じる燃料集合体の体数を求めるとともに，熱水力計算については，炉心と高出力燃料集合体とに対して，次式に示す差圧バランス並びに炉心入口オリフィスの蒸気量バランスを考慮し，下部プレナムからの蒸気流入量を求める。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \qquad (3\text{-}41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \qquad (3\text{-}42)$$

ここで，

ΔP_{CORE}^{AVE} ： 炉心領域の全圧損

ΔP_{CORE}^{HOT} ： 高出力燃料集合体の全圧損

$W_{g,LP}$ ： 下部プレナムから炉心へ流入する総蒸気量

$W_{g,SEO}^{AVE}$ ： 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量

$W_{g,SEO}^{HOT}$ ： 高出力燃料集合体の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量

N_T ： 全燃料集合体数

N_{HOT} ： 気液並行上昇流が生じる燃料集合体数

b． ＣＣＦＬブレークダウンモデル

ＣＣＦＬブレークダウン現象は，炉心スプレイスパージャが二相プール水で水没している場合，上部プレナムに注入されたスプレイ水により周辺燃料集合体上部にサブクール域の局在化が生じ，上部プレナムの冷却水が周辺燃料集合体を通って下部プレナムへ落下する現象である。ＳＡＦＥＲコードでは，この現象をＣＣＦＬブレークダウンモデルとして模擬しており，上部プレナムの冷却水を下部プレナムに移動する。すなわち，上部プレナムの水位がスプレイスパージャ位置より高くなり，かつ，上部プレナム内に流入したサブクール水による蒸気凝縮割合がＣＣＦＬブレークダウン条件を満足したときにブレークダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{D\max} \qquad (3\text{-}43)$$

ここで，

C_D ： 凝縮係数

W_g ： 上部プレナムに流入する蒸気流量

W_ℓ ： 上部プレナムに流入する未飽和水流量

h_ℓ　　：　上部プレナムに流入する未飽和水のエンタルピ

h_f　　：　飽和水のエンタルピ

h_{fg}　　：　蒸発潜熱

$C_{D\max}$　：　ＣＣＦＬブレークダウン条件を定める定数

上式におけるC_Dは，上部プレナム内に流入した冷却水が，蒸気の凝縮に寄与する割合を示している。$C_{D\max}$はＢＷＲプラントの炉心及び上部プレナムを実寸大で分割模擬した実験の結果に基づいて決められている。

ｃ．高出力燃料集合体モデル

出力の高い燃料集合体の熱水力挙動及び燃料棒ヒートアップ挙動を評価するため，高出力燃料集合体モデルを適用している。この高出力燃料集合体は，炉心（ノード３）と独立したノードとして扱う。炉心の熱水力挙動を知るための質量，エネルギ及び運動量保存式は，炉心の平均出力燃料集合体だけを用いて求める。これらの計算により，炉心の平均出力燃料集合体の水位及び燃料被覆管温度の他に，原子炉内各部に分配される冷却水の質量，炉心上部・下部プレナム間の差圧，下部プレナムの減圧沸騰による蒸気発生量等を求めている。

高出力燃料集合体モデルは，炉心の上部・下部プレナムの差圧に基づき高出力燃料集合体への流入蒸気量を求める。これをもとに，高出力燃料集合体の熱水力過渡変化及び燃料棒ヒートアップが計算される。なお，高出力燃料集合体の熱水力過渡変化は，炉心の平均出力燃料集合体計算で用いられるものと同じ熱水力モデルを用いて求めている。

(5) 破断流

破断箇所はＳＡＦＥＲモデルにおける任意のノードに，独立に，最大５箇所まで設定することができ，その破断面積は時間の関数として変化させることができる。破断流量は Moody のスリップ流モデル[8]又は平衡均質流モデル[9]に基づく臨界流を適用して計算する。

破断流の計算に用いる圧力は原子炉圧力と破断口中心より上の二相流の静水圧を加えたものを用いる。

また，破断流の計算に用いるエンタルピは，破断口が接続するノードのエンタルピとなるが，二つのノードが重なる場合は，混合長さの加重平均エンタルピが用いられる。

有効性評価では，設計基準事故のＬＯＣＡと同様に，破断口及びＳＲＶからの流出流量の計算に平衡均質流モデルを使用する。

(6) 注水系

ＢＷＲプラントには，冷却水を原子炉に直接注入できる注水系が多数ある。例えば，ＢＷＲ－５のＥＣＣＳは，炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系（以下「ＨＰＣＳ」という。）及び低圧炉心スプレイ系（以下「ＬＰＣＳ」という。），炉心バイパスに注水する低圧注水系（以下「ＬＰＣＩ」という。）で構成されるが，他のプラントでは再循環配管やダウンカマに注水されるようになっているものもある。これらのＥＣＣＳに加えて，原子炉隔離時に崩壊熱を除去するためのＲＣＩＣがある。ＳＡＦＥＲコードは，これらの注水系を模擬することができる。

注水流量は，原子炉圧力の関数となる。ＳＡＦＥＲコードでは，停止・再起動等の多重機能を設けている。図 3-4 にこのロジックを示す。

時刻 t_1 で原子炉圧力や原子炉水位，ドライウェル圧力による起動信号を

受ける。ディーゼル発電機の起動時間や弁開時間等の遅れを考慮して時刻t_2で注水が始まる。注水流量はポンプのＱ－Ｈ特性で決まる。

原子炉圧力や原子炉水位等で注水停止信号を模擬でき，時刻 t_3で停止信号が入ると，時間遅れを考慮したt_4で注水が停止する。

これらを用いていくつかの再起動や停止ロジックを模擬することができる。

有効性評価で考慮する原子炉代替注水設備は，運転操作を含めてこれらの注水系モデルを用いて取り扱うことができる。

3.3.2　炉心ヒートアップモデル

(1) ノード分割

ＳＡＦＥＲコードでは，燃料や燃料被覆管の温度変化については径方向熱伝導モデルを用い，原子炉圧力容器や他の内部構造物については，ヒートスラブモデルを用いて模擬している。

ａ．　燃料と燃料被覆管

燃料棒は，径方向に燃料ペレットを３ノード及び燃料被覆管を２ノードに分割している。また，燃料棒発熱部の軸方向は，実験解析で妥当性を確認した 10 ノード分割とする。燃料棒の温度変化は，軸方向及び周方向の熱伝導を無視した円筒形モデルを用いた熱伝導方程式を解くことにより得られる。

ｂ．　燃料集合体と燃料棒

燃料集合体は平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体に分け，それぞれに対して平均出力燃料棒と高出力燃料棒の２種類の燃料棒を考慮して

いる。平均出力燃料棒は，燃料棒から冷却材への伝熱計算に使用し，燃料集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は燃料集合体上部のＣＣＦＬを厳しく評価するため燃料集合体内蒸発量計算に使われる。

ＰＣＴは，高出力燃料集合体と平均出力燃料集合体のそれぞれの燃料棒の燃料被覆管温度の中の最大値とする。

ｃ．　原子炉圧力容器と原子炉内構造物

原子炉圧力容器は最大七つに区分されたヒートスラブで模擬しており，それぞれのヒートスラブの表面熱伝達はそのヒートスラブの面している各領域内のボイド率の関数で与えられる。

原子炉内構造物は六つのヒートスラブ；蒸気乾燥器，上部プレナムドーム，炉心シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス，制御棒に分けて模擬する。

これらのヒートスラブのうち，四つ（上部プレナムドーム，炉心シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス）は内壁と外壁が別の領域に面していることを模擬しているため，ヒートスラブの数は 10 となる。

(2) 熱伝導方程式

燃料ペレット及び燃料被覆管の温度変化は，円筒座標の熱伝導方程式を解くことにより得られる。軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r}\left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r}\frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \qquad (3\text{-}44)$$

ここで，

ρ ： 燃料ペレット又は燃料被覆管の密度

C_p ： 燃料ペレット又は燃料被覆管の比熱

k ： 燃料ペレット又は燃料被覆管の熱伝導率

T ： 燃料ペレット又は燃料被覆管の温度

t ： 時間

r ： 半径方向距離

Q''' ： 発熱量

なお，ＣＨＡＳＴＥコードにおいても同じ式が用いられている。

原子炉圧力容器及び内部構造物のヒートスラブの温度変化は次式で表せる。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k}\sum_i \frac{(T_k - T_i)F_i}{R_k + \dfrac{1}{H_i A_k}} \qquad (3\text{-}45)$$

ここで，

q_k ： ヒートスラブkの熱量

C_k ： ヒートスラブkの熱容量

R_k ： ヒートスラブkの熱抵抗

A_k ： ヒートスラブkの伝熱面積

H_i ： 熱水力ノードiへの熱伝達係数

F_i ： 熱水力ノードiに接するヒートスラブkの伝熱面積のうち，水面以下の部分に接する割合

添字kはk番目のヒートスラブ，添字iはi番目の熱水力ノードを示す。

(3) 熱源

ＳＡＦＥＲコードでは熱源として，核分裂による出力，核分裂生成物の

崩壊熱，アクチニドの崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱を考慮している。核分裂による出力，核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱は，初期炉心出力に対する割合として時間の関数として入力する。各燃料棒での熱発生率は，炉心平均の熱発生率に各々対応するピーキング係数を乗じて決定される。

有効性評価では，核分裂による出力変化はＲＥＤＹ等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化，崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979[10]に基づく計算結果を使用する。

(4) 熱伝達

燃料棒から冷却材への熱伝達は，核沸騰，膜沸騰，そして遷移沸騰の適切な熱伝達事象から決定される熱伝達係数を用いて計算される。遷移沸騰は核沸騰と膜沸騰の間の円滑な遷移をモデル化したものである。また，露出部の冷却には，蒸気冷却，噴霧流冷却，落下水（スプレイ）冷却，及び輻射熱伝達を考慮している。

なお，輻射熱伝達は，高出力燃料棒から平均出力燃料棒への輻射及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射のみが考慮されている。

熱伝達の沸騰事象を決める計算ロジックを図3-5に示す。また，熱伝達係数計算モデルの一覧を表3-3に示す。

ａ． 核沸騰熱伝達

核沸騰熱伝達係数は，冷却材のボイド率の関数として模擬している。

このモデルは，図3-6に示すように三つの領域に分け，それぞれの境界の値を入力する。図3-6のH3は強制対流核沸騰，H2は未飽和単相強制対流，そしてH1は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。

未飽和沸騰は考慮せず，飽和沸騰が生じるまで，未飽和単相強制対流の熱伝達係数を用いることにより，燃料棒の除熱量を保守的に評価する。

核沸騰熱伝達は，膜沸騰熱伝達等の他の熱伝達に比べて熱伝達係数が非常に大きく，核沸騰熱伝達係数が継続する期間に燃料被覆管温度が上昇することはない。したがって，核沸騰熱伝達係数の変化がＰＣＴに与える影響は小さいため，核沸騰熱伝達の単純なモデル化が可能である。

ｂ．　膜沸騰熱伝達

膜沸騰熱伝達係数は，対流膜沸騰に関してはｅ．節で述べる噴霧流冷却熱伝達式，プール及び低流量膜沸騰に関しては，修正 Bromley の式[11]で計算する。

修正 Bromley の式は次式で表される。

$$H_{MB} = H_{FB} + H_R \qquad (3\text{-}46)$$

プール膜沸騰熱伝達係数H_{FB}及び輻射熱伝達係数H_Rは次のように計算される。

$$H_{FB} = 0.62\left\{\frac{K_g{}^3 \rho_g(\rho_f - \rho_g)h_{fg}g}{\mu_g(T_W - T_S)L_H}\right\}^{1/4} \qquad (3\text{-}47)$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon\left(\frac{T_W{}^4 - T_S{}^4}{T_W - T_S}\right) \qquad (3\text{-}48)$$

ここで，

K_g　：飽和蒸気の熱伝導率

ρ_f　：飽和水の密度

ρ_g　：飽和蒸気の密度

h_{fg}　：蒸発潜熱

g　：重力加速度

μ_g ： 飽和蒸気の粘性

L_H ： 膜の長さ

T_W ： 表面温度

T_S ： 冷却材の飽和温度

σ_R ： Stefan-Boltzmann 定数

ε ： 燃料被覆管の輻射率

膜沸騰熱伝達係数としては，噴霧流冷却熱伝達式を用いた値H_Mと修正 Bromley 相関式を用いた値H_{MB}を両方計算し，ボイド率で以下のように重み付けをしている。

局所的なボイド率が１に近づいたときは，膜沸騰熱伝達係数は単相蒸気冷却モードへ連続的に移行するため，高流量時の膜沸騰に適用されるH_Mを使用する。一方，低ボイド率の領域では，プール膜沸騰又は低流量時の膜沸騰に適用されるH_{MB}がより適切である。その中間の領域の膜沸騰熱伝達係数は，ボイド率によりH_{MB}とH_Mの間を内挿して求める。以上の膜沸騰熱伝達係数をまとめて図 3-7 に示す。

ｃ． 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰は，核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化されており，冷却材のクオリティが限界値以下で，かつ，燃料被覆管の過熱度が最小安定膜沸騰温度以下のときに適用される。冷却材クオリティが限界値以上になると，核沸騰から膜沸騰へ急激な変化がおこる。

遷移沸騰の熱伝達は，核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数の対数値が直線的に変化するものとし，模擬している（図 3-8)。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{MIN} - \Delta T_{CHF}} \left(\log H_{NB} - \log H_{FB} \right) \qquad (3\text{-}49)$$

ここで,

H_{TB} ： 遷移沸騰熱伝達係数

H_{NB} ： 限界熱流束時の温度での 核沸騰熱伝達係数

H_{FB} ： 最小安定膜沸騰温度での膜沸騰熱伝達係数

ΔT ： 過熱度

ΔT_{MIN} ： 最小安定膜沸騰温度

ΔT_{CHF} ： 限界熱流束温度

遷移沸騰は比較的短い過渡期間で生じ，ＰＣＴに与える影響は小さいため，このような補間モデルが可能である。

d． 蒸気冷却熱伝達

ＳＡＦＥＲコードでは，燃料棒が露出している部分で，下部プレナム及び燃料集合体からの蒸気による冷却効果を考慮している。蒸気冷却熱伝達係数は，蒸気単相流に対する Dittus-Boelter の式 (12) を使用している。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \mathrm{Re}_s^{0.8} \mathrm{Pr}_s^{0.4} \qquad (3\text{-}50)$$

ここで,

H_v ： 蒸気冷却熱伝達係数

K_v ： 蒸気の熱伝導率

D_h ： 水力直径

Re_s ： 蒸気のレイノルズ数

Pr_s　　：蒸気のプラントル数

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

e．　噴霧流冷却熱伝達

蒸気に液滴が混入した噴霧流状態の熱伝達係数は，Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせたモデル [13] を適用する。

液滴による熱伝達の促進は Sun のモデル [14] に基づき以下のように表すことができる。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h}\left[2X - 1 + \frac{(Nu_s + 1)^2}{Nu_s + 1 + 2X}\right] = \frac{K_v}{D_h}\left[Nu_s + \frac{4X^2}{Nu_s + 1 + 2X}\right] \quad (3\text{-}51)$$

ここで，Nu_s は Dittus-Boelter の式による蒸気単相熱伝達のヌセルト数，X は液滴による熱伝達向上の程度を決めるパラメータであり，次式で与えられる。

$$Nu_s = 0.023\,\mathrm{Re}_s^{0.8}\,\mathrm{Pr}_s^{0.4} \quad (3\text{-}52)$$

$$X = \frac{D_h}{2}\sqrt{\frac{\beta\, h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3\text{-}53)$$

$$\beta = \frac{6\, H_{v,d}\,(1-\alpha)}{d_d} \quad (3\text{-}54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d}\left[2 + 0.459\left\{\frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v}\right\}^{0.55}\mathrm{Pr}_g^{1/3}\right] \quad (3\text{-}55)$$

$H_{v,d}$ は，蒸気と液滴間の界面熱伝達率であり，d_d は液滴の平均直径，U_r は相対速度である。

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで，この効果を考慮するため，蒸気温度は Saha の式[15]を用いて計算する。Saha によれば，単位体積あたりの液滴蒸発量Γ_vは次式で与えられる。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s)(1-\alpha)}{D_h{}^2 h_{fg}} \tag{3-56}$$

$$K_1 = 6300\left(1-\frac{P}{P_{cr}}\right)^2 \left\{\left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha}\right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma}\right\}^{1/2} \tag{3-57}$$

ここで，

K_v ： 蒸気の熱伝導率

T_v ： 蒸気の温度

T_s ： 飽和温度

α ： ボイド率

D_h ： 水力等価直径

h_{fg} ： 蒸発潜熱

P ： 圧力

P_{cr} ： 臨界圧力

ρ_v ： 蒸気の密度

j_v ： 蒸気の流速

σ ： 表面張力

Saha のモデルでは，上式をもとにして，加熱面から蒸気への伝熱量，過熱蒸気から液滴への伝熱量，さらに，軸方向のクオリティ変化等を連立させることにより蒸気の軸方向温度分布を求める。

液滴上昇流（エントレインメント）における液滴の平均直径は，臨界ウェーバー数We_cから次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^{\ 2}} \tag{3-58}$$

液滴が落下する場合は，２種類の液滴を考慮する。一つは，上部タイプレートにおける上昇蒸気流と液体の相互作用による液体の崩壊によって形成される液滴である。もう一つは，燃料棒及びチャンネルボックスの壁面を落下する液膜のクエンチフロントで形成される液滴であり，壁面からの急速な伝熱によりスパッタリングが起こる。液滴の平均直径は液滴の質量と液滴密度の保存式を使用して評価することができる。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\dfrac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^{\ 3}} + \dfrac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^{\ 3}}} \right]^{1/3} \tag{3-59}$$

ここで，Wは液滴の質量流量であり，添字の UTPは上部タイプレートで発生する液滴，$SPUTTER$はスパッタリングで発生する液滴を表す。

ＳＡＦＥＲコードでは，液滴界面の熱伝達係数は液滴の流れ方向に応じて，式（3-53），式（3-56）あるいは式（3-57）により計算する。

ｆ．　スペーサの効果

ｄ．節で述べた蒸気（単相）冷却熱伝達及びｅ．節で述べた噴霧流冷却熱伝達においては，スペーサの直後で流れが乱されることにより熱伝

達がよくなる現象が実験により明らかになった[16]。このスペーサの乱流促進効果を実寸大の電気加熱集合体による蒸気（単相）冷却実験装置ＲＴＦ（Refill Reflood Test Facility）による実験データから求めた結果，次式が得られた。

$$Nu = 0.023\,\mathrm{Re}^{0.8}\,\mathrm{Pr}^{0.4}\left(1+\frac{1.72}{\ell/d}\right) \qquad (3\text{-}60)$$

ここで，

ℓ　：各スペーサ後端からの距離

d　：水力等価直径

スペーサの乱流促進効果による熱伝達の向上は，右辺の括弧内の係数で与えられる。

噴霧流冷却熱伝達に関しても乱流促進効果は，蒸気単相冷却熱伝達の場合と同様に上記括弧内の補正により与えられる。

なお，本モデルの使用はオプションで，有効性評価では保守的に使用しない。

ｇ．　落下水（スプレイ）熱伝達

落下水（スプレイ）による熱伝達係数は，スプレイ熱伝達実験装置ＳＨＴＦ（Spray Heat Transfer Test Facility）による実験データより得られ，高出力燃料棒と平均出力燃料棒のそれぞれに対して，燃料集合体内に落下する水量とロッド表面過熱度及び圧力の関数としてモデル化している[13]。また，炉心スプレイ開始以前でもＣＣＦＬにより上部プレナムから液滴落下がある場合には落下水熱伝達を考慮する。

$$h_{SP} = \alpha W^{\beta} \cdot P^{(\gamma \Delta T_S + \delta)} \qquad (3\text{-}61)$$

ここで，

h_{SP} ： 熱伝達係数

W ： 落下水量

P ： 圧力

ΔT_S ： ロッド表面過熱度

$\alpha, \beta, \gamma, \delta$ ： 係数

h． 輻射熱伝達

ＳＡＦＥＲコードの燃料棒及び燃料被覆管の熱伝達モデルは，ほとんどＣＨＡＳＴＥコードと同じであるが，ＣＨＡＳＴＥコードではそれぞれの燃料棒と周囲のチャンネルボックス，燃料棒間の複雑な輻射熱伝達の経路をモデル化しているのに対し，ＳＡＦＥＲコードでは高出力燃料棒と平均出力燃料棒の２本を扱っており，それぞれの周辺温度を考えて輻射熱伝達をモデル化している。

周辺温度は，高出力燃料棒に対しては平均出力燃料棒の温度，平均出力燃料棒に対してはチャンネルボックスの温度としている（図 3-9)。輻射による伝熱は，次式で与えられる輻射熱伝達係数を用いて計算される。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W{}^4 - T_B{}^4}{T_W - T_{sat}} \right) \qquad (3\text{-}62)$$

ここで，

H_R ： 輻射熱伝達係数

T_W ： 燃料被覆管表面温度

T_B ： 周辺温度

T_{sat} ： 飽和温度

ε　：輻射率

σ_R　：Stefan-Boltzmann 定数

ＳＡＦＥＲコードでは，周辺温度として用いる燃料棒とチャンネルの濡れも考慮している。

ｉ．燃料棒とチャンネルの濡れモデル

ＳＡＦＥＲコードにおいては，落下水による壁面濡れ効果は燃料棒及びチャンネルで考慮される。燃料棒とチャンネルでは伝熱面の数が１面か２面かの違いはあるが，濡れモデルそのものは同様の考え方を採用している。モデルの概要は図 3-10 に示すとおりであり，先端でスパッタリングをおこす液膜が順次下方に進行していく。このクエンチフロントの進行速度をU_{fr}として二次元（軸方向，半径方向）の熱伝導解析から得た Andersen による次式を用いる[17]。

$$U_{fr}=\frac{K_W}{\rho_W C_W d_W}\left\{(Bi\cdot\theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5}+2^{-\frac{3}{4}\sqrt{\pi}}\left(Bi\cdot\theta^{-\sqrt{\pi}}\right)^3\right\}^{1/3}\Bigg/\exp\left(1-\frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \tag{3-63}$$

ここで，

K_W　：熱伝導率

ρ_W　：密度

C_W　：比熱

d_W　：水力直径

また，無次元数は次式で定義されている。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_W}{K_W} \tag{3-64}$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_S)(T - T_0)}{(T_0 - T_S)^2} \right]^{1/2} \tag{3-65}$$

ＳＡＦＥＲコードにおいては，濡れに関する熱伝達係数h_{fr}として，クエンチフロントについては1.13×10^6 W/m^2・℃，既に濡れた壁と流下液膜間については核沸騰の値3.0×10^3 W/m^2・℃をそれぞれ用いている。また，ライデンフロスト温度T_0はT_{sat}（飽和温度）＋65℃を採用している。

(5) ジルコニウムー水反応

燃料被覆管と水との反応による反応熱及び酸化量の計算は Baker-Just の式[18]により計算し，蒸気の供給に制限がないものとする。また，蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギは必要としないものと仮定する。この二つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。

$$Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2 + \Delta H \tag{3-66}$$

ここで，ΔH は反応熱であり，燃料被覆管温度の関数として次式で表される。

$$\Delta H = R_3 - R_4 (T + 273) \tag{3-67}$$

ここで,

R_3, R_4 ： Baker-Just に基づく定数

T ： 燃料被覆管温度

また，燃料被覆管の酸化割合は次式で表される。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta}\exp\left(-\frac{R_2}{T+273}\right) \qquad (3\text{-}68)$$

ここで,

δ : 燃料被覆管酸化厚さ

R_1, R_2 : Baker-Just に基づく定数

酸化厚さは，式（3-68）を積分し，次式で与えられる。

$$\delta_2 = \left\{\delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1)\exp\left(-\frac{R_2}{T_{av}+273}\right)\right\}^{1/2} \qquad (3\text{-}69)$$

ここで,

δ_1 : 時刻t_1における酸化厚さ

δ_2 : 時刻t_2における酸化厚さ

T_{av} : 時刻t_1からt_2までの間の燃料被覆管平均温度

発熱割合は，反応熱と燃料被覆管酸化割合の積であり，燃料被覆管酸化割合は燃料被覆管の密度，表面積，及び酸化膜成長割合の積である。

したがって，発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \qquad (3\text{-}70)$$

ここで,

$\dot{Q}_R$: 発熱割合

$\dot{M}_{zr}$: 燃料被覆管酸化割合

ρ_{zr} : 燃料被覆管密度

A : 燃料被覆管表面積

$d\delta/dt$: 燃料被覆管酸化膜成長割合

燃料被覆管が破裂すると計算される場合には，その時点以降破裂箇所近傍の内面も反応するとし，これも同様の方法で計算する。

(6) ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は，定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ，Ross and Stoute に基づくモデル[19]を用いて計算する。

ギャップ熱伝達係数は次の３成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \qquad (3\text{-}71)$$

ここで，

h_g ： ギャップ熱伝達係数

h_s ： 燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達成分

h_f ： ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分

h_r ： 燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は，燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver.1（以下「ＰＲＩＭＥ」という。）[20][21]から引き継ぐ。

ａ． 固体接触による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数h_sは次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^{\,2} + R_p^{\,2}}{2} \right)^{1/4}} \qquad (3\text{-}72)$$

ここで,

K_m ： 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

K_c ： 燃料被覆管熱伝導率

K_p ： 燃料ペレット熱伝導率

P_c ： 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力

A_0 ： 定数

H_m ： 燃料被覆管メイヤー硬さ

R_c ： 燃料被覆管内表面粗さ

R_p ： 燃料ペレット表面粗さ

b． ガスによる熱伝達成分

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数 h_f は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \qquad (3\text{-}73)$$

ここで,

K_f ： 混合ガスの熱伝導率

C ： 燃料ペレットー燃料被覆管接触圧の関数

R_c ， R_p ： 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット表面粗さ

$(g_1 + g_2)$ ： 混合ガスの温度ジャンプ距離

R_{eff} ： 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

ｃ．　輻射による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数h_rは次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p{}^4 - T_c{}^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c}(\frac{1}{\varepsilon_c}-1)+(\frac{1}{\varepsilon_p}-1)+G_g\right](T_p - T_c)} \qquad (3\text{-}74)$$

ここで,

σ　　：Stefan-Boltzmann 定数

T_p　　：燃料ペレット表面温度

T_c　　：燃料被覆管内面温度

S_p　　：燃料ペレット表面積

S_c　　：燃料被覆管内面積

ε_c　　：燃料被覆管内面の輻射率

ε_p　　：燃料ペレット表面の輻射率

G_g　　：形態係数

(7) 膨れ・破裂

燃料被覆管の膨れは，燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し，燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め，燃料被覆管の歪量をこの周方向応力に基づき求めている。

また，燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力のベストフィット曲線に基づいて判定する。図 3-11 に燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係を示す。

a． 燃料棒内圧

燃料棒内圧P_gは，燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして，温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \tag{3-75}$$

ここで，

P_g ： 燃料棒内圧

V_F ： 燃料棒ギャップ体積

V_P ： 燃料棒プレナム体積

T_F ： 燃料棒ギャップ温度

T_P ： 燃料棒プレナム温度

N ： 燃料棒内ガスのモル数

R ： 気体定数

b． 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力σは，燃料棒内外圧差より次式で計算する。

$$\sigma = \frac{D}{2t}\left(P_g - P\right) \tag{3-76}$$

ここで，

σ ： 周方向応力

D ： 燃料被覆管内径

t ： 燃料被覆管肉厚

P ： 冷却材圧力

c． 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪εは，弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}\left(1-\frac{\nu}{2}\right) \qquad (3\text{-}77)$$

ここで，

ε　：燃料被覆管の歪

E　：ヤング率

ν　：ポアソン比

また，塑性変形は，実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200 ˚F 低い温度に達した時点から始まるとする。

表 3-2　ＳＡＦＥＲコードの計算モデル一覧

項　目		計算モデル
ノード分割	原子炉圧力容器内	９ノードに分割（図 3-1）
	原子炉圧力容器及び原子炉内構造物	原子炉圧力容器は七つ，原子炉内構造物は六つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料ペレットと燃料被覆管	径方向に燃料ペレットを３ノード及び燃料被覆管を２ノードに分割 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒一次元熱伝導方程式を用いる 軸方向は発熱部を 10 ノードに分割
熱水力モデル	保存則	熱力学的に均質，平衡を仮定 各ノード：質量保存式，エネルギ保存式 流れの経路全体：運動量保存式
	蒸気スリップ流	気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ速度を計算し，大きい方を使用
	炉心内流動	気液対向流モデル（Wallis 型の相関式） ＣＣＦＬブレークダウンモデル 気液並行上昇流モデル
	破断流	臨界流モデル及び差圧流モデル
	注水系	ECCS，RCIC 及び代替注水設備を模擬（図 3-4）
炉心ヒートアップモデル	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮 ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気単相 ・噴霧流 ・スプレイ（落下水） ・濡れ ・輻射
	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウムー水反応による発熱を考慮 炉心出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した炉心出力時間変化データを入力
	ジルコニウムー水反応	Baker-Just の式
	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる。なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード PRIME から引き継ぐ
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する（図 3-11）

表 3-3　ＳＡＦＥＲコードの熱伝達係数計算モデル

熱伝達モード	熱伝達係数計算モデル
核沸騰	ボイド率の関数とする相関式
膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式
遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式
蒸気単相	Dittus-Boelter の式
噴霧流	Sun-Saha の式
スプレイ（落下水）	スプレイ冷却実験データに基づく相関式
濡れ	濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく
輻射	高出力燃料棒と平均出力燃料棒間，平均出力燃料棒とチャンネルボックス間で考慮

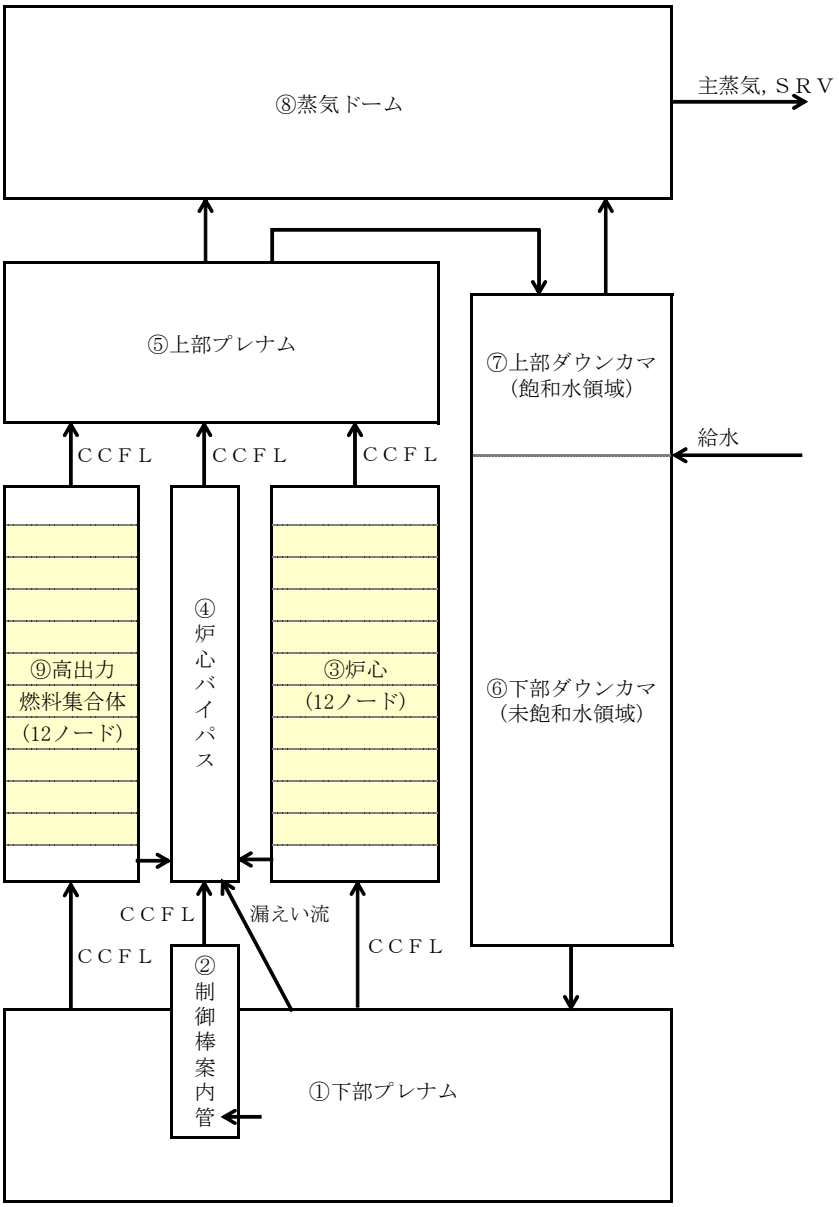
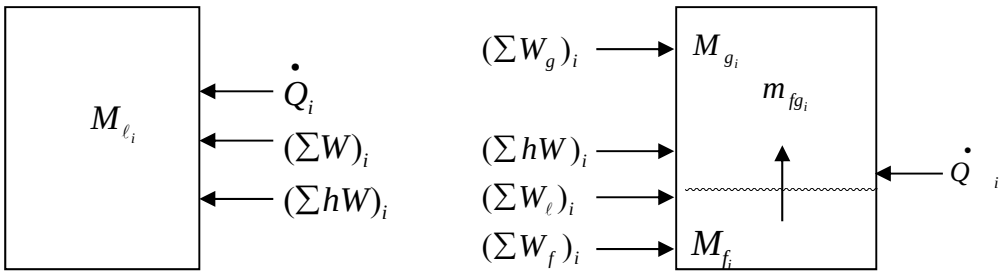


図 3-1　ＳＡＦＥＲコードのノード分割図



（未飽和ノード）　　（飽和ノード）

図 3-2　質量及びエネルギバランス

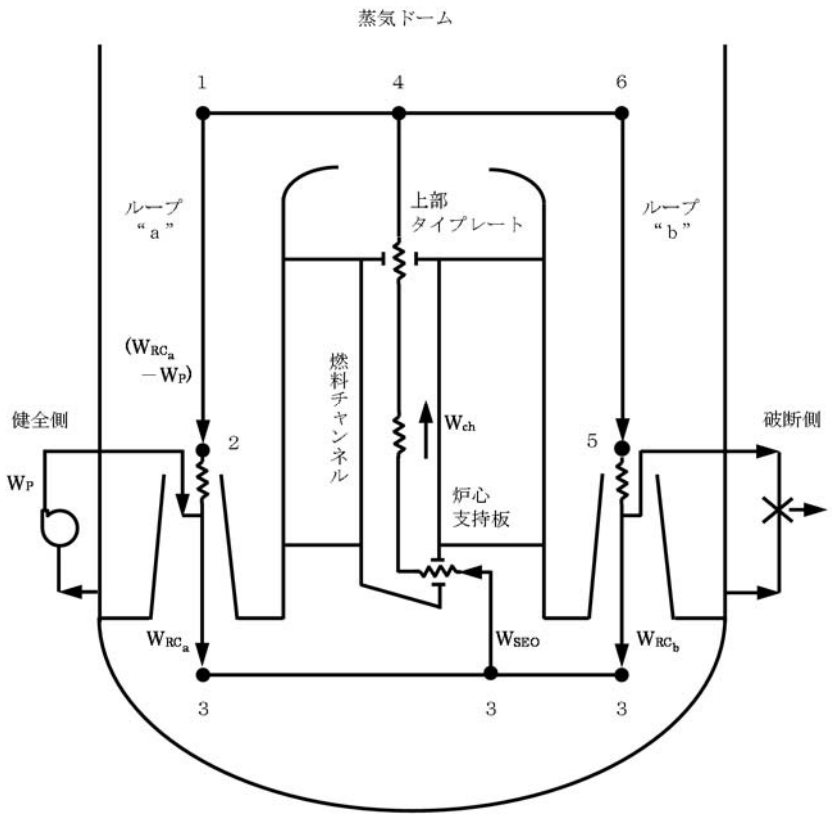


図 3-3　再循環及び炉心流ループ
（ジェットポンプ型ＢＷＲの例）

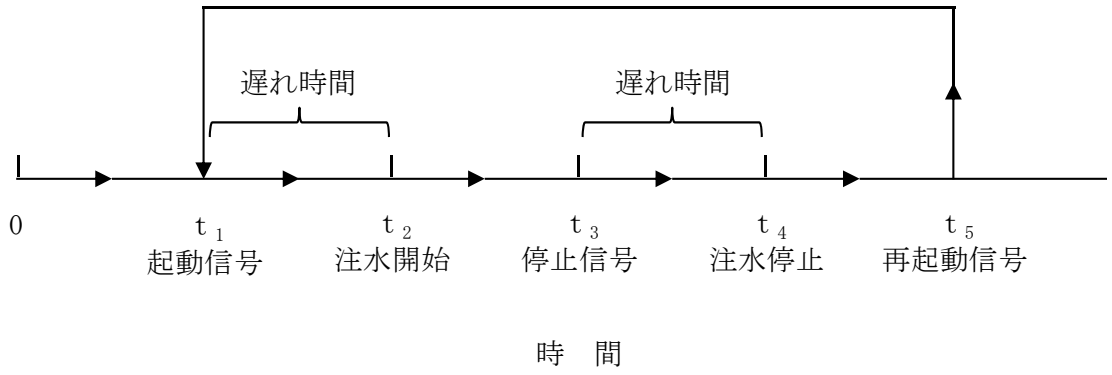
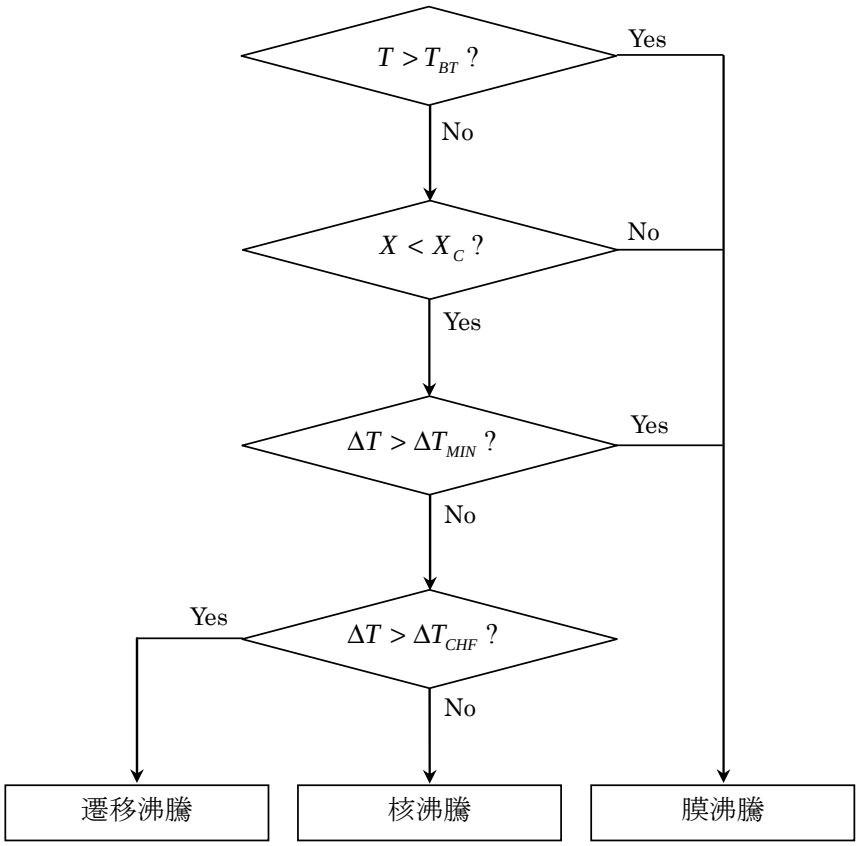


図 3-4　ＳＡＦＥＲコードの注水系作動ロジック



T	：事故後の時間
T_{BT}	：沸騰遷移時間（入力）
X	：クオリティ
X_C	：膜沸騰限界クオリティ（入力）
ΔT	：燃料被覆管過熱度
ΔT_{MIN}	：最小安定膜沸騰過熱度
ΔT_{CHF}	：限界熱流束過熱度（入力）

図 3-5　ＳＡＦＥＲコードの沸騰事象を決めるロジック

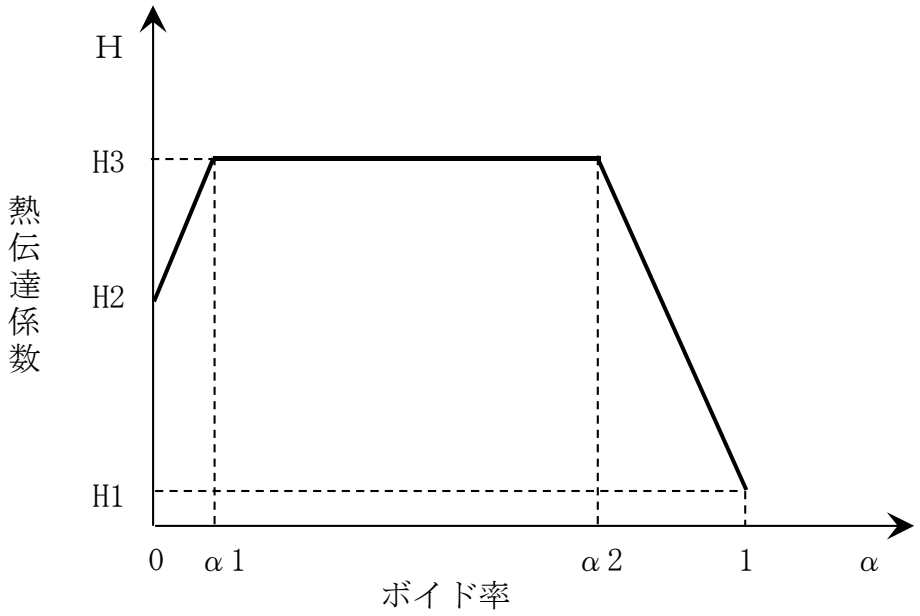


図 3-6　核沸騰熱伝達係数モデル

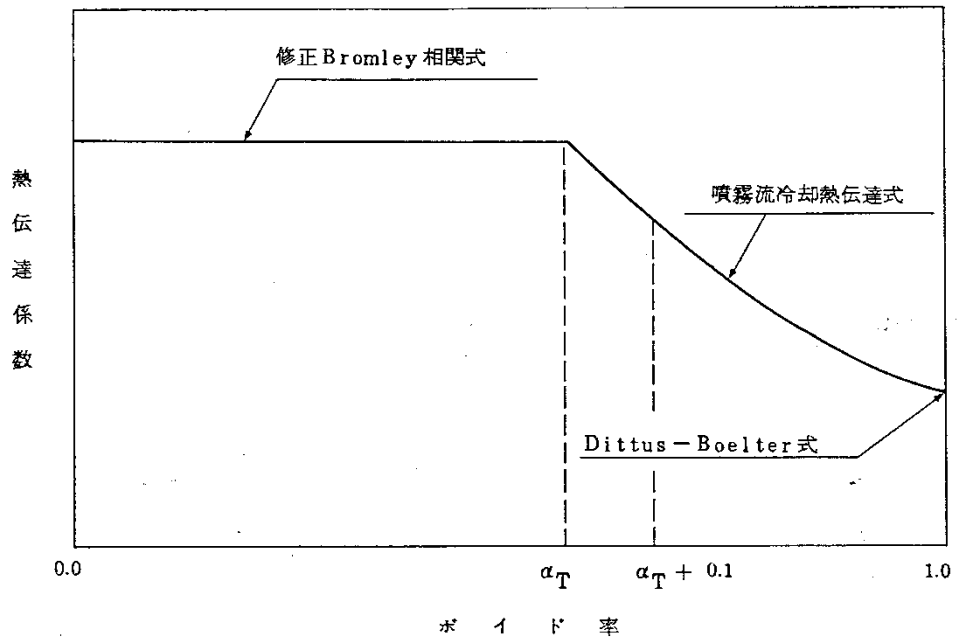


図 3-7　膜沸騰熱伝達係数モデル

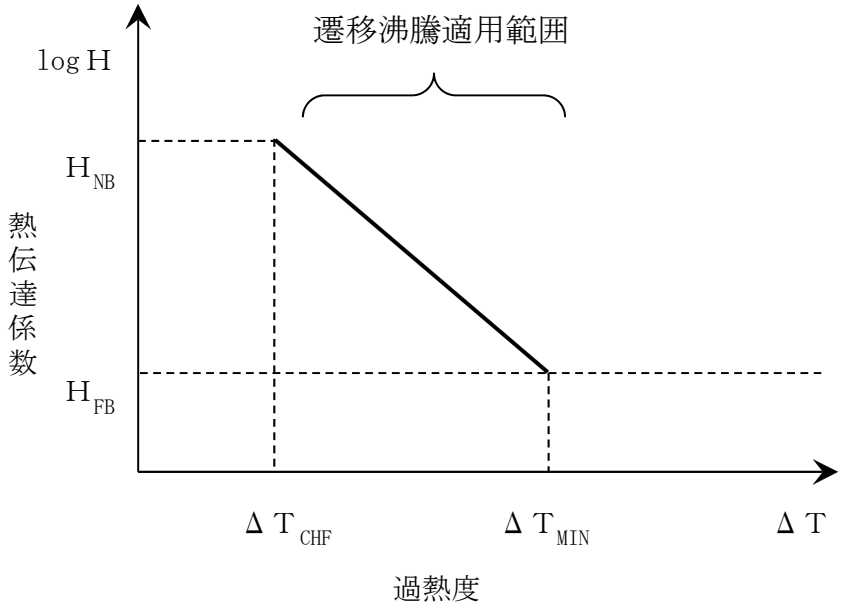


図 3-8　遷移沸騰熱伝達係数モデル

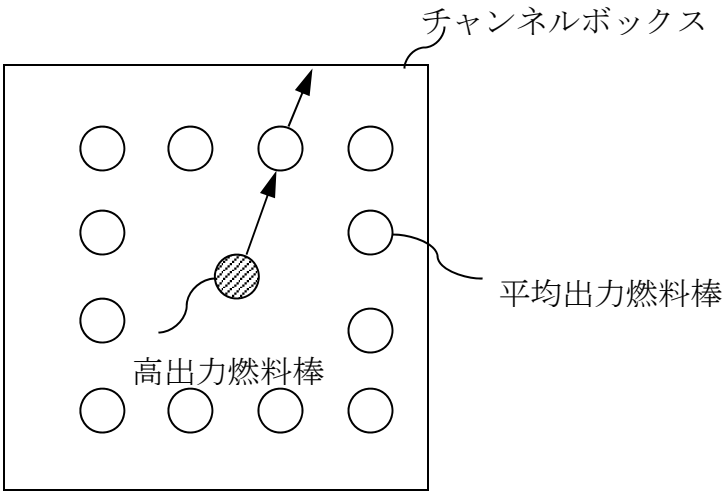


図 3-9　輻射熱伝達モデル

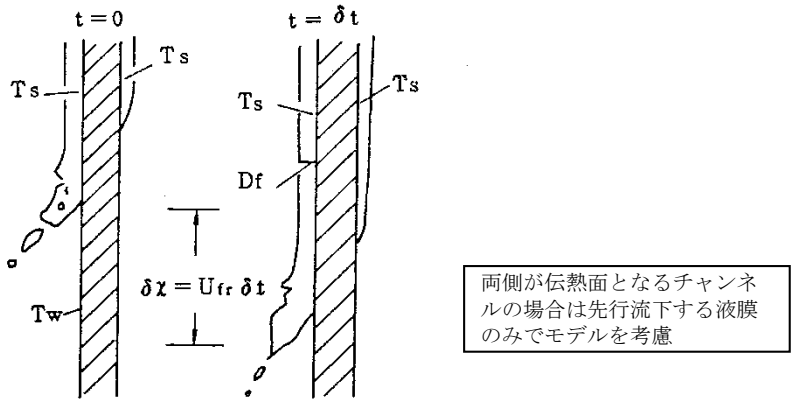


図 3-10　チャンネル濡れモデル

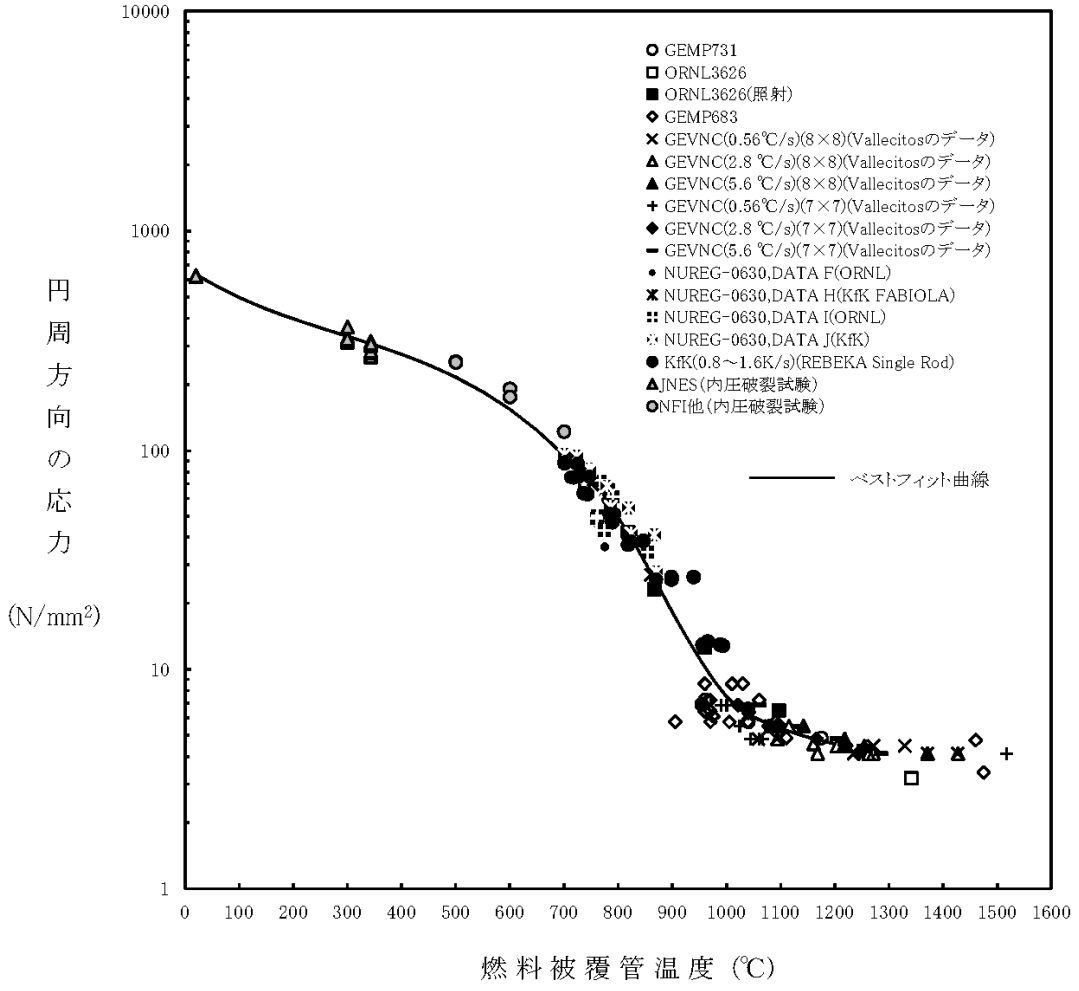


図 3-11　燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と
燃料被覆管応力の関係

3.4　入出力

ＳＡＦＥＲコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。ＳＡＦＥＲコードのインプットデータは以下のとおり構成される。ＳＡＦＥＲコードのインプットデータの元となるプラントデータ，事故条件，事故収束に重要な機器・操作等を整理した解析条件を添付１に示す。

①　原子炉圧力容器，内部構造物の幾何形状

②　初期条件（原子炉出力，原子炉圧力，炉心入口流量，原子炉水位）

③　炉心仕様（幾何形状，炉心圧損，原子炉出力の時間変化）

④　燃料仕様（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，物性）

⑤　機器，設備仕様（ＥＣＣＳ等の注水特性，ＳＲＶ特性，
ＭＳＩＶ閉止特性）

⑥　外乱条件（破断条件等）

上記をインプットデータとして，原子炉内熱水力過渡解析及び炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

①　原子炉圧力及び原子炉内水位の過渡変化

②　燃料被覆管温度

③　ジルコニウムー水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，ＳＡＦＥＲコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をＣＨＡＳＴＥコードに用いる。

なお，ＳＡＦＥＲコードは過渡変化の計算タイムステップをインプットデータとして与え,計算時間を通して一定としている。有効性評価解析は従来の設計基準事故解析に比べて解析時間が長くなるが，想定される事象の

原子炉内の熱水力的挙動及び炉心ヒートアップ挙動は設計基準事故（中小破断ＬＯＣＡ）と同様であることから，計算タイムステップは設計基準事故解析と同じ値を原則として適用する。

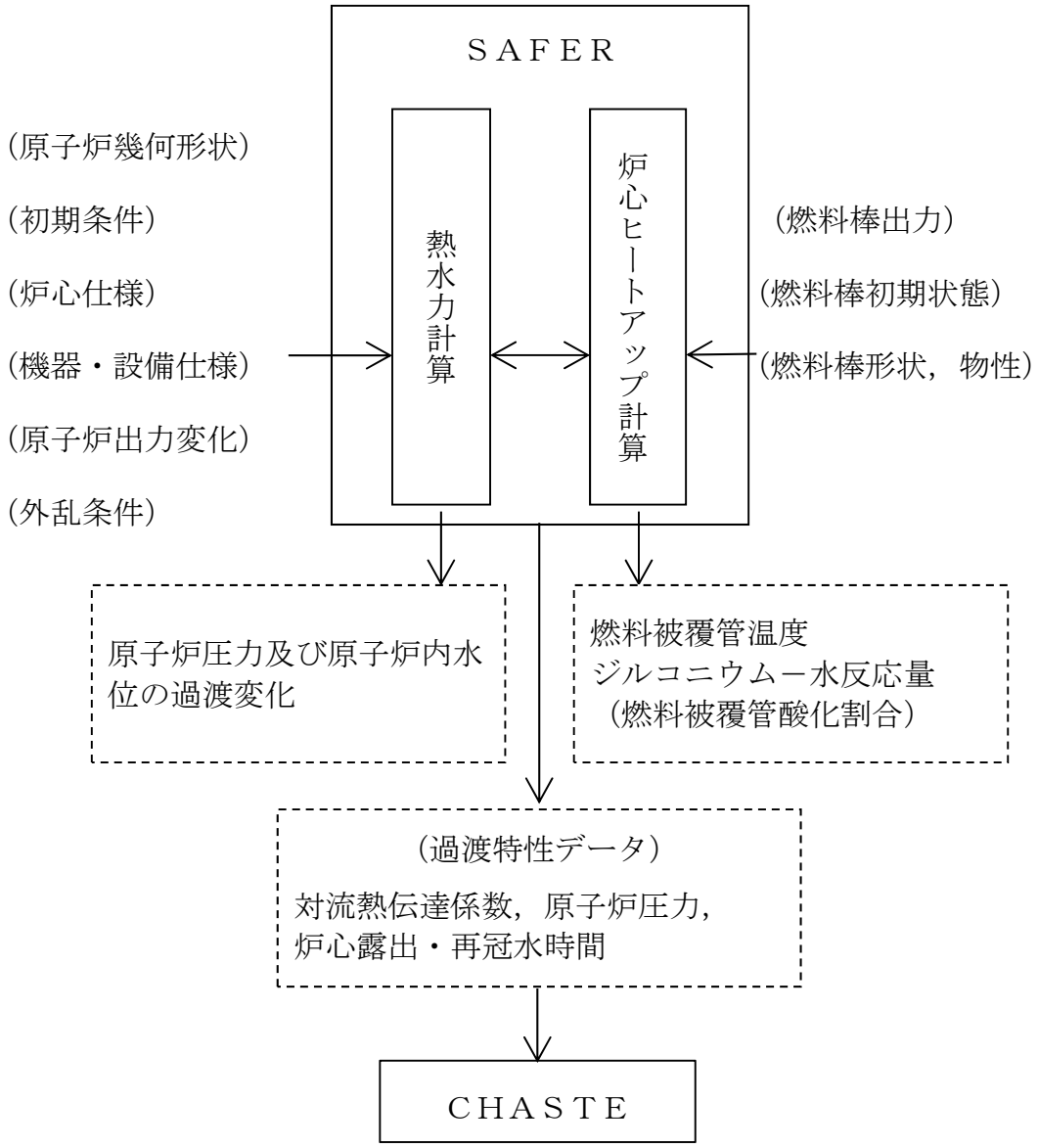


図 3-12　ＳＡＦＥＲコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

ＳＡＦＥＲコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 節以降に示すが，それらの要約を 4.1.1，4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

ＳＡＦＥＲコードは，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性確認が行われており，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の燃料被覆管温度の評価に適用できることを確認している。したがって，2 章で重要現象に分類された物理現象はＬＯＣＡを模擬したシステム挙動実験により，総合的に妥当性が確認されている。

ジェットポンプ型ＢＷＲに対しては，ＴＢＬ（Two Bundle Loop）及びＲＯＳＡ－Ⅲ（Rig of Safety Assessment）の実験解析が行われ，ＡＢＷＲに対しては，ＦＩＳＴ（Full Integral Simulation Test）－ＡＢＷＲの実験解析を行っている。ＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果は実験結果（蒸気ドーム圧力，水位）と良く一致し，模擬燃料被覆管最高温度は実験結果に比べ 10℃～150℃程度高く予測することを確認した。[22]

なお，ＳＡＦＥＲコードの妥当性は，当時の通産省原子力発電技術顧問会（基本設計）ＬＯＣＡ検討会及び原子炉安全基準専門部会（ＥＣＣＳ性能評価小委員会）においても審議され，ＬＯＣＡ時の燃料被覆管温度評価への適用の妥当性が確認されている。[23][24]

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は，信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため，ＳＡＦＥＲコードにおける崩壊熱の妥

当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については，ＬＯＣＡを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果を比較することにより，ＳＡＦＥＲコードの熱伝達モデルの妥当性を確認できる。

燃料被覆管酸化については，3.3.2(5)に記載したとおり，蒸気供給制限がなく，蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギは必要としないものと仮定し，反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため，ＳＡＦＥＲコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については，3.3.2(7)に記載したとおり，燃料被覆管の歪量を計算し，燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値と良く一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用していることから，ＳＡＦＥＲコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流及び三次元効果については，有効性評価解析においては炉心が露出する可能性のあるシーケンスでの炉心・原子炉水位を評価する上で重要な物理現象として選定しており，炉心・原子炉水位を確認することでその妥当性を確認できる。

冷却材放出（臨界流・差圧流）は，ＬＯＣＡを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果を比較することによりその妥当性を確認できる。

ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）は，動作を期待する系統の作動圧力や流量を入力するが，有効性評価解析では，設計での不確かさを考慮し，設備設計における設計条件を仮定する。このように，設計に基づ

く作動圧力や流量を条件として与えることから，ＳＡＦＥＲコードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

以上より，重要現象に対する妥当性確認については，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較において，システム圧力，炉心水位，燃料被覆管温度に着目してＳＡＦＥＲコードの妥当性を確認する。

4.1.1　ＴＢＬ実験解析

ＴＢＬ実験は，1100MW級ＢＷＲプラントを 2/764 に縮尺模擬し，電気加熱の実寸大模擬燃料集合体２体，再循環系２系統及びＥＣＣＳを装備した実験装置を用い，配管破断による冷却材放出開始からＥＣＣＳの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。ＳＡＦＥＲコードによる実験解析により，実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.2　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析

ＲＯＳＡ－Ⅲ実験は，ＢＷＲ体系を 1/424 に縮尺模擬したシステムであり，電気加熱の実長の 1/2 長さの模擬燃料集合体４体と二つの再循環系，ＥＣＣＳからなる実験装置を用い，配管破断による冷却材放出開始からＥＣＣＳの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。ＳＡＦＥＲコードによる実験解析により，実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.3　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析

ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験は，ＡＢＷＲプラントを 1/872 で縮尺模擬し，電気加熱の実寸大模擬燃料集合体１体とダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備した実験装置を用い，配管破断による冷却材放出開始からＥＣＣＳの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。ＳＡＦＥＲコードによる実験解析により，実験結果との比較から熱水力計算モデルの妥当性を確認する。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	TBL 実験解析	ROSA－Ⅲ 実験解析	FIST－ABWR 実験解析
炉心（核）	崩壊熱 *	崩壊熱モデル	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34	図 4-23 図 4-34	図 4-32 図 4-33
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム－水反応モデル	－	－	－
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価モデル	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流 三次元効果	二相流体の流動モデル	図 4-4 図 4-5 図 4-8 図 4-11 図 4-14	図 4-20 図 4-21 図 4-22	図 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	図 4-6 図 4-9 図 4-12 図 4-15 図 4-34	図 4-23 図 4-34	－
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	図 4-3 図 4-7 図 4-10 図 4-13	図 4-19	図 4-26 図 4-27 図 4-28
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル	－	－	図 4-29 図 4-30
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）*	原子炉注水系モデル	－	－	－

* 4.1 節に記載の理由により，妥当性確認が不要である重要現象

4.2　ＴＢＬ実験解析[25][26][27]

ＴＢＬは，1100MW級ＢＷＲプラントを2/764に縮尺模擬し，電気加熱の実寸大模擬燃料集合体２体からなるＬＯＣＡ模擬実験装置であり，実験はＬＯＣＡ時の熱水力現象及び炉心の冷却挙動を総合的に把握するため，配管破断による冷却材放出開始からＥＣＣＳの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動及び炉心冷却挙動を実時間で模擬するＬＯＣＡ総合模擬実験である。図4-1にＴＢＬ実験装置の系統図を示す。

4.2.1　解析条件

表4-2にＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＴＢＬ実験条件を示す。解析は再循環配管の大破断（Run No.1），中小破断（Run No.2），主蒸気配管の完全破断（Run No.3）及び高圧炉心スプレイ配管の完全破断（Run No.4）の４ケースについて実施した。

図4-2に実験解析で用いたＳＡＦＥＲコードのノード分割を示す。ＳＡＦＥＲコードでは圧力容器を八つの熱水力ノードに分割しているとともに，高出力バンドルを設けている。また，ノード３と９の模擬燃料集合体は，ボイド分布を解析するため，更に軸方向に細分化した。分割数は，模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を９分割とし，その上下の非加熱部を含めて全11分割とした。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。ＥＣＣＳ流量は実験データを時間の関数として入力した。また，崩壊熱模擬曲線には実験データ(ANS+20%相当)と同等のものを用いた。

4.2.2　解析結果

ＳＡＦＥＲコードによるＴＢＬ実験解析の各解析結果について説明す

る。

(1) 再循環配管の大破断（Run No.1）

Run No.1は，再循環配管の完全両端破断（２×100%）模擬実験であり，ＥＣＣＳとしてＬＰＣＳ及び３ＬＰＣＩ（３台のＬＰＣＩポンプの作動）を想定している。

図4-3に圧力変化を示す。また，図4-4に炉心シュラウド内各部の混合水位変化を示す。ＳＡＦＥＲコードの解析結果は，実験結果と良く一致することがわかる。また，ＳＡＦＥＲコードは，下部プレナムの水位形成後の炉心入口オリフィス（以下「ＳＥＯ」という。）でのＣＣＦＬ現象及びＣＣＦＬ現象に伴う冷却水の分配挙動を良く再現している。図4-5に約50秒時点における平均出力バンドル及び高出力バンドル内のボイド率分布の比較を示す。ＳＡＦＥＲコードは出力差に伴って生じる流動挙動の違いを良く表現している。図4-6に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。ＳＡＦＥＲコードのＰＣＴは，実験結果に対し，約150℃高く評価した。

後述する他ケースに比べてＰＣＴを高めに予測するのは，高出力バンドルを吹き上げる蒸気による冷却を過小評価しているためと考えられ，適用している蒸気及び噴霧流の熱伝達相関式に依存している。蒸気単相熱伝達相関式は，蒸気流量が増加するほど熱伝達係数を過小評価する傾向にあり，また，噴霧流熱伝達相関式も熱伝達係数を過小評価する（添付２のⅡ．熱伝達相関式，モデルの適用性に記載の添付図 2-7 及び添付図 2-9)。再循環配管の両端破断を模擬した本ケースは，他ケースに比べて冷却材放出量が多く減圧が急激であるため下部プレナムの蒸気発生量が多い。すなわち，高出力バンドルを吹き上げる蒸気流量が多く，蒸気及び噴霧流の熱伝達係数の過小評価の影響が他ケースに比べて大きいため，実験結果に対し温度が高くなっていると考えられる。

(2) 再循環配管の中小破断（Run No.2）

Run No.2は，再循環ポンプ入口配管の3.4%破断実験であり，ＥＣＣＳとしてＬＰＣＳ，３ＬＰＣＩ及び自動減圧系（以下「ＡＤＳ」という。）の作動を想定している。

図4-7に圧力変化を示す。圧力は，ＭＳＩＶ閉により直ちに上昇し，ＳＲＶ開閉によって変化した後，ＡＤＳ作動によって急激な減圧過程に移行する。ＳＡＦＥＲコードの解析結果は，破断開始から炉心再冠水に至る全期間を通して実験結果を良く模擬している。図4-8に炉心シュラウド内各部の二相混合水位変化を示す。実験で見られる炉心露出及びＬＰＣＩ注水後の炉心再冠水の挙動について，解析は良く再現している。図4-9に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図4-8に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため，ヒートアップ開始時間が早い。炉心露出後の温度上昇率はほぼ同じであるが，ＬＰＣＳ作動後は，実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは，ＳＡＦＥＲコードのスプレイ熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また，図4-8から約550秒で炉心再冠水されたことが実験，解析の両方から判断できる。しかし，図4-9に示したように，最終的な温度低下は，実験の約550秒に対して解析は約580秒となっている。これは，炉心再冠水後に適用されるＳＡＦＥＲコードの膜沸騰熱伝達モデルが保守的なモデルになっていることを示している。ＳＡＦＥＲコードのＰＣＴは，実験結果に対し，約60℃高く評価した。

(3) 主蒸気配管の完全破断（Run No.3）

Run No.3 は，主蒸気配管の完全破断を模擬している。作動ＥＣＣＳとしてはＬＰＣＳ，３ＬＰＣＩ及びＡＤＳであるが本実験は主蒸気管の完全破

断であり，ＡＤＳは作動しない。

図 4-10 に圧力変化を示す。本実験は主蒸気配管破断であるので，破断口を通して蒸気が流出し，急激な減圧過程となる。ＳＡＦＥＲコードの解析結果は，全般的な圧力変化を良く模擬した。図 4-11 に炉心シュラウド内各部の混合水位変化を示す。解析における炉心露出及びＬＰＣＩ注入後の急激な水位回復挙動は実験結果と良い一致を示した。図 4-12 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図 4-11 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため，ヒートアップ開始時間が早い。ＬＰＣＳ注水後，実測値の温度上昇率が小さくなるが，解析では実測値ほど温度変化が見られなかった。これは，ＳＡＦＥＲコードの熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また，解析結果は，ＬＰＣＩによる炉心再冠水がわずかに遅いため，燃料被覆管温度の低下開始時間も実測値に比べて約 20～30 秒遅くなった。ＳＡＦＥＲコードのＰＣＴは，実験結果に対し，約 70℃高く評価した。

(4) 高圧炉心スプレイ系配管の破断（Run No.4）

Run No.4 はＨＰＣＳ配管の完全破断模擬実験であり，ＥＣＣＳとして２ＬＰＣＩ及びＡＤＳ作動を想定している。

図 4-13 に圧力変化を示す。また，図 4-14 に炉心シュラウド内各部の水位変化を示す。圧力は，ＡＤＳが約 290 秒で作動することにより急減圧するが，大破断で見られたＳＥＯでの顕著なＣＣＦＬはなく，実験と同様の結果を得た。圧力，水位ともにＳＡＦＥＲコードの解析結果は実験結果を良く模擬した。図 4-15 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。ＳＡＦＥＲコードのＰＣＴは，実験結果に対し，約 50℃高く評価した。

4.2.3　まとめ

表4-6にＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果と実験結果のＰＣＴの比較を示す。

ＳＡＦＥＲコードによるＴＢＬ実験解析結果と実験データとの比較に基づきＳＡＦＥＲコードを評価した結果，ＳＡＦＥＲコードは，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の冷却材放出開始からＥＣＣＳの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を適切に評価し，炉心ヒートアップ挙動についてはＰＣＴを安全側に評価することを確認した。

表 4-2　ＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＴＢＬ実験条件

Run No. / 条件	1	2	3	4
破断位置	再循環配管吸込口	同左	主蒸気配管	ＨＰＣＳ配管
破断面積（%）	２×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI +ADS	LPCS+3LPCI +ADS	2LPCI+ADS
初期バンドル出力（MW）	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
初期ドーム圧力（MPa[gage]）	7.1	7.0	7.0	7.1

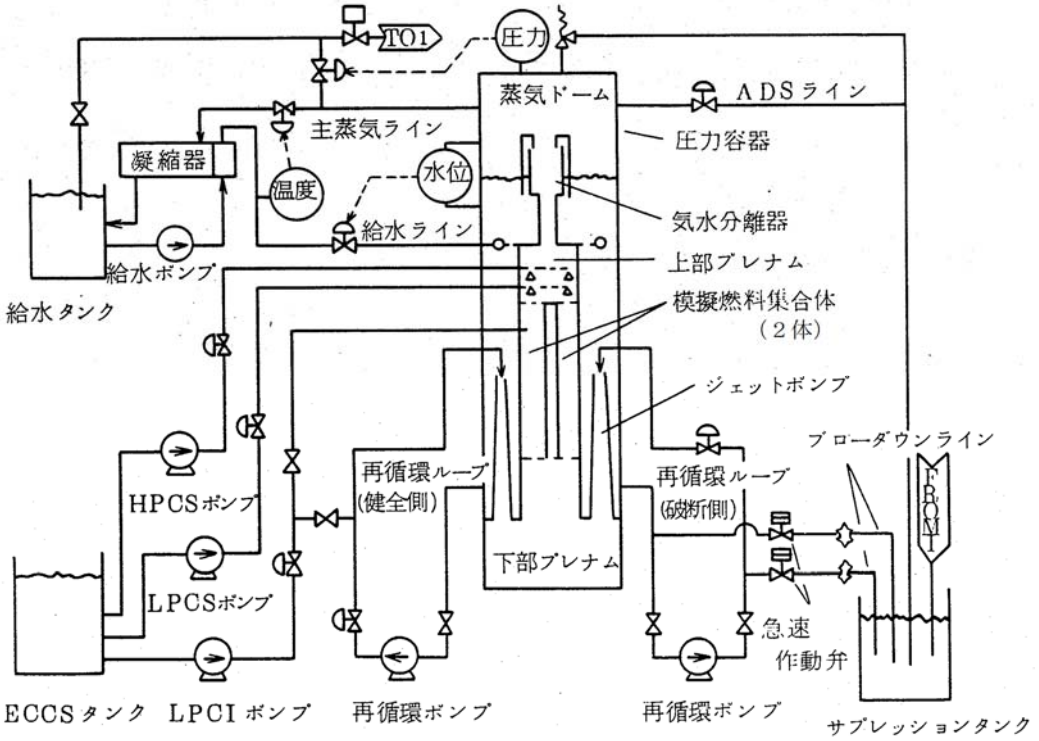


図 4-1　ＴＢＬ系統図

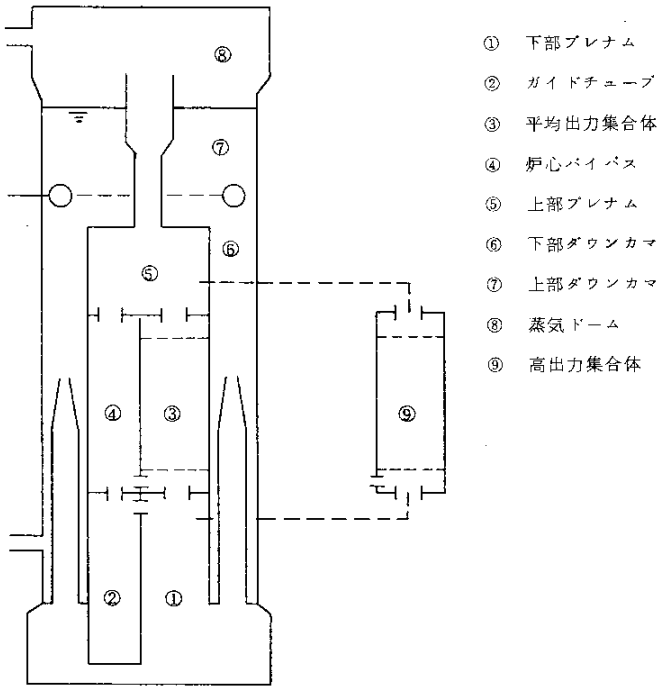


図 4-2　ＴＢＬ実験解析のノード分割図

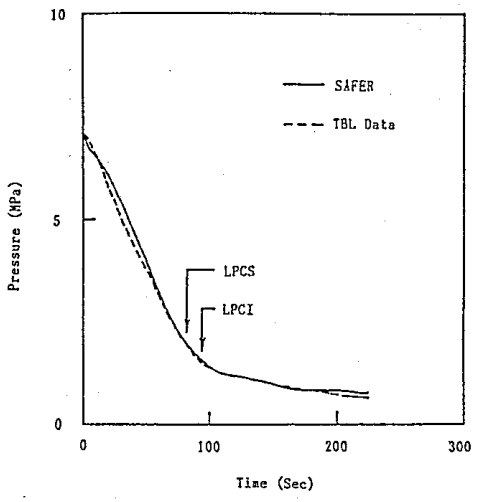


図 4-3　圧力変化（ＴＢＬ Run No.1，再循環配管の大破断）

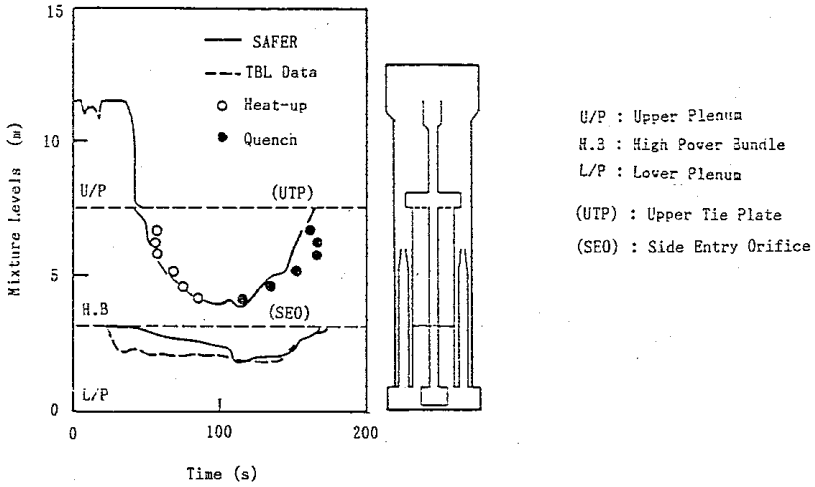


図 4-4　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No.1，再循環配管の大破断）

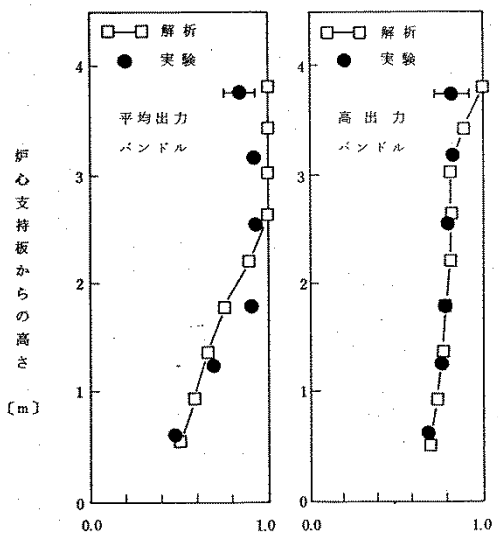


図 4-5　ボイド率の分布（ＴＢＬ Run No.1，再循環配管の大破断）

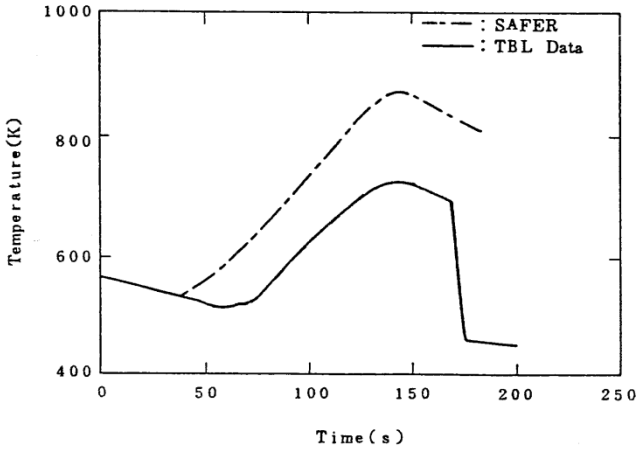


図 4-6　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.1，再循環配管の大破断）

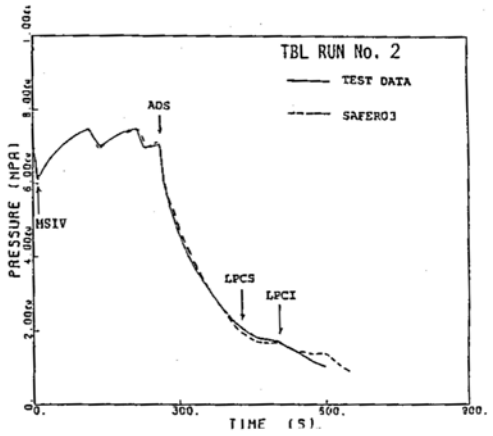


図 4-7　圧力変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

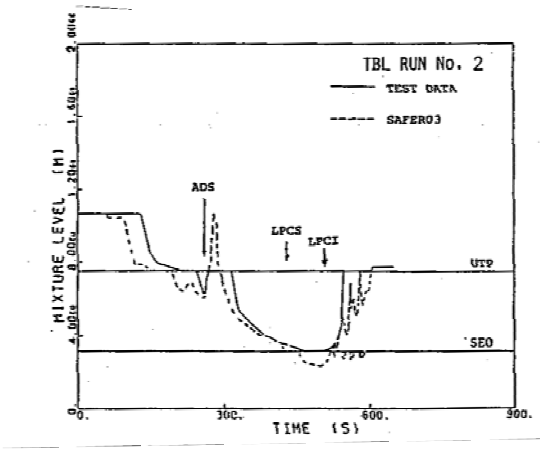


図 4-8　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

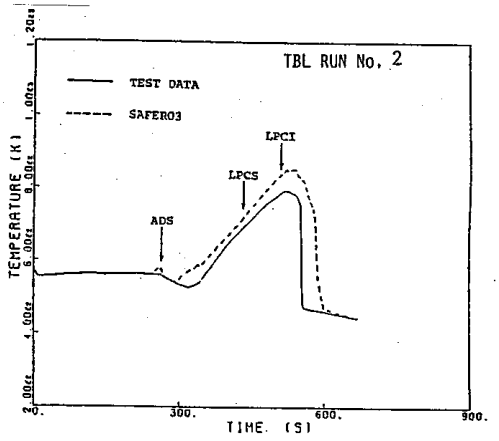


図 4-9　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.2，再循環配管の中小破断）

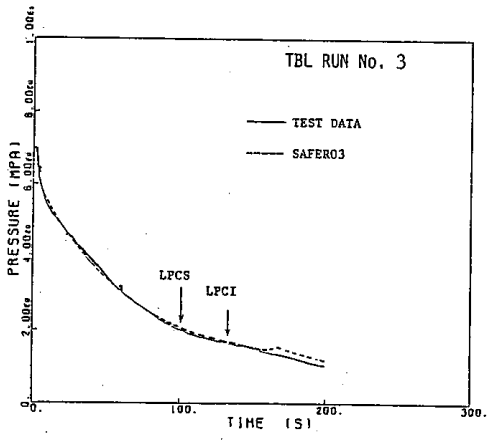


図 4-10　圧力変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

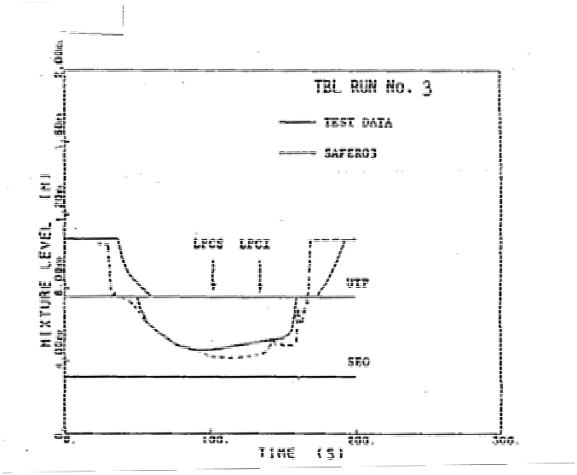


図 4-11　炉心シュラウド内水位変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

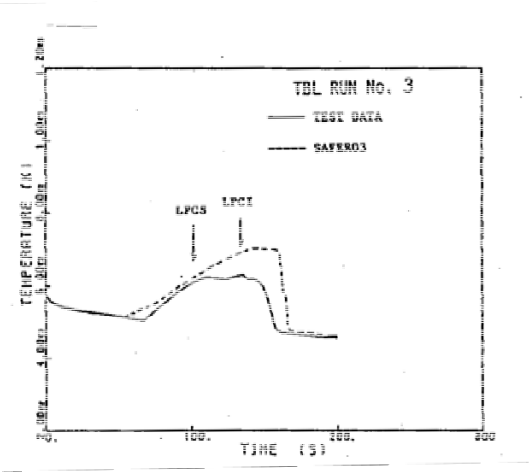


図 4-12　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.3，主蒸気配管の完全破断）

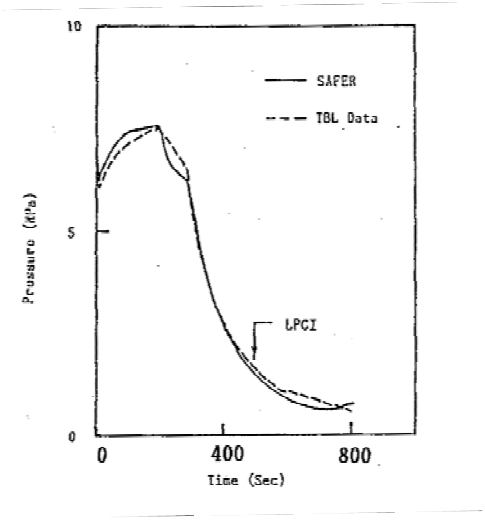


図 4-13　圧力変化（ＴＢＬ Run No.4，高圧炉心スプレイ配管の破断）

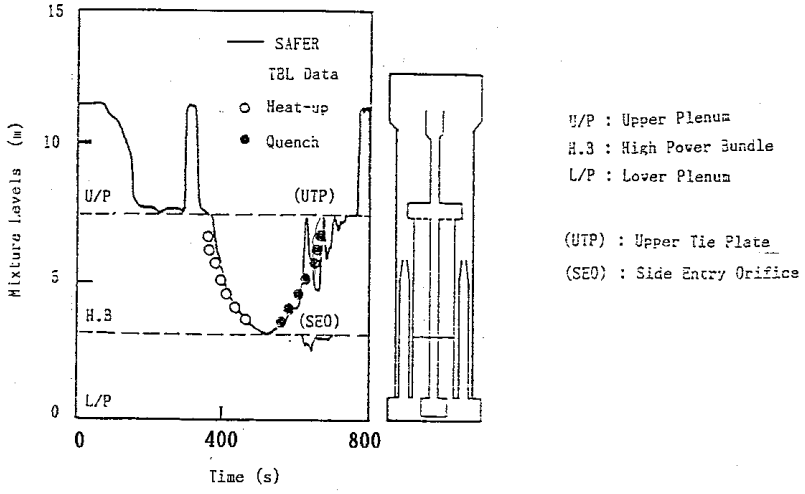


図 4-14 炉心シュラウド内水位変化(ＴＢＬ Run No.4，高圧炉心スプレイ配管の破断)

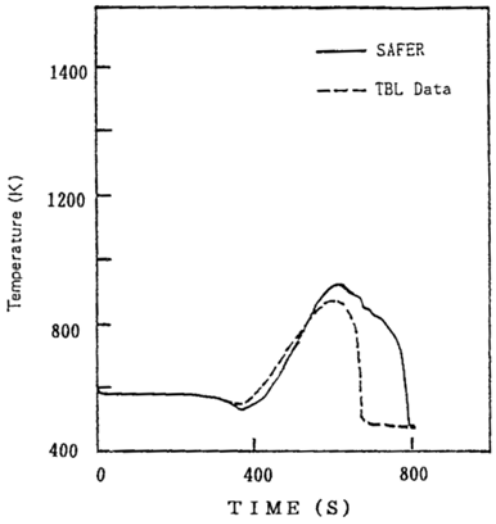


図 4-15　燃料被覆管温度変化（ＴＢＬ Run No.4，高圧炉心スプレイ配管の破断）

4.3　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析[28)29)]

ＲＯＳＡ－Ⅲは，ＢＷＲ体系を 1/424 に縮約模擬したシステムであり，電気加熱の実長の 1/2 長さの模擬燃料集合体４体と，二つの再循環ループ，ＥＣＣＳ及び蒸気・給水系を備えている。ＲＯＳＡ－Ⅲ実験は，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の熱水力挙動及びＥＣＣＳの有効性に関する総合模擬実験であり，図 4-16 に実験装置，図 4-17 に系統図を示す。

4.3.1　解析条件

表 4-3 にＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＲＯＳＡ－Ⅲ実験ケース及び条件を示す。解析は，再循環ポンプ入口配管での２×100%両端破断実験（Run No.1）から破断なし（Run No.7）まで破断面積をパラメータとした７ケースについて実施した。

図 4-18 に実験解析で用いたＳＡＦＥＲコードのノード分割を示す。ＳＡＦＥＲコードでは圧力容器を八つの熱水力ノードに分割している。ＲＯＳＡ－Ⅲの燃料集合体は４体であり，これらをノード３で模擬した。また，炉心内ボイド分布を解析するためにノード３を更に軸方向に細分化した。分割数は，模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を７分割とし，その上下の非加熱部を含めて全９分割とした。ノード９は高出力燃料集合体であり，ＰＣＴの計算を行うためのノードである。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。ＥＣＣＳ流量は実験データを時間の関数として入力した。また，崩壊熱模擬曲線には実験データ(ANS5.1 相当)と同等のものを用いた。

4.3.2　解析結果

ＳＡＦＥＲコードによるＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析の例として大破断（Run

No.1，Run No.2)，小破断（Run No.5）及び破断なし（Run No.7）の解析結果について説明する。図 4-19，図 4-20，図 4-21，図 4-22 及び図 4-23 に，実験結果とＳＡＦＥＲコードによる解析結果の比較を，蒸気ドーム圧力変化，平均出力チャンネル内の水位変化，高出力チャンネル内の水位変化及び燃料被覆管温度変化について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図 4-19 に蒸気ドーム圧力変化の比較を示す。

Run No.1，Run No.2 はともに大破断実験であるために，ダウンカマ内の水位低下は早く，Run No.1 は 13 秒，Run No.2 は 15 秒に再循環ポンプ吸込ノズルが露出し，急激な減圧が生じる。Run No.5 は小破断実験であり，Run No.7 は破断なしであるので，ＭＳＩＶ閉後の圧力は上昇し続け，ＳＲＶの作動によって圧力がほぼ一定に保たれた後，ＡＤＳの作動により急激な減圧となる。図 4-19 から分かるように，ＳＡＦＥＲコードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) 炉心シュラウド内水位

図 4-20 に平均出力チャンネル，図 4-21 及び図 4-22 に高出力チャンネル内の混合水位変化の比較を示す。

各実験ケースのうち特に大破断実験解析では，上部タイプレート，炉心入口部でのＣＣＦＬ現象が顕著に生じており，これに伴う炉心内の水位変化はＳＡＦＥＲコードの解析結果と実験データで良く一致している。また，小破断実験である Run No.5 と破断なし実験である Run No.7 については，ＡＤＳの作動により急激にチャンネル内水位が低下して露出する様子を解析結果は良く表している。

図 4-20，図 4-21 及び図 4-22 により，大破断，小破断及び破断なしの炉心シュラウド内水位変化をＳＡＦＥＲコードはおおむね良く模擬していることがわかる。

(3) 燃料被覆管温度

図 4-23 に燃料被覆管温度変化の比較を示す。図 4-23 に示した燃料被覆管温度変化はＰＣＴ位置の燃料被覆管温度変化を示しており，破断なし実験（Run No.7）の場合のみ実験と解析でＰＣＴノードが異なっているため，ヒートアップ開始が実験と解析で大きな差となった。しかし，ＰＣＴは実験結果に対し約 20℃高く評価している程度である。

大破断実験でのＰＣＴは実験結果に比べ，約 20℃から 100℃高く評価されている。これは，ＳＡＦＥＲコードの炉心露出時に適用される蒸気冷却及び噴霧流冷却の熱伝達モデルが保守的なモデルであり，また，炉心再冠水後に適用される膜沸騰熱伝達モデルも保守的なモデルになっているためである。

4.3.3　まとめ

ＲＯＳＡ－Ⅲ実験装置で行われた再循環配管破断の実験データを用いて，ＳＡＦＥＲコードの妥当性確認を行った。２×100％両端破断，100％，50%，15%，５％，２%のスプリット破断及び０％（破断なし）の模擬実験についての実験データとＳＡＦＥＲコードによる解析結果の比較により，以下のことを確認した。

・破断口径によらず圧力変化を良く予測した。

・大破断実験で見られる炉心上部，下部でのＣＣＦＬ現象を予測できた。

これにより，炉心シュラウド内水位変化を良く予測した。また，小破断

実験解析も同様に炉心シュラウド内水位変化を良く予測した。

・燃料被覆管最高温度は実験値に比べ10～100℃程度高めに評価した。

（表4-6参照）

また，ＲＯＳＡ-Ⅲにおける破断なしの実験結果（Run No.7）は，実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧，炉心の露出に伴う炉心ヒートアップ及び冷却水注水による炉心の再冠水の過程がよく類似している。このような破断のない過渡変化に対しても，ＳＡＦＥＲコードは，表4-6に示すように炉心の再冠水時間を遅く，ＰＣＴを高めに予測できることが確認された。したがって，実機の有効性評価解析にもＳＡＦＥＲコードを適用できると考える。

表 4-3　ＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたROSA-Ⅲ実験条件

Run No. / 条件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置	再循環配管吸込口						破断なし
破断面積（%）	2×100	100	50	15	5	2	0
作動 ECCS	LPCS+3LPCI+ADS	同左	同左	同左	同左	同左	同左
初期全出力（MW）	3.967	3.972	3.963	3.964	3.969	3.962	3.962
初期ドーム圧力（MPa[gage]）	7.37	7.29	7.3	7.3	7.35	7.35	7.3

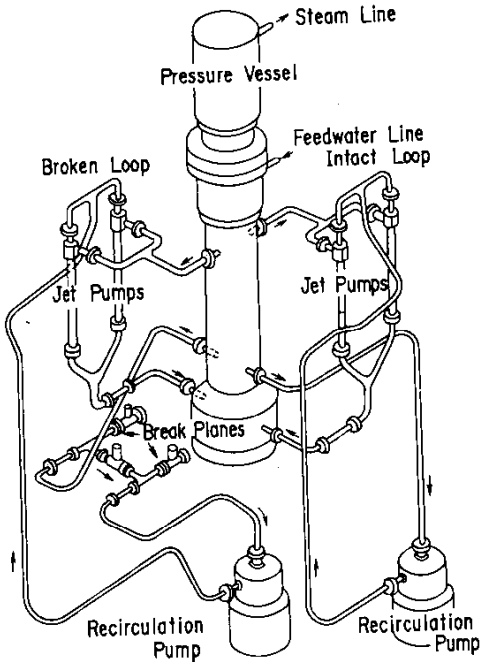


図 4-16　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験装置

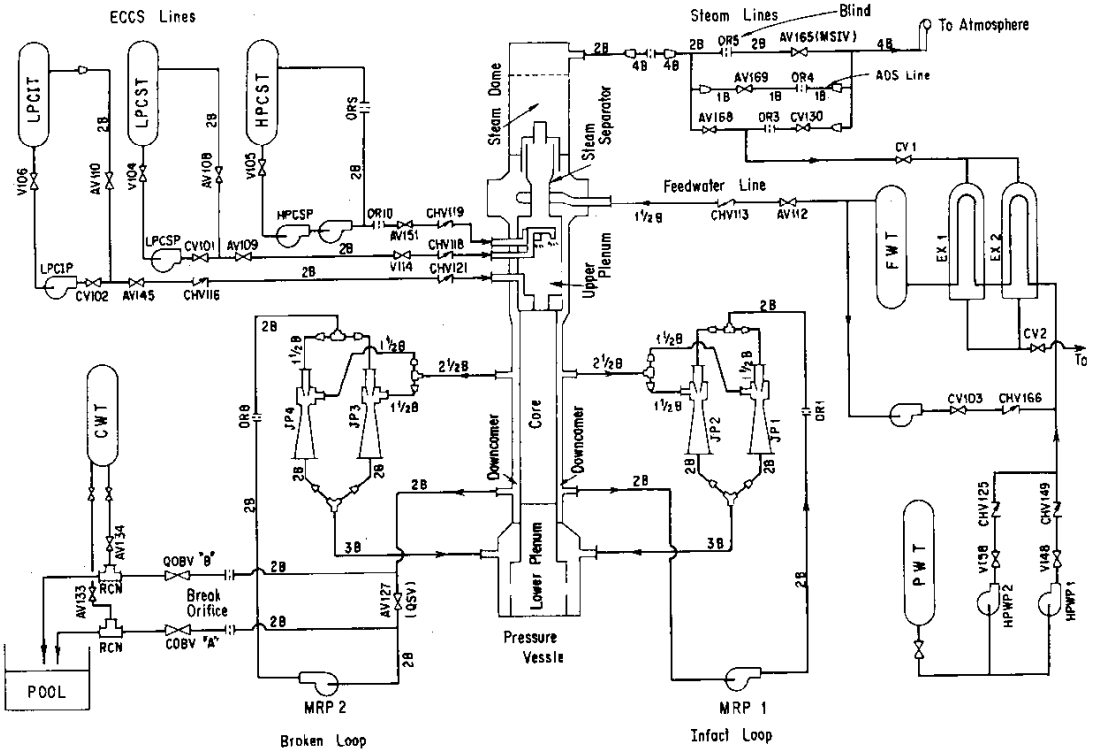


図 4-17　ＲＯＳＡ－Ⅲ系統図

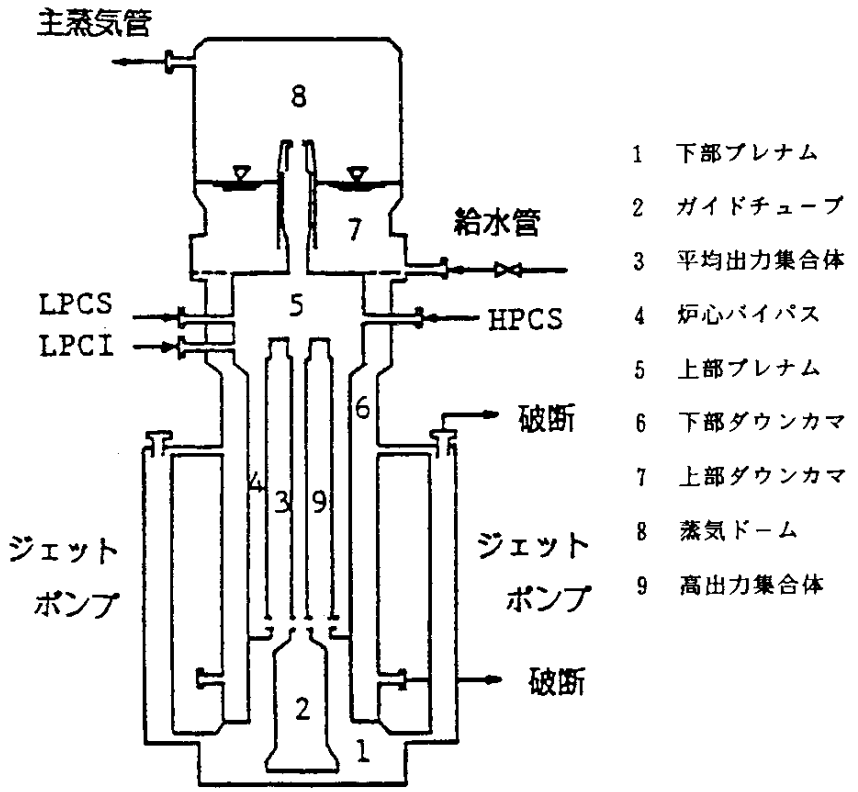


図 4-18　ＲＯＳＡ－Ⅲ実験解析のノード分割図

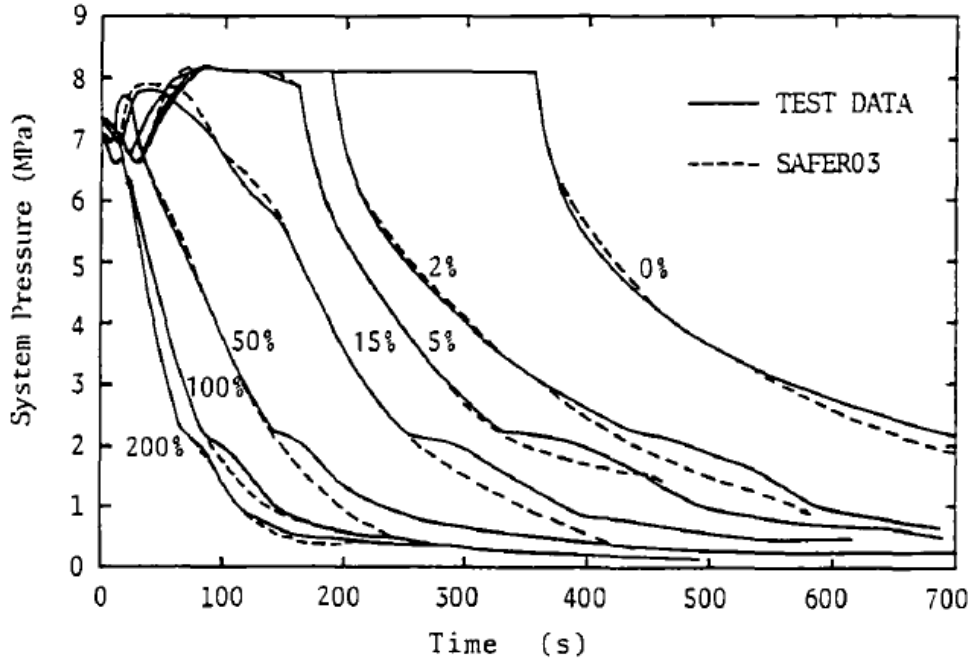


図 4-19　蒸気ドーム圧力変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大／中／小破断，破断なし）

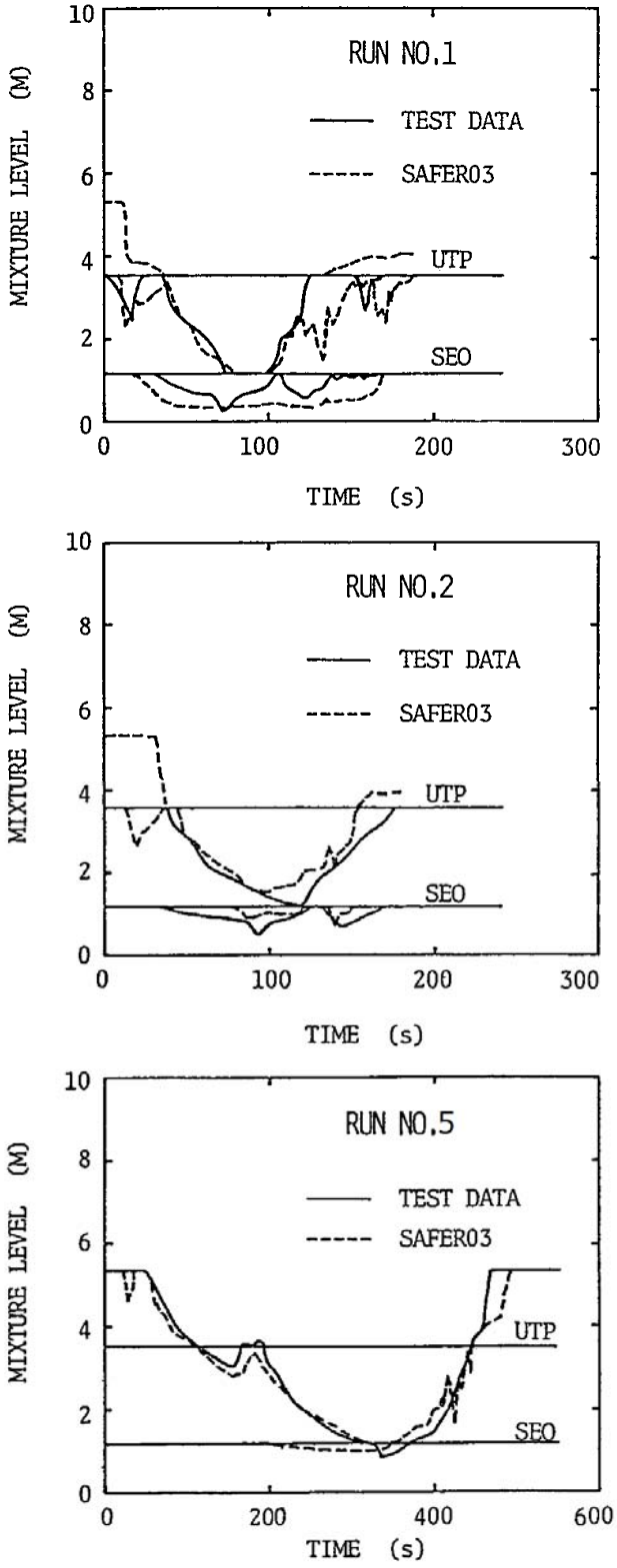


図 4-20　平均出力チャンネル内水位変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大破断，小破断）

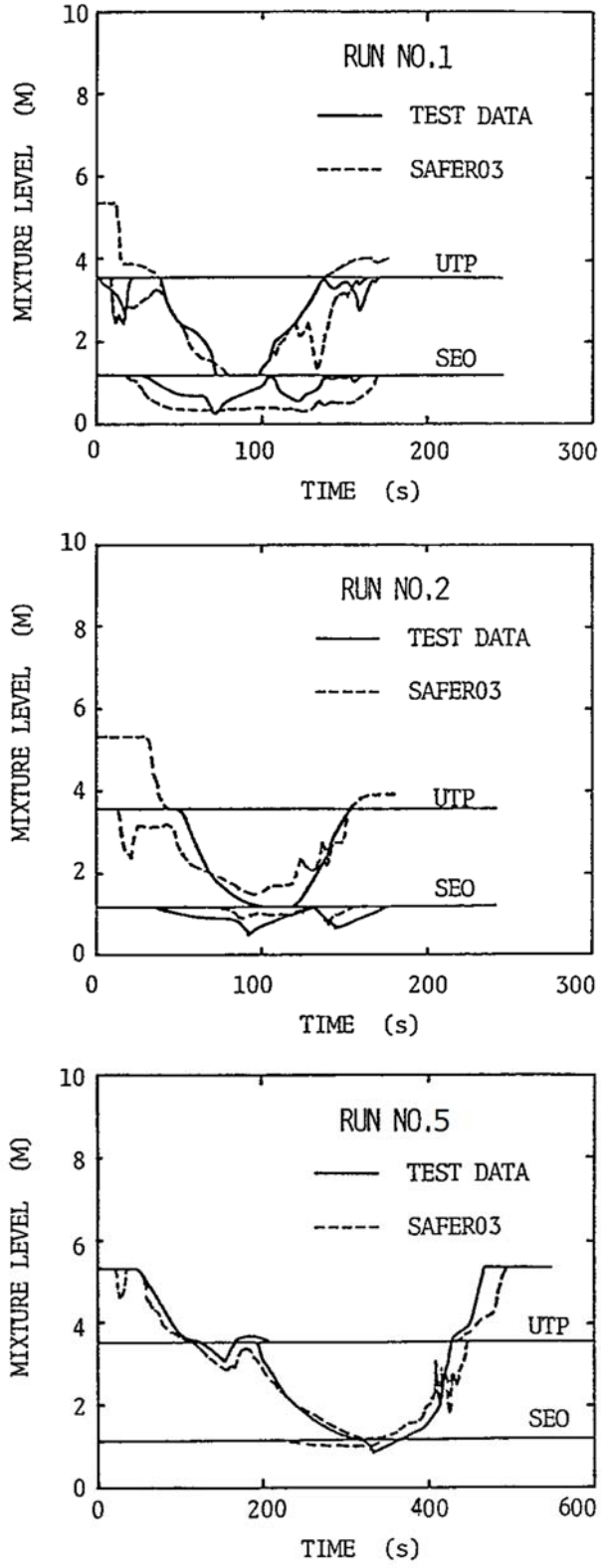


図 4-21　高出力チャンネル内水位変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大破断，小破断）

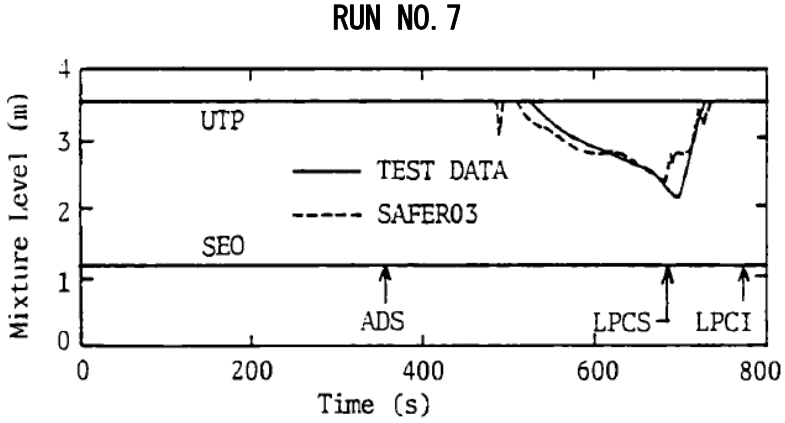


図 4-22　高出力チャンネル内水位変化（ＲＯＳＡ－Ⅲ，破断なし）

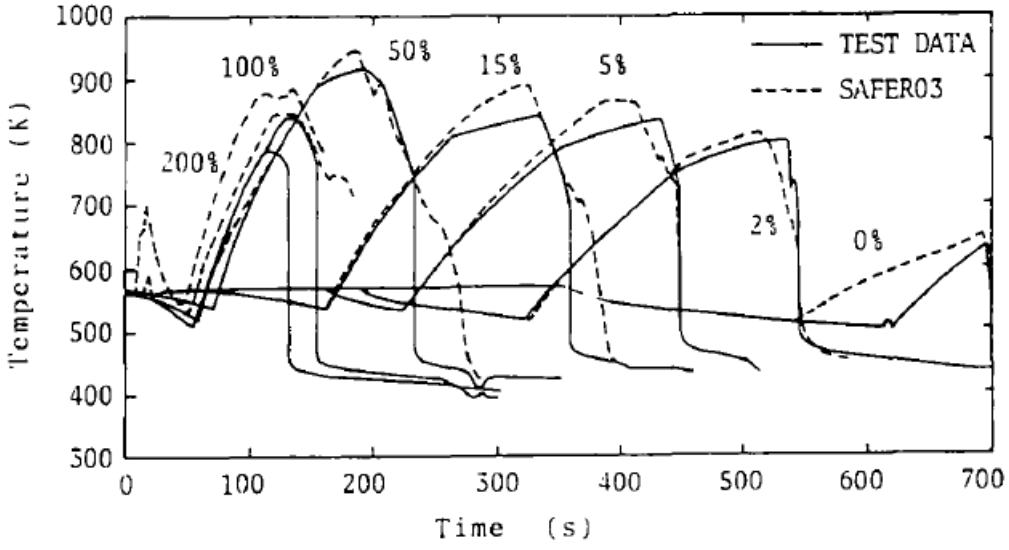


図 4-23　燃料被覆管温度変化
（ＲＯＳＡ－Ⅲ，再循環配管大／中／小破断，破断なし）

4.4　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析[30]

ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲは，ＡＢＷＲプラントを 1/872 で縮尺模擬しており，電気加熱の実寸大模擬燃料集合体１体と，ダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備している。また，主蒸気系，給水系，ＥＣＣＳ，配管等の破断を模擬している。実験は，ＡＢＷＲのＬＯＣＡ時の冷却材ブローダウン現象の把握，ＥＣＣＳの炉心冷却能力の確認及びＳＡＦＥＲコードの妥当性確認を目的に行われた。図 4-24 に系統図を示す。

4.4.1　解析条件

表 4-4 にＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験ケース及び条件を示す。解析は，炉心スプレイ（以下「ＣＳ」という。）配管の完全破断（Run No.1），主蒸気（以下「ＭＳ」という。）配管の完全破断（Run No.2），給水（以下「ＦＷ」という。）配管の完全破断（Run No.3）及び圧力容器底部（以下「ＢＢ」という。）の 80cm^2 相当配管破断（Run No.4）を模擬した４ケースについて実施した。

図 4-25 にＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用いたＳＡＦＥＲコードのノード分割を示す。ＳＡＦＥＲコードでは圧力容器を八つの熱水力ノードに分割している。ノード３の模擬燃料集合体は，ボイド分布を解析するため，更に軸方向に細分化した。分割数は，有効発熱部を５分割とし，その上下の非加熱部を含めて全７分割とした。

破断流量及びＡＤＳ流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また，ＥＣＣＳの起動とＭＳＩＶ閉止はダウンカマ領域の水位信号を用いた（主蒸気配管の完全破断（Run No.2）を除く）。

4.4.2　解析結果

ＳＡＦＥＲコードによるＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析の結果について説明する。表 4-5 には，主要な事象の発生時刻を実験データとＳＡＦＥＲ解析結果を比較して示している。また，図 4-26，図 4-27，図 4-28，図 4-29，図 4-30，図 4-31，図 4-32 及び図 4-33 には，実験結果とＳＡＦＥＲ解析結果の比較を，蒸気ドーム圧力変化，破断流量変化，ダウンカマ領域水位変化，炉心シュラウド内水位変化及び燃料被覆管温度変化について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

ＣＳ配管破断実験は，ダウンカマ領域の水位低信号によりＭＳＩＶが閉止する約 80 秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。ＭＳＩＶ閉止後に圧力が上昇するが，約 150 秒でのＡＤＳ作動により急速減圧する。ＳＡＦＥＲコードは，ＭＳＩＶ閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが，ＡＤＳ作動による減圧過程全体を通して実験と良く一致している。

ＭＳ配管破断実験は，破断後直ちに減圧するが，ＭＳＩＶが約３秒で閉止すると，冷却材放出流量は破断配管１本のみに減少するため，圧力は上昇している。しかし，約５秒以降はバンドル出力の低下により単調に減少する。減圧過程では減圧沸騰，高圧注水系（以下「ＨＰＦＬ」という。）サブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが，ＳＡＦＥＲコードは実験の圧力挙動を良く予測している。また，図 4-28 に破断流量変化を示す。ＳＡＦＥＲ解析結果は実験結果と良く一致している。

ＦＷ配管破断実験についても，ＳＡＦＥＲコードは実験の圧力挙動を良く予測している。実験では，破断後の減圧に伴い約 40 秒で下部プレナムの沸騰により減圧が緩やかになり，ＨＰＦＬの注入による蒸気凝縮により減

圧が加速している。ＳＡＦＥＲコードはこれらの挙動を再現している。

ＢＢ(80cm^{2}相当)配管破断実験は，ＭＳＩＶ閉止する約 52 秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。ＭＳＩＶ閉止後に圧力が上昇するが，ＨＰＦＬ及びＨＰＣＳの注水により圧力上昇は抑制され，約 98 秒でＡＤＳが作動すると急速に減圧する。ＳＡＦＥＲコードは実験の圧力挙動を良く予測しており，特に，ＡＤＳ作動後の減圧過程は実験と良く一致している。

(2) ダウンカマ領域水位

図 4-29 及び図 4-30 にダウンカマ領域の水位変化を示す。

ＣＳ配管破断実験とＢＢ(80cm^2 相当)配管破断実験については，ＡＤＳが作動する前の水位変化を比較して図 4-29 に示す。実験結果とＳＡＦＥＲ解析結果は非常に良く一致していることから，水位低信号によって作動するとしているＭＳＩＶ，ＥＣＣＳの起動のタイミングも良く合っている。

ＭＳ配管破断については，ＳＡＦＥＲコードはＨＰＦＬが注入を開始するまでは実験結果を良く再現している。実験ではダウンカマ上部でＣＣＦＬ現象が発生しており，これにより注入されたＨＰＦＬ水がダウンカマ上方に維持され水位を形成している。このような現象はＳＡＦＥＲコードではモデル化されていないため，実験結果と解析結果に差が生じている。しかし，ダウンカマ上部でのＣＣＦＬ現象はＦＩＳＴ-ＡＢＷＲ固有の現象であり，実機においては発生しないので特に問題とはならない。

ＦＷ配管破断実験については，実験結果に対してＳＡＦＥＲコードが水位を高めに予測している。これは，実験結果はコラプス水位であるのに対して，ＳＡＦＥＲ解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) 炉心シュラウド内水位

図 4-31 にＣＳ配管破断実験及びＢＢ(80cm^{2}相当)配管破断実験の炉心シュラウド内のバンドル及び上部プレナム（図 4-25 における領域３及び領域５）の水位変化を示す。

ＣＳ破断実験の上部プレナム水位は，ＡＤＳ作動前にＣＳ破断位置まで低下し，破断位置が露出する。ＡＤＳ作動により急速減圧すると，沸騰により二相水が上部プレナムに流入するため一時的に二相水位は増加するが，水位は再び低下して約 300 秒でＣＳ破断位置が露出する。ＡＤＳ作動及び破断位置の露出のタイミングはＳＡＦＥＲコードで良く予測している。ＡＤＳ作動後の水位変化において，ＳＡＦＥＲコードの解析結果が高めとなっている部分があるが，水位変化の全体挙動は一致しているといえる。なお，バンドル内は常に二相水で満たされており，ＳＡＦＥＲコードも同じ結果となっている。

ＢＢ(80cm^{2}相当）配管破断実験の上部プレナム水位は，ＭＳＩＶ閉止後のシステム圧力上昇によりボイド率が減少するため低下するが，ＨＰＣＳ注水により上昇し，さらにＡＤＳ作動による減圧沸騰により二相水が増加して満水となる。この間，バンドル内は常に二相水で満たされている。ＳＡＦＥＲコードはこれらの挙動を良く予測している。

ＭＳ配管破断実験とＦＷ配管破断実験については，バンドル内は全期間にわたり二相水で冠水されており，また，上部プレナム領域も二相水で満水である。このため，炉心シュラウド内に水位は形成されない。

(4) 燃料被覆管温度

実験では，４ケースのいずれもバンドル内が二相水位で冠水維持されているため燃料被覆管温度上昇はなく，システム圧力に対する飽和温度近傍

を維持している。ＳＡＦＥＲ解析結果も実験結果を良く再現している。図4-32にＣＳ配管破断，また，図4-33にＢＢ(80cm^{2}相当)配管破断の燃料被覆管温度変化の比較を示す。

4.4.3　まとめ

以上より，ＡＢＷＲプラントのＬＯＣＡ模擬実験であるＦＩＳＴ－ＡＢＷＲのＣＳ配管，ＭＳ配管，ＦＷ配管の破断実験及びＢＢ配管破断実験について，ＳＡＦＥＲコードによる実験解析を行い，ＳＡＦＥＲコードがＡＢＷＲプラントに対しても適用可能であることを確認した。

・四つの異なるＬＯＣＡ実験における模擬バンドルは二相水位により冠水が維持され，模擬燃料棒はヒートアップすることなく，冷却材の自然循環により冷却された。ＳＡＦＥＲコードはこれらの四つの実験の挙動を予測できた。

・ＳＡＦＥＲコードはＡＢＷＲのＬＯＣＡ事象の圧力変化の全体的な傾向を予測できることを確認した。

・ＳＡＦＥＲコードはダウンカマ領域の水位変化を良く予測したことにより，ＭＳＩＶ閉止，ＥＣＣＳ注水及びＡＤＳ作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

また，ＦＩＳＴ-ＡＢＷＲにおけるＭＳ配管破断の実験結果（Run No.2）は，実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧過程と類似している。このような過渡変化に対してＳＡＦＥＲコードの適用性が確認されたことから，実機の有効性評価解析にもＳＡＦＥＲコードを適用できると考える。

表 4-4　ＳＡＦＥＲコードによる実験解析の対象としたＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ

実験条件

Run No. 条件	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm^2))
破断位置	炉心スプレイ 配管	主蒸気(MS) 配管	給水(FW) 配管	圧力容器 底部(BB)
破断面積（%）	100	100	100	80cm^{2}相当
作動 ECCS	1HPCS+ADS	2HPFL+ADS	2HPFL+ADS	1HPCS+2HPFL+ADS
初期出力（MW）	約 4.6	約 4.6	約 4.6	約 4.6
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.32	7.29	7.30	7.31

表 4-5　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験における主要事象の発生時刻

（実験データ／SAFER 解析結果，単位：ｓ）

Run No. 事象	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm^2))
破断発生，給水流量及び再循環ポンプ停止，バンドル出力変化開始	0/0	0/0	0/0	0/0
破断位置露出(ＦＷＬＢ)	—	—	6/7	—
ＭＳＩＶ閉止	80/80	3/3	10/10	52/52
ＨＰＦＬ－１ 注入開始	不作動仮定	37/37	127/126	62/63
ＨＰＦＬ－２ 注入開始	不作動仮定	37/37	217/217	87/89
ＨＰＣＳ－２ 注入開始	119/113	不作動仮定	不作動仮定	87/89
破断位置露出(ＣＳＬＢ)	119/113	—	—	—
ＡＤＳ作動	150/157	—	—	98/102
破断位置露出(ＣＳＬＢ)	300/300	—	—	—

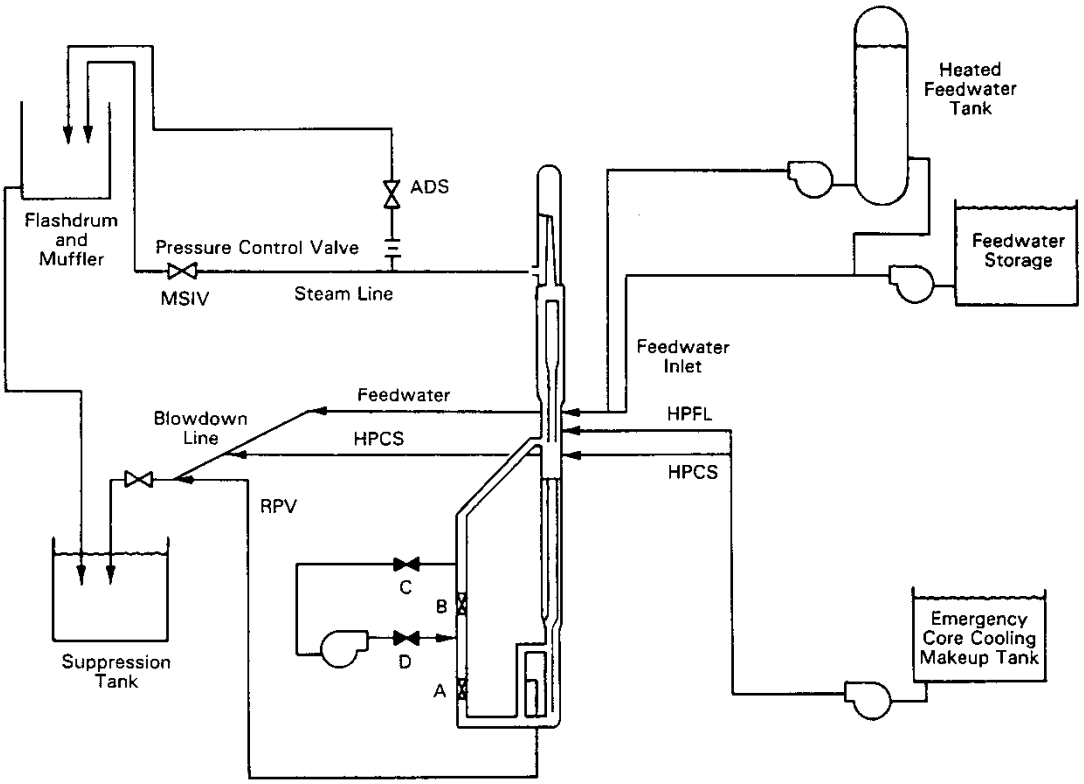


図 4-24　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ系統図

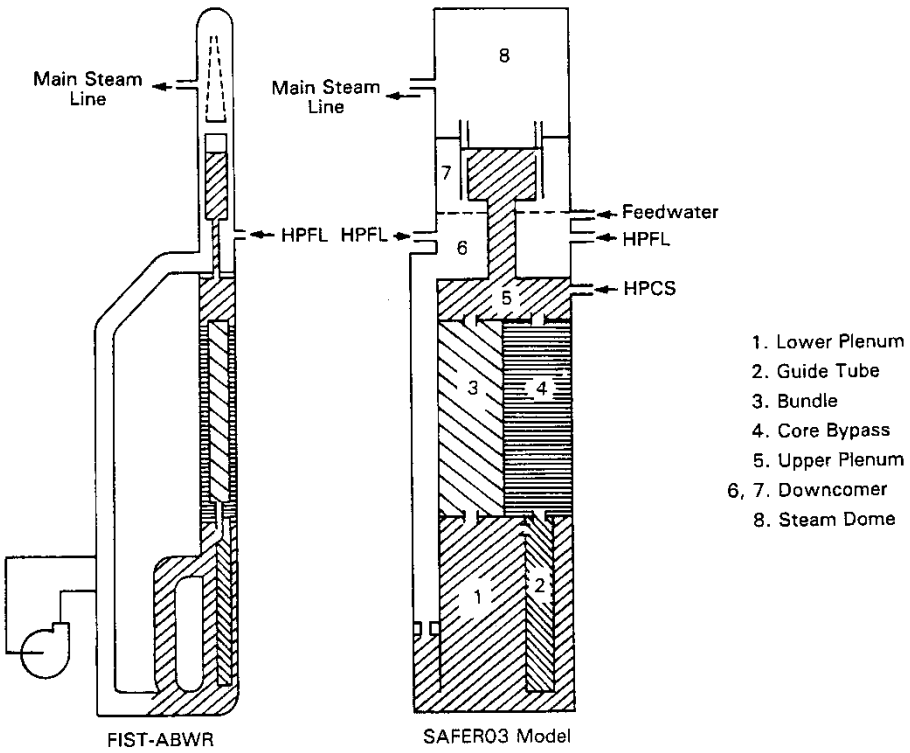


図 4-25　ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験解析ノード分割図

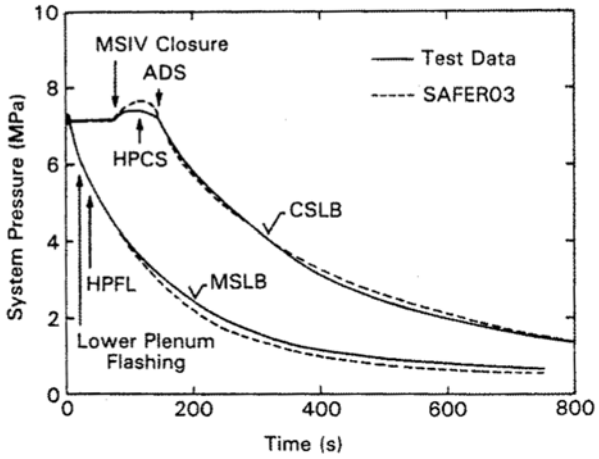


図 4-26　蒸気ドーム圧力変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＭＳ配管破断）

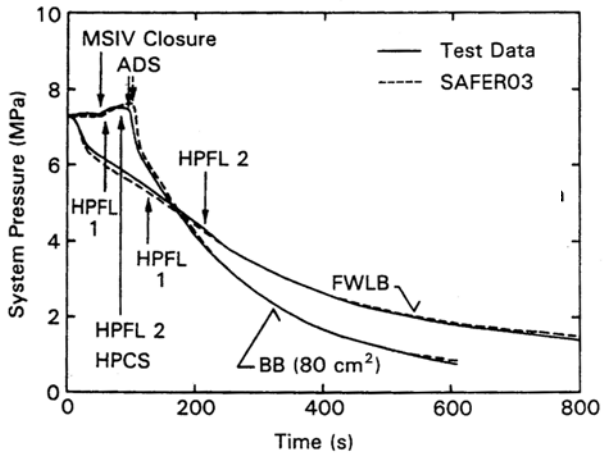


図 4-27　蒸気ドーム圧力変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＦＷ配管破断，ＢＢ(80㎠)破断）

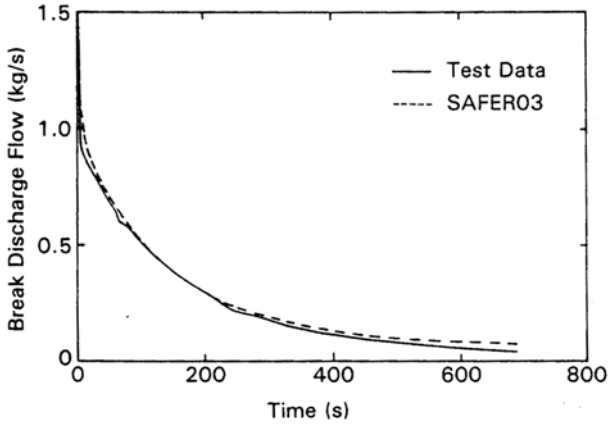


図 4-28　破断流量変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＭＳ配管破断）

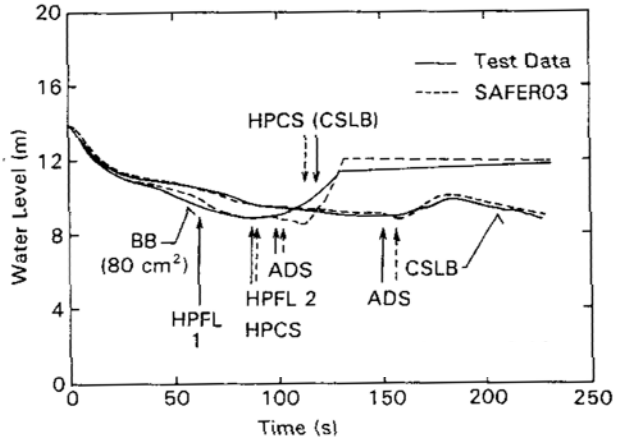


図 4-29　ダウンカマ領域水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＢＢ(80cm^2)破断）

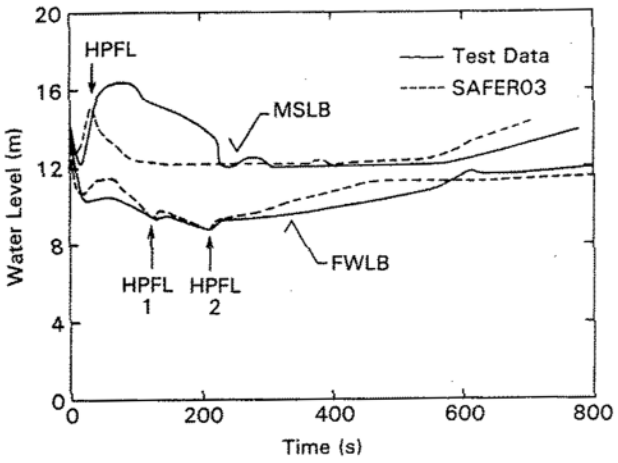


図 4-30　ダウンカマ領域水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＦＷ配管破断，ＭＳ配管破断）

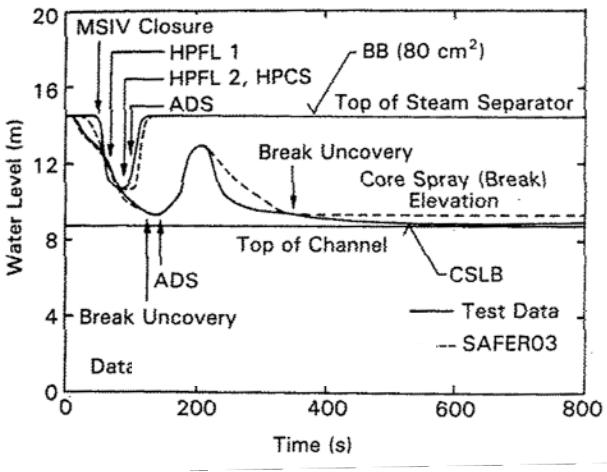


図 4-31　炉心シュラウド内水位変化
（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断，ＢＢ(80cm^2)破断）

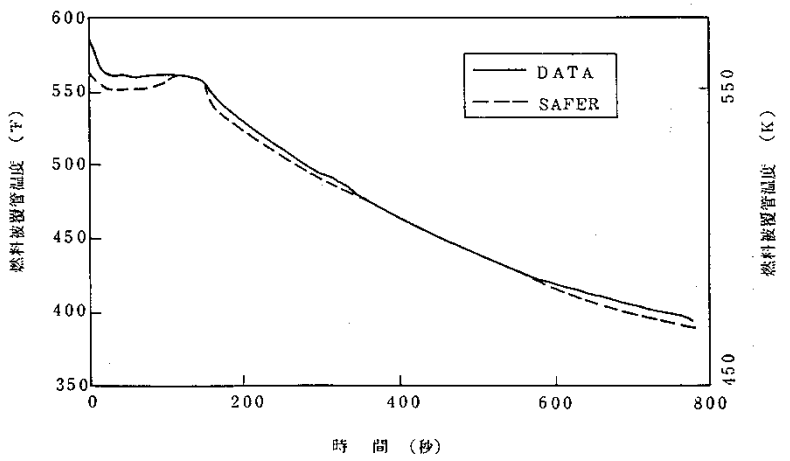


図 4-32　燃料被覆管温度変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＣＳ配管破断）

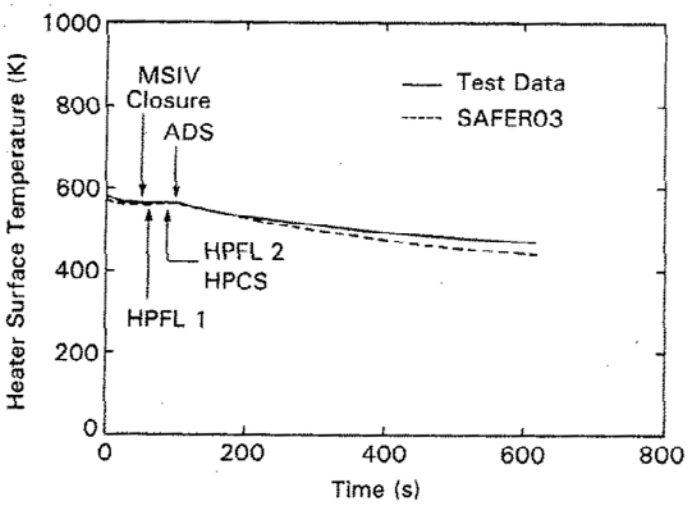


図 4-33　燃料被覆管温度変化（ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ，ＢＢ(80cm^2)破断）

4.5　実機解析への適用性

4.5.1　重要現象への適用性

ＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果と主要な実験結果の比較を表 4-6 に示す。また，図 4-34 に燃料被覆管最高温度の比較を示す。

以下に，ＳＡＦＥＲコードの重要現象への適用性の妥当性確認について述べる。

(1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果）

ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ及びＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析により，ＳＡＦＥＲコードの二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果とおおむね同等の結果が得られている。なお，炉心が露出する事象についての炉心再冠水時刻を遅く評価する傾向にあるが，その差は，表 4-6 に示すように±０～＋54 秒の範囲で実験結果と一致している。これらの試験では注水手段としてＥＣＣＳを想定しており，一方，有効性評価で注水系として使用するのはこれより注水能力の小さい代替注水系であるが，「5. 有効性評価への適用性」に記載する，再冠水過程における水位変動が燃料棒冷却に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより，ＳＡＦＥＲコードは，沸騰・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流に適用できる。

(2) 燃料被覆管温度（燃料棒表面熱伝達，気液熱非平衡）

ＴＢＬ及びＲＯＳＡ－Ⅲの実験解析により，ＳＡＦＥＲコードが噴霧流熱伝達モデルに Sun-Saha の式を用いているため，炉心露出時の熱伝達係数を低く予測し，燃料被覆管温度を高く予測していることを確認した。ＰＣ

Ｔは表 4-6 に示すように+10℃～+150℃程度高めに評価する。なお，スプレイ冷却のない実験結果（ＴＢＬ実験 Run No.4）では，+50℃程度高めに評価する。

ＳＡＦＥＲコードでは，燃料棒表面熱伝達モデルで採用している個々の熱伝達相関式は，それぞれ実験結果を保守的に予測するか，あるいは，よく一致することが確認されていることから，「5.有効性評価への適用性」に記載する，ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ実験で想定している注水手段と有効性評価で使用している注水手段での注水能力の相違が燃料棒表面熱伝達に及ぼす影響の不確かさを考慮することにより，ＳＡＦＥＲコードは燃料棒表面熱伝達に適用できる。

(3) 原子炉圧力（冷却材放出，沸騰・凝縮・ボイド率変化）

ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ及びＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析により，ＳＡＦＥＲコードが系の圧力変化及び圧力容器の水位変化を良く予測することを確認しており，有効性評価におけるＭＳＩＶの閉止による圧力上昇挙動から急速減圧時の圧力低下挙動は実験解析と同等である。

したがって，圧力変化は実験結果とおおむね同等の解析結果が得られていることから，ＳＡＦＥＲコードは冷却材放出及び沸騰・凝縮・ボイド率変化に適用できる。

(4) 原子炉水位（沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流）

ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析により，ＳＡＦＥＲコードが原子炉水位（ダウンカマ領域水位）の低下を良く予測し，水位低下によるＭＳＩＶの閉止，ＥＣＣＳの起動のタイミングを予測できることを確認した。ＥＣＣ

Ｓ起動のタイミングは表 4-5 に示すように，－６秒～＋７秒の範囲で実験結果と一致している。炉心シュラウド外水位については，燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても，二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要ではなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。

したがって，炉心シュラウド外のコラプス水位を適切に評価することから，ＳＡＦＥＲコードは沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離（水位変化）・対向流に適用できる。

4.5.2　実験装置のスケーリング及びＥＣＣＳ構成の異なるプラントへの適用性

ＳＡＦＥＲコードの妥当性確認に使用したＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ及びＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験装置は，表 4-7 に示すように，それぞれ実機を縮尺模擬し，実機と同等のＥＣＣＳ構成としている。

実験装置と実機の差異については，特に，燃料集合体の体数と軸方向長さ及びＥＣＣＳ構成が重要と考えられるため，これらについて，実験結果の実機適用性についての考え方を以下に述べる。

(1) 燃料集合体の体数及び軸方向長さの影響

ＴＢＬは熱出力 3293MW，燃料集合体 764 体を装荷したＢＷＲを対象としており，出力の異なる複数の燃料集合体が存在する系において，ＥＣＣＳの作動及び炉心の温度上昇に密接に関連する原子炉圧力及び原子炉水位の変化を実時間で模擬することを目的として設計されている。このため，ＴＢＬは電気加熱の実寸大模擬燃料集合体２体を用い，原子炉圧力容器内の熱水力挙動を模擬するために各領域の容積，ＥＣＣＳ注水量を実機の燃

料集合体数との比（2/764）で縮尺模擬している。また，圧力容器及び内部構造物の寸法は，事故後の原子炉水位変化を実時間で模擬するようジェットポンプ下端から気水分離器下端までの高さ方向の長さを実機と同一としている。

ＴＢＬ実験では低出力燃料集合体と高出力燃料集合体の熱水力挙動の差異，いわゆる多チャンネル効果が現れた。減圧過程において，高出力燃料集合体では下部プレナムから燃料集合体内に吹き上げる蒸気流量が大きく気液上昇流を生じ，低出力燃料集合体では蒸気流量が少ないため燃料集合体上部からの落下水が多くて気液対向流になり流動分離が生じていることが差圧計測より推定された。この流動様式の差異は，別途行われた，実機の炉心シュラウド内を実寸大で分割模擬した実規模多チャンネルの再冠水システム実験[31]の結果でも確認されている。

したがって，ＴＢＬはＢＷＲの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論はＢＷＲへ適用できると考える。

ＲＯＳＡ－Ⅲ及びＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの基本的なスケーリングの考え方はＴＢＬと同様であり，実機のＬＯＣＡ時の炉内熱水力挙動を実時間で模擬することを目的として設計されている。ＲＯＳＡ－Ⅲは燃料集合体848体からなる熱出力 3800MWのＢＷＲの炉心を実機の 1/2 の軸方向長さの電気加熱の燃料集合体４体で模擬しており，各部の体積は実機の1/424となっている。ＲＯＳＡ－Ⅲ実験結果の実機適用性に関しては，ＲＯＳＡ－Ⅲ実験とＢＷＲのＬＯＣＡの熱水力挙動との類似性が主要なＲＯＳＡ－Ⅲ実験に対して確認されている[32]。ＲＯＳＡ－Ⅲ実験データと計算コードによるＲＯＳＡ－Ⅲ及びＢＷＲ両体系の解析結果をもとに評価が行われ，小破断ＬＯＣＡについても，圧力挙動，流動挙動，炉心水位挙動及び燃料棒表面温

度挙動について，基本的挙動を良く模擬していることが確認されている[33]。また，炉心の軸方向長さは実機の 1/2 であるが，炉心シュラウド内側と外側の相対的な高さと容積の関係を良く模擬していることから，全炉心露出及び再冠水に要する時間は，実機の結果と一致している。

したがって，ＲＯＳＡ－ⅢはＢＷＲの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論はＢＷＲへ適用できると考える。

また，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲは燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MW のＡＢＷＲの炉心を電気加熱の実寸大模擬燃料集合体１体で模擬しており，各部の体積は実機の 1/872 となっている。したがって，実験は実寸大模擬燃料集合体１体を用いた炉心の平均的な挙動を示している。ＡＢＷＲは設計基準事故時においては炉心が冠水維持される設計になっており，炉心が露出，再冠水する過程がないため炉心の三次元的流動様式の差異は重要ではない。なお，ＡＢＷＲで炉心露出が発生する場合は，ＢＷＲと同様の炉心ヒートアップが発生するため，前述のＴＢＬ及びＲＯＳＡ－Ⅲにおける実験結果が適用できると考える。

したがって，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲはＡＢＷＲの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり，実験解析で得られた結論はＡＢＷＲへ適用できると考える。

(2) ＥＣＣＳ構成の影響

ＴＢＬ及びＲＯＳＡ－Ⅲは外部再循環系及びジェットポンプを有するプラントを模擬し，また，ＥＣＣＳは炉心上部に注水する炉心スプレイ系（ＨＰＣＳ及びＬＰＣＳ），炉心バイパス部に注水するＬＰＣＩで構成する

ＥＣＣＳを模擬しており，実プラントの構成と相違はない。

また，ＡＢＷＲ実プラントは炉心上部に注水するＨＰＣＦ，ＲＣＩＣ及び低圧注水系（以下「ＬＰＦＬ」という。）で構成されるが，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲは炉心上部に注水するＨＰＣＳとダウンカマ部に注水するＨＰＦＬで構成されており，実プラントと相違する。しかし，原子炉内注水位置は同等であることから，ＨＰＣＦとＨＰＣＳの相違，ＬＰＦＬとＨＰＦＬの相違は原子炉圧力容器内の保有水の分布の観点からは問題にならない。したがって，実機解析へ適用できると考える。

なお，ＡＢＷＲの設計基準事故解析及びＦＩＳＴ－ＡＢＷＲ実験では，炉心が冠水維持され，炉心のヒートアップはない。しかし，有効性評価解析では炉心が露出し，燃料被覆管温度が上昇する。ＡＢＷＲにおいて炉心が露出し，燃料被覆管温度が上昇する事象については，炉心の熱水力的挙動はＢＷＲの中小ＬＯＣＡの挙動と同様と考えられる。ＡＢＷＲは低圧注水系が炉心シュラウド外のダウンカマ部に注水されるが，冷却水は下部プレナムに流入し，さらに燃料集合体下部から燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。これは，低圧注水系が炉心シュラウド内に注水されるＢＷＲも同様であり，炉心バイパス領域の上部に注水された冷却水はバイパス部に蓄積し，燃料集合体下部から燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。したがって，ＢＷＲの炉心ヒートアップ挙動を模擬した実験結果により妥当性を確認されたＳＡＦＥＲコードは，ＡＢＷＲの炉心露出及びヒートアップ解析にも適用できると考える。

4.5.3　実機解析（９×９燃料）への適用性

ＳＡＦＥＲコードの妥当性確認に使用したＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ及びＦＩＳＴ-ＡＢＷＲ各実験の模擬燃料集合体は，表 4-7 に示すとおり，いずれ

も実機の８×８燃料集合体を模擬している。一方，実機の有効性評価解析は，９×９燃料を装荷した炉心について解析，評価していることから，ＳＡＦＥＲコードの９×９燃料への適用性について以下に述べる。

ＳＡＦＥＲコードの熱水力モデル及び炉心ヒートアップモデルは，3.3 節に述べたように，一般的な式を用いている。また，９×９燃料は従来燃料との共存性を考慮して，従来の炉型でも使用し得るよう燃料集合体の改良が行われており，燃料の相違による熱水力的特性の差は小さい。したがって，ＳＡＦＥＲコードを９×９燃料に適用する場合は，添付１に示した解析条件のうち，燃料及び炉心に係るデータを９×９燃料及び炉心の設計に基づいて適切に入力することにより，その炉心の長期間の原子炉内熱水力過渡変化を適切に評価することができる。

なお，燃料の相違により変更する具体的な解析条件を，添付１より抜粋して表 4-8 に示す。９×９燃料(Ａ型)は，燃料集合体の有効燃料長下端から約 2/3 の高さまで部分長燃料棒が存在するため，燃料集合体の水力等価直径と流路面積は，部分長燃料棒上端の上下で変化する。この影響として，部分長燃料棒上端より上の領域では，空間が存在するため流速が低下して熱伝達率が低下する可能性が考えられる。ＳＡＦＥＲコードは，炉心（全燃料集合体）の水力等価直径と流路面積を軸方向で一様としてモデル化しているため，９×９燃料(Ａ型)装荷炉心の解析に際しては，部分長燃料棒上端より上の領域の水力等価直径と流路面積で代表している。炉心の水力等価直径と流路面積の入力データの解析結果への影響は小さいが，部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表する場合の方が水力等価直径が大きくなり，その結果として炉心露出時の蒸気単相熱伝達係数を小さめに見積もるように取り扱っている。一方，部分長燃料棒上端より上の領域の形状で

代表した場合，過渡時の燃料集合体の圧力損失が低減され，炉心流量が増加する傾向になると考えられるが，炉心冷却上，その影響は小さい。

4.5.4　まとめ

以上より，本章に記載している妥当性確認結果は，ＥＣＣＳ構成等の異なるＢＷＲプラント共通の妥当性確認として適用性を有するとともに，実機ＢＷＲの有効性評価解析に適用できるといえる。

なお，有効性評価解析における原子炉内ノード分割は，ＬＯＣＡと同様の物理現象が想定されることから，ＢＷＲのＬＯＣＡ模擬実験解析と同様の分割とする。また，有効性評価解析が対象とするシーケンスでは，炉心露出による燃料被覆管のヒートアップの可能性があるため，炉心及び高出力燃料集合体に関しては軸方向に更に細分化し，有効発熱部を 10 分割，その上下の非加熱部を含めて全 12 分割とする。

表 4-6　ＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果と実験結果の比較[22]

実験		最高温度(℃)		最高温度時刻(s)		再冠水時刻(s)	
		実験	解析	実験	解析	実験	解析
TBL	(1)	446	599	135	152	162	165
	(2)	533	591	524	536	550	604
	(3)	351	421	134	143	156	167
	(4)	598	654	612	620	668	722
ROSA-Ⅲ	(1)	511	612	119	136	171	182
	(2)	559	581	133	135	177	182
	(3)	644	674	190	184	210	210
	(4)	573	627	336	328	366	368
	(5)	566	594	410	383	440	447
	(6)	531	542	531	512	548	553
	(7)	364	382	696	691	734	738
FIST-ABWR	(1)	温度上昇なし	温度上昇なし	－	－	露出なし	露出なし
	(2)	同上	同上	－	－	同上	同上
	(3)	同上	同上	－	－	同上	同上
	(4)	同上	同上	－	－	同上	同上

表 4-7　実験装置のスケーリング及びＥＣＣＳ構成

項目	TBL	ROSA-Ⅲ	FIST-ABWR
模擬したプラント	BWR 熱出力 3293MW 集合体数 764 体 HPCS/LPCS/LPCI	BWR 熱出力 3800MW 集合体数 848 体 HPCS/LPCS/LPCI	ABWR 熱出力 3926MW 集合体数 872 体 HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比：2/764 熱出力：約 10MW 集合体数：８×８燃料２体（実寸大） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/424 熱出力：約４MW 集合体数：８×８燃料４体（1/2 長） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/872 熱出力：約 4.6MW 集合体数：８×８燃料１体（実寸大） HPCS/HPFL

表 4-8　燃料の相違により変更するＳＡＦＥＲ解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	冷却材体積	炉心
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部タイプレート
	圧力損失データ	炉心
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化	
	炉心崩壊熱時間変化	
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚	
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット直径	
	燃料ペレットー燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）	
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット径方向出力分布	
	燃料棒最大線出力密度	
	燃料棒軸方向出力分布	
	局所出力ピーキング	
	燃料集合体断面平均燃焼度	

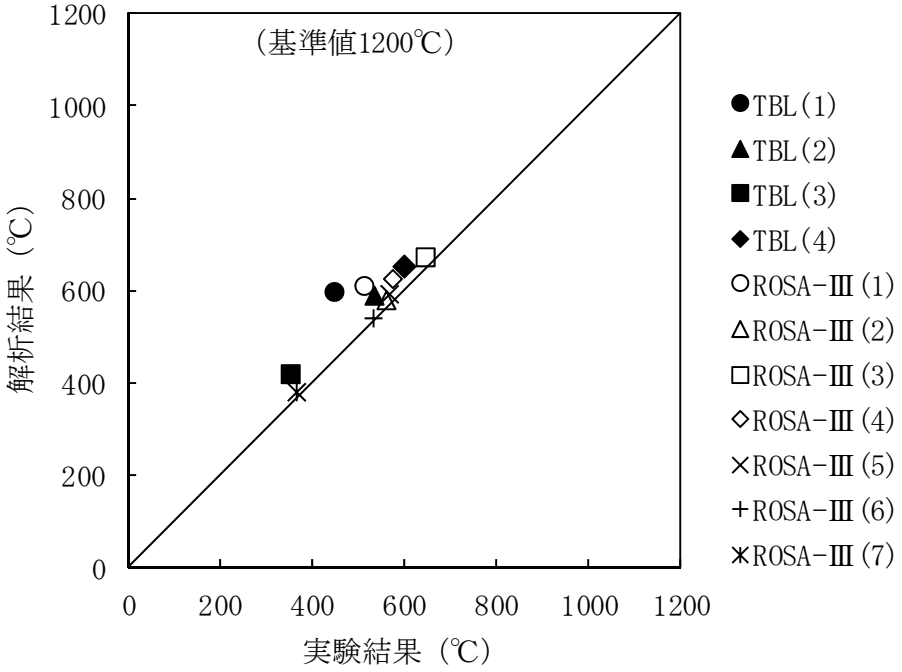


図 4-34　燃料被覆管最高温度の比較[22]

5. 有効性評価への適用性

4 章に記載した実験解析を踏まえ，重要現象についての不確かさ及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

ＳＡＦＥＲコードで取り扱う評価指標は，燃料被覆管温度であるため，燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用して大きくなるように評価した値をＳＡＦＥＲコードの入力として使用しているため，有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。

(2) 燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移，気液熱非平衡

燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については，実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，炉心が露出する場合は，実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価することから，有効性評価解析においても燃料被覆管温度は高めに評価される。また，炉心が冠水維持する場合は，燃料被覆管温度の上昇はなく，不確かさは小さい。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は，燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量，酸化反応熱を高めに評価する Baker-Just の式を適用しているため，燃

料被覆管温度は高めに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から，内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には，燃料被覆管が破裂を起こすとみなし，燃料被覆管の内側にもジルコニウムー水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は，図 3-11 に示したように，実験データのベストフィット曲線を仮定し，現実的な条件としている。

(5) 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果

炉心の二相水位は，解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果とおおむね同等の結果が得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。また，低圧代替注水設備の注水による炉心内の二相水位変化に起因する燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは 20℃～40℃程度である（添付５参照)。

なお，原子炉圧力の評価において，炉心スプレイを用いる一部の実験解析では実験結果に比べて圧力低下を早めに予測する不確かさがあるが，低圧注水系を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要はない。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）

ＳＲＶからの冷却材放出については，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの冷却材放出は，実験データと良く一致する現実的な臨界流モデルを適用しており，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

冷却材圧力変化については，原子炉へ注水する系統の注水開始時間や流量に影響するが，圧力変化は実験結果とおおむね同等の解析結果が得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

(7) ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）

ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）の原子炉注水については，各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高めに評価する。

(8) 沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流

炉心シュラウド外水位については，二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分であることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

以上より，重要現象の不確かさは，燃料被覆管温度を過大評価又は過大評価する方向に寄与し，有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2　不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

ＳＡＦＥＲコードで取り扱う運転操作は，ＳＲＶを使用した原子炉減圧操作及びＥＣＣＳ又は代替注水設備を使用した原子炉注水操作，注水停止操作である。これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

ＳＲＶを使用した原子炉減圧操作及びＥＣＣＳ，代替注水設備を使用した原子炉注水操作は，代替電源あるいは代替注水設備の準備が完了したタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施する。代替電源あるいは代替注水の準備の完了のタイミングは訓練実績等に基づく時間に余裕をみて設定されるため，不確かさの影響は安全側に評価される。また，原子炉水位低信号の発信はＥＣＣＳ起動用設定水位を採用しており，事象発生後の原子炉水位の低下過程で発信される。事象発生後の原子炉水位変化は崩壊熱及び臨界流モデルの不確かさの影響があるが，これらの評価モデル及び評価条件の選定には信頼性の高い評価モデル及び現実的な評価条件を採用しているため，不確かさの影響は小さい。

なお，燃料被覆管の破裂判定に対しては，格納容器ベント操作への影響が考えられるが，格納容器ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから，コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また，解析上の取扱いとして，破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなる燃料集合体の値を代表として用いるが，現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると，その影響は更に小さくなる。

(2) 運転操作後の影響

原子炉減圧操作後は，原子炉圧力変化に対応して原子炉への注水が行われ，原子炉水位の回復及び維持がなされる。その後，注水系の停止，再起動等の運転操作が考えられるが，原子炉圧力が低下し，かつ，原子炉水位が維持された状態であるため，コードの不確かさはその後の運転操作の可否に影響しない。

表 5-1　重要現象の不確かさ（1/3）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心（核）	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため，燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心（燃料）	燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲの実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，炉心が露出し，スプレイ冷却のない場合には実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+50℃程度高めに評価し，スプレイ冷却のある場合には実験結果に比べて10℃～150℃程度高めに評価する。また，炉心が冠水維持する場合においては，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において燃料被覆管温度の上昇はないため，不確かさは小さい。 また，低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから，有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もるBaker-Just式による計算モデルを採用しており，保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は，燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され，燃料被覆管温度は上述のように高めに評価され，円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。したがって，ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	破裂発生前の燃料被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は，伝熱面積やギャップ熱伝達係数，破裂後のジルコニウム－水反応熱に影響を与え，燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは，前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから，おおむね保守的な結果を与えるものと考える。

表 5-1　重要現象の不確かさ（2/3）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 （熱流動）	沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果	二相流体の流動モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において，二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果とおおむね同等の結果が得られている。低圧代替注水設備の注水による燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは 20℃～40℃程度である。 また，原子炉圧力の評価において，ＲＯＳＡ－Ⅲでは２MPa より低い圧力で系統的に圧力低下を早めに予測する傾向を呈しており，解析上，低圧注水系の起動タイミングを早める可能性が示される。しかし，実験で圧力低下が遅れた理由は，水面上に露出した上部支持格子等の構造材の温度が燃料被覆管からの輻射や過熱蒸気により上昇し，ＬＰＣＳスプレイの液滴で冷却された際に蒸気が発生したためであり，低圧注水系を注水手段として用いる事故シーケンスでは考慮する必要のない不確かさである。このため，燃料被覆管温度に大きな影響を及ぼす低圧代替注水設備の注水タイミングに特段の差異を生じる可能性はないと考えられる。	炉心内の二相水位変化をおおむね同等に適切に評価することから，有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。なお，解析に対して実機の注水量が多いため，燃料露出期間が短くなり，有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めに評価する。
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲの実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，炉心が露出し，スプレイ冷却のない場合には実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+50℃程度高めに評価し，スプレイ冷却のある場合には実験結果に比べて 10℃～150℃程度高めに評価する。また，炉心が冠水維持する場合においては，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において燃料被覆管温度の上昇はないため，不確かさは小さい。 また，低圧代替注水設備による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは 20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから，有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1　重要現象の不確かさ（3/3）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル	ＴＢＬ，ＲＯＳＡ－Ⅲ，ＦＩＳＴ－ＡＢＷＲの実験解析において，圧力変化は実験結果とおおむね同等の解析結果が得られており，臨界流モデルに関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	SRV 流量は，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの放出は実験結果と良い一致を示す臨界流モデルを適用している。有効性評価解析でも圧力変化を適切に評価し，原子炉への注水のタイミング及び注水流量を適切に評価するため，燃料被覆管温度への影響は小さい。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル	下部プレナムの二相水位を除き，ダウンカマの二相水位（炉心シュラウド外水位）に関する不確かさを取り扱う。炉心シュラウド外水位については，燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。このため，特段の不確かさを考慮する必要はない。	炉心シュラウド外水位を適切に評価することから，有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高めに評価する。	注水特性は，それぞれの系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を入力する。実機設備に対して注入流量を少なめに与えるため，有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めに評価する。

6. 参考文献

(1) 「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系（ＥＣＣＳ）の新性能評価手法について」，株式会社日立製作所，ＨＬＲ－032 訂３，平成 10 年５月

(2) 「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系解析モデル（ＳＡＦＥＲ）」，株式会社東芝，ＴＬＲ－044 改訂４，平成 10 年５月

(3) N.Zuber and J.A.Findlay, “Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems”, Trans. ASME J. of Heat Transfer, November 1965.

(4) J.F.Wilson et al. , “The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture”, Trans. of ANS, 5(1), June 1962.

(5) G.B.Wallis, “One-dimensional Two-Phase Flow”, McGraw-Hill, New York, 1969.

(6) M.Murase and H.Suzuki, “Evaluation of Countercurrent Gas / Liquid Flow in Parallel Channels with Restricted Ends”,Nucl. Technol., 68,408,1985.

(7) M.Murase and S.Suzuki, “Countercurrent Gas-Liquid Flow in Parallel Channnels Simulating a Boiling Water Reactor Core”, Proc. Japan-U.S. Seminar on Two-Phase Flow Dynamics, No.C3, Lake Placi., New York, 1984.

(8) F.J.Moody, “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture ”, J. of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, Vol.87, No.1, PP. 134-142, February 1965.

(9) F.J.Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.

(10) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors,” ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.

(11) J.E.Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis”, NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.

(12) F.W.Dittus and L.M.K.Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol.2,1930.

(13) H.Nagasaka, “New Japanese Correlations on Core Cooling and CCFL Characteristics during BWR LOCA”, NUREG/CP-0072, Vol.5, Feb.1986.

(14) K.H. Sun, J.M. Gonzalez and C.L. Tien, “Calculation of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions”, Journal of Heat Transfer, 414, August 1976.

(15) P. Saha, “A Post-Dryout Heat Transfer Model Based on Actual Vapor Generation Rate in Dispersed Droplet Regime”, NEDE-13443, May 1976.

(16) H.Nagasaka, K.Yamada, and A.Kuwako, “BWR Core Cooling in Refill / Reflood Phase”, NUREG/CP-0058, Vol.3, 1984.

(17) J.G.M.Andersen, “CORECOOL : A Model for the Temperature Distribution and Two-Phase Flow in a Fuel Element under LOCA Conditions”, NEDO-21325,July 1976.

(18) L.Baker and L.C.Just, “Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures Ⅲ. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction”, ANL-6548, 1962.

(19) A.M.Ross and R.L.Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO2 and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, 1962.

(20) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-033 訂１, 平成 10 年２月

(21) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, TLR-045 改訂１, 平成 10 年１月

(22) S.Itoya, H.Nagasaka, K,Moriya and S.Miura, “Overview of SAFER03 Assessment Studies”, Journal of Nuclear Science and Technology, 25(3), Mar.1988.

(23) 「沸騰水型原子炉のＬＯＣＡ／ＥＣＣＳ性能評価コード（ＳＡＦＥＲ）について」, 原子力発電技術顧問会（基本設計） ＬＯＣＡ検討会, 昭和 61 年７月

(24) 「軽水型動力炉におけるＬＯＣＡ時ＥＣＣＳ性能評価コードについて」, 原子炉安全基準専門部会 ＥＣＣＳ性能評価小委員会, 昭和 63 年４月

(25) S.Miura, K.Moriya, and T.Sugisaki, “SAFER Qualification by TBL Test Analysis”, NUREG/CP-0072, Vol.5, Feb.1986.

(26) S.Itoya and N.Abe, “Analyses of TBL main steam line break test by SAFER03 and TRAC-BD1”,Proceedings of Second International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Thermal Hydraulics and Operations, Apr.1986.

(27) S.Itoya and N.Abe, “SAFER03 and TRAC-BD1 analyses of TBL experiments on a boiling water reactor loss-of-coolant accident,” Nuclear Engineering and Design, 97(3), Nov.1986

(28) S.Itoya, J.Otonari and K.Tasaka, “SAFER03 Qualification Against ROSA-Ⅲ Recirculation Line Break Spectram Tests”, NUREG/CP-0072, Vol.5, Feb.1986.

(29) S.Itoya, H.Nagasaka and K.Tasaka, “Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-Ⅲ Break Area Spectrum Tests on Boiling Water Reactor Loss-of-Coolant Accidents”, Journal of Nuclear Science and Technology, 24(8), Aug.1987.

(30) S.Itoya, F.D.Shum, J.Otonari and H.Nagasaka, “Assessment of the SAFER03 computer code using advanced boiling water reactor test data on a loss-of-coolant accident”, Nuclear Technology Vol.80, Mar.1988.

(31) H.Nagasaka, M.Katoh, S.Yokobori, “18 Degree Sector System Test(ESTAⅡ)”, NUREG / CP-0058, Vol.3, 1984.

(32) 田坂完二他, “ROSA-Ⅲによる BWR 冷却材喪失事故に関する総合模擬実験研究”, JAERI 1307, 1987 年 11 月

(33) 与能本泰介他, “小破断 LOCA における ROSA-Ⅲと BWR/6 の相似性の検討”, JAERI-M 84-030, 1984 年２月

添付１　入力項目リスト

入力項目リスト（1/4）

分類	入力項目	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力	
	炉心流量	
	主蒸気流量	
	給水流量	
	再循環ポンプ流量	
	原子炉ドーム圧力	
	原子炉水位	
	冷却材体積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		炉心バイパス
		制御棒案内管
		ダウンカマ
		蒸気ドーム
		主蒸気配管
		再循環配管
	原子炉各部の寸法（原子炉圧力容器下端からの高さ）	燃料有効部上端，下端
		炉心シュラウドヘッド上端，下端
		給水スパージャノズル
		炉心シュラウドサポートプレート
		ジェットポンプ上端，下端
		気水分離器出口
		制御棒案内管下端
		炉心支持板上端
		チャンネルボックス上端
		ＥＣＣＳ注水位置
		水位計ノズル
		主蒸気出口ノズル
		原子炉圧力容器頂部

入力項目リスト（2/4）

分類	入力項目	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		上部タイプレート
		炉心入口オリフィス
		ジェットポンプ入口
	原子炉圧力容器及び内部構造材データ（質量，熱容量，表面積）	原子炉圧力容器
		炉心シュラウド
		炉心支持板
		上部格子板
		チャンネルボックス
		制御棒案内管
		制御棒
		気水分離器
		蒸気乾燥器
	圧力損失データ	主蒸気配管
		炉心
		気水分離器

入力項目リスト（3/4）

分類	入力項目
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化
	炉心崩壊熱時間変化
	燃料集合体数
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	燃料棒有効長
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレットー燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力ピーキング
	燃料集合体断面平均燃焼度

入力項目リスト（4/4）

分類	入力項目
ＳＲＶ	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
再循環ポンプ	ポンプ台数
	停止トリップ設定点
	慣性時定数
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器，操作関連	ＥＣＣＳ及びＲＣＩＣ （自動起動・停止設定点，作動遅れ時間，台数，容量，原子炉注水特性，冷却水温度，注水・停止手動操作条件）
	代替注水設備 （注水・停止手動操作条件，台数，容量，原子炉注水特性，冷却水温度）
	自動減圧系（ＡＤＳ） （弁個数，吹き出し圧力，吹き出し容量，自動起動設定点，作動遅れ時間）
	ＳＲＶ（手動開操作条件，個数）
事故条件	破断条件（位置，口径）
	格納容器圧力

添付２　相関式，モデルの適用性

Ⅰ．平衡均質臨界流モデルの適用性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価に使用している平衡均質臨界流モデル(1)は，二相流を飽和平衡の均質流とみなし，摩擦を考慮しない単相の臨界流理論を適用したモデルである。本モデルは「ＥＣＣＳ性能評価指針」で使用を認められているものである。

2. 平衡均質臨界流モデルの適用性

平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データとの比較によりその妥当性が確認されている。

(1)飽和水のブローダウン実験データとの比較(1)

添付図 2-1 に，内田，Fauske，Henry，そして Sozzi らの異なる研究者による飽和水のブローダウン実験結果を示す。これらの実験における管内径は 0.4～1.31cm（0.158～0.513in.）である。また，Allemann は，内径 17.3cm（6.8in.）までの管を介して容器からのブローダウン実験を行っている。図には，流量が均質に近くなるパイプ長さ 10cm（４in.）以上のデータのみを示す。

図は管入口部が飽和水の場合の臨界流量と入口圧力の関係を示しており，臨界流量は管入口圧力とともに増加する。図には管径，管長の異なる実験データが含まれているが，管長はすべて 10cm 以上であり，管入口付近の非平衡の影響は少ないと考えられ，この場合の臨界流量は実線で示す平

衡均質臨界流モデルによる計算値と一致している。

(2)飽和水及び未飽和水のブローダウン実験データとの比較[1]

添付図 2-2 は，Henry のブローダウン実験による流出流量であり，長さ 90cm (3ft)，内径 0.8cm (0.313in.) の管からの流出である。図は，管入口部が飽和水及び未飽和水の状態における臨界流量を管入口部エンタルピに対して示している。管入口部が飽和水及び未飽和水のいずれの状態においても，実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データと良い一致を示している。

(3)ノズル形状の影響[2][3]

Sozzi らの実験では，管長，管径，管入口・出口形状，入口サブクール度等臨界流量に対する主要な影響因子の効果が系統的に調べられている。添付図 2-3 は滑らかな管入口部をもつ直管から流出する臨界流量を管長Ｌに対して示したもので，臨界流量は管長の増加につれて最初急激に，その後緩やかに減少している。また，図中には各入口クオリティについて，L=0 すなわち管の摩擦がないものとし，熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルによる計算値が示されている。管長が 0.127m(約５in.)の点で計算値と実験値は良く一致し，この点よりも短い場合には管入口部での急激な状態変化により生じる気液間の非平衡のため臨界流量は平衡均質臨界流モデルによる計算値より大きく，一方，この管入口部での非平衡が緩和する 0.127m(約５in.)よりも長い場合には L すなわち管摩擦の影響により臨界流量は小さくなる。

3. まとめ

熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルにより，管入口条件を適用し，容器に接続する管からの冷却材流出流量を予測した。平衡に達するのに十分な長さ（0.127m(約５in.)）をもつ場合の流出流量は，管入口状態が飽和水及び未飽和水ともに，計算結果と実験データは良く一致しており，流出流量は管入口近傍の均質流により制限されること示している。

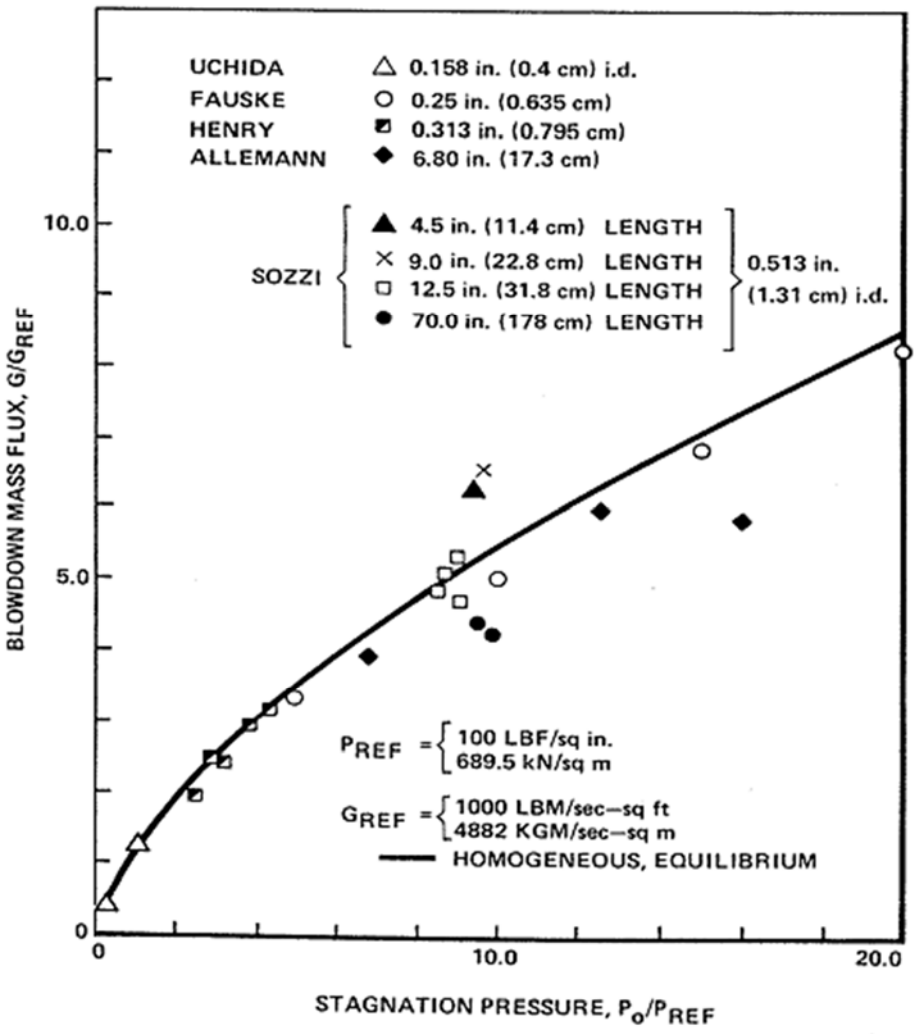
ＢＷＲプラントで仮定する破断口及びＳＲＶからの流出流量は，原子炉圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し，その長さは 0.127m(約５in.)より長い。したがって，管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ，平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

〔参考文献〕

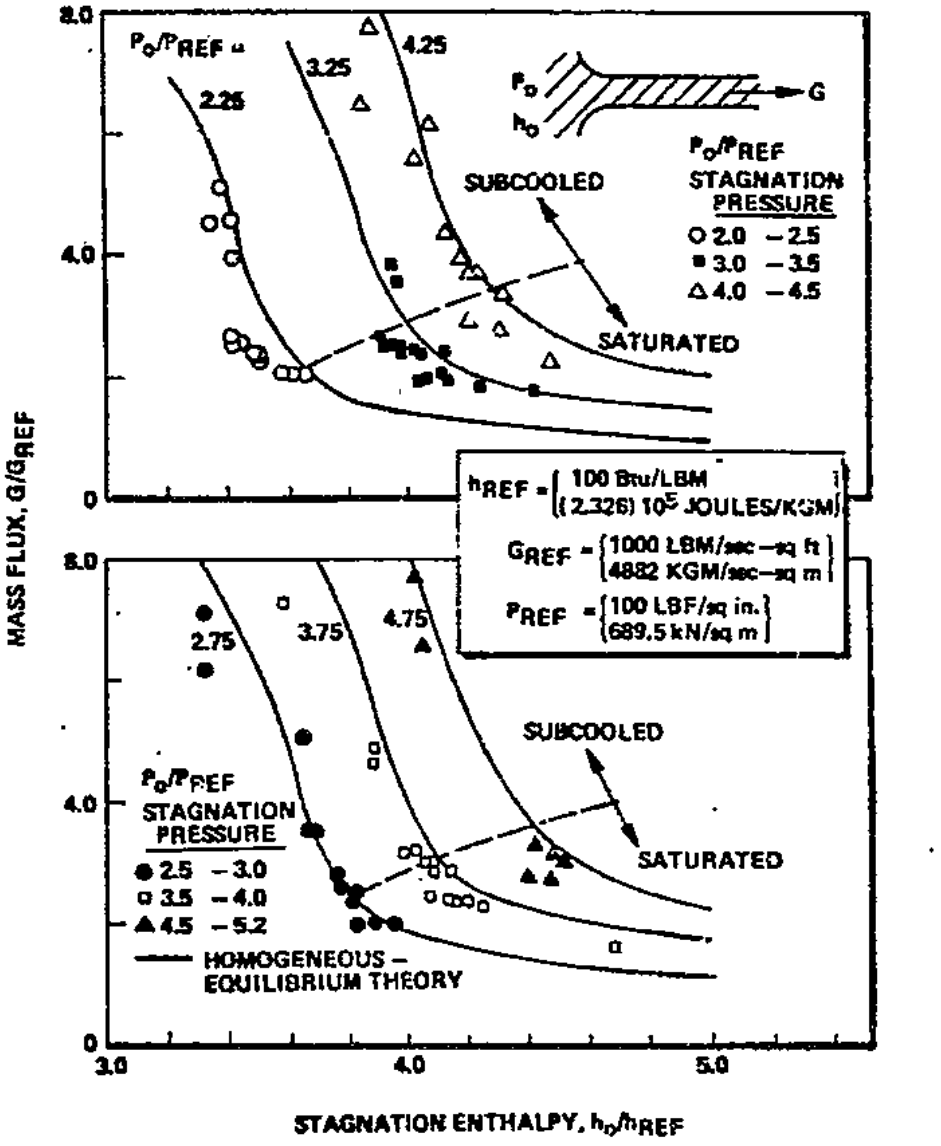
(1) F.J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.

(2) G.L. Sozzi and W.A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.

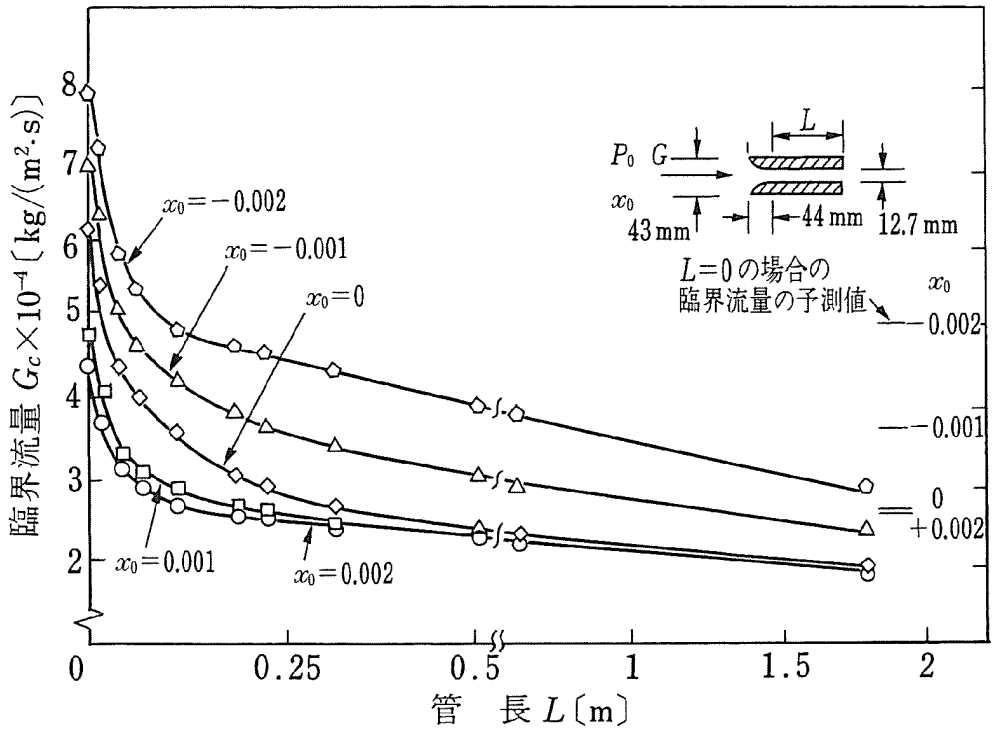
(3) 日本機械学会 編,改訂 気液二相流技術ハンドブック,コロナ社 2006 年



添付図 2-1　　飽和水の臨界流実験データ(1)



添付図 2-2　　未飽和水及び飽和水の臨界流実験データ(1)



添付図 2-3　　臨界流量の管長による変化[3]

Ⅱ．熱伝達相関式，モデルの適用性

1. 炉心損傷防止対策の有効性評価における熱伝達相関式の選定

炉心損傷防止対策の有効性評価における事故シーケンスグループのうち，高圧・低圧注水機能喪失（ＴＱＵＶ）を例にすると，給水流量の全喪失後，原子炉水位が急速に低下し，原子炉水位低（レベル３）信号が発生して原子炉はスクラムするが，原子炉水位低（レベル２及びレベル１）で高圧注水系及び低圧注水系の起動に失敗する。原子炉の減圧をＳＲＶにより手動操作にて実施すると，冷却材の流出により原子炉水位が低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。原子炉水位が回復するまでの間に炉心が一時的に露出するために燃料被覆管の温度が上昇するが，再冠水により燃料棒は冷却されて燃料被覆管温度は低下する。

事故期間中の燃料棒ヒートアップ挙動は，事象発生から炉心露出するまでの冠水状態，露出状態及び水位回復後の再冠水状態を経験することから，燃料棒表面熱伝達を適切に評価するためＳＡＦＥＲコードでは添付表 2-1 に示す熱伝達相関式，モデルを適用している。これらのモデルは，「ＥＣＣＳ性能評価指針」において妥当性が認められたものである。添付表 2-1 にはこれらの相関式，モデル選定の基本的な考え方も併せて示す。また，添付図 2-4 に，ＴＱＵＶ評価における熱伝達係数の適用例を示す。

2. ＳＡＦＥＲコードの熱伝達相関式の適用方法

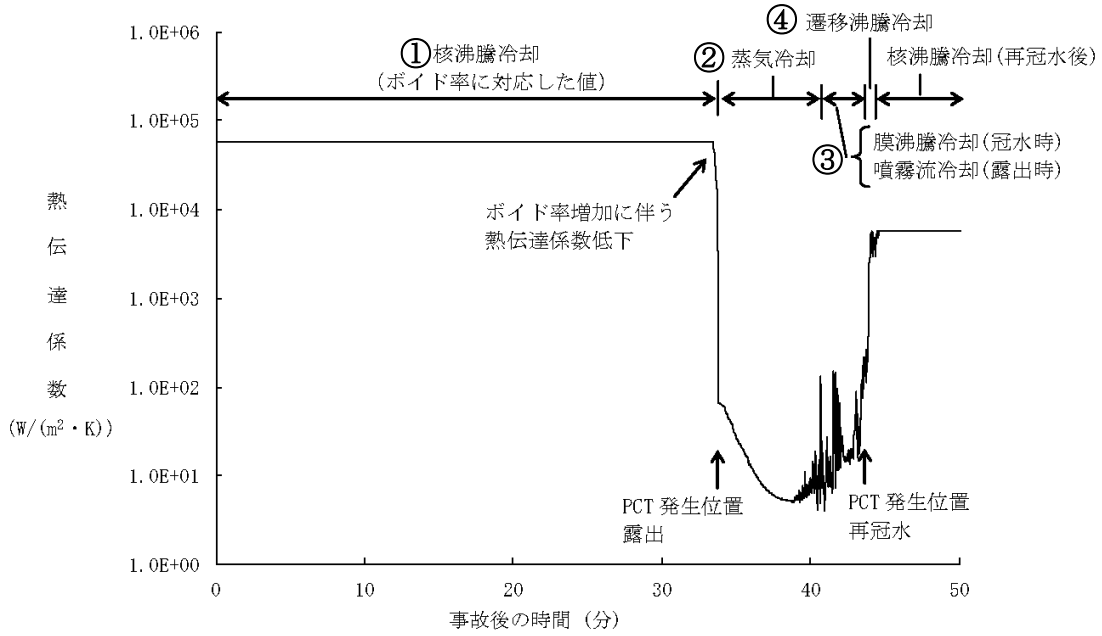
ＳＡＦＥＲコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水しているときは，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図 2-5 に従っている。沸騰遷移開始時間

T_{BT}は別途ＳＣＡＴコードで評価された結果を入力する。また，蒸気クオリティが膜沸騰限界クオリティX_C以上になった場合，又は，燃料被覆管過熱度が安定膜沸騰状態における最小過熱度ΔT_{MIN}以上になった場合には膜沸騰を適用する。燃料被覆管過熱度がΔT_{MIN}を下回り，さらに限界熱流束過熱度ΔT_{CHF}以下のときはリウェットと判定し，核沸騰に復帰する。また，ΔT_{CHF}より大きい場合には遷移沸騰とし，膜沸騰と核沸騰の熱伝達係数を内挿計算する。

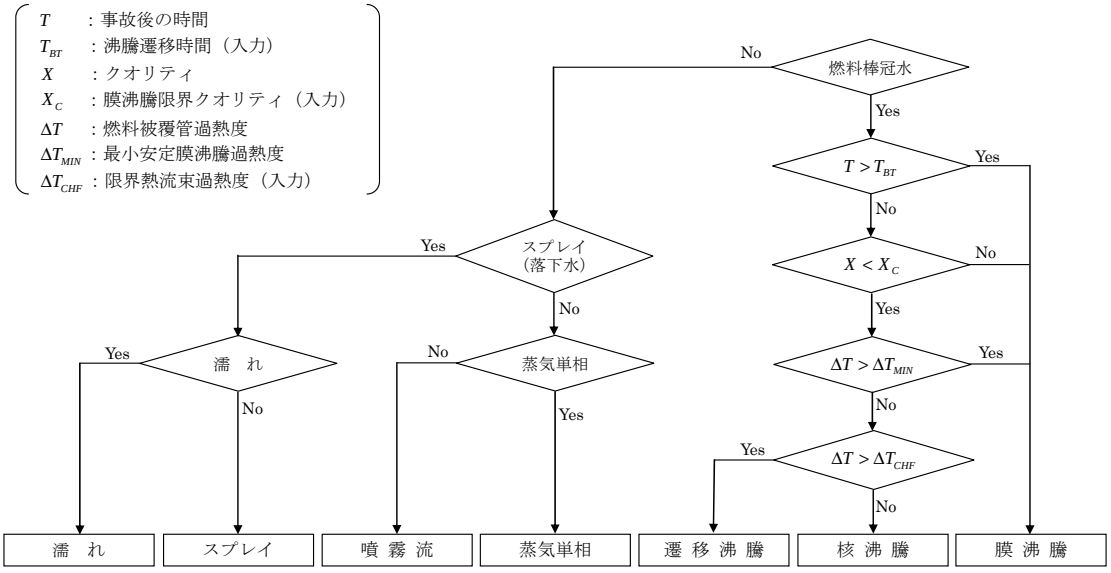
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していないときは，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1　有効性評価で用いるＳＡＦＥＲコードの熱伝達相関式，モデル

添付図 2-4 番号	熱伝達様式	熱伝達相関式，モデル	選定の基本的な考え方
①	核沸騰	ボイド率の関数とする相関式	核沸騰熱伝達係数は他の熱伝達係数に比べて非常に大きく，この熱伝達係数の変化に対し，燃料被覆管温度の感度が非常に小さいため簡便化したモデルとしている。
②	蒸気単相	Dittus-Boelter の式	単相流の相関式として広く認められている評価式を採用している。
③	膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式	過渡事象発生直後の高流量，高圧条件からＥＣＣＳ等の注水による炉心再冠水後の低流量，低圧条件まで適用可能なモデルとして採用している。
		（低ボイド率；低流量） 修正 Bromley の式	低ボイド率では，管壁を薄い気相膜が覆い，チャンネルの中心を二相混合相が流れる逆環状流の形態の流れとなる。気相への熱伝達及び気相から液相への熱伝達は対流によって行われ，修正 Bromley の式により実験データを良く予測できることから採用している。
		（高ボイド率；高流量） Sun-Saha の式	蒸気に液滴が混入した場合の噴霧流冷却は，上記の蒸気単相熱伝達相関式をもとに液滴を考慮した補正項及び過熱蒸気中の液滴の蒸発量を決める相関式を組み合わせたモデルであり，模擬燃料集合体冷却実験におけるロッド表面温度を実験値よりも高く評価することから採用している。
④	遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式	核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化しており，燃料棒上での遷移沸騰が比較的短い過渡期間で生じるため，このような補間モデルが容認可能と考えられる。



添付図 2-4　熱伝達係数の推移（ＴＱＵＶの例）



添付図 2-5　ＳＡＦＥＲコードの熱伝達様式選択ロジック

3. 有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性

ＳＡＦＥＲコードに採用した個々の熱伝達相関式は実験結果との比較により妥当性を確認し，これらの熱伝達相関式を適用した燃料被覆管温度の計算結果の妥当性は，炉心露出，原子炉注水及び炉心再冠水の一連の過程を模擬したＬＯＣＡ模擬システム実験結果との比較により確認している。

また，添付表 2-2 に熱伝達相関式のデータベース又は妥当性確認実験のパラメータ範囲と有効性評価におけるパラメータ変化範囲を示す。

以下に，有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性を示す。

添付表 2-2　熱伝達相関式の実験範囲と有効性評価における変化範囲

熱伝達相関式	実験パラメータ範囲	有効性評価解析の パラメータ変化範囲例
Jens-Lottes の式 （核沸騰熱伝達）	圧力； 0.6～17.2MPa[abs]	圧力； 0.7～7.7 MPa[abs]
	熱流束； ～7.9×10^{6} W/m^{2}	熱流束； ～1.3×10^{6} W/m^{2}
Dittus-Boelter の式 （蒸気単相熱伝達）	バンドル蒸気流量； 100～1200 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 30～280 kW	バンドル出力； ～170kW
	加熱面最高温度； 400～700℃	加熱面最高温度； ～約 1100℃
修正 Bromley の式 （低流量膜沸騰熱伝達）	圧力； 8.3MPa[gage]以下	圧力； ～1.6 MPa[gage]
	加熱面温度； 1260℃以下	加熱面温度； ～約 1100℃
Sun-Saha の式 （噴霧流熱伝達）	バンドル蒸気流量； 200～1000 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 60～300 kW	バンドル出力； ～170kW

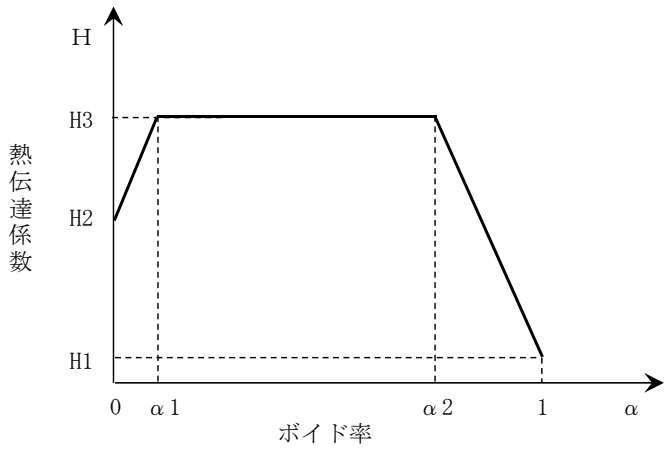
(1) 核沸騰

燃料が露出するまでの核沸騰領域については，Jens-Lottes の式[1]及び単相流については Dittus-Boelter の式[2]に基づいた熱伝達係数を，ボイド率の関数とするモデルを適用している。

このモデルは添付図 2-6 に示すように三つの領域に分け，それぞれの境界の値を入力として与える。H3 は強制対流核沸騰，H2 は未飽和単相強制対流，そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。

Jens-Lottes の式のデータベースは単管で，圧力範囲は 85～2500 psia（約 0.6～17.2 MPa[abs]）である。有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の圧力変動範囲は，添付表 2-2 に示すようにＳＲＶ作動圧力約 7.7 MPa[abs]から原子炉減圧後の約 0.7 MPa[abs]の範囲であり， Jens-Lottes の式のデータベースの圧力範囲に含まれる。また，有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の熱流束変化範囲についても参考文献(1)に示される条件の範囲内にある。

以上より，Jens-Lottes の式に基づく熱伝達係数を適用した核沸騰熱伝達モデルは有効性評価解析にも適用可能である。



添付図 2-6　核沸騰熱伝達係数モデル

(2) 蒸気単相

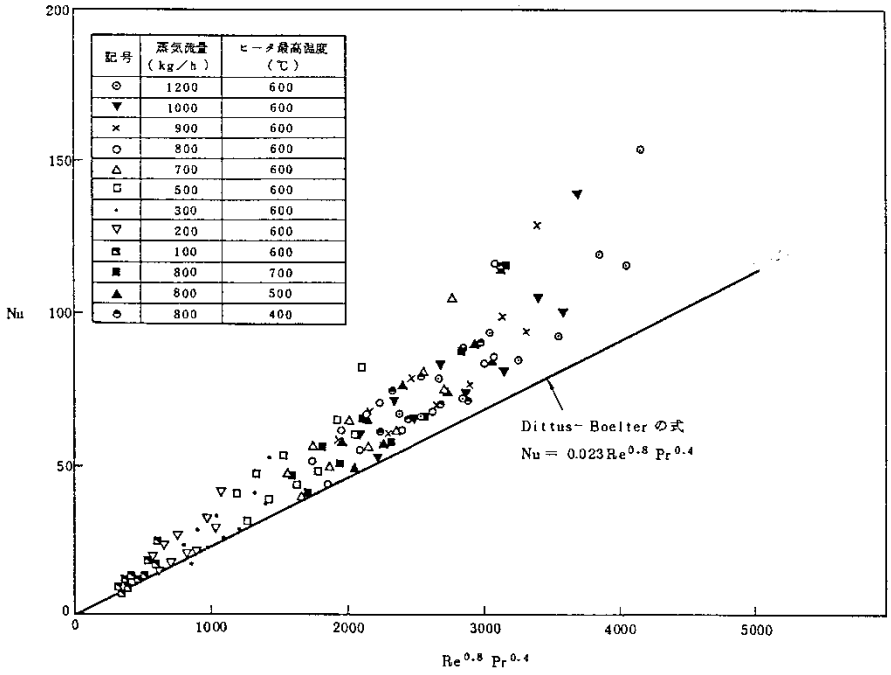
燃料が露出した後の蒸気単相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式[(2)]を適用している。

ＢＷＲの実寸大８×８型模擬燃料集合体１体を用いた蒸気単相冷却実験の実験データと Dittus-Boelter の式による計算結果の比較を添付図 2-7 に示す[(3)(4)]。Dittus-Boelter の式による計算結果が燃料集合体形状を模擬した実験結果より熱伝達が小さくなるのは，Dittus-Boelter の式は滑らかな管内乱流に対し開発された式であり入口部の助走区間の効果を無視しているのに対し，燃料集合体形状を模擬した実験結果はスペーサによる乱流促進効果及び入口部の助走区間の効果により熱伝達特性が向上するためである。ＳＡＦＥＲコードには，燃料集合体形状を模擬した実験結果に基づき，スペーサによる乱流促進効果を反映した修正式を備えているが，有効性評価解析では，これらの熱伝達の改善効果は考慮していないため，実際の熱伝達を過小評価する。

この蒸気単相冷却実験における実験範囲は，模擬燃料集合体の蒸気流量 100～1200kg/h，出力 30～280kW，加熱面最高温度 400～700℃である。一方，有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は添付表 2-2 に示すように，加熱面最高温度を除いて実験条件の範囲内にある。加熱面最高温度については実験条件を上回るが，本実験において，模擬燃料棒表面温度によって熱伝達特性はほとんど変わらないことが確認されている。

また，ＰＷＲ模擬燃料集合体による蒸気冷却実験データ（模擬燃料棒最高温度が約 800℃程度のＯＲＮＬ－ＴＨＴＦ（Oak Ridge National Laboratory - Thermal Hydraulic Test Facility）の蒸気冷却実験（ＰＷＲの 17×17 型燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を８×８型に 64 本配列した集合体を使用し，中小破断ＬＯＣＡ時の燃料露出を想定し

て圧力 2.6MPa から 8.5MPa，模擬燃料棒温度は最大約 800℃の範囲で蒸気単相熱伝達特性を調べた実験）及びＦＬＥＣＨＴ－ＳＥＡＳＥＴデータ（Full Length Emergency Core Cooling Heat Transfer - Separate Effects Tests And System Effects Tests）の蒸気冷却実験（ＰＷＲ燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 161 本有する集合体と 21 本有する集合体の２種類を使用し，圧力 0.14MPa から 0.28MPa，模擬燃料棒温度は最大約 220℃の範囲で蒸気単相熱伝達特性を調べた実験）の約 1100 点のデータを使用して Dittus-Boelter の式による計算結果と比較，評価されている[(5)]。この結果によると，Dittus-Boelter の式は少なくとも保守的であると結論されている。なお，Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の単相流に適用可能とされている。圧力 0.5MPa[abs]及び温度 1000℃の過熱蒸気のプラントル数を求めると 0.8 以上であることから，このような高温状態も Dittus-Boelter の式の適用範囲にあると考える。したがって，Dittus-Boelter の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-7　蒸気単相熱伝達係数の無次元整理 (3) (4)

(3) 膜沸騰及び噴霧流

代替注水設備による注水が開始された以降の再冠水過程では，燃料棒が二相水位以下の高流量状態においては Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達相関式[(3)(4)]，低流量状態においては修正 Bromley の式[(6)]の二つの相関式をボイド率の関数として使用するモデルを適用している。

膜沸騰熱伝達係数モデルを図示すると添付図 2-8 のようになる。遷移ボイド率α_Tは，レイノルズ数の関数として実験相関式で与えられる。ボイド率がα_Tより小さい範囲では，熱伝達係数は修正 Bromley の式が成り立つ。一方，高ボイド率では流れは噴霧流になるので熱伝達係数は Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達式を用いる。熱伝達相関式は，蒸気単相熱伝達に液滴による熱伝達向上を考慮した Sun のモデルを適用する。また，噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで，この効果を考慮するため，蒸気温度 を Saha のモデルを用いて計算する。

Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を，実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように，計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている[(3)(4)]。このことから，噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

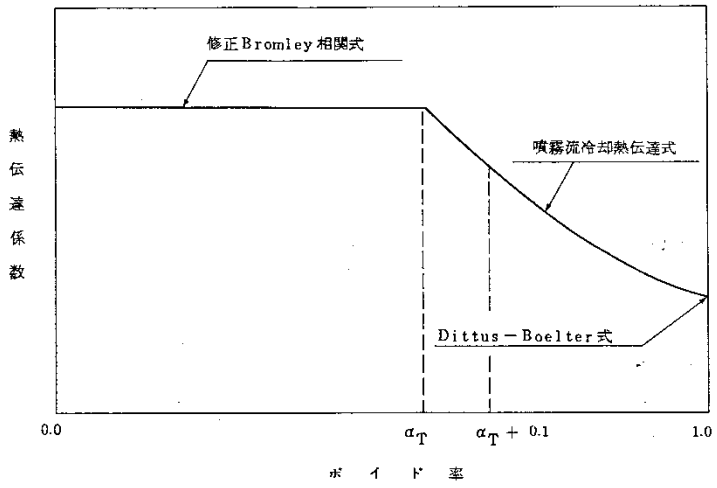
この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は，模擬燃料集合体の蒸気流量 200～1000kg/h，出力 60～300kW である。一方，有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は，添付表 2-2 に示すように，実験条件の範囲内にある。

また，KWU 社の実規模大模擬燃料集合体（340 本ロッド）を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は，過渡時の膜沸騰領域にお

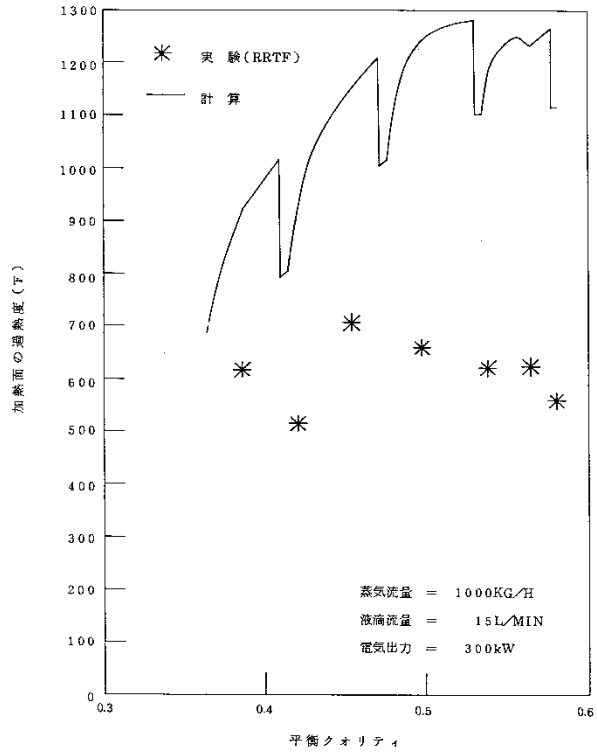
いて試験データと極めて良く一致する[6]。

修正 Bromley の式の適用範囲は，参考文献(6)によれば，圧力 1200psig（約 8.3MPa[gage]）以下，加熱面温度 2300 °F（約 1260℃）以下である。一方，有効性評価解析における膜沸騰熱伝達適用時のこれらの変化範囲は，添付表 2-2 に示すように，修正 Bromley の式の適用範囲に含まれている。

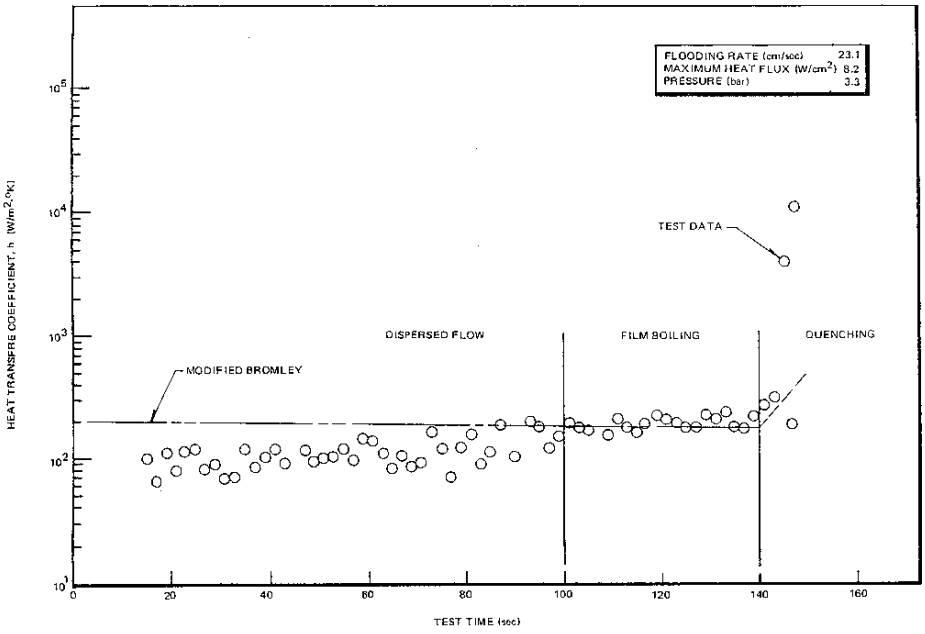
以上により，Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-8　膜沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-9　Sun-Saha の噴霧流冷却モデルと実験値の比較[(3)(4)]

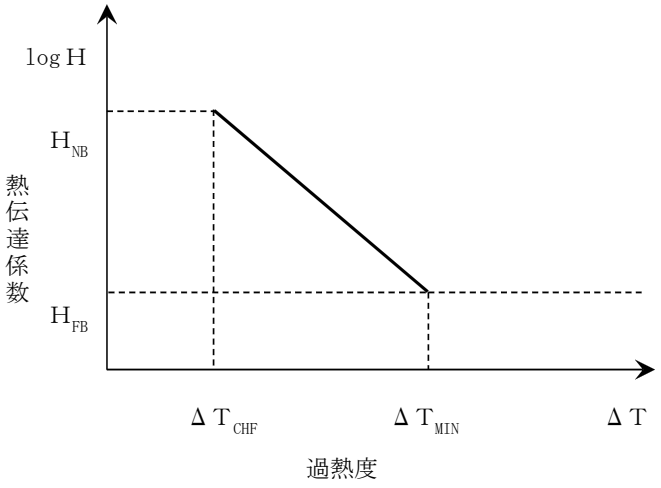


添付図 2-10　修正 Bromley の式と実験値の比較（6）

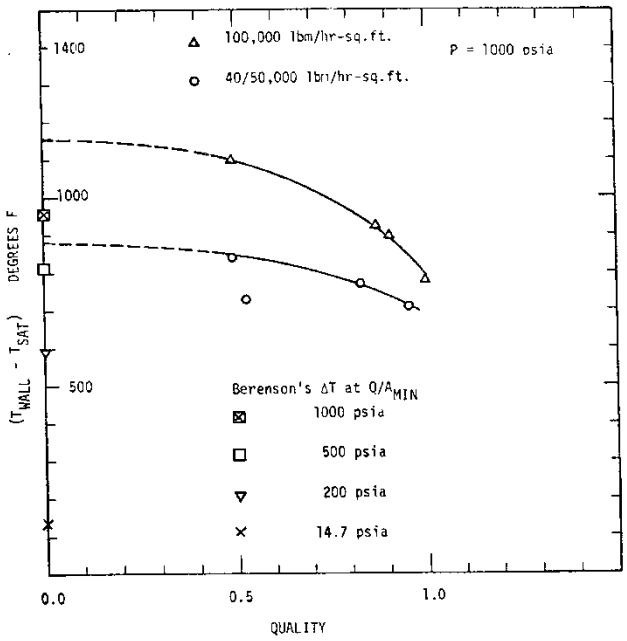
(4) 遷移沸騰

燃料が再冠水し，燃料棒表面温度が最小安定膜沸騰温度より降下した後に膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。ＳＡＦＥＲコードは，安定膜沸騰状態での最小過熱度ΔT_{MIN}における膜沸騰熱伝達係数H_{FB}と沸騰遷移点に対する燃料被覆管過熱度ΔT_{CHF}における核沸騰熱伝達係数H_{NB}を内挿する相関式を適用している。添付図 2-11 に遷移沸騰熱伝達係数モデルを示す。安定膜沸騰状態における最小過熱度ΔT_{MIN}は Iloeje の式[(7)]を使用して計算する。

Iloeje の式の実験データベースは，1000psia（6.9MPa）の単一圧力における過渡沸騰実験であるが，異なる圧力への外挿性を具備させるため Berenson の最小プール膜沸騰温度相関式に基づき，質量流束及び熱平衡クオリティの効果に対応できるよう拡張している。実験データと Iloeje の式を添付図 2-12 に示すが，Iloeje の式は実験条件下において良く一致している。



添付図 2-11　遷移沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-12　最小安定膜沸騰温度に関する Iloeje の式 (7)

4. 各解析コードによる熱伝達相関式の比較

添付表 2-3 にＳＡＦＥＲコード以外の燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式を比較して示す。これらの熱伝達評価手法を比較すると，膜沸騰の熱伝達相関式にそれぞれ特徴があり，ＳＡＦＥＲ及びＲＥＬＡＰ４は沸騰遷移後及び炉心再冠水後の膜沸騰も対象にしており，ＳＣＡＴは沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

・ＳＡＦＥＲ　沸騰遷移後及び炉心再冠水後の熱伝達の予測として噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式を採用している。沸騰遷移後の高ボイド率領域には過熱蒸気中に液滴が分散した噴霧流に対する熱伝達相関式を，炉心再冠水後の低流量膜沸騰及びプール膜沸騰に対しては修正 Bromley 式を採用している。

・ＲＥＬＡＰ４　強制対流膜沸騰に対しては Groeneveld 5.9 あるいは Dougall-Rohsenow を採用している。いずれも蒸気の強制対流が主要な伝熱機構であるという仮定のもとに得られたものである。

・ＳＣＡＴ　沸騰遷移後のドライアウト領域における熱伝達の予測式としては，本コードは修正 Dougall-Rohsenow 式を採用している。

なお，膜沸騰の熱伝達相関式 Dougall-Rohsenow 式は，蒸気単相流の乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter 式を二相流に適用した式であるが，米国 10CFR50 Appendix K においては，Dougall-Rohsenow 式の適用条件によっては熱伝達率を非保守的に評価するとされており，参考文献(10)では，添付

図 2-13 に示すように高圧かつ高クオリティ条件下において熱伝達率を過大評価する傾向にあるとしている。また，日本原子力研究所（JAERI）で行われた定常ポスト限界熱流束（CHF）試験[11]によると，高過熱度で Dougall-Rohsenow 式による予測値が実験値を上回るとの知見もある。ＳＡＦＥＲコードは，Dougall-Rohsenow 式を使用していないが，その基礎となった Dittus-Boelter 式に基づく噴霧流熱伝達率モデルを使用しているため，Dougall-Rohsenow 式の適用方法を確認することにより，ＳＡＦＥＲコードにおける噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用方法の妥当性を確認する。

参考文献（10）によると，非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また，JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても，添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から，ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには，ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温度として求め，レイノルズ数中の密度は飽和温度，粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて，Dougall-Rohsenow 式を用いるとしている[11]。

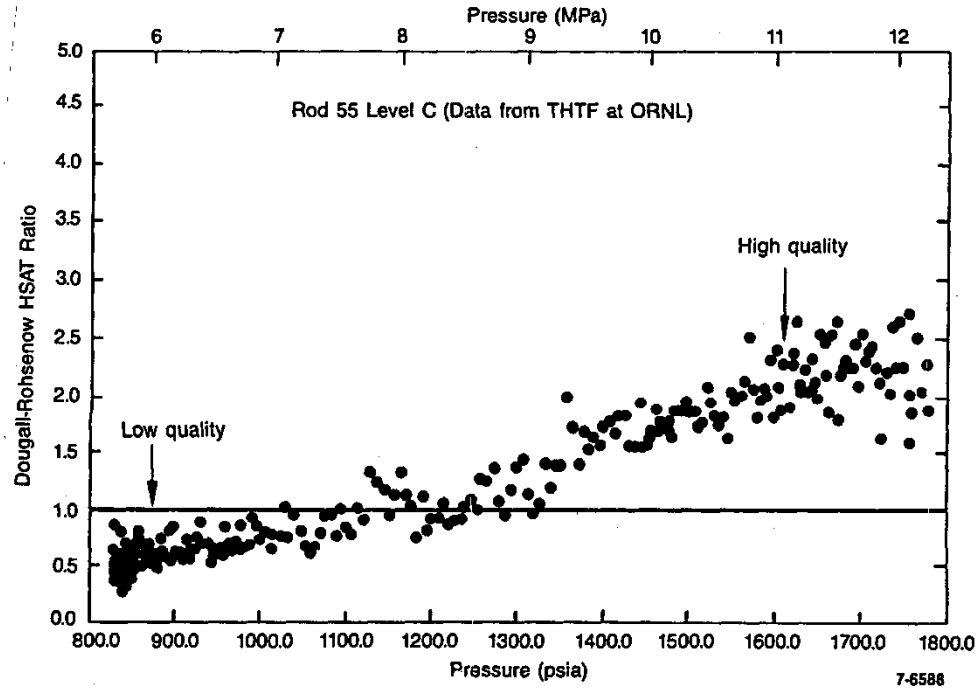
この予測法による熱伝達係数の予測値と実験データの比較を伝熱面過熱度に対して整理した結果を添付図 2-15(1)に示す。この図によれば，伝熱面過熱度が十分に大きくなれば，熱伝達係数の予測値は実験データに漸近するが，高過熱度まで結果を保守的に評価する。また，添付図 2-15(2)及び添付図 2-15(3)に示されているように，本予測法が広い条件範囲（２MPa～18MPa，33～1100kg/(m^2s)）で，蒸気流のヌセルト数を十分保守的に予測することが分かる。

一方，ＳＡＦＥＲコードは，単相蒸気熱伝達の Dittus-Boelter 式及び噴

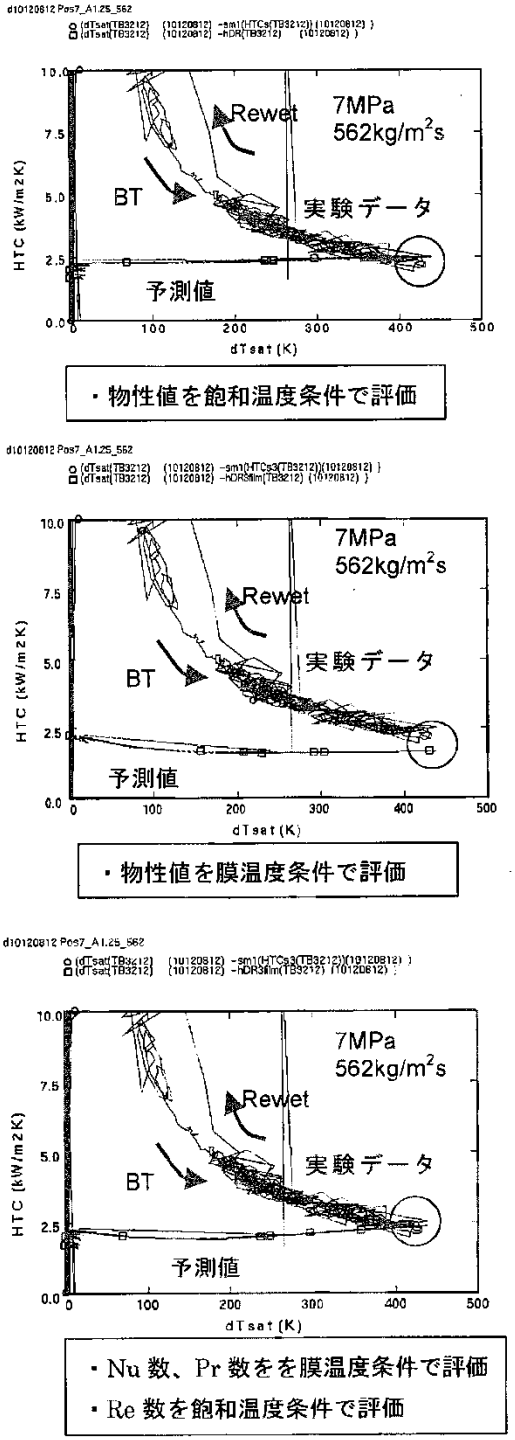
霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用においては，蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており，これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9 に示したように保守的であることを確認している。また，JAERI の実験データにおいても，物性値を膜温度で求めた場合の予測値は，添付図 2-14 の中段の図に示すように，実験結果より小さい値になるとしている。したがって，ＳＡＦＥＲコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

添付表 2-3　燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式

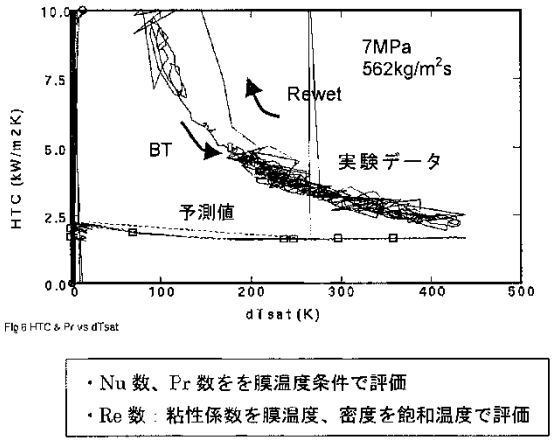
解析コード / 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 [8] [9] (WREM-JINS/B コードシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall-Rohsenow
単相蒸気流	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



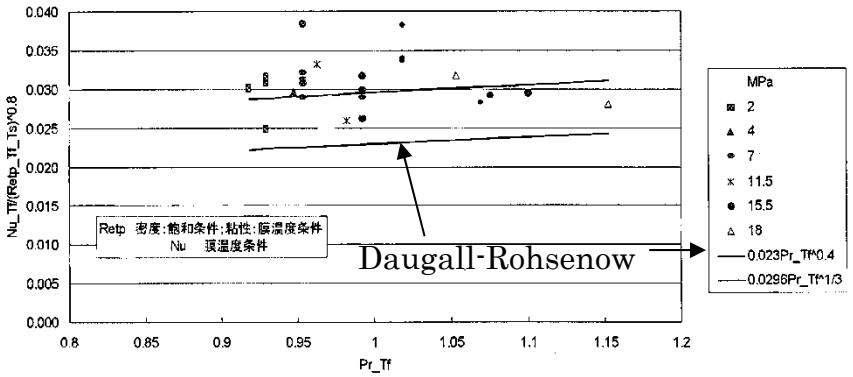
添付図 2-13　Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値（計算値／実験値）[10]



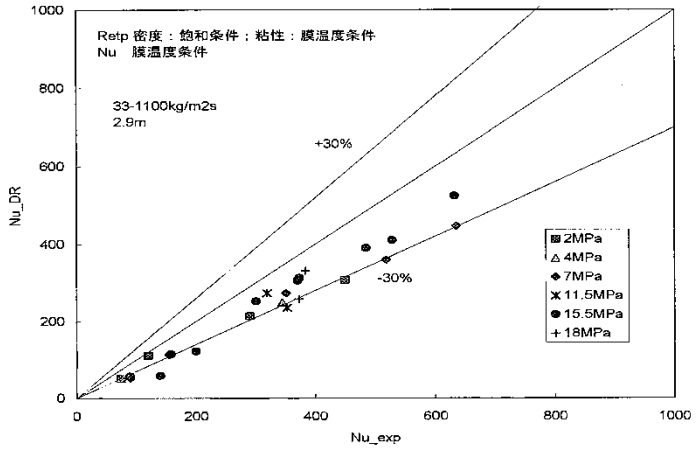
添付図 2-14　伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 [11]
(試験 10120812 ; 7MPa, 562kg/m^{2}s, 2.9m)



添付図 2-15(1)　伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 [11]



添付図 2-15(2)　$Nu/Re^{0.8}$ と Pr の関係（高過熱度データ）[11]



添付図 2-15(3)　Nu 数の実験値と予測値との比較 [11]

〔参考文献〕

(1) W.H. Jens and P.A. Lottes, “Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water”, Argonne National Laboratory, ANL-4627, 1951.

(2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol.2, No.13, 443-461, 1930.

(3)「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系解析モデル（SAFER)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂３, 平成 10 年２月

(4)「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系（ECCS）の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR－032 訂３, 平成 10 年５月

(5) G.L.Yoder, “Rod bundle film boiling and steam cooling data base and correlation evaluation”, NUREG/CR-4394; ORNL/TM-9628, August 1986.

(6) J.E.Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis”, NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.

(7) O.C.Iloeje et al. , “An Investigation of the Collapse and Surface Rewet in Film Boiling in Forced Vertical Flow”, Transaction of the ASME, Journal of Heat Transfer, May 1975.

(8) 平成８年度 東通原子力発電所の原子炉冷却材喪失事故（大破断）解析に関する報告書,（財）原子力発電技術機構 原子力安全解析所, INS/M96-40, 平成９年３月

(9) ABWR の冷却材流量喪失事故解析及び主蒸気管破断事故解析　成果報告書, (財) 原子力工学試験センター 原子力発電総合安全センター 原子力安全解析所, JINS-0955 M87-H2-H01, 昭和 63 年３月

(10) “Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis”, NUREG-1230 R4, December 1988.

(11) 井口　他, “BWR 定常ポスト CHF 試験結果－限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率－”, JAERI－Research 2001-060, 2002 年２月

Ⅲ．燃料棒破裂判定曲線の適用性

1．事故時の燃料破損につながる要因分析

事故時の燃料破損につながる要因分析結果を添付表 2-4 に示す。添付表 2-4 より，有効性評価における燃料破損の要因はＬＯＣＡと同様に，炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転によるものであり，新たな要因はない。

添付表 2-4　事故時の燃料破損につながる要因分析結果

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失，冷却材放出による炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転による燃料被覆管破裂	炉心露出による燃料被覆管温度の上昇，原子炉手動減圧により燃料棒外圧が低下することにより，燃料棒内圧が高くなることに伴う燃料被覆管破裂に至る可能性がある。
反応度投入事象に伴う急激な出力上昇による高温破裂破損，ＰＣＭＩ破損	出力運転中の事故では，１ドルを超える急激な反応度は投入されないため除外できる。
高熱流束下での沸騰遷移（ＢＴ）に伴う燃料被覆管の高温酸化による脆性破壊	有効性評価で仮定している起因事象の全給水流量喪失及び外部電源喪失事象ではＢＴは発生しない。仮に，事象初期にＢＴが発生した場合でも，燃料被覆管温度評価は従来設置許可申請書添付書類十設計基準事故解析では最大でも 600℃程度であること，また，温度上昇は短期間で収まるため燃料被覆管酸化層の増加は無視できる程度であることから，脆化による破損はないと考えられるため除外できる。

2. 破裂判定曲線の適用性

有効性評価では，従来の設計基準事故（ＬＯＣＡ）解析と比較して炉心露出開始時間が遅く，また，炉心露出時間が長くなる。従来の設計基準事故（ＬＯＣＡ）評価及び有効性評価において，同じ燃料棒破裂判定曲線を適用することについて，燃料被覆管の膨れ・破裂に及ぼす影響を検討した結果を以下に示す。

（１）燃料棒内圧と原子炉圧力の差圧（燃料棒内外圧差）

燃料棒内圧の計算に用いられる燃料プレナム部ガス温度は燃料被覆管温度に依存するため，長時間露出時の温度上昇は燃料棒内圧の計算に考慮される。また，原子炉圧力は，従来の設計基準事故（ＬＯＣＡ）解析も大気圧近傍にまで減圧され，有効性評価でも事故後長期は大気圧近傍まで減圧される。

したがって，有効性評価における燃料棒内外圧差は，従来の設計基準事故（ＬＯＣＡ）の想定範囲と同等である。

（２）燃料被覆管最高温度（温度上昇率）

炉心露出開始時間が遅くなる場合，定性的には，崩壊熱が低いことにより燃料被覆管の温度上昇率が小さくなる傾向になる。また，炉心露出期間が長くなると燃料被覆管最高温度が高くなる傾向になる。ＢＷＲプラントの有効性評価における燃料被覆管温度上昇率はおおむね２℃／s 程度であり，燃料被覆管の最高温度は 1100℃程度以下となっている。

一方，燃料棒破裂判定曲線の策定に際しては，温度上昇率が０℃／s から 5.6℃／s，また，破裂温度は 20℃から約 1500℃の実験データを使用して，破裂判定曲線を策定している。[(1)]

したがって，有効性評価における燃料被覆管温度上昇率及び燃料被覆管最高温度は燃料棒破裂判定曲線の実験データの範囲内である。

（３）ジルコニウムー水反応による燃料被覆管酸化

炉心露出期間が長くなるとジルコニウムー水反応が長時間継続し，燃料被覆管の酸化により燃料被覆管の延性が低下する可能性がある。有効性評価における燃料被覆管の最高温度は 1100℃程度以下であり，燃料被覆管の酸化割合も大きくはない。

したがって，有効性評価における燃料被覆管酸化の範囲は，約 1500℃の高温まで加熱した破裂実験データの範囲内にあると考える。

以上より，有効性評価においても従来の設計基準事故（ＬＯＣＡ）評価と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

〔参考文献〕

(1)「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系（ECCS）性能解析モデルについて」，日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社，HLR－018 訂４，平成 26 年６月

添付３　前処理コード

ＳＡＦＥＲコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとＳＡＦＥＲコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図３に示す。

（１）燃料棒熱・機械設計コード（ＰＲＩＭＥ）による燃料物性データ

① ギャップ熱伝達係数

② 燃料棒内圧

③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量

（２）炉心熱水力解析コード（ＩＳＣＯＲ）による熱水力データ

① 炉心圧損

② 高出力燃料集合体入口流量

（３）プラント動特性解析コード（ＲＥＤＹ）による炉心出力データ

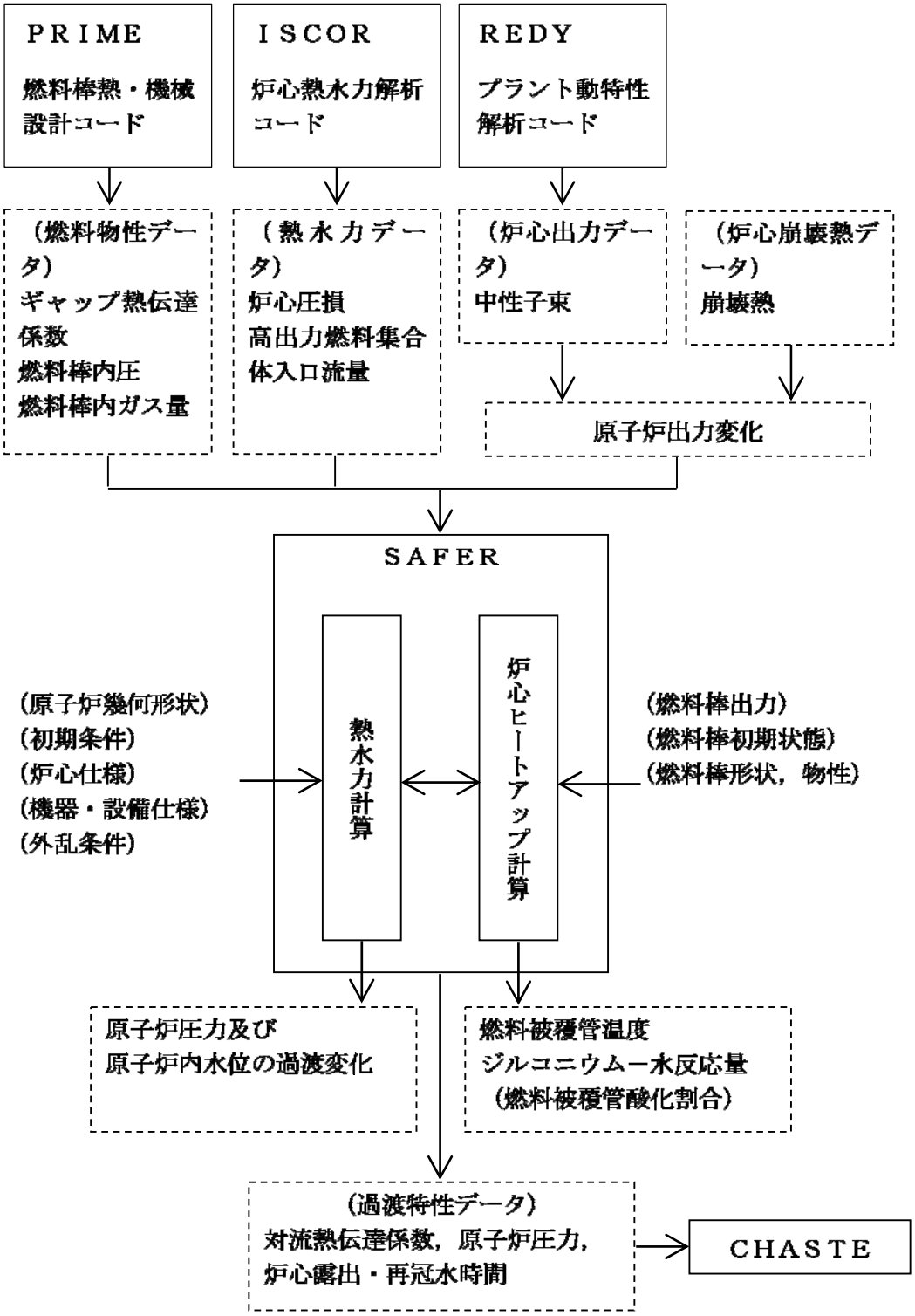
① 中性子束

ＰＲＩＭＥコードにより求められた燃料物性データをＳＡＦＥＲコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は，燃料被覆管温度上昇を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで，燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり，炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また，燃料棒の内圧とガス量は，燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで，炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり，燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

ＩＳＣＯＲコードにより求められた炉心圧損と高出力燃料集合体入口流量をＳＡＦＥＲコードにおける初期値として用いる。事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，これらのパラメータが事象進展に及ぼす影響は小さい。

ＲＥＤＹコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から，原子炉出力変化を求め，ＳＡＦＥＲコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については，サイクル末期の燃焼度のばらつきを考慮し，10％の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため，有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお，ＳＡＦＥＲコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をＣＨＡＳＴＥコードに用いる。



添付図３　ＳＡＦＥＲコードの入出力

添付４　炉心の過熱蒸気の影響評価

１．はじめに

ＳＡＦＥＲコードは，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱を燃料棒表面熱伝達の計算において考慮しているが，炉心及び高出力燃料集合体の流量を評価する熱流動計算では，蒸気密度は常に飽和蒸気密度としている。そこで，飽和蒸気密度を利用することの妥当性を確認するため，熱流動計算においても過熱蒸気密度を利用して炉心の圧力損失，流量配分を解析した感度解析を実施し，ＰＣＴへの影響を評価した。

感度解析の結果，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による炉心及び高出力燃料集合体の流量への影響は小さく，ＰＣＴへの影響は無視できることを確認した。

感度解析の方法，条件，結果及び評価について以下に述べる。

２．解析方法及び条件

感度解析は，ＳＡＦＥＲコードの燃料集合体の圧力損失及び流量計算において，飽和蒸気密度に代わり，燃料棒表面熱伝達の計算において求められた過熱蒸気温度に基づき求めた密度を適用することにより，過熱蒸気の体積膨張の影響を取り込んで計算結果に対する影響を調査した。

具体的には，炉心及び高出力燃料集合体の露出部の過熱蒸気の条件として露出部の蒸気温度が最大になる燃料棒有効発熱部上端の蒸気温度に基づき過熱蒸気の密度を求め，燃料集合体出口における圧力損失及び流量計算に適用した。また，燃料集合体内の露出部の圧力損失及び流量計算には，前記の過熱蒸気の密度と飽和蒸気の密度を算術平均した密度を適用した。なお，この感度解析は，一時的にプログラムを変更することにより行った。

感度解析による影響評価は，炉心及び高出力燃料集合体がともに露出し，燃料被覆管温度が高くなるＢＷＲ－５プラントの高圧注水・減圧機能喪失を例に実施した。

３．解析結果

燃料集合体内の熱流動計算において過熱蒸気を考慮した感度解析結果（添付図中の凡例では「過熱蒸気密度利用」という。）を，飽和蒸気を仮定した現行のモデルによる解析結果（添付図中の凡例では「飽和蒸気密度(現行)」という。）と比較した。

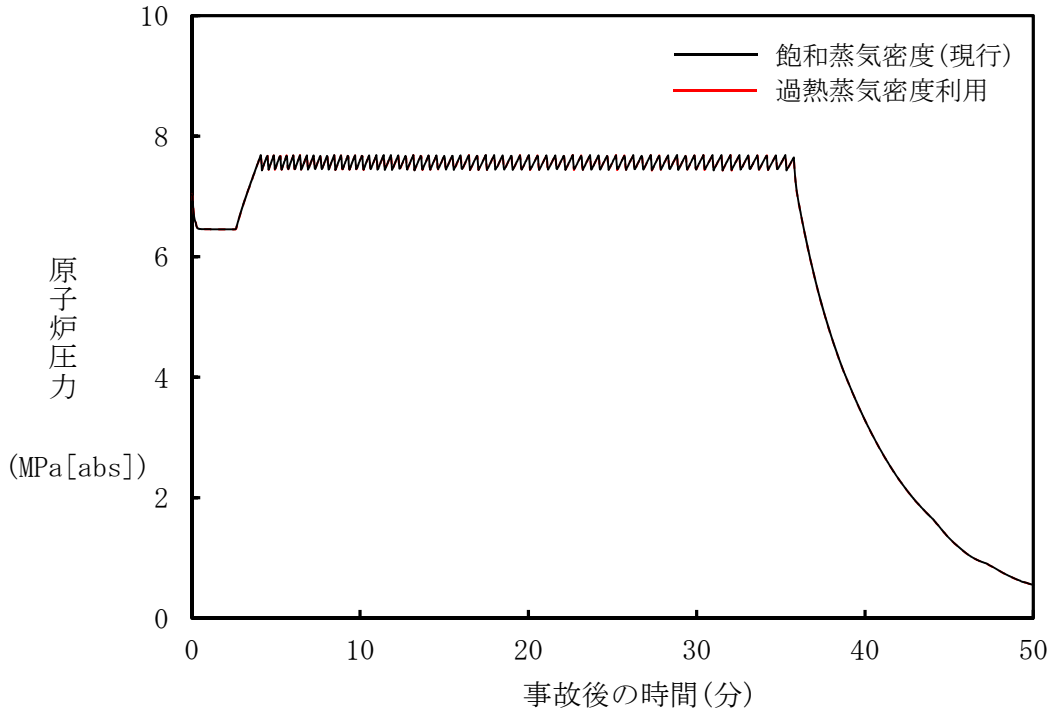
添付図 4-1 に原子炉圧力変化，添付図 4-2 に原子炉水位変化の比較を示す。また，添付図 4-3 に炉心の水位変化，添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度変化，添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。さらに，添付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位変化，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度変化，添付図 4-8 に高出力燃料集合体の入口流量変化の比較を示す。

添付図 4-3 及び添付図 4-5 に示すように，炉心及び高出力燃料集合体の水位は有意な差はない。これは，燃料集合体内の蒸気流による圧力損失は静水頭に比べて小さいため，飽和蒸気で考えたときと過熱蒸気の密度を考慮したときで，ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

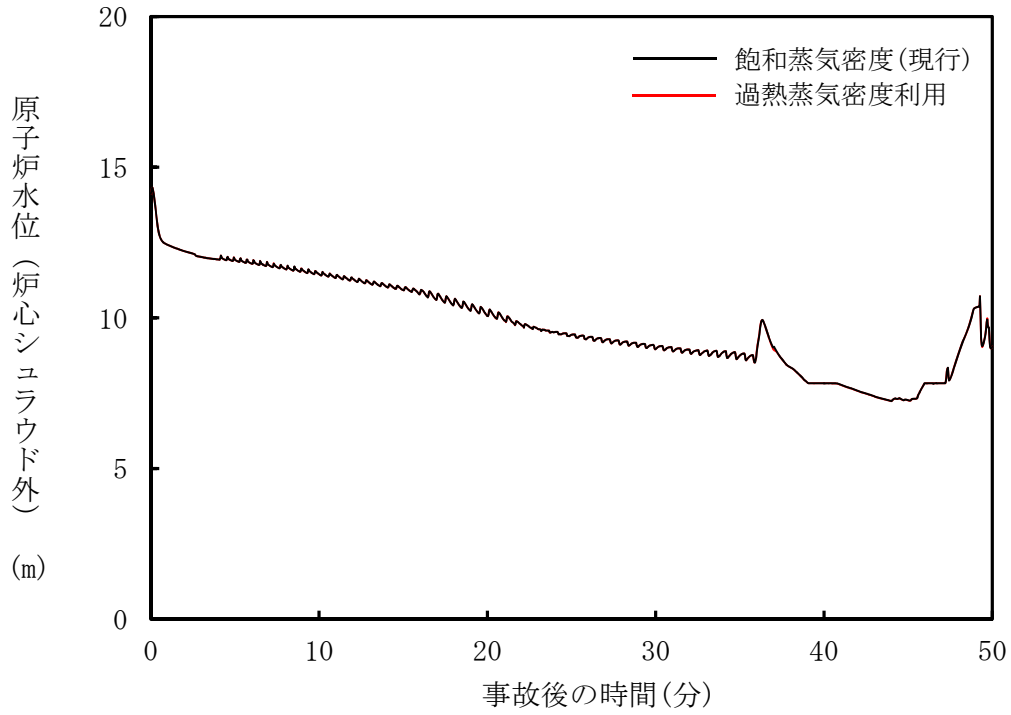
また，ＰＣＴは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

４．まとめ

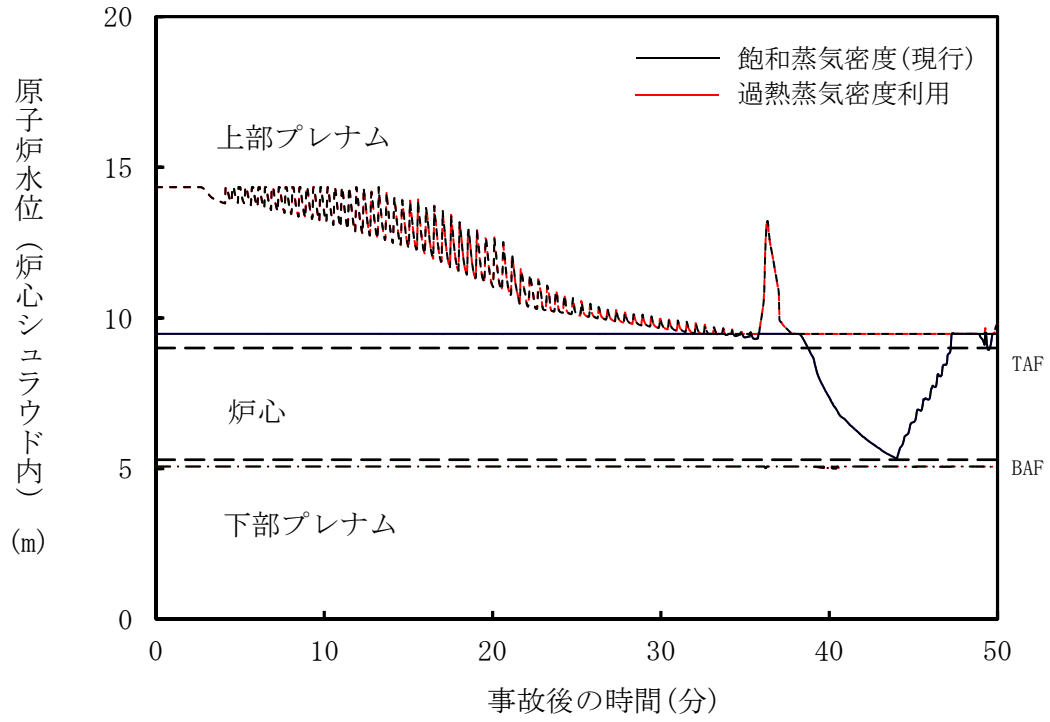
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，ＳＡＦＥＲコードを適用することは問題ないと考える。



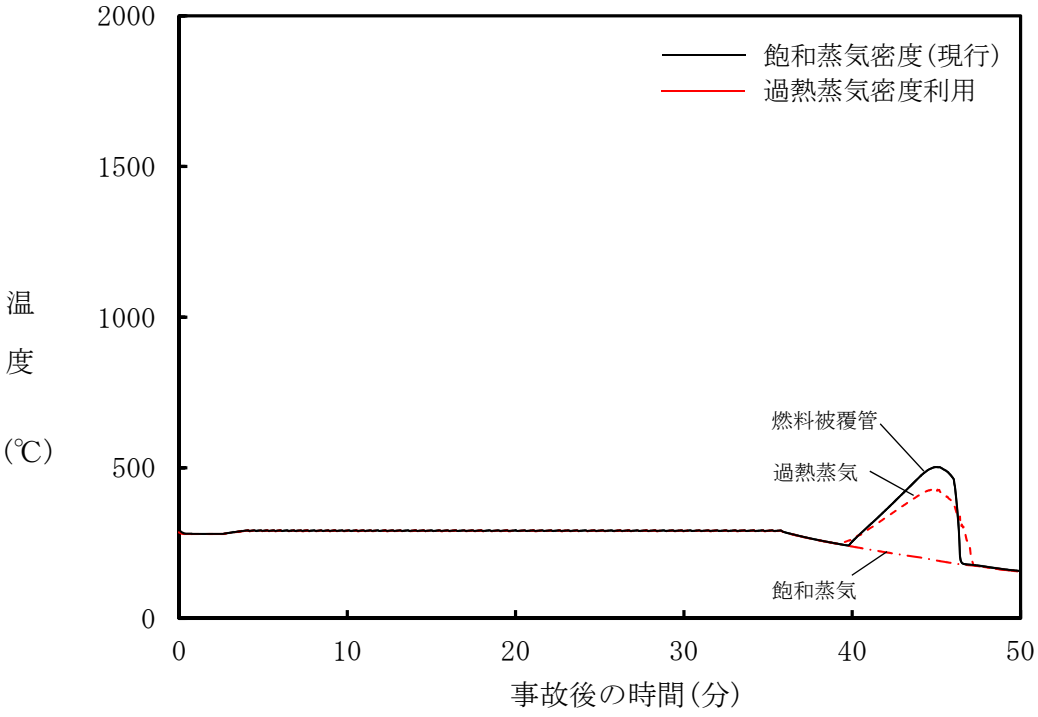
添付図 4-1　原子炉圧力変化の比較



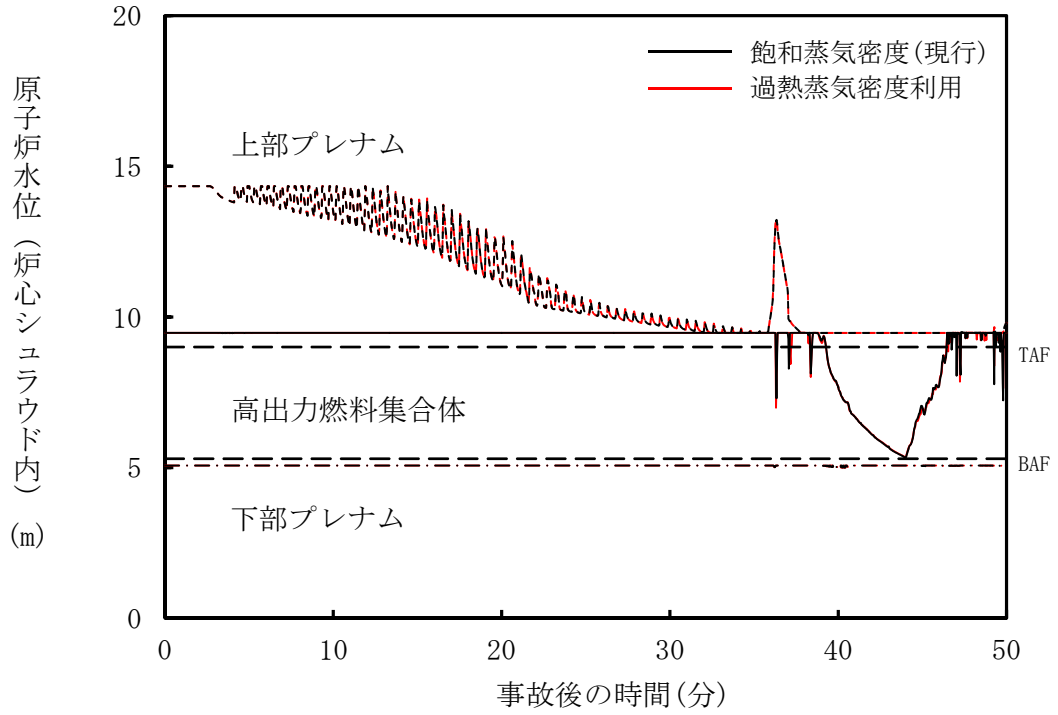
添付図 4-2　原子炉水位変化の比較



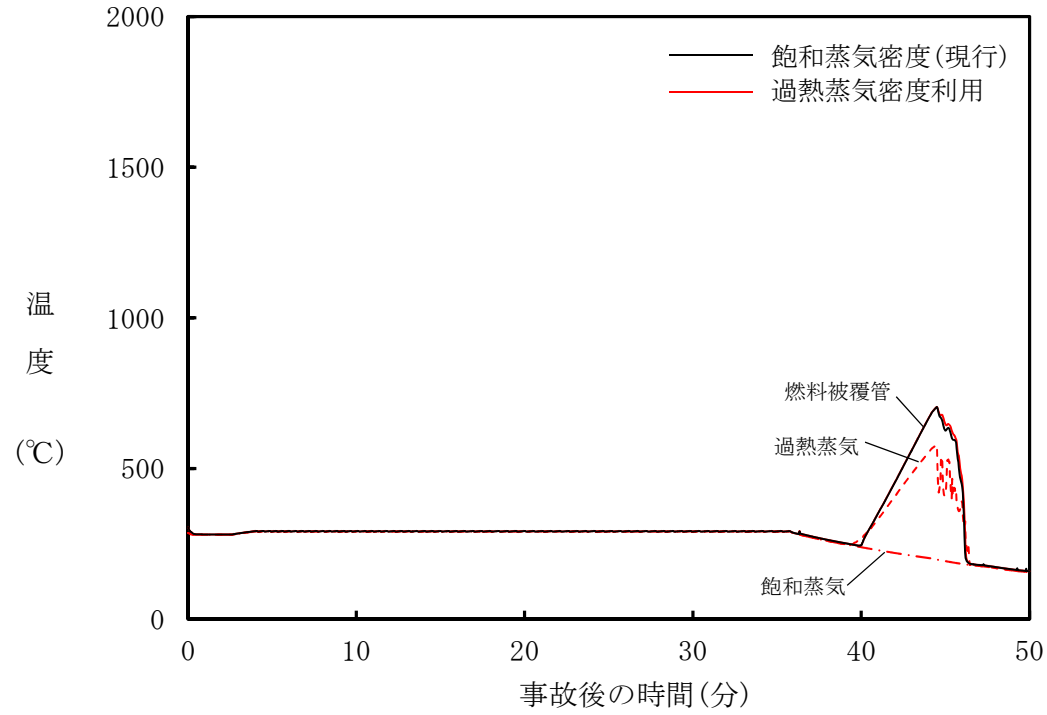
添付図 4-3　炉心シュラウド内水位変化の比較（炉心）



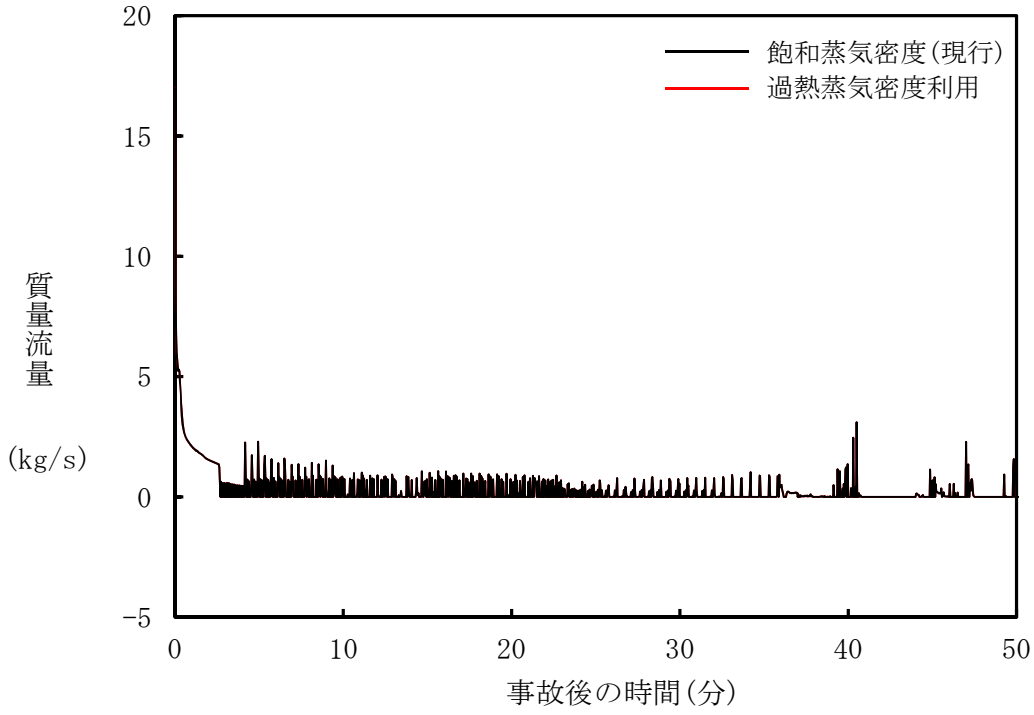
添付図 4-4　燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（炉心）



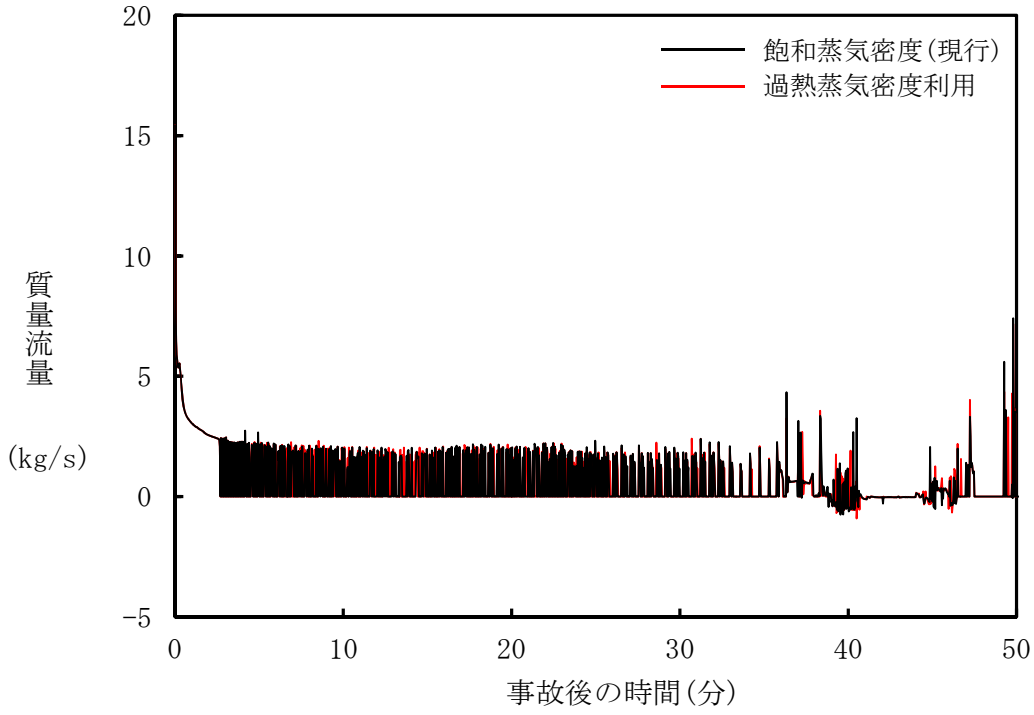
添付図 4-5　炉心シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-6　燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-7　燃料集合体入口流量変化の比較（炉心，集合体１体あたり）



添付図 4-8　燃料集合体入口流量変化の比較（高出力燃料集合体）

添付５　代替注水設備による炉心再冠水過程における熱伝達について

１．はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において，高圧・低圧注水機能喪失及びＬＯＣＡ時注水機能喪失（中小ＬＯＣＡ）時は，注水系として使用するのは代替注水設備であり，ＥＣＣＳに比べて注水能力は小さく，炉心再冠水までには設計基準事故解析に比べて長時間を要することとなる。

代表ＡＢＷＲプラントの有効性評価における高圧・低圧注水機能喪失の解析では，原子炉減圧に伴う冷却材の流出により炉心が露出し，代替注水設備が注水を開始すると徐々に原子炉水位が上昇し始め，これに伴う冷却材の蒸発量増加等により熱伝達係数が向上するため，燃料被覆管温度は低下に転じる。

有効性評価における解析では，露出した燃料集合体内の蒸気流に液滴が混入した場合には噴霧流冷却熱伝達を適用して燃料被覆管温度を評価している。しかしながら，有効性評価では冠水速度が小さいため，噴霧流冷却熱伝達による冷却効果には不確かさが残ることから，この不確かさの程度を確認することを目的として噴霧流冷却熱伝達のＰＣＴへの影響を感度解析により評価した。また，高出力燃料集合体水位の振動がＰＣＴに及ぼす影響の不確かさについても概略評価した。

２．感度解析条件及び解析結果

噴霧流冷却熱伝達のＰＣＴへの影響を確認するため，噴霧流冷却熱伝達を除外して蒸気単相流熱伝達を適用した感度解析を実施した。また，炉心軸方向ノード分割数の影響を確認するため，現行申請解析（ベースケース）の 10 分割から 48 分割に増加させた場合の感度解析を併せて実施した。主な解析結

果を添付図 5-1，添付図 5-2，添付図 5-3 及び添付図 5-4 に示す。

本感度解析より，噴霧流冷却熱伝達を考慮した場合（ベースケース）のＰＣＴは約 969℃であるのに対して，噴霧流冷却熱伝達を除外した場合のＰＣＴは約 972℃となり，ベースケースに対して約３℃上昇する結果となった。また，炉心軸方向ノード分割を 48 分割にした場合のＰＣＴは約 982℃となり，約 13℃上昇する結果となった。

また，上記感度解析結果によると，再冠水時の熱伝達係数の改善過程において，軸方向中心位置（ノード５）の冠水と露出の繰り返しに対応する熱伝達係数の変化がみられることから，その不確かさについても評価した。

有効性評価解析のように崩壊熱が低下した状況下での二相水位の振動的な現象に関しては，実機ＢＷＲ燃料集合体を模擬した５×５格子配列集合体を用いた実験において現象が確認されている[(1)]。実験によれば，大気圧条件下で崩壊熱が１％程度の場合，燃料集合体部保有水の蒸発に伴う緩やかな水位低下過程における二相水位は，大きな蒸気スラグの通過により最大で約 150 mm の振幅で上下動すると報告されている。有効性評価解析における炉心再冠水過程では，原子炉圧力は 0.2 MPa 程度と本実験条件である大気圧より高い圧力下であるため，気液密度差が減少し，水位の振動は抑制される方向となると考えられるものの，本実験結果で確認された二相水位の振動的な現象は発生する可能性はあるものと考えられる。一方で，このような二相水位の振動による影響の程度を把握することを目的として，感度解析（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）に対して，軸方向中心位置（ノード５）が完全に冠水するまで燃料被覆管温度が低下しないと仮定し，ノード５の冠水前の蒸気冷却期間のヒートアップ過程における燃料被覆管温度変化を基に設定した近似曲線を外挿することによりＰＣＴの概略評価を行った。

添付図 5-5 に原子炉水位（炉心シュラウド内水位）変化，添付図 5-6 にＰＣ

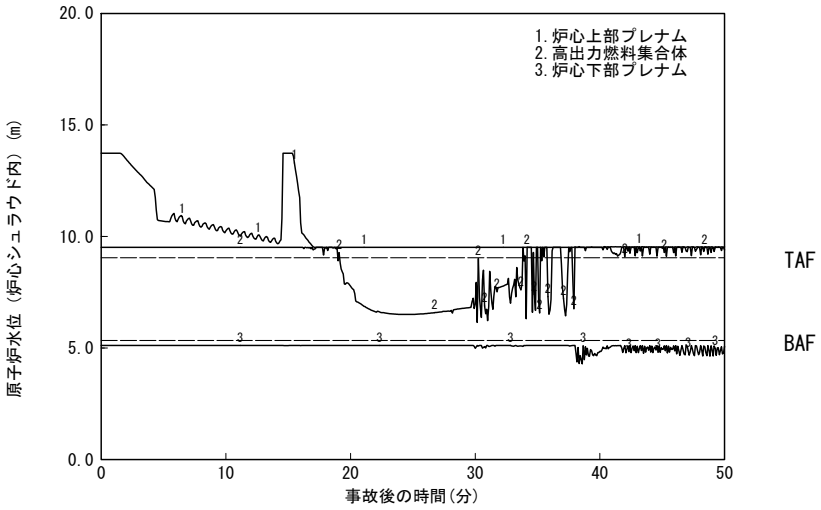
Ｔ発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約 1000℃となり，ベースケースの約 969℃に対して約 31℃上昇する結果となった。

３．まとめ

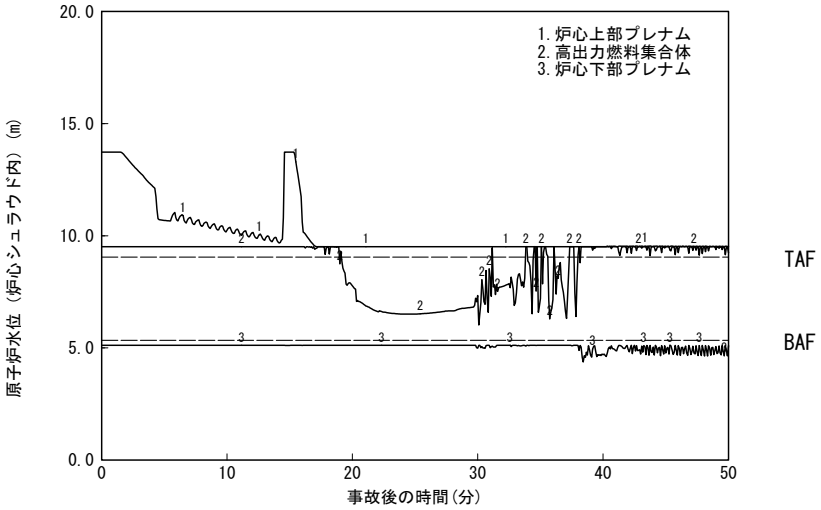
以上より，低圧代替注水設備のようなＥＣＣＳと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては，噴霧流冷却熱伝達の不確かさ，また，解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると，全体として 20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

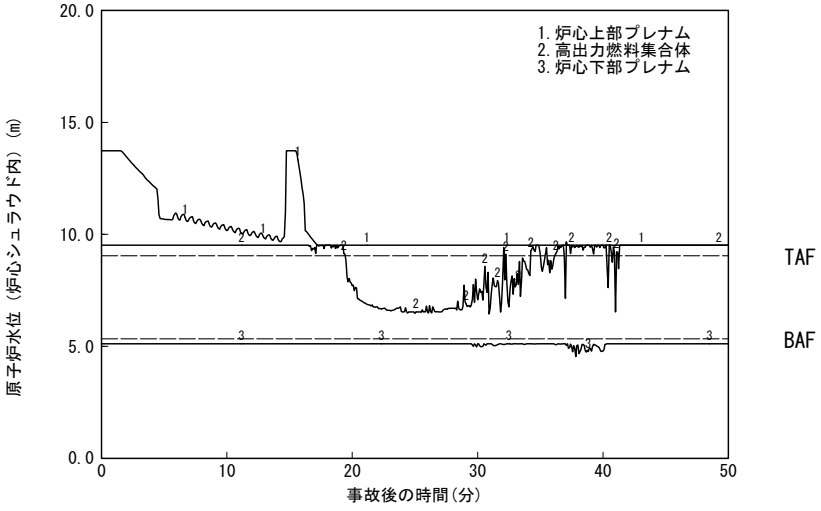
(1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

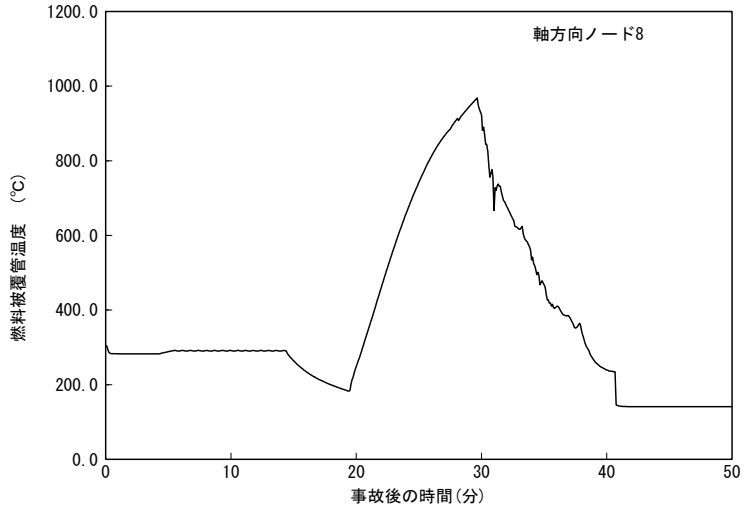


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

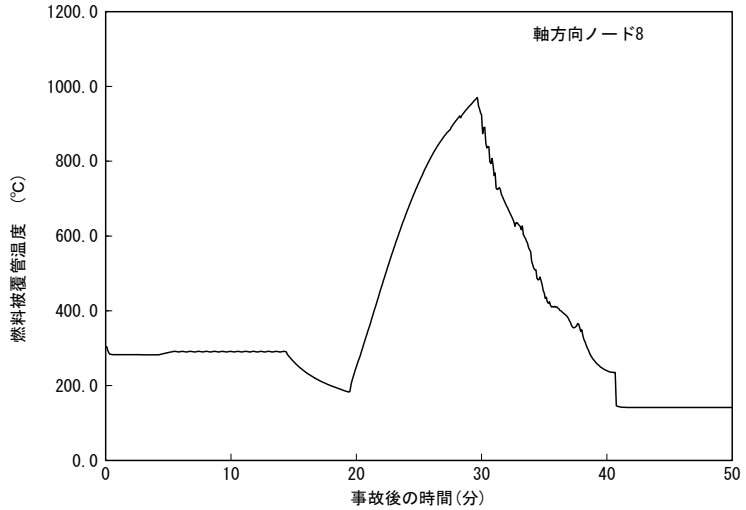


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

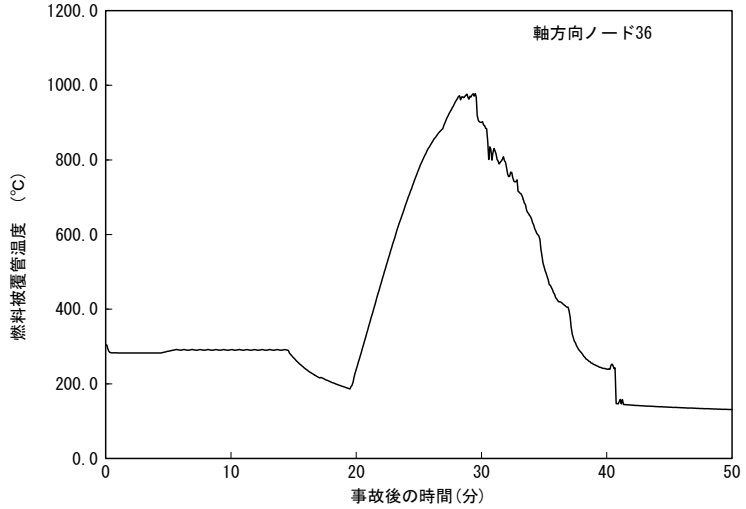
添付図 5-1　原子炉水位変化の比較



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

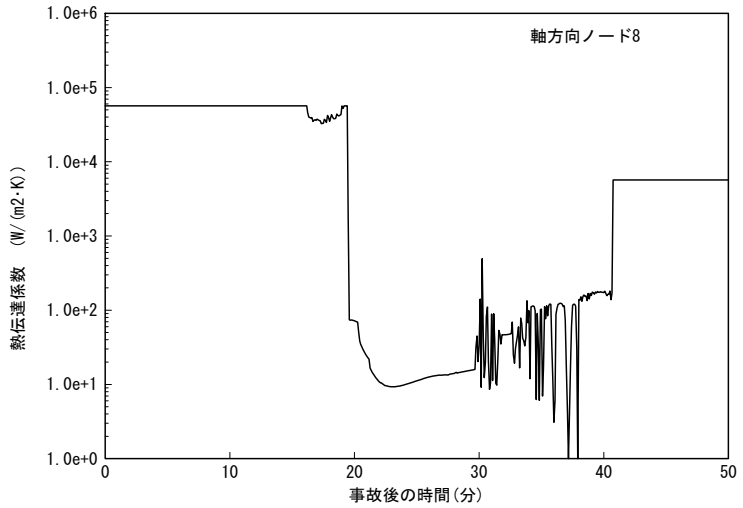


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

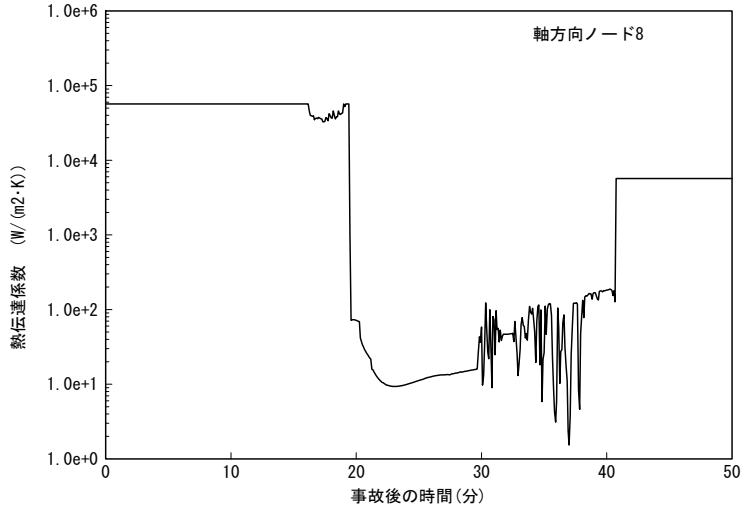


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

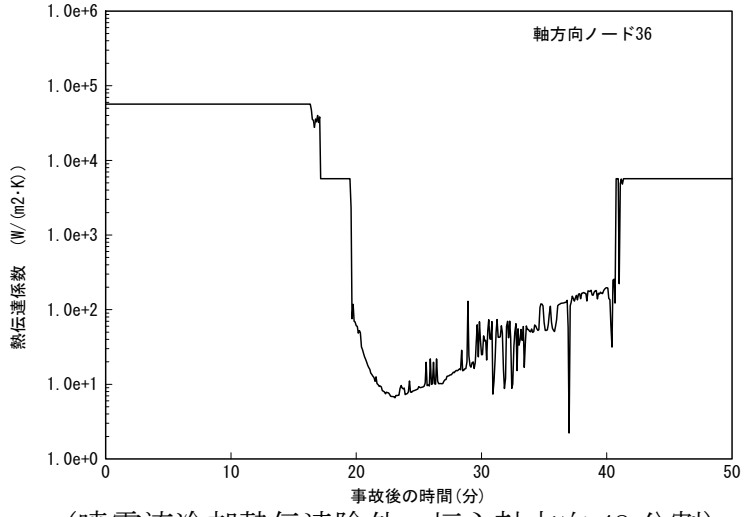
添付図 5-2　ＰＣＴ発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



（噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割）

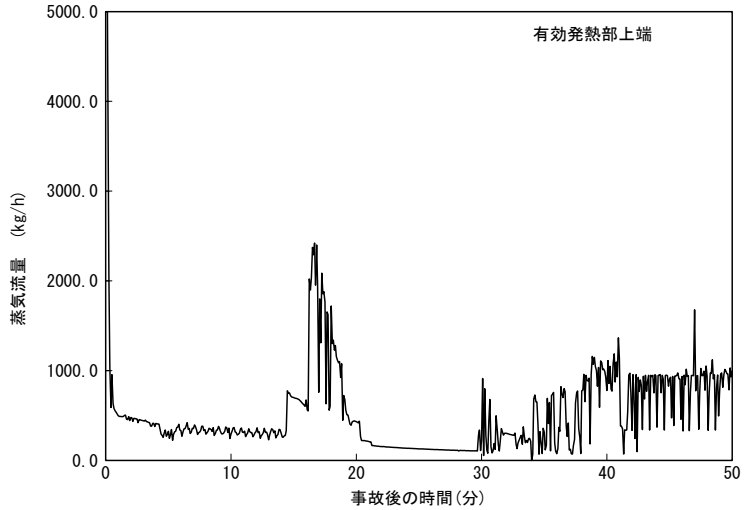


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

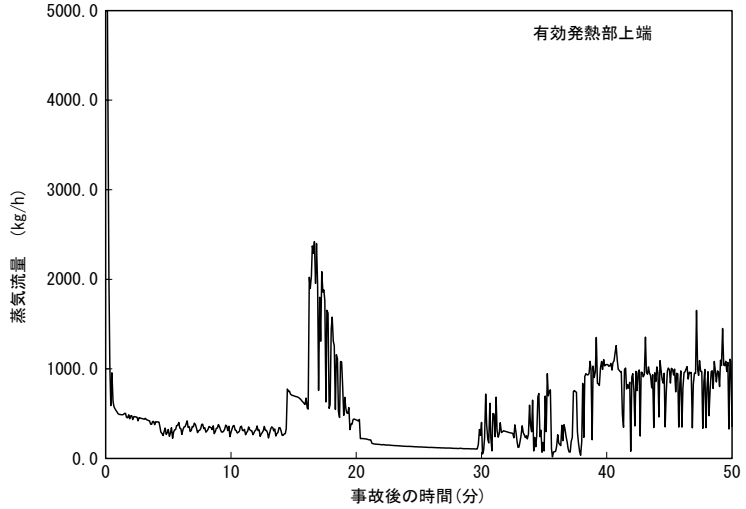


（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割）

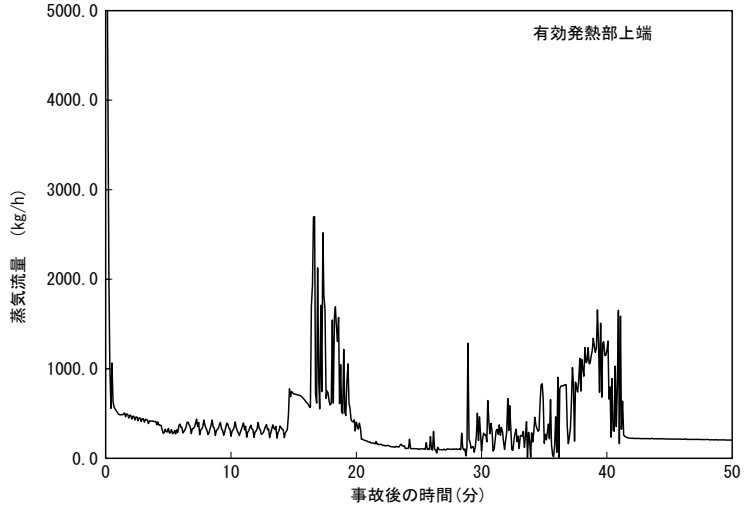
添付図 5-3　ＰＣＴ発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

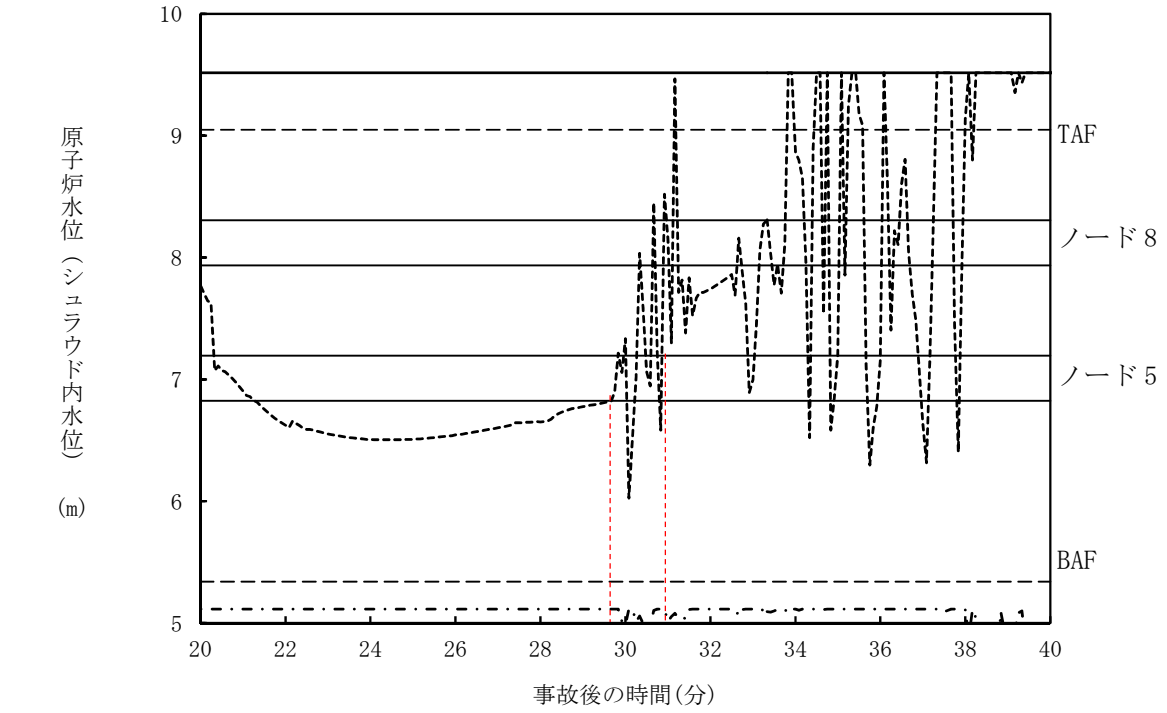


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

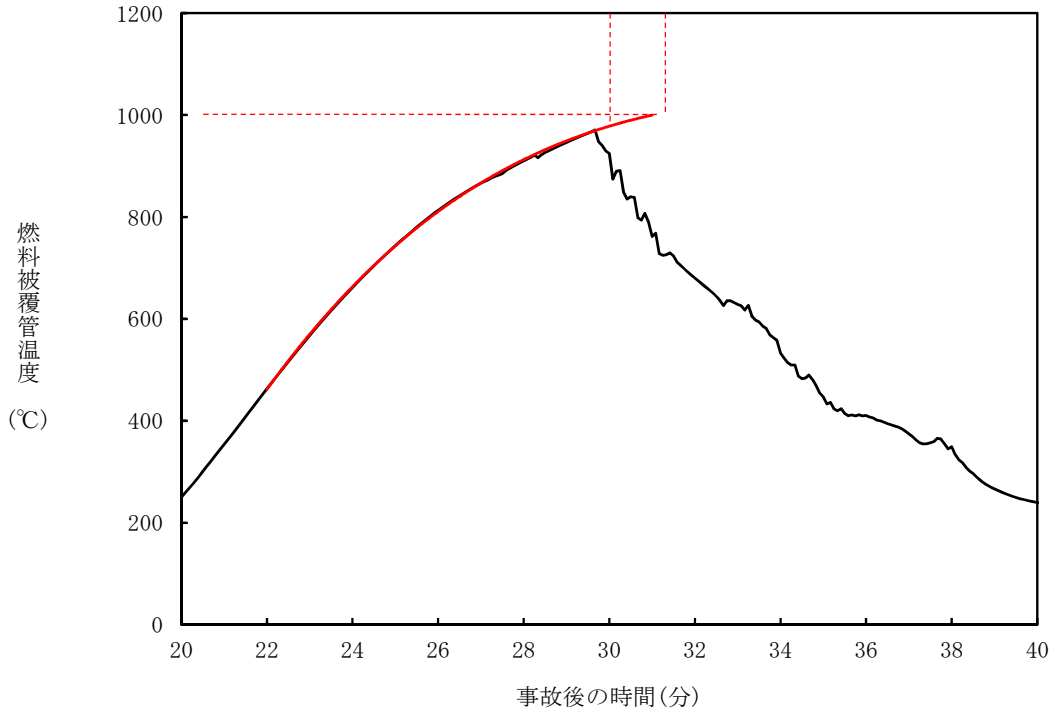


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

添付図 5-4　高出力燃料集合体の蒸気流量変化の比較



添付図 5-5　原子炉水位（炉心シュラウド内水位）変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）



添付図 5-6　ＰＣＴ発生位置での燃料被覆管温度変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）

添付６　原子炉隔離状態における原子炉圧力挙動について

１．はじめに

炉心損傷防止有効性評価のうち，全交流動力電源喪失及び崩壊熱除去機能喪失時では，事象発生後，主蒸気隔離弁が閉止し，原子炉は高圧状態に維持されるが，原子炉水位低信号により自動起動したＲＣＩＣによる原子炉注水により，炉心は露出することなく原子炉水位は回復し，冠水を維持する。

ＢＷＲのＲＣＩＣには，原子炉圧力容器の頂部から注水する方式と給水系から注水する方式の２種類があり，プラントにより異なる。いずれの方式でも，炉心は冠水維持されるため，炉心冷却が問題となることはないが，このうち，給水系から注水する場合の解析では，ＲＣＩＣによる注水開始から原子炉が減圧されるまでに時間遅れが生じ，その後大きな圧力低下を示す結果となっていることから，これらの原子炉圧力変化挙動について以下に説明する。

２．解析モデル

給水系から注水する方式の場合，ＲＣＩＣからの注水は，給水ノズルを通じて炉心シュラウド外領域に注水され，給水ノズルが水中に水没している場合には，未飽和の注入水は炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し，炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加する。しかしながら，炉心シュラウド外領域の水面と蒸気ドーム領域の蒸気は断熱としているため，炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度の増加が原子炉圧力に直接影響することはない。このため，混合水の未飽和度の増加が原子炉圧力への影響として現れるのは，混合水が下部プレナムを経由して炉心に達し，炉心の蒸気発生を抑制し，さらに上部プレナム領域ボイドを潰した後，　蒸気ドーム内蒸気を凝縮

する計算に切り替わったときとなる。ただし，この計算の切替えは，冷却材が全て未飽和となっても未飽和水の注入が継続したとき，すなわち，炉心が過冷却状態のときにのみ行われる。

３．解析結果の説明

代表ＢＷＲの崩壊熱除去機能喪失（取水機能喪失）時の解析結果から，添付図６に原子炉圧力，ＲＣＩＣの注水流量，上部プレナム領域水位及び各領域のボイド率の推移を示す。ここで，各領域のボイド率については，下記定義による負のボイド率により各領域冷却材の未飽和度を表す。

$$\text{負のボイド率}=\frac{(\text{各部水の比容積}-\text{飽和水比容積})}{(\text{飽和水比容積}-\text{注水比容積})}$$

なお，添付図６のボイド率は，ＲＣＩＣ注入水の原子炉内流入経路に従い，下から，炉心シュラウド外領域，炉心（軸方向ノード１），炉心（軸方向ノード12）及び上部プレナム領域の順に示す。

ＲＣＩＣを給水系から注水した場合，炉心シュラウド外領域の冷却水は，ほぼ飽和にある状態からＲＣＩＣ注入水と混合して未飽和となり，未飽和度が徐々に増加することを添付図６は示している。また，ＲＣＩＣの注水が継続されることによる原子炉内の冷却水の未飽和度の増加に伴い，炉心領域（軸方向ノード 12）及び上部プレナム領域のボイド率が減少していることを示している。

炉心領域での蒸気発生が減少してボイド率がゼロに漸近する過程で逃がし安全弁の開閉間隔が徐々に広がっていき，さらに，未飽和水が上部プレナム領域に到達して上部プレナム領域ボイドを潰して蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで，前項記載の解析モデルの特性とあいまって原子炉圧力が大きく低下する。

４．実機における原子炉圧力挙動について

上記に示した，炉心が過冷却となったときに生じる大きな原子炉圧力低下は，実機にて生じ得る減圧幅を過剰に見積もっている可能性がある。これは，実機では炉心内の蒸気が消失した後に自然循環流量がほぼゼロとなるため，上部プレナム内の冷却水が滞留し，特に蒸気ドーム部と接する領域に高温水が滞留すると見込まれることから，蒸気ドーム内蒸気の凝縮が抑制され，原子炉圧力の低下が大きく緩和されると考えられるためである。

また，炉心シュラウド外領域の冷却水と蒸気ドーム部蒸気との間の熱交換による原子炉圧力挙動への影響については次のように考えられる。すなわち，実機プラントにおいても，ＲＣＩＣが給水系から注水され，かつ給水ノズルが水中に水没している場合には，未飽和の注入水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合し，炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度が増加すると考えられる。このとき，前々項記載の断熱仮定とは異なり，実機では未飽和水水面と蒸気ドーム領域の蒸気との熱交換による蒸気凝縮に伴って原子炉圧力が低下する可能性がある。しかし，ＲＣＩＣが水面下に注水されたときには蒸気ドーム内で大規模な蒸気の対流場が形成されることはなく，水面近くで局所的かつ限定的な蒸気流れが生じ得るだけであることから，実機においても未飽和水水面は断熱に近く，炉心シュラウド外領域の冷却水の未飽和度増加による圧力低下は小さいものと考えられる。

なお，ＲＣＩＣはこれらの原子炉圧力範囲では，原子炉圧力によらず十分な注水能力を有すること，当該事象ではＲＣＩＣの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されることから，実機と解析の差異が炉心冷却に及ぼす影響は小さいと考えられる。

５．炉心露出が発生する事象における挙動について

例えば，高圧・低圧注水機能喪失の評価では，逃がし安全弁を用いて原子炉減圧操作を行った後，低圧代替注水系により原子炉注水を行い，炉心露出により燃料被覆管温度が上昇した炉心を再冠水して冷却するが，上記にて説明した原子炉の圧力低下挙動は，炉心が過冷却となった時に発生する特異な挙動であり，炉心が露出するような炉心冷却が問題となる状態では過冷却状態とはならないため，発生するものではない。

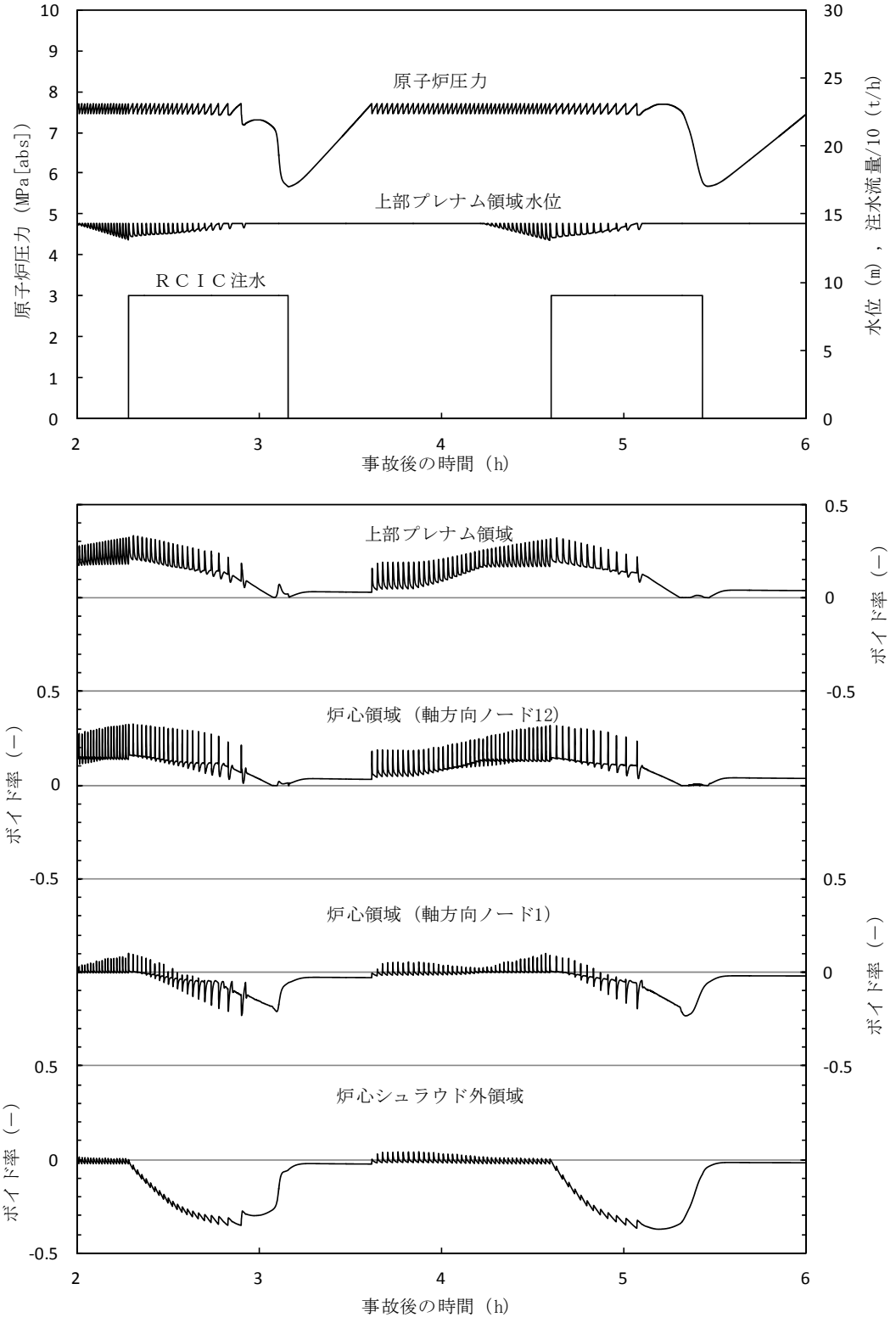
また，低圧代替注水系で低圧注水系配管を介して注水する場合，注水ノズルが蒸気雰囲気中に露出しているときには，未飽和の注入水が水面より上部にある注入水の経路上の蒸気を部分的に凝縮させる。逃がし安全弁による原子炉減圧挙動を評価する際に重畳する現象として蒸気雰囲気中への注水による蒸気凝縮現象を考慮した評価がなされていることから，低圧代替注水系の注水に伴う主要な蒸気凝縮効果が取り込まれた解析がなされていると結論できる。

なお，残る蒸気凝縮現象として未飽和水からなる水面への蒸気凝縮があるが，これについては，前項４．にて説明したとおりであり，これによる圧力低下は小さいものと考えられる。

６．まとめ

ＳＡＦＥＲコードでの解析では，ＲＣＩＣが給水系から注水される場合，注入された冷却水が炉心シュラウド外領域の冷却水と混合することにより未飽和水となり，未飽和水の流入により炉心領域の蒸気発生が抑制され，上部プレナム領域ボイドを潰したのち，蒸気ドーム領域内蒸気を凝縮することで原子炉圧力が大きく低下することとなる。しかしながら，これらの挙動は，炉心が露出するような状態で発生するものではなく，また，当該事象ではＲ

ＣＩＣの自動起動により原子炉水位は炉心より十分高い位置で維持されるため，これらの原子炉圧力変化挙動が評価項目に及ぼす影響は小さいものと考える。



添付図６　原子炉圧力，ＲＣＩＣ流量，上部プレナム水位及びボイド率の推移

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

第２部　ＣＨＡＳＴＥ

目　次

－　CHASTE　－

1．はじめに　…… 2-4
2．重要現象の特定　…… 2-5
2.1　事故シーケンスと評価指標　…… 2-5
2.2　ランクの定義　…… 2-6
2.3　物理現象に対するランク付け　…… 2-7
3．解析モデルについて　…… 2-19
3.1　コード概要　…… 2-19
3.2　重要現象に対する解析モデル　…… 2-20
3.3　解析モデル　…… 2-22
3.4　入出力　…… 2-45
4．妥当性確認　…… 2-47
4.1　重要現象に対する妥当性確認方法　…… 2-47
4.2　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析　…… 2-51
4.3　炉心冷却実験解析　…… 2-58
4.4　スプレイ冷却特性実験解析　…… 2-69
4.5　実機解析への適用性　…… 2-75
5．有効性評価への適用性　…… 2-76
5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）…… 2-76
5.2　不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）…… 2-77
6．参考文献　…… 2-81

添付１　入力項目リスト　…… 2-83
添付２　輻射率の妥当性について　…… 2-84
添付３　輻射伝熱モデルの妥当性について　…… 2-87
添付４　前処理コード　…… 2-92
添付５　有効性評価における９×９燃料（Ａ型）の代表性　…… 2-95

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，CHASTE Ver.7 及び CHASTE Ver.8（以下「ＣＨＡＳＴＥコード」という。）について，

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

なお，CHASTE Ver.7 と CHASTE Ver.8 との相違は，９×９燃料格子配列の入力方法のみであり，今回の有効性評価において適用している輻射伝熱モデルは同一であるため，解析結果に影響を及ぼすものではない。

2. 重要現象の特定

2.1　事故シーケンスと評価指標

ＣＨＡＳＴＥコードが適用される有効性評価における事故シーケンスグループは既定ではなく，ＳＡＦＥＲコードによる炉心ヒートアップ解析結果において，燃料被覆管の温度が高温となり燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる場合にＣＨＡＳＴＥコードが用いられる。

したがって，炉心露出・ヒートアップが発生して燃料被覆管温度が高温になる場合を評価するため，設計基準事故のＬＯＣＡの炉心冷却の判断基準と同様に，燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し，有効性評価上要求される評価項目は，以下の５点である。

a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）

b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）

c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の 1.2 倍以下）

d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）

e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から，15%に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b. を除く，a. c. d. e. を評価指標として取り上げる。このうち，c. d. e. はＣＨＡＳＴＥコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2　ランクの定義

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちＣＨＡＳＴＥコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2-1 の定義に従って「H」，「M」，「L」，及び「I」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない

2.3　物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

なお，本資料の本文「2.有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は，事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため，ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は，ＳＡＦＥＲコードの説明資料で示す。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また，減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギのうち，減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって，核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事象発生後スクラムするまでの時間が短く，通常運転時からの出力分布変化に対する影響が小さい。したがって，出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，制御棒反応度及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって，崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果［炉心（核）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，核熱水力不安定事象は発生しない。したがって，核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布，燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレットー燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって，燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には，二相壁面熱伝達により冷却される。また，炉心が露出した場合には，蒸気単相流，燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり，燃料棒表面熱伝達に影響する。燃料被覆管温度が高温になり，燃料棒の膨れ・破裂が発生する場合は，燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮したより詳細な輻射熱伝達計算が必要となる。したがって，燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，給水流量の全喪失あるいは小破断ＬＯＣＡを起因事象としており，炉心流量の減少は緩やかに変化し，事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため，燃料集合体で核沸

騰からの離脱が発生する可能性は低い。一方，事故後長期において炉心が露出する場合には，燃料被覆管温度が上昇するが，原子炉注水により炉心が再冠水することによって，最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって，沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお，沸騰遷移は，輻射熱伝達を除き，原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，燃料被覆管が高温になるとジルコニウムー水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし，代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され，燃料被覆管温度はジルコニウムー水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

評価する具体的な事故シーケンスでは，事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため，燃料ペレットが膨張することはなくＰＣＭＩは発生しない。燃料被覆管が高温になり，燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には，燃料棒間の輻射熱伝達への影響，燃料集合体内の流路減少による冷却への影響がある。破裂が発生する場合には，燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが，崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が原子炉格納容器内に放出されると，格納容器内雰囲気放射線モニタにより炉心

損傷の判断を実施した場合，格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし，この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって，燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果［炉心（燃料）］

本物理現象は，横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，炉心が露出した場合には，燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射による冷却の寄与が大きくなる。有効性評価で用いるＣＨＡＳＴＥコードでは，ＳＡＦＥＲコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており，縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりも燃料被覆管最高温度を高く評価する。したがって，輻射伝熱に関する三次元効果は，輻射伝熱量が増加するため，燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって，沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考

えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により，原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが，事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。なお，沸騰・ボイド率変化は，輻射熱伝達を除き，原子炉冷却材と燃料被覆管表面の熱伝達としてＳＡＦＥＲコードから引き継がれる物理現象である。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，原子炉減圧操作に伴う下部プレナムフラッシングが発生する事象であり，フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は，炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって，気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方，炉心上部での気液対向流制限（以下「ＣＣＦＬ」という。），ＣＣＦＬブレークダウンは，事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンカマ又は炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが，短期間であるため影響は小さい。また，炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で，かつ，下部プレナムにも水位が形成される場合には，炉心下部でＣＣＦＬが発生する可能性があるが，原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり，下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため，炉心下部のＣＣＦＬは発生しない。したがって，対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお，気液分離（水位変化）・対向流は，炉心露出開始時間及び炉心再冠水時間としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれ

る物理現象である。

(15) 気液熱非平衡［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は，上部プレナムから炉心シュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ，熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら，気液熱非平衡の影響は，(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお，気液熱非平衡は，原子炉冷却材と燃料被覆管表面熱伝達としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 圧力損失［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，炉心部の圧力損失の影響は小さい。また，炉心バイパス部は，局所的な圧力損失は小さい。したがって，圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお，圧力損失は熱流動特性である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(17) 三次元効果［炉心（熱流動）］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，露出した炉心が再冠水する過程においては，炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並

行上昇流，周辺の出力の低い燃料集合体では下降流，その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお，三次元効果は熱流動特性である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材流量変化［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため，強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また，事故後長期において炉心が露出する場合には，原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため，自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって，冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお，冷却材流量変化は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(19) 冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，主蒸気逃がし安全弁（以下「ＳＲＶ」という。）を使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出により炉心露出が発生し，燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また，原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため，炉心冷却への影響が大きい。したがって，冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお，冷却材放出（臨界流・差圧流）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる

物理現象である。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＳＲＶを使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出による原子炉減圧があり，減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また，原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し，重要度は中程度と考えられる。なお，沸騰・凝縮・ボイド率変化は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し，重要度が中程度と考えられる。なお，気液分離（水位変化）・対向流は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(22) 気液熱非平衡［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし，炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。なお，気液熱非平衡は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析

結果から引き継がれる物理現象である。

(23) 圧力損失［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし，炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため，重要度が低いと考えられる。なお，圧力損失は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(24) 構造材との熱伝達［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＳＲＶを使用した原子炉の急速減圧あるいはＬＯＣＡ後の冷却材放出により原子炉が減圧され，構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし，崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって，構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお，構造材との熱伝達は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) 非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，ＥＣＣＳ又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって，ＥＣＣＳ（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。なお，ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(26) ほう酸水による拡散［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれもほう酸水による注入を考慮していないため，ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果［原子炉圧力容器］

評価する具体的な事故シーケンスは，いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが，事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。なお，三次元効果は原子炉圧力容器内挙動である原子炉圧力としてＳＡＦＥＲコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

表 2-2　炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類		物理現象 ＼ 事故シーケンス ＼ 評価指標	燃料被覆管の温度が高温となる事象 燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	L
	(2)	出力分布変化	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L
	(4)	制御棒反応度効果	L
	(5)	崩壊熱	H
	(6)	三次元効果	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	H※
	(9)	沸騰遷移	H※
	(10)	燃料被覆管酸化	M
	(11)	燃料被覆管変形	M
	(12)	三次元効果	L
炉心（熱流動）	(13)	沸騰・ボイド率変化	H※
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	H※
	(15)	気液熱非平衡	H※
	(16)	圧力損失	L
	(17)	三次元効果	H※
原子炉圧力容器（逃がし安全弁を含む）	(18)	冷却材流量変化	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	H※
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	M※
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	M※
	(22)	気液熱非平衡	I
	(23)	圧力損失	L
	(24)	構造材との熱伝達	L
	(25)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	H※
	(26)	ほう酸水による拡散	I
	(27)	三次元効果	L

※ ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ物理現象についての解析モデル，妥当性確認等についてはＳＡＦＥＲコードに記載する。

3. 解析モデルについて

3.1　コード概要

ＣＨＡＳＴＥコードは，燃料集合体軸方向の任意の一断面で燃料ペレット，燃料被覆管，チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは，燃料ペレットを半径方向に最大９ノードに分割し，燃料集合体内燃料棒を全て１本ごとに取り扱い，その熱的相互作用（輻射）も考慮している。また，ジルコニウムー水反応を Baker-Just の式によって計算し，表面の酸化量を求める。さらに，燃料棒内の圧力を計算することによって，燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し，破裂が起きた場合には，燃料被覆管の内面に対してもジルコニウムー水反応を考慮する。

炉心のヒートアップ解析には通常ＳＡＦＥＲコードが用いられるが，ＣＨＡＳＴＥコードは，燃料被覆管の温度が高温となり，より詳細な温度計算が必要な場合に用いられる。ＳＡＦＥＲコードでは燃料集合体内の燃料棒は平均出力燃料棒と高出力燃料棒の２種類しか取り扱わないが，ＣＨＡＳＴＥコードでは燃料棒やウォータロッドとチャンネルボックスの幾何学的配置（７×７，８×８，９×９格子配列に適用可能）を考慮しているため，燃料集合体内の全ての燃料棒を１本ごとに取り扱うことが可能であり，燃料棒間及び燃料棒ーチャンネルボックス間の詳細な輻射熱伝達計算を実施して，燃料棒１本ごとの温度評価が可能である。

本コードは燃料集合体の一断面での温度評価を行うコードのため，プラントの挙動はＳＡＦＥＲコードから境界条件として引き継ぐ。

本コードの入力は，燃料集合体及び炉心に関するデータ，過渡特性（原子炉出力の時間変化，原子炉圧力の時間変化，炉心露出時間及び再冠水時間，炉心スプレイ系による冷却開始時間，対流熱伝達係数変化等）がある。燃料被覆管温度は，ＳＡＦＥＲコードから引き継がれる対流熱伝達と

ＣＨＡＳＴＥコードにより計算される輻射熱伝達の合計の熱伝達係数に基づいて計算される。対流熱伝達係数変化等がＳＡＦＥＲコードから引き継がれて入力されることに伴い，ＳＡＦＥＲコードでのモデル及び解析条件の保守性が境界条件として引き継がれる。出力として，燃料被覆管最高温度，燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお，ＣＨＡＳＴＥコードは「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」で妥当性が認められているモデルを使用しており，ＢＷＲ型プラントのＥＣＣＳ性能評価解析（ＬＯＣＡ解析）に適用されている。

3.2　重要現象に対する解析モデル

2 章において重要現象に分類された物理現象（表 2-2 で「H」及び「M」に分類された物理現象）について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心 （核）	崩壊熱	崩壊熱モデル	
炉心 （燃料）	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐため対象外
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間，燃料棒－チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）※
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル	
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	

※ ＳＡＦＥＲコードでは，高出力燃料棒から平均出力燃料棒及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射熱伝達のみを評価している。

3.3　解析モデル[1][2]

ＣＨＡＳＴＥコードの主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1　計算モデル

3.3.1.1　ノード分割

ヒートアップ計算は，燃料集合体の軸方向の任意の一断面について行う。この断面はさらに，次のようにノード分割する。

(1) 燃料棒グループ

燃料棒は，１本ごとに取り扱う。燃料集合体断面における燃料棒及びウォータロッドを全て考慮し図 3-1 のように燃料棒グループに分けて取り扱う。９×９配列型燃料集合体の場合，対称性から 45 グループに分けることができる。

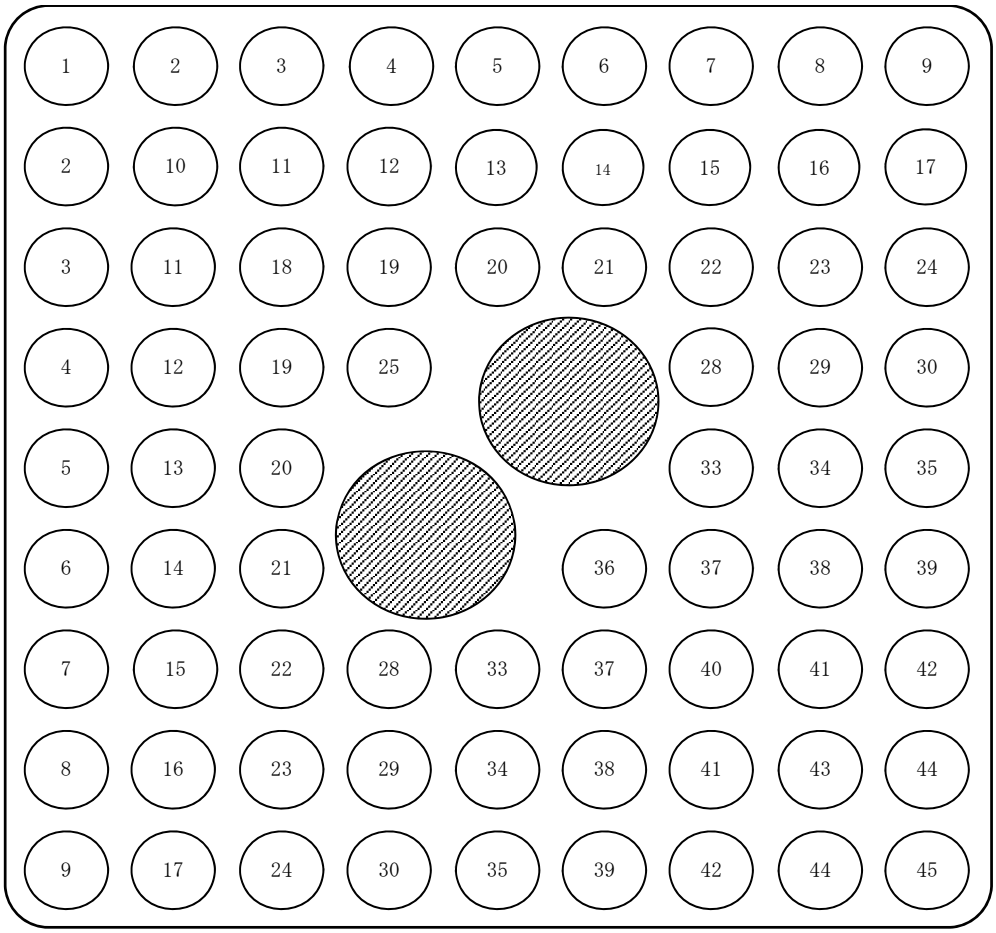


図 3-1　燃料集合体の燃料棒グループ分け
（９×９燃料（A型）の例，斜線はウォータロッド）

(2) 燃料ペレット

燃料棒は，燃料ペレットとジルカロイ製被覆管からなる。燃料ペレットは，ペレット中心とペレット表面を含め，半径方向に等間隔で最大９ノードに分け，温度分布，熱伝導を計算する。図 3-2 に燃料ペレットのノード分割を示す。

(3) 燃料被覆管

燃料被覆管は，図 3-2 のように，燃料被覆管の内表面と外表面の二つにノード分割する。燃料被覆管温度は，両表面温度の平均とする。なお，燃料被覆管は，酸化層及び非酸化層に区別して熱伝導を計算する。

(4) チャンネルボックス

チャンネルボックスは，図 3-2 のように，内表面と外表面の二つにノード分割する。

(5) ウォータロッド

ウォータロッドは，燃料被覆管と同様に内表面と外表面の二つにノード分割する。

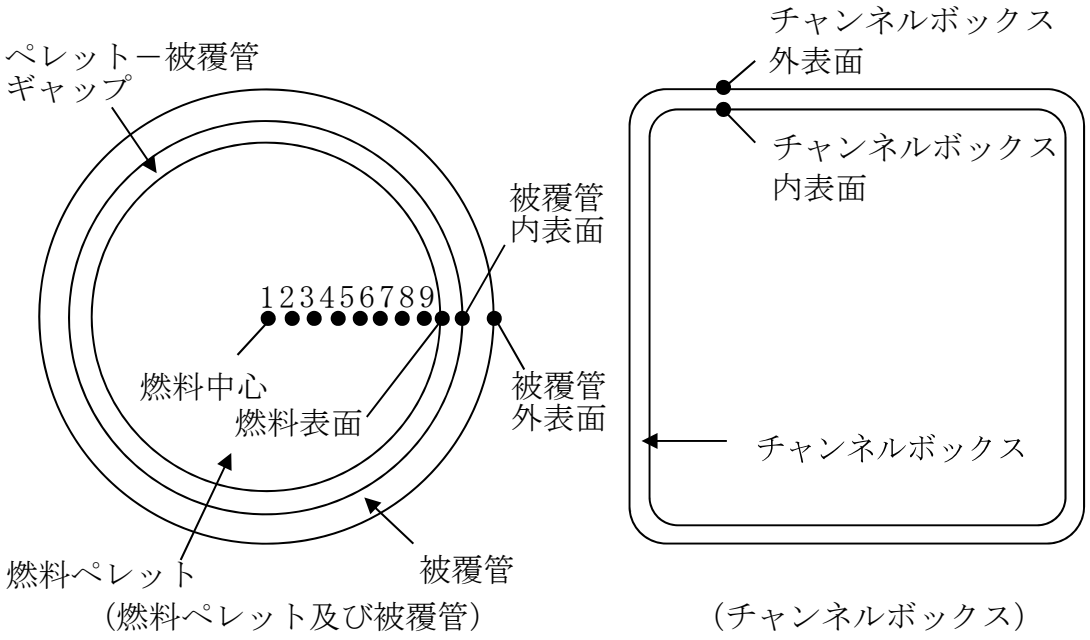


図 3-2　燃料棒及びチャンネルボックスのノード分割

3.3.1.2　熱伝導方程式

燃料棒内の温度分布の計算は，燃料ペレット，燃料被覆管及びチャンネルボックスの径方向に対して円筒一次元熱伝導方程式を用いる。ただし，これは径方向のみで，軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r}\left[k \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q \qquad (3.3.1.2\text{-}1)$$

ここで,

ρ　：　密度

C　：　比熱

T　：　温度

t　：　時間

r　：　半径方向距離

k　：　熱伝導率

Q　：　発熱量

この式はＳＡＦＥＲコードで用いられているものと同じである。

3.3.1.3　ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は，定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ，Ross and Stoute に基づくモデル[4]を用いて計算する。ギャップ熱伝達係数は次の３成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \qquad (3.3.1.3\text{-}1)$$

ここで，

h_g　：ギャップ熱伝達係数

h_s　：燃料と燃料被覆管の接触による熱伝達成分

h_f　：ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分

h_r　：燃料と燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は，燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver.1（以下「ＰＲＩＭＥ」という。）[5][6]から引き継ぐ。

(1) 固体接触による熱伝達成分（h_s）

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \cdot R_4} \qquad (3.3.1.3\text{-}2)$$

ここで，

P_c　：燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力

A_0　：定数

H_m　：燃料被覆管メイヤー硬さ

K_m　：燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

K_c ： 燃料被覆管熱伝導率

K_p ： 燃料ペレット熱伝導率

R_4 ： 表面粗さ係数

$$R_4 = \left(\frac{R_c^{\,2} + R_p^{\,2}}{2} \right)^{1/4}$$

R_c ： 燃料被覆管内表面粗さ

R_p ： 燃料ペレット表面粗さ

(2) ガスによる熱伝達成分（h_f）

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \qquad (3.3.1.3\text{-}3)$$

ここで,

K_f ： 混合ガスの熱伝導率

C ： 燃料ペレットー燃料被覆管接触圧に関する定数

R_c, R_p ： 燃料被覆管内表面粗さ及び燃料ペレット外表面粗さ

$(g_1 + g_2)$ ： 混合ガスの温度ジャンプ距離

R_{eff} ： 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

(3) 輻射による熱伝達成分（h_r）

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^{\,4} - T_c^{\,4})}{(\frac{1}{\varepsilon_c} + \frac{1}{\varepsilon_p} - 1)(T_p - T_c)} \qquad (3.3.1.3\text{-}4)$$

ここで,

σ　：Stefan-Boltzmann 定数

T_p　：燃料ペレット外表面温度

T_c　：燃料被覆管内表面温度

ε_c　：燃料被覆管表面の輻射率

ε_p　：燃料ペレット表面の輻射率

3.3.1.4　対流熱伝達

各燃料棒表面の対流熱伝達係数は，ＳＡＦＥＲコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

3.3.1.5　輻射熱伝達

輻射熱伝達モデルは，以下のような仮定としている。

① 輻射伝熱は，水平方向二次元体系として，物体間の輻射伝熱を評価する。

② 全ての物体の表面は灰色として，灰色体輻射係数を物体間の輻射率と形態係数から設定する。

③ 各物体の表面温度は一様とする。

④ 物体から他の物体への輻射，及び，物体から他の物体に反射する輻射熱は，水平方向二次元体系で等方的に反射される。

⑤ 輻射率は，燃料棒間又は燃料棒－チャンネルボックス間に対し，ジルコニウム合金の値を設定する。

⑥ 形態係数は，幾何形状配置における全ての燃料棒に着目し，近接する燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスに対して設定し，燃料棒の膨れが生じた場合には，形状の変化に応じて再設定される。

⑦ 部分長燃料棒は，部分長燃料棒の上部にも出力燃料棒※が存在すると

仮定することで，発熱体からの放射及び輻射熱の反射効果が大きくなり，除熱量が減少するため，輻射伝熱量は保守的に評価される。

⑧ 炉心スプレイ等の作動により，蒸気が存在する場合には，蒸気又は液滴による輻射熱の吸収は考慮しない。

※ 部分長燃料棒の上部の出力設定として，部分長燃料棒の有効発熱部上端を含む断面の出力分布を仮定する方法や，平均出力燃料棒の出力を仮定する方法がある。

(1) 輻射熱伝達係数

燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス間の輻射による熱伝達を次のように評価する。

物体 i から系内の全ての物体 j に対する等価輻射熱伝達係数は次式となる。

$$h_{r,i} = \frac{\sigma}{T_i - T_{sat}} \sum_{j=1}^{JMAX} F_{i-j} \left(T_i^{\,4} - T_j^{\,4} \right) \qquad (3.3.1.5\text{-}1)$$

ここで,

$h_{r,i}$	:	物体 i の等価輻射熱伝達係数
$JMAX$	:	系内の物体 j の数
F_{i-j}	:	物体 i から物体 j への灰色体輻射係数 （形態係数と輻射率から求まる）
σ	:	Stefan-Boltzmann 定数
T_i	:	物体 i の表面温度（絶対温度）
T_j	:	物体 j の表面温度（絶対温度）
T_{sat}	:	飽和温度（絶対温度）

(2) 灰色体輻射係数

(3.3.1.5-1) 式中の灰色体輻射係数の算出法を記載する。

物体 i からの輻射に起因して，物体 j に到達する輻射熱流束割合を H_{ij} とおく。物体 j での吸収される熱流束割合は $H_{ij}\varepsilon_j$，物体 j で反射される熱流束割合は $H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ である。

物体 i からの輻射に起因して，物体 j の単位面積から反射される熱流束割合を ${}_iR_j$ とおくと，${}_iR_j \equiv H_{ij}(1-\varepsilon_j)$ より以下のように表される。

$$H_{ij} = \frac{{}_iR_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}2)$$

ここで，輻射率と吸収率は同一であるため，物体 i からの輻射に起因して，物体 j で吸収される熱流束割合は (3.3.1.5-2) より以下のように表される。

$$H_{ij}\varepsilon_j = {}_iR_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}3)$$

灰色体輻射係数 F_{i-j} は，物体 i からの輻射熱流束が物体 j で吸収される割合であり，(3.3.1.5-3) 式より次式が成立する。

$$A_iF_{i-j} = {}_iR_jA_j \frac{\varepsilon_j}{1-\varepsilon_j} \qquad (3.3.1.5\text{-}4)$$

ここで，

A_i : 物体 i の表面積

A_j : 物体 j の表面積

${}_iR_j$: 物体 i からの輻射に起因して，物体 j の単位面積から反射される熱流束割合

ε_j : 物体 j の輻射率
（燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態の輻射率として 0.67，水膜で濡れた状態の輻射率として 0.96 を用いる。添付２に輻射率の妥当性を示す。）

F_{i-j}　　：　物体iから物体jへの灰色体輻射係数
（形態係数と輻射率から求まる）

${}_iR_j$が決まれば，物体iから物体jへの灰色体輻射係数F_{i-j}が求まる。${}_iR_j$は物体iから直接物体jに到達する輻射，及び，物体iから他の物体で反射して物体jに到達する輻射を考慮して，熱バランスから次のように求められる。

$$\{{}_iR\} = -\varepsilon_i [K']^{-1} \{f_i\} \qquad (3.3.1.5\text{-}5)$$

Ｎ個の物体についての表面積，輻射率及びＮ×Ｎ個の形態係数がわかれば，Ｎ個の行列方程式を解くことにより，全てのiとjについて，輻射による熱流束割合${}_iR_j$が求まる。そして，灰色体輻射係数は（3.3.1.5-4）式から求めることができる。

ここで，

$$\{{}_iR\} \equiv \begin{Bmatrix} {}_iR_1 \\ {}_iR_2 \\ {}_iR_3 \\ \vdots \\ \vdots \\ {}_iR_N \end{Bmatrix} \quad , \qquad \{f_i\} \equiv \begin{Bmatrix} f_{i1} \\ f_{i2} \\ f_{i3} \\ \vdots \\ \vdots \\ f_{iN} \end{Bmatrix}$$

$$K' = \begin{bmatrix} (f_{11}-\rho_1) & f_{12} & f_{13} & \cdots\cdots\cdots\cdots & f_{1N} \\ f_{12} & (f_{22}-\rho_2) & f_{23} & \cdots\cdots\cdots\cdots & f_{2N} \\ f_{13} & f_{23} & (f_{33}-\rho_3) & \cdots\cdots\cdots\cdots & f_{3N} \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & & \vdots \\ f_{1N} & f_{2N} & f_{3N} & \cdots\cdots\cdots\cdots & (f_{NN}-\rho_N) \end{bmatrix}$$

$$\rho_i \equiv 1/(1-\varepsilon_i)$$

f_{ij}　　：　物体iから物体jへの形態係数

(3) 形態係数

形態係数の計算は，燃料集合体の燃料棒配列に基づき四つのグループに分類して行う。図 3-3 に形態係数計算体系を示す。

ａ．第１近接（隣接）燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と②の関係であり，燃料棒間に障害となる他の燃料棒はない。対象となる燃料棒は着目燃料棒の位置により異なるが，最大４本である。

ｂ．第２近接燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と③の関係であり，燃料棒間には障害となる燃料棒が２本（第１近接燃料棒②と⑤）存在する。対象となる燃料棒は最大４本である。

ｃ．第３近接燃料棒

図 3-3 における燃料棒①と④の関係であり，燃料棒間には障害となる燃料棒が２本（第１近接燃料棒⑤と第２近接燃料棒③）存在する。対象となる燃料棒は最大８本である。

ｄ．チャンネルボックス

チャンネルボックスは，４本の第１近接（隣接）燃料棒，４本の第２近接燃料棒及び８本の第３近接燃料棒が全て揃わない位置の燃料棒との関係になる。チャンネルボックスは１ノードとして扱い，自身への形態係数も含める。

ｅ．ウォータロッド

ウォータロッドは，燃料棒と同様に形態係数を求める。太径ウォータロッドについても，その座標及び径から形態係数が求められる。

ｆ．部分長燃料棒

輻射伝熱の観点からは，稠密体系の方が燃料被覆管温度を高めに評価するため，部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定する。

着目燃料棒と第１近接燃料棒及び第２近接燃料棒間の形態係数は，円筒形のピンの形態係数を計算するＶＩＥＷＰＩＮコード[7]のモデルを使用して計算する。また，着目燃料棒と第３近接燃料棒又はチャンネルボックス間の形態係数は，着目燃料棒の形態係数の総和が1.0となることから逆算して求められる。

以上から，ＣＨＡＳＴＥコードの輻射熱伝達モデルは，有効性評価解析で必要となる燃料集合体断面の幾何学的配置を考慮した，燃料被覆管，チャンネルボックスのより詳細な温度評価が可能であり，燃料棒の膨れによる変形も考慮することができる。したがって，有効性評価解析に適用可能なものであると考えている。

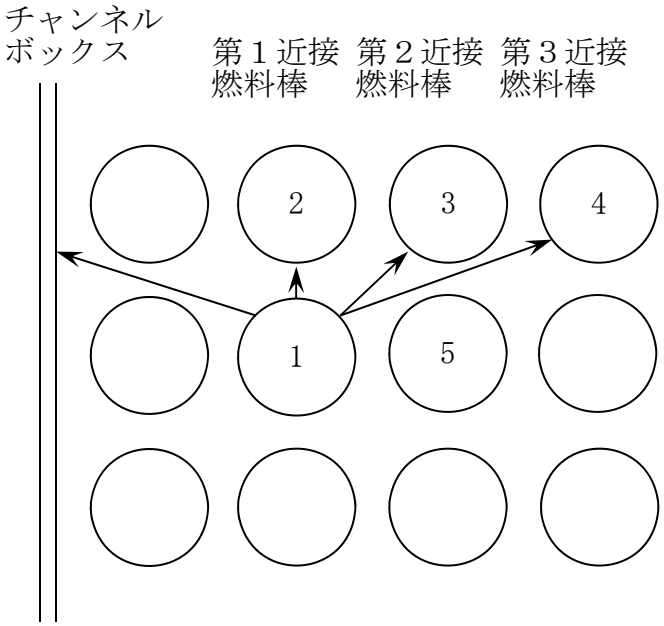


図 3-3　ＣＨＡＳＴＥコードの輻射熱伝達計算における形態係数計算体系

3.3.1.6　熱源

燃料内での熱発生量は，崩壊熱の時間変化により変わり，次式で与えられる。

$$\dot{Q} = V_f P_0 F_f \left(\dot{Q} / \dot{Q}_0 \right) \qquad (3.3.1.6\text{-}1)$$

ここで，

$\dot{Q}$　：　燃料の崩壊熱

V_f　：　燃料ノードの体積

P_0　：　燃料棒線出力密度

F_f　：　出力ピーキング

$\dot{Q}/\dot{Q}_0$　：　規格化した崩壊熱

なお，上式の規格化した崩壊熱は，核分裂による発生熱，核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱を含み，初期出力に対する割合を時間の関数として入力する。

有効性評価では，核分裂による出力変化はＲＥＤＹ等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化，崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979[3] に基づく計算結果を使用する。

3.3.1.7　ジルコニウムー水反応

燃料被覆管温度が高くなると，ジルコニウムー水反応による発熱が顕著になるが，これによる発熱量及び酸化量は，以下のBaker-Justの式[8] により計算する。この場合，燃料被覆管の温度上昇に伴う膨れを計算し，燃料被覆管に破裂が発生する場合は，その時点以降，燃料被覆管の外面だけでなく内面においてもジルコニウムー水反応が生じるものとし，Baker-Just

の式を適用する。

(1) 酸化割合

ジルコニウムー水反応は，蒸気の供給不足により制限されることがないものと仮定する。燃料被覆管の酸化厚さの割合は，次式で計算する。

$$\dot{th}_{ox} = \frac{R_1}{th_{ox}} \exp\left(-\frac{R_2}{T_R}\right) \qquad (3.3.1.7\text{-}1)$$

ここで,

$\dot{th}_{ox}$: 酸化厚さの割合

th_{ox} : 酸化厚さ

T_R : 燃料被覆管温度

R_1, R_2 : Baker-Just の式に基づく定数

(2) 発熱割合

ジルコニウムー水反応による反応熱は水や蒸気が持続的に供給され得ると仮定する。この二つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。

$$Zr + 2H_2O \rightarrow ZrO_2 + 2H_2 + \Delta H$$

ここで，ΔH は反応熱であり，燃料被覆管温度の関数として次式で表わされる。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \qquad (3.3.1.7\text{-}2)$$

ここで,

R_3, R_4 : Baker-Just の式に基づく定数

T : 燃料被覆管温度

発熱割合は，反応熱と燃料被覆管酸化量割合の積であり，燃料被覆管酸化量割合は燃料被覆管の密度，表面積及び酸化厚さ割合の積である。

したがって，発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{zr} = \Delta H \cdot \rho_{zr} \cdot A \cdot \dot{th}_{ox} \qquad (3.3.1.7\text{-}3)$$

ここで,

$\dot{Q}_R$ ： 発熱割合

ΔH ： 反応熱

$\dot{M}_{zr}$ ： 燃料被覆管酸化量割合

ρ_{Zr} ： 燃料被覆管密度

A ： 燃料被覆管表面積

$\dot{th}_{ox}$ ： 酸化厚さ割合

3.3.1.8　燃料被覆管の膨れ，破裂

ＣＨＡＳＴＥコードは，過渡時の燃料被覆管の膨れ，破裂を考慮している。燃料被覆管の膨れは，燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し，燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め，燃料被覆管の歪量をこの周方向応力に基づき求めている。また，燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力の限界曲線に基づいて判定する。

(1) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は，燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして，温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \qquad (3.3.1.8\text{-}1)$$

ここで,

P_g : 燃料棒内圧

V_F : 燃料棒ギャップ体積

V_P : 燃料棒プレナム体積

T_F : 燃料棒ギャップ温度

T_P : 燃料棒プレナム温度

N : 燃料棒内ガスのモル数

R : 気体定数

(2) 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力は，燃料棒内外圧差より次式で計算する。ここで，冷却材圧力はＳＡＦＥＲコードの解析結果から時間の関数として引き継いで用いる。

$$\sigma = \frac{Di}{2t}\left(P_g - P\right) \qquad (3.3.1.8\text{-}2)$$

ここで,

σ : 周方向応力

Di : 燃料被覆管内径

t : 燃料被覆管肉厚

P_g : 燃料棒内圧

P : 冷却材圧力

(3) 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪は，弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}\left(1-\frac{\nu}{2}\right) \qquad (3.3.1.8\text{-}3)$$

ここで,

ε : 燃料被覆管の歪

σ : 燃料被覆管の周方向応力

E : ヤング率

ν : ポアソン比

また，塑性変形は，Hardy 等の実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。図 3-4 に破裂前の燃料被覆管の歪を温度（破裂温度－燃料被覆管温度）の関数として示す。図中の実線より，燃料被覆管温度での歪量が求まる。

(4) 燃料被覆管の破裂

燃料被覆管の破裂は，燃料被覆管の温度が上昇して燃料被覆管の内圧による周方向応力がその温度における引張り強さを超えた時点で発生する。図 3-5 に燃料被覆管に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管周方向応力の関係を示す。燃料被覆管の破裂は，実験データのベストフィット曲線に基づいて判定する。

破裂後の最終的な変形量は，破裂以前の燃料棒内外圧差によって異なる。したがって，実験データを燃料被覆管の周方向応力で整理することにより以下の値としている。

低応力領域（$\sigma \leq 1500\,psi$）；　　$E_L = 0.23$　（内側燃料棒）

$E_L = 0.16$　（外側燃料棒）

高応力領域（$\sigma > 1500\,psi$）；　　$E_L = 0.15$　（内側燃料棒）

$E_L = 0.11$　（外側燃料棒）

ここで，σは燃料被覆管の周方向応力，E_Lは半径方向の歪量を初期の半径で割ったものである。

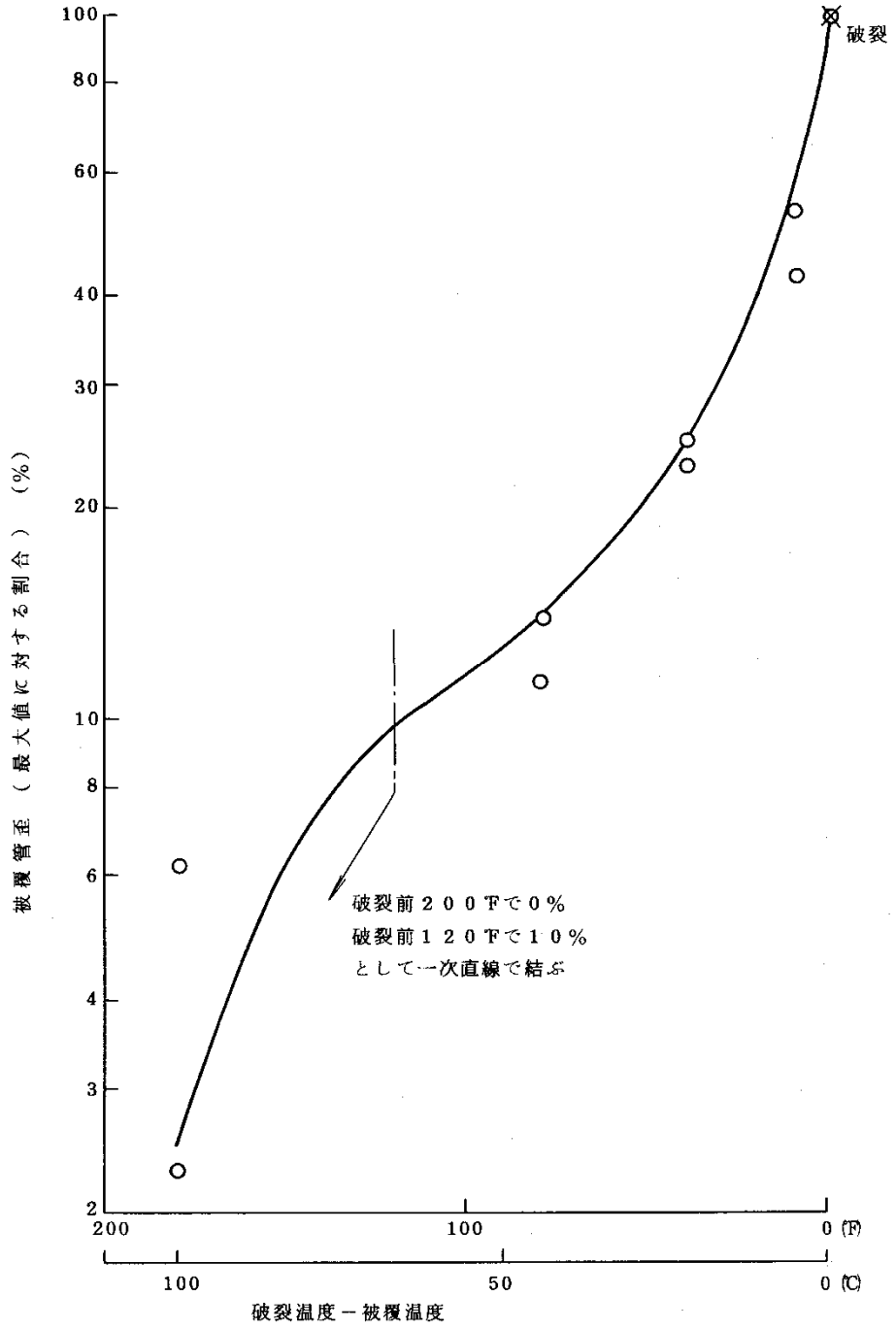


図 3-4　塑性変形量と破裂前の燃料被覆管温度の関係

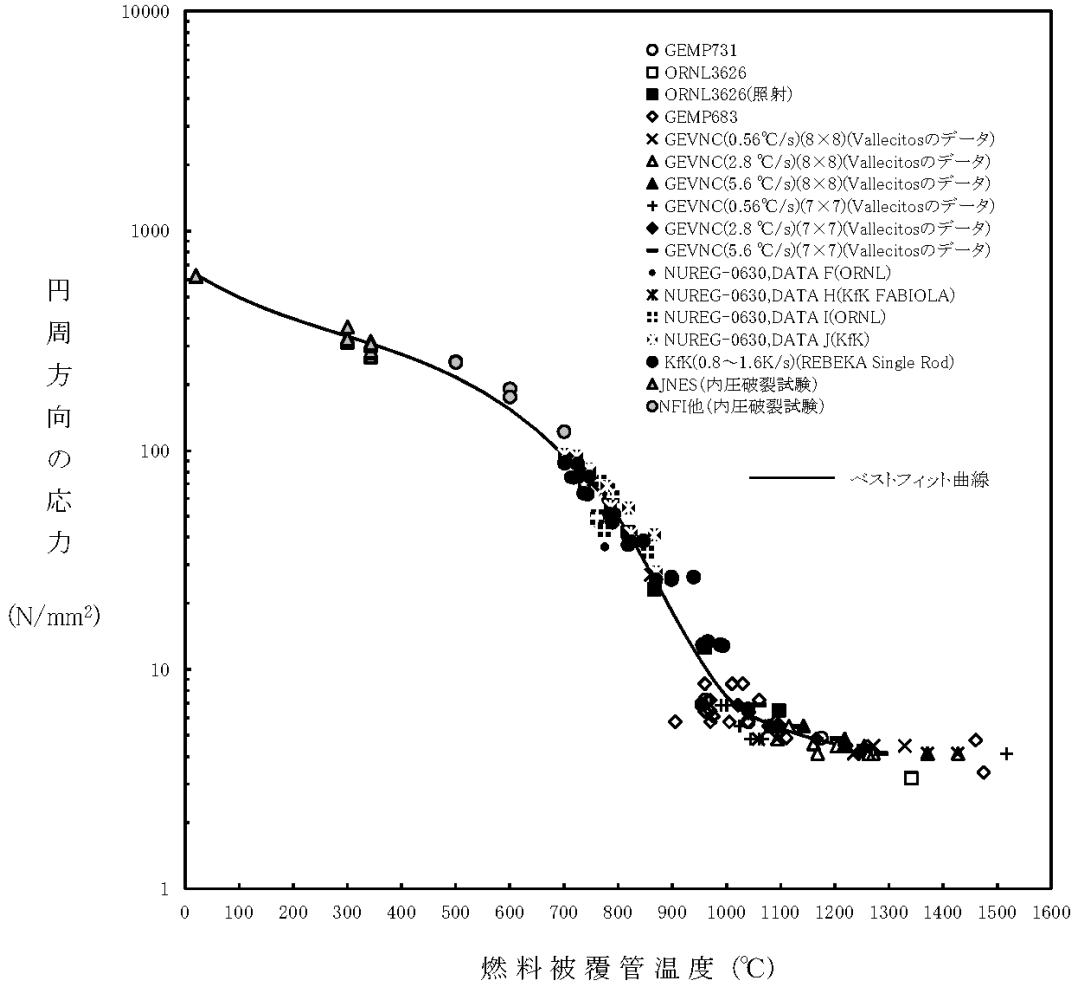


図 3-5　燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と
燃料被覆管応力の関係

表 3-2　ＣＨＡＳＴＥコードの計算モデル一覧

項　目		計算モデル
ノード分割	燃料集合体	軸方向の任意の一断面の燃料棒，ウォータロッド及びチャンネルボックスを模擬し，燃料棒を全て１本ごとに取り扱う（図 3-1）
	燃料棒	燃料ペレットを半径方向に最大９ノードに分割（図 3-2） 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し，円筒一次元熱伝導方程式を用いる
熱伝達モデル	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる なお，ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コードＰＲＩＭＥから引き継ぐ
	対流熱伝達	ＳＡＦＥＲコードの解析結果から時間の関数として引き継ぐ
	輻射熱伝達	解析対象の評価位置断面が露出した以降は，燃料棒間及び燃料棒－チャンネルボックス壁間の輻射熱伝達を考慮
その他	熱源	核分裂による発生熱，崩壊熱及びジルコニウム－水反応による発熱を考慮 燃料棒出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した燃料棒出力時間変化データを入力
	ジルコニウム－水反応	Baker-Just の式
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し，破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する（図 3-5）

3.4　入出力

ＣＨＡＳＴＥコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。ＣＨＡＳＴＥコードのインプットデータは以下のとおり構成される。ＣＨＡＳＴＥコードのインプットデータの元となる燃料データ，過渡特性を整理した解析条件を添付１に示す。

① 燃料データ（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，局所出力及び燃焼度分布，断面平均燃焼度，物性）

② 過渡特性（原子炉出力，原子炉圧力及び燃料被覆管表面対流熱伝達係数の時間変化，炉心露出及び再冠水時間）

上記をインプットデータとして，炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

① 燃料被覆管温度

② ジルコニウムー水反応量（燃料被覆管酸化割合）

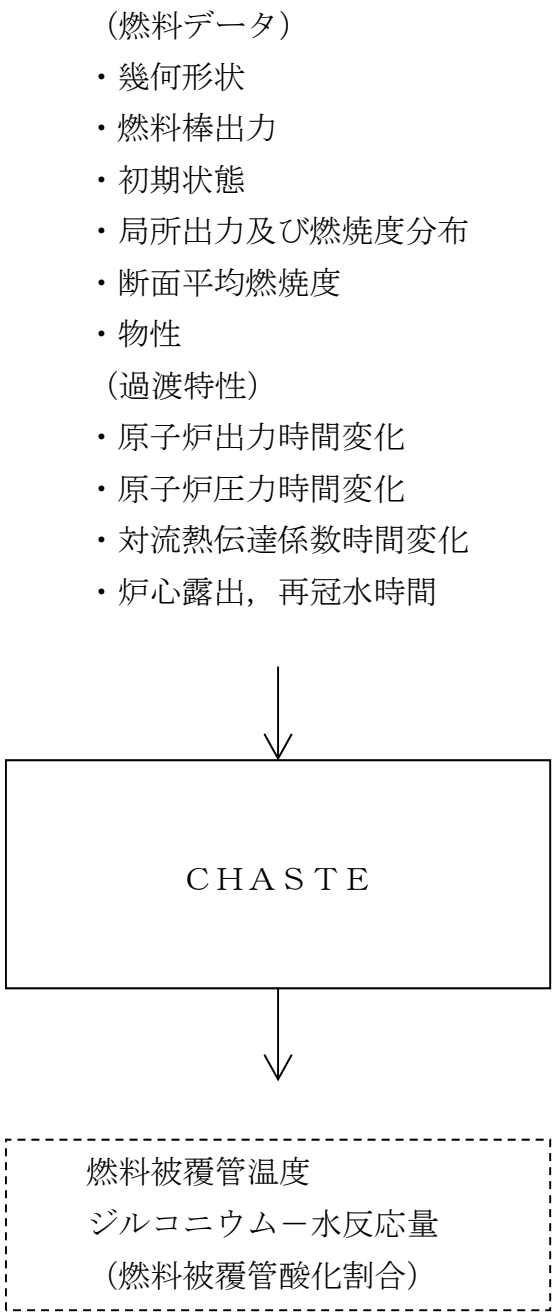


図 3-6　ＣＨＡＳＴＥコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1　重要現象に対する妥当性確認方法

ＣＨＡＳＴＥコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 以降に示すが，それらの要約を 4.1.1，4.1.2 及び 4.1.3 に示す。

ＣＨＡＳＴＥコードは，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬したＥＣＣＳ冷却実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性が確認されている。

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は，信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため，ＣＨＡＳＴＥコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達については，対流熱伝達はＳＡＦＥＲコードの解析結果より引き継いでおり，ＬＯＣＡを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とＳＡＦＥＲコードによる実験解析結果を比較することにより，ＳＡＦＥＲコードの熱伝達モデルの妥当性を確認していることから，ＣＨＡＳＴＥコードにおける燃料棒表面熱伝達のうち対流熱伝達の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管酸化については，3.3.1.7 に記載したとおり，蒸気供給制限がなく，反応温度まで上げるためのエネルギはないものと仮定し，反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため，ＣＨＡＳＴＥコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については，3.3.1.8 に記載したとおり，燃料被覆管の歪量を計算し，燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値とよく一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用していることから，ＣＨＡＳＴＥコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

以上から，重要現象に対する妥当性確認については，ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬したＥＣＣＳ冷却実験結果と実験解析結果との比較において，燃料被覆管温度に着目してＣＨＡＳＴＥコードの妥当性を確認する。

4.1.1　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析

米国ＡＥＣ（現ＮＲＣ）の出資のもとに行われたＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験により，ＢＷＲのＬＯＣＡ時のＥＣＣＳによる炉心冷却メカニズムの解明と燃料被覆管温度を予測する炉心ヒートアップモデルの妥当性確認が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

4.1.2　炉心冷却実験解析

ＧＥ社による炉心スプレイ冷却と炉心再冠水冷却実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行い，実験解析の大部分の結果が実験結果を上回ることが確認された。また，実験と解析結果の主要な差は，実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

4.1.3　スプレイ冷却特性実験解析

実機９×９燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体実験装置を用いたスプレイ冷却特性実験に基づき，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認

が行われた。その結果，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル		BWR－FLECHT 実験解析	炉心冷却実験解析	スプレイ冷却特性 実験解析	BWRのLOCA 模擬試験
炉心（核）	崩壊熱※1	崩壊熱モデル		－	－	－	－
炉心（燃料）	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル※1	ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐ	－	－	－	－※2
		輻射熱伝達モデル	燃料棒間，燃料棒－チャンネルボックス間の輻射熱伝達評価モデル（燃料被覆管の変形も考慮）	表 4-2 図 4-4 図 4-5 図 4-6	表 4-3 表 4-4 図 4-9	図 4-14 図 4-15	－
	燃料被覆管酸化※1	ジルコニウム－水反応モデル		－	－	－	－
	燃料被覆管変形※1	膨れ・破裂評価モデル		－	－	－	－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル		－	－	－	－※2
	気液熱非平衡	対流熱伝達モデル※1	ＳＡＦＥＲコードの解析結果を引き継ぐ	－	－	－	－※2
原子炉圧力容器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル		－	－	－	－※2
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対向流	二相流体の流動モデル		－	－	－	－※2
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル		－	－	－	－※2

※1　4.1に記載の理由により，妥当性確認が不要である重要現象

※2　ＳＡＦＥＲコードの評価範囲による物理現象であり，ＳＡＦＥＲコードに記載する。

4.2　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析[9]

(1) 概要

米国ＡＥＣ（現在のＮＲＣ）の出資のもとにＧＥ社が行った実験であり，ＢＷＲ実機の７×７燃料集合体１体を実寸大で模擬し，ジルカロイ被覆管を用いた５種類の集合体とステンレス製被覆管を用いた５種類の集合体を電気加熱して，ＢＷＲのＬＯＣＡ時の条件を模擬した実験及び定常実験を約 150 ケース行った。実験は，集合体上部からのスプレイ冷却実験，集合体下部からの冷却材流入による再冠水冷却実験及び両者を模擬した実験の３種類が行われた。図 4-1 に実験装置を示す。

本実験から，ＢＷＲのＬＯＣＡ時のＥＣＣＳ作動期間中の熱伝達メカニズムの解明と被覆管温度を適切に予測可能な炉心ヒートアップ計算モデルを開発した。また，モデルの妥当性確認も行われ，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(BWR-FLECHT : The Boiling Water Reactor Full Length Emergency Cooling Heat Transfer test program)

(2) 実験条件

ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験の主要な条件を以下に示す。

①	冷却モード	上部スプレイ，再冠水，スプレイと再冠水
②	模擬燃料集合体形状	実機ＢＷＲの実寸大７×７型
③	模擬燃料被覆管材質	ステンレス鋼，ジルカロイ-２
④	冷却材流量	集合体当たりスプレイ流量：2.45～5.0 gpm
		冠水速度：１～６ inch/s
		スプレイと冠水：3.25 gpm, 6.0 inch/s

⑤ 冷却開始時の被覆管温度　875～2250° F（約 468～1232℃）

⑥ 集合体出力　　100～325 kW

⑦ 被覆管最高温度　　1300～2700° F（約 704～1482℃）

⑧ 模擬燃料棒内ガス圧力　　加圧なし

⑨ 系統圧力　　15～300 psia

なお，ジルカロイ被覆管の集合体は，４種類の集合体がスプレイ冷却の条件下で実験され，ステンレス鋼被覆管の集合体はスプレイ及び再冠水冷却の条件下で実験された。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルによる解析は，ジルカロイ被覆管を用いたスプレイ冷却実験３ケースについて実施している。実験解析の例として，表 4-2 に集合体（Zr2K）を使用した実験結果（最高温度及び発生時間）と解析結果の比較を示す。炉心ヒートアップ計算モデルは，ジルコニウムー水反応量（被覆管の酸化量）計算として Baker-Just の式が組み込まれているが，ＦＬＥＣＨＴ実験から，Baker-Just の式で計算される酸化量は，実験値の約２倍大きい値となることが分かった。したがって，実験解析では許認可解析用の計算条件（100%MWR）の他に，ジルコニウムー水反応量を 1/2 としたケース（50%MWR）についても解析している。

なお，集合体の模擬燃料棒配置は図 4-2 に示すとおりであり，グループ５の 20 本及びグループ 18 の９本は温度計測のない模擬燃料棒である。また，グループ 19 は熱電対の故障がある。また，図 4-3 に局所出力分布を示す。

図 4-2 に示した集合体の燃料棒配置における代表的な燃料棒グループについて，スプレイ冷却開始後の被覆管温度変化を図 4-4，図 4-5 及び図 4-6 に

示す。図中の○印が実験結果，破線が炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値である。

・図 4-4 に集合体内の最外周（チャンネルボックスに接する，ロッド２）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時で約 90° F（約 50℃），50%MWR 時で約 60° F（約 33℃）高くなる。本燃料棒は，局所出力分布では，以下のロッド 30 及び 31 よりも大きな出力ピーキングを有しているが最高温度は低くなっている。これは，本燃料棒が最外周でチャンネルボックスに隣接し，内側の燃料棒よりも冷却が促進されていることによると考えられる。（なお，時刻５分以降の実験結果については，ヒーター又は熱電対の不良によるとして記載されていない）

・図 4-5 に集合体内の最外周から２列目（ロッド 30）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時は約 90° F（約 50℃），50%MWR 時は 50° F（約 28℃）高くなる。

・図 4-6 に集合体内の最外周から３列目（ロッド 31）に位置する模擬燃料棒の温度変化を示す。炉心ヒートアップ計算モデルによる予測値は，実験結果に比べて 100%MWR 時は約 200° F（約 111℃），50%MWR 時は 150° F（約 83℃）高くなる。本燃料棒はロッド 30 と同様に内側の燃料棒である。実験結果で最高温度がロッド 30 より低くなっているのは，局所出力分布の違いによると考えられる。（なお，時刻７分以降の実験データの変動は，模擬燃料棒のヒーターの故障に起因するものである。しかし，すでに温度が低下した後であり最高温度の妥当性確認結果には影響ないものである）

表 4-2　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験結果（Zr2K バンドル，スプレイ冷却実験）

Rod	Maximum Temperature (°F)					Time of Maximum Temperature (min)				
	Observed	Predicted MWR		Error[1] MWR		Observed	Predicted MWR		Error[2] MWR	
		50%	100%	50%	100%		50%	100%	50%	100%
1	1780	1810	1830	+30	+50	3.5	2.8	3.0	−0.7	−0.5
2	1830	1890	1920	+60	+90	4.2	3.0	3.0	−1.2	−1.2
3	1700	1890	1930	+190	+230	0.3	3.0	3.0	+2.7	+2.7
4	1740[3]	1910	1940	+170	+200	1.2[3]	3.5	3.8	+2.3	+2.6
9	1990	2030	2060	+40	+70	3.8	3.0	3.0	−0.8	−0.8
10 (4.5)[4]	1940	2040	2070	+100	+130	4.0	3.0	3.5	−1.0	−0.5
23	2180[3]	2070	2120	−110	−60	3.4	3.5	4.0	+0.1	+0.6
30	2010	2060	2100	+50	+90	3.4	4.0	4.0	+0.6	+0.6
17	2180[3]	2120	2180	−60	~0	7.0	4.0	4.0	−3.0	−3.0
24	2240[3]	2130[5]	2170[5]	−110	−70	5.1	4.0	4.0	−1.1	−1.1
31	1930	2080	2130	+150	+200	3.7	4.0	4.0	+0.3	+0.3
18(4.5)[4]	2060	2120	2160	+60	+100	7.2	3.8	4.0	−3.4	−3.2
26(5.5)[4]	1920	2060	2110	+140	+190	8.1	3.8	4.0	−4.3	−4.1
32(5.5)[4]	1970	1950	2010	−20	+40	8.3	3.8	4.0	−4.5	−4.3

NOTES

1 Maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates overprediction of maximum temperature.

2 Time of maximum temperature error = predicted minus observed.
Thus, + indicates maximum predicted temperature occurred later than the data indicated.

3 Erratic thermocouple.

4 Observed temperatures are from thermocouples at elevations noted.

5 A current increase may have increased the local power at the midplane of rod 24.
Calculations which include such a local power increase result in maximum temperature predicting approximately 100°F higher than those shown here.

注記

１．最高温度偏差：予測値－実験値
　ここで＋は最高温度の過大評価を示す。
２．最高温度発生時間：予測値－実験値
　ここで＋は最高温度の発生時間予測値が実験値より遅いことを示す。
３．熱電対異常
４．（ ）内は６ft 以外の熱電対の位置を示す。
５．電流増加によりロッドNo. 24 の中間面での局所出力が増加していたと考えられる。局所的出力増加を含む計算では，最高温度でここで示す値よりも約 100° F 高く予測する。

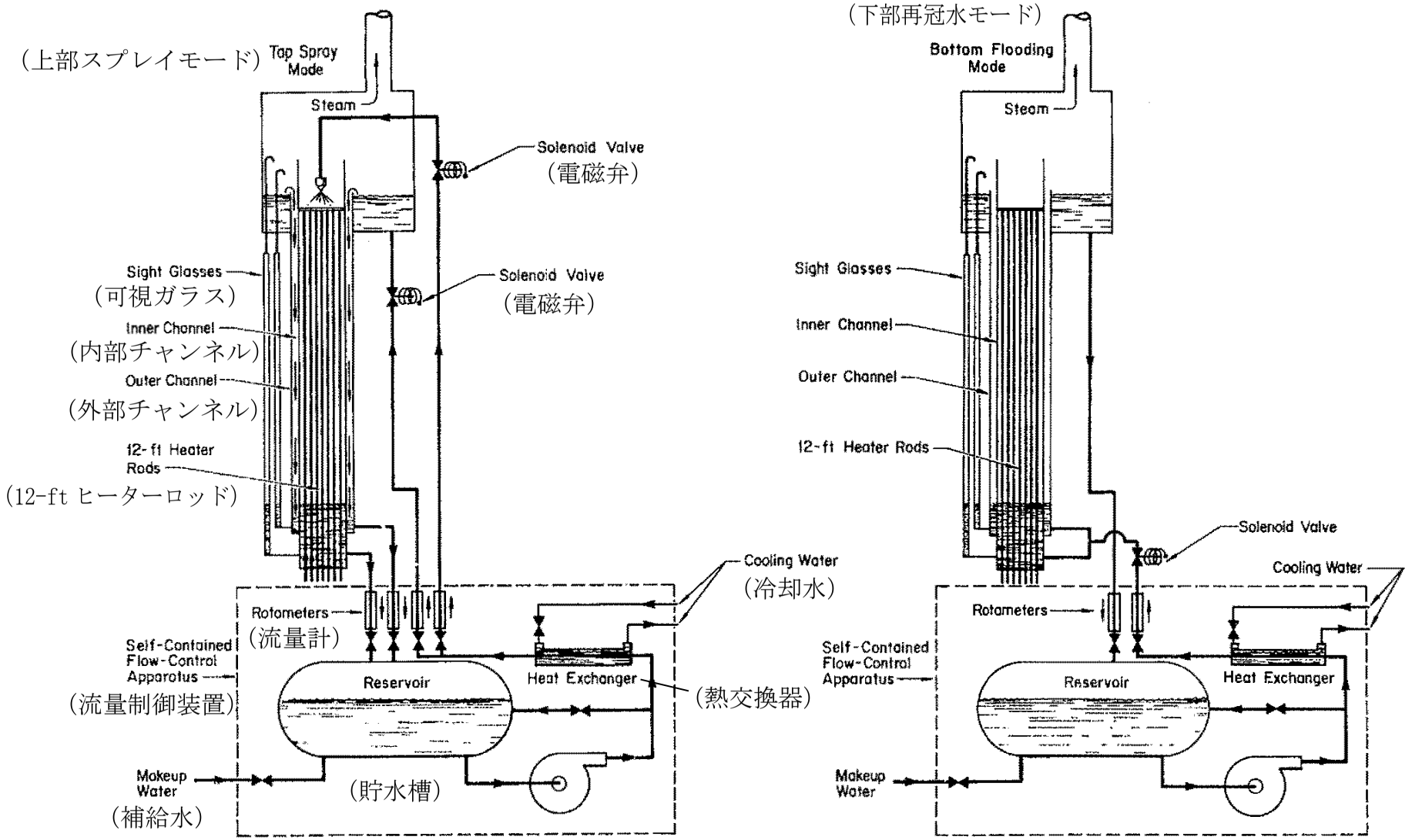


図 4-1　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験装置

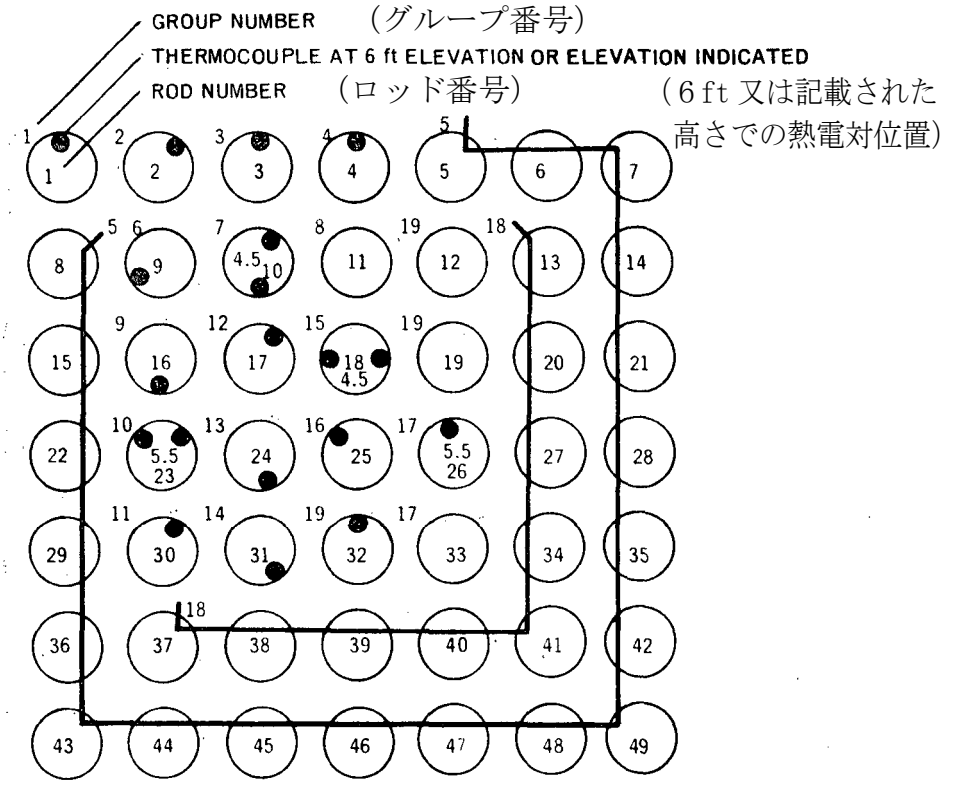


図 4-2　ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験，Zr2K バンドル配置

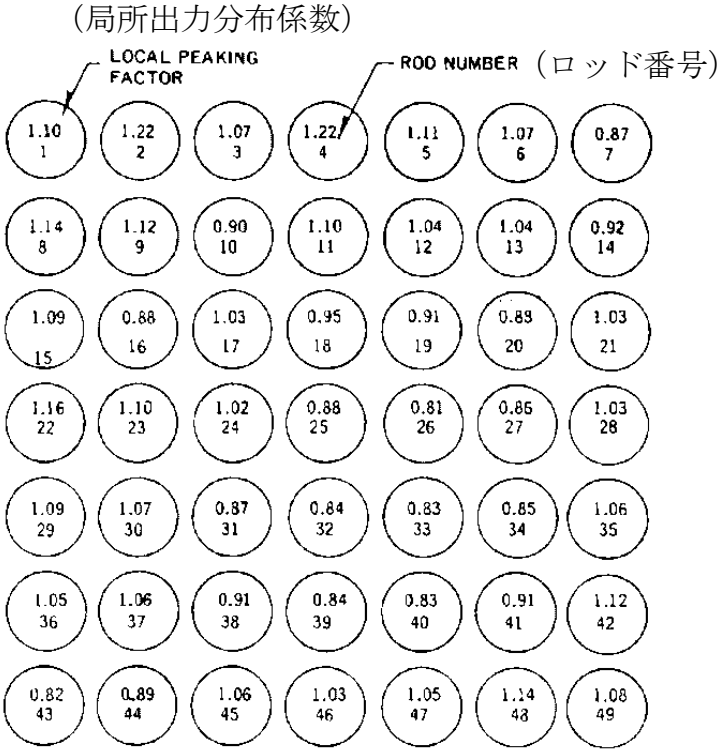


図 4-3　局所出力分布

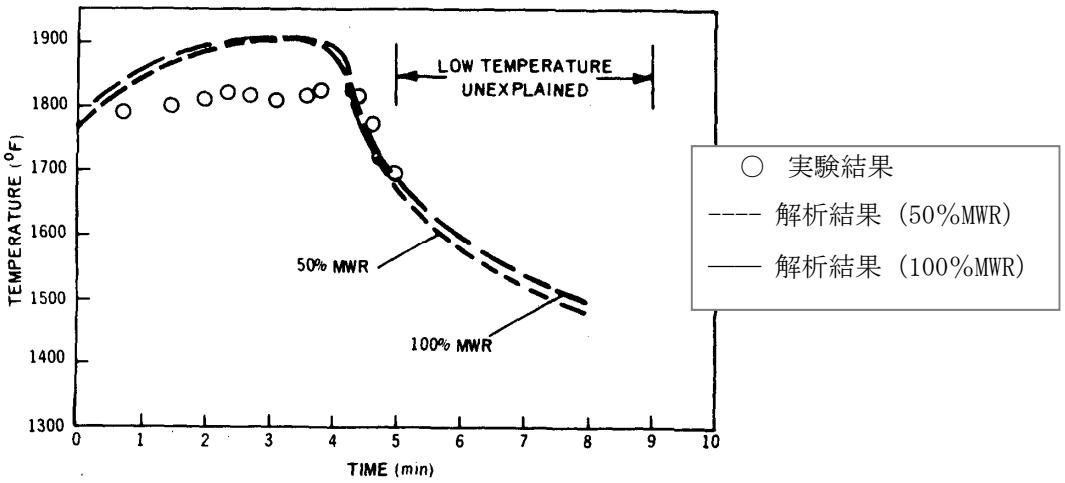


図 4-4 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド２）

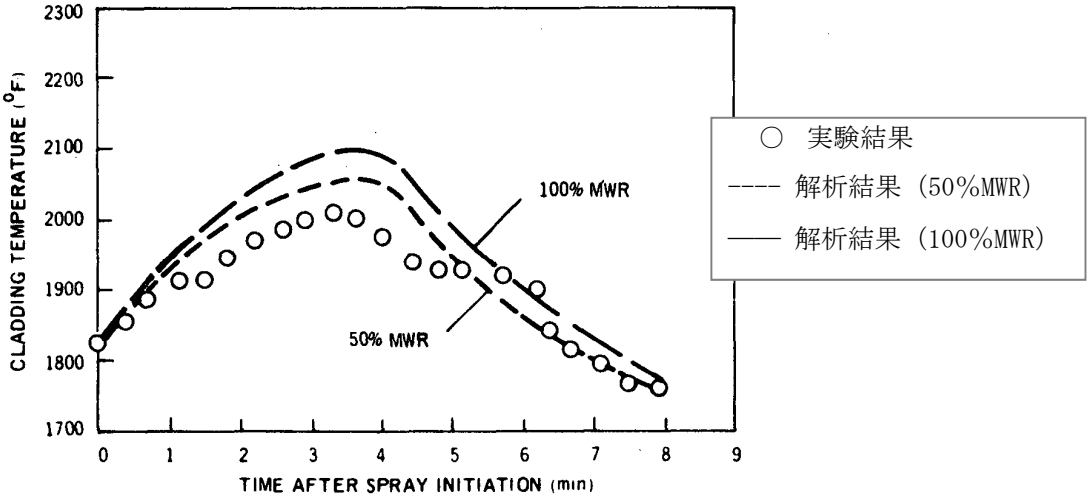


図 4-5 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド 30）

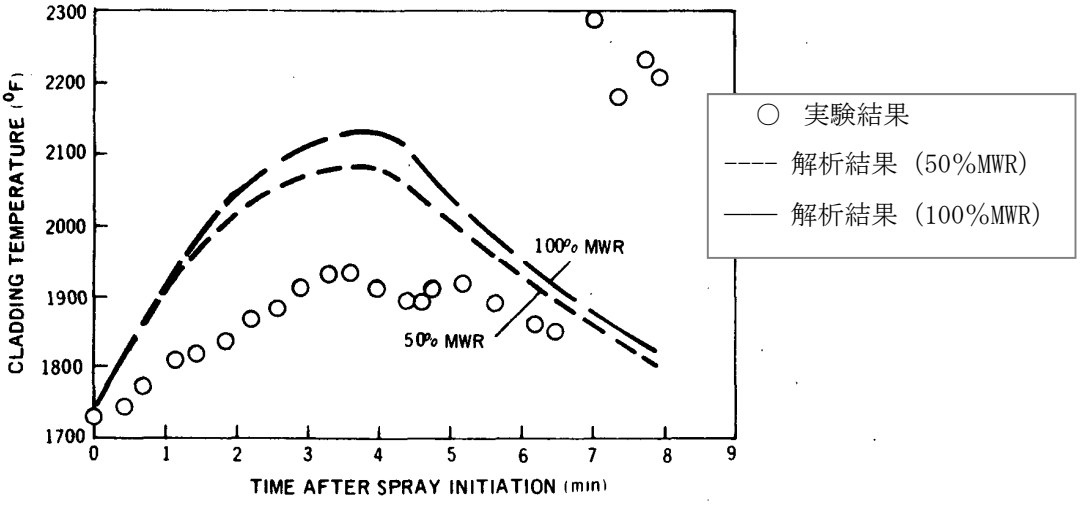


図 4-6 ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験解析結果（Zr2K バンドル，ロッド 31）

4.3　炉心冷却実験解析

4.3.1　８×８燃料集合体の炉心スプレイと冠水の冷却効果確認実験[10]

(1) 概要

８×８燃料集合体のＬＯＣＡ時炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認するため，ＢＷＲ実機の８×８燃料集合体１体を実寸大で模擬した電気加熱，ステンレス鋼被覆管による実験装置を用いたＥＣＣＳによる炉心冷却実験である。図 4-7 に実験装置を示す。

本実験では，炉心スプレイによる冷却効果及び炉心スプレイの集合体下部からの冷却材流入（再冠水）効果を確認し，スプレイ流量，冠水速度及び再冠水開始時間をパラメータとした実験を行い，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認を行っている。計算モデルによる実験解析の結果は，実験の被覆管最高温度と比較して，－30° F から＋100° F（－17℃から＋56℃）の範囲に入っていることを確認した。

(2) 実験条件

実機ＢＷＲの燃料集合体出力及びスプレイ流量等を仮定し，炉心スプレイ作動開始から再冠水までの期間の被覆管温度を計測した。主な実験条件は下記である。

① 冷却モード	上部スプレイ，スプレイと再冠水
② 模擬燃料集合体形状	実機ＢＷＲの実寸大８×８型
③ 模擬燃料被覆管材質	ステンレス鋼
④ 冷却材流量	集合体当たりスプレイ流量：0.5～11.8 gpm 冠水速度：0.5～６ inch/s
⑤ スプレイ開始時間	事故後 30 秒を模擬

⑥ 再冠水開始時間　　45～515 秒

（スプレイ開始後）

⑦ 冷却開始時の被覆管温度　1040～1825° F（約 560～996℃）

⑧ 集合体出力　　200～300 kW

⑨ 軸方向ピーキング係数　　1.4

⑩ 局所出力分布　　ＢＷＲ６プラントの代表例（図 4-8）

⑪ 模擬燃料棒内ガス圧力　　加圧なし

⑫ 系統圧力　　大気圧

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性確認は，スプレイ冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験，及びスプレイ冷却のみの実験について行われた。スプレイ冷却と再冠水冷却を組み合わせた実験の結果と解析結果の比較を図 4-9 に示す。

図 4-9 は，集合体内で最高温度を示す燃料棒について，スプレイ及び再冠水による冷却を模擬した実験結果と炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果を比較したものである。図中の水平線は集合体内最高温度の予測値を示している。

この結果から，実験解析の結果は実験の最高温度（1327° F（約 720℃）～2084° F（約 1140℃））と比較して－30° F（約 17℃）から＋100° F（約 56℃）の範囲に入っており，大部分の実験結果の最高温度を上回っていることが分かる。

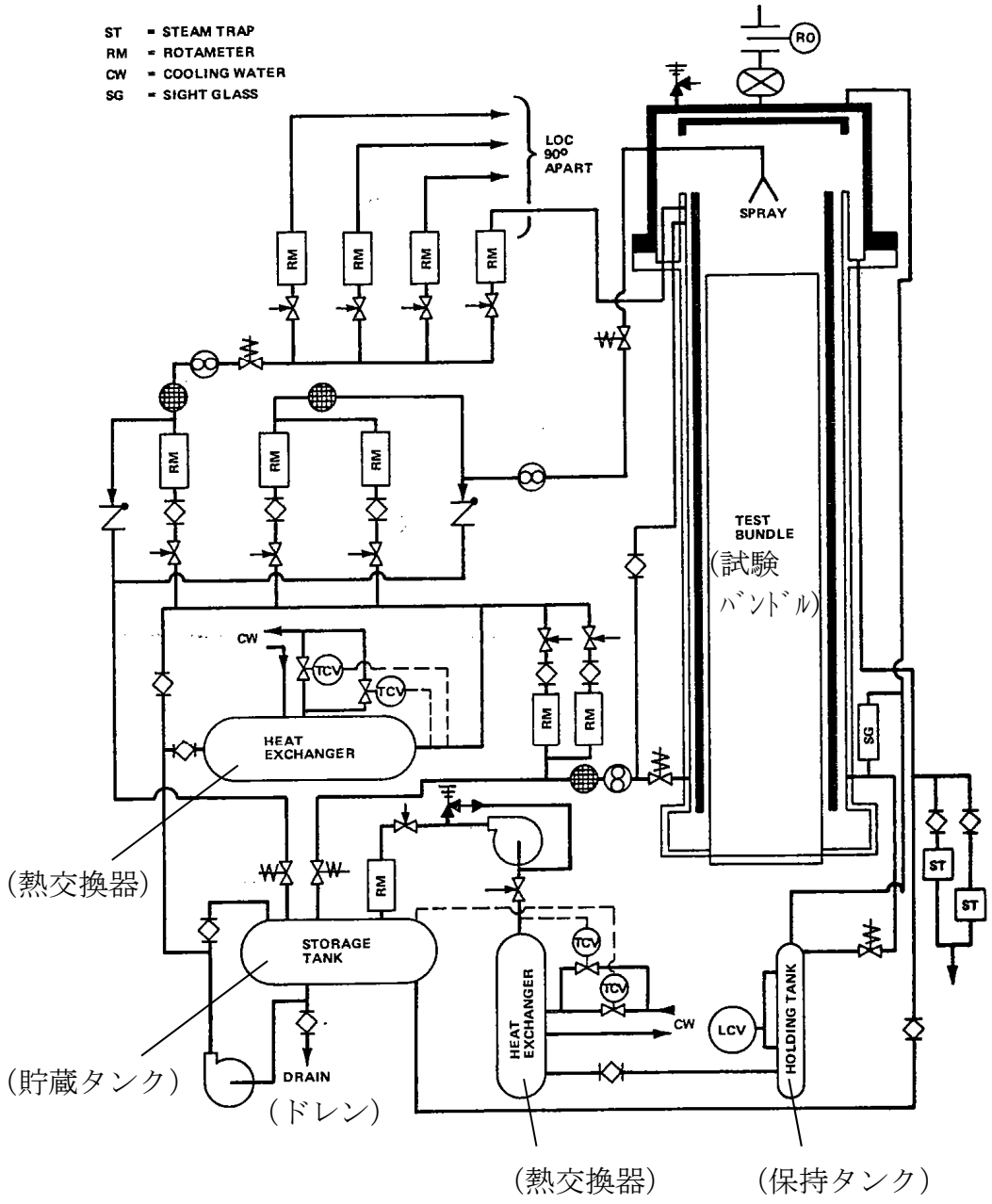


図 4-7　８×８燃料集合体冷却効果確認実験装置

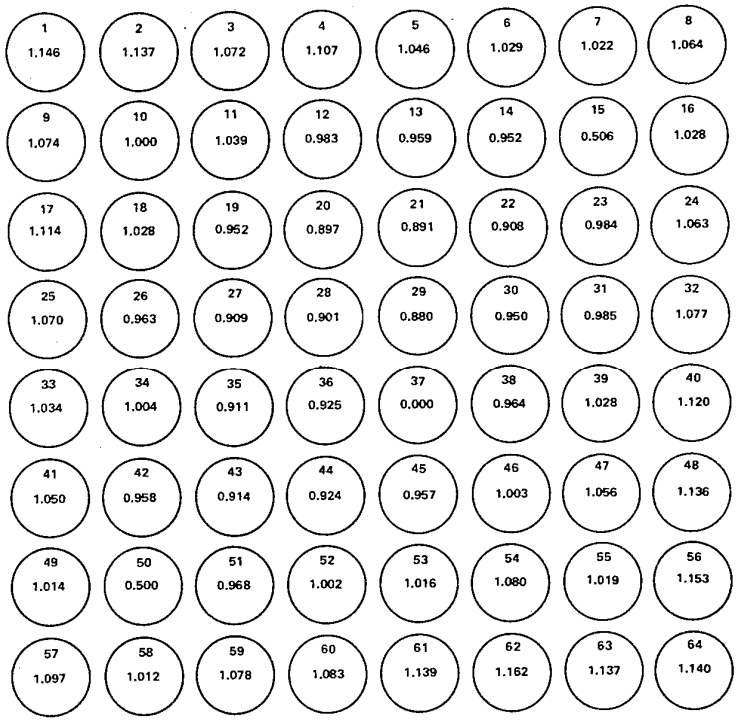


図 4-8　局所出力分布

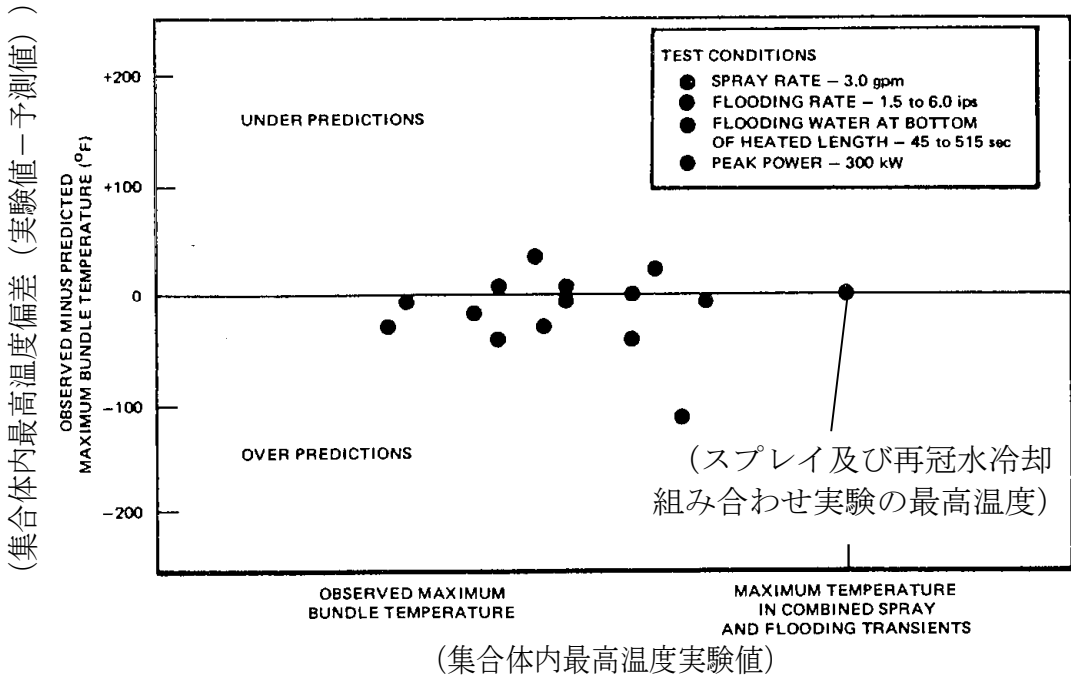


図 4-9　８×８燃料集合体冷却効果確認実験

実験条件
- スプレイ流量　：3.0gpm
- 冠水速度　：1.5 - 6.0ips
- 加熱部下端の冠水時間　：45 - 515sec
- ピーク出力　：300kW

4.3.2　８×８燃料集合体の内圧下ＥＣＣＳ冷却実験[11]

(1) 概要

本実験は，８×８燃料集合体，内圧加圧燃料棒，ジルカロイ被覆管のＬＯＣＡ時冷却特性の妥当性を確認するため，ＢＷＲ実機の８×８燃料集合体１体を実寸大で模擬した実験装置を用いたＥＣＣＳによる炉心冷却実験である。4.3.1 節に述べた実験と異なる点としては，燃料棒内のＦＰガスインベントリを模擬するためアルゴンガスで初期に加圧した点とジルカロイ被覆管を用いた点である。図 4-10 に実験装置を示す。

本実験では，ＢＷＲ６プラント用８×８燃料集合体と取替用８×８燃料集合体の２種類の燃料集合体について実験が行われ，炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析と実験結果の比較から，モデルの妥当性を確認している。炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析結果は，ＢＷＲ６用燃料集合体では 350°Ｆ（約 194℃），取替用燃料集合体では 600°Ｆ（約 333℃）高く，過小評価はわずかであるとの結果を得た。これより，炉心ヒートアップ計算モデルの妥当性を確認した。

(2) 実験条件

本実験では，炉心スプレイ流量，集合体初期出力等プラントの違いを考慮した実験を行うため，ＢＷＲ６用燃料集合体及び取替用燃料集合体の２種類について実験を行い，集合体内全燃料棒の被覆管温度を計測した。主な実験条件は以下である。

	ＢＷＲ６用燃料集合体	取替用燃料集合体
① 冷却モード	炉心スプレイと再冠水	同左
② 模擬燃料集合体形状	ＢＷＲ６用８×８型	取替用８×８型
③ 模擬燃料被覆管材質	ジルカロイ	同左
④ 集合体当たりスプレイ流量	3.25 gpm	2.45 gpm
⑤ 再冠水速度	3.5 inch/s	2.0 inch/s
⑥ スプレイ開始時間	事故後 45 秒	事故後 30 秒
⑦ 再冠水開始時間	スプレイ開始後 50 秒	同 174 秒
⑧ 冷却開始時の被覆管温度	1183° F（約 639℃）	1490° F（約 810℃）
⑨ 集合体出力	367 kW	355 kW
⑩ 軸方向ピーキング係数	1.4	同左
⑪ 局所出力分布	図 4-11	図 4-12
⑫ 模擬燃料棒内ガス圧力	95～113 psig	90～117 psig
⑬ 系統圧力	大気圧	同左

(3) 妥当性確認結果

実験結果における被覆管最高温度に対する炉心ヒートアップ計算モデルによる実験解析の被覆管最高温度の差を，集合体内の代表的な燃料棒について表 4-3 及び表 4-4 に示す。なお，ロッド番号 37 はウォータロッドであるため温度評価の対象外とする。

・表 4-3 に示すＢＷＲ６用燃料集合体の実験解析では，集合体内被覆管最高温度（以下「ＰＣＴ」という。）は実験値に対して６° F（約３℃）※高くなり，良い一致を示した。また，集合体内の３本の燃料棒のみ実験結果より低い温度（15～20° F（約８～11℃））を示しているがその差は小さく，その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約 390° F（約 199℃）である。

・表 4-4 に示す取替用燃料集合体の実験解析では，ＰＣＴは実験値より 103° F（約 57℃）※高い値を示した。また，集合体内の３本の燃料棒のみ

実験結果より低い温度（４～50°Ｆ（約２～28℃））を示しているがその差は小さく，その他大部分が実験結果を上回っておりその最大値は約600°Ｆ（約 333℃）である。

・実験と解析結果の主要な差は，実験のスプレイ冷却が解析のスプレイ冷却に対して上回っていることによる。

※６°Ｆ（約３℃）及び 103°Ｆ（約 57℃）は表に示されていない燃料棒で生じている。

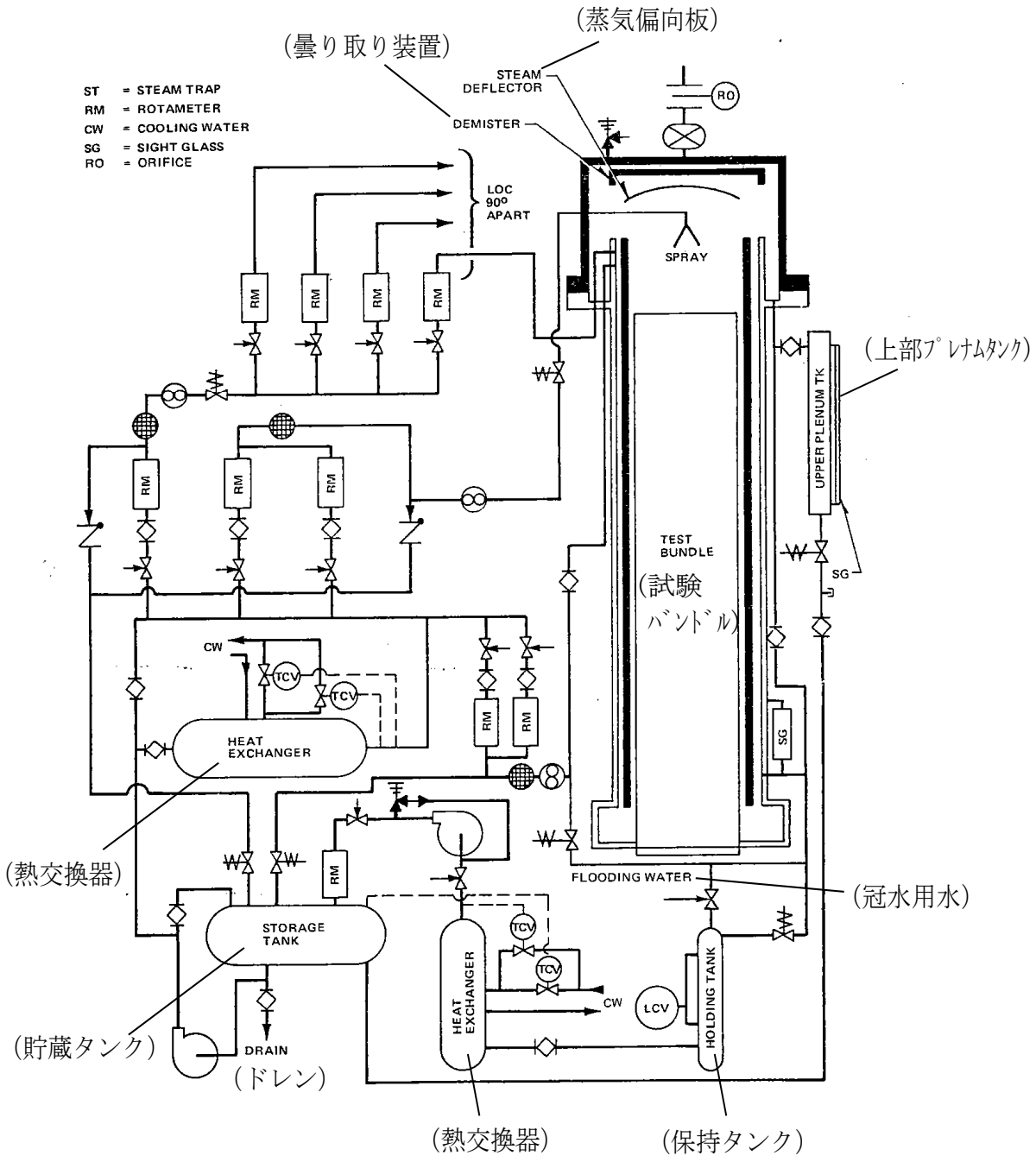


図 4-10　８×８燃料集合体の内圧下ＥＣＣＳ冷却実験装置

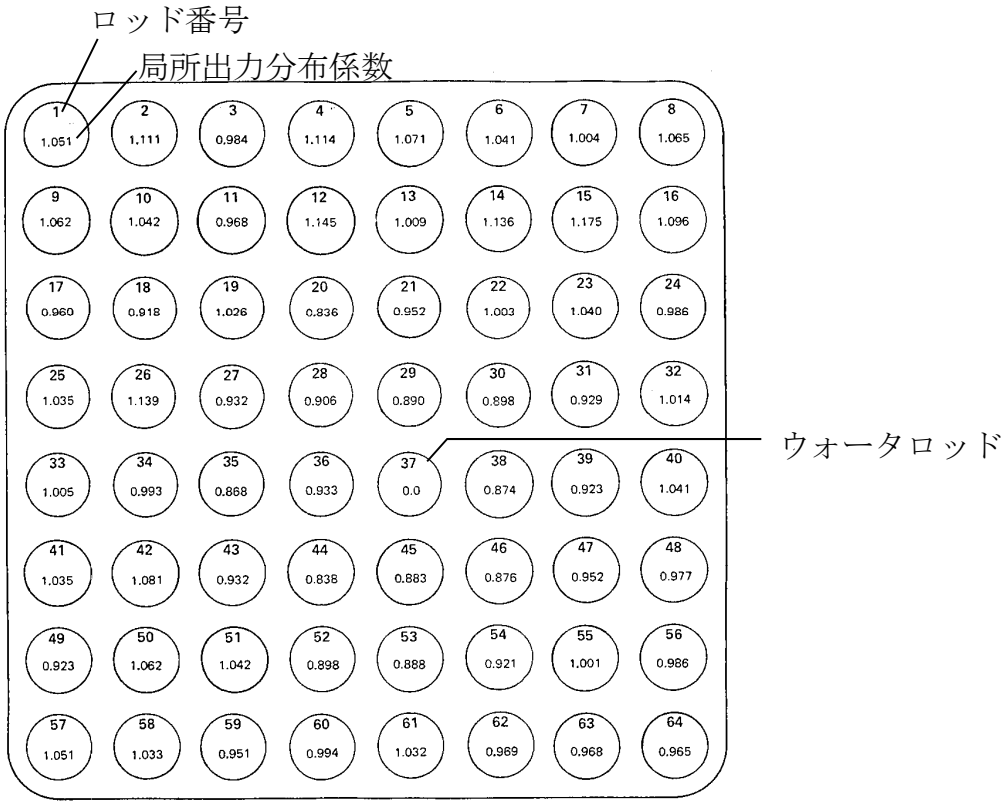


図 4-11　局所出力分布（ＢＷＲ６用）

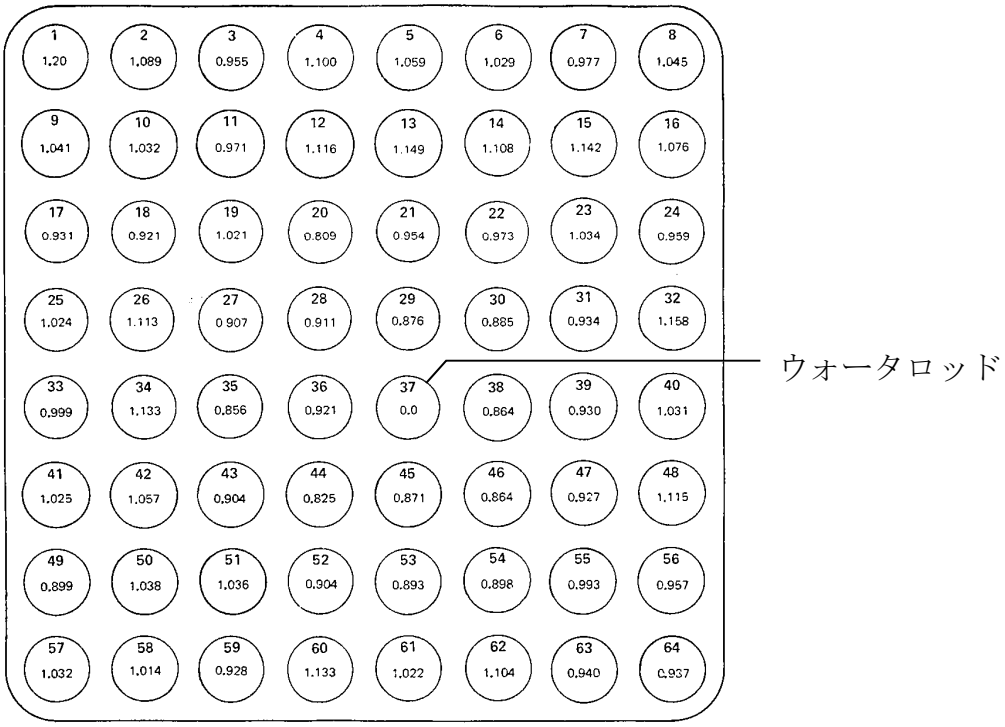


図 4-12　局所出力分布（取替用）

表 4-3　実験結果と解析結果の比較（ＢＷＲ６用燃料集合体）

Rod	スプレイ開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差（予測値－実験値） Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)	
1	920	181	
3	975	81	
5	1050	6	
8	1022	287	
10	1025	98	
11	995	114	
12	1120	−19	
14	1140	370	
15	1183	40	
17	930	18	
18	875	353	
19	1022	52	
20	1004	−15	
21	985	21	
22	965	82	
26	1045	26	
27	975	69	
28	943	29	
29	1004	354	
30	950	375	
31	985	246	
32	935	297	
33	905	116	
34	960	307	
35	900	138	
36	880	193	
37	440	635	（ウォータロッド）
38	865	118	
39	920	383	
42	1010	289	
44	830	386	
45	880	297	
46	820	8	
47	940	124	
48	955	134	
50	1095	−20	
51	1060	271	
52	920	54	
53	970	79	
54	1030	236	
55	960	216	
57	912	113	
59	910	137	
61	970	105	
64	890	305	
Channel	300	−58	

表 4-4　実験結果と解析結果の比較（取替用燃料集合体）

Rod	スプレイ開始時温度 Temperature at Spray Initiation (°F)	最高温度偏差（予測値－実験値） Overprediction of Peak Temperature — Predicted Minus Observed (°F)
1	1295	272
3	1240	480
5	1350	405
8	1300	261
10	1330	444
11	1340	464
12	1450	320
14	1420	564
15	1455	325
17	1210	321
18	1280	488
19	1350	268
20	1365	217
21	1400	164
22	1300	447
26	1300	101
27	1270	180
28	1250	52
29	1290	226
30	1230	443
31	1300	506
32	1340	424
33	1230	218
34	1400	151
35	1200	44
36	1148	170
37	815	155（ウォータロッド）
38	1150	332
39	1250	603
42	1350	126
44	1120	89
45	1180	125
46	1115	133
47	1240	403
50	1407	−4
51	1360	56
52	1220	1
53	1250	−13
54	1330	72
55	1270	557
57	1218	43
59	1280	37
61	1310	−50
64	1112	354
Channel	500	−271

NOTE: The highest cladding temperature at spray initiation was 1490°F at the 80-inch elevation of Rod 22.

4.4　スプレイ冷却特性実験解析[12]

(1) 概要

本実験装置は，実機９×９燃料を模擬した実寸大の模擬燃料集合体（チャンネルボックス装着），模擬燃料集合体を格納した圧力容器，圧力容器内へのスプレイ水供給系，圧力容器への蒸気供給系及び圧力容器内で発生する蒸気の排出系から構成されている。模擬燃料集合体は電気加熱され，炉心スプレイ系を模擬した冷却状態での冷却特性実験を行った。実験は，実機の再循環配管両端破断事故を模擬したシステム実験として，スプレイ熱伝達実験及び大破断ＬＯＣＡ模擬実験を行った。図 4-13 に実験装置を示す。

大破断ＬＯＣＡ模擬実験から，実機の燃料被覆管温度を実験的に確認するとともに非発熱体となるウォータロッドの濡れ特性について評価し，ＣＨＡＳＴＥコードの妥当性確認を行い，スプレイ冷却及び輻射の組み合わせによる熱伝達モデルにより，実験解析の結果は実験結果を上回ることを確認している。

(2) 実験条件

大破断ＬＯＣＡ模擬実験では，実機大破断ＬＯＣＡにおいて炉圧が大気圧となる事故後 40 秒以降の状態を模擬するために，実験条件を以下のように設定している。また，表 4-5 に実験条件を示す。

①スプレイ流量

実機の最低スプレイ流量である３gpm／バンドルを設定した。

②バンドル出力

初期出力を実機の事故後 40 秒での値とし，その後の崩壊熱の時間変化も GE（平均）＋３σにより考慮している。また，実機燃料と模擬燃料の

熱容量の違いを反映するために，出力を更に厳しく 1.2 倍した実験も行っている。

③初期燃料棒表面温度

ベースケースではスプレイ熱伝達実験と同様に 500℃としたが，出力を 1.2 倍したケースでは実機で想定される 700℃の条件とした。

(3) 妥当性確認結果

炉心ヒートアップ解析に用いるＣＨＡＳＴＥコードの妥当性及び保守性を確認するため，表 4-5 の実験条件に示した T1，T2 実験の実験解析を実施した。図 4-14，図 4-15 に最高出力断面の各燃料棒表面温度について実験値と解析結果の比較を示す。

いずれの実験においても，ＣＨＡＳＴＥコードによる解析は実験結果を良く模擬している。また，解析値は実験値よりも高めとなっており，燃料被覆管温度の最高値の比較ではＣＨＡＳＴＥコードが T1 実験で約 34℃，T2 実験で約 93℃高めとなっている。

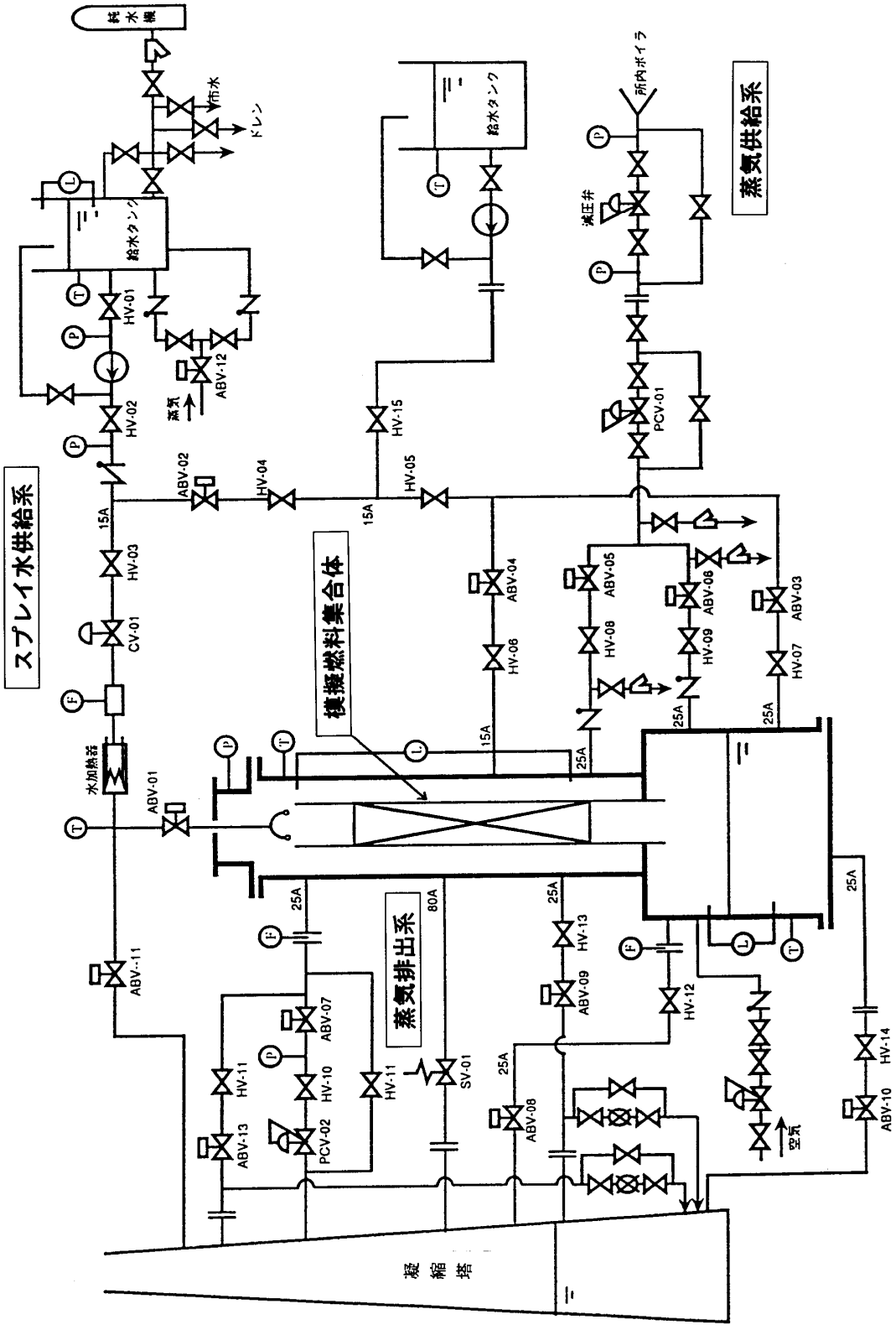


図 4－13　スプレイ冷却特性実験装置

表 4-5　実験条件

No.	圧力 (kPa)	スプレイ流量 (gpm)	初期バンドル 出力 (kW)	初期燃料棒 表面温度 (℃)
T1	100	3.0	260	500
T2	100	3.0	310	700

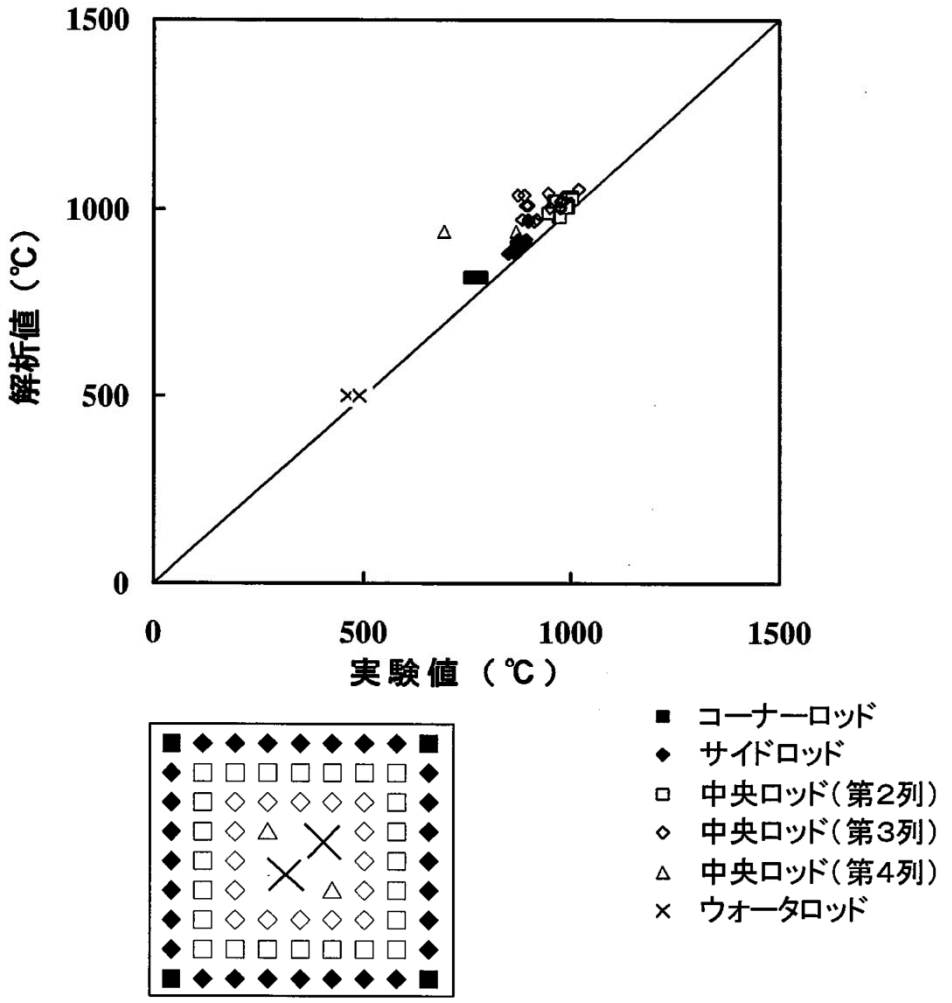


図 4-14　T1 実験とＣＨＡＳＴＥ解析の比較

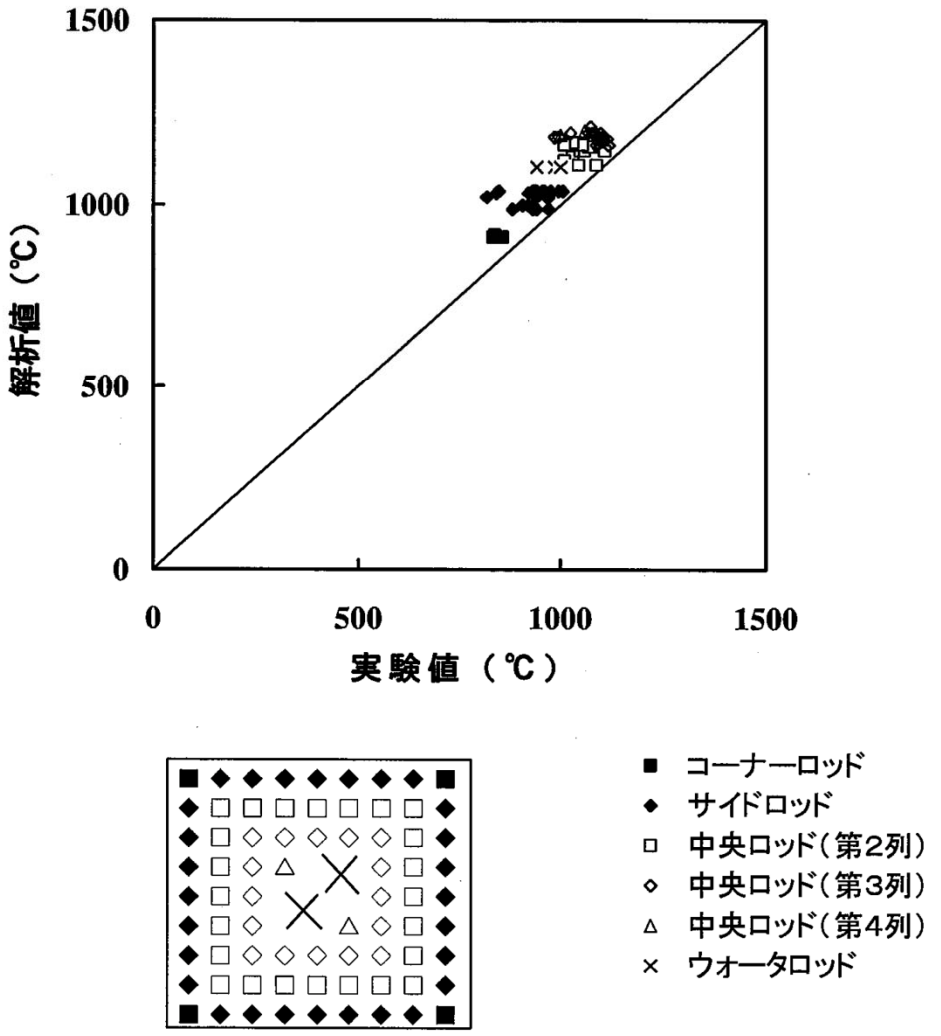


図 4-15　T2 実験とＣＨＡＳＴＥ解析の比較

4.5　実機解析への適用性

ＢＷＲのＬＯＣＡを模擬した燃料集合体冷却実験は，実機の燃料集合体１体を実寸大で模擬しており，集合体出力，出力分布，炉心スプレイ流量，炉心再冠水速度等の実験条件も実機条件に設定して実施されている。これらの実験結果と実験解析結果を比較すると，燃料被覆管最高温度は，前節に述べたように，実験解析結果の大部分が高く予測することを確認した。

有効性評価における重要現象は，2 章に述べたように，設計基準事故のＬＯＣＡと同様であり，燃料被覆管温度が評価指標であることから，それを安全側に予測できるＣＨＡＳＴＥコードは有効性評価に適用できる。

5. 有効性評価への適用性

4 章に記載した実験解析を踏まえ，重要現象についての不確かさ，及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1　不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

ＣＨＡＳＴＥコードで取り扱う評価指標は，燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度は熱伝達係数に依存する。主に燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用して大きくなるように評価した値をＣＨＡＳＴＥコードの入力として使用しているため，有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。

(2) 燃料棒表面熱伝達

対流熱伝達は，ＳＡＦＥＲコードの実験解析において，熱伝達係数を低めに評価する可能性があり，他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として，スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価する。

輻射熱伝達は，燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて，燃料被覆管，チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。高温となる場合の輻射率に比べて小さい値を用いていること，また，部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう設定するた

め，燃料被覆管温度を高く評価する。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は，燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量，酸化反応熱を高めに評価する Baker-Just の式を適用しているため，燃料被覆管温度は高めに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から，内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には，燃料被覆管が破裂を起こすとみなし，燃料被覆管の内側にもジルコニウムー水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は，図 3-5 に示したように，実験データのベストフィット曲線を仮定し，現実的な条件としている。

以上から，重要現象の不確かさは，燃料被覆管温度を過大評価又は過大評価する方向に寄与し，有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2　不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

ＣＨＡＳＴＥコードが適用される可能性のある有効性評価で取り扱う運転操作は，ＳＲＶを使用した原子炉減圧操作及び代替注水系等を使用した原子炉注水操作である。

この操作は原子炉圧力を低下させ，低圧注水系による原子炉注水を促進させるために実施する。この運転員等操作は，代替注水系及び代替電源の準備の完了のタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施するた

め，燃料被覆管温度を起点としている運転員等操作はないことから，運転員等操作に与える影響はない。

なお，燃料被覆管の破裂判定に対しては，格納容器ベント操作への影響が考えられるが，格納容器ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから，コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また，解析上の取扱いとして，破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなるバンドルの値を代表として用いるが，現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると，その影響は更に小さくなる。

表 5-1　重要現象の不確かさ（1/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 （核）	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため，燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 （燃料）	燃料棒表面熱伝達	対流熱伝達モデル	ＳＡＦＥＲコードに記載	ＳＡＦＥＲコードに記載
		輻射熱伝達モデル	入力値に含まれる。 輻射率は，1200℃付近のジルカロイ被覆管の酸化面における輻射率（0.7～0.8）を踏まえて 0.67 を用いることで，輻射伝熱を小さくするよう考慮している。なお，輻射率 0.67 を用いた場合のＰＣＴは，輻射率 0.75 を用いた場合に比べて数℃程度高くなる（添付２参照）。 また，部分長燃料棒より上部にも出力燃料棒が存在すると仮定して輻射伝熱を小さくするよう考慮している。	燃料集合体断面の幾何学的配置に基づいて，燃料被覆管，チャンネルボックスの温度を詳細に評価する。 ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，燃料の最大線出力密度等の解析条件により，全体として保守的に評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム－水反応モデル	酸化量及び酸化反応に伴う発熱量をより大きく見積もる Baker-Just 式による計算モデルを採用しており，保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。

表 5-1　重要現象の不確かさ（2/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (燃料)	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は，燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，及び燃料の最大線出力密度等の解析条件を保守的に取り扱うことにより燃料被覆管温度は高めに評価され，円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定はおおむね保守的となる。	破裂発生前の被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は，伝熱面積やギャップ熱伝達係数，破裂後のジルコニウム－水反応熱に影響を与え，燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは，前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから，おおむね保守的な結果を与えるものと考える。

6. 参考文献

(1)「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系（ＥＣＣＳ）性能解析モデルについて」，日立 GE ニュークリア･エナジー株式会社，HLR－018 訂４，平成 26 年６月

(2)「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系解析モデル」，株式会社東芝，TLR－028 改訂３，平成 10 年５月

(3) American Nuclear Society, “American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors”, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.

(4) A.M.Ross and R.L.Stoute, “Heat Transfer Coefficients Between UO_2 and Zircaloy-2”, CRFD-1075, AECL-1552, June 1962.

(5) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」株式会社日立製作所，HLR-033 訂１，平成 10 年２月

(6) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」株式会社東芝，TLR-045 改訂１，平成 10 年１月

(7) G.L.Singer, “VIEWPIN A Fortran Program to Calculate View Factors For Cylindrical Pins”, Aerojet Nuclear Co., ANCR-1054, March 1972.

(8) L.Baker and L.C.Just, “Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures Ⅲ. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction”, ANL-6548.

(9) J.D.Duncan and J.E.Leonard, “Emergency Cooling in Boiling Water Reactrs under Simulated Loss-of-Coolant Conditions (BWR-FLECHT Final Report)”, GEAP-13197, June 1971.

(10) J.D.Duncan and J.E.Leonard, “Core Spray and Bottom Flooding Effectiveness in the BWR/6”, NEDO-10993, September 1973.

(11) J.E.Leonard, et. al., “Emergency Core Cooling Tests of an Internally Pressurized, Zircaloy-Clad, 8x8 Simulated BWR Fuel Bundle”, NEDO-20231, December 1973.

(12)「敦賀発電所１号炉　スプレイ冷却特性実験について」, 日本原子力発電株式会社, General Electric Company, 株式会社東芝, 平成 11 年１月

添付１　入力項目リスト

分類	入力項目
燃料データ	燃料集合体当たりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	チャンネルボックス内幅
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレットー燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力及び燃焼度分布
	断面平均燃焼度
過渡特性	炉心核分裂出力変化
	炉心崩壊熱時間変化
	原子炉圧力変化
	燃料棒表面対流熱伝達係数変化
	炉心露出時間，再冠水時間

添付２　輻射率の妥当性について

ＣＨＡＳＴＥコードでは，燃料被覆管及びチャンネルボックスの乾いた状態での輻射率は 0.67 としている。

ジルカロイ被覆管を用いた物性評価試験[(1)]において，1200℃付近の酸化面における輻射率は 0.7～0.8 の範囲であると報告されている。解析に用いる輻射率である 0.67 は，約 800℃の酸化膜を有するジルカロイに相当する値[(2)]であり，ＢＷＲ－ＦＬＥＣＨＴ実験等で用いられてきた実績のある値である。

輻射率の感度解析[(3)]として，ＢＷＲ２プラントの原子炉冷却材喪失事故について，輻射率を 0.67 とした場合のＰＣＴは，輻射率を 0.75 とした場合より，ＰＣＴが 1400℃程度において約 30℃高くなることが確認されている。この感度解析ではＰＣＴが高く輻射率の効果が大きくなり，また燃料形状も異なることから，有効性評価解析の条件における輻射率の感度を確認するため，ＢＷＲ５代表プラントについて輻射率の感度解析を行った。1. に解析条件及び解析結果を示す。感度解析の結果，ＰＣＴが 900℃程度となる有効性評価解析において，輻射率を 0.67 とした場合のＰＣＴは，輻射率を 0.75 とした場合より約３℃高くなることを確認した。

また，有効性評価解析で用いるＣＨＡＳＴＥコードでは，ＳＡＦＥＲコードの解析結果から燃料被覆管温度が最も厳しくなるノードを含む一断面について，水平方向二次元体系で横方向の輻射熱伝達のみを考慮して評価しており，縦方向の輻射熱伝達を考慮するよりもＰＣＴを高く評価している。

したがって，ＰＣＴが 900℃程度となっている有効性評価解析において，輻射率 0.67 を用いてＣＨＡＳＴＥコードを使用して，ＰＣＴを評価することは可能と考える。

また，濡れた状態の輻射率は，水の輻射率の代表的な値として 0.96 を用いている。

1. 有効性評価解析における輻射率の感度について

有効性評価解析における輻射率の感度を確認するため，ＢＷＲ５代表プラントについて，燃料棒及びチャンネルボックスに適用している輻射率に関する感度解析を実施し，ＰＣＴへの影響を確認した。以下に，解析条件及び解析結果を示す。

(1) 解析条件

対象プラント　　：ＢＷＲ５代表プラント

事故シーケンス　　：高圧・低圧注水機能喪失

解析条件　　：燃料棒及びチャンネルボックスの輻射率を 0.67 から 0.75 に変更する。

(2) 解析結果

添付表２に解析結果を示す。

添付表２　輻射率感度解析結果

評価項目	ベースケース （輻射率：0.67）	感度解析 （輻射率：0.75）
燃料被覆管最高温度 （℃）	約 890	約 887

(3) まとめ

ＢＷＲ５代表プラントの高圧・低圧注水機能喪失シーケンスについて，輻

射率の影響を確認する感度解析を実施し，ＰＣＴが約３℃低下する結果であった。

〔参考文献〕

(1) “AEC FUELS AND MATERIALS DEVELOPMENT PROGRAM PROGRESS REPORT NO.76”, GEMP-1008, September 30, 1968.

(2) “ZIRCONIUM DATA MANUAL PROPERTIES OF INTEREST IN REACTOR DESIGN”, TRG Report 108, 1962.

(3) “LOSS-OF-COOLANT ACCIDENT & EMERGENCY CORE COOLING MODELS FOR GENERAL ELECTRIC BOILING WATER REACTORS”, NEDO-10329, APRIL 1971.

添付３　輻射伝熱モデルの妥当性について

ＣＨＡＳＴＥコードは，ＳＡＦＥＲコードから引き継がれる対流熱伝達とＣＨＡＳＴＥコードにより計算される輻射熱伝達とスプレイ熱伝達に基づいて燃料被覆管温度の計算を行うコードであるが，有効性評価に当たっては，スプレイ熱伝達を考慮していない９×９燃料の設計基準事故評価の評価手法を踏襲している。

このため，ここではスプレイの影響を受けない実験として，ＣＨＡＳＴＥコードの輻射伝熱モデルの妥当性確認が行われた実験を以下に示す。

(1) 概要

スプレイ熱伝達実験[(1)]では，炉心スプレイによる対流熱伝達率（スプレイ熱伝達率）を評価するための実験，模擬燃料棒－模擬チャンネルボックス間の輻射伝熱量及び熱容量を評価するための実験が行われている。輻射伝熱実験は，スプレイを作動させず対流を抑えた条件下での模擬燃料集合体内の温度分布を求め，輻射伝熱量を評価している。

輻射伝熱実験では，ＣＨＡＳＴＥコードの輻射伝熱モデルにより評価した模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスの輻射率を用いて計算された被覆管温度と実測値の傾向がおおむね一致していることを確認している。

添付図 3-1 に実験装置を示す。

(2) 実験条件

輻射伝熱実験の主要な条件を以下に示す。

① 冷却モード　　輻射伝熱のみによる冷却

② 模擬燃料集合体	実機ＢＷＲの実寸大８×８型
③ 模擬燃料棒材質	インコネル 600
④ 模擬チャンネルボックス材質	SUS304
⑤ 集合体出力	4.7～26.3 kW
⑥ 系統圧力	大気圧～約 0.8 MPa[abs]

(3) 妥当性確認結果

実験解析では，模擬燃料棒にインコネル 600 を，模擬チャンネルボックスにSUS304を用いていることから，模擬燃料棒及び模擬チャンネルボックスの材質に応じて，模擬燃料棒の輻射率を 0.50，模擬チャンネルボックスの輻射率を0.75と設定して計算している。

輻射伝熱実験で，燃料集合体の対角線方向にある模擬燃料棒の軸方向最高出力部で測定された被覆管表面温度分布と，ＣＨＡＳＴＥコードを用いた実験解析の計算値との比較を添付図 3-2 に示す。対角線方向の被覆管表面温度分布の計算値は実測値の傾向とおおむね一致している。

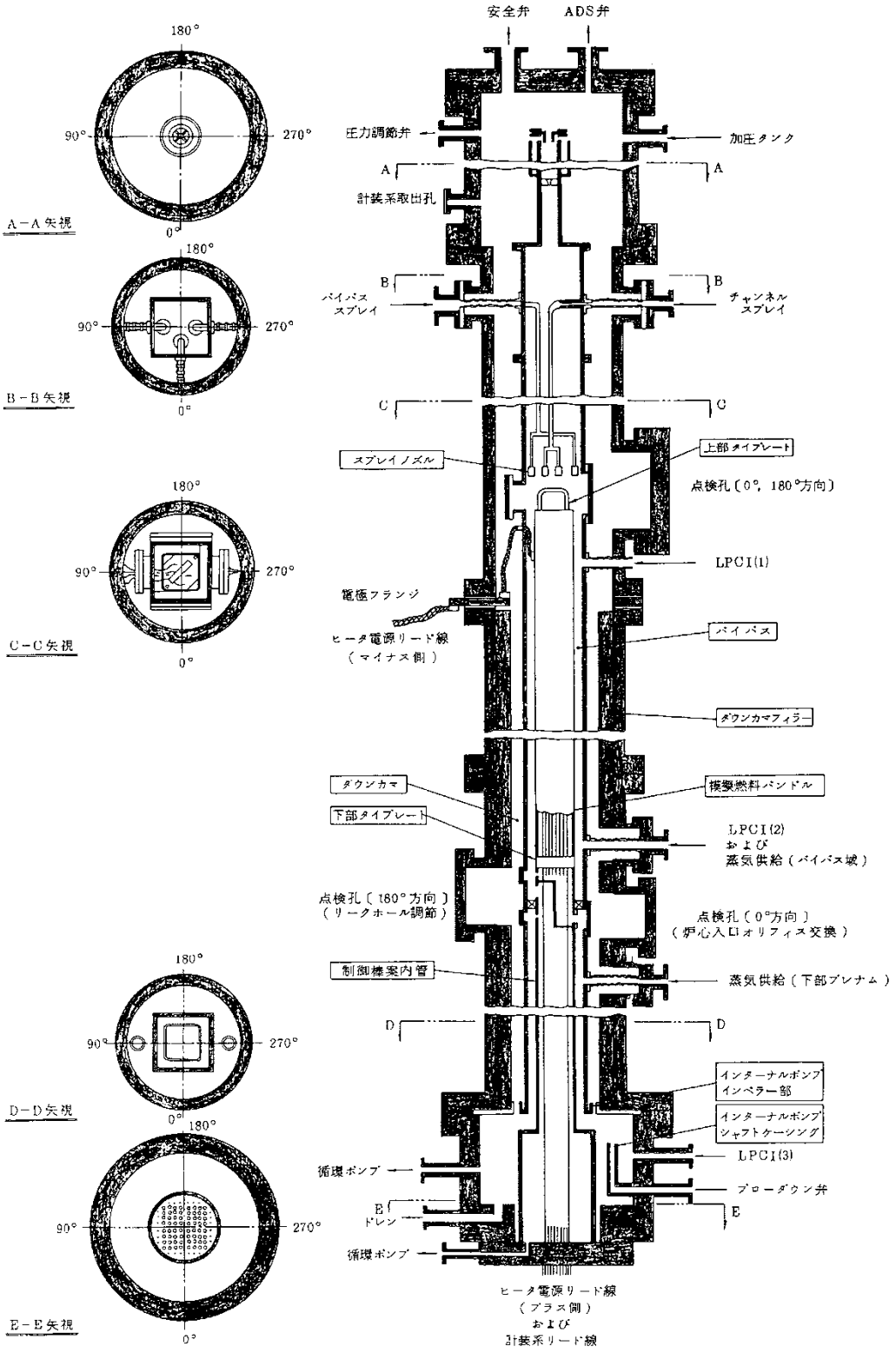
上述の実験及び実験解析では，模擬燃料棒と模擬チャンネルボックスで材質が異なることから，輻射率についても異なる値を設定して計算しており，被覆管表面温度分布は実機と必ずしも同じではないものの，模擬チャンネルボックスへの輻射の寄与が大きい模擬チャンネルボックスに隣接する模擬燃料棒の温度は，被覆管最高温度が発生する中央領域の模擬燃料棒に比べて低く，輻射率が異なることの影響は小さいと考えられる。

したがって，実験での実測値と計算値の傾向がおおむね一致していること，また，添付２で示したとおり，有効性評価でＣＨＡＳＴＥコードを用いている解析の状況においては，輻射が被覆管最高温度を高く評価するような

保守的な設定となっていることから，有効性評価におけるＣＨＡＳＴＥコードの輻射伝熱モデルは適用可能なものであると考える。また，有効性評価におけるＣＨＡＳＴＥコードの妥当性確認に当たってスプレイの影響を考慮する必要はないものと考える。

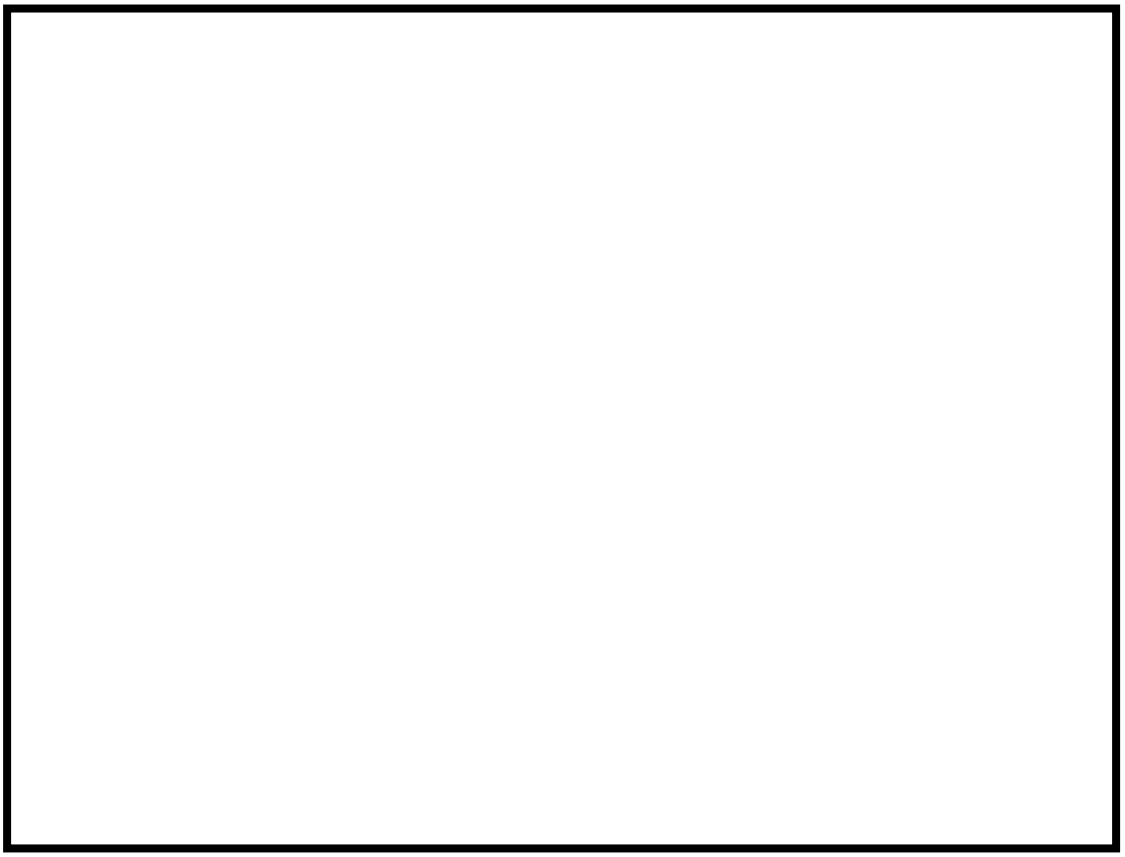
〔参考文献〕

(1) 共同研究報告書，炉心スプレイ低流量時の熱伝達に関する研究，
昭和 60 年度下半期（最終報告書），昭和 61 年３月



添付図 3-1　スプレイ熱伝達実験装置

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 3-2　輻射伝熱実験における燃料集合体内温度分布の実測値と計算値

添付４　前処理コード

ＣＨＡＳＴＥコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとＣＨＡＳＴＥコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図４に示す。

(1)　単位燃料集合体核特性計算コード（ＴＧＢＬＡ）による燃料棒出力データ

① 局所出力分布

② 燃焼度分布

③ 断面平均燃焼度

(2)　燃料棒熱・機械設計コード（ＰＲＩＭＥ）による燃料物性データ

① ギャップ熱伝達係数

② 燃料棒内圧

③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量

(3)　長期間熱水力過渡変化解析コード（ＳＡＦＥＲ）による過渡特性データ

① 原子炉圧力

② 軸方向各ノードの対流熱伝達係数

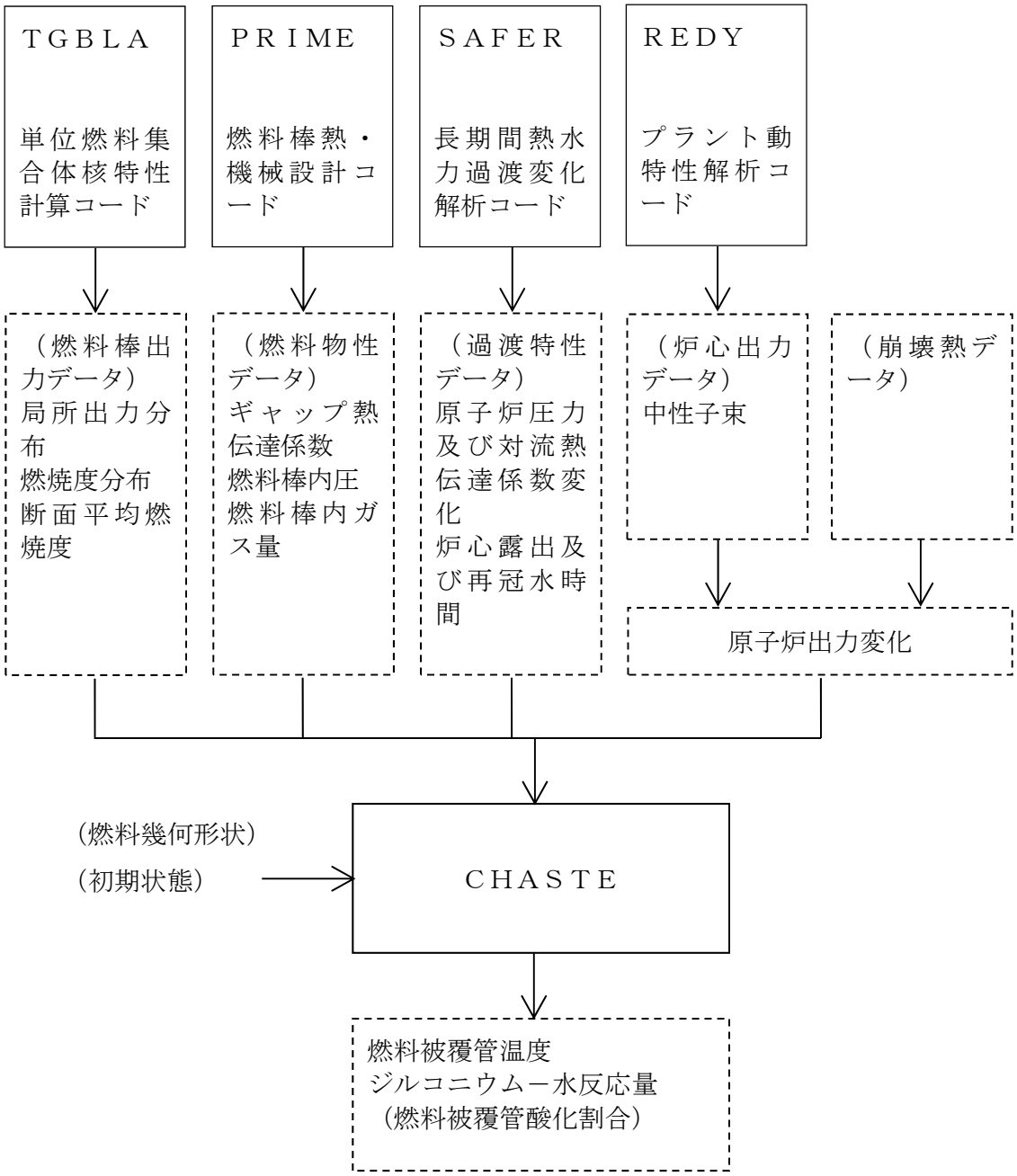
(4)　プラント動特性解析コード（ＲＥＤＹ）による核分裂出力変化

① 中性子束

ＴＧＢＬＡコードにより求められた各燃料棒の出力分布，燃焼度分布及び燃料集合体断面平均燃焼度をＣＨＡＳＴＥコードに用いる。これらのデータは，次に述べるギャップ熱伝達係数の設定にあわせ，燃焼期間中の変化を考慮して設定する。

ＰＲＩＭＥコードにより求められた燃料物性データをＣＨＡＳＴＥコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は，燃料被覆管温度上昇を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで，燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり，炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また，燃料棒の内圧とガス量は，燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように，燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで，炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり，燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

ＲＥＤＹコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から原子炉出力変化を求め，ＣＨＡＳＴＥコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については，燃焼度にサイクル末期のばらつきを考慮し，10％の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため，有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。



添付図４　ＣＨＡＳＴＥコードの入出力

添付５　有効性評価における９×９燃料（Ａ型）の代表性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価は９×９燃料（Ａ型）（以下「Ａ型燃料」という。）を代表燃料として評価しており，有効性評価に用いるＣＨＡＳＴＥコードの適用性は，主としてＡ型燃料を対象に確認されている。一方，実炉には９×９燃料（Ｂ型）（以下「Ｂ型燃料」という。）も装荷されていることから，ＣＨＡＳＴＥコードにＢ型燃料が適用できることを確認する。ここでは，ＣＨＡＳＴＥコードに入力される燃料データを整理した上で，対応する解析モデルがＢ型燃料の評価に適用できることを示す。

また，Ｂ型燃料の燃料データを入力した解析を行い，その影響を確認することで，Ａ型燃料で代表することができることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料集合体をＢ型燃料とし，Ａ型燃料で代表した申請解析と同様にＣＨＡＳＴＥコードで解析評価する。ＣＨＡＳＴＥコードに入力する燃料棒，ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置及び燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）にＢ型燃料の燃料データを反映し，ＣＨＡＳＴＥコードでの燃料形状の差が結果に及ぼす影響を明確にするため，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数はＡ型燃料で評価した値を用いて燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管の酸化量を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 5-1 に示す。

Ａ型燃料と比べたＢ型燃料の特徴として，ウォータチャンネルの採用，燃料棒の径が小さい，標準長燃料棒のみで構成される，スペーサ形状が異なるといった点があげられる。しかし，ＣＨＡＳＴＥコードを使用する上でこれらの相違は問題とはならず，Ｂ型燃料についてもＣＨＡＳＴＥコードの解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対するＢ型燃料の適用性を示す。

3.1　Ｂ型燃料への適用性

ＣＨＡＳＴＥコードにおいては，燃料棒，ウォータロッド，チャンネルボックスの幾何学的配置や熱容量等を入力し，燃料棒表面熱伝達モデルの輻射熱伝達を評価するため，Ｂ型燃料の幾何学的配置等を入力することで適切に評価できる。ＣＨＡＳＴＥコードは，矩形のウォータチャンネルの形状を直接的に扱うことはできない。ＣＨＡＳＴＥコードと同一の輻射計算モデルを持つＣＨＡＲＭコード[(1)]において，Ｂ型模擬燃料のスプレイ実験解析結果（別添）のとおり，Ｂ型燃料のウォータチャンネルを複数の丸型ロッドで模擬しており，Ｂ型燃料を適切に模擬することができることを確認している。このため，ＣＨＡＳＴＥコードにおいてＣＨＡＲＭコードと同様に丸型ウォータロッドでウォータチャンネルを模擬することでＢ型燃料の輻射の評価が可能である。

3.2　燃料特性の入力

ＣＨＡＳＴＥコードでは，燃料ペレット・燃料被覆管の比熱，密度等及びギャップ熱伝達係数を入力として，燃料棒の半径方向一次元熱伝導（燃料棒熱伝導），ギャップ熱伝達，ジルコニウムー水反応及び燃料被覆管の膨れ・破裂を評価する。これらの入力にＢ型燃料の特性を反映する。

4. Ｂ型燃料による解析評価

4.1　評価内容

対象プラント　：ＢＷＲ５　代表炉

対象燃料集合体：Ｂ型燃料

事故シーケンス：高圧・低圧注水機能喪失（ＭＵＷＣによる注水ケース）

解析条件　　：Ｂ型燃料の燃料データを入力する。ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数は，Ａ型燃料で評価した値を入力する。その他の解析条件はＡ型燃料で代表した有効性評価のベース解析と同じとする。

4.2　解析結果

Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の解析結果を添付表 5-2 に示す。

燃料被覆管最高温度については，Ｂ型燃料の方が 30℃程度と数％高くなっている。

5. 代表燃料評価の適切性

Ｂ型燃料の方がＡ型燃料に比べて燃料被覆管最高温度が 30℃程度と数％高い結果（約 921℃）となるものの，1200℃に対しては余裕があり，また，ＳＡＦＥＲコードから引き継ぐ対流熱伝達係数，燃料の最大線出力密度等の解析条件が全体として保守的になっていることを考慮すれば，ＣＨＡＳＴＥコードについても有効性評価においてはＡ型燃料の解析結果で代表しても問題ないと考える。

6. まとめ

ＣＨＡＳＴＥコードにＢ型燃料が適用できることを確認した。また，Ｂ型燃料の燃料データを用いて解析を行った。Ａ型燃料とＢ型燃料の解析結果に大きな差はなく，有効性評価におけるＣＨＡＳＴＥコードにおいてもＡ型燃料で代表することができると考える。

〔参考文献〕

(1) 「ＢＷＲプラントのＬＯＣＡ／ＥＣＣＳ性能評価コードの検討について」平成３年 12 月，通商産業省原子力発電技術顧問会　安全解析コード検討会

添付表 5-1　ＣＨＡＳＴＥコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力	解析モデル
燃料棒，ウォータロッド／ウォータチャンネル，チャンネルボックスの幾何学的配置	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒表面熱伝達（輻射））
燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・炉心ヒートアップモデル（燃料棒熱伝導，ギャップ熱伝達，燃料被覆管熱伝導，ジルコニウム－水反応，膨れ・破裂）

添付表 5-2　Ａ型燃料とＢ型燃料の解析結果の比較

評価項目	Ｂ型燃料に対する解析結果	Ａ型燃料に対する解析結果
燃料被覆管最高温度（℃）	約 921	約 890
燃料被覆管の酸化量（%）	約３	約１

ＣＨＡＲＭコードによる９×９燃料（Ｂ型）ヒートアップ実験解析

1. はじめに

９×９燃料（Ｂ型）を対象に実施されたヒートアップ試験を対象に実験解析を行い，角型ウォータチャンネル（Ｗ／Ｃ）を丸型ウォータロッド（Ｗ／Ｒ）で模擬する妥当性を確認した。実験解析では，炉心ヒートアップ解析コードＣＨＡＲＭコードを用いた。

2. 試験の概要

試験は，９×９燃料（Ｂ型）を模擬した実規模試験体を用いたスプレイ熱伝達試験であり，ヒータロッドを電気加熱し昇温させた後に，燃料上部からスプレイを投入している。試験体の形状寸法を表１に示す。被覆管，チャンネルボックス及びウォータチャンネルの材質はステンレス鋼である。出力分布等の試験条件を表２に示す。

表１　試験体形状

項目	値（単位：cm）
発熱長さ	約 380
ヒータシース内径	約 0.95
ヒータシース外径	約 1.1
チャンネルボックス内寸	約 13.4
ウォータチャンネル外寸	約４

表２　主要な試験条件

項目	値	
バンドル出力	216kW	325kW
軸方向出力分布	コサイン分布（ピーキング最大値約 1.4）	
出力変化	図１	

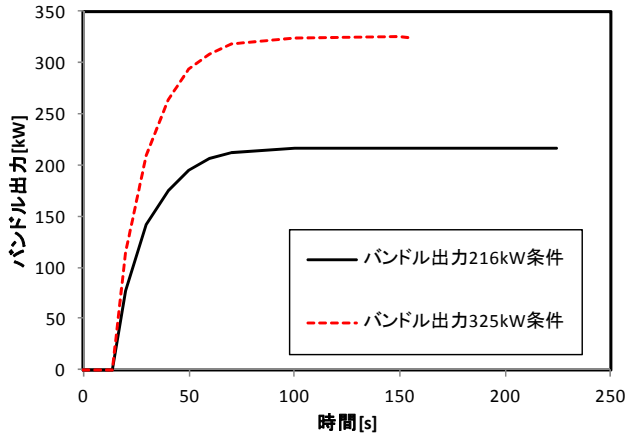


図１　バンドル出力の時間変化

3. ＣＨＡＲＭコードによる実験解析

図２に９×９燃料（Ｂ型）の断面概略図を示す。実験解析では，試験体中央部の３×３ロッド領域における角型ウォータチャンネルを９本のウォータロッドで模擬した。ここで，輻射の評価で影響する３×３ロッド領域における外周部８本のウォータロッドの構造材断面積は，熱容量が同等となるように肉厚を調整し，実機の角型ウォータチャンネルの構造材断面積と合わせ，これらの８本のウォータロッドの外径（中心間距離）は燃料棒ピッチと同一とした。ステンレス鋼である被覆管，チャンネルボックス及びウォータチャンネル表面の輻射における輻射率は 0.45 に設定した。ヒータロッド温度測定値との比較対象は，高さ方向については軸方向出力分布の最大位置である中央部とし，径方向は対角部（３箇所），外周部，外周部より２層目及びウォータチャンネル隣接位置とした。

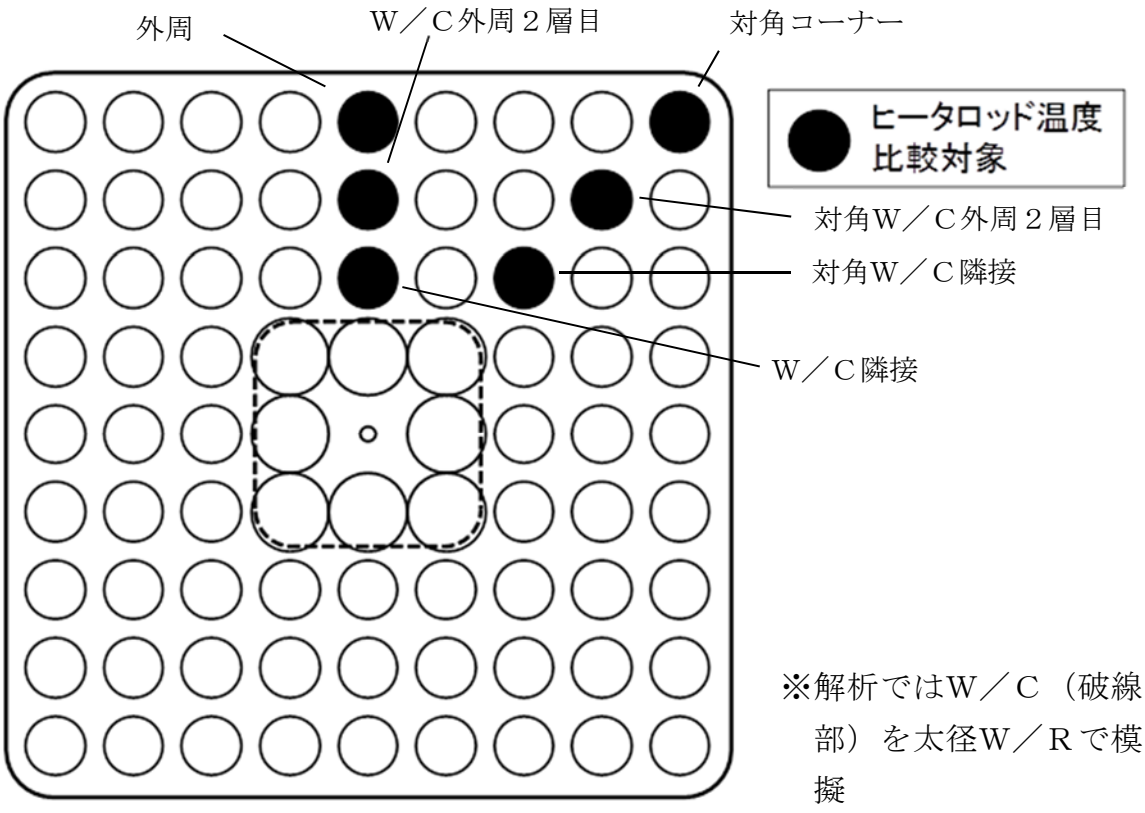


図２　９×９燃料（Ｂ型）の断面概略図

ＣＨＡＲＭコードによるヒータロッド温度挙動の測定値との比較例を図３に示す。本検討では，９×９燃料（Ｂ型）体系における輻射効果を確認することから，ヒータロッド温度挙動はスプレイ投入開始時点までとした。216kW 及び 325kW 条件でのヒータロッド温度は測定値を±20℃の範囲で予測しており，角型ウォータチャンネルをウォータロッドで模擬することは妥当であると考えている。

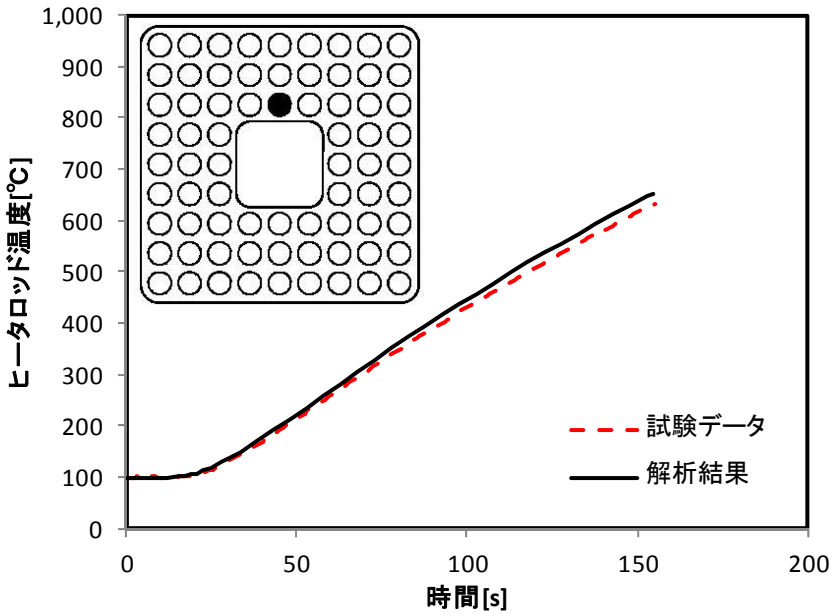


図３　ヒータロッド温度の時間変化の例（325kW 条件，W／C隣接ヒータロッド）

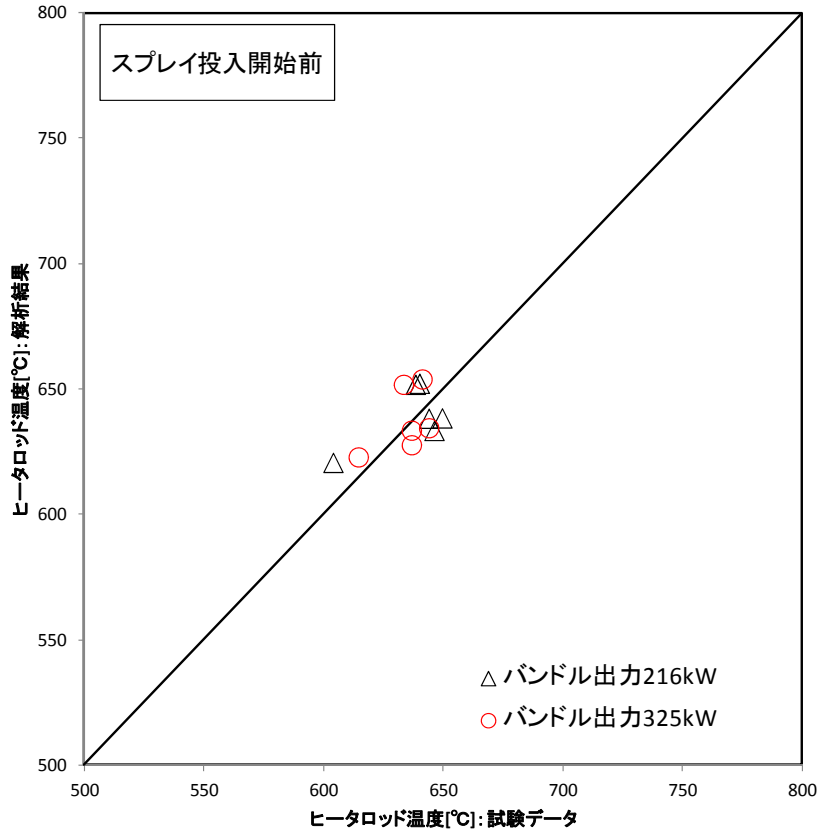


図４　ヒータロッド温度最高値の計算値と測定値の比較

第３部　ＲＥＤＹ

目 次

－ ＲＥＤＹ －

1. はじめに····· 3-4

1.1 解析コード····· 3-5

1.2 妥当性確認の方針····· 3-5

2. 重要現象の特定····· 3-7

2.1 事故シーケンスと評価指標····· 3-7

2.2 ランクの定義····· 3-10

2.3 物理現象に対するランク付け····· 3-11

3. 解析モデルについて····· 3-25

3.1 コード概要····· 3-25

3.2 重要現象に対する解析モデル····· 3-25

3.3 解析モデル····· 3-27

3.4 入出力····· 3-48

4. 妥当性確認····· 3-52

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法····· 3-52

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認····· 3-66

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認····· 3-70

4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認····· 3-81

4.5 原子炉格納容器における重要現象の妥当性確認····· 3-100

4.6 実機解析への適用性····· 3-103

5. 有効性評価への適用性····· 3-106

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）・・・・・・・・・ 3-106
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）・・・・・・・・・ 3-116
6. 参考文献・・・・・・・・・

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，ＲＥＤＹコードについて，

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

1.1 解析コード

本資料で使用する解析コードは，ＡＢＷＲ用の“REDY Ver.2”と従来型ＢＷＲ用の“REDY Ver.1(ATWS 用)”の二つであり，これらを以下「ＲＥＤＹコード」という。ただし，従来型ＢＷＲに対する実機試験の再現解析では“REDY Ver.1”を使用している。一部の評価でＲＥＤＹコードの計算結果をインプットとする“SCAT Ver.3”（以下「ＳＣＡＴコード」という。）を併用するが，ＳＣＡＴコードの説明は別資料（第４部ＳＣＡＴ）にて行う。

なお，本資料で引用している最適評価コードは，“TRACG Ver.5”であり，これを以下「ＴＲＡＣコード」という。

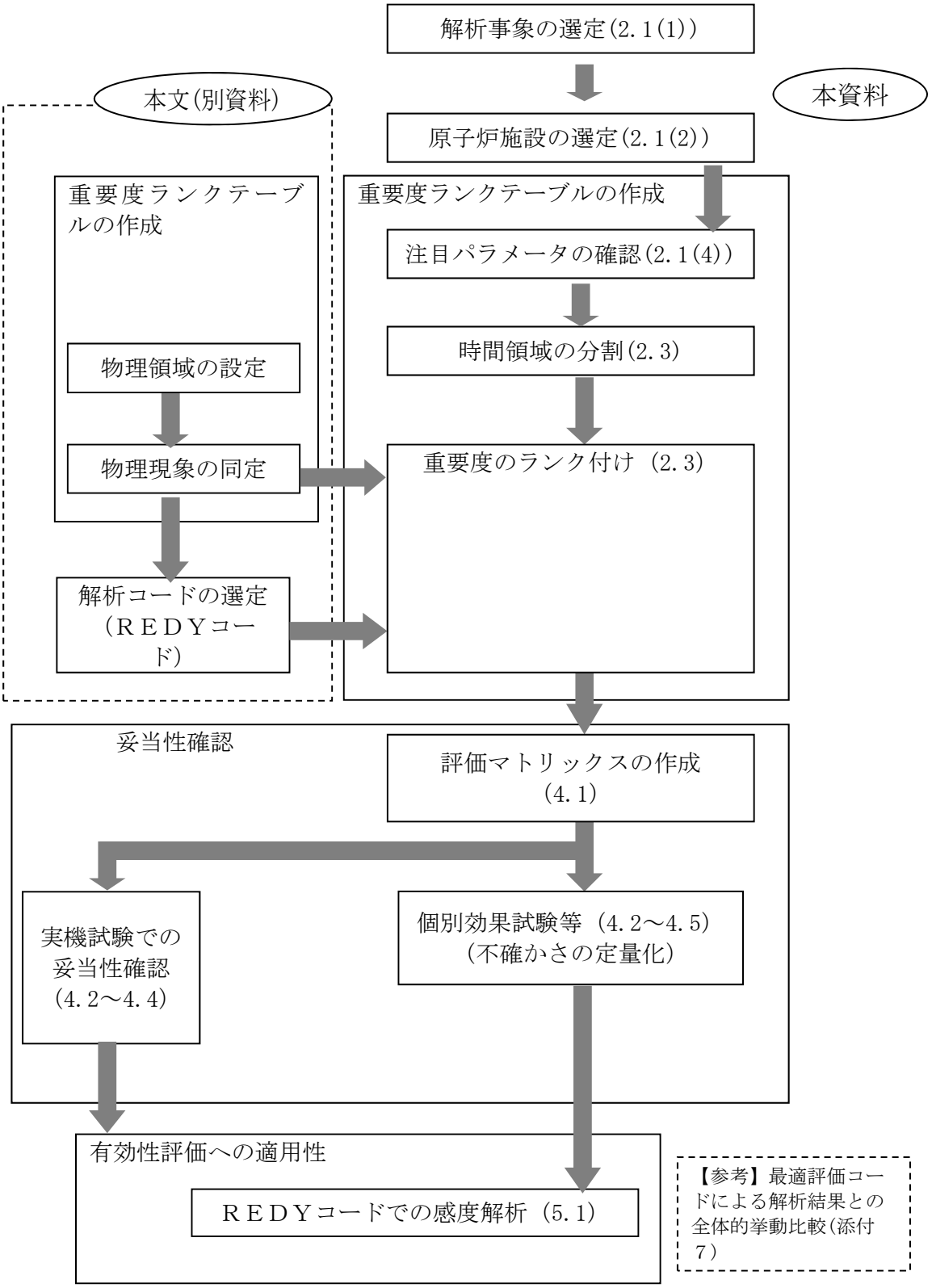
1.2 妥当性確認の方針

重大事故等対策の有効性評価にＲＥＤＹコードを適用することの妥当性確認の方針を以下に述べる。

(1) ＲＥＤＹコードの妥当性確認は，原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」を参考にした図 1-1 ＲＥＤＹコードにおける検討手順に従う。

(2) ＲＥＤＹコードは,プラント安定性や運転時の異常な過渡変化を評価する目的で開発されたコードであり，起動試験等の予測解析や再現解析に使用されて来た経緯を持つ。このため実機試験結果で妥当性確認が示せる範囲については，これを積極的に活用し，モデルの妥当性を示す。

(3) 本資料は，原子炉停止機能喪失事象に対して抽出された物理現象に対してＲＥＤＹコードを用いることの妥当性を示すことが目的である。なお，補足として最適評価コード（ここではＴＲＡＣコードが該当）による参考解析結果を必要に応じて参照する。



(注)次章以降では，最適評価コードをＴＲＡＣコードと呼ぶ。

図 1-1 ＲＥＤＹコードにおける検討手順

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

(1) 解析事象の選定

ＲＥＤＹコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は，運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり，事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

(2) 原子炉施設の選定

本事故シーケンスが生じる可能性はＢＷＲ型式により相違はないが，ＡＢＷＲと従来型ＢＷＲとの主な違いである再循環系の違い（インターナルポンプか外部設置の再循環ポンプか）は，本事故シーケンスでは早期にポンプがトリップすることからシナリオ上大きな違いはない。このことから，ここでは原子炉施設としてＡＢＷＲを選定した。ただし，有意に異なる場合は従来型ＢＷＲに関しての説明を併記している。

(3) 事故シーケンス

運転時の異常な過渡変化では，主蒸気隔離弁の誤閉止により，原子炉スクラム信号が発生し，全制御棒が急速挿入され原子炉は停止する。主蒸気隔離弁の誤閉止は原子炉からタービンへ流れる主蒸気流量を遮断することになるため，原子炉圧力は上昇するものの，原子炉がスクラムされていることと，圧力が定められた値を超えた場合は逃がし安全弁が作動するため，圧力上昇は抑制される。なお，主蒸気隔離弁の誤閉止により，タービン駆動給水ポンプは停止し，さらに原子炉水位低下を厳しめに評価する目的で，モータ駆動給水ポンプも不作動を仮定しているが，運転時の異常な

過渡変化の判断基準に照らして，この仮定が影響を与えるものではない。

一方，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，原子炉圧力が上昇し，炉心内ボイドが減少することに起因した正のボイド反応度が印加され，原子炉出力が増加する。原子炉圧力が上昇して，原子炉圧力高信号で再循環ポンプ（インターナルポンプ４台）がトリップし，炉心流量を低下させる。このとき，同時にインターロックで作動する代替制御棒挿入は失敗を仮定する。再循環ポンプトリップにより，原子炉出力は低めに抑制される。原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，原子炉圧力の上昇は抑制される。逃がし安全弁が断続して開動作するため，原子炉から発生した蒸気は原子炉格納容器内のプール水へ放出され，プール水温及び格納容器圧力が上昇する。なお，主蒸気隔離弁の誤閉止により，タービン駆動給水ポンプが停止するが，モータ駆動給水ポンプの自動起動は考慮する（従来型ＢＷＲでも原子炉出力が厳しくなるように起動を仮定する）。主蒸気隔離弁の閉止により，給水加熱器への加熱蒸気がなくなるため，給水温度は低下し，炉心入口サブクーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。これにより燃料は沸騰遷移状態となり燃料被覆管温度が上昇する。

一方，制御棒が挿入されないことから，原子炉を未臨界にするために手動操作により，ほう酸水注入系が起動され，負のボロン反応度が徐々に印加されると，原子炉出力は次第に低下する。

原子炉格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり，残留熱除去系起動によるサプレッション・プール冷却効果と相まって，事象は収束に向かうことになる。

(4) 注目パラメータの確認

原子炉停止機能喪失事象に対して適用される判断基準は，以下のとおりである。

a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）

b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）

c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（最高使用圧力の 1.2 倍未満）

d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力未満）

e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度未満）

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から，判断基準に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられる b. を除く，a. c. d. e. を評価指標として取り上げる。したがって，本事象では燃料被覆管の温度（以下「燃料被覆管温度」という。），原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（以下「原子炉圧力」という。），格納容器圧力バウンダリにかかる圧力及び温度（以下「格納容器圧力」及び「原子炉格納容器のプール水温度」という。）が注目パラメータとなる。このうち，燃料被覆管温度は，ＲＥＤＹコードでの計算結果を使用して，ＳＣＡＴコードで評価される。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちＲＥＤＹコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2-1 の定義に従って「H」，「M」，「Ｌ」及び「Ｉ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

本事故シーケンスでは，事故発生初期の約５分以内に原子炉圧力，燃料被覆管温度の順で注目パラメータがピークを迎える。それ以降は，手動起動したほう酸水注入系による負のボロン反応度効果によって次第に原子炉出力が抑制され，また残留熱除去系による除熱が行われることから，数十分後に格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度はピークを迎え，最終的には事象は収束する。以上より，炉心内挙動を評価する短時間領域と，原子炉格納容器側挙動を評価する長時間領域の二つに時間領域を分割して考えるものとした。

原子炉圧力と燃料被覆管温度を支配する物理現象の同定とその重要度評価は，上述したように一つの短時間領域でまとめている。この理由は燃料被覆管温度が異なる時間で二度のピークを生じ，かつ一度目の燃料被覆管温度のピークは原子炉圧力のピーク時間と前後するためである。本資料では，このランク付けの妥当性を裏付けるため，短時間領域を時間経過に伴って変化するプラント挙動を考慮した三つのサブ時間領域に細分割し，このサブ時間領域ごとでの重要現象のランク付けを行っている（添付４参照)。なお，このサブ時間領域は短時間領域における反応度係数の不確かさ評価にも適用している（添付５参照)。

上記において，ＳＣＡＴコードで評価する燃料被覆管温度に係わる物理現象のランクは，ＳＣＡＴコードへのインプット値となる炉心入口流量，

出力，炉心圧力及び炉心入口エンタルピに影響を与えるものについて注目して選定している。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力［炉心（核)］

原子炉スクラム失敗を仮定した事象では，ボロンによって原子炉が未臨界になるまで臨界状態が継続する。すなわち，事象発生後も継続した核分裂出力が原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼすため，核分裂出力はどの評価指標に対しても重要度が高いと考えられる。

(2) 出力分布変化［炉心（核)］

再循環ポンプがトリップした後の給水加熱喪失状態では，軸方向出力分布が下方ピークになることが知られており，注目パラメータに影響を与える可能性がある。ただし，この場合でも炉心平均ボイド率は増加することになるため，原子炉出力は低めに推移すると考えられ，燃料被覆管温度（主に，ＳＣＡＴコードのインプットとしての炉心流量，原子炉出力)，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は，結果を厳しくするものではなく重要度は低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果［炉心（核)］

（ボイド反応度（減速材密度反応度）とドップラ反応度）

本事故シーケンスでは，反応度の変化が長時間にわたって原子炉出力や発生蒸気量に影響を及ぼす。短時間領域では，原子炉スクラム失敗を

仮定した事象でも原子炉圧力の評価指標に対して（ここで選択した原子炉施設では）余裕があり，反応度フィードバック効果の重要度は低いが，燃料被覆管温度（主に，ＳＣＡＴコードのインプットとしての原子炉出力）の評価指標に対しての重要度は高いと考えられる。一方，長時間領域では，低出力状態が継続するものの，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度へ与える影響は後述するボロン反応度が支配的な変化要因となり，重要度は中程度だと考えられる。

（ボロン反応度）

事象収束に必要なほう酸水注入系の起動は，事故発生後約 10 分以降であり，これ以降はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。したがって，長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が高いと考えられる。

（その他）

上述以外に，反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は，起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響がほとんどない状態では考慮する必要があるが，本事故シーケンスのような高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお，遅発中性子生成割合，中性子寿命といったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果［炉心（核）］

本事故シーケンスでは，原子炉スクラムに失敗する評価を実施することが目的であるため，制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果は考慮不要である。

(5) 崩壊熱［炉心（核)］

崩壊熱はプラント停止後の事象進展では主要な熱発生源となるが，本事故シーケンスでは高い出力で臨界状態が維持される。このため，全出力に占める崩壊熱の割合が小さい短時間領域では，評価指標である原子炉圧力や燃料被覆管温度に与える影響はほとんどない。一方，核分裂出力が急速に低下した後の長時間領域では，変化の遅い崩壊熱が原子炉全出力に占める割合が大きく，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度が中程度になると考えられる。

(6) 三次元効果［炉心（核)］

本事故シーケンスでは，制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため，事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合，沸騰二相流における密度波不安定現象（熱水力的要因）とボイド反応度フィードバック効果（核的要因）が結合して中性子束振動（三次元効果）が生じ，評価指標である燃料被覆管温度に影響を与える（ＳＣＡＴコードで評価）可能性がある。

この中性子束振動現象が生じる際には，給水加熱喪失により原子炉出力が上昇するが，このときの軸方向出力分布は下方ピークになると，冷却材はより上流側から沸騰を開始し，炉心平均のボイド率の減少幅を小さめに抑制する。これにより，原子炉出力の上昇は低めに抑制されることになる。しかしながら，原子炉出力の上昇と核熱水力不安定事象による中性子束振動が重畳した場合，評価指標である燃料被覆管温度へ与える影響が大きくなる可能性も考えられる。このため，三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度になると考えられる。

時間平均では炉心全体の挙動としての中性子束振動が，原子炉圧力，

格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える影響は，逃がし安全弁開閉による圧力制御と相まって重要度は低いと考えられる。

なお，ＲＥＤＹコードでは，中性子束振動現象を模擬することが困難であるため，中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては，米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（ＴＲＡＣコード）による参考解析結果を参照する（添付７参照）。

(7) 燃料棒内温度変化［炉心（燃料）］

燃料棒内で発生した熱は，燃料棒表面から熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。燃料棒内の熱移動は，燃料ペレットや燃料被覆管内での熱伝導度，燃料ギャップでの熱伝達率に影響されるが，燃料棒内の出力分布や物性値はこの事象を通じて大きく変わることがなく，どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 ［炉心（燃料）］

燃料で発生した熱は，燃料棒表面から単相壁面熱伝達や二相壁面熱伝達により冷却材に伝わり蒸気となる。この速さは，燃料棒表面の熱伝達率にも影響されるが，原子炉スクラム失敗を仮定した事象では平均炉心で見れば沸騰状態が継続しており，熱伝達の速さが評価指標へ与える重要度は低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移［炉心（燃料）］

沸騰遷移が生じるのは原子炉出力が高く炉心流量が低い短時間領域である。沸騰遷移が生じるとドライアウトやリウェット現象が起こるが，

これらの現象は高出力燃料バンドルが対象となる局所的な現象であり，プラント全体の挙動としては，どの評価指標に対しても主要な現象とはならない。ただし，高出力燃料バンドルにおける沸騰遷移現象は，ＳＣＡＴコードで評価している。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

これらの物理現象については，主蒸気隔離弁の誤閉止による圧力上昇により原子炉出力が一時的に上昇するが，早期の再循環ポンプトリップによる出力抑制効果により，プラント全体の平均応答としてはどの評価指標に対しても影響を与えない。ただし，ＳＣＡＴコードで評価する燃料被覆管温度に関しては，それぞれ重要度を検討する必要がある。

(12) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動）］

燃料から冷却材に伝えられる熱により，炉心平均ボイド率が増加するが，一方，炉心入口サブクーリングの増加や非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）の炉心上部への注水等による凝縮が生じると，炉心平均ボイド率は減少する。炉心平均ボイド率は核熱水力計算に使用されるため，どの評価指標に与える重要度も高いと考えられる。なお，本事故シーケンスでは，ＬＯＣＡとは異なり，炉心は冠水が継続されており，炉心部の二相水位を考慮する必要はない。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

(14) 気液熱非平衡［炉心（熱流動）］

これらの物理現象は，ＬＯＣＡにおける炉心内水位低下事象を想定し

たものであり，原子炉スクラム失敗を仮定する事象では炉内保有水は十分に保たれ，炉心は冠水が維持されることから，どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(15) 圧力損失［炉心（熱流動)］

炉心圧力損失が大きい場合，再循環ポンプトリップ時の炉心流量の低下速度が大きくなり，出力抑制効果に影響する。また，再循環ポンプトリップ後では，炉心圧力損失は自然循環流量に影響する。よって，本件に関しては(17)に含まれるものとする。

(16) 三次元効果［炉心（熱流動)］

本事故シーケンスでは，制御棒挿入失敗を仮定していることから，高い出力が長期にわたって継続する。本物理現象は，炉心流量の変化，炉心入口サブクーリングの変化，ＥＣＣＳによる上部プレナムへの注水等によって，原子炉内での径方向の燃料集合体間流量配分が時間を追って変化する現象も指している。しかしながら，プラント全体としての原子炉出力は炉心平均ボイド率の変化でほぼ決まることが，これまでの多くのＲＥＤＹコードによる実機試験結果の再現解析から確認されており，さらに，本事故シーケンスでは径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられるため，どの評価指標に与える重要度も低いと考えられる。

また，本事故シーケンスでは，出力が高く炉心流量が低い運転領域を経過する期間があり，この期間に中性子束振動現象（(6) 参照）及び炉心流量の振動現象（高出力チャンネルでの流量振動現象を含む）が生じる可能性がある。この期間では炉心流量を支配するのは強制循環力又は

自然循環力であり，中性子束振動が炉心流量の振動現象へ及ぼす影響は小さいと考えられるが，核と熱水力現象は相互に関連する事象であることを鑑み，評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度を三次元効果［炉心（核)］と同じ中程度とし，三次元効果［炉心（核)］に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

再循環ポンプトリップにより炉心流量を低下させることで原子炉出力を抑制するが，冷却材流量変化の速さ（コーストダウン特性）は原子炉出力の抑制の速さに影響する。原子炉圧力は評価指標に対して余裕があるため重要度は低いと考えられるが，短時間領域での評価指標である燃料被覆管温度（主に，ＳＣＡＴコードのインプットとしての炉心入口流量変化）に与える重要度は高いと考えられる。

本事故シーケンスでは，再循環ポンプトリップ後に自然循環状態で高出力状態が継続する。このため，自然循環流量が原子炉出力変化に与える影響は無視できない。自然循環状態時に燃料被覆管温度が厳しくなる従来型ＢＷＲプラントの場合（主に，ＳＣＡＴコードのインプットとしての炉心入口流量，原子炉出力)，長時間領域での格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると逃がし安全弁から蒸気が放出され，圧力上昇を緩和する。短時間領域では，逃がし安全弁から放出される蒸気流量は，原子炉圧力最大値を左右するものであり，原

子炉圧力の評価指標に与える重要度は中程度と考えられるが，燃料被覆管温度の評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

一方，長時間領域では，逃がし安全弁から放出される蒸気流量が多いと格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度へ与える重要度が高いと考えられるが，これに伴い原子炉圧力が低下し，早く逃がし安全弁が閉鎖することになることから，総合すると重要度は低いと考えられる。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

ここで取り扱うべき沸騰・凝縮・ボイド率変化の物理現象は，炉心シュラウド外の状態である。短時間領域の注目パラメータである原子炉圧力及び燃料被覆管温度は炉心内の出力変動に伴うものであり，また長時間領域の注目パラメータである格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度は，原子炉から放出される蒸気量に起因したものである。このため本事故シーケンスでは炉心以外の沸騰・凝縮・ボイド率変化は炉心内の状態変化に直接的な影響はないことから評価指標に与える重要度は低いと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

(21) 気液熱非平衡［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

これらの物理現象については，炉心流量変化に影響する要因は，炉心外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため，炉心外領域での気液分離（水位変化）・対向流，気液熱非平衡が，原子炉出力に与える影響は小さく，どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(22) 圧力損失［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

炉心シュラウド外の圧力損失は，(15)の炉心圧力損失と同様に，再循環ポンプトリップ時の流量変化速度，トリップ後の自然循環流量に影響する。よって，本件に関しては，(17)で考慮する。

(23) 構造材との熱伝達［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

原子炉スクラム失敗を仮定しているため，原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため，原子炉ドーム部を含む炉心シュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は，どの評価指標に対しても主要な物理現象とはならない。

(24) ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

本事故シーケンスでは，給水ポンプの停止，予備給水ポンプ等も考慮しており，これらは炉心入口サブクーリングの変化に起因した原子炉内ボイドの変化，原子炉水位の変化に起因した炉心流量の変化となって原子炉出力に影響を及ぼす。また，原子炉水位低下等によりＥＣＣＳの起動を想定しているため，ＥＣＣＳの注水量は原子炉水位の上昇及び炉心流量の変化に影響する。また，主蒸気隔離弁が誤閉止して給水加熱器への加熱蒸気が遮断されると，給水温度が低下して原子炉出力上昇につながる。

短時間領域での原子炉圧力の評価指標への影響はないと考えられるが，燃料被覆管温度（主に，ＳＣＡＴコードのインプットとしての炉心入口エンタルピ)，長時間領域での格納容器圧力及び原子炉格納容器のプ

ール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(25) ほう酸水の拡散［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

過去のほう酸水の拡散に係わる試験により得られている知見から，上部プレナム部から注入されるほう酸水は，炉心流量が小さい場合は一度炉心周辺部を下降した後に炉心に戻るルートを通って拡散する。炉心流量が増加してくると，上記に加え，上部プレナム部から注入されたほう酸水が炉心に直接入ることなく，一度炉心シュラウド外を循環し混合されてから，下方から炉心に入るほう酸水の割合が増えてくる。炉心流量がさらに増加すると全量が炉心流量と共に一度上昇し，炉心シュラウド外を循環し混合されてからダウンカマを下降し下方から炉心に入る。なお，ほう酸水が下部プレナムから注入される従来型ＢＷＲプラントの場合は，炉心流量に係らず，常に下方から炉心に入る。原子炉スクラム失敗を仮定した事象では，長期的な事象収束において，ボロン反応度により出力を抑制するためのほう酸水注入系の起動による炉心内のほう酸水拡散は重要な現象である。したがって，長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

なお，ＲＥＤＹコードでは，三次元的な炉心挙動は模擬できないが，試験結果を反映したモデルにしていることで，物理現象に対応している。

(26) 三次元効果［原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む)］

本物理現象は，炉心以外の領域における周方向流量配分を意味しているが，炉心シュラウド外での周方向流量分布，下部プレナムでの周方向

流量分布とも，原子炉内の構造物の配置や，給水スパージャ等の構造からして，重要な物理現象とはならない。

(27) 冷却材放出［原子炉格納容器］

本物理現象自体は，原子炉格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気に関わる事象であり，原子炉から見た(18)と同じものである。

(28) 格納容器各領域間の流動［原子炉格納容器］

逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出される場合でも，原子炉格納容器内の空間部の温度は，保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで，格納容器各領域間の流動は，長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(29) サプレッション・プール冷却［原子炉格納容器］

本物理現象が短時間領域で評価指標に与える影響はないが，原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に達すると，逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水へ蒸気が放出され，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が上昇することになる。残留熱除去系がこの熱を除去することでこれらの上昇は抑制されるものの，長時間領域の格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に与える重要度は高いと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達［原子炉格納容器］

逃がし安全弁から原子炉格納容器のプール水に断続的に蒸気が放出さ

れる場合でも，原子炉格納容器内の空間部の温度は保守的に常にプール水温度と同じになると仮定することで，気液界面の熱伝達は，長時間領域の評価を行う上で重要現象とはならない。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導［原子炉格納容器］

長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するためには，これらの物理現象は考慮しない方が保守的である。

(32) スプレイ冷却［原子炉格納容器］

本事故シーケンスでは，評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために，スプレイ冷却は考慮していない。

(33) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生［原子炉格納容器］

本事故シーケンスでは，原子炉が冠水維持されていることから放射線水分解等による水素ガス及び酸素ガス発生は重要な物理現象とはならない。

(34) 格納容器ベント［原子炉格納容器］

本事故シーケンスでは，長時間領域の評価指標である格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度を厳しめに評価するために，格納容器ベントは考慮していない。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価における重要現象のランク

分類		事故シーケンスグループ / 評価指標 / 物理現象	原子炉停止機能喪失				
			短時間領域			長時間領域	
			原子炉圧力	燃料被覆管温度		格納容器圧力	原子炉格納容器のプール水温度
				REDY	SCAT*3		
炉心(核)	(1)	核分裂出力	H	H	(H)*4	H	
	(2)	出力分布変化	I	L	H	L	
	(3)	反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ，ボロン）	L／I	H／I	(H)*4	M／H	
	(4)	制御棒反応度効果	I	I	I	I	
	(5)	崩壊熱	I	I	(I)*4	M	
	(6)	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
炉心(燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	H	L	
	(8)	燃料棒表面熱伝達	L	L	H	L	
	(9)	沸騰遷移	I	I	H	I	
	(10)	燃料被覆管酸化	I	I	L	I	
	(11)	燃料被覆管変形	I	I	I	I	
炉心(熱流動)	(12)	沸騰・ボイド率変化	H	H	L	H	
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I	I	I	I	
	(14)	気液熱非平衡	I	I	M	I	
	(15)	圧力損失	*1	*1	(L)*4	*1	
	(16)	三次元効果	L	M*5	M*5	L	
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	(17)	冷却材流量変化	L	H	(H)*4	H	
	(18)	冷却材放出(臨界流・差圧流)	M	L	(L)*4	L	
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	L	L	I	L	
	(20)	気液分離(水位変化)・対向流	I	I	I	I	
	(21)	気液熱非平衡	I	I	I	I	
	(22)	圧力損失	*1	*1	I	*1	
	(23)	構造材との熱伝達	I	I	I	I	
	(24)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	I	H	(H)*4	H	
	(25)	ほう酸水の拡散	I	I	I	H	
	(26)	三次元効果	I	I	I	I	
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出	*2	*2	*2	*2	
	(28)	格納容器各領域間の流動	I	I	I	I	
	(29)	サプレッション・プール冷却	I	I	I	H	
	(30)	気液界面の熱伝達	I	I	I	I	
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I	I	I	I	
	(32)	スプレイ冷却	I	I	I	I	
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	I	I	I	I	
	(34)	格納容器ベント	I	I	I	I	

*1 No.17 で評価　*2 No.18 と同一物理現象　*3 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるが，ＳＣＡＴコードで評価する物理事象であり，ここでは参考記載。
*4 ＳＣＡＴコードで評価する場合に，ＲＥＤＹコードの結果を引き継ぐ。
*5 三次元効果の模擬はＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード体系では困難であるため，米国において中性子束振動の評価実績のあるＴＲＡＣコードを使用して参考的に解析して参照する。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＲＥＤＹコードは，制御棒の異常な引き抜きを除く運転時の異常な過渡変化解析及び冷却材流量の喪失の事故解析を評価するコードである。炉心，原子炉圧力容器，原子炉圧力容器内部構造物，原子炉冷却材再循環系，主蒸気管，タービン系，原子炉格納容器等プラント全体を模擬している。炉心核特性は６群の遅発中性子を考慮した一点近似動特性方程式を適用し，中性子エネルギは１群としている。反応度モデルには制御棒，ボイド，ドップラ，スクラム及びボロンの各反応度を考慮している。また，燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力的挙動を計算する。制御系としては，圧力制御系，給水制御系及び再循環流量制御系を模擬し，また，安全保護系も模擬している。

本コードの入力は，原子炉出力，炉心流量等の初期条件，原子炉，主蒸気管等のデータ，核データ，燃料棒データ，原子炉格納容器データ，各種制御系データ等であり，出力として，原子炉出力，原子炉圧力，炉心流量，原子炉水位，格納容器圧力，原子炉格納容器のプール水温度等の時間変化が求められる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2 章において重要現象に分類された物理現象について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	核分裂出力	核特性モデル
	出力分布変化(*1)	核特性モデル
	反応度フィードバック効果	反応度モデル(*2)
	崩壊熱	崩壊熱モデル(*2)
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化(*1)	燃料棒モデル
	燃料棒表面熱伝達(*1)	
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	炉心ボイドモデル
	圧力損失(*1)	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	再循環系モデル
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし安全弁モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化(*1)	再循環系モデル
	圧力損失(*1)	
	ＥＣＣＳ注水 (給水系・代替注水設備含む)	給水系モデル
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル (*3)
原子炉格納容器	冷却材放出	逃がし安全弁モデル
	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル(*3)

(注 1) 重要現象の欄で，(*1)をつけた現象は，2 章でどの評価指標に対してもランクＬとされた現象，又は他の現象に含むとした現象である。ここでは，見易さを考えて参考までに再掲している。

(注 2) 必要な解析モデルの欄で，(*2)をつけたモデルは原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル，(*3)をつけたモデルは，現行の原子炉設置変更許可申請解析では特に必要とされなかったモデルである。

3.3 解析モデル [(1) (2) (3)]

ＲＥＤＹコードは，3.2 節で述べた重要現象を評価するための解析モデルを有しており，妥当な数値解法をもつことはこれまでの実機プラントの起動試験等でも確認され，従来の原子炉設置変更許可申請にも適用されている設計解析コードである。

各モデルの説明を以下に示す。なお，ここで説明している解析モデルは，表 3-1 に示した重要現象に分類された物理現象を評価するための解析モデルと，新適用モデルを中心に記述している。

(1) プラント動特性コード解析モデル（全体）

図 3-1 に，プラント動特性コード解析モデルの全体図を示す。

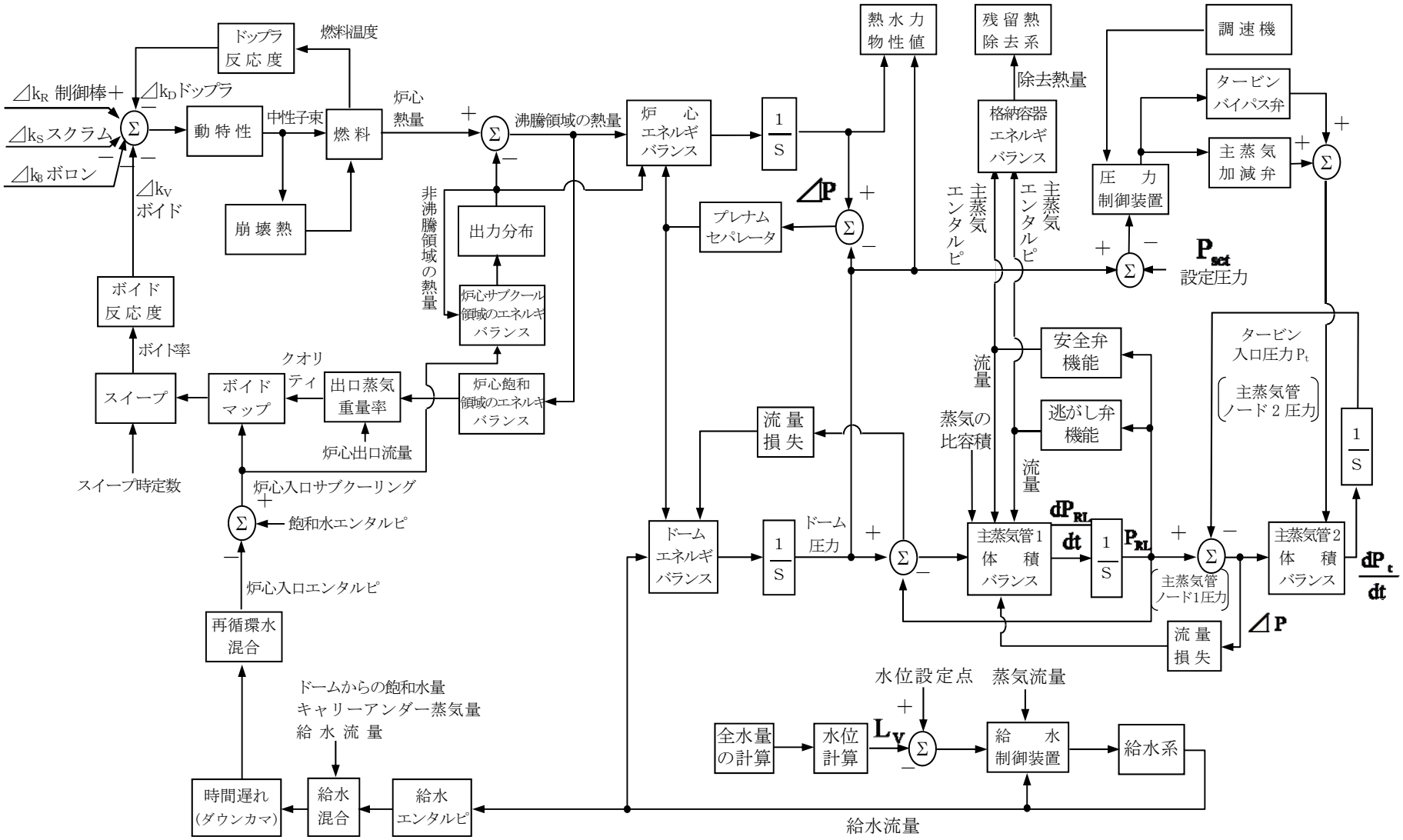


図 3-1 プラント動特性コード解析モデル（ＡＢＷＲ）

(2) 核特性モデル

一点近似動特性モデルを用いて，中性子動特性挙動を評価する。

入力として「(3) 反応度モデル」から得られる各種反応度を用いる。

a. 中性子エネルギは１群とする。

b. 中性子束は時間と空間で変数分離可能であり，中性子束の空間分布は一定である。

c. 反応度フィードバックは，平均出力の代表燃料チャンネルに基づいて計算する。

一点近似動特性モデルは次の式で表される。

$$\frac{dn}{dt} = \left(\frac{\delta_k - \beta}{\ell^*}\right)n + \sum_{i=1}^{6} \lambda_i C_i$$

$$\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\ell^*} n - \lambda_i C_i \qquad (i = 1,2,\cdots 6)$$

n	：中性子数
δ_k	：反応度
β	：全遅発中性子割合
λ_i	：各遅発中性子先行核崩壊定数
C_i	：各遅発中性子先行核密度
β_i	：各遅発中性子割合
ℓ^*	：即発中性子生成時間

ここで

$$\tau_0 = \frac{\ell^*}{\beta}, \qquad \Delta k_N = \frac{\delta_k}{\beta}, \qquad f_i = \frac{\beta_i}{\beta}, \qquad y_i = \tau_0 C_i$$

とおき，前述の式に代入すると，ＲＥＤＹコードでモデル化している次式

が得られる。

$$\tau_0 \frac{dn}{dt} = (\triangle k_N - 1)n + \sum_{i=1}^{6} \lambda_i y_i$$

$$\frac{dy_i}{dt} = f_i n - \lambda_i y_i \quad (i = 1,2,\cdots 6)$$

τ_0 ：即発中性子炉周期
$\triangle k_N$ ：正味の反応度（反応度総和）
f_i ：全遅発中性子割合に対する各遅発中性子割合
y_i ：遅発中性子群

(3) 反応度モデル

５種類の反応度（制御棒反応度，ボイド反応度，ドップラ反応度，スクラム反応度，ボロン反応度）が，「(2) 核特性モデル」で示した動特性方程式の入力となる。

制御棒反応度，スクラム反応度は外部入力として与えられる。ボイド反応度は「(6) 炉心ボイドモデル」より得られる炉心平均ボイド率の関数として，ドップラ反応度は「(5) 燃料棒モデル」より得られる燃料平均温度の関数としてテーブルで与えられる。ボロン反応度は，「(12) ほう酸水拡散モデル」より得られる。

正味の反応度$\triangle K_N$は次式で表される。

$$\triangle K_N = \triangle K_R - \triangle K_V - \triangle K_D - \triangle K_S - \triangle K_B$$

$\triangle K_R$ ：制御棒反応度
$\triangle K_V$ ：ボイド反応度
$\triangle K_D$ ：ドップラ反応度

ΔK_S ：スクラム反応度

ΔK_B ：ボロン反応度

(4) 崩壊熱モデル

原子炉出力の全てが核分裂によって直接生じるわけではない。出力の約94%は核分裂から直接生じるが，残りの約６％は燃料内に生成された放射性分裂生成物の崩壊によるものである。原子炉の全出力はｊ群の崩壊熱を仮定すると次式で表わされる。

$$n_f = \left\{ \left(1 - \sum_{i=1}^{j} K_{di} \right) + \sum_{i=1}^{j} \frac{K_{di}}{T_{di} S + 1} \right\} n$$

n_f ：原子炉全出力

K_{di} ：崩壊熱生成割合（i 群）

T_{di} ：崩壊熱等価時定数（i 群）

n ：核分裂出力，中性子個数

図 3-2 に 11 群及び４群モデルの時間変化を ANSI/ANS-5.1-1979 で表した曲線と比較して示す。

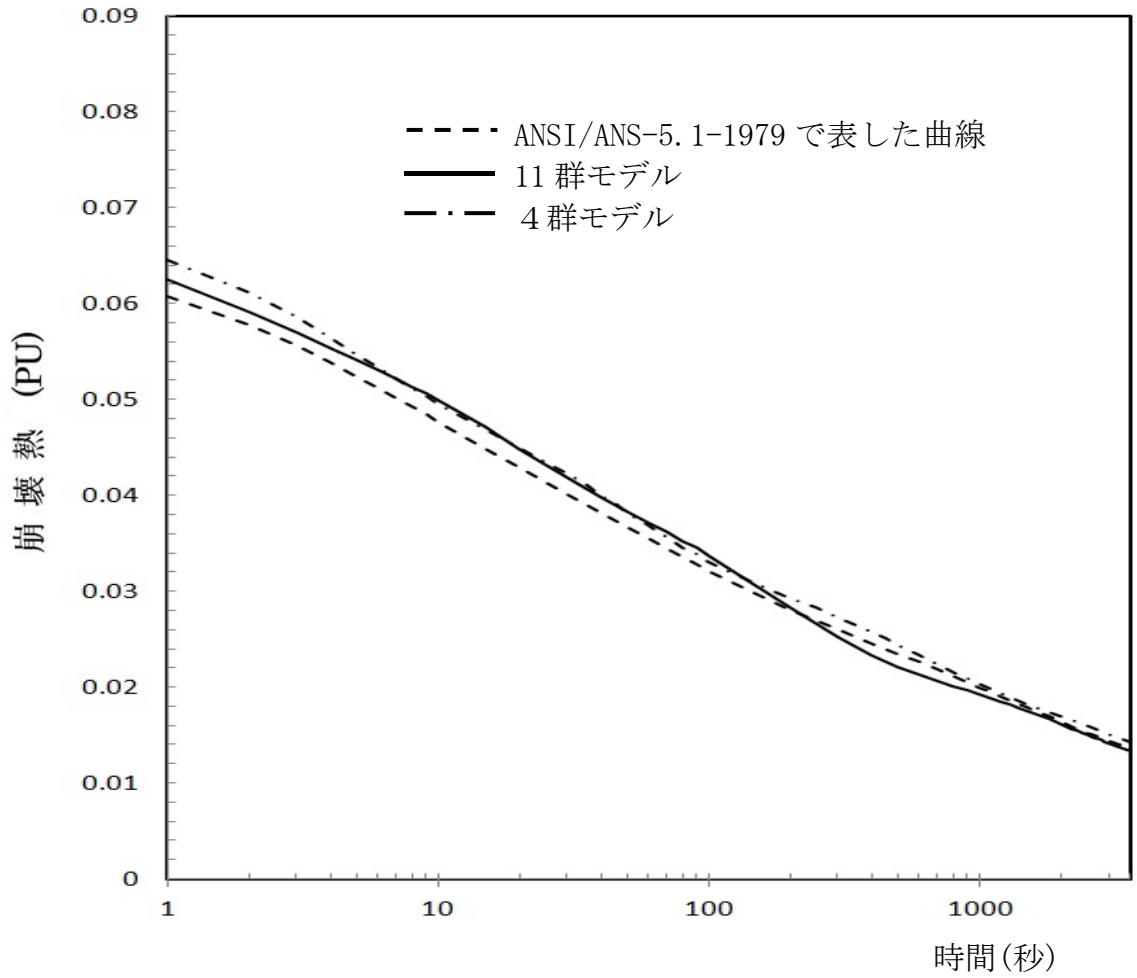


図 3-2 崩壊熱特性の比較

(5) 燃料棒モデル

原子炉内の平均的な燃料棒で代表させ，図 3-3 に示すようにその燃料棒表面を同心円状に分割し，それぞれのノードに熱伝導方程式を適用して，燃料温度，平均表面熱流束を計算する。入力としての生成熱（核分裂による即発分と崩壊熱による遅発分を考慮）は，「(2) 核特性モデル」より得られる中性子束と，「(4) 崩壊熱モデル」より得られる崩壊熱により算出している。

a. 燃料ペレット４ノード，燃料被覆管１ノード及びギャップ部１ノードとする。

b. 温度分布の空間依存性は半径方向のみとする。

c. 燃料の熱伝導度はノードの平均温度の関数とし，ノード内では一定とする。

d. 燃料の密度及び比熱は温度によらず一定とする。

e. 各ノードの温度はそのノードについて体積平均したものとする。

f. 燃料被覆管での熱発生は無視する。

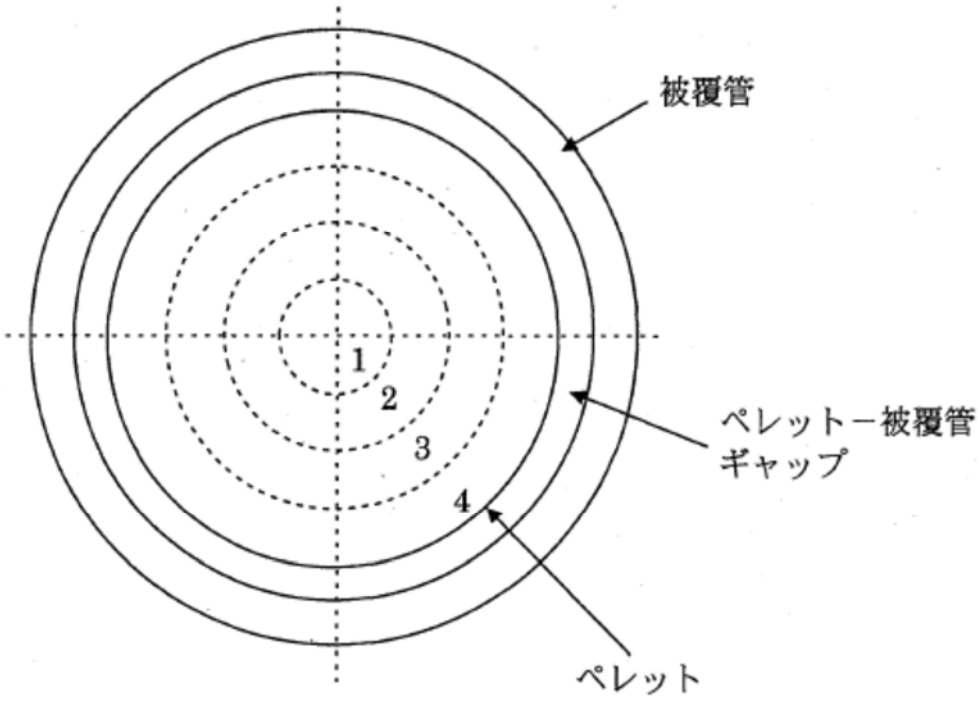


図 3-3 燃料棒モデル

ここで，燃料棒中心 R_h (=0) で，径方向の温度 T の変化は，以下の式で与えられ，

$$\left.\frac{\partial T}{\partial r}\right|_{r=R_h} = 0$$

となる。

燃料棒と燃料被覆管のギャップ間の熱流束q_Gは，燃料ギャップ実効面積A_g，燃料ギャップコンダクタンスh_g，ペレット表面の温度T_{f0}及び燃料被覆管内面の温度T_{Ci}の温度から，

$$q_G = A_g h_g (T_{f0} - T_{Ci})$$

となる。

燃料被覆管と冷却材の境界で，燃料棒被覆管熱伝導率K_{CL}，燃料表面平均熱伝達率h_B，燃料棒被覆管外側表面温度T_{C0}及び炉心の飽和温度T_{B1}とすると，

$$(-K_{CL}\frac{\partial T}{\partial r})_{r=R_r} = h_B (T_{C0} - T_{B1})$$

となる。

なお，ｉ番目のノードにおける熱収支は次のようになる。

$$\rho_f V_i C_{pf} \frac{\partial T_i}{\partial t} = (\text{流入熱量})_i - (\text{流出熱量})_i + (\text{発生熱量})_i$$

燃料棒内での熱輸送は，熱伝導が支配的であるため，q/A_rはフーリエの法則で表せる。

$$\frac{q}{A_r} = -K\frac{\partial T}{\partial r} \quad \text{又は} \quad q = -KA_r\frac{\partial T}{\partial r}$$

r　：径方向長さ

q　：単位時間当たりの通過熱量

K　：熱伝導率

A_r　：燃料棒表面積

T　：温度

V_i　：各ノードの体積

ρ_f　：燃料棒密度

C_{pf} ：燃料棒比熱

(6) 炉心ボイドモデル

炉心部はサブクール領域と飽和領域に分けて質量及びエネルギバランスを解き，炉心出口クオリティ，炉心部圧力の変化を求める。

入力としては「(5) 燃料棒モデル」から得られる熱量，「(9) 再循環系モデル」等から得られる炉心流量，炉心入口エンタルピを用いる。

a. 飽和水，飽和蒸気は熱平衡状態にあるとする。

b. サブクール領域の流体の圧縮性は無視する。

c. 炉心バイパス流（チャンネルボックス外を流れる冷却水）は炉心入口でエンタルピを保ったまま出口に達するものとする。

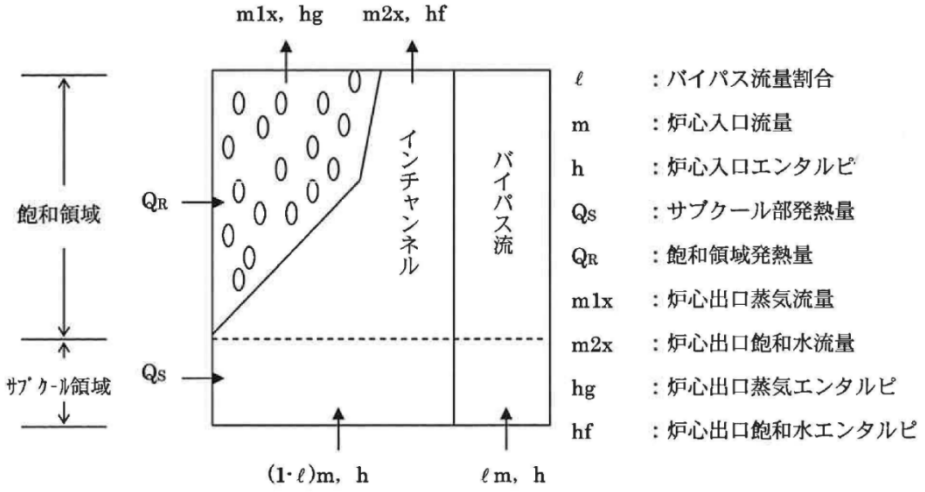


図 3-4 炉心部モデル図

上記モデルから得られる炉心出口クオリティを基に，過渡状態の炉心平均ボイド率を求める。

a. ボイドモデルは炉心を一点に近似した集中定数モデルとする。

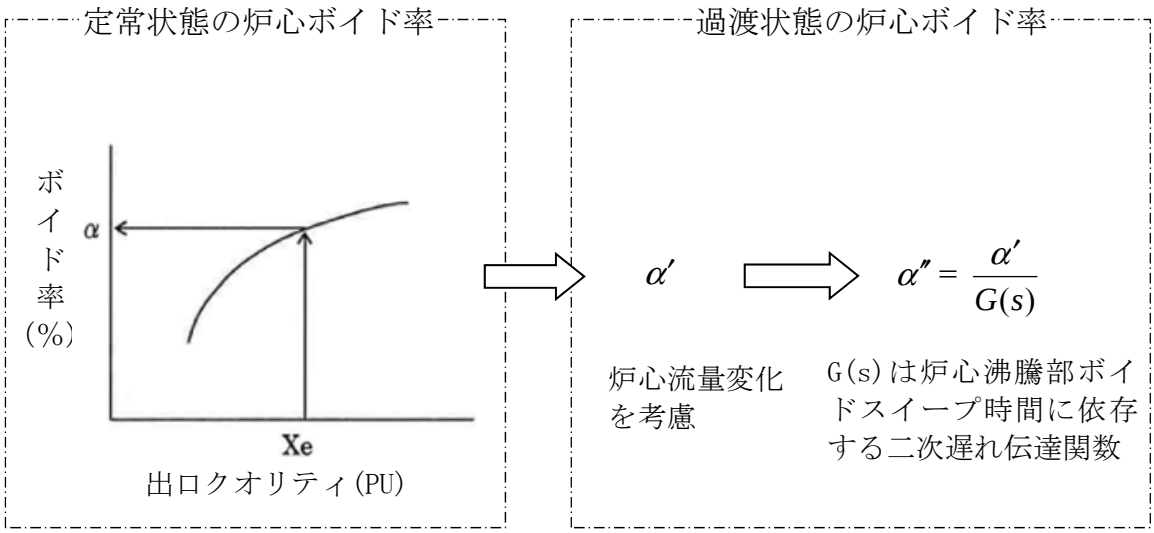
b. 定常状態の炉心平均ボイド率 α を出口クオリティ等の関数として求める。

c. 過渡変動に伴う炉心平均ボイド率は，炉心流量mの変化を考慮した補正後のボイド率（α'）として次式で求める。

$$\alpha' = \alpha - (A + Bm + Cm^2) \qquad (A, B, C \text{ は定数})$$

さらに，これに二次遅れ伝達関数で模擬しボイド率（α''）とする。

d. 炉心圧力変化を考慮する。



(7) 蒸気ドーム部モデル

ベッセル圧力ノードについてのセパレータ流量，キャリーアンダー流量を考慮して質量及びエネルギバランスを解いてその圧力変化を求め，ドーム部圧力と主蒸気管圧力から主蒸気流量を計算する。

入力として「(11) 給水系モデル」からの給水流量，またセパレータモデルからセパレータ流量，キャリーアンダー流量を用いる。

a. 給水とバルク水の混合には時間遅れはないものとする。

b. バルク領域の液体は圧力が上昇過程にあり，キャリーアンダー質量がゼロの時を除いて飽和状態にあるものとする。

c. セパレータ内の液体は常に飽和状態にあるものとする。

(8) 主蒸気管モデル

主蒸気管部のベッセル出口から主蒸気隔離弁までと，主蒸気隔離弁から主蒸気加減弁までの２ノードに分割する。主蒸気管内では蒸発，凝縮のいずれも生じないと仮定して質量及び体積バランスを解き，各ノードの圧力変化を求める。入力として「(7) 蒸気ドーム部モデル」で得られる主蒸気流量，圧力制御系モデルから得られるタービンバイパス弁開度や主蒸気加減弁開度を用い，また，主蒸気隔離弁が閉止する場合は主蒸気隔離弁閉止特性を外部入力として与える。

a. 逃がし安全弁（逃がし弁機能）は設定圧に達すると開放し始める。

b. 主蒸気加減弁及びタービンバイパス弁は圧力制御系モデルで制御される。

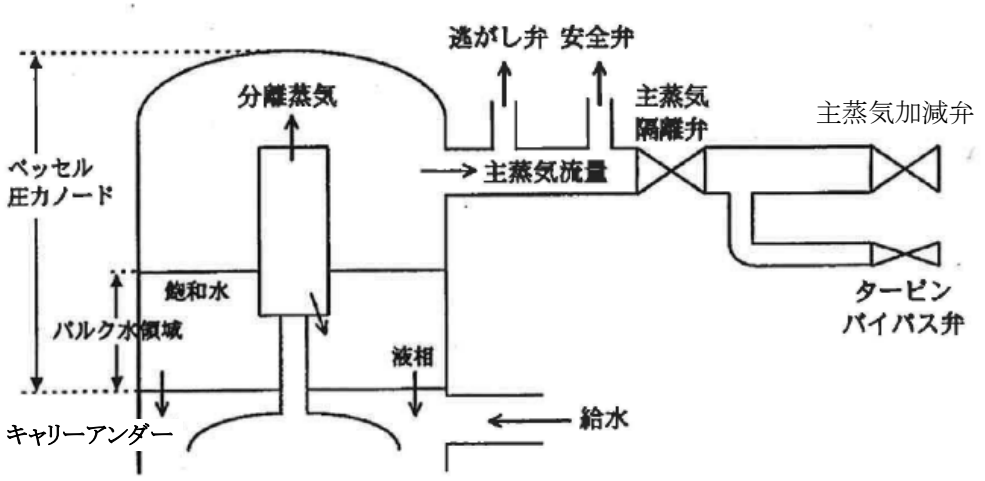


図 3-5 主蒸気管モデル

ここで，逃がし安全弁が設置されている主蒸気管部の圧力の変化率を表わす式は，主蒸気管中では凝縮も蒸発も起こらないと仮定したときの質量と体積バランスの式から得られ，主蒸気隔離弁流量は弁開度変化に伴う時間関数で与えられる。なお，逃がし安全弁流量は「(10) 逃がし安全弁(逃

がし弁機能)モデル」から求められる。

$$\dot{P}_{RL} = \dot{P}_2 - \frac{1}{V_{LI}} \frac{dP}{d\rho_{gR}} (m_{13} - m_{RV} - m_{ISO})$$

P_{RL} ：主蒸気管圧力

P_2 ：原子炉ドーム圧力

V_{LI} ：主蒸気管体積

ρ_{gR} ：密度

m_{13} ：原子炉出口流量

m_{RV} ：逃がし安全弁（逃がし弁機能）流量

m_{ISO} ：主蒸気隔離弁流量

(9) 再循環系モデル

ダウンカマ，下部プレナム，再循環ポンプ，炉心部，セパレータ等原子炉一巡の圧力損失係数，再循環ポンプ吐出圧力，炉心シュラウド内外のヘッド差及び慣性に従って再循環流量を計算する。また，ポンプ慣性とトルクよりポンプの運動方程式を解き，ポンプ回転速度を計算する。再循環流量とポンプ回転速度は，ポンプ流量に依存する吐出圧特性及び負荷トルク特性を通じて相互に関連する。また，再循環ポンプの回転速度は，再循環流量制御系モデルから得られる速度要求信号が本モデルのインプットとなる。

(10) 逃がし安全弁（逃がし弁機能）モデル

逃がし安全弁は原子炉圧力容器内の圧力が設定点を超えた時に作動し，原子炉内圧力が高くなることを防ぐ。その位置は主蒸気隔離弁よりも原子炉側に位置する。逃がし安全弁は，開く圧力と再び閉じる圧力とは異な

る。代表的な逃がし安全弁特性を図 3-6 に示す。

定格の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能動作時）の合計 m_{RC} は，初期圧における個々の逃がし安全弁容量から得られる。

$$m_{RC} = \sum_{i} N_{RVi} C_{RV}(P_{RL,0}) \quad （全ての開いている設定圧グループの総和）$$

弁を流れる蒸気流量は次式で表わされる。

$$\dot{m}_{RU} = (m_{RC} - m_{RU}) / \tau_{RV}$$

$$m_{RV} = \begin{cases} m_{RU}\left(\dfrac{P_{RL}}{P_{RL,0}}\right) & : P_{RL} > P_{RSi} \text{ か、} P_{RL} > P_{RRi} \text{ かつ } \dot{P}_{RL} < 0 \text{ のとき} \\ 0 & : \text{上記以外のとき} \end{cases}$$

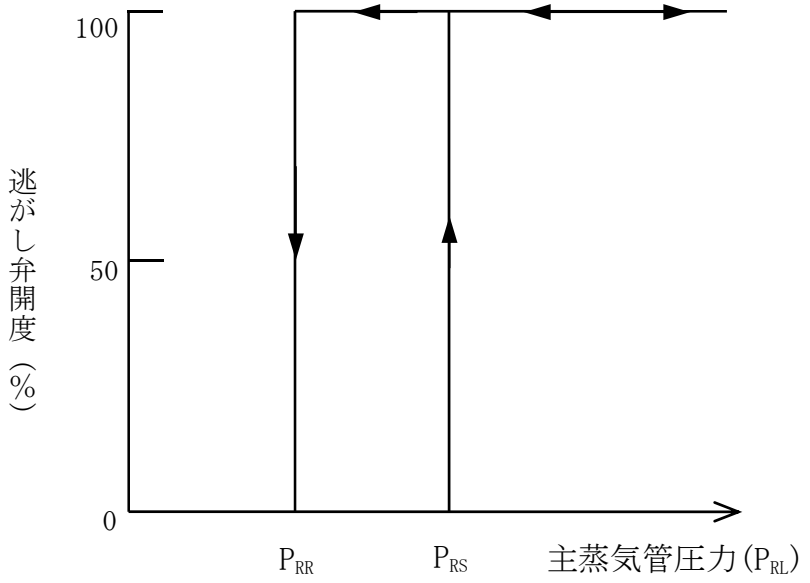


図 3-6 逃がし安全弁開度特性

m_{RC} ：逃がし安全弁流量

N_{RV} ：逃がし安全弁（逃がし弁機能）個数

$C_{RV}(P_{RL,0})$ ：圧力$P_{RL,0}$における個々の逃がし安全弁容量（逃がし弁機能）

m_{RU} ：補正前の逃がし安全弁流量

τ_{RV} ：逃がし安全弁時定数

m_{RV} ：補正後の逃がし安全弁流量

P_{RL} ：主蒸気管ノード１圧力

$P_{RL,0}$ ：主蒸気管ノード１初期圧力

P_{RSi} ：各逃がし安全弁吹出し圧力

P_{RRi} ：各逃がし安全弁吹止まり圧力

(11) 給水系モデル

給水流量は図 3-7 に示すように，給水制御系と給水ポンプを模擬し，原子炉水位，主蒸気流量及び給水流量の三要素の変化から求める。給水エンタルピは，「(8) 主蒸気管モデル」から得られる主蒸気流量の変化から遅れ要素を考慮して図 3-8 のように求める方法と，ヒートバランスによる給復水系各部の給水エンタルピと配管体積及び給水流量から算出し，一次遅れを考慮して図 3-9 に示す方法のいずれかを選択できる。主蒸気流量の遮断時には，どちらも給水エンタルピの低下を一次遅れと輸送遅れで模擬している点では同等であるが，図 3-8 のモデルでは給水加熱器を一つで模擬し，図 3-9 のモデルでは多段で模擬している点が異なる。

また，ＥＣＣＳはインターロックに従って設計流量が原子炉に注水され，そのエンタルピは，注入源が復水貯蔵タンクの場合は復水貯蔵タンク水温に基づくエンタルピ，原子炉格納容器のプール水の場合は「(13) 格納容器モデル」のエンタルピとなる。

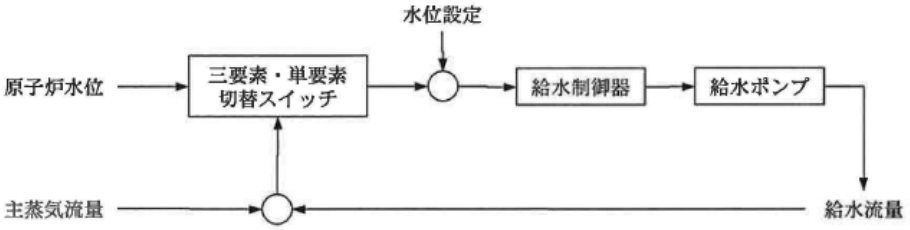


図 3-7 給水系モデル

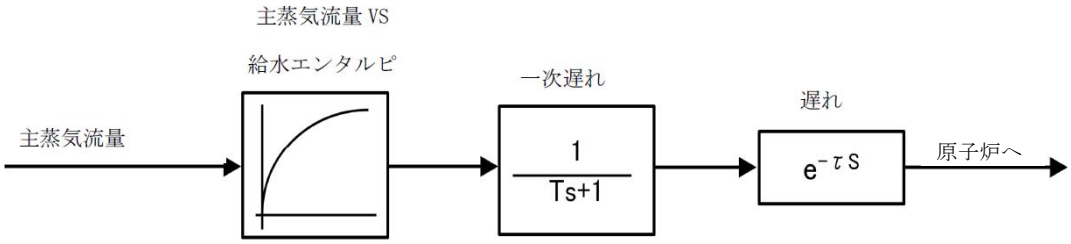


図 3-8 給水エンタルピモデル（１）

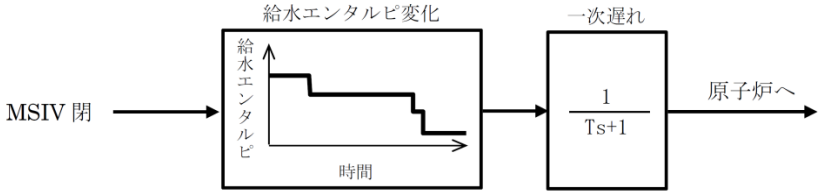


図 3-9 給水エンタルピモデル（２）

(12) ほう酸水拡散モデル

ＡＢＷＲでは，ほう酸水は，ほう酸水貯蔵タンクからほう酸水注入系配管と高圧炉心注水系（以下「ＨＰＣＦ」という。）配管を経由して，ＨＰＣＦスパージャから炉心上部に注入される。一方，従来型ＢＷＲでは，ほう酸水は，ほう酸水貯蔵タンクから配管を経由してスタンドパイプから炉心下部に注入される。

これらのモデルでは次の仮定を設ける。

a. 起動判定遅れ時間，配管でのほう酸水の輸送遅れ時間を考慮する。

b. ボロン反応度は，有効炉心（有効燃料下端から上端まで）の単位体積あたりに存在するボロンの重量（炉心内ボロン濃度）に比例する。

c. 炉心に到達するほう酸水は，炉心上部に注入されるＡＢＷＲでは炉心流量には依存せず，時間の一次関数で増加するものとする。一方炉心下部に注入される従来型ＢＷＲでは炉心流量依存（ミキシング効率）

で変わるものとし，これを図 3-10 に示す。

ボロンが炉心下部に到達した後の炉心内のボロン反応度は次式で表わされる。

$$\triangle K_B(t) = \frac{\int_0^t m_B(t)\eta_B dt}{M_0\ K_{mass}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6 \left(\frac{\triangle K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

なお，$\frac{\int_0^t m_B(t)\eta_B dt}{M_0\ K_{mass}} \times \frac{\rho_C}{\rho_{C0}} 10^6$ が炉心のボロン濃度C_Bである。

図3-10 ボロンミキシング効率（従来型ＢＷＲ）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

$\triangle K_B$　：ボロン反応度

m_B　：下部プレナムに注入されるボロン流量

η_B　：下部プレナムでのボロンミキシング効率

M_0　：初期冷却材合計量

ρ_C　：炉心内冷却材の平均密度

ρ_{C0}　：初期炉心内冷却材の密度

K_{mass}　：原子炉水位変化を考慮した冷却材量の変化比

（主蒸気管や逃がし安全弁から蒸気が流出することにより，初期冷却材合計量M_0が時間を追って変化することを考慮した無次元ファクタであり，ボロンが濃縮・希釈される影響を表す）

$\triangle K_{B\text{-}hot}$　：初期状態から高温停止までに必要なボロン反応度の合計

$C_{B\text{-}hot}$　：高温停止を達成するために必要なボロン濃度

C_B　：炉心内ボロン濃度

(13) 格納容器モデル

図 3-11 に格納容器モデルを示す。ここでは以下のことを仮定する。

ドライウェルとウェットウェル（サプレッション・プール（以下「Ｓ／Ｐ」という。）含む）は，空間的に一体と仮定する。これは，本モデルが原子炉スクラム失敗を仮定した事象の解析で使用されることを前提としており，原子炉スクラム失敗を仮定した事象の場合，原子炉の圧力上昇によって開いた逃がし安全弁から，蒸気がＳ／Ｐの水中に放出されウェットウェルの圧力がドライウェルの圧力上昇に先行し，真空破壊装置が早期に開き，開いたままになるためである。

a. 原子炉格納容器からの放熱による熱喪失は保守的に考慮しない。

b. 原子炉格納容器内の空間部の温度は，保守的に常にプール水温度と同じとする。

c. 原子炉格納容器内の空間部は，保守的に常に水蒸気で飽和しているものとする。

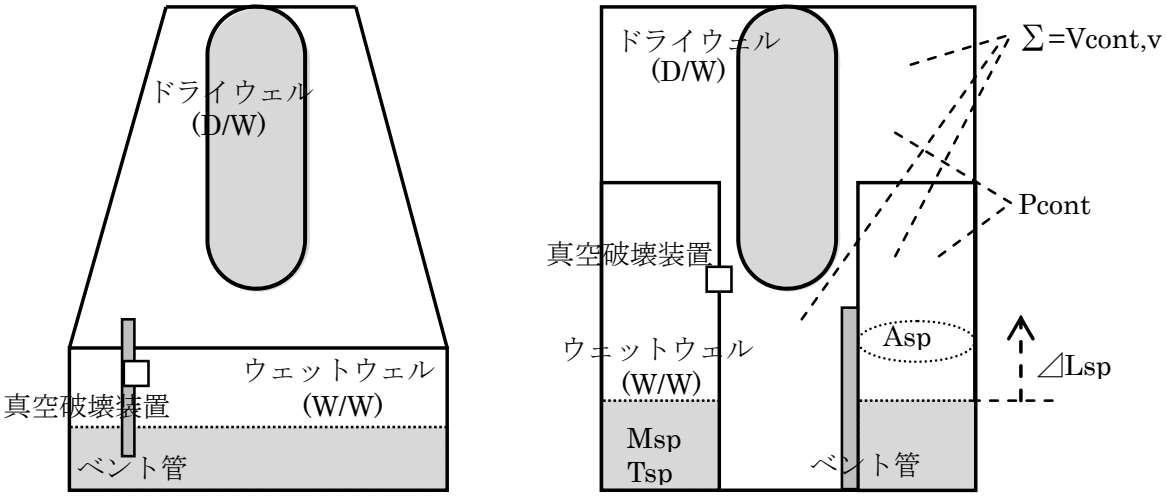


図 3-11 格納容器モデル

原子炉格納容器の質量バランスとエネルギバランスは次の式のようになる。

$$\dot{M}_{sp} = m_{RV} + m_{SV} + m_{RCICG} + m_{HPCIG} - \left(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}\right) \quad (1)$$

$$\dot{E}_{sp} = \left(m_{RV} + m_{SV}\right)h_{g2} + m_{RCICG}h_{RCICG} + m_{HPCIG}h_{HPCIG} - \left(m_{RCIC} + m_{HPCS} + m_{HPCI} + m_{HPCF}\right)h_{pool} - Q_{ex}\left(T_{sp} - T_{cool}\right) \quad (2)$$

格納容器圧力P_{cont}は，ガスと蒸気の分圧の合計に等しいので

$$P_{cont} = P_{cont,a} + P_{cont,s} \quad (3)$$

ここでガスの分圧はボイルシャルルの法則から

$$P_{cont,a} = n_m R(T_{sp} + 273)/V_{cont,v} \quad (4)$$

で計算できる。

$P_{cont,s}$ は,

$$T_{sp} = (E_{sp}/M_{sp})/C \quad (5)$$

であるので，仮定b. から， $P_{cont,s}$ は次式のように求まる。

$$P_{cont,s} = f_1(T_{sp}) \quad :蒸気表より \quad (6)$$

よって，(3)，(4)，(6)から，格納容器圧力 P_{cont} が求まる。

なお，格納容器モデルはＲＥＤＹコードの一部として組み込んでいる。この理由は次の通りである。

原子炉スクラム失敗を仮定した本事故シーケンスでは，逃がし安全弁から放出された蒸気は原子炉格納容器のプール水中に放出され，これを受けてプール水のエンタルピは次第に大きくなる。一方，残留熱除去系によるプール水の除熱はプール水のエンタルピ上昇を抑制し，ボロンの反応度抑制が支配的になってからはプール水のエンタルピを低下させる。

本事故シーケンスでは，この原子炉格納容器のプール水がＥＣＣＳにより原子炉に注入され，炉内水の温度低下に寄与することから，このような原子炉内保有水と原子炉格納容器のプール水とが連携して巡回する物理現象を解く必要があった。

M_{sp} ：Ｓ／Ｐ保有水量

m_{RV} ：逃がし弁流量

m_{SV} ：安全弁流量

m_{RCICG}　：Ｓ／Ｐに排出される原子炉隔離時冷却系（以下「ＲＣＩＣ」という。）タービン排気流量

m_{HPCIG}　：Ｓ／Ｐに排出される高圧炉心注水系（以下「ＨＰＣＩ」という。）タービン排気流量

m_{RCIC}　：ＲＣＩＣ流量

m_{HPCS}　：高圧炉心スプレイ系（以下「ＨＰＣＳ」という。）流量

m_{HPCI}　：ＨＰＣＩ流量

m_{HPCF}　：ＨＰＣＦ流量

E_{sp}　：原子炉格納容器内の水と蒸気の保有エネルギ

h_{g2}　：逃がし安全弁から排出される蒸気エンタルピ

h_{HPCIG}　：Ｓ／Ｐに排出されるＨＰＣＩタービン排気エンタルピ

h_{RCICG}　：Ｓ／Ｐに排出されるＲＣＩＣタービン排気エンタルピ

h_{pool}　：Ｓ／Ｐ水エンタルピ

Q_{ex}　：残留熱除去系等の熱除去割合

T_{sp}　：Ｓ／Ｐ水温度

T_{cool}　：残留熱除去系熱交換後の二次側温度

P_{cont}　：格納容器圧力

$P_{cont,a}$　：格納容器圧力　空気分圧

$P_{cont,s}$　：格納容器圧力　蒸気分圧

C　：Ｓ／Ｐ水の比熱

n_m　：モル数

R　：気体定数

$V_{cont,v}$　：原子炉格納容器の空間体積（Ｓ／Ｐの水が占める部分を除く）

3.4 入出力

ＲＥＤＹコードの主要な入出力パラメータを図 3-12 に示す。ＲＥＤＹコードのインプットデータは以下のとおり構成される。

(1) 前処理コードからＲＥＤＹコードへのインプット

(核データ)

① ボイド反応度

② ドップラ反応度

③ ボロン反応度

④ その他の動特性パラメータ

(燃料物性データ)

① 炉心平均ギャップ熱伝達係数

(熱水力データ)

① 炉心圧損係数

② ボイドマップ

(2) 前処理コードを用いないインプット

(原子炉幾何形状)

① 原子炉，原子炉内部構造物，主蒸気管等の寸法

(炉心仕様)

② 燃料棒に関するデータ（外径，内径，熱伝導度，比熱等）

③ 出力分布，蒸気表等の熱水力関係データ

(機器・設備仕様)

④ 各種の弁の特性

⑤ 再循環ポンプ等のデータ

⑥ ほう酸水注入系に関するデータ

（制御系仕様）

⑦ 各種の制御系に関するデータ

（格納容器形状）

⑧ Ｓ／Ｐ水温度，ドライウェル空間容積等の原子炉格納容器に関するデータ

（初期運転条件）

⑨ 運転条件データ（原子炉出力，主蒸気流量，炉心流量，原子炉圧力等）

（外乱条件）

⑩ 外乱条件（過渡変化起因条件等）

(3) ＲＥＤＹコードのアウトプットその１

プラント動特性解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

① 中性子束

② 平均表面熱流束

③ 主蒸気流量

④ タービン蒸気流量

⑤ 給水流量

⑥ 炉心流量

⑦ 再循環ポンプ流量

⑧ 原子炉圧力

⑨ 原子炉水位

⑩ 逃がし安全弁流量

⑪ タービンバイパス弁流量

⑫ 炉心入口エンタルピ

⑬ 炉心平均ボイド率

⑭ 格納容器圧力

⑮ 原子炉格納容器のプール水温度

(4) ＲＥＤＹコードのアウトプットその２

ＳＣＡＴコードへ以下のデータを渡すことにより，燃料被覆管温度評価を実施する。

① 炉心入口流量

② 出力

③ 炉心圧力

④ 炉心入口エンタルピ

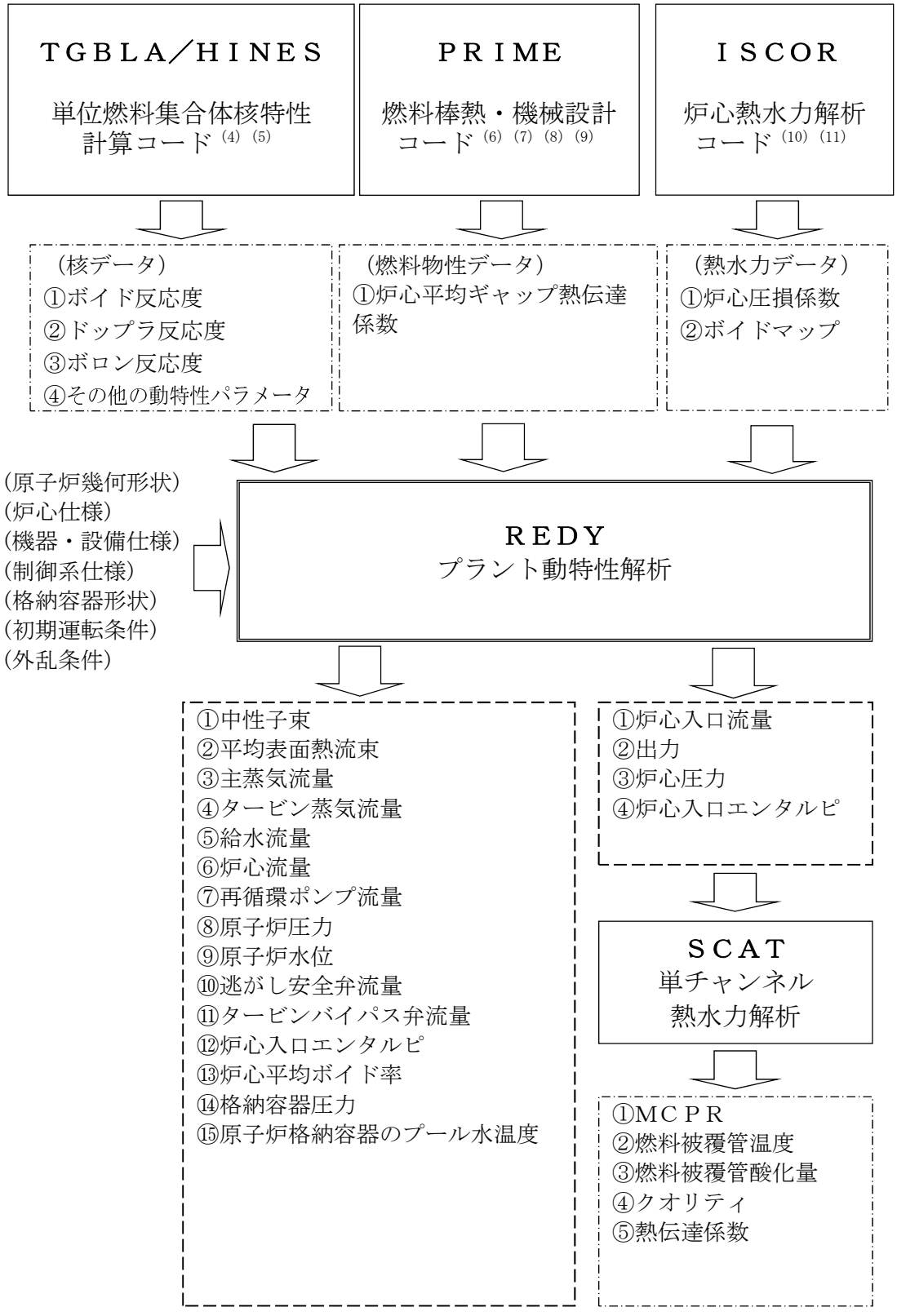


図 3-12 ＲＥＤＹコードの主要な入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

2 章で重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4-1 の評価マトリックスに示す。ＲＥＤＹコードは，運転時の異常な過渡変化におけるプラント全体の挙動を評価する解析コードであり，実機プラントの起動試験（以下「実機試験」という。）の結果との比較によっても妥当性確認が行われているが，本資料ではこれを含めて原子炉スクラム失敗を仮定した評価に着目して妥当性を確認する。

以下の各節にて適宜参照する国内ＡＢＷＲに対する実機試験結果とＲＥＤＹコード（REDY Ver.2）による解析結果との比較を初めに列挙しておく。ただし，必要に応じて従来型ＢＷＲの実機試験結果とＲＥＤＹコード（REDY Ver.1）による解析結果との比較も併用している。

これらの実機試験解析では，初装荷燃料炉心（ＢＯＣ－１）の核定数やボイドマップ，実機試験の結果から得られた各種の機器・弁特性（開度特性やポンプ慣性含む），制御ロジックで使用するデータに実機セット値等を使用している点が，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止での解析条件とは異なる。しかしながら，これらの違いがパラメータの変化の大きい原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析に与える影響は無視できる。また，主蒸気隔離弁が初期に閉鎖することから圧力制御系は評価結果に影響を与えず，給水流量制御系の動作も，本評価解析のように給水ポンプトリップや予備機が起動（その後ランアウト流量制限がかかる）する場合には期待されない。再循環流量制御系に関しては，実機試験は手動モードであるが本事象では自動としている。これは，手動モードにすると，出力が高く維持され放出蒸気が多く原子炉水位低で早期に再循環ポンプがトリップし，結果として出力が小さく評価されるためであ

る。

図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法（評価マトリックス）

分類	重要現象		計算モデル	妥当性確認 （着目パラメータ）
炉心 （核）	核分裂出力		核特性モデル	図 4-1，図 4-4～図 4-7 （中性子束変化）
	反応度フィードバック効果		反応度モデル （ボイド・ドップラ）	
			反応度モデル （ボロン）	図 4-26～図 4-33
	崩壊熱		崩壊熱モデル	図 4-8
炉心 （熱流動）	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	図 4-1，図 4-3 図 4-5～図 4-7 （中性子束，水位変化） 図 4-9～図 4-16
原子炉圧力容器 （逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	コーストダウン特性	再循環系モデル	図 4-1～図 4-2 （炉心流量変化）
		自然循環流量		図 4-2，図 4-17，図 4-18 （炉心流量）
	冷却材放出 （臨界流・差圧流）		逃がし安全弁モデル	図 4-3 （逃がし安全弁流量）
	ＥＣＣＳ注水 （給水系・代替注水設備含む）		給水系モデル	図 4-4，図 4-6 （給水流量変化時の中性子束） 図 4-19～図 4-21
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	図 4-22～図 4-33
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却		格納容器モデル	基礎的な物理法則を適用したモデルであるため式確認とした。

(1) 実機インターナルポンプ３台トリップ試験

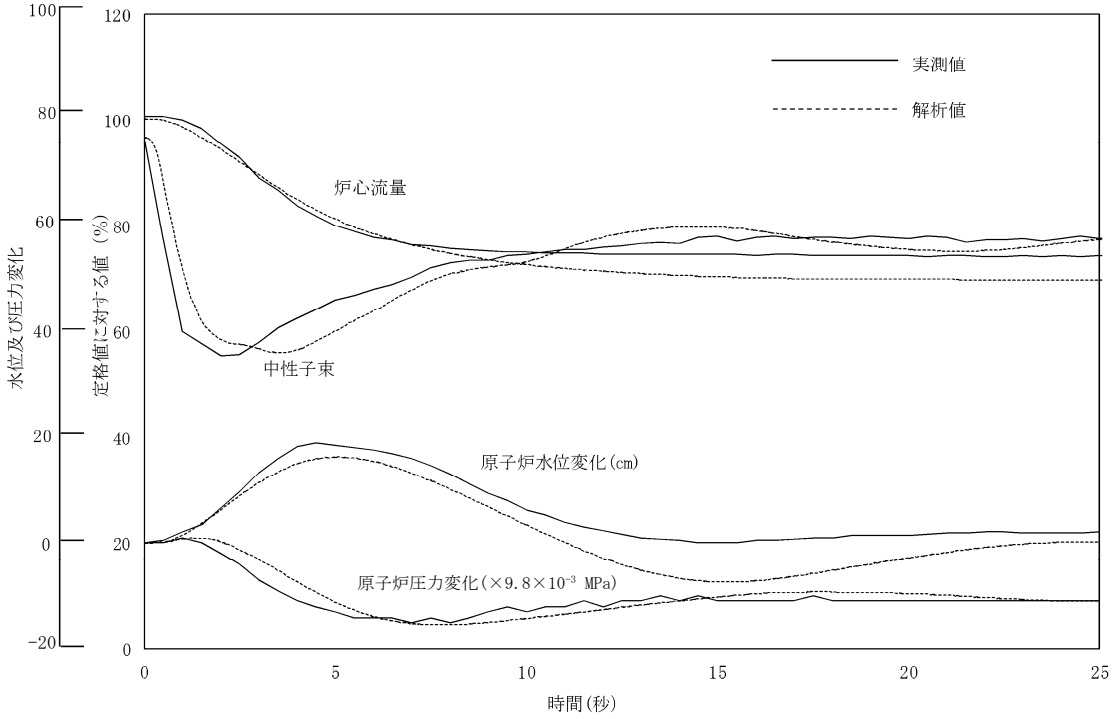


図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，常用高圧母線の故障等の発生を模擬し，常用高圧母線に接続するインターナルポンプを３台同時にトリップさせている。

b. 実機試験結果の挙動

インターナルポンプ３台トリップにより炉心流量が急減し，再循環系が手動モードであることから，流量は回復することなく，約 70％で整定する。炉心流量の低下により中性子束も低下するが，この間プラントはスクラムしないため運転は継続している。水位は一時的に約 20cm 上昇するが，給水制御系により通常水位に制御される。

c．実機試験結果との比較

ＲＥＤＹコードの解析結果は，炉心流量，中性子束，原子炉圧力及び原子炉水位とも実機挙動の変化傾向とはどの時点でも一致している。なお，原子炉水位は過渡的に実機との変化幅の差が大きくなっているが，プラント状態が整定しつつある 25 秒付近ではその差は小さくなってきている。

(2) 実機発電機負荷遮断試験

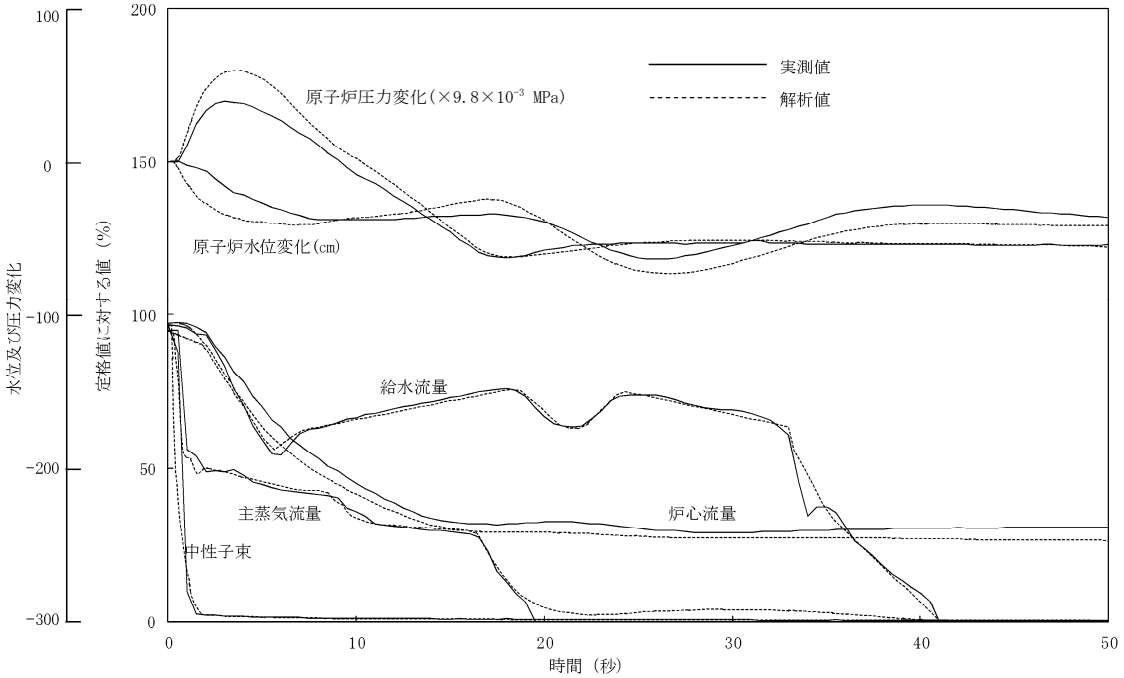


図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，送電系統の故障等により，負荷が急激に遮断された場合を模擬し，発電機負荷遮断を行っている。

b. 実機試験結果の挙動

発電機負荷遮断信号により，主蒸気加減弁の急閉，タービンバイパス弁の急開が生じ，原子炉は直ちにスクラムしている。スクラムすることにより中性子束は急激に減少してほぼゼロとなる。なお，図には示していないが，バイパス弁容量が定格蒸気流量の 33%であるため，圧力が上昇し逃がし安全弁が３弁開放している。

c. 実機試験結果との比較

ＲＥＤＹコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量，原子炉圧力及び原子炉水位とも実機試験と同様な変化となっている。原子炉圧力は解析の

方がやや高めとなっており，解析結果が保守的な評価を与えている。なお，本事象においては，給水ポンプにトリップ，予備機起動，ランアウト流量制限等が生じており，過渡的に給水制御指令信号から切り離される。こうした条件下でも実機試験の給水流量挙動を模擬するため，起動停止の流量変化がある部分では解析で得られる流量に補正をかけて再現している。

(3) 実機主蒸気隔離弁全閉試験

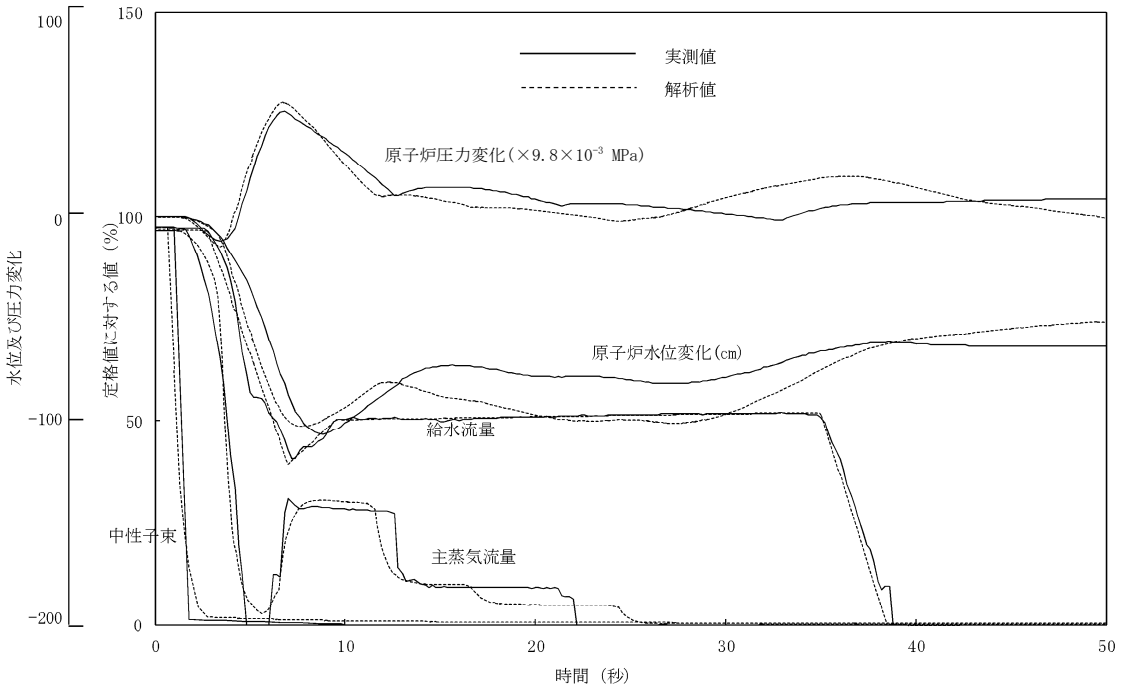


図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，原子炉水位，主蒸気流量等の原子炉系の異常，あるいは運転員の誤操作等により主蒸気隔離弁が全閉することを模擬している。

b. 実機試験結果の挙動

主蒸気隔離弁全閉により直ちに原子炉はスクラムし，主蒸気流量はゼロに，中性子束もほぼゼロになる。原子炉圧力は約 0.51MPa 上昇しているが，逃がし安全弁が６弁開放することにより圧力上昇が抑えられている。

c. 実機試験結果との比較

ＲＥＤＹコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量及び原子炉圧力とも実機の増減方向を良く模擬しており，その変化幅の差も小さい。

なお，本事象においては，事象発生直後から給水ポンプにトリップ，予

備機起動，ランアウト流量制限等が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されている。こうした条件下で実機試験の給水流量挙動を模擬するため，解析における給水流量変化を入力としている。

(4) 実機給水ポンプトリップ予備機不起動試験

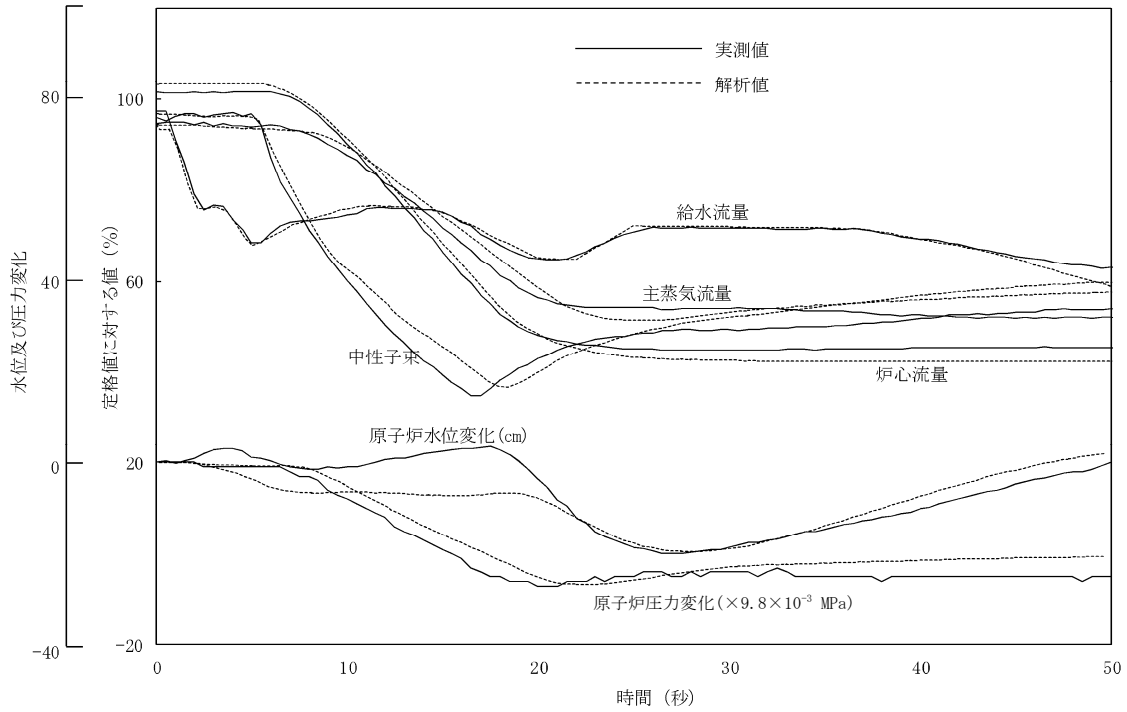


図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

a. 実機試験概要

定格出力／定格炉心流量試験点において，給復水系ポンプがトリップし，予備機が自動起動しなかった場合を模擬した。なお，水位低下を抑えるために再循環ポンプをランバックさせることで出力を低下させ，運転継続が図られている。

b. 実機試験結果の挙動

タービン駆動給水ポンプの１台がトリップし，予備のモータ駆動給水ポンプが起動しないため，給水流量が低下するが，インターナルポンプを自動ランバックさせ出力を低下させることで水位低下を抑えている。原子炉水位は約 20cm 低下した後に回復傾向となり，運転継続している。

c. 実機試験結果との比較

ＲＥＤＹコードの解析結果は，中性子束，主蒸気流量及び原子炉圧力と

も良く実機と一致している。原子炉水位は，解析の方の低下が速いが，最低水位及びその後の回復傾向は良く一致している。なお，解析における給水流量変化は，給水ポンプにトリップ及びランアウト状態が生じ，過渡的に給水制御指令信号から切り離されているため，実機に合わせた給水流量変化を入力している。

(5) 実機再循環流量制御系速度設定点変更試験

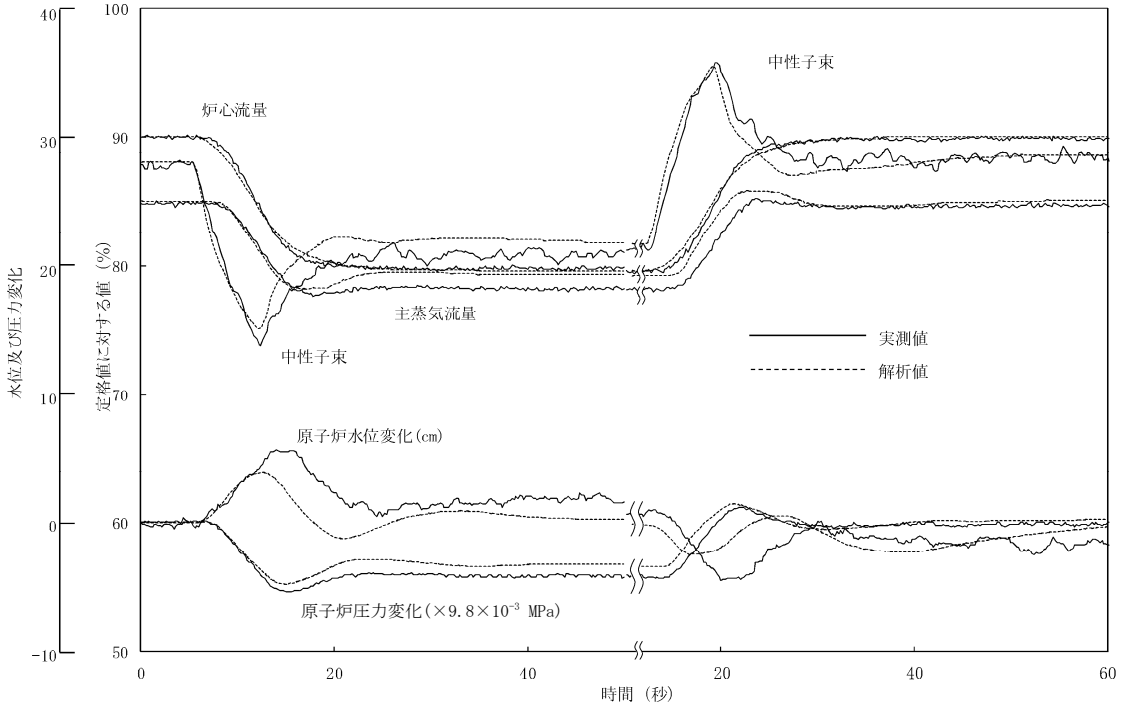


図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験
（定格出力：±10%設定点変更）

a. 実機試験概要

90%出力／90%炉心流量試験点において，再循環流量制御系の再循環ポンプ速度設定を－10%，＋10%ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

炉心流量の－10%の変化に対して，中性子束は低下して過渡的にアンダーシュートした後，炉心流量の整定に伴い一定となる。原子炉水位，原子炉圧力等のパラメータも過渡的に変化するがその後安定状態となっている。炉心流量＋10%も同様である。

c. 実機試験結果との比較

再循環流量を±10%変化させた例である。炉心流量の増減により中性子束は急激に変化しているが，炉心流量の整定に伴い安定に整定している。ＲＥＤＹコードの解析結果は，実機試験結果と良く一致している。

(6) 実機給水制御系水位設定点変更試験

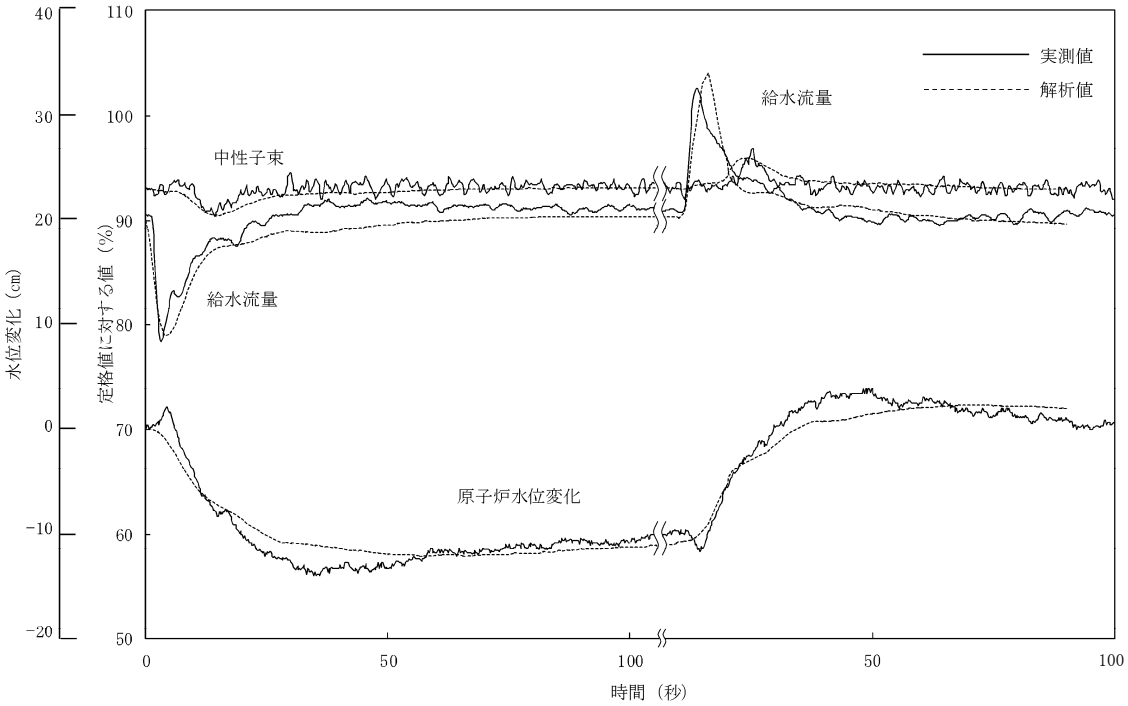


図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験
（定格出力：±10cm 設定点変更）

a. 実機試験概要

90％出力／90％炉心流量試験点において，給水制御系の水位設定値を－10cm，＋10cm ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

水位設定値の－10cm 変更に対して，給水流量が減少して原子炉水位が低下する。その後目標水位に達すると各パラメータは一定となる。水位設定値＋10cm 変更も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉水位を±10cm 変化させた例であり，ＲＥＤＹコードの解析結果は，実機試験結果と良く一致している。

(7) 実機圧力制御系圧力設定点変更試験

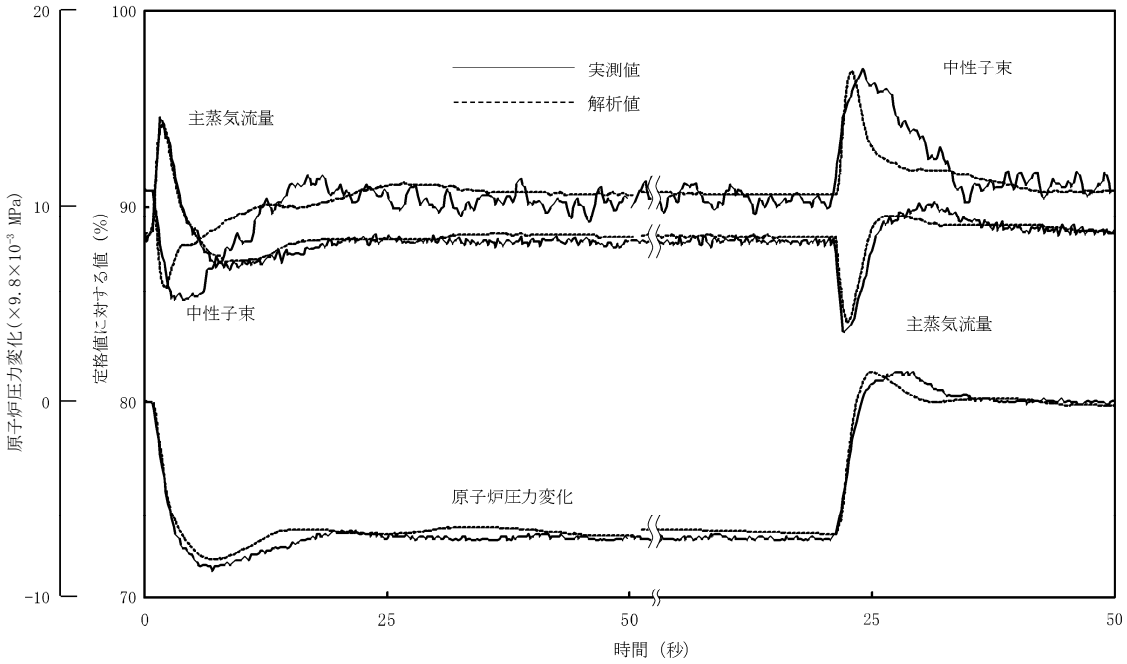


図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験
（定格出力：±0.069MPa 設定点変更）

a. 実機試験概要

90％出力／90％炉心流量試験点において，圧力制御系の圧力設定値を－0.069MPa，＋0.069MPa ステップ状に変化させている。

b. 実機試験結果の挙動

原子炉圧力の－0.069MPa の変化に対して，主蒸気流量，中性子束は過渡的に変化した後，原子炉圧力の整定に伴い一定となる。原子炉圧力＋0.069MPa も同様である。

c. 実機試験結果との比較

原子炉圧力を±0.069MPa 変化させた例であり，ＲＥＤＹコードの解析結果は，実機試験結果と良く一致している。

4.2 炉心（核）における重要現象の妥当性確認

炉心（核）に対する重要現象は，核分裂出力，反応度フィードバック効果及び崩壊熱であり，ＲＥＤＹコードでは，これらを評価するモデルとして，

・核特性モデル（一点近似動特性モデル）

・反応度モデル（ボイド，ドップラ及びボロン）

・崩壊熱モデル

を採用している。

4.2.1 核特性モデルと反応度モデル（ボイド，ドップラ）の妥当性確認

(1)実機試験結果との比較による妥当性確認

ＲＥＤＹコードの核特性モデルは一点近似動特性モデルを採用しており，方程式自体は机上又は実験解析で検証されている公知のものである。実機の原子力発電プラントに，この一点近似動特性モデルを適用した場合，正しい核定数及び適切な反応度フィードバックが与えられた条件下において，実機試験の中性子束応答を良く模擬できることは，これまで国内外での多数の実機試験との比較で確認されている。この妥当性確認は核特性単独モデルではできず，核特性モデル，反応度モデルに加え他の熱水力モデル等との総合効果として確認される。

核特性モデルの妥当性を確認することが目的であるため，ここで引用する実機試験結果は，原子炉がスクラムしない場合の以下の事象が参照対象となる。

図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

本事故シーケンスで作動する再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減による炉心内ボイド率増加に伴う出力抑制模擬能力は図 4-1，図 4-5 から，給水流量変化（ＥＣＣＳ注水）から生じる炉心入口サブクーリング変化に伴う炉心内ボイド率増減に伴う出力変化の模擬能力は図 4-4，図 4-6 から，圧力変更に対する出力変動模擬能力は図 4-7 からその妥当性が確認できる。

(2)反応度モデル（ボイド，ドップラ）の妥当性確認

申請解析におけるＲＥＤＹコードの反応度フィードバックは，単位燃料集合体核特性計算コードによる評価から求められた反応度係数に不確かさ等を考慮し，本事故シーケンスにおける全ての解析時間を通して同一値の保守因子として動的ボイド係数 1.25，動的ドップラ係数 0.9 を掛けて評価している。これは，本事故シーケンスの初期における現象（圧力上昇によりボイドが減少することによる出力上昇）が支配的であるためである。しかしながら，本事故シーケンスは，事象進展に伴ってプラント状態が大きく変化するため，本資料でこの妥当性を確認する。手法としては，原子炉内の物理現象が主な評価対象となる短時間領域をプラント挙動に従ってさらに三つのサブ時間領域に細分割し（添付４参照），それぞれの領域での反応度フィードバック（ボイド，ドップラ）の不確かさを求め，サブ時間領域ごとの不確かさを事象進展に伴って変更可能な機能をＲＥＤＹコードに追加して行う。

サブ短時間領域ごとの動的ボイド係数，動的ドップラ係数のそれぞれに求めた不確かさ（下限値・ノミナル値・上限値の組み合わせ）を添付５に

示す。

4.2.2　反応度モデル（ボロン）の妥当性確認

実機試験からは確認できない反応度フィードバックモデルのうち，ボロン反応度に関しては，後述する「4.4.6 ほう酸水拡散モデルの妥当性確認」でそのモデルの妥当性確認を実施している（図 4-26～図 4-33)。このモデルでは，反応度抑制に寄与する炉心内のボロン濃度変化を計算し，この濃度にインプット定数としての，高温停止に必要な「ボロン反応度／ボロン濃度（ボロン反応度添加率)」を乗じてボロン反応度に換算している。なお，ボロン反応度添加率に関する妥当性確認結果を添付６に示す。

高温停止に必要なボロン反応度は，三次元未臨界性評価を考慮しているため，その不確かさは，ほう酸水注入系の三次元未臨界性評価における停止余裕基準の 1.5%⊿k [12] [13] とする。なお，本評価は，定格運転時に臨界を保った状態を起点としており，高温停止に必要なボロン所要量は炉心の違いで大きく変化することはないため，代表的に平衡炉心で評価しているが，ここでは，炉心変更及び MOX 混在炉心の場合における装荷遅れ等に伴う高温停止に必要なボロン反応度の不確かさについても考慮し，十分余裕がある値として停止余裕基準と同等の 1.5%⊿k とした。

よって，これらの合計から３%⊿k を不確かさとした。

4.2.3　崩壊熱モデルの妥当性確認

ＲＥＤＹコードの崩壊熱は，11 群又は４群モデルで模擬し，両モデルは同等であることを 3.3 節で確認している。

以下，11 群モデルについて説明する。11 群モデルは 1979 年に米国の NUREG-1335 [14] で参照され，Idaho National Engineering Laboratory が採

用した 11 群モデルとデータを採用している。日本では，1992 年４月 28 日の原子力安全委員会，原子炉安全基準専門部会　原子力崩壊熱評価小委員会での論議により，ＡＥＳＪ推奨値を用いることも妥当との結論が得られている。本資料の図にＲＥＤＹコードで使用している崩壊熱曲線を重ね合わせたものが図 4-8 である。11 群モデルと現状のデータはＧＥモデル（1973）＋３σともほぼ同等であり，新ＡＮＳ（1979）＋２σやＡＥＳＪ推奨値よりは，わずかに高めに評価していることが確認できた。なお，図 4-8 からＲＥＤＹコードで使用している崩壊熱計算の不確かさは，１秒の時点で最大＋0.8%，－0.1%である。

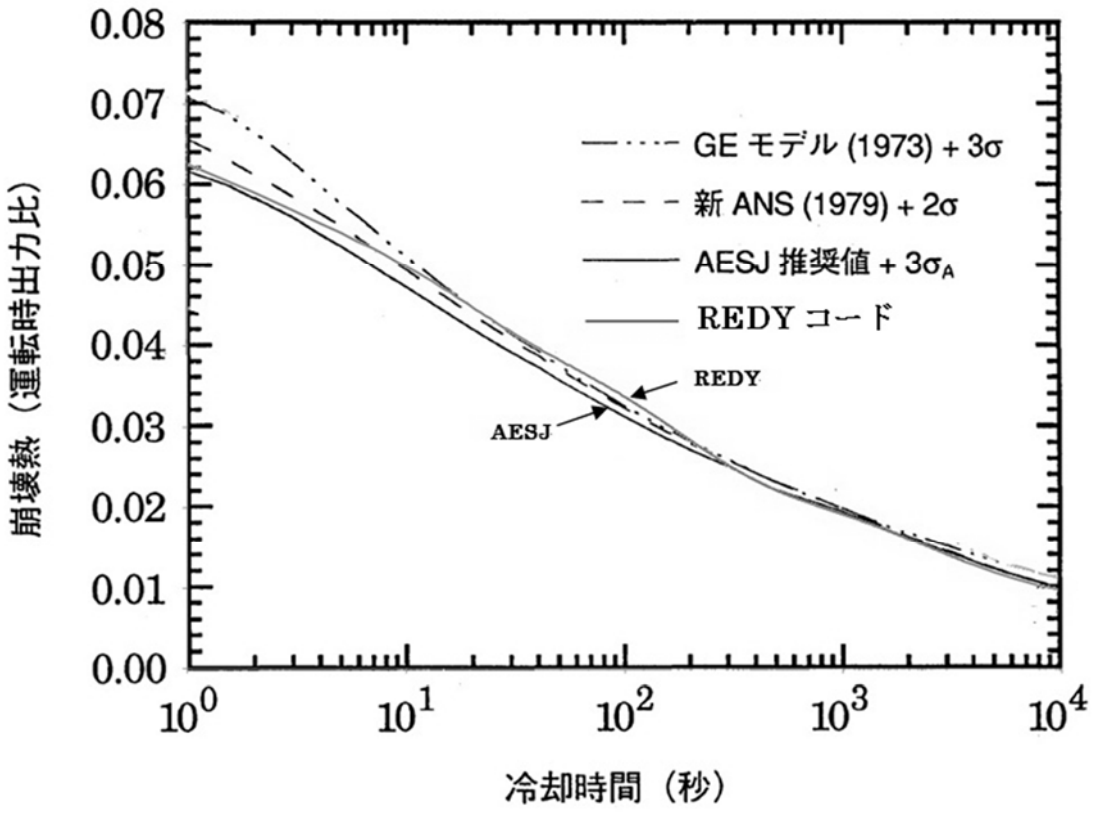


図 4-8 ＲＥＤＹコードの崩壊熱曲線と各種推奨値との比較

4.3 炉心（熱流動）における重要現象の妥当性確認

炉心（熱流動）に対する重要現象は，沸騰・ボイド率変化であり，ＲＥＤＹコードでは，炉心ボイドマップとそのスイープモデルのことである。

炉心ボイドマップは図 4-9 に示すように，定格炉心流量における炉心出口クオリティと炉心平均ボイド率との関係を，炉心入口サブクーリングをパラメータとしてまとめた関数である。過渡時の状態は，ここから得られる炉心平均ボイド率に，炉心流量補正，さらにはスイープモデルを適用して模擬している。炉心平均ボイド率へのスイープ効果は炉心入口流量の変化等を考慮した二次遅れモデル近似である。

(1) 炉心ボイドマップの妥当性

炉心ボイドマップは，定格状態において設計軸方向出力分布（平衡炉心に相当する下方ピーク）を仮定し，炉心熱水力解析コードを用いて求めている。後述の 4.3.1 節で参照している「炉心ボイドマップ確認試験」においては，実際は軸方向出力分布を下方分布，均一分布，中央分布として試験を実施している。その結果，軸方向出力分布の違いによるボイド率に与える影響の明確な差はないと結論付けている。本事故シーケンスでは，給水加熱喪失の影響を受けている間，より下方ピークとなることが知られており，設計軸方向出力分布を仮定していることの妥当性を確認するために，仮により下方ピークとなった場合のボイドマップを作成して比較した。この結果，より下方ピークを想定した場合は，同じ炉心入口サブクーリングであれば沸騰開始が早くなり，本事故シーケンス範囲での炉心ボイドマップ全体がボイド率の大きい方に並行移動する（初期の炉心ボイド率が多少高くなる）ことを確認している。ここで，プラント全体の挙動に影響を及ぼすボイド反応度の変化は，初期運転点でのボイド率の相違による影響よ

りも，主にそこからのボイド率の変化幅と変化速度による影響が支配的である。このことから軸方向出力分布の違いによる影響はボイド率の変化幅や変化速度に大きく影響するものではないため，結果としてプラント全体への影響に有意な差を与えることはないといえる。実際，添付３に示したように，本事故シーケンス解析で初期の軸方向出力分布をより下方ピークに変更した解析を実施した場合でも，評価結果に与える影響は小さいことを確認している(*1)。また，本事故シーケンス解析での高炉心入口サブクーリング側の炉心入口サブクーリング変動範囲は，従来の高温高圧での実バンドル体系での試験範囲外である。しかしながら，炉心入口サブクーリングが高まるにつれて，サブクール沸騰及び飽和沸騰開始点が下流側に移動するものの，サブクール沸騰開始後の下流側の流動状態は通常の炉心入口サブクーリング時と特に変わるものではないため，平均ボイド率を対象とした炉心ボイドマップの高炉心入口サブクーリングでの不確かさに対する影響は小さいと考えられる。

(*1)　ＲＥＤＹコードでは模擬できないが，短時間領域では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなると想定される（添付２参照)。これに伴いボイドマップも変わるものと推測され，この過渡時のボイドマップを初期炉心状態として作成し，その影響を参考解析してみると，短時間の評価パラメータは小さめに評価されることが確認できた（添付３参照)。

(2) 炉心流量補正モデルの妥当性

過渡時の炉心平均ボイド率の変化は，上記(1)の炉心ボイドマップから得られた炉心平均ボイド率に対し，炉心流量補正を加えて求める。後述の図

4-15 の試験解析結果により軸方向出力分布の影響が小さいこと,図 4-16 の試験解析結果により炉心入口サブクーリングの影響が小さいことも確認していることから， 本事故シーケンスにこのモデルを適用することの妥当性が確認された。

なお，炉心流量補正モデルの妥当性は「4.3.3 実機試験結果との比較による妥当性確認」でも示している。

(3) ボイドスイープモデルの妥当性

ボイドスイープモデルは，炉心入口流量，沸騰長等をパラメータとした，過渡時の軸方向の炉心内ボイド伝播変化を考慮したものである。ボイドスイープモデルの妥当性は，後述の 4.3.1 図 4-13 で参照している時間領域での試験結果，図 4-14 で参照している周波数特性での試験結果より確認している。さらに前述の 4.1 で示した実機試験結果（ボイドスイープのモデルのパラメータである炉心入口流量等を変えた場合）に対する模擬能力が十分高いことを，計測可能な中性子束変化を通して総合的に確認している。

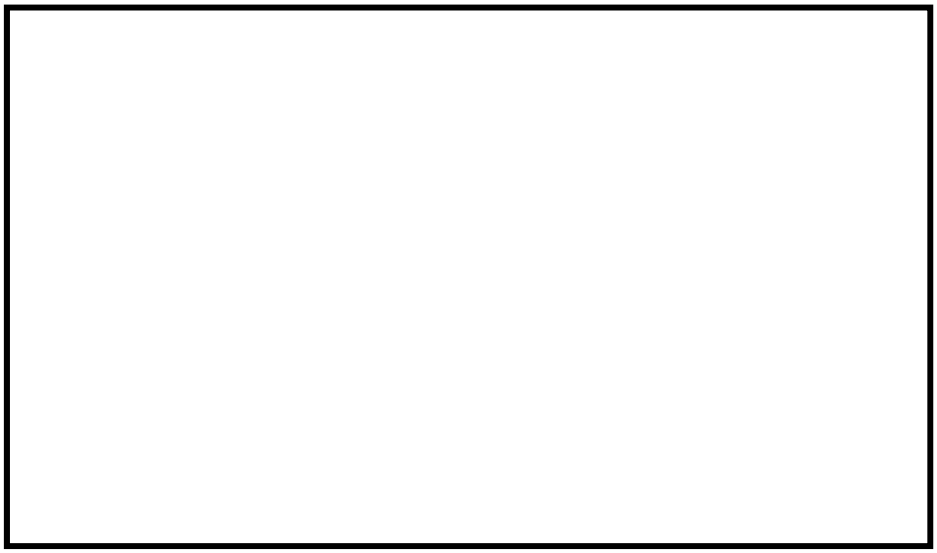


図 4-9 ボイドマップの例 [15]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3.1　炉心ボイドマップ確認試験

図 4-10 及び図 4-11 に，日本国内で実施された試験装置系統図及び試験部を示す。□

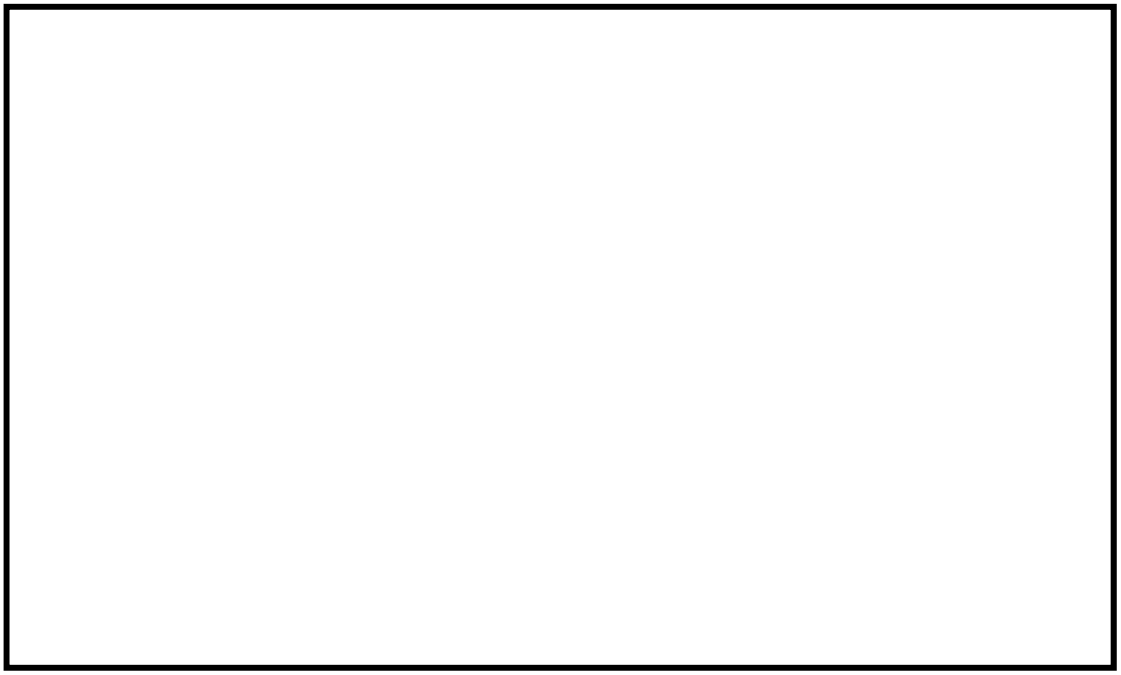


図 4-10 試験装置系統図□

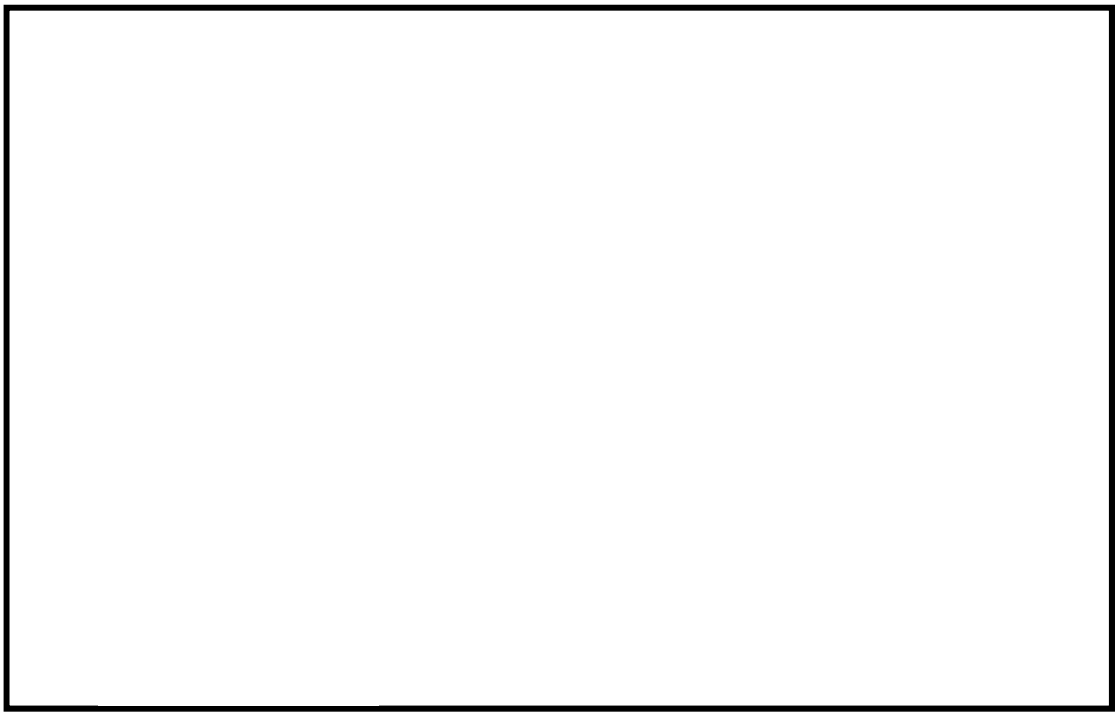


図 4-11 試験部概要図と解説□

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-12 に，実機定格流量相当における定常状態のボイド試験結果について，試験結果で得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係を示す。図中，ＲＥＤＹコードにおける設計式の値を実線で示すが，試験結果と良く一致していることが確認されている。

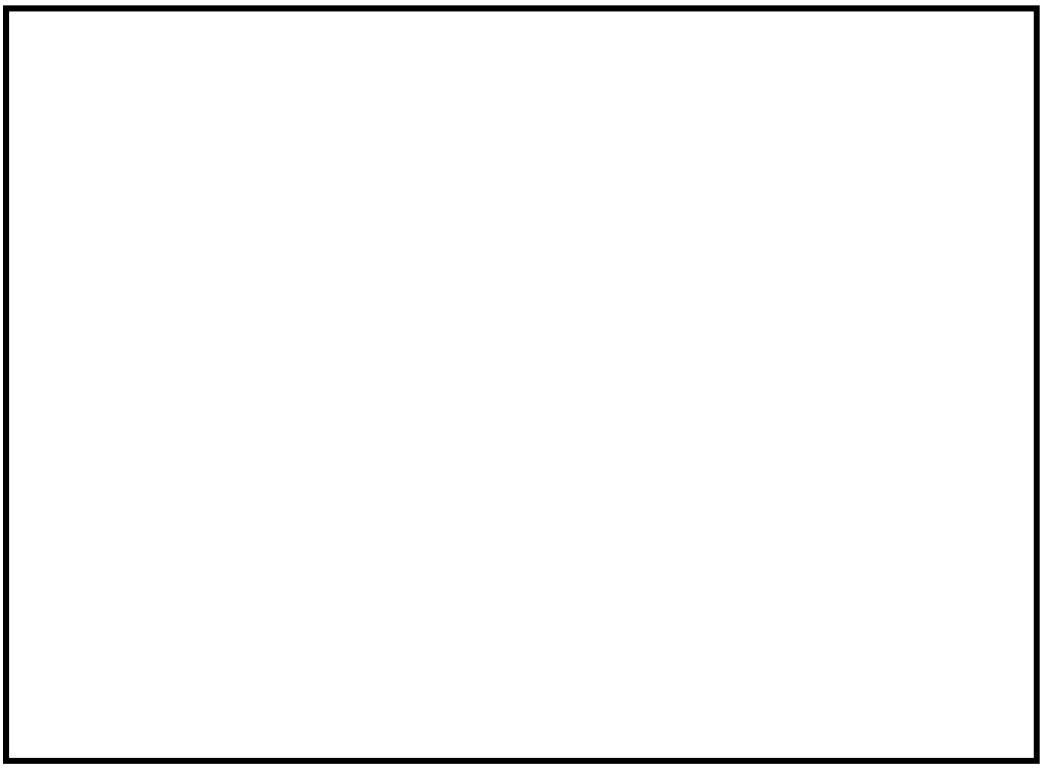


図 4-12 ボイドマップの確認結果（実機定格流量相当）[15]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

また，同試験装置で過渡時のスイープモデルの妥当性も確認しており，この結果を図 4-13 に示す。

ＲＥＤＹコードのボイドスイープモデルによる計算値についても同図に示すが，両者の時間変化挙動は良く一致している。また，この妥当性は，実機試験結果との比較でも確認されている。

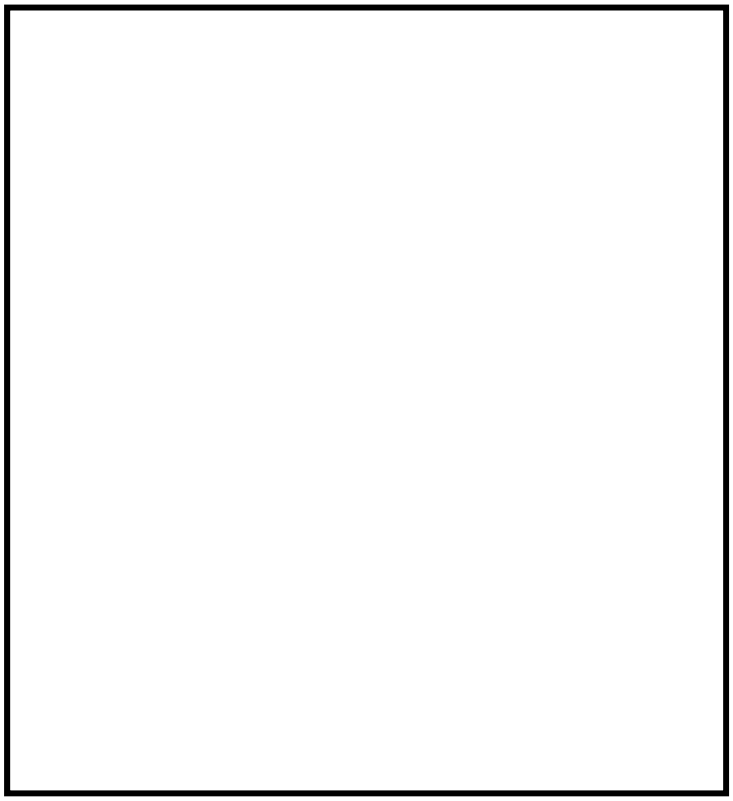


図 4-13 流量減少時のボイド率変化 [15]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ＧＥ社から報告されているボイドスイープモデルの妥当性確認結果では，試験装置は実機との相似性を考慮した設備とし，電気入力を正弦状に変化させて，出力と平均ボイド率の周波数伝達関数を求めている。この実験解析をＲＥＤＹコードの可変二次遅れスイープモデルと比較した結果を図 4-14 に示すが，実炉で重要な 0.1Hz から１Hz の周波数範囲で実験結果と解析結果とは，良く一致していることが確認されている。

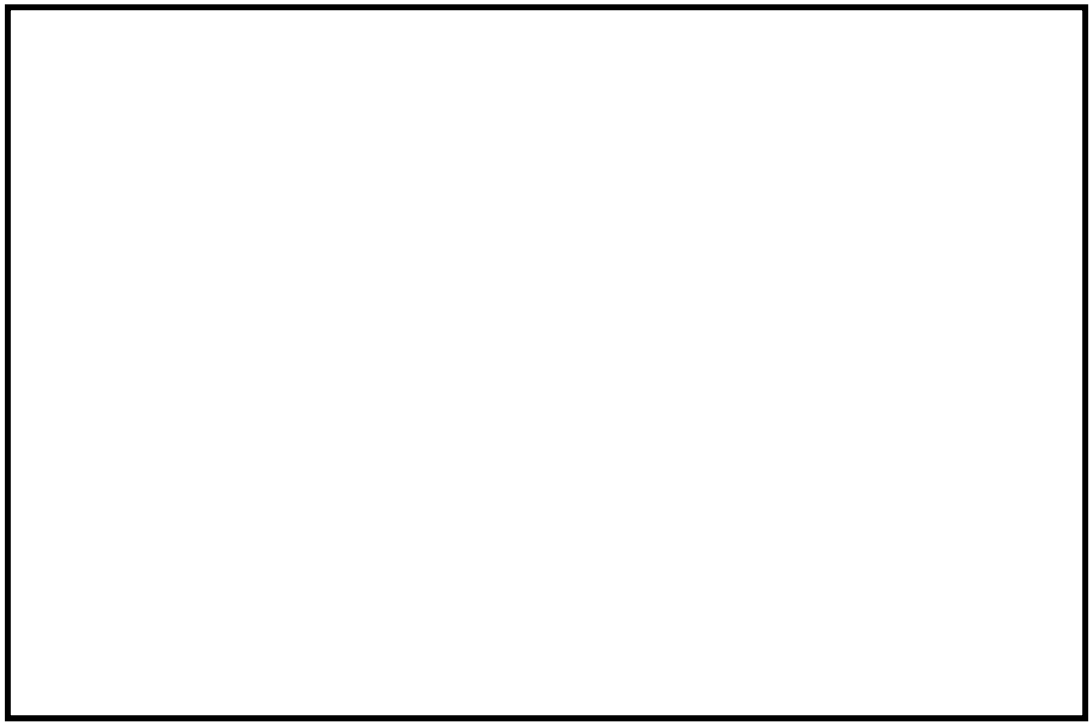


図 4-14 過渡時ボイド率の解析結果と実験結果との比較 [15]
（出力―平均ボイド伝達関数の周波数応答）

4.3.2　炉心平均ボイド率の炉心流量補正モデルに係わる妥当性確認

ＲＥＤＹコードでは定格炉心流量で定めた炉心平均ボイドマップを用いており，炉心流量が低下した場合に相対的蒸気ドリフト量が増えて炉心内の平均ボイド率が変化することを炉心流量の二次関数でマイナス補正している。本事故シーケンスでは，再循環ポンプトリップ後に低炉心流量や自然循環状態で高出力状態が継続することからこのモデルの重要度が高い。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-15 は，「4.3.1 炉心ボイドマップ確認試験」の中で報告している日本国内で実施された試験結果を，炉心入口流量の変化に伴うボイド率補正率（ＰＵ）(=定格炉心流量でのボイド率に対する補正割合)の関係として整理したものである。試験装置は，８×８燃料を模擬しており，出力分布が均一の場合（かつ，炉心出口クオリティ 25%）と下方ピーク（かつ，炉心出口クオリティ 20%）の場合の試験結果（それぞれ４点と２点）をプロットしている。これによると，炉心ボイド率の炉心流量補正率は，軸方向出力分布の違いに係らず，ＲＥＤＹモデルの二次関数とほぼ一致しており，その妥当性が確認できた。

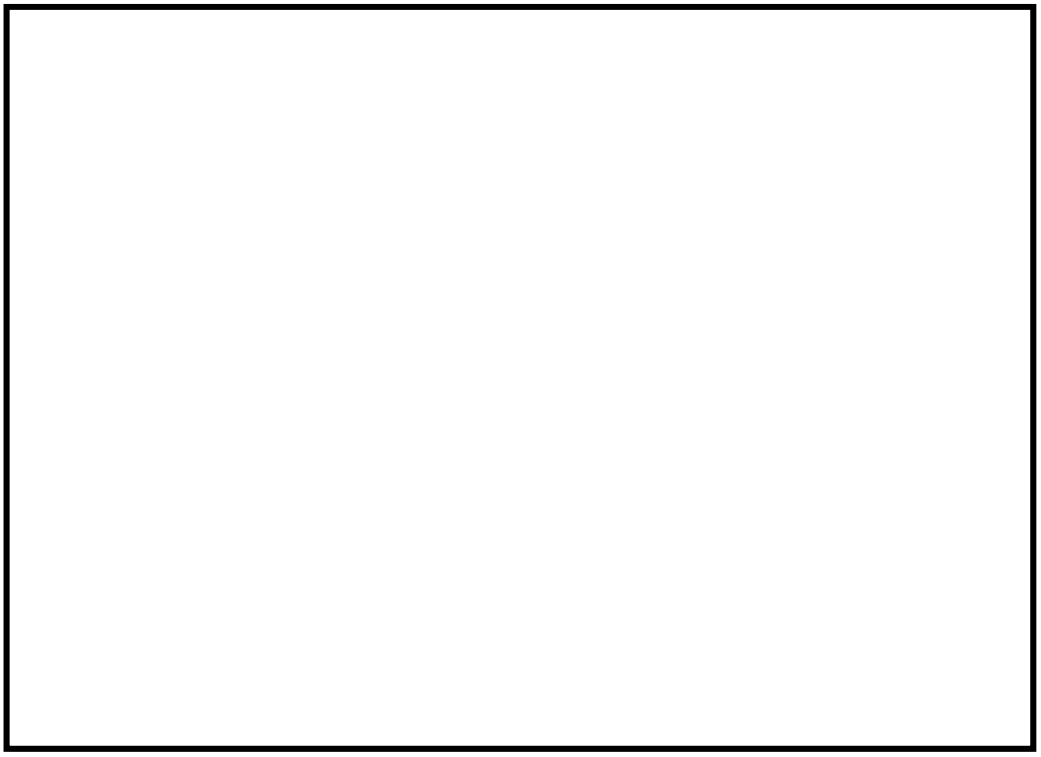


図 4-15 炉心ボイドマップの流量依存性（国内試験結果との比較）

上記の試験で模擬した燃料は８×８燃料であること，試験点数が必ずしも十分とはいえないことから，炉心ボイド率の炉心流量補正モデルの妥当性確認の方法として，設計データとの比較手法（炉心熱水力解析コードで多数のボイドマップデータを作成し，炉心流量の違いによる影響を整理する

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

手法）を用いる。

図 4-16 は，炉心流量を 15%，40%，70%，100%とし，それぞれに対して炉心出口クオリティを 30%，40%，60%，80%かつ６種類の炉心入口サブクーリングを変えた場合の試験解析を行い，ボイド率補正率（ＰＵ）を求めて図にまとめたものである。図では試験点が重なっているが，同じ炉心流量における試験解析点数は上記より各 24 個存在する。なお，燃料は９×９燃料（A型）の平衡炉心を想定している。

同図に，ＲＥＤＹコードモデルで使用している二次関数を実線で併記しているが，炉心出口クオリティや炉心入口サブクーリングの違いに係らず，ボイド率補正率（ＰＵ）は炉心流量の二次関数でフィッティングできることが示されている。なお，約 40%流量付近では，試験解析点よりＲＥＤＹモデルのデータの方がボイド率を少なめに評価しており，これは短時間領域での原子炉出力を高めに評価していることを意味する。

本図から，破線で示したような炉心流量に依存しない場合（補正なし）を不確かさ下限とし，15%炉心流量での試験解析点も包含する二次関数を不確かさ上限とする。

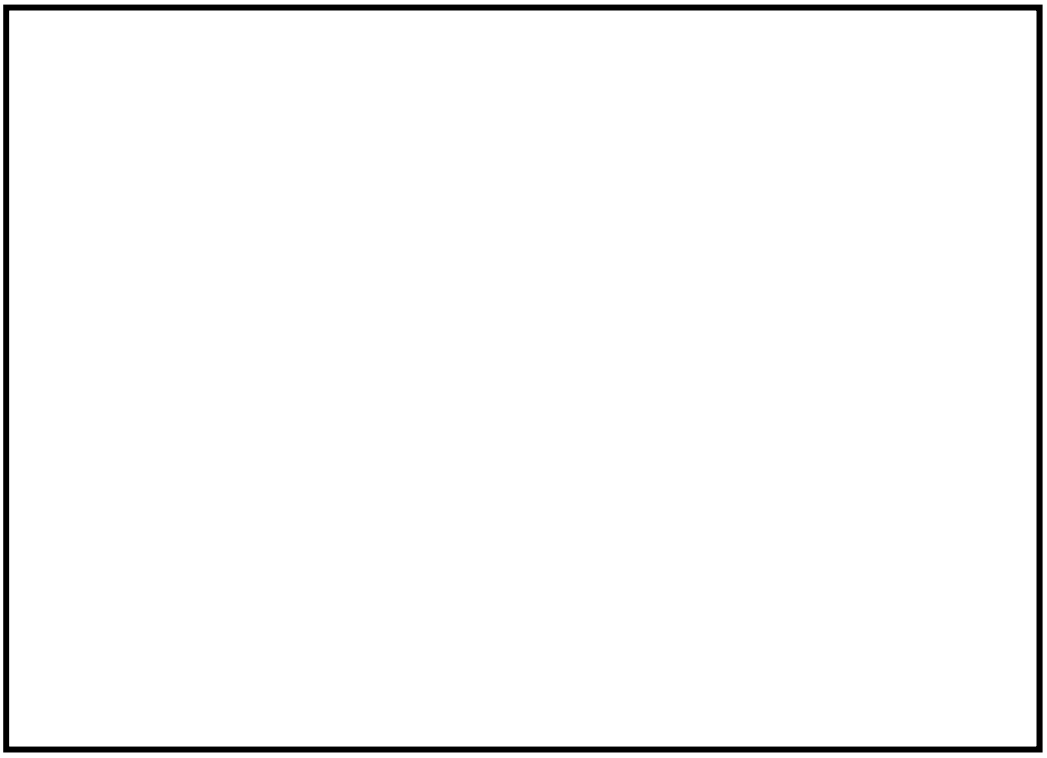


図 4-16 炉心ボイドマップの流量依存性（試験解析結果との比較）

4.3.3　実機試験結果との比較による妥当性確認

炉心ボイドの挙動は実機では直接確認することができない。ただし，核分裂出力変化の妥当性を実機試験結果で確認した 4.2.1 節と同様に，ＲＥＤＹコードのボイドマップが実機の過渡変化挙動を模擬できないと，

- これによって生じるボイドフィードバック起因の中性子束変化
- 炉心内ボイド率が変化することでの炉心シュラウド外水位変化（検出水位）

が模擬できないことになる。

以上より，これらの中性子束，検出水位を着目パラメータとして，以下の事象について実機試験結果とＲＥＤＹコードの解析結果を比較した。

図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-5 再循環流量制御系速度設定点変更試験

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-7 圧力制御系圧力設定点変更試験

図 4-1 のＲＥＤＹコードの解析結果は，炉心流量急減に伴う実機の中性子束変化を良く模擬しており，結果的に本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う炉心ボイド率の増加現象が模擬できることを意味している。

図 4-3 のＲＥＤＹコードの解析結果は，実機の原子炉水位変化を良く模擬しており，スクラム失敗を仮定した原子炉隔離に伴う圧力上昇によって（この場合はスクラムも併用）生じる炉心ボイド率の減少現象を十分模擬できることが確認できたといえる。

図 4-5 の再循環流量の増減変化に対する中性子束の変化は良く実機を模擬できているが，これにより，炉心流量の変化に伴うボイドスイープのモデルの妥当性が確認できる。

図 4-6 は給水流量を試験で増減させたものであるが，中性子束の変化が良く実機を模擬できている。この場合，給水流量の変化は炉心入口サブクーリングを増減させるが，炉心入口サブクーリングをパラメータとしているボイドマップの妥当性が示されている。

図 4-7 は原子炉圧力を増減させた試験結果であるが，中性子束の変化は良く実機を模擬できている。すなわち，ボイドマップの圧力変化に対する模擬モデルの妥当性が確認できる。

4.4 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）における重要現象の妥当性確認

原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）に対する重要現象は，冷却材流量変化（強制循環時），冷却材流量変化（自然循環時），冷却材放出（臨界流・差圧流），ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）及びほう酸水の拡散であり，ＲＥＤＹコードでは，これらを評価するモデルとして，

・再循環系モデル

・逃がし安全弁モデル

・給水系モデル

・ほう酸水拡散モデル

を採用している。

4.4.1 再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その１

（冷却材流量変化（強制循環時））

重要な物理現象である，冷却材流量変化（強制循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップによる炉心流量低下速度は，炉心のボイド挙動，炉心を含む過渡流れの圧力損失係数，再循環ポンプの慣性定数や初期回転速度といった多くのパラメータによって複合的に影響を受ける。

よって，ここでは再循環ポンプトリップ，又はそれ相当の炉心流量変化がどの程度ＲＥＤＹコードで模擬できているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-1 インターナルポンプ３台トリップ時の過渡変化

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

図 4-1 の実機試験結果は全 10 台のインターナルポンプのうち，３台のポ

ンプがトリップした場合であるが，ＲＥＤＹコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。また，図 4-2 の実機試験結果はインターロックにより４台のインターナルポンプトリップ（＋６台のインターナルポンプランバック）が行われた事象であるが，こちらもＲＥＤＹコードは炉心流量急減の変化を良く模擬できている。

以上より，本事故シーケンスでの再循環ポンプトリップ時の炉心流量急減に伴う再循環系モデルの妥当性が確認できた。

なお，再循環ポンプの炉心流量低下率はポンプの時定数が支配的要因となり，時定数の不確かさはポンプの設計仕様から＋10%，－10%である。

4.4.2　再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その２
（冷却材流量変化（自然循環時））

重要な物理現象である，冷却材流量変化（自然循環時）の妥当性確認を実機試験結果との比較によって行う。

再循環ポンプトリップにより，自然循環状態で高出力状態が継続する原子炉スクラム失敗を仮定した事象では，炉心流量の整定値が高い場合に炉心内ボイド率が小さくなり出力が大きくなると想定される。よって，ここでは再循環ポンプトリップ後の自然循環流量がどの程度ＲＥＤＹコードで模擬できているのかを実機試験結果で確認する。

図 4-2 発電機負荷遮断時の過渡変化

ＢＷＲプラントの起動停止の運転では，最低ポンプ速度状態を経由するも自然循環流量での運転は行わない運用としている。このため，通常運転時の自然循環状態の実機データは存在しないが，図 4-2 の過渡事象はこれに近いものとなっている。

図 4-2 に示した実機の発電機負荷遮断試験結果では，インターロックにより４台のインターナルポンプトリップが行われ，残りの６台のポンプが最低ポンプ速度運転となった炉心流量状態が実現されており，低炉心流量状態を模擬したデータであるとみなすことができる。

この場合は，原子炉がスクラムされていることから炉心のボイド率も次第に低下していく過程にあるが，ＲＥＤＹコードはこの過程を含めて低炉心流量状態を模擬できることが示されている。

4.4.3　再循環系モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認その３

（冷却材流量変化（自然循環時））

上述したＡＢＷＲの実機試験結果での妥当性確認結果は，自然循環状態に近いものとして６台のインターナルポンプが最低ポンプ速度となった場合であるが，これを補足する目的で，従来型ＢＷＲでの試験結果との比較結果を示す。なお，解析コードは“REDY Ver.1”を使用しているが，ここで確認している主要なモデルは“REDY Ver.1(ATWS 用)”と同等である。

図 4-17 は，460MWe の従来型ＢＷＲプラントにおいて，２台の再循環ポンプＭ／Ｇセットを手動でトリップさせた試験結果をＲＥＤＹコードで再現解析したものである。再循環ポンプＭ／Ｇセットトリップにより，ポンプ回転速度が徐々に低下し，これにつれて炉心流量も低下し，自然循環状態になっている。これによれば，炉心流量，中性子束及び主蒸気流量変化とも 20 秒後の整定値は約２％以内で一致している。

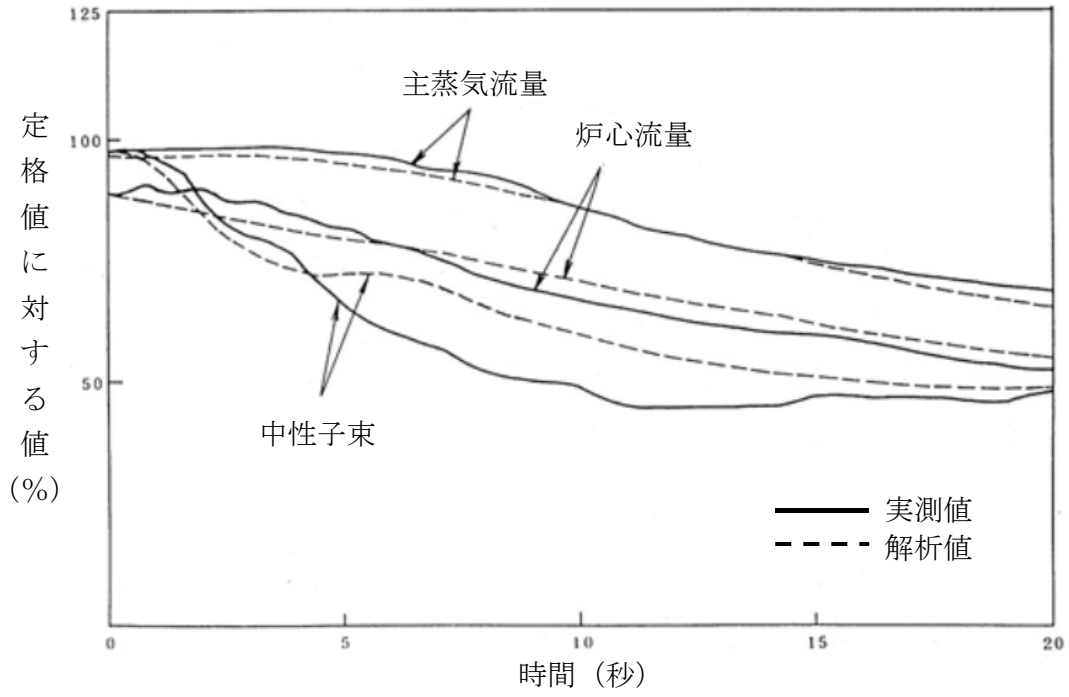


図 4-17 再循環ポンプM／Gセット２台トリップ試験 (1)

図 4-18 は，1100MWe の従来型ＢＷＲプラントにおいて，２台の再循環ポンプを手動でトリップさせた場合の試験結果をＲＥＤＹコードで再現したものである。この場合も 20 秒後の自然循環状態に着目すると，原子炉水位変化，原子炉圧力変化，中性子束変化も整定値で数%以内の差で一致しており，ここで着目したい自然循環流量の値は精度良く模擬できることが確認できた。

本事故シーケンスでは，原子炉水位が大きく低下し，さらにＥＣＣＳも注水されることから，上述の実機試験結果における自然循環流量の状態とは多少異なる。しかしながら，いずれにせよ自然循環状態は，インターナルポンプまたは再循環ポンプによる強制循環力がなくなった状態であり，ＲＥＤＹコードが採用している単純な運動量保存則(*1)において，摩擦圧損等の占める影響力は流量の二乗に比例して小さくなることから､炉心シュ

ラウド内外の位置ヘッド差（マスバランス）が支配的な駆動力となる。なお，炉心摩擦損失係数自体は，炉心熱水力解析コードにより炉心平均ボイド率の関数として求めているが，本事故シーケンスを通してボイド率の変化が小さいことから，炉心摩擦損失係数の変化も小さい。以上より，本事故シーケンスにおける自然循環流量を模擬する場合，一次元の運動量保存則を適用することは妥当であると考える。

(*1)　ＲＥＤＹコードでは，一次元流れの運動量保存則により，各圧力評価点間の圧力差，位置損失（位置ヘッド），摩擦圧損，局所圧損，加速圧損，ポンプ昇圧（強制循環力）から過渡時の流量変化を求めている。

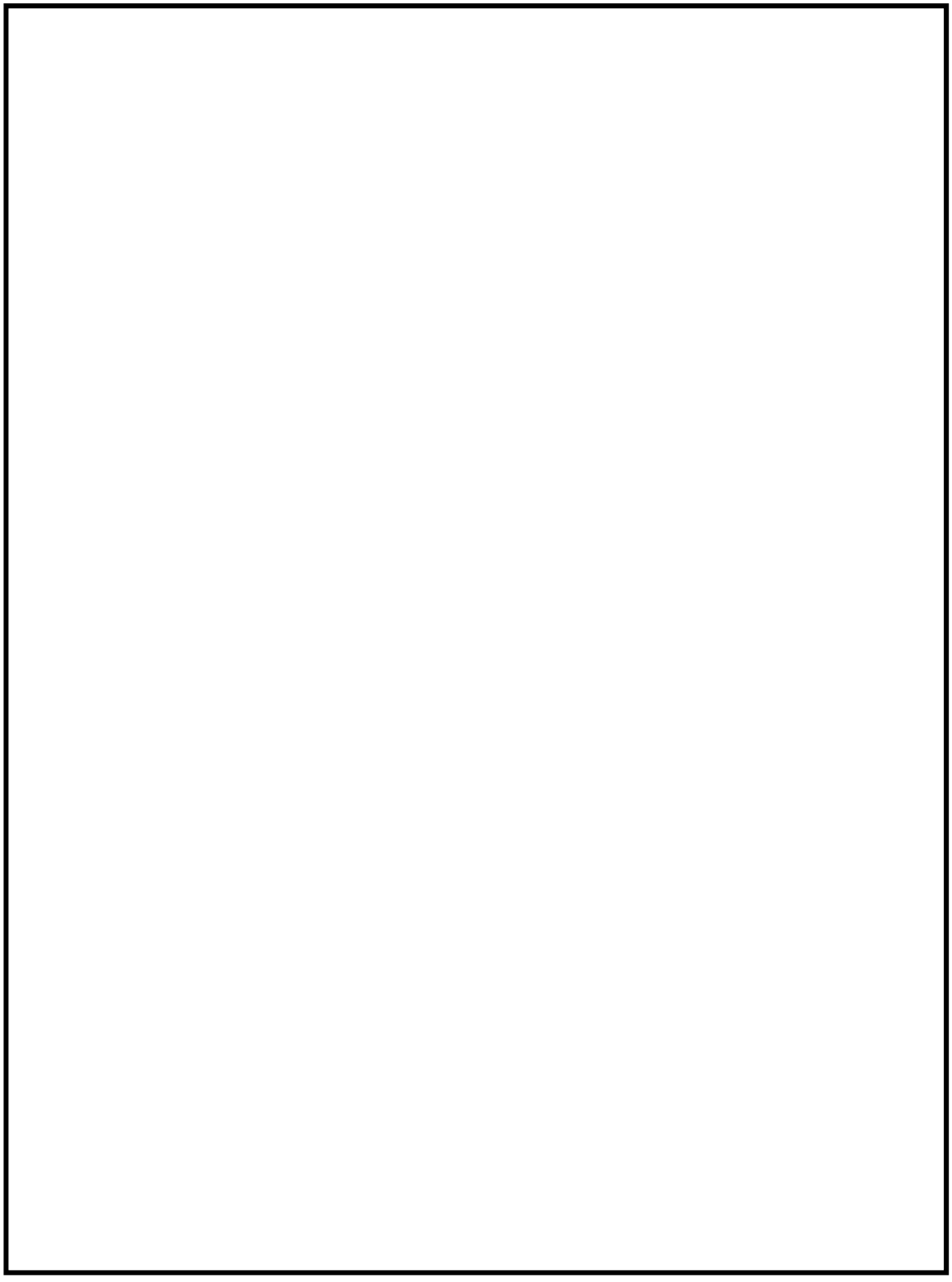


図 4-18 再循環ポンプ２台トリップ試験 [15]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.4.4　逃がし安全弁モデルの実機試験結果との比較による妥当性確認

原子炉圧力の評価にとって重要な物理現象である冷却材放出は，本事故シーケンスでは逃がし安全弁からの蒸気放出に該当する。実機ではこれに対応した試験結果が存在することから，これをＲＥＤＹコードの流量変化（自然循環時）との比較によって行う。

図 4-3 主蒸気隔離弁全閉時の過渡変化

図 4-3 の主蒸気隔離弁全閉時の実機試験結果にある主蒸気流量は，原子炉が隔離した後は全て逃がし安全弁から放出される蒸気流量である。ここにおいて，ＲＥＤＹコードの解析結果と実機試験結果の挙動は開閉タイミングを含めてほぼ一致しており，原子炉スクラム失敗を仮定した事象に対して，逃がし安全弁モデルを使うことの妥当性が確認された。

なお，モデルにおける吹出し容量は，「日本工業規格 JISB8210」付属書記載の算出式により計算された値をインプットデータとして用いており，吹き出し容量の不確かさは－0%，＋16.6%であることが分かっている。

4.4.5　給水系モデルの妥当性確認

（総合的な妥当性確認，主に給水流量）

原子炉への給水流量が変化すると，例えば増加した場合には，炉心入口サブクーリングが増加するために炉心のボイドが減少し，正のボイド反応度が印加されることで原子炉出力が増加する。また，給水の温度が変化すると，例えば低くなった場合には給水流量が同じでも，前述と同じ理由で出力が増加する。

実機試験結果の中から給水流量変化が主導となる以下の事象にて，ＲＥＤＹコードの妥当性確認を行う。なお，ＥＣＣＳ流量変化に伴う実機デー

タは存在しないが，原子炉に注水された場合の原子炉内全体の減圧効果や炉心入口サブクーリングに与える影響は同等と考え，ここでの妥当性確認に含めるものとする。

図 4-4 給水ポンプトリップ予備機不起動時の過渡変化

図 4-6 給水制御系水位設定点変更試験

図 4-4 の実機試験は給水ポンプトリップにより給水流量が急激に低下した場合のプラント挙動であり，給水流量の減少による炉心入口サブクーリング減少が炉心のボイド率増加を引き起こし，時間遅れの後に中性子束減少として表れている。実機試験では再循環ポンプランバックによる炉心流量低下も並行して炉心ボイド率増加を引き起こしているため，炉心入口サブクーリング減少のみの影響ではないが，総合してどのパラメータの挙動もＲＥＤＹコードは良く模擬できている。

図 4-6 は，給水流量が増減した場合のプラント挙動であり，こちらの実機試験結果では給水流量が減少した場合，増加した場合の中性子束の挙動がＲＥＤＹコードにて良く模擬されている。

このように，ＲＥＤＹコードの解析結果と実機試験結果の挙動は良く一致しており，原子炉スクラム失敗を仮定した事象での給水流量変化に対しての模擬能力の妥当性が確認された。

（給水エンタルピモデルの妥当性確認）

給水エンタルピモデルは 3.3 節の解析モデルに示したように，二つのモデルから選択できる。

図 4-19 は，給水エンタルピモデル（１）のＲＥＤＹコードで使用している主蒸気流量と給水エンタルピとの相関テーブルを，実機試験データと比

較したものである。これによると，モデルで使用しているデータの方が給水エンタルピを多少小さめに評価しており，全般的に良く一致している。ただし，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，早期に主蒸気流量が遮断されゼロとなるが，この点での給水エンタルピはモデルの方が約 60kJ/kg（約 14℃）程高めであり，これを主蒸気流量がゼロの点での不確かさとする。

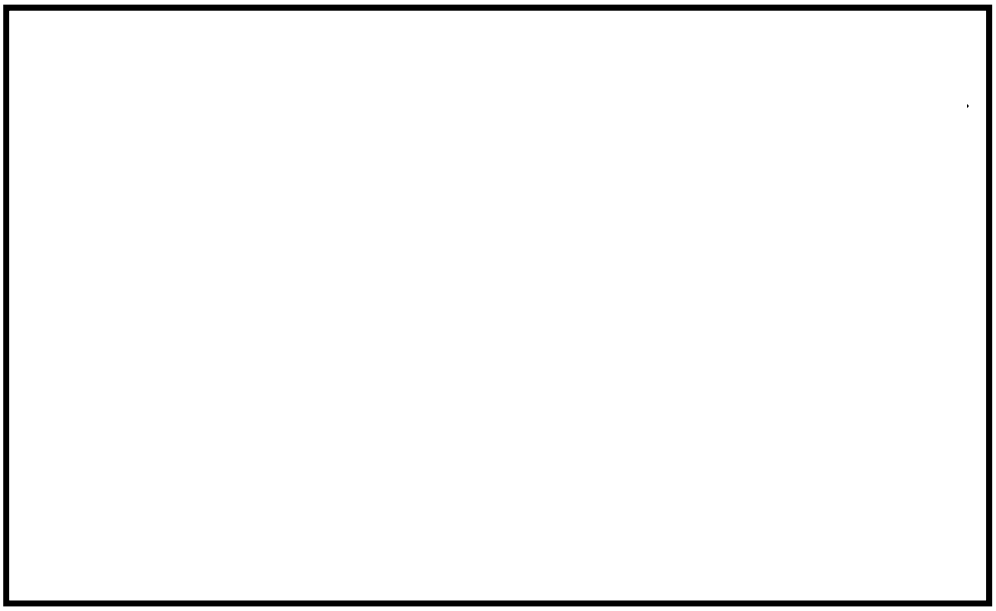


図 4-19 給水エンタルピモデル（１）の主蒸気流量と給水エンタルピとの関係

図 4-20 は，給水エンタルピモデルにおける一次遅れ特性を確認したものである。ＲＥＤＹコードでは 60 秒の時定数を使用しているが，実機試験結果を良く再現できるのは 80 秒の時定数である。このことから，本事故シーケンスでは給水エンタルピの低下を早めに評価していることとなり，モデルの保守性が確認できた。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-20 給水エンタルピモデル（１）における一次遅れ特性

給水エンタルピの低下は，主蒸気隔離弁の誤閉止に伴って生じる給水加熱蒸気喪失に起因して生じ，エンタルピが低下した給水が原子炉圧力容器に到達するのには時間遅れがある。ＲＥＤＹコードではこの遅れ時間を考慮できるようになっているが，本事故シーケンスでは厳しめに遅れ時間を０秒として評価している。よって，この遅れ時間 50 秒（給水流量 68%相当で評価）を不確かさ下限とする。

図 4-21 は，給水エンタルピモデル（２）で入力する給水エンタルピ変化の保守性を確認したものである。有効性評価では，インプットデータとしての輸送遅れ時間算出の際に給水流量を上限値一定と仮定している。このため解析では，給水流量の変動を考慮した場合よりも輸送遅れ時間が短くなり，給水エンタルピの低下を速めに模擬している。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

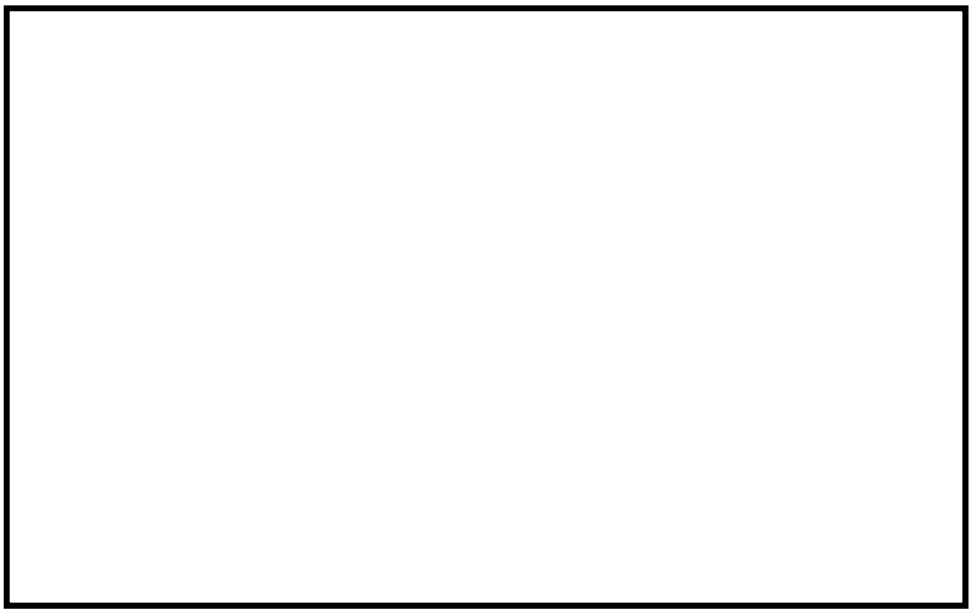


図 4-21 給水エンタルピモデル（２）に入力する給水エンタルピ変化

（ＥＣＣＳエンタルピの妥当性確認）

本事故シーケンスで期待しているＥＣＣＳ（ＨＰＣＦとＲＣＩＣ）の流量は安全要求の下限値を使用し，原子炉格納容器のプール水又は復水貯蔵槽を水源としている。基本ケースでは，それぞれの設計流量（ＨＰＣＦで182m^3/h）を用いているが，流量制御をしているＲＣＩＣは別として，ＨＰＣＦの場合にはプラス側の不確かさがあり，制御棒挿入失敗を仮定した本事象では，炉心を冷却する作用によりどの評価指標に与える影響も厳しくなる可能性がある。ＨＰＣＦでは実力値として＋137％（250m^3/h）の能力があり，これを不確かさとする。

また，制御棒挿入失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，長時間領域での評価指標である格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を高めに評価する目的で，原子炉格納容器のプール水温度は保安規定で定めた上限値 35℃を基本ケースとしている。しかしながら，一方で，ＥＣＣＳはこの原子炉格納容器のプール水も使用しており，より冷たいプール水が結

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

果を厳しくする可能性も考えられる。よって，ここでは設計仕様の常用温度下限である10℃を不確かさの下限とする。

4.4.6　ほう酸水拡散モデルの妥当性確認

ほう酸水注入系によって原子炉に注入されたほう酸水は，炉心内冷却材内に拡散されることによりボロン反応度効果として作用し，原子炉を停止させる。

ほう酸水が原子炉に到達するまでの遅れ時間は単純な移送計算で求められるが，到達後の原子炉内拡散は複雑であり，これを詳細に模擬することは困難である。このため，ほう酸水拡散モデルでは，その入力データを試験結果から得られた結果に基づいて厳しめに設定又は補正することで安全側の評価となっていることを確認する。

ボロンミキシングの試験設備は1/6縮尺で模擬した試験設備であり，ほう酸水流量及び炉心流量をパラメータとして原子炉内ボロン濃度の時間変化を計測している。

図4-22，図4-23及び図4-24に米国で実施された1/6スケール三次元試験装置(バレシトス試験装置)構成図及び炉心部測定位置を示す[redacted]。試験は制御棒挿入失敗を仮定した時の炉心流量範囲でのミキシング条件を考慮し，以下の試験条件で行っている。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ＡＢＷＲ用には，炉心上部からの注水試験が該当し，自然循環状態では，ボロンは主に炉心バイパス部を下降し，燃料下部タイプレートのリーク流路から燃料チャンネル内に流入している。ボロンは上部プレナムで一様に混合されている。なお，従来型ＢＷＲプラントでは，ボロンは下部プレナムで一様な混合が得られることが確認されている。

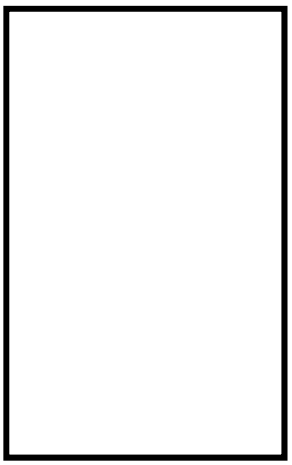


図 4-22　全体構成図

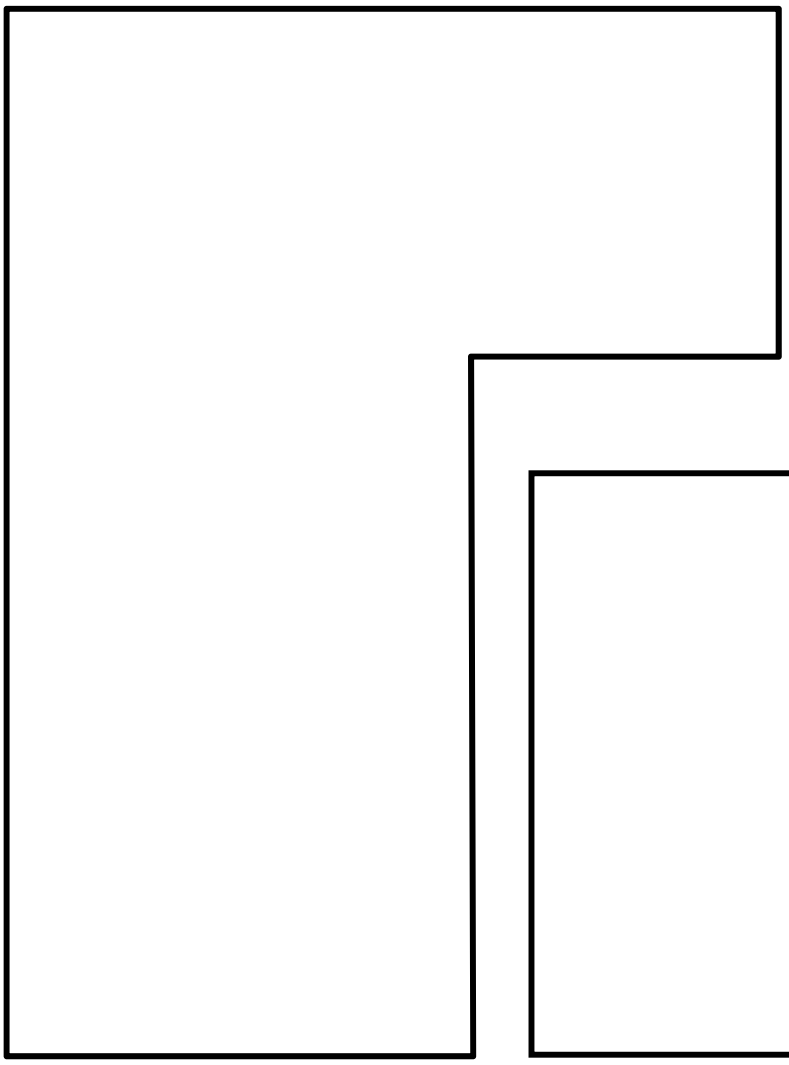


図 4-23 軸方向測定位置

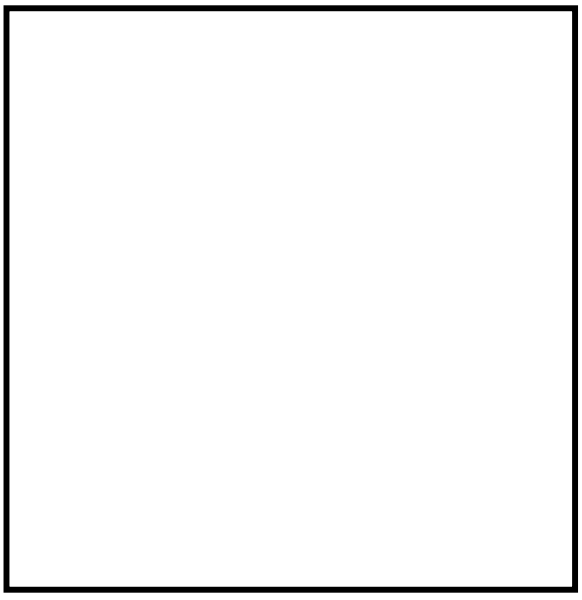


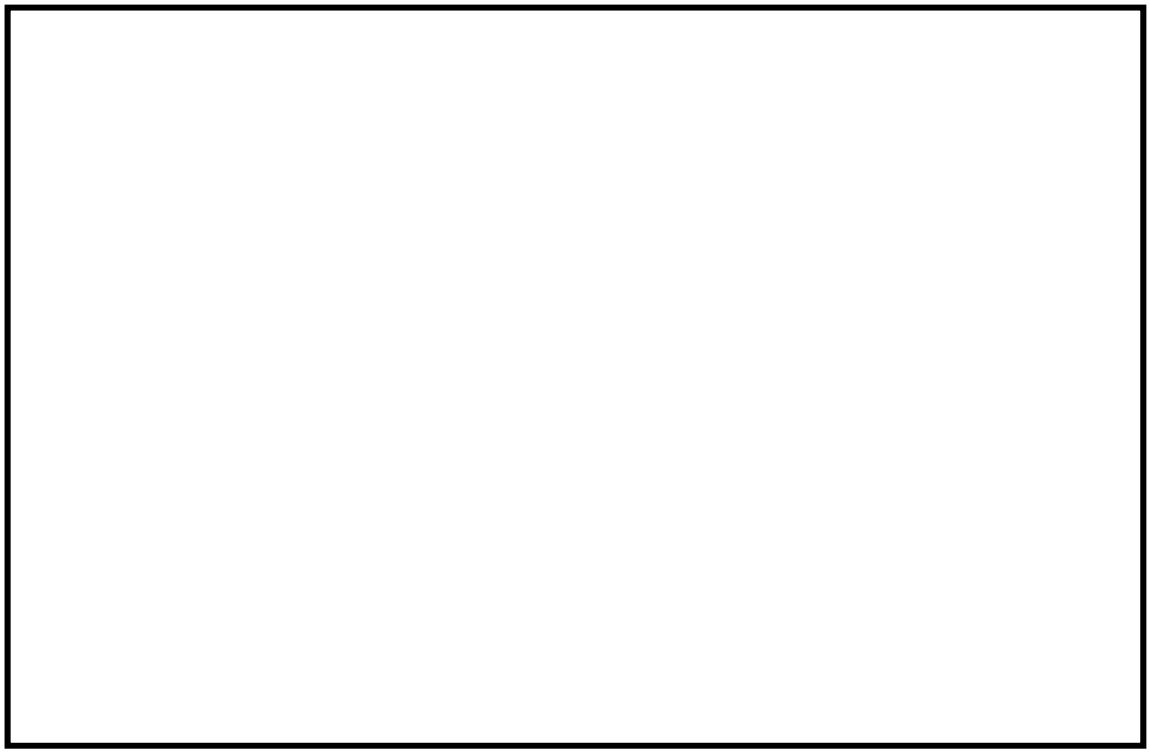
図 4-24 径方向測定位置（図の■の部分）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(1) ＡＢＷＲの場合

炉心上部のＨＰＣＦスパージャから注入されるＡＢＷＲでは，例えば炉心流量がゼロの場合は原子炉内に注入されたボロンは全量が炉心内に下降し，遅れなく反応度に寄与する。このほう酸水の注入位置によって，ＡＢＷＲのほう酸水拡散モデルで使用するボロンのミキシング効率は炉心流量には依存しないものと見なされるので，炉内拡散遅れを考慮し，ほう酸水の注入速度を保守的な時間遅れでインプットするモデルとしている。

ＡＢＷＲ向けの試験結果を図 4-26，図 4-27，図 4-28 及び図 4-29 に示す。また，モデル化の検討図を図 4-30 及び図 4-31 に示す。



最も保守側の結果を包含する値を注入速度として用いることは妥当である。

なお，個々の計測値の一例として，燃料集合体内の混合率の変化を図 4-25 に示す。試験結果からは時間とともに位置によるバラツキは小さくなっている。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

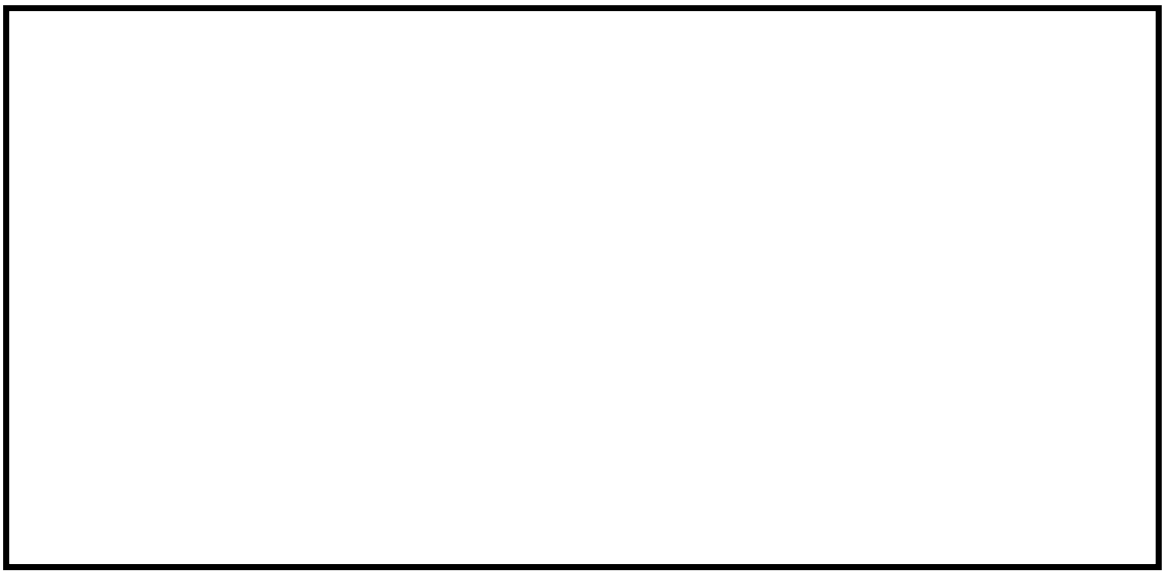


図 4-25　計測点ごとのボロン軸方向測定結果

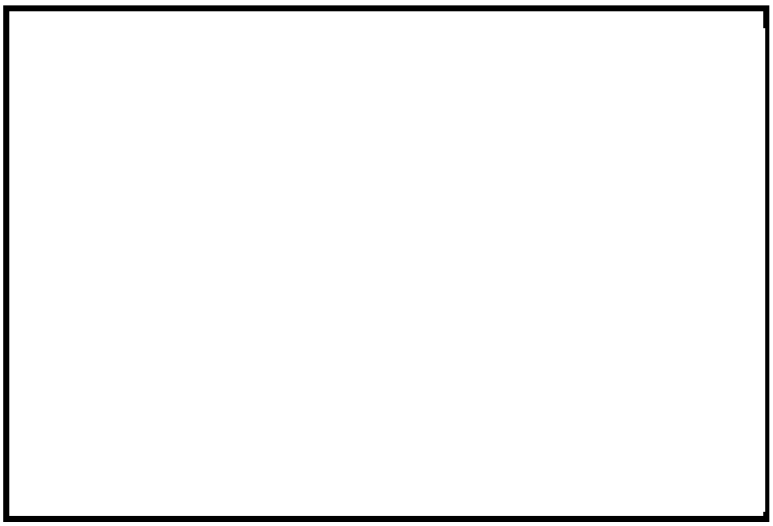


図 4-26 ボロン濃度の時間変化(1)

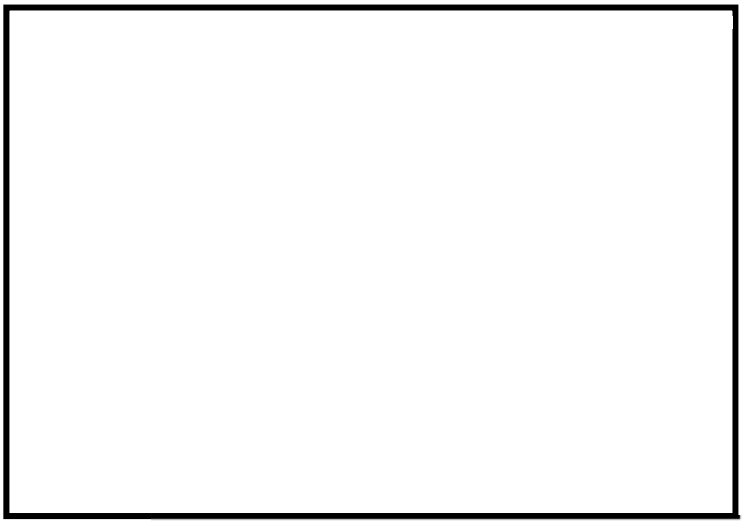


図 4-27 ボロン濃度の時間変化(2)

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-28 ボロン濃度の時間変化(3)

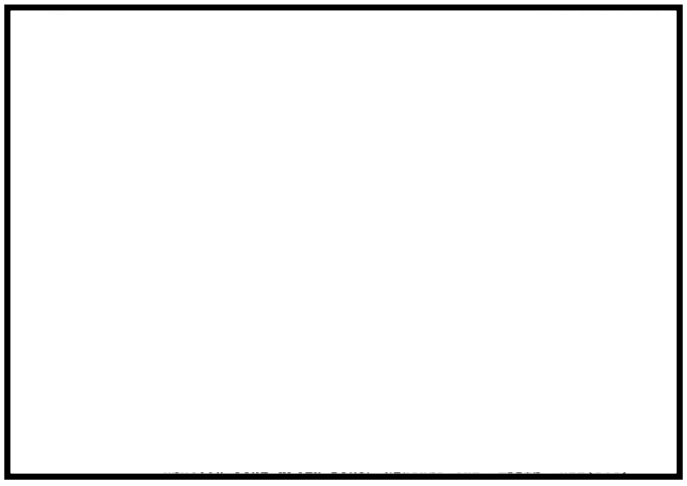


図 4-29 ボロン濃度の時間変化(4)

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

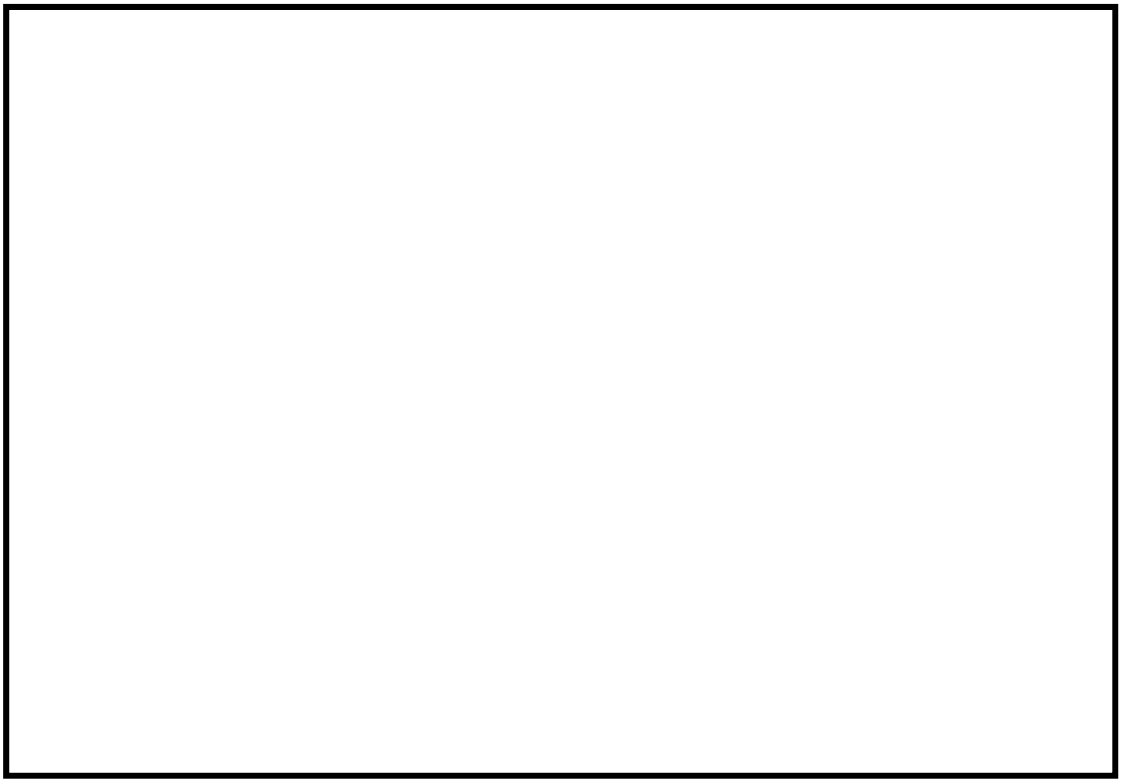


図 4-30 ＳＬＣ流量と目標濃度到達時間の関係

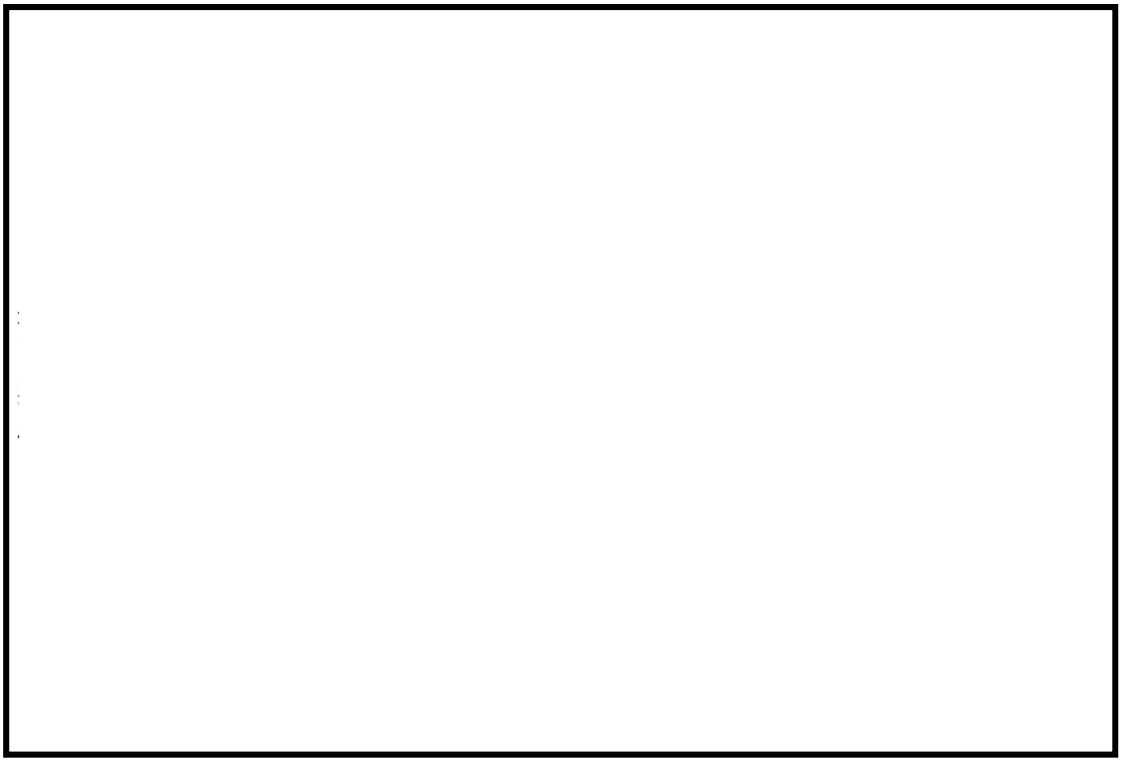


図 4-31 実機ほう酸水流量におけるボロン濃度時間変化のモデル

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 従来型ＢＷＲの場合

炉心下部の下部プレナムスタンドパイプから注入される従来型ＢＷＲでは，原子炉に一定速度で注入されるほう酸水は，炉心流量が小さい場合にはその一部が下部プレナムに滞留し反応度に寄与できないことが考えられる。これを模擬するためにほう酸水拡散モデルでは，注入速度に炉心流量依存のボロンミキシング効率を掛けている。このボロンのミキシング効率は図 4-32 のようにモデル化されている。

図 4-32 従来型ＢＷＲのボロンミキシング効率

図 4-33 従来型ＢＷＲのボロン混合試験結果

従来型ＢＷＲ向けの試験結果を図 4-33 に示す。なお，ミキシング効率は「反応度に寄与する領域の濃度」を「原子炉内全領域で十分に混合した時の濃度」で割った無次元数で定義される。試験の結果から以下がいえる。

これにより，従来型ＢＷＲにおいて，

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

することは妥当である。

以上より，ほう酸水拡散モデルは妥当であることが確認された。なお，拡散モデルにおけるボイドの影響を添付６に示す。

原子炉スクラム失敗を仮定した事象が発生し，ほう酸水注入系が作動する時点では，ある程度の変動はあるものの，燃料棒での中性子発生及び中性子吸収，減速材による中性子減速及び中性子吸収等がバランスしている。この状態でほう酸水注入系が作動すると，炉心が沸騰状態であっても減速材中にはボロンが含まれ，吸収効果が増加する。このため，前述の状態よりも反応度は低下する。ボロン濃度が一定であれば，上記状態よりも出力が低下したところで再びバランスするが，ボロン濃度は増加し続けるため，沸騰状態においても確実に出力は低下して原子炉停止に至ると考える。

4.5 原子炉格納容器における重要現象の妥当性確認

3.3 節で示した格納容器モデルは，質量バランスとエネルギバランスに，基礎的な物理法則を適用したものであり，この妥当性はこれを適用するモデル構築上の仮定確認と，インプットとしての逃がし安全弁からの蒸気流量及び熱交換係数で決まる。以下，モデルが保守的で妥当であることを確認する。

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，圧力上昇によって開いた逃がし安全弁からの蒸気は排気管を経由し，原子炉格納容器のプール水中に放出され冷却される。この時，状態によっては一部の蒸気はウェットウェルの空間部に移行する。つまり，事故解析のＬＯＣＡとは異なり最初に圧力の上昇が始まるのはウェットウェルであり，真空破壊装置が開いて初めてドライウェルの圧力も上昇を開始する。原子炉格納容器を一つの圧力ノードとして評価できるのは，このように，本事故シーケンスでは基本的に真空破壊装置は早期に開き，開いたままとなるためである。

ここで，原子炉格納容器内の空間部の温度は常にプール水温度と同じと仮定しているが，実際には，原子炉格納容器内の気体温度はプール水温度に遅れて，かつ吸熱して変化するため，気体温度を時間遅れなくプール水温度に追随させることは，格納容器圧力を高く評価することになり，この仮定は保守的である。また，原子炉格納容器内の空間部は常に水蒸気で飽和しているものとすると仮定しているが，原子炉格納容器内の気体空間が水蒸気で飽和していなければ，蒸気分圧はより低い値となるためこの仮定も保守的である。

以上のとおり，モデルは空間的に原子炉格納容器を一体とし，単純な計算で保守性を確保しており，原子炉格納容器における重要現象を保守的に

評価できるモデルであることが確認された。

以上にて確認してきた妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさを表 4-2 にまとめる。

〔参考文献（4 章関連)〕

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 4-2 解析モデルの妥当性確認結果と重要現象に対する不確かさのまとめ

分類	重要現象		解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	ＡＢＷＲ実機試験	反応度フィードバック効果に含める
	反応度フィードバック効果		反応度モデル （ボイド・ドップラ）	ＡＢＷＲ実機試験 設計解析での確認	添付５の添付表 5-5 参照
			反応度モデル （ボロン）	設計値の確認（ほう酸水拡散モデル自体は以下）	高温停止に必要なボロン反応度： －３％⊿k
	崩壊熱		崩壊熱モデル	学会推奨曲線，モデル式確認	１秒経過で最大＋0.8％／－0.1％
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	試験装置，ＡＢＷＲ実機試験	反応度フィードバック効果に含める
				設計解析での確認	炉心流量補正なし/最大補正二次関数
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	コーストダウン特性	再循環系モデル	ＡＢＷＲ実機試験，設計値	ポンプの時定数：＋10％／－10％
		自然循環流量		ＡＢＷＲ実機試験	モデルの仮定に含まれる
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	ＡＢＷＲ実機試験，設計値	逃がし弁流量：＋16.6％
	ＥＣＣＳ注水 (給水系・代替注水設備含む)		給水系モデル （給水エンタルピ）	ＡＢＷＲ実機試験，設計値	(1)給水温度（主蒸気流量ゼロで）： －60 kJ/kg（－14℃） (2)遅れ時間　+50 秒
			給水系モデル （ＨＰＣＦ流量）	設計値等の確認	ＨＰＣＦ流量： ＋137％
			給水系モデル （ＥＣＣＳエンタルピ）	設計値等の確認	原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ：－104 kJ/kg（－25℃）
	ほう酸水の拡散		ほう酸水拡散モデル	試験装置	入力値に含まれる
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却		格納容器モデル	モデル式確認	入力値に含まれる

4.6 実機解析への適用性

重要現象に対して実施したＲＥＤＹコードの妥当性確認が，実機解析に適用可能であることを述べる。

4.6.1 重要現象への適用性

ＲＥＤＹコードを用いた有効性評価における重要現象は，核分裂出力，反応度フィードバック効果，沸騰・ボイド率変化，冷却材流量変化（強制循環流量），冷却材流量変化（自然循環流量），冷却材放出（臨界流・差圧流），ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む），ほう酸水の拡散及びサプレッション・プール冷却である。

ＲＥＤＹコードは元々実際に起こり得るプラント挙動（プラント安定性や運転時の異常な過渡変化）を評価する目的で開発されており，4.1 節から 4.5 節で確認したように，重要現象を模擬した各モデルの妥当性は実在する実機試験結果との比較によりほぼ確認可能である。さらに，直接確認できない炉心ボイドモデルについては，実機を模擬した試験装置での試験によっても確認されており，また，崩壊熱については学会等で公的に認められた特性を模擬していることが確認できた。なお，ボイドマップは，炉心熱水力解析コードから得られた炉心出口クオリティとボイド率との関係から静的に求めたものであることから，多少各パラメータの変動が大きくなる原子炉スクラム失敗を仮定した事象の評価においても適用可能であると考える。

実機試験で確認できない，原子炉スクラム失敗を仮定した事象として特有なほう酸水注入によるボロン反応度変化については，三次元コードから得られた実機を想定した高温停止に必要なボロン反応度とボロン濃度をデータとし，これに試験によって裏付けられた炉心内平均ボロン濃度の変化

を考慮している。したがって，ほう酸水拡散モデルも，原子炉スクラム失敗を仮定した実機の適用において問題がない。

原子炉格納容器内への逃がし安全弁からの蒸気放出に伴う圧力と温度の評価に関しては，質量及びエネルギをバランス式から計算し，保守的な結果を与える仮定の下で構築された単純な物理方程式を採用していることを4.5 節で説明した。したがって，原子炉格納容器の評価においてこのモデルを実機に適用することに問題はない。

4.6.2　出力等が異なるプラントへの適用性

出力等が異なるプラントにおいて，原子炉停止機能喪失事象評価に影響する設備の相違箇所は，以下のとおりである。

・再循環系

・ほう酸水注入箇所

・ＥＣＣＳの構成

再循環系については，ＡＢＷＲはインターナルポンプを採用しているが，定格原子炉出力がより小さい従来型ＢＷＲでは外部ループとジェットポンプにより構成されている。この相違は，再循環ポンプがトリップして炉心流量が低下する際の炉心流量の低下速度に影響し，炉心からの冷却材への熱交換に影響するが，それぞれ実機試験結果で確認された異なる再循環系モデルを選択する。

ほう酸水の注入箇所については，ＡＢＷＲでは炉心上部への注入となるが，定格原子炉出力がより小さい従来型ＢＷＲでは炉心下部へ注入する。この相違に対しては，それぞれ試験装置により確認された異なるデータを適用できる。

ＥＣＣＳの構成については，原子炉スクラム失敗を仮定した事象時には原子炉圧力が高めに推移するため，高圧系のＥＣＣＳを使用するが，炉型や定格原子炉出力によらず基本的な構成は相違ない。

以上より，出力等が異なるプラントへも適用可能である。

4.6.3　まとめ

以上より，本章に記載している妥当性確認結果は，出力等が異なるプラントと共通の確認結果として適用性を有するとともに，実機ＢＷＲの有効性評価解析に適用できると考える。

5. 有効性評価への適用性

4 章に記載した実機比較解析等を踏まえ，重要現象についての不確かさ，及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

ＲＥＤＹコードで取り扱う評価指標は，原子炉圧力，燃料被覆管温度，格納容器圧力，原子炉格納容器のプール水温度である。このうち燃料被覆管温度については，ＲＥＤＹコードの解析結果をＳＣＡＴコードに受け渡し評価を実施する。

以下に重要現象の不確かさがこれらの評価指標に与える影響について示す。

(1) 核分裂出力

核分裂出力は 3.3 節に示す一点近似動特性の核特性モデルを解くことにより求めている。核分裂出力の不確かさは，核特性モデルで使用する反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度，ボロン反応度）の不確かさに含まれる。核定数の不確かさに対しては原子炉スクラム失敗を仮定した事象が保守的な結果を与えるような燃焼度時点の炉心データを組み合わせて使用しており，反応度フィードバック効果については後述の(2)に示す。

(2) 反応度フィードバック効果

ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさについては，運転時の異常な過渡変化評価と同様に，ボイド反応度に保守ファクタを考慮して計算することにより，加圧事象時の出力上昇が大きくなるように評価している。しかし，本事故シーケンスは，原子炉圧力や炉心入口サブクールが時間経過につれて増減する長期事象であることから，運転時の異常な過渡変化のような短時間の事象を評価する場合とは異なり保守因子が変化するため，ボイド反応度及びドップラ反応度の不確かさ評価で設定した範囲に対して感度解析にて確認する必要がある。なお，感度解析のための単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさを含めた反応度フィードバック係数の不確かさ評価については，添付５にて説明する。また，感度解析実施のためにサブ時間領域ごと（添付４参照）に反応度係数を変更可能な機能をＲＥＤＹコードに追加して評価を実施する。

ボロン反応度の不確かさについては，その不確かさについて感度解析を行い，評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(3) 崩壊熱

発生熱源としての崩壊熱が大きい場合は，長時間領域で評価指標に影響があるものと想定された。崩壊熱の不確かさ幅は時間とその時点までの核分裂出力の変遷で決まるが，不確かさについて感度解析を行い，評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(4) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化現象の不確かさは，ＲＥＤＹコードでは 3.3 節に示

した炉心ボイドモデルとそのデータの不確かさによる。データは炉心熱水力解析コードの解析結果を元に一点近似用に作成しており，現実的に評価していることから，ボイドマップが評価指標に与える影響は小さい。ただし，ボイドマップの炉心流量補正の不確かさについては感度解析を行い，評価指標に対する影響を 5.1.2 節で確認する。

(5) 冷却材流量変化（コーストダウン特性）

再循環ポンプトリップ時，ポンプ速度の低下が遅いほど原子炉出力の抑制も遅くなり，原子炉圧力が高めに評価される。また，炉心流量の低下が速いと，燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。

この冷却材流量低下速度が燃料被覆管温度の評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(6) 冷却材流量変化（自然循環流量）

再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下し，自然循環状態となるが，その際，炉心流量が小さいと燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また，炉心流量が大きいと原子炉出力が高くなり，逃がし安全弁の開閉により原子炉格納容器側に放出される蒸気流量が多くなることから，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高くなると考えられる。

自然循環流量は，再循環ポンプの駆動力（ＡＢＷＲで数台運転中の期間)，核特性と，これに起因した炉心内の熱水力学的挙動変化，炉心シュラウド内外挙動やＥＣＣＳ注水（給水系を含む）等に総合的に影響される物理現象である。このためこれを単独で切り出して不確かさを感度解析することは困難である。しかしながら，4.4.3 節で説明しているように

自然循環状態は炉心シュラウド内外の位置ヘッド差（マスバランス）が支配的であり原子炉内ボイドによる摩擦圧損等の炉心流量への影響は小さいこと，実機試験での挙動をおおむね再現できることを確認していることから，炉心流量の不確かさによる影響は評価指標に対する安全裕度を有意に小さくするものではない。さらに，解析モデルの異なるコード（ＴＲＡＣコード）により参考的に解析評価を行い，ＲＥＤＹコードによる解析結果とプラントの全体挙動が同様であることを確認する（添付７参照)。

(7) 冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）

短時間領域では，逃がし安全弁から放出される蒸気流量が少ないほど，事象初期の圧力上昇が緩和されにくく，原子炉圧力が高めに評価されるとともに，炉心出力及び炉心圧力も高くなり，燃料被覆管温度も高くなると考えられる。解析で使用している逃がし安全弁容量は安全率を考慮して決定した下限値であるが，この吹出し容量の違いが評価指標に与える不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(8) ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）

給水温度の変化やＥＣＣＳの水源としての原子炉格納容器のプール水温度の初期値は，炉心入口サブクーリングの変化となって原子炉出力を変化させるため，燃料被覆管温度や長時間領域の格納容器圧力，原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に影響する可能性がある。以上より，給水温度の変化や原子炉格納容器のプール水温度の初期値の不確かさについて確認する必要がある。

なお，炉心に注入されるＥＣＣＳ流量が多いほど，原子炉水位が高く

なり自然循環状態における炉心流量が大きくなるため，原子炉出力が高くなる効果があると考えられる。ただし，ＲＣＩＣについては流量制御しており，不確かさの考慮は不要である。また，ＨＰＣＦ（ＨＰＣＳ）流量については，安全要求値を下限値として使用しているが，プラス側の不確かさは感度解析にて確認する必要がある。

(9) ほう酸水の拡散

ほう酸水の拡散に係わる不確かさは，ボロン反応度の不確かさとして原子炉出力の抑制に影響することから，長時間領域の格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度の評価指標に影響する。これについては，試験装置で得られたほう酸水の混合特性を考慮して保守的に設定しており，厳しい評価となっている。

(10) サプレッション・プール冷却

3.3 節にて示したとおり，ＲＥＤＹコードにおける格納容器モデルでは，放熱による熱損失を考慮せず，かつ空間部が飽和状態にある等，温度及び圧力評価において保守的な仮定を置き，質量バランスとエネルギバランスの式等により格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度を計算している。これにより，格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度を保守的に評価しており，コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。また，残留熱除去系の除熱量については，除熱量が小さい場合はサプレッション・プールの冷却速度が遅くなり格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度が高くなる可能性があるが，残留熱除去系の除熱量は最小値を用いていることから，コードの不確かさ要因としては考慮しないことにする。

5.1.2　重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節に示した重要現象に対する不確かさについて，評価指標に与える影響が大きい，もしくは影響の大きさの確認が必要であるとした重要現象について，ＲＥＤＹコードを用いた感度解析を実施した。なお，対象とした重要現象は，反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度，ボロン反応度），崩壊熱，沸騰・ボイド率変化（炉心流量補正），冷却材流量変化，冷却材放出（臨界流・差圧流）（原子炉圧力容器）及びＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）である。

各重要現象に対するＲＥＤＹコードによる感度解析結果を表 5-2 に示す。対象プラントはＡＢＷＲとし，主蒸気隔離弁の誤閉止を起因事象とした。また，これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとし，各感度解析における評価指標の値を，ベースケースからの偏差の形で示した。

評価指標の中で，制限値に対する裕度が小さいのは燃料被覆管温度だけである。このため，以下はこの燃料被覆管温度に絞っての考察を行う。

表 5-2 に示した感度解析結果をみると，不確かさが燃料被覆管温度にプラス側の感度（結果を厳しくする感度）を与えることはない。例えば，ボイド係数とドップラ係数の保守因子に関しては，申請解析条件では代表的にボイド係数 1.25 とドップラ係数 0.9（解析時間を通して一定）を使用しているが，事故シーケンスに沿って不確かさを評価し，これをサブ時間領域ごとに変えた感度解析結果によると，各組合せにおいて結果を有意に厳しくすることはなく，加圧事象時の反応度係数の保守因子を申請解析条件で用いることの代表性が確認された。また，不確かさ幅を特定できないこと

から，表 5-2 に含めずに添付２と添付３で補足している軸方向出力分布が下方ピークになる場合を想定した場合は，燃料被覆管温度がより小さく評価される傾向が見られることが確認されている。

以上を総合すると，申請解析におけるＲＥＤＹコードによる解析結果は評価指標である燃料被覆管温度を保守的に評価していると考える。

なお，ＲＥＤＹコードでは模擬できない，核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動現象が燃料被覆管温度に与える影響は，参考解析のＴＲＡＣコードによる解析結果を参照しても，その影響は小さくかつ判断基準に対しても十分裕度があることを別途確認している。

表 5-1 重要現象の不確かさ（1/2）

分類	重要現象		解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心(核)	核分裂出力		核特性モデル	考慮しない	反応度フィードバック効果の不確かさに含まれる。
	反応度フィードバック効果		反応度モデル(ボイド，ドップラ)	添付５の添付表 5-5 参照	反応度係数の不確かさが評価指標に影響を及ぼす。
			反応度モデル(ボロン)	高温停止に必要なボロン反応度： －３％⊿k	ボロン反応度が小さい方が格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を厳しく評価する。
	崩壊熱		崩壊熱モデル	崩壊熱： １秒後＋0.8％／－0.1％	崩壊熱が大きい方が格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度を厳しく評価する。
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化		炉心ボイドモデル	炉心流量補正： 補正なし／最大補正二次関数	補正量が大きい方が，炉心流量が小さくなった場合に炉心ボイド率を少なめに模擬することから，原子炉出力を高めに算出し，燃料被覆管温度を厳しく評価する。
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	コーストダウン特性	再循環系モデル	再循環ポンプ慣性時定数： ＋10％／－10％	冷却材流量変化（強制循環時）速度が小さいと原子炉圧力が高く評価され，大きいと燃料被覆管温度が高く評価される。
		自然循環流量		モデルの仮定に含まれる	冷却材流量変化（自然循環時）が大きいと燃料被覆管温度が高くなる可能性があり，小さいと格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高くなる。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)		逃がし安全弁モデル	逃がし弁流量： ＋16.6％	冷却材放出量が小さいと，原子炉圧力及び燃料被覆管温度が高く評価されるが，下限値を使用しているため不確かさについては考慮不要。冷却材放出量が大きいと，格納容器圧力及び原子炉格納容器のプール水温度が高く評価される可能性がある。

表 5-1 重要現象の不確かさ（2/2）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	給水系モデル	給水エンタルピ (1)給水温度（主蒸気流量ゼロで） 　－60 kJ/kg（－14℃） (2)遅れ時間　＋50 秒	事象発生初期の給水温度低下による出力上昇により燃料被覆管温度が高くなる可能性がある。また，給水流量やＥＣＣＳ流量が多いと格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度に影響を与える可能性がある。
			ＨＰＣＦ流量： ＋137％	
			原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ： －104 kJ/kg（－25℃）	
	ほう酸水の拡散	ほう酸水拡散モデル	保守的な値を使用	ほう酸水の変化を保守的に設定しており，格納容器圧力と原子炉格納容器のプール水温度も保守側の結果となる。
原子炉格納容器	サプレッション・プール冷却	格納容器モデル	保守的モデルに含まれる	単純な物理式を用いること及び保守的仮定により，保守的に評価している。

表 5-2 重要現象の不確かさに対するＲＥＤＹ感度解析結果

重要現象	不確かさ幅	ベースケースからの感度			
		原子炉圧力 (MPa)	燃料被覆管温度(℃)	原子炉格納容器のプール水温度(℃)	格納容器圧力 (MPa)
		9.08 (*)	1060 (*)	113 (*)	0.19 (*)
反応度フィードバック効果	添付５の添付表 5-5 参照	-0.44/0.01(*1)	0/0(*1)	（ボロン反応度が支配的な期間であり詳細不確かさは評価しない）	
	ボロン反応度：－３％⊿k	0.00 （評価対象外）	0 （評価対象外）	＋7	＋0.04
崩壊熱	崩壊熱曲線：初期値で＋１％／－２％ （1 秒後で＋0.8％／－0.1％を包含）	0.00／0.00	0／0	0／0	0.00／0.00
沸騰・ボイド率変化	炉心流量補正： 補正なし／最大補正二次関数	-0.18／0.00	-170／0	-4／2	-0.02／0.01
冷却材流量変化(コーストダウン特性)	再循環ポンプ慣性時定数： ＋10％／－10％	0.00／-0.01	0／0	0／0	0.00／0.00
冷却材放出(臨界流・差圧流)	逃がし弁流量：＋16.6％	-0.39	0	0	0.00
ＥＣＣＳ注水 （給水系・代替注水設備含む）	給水エンタルピ (1)給水温度（主蒸気流量ゼロで） －60 kJ/kg（－14℃） (2)遅れ時間　＋50 秒	0.00	-110(*2)	0	0.00
	ＨＰＣＦ流量：　＋137％	0.00	0	＋4	＋0.03
	原子炉格納容器のプール水初期エンタルピ：－104kJ/kg（－25℃）	0.00	0	-18	-0.06

(*)　ベースケースでの評価結果

(*1)　本評価は，添付５の（動的ボイド係数，動的ドップラ係数）の保守因子から五つの組合せ（ノミナル値，ノミナル値）（下限値，下限値）（下限値，上限値）（上限値，下限値）（上限値，上限値）を実施し，その結果から最大値と最小値を記載したものである。

(*2)　給水温度（＋要因）と遅れ時間（－要因）を同時に考慮した感度。仮に遅れ時間は考慮しない（０秒）とした場合は 10℃となる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

原子炉スクラム失敗を仮定した事象においてＲＥＤＹコードで取り扱う運転操作は，ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作，自動減圧系（以下「ＡＤＳ」という。）作動阻止操作，ＥＣＣＳによる水位低下維持操作である。

これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作は，事象発生時点から又は原子炉格納容器のプール水温度高の発信を起点に実施している。プラントの運転操作としては，制御棒が全挿入されない状態で，原子炉格納容器のプール水温度が高くなった場合，ほう酸水注入系及び残留熱除去系を起動することになるが，状態確認等の運転員操作の余裕時間を考慮しているため，不確かさの影響は保守的に評価される。

ＡＤＳは作動条件成立後時間遅れをもって作動する。手動阻止操作は原子炉水位低下を確認して，ＡＤＳ作動条件成立前に阻止操作を実施している。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するとともに，条件成立後であっても時間遅れがあるため，解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

水位低下維持操作は，ボロン濃度上昇に伴い原子炉出力が低下し原子炉水位が上昇してくるために，原子炉水位を低めに維持する操作である。運転員は原子炉水位を確認して手動操作を実施するため，解析コードの不確かさは運転員操作に影響を与えない。

(2) 運転操作後の影響

ほう酸水注入系及び残留熱除去系の手動起動操作後は，炉心部でのボロン濃度増加により原子炉出力が低下するため，原子炉水位が回復してくる。原子炉水位が上昇するとボロン濃度上昇割合が減少する可能性があるが，高温停止に必要なボロン濃度に至る時間の評価において定常水位を仮定しているため，コードの不確かさは水位低下維持操作に影響を与えない。

以上より，ＲＥＤＹコードの不確かさの運転操作への影響を考慮すると，実機運用上は時間余裕が増える方向又は影響を与えないため，有効性評価で確認できた運転操作の妥当性については実機運転においても適用できる。

6. 参考文献

(1)「沸騰水型原子力発電所　プラント動特性解析手法について」
（株式会社日立製作所，HLR-014 訂２，昭和 63 年３月）

(2)「沸騰水型原子力発電所　プラント動特性解析手法について」
（株式会社東芝，TLR-012 改訂１，昭和 63 年３月）

(3) Linford, R.B., “Analytical Methods of Plant Transient Evaluations for the General Electric Boiling Water Reactor”, NEDO-10802, February 1973.

(4)「沸騰水形原子力発電所　2 次元単位セル計算手法について」
（日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社,HLR-005 訂１　平成 20 年４月）

(5)「沸騰水型原子力発電所　燃料集合体核特性計算手法」
（株式会社東芝，TLR-006 改訂１，平成 20 年９月）

(6)「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」
（株式会社日立製作所，HLR-033 訂１，平成 10 年２月）

(7)「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」
（株式会社東芝，TLR-045 改訂１，平成 10 年１月）

(8)「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」(株式会社日立製作所，HLR-053 訂２，平成 11 年２月）

(9)「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について(MOX 燃料への適用)」(株式会社東芝，TLR-045A 改訂２，平成 11 年２月）

(10)「沸騰水形原子力発電所　原子炉の熱設計手法について」
（株式会社日立製作所,HLR-008,昭和 52 年４月）

(11)「沸騰水形原子力発電所　熱水力設計計算手法について」
（東京芝浦電気株式会社,TLR-008,昭和 51 年９月）

(12)「沸騰水型原子力発電所　ほう酸水注入系における未臨界性評価手法

の高度化について」(TGBLA/LOGOS 版)　(平成 19 年 10 月)
(13)「沸騰水型原子力発電所　ほう酸水注入系における未臨界性評価手法の高度化について」(HINES/PANACH 版)　(平成 19 年 10 月)
(14) ANCR-NUREG-1335　“RELAP4/MOD5　A　Computer　program for transient thermal-hydraulic analysis of nuclear reactors and related systems user's manual”,Volume Ⅰ, September,1976.
(15)「BWR プラント過渡解析コード REDY のレビュー結果について」(昭和 60 年２月, 通商産業省原子力発電技術顧問会　安全解析コード検討会)

添付１　入力項目リスト

入力項目リスト（1/2）

分類	入力項目
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力
	炉心流量
	主蒸気流量
	給水流量
	再循環ポンプ流量
	原子炉圧力
	原子炉水位
	原子炉各部寸法
	各種圧力損失データ
	格納容器容積
炉心データ	ボイド反応度
	ドップラ反応度
	ボロン反応度
	炉心圧力損失
燃料データ	燃料棒本数
	燃料有効長
	燃料被覆管外径
	燃料被覆管物性
	燃料ギャップコンダクタンス
	軸方向出力分布

入力項目リスト（2/2）

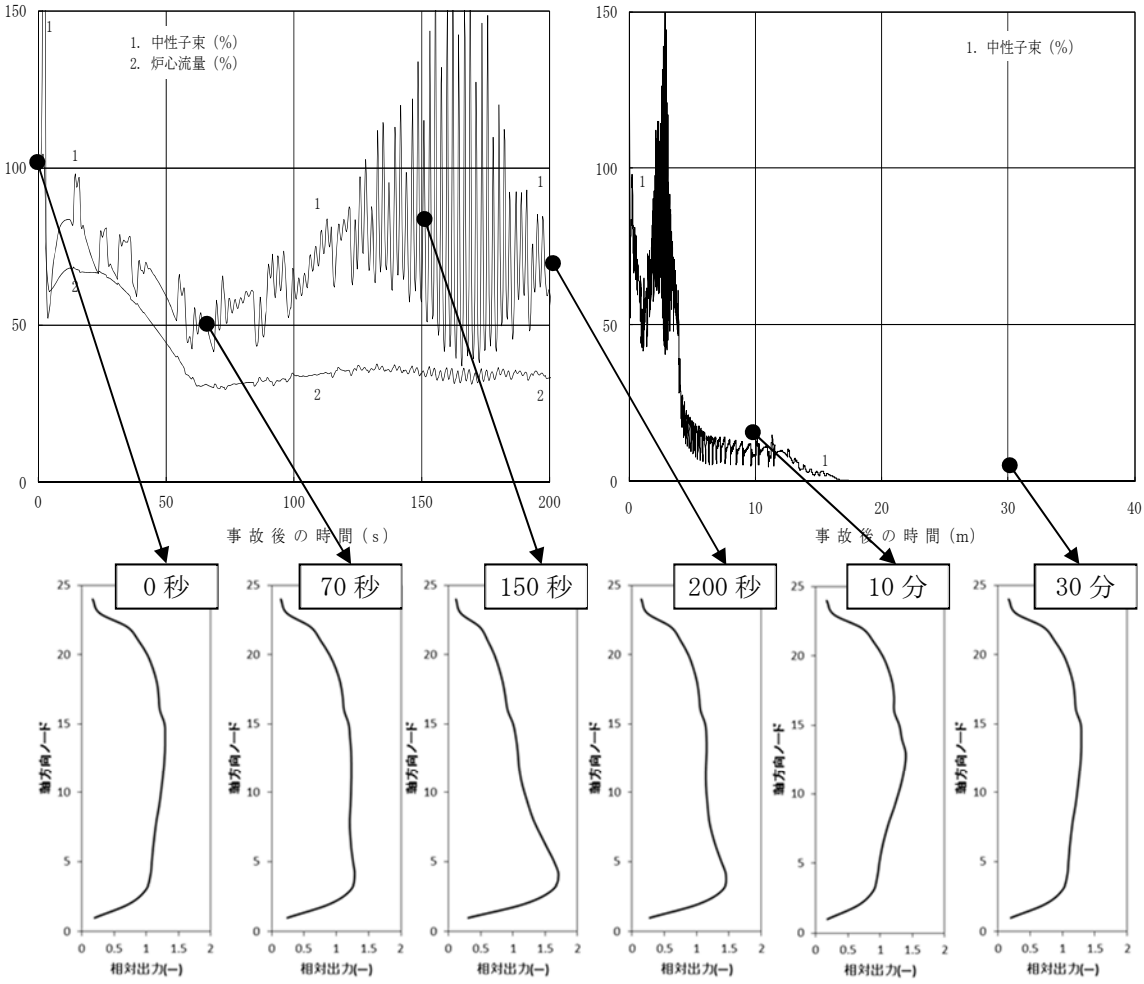
分類	入力項目
逃がし安全弁	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
給水系	容量（予備機含む）
	停止条件
	給水温度低下特性
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器，操作関連	代替原子炉再循環ポンプトリップ機能（自動作動設定点，作動遅れ時間，台数，再循環ポンプ慣性時定数）
	高圧注水系（自動起動・停止設定点，作動遅れ時間，台数，容量，原子炉注水特性，冷却水温度，注水量調整手動操作条件）
	ほう酸水注入系（注水遅れ時間，注水流量，高温停止濃度，起動手動操作条件）
	残留熱除去系（手動起動操作条件，台数，容量）

添付２　軸方向出力分布の変化について

ＲＥＤＹコードの軸方向出力分布のデータは，固定のインプットデータであり，時間変化で変わることの模擬はできない。

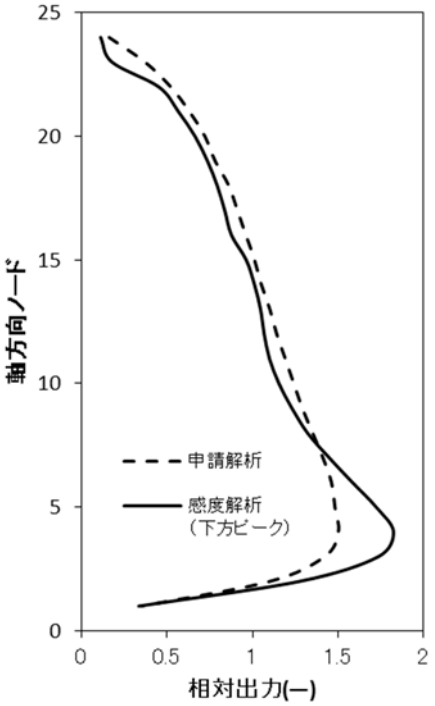
一方，添付図 2-1 に示すＴＲＡＣコードの解析結果（代表チャンネルの軸方向出力分布の変化）によると，事象発生前（初期状態）は上方ピークであった軸方向出力分布は主蒸気隔離弁の誤閉止後給水加熱喪失状態になると，炉心入口のサブクールが増加し炉心下部を中心に正の反応度が投入されるため，軸方向出力分布は下方ピークとなっている。ただし，この下方ピークにシフトしている時間帯は約 70 秒から約 200 秒であり，この時期を過ぎると初期の軸方向出力分布に戻っている。

ここでは，ＲＥＤＹにおける“下方ピークの軸方向出力分布データ”の影響を確認するために，一貫して下方ピーク出力分布とした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから，核特性やボイドマップ等は変更していない単独効果）の影響を確認する。

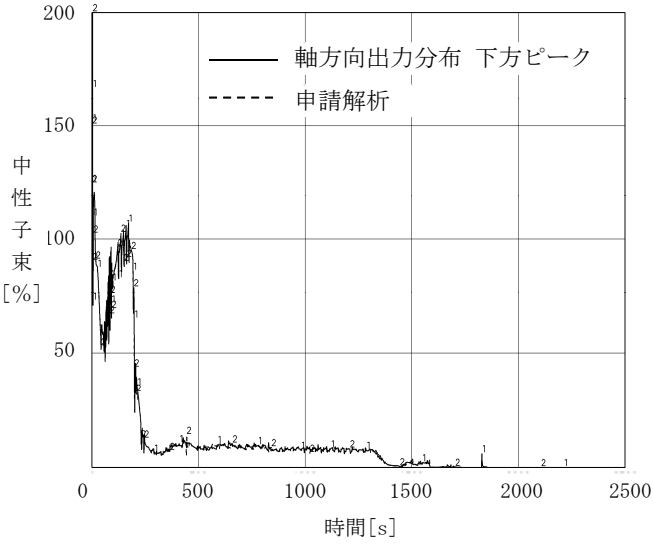


添付図 2-1　ＴＲＡＣコードによる軸方向出力分布の時間変化

添付図 2-2 のように軸方向出力分布を変えた場合の確認結果を添付図 2-3，添付表 2-1 に示すが，これによると本事象で一時的に生じる下方ピーク状態を仮定しても，ＲＥＤＹコードでは炉心全体に及ぼす影響はほとんどないことが確認された。



添付図 2-2　ＲＥＤＹコードにおける解析条件



添付図 2-3　ＲＥＤＹコード解析結果（下方ピーク）

添付表 2-1　軸方向出力分布を変えた場合の解析結果

評価指標	ＲＥＤＹコード（申請解析）	ＲＥＤＹコード（下方ピーク軸方向出力分布）
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	9.08
燃料被覆管温度(℃)	1060	1060
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
原子炉格納容器のプール水温度(℃)	113	113

（注）燃料被覆管温度を求めるＳＣＡＴコードでは，中央ピークとしている。

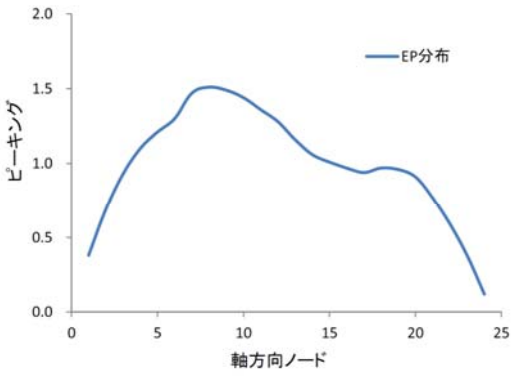
添付３　軸方向出力分布変化を考慮したボイドマップの影響について

ＲＥＤＹコードでは，定格炉心流量でのボイドマップデータに基づき，これに過渡状態の変化を加えることで炉心のボイド率を模擬しており，このボイドマップモデルの妥当性は，広い範囲の実機試験等で確認されている。ただし，ＲＥＤＹコードの定格炉心流量でのボイドマップデータ自体は，固定のインプットデータであり，ＲＥＤＹコードの軸方向出力分布変化と同様，時間で変わることの模擬はできない。

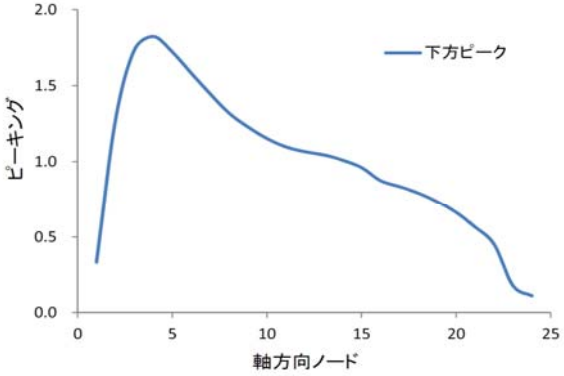
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止解析では，主蒸気隔離弁の誤閉止に伴う給水加熱喪失により，過渡的に軸方向出力分布が大きく下方ピークとなることがわかっており，これがＲＥＤＹコードで用いている定格ボイドマップに与える影響を確認する。

ここでは，ＴＲＡＣコードによる解析結果から得られる下方ピークとなった時点での軸方向出力分布を用い，炉心熱水力解析コードを用いて下方ピーク時の軸方向出力分布でのボイドマップを作成し，“下方ピークを想定した場合のボイドマップデータ”の影響を確認するために，一貫して下方ピークのボイドマップとした場合（異なる炉心を評価するのが目的ではないことから，核や軸方向出力分布は変更していない単独効果）の影響を確認する。

今回の申請解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布を添付図 3-1 に，今回の感度解析で用いたボイドマップ作成用軸方向出力分布（ＴＲＡＣコードによる代表的な下方ピーク）を添付図 3-2 に示す。



添付図 3-1　申請解析に用いる
設計ボイドマップ作成における
軸方向出力分布



添付図 3-2　ＴＲＡＣの
「原子炉スクラム失敗を仮定した
主蒸気隔離弁の誤閉止」の
軸方向出力分布

今回実施した影響解析の主な条件を以下に示す。

・プラント：代表ＡＢＷＲ

・評価事象：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止

・初期条件：100％出力/100％炉心流量

・炉　　心：９×９燃料（Ａ型）単一炉心

・ボイドマップ：原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止時の給水加熱喪失状態における軸方向出力分布（下方ピーク）を考慮したボイドマップ

添付表 3-1 に示すとおり，給水加熱喪失に伴う軸方向出力分布の変化を考慮したボイドマップにより解析を実施した結果，評価指標に及ぼす影響は比較的小さいことが確認できた。

添付表 3-1　ボイドマップを変えた場合の解析結果

評価指標	ＲＥＤＹコード （申請解析） （設計ボイドマップ）	ＲＥＤＹコード （ＴＲＡＣコードによる代表的な下方ピークに対応したボイドマップ）
原子炉圧力(MPa[gage])	9.08	8.94
燃料被覆管温度(℃)	1060	970
格納容器圧力(MPa[gage])	0.19	0.19
原子炉格納容器のプール水温度(℃)	113	114

（注）燃料被覆管温度を求めるＳＣＡＴコードでは，中央ピークとしている。

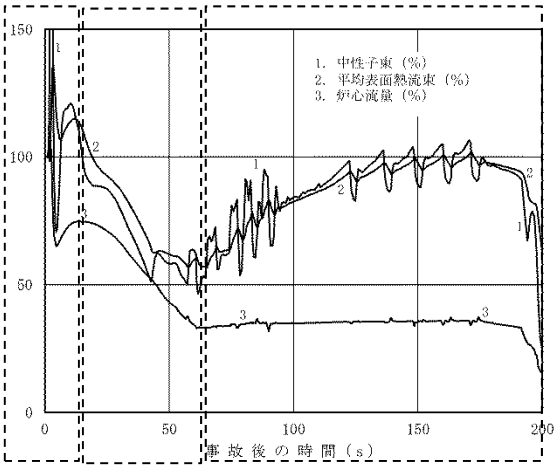
添付４　短時間領域を細分割しての重要現象のランクの検討

１．短時間領域の細分割

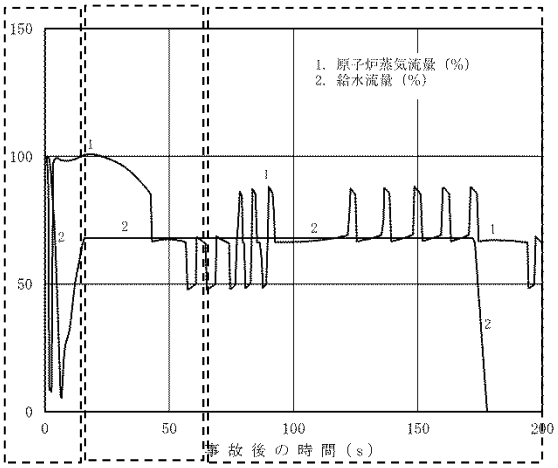
短時間領域をサブ時間領域１（出力変動期），サブ時間領域２（出力抑制期），サブ時間領域３（出力再上昇期）の三つのサブ時間領域に細分割した場合の重要現象のランクを検討する。なお，短時間領域での評価指標は，原子炉圧力と燃料被覆管最高温度（以下「ＰＣＴ」という。）である。

(1) サブ時間領域１（０秒から約10秒）

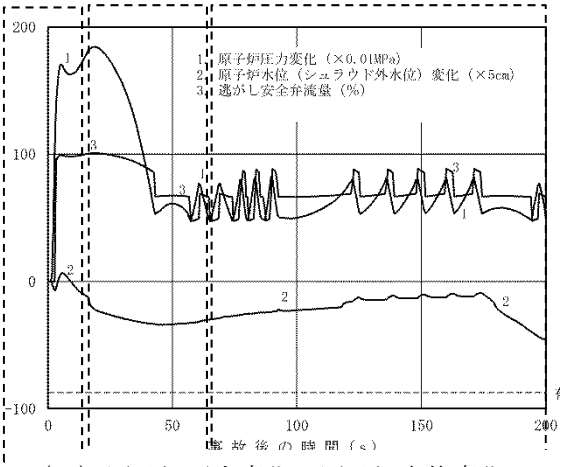
原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止により原子炉圧力が上昇するために，炉心平均ボイド率が減少し，これにより正のボイド反応度が印加され中性子束が上昇する。ただし，中性子束上昇に伴って燃料温度と熱出力も増加するため，負のドップラ反応度印加，発生熱に伴う炉心内ボイド率増加による負のボイド反応度印加により中性子



（ａ）中性子束，平均表面熱流束，炉心流量



（ｂ）原子炉蒸気流量，給水流量



（ｃ）原子炉圧力変化，原子炉水位変化，逃がし安全弁流量

添付図 4-1　原子炉停止機能喪失

束の過度な上昇は抑制される（ＢＷＲの自己制御性)。同時期に，原子炉圧力高のインターロック信号が２秒で作動し４台の再循環インターナルポンプ（以下「ＲＩＰ」という。）トリップが炉心流量を急減させ負のボイド反応度を印加することにより，中性子束は２秒後に306％のピークを迎えた後，一時的に定格値以下にまで低下する。その後は継続する圧力上昇によって中性子束が再度上昇する。なお，本期間内で給水ポンプはタービン駆動給水ポンプからモータ駆動給水ポンプに切り替わる。

以上に述べた時間領域は，中性子束が定格値近傍で増減する領域であり，これをサブ時間領域１（出力変動期）とした。

(2)サブ時間領域２（約10秒～約60秒）

この時間領域では，再循環流量制御系自動モードにより，トリップしていない６台のＲＩＰポンプ速度が次第に最低速度まで低下し，炉心流量が一定になるまで，炉心のボイド率が増加する。このため，徐々に負のボイド反応度が投入され出力は約50％まで低下する。この時間領域の初期ではまだ出力が高く，炉心流量減少開始による冷却能力低下により，燃料被覆管温度が15秒で820℃となり（一次ピーク)，原子炉圧力は19秒後に最大値8.92MPa[gage]となるが，その後はいずれも継続的な炉心流量低下により徐々に抑制される。これをサブ時間領域２（出力抑制期）とした。なお，図示してはいないが，格納容器圧力高により34秒後にＨＰＣＦとＲＣＩＣが起動し，原子炉水位の異常な低下を抑制している。

(3)サブ時間領域３（約60秒～約200秒）

トリップしなかった６台のＲＩＰは最低速度で運転を継続し，炉心流量はほぼ一定となる。この間，主蒸気隔離弁が閉鎖することに起因して給水

加熱能力が喪失し，給水流量のエンタルピが次第に低下することにより，炉心入口サブクーリングが増加する。このため，炉心平均ボイド率が減少し，出力が次第に上昇し150秒前後に定格出力近傍で平衡状態となる。この間の原子炉圧力は逃がし安全弁の開閉によりほぼ一定に制御される。173秒で復水器ホットウェル水位低で給水ポンプトリップ，191秒で原子炉水位低で運転中の６台のＲＩＰトリップが生じ，再循環流量は自然循環流量状態に移行するとともに，原子炉出力は低下し，燃料被覆管温度も175秒で1060℃となった（二次ピーク）のち低下する。以上に述べた時間領域は，給水加熱喪失により中性子束が再上昇する領域であり，これをサブ時間領域３（出力再上昇期）とした。

２．重要現象のランク付け

原子炉圧力の最大値と燃料被覆管温度（一次ピーク）の最大値はサブ時間領域２で，燃料被覆管温度（二次ピーク）は給水加熱喪失により中性子束が再上昇するサブ時間領域３で決まる。短時間領域で重要と考えられる物理現象は，核分裂出力，出力分布変化，反応度フィードバック効果，三次元効果（核），沸騰・ボイド率変化，三次元効果(熱流動)，冷却材流量変化，冷却材流量放出，ＥＣＣＳ流量（給水系含む）であるが，これらの物理現象を前述の三つのサブ時間領域ごとに当てはめて，評価指標へのランクと不確かさを検討した。

⑴核分裂出力

反応度フィードバック効果との総合事象として評価するものであり，プラント挙動に関わらず，どのサブ時間領域でも評価指標に与える重要度は高いと考える。

(2)出力分布変化

サブ時間領域１とサブ時間領域２では，軸方向出力分布は形状がそれほど変わらずに一様に変化する。一方，サブ時間領域３では給水加熱喪失により軸方向出力分布が下方ピークとなることが従来から知られている。

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され，本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力を評価する上で重要現象とはならない。燃料被覆管温度は，サブ時間領域３において軸方向出力分布が下方ピークに変化することから，炉心ボイド率の変化を通して評価指標である燃料被覆管温度へ影響を与える。本物理現象はむしろ燃料被覆管温度を小さくする方向である。この下方ピークへの変化を考慮しない評価は厳しめの結果を与えることになることから，評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は低い。ただし，これを確認するために添付２及び３にてサブ時間領域３で軸方向出力分布が下方ピークとなることの影響を確認するための感度解析を実施している。

(3)反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度）

原子炉圧力は冷却材流量放出（逃がし安全弁）により制御され，本物理現象はどのサブ時間領域でも評価指標である原子炉圧力に与える重要度は低いと考えられる。

一方，本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は，サブ時間領域２及びサブ時間領域３で高い。詳細化したサブ時間領域ごとのプラント状態を見てみると，各サブ時間領域のボイド率変化，燃料温度変化，炉心入口サブクーリング変化はプラント挙動に大きく左右され，各サブ時間領域に対して実施した不確かさ評価結果（添付５参照）を，それぞれのサブ時間領域に別々に適用してその影響を確認することがより現実

的であると考える。以上より，サブ時間領域ごとに反応度フィードバック効果（ボイド反応度，ドップラ反応度）の不確かさを変えて，燃料被覆管温度に与える影響を評価する。

(4) 三次元効果（核）

核熱水力不安定事象により中性子束振動が生じる可能性のある期間は，サブ時間領域３であり，本物理現象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考えられる。ただし，ＲＥＤＹコードでは中性子束振動（三次元効果）を再現することはモデル上困難であり，ＴＲＡＣコードを参照している。

(5) 沸騰・ボイド率変化

沸騰・ボイド率変化は反応度フィードバック効果（ボイド反応度）に直接影響を与えることから，評価指標である原子炉圧力に対しては，サブ時間領域１及びサブ時間領域２で重要度が高い。評価指標である燃料被覆管温度に対してはサブ時間領域２及びサブ時間領域３で重要度が高く，サブ時間領域１は出力変動期間ではあるが，ボイド率の炉心流量依存性並びにその後のサブ時間領域２及び３へ与える影響の重要度を考慮すると，重要度は中程度になると考えられる。

この場合，ＲＥＤＹコードで使用しているボイドマップの炉心流量依存性の不確かさはどのサブ時間領域でも適用でき，ＲＥＤＹコード説明書にて不確かさを評価している。なお，サブ時間領域３において下方ピークに対応したボイドマップとなることの検討は前述(2)の出力分布変化に含めて検討・考察している。

(6)三次元効果(熱流動)

上記，(4)の三次元効果（核）と同様，サブ時間領域３（出力再上昇期）を対象とした核熱水力不安定事象に起因した中性子束振動が，評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度は中程度と考える。

(7)冷却材流量変化

ポンプトリップによるコーストダウン特性は，サブ時間領域１で評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度が高いと考えられ，ＲＥＤＹコード説明書本文にて不確かさの感度解析を実施している。

(8)冷却材流量放出

冷却材流量放出（逃がし安全弁流量）は，原子炉内で発生する熱を原子炉から原子炉格納容器へ放出する上でサブ時間領域１及び２において，評価指標である原子炉圧力に与える影響は中程度と考えられる。一方，本事象が評価指標である燃料被覆管温度に与える重要度はどのサブ時間領域においても小さいと考えられる。

(9)ＥＣＣＳ流量（給水系含む）

時間遅れを持って炉心に影響を与える給水加熱喪失は，サブ時間領域３において炉心入口サブクールの減少として出力に影響するため，燃料被覆管温度に対して重要度が高いと考えられ，ＲＥＤＹコード説明書本文にて感度解析を実施している。

以上，短時間領域におけるプラント挙動を考慮した上で各重要物理現象のランク付けを再検討した結果を添付表4-1に示す。ここで，太線で囲んだものが，本文の短時間領域で報告しているものであり，短時間領域でのラ

ンク（三つのサブ時間領域の中で一番高いランク）付けは妥当であることが示されている。

添付表4-1　短時間領域を細分割した場合のランク評価結果

細分割区分 （全体は短時間領域）	サブ時間領域１		サブ時間領域２		サブ時間領域３		短時間領域	
	出力変動期		出力抑制期		出力再上昇期		－	
評価指標 物理現象	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ	原子炉圧力	ＰＣＴ
核分裂出力	H	H	H	H	H	H	H	H
出力分布変化	I	I	I	I	I	L	I	L
反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ）	L	M	L	H	L	H	L	H
三次元効果「炉心(核)」	L	L	L	L	L	M	L	M
沸騰・ボイド率変化「炉心(熱流動)」	H	M	H	H	L	H	H	H
三次元効果「炉心(熱流動)」	L	L	L	L	L	M	L	M
冷却材流量変化「原子炉圧力容器」	L	H	L	L	L	L	L	H
冷却材流量放出「原子炉圧力容器」	M	L	M	L	L	L	M	L
ＥＣＣＳ注水（給水系含む）	I	I	I	I	I	H	I	H

添付５　原子炉停止機能喪失事象での反応度係数（ＲＥＤＹコード用）の保守因子について

原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において，ＲＥＤＹコードに原子炉設置変更許可申請書の添付書類八記載の平衡炉心サイクル末期の反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は 1.25 倍，ドップラ係数は 0.9 倍）を掛けた反応度係数を用いている。

一方，本事象では，事象の進展に伴い，初期の運転状態から炉心流量，原子炉圧力，炉心入口エンタルピ，軸方向出力分布等が時間とともに変化し，ボイド係数，ドップラ係数が影響を受け，保守因子は一定ではない。

そこで有効性評価手法が適切であることを確認するために，前述のとおり 5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を三つのサブ時間領域に細分割した上で，それぞれに反応度係数に対する保守因子を設定してＲＥＤＹコードによる評価を行っている。

ここでは，①，②において 5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数に対する保守因子を求め，③において 5.1.2 節の感度解析結果より有効性評価の一律の保守因子の手法が適用できることを確認した。

① 炉心一点近似縮約による反応度係数評価は，圧力変化，流量変化等の摂動による炉心状態変化及び事象進展に伴う炉心状態変化を扱うことができない。原子炉停止機能喪失事象では，この炉心状態変化の変化に伴う不確かさが大きくなる可能性があるため，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより，各サブ時間領域に対するボイド係数，ドップラ係数を評価し，炉心一点近似手法による反応度係数（添

付書類八記載の値）に対する比として各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値を評価した。

② ①で求めた保守因子のノミナル値に，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより評価したボイド係数，ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさ（補足参照）を加えることで，5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子変動幅を求めた。

③ ①及び②の検討より，原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価において，事象を通じた一律の保守因子として，ボイド係数は 1.25 及びドップラ係数は 0.9 が適用できることを確認した。

１．原子炉停止機能喪失事象での各時間領域の反応度係数の保守因子のノミナル値

（１）評価方法

原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止発生事象の短時間領域を，以下の三つのサブ時間領域に細分割し，

・出力変動期（サブ時間領域１）

・出力抑制期（サブ時間領域２）

・出力再上昇期（サブ時間領域３）

各サブ時間領域の代表的な炉心状態における炉心パラメータを用い，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより，ボイド係数，ドップラ係数を評価し，原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の反応度係数（保守因子1.0倍に相当）と比較した。

ボイド係数は，各解析点に応じた微小な摂動を与え実効増倍率の変化量を

求め，炉心平均のボイド率の変化量で除することで求めた。各解析点での摂動は，添付表5-2，添付表5-3及び添付表5-4に示すように，サブ時間領域１では圧力摂動，サブ時間領域２では流量摂動，サブ時間領域３では入口エンタルピ摂動を与えた。

ドップラ係数は，各解析点における摂動計算により炉心平均値を求めた。

（２）解析条件

解析は三つの代表プラントを対象として行い，この主な解析条件を添付表5-1 に示す。

添付表 5-1　主な解析条件

プラント	代表ＡＢＷＲ	代表従来型ＢＷＲ①	代表従来型ＢＷＲ②
評価条件	原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止		
初期条件	100%出力／100%炉心流量	100%出力／85%炉心流量	
炉心	９×９燃料（A型） 単一炉心	９×９（A型）+標準組成 MOX 燃料混在炉心	９×９燃料（A型） 単一炉心
炉心格子	N格子	S格子	C格子
解析コード	ＨＩＮＥＳ／ ＰＡＮＡＣＨ	ＴＧＢＬＡ／ ＬＯＧＯＳ	ＨＩＮＥＳ／ ＰＡＮＡＣＨ

（注）ＨＩＮＥＳ，ＴＧＢＬＡ：単位燃料集合体核特性計算コード

ＰＡＮＡＣＨ，ＬＯＧＯＳ：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

（3）解析結果

各解析点における，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数と一点近似モデルの反応度係数(*)の比（以下「三次元／炉心一点近似（保守因子 1.0)」という。）を添付表 5-2，添付表 5-3 及び添付表 5-4 に示す。これによると，摂動及び事象進展に伴い軸方向の出力分布及びボイド分布が変化するためボイド係数は変化するが，ドップラ係数は主に U-238 の共鳴吸収が支配的であることから変化は小さくなっている。

(*)原子炉設置変更許可申請書の添付書類八に記載の減速材ボイド係数，ドップラ係数

冒頭に述べたように，炉心一点近似縮約による反応度係数評価は，圧力変化，流量変化等の摂動及び事象進展に伴う炉心状態の変化を扱えないため，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いて炉心状態変化を取り込んで評価しているが，ボイド係数において特にその影響が大きいことが分かる。

このように三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることで，炉心状態変化を取り込むことができるものの，静的評価であることによる不確かさが含まれると考えられる。そこで，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価できることを含めて，サブ時間領域ごとに保守因子の設定について以下のとおり確認した。

サブ時間領域１では，圧力増加による正のボイド反応度印加による中性子束の上昇が支配的である。圧力摂動においては，軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は，流量摂動，エンタルピ摂動に比較して小さく，また，炉心一体型の摂動であり，特に軸方向にほぼ時間遅れなく摂動が

与えられるため，事象開始時点の炉心状態に対して静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いてボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域２における支配的要因は流量摂動であり，炉心出力だけでなく，軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布もこの影響を受ける。炉心入口流量が減少すると，この流量摂動の影響が時間遅れを伴って動的に下方から上方に伝わり，上部のボイド率が変化する前に下方のボイド率が増加することとなる。このため，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数評価では現実の軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布と異なった状態を評価していることになる。この流れによる時間遅れがボイド率変化に及ぼす影響を確認するため，ＳＣＡＴコードにより，サブ時間領域２の流量減少の時間変化を模擬した場合と定常解析に相当する準静的に流量が減少した場合について，軸方向ボイド率分布を評価したところ，両者の差はほとんどないことが確認された。以上より，サブ時間領域２における流量減少は緩やかであり，流れによる時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さく，ボイド係数への影響は小さいといえる。なお，5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」において本事象を三つのサブ時間領域に細分割した上で，反応度係数に対する保守因子の上限値，下限値を添付表5-2に基づき設定してＲＥＤＹコード／ＳＣＡＴコードによる評価を行っており，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも高くならないとの結果を得ている。このようにボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから，不確かさを大きめに考慮することで，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

サブ時間領域３においては，給水温度低下に伴うエンタルピ摂動が支配的であるが，逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動もボイド係数に影響を及ぼす。圧力摂動については軸方向ボイド率分布変化に伴う軸方向出力分布への影響は小さいが，エンタルピ摂動では影響が大きく，ボイド係数自体として絶対値が大きくなる。サブ時間領域３において給水温度が低下し，さらに逃がし安全弁が閉じられた場合は，両者ともボイド率を低下させる方向に働くため正のボイド反応度が印加されることになる。この場合，ボイド反応度変化量としては両者の効果が重畳するものの，ボイド率変化量も両者の効果が重畳するので，単位ボイド率変化量に対するボイド反応度変化量で定義されるボイド係数は，エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数と圧力摂動単独で変化したボイド係数の中間的な値となる。以上より，エンタルピ摂動単独で変化したボイド係数を用いた方が出力を高め（保守的）に評価することにもなるため，エンタルピ摂動によるボイド係数で代表させている。

エンタルピ摂動による影響は，流量摂動と同様に時間遅れをもって炉心軸方向下方から上方に伝わるが，サブ時間領域２の炉心流量減少に比較して事象進展がゆっくりしていることから，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価することは可能であると考えられる。一方，サブ時間領域３は，当該時点までの事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさがより大きくなると考えられるため，保守因子を設定する上で不確かさを大きめに見る必要がある。この不確かさの定量化は困難であるが，5.1.2節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」より，ボイド係数の有効性評価結果への感度が小さいことから，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによりボイド係数を評価することは可能であると考えられる。

なお，中性子束振動状態での静的反応度係数は定義できないため，本手法の適用対象外である。中性子束振動が局所的な燃料被覆管温度に与える影響に関しては，米国において中性子束振動の評価実績がある異なる解析コード（ＴＲＡＣコード）による参考解析結果を参照する。

添付表 5-2　代表ＡＢＷＲの原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子 1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域１	圧力摂動		
サブ時間領域２	流量摂動		
サブ時間領域３(*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

添付表 5-3　代表従来型ＢＷＲ①の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子 1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域１	圧力摂動		
サブ時間領域２	流量摂動		
サブ時間領域３(*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付表 5-4　代表従来型ＢＷＲ②の原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の代表点における反応度係数の比（三次元／炉心一点近似（保守因子 1.0））

細分割区分	摂動の種類	ボイド係数	ドップラ係数
サブ時間領域１	圧力摂動		
サブ時間領域２	流量摂動		
サブ時間領域３(*)	入口エンタルピ摂動		

(*)中性子束振動に対しては適用外

２．原子炉停止機能喪失事象での反応度係数の保守因子の変動範囲

前節で求めた各サブ時間領域の保守因子のノミナル値と，補足に記載した三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数，ドップラ係数の不確かさ及び取替炉心設計段階における不確かさを用いて，5.1.2 節の「重要現象の不確かさに対する感度解析」で用いる反応度係数の保守因子を求めた。

具体的には，添付表 5-2，添付表 5-3，添付表 5-4 の値に，以下の添付表 5-5（補足表 5-9 より転載）の不確かさを加えて，添付表 5-6，添付表 5-7，添付表 5-8 のようになる。

なお，ここでは遅発中性子割合の不確かさも含めて，動的反応度係数としてまとめている。

添付表 5-5　平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

（補足表 5-9 より転載）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

（＊）１．で前述したような静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードを用いることによる不確かさ，事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加が考えられることから，「その他の要因に対する安全余裕」として，ボイド係数[redacted]，ドップラ係数[redacted]の安全余裕を採用している。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付表 5-6　代表ＡＢＷＲの原子炉スクラム失敗を仮定した

主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の

保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 / 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３						

添付表 5-7　代表従来型ＢＷＲ①の原子炉スクラム失敗を仮定した

主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の

保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 / 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３						

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付表 5-8　代表従来型ＢＷＲ②の原子炉スクラム失敗を仮定した
主蒸気隔離弁の誤閉止事象中の動的反応度係数の
保守因子（平衡炉心サイクル末期）

反応度係数 / 細分割区分	動的ボイド係数			動的ドップラ係数		
	下限値	ノミナル	上限値	下限値	ノミナル	上限値
サブ時間領域１						
サブ時間領域２						
サブ時間領域３	1.01	1.27	1.53	0.87	1.06	1.25

（＊）サブ時間領域１は事象進展に伴う炉心状態変化による不確かさの増加は小さいと考えられることから，添付表 5-6，添付表 5-7，添付表 5-8 では「その他の要因に対する安全余裕」を含まず記載している。
ただし，5.1.2 の「重要現象の不確かさに対する感度解析」では，保守側評価として，サブ時間領域１に対してもサブ時間領域２，３と同じボイド係数[　]，ドップラ係数[　]の安全余裕を採用している。

添付表 5-7 に示した代表従来型ＢＷＲプラント①の検討結果は，標準組成 MOX 燃料混在炉心の場合を想定しているが，ここに初期 Pu 組成変動，及び装荷遅れの影響を考慮すれば，添付表 5-7 の結果に対して，更に動的ボイド係数で[　　]倍，動的ドップラ係数で[　　]倍を見込む必要がある。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

動的反応度係数の保守因子の変動による有効性評価への影響を確認するため，添付表 5-6，添付表 5-7 及び添付表 5-8 に示した保守因子の上下限値を組み合わせた感度解析を実施した。添付表 5-9，添付表 5-10 及び添付表 5-11 に感度解析結果を示す。代表ＡＢＷＲの場合は，給水温度低下によって原子炉出力が準静的に増加するサブ時間領域３において燃料被覆管温度が最高温度となるため，各ケースとも有意な差は生じていない。一方，代表従来型ＢＷＲの場合は，原子炉圧力上昇によって原子炉出力が急増するサブ時間領域１，流量減少によって原子炉出力が急減するサブ時間領域２及び給水温度低下によって原子炉出力が準静的に増加するサブ時間領域３において燃料被覆管温度が最高温度となるため，保守因子の影響を比較的受けやすいものの，ベースケースに比較して過度に温度が上昇するものはない。以上より，不確かさが燃料被覆管温度に有意な影響を及ぼすものではないことを確認した。

添付表 5-9　代表ＡＢＷＲの動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド係数	動的ドップラ係数	最高温度（℃）	最高温度の偏差(*2)（℃）
ベースケース	1.25	0.9	約 1060	－
ケース１	ノミナル値	ノミナル値	約 1060	0
ケース２	下限値	下限値	約 1060	0
ケース３	下限値	上限値	約 1060	0
ケース４	上限値	下限値	約 1060	0
ケース５	上限値	上限値	約 1060	0

（＊1）ノミナル値／上限値／下限値については，添付表 5-6 参照

（＊2）ベースケースとの偏差

添付表 5-10　代表従来型ＢＷＲ①の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド係数	動的ドップラ係数	最高温度（℃）	最高温度の偏差(*2)（℃）
ベースケース	1.25	0.9	約 1030	－
ケース１	ノミナル値	ノミナル値	約 930	−100
ケース２	下限値	下限値	約 920	−110
ケース３	下限値	上限値	約 870	−160
ケース４	上限値	下限値	約 1010	−20
ケース５	上限値	上限値	約 940	−90

（＊1）ノミナル値／上限値／下限値については，添付表 5-7 参照

（＊2）ベースケースとの偏差

添付表 5-11　代表従来型ＢＷＲ②の動的反応度係数の保守因子の

不確かさを考慮した場合の感度解析

	保守因子(*1)		燃料被覆管温度	
	動的ボイド係数	動的ドップラ係数	最高温度（℃）	最高温度の偏差(*2)（℃）
ベースケース	1.25	0.9	約 880	－
ケース１	ノミナル値	ノミナル値	約 830	−50
ケース２	下限値	下限値	約 840	−40
ケース３	下限値	上限値	約 880	0(*3)
ケース４	上限値	下限値	約 870	−10
ケース５	上限値	上限値	約 850	−30

（*1）ノミナル値／上限値／下限値については，添付表 5-7 参照

（*2）ベースケースとの偏差

（*3）サブ時間領域３にて最高温度が発生しており，ベースケースと同じサブ時間領域１での最高温度の偏差は-140℃となっている。

３．原子炉停止機能喪失事象に対する炉心損傷防止対策の有効性評価における反応度係数の保守因子について

有効性評価において反応度係数に一律の保守因子（減速材ボイド係数は1.25倍，ドップラ係数は0.9倍）を用いていることについて，以下に検討した結果をまとめる。

サブ時間領域１は，１．で述べたとおり，圧力摂動が支配的な期間であり，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することが可能である。また，ボイド係数は２．に示した保守因子変動範囲よりも保守的な値（1.25）を有効性評価で用いている。ドップラ係数は保守因子変動範囲の下限値が有効性評価で用いている値よりも下回っているものの，サブ時間領域１の出力ピークに起因した燃料被覆管温度への影響は，ドップラ係数が下限値の場合でも有意に厳しくなるケースはなく，ドップラ係数の感度は小さいことが分かった。

従って，サブ時間領域１において，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域２は，流量摂動が支配的な期間ではあるが，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで評価する保守因子には，流れによる時間遅れが軸方向ボイド率分布，軸方向出力分布へ及ぼす影響は考慮されていない。しかしながら，流量減少は緩やかであり，ＳＣＡＴコードによる評価により，流れの時間遅れによる軸方向ボイド率分布への影響は小さいことが確認されたため，この現象のボイド係数への影響は小さいといえる。不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたＲＥＤＹコード／ＳＣＡＴコードによる評価結果は，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃

料被覆管温度よりも有意に厳しくなることはなく，サブ時間領域２においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

サブ時間領域３は，給水温度低下に伴うエンタルピ摂動及び逃がし安全弁開閉に伴う圧力摂動が支配的な期間ではあるが，保守的にエンタルピ摂動が支配的であるとして保守因子を評価している。サブ時間領域３におけるエンタルピ摂動は事象進展が遅いため，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより保守因子を評価することは可能と考えられるが，２．に示したように保守因子変動範囲は有効性評価で用いた一律の保守因子よりも非保守的なものがある。しかしながら，不確かさを考慮して設定した保守因子の上限値及び下限値を用いたＲＥＤＹコード／ＳＣＡＴコードによる評価を行っているが，一律の保守因子を用いた有効性評価における燃料被覆管温度よりも有意に厳しくなることはないとの結果を得ており，サブ時間領域３においても，反応度係数の保守因子は，動的ボイド係数は1.25倍，動的ドップラ係数は0.9倍を適用できると考えられる。

以上より，反応度係数の保守因子として，動的ボイド係数は 1.25 倍，動的ドップラ係数は 0.9 倍を適用できると考える。

〔参考文献〕

(1) ミクロ炉物理学　Ⅰ．連続エネルギーモンテカルロ法によるドップラ反応度の検証（原子力学会　2000 年春の年会）

(2) ミクロ炉物理学　1999 年日本原子力学会誌 Vol.41,No.11(1999)p.37-41

(3) 熱中性子散乱カーネルを修正した MCNP5 による上方散乱効果の確認

（原子力学会　2012 年春の年会）

(4) 重核種の熱振動を考慮できる共鳴散乱モデルを組み込んだ改良 MCNP5 の妥当性確認と Monteburns2 への組み込み

（原子力学会　2012 年秋の大会）

(5) 軽水炉燃料の Doppler 反応度計算における評価モデル詳細化の検討

（原子力学会　2015 年秋の大会）

(6) Effect of Subchannel Void Fraction Distribution on Lattice Physics Parameters for Boiling Water Reactor Fuel Bundles

（Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, vol.45, No.12, p.1237-1251,2008）

添付５補足　反応度係数評価の不確かさ要因について

反応度係数の評価を以下の四つの段階に分けて，不確かさ要因を抽出し整理した。

[1]～[3]は，反応度係数計算の不確かさと取替設計段階における不確かさであり，[4]は[1]～[3]で述べた炉心一点近似手法によるＲＥＤＹコードの反応度係数の不確かさである。

［1］燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

［2］燃料集合体計算に由来する不確かさ

［3］ 三次元炉心計算の不確かさ（取替炉心の詳細設計段階の不確かさも含む）

［4］ＲＥＤＹコードの反応度係数の不確かさ（[1]～[3]で記載）

以下に，[1]～[3]の反応度係数の主要な不確かさ要因を挙げる。なお，サブ時間領域２及びサブ時間領域３においては，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより反応度係数を評価するのに当たり有意な不確かさが生じる可能性があり，さらに補足表 5-2 にあるように，その他の要因も幾つか考えられることから，これらを「その他の要因に対する安全余裕」として，動的ボイド係数に［　　］，変動量の小さい動的ドップラ係数に［　　］の安全余裕を加える。5.1.2 で重要現象の不確かさに対する感度解析を行うのにおいては，保守側にサブ時間領域１に対しても，同じ安全余裕を加えることとする。

[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ

燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因としては，補足表 5-1 に示す核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさが挙げられる。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足表 5-1　燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ要因

	不確かさ要因	備　考
1.1	核データライブラリ中に含まれる種々の不確かさに起因した不確かさ	臨界試験によりライブラリまで含めて妥当性が確認される。 実機の運転により実効増倍率等が確認される。

現行の単位燃料集合体核特性計算コードの核データライブラリは ENDF-B4,B5 で，最新（ENDF-B7）のものではないが，臨界試験（ボイド反応度：EPICURE，BASALA 試験，ドップラ反応度：Hellstrand の実験式，実効遅発中性子割合 β ：TCA，MISTRAL 試験）との比較で，核データ断面積ライブラリまで含めた燃料集合体計算コードの不確かさが確認されている。

[2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ

燃料集合体計算に由来する不確かさ要因を補足表 5-2 に整理する。これらは，試験との比較により不確かさが確認されている。

なお，ドップラ係数に対しては，ペレット内温度分布の影響は有意だが，重核種の熱振動の影響を無視していることで相殺する方向（両者合計でやや more negative 側の評価，参考文献の文献１～文献５参照）となっており，現行コードでは考慮されていない。

補足表 5-2　燃料集合体計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備　考
2.1	概念モデルに由来する不確かさ ・実験又は連続群モンテカルロ計算手法との相違に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認解析
2.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・種々の数学モデル（拡散近似，燃焼チェイン，共鳴計算等）に由来する不確かさ	臨界試験との比較で確認 ドップラ係数については，重核種の熱振動の影響（more negative 側）は有意(*)
2.3	入力データ，計算条件等に由来する不確かさ ・実験体系との妥当性確認時と設計計算時又は連続群モンテカルロ計算との比較計算時とで異なる種々の条件，設定，計算体系のモデル化等に由来する不確かさ ・減速材の密度及び温度の分布，燃料温度分布が実機燃料と異なることに由来する不確かさ	チャンネル曲り，製造公差の影響は炉心全体で平均化され影響は小さいと考えられる(*) 集合体内ボイド分布の影響は Gd が存在する領域では有意（参考文献の文献６）だが，平衡炉心では新燃料体数が少なく炉心全体への影響は小さいと考えられる(*) ドップラ係数については，燃料棒ペレット内温度分布の影響（less negative 側）は有意(*)
2.4	下流側コードへのデータ受け渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ	影響の大きな要因はないと考えられる(*)
2.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	試験の測定誤差が大きい場合（ドップラ係数）は考慮

(*)その他の要因として考えられるもの（追加の安全余裕にて考慮）

燃料集合体計算に由来する不確かさ（補足表 5-2 の（*)を除く要因）は，試験データとの比較により，補足表 5-3 のようになっている。

補足表 5-3　単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさ

	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
試験データを基準とした不確かさ		

・動的ボイド係数の不確かさは，ボイド反応度試験（EPICURE，BASALA 試験）の不確かさとβ測定試験（TCA，MISTRAL 試験）の不確かさより

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

程度としている。

・動的ドップラ係数の不確かさは，現行コードの評価値は Hellstrand の実効共鳴積分との比較で同等かやや less negative 側の評価となっているが，不確かさとしては，Hellstrand の実験式の誤差の[redacted]にβの不確かさ[redacted]を独立事象として加えて[redacted]としている。

[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ

三次元炉心計算に由来する不確かさ要因を補足表 5-4 に整理する。これらの要因は，最終的に，三次元出力分布，三次元燃焼度分布の三次元炉心計算の不確かさに由来した反応度係数の不確かさと，取替炉心の詳細設計段階において炉心状態が異なることに由来した反応度係数の不確かさの二つに集約できる。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足表 5-4　三次元炉心計算に由来する不確かさ要因

	不確かさ要因	備　考
3.1	概念モデルに由来する不確かさ ・無限格子を対象としたマクロ断面積評価法に由来する不確かさ ・設計想定炉心の包絡性に由来する不確かさ	三次元出力分布等に不確かさが生じるが，γスキャン測定結果，照射後試験の燃焼度測定により影響を把握している HBB/UB や１ヶ月運転期間変動等，包絡的な炉心条件を考慮している
3.2	数学的モデルに由来する不確かさ ・少数群の粗メッシュ体系における定常固有値計算の解析結果と実機との相違に由来する初期炉心条件の不確かさ ・炉心燃焼計算の不確かさから生じる炉心条件の不確かさに由来する不確かさ	これらの数学的モデル，入力データ，計算条件等に由来する不確かさが原因で，初期炉心条件である三次元出力分布，三次元燃焼度分布に不確かさが生じている これらについては，γスキャン測定結果，照射後試験の燃焼度測定により不確かさを把握し，反応度係数への影響を評価している
3.3	入力データ，計算条件等に由来する不確かさ ・原子炉圧力，入口エンタルピ，炉心流量等のパラメータの入力データと実機との相違に由来する不確かさ	
3.4	下流側コードへのデータ受渡しの方法論・モデルに由来する不確かさ ・平衡サイクル早期及び末期等の特定の炉心状態の選定に由来する設計想定炉心の代表性にかかわる不確かさ	動的ボイド係数の大きいサイクル末期を選定している(*) HBB/UB や１ヶ月運転期間変動等，包絡的な炉心条件を考慮している
3.5	その他の不確かさ ・妥当性確認に用いる実験データの不確かさ	γスキャン測定，燃焼度測定による実験データの不確かさは小さいので無視する

(*)起動時等にキセノンの蓄積が少ない場合は，制御棒が多く挿入され，動的ボイド係数の絶対値が増加する。サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値はサイクル初期より大きく，サイクル初期の起動時に制御棒が多く挿入された場合の動的ボイド係数の絶対値を制御棒密度を変えた感度解析により評価すると，サイクル末期の絶対値に包含される程度となる。仮に，サイクル初期の起動時において，サイクル末期の動的ボイド係数の絶対値の範囲を超えたとしても，その他の不確かさ要因として考慮できる程度である。

補足表 5-4 の 3.2，3.3 において，γスキャン測定結果よりノード出力の平均二乗誤差（ＲＭＳ）で□程度あり，照射後試験の燃焼度測定との比較で相対偏差（１σ）で□程度ある。これらの不確かさは大部分ばらつきの成分であるので，炉心平均のボイド係数，ドップラ係数への影響はノード間の影響が相殺され大きくないと考えられるが，ここでは軸方向の出力分布が□程度ずれた場合と，燃焼度が□一律ずれた場合の反応度係数の解析結果に基づき，補足表 5-5 の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-5 三次元出力分布，三次元燃焼度分布に由来した三次元炉心計算の不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
三次元炉心計算の不確かさ		

一方，補足表 5-4 の 3.4 に記載のように，取替炉心設計段階における不確かさとして，運転期間，燃料装荷位置，制御棒挿入位置の変動に由来した不確かさを考慮する必要がある。

運転期間については，13 ヶ月運転の平衡炉心の反応度係数を基準に，±１ヶ月程度変動させた平衡炉心における反応度係数を評価し，変動の影響を評価した。

燃料装荷位置については，炉心の熱的制限値を満足する範囲で，特定サイクルの燃料装荷位置における集合体燃焼度を，炉心の内側から燃焼度の大きい燃料を配置した平衡炉心と，炉心の外側から燃焼度の大きい燃料を配置した場合の平衡炉心における反応度係数を評価し，変動の影響を評価した。

制御棒挿入位置については，サイクルを通じて制御棒を深めに挿入して運転した平衡炉心と，制御棒を浅めに挿入して運転した平衡炉心における

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

反応度係数を評価し，変動の影響を評価した。

これらより，補足表 5-6 の反応度係数の不確かさを考慮する。

補足表 5-6　取替炉心の詳細設計段階における不確かさ

	ボイド係数	ドップラ係数
詳細設計段階の不確かさの影響		

[4]ＲＥＤＹコードの反応度係数の不確かさ

ＲＥＤＹコードのボイド係数の不確かさ，ドップラ係数の不確かさについては，炉心一点近似モデルに由来した不確かさが挙げられるが，個々の不確かさ要因に分解するのではなく，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによるボイド係数，ドップラ係数と直接比較することにより，全体の不確かさを一括して評価する。

なお，静的な三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる反応度係数の評価には，事象進展に伴う炉心状態変化に起因した不確かさが含まれていると考えられる。

そこで，サブ時間領域１については出力ピークまで圧力摂動の幅を増加させ，サブ時間領域２及びサブ時間領域３については別の時刻の異なる炉心状態で，ボイド係数を評価したところ　程度の変化に留まり，表 5-2 の感度解析で考慮した　の不確かさに対して問題ないことを確認した。この影響は，「その他の要因に対する安全余裕」の中で考慮する。

以上をまとめると，平衡炉心末期の動的ボイド係数，動的ドップラ係数の不確かさは，補足表 5-7 及び補足表 5-8 のようになる。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

補足表 5-7　平衡炉心末期の動的ボイド係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ [2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

補足表 5-8　平衡炉心末期の動的ドップラ係数の不確かさ

不確かさの主要因	不確かさ
[1] 燃料集合体計算より上流側で生じる不確かさ [2] 燃料集合体計算に由来する不確かさ	
[3] 三次元炉心計算に由来する不確かさ	
[3] 取替炉心の詳細設計段階の不確かさ	
その他の要因に対する安全余裕	
合計	

以上より，平衡炉心末期の反応度係数の不確かさは，補足表 5-9 のようになる。

補足表 5-9　平衡炉心末期の動的反応度係数の不確かさ（まとめ）

不確かさの要因	動的ボイド係数	動的ドップラ係数
原子炉停止機能喪失事象解析での不確かさ（合計）		

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付６　ボロン反応度添加率について

１．ほう酸水拡散モデルの妥当性確認において参照した試験について

炉心を一点近似で模擬しているＲＥＤＹコードでは，次式のようにボロン反応度は有効炉心内のボロン濃度に比例し，ベッセル内にゆっくりと蓄積され一様に混合すると仮定している。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

$$\Delta K_B = C_B \times \left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$$

ΔK_B ：ボロン反応度

C_B ：炉心内ボロン濃度

$\Delta K_{B\text{-}hot}$ ：高温停止に必要なボロン反応度

$C_{B\text{-}hot}$ ：高温停止に必要なボロン濃度

$\left(\frac{\Delta K_{B-hot}}{C_{B-hot}} \right)$ ：ボロン反応度添加率

制御棒挿入失敗を仮定した本事象では，徐々に注入されるボロンが原子炉格納容器の評価指標に与える影響を評価することが目的であり，数十分の長時間解析であることからしても，ボイドが発生する炉心内でもボロンが一様に混合すると仮定し，ボロン濃度の変化からボロン反応度を求めていることは妥当であると考える。

一方，実機を考えると，原子炉の発熱によって炉心内でボイド（蒸気）が発生するが，反応度に寄与するのは，有効炉心内に存在するボロン量である。この観点から，前述の試験もＲＥＤＹコードのモデルも「有効炉心内のボロン濃度変化」に着目している。

ただし，前述の試験には核的な検討は含んでいない。このため，前述のボロン反応度添加率に与えるボイドの核的影響と不確かさについては，次章で説明する。

なお， 高温停止に必要なボロン反応度は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（ＬＯＧＯＳ）により，高温待機時の過剰反応度を打ち消すための反応度として求めている。高温停止に必要なボロン濃度は，高温停止に必要なボロン反応度を投入するのに必要なボロン濃度である。前述の仮定をもとに高温停止に必要なボロン濃度とボロン反応度を使用してＲＥＤＹ

コードによる評価を実施している。

2．ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響評価

前章のボロン反応度添加率（$\Delta K_{B-hot}/C_{B-hot}$）については，ボイド発生に伴う中性子スペクトル変化による影響を受ける可能性があるので，以下で検討する。

ここでは，ＡＢＷＲの９×９（Ａ型）ウラン燃料を対象として，ボイド率を０％,40％,70％と変え，ボロンを注入した場合の無限増倍率を評価し，ボイドがボロン反応度添加率に与える核的影響を調べた。

燃料集合体核特性評価の評価条件は以下のとおりである。

対象領域　　：９×９（Ａ型）ウラン低Ｇｄ燃料の中央部領域
（軸方向９～15 ノード）
ただし，ノードは，燃料有効長を 24 分割し燃料下端から数えた値で，燃料集合体と燃料集合体間の水領域を含む領域

解析コード　：単位燃料集合体核特性計算コード（ＴＧＢＬＡ）

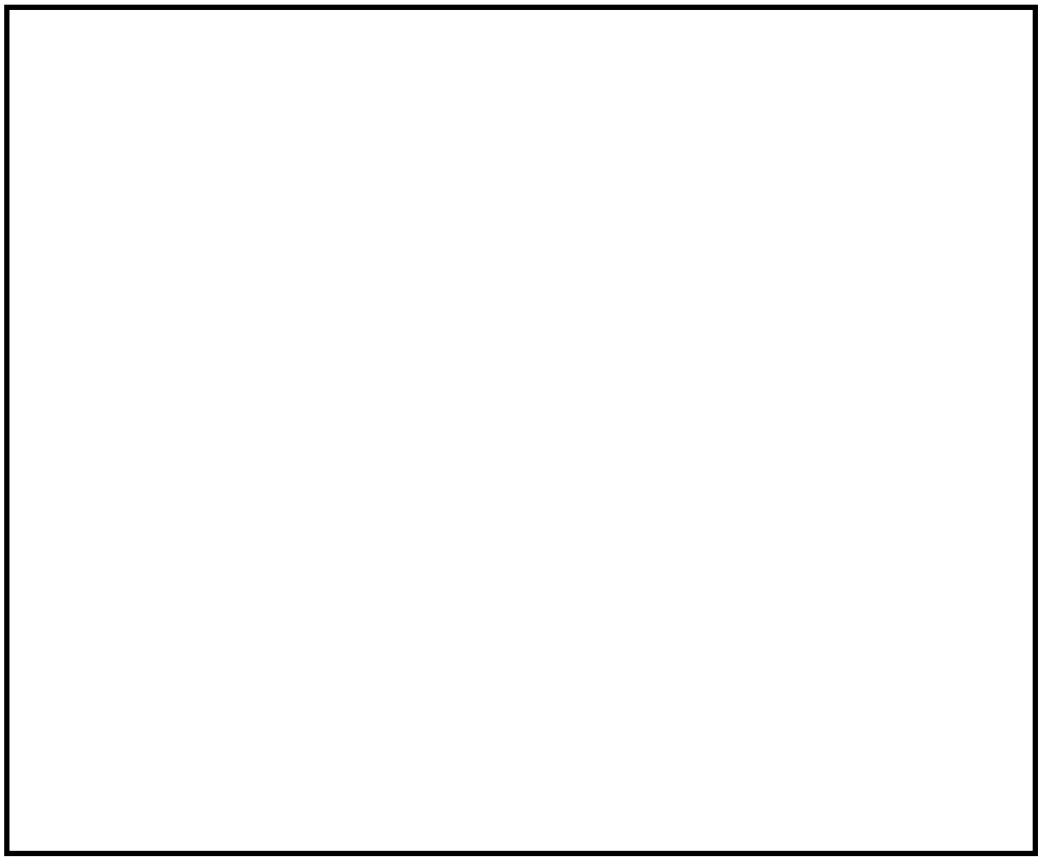
炉心状態　　：高温待機時

燃焼度　　：サイクル末期相当（９×９（Ａ型）ウラン燃料 25GWd/st）

履歴ボイド率：40％（ＢＷＲ炉心の代表的な値）

ボロン濃度　：０，300，600ppm（水に含まれるボロン濃度）

評価の結果，対象領域の体積平均のボロン濃度と無限増倍率の関係は添付図６のようになった。対象領域の体積平均のボロン濃度は，ボイド率０％の場合は０，300，600ppm であり，ボイド率 40％，70％の場合は水の量が減少しているので，対象領域の体積平均のボロン濃度が減少している。



添付図６　無限増倍率のボロン濃度依存性

上図より，ボイド率によらず傾きはほとんど変わらない結果となった。

添付図６より，ボロン濃度が０ppm と 300ppm（無限増倍率の二次内挿値）の無限増倍率の差より，ボロン反応度添加率[⊿k/ppm]を求めると，添付表６のようになる。

添付表６　ボロン反応度添加率のボイド率依存性

	0-300ppm の傾き	0-600ppm の傾き
ボイド率[%]		
ボロン反応度添加率[%⊿k/ppm]		

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付表６より，０-300ppm のボロン濃度のボロン反応度添加率はボイド率によらずほとんど変わらないことがわかる。

したがって，ボイドが発生した場合のボロン反応度添加率に，高温待機時のボイド率０％のボロン反応度添加率を用いるＲＥＤＹのモデルには問題ないと考える。

３．ボロン反応度添加率に与える不確かさ

添付図６及び添付表６は代表領域の燃料集合体計算による評価結果であるが，炉心計算においても，ボロン反応度添加率はボイド率の違いにはほとんど影響されないものと考えられる。

一方，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード（ＬＯＧＯＳ）によるボロン反応度添加率（⊿k/ppm）は，高温待機時において，ボロンなしの場合と600ppm の場合の実効増倍率の差を 600 で除すことにより求めている。高温停止に必要なボロン濃度は 600ppm より小さいので，ボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっている。

以上より，ボロン反応度添加率にはボイド率の違いによる影響はほとんど見られず，ＬＯＧＯＳによるボロン反応度添加率は若干保守側の設定となっていることが確認できた。

なお，実際の炉心では，炉心流量は炉心上部に移行するに従い，炉心で発生する熱により水が蒸気に変わり，ボロンが濃縮され，水中のボロン濃度が高くなる効果が考えられるので，添付表６の評価値自体も保守性を有している。

４．その他

以上，ボロン反応度添加率について補足説明したが，ボロン反応度の不確かさに関しては，これ以外に次のことがいえる。

・5.1.2 の感度解析において，高温停止に必要なボロン反応度について３%⊿ｋの不確かさを考慮した場合でも，格納容器圧力へ与える影響は＋0.04MPa，原子炉格納容器のプール水温度への影響は高々+７℃であり，影響は小さいことを確認している。

なお，ボロン反応度の不確かさに直接係わる事項ではないが,評価指標である格納容器温度圧力と原子炉格納容器のプール水温度に係わる事項として，次の事項についても留意しておく必要がある。

・原子炉格納容器の判断基準は，それぞれ 0.62MPa[gage]及び 200℃であるが，これに対して申請解析による最大値は 0.19MPa[gage]及び 113℃と小さく，どちらも判断基準に対して十分な裕度がある。
・格納容器モデルは 3.3(13)に示したように,「原子炉格納容器内の空間部の温度は，保守的に常にプール水温度と同じとする」等の非常に保守的な仮定を設けており，評価結果を厳しくしている。

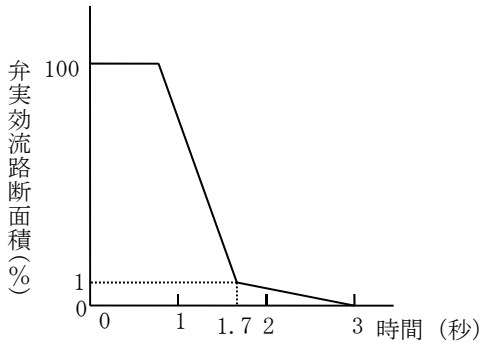
添付７　最適評価コードによる解析結果との全体的挙動比較

プラントの全体的挙動については，本資料の４章「妥当性確認」で実機試験結果との比較を実施しているが，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，より広い適用範囲（高出力かつ低炉心流量状態，スクラムが生じない給水加熱喪失状態，ほう酸水の注入による出力抑制事象等）での解析が必要とされる。さらに，原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止では，ＲＥＤＹコードでは模擬されない核熱水力不安定事象（中性子束振動現象），高出力バンドルのリウェット現象がプラントにフィードバックされる影響も生じ得る可能性がある。

以上より，他のコードでの解析結果を参照し，プラント挙動に大きな差異がないことを確認するという目的で，原子炉の熱水力挙動を評価する多次元二流体モデル及び炉心の中性子動特性を評価する三次元中性子動特性モデルを使用し，米国において運転時の異常な過渡変化評価や原子炉スクラム失敗事象評価，安定性評価での適用実績がある（各ＬＴＲ（Licensing Topical Report）に対してＮＲＣの承認が得られている）ＴＲＡＣコードを用い，本事故シーケンスにおける原子炉スクラム失敗事象でのプラント全体的挙動をＲＥＤＹコードのものと比較する。両解析コードによる共通解析条件を添付表 7-1 に示す。

添付表 7-1　ＲＥＤＹコード，ＴＲＡＣコードの共通解析条件

（原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止-ＡＢＷＲの例）

項　目	解析条件
原子炉熱出力	3926 MW（定格原子炉熱出力の 100%）
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
炉心流量	52.2×10^3 t/h（定格炉心流量の 100%）
主蒸気流量	7.64×10^3 t/h（定格主蒸気流量の 100%）
原子炉水位	通常運転水位
ＲＣＩＣ流量	182 m^3/h
ＨＰＣＦ流量	182～727 m^3/h
原子炉水位低(Ｌ3)設定点	＋62 cm
原子炉水位低(Ｌ2)設定点	－58 cm
原子炉水位低(Ｌ1.5)設定点	－203 cm
原子炉圧力高設定点	7.48 MPa[gage]
主蒸気隔離弁閉鎖時間	３秒
主蒸気隔離弁閉鎖特性	
逃がし安全弁設定圧力 第１段 第２段 第３段 第４段 第５段 第６段	逃がし弁機能（公称値）を使用 7.51 MPa[gage]×１個，363 t/h/個 7.58 MPa[gage]×１個，367 t/h/個 7.65 MPa[gage]×４個，370 t/h/個 7.72 MPa[gage]×４個，373 t/h/個 7.79 MPa[gage]×４個，377 t/h/個 7.86 MPa[gage]×４個，380 t/h/個
格納容器限界圧力	0.62MPa[gage]
格納容器限界温度	200℃

ＴＲＡＣコードと比較するＲＥＤＹコードの解析結果は，申請解析に加え，後述する理由により，“下方ピーク軸方向出力分布炉心”の場合も比較する。これらの違いを添付表 7-2 に示す。

添付表 7-2　ＲＥＤＹコード解析条件の比較

	申請解析	下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定
ＲＥＤＹの軸方向出力分布	設計下方ピーク	下方ピーク（*1）
ＲＥＤＹのボイドマップ	設計ボイドマップ	上記の軸方向出力分布（*1）に対応したボイドマップ

(*1) ＴＲＡＣコードによる原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止事象の解析結果で，給水加熱喪失が生じている時の代表的な下方ピーク軸方向出力分布。

両解析コードによる比較を添付図 7-1（短時間領域）及び添付図 7-2（長時間領域）に，評価指標との比較結果を添付表 7-3 に示す。

(1) 短時間領域での考察

短時間領域では，添付図 7-1 に示すように，ＲＥＤＹコードによる申請解析結果（左側の図）をＴＲＡＣコードの解析結果（右側の図）と比較すると，全体的な挙動は良く一致している。特に，評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約 70 秒から約 200 秒では，炉心流量はほぼ同一となっており，給水加熱喪失に伴って変化する中性子束の増加傾向，それが高い値で平衡する傾向等も類似の挙動を示している。ただし，平衡時の値はＲＥＤＹコードの方が若干高めであり，“炉心の核熱水力モデルの相違”に起因しているものと推定される。このため，添付表 7-3 に示したように，

燃料被覆管温度はＴＲＡＣコードでの解析結果 550℃に対し，ＲＥＤＹコードでは 1060℃と高めに評価されている。また，他の三つの評価パラメータ最大値も同様にＲＥＤＹコードの方が大きい。

上述に推定した，ＲＥＤＹコード（炉心一点近似）とＴＲＡＣコード（炉心三次元）の“炉心の核熱水力モデルの相違”について確認するためにＲＥＤＹコードで “下方ピーク軸方向出力分布炉心”を仮定した場合の結果を添付図7-1に併記した（添付図7-2及び添付表7-3にも併せて記載)。これによると，評価指標の一つである燃料被覆管温度が厳しくなる約150秒前後の原子炉出力は，添付図 7-1(1)の中性子束変化図（中央の図）に示したように申請解析結果（左側の図）より約 10%低くなっており，ＴＲＡＣコードの解析結果（右側の図）に近くなっている。また，この時の燃料被覆管温度は添付表 7-3 に示したように，970℃と小さくなる結果が得られている。以上より，“炉心の核熱水力モデル”の差がＲＥＤＹコードとＴＲＡＣコードとの結果に与える一要因であることがＲＥＤＹコードでの解析結果から確認できる。

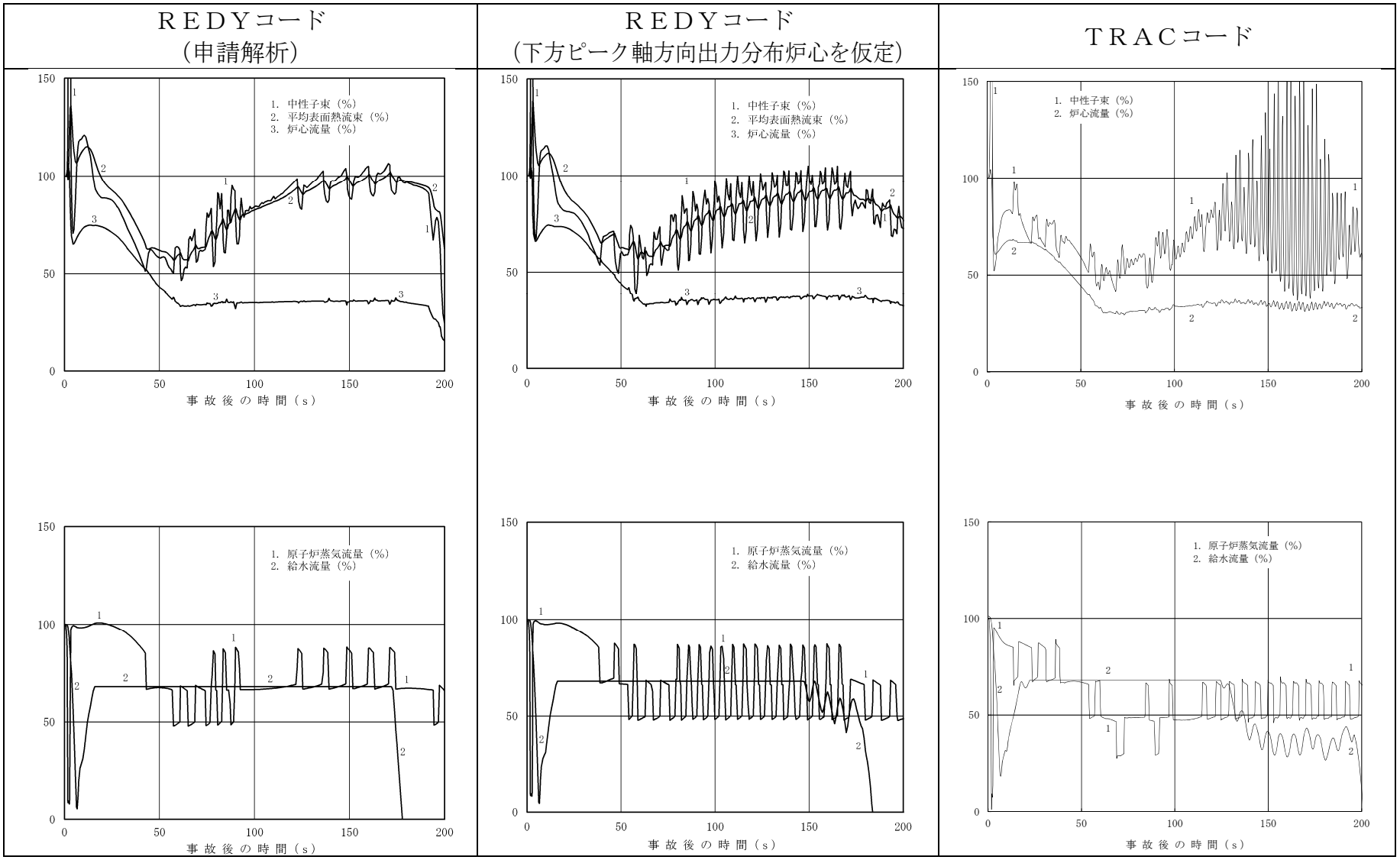
なお，ＴＲＡＣコードでは約 70 秒から約 200 秒の注目すべき期間で，物理現象のランクをＭとした三次元効果（中性子束振動現象）が見られる。これに対し，ＲＥＤＹコードの解析では振動現象は見られず，ＲＥＤＹコードの軸方向出力分布のみ下方ピークを仮定した場合の解析（中央の図）で多少顕著に見られる中性子束振動も，逃がし安全弁の開閉に起因した中性子束変動である。これは，ＲＥＤＹコードでは，炉心を一点近似の集中定数系のモデルで模擬していることから，炉心内での局所的挙動を考慮する必要のあるチャンネル安定性を含んでいる炉心安定性を模擬するのが困難なためである。

しかしながら，ＴＲＡＣコードの解析結果では，中性子束振動により燃

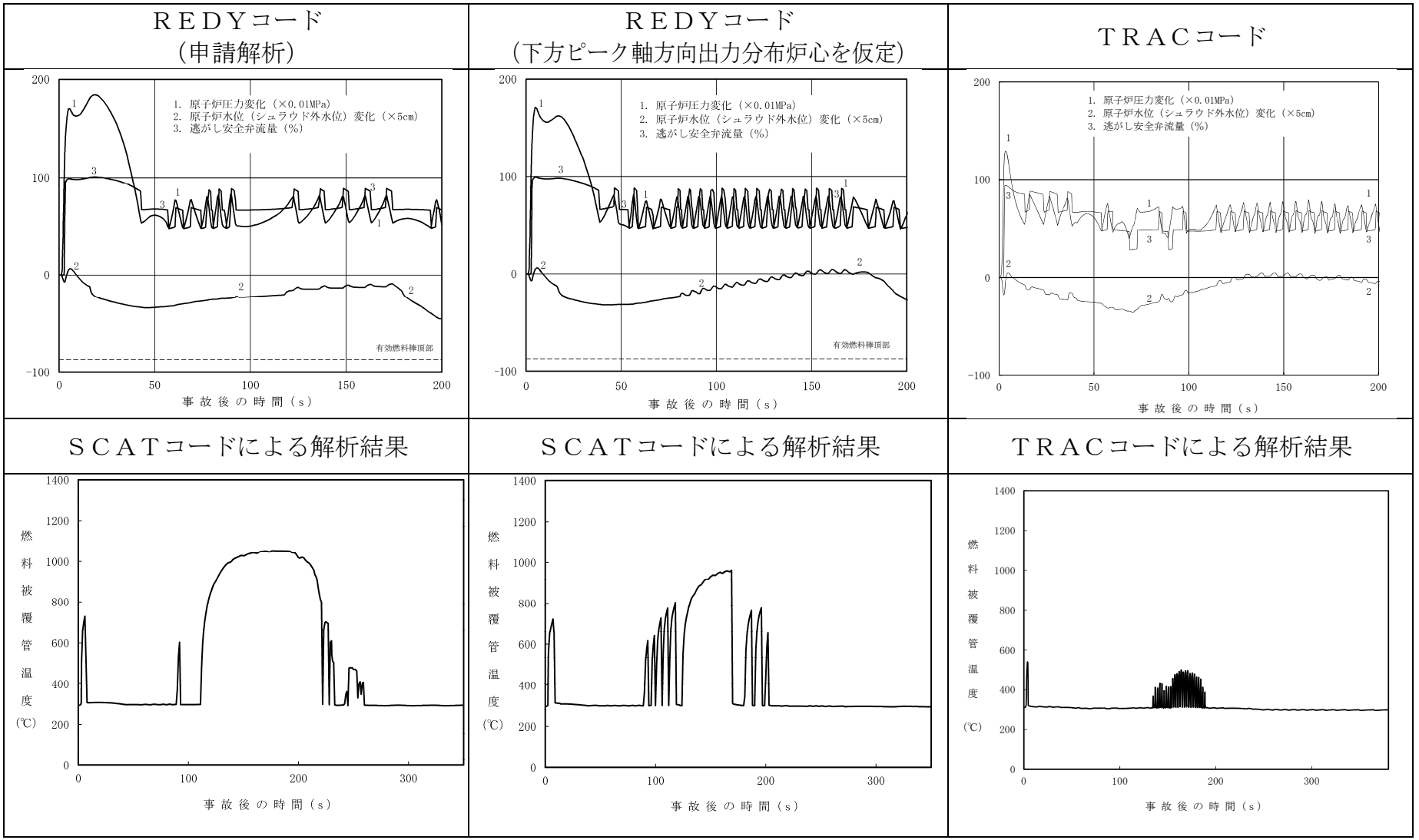
料被覆管温度も振動しているものの，その最大値はむしろＲＥＤＹコードの解析結果より十分小さくなっている。さらに，前述の逃がし安全弁の開閉に起因する中性子束振動現象と三次元効果による中性子束振動現象の影響で上昇する燃料被覆管温度分を，ＳＣＡＴコードによる核沸騰状態における燃料被覆管温度に加算したとしても，判断基準を下回る結果となっている。

(2) 長時間領域での考察

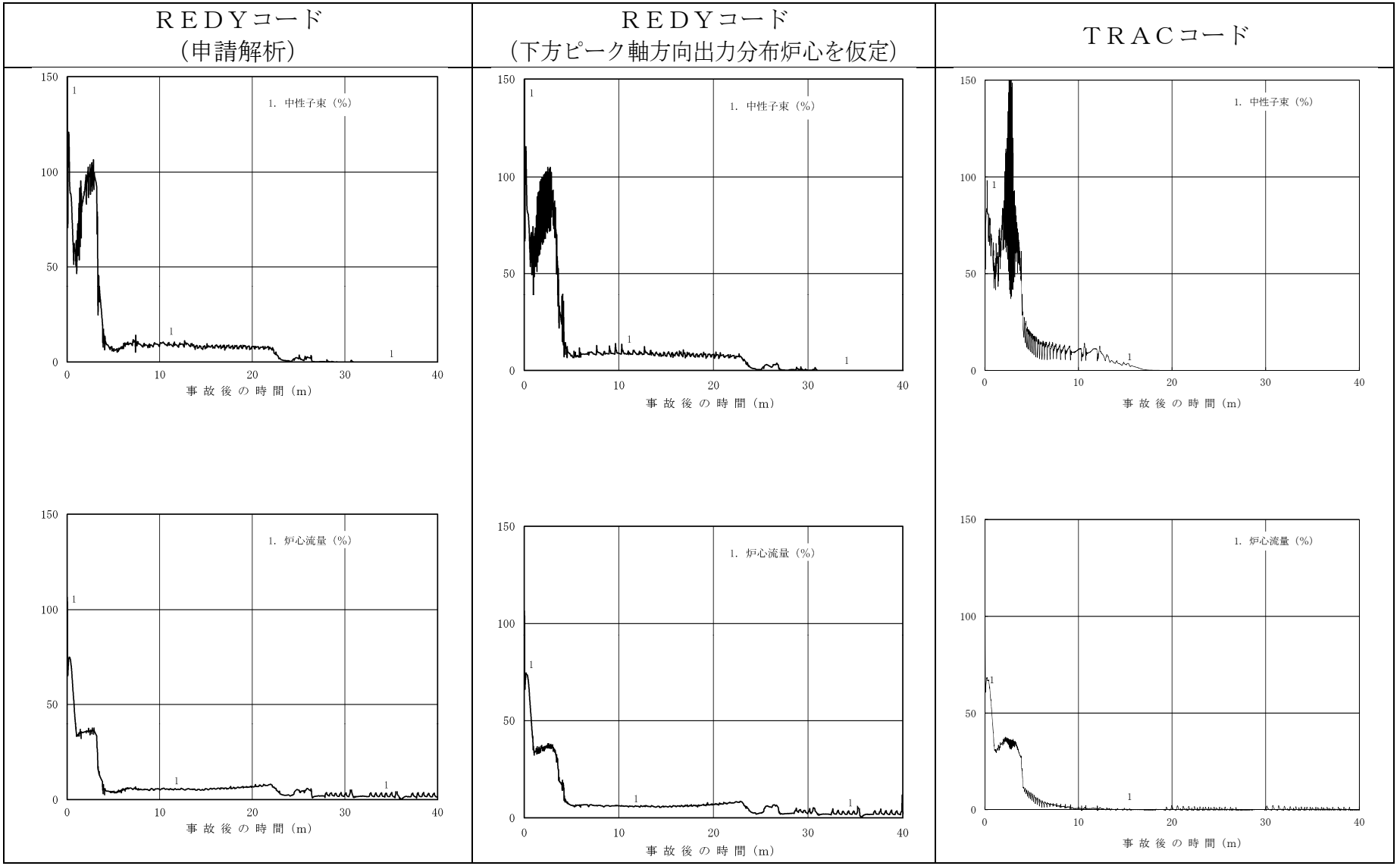
長時間領域では，添付図 7-2 に示すように，13 分以降の自然循環流量に違いが見られるが，駆動源の一つである原子炉水位の変化もほぼ合っていることから，この数パーセントの自然循環流量の差は，炉心の核熱水力モデルの相違に起因しているものと推定される。しかしながら，ＲＥＤＹコードでは，自然循環流量が大きいことで，中性子束が高めの値に維持され，評価指標である格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度に対する評価結果を厳しくしている。なお，格納容器圧力や原子炉格納容器のプール水温度といったパラメータの増加は類似の挙動を示している。



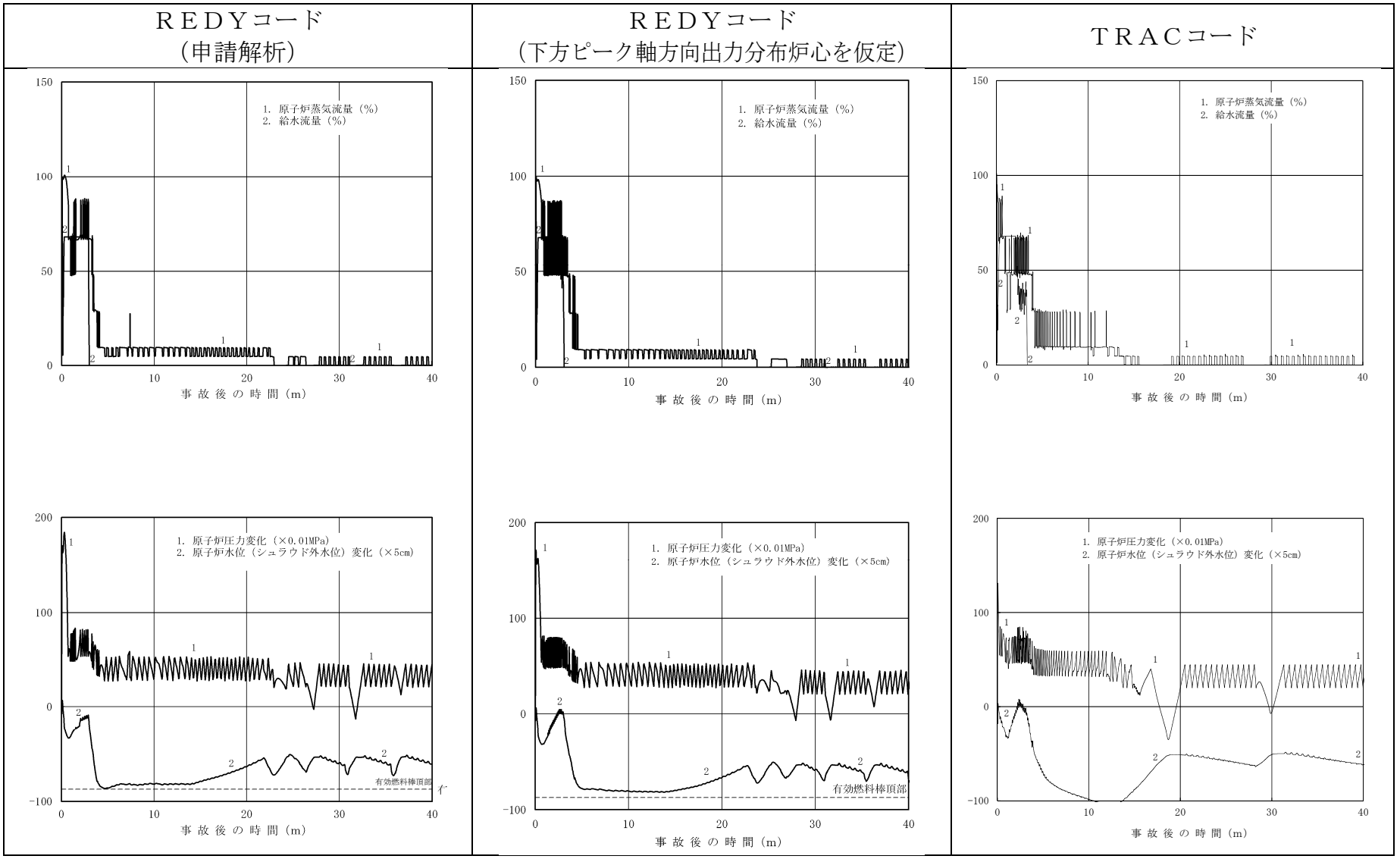
添付図 7-1(1) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（短時間領域）



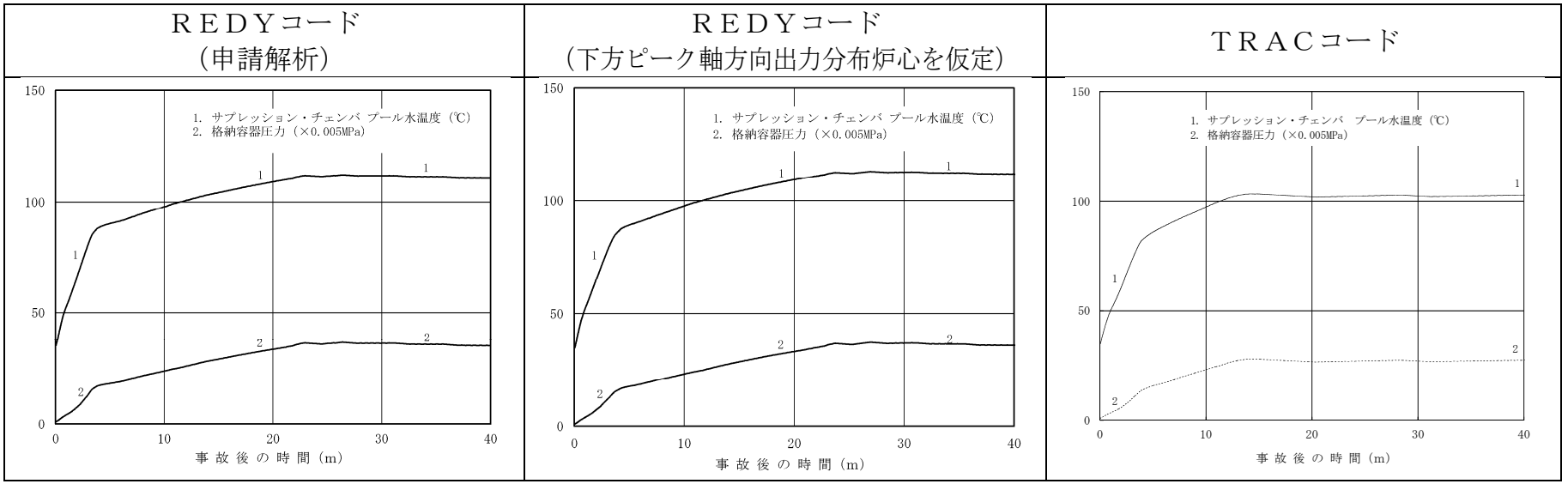
添付図 7-1(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（短時間領域）



添付図 7-2(1)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）



添付図 7-2(2) 原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）



添付図 7-2(3)原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止の解析結果比較（長時間領域）

添付表 7-3　ＡＢＷＲを例とした解析結果の比較

評価指標		ＲＥＤＹコード（申請解析）	ＲＥＤＹコード（下方ピーク軸方向出力分布炉心を仮定）	ＴＲＡＣコード解析結果
原子炉圧力	10.34MPa[gage]	9.08	8.94	8.53
燃料被覆管温度	1200℃	1060	970	550
格納容器圧力	0.62MPa[gage]	0.19	0.19	0.14
原子炉格納容器のプール水温度	200℃	113	114	103

（注）燃料被覆管温度を求めるＳＣＡＴコードでは，中央ピークとしている。

添付７補足　ＴＲＡＣコードによる三次元核熱結合不安定の影響評価について

１．目的

「原子炉スクラム失敗を仮定した主蒸気隔離弁の誤閉止」事象における三次元核熱結合不安定による出力振動の影響を確認するため，ＴＲＡＣコードによる参考解析を実施している。しかしながら，本参考解析では，給水加熱喪失後の炉出力解析結果がＲＥＤＹコードの解析結果より低めに推移している。このため，ＴＲＡＣコードによる参考解析において，給水加熱喪失後の出力上昇をＲＥＤＹコードと同程度になるように調整した感度解析を実施し，逃がし安全弁閉による出力上昇に加え，三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅を検討した。

２．感度解析条件

ＴＲＡＣコードによる解析において，給水加熱喪失後の出力上昇をＲＥＤＹコードと同程度になるように解析条件を設定する方法としては以下が考えられる。

（１）初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせ，再循環ポンプトリップ後の出力を全体的に高めに推移させる。

（２）ボイド／ドップラ反応度係数を調整し，給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくすることにより，出力上昇量を高めにする。

（３）給水温度低下幅をより大きくし，給水加熱喪失後の炉心入口サブクーリングの増加量を大きくする。これにより，給水加熱喪失後の正の反応度投入量を大きくし，出力上昇量を高めにする。

これらのうち（２）の場合，整定出力をＲＥＤＹコードと同程度とするため，ボイド反応度係数の絶対値をノミナルより大きめに設定することになる。このとき，三次元核熱結合不安定による出力振動発生時のボイドフィードバックの影響が過度に保守側に評価される可能性がある。

また，（３）の場合，給水加熱喪失時の給水温度低下を想定し得る温度より更に低めに設定することになる。このため，給水加熱喪失後の炉心軸方向出力分布がノミナルより更に下方ピークとなり，三次元核熱結合不安定及び燃料被覆管温度の評価に影響する可能性がある。

一方，（１）の場合，炉心反応度係数及び給水温度低下はノミナルのままとし，他の手法と同様に整定出力及び炉心ボイド率はＲＥＤＹコードと同程度とすることができる。したがって，ＲＥＤＹコードの整定出力に合わせること以外の要素を極力取り除くため，初期炉心流量を流量制御幅下限より更に低流量側にシフトさせた運転点から解析する方法を採用し，感度解析を実施した。

なお，この初期運転点は，あくまでも意図的に整定出力を高めるために設定した仮の運転点である。

３．解析結果

補足表７に解析結果を，以下の図に解析結果の比較を示す。

補足図 7-1　ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコード（申請解析）

補足図 7-2　ＴＲＡＣコード（ベースケース解析）

補足図 7-3　ＴＲＡＣコード（意図的に整定出力を高めた解析）

ここで，補足図 7-1 及び補足図 7-2 の初期運転点は定格出力／定格炉心流量である。

補足図 7-2 及び補足図 7-3 のＴＲＡＣコードによる解析結果では，補足図 7-1 のＲＥＤＹコードの解析結果には見られない核熱不安定による出力振動が，逃がし安全弁閉による出力上昇と重畳して模擬されている。一般に低炉心流量かつ高出力運転点の方が核熱不安定に対する余裕が小さくなることが知られており，補足図 7-2 のＴＲＡＣコードによる解析結果（ベースケース解析）に比べ，補足図 7-3 に示すＴＲＡＣコードによる解析結果（意図的に整定出力を高めた解析）の方が出力の振動幅は大きくなっている。しかしながら，整定出力レベルをＲＥＤＹコードの解析結果に合わせたＴＲＡＣコードによる解析（補足図 7-3）においても，燃料被覆管温度の最大値は 620℃程度で，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードによる燃料被覆管温度の最大値を下回る結果となっている（補足表 7 参照）。

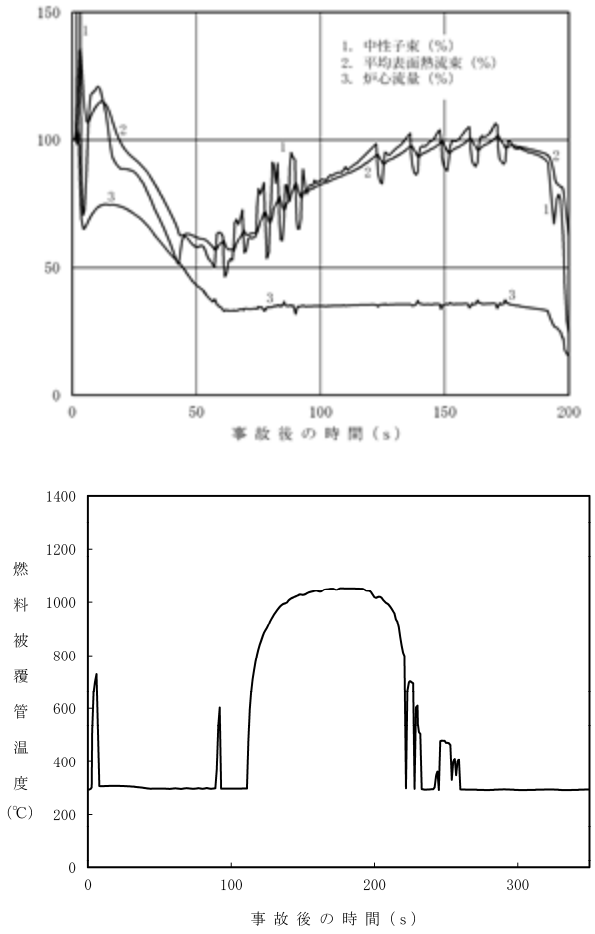
なお，補足図 7-3 において約 190 秒付近で燃料被覆管温度が近傍のピーク値に比べ高くなっている。補足図 7-4 に示すように，逃がし安全弁閉による圧力上昇と核熱不安定による出力上昇のタイミングが比較的一致しているためと考えられるが，この場合においても燃料被覆管温度の更なる上昇は 80℃程度に留まる。これは数百℃の燃料被覆管温度の上昇は，沸騰遷移の発生による燃料被覆管と原子炉冷却材間の熱伝達の低下によるものであり，逃がし安全弁閉に伴い沸騰遷移が発生した状態（熱伝達係数が低下した状態）から核熱不安定による出力振動により再度出力が上昇したとしても，熱伝達状態の変化はなく，熱流束の上昇も短時間で限定的であるためである。

以上より，参考解析の位置付けではあるがＴＲＡＣコードを用いて逃がし安全弁閉による出力上昇と，三次元核熱結合不安定による出力振動が重畳した事象が発生した場合の影響を検討した結果，逃がし安全弁閉による出力上

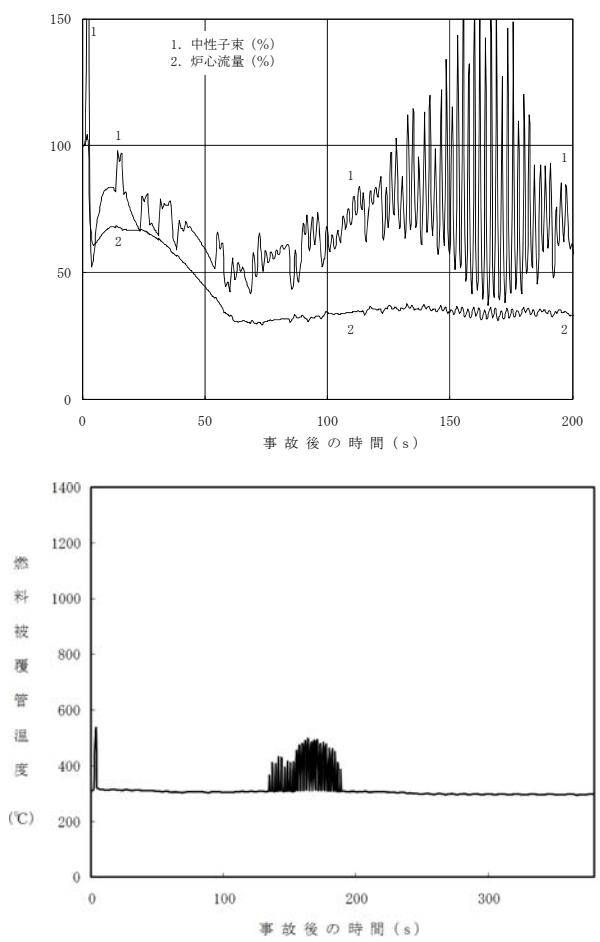
昇に加え，三次元核熱結合不安定による出力振動（上昇）が重畳した場合の燃料被覆管温度の上昇幅は数十℃程度であると推定される。したがって，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードによる評価において核熱不安定による出力振動の影響を考慮しても燃料被覆管温度は判断基準を満足すると考えられる。

補足表７ 感度解析結果のサマリ

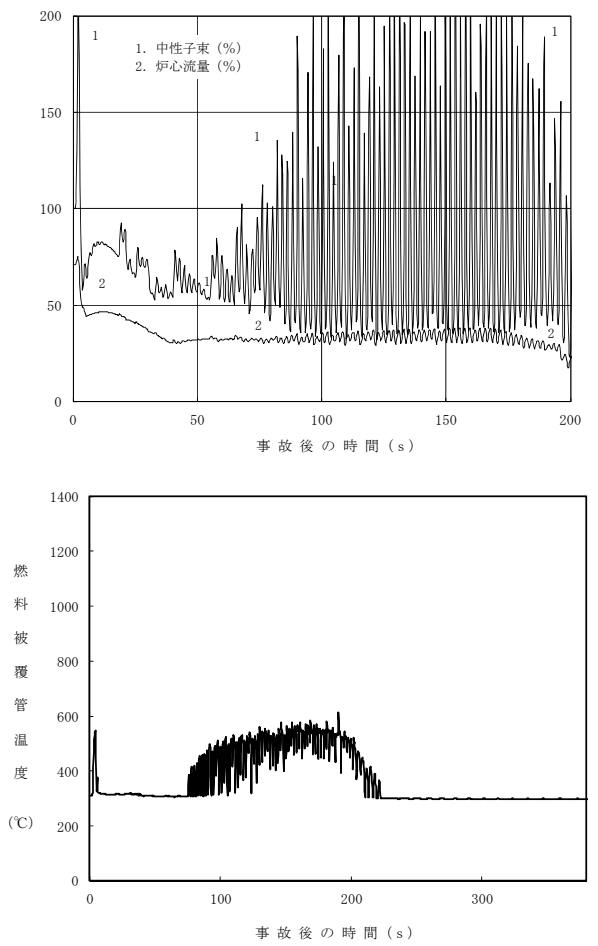
項目	ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコード（申請解析）	ＴＲＡＣコード（ベースケース解析）	ＴＲＡＣコード（意図的に整定出力を高めた解析）	判断基準
燃料被覆管最高温度	約 1060℃	約 550℃	約 620℃	1200℃



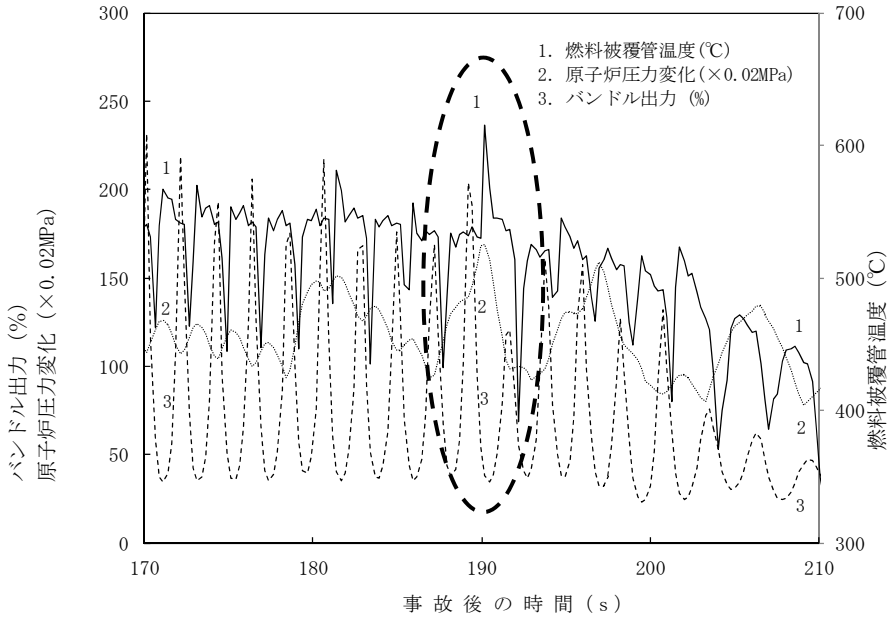
補足図 7-1 ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード
（申請解析）



補足図 7-2 ＴＲＡＣコード
（ベースケース）



補足図 7-3 ＴＲＡＣコード
（意図的に整定出力を高めた解析）



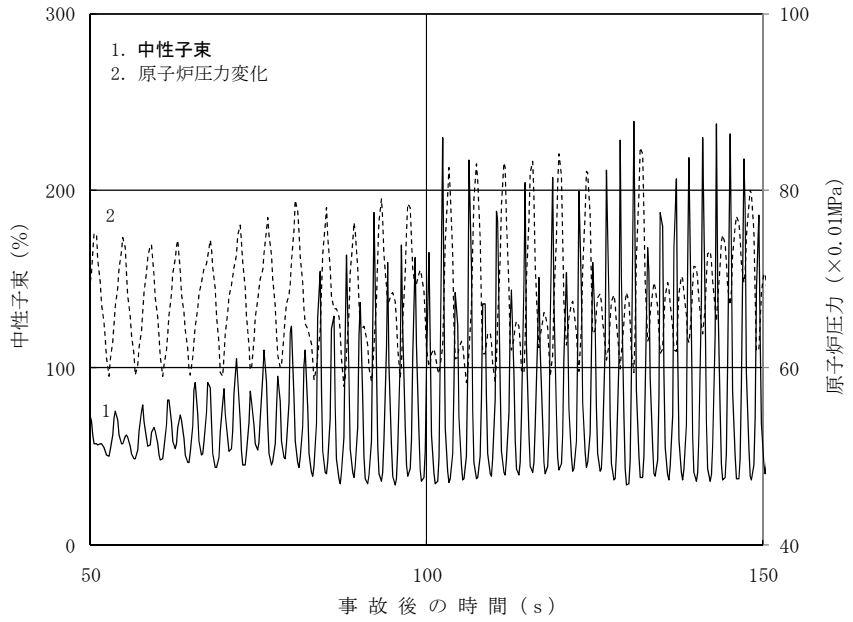
補足図 7-4　バンドル出力，原子炉圧力及び燃料被覆管温度の時間変化

（ＴＲＡＣ解析）

付録

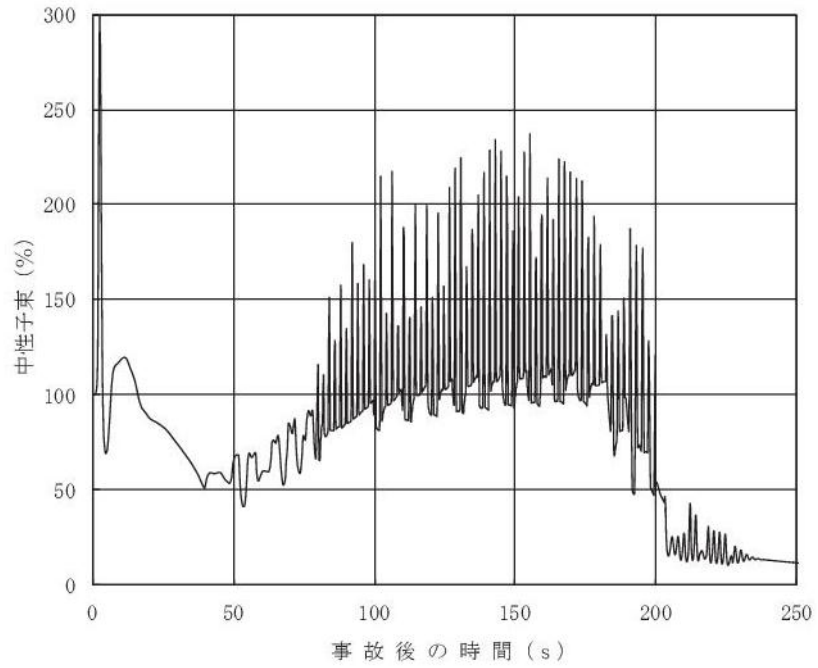
参考に，ＴＲＡＣコードによる解析（意図的に整定出力を高めた解析）において逃がし安全弁閉のタイミングを調整し，三次元核熱不安定による出力振動に伴う出力上昇のタイミングと，逃がし安全弁閉による圧力上昇のタイミングを合わせた解析を実施し（付録図１参照），解析結果とＲＥＤＹ解析の中性子束，炉心入口流量を比較し，出力振動が大きくなる時間領域についてＴＲＡＣコードの挙動（中性子束及びバンドル入口流量）を，初期運転点を100％出力/90％炉心流量としたＲＥＤＹ解析（低流量解析）に反映してＳＣＡＴ解析を実施した。低流量解析をベースにしたのは，低流量の方が三次元核熱結合不安定に対する余裕が小さくなるためである。なお，ＴＲＡＣコードによる出力振動はＲＥＤＹコードに対して上下しているが，本解析では保守的に出力が上昇する側の変動のみを重ね合わせた（付録図２参照）。なお，ＴＲＡＣコードによる出力振動は，２～３秒間隔であることから，0.5 秒ごとにタイミングをずらした感度解析も併せて実施した。

付録表１及び付録表２に示すように，出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁閉による圧力上昇を重畳させたＴＲＡＣコードによる解析結果をＲＥＤＹコードの解析結果に反映して作成したデータを使用したＳＣＡＴコードによる解析では，ＲＥＤＹ/ＳＣＡＴコードの解析結果（低流量解析）に比べ最大で 70℃程度高い結果となる。



付録図１　中性子束と原子炉圧力の時間変化

（出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇のタイミングを合わせたＴＲＡＣ解析）



付録図２　ＲＥＤＹコードにＴＲＡＣコードの出力振動を重畳させた中性子束

（ＳＣＡＴ 感度解析用の入力として使用）

付録表１　解析結果サマリ

項目	ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード （出力振動に伴う出力上昇と逃がし安全弁による圧力上昇を重畳させたＴＲＡＣ解析の結果をＲＥＤＹデータに反映した解析結果との比較：ベースケース）
燃料被覆管温度の上昇幅の変化	約 20℃

付録表２　感度解析結果サマリ

項目	ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード （ＲＥＤＹデータに反映させるＴＲＡＣ解析のタイミングをずらした感度解析結果）
燃料被覆管温度の上昇幅の変化	約 70℃（0.5 秒ずらした解析） 約 30℃（1.0 秒ずらした解析） 約 30℃（1.5 秒ずらした解析） 約 60℃（2.0 秒ずらした解析） 約 50℃（2.5 秒ずらした解析）

第４部　ＳＣＡＴ

目　次

ＳＣＡＴ

1. はじめに 4-3
2. 重要現象の特定 4-4
2.1 事故シーケンスと評価指標 4-4
2.2 ランクの定義 4-4
2.3 物理現象に対するランク付け 4-6
3. 解析モデルについて 4-20
3.1 コード概要 4-20
3.2 重要現象に対する解析モデル 4-21
3.3 解析モデル 4-22
3.4 入出力 4-45
4. 妥当性確認 4-48
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法 4-48
4.2 ＡＴＬＡＳ試験 4-51
4.3 ＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験 4-66
4.4 実機解析への適用性 4-82
5. 有効性評価への適用性 4-84
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点） 4-84
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点） 4-87
6. 参考文献 4-88

添付１　入力項目リスト 4-91
添付２　ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性 .
..... 4-92
添付３　沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性 4-94
添付４　リウェットモデルの適用性 4-105
添付５　９×９燃料（Ａ型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性 4-110
添付６　有効性評価における９×９燃料（Ａ型）の代表性 4-116

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，ＳＣＡＴコード（SCAT Ver.3）について，

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

なお，ＲＥＤＹコードの計算結果をインプットとする必要があるが，このＲＥＤＹコードに対する説明は別資料（第３部ＲＥＤＹ）にて行う。

また，本資料で引用している最適評価コードはＴＲＡＣコード（TRACG Ver.5）である。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

ＳＣＡＴコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループである原子炉停止機能喪失は，運転時の異常な過渡変化の発生時において原子炉のスクラム失敗を想定する事象であり，事故シーケンスとして主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失が選定されている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，主蒸気隔離弁閉止時の原子炉圧力上昇によるボイド減少で炉心に正の反応度が投入されることにより生じる沸騰遷移，及び給水加熱喪失の状態で出力が増加することにより生じる沸騰遷移によって燃料被覆管の温度（以下「燃料被覆管温度」という。）が上昇し高温になる。それに伴い燃料被覆管の酸化量（以下「燃料被覆管酸化量」という。）も増加するが，判断基準（15%以下）に十分余裕があるため，評価指標は燃料被覆管温度で代表できると考えられる。

したがって，燃料被覆管温度が評価指標である。炉心損傷防止対策の有効性を確認するその他の評価指標についてはＲＥＤＹコードによる解析で確認する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された原子炉停止機能喪失で取り扱う物理現象について，表 2-1 の定義に従い「H」，「M」，「Ｌ」及び「Ｉ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性評価は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち，2.1 節で述べた事象進展を踏まえ，2.2 節記載のランクの定義に従い，評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類する事で物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

なお，本資料の本文「2.　有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は，事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため，ＲＥＤＹコードの解析結果を引き継ぐ物理現象を含んでいる。そのような物理現象は，ＳＣＡＴコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外としてＲＥＤＹコードの説明資料で示す。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力［炉心（核)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化によって燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって，核分裂出力は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお，原子炉出力変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(2) 出力分布変化［炉心（核)］

出力分布には，径方向出力分布及び軸方向出力分布がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，原子炉スクラム失敗を仮定していることから，径方向出力分布の変化は小さい。一方，給水温度の変化等から軸方向出力分布は変化する。軸方向出力分布の変化は，沸騰遷移の生じた位置の局所の出力によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがっ

て，出力分布変化は燃料被覆管温度の変化に対して重要度は高いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果［炉心（核)］

（ボイド反応度（減速材密度反応度）とドップラ反応度）

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，原子炉出力がボイド・ドップラ反応度フィードバック効果によって変動し，燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって，ボイド・ドップラ反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお，反応度フィードバック効果は原子炉出力変化としてＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

（ボロン反応度）

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，ほう酸水注入系による出力抑制の効果が現れる段階より早いため，ボロンの反応度フィードバック効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

（その他）

上述以外に，反応度フィードバック効果として知られている減速材温度反応度は，起動時のボイド反応度やドップラ反応度の影響が殆どない状態では考慮する必要があるが，本事故シーケンスのような高い出力が継続する事象では評価指標に与える重要度は低い。なお，遅発中性子生成割合，中性子寿命といったパラメータは上記の反応度評価に含まれる。

(4) 制御棒反応度効果［炉心（核)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，スクラム失敗及び代替制御棒挿入機能が作動しないことを仮定しているため，制御棒反応度及び制御棒速度による効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(5) 崩壊熱［炉心（核)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，核分裂出力と崩壊熱の和である原子炉出力の変化による燃料ペレットの発熱挙動及び燃料被覆管温度挙動に影響を与えるが，スクラムが失敗した状態で崩壊熱は核分裂出力に比べて小さい。したがって，崩壊熱が燃料被覆管温度変化に与える影響は殆どないと考えられる。なお，原子炉出力変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(6) 三次元効果［炉心（核)］

中性子束振動（三次元効果）が発生すると，中性子束と冷却材流量の振動によって沸騰遷移及びリウェットの発生に影響を与えることから，燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。

流量振動によって沸騰遷移を発生させる試験では，流量振幅が大きくなると数秒の周期で燃料被覆管温度が鋸歯状的に上昇と降下を繰り返し，温度上昇幅は僅かであることが確認されている[(1)]。これは中性子束の振動周期が数秒であることに対して熱流束の時間変化が小さいためと考えられる。しかし，スクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象のように，原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生すると，燃

料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくなる可能性も考えられる。したがって，三次元効果は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお，原子炉出力変化及び炉心入口流量の変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

ここでスクラム失敗を仮定した原子炉停止機能喪失の事象において，原子炉出力の増加に伴い中性子束と熱流束が大きい状態で中性子束振動が発生しても燃料被覆管温度の上昇幅が有意に大きくならないことは，米国において中性子束振動の評価実績のあるＴＲＡＣコードによる参考解析結果を参照する（第３部ＲＥＤＹ添付７参照)。

(7) 燃料棒内温度変化［炉心（燃料)］

燃料棒内温度変化は，燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって，燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達［炉心（燃料)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，沸騰遷移が生じて燃料被覆管温度は上昇する。沸騰遷移後，冷却材への熱伝達に関わる燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度挙動に影響を与える。特に膜沸騰状態の下では，過熱蒸気により燃料棒表面熱伝達が変化すること，更に高温に至る場合には，輻射熱伝達の寄与が次第に大きくなること等により燃料被覆管温度挙動に大きな影響を与える。したがって，燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移［炉心（燃料)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，沸騰遷移が生じて核沸騰から膜沸騰状態に移行し，原子炉出力の低下によってリウェットに至ることで核沸騰状態に移行する。ドライアウト領域では，燃料被覆管温度は急上昇する。その後リウェットによって核沸騰時の温度まで低下する。したがって，沸騰遷移は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料)］

燃料被覆管酸化はジルコニウムー水反応によって発熱量が増加するが，出力の高い主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では核反応による発熱量に比べて影響は小さいと考えられる。したがって，燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料)］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，炉心は冠水状態及び原子炉圧力が維持されることから燃料被覆管変形は生じないため，燃料被覆管変形が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(12) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動)］

沸騰遷移が生じる高クォリティの状態では軸方向ボイド率変化を含むボイド率変化は小さく，また膜沸騰状態での表面熱伝達の変化は主にクォリティの変化に依存することから，ボイド率変化による表面熱伝達の変化は小さい。また，炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため，水面変動による大きなボイド率変化はない。そのため燃料被覆管温度挙

動への影響は小さいと考えられる。したがって，沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

(13) 気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，炉心は冠水状態が維持されて炉心部に二相水位が形成されないため，気液分離（水位変化）・対向流が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(14) 気液熱非平衡［炉心（熱流動）］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，原子炉圧力容器内の保有水は十分に保たれ，炉心は冠水が維持されている。高出力燃料集合体の一部で高温の過熱蒸気が発生したとしても，当該蒸気流は炉心出口近傍で他の燃料集合体から流出する二相流との混合により飽和になると考えられ，炉心外の熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかし，発生した過熱蒸気の影響が当該燃料集合体内の隣接する燃料棒に波及する可能性がある。したがって，気液熱非平衡による熱流動の変化は燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度と考えられる。なお，発生した過熱蒸気による燃料被覆管温度への影響，すなわち燃料被覆管と冷却材との温度差が低下することの影響は，膜沸騰状態における燃料棒表面熱伝達係数の物性値等をモデル化することで得られる保守性によっておおむね相殺されることで実効的に取り込まれており，(8)項の燃料棒表面熱伝達［炉心（燃料）］で相応に考慮できるとしてよいと考えられる。

(15) 圧力損失［炉心（熱流動）］

チャンネル内の圧力損失は，チャンネルを流れる冷却材流量を介して表面

熱伝達の変化に影響を与える。しかし，沸騰遷移後は冷却材流量の変化による表面熱伝達の変化は小さく，燃料被覆管温度挙動への影響は小さいと考えられる。したがって，圧力損失は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお，炉心入口流量の変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(16) 三次元効果［炉心（熱流動)］

三次元効果による燃料集合体間の流量配分は，冷却材流量が変化することから，燃料被覆管温度挙動に影響を与える。しかし，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，径方向出力分布の変化は小さく，流量配分による冷却材流量変化への影響は小さいと考えられる。また，高出力燃料集合体は平均出力燃料集合体に比べてボイド率が高く流量低下が早くなるが，冷却材流量が減少すれば二相部の圧力損失による流量配分の寄与が相対的に小さくなるので，高出力燃料集合体の流量低下は緩和されると考えられる。したがって，三次元効果による燃料集合体間の流量配分は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。

ただし，中性子束と冷却材流量の振動現象（高出力チャンネルの流量振動現象を含む）は，沸騰遷移及びリウェットの発生に影響を与えることから，燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。そのため，三次元効果［炉心（熱流動)］は(6)項の三次元効果［炉心（核)］と同様に燃料被覆管温度変化に対して重要度は中程度とし，三次元効果［炉心（核)］に含めて検討する。

(17) 冷却材流量変化［原子炉圧力容器］

再循環ポンプトリップにより炉心流量を減少させることで原子炉出力を抑

制することから，再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性による冷却材流量変化の速さは原子炉出力の抑制の速さに影響する。また，事象発生直後に再循環ポンプトリップするため，燃料被覆管温度上昇時の冷却材流量は自然循環流量相当である。したがって，冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対して重要度は高いと考えられる。なお，炉心入口流量の変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(18) 冷却材放出（臨界流・差圧流）[原子炉圧力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，主蒸気隔離弁の誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。逃がし安全弁から放出される蒸気流量の変化によって原子炉圧力が変化し，ボイドの生成・凝縮に影響するため反応度フィードバック効果に影響する。反応度フィードバック効果は(3)項の反応度フィードバック効果［炉心（核)］で考慮する。したがって，冷却材放出（臨界流・差圧流）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は低いと考えられる。なお，原子炉圧力変化及び原子炉出力変化はＲＥＤＹコードの解析結果を引き継がれる物理現象である。

(19) 沸騰・凝縮・ボイド率変化［原子炉圧力容器]

ここで取り扱う物理現象は，炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，沸騰・凝縮・ボイド率変化（減圧沸騰（フラッシング)，二相水位，二相流動）が炉心内の領域に与える影響は小さく，燃料被覆管温度挙動への影響はないと考えられる。したがって，沸騰・凝縮・ボイド率変化が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(20) 気液分離（水位変化）・対向流［原子炉圧力容器］

ここで取り扱う物理現象は，炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，炉心以外の領域で気液分離（水位変化）・対向流が生じないため，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(21) 気液熱非平衡［原子炉圧力容器］

ここで取り扱う物理現象は，炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，炉心以外の領域で気液熱非平衡が生じないため，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(22) 圧力損失［原子炉圧力容器］

ここで取り扱う物理現象は，炉心以外での領域の状態である。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象での燃料被覆管温度を評価する上で，(15)項の圧力損失［炉心（熱流動)］の物理現象を考慮する。したがって，圧力損失が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(23) 構造材との熱伝達［原子炉圧力容器］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，原子炉出力はほう酸水注入によって抑制されるまで高い値を維持する。このため，原子炉ドーム部を含む炉心シュラウド外領域の構造材と冷却材間との熱伝達は影響を与えないと考えられる。したがって，構造材との熱伝達が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(24) 非常用炉心冷却系（以下「ＥＣＣＳ」という。）注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器］

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）により冷却材を注入し，炉心入口流量及び炉心入口エンタルピの変化によって燃料被覆管温度挙動に影響を与える。したがって，ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）は燃料被覆管温度変化に対して重要度は高いと考えられる。なお，炉心入口流量変化及び炉心入口エンタルピ変化はＲＥＤＹコードの解析結果から引き継がれる物理現象である。

(25) ほう酸水の拡散［原子炉圧力容器］

事象収束に必要なほう酸水注入系の手動起動はボロン反応度の印加が出力の抑制に重要な役割を果たす。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，ほう酸水注入系による出力抑制の効果が現れる段階より早いため，ほう酸水の拡散が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(26) 三次元効果［原子炉圧力容器］

燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，ほう酸水注入系による出力抑制の効果が現れる段階より早いため，ほう酸水の輸送・拡散における三次元効果が燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(27) 冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉格納容器］

本物理現象自体は，格納容器側から見た逃がし安全弁から放出される蒸気流に係る事象であり，原子炉から見た(18)項の冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器］と同じである。

(28) 格納容器各領域間の流動［原子炉格納容器］

格納容器各領域間の流動は原子炉側への影響はなく，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(29) サプレッション・プール冷却［原子炉格納容器］

サプレッション・プール冷却は，ＥＣＣＳの高圧注水による冷却材の温度が変化するため，燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。燃料被覆管温度の上昇は事象初期であり，残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却の効果が現れる段階より早いため，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(30) 気液界面の熱伝達［原子炉格納容器］

気液界面の熱伝達は原子炉側への影響はなく，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(31) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導［原子炉格納容器］

構造材との熱伝達及び内部熱伝導は原子炉側への影響はなく，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(32) スプレイ冷却［原子炉格納容器］

スプレイ冷却は，サプレッション・プール水温の低下によってＥＣＣＳの高圧注水による冷却材の温度が変化するため，燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，スプレイ冷却の実施を仮定していないため，燃料被覆管温度変化に与え

る影響はないと考えられる。

(33) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生［原子炉格納容器］

放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生は原子炉側への影響はなく，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

(34) 格納容器ベント［原子炉格納容器］

格納容器ベントは，サプレッション・プール水温の低下によってＥＣＣＳの高圧注水による冷却材の温度が変化するため，燃料被覆管温度挙動に影響を与える可能性がある。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，格納容器ベントの実施を仮定していないため，燃料被覆管温度変化に与える影響はないと考えられる。

表 2-2　原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（ＳＣＡＴコード）

(1/2)

分類	物理現象		事故シーケンス：主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失 評価指標：燃料被覆管温度
炉心（核）	(1)	核分裂出力	（H）*1
	(2)	出力分布変化	H
	(3)	反応度フィードバック効果	（H）*1
	(4)	制御棒反応度効果	I
	(5)	崩壊熱	（I）*1
	(6)	三次元効果	M*2
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	H
	(8)	燃料棒表面熱伝達	H
	(9)	沸騰遷移	H
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
炉心（熱流動）	(12)	沸騰・ボイド率変化	L
	(13)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(14)	気液熱非平衡	M
	(15)	圧力損失	（L）*1
	(16)	三次元効果	M*2
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(17)	冷却材流量変化	（H）*1
	(18)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	（L）*1
	(19)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
	(20)	気液分離（水位変化）・対向流	I
	(21)	気液熱非平衡	I
	(22)	圧力損失	I
	(23)	構造材との熱伝達	I
	(24)	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	（H）*1
	(25)	ほう酸水の拡散	I
	(26)	三次元効果	I

＊1 事故シーケンスグループに対して抽出されたものであるため，ＲＥＤＹコードの解析結果を引き継ぐ物理現象も含んでいる。そのような物理現象は，ＳＣＡＴコードで評価する事象において考慮すべき物理現象の対象外とする。

＊2 三次元効果の模擬はＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコード体系では困難であるため，米国において中性子束振動の評価実績のあるＴＲＡＣコードによる参考解析結果を参照する。

表 2-2　原子炉停止機能喪失における物理現象のランク（ＳＣＡＴコード）

(2/2)

分類	物理現象		事故シーケンス：主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失 評価指標：燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	(18)と同一物理現象
	(28)	格納容器各領域間の流動	I
	(29)	サプレッション・プール冷却	I
	(30)	気液界面の熱伝達	I
	(31)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	I
	(32)	スプレイ冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	I
	(34)	格納容器ベント	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＳＣＡＴコードは，燃料の熱的余裕及び燃料被覆管温度を解析するコードである。本コードは，単一チャンネルを模擬し，これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて，燃料棒には半径方向だけの熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し，チャンネル内冷却材には，質量及びエネルギ保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

なお，本コードは，従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のある「運転時の異常な過渡変化の解析」及び「事故解析」における最小限界出力比（以下「ＭＣＰＲ」という。）の評価に加え，原子炉停止機能喪失の事象で生じる沸騰遷移後の燃料被覆管温度及び燃料被覆管表面の酸化量を評価する。そのため，沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達相関式とリウェット相関式を適用する。また，燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（以下「ジルコニウム－水反応」という。）に「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下「ＥＣＣＳ性能評価指針」という。）に示されている Baker-Just の式[(2)]を適用する。

本コードの入力は，燃料集合体の幾何学的形状，軸方向出力分布等の炉心データ，燃料集合体出力，チャンネル入口流量等の初期条件，ＲＥＤＹコードの出力から得られた燃料集合体出力，チャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり，出力として，ＧＥＸＬ相関式[(3)(4)]に基づく限界出力比，各ノードでの冷却材流量，クォリティ，燃料被覆管温度等の時間変化が求められる。また，燃料被覆管温度から燃料被覆管酸化量の時間変化が求められる。

3.2 重要現象に対する解析モデル

２章において重要現象に分類された物理現象（表 2-2 で「H」及び「M」に分類された物理現象）について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心（核）	出力分布変化	燃料モデル	出力分布モデル
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル （サブクール熱伝達，サブクール沸騰熱伝達，核沸騰熱伝達，膜沸騰熱伝達，輻射熱伝達*） リウェットモデル
	沸騰遷移	チャンネル内熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル
炉心（熱流動）	気液熱非平衡	チャンネル内熱流動モデル	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル

＊ 燃料被覆管温度を厳しい側に評価する観点から，輻射熱伝達の寄与を解析コード中で取り扱わない。

3.3 解析モデル[5][6]

ＳＣＡＴコードは，ＲＥＤＹコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて，燃料のＭＣＰＲ及び燃料被覆管温度を評価する。またＲＥＤＹコードから求まる中性子束，炉心流量，炉心入口エンタルピ，炉心圧力の時間変化を境界条件とする。重要現象に対するＳＣＡＴコードの計算モデルを表 3-2 に示す。

表 3-2　ＳＣＡＴコードのモデル一覧

項　目		計算モデル
チャンネル内熱流動モデル	流動の基本式（非平衡ドリフトフラックスモデル）	気液各相に対して質量保存式とエネルギ保存式，及び気液混相の運動量保存式を適用
	ボイドモデル	[redacted]を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	[redacted]
	圧力損失モデル	[redacted]
	被覆管表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 ・サブクール熱伝達 Dittus-Boelter の式 ・サブクール沸騰・核沸騰熱伝達 Jens-Lottes の式 ・膜沸騰熱伝達 修正 Dougall-Rohsenow 式(注 2)
	沸騰遷移評価モデル	ＧＥＸＬ相関式を適用
	リウェットモデル	リウェットクォリティをモデル化した相関式を適用(注 2)
燃料モデル	出力分布モデル	初期値で固定した軸方向出力分布を適用
	熱伝導モデル	燃料棒径方向に一次元熱伝導方程式を適用
	燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル	初期値で固定した軸方向ギャップ熱伝達係数を適用

（注 1）現行の原子炉設置許可申請解析では特に必要とされなかったモデル

（注 2）原子炉停止機能喪失事象のために拡充されたモデル

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.3.1 チャンネル内熱流動モデル

ＳＣＡＴコードは，燃料棒，ウォータロッド，チャンネルボックスで構成される燃料集合体の冷却材挙動を評価するモデルである。燃料集合体の冷却材流路は軸方向に複数のノードに分割して冷却材の熱水力挙動を計算する。

(1) 保存則

冷却材流路の軸方向各ノードについて保存則を適用して熱水力状態を計算する。二相流モデルには，気液各相の質量保存式とエネルギ保存式，及び気液混相の運動量保存式の五つの保存式を適用し，ドリフトフラックスモデルに基づく気液各相の速度差を考慮する。

目的のノードの冷却材の沸騰状態（サブクール，サブクール沸騰，核沸騰，膜沸騰）を判定し，それに対して与えられる質量保存式とエネルギ保存式を解くことでクォリティ，エンタルピ等を求める。ボイド率を求めるために，ボイド率とクォリティの相関式を用いる。

ノードの熱水力状態が求められると，燃料棒から冷却材に伝わる熱を計算する。

保存式は下式である。

(a) 質量保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v) + \frac{\partial G_v}{\partial z} = \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l] + \frac{\partial G_l}{\partial z} = -\Gamma_g$$

(b) エネルギ保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) = Q_v + \alpha\frac{\partial P}{\partial t} + h_g\Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) = Q_l + (1-\alpha)\frac{\partial P}{\partial t} - h_f\Gamma_g$$

なお，質量保存式及びエネルギ保存式から求められた全ノードの熱水力状態を用いて，運動量保存式を解くことでチャンネル内の圧力損失を求めることができる。

運動量保存式は下式である。

$$\frac{\partial P}{\partial z}+\frac{\partial}{\partial z}(G_v u_v + G_l u_l)+\frac{\partial G}{\partial t}+\frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H}+\bar{\rho}g=0$$

ここで，

$$G = G_l + G_v$$

$$\bar{\rho} = \rho_l(1-\alpha)+\rho_g\alpha$$

記号は以下のとおりである。

α ： ボイド率

ρ ： 密度

G ： 質量流束

u ： 相速度

Γ_g ： 蒸気生成率

h ： エンタルピ

Q ： 熱伝達量

P ： 冷却材圧力

g ： 重力加速度

f ： 摩擦抵抗係数

D_H ： 水力等価直径

（添字）　v ： 蒸気相

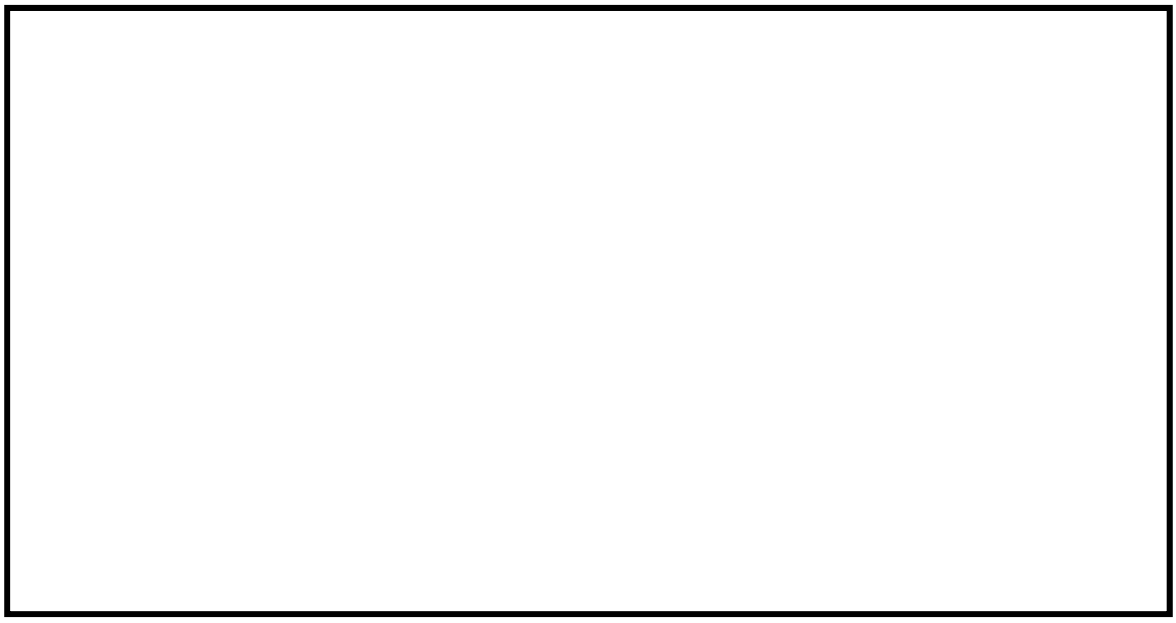
l ： 液相

g ： 飽和蒸気

f ： 飽和水

(2) 構成式

①ボイドモデル，サブクールボイドモデル



②圧力損失モデル

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

上記①②のモデルが適切に評価できていることを添付２に示す。

③被覆管表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（サブクール，サブクール沸騰，核沸騰，膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。

冷却材の沸騰状態の選択ロジックを図 3-1 に示す。サブクール沸騰開始位置は単相液相エンタルピを示す曲線と気泡離脱時のエンタルピを示す曲線の交点より求まる。すなわち，単相液相エンタルピが気泡離脱時のエンタルピ以上となった時にサブクール沸騰が始まるとする。また，核沸騰は液相エンタルピが飽和状態に達した時に始まるとする。核沸騰から膜沸騰への移行については，限界クォリティと沸騰長さの関係等に基づき整理されたＧＥＸＬ相関式を用いて判定する。リウェットによる膜沸騰状態から核沸騰状態への移行については，日本原子力学会標準「ＢＷＲにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」[(8)]で推奨される相関式を用い

て判定する。ＧＥＸＬ相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で，リウェット判定については⑤に示す。

各流動状態に対して設定される熱伝達モデルの一覧を表 3-2 に示す。サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式[9]を，サブクール沸騰及び核沸騰領域には Jens-Lottes の式[10]を，膜沸騰領域には修正 Dougall-Rohsenow 式[8][11]を適用する。

なお，過渡的な沸騰遷移後の熱伝達相関式について，日本原子力学会標準「ＢＷＲにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では，その適用範囲内において修正 Dougall-Rohsenow 式を使用することが妥当であるとしている。また，燃料被覆管温度が 800℃程度を超える高温範囲では，輻射熱伝達が温度の増加とともに増大して燃料集合体内の燃料被覆管温度を平坦化するように作用するが，ＳＣＡＴコードにおいては輻射熱伝達の影響を考慮せず，出力の大きな燃料棒の燃料被覆管温度を高めに評価する方法を採っている。

相関式は下式である。ただし，飽和核沸騰時及び沸騰遷移後においては，冷却材の温度を飽和温度として冷却材への熱流束を評価する。

(a) Dittus-Boelter の式[9]

$$h = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式[10]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60e^{-\frac{P}{900}}\left[\frac{Q/A}{10^6}\right]^{1/4}$$

（c）修正 Dougall-Rohsenow 式[8][11]

$$h = 0.023\left\{\frac{GD_H}{\mu_{g,f}}\left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}}(1-x_e)\right]\right\}^{0.8} Pr_{g,f}^{0.4}\frac{k_{g,f}}{D_H}$$

各物性値に用いる過熱蒸気の温度は，蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いる。

記号は以下のとおりである。

h　：熱伝達率

Q　：熱伝達量

ΔT_{JL}　：燃料被覆管表面温度と冷却材温度（飽和温度）との差

x_e　：断面平均熱平衡クォリティ

D_H　：水力等価直径

G　：冷却材の質量流束

P　：冷却材圧力

A　：伝熱面積

k　：冷却材の熱伝導率

ρ　：冷却材の密度

μ　：冷却材の粘性係数

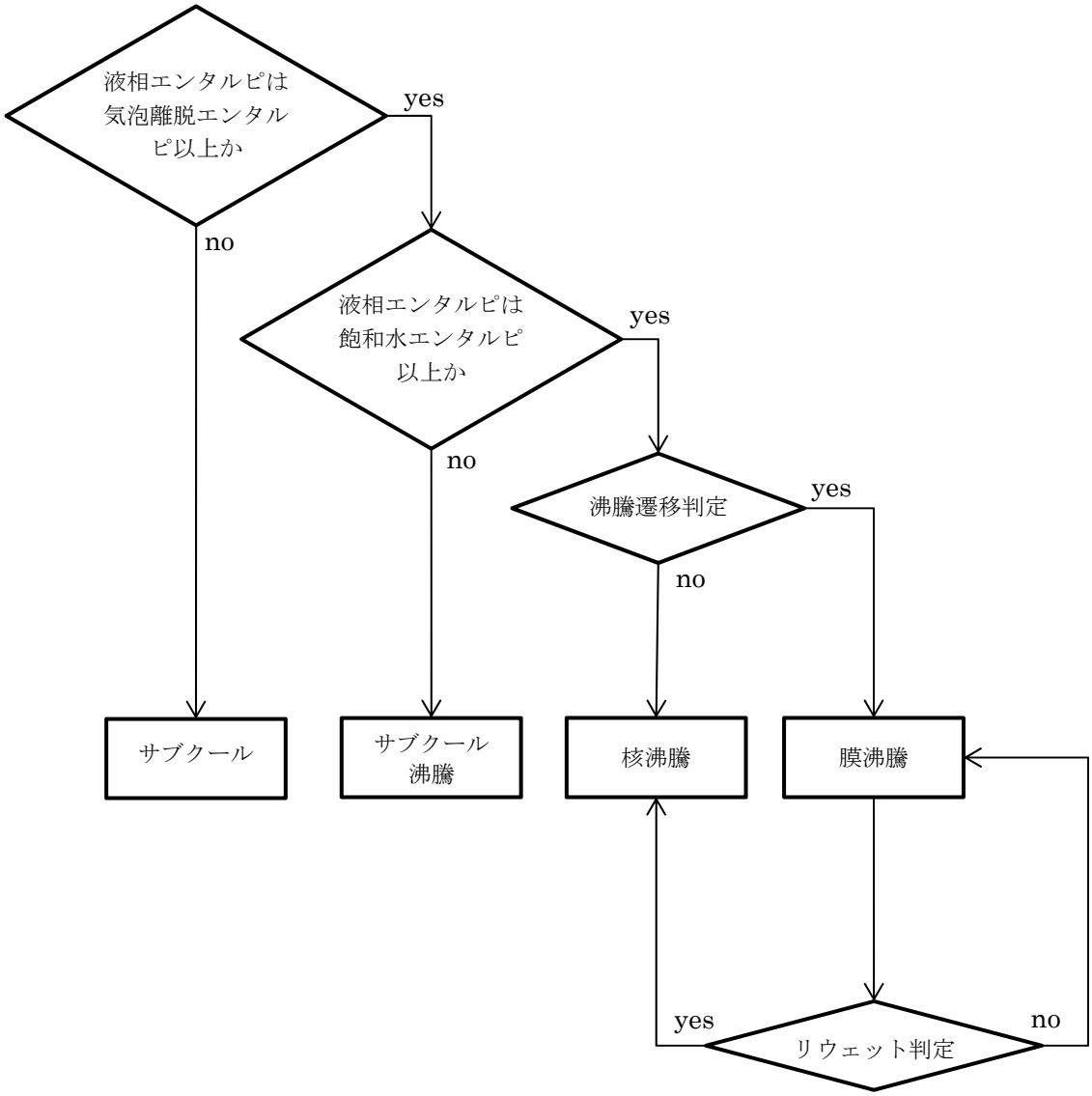
Re　：冷却材のレイノルズ数

Pr　：冷却材のプラントル数

（添字）　g,s　：飽和蒸気

l,s ： 飽和水

g,f ： 過熱蒸気



沸騰遷移判定：ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移判定
リウェット判定：相関式２によるリウェット判定

図 3-1　流動状態の選択ロジック

④沸騰遷移評価モデル

燃料集合体が沸騰遷移に至る状況はＧＥＸＬ相関式を用いて計算する。有効性評価解析における沸騰遷移の判定は，ＧＥＸＬ相関式から得られるＭＣＰＲがＭＣＰＲに関する燃料の許容設計限界（以下「ＳＬＭＣＰＲ」という。）を下回った時点とする。

ＧＥＸＬ相関式は沸騰遷移の開始を予測する式で，ＢＷＲ炉心で出現することが予想される種々の軸方向出力分布を条件とした豊富な試験データに基づいて作成されており，以下の特徴を有する。

・出力分布依存性を考慮する手段として，「限界クォリティ（X_C）対沸騰長さ（L_B）」の関係を導入している。
・局所出力分布の関数を取り込んでいる。
・実形状の模擬燃料集合体により得られたデータをベストフィットしていることが大きな特徴として挙げられる。

ＧＥＸＬ相関式は次式で表現される。

$$X_C = f\ (L_B,\ D_Q,\ G,\ L,\ P,\ R)$$

記号は以下のとおりである。

X_C： 断面平均の限界クォリティ

L_B： 沸騰長さ

D_Q： 熱的等価直径

Ｇ ： 質量流束

Ｌ ： 加熱長さ

Ｐ ： 圧力

Ｒ ： 局所出力分布に関する係数

以下に，ＧＥＸＬ相関式から得られるＭＣＰＲの計算と，沸騰遷移の生

じる位置を判定する計算について述べる。

(a) ＭＣＰＲの計算方法

ＧＥＸＬ相関式を用いた限界出力（燃料集合体のある点において沸騰遷移を生じさせる燃料集合体出力）の計算は，次に述べる手法によって行う。

(i) 注目するバンドルの質量速度，圧力，局所出力関数等を求める。

(ii) (i)の条件下でＧＥＸＬ相関式を用いて「限界クォリティ（X_C）対沸騰長さ（L_B）」を計算する。

(iii) 注目するバンドルの出力を上昇させ，(i)の条件下で「運転クォリティ（X）対沸騰長さ（L_B）」を計算する。

(iv) (ii)と(iii)で得られた曲線を比較し，(ii)の曲線に(iii)の曲線がある点で接する場合の出力を求める。これが求める限界出力である。

もし(ii)(iii)で得られた曲線が接しない場合，出力を変えて(iii)の計算を反復し，接する場合のバンドル出力を求める。この関係を図 3-2 に示す。

運転出力に対しＧＥＸＬ相関式から得られる限界出力の比がＭＣＰＲとなる。有効性評価解析では，ＭＣＰＲがＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断する。ＳＬＭＣＰＲは，ＧＥＸＬ相関式が持つ不確かさ等を考慮して保守的に設定する。

過渡時のＭＣＰＲについては，主に限界クォリティと運転クォリティの比に基づく値で評価する。

(b) 沸騰遷移位置判定の計算方法

沸騰遷移の判定後，沸騰遷移の生じる位置を判定する。有効性評価解析における沸騰遷移の生じる位置を判定する計算は，次に述べる手法によって行う。

(i) ＧＥＸＬ相関式を用いて限界クォリティ（X_C）を計算する。

(ii) (i)での限界クォリティを用いてＳＬＭＣＰＲに相当する限界クォリティを求める。

(iii) 軸方向沸騰遷移位置を表すために，(ii)でのＳＬＭＣＰＲに相当する限界クォリティを補正する。

(iv) この補正した限界クォリティと運転クォリティとを比較し，交点の軸方向ノード位置を沸騰遷移が生じた位置と判定する。

この関係を図 3-3 に示す。

沸騰遷移を判定した位置では，沸騰遷移後の熱伝達相関式によって求めた熱伝達係数を用いて燃料被覆管温度を計算する。

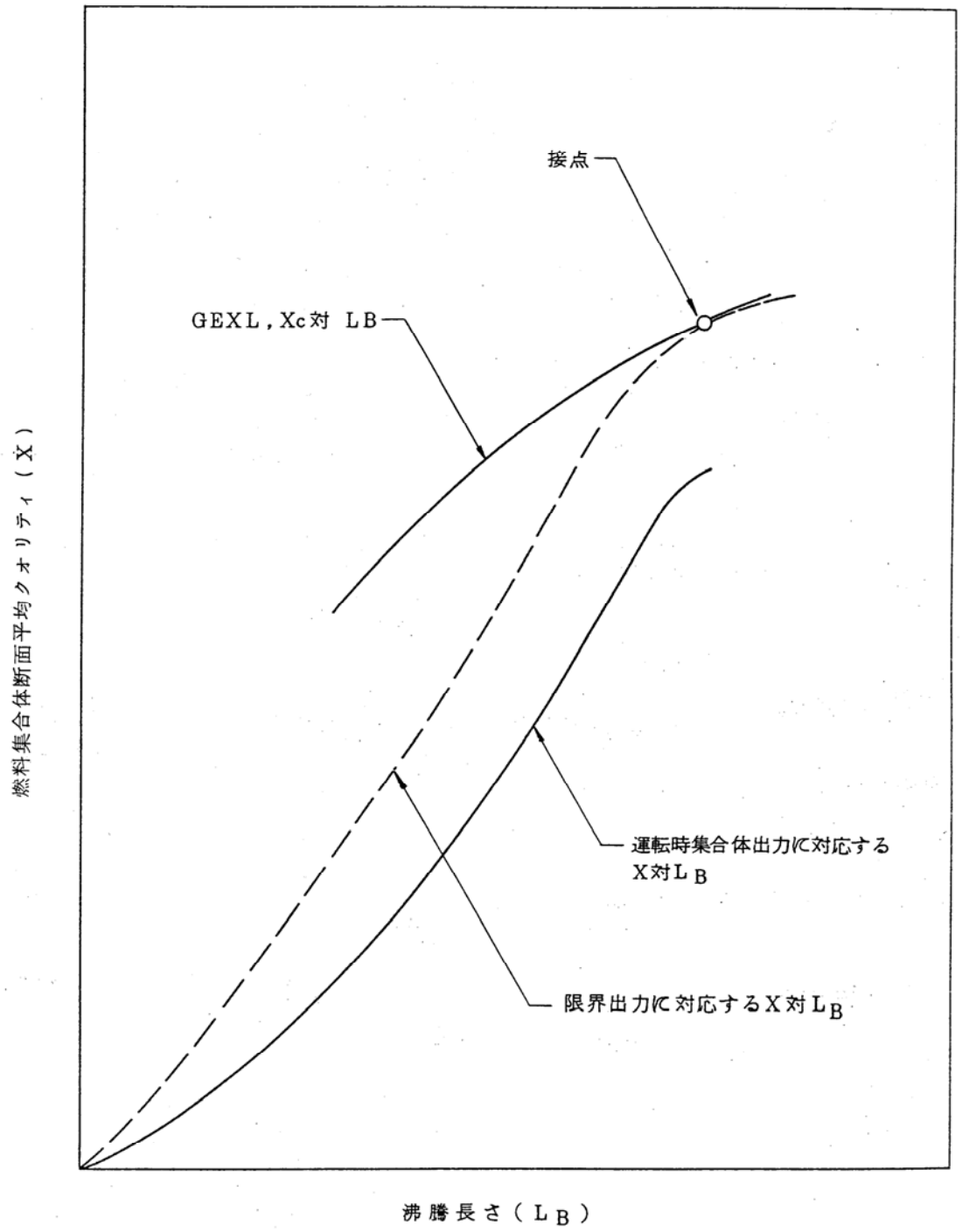
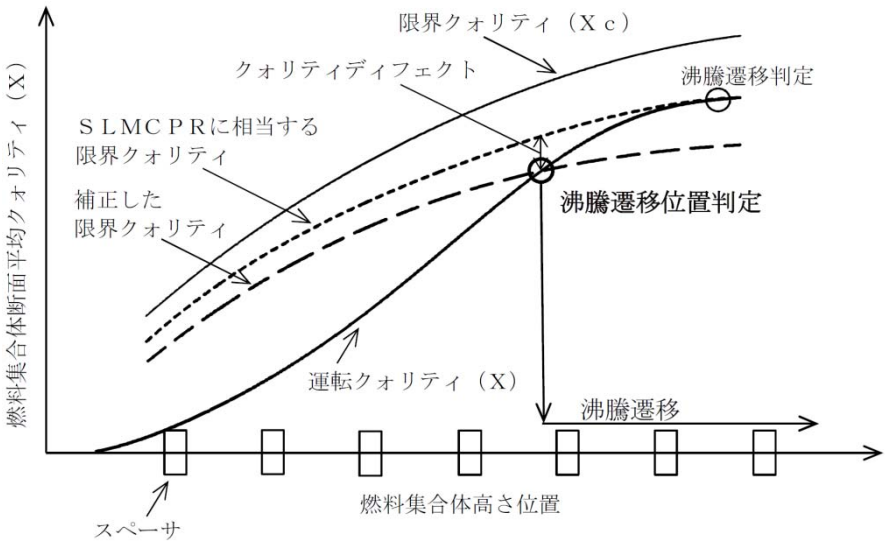


図 3-2　限界出力の評価手法[3][4]



沸騰遷移判定位置におけるクォリティディフェクト
＝ 限界クォリティ*－運転クォリティ

*)有効性評価解析ではＳＬＭＣＰＲに
相当する限界クォリティ

図 3-3　沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウェットモデル

沸騰遷移後のリウェット時刻の予測方法について，日本原子力学会標準「ＢＷＲにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準：2003」では，相関式１[(8)(12)]と相関式２[(8)(13)]のリウェット相関式のいずれかを使用することが妥当であるとしている。相関式１は単管試験データに基づいて作成した相関式で，相関式２は管群試験データに基づいて現象論的に作成した相関式である。

相関式２は，相関式１よりもドライアウト持続時間を長く評価する傾向があるため，燃料被覆管温度を高めに評価する。そのため，相関式２をリウェット時刻の予測方法に適用する。

なお，相関式２は，燃料集合体内の軸方向着目位置の流路断面平均クォリティがリウェットクォリティを下回ったときにリウェットが発生するという考えに基づいている。実機の設計及び運転条件を対象とした熱水力試験によれば，準定常状態におけるリウェットクォリティは沸騰遷移を生じる限界クォリティに一致するが，過渡状態におけるリウェットクォリティは限界クォリティを下回る傾向にある。相関式２は，リウェット時点における流路断面平均クォリティと限界クォリティの偏差をモデル化したものである。

相関式は下式である[(8)(13)]。

$$x_{rewet} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w Fh_{fg}}{u_{lf}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \frac{\overline{dx}}{dt}$$

記号は以下のとおりである。

x_{rewet}： 燃料集合体内の流路で断面平均したリウェットクォリティ

x_c ： 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クォリティ

x ： 燃料集合体内の流路で断面平均したクォリティ

Δx ： 過渡時におけるリウェットクォリティの限界クォリティからの偏差

ΔT_w ： 壁面過熱度

ΔT_0 ： 液膜先端固気液三相界面の過熱度

q'' ： ドライアウト部の熱流束

F ： 断面平均燃料棒出力に対するピーキング係数

G ： 冷却材の質量流束

D_w ： 熱的等価直径

h_{fg} ： 蒸発潜熱

t_m ： $x-x_c$ が最大となる時刻

Δt_0 ： $x-x_c$ が最大となる時刻から x が x_c まで復帰するまでの経過時間

$\overline{\frac{dx}{dt}}$ ： x が x_c まで復帰した時刻からリウェット時刻までの x の平均変化率

G_0 ： 質量流束規格化基準値

u_{lf}^0 ： 液膜進展速度規格化基準値

3.3.2 燃料モデル

ＳＣＡＴコードの燃料モデルは，燃料集合体（燃料棒，ウォータロッド等）やチャンネルボックスで構成される。燃料棒熱伝達計算は，最大５グループに分けることができ，各々の燃料棒ごとに行うことができる。

実機解析に用いるグルーピング及びノーディングを図 3-4 及び図 3-5 に，考え方を表 3-3 に示す。９×９燃料（Ａ型）の場合は，図 3-4 に示すようにホットロッド（標準長），平均出力ロッド（標準長），部分長ロッド，ウォータロッドの四つのグループに分けて模擬している。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布の初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒は，燃料ペレット，ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成され，図 3-5 に示すように軸方向に複数のノードに分割し，それぞれのノードに径方向に熱伝導方程式を適用して，冷却材への熱伝達を計算する。

① 燃料ペレットは径方向に複数のノードに分割し，被覆管は通常内側と外側の二つのノードに分割して取り扱う。

② 燃料ペレットでは，ペレット中心部よりペレット周辺部が相対的に局所出力が大きくなる傾向があり，この特性を取り込めるように径方向出力分布を考慮することができる。

③ ペレットと被覆管のギャップ部の熱の授受には，ギャップ熱伝達係数を用い，一般に軸方向中央部のギャップ熱伝達係数が大きくなる傾向があり，このため，ギャップ熱伝達係数は軸方向分布を考慮できる。

ギャップ熱伝達については時間変化をしない一定値とする場合と，出力上昇に伴う燃料ペレットの熱特性の変化を考慮に入れた時間的に変化する場合の取り扱いが可能である。

④　熱伝導率，熱容量等，燃料ペレット及び被覆管の物性については，関係式若しくはテーブル形式で温度依存を考慮する。

(3) 燃料ペレットー被覆管ギャップ熱伝達モデル

燃料ペレットと被覆管の間のギャップ熱伝達係数は，熱放出率を考慮した輻射伝導係数，燃料ペレットと被覆管相互の接触圧力を考慮した熱伝達係数，熱膨張の影響を考慮した気相部の熱伝導係数から求められる。

ＭＣＰＲを計算する解析では，燃料棒機械設計コードＰＲＩＭＥ[14)15)16)17)]で計算された結果に基づき，軸方向ギャップ熱伝達係数は一定値を用いている。

燃料棒の温度分布を示す方程式は下式である[5)6)]。

(a) 燃料ペレット

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_F\frac{\partial T}{\partial r}\right]=\rho_F C_F\frac{\partial T}{\partial t}-Q_g$$

(b) 燃料ペレットー被覆管ギャップ部

$$\left[K_F\frac{\partial T}{\partial r}\right]_{\text{燃料表面}}=H_g\Delta T_{gap}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_c\frac{\partial T}{\partial r}\right]=\rho_c C_c\frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

T　：温度

ΔT_{gap}：燃料ペレット－燃料被覆管ギャップの温度差

K_F　：燃料ペレットの熱伝導率

K_c　：燃料被覆管の熱伝導率

H_g　：燃料ペレット－燃料被覆管の熱伝達率

ρ_F　：燃料ペレット密度

ρ_c　：燃料被覆管密度

C_F　：燃料ペレット比熱

C_c　：燃料被覆管比熱

Q_g　：燃料ペレットの発熱量

表 3-3　ＳＣＡＴコードのノーディングの考え方（９×９燃料（A型）の例）

領域	考え方
燃料棒グループ	燃料集合体の燃料棒及びウォータロッドを考慮するため，ホットテスト出力標準長燃料棒，平均出力標準長燃料棒，部分長燃料棒，ウォータロッドのグループに分ける。
燃料棒（軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算に合わせて燃料部を 24 ノードに分割している。また燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒（径方向）	燃料ペレット内の熱挙動を詳細に計算するために燃料ペレット部は 12 ノード，燃料ペレットと被覆管の間のギャップ部を１ノード，また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた２ノードに分割している。

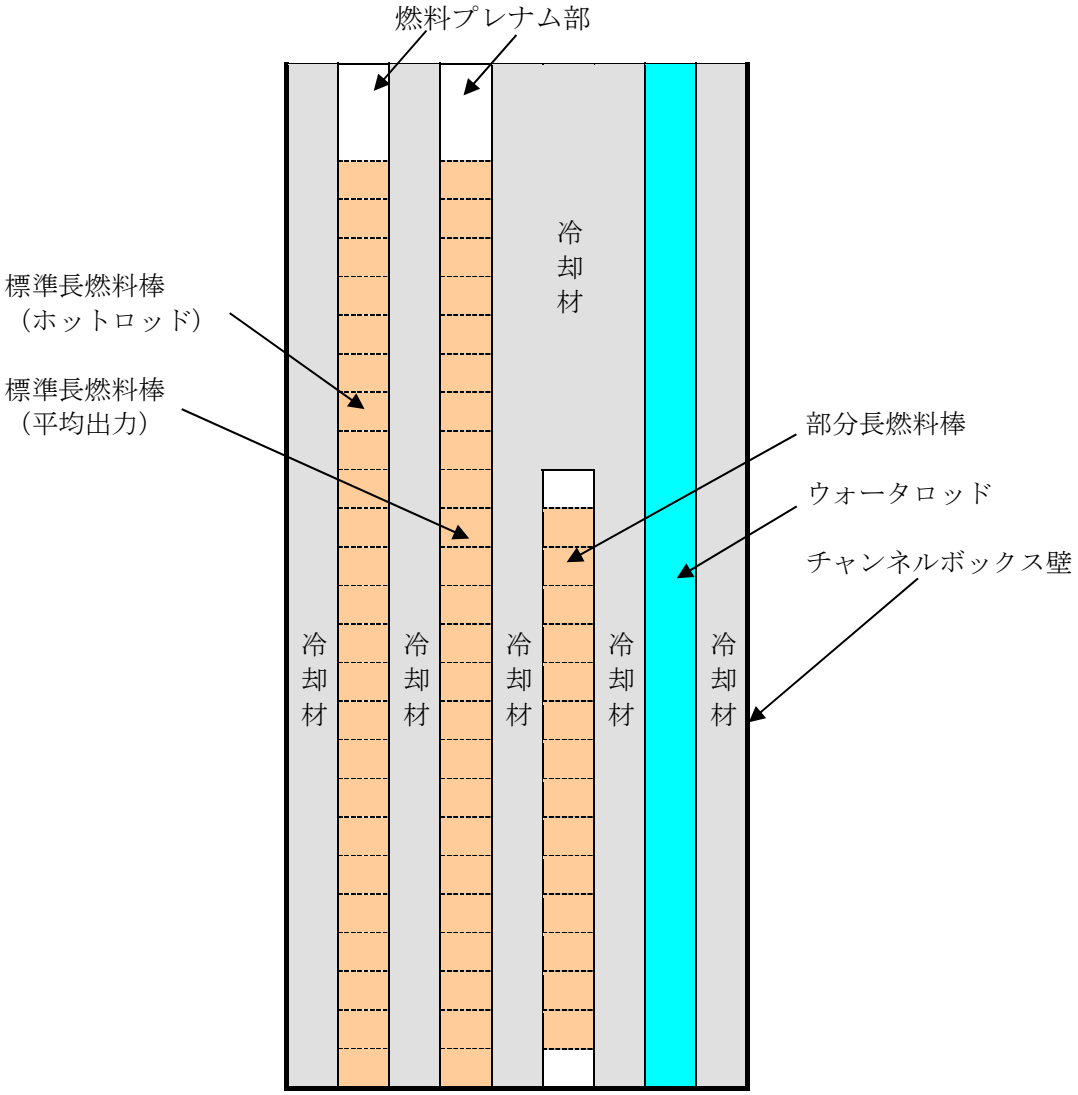


図 3-4　燃料集合体モデル（９×９燃料（A型）の例）

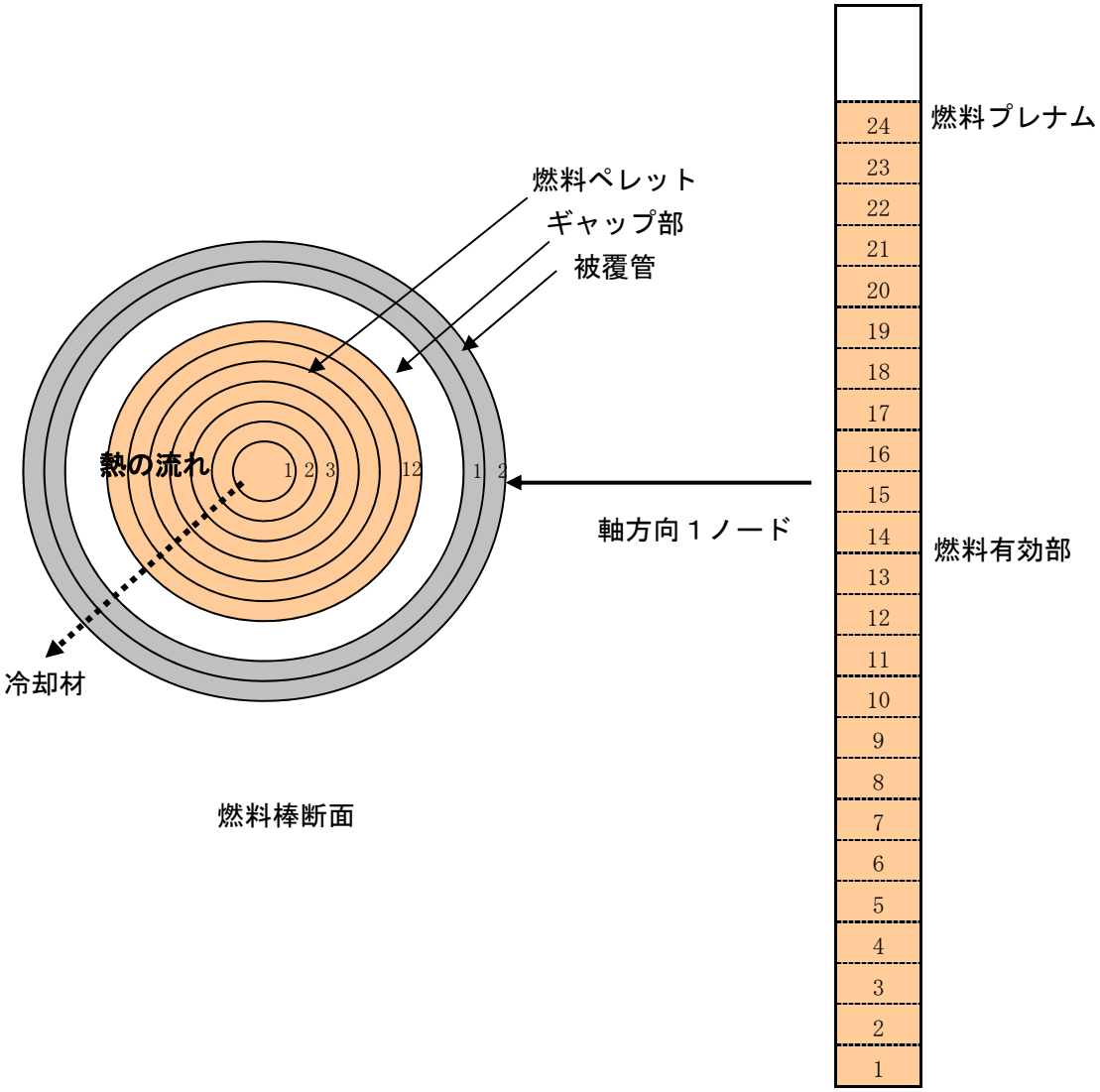


図 3-5　燃料棒モデル（９×９燃料（A型）の例）

3.4 入出力

ＳＣＡＴコードはＲＥＤＹコードにより求められた原子炉停止機能喪失時の炉心へ与えられる外乱を用いて評価する。ＳＣＡＴコードの主要な入出力を図 3-6 に示す。各インプットデータの詳細な入力情報については添付 1 に示す。

①炉心データ

②燃料データ

なお，ＳＣＡＴコードの入口流量及びバンドル出力の時間変化は，ＲＥＤＹコードにより求められた規格化した炉心入口流量及び出力の時間変化がインプットとなる。初期値は，初期ＭＣＰＲに合わせた入口流量及びバンドル出力を与える。

初期入口流量は，炉心熱水力解析コードＩＳＣＯＲ[18][19]を用いて，ＭＣＰＲの初期値が通常運転時の制限値（以下「ＯＬＭＣＰＲ」という。）になるように初期バンドル出力とともに求められる。具体的には，高出力燃料集合体及び平均出力燃料集合体の入口流量は全燃料集合体の入口と出口間の圧力差が等しくなるように計算され，また，計算された入口流量を用いて求められた高出力燃料集合体のＭＣＰＲがＯＬＭＣＰＲとなるように，入口流量とバンドル出力の繰り返し計算が行われることで，初期バンドル出力と初期入口流量が得られる。

ＯＬＭＣＰＲに相当する高出力燃料集合体は，平均出力燃料集合体よりも出力が高く，ボイド率が大きいため，高出力燃料集合体の初期入口流量は炉心平均の初期入口流量よりも小さい。

上記をインプットデータとして，単チャンネル熱水力解析を実施し，以下

のアウトプットデータを得る。

①ＭＣＰＲ

②燃料被覆管温度

③燃料被覆管酸化量（ジルコニウムー水反応量）

④クォリティ

⑤熱伝達係数

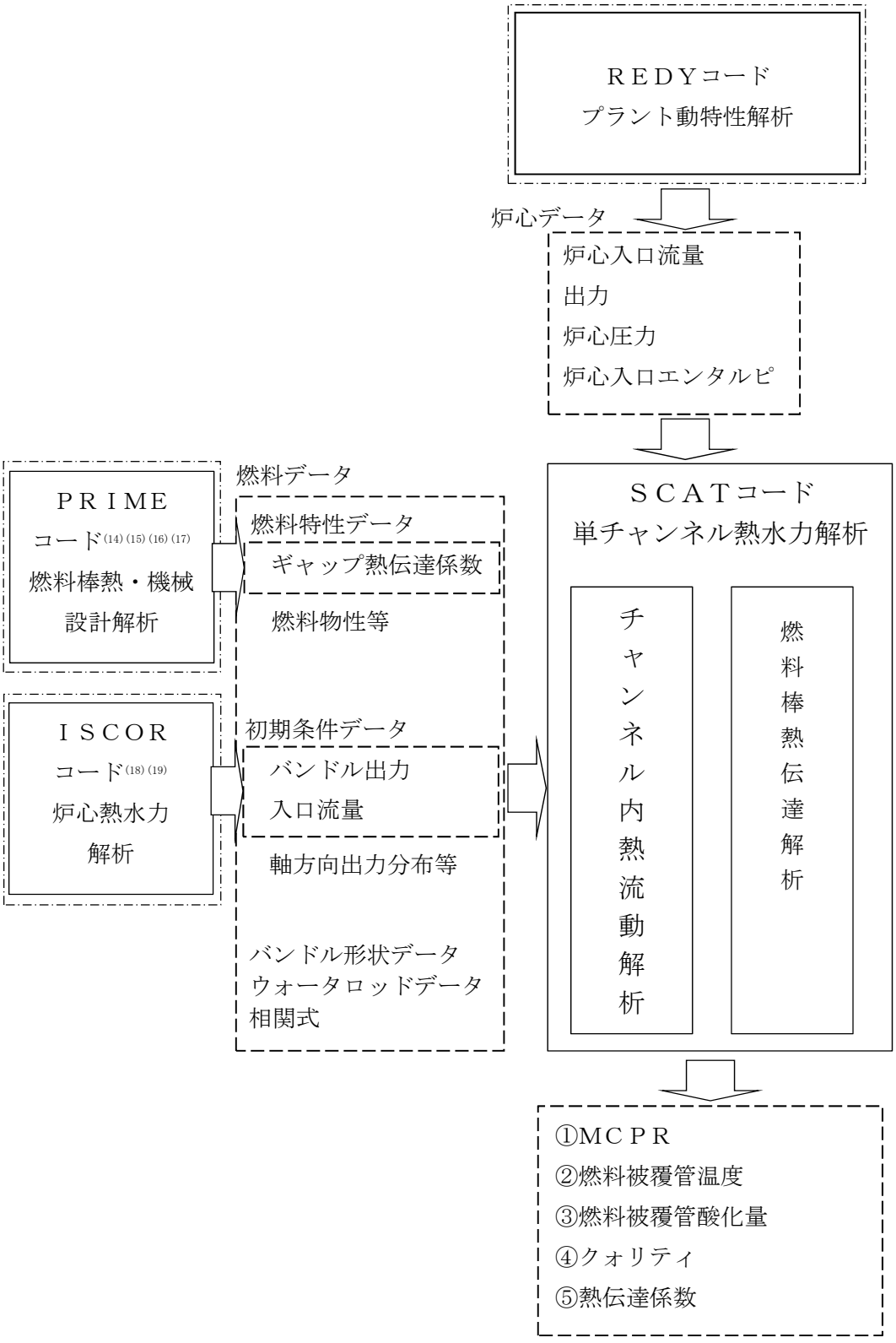


図 3-6　ＳＣＡＴコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

ＳＣＡＴコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は２章で重要現象に分類された物理現象を列挙しており，出力分布変化，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡である。

出力分布変化については，中央ピークに基づく軸方向出力分布を代表として設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，再循環ポンプトリップや主蒸気遮断による給水加熱喪失の状態で軸方向出力分布は下部ピークに変化する。下部ピークでは，沸騰遷移が発生する燃料集合体上部において局所の出力が小さいため燃料被覆管温度上昇が小さくなる。そのため，軸方向出力分布を中央ピークに設定することで，燃料被覆管温度は高めに評価される。よって，出力分布変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。なお，沸騰遷移位置については以下の沸騰遷移の重要現象で取り扱う。

燃料棒内温度変化については，燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定する。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象において，主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では，燃料ペレットから冷却材へ伝達される熱量が大きいほどＭＣＰＲが小さくなって，沸騰遷移位置が深く予測される。そのため，燃料ペレット熱伝導率及びギャップ熱伝達係数によって表面熱流束に対する熱伝達の遅れを小さくすることで燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では，表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。よって，燃料棒内温度変化における解析モデルの妥当性評価は不要とした。

燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡については，ＢＷＲ燃料の沸騰遷移を

模擬したＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験[20][21][22]の燃料被覆管温度測定値との比較により，燃料棒表面熱伝達及び気液熱非平衡の解析モデルの妥当性を確認する。

沸騰遷移については，ＧＥＸＬ相関式がＡＴＬＡＳ試験データ[3][4]を基に作成されていることを確認することに加え，上述のＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験においてドライアウト持続時間の測定値と比較することにより，沸騰遷移の解析モデルの妥当性を確認する。

表 4-1　重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	ＡＴＬＡＳ試験	ＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験
炉心 （核）	出力分布変化*	出力分布モデル	－	－
炉心 （燃料）	燃料棒内温度変化*	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル	－	－
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル	－	図 4-15 図 4-16
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	図 4-3 図 4-5 図 4-6	図 4-12 図 4-13 図 4-14
炉心 （熱流動）	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル リウェットモデル	－	図 4-15 図 4-16

＊4.1 に記載の理由により，妥当性確認が不要である重要現象

4.2 ＡＴＬＡＳ試験

(1) ＡＴＬＡＳ試験設備の概要[3][4]

米国ＧＥ社ＡＴＬＡＳ試験設備の仕様を表 4-2 に，系統構成図を図 4-1 に示す。

実験は循環ポンプにより流体を循環させ，混合器で温度差のある水（循環ポンプからの水と空冷熱交からの水）を混合し，目的のサブクール水を得る。サブクール水の一部は凝縮器に流されるが，残りは流量制御弁を通り，オリフィス流量計，タービン流量計を経て試験部に入る。試験部で発生した蒸気は凝縮器で凝縮され，循環ポンプに戻る。蒸気ドラムの圧力は，冷水をドラム中にスプレイして蒸気を凝縮させることにより制御される。

試験部容器の模式図を図 4-2 に示す。試験部は高温高圧流水中において実寸大規模燃料集合体に直接通電し，原子炉内の発熱状態を模擬して沸騰二相流の伝熱流動特性を測定するためのもので，模擬燃料集合体，圧力容器，接続電極等から構成される。

また，試験条件を表 4-3 に，試験パラメータの範囲を表 4-4 に示す。試験条件はＢＷＲの通常運転時の値に対応し，出力の上昇，流量の減少は沸騰遷移を生ずる範囲までを含んでいる。

(2) 妥当性確認結果

①定常状態における予測能力

９×９燃料集合体のＧＥＸＬ相関式で予測した限界出力と測定された限界出力の比較を図 4-3 に示す。これらの比較によれば 90%以上のデータについて，予測値が測定値の±６％以内に入る。ＧＥＸＬ相関式の予測能力を統計的に評価するため，実験限界出力比（以下「ＥＣＰＲ」という。）なる量を次のように定義する。

$$ECPR = \frac{\text{予測限界出力（ＧＥＸＬ相関式による）}}{\text{測定限界出力（ＡＴＬＡＳ試験による）}}$$

ＡＴＬＡＳ試験で得られた９×９燃料のヒストグラムを作ると図 4-4 のようになり，ＧＥＸＬ相関式はＢＷＲ運転範囲を含む広範囲の運転条件で優れた一致を示していると考えられる。

②過渡状態における予測能力

過渡状態の沸騰遷移について，沸騰遷移予測時間の比較を図 4-5 に示す。沸騰遷移発生時間の計算値の多くは，±0.35 秒以内に入っていた。また，この範囲に入らなかったものについては，予測時間は実測より早くなっており，保守的な結果を与えている。

次に７×７燃料における沸騰遷移予測位置の比較を図 4-6 に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く，また沸騰遷移予測位置は深くなっており，保守的な結果を与えている。

(3) 入口サブクーリングに対するＧＥＸＬ相関式の適用性

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では，給水加熱喪失の状態が継続するため入口サブクーリングが大きくなる。代表的なＡＢＷＲ及びＢＷＲ５における入口サブクーリングは 320 kJ/kg 以下の範囲で変化し，ＡＴＬＡＳ試験の範囲以上となることから，この範囲の入口サブクーリングに対するＧＥＸＬ相関式の適用性を確認する必要がある。ただし，この確認は，第１～第３スペーサの範囲に対してのみ行う。

ＡＴＬＡＳ試験４×４格子における入口サブクーリングと限界出力測定値との関係を図 4-7 に示す。限界出力測定値はおよそ 320kJ/kg 近くまで，ほぼ直線的に上昇することが示されている。この４×４格子は７×７燃料の形状

を模擬したものであり，入口サブクーリングと限界出力との関係のような基本的な熱水力特性を同等に再現できる。同様に，９×９燃料（Ａ型）における関係を図 4-8 に示す。これらの直線傾向は，環状流又は環状噴霧流（以下，総称して「環状流」という。）で発生する液膜ドライアウトに起因するＣＨＦ（Critical heat flux）発生機構において，入口サブクーリング増加，すなわち入口サブクールクォリティの増加に応じて下流側に移動する環状流開始高さとの相関関係に由来すると考えられる。

これは次のように説明できる。まず，同一の燃料集合体内冷却水流量の下では，環状流に流動様式が遷移する環状流開始点の高さが蒸気クォリティの大きさに従って定まる。環状流開始高さは液膜ドライアウトの直前で生じる流動様式の遷移位置に相当し，これに至るまでに必要となる冷却材への総熱伝達量は，燃料集合体出力の大小にかかわらず，入口サブクールクォリティの大きさに比例して増加する。特に，同一の燃料集合体出力の下では，入口サブクールクォリティが増加すると，環状流開始高さはその大きさに比例して下流側に移動する。また，環状流開始点から燃料集合体出口までの加熱量は，同一出力の下では環状流開始点が下流側に移動するにつれて小さくなる。一方，入口サブクーリングが大きくなる給水加熱喪失期間は，炉心流量が低下するため燃料集合体内の冷却水流量が定格の３～４割程度となり，このような低流量条件下ではドライアウトは主に液膜の蒸発により生じるため，第１～第３スペーサ位置でドライアウトが生じるためには，環状流開始点の下流側への移動に応じて，各スペーサ位置と環状流開始点との距離（以下「環状流長さ」という。）の減少量を相殺させる量だけ燃料集合体の線出力密度が増加する必要がある。このとき，環状流長さが十分に大きいことから，この相殺量は入口サブクールクォリティの増分に対しておおむね線形で近似できる。以上から，液膜ドライアウトによる沸騰遷移を生じさせるため

の冷却材への熱伝達量，すなわち限界出力値が入口サブクールクォリティ又は入口サブクーリングに応じておおむね直線的に上昇することになる。

一方で，７×７燃料を模擬した４×４格子に比べて，９×９燃料（Ａ型）は細径燃料棒を採用しながら燃料棒本数を増やすことで伝熱面積を増加させ，限界出力を向上させている。さらに，９×９燃料（Ａ型）の丸セル型スペーサは，４×４格子の試験で採用された格子型スペーサに比べてドライアウトの抑制効果が高いことが知られている。燃料格子形状等が限界出力値に影響を及ぼし，９×９燃料（Ａ型）では限界出力性能も改善されているため，第１～第３スペーサ位置で環状流が維持されていることを確認する必要がある。給水加熱喪失期間は液膜から液滴が生じにくい低流量条件にあり，加えて第３スペーサから下流側における蒸気クォリティは0.3を超えるため，十分に環状流に至っていると評価される。したがって，９×９燃料（Ａ型）においても検討範囲の第１～第３スペーサ位置に対しては，４×４格子と同等の入口サブクーリングまで安定した直線性が確保されると考えられる。

なお，図4-9に９×９燃料（Ａ型）における入口サブクーリングとＧＥＸＬ相関式による限界出力計算値との関係（炉心流量は定格流量の約 30%）を示す。限界出力計算値は入口サブクーリングが増加するにつれて直線的に上昇し，ＡＴＬＡＳ試験の範囲外の外挿領域まで直線傾向を維持していることが確認できる。

4.3(3)で述べる柏崎刈羽原子力発電所６号及び７号炉における主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では，燃料被覆管最高温度（以下「ＰＣＴ」という。）が厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において，ＧＥＸＬ相関式は第４スペーサ位置まで沸騰遷移が及ぶと評価している。入口サブクーリングが大きいため飽和沸騰開始高さが燃料集合体中央付近まで上昇し，沸騰長さ

（飽和沸騰開始位置から沸騰遷移を生じる位置までの軸方向距離）が極端に短くなる。しかし，このような条件下でも，上流側のサブクール領域においてドライアウト以外の現象が生じるような熱水力的に不安定な状態には至らないと考えられる。主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における条件において，広い範囲の試験データを整理した甲藤のＣＨＦ特性領域線図[23]ではドライアウト領域に相当している。さらに，提唱されている気泡充満モデルや蒸気ブランケットモデルが対象とする現象はいずれも加熱面近傍にボイド率が集中する状況下でのＣＨＦ発生機構であるが，解析上では，4.1 節のように中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定していることと相まって，中央ピークから下流側で発生するドライアウトに起因するＣＨＦ発生機構であるため，上流側で高熱流束条件下において生じるＣＨＦ発生機構に至る可能性は十分小さいと考えられる。4.3(3)に後述するとおり，実際に第４スペーサで沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さく，ＧＥＸＬ相関式の判定は十分保守側といえる。

ただし，それに続く給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により，再循環ポンプがトリップして炉心流量が減少する過程は，入口サブクーリングが回復するため本項の説明対象外となる。この過程におけるＧＥＸＬ相関式の適用性については，4.3(3)に後述することとする。

以上の検討から，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析で現れる９×９燃料（Ａ型）のＡＴＬＡＳ試験の範囲以上の入口サブクーリングに対しても，第１～第３スペーサの範囲ではＧＥＸＬ相関式は適用可能であることを確認した。一方，第４スペーサに対しては，ＧＥＸＬ相関式の適用が保守的であることを確認した。ただし，柏崎刈羽原子力発電所６号及び７号炉の感度解析で見られるような給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に炉心流量と原子炉出力が急減する過程に現れる出力－流量

のミスマッチ期間においては，ＧＥＸＬ相関式による評価が必ずしも保守側ではない可能性がある。しかしながら，ＳＣＡＴコードによるＰＣＴ評価を過度に非保守側に導くものではないことから，この期間にＧＥＸＬ相関式を適用しても安全評価上の問題にはならないと考えられる。

(4) ＧＥＸＬ相関式における重要現象（沸騰遷移）の不確かさ

ＡＴＬＡＳ試験の測定限界出力とＧＥＸＬ相関式の予測限界出力とから求められる標準偏差は 3.6%以下であり，これが沸騰遷移におけるＧＥＸＬ相関式の不確かさに相当する。しかし，3.3.1(2)④に記載したとおり，ＭＣＰＲがＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移が発生したと判断するように保守的に設定しているため，不確かさの影響はこの設定に含まれる。

表 4-2　ＡＴＬＡＳ試験ループの仕様[3][4]

項目	仕様
試験部最大熱入力	17.2 MW
ループ最大圧力	158 kg/cm^{2}a (15.5 MPa[abs])
ループ最高温度	346 ℃
試験部最大流量	3,790 l/min (6.31×10^{-2} m^3/s)
試験部容器	BWR 実寸大模擬燃料集合体収納可

表 4-3　ＡＴＬＡＳ試験条件[5][6]

項目	出力上昇事象	流量減少事象
圧力	1,000 psia (6.9 MPa[abs])	
流量	1.0×10^6 lb/h-ft^2 (1,356 kg/m^2-s)	
入口温度	510～525 ˚F (266～274 ℃)	500～530 ˚F (260～277 ℃)
出力	1.34～5.40 MW	1.00～6.65 MW

表 4-4　試験パラメータ範囲[3][4]

項目	範囲
圧力	800～1,400 psia (5.5～9.7 MPa[abs])
質量速度	0.10～1.35 Mlb/h-ft^2 (140～1,830 kg/m^2-s)
入口サブクーリング	0～100 Btu/lb (0～223 kJ/kg)

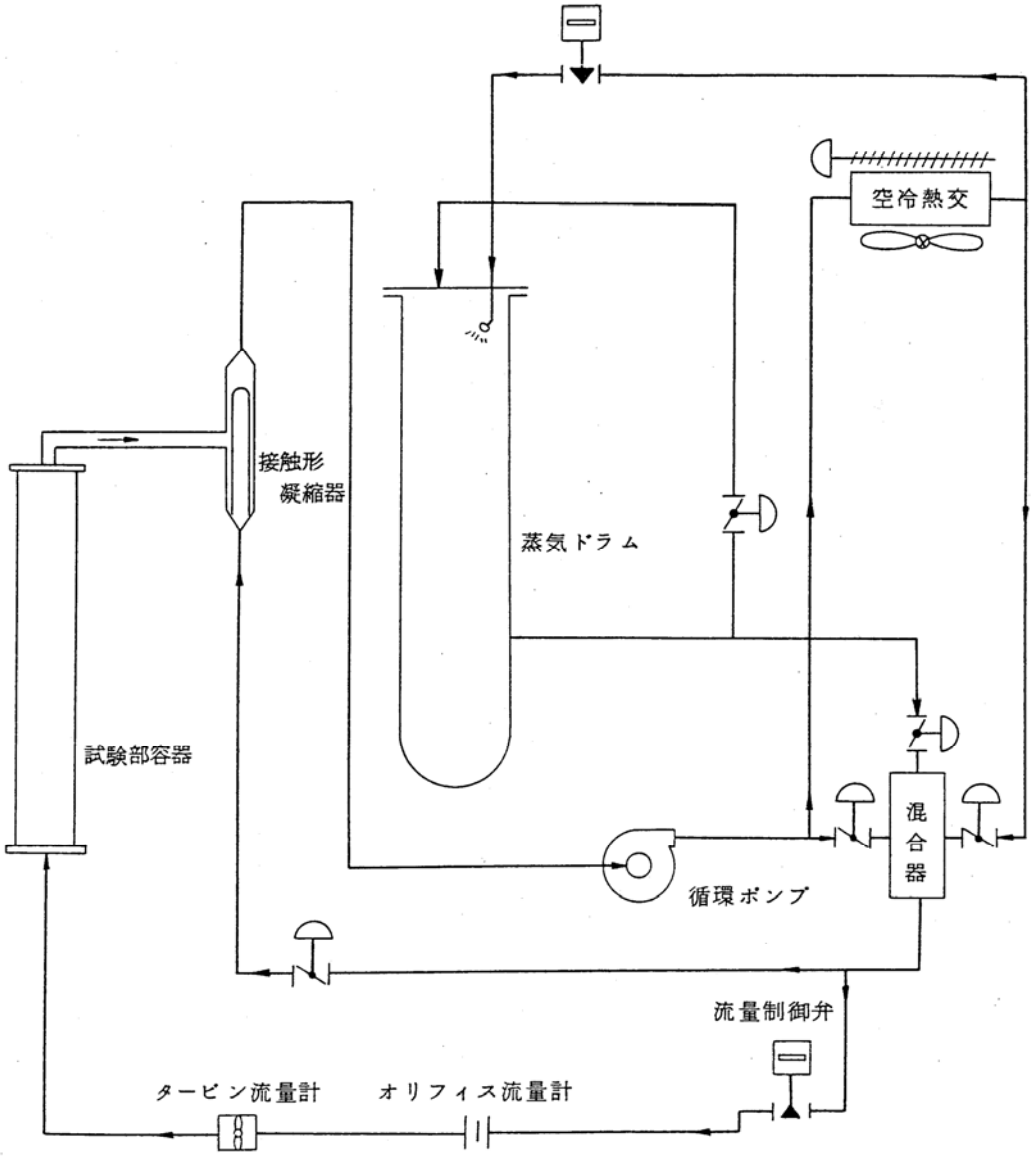


図 4-1　ＡＴＬＡＳループ系統構成図[3][4]

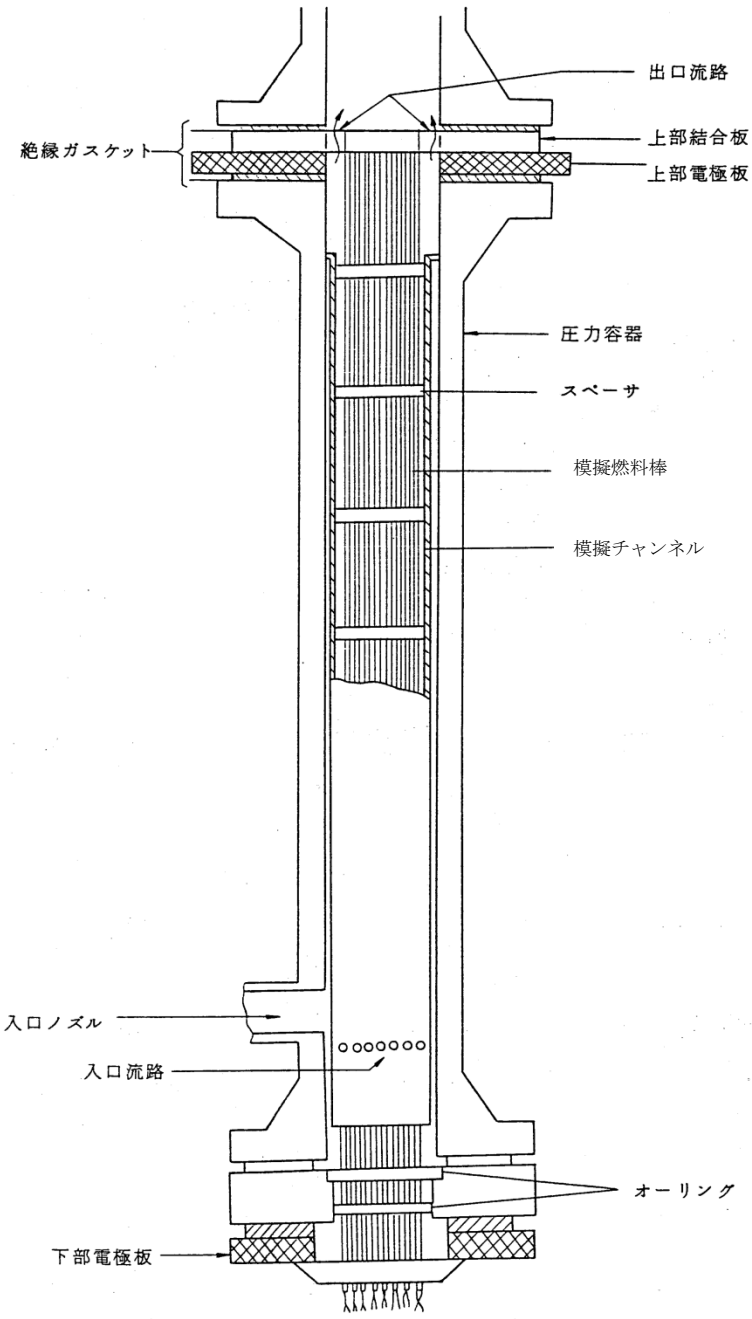

出口流路
絶縁ガスケット
上部結合板
上部電極板
圧力容器
スペーサ
模擬燃料棒
模擬チャンネル
入口ノズル
入口流路
オーリング
下部電極板

図 4-2　試験部[3][4]

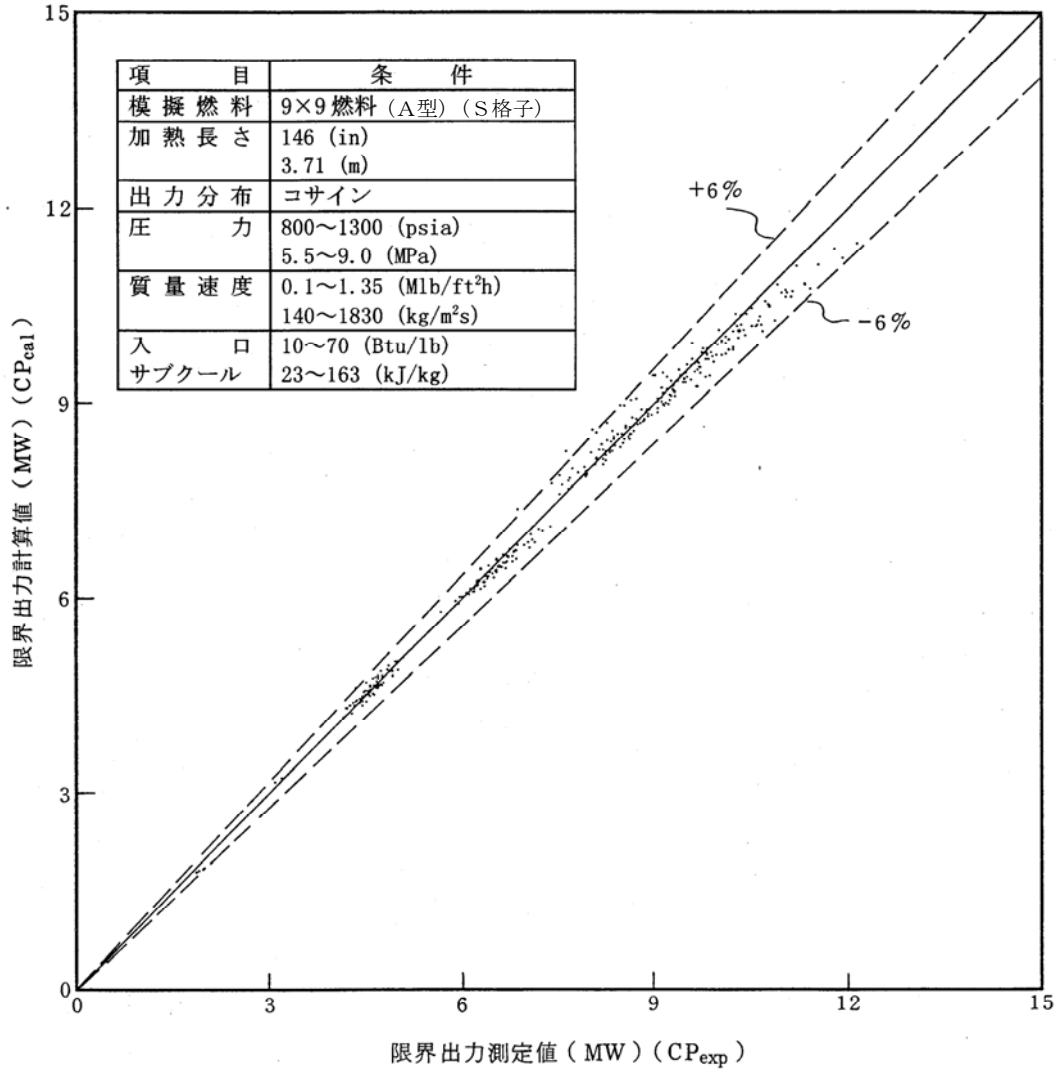


図 4-3　限界出力計算値と測定値の関係[3][4]

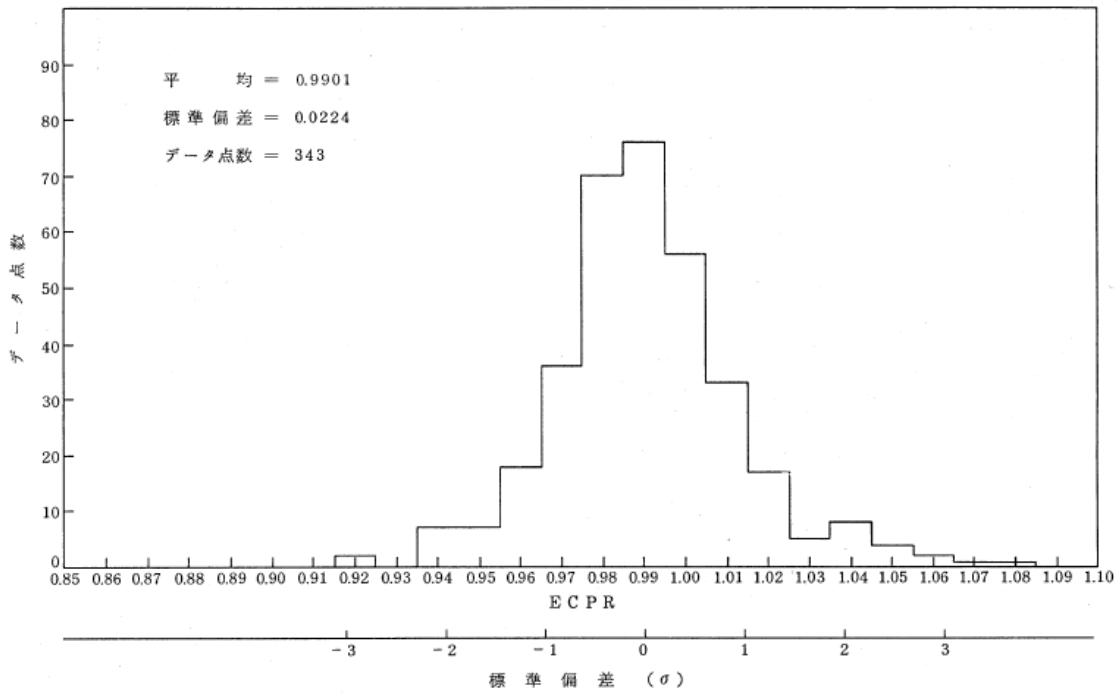


図 4-4　ＥＣＰＲヒストグラム[3][4]

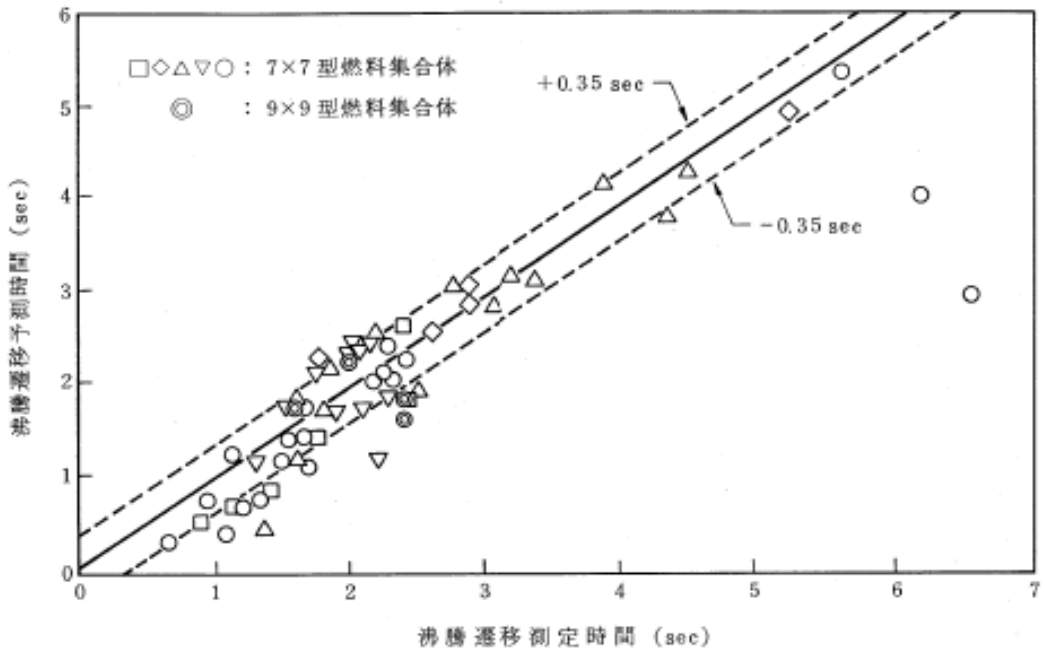


図 4-5　初期沸騰遷移予測時間対測定時間[3][4]

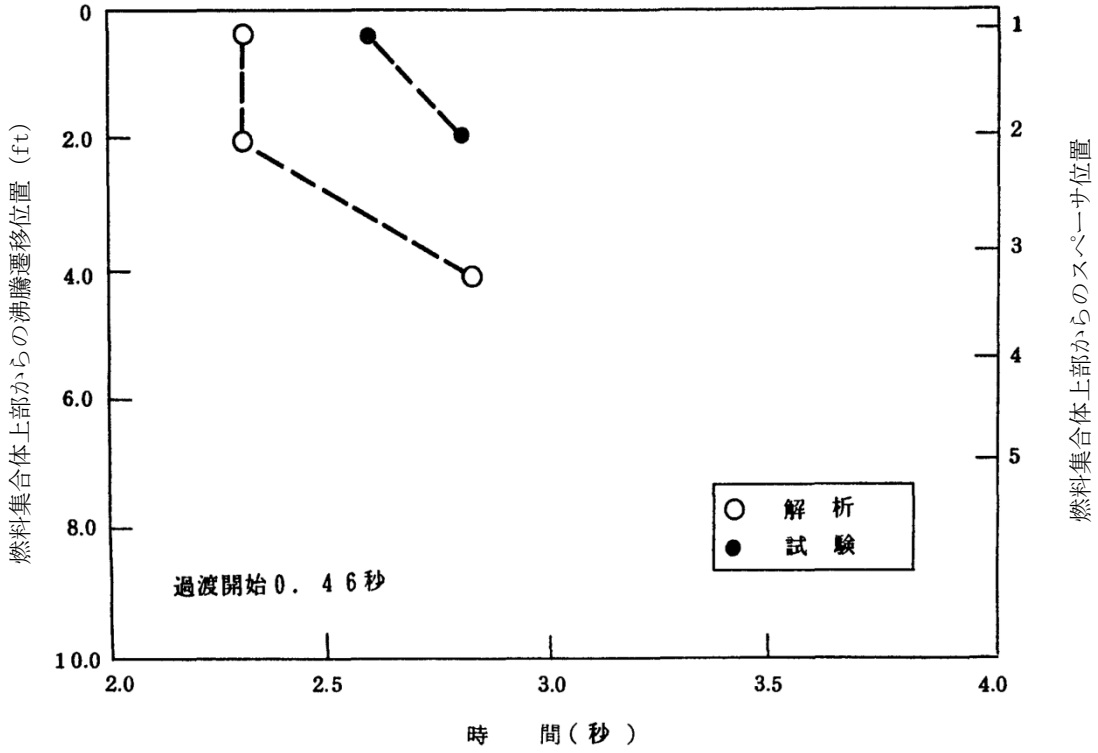


図 4-6　沸騰遷移位置の時間変化（７×７燃料）[6]

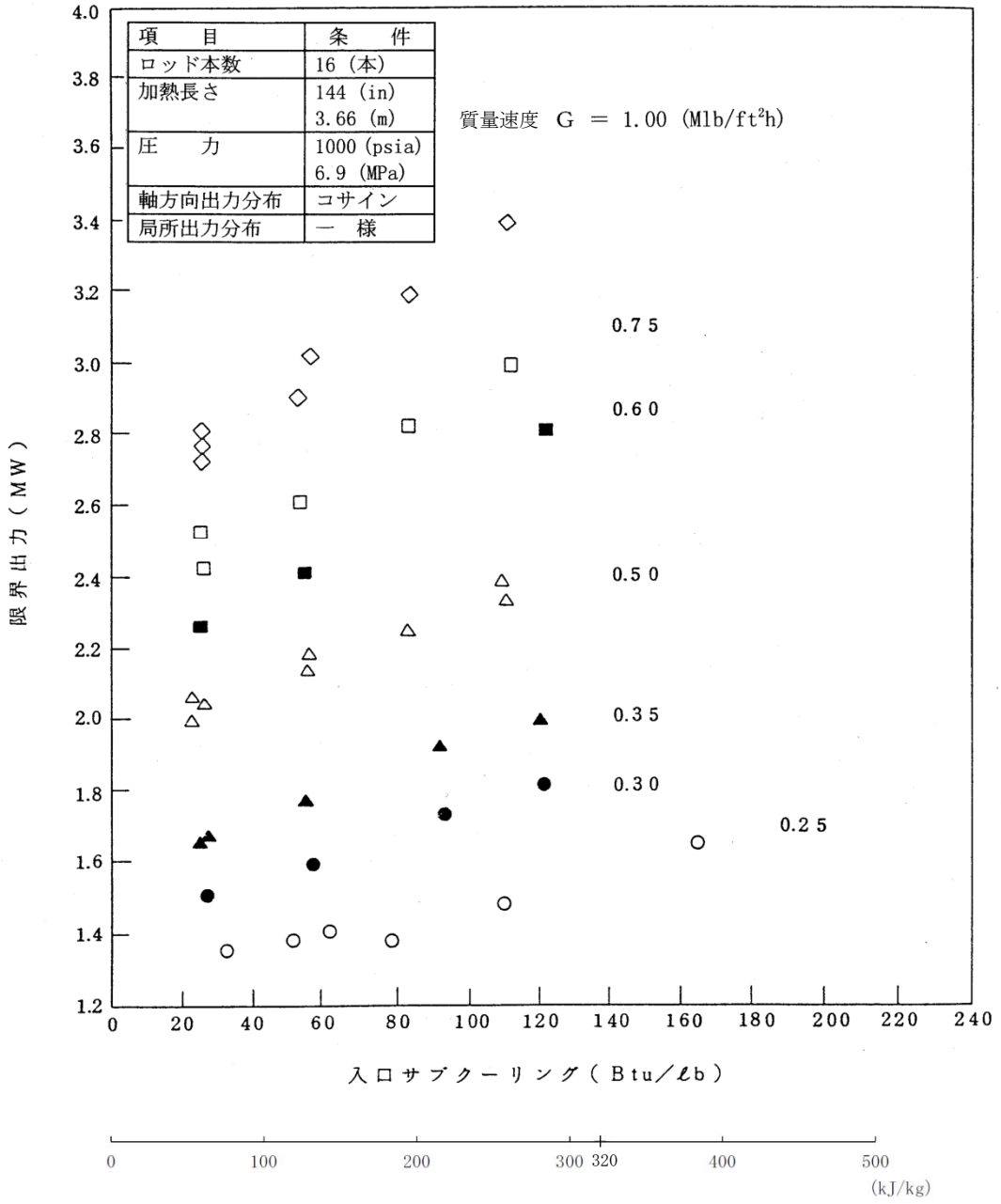


図 4-7　入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（４×４格子）[3][4]

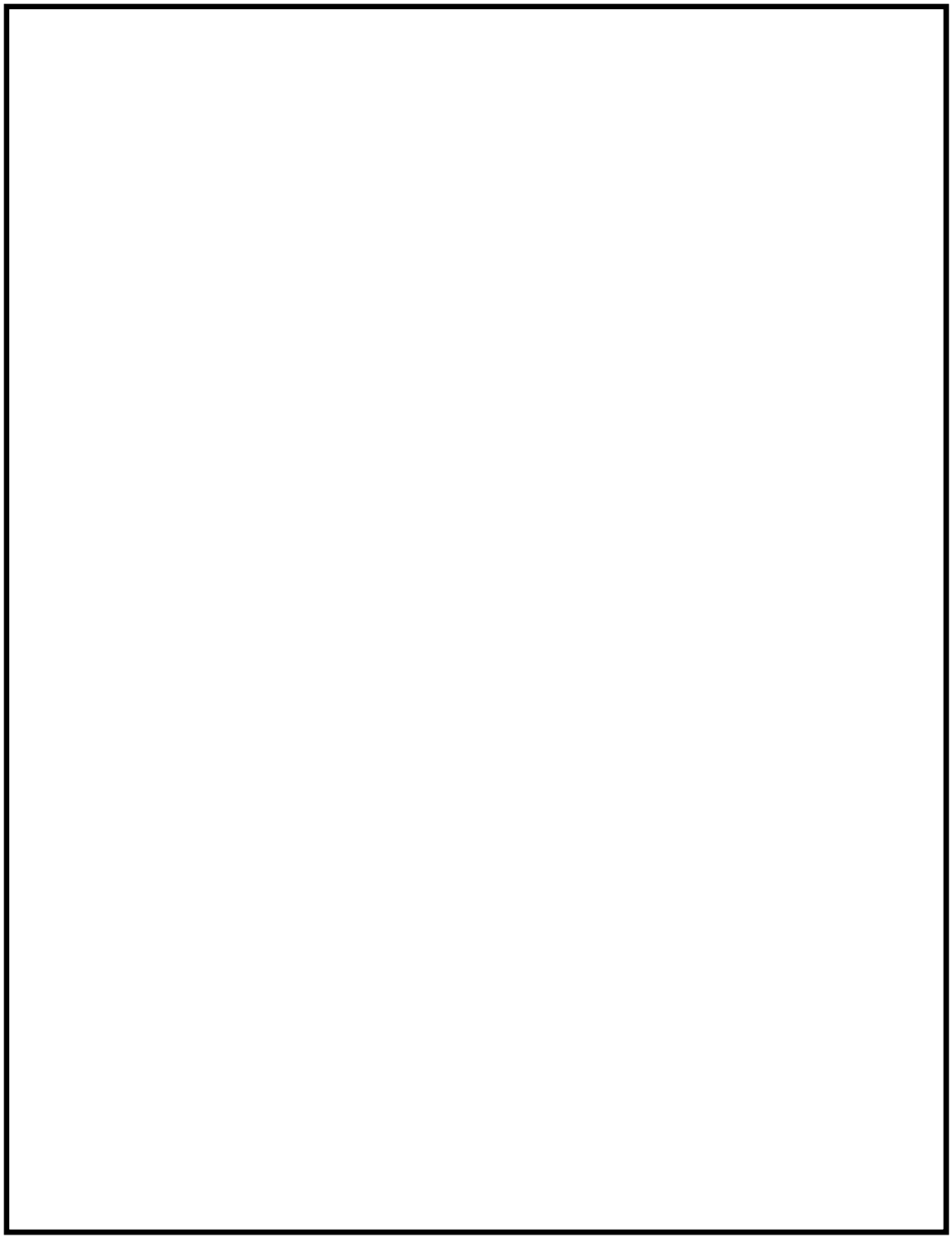


図 4-8　入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（９×９燃料（A型））

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

図 4-9　入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3 ＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験

(1) ＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験の概要[20][21][22]

(財)原子力発電技術機構（ＮＵＰＥＣ）において過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は実寸大の９×９燃料（Ａ型）模擬燃料集合体であり，表4-5に燃料集合体の仕様を，表4-6に試験条件を，図4-10に試験体を，図 4-11 に試験体の径方向出力分布を示す。模擬燃料棒表面温度は模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し，その測定位置はスペーサの直上流である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では，流量，出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

沸騰遷移発生時間について，試験とＧＥＸＬ相関式による解析結果との比較を図 4-12 に示す。4.2 項のＡＴＬＡＳ試験の妥当性確認と同様に，ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移発生時間の計算値は±0.35 秒以内に入っていて，良好に予測できる。

沸騰遷移位置について，試験とＧＥＸＬ相関式による解析結果との比較を図 4-13 及び図 4-14 に示す。各位置に対する沸騰遷移予測時間は実測より早く，また沸騰遷移予測位置は深く予測する傾向となっており，保守的な予測結果を与えている。

また，沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式，リウェット相関式に相関式２を用いた場合の結果として，図 4-15 に燃料被覆管温度の最大値の比較を，図 4-16 にドライアウト持続時間の比較を示す。修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えてい

て，燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

ＳＣＡＴコードは沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２を適用することにより，燃料被覆管温度を高めに評価する傾向がある。

そのため，重要現象（燃料棒表面熱伝達）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２に含まれる。

(3) 沸騰遷移深さに対するＧＥＸＬ相関式の保守性

柏崎刈羽原子力発電所６号及び７号炉における主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析（感度解析）では，ＰＣＴが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において，沸騰遷移が及ぶ最深位置を集合体上部から数えて第４スペーサ位置までと評価している。沸騰遷移深さは，軸方向の熱流束分布と相まってＰＣＴに影響する。ここでは，ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移深さ評価位置の保守性について検討する。ただし，保守性を検討する対象期間を，上述のＰＣＴが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間とする。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析では，燃料被覆管温度を高めに評価するように，中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定している。中央ピークの場合，９×９燃料の沸騰遷移は集合体上部から数えて第１～第３スペーサの直上流位置で生じることが実験から確認されている。例えば，ＮＵＰＥＣのＢＷＲ燃料集合体熱水力試験[20][21][22]では，図 4-10 に示すとおり第１～第４スペーサの直上流位置（Ａ～Ｄ断面）に熱電対が設置されているが，第４スペーサ位置（Ｄ断面）では沸騰遷移は報告されていない。

ＧＥＸＬ相関式の適用に当たっては，3.3.1(2)④(b)の沸騰遷移位置判定の計算方法に基づいて，ＳＬＭＣＰＲ相当の限界クォリティで沸騰遷移するものとし，更に沸騰遷移位置を厳しい側（上流側）に評価するために保守的に整理した補正クォリティを用いることで，早めにかつより上流側の位置で沸騰遷移を予測する方法をとっている。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では，再循環ポンプの部分台数トリップ及びその後のポンプ流量の制御により炉心流量を低下させるため，ホットチャンネルを流れる冷却水の流量は定格炉心流量の約 30%相当の低流量条件となる。このような流量（及び出力）の減少過渡において生じる沸騰遷移は，環状流において燃料棒表面を流れる液膜流のドライアウトに起因すると考えられ，スペーサの直上流位置で生じることが一般に知られている。スペーサは環状噴霧流中の冷却水流れに種々の影響を及ぼすが，蒸気乱流の促進作用等により蒸気流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があるといわれており，実際にスペーサの下流側で液膜流量が増加することが実験から確認されている。燃料棒の発熱の影響で液膜流量は下流へ行くほど減少するものの，スペーサの直下流側では液膜流量が増加して熱的余裕が増す。このようなスペーサ効果によるＣＨＦの軸方向変化を模式的に表すと図 4-17 のように描画できる[26]。スペーサ直上流位置においてＣＨＦが極小となるため，スペーサ間の領域ではこれらの極小位置において沸騰遷移が発生することになり，極小位置から上流側のスペーサ間の領域では通常，沸騰遷移は発生しない。

一方，沸騰遷移が発生する可能性のあるスペーサ位置に着目すると，炉心入口サブクール度が非常に大きいことから集合体の中央高さ付近までサブクール沸騰状態にあり，第５～第７スペーサの範囲では軸方向のボイド率の増加が十分でなく，発達した環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成される

流動状態には程遠い流動様式にとどまる。この結果，この範囲においては，軸方向出力分布が中央ピークのため加熱量が小さいことと相まって，4.2(3)に示したように沸騰遷移は発生しない。

以上から，発熱のピーク高さ位置に最も近く，前述の熱水力試験で沸騰遷移が報告されなかった第４スペーサ及び第４スペーサと第５スペーサとの間の領域に対してＧＥＸＬ相関式を適用した評価の保守性に着目して以下に説明を加える。

さて，第４スペーサ直上流位置から第５スペーサの間の領域（以下「中央高さ領域」という。）は中央ピークに基づく軸方向出力分布のため軸方向で加熱量が最も大きな領域である。一方で，前述したようにサブクール度が非常に大きいために，サブクール沸騰から飽和沸騰に移行し始める領域でもある。しかし厳しい側の想定として，敢えてドライアウトが生じ得る流動様式である環状噴霧流に遷移する領域に至っていることを仮定して，以下，沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

このため，この中央高さ領域では，単管の場合なら環状噴霧流に遷移し安定した液膜流が形成され始める流動様式に到達し得ると仮定する。一方，燃料集合体は管群流路であるため，このような流動様式遷移は燃料棒の出力が最も高いこと等により，熱的に最も厳しい条件の燃料棒の周り（以下「ホットサブチャンネル」という。）で発生する。この時，ホットサブチャンネルに隣接するサブチャンネルでは，環状噴霧流様式遷移前のチャーン流等の間欠的な流れが生じる領域にあること，ホットサブチャンネルが環状噴霧流に遷移することで界面せん断力が減少してホットサブチャンネルに周囲から流れが流入し周囲の流れの影響を受けやすくなること等から，ホットサブチャンネルの流動様式が環状噴霧流に遷移したとしても，その流れは隣接サブチャンネルの間欠的な流れの影響を受けて不安定化する。さらに，前述したよう

に飽和沸騰長さが過度に短いことと相まって安定した液膜流が形成されにくく，この点からも液膜流が脈動的な流れとなる。このため，仮にドライアウトに至っても燃料被覆管温度の上昇が生じるほどドライアウト状態が継続するとは考えられない。したがって，中央高さ領域では，仮に厳しい側に環状噴霧流に遷移することを仮定したとしても，ＣＨＦが極小となる第４スペーサ直上流位置以外の領域はおろか，第４スペーサ直上流位置においてさえも沸騰遷移が生じる可能性は極めて小さい。

したがって，ＳＬＭＣＰＲ相当条件で生じるとした沸騰遷移及び沸騰遷移位置を厳しい側に評価する補正クォリティを導入することの二つの保守的な評価手法とすることで，第１～第３スペーサだけでなく，更に一段上流側の第４スペーサ直上流位置及び中央高さ領域内での他のノード位置に沸騰遷移が及ぶと判定するＧＥＸＬ相関式を用いた沸騰遷移条件の評価は十分に保守的であると考えられる。

なお，沸騰遷移の評価に当たっては，一点近似炉心動特性評価時のボイド反応度の取扱い等，炉心出力を過大に評価するようにして得た結果を用いることで，熱的に厳しい側の解析を実施していることから，ＧＥＸＬ相関式による上記の沸騰遷移深さに対する保守性は十分なものと評価できる。

以上で，ＰＣＴが厳しくなる給水加熱喪失後の原子炉出力が高い状態で保持される期間において，ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移条件の評価が十分に保守的であることを示した。一方，その後，給水ポンプトリップによる原子炉水位低下により，再循環ポンプ６台がトリップして，炉心流量が減少する。炉心流量減少によるボイド率の増加により，若干の時間遅れを持って原子炉出力が低下する。この過程において，短い時間であるが出力と流量のミスマッチ（比較的高い原子炉出力でありながら非常に低い炉心流量となる期

間）が生じ，ホットチャンネル内の蒸気クォリティが一時的に増加する。このときＧＥＸＬ相関式は，沸騰遷移が及ぶ最深位置を更に上流側の第５スペーサ位置までと評価している。以下では，この出力－流量のミスマッチを生じる期間に対して，沸騰遷移が生じる可能性について検討を加える。

出力－流量のミスマッチが大きくなる初期炉心流量 90%の解析ケースを検討の対象とする。再循環ポンプの停止により，炉心流量は定格時の約７%相当まで急減する。これに追随して原子炉出力も低下するが，炉心流量が定格の７%相当に至った時点でホットチャンネルの熱流束は定格時の約 50%程度を保持している。このため，飽和沸騰の開始高さは第７スペーサ付近まで低下し，第５スペーサ位置の蒸気クォリティは約 50%に及ぶ。第５スペーサから下流側は膜沸騰に至っており，燃料集合体上部では蒸気単相流となる。以下，各スペーサ位置に着目して沸騰遷移が生じる可能性を検討する。

第７スペーサ位置はほぼ飽和沸騰開始高さに位置する。本項前半で検討した原子炉出力が高い状態で保持される期間の中央高さ領域と同等のクォリティ条件であることから沸騰遷移が生じる可能性は小さい。ただし，ごく低流量のため流動様式の発達が早く，チャーン流に近い乱れた様相を呈する可能性がある。しかしながら，この位置の加熱量が小さいことと相まって，仮に燃料棒表面に一時的なドライパッチ（液膜消失部）が生じたとしても，乱れた流れの中ですぐに消滅するため，燃料被覆管温度が上昇するには至らない。次に，第６スペーサ位置はＧＥＸＬ相関式では沸騰遷移を生じないと判定されるが，急速な沸騰により燃料棒表面に安定した液膜は形成されず，通常の二相流の流動様式の発達過程とは異なる逆環状流的な流動様式へと移行する可能性がある。しかし，第７スペーサ位置と同様に不安定で乱れた流動状態であることに変わりは無く，間欠的なドライパッチを生じたとしても，燃料被覆管温度が有意に増加するほど(※)長時間持続しないと考えられる。

また，激しい核沸騰により燃料棒表面から吹き飛ばされた液膜が比較的大きな液塊となってチャンネル内を浮遊し，小さな液滴に分裂しないまま，乱れによって燃料棒へ衝突する冷却形態も生じ得る。これは，噴霧流冷却よりもはるかに大きな冷却効果を期待できる。さらに，ホットチャンネルの熱流束は急速な減少過程にあり，10 秒足らずで半減して定格時の 25%以下へと低下するため，出力－流量のミスマッチは早期に緩和される。以上の理由から，第６スペーサ位置でドライパッチを生じる懸念はあるものの，燃料被覆管温度が大きく上昇する可能性は小さいと考えられる。第５スペーサは第４スペーサとともに，中央ピークの軸方向出力分布において最も発熱量が大きい領域に位置する。第４スペーサ位置では蒸気クォリティが 1.0 に近い状態となる。ここで熱的に厳しい条件として，中央ピーク位置において飽和蒸気単相となる場合を想定し，定格時の 50%相当の原子炉出力と７%相当の炉心流量が維持されると仮定する。この条件では，厳しめの評価を行うため，液滴冷却の影響を無視した蒸気単相流の Dittus-Boelter 式を用い，さらにリウェットなしの静定状態として評価すると，ホットサブチャンネルの燃料被覆管温度最大値は約 900℃となる。実際には，熱流束は減少過程にあり，出力－流量のミスマッチがほどなく緩和されるため，このような高温に至る可能性は小さい。したがって，この期間におけるＳＣＡＴコードの燃料被覆管最高温度評価値（約 900℃）は，結果として保守側の評価といえる。第４スペーサから下流側は，上部へ行くほど発熱量が低下するものの，蒸気温度が上昇して過熱蒸気となるため，熱的に厳しい状態が十数秒間持続することが予想される。しかし，熱流束は急速な減少過程にあることから，燃料被覆管温度の上昇が過度に大きくなることはないと考えられる。

以上，給水ポンプ及び再循環ポンプトリップ後に出現する出力－流量のミ

スマッチ期間に対して，沸騰遷移を生じる可能性を検討した。この期間に限っては，ＧＥＸＬ相関式による沸騰遷移深さの評価は必ずしも保守的とはいえないことが推測された。しかし，解析で仮定している再循環ポンプ６台が同時に停止する可能性は低く，炉心流量の低下は，より緩やかになると考えられること，また，中央ピークから下部に位置する第５～第７スペーサ位置の出力は小さいことから，ＧＥＸＬ相関式の評価に非保守性があったとしても，ＳＣＡＴコードによる燃料被覆管温度評価結果を過度に非保守側へ導くものではないと判断でき，ＰＣＴ評価上の問題となるものではないと結論できる。

(※) 熱流束が低下しているため，燃料被覆管温度の顕著な上昇には十秒程度の時間を要すると見込まれる。

(4)重要現象（気液熱非平衡）の不確かさ

図 4-11 に示す試験体の径方向出力分布から，熱的に最も厳しい燃料棒（以下「ホットピン」という。）に着目すると，ホットピンが３本直線状に配置，３本をＬ字型に配置されており，ホットピンに隣接して同様なホットピンが２本配置された体系とみなせる。この体系において，上記のように修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２の組み合わせは総じて保守的な解析結果を与えている。3.3.1(2)項のように，修正 Dougall-Rohsenow 式では過熱蒸気の温度を蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）とした物性値を用いている。これを踏まえると，燃料被覆管温度を高く評価していることは，バルク温度が飽和又は少なくとも飽和温度から有意に上昇しないことを意味することが分かる。これは，沸騰遷移においても，隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在することを示すため，ホットピンの影響が隣接した

燃料棒に波及しないことを示唆していると考えられる。

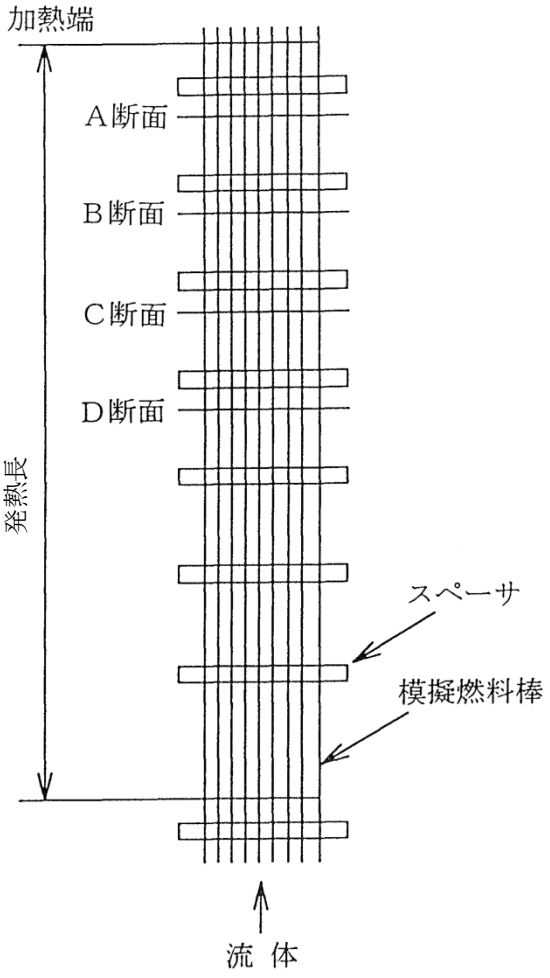
したがって，重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

表 4-5　模擬燃料集合体の仕様[8]

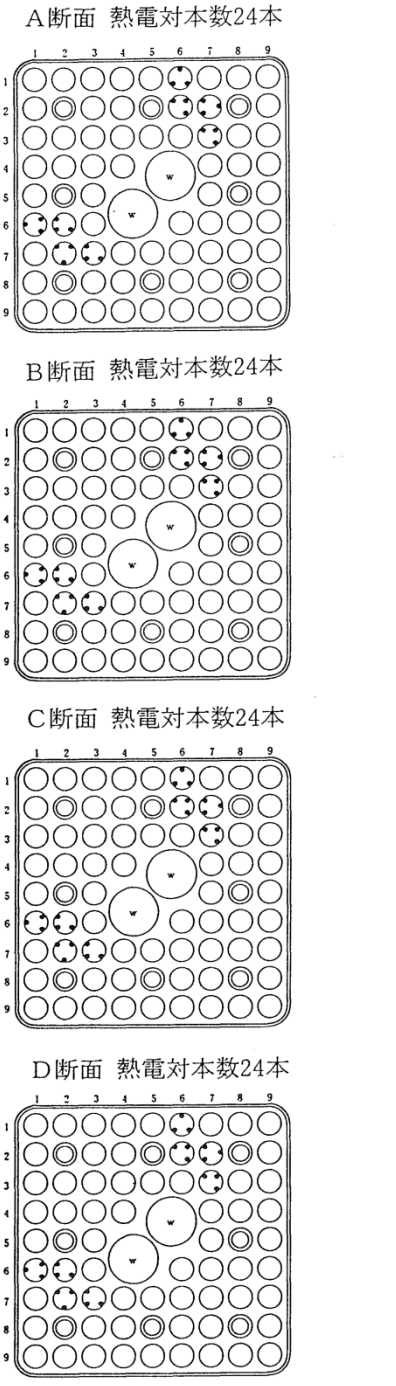
項目	仕様
燃料タイプ	９×９燃料（A型）
燃料棒本数（ヒータロッド） ・標準燃料棒 ・部分長燃料棒	74 66 ８
加熱長 ・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ11.2mm
ウォータロッド本数	２
燃料棒ピッチ	14.3mm
チャンネルボックス内幅	132.5mm
スペーサ個数	７（丸セル型）
軸方向出力分布	コサイン

表 4-6　試験条件[8]

項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約６～８ MW	

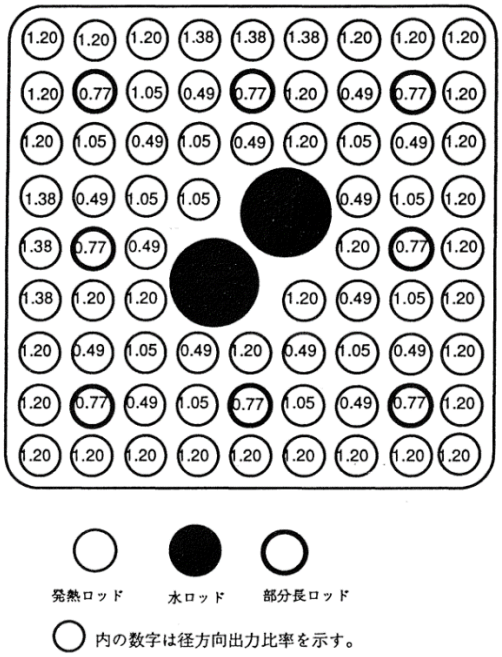


［試験体側面模式図］

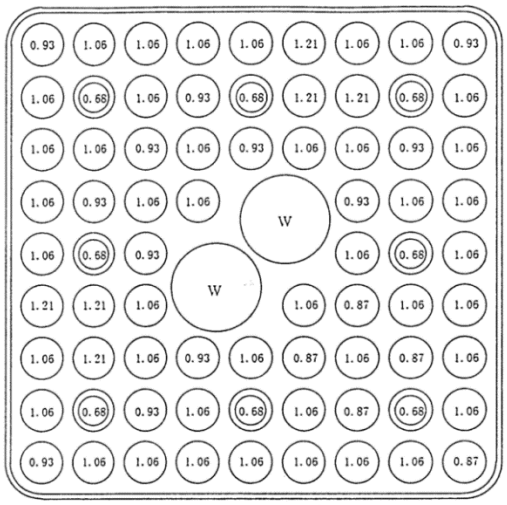


［熱電対取付け位置］

図 4-10　試験体の例[21]



試験体（燃焼初期）



試験体（燃焼の進んだ分布）

図 4-11　試験体の径方向出力分布[21]

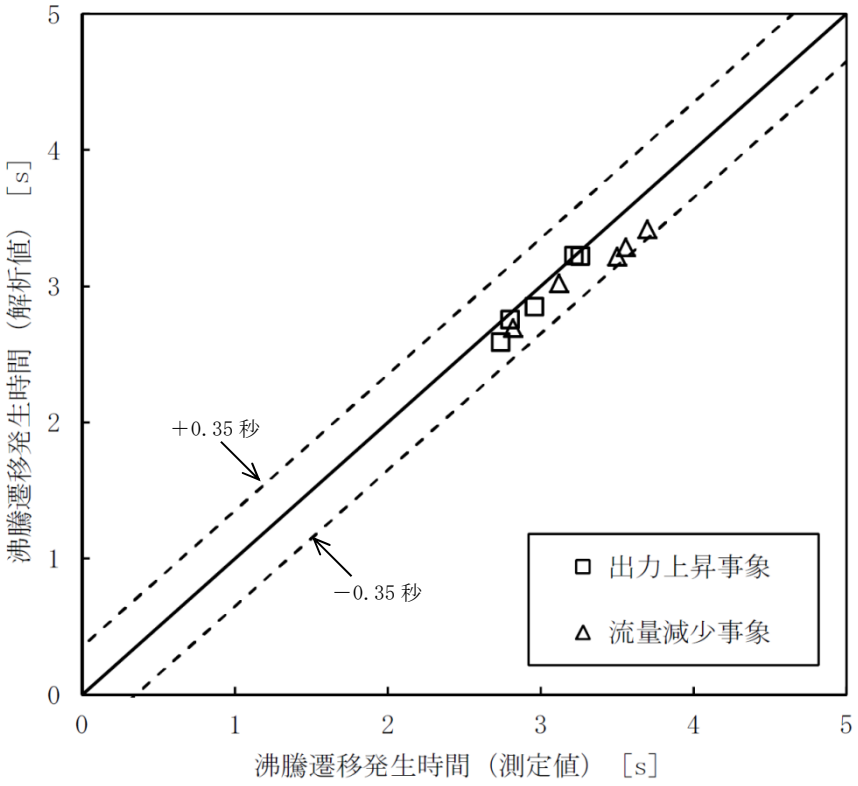


図 4-12　沸騰遷移発生時間の比較

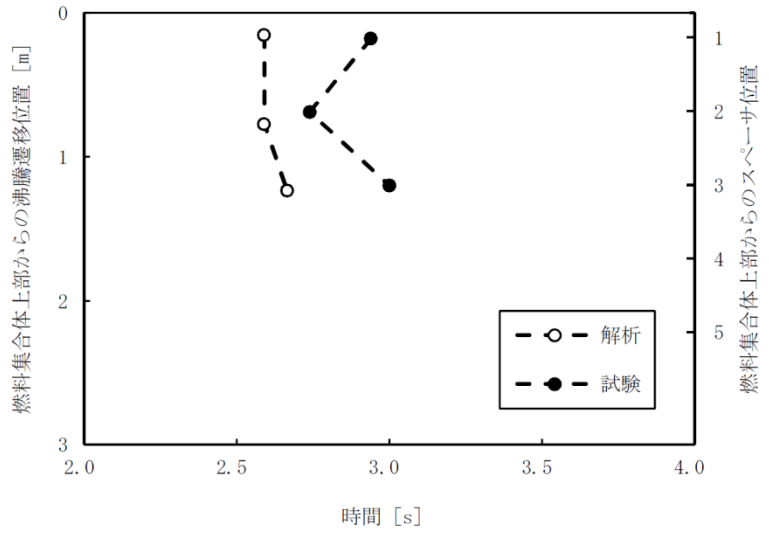


図 4-13　沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

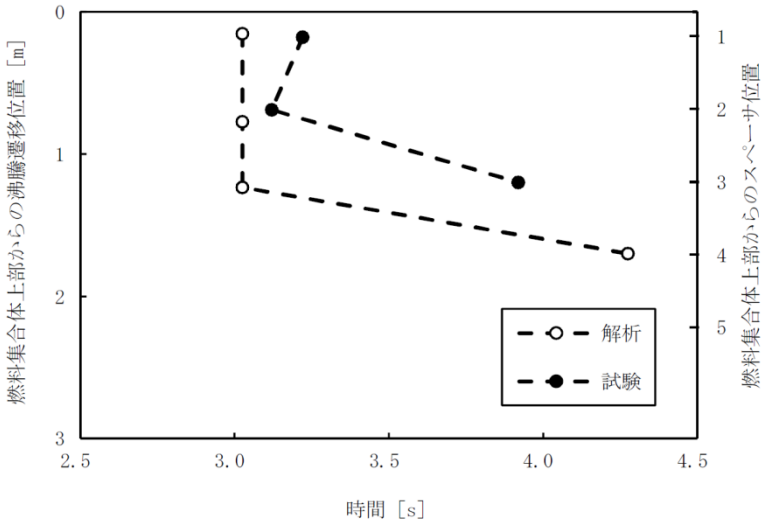


図 4-14　沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

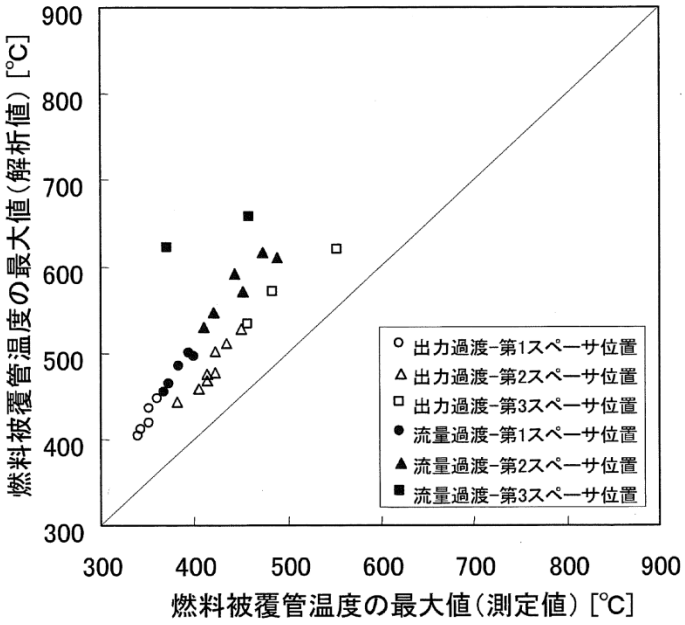


図 4-15　燃料被覆管温度の最大値の比較[8]

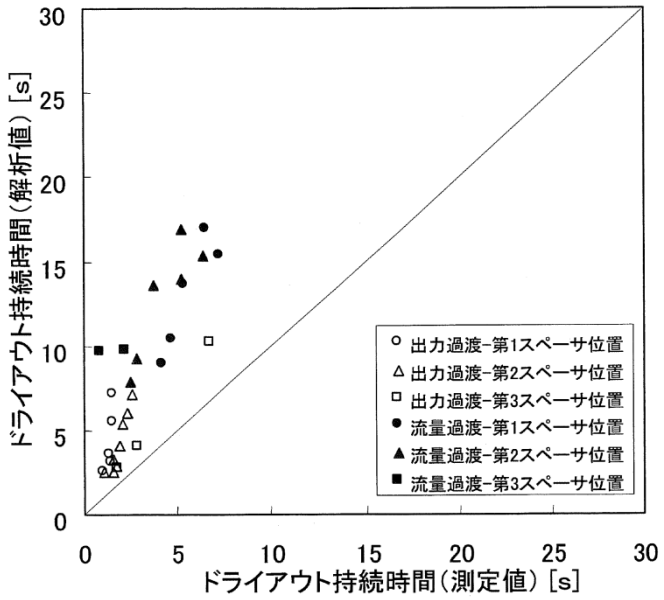


図 4-16　ドライアウト持続時間の比較[8]

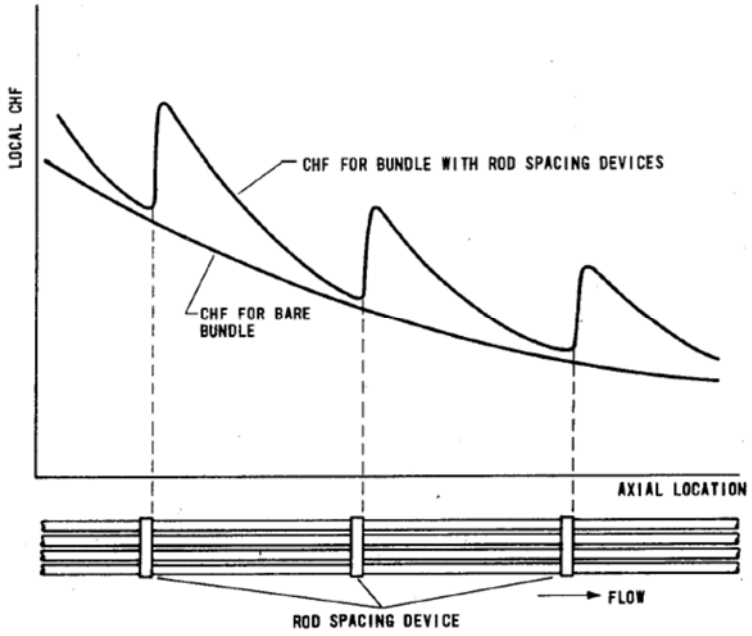


図 4-17　軸方向ＣＨＦへのスペーサの影響[26]

4.4 実機解析への適用性

4.4.1 重要現象への適用性

原子炉停止機能喪失の重要現象に対して実施したＳＣＡＴコードの妥当性確認が，実機解析に適用可能であることを本節で述べる。

燃料棒表面熱伝達については，沸騰遷移後の膜沸騰状態で修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２を適用することにより，燃料被覆管温度を高く評価していることを 4.3 節に示す実寸大の模擬燃料を用いたＮＵＰＥＣ ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験の解析で確認した。

沸騰遷移については，4.2 節に示す実寸大の模擬燃料を用いたＡＴＬＡＳ試験の解析と，4.3 節に示すＮＵＰＥＣ ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験の解析により，沸騰遷移の状態を精度良く予測することを確認した。

したがって，ＳＣＡＴコードは重要現象の燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移評価に適用できる。

4.4.2 有効性評価解析のノーディングの妥当性

実機解析に用いるノーディングは，3.3 節で述べた考え方に基づき設定したものである。

燃料棒グループ，燃料棒の軸方向のノード分割は，実寸大の模擬燃料を用いたＡＴＬＡＳ試験とＮＵＰＥＣ ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験の解析により，重要現象を適切に評価でき，評価指標である燃料被覆管温度は高めに評価されることを確認した。なお，軸方向 24 ノードの分割は，従来からＢＷＲプラントに幅広く用いられている三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード[24][25]の分割と同じである。

また，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料ペレット部の径方向ノード分割数は，約 10 ノード以上の分割

とすれば燃料被覆管温度はほぼ一定であると考えられる。一例として，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において，２，３ノード変化させても燃料被覆管最高温度の変化は１℃以内であることから，12 ノードの径方向ノード分割数は妥当である。

したがって，ノード分割による不確かさは，本章の妥当性確認により得られた不確かさに包含されているものと考えられる。

4.4.3 まとめ

以上より，本章に記載している妥当性確認結果は，ＢＷＲプラントの妥当性確認として適用性を有するとともに，実機ＢＷＲの有効性評価解析に適用できるといえる。

5. 有効性評価への適用性

４章の妥当性確認をふまえ，重要現象についての不確かさ及びその不確かさが評価指標の視点と運転員操作の視点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

ＳＣＡＴコードで取り扱う評価指標は燃料被覆管温度である。燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 出力分布変化

中央ピークに基づく軸方向出力分布を設定することで，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象で起こる下部ピークの軸方向出力分布よりも燃料被覆管温度上昇が大きくなる。また，ＧＥＸＬ相関式で計算することにより保守的に沸騰遷移予測時間を早く，沸騰遷移予測位置を深く予測できる傾向であることを 4.2 節及び 4.3 節で確認している。そのため，中央ピークに基づく軸方向出力分布及び深く予測する沸騰遷移位置によって，有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

(2) 燃料棒内温度変化

燃料ペレットと燃料被覆管間のギャップ熱伝達係数を高めに設定することで，原子炉出力が上昇する時の表面熱流束に対する熱伝達の遅れが小さくなり上昇量が大きくなる。そのため有効性評価解析において主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態では，燃料被覆管温度は高めに評価される。また給水加熱喪失によって原子炉出力が準静的に増加する状態では，表面熱流束に対する熱伝達の遅れによる燃料被覆管温度への影響は大きくないと考えられる。

(3) 燃料棒表面熱伝達

沸騰遷移後の膜沸騰状態では修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２を適用することにより，保守的に燃料被覆管温度を高めに評価することを 4.3 節で確認しているため，有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお，有効性評価解析による燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２の適用性について，添付３，添付４及び添付５で述べる。

(4) 沸騰遷移

沸騰遷移に至る状況を 4.2 節の結果から作成したＧＥＸＬ相関式で計算することにより沸騰遷移の状態を予測できることを 4.3 節で確認している。4.2 節で不確かさを 3.6%としているが，ＭＣＰＲがＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移が発生するように保守的に設定しているため，不確かさの影響はこの設定に含まれる。

なお一例として，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において，沸騰遷移が発生するＭＣＰＲの設定をＳＬＭＣＰＲとした解析の燃料被覆管最高温度は，1.0 とした解析よりも 50℃程度高めに評価される。

(5) 気液熱非平衡

上記(4)項のように，沸騰遷移後の膜沸騰状態において有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。また，発生した過熱蒸気の影響が隣接する燃料棒に波及しないことを 4.3 節で確認しており，不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる。

なお，図 3-6 のようにＳＣＡＴコードの入力設定に前処理コードを用いているが，燃料被覆管温度が高めに評価されるように設定しているため，前処理コードの不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

以上から有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）

ＳＣＡＴコードで取り扱う運転操作はない。また，有効性評価解析で考慮する運転操作は解析結果となる燃料被覆管温度の影響を受けない。したがって，ＳＣＡＴコードの不確かさが運転操作に影響を与えることはない。

表 5-1 重要現象の不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心（核）	出力分布変化	出力分布モデル	入力値に含まれる	燃料被覆管温度を高めに評価する。
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	熱伝導モデル，燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル	入力値に含まれる	主蒸気隔離弁閉止によって原子炉出力が急増する状態で燃料被覆管温度を高めに評価する。給水加熱喪失によって原子炉出力が増加する状態で燃料被覆管温度への影響は大きくない。
	燃料棒表面熱伝達	被覆管表面熱伝達モデル，リウェットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため，燃料被覆管温度を高めに評価する。
	沸騰遷移	沸騰遷移評価モデル	3.6%	沸騰遷移をＳＬＭＣＰＲで発生するように保守的に設定しているため，不確かさの影響は含まれる。
炉心（熱流動）	気液熱非平衡	被覆管表面熱伝達モデル，リウェットモデル	相関式に含まれる	保守的に評価する相関式を適用するため，燃料被覆管温度を高めに評価する。

6. 参考文献

(1) 「ＢＷＲ核熱水力安定性評価の現状と課題」，(社)日本原子力学会，2001年12月

(2) L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal-Water Reactions at High Temperatures Ⅲ. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.

(3) 「沸騰水型原子力発電所　原子炉の熱特性評価法（ＧＥＴＡＢ）について」，株式会社日立製作所，ＨＬＲ－007訂４，平成９年12月

(4) 「沸騰水型原子力発電所　ＧＥＴＡＢの概要」，株式会社東芝，ＴＬＲ－009改訂４，平成10年１月

(5) 「沸騰水型原子力発電所　プラント動特性解析手法について」，株式会社日立製作所，ＨＬＲ－014訂２，昭和63年３月

(6) 「沸騰水型原子力発電所　プラント動特性解析手法について」，株式会社東芝，ＴＬＲ－012改訂１，昭和63年３月

(7) N. Zuber and J. A. Findlay, "Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems", J. Heat Transfer, November 1965.

(8) 「BWRにおける過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」，(社)日本原子力学会，AESJ-SC-P002:2003，2003年６月

(9) Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.

(10) Jens, W. H. and Lottes, P. A., "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", ANL-4627, May 1951.

(11) 井口 他,「BWR 定常ポスト CHF 試験結果－限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率－」, JAERI-Research 2001-060, 2002 年２月

(12) Sakae MUTO et al., "An Experimental Study on Rewetting Phenomena in Transient Conditions of BWRs", Nuclear Engineering and Design 120, 311-321 (1990).

(13) 工藤, 原,「BWR 燃料集合体の現象論的リウェット相関式の開発」, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.2-No.2, 121-129, 2003 年６月

(14) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, ＨＬＲ－033 訂１, 平成 10 年２月

(15) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, ＴＬＲ－045 改訂１, 平成 10 年１月

(16) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について（ＭＯＸ燃料への適用)」, 株式会社日立製作所, ＨＬＲ－053 訂２, 平成 11 年２月

(17) 「沸騰水型原子力発電所　燃料の設計手法について（ＭＯＸ燃料への適用)」, 株式会社東芝, ＴＬＲ－045A 改訂２, 平成 11 年２月

(18) 「沸騰水形原子力発電所　原子炉の熱設計手法について」, 株式会社日立製作所, ＨＬＲ－008, 昭和 52 年４月

(19) 「沸騰水形原子力発電所　熱水力設計計算手法について」, 東京芝浦電気株式会社, ＴＬＲ－008, 昭和 51 年９月

(20) 「平成８年度　燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成９年３月

(21) 「平成９年度　燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 10 年３月

(22) 「平成 10 年度　燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」, (財)原子力発電技術機構, 平成 11 年３月

(23) 甲藤,「一様加熱垂直円管内の強制流動沸騰の限界熱流束（高圧領域の研究と CHF 特性領域線図)」, 日本機械学会論文集(B 編), 47 巻 413 号(昭 56-1), 139

(24) 「沸騰水型原子力発電所　３次元核熱水力計算手法について」, 日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社, ＨＬＲ－006 訂３, 平成 22 年 10 月

(25) 「沸騰水型原子力発電所　三次元核熱水力計算コードの概要」, 株式会社東芝, ＴＬＲ－007 改訂 1, 平成 20 年９月

(26) D. C. Groeneveld and W. W. Yousef, “Spacing Devices for Nuclear Fuel Bundles: A Survey of Their Effect on CHF, Post-CHF Heat Transfer and Pressure Drop”, Proceedings of ANS/ASME/NRC Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, 1980.

添付１　入力項目リスト

入力項目リスト

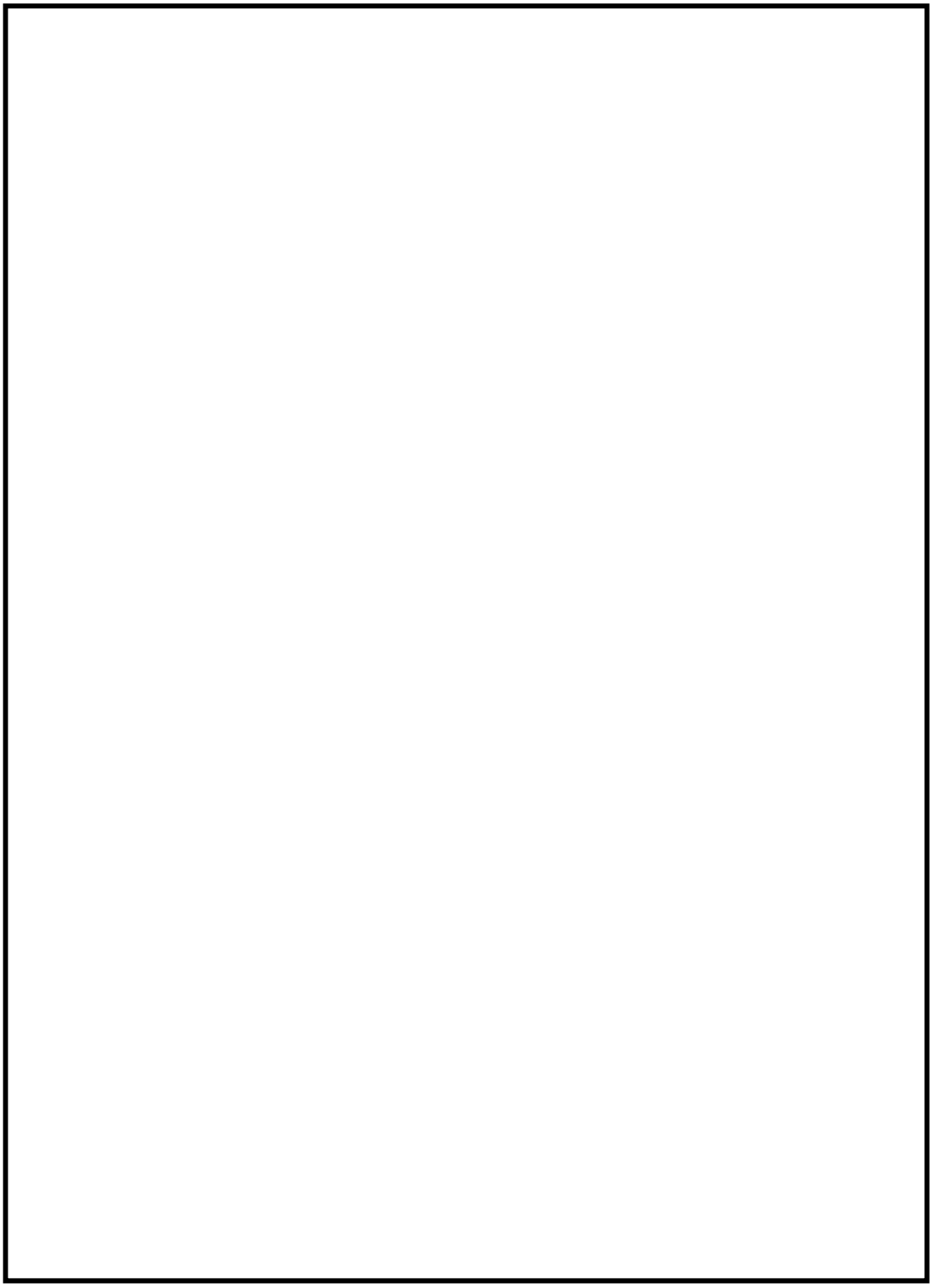
分　類	入力項目
炉心データ*	出力時間変化
	炉心入口流量時間変化
	炉心入口エンタルピ時間変化
	炉心圧力時間変化
燃料データ	バンドル形状データ （標準長/部分長燃料棒本数，流路面積等）
	ウォータロッドデータ（本数，外径等）
	燃料特性データ（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）
	相関式 （ＧＥＸＬ相関式，熱伝達相関式，リウェット相関式等）
	初期条件データ （バンドル出力，入口流量，軸方向出力分布等）

*ＲＥＤＹコードにより求められたデータを引き継いで用いる

添付２　ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性

本添付では，3.3.1 項に示したボイドモデル，サブクールボイドモデル及び圧力損失モデルの適切性について述べる。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付３　沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 項に示したように，沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち，沸騰遷移評価モデルはＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし，また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めに評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで，保守的な設定としている。

4.3 節に示したように，燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価の妥当性を確認している。

本添付では，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価において，4.3 節の妥当性確認に加えて，ＢＷＲ燃料の沸騰遷移を模擬した５×５高温ポストＢＴ試験の燃料被覆管温度測定値との比較により，修正 Dougall-Rohsenow 式の妥当性を確認し，原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. ５×５高温ポストＢＴ試験を用いた妥当性確認

(1) ５×５高温ポストＢＴ試験の概要[(1)]

（株） グローバル・ニュークリア・フュエル・ジャパンにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている。

試験に用いる試験体は 10×10 燃料模擬の５×５部分バンドルであり，添付表 3-1 に燃料集合体の仕様を，添付表 3-2 に試験条件を，添付図 3-1 に試験体を示す。模擬燃料棒表面温度は，高出力ロッド及び低出力ロッドの模擬燃料棒被覆管表面に埋め込んだ熱電対により測定し，その測定位置はスペーサの

直上流とスペーサ中間である。

検証で用いる被覆管温度測定試験では，流量，出力を変化させて沸騰遷移前後の被覆管温度を測定している。

(2) 妥当性確認結果

試験と解析の比較結果について，沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式を用いた燃料被覆管温度の最大値の比較を添付図 3-2 に示す。

なお，いずれの比較点についても，燃料被覆管温度が急激に上昇し，測定値は燃料被覆管温度が低下に転じたのちにリウェットする挙動となっており，解析値は測定値と同様，又は上昇が緩やかになったところでリウェットしていることから，燃料被覆管温度の最大値の比較結果は修正 Dougall-Rohsenow 式の特性が影響していると考えられる。解析値と測定値の比較は，上流側で燃料被覆管温度は高く評価されて保守的な解析結果を与えていることに対し，クォリティが 90%程度となる下流側ではその保守性は小さくなることを示している。

これは，沸騰遷移後において蒸気中の液滴が燃料被覆管表面に付着して蒸発すると伝熱が良好になるが，修正 Dougall-Rohsenow 式は液滴蒸発の影響を無視しており，燃料被覆管温度を高めに評価する傾向[(2)(3)]が影響しているもの

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

と考えられ，蒸気中の液滴の割合が大きいほど燃料被覆管温度を高めに評価する傾向があると考えられる。

したがって，クォリティが大きくなると修正 Dougall-Rohsenow 式の評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるが，上流側位置の燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においては，修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えていて，燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高めに評価すると考えられる。

3. 高温範囲における修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性

上記 2.(2)によって，修正 Dougall-Rohsenow 式はクォリティが大きくなると保守性が小さくなる傾向であると考えられるが，燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても燃料被覆管温度を高めに評価することを確認した。

また，燃料被覆管温度を高めに評価する保守性は，4.3 節に示した燃料被覆管温度 500℃程度までの試験と解析の比較結果と大きく変わらないと考えられる。

代表的なＡＢＷＲ及びＢＷＲ５において，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析による燃料被覆管温度の最大値は 800℃を上回る。一方，燃料被覆管温度が最大となる時間帯における高さ位置のクォリティは，上記 2.(2)で述べた燃料被覆管温度の評価の保守性が小さくなったクォリティには至らない。

なお，燃料被覆管温度が 800℃を大きく超えると蒸気流の過熱度が増加し，燃料棒表面熱流束の低下が影響を及ぼすようになると考えられる。修正 Dougall-Rohsenow 式では蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており，また，伝熱面と蒸気流の温度差の評価には，蒸気流の

温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いているため，過熱蒸気が発生した場合，同式を用いた熱流束の予測精度が低下する可能性がある。そこで，過熱蒸気の影響を厳しい側に考慮した蒸気単相状態を想定(注 1)して Dittus-Boelter の式[4]と比較した。蒸気単相状態において Dittus-Boelter の式は熱伝達を低く評価する[5][6]。また，Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の単相状態について適用可能とされており，圧力 7 MPa[abs]及び 800℃の蒸気単相流にも適用可能と考えられる。比較の結果，燃料被覆管温度が最大となる領域を含む第３－第４スペーサ付近において，修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を Dittus-Boelter の式より高めに評価することを確認した。

したがって，燃料被覆管温度 800℃を上回り評価の保守性は小さくなる傾向であると考えられるものの，保守性が小さくなることを確認したクォリティに至っていないこと，並びに 1,000℃を超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高めに評価することを確認したことから，修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

（注 1）

第４スペーサ位置についてはクォリティが比較的低いことから，蒸気相はほぼ飽和と考えられる。ここでの修正 Dougall-Rohsenow 式による評価結果は，燃料被覆管温度 1,200℃までのどのような温度条件であっても，蒸気流のみを考慮した Dittus-Boelter の式を適用することで得られる保守的な評価結果よりも小さく，より保守的な評価結果となることを確認した。

第３スペーサ位置以降（上部）について，比較対象となる Dittus-Boelter の式で得られる熱流束をより厳しい側に評価することを目的として，以下の

ように過度に厳しい熱水力条件を設定して評価し，第３スペーサ位置について燃料被覆管温度1,000℃までのどのような温度条件であっても修正Dougall-Rohsenow式は保守的な評価結果を与えることを確認した。

・第３－第４スペーサ間に厳しいクォリティ，流量，液滴蒸発条件を与え，燃料集合体の低い位置で蒸気単相となるように想定

・高温燃料棒４本に囲まれたサブチャンネル流路を想定し，その燃料被覆管温度には，集合体出口までスペーサごとに有効性評価で評価された燃料被覆管温度を包絡する温度（最大 1,000℃）を設定して過熱蒸気温度を評価

・隣接するサブチャンネルからの蒸気及び液滴の流入を考慮せず，評価対象のサブチャンネルの燃料被覆管からの熱は全て蒸気の加熱に使用

また，ＳＣＡＴコードの特徴として，燃料被覆管温度 800℃程度を超える状態で有意となり，1,000℃を超えると重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達を無視していることも，保守的評価を与える一因となると考えられる。

4. 高温範囲における隣接燃料棒の影響

3.3.1 項に示したように，修正 Dougall-Rohsenow 式では，物性値に用いる過熱蒸気の温度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いている。そのため，燃料被覆管温度が高温となり，隣接燃料棒との間に飽和温度の蒸気が介在しない場合，修正 Dougall-Rohsenow 式による予測精度は悪化する可能性がある。

燃料被覆管温度700～800℃程度の試験結果である上記2. ５×５高温ポストＢＴ試験において，添付図3-1の試験体の平面模式図から，ホットピンが２本直線状に配置されており，ホットピンに隣接して同様なホットピンが配置された体系とみなせる。この体系において試験と解析の比較結果とでは，修正

Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えており，隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式の保守性に含まれると考えられる。これは，燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲においても，当該位置における隣接燃料棒との間には飽和蒸気が介在することによるものと考えられる。また，800℃を上回る範囲においても，上記 3.のように修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられ，隣接燃料棒の影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれる傾向と考えられる。そのため，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析において，修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

5. 過熱蒸気の扱いに対する影響

修正 Dougall-Rohsenow 式では，3.3.1 項に示したように，物性値に用いる過熱蒸気の温度に蒸気膜温度（燃料被覆管表面温度と飽和温度の平均温度）を用いており，また，伝熱面と蒸気流の温度差の評価には，蒸気流の温度に過熱蒸気温度ではなく飽和温度を用いていることから，高温範囲における過熱蒸気の影響を確認する必要がある。

過熱蒸気を考慮した熱伝達相関式に Groeneveld 5.9 式[(3)(7)]があり，物性値に用いる過熱蒸気の温度は燃料被覆管表面温度としている。同式は単管及び二重管の試験データに基づいて開発され，米国で実績がある。

燃料被覆管温度 500℃以上における両式による熱伝達率の低下幅は，燃料被覆管温度 500℃の熱伝達率に対して Groeneveld 5.9 式の方が５％以上低く予測する。そのため，Groeneveld 5.9 式の方が燃料被覆管温度を高く評価する。

一方，添付図 3-2 のように，700～800℃程度の試験結果において修正 Dougall-Rohsenow 式は保守的な解析結果を与えている。これは，高温範囲に

おいて過熱蒸気の影響は考えられるものの，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価に及ぼす影響は大きくなく，保守性は維持されて燃料被覆管温度を高く評価する傾向を示していると考えられる。

さらに，1,000℃を超える燃料被覆管温度においても，上記 3.で示したように，このような温度領域が第３スペーサより上流側から燃料集合体出口まで一様に続く厳しい側の条件を設定し，その上で過熱蒸気の温度を厳しい側に評価する手法を用いて検討した結果，このような温度領域に至った時に重要な熱伝達機構となる輻射熱伝達をＳＣＡＴコードが無視していることと相まって，燃料被覆管温度をおおむね保守的に評価できることが確認されている。

6. まとめ

燃料被覆管温度 700～800℃程度の範囲において，試験との比較結果から修正 Dougall-Rohsenow 式は燃料被覆管温度を高く評価することを確認し，また，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象にて燃料被覆管温度が 800℃を上回る範囲においても適用可能と考えられる。

以上より，修正 Dougall-Rohsenow 式は主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

7. 参考文献

(1) 工藤，秋葉他，「過渡的な沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動の実験的研究(2) －5×5 管群体系における高温時のポスト BT 特性－」，日本原子力学会 2009 年秋の大会予稿集，C36，2009 年

(2) 井口 他，「BWR 定常ポスト CHF 試験結果－限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達率－」，JAERI-Research 2001-060，2002 年２月

(3) 「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」，(社)日本原子力学会，AESJ-SC-P002:2003，2003 年６月

(4) Dittus, F. W. and Boelter, L. M. K., ″Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type″, University of California Publ. Eng. Vol.2, October 1930.

(5) 「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系（ＥＣＣＳ）の新性能評価手法について」，株式会社日立製作所，ＨＬＲ－032 訂３，平成 10 年５月

(6) 「沸騰水型原子力発電所　非常用炉心冷却系解析モデル（ＳＡＦＥＲ）」，株式会社東芝，ＴＬＲ－044 改訂４，平成 10 年５月

(7) D. C. Groeneveld, ″Post-Dryout Heat Transfer at Reactor Operating Conditions″, Proc. Topl. Mtg. Water-Reactor Safety, CONF-730304, U.S. Atomic Energy Commission (1973).

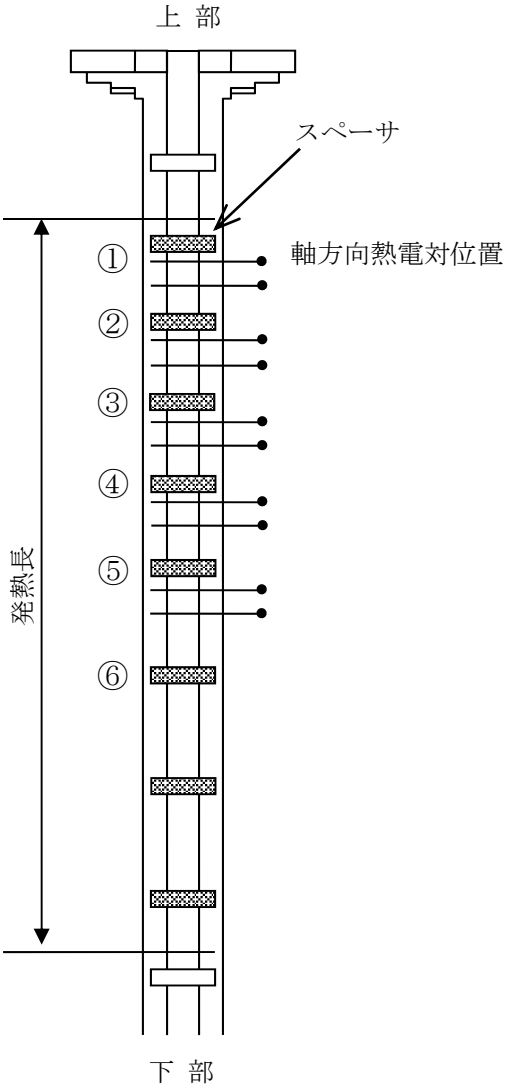
添付表 3-1　模擬燃料集合体の仕様

項目	仕様
燃料タイプ	５×５燃料
燃料棒本数（ヒータロッド）	25
加熱長	約 3,710mm
燃料棒外径	
燃料棒ピッチ	
スペーサ個数	８（丸セル型）

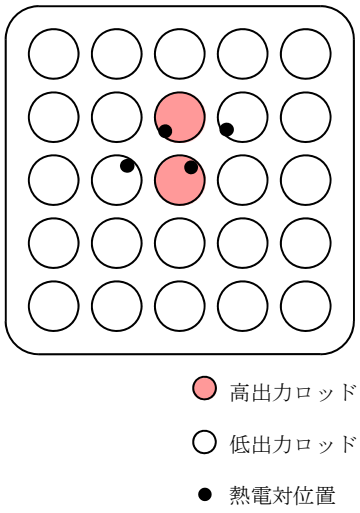
添付表 3-2　試験条件

項目		流量減少事象
初期条件	圧力	約 7 MPa[abs]
	質量流束	約 5×10^{6}kg/m^{2}/h
	入口サブクール	約 60kJ/kg
	出力	約 2.5MW

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

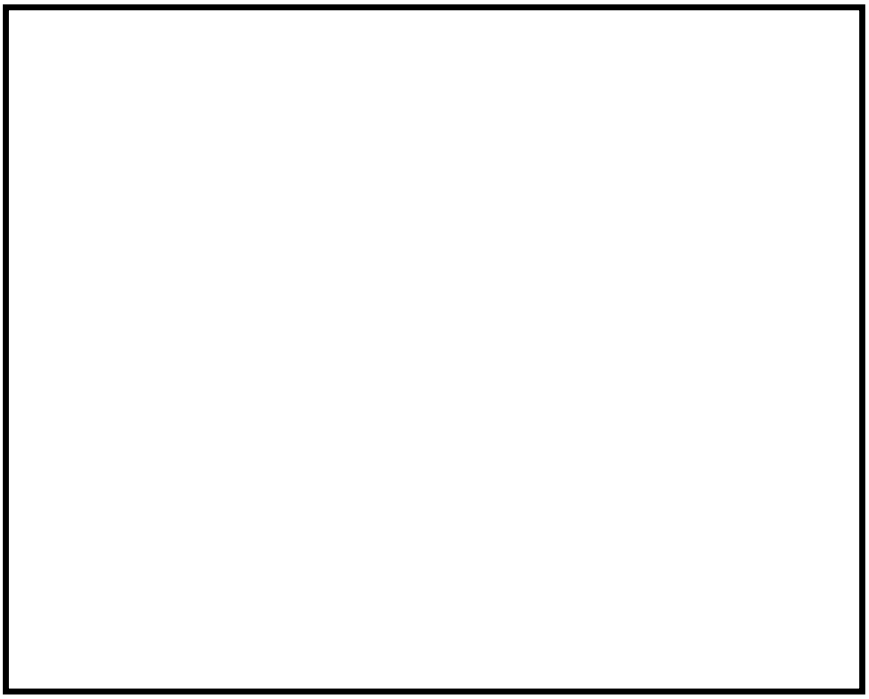


［試験体側面模式図］



［試験体平面模式図］

添付図 3-1　試験体の例



添付図 3-2　燃料被覆管温度の最大値の比較

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付４　リウェットモデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 項に示したように，沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち，沸騰遷移評価モデルはＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし，また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めに評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで，保守的な設定としている。このような設定も含め，解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めに評価している。

一方，4.3 節に示したように，燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて，相関式２によるリウェット時刻の予測の妥当性を確認している。

本添付では，相関式２によるリウェット時刻の予測において，4.3 節の妥当性確認に加えて原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. 相関式２適用性の考え方

相関式２によって予測するリウェット時刻は燃料被覆管温度に依存する。リウェット時刻を早めに予測すると，温度上昇の過程でリウェットする場合，燃料被覆管温度を低く評価する可能性がある。

原子炉停止機能喪失の有効性評価解析では，燃料被覆管温度を高めに評価することから，相関式２はリウェット時刻を遅く予測する傾向となる。そのため，温度上昇の過程でリウェット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高めに評価する傾向となる。

したがって，有効性評価の解析手法によって，燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも相関式２の保守性は維持されると考えられる。

3. リウェット時刻の感度解析

燃料被覆管温度が高温の範囲でも相関式２の保守性は維持されると考えられるが，相関式２によるリウェット時刻の予測が及ぼす影響を確認しておくことは重要と考えられる。

そこで，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象における燃料被覆管温度の時間変化について，相関式２を用いた解析例を添付図 4-1 に，リウェット時刻を遅らせた解析例を添付図 4-2 に示す。

沸騰遷移発生直後，熱伝達係数が低下して燃料被覆管温度が急激に上昇する。その後，原子炉出力の低下に合わせて燃料被覆管温度の上昇は徐々に緩やかになり，更に原子炉出力が低下すると緩やかな上昇から減少に転じる。このように，燃料被覆管温度がいずれ減少に転じることから，燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において，相関式２によるリウェット時刻の予測精度が燃料被覆管温度へ及ぼす影響は大きくないことを確認できる。

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象における原子炉出力は，再循環ポンプトリップや，復水器水位低下による給水流量喪失に伴う炉心ボイド率の増加によって低下する。そのため，燃料被覆管温度の上昇は抑制されていずれ減少に転じる。

4. スペーサ間のノードのリウェット特性について

９×９燃料（Ａ型）等においては，主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象の時のように，熱流束が高いまま炉心入口流量が定格条件の約 30%程度の低流量条件に至った炉心状態では，液膜ドライアウトに基づく沸騰遷移が生じる。このとき沸騰遷移は，軸方向（上下）に隣り合った二つのスペ

ーサ間で，燃料棒を冷却する液膜の流量が最小となる下流側のスペーサ（以下「スペーサＡ」という。）の直上流位置（直下）で発生する。流量の低下及び／又は熱流束の増加により除熱性能が更に低下して出力－冷却間の不整合が拡大すると，液膜は上流側スペーサ（以下「スペーサＢ」という。）に向けて後退する。一方，事象の収束等により出力－冷却間の不整合が回復すると，液膜の後退が止まり，次いで再進展してスペーサＡの直上流位置まで戻る。液膜が再進展する過程で液膜の先端部が到達するとリウェットが生じるため，リウェット部が下流側に進展しスペーサＡの直上流位置まで戻ることになる。

このように，スペーサＡ，Ｂの間で液膜の後退及び再進展が生じることから，ドライアウト持続時間はスペーサＡの直上流位置で最も長くなり，最も液膜が後退した位置（以下，この位置までのスペーサＡからの距離を「最大液膜後退距離」という。）に近づくほど短くなる。

一方，相関式２は，スペーサ直上流位置から最大液膜後退距離及び液膜再進展速度をモデル化してリウェット時刻を評価することでドライアウト持続時間を予測する。本資料の本文「4.3　ＮＵＰＥＣ　ＢＷＲ燃料集合体熱水力試験」に示されるように，試験値を厳しい側に解析することが確認されている。

ただし，スペーサ間の位置（ノード位置）におけるドライアウト持続時間は，スペーサ直上流位置におけるドライアウト持続時間より短いことが現象論的に明らかであるものの，必ずしも定量的に十分な実験データが揃っているものではない。このため，スペーサ間の任意の位置において，あたかもその位置がスペーサ直上流位置であるとして相関式２をそのまま適用して仮想的な液膜の最大後退距離を評価することで，より長いドライアウト持続時間が得られるようにした厳しい側の解析を実施している。

したがって，スペーサ間のノード位置における相関式２によるリウェット時刻を用いたときのドライアウト持続時間予測値は，実際よりも一層保守的なものとなり，その保守性の度合いはスペーサＡから当該位置までの距離が増加し，スペーサＢに近づくほど大きくなる。

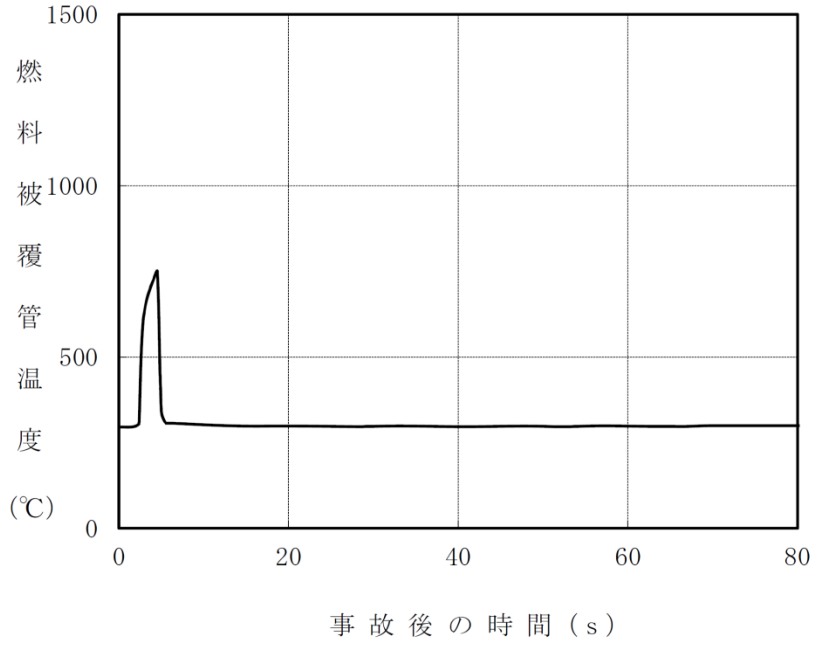
なお，相関式２を用いたＰＣＴ解析は本資料の「添付３ 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性」に示されるように燃料被覆管温度が 800°C に及ぶ実験に対してもおおむね保守的であることが確認されているが，主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象においては前項「3. リウェット時刻の感度解析」における評価に従い，リウェットなしの極端な計算を実施することで，相関式２によるドライアウト持続時間の予測の不確かさの影響を排除した評価も実施しているため，スペーサ直上流位置だけでなく，スペーサ間のノード位置においても，ＰＣＴの上限値を押さえた評価がなされている。

5. まとめ

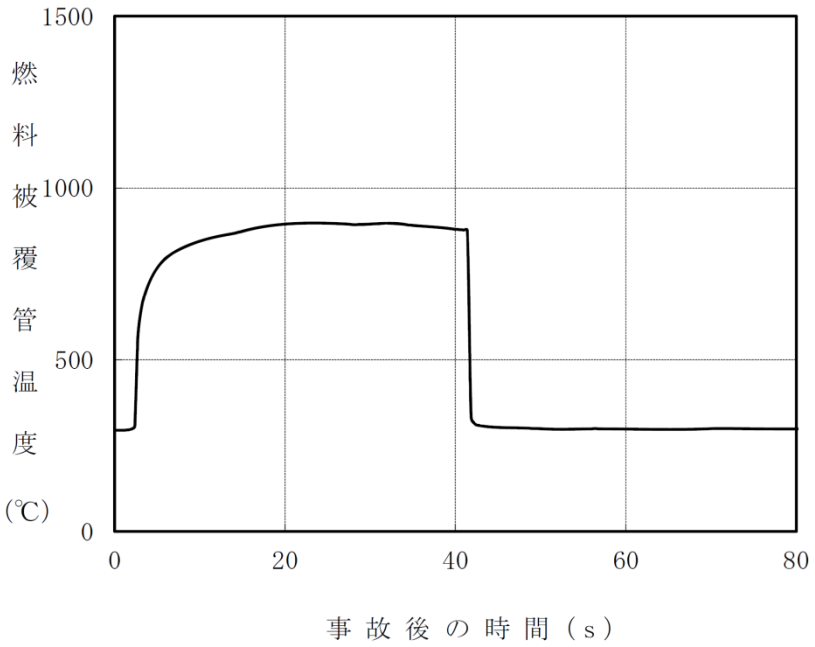
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めに評価するため，相関式２はリウェット時刻を遅く予測する傾向となる。

また，リウェット時刻を遅らせた感度解析から，燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において，相関式２によるリウェット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないことを確認した。

以上より，相関式２は原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。



添付図 4-1　燃料被覆管温度の変化例



添付図 4-2　リウェット時刻を遅らせた場合の燃料被覆管温度の変化例

添付５　９×９燃料（Ａ型）部分長燃料棒を考慮した評価の適用性

1. はじめに

3.3.1 項に示したように，沸騰遷移後の燃料被覆管温度挙動を評価するモデルのうち，沸騰遷移評価モデルはＳＬＭＣＰＲを下回った時点で沸騰遷移の発生とみなし，また被覆管表面熱伝達モデルでは燃料被覆管温度を高めに評価する修正 Dougall-Rohsenow 式を適用することで，保守的な設定としている。このような設定も含め，解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高めに評価している。

一方，4.3 節に示したように，９×９燃料（Ａ型）模擬燃料集合体を用いた燃料被覆管温度 500℃程度までの試験結果を用いて，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式２によるリウェット時刻の予測の妥当性を確認している。

また，添付３及び添付４では，原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲における沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデル及びリウェットモデルの適用性を示している。

本添付では，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式２によるリウェット時刻の予測において，９×９燃料（Ａ型）の部分長燃料棒（以下「ＰＬＲ」という。）の影響を考慮した試験との比較により，ＰＬＲが与える影響を確認し，原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲での適用性について述べる。

2. ＰＬＲの影響を考慮したポストＢＴ試験を用いた適用性の確認

(1) 試験の概要と試験結果[(1)]

９×９燃料（Ａ型）を模擬した４×４バンドル試験を対象として，ＰＬＲ

の影響を考慮した沸騰遷移後の特性に関する試験が実施されている。

添付図 5-1 に試験体の概略図と試験結果の例を示す。試験結果の全般的な傾向として，沸騰遷移開始時刻と沸騰遷移後の燃料被覆管温度の最大値に関しては，ＰＬＲからの遠近の影響は小さいものの，リウェット時刻に関しては影響があることを示唆しており，これはＰＬＲによる局所的な気相流速の変化が影響しているものと考えられる。

(2) 解析結果

試験と解析の比較結果について，添付図 5-2 に燃料被覆管温度の最大値の比較を，添付図 5-3 にドライアウト持続時間の比較を示す。修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２の組合せは総じて保守的な解析結果を与えていて，ＰＬＲからの遠近によらず燃料棒表面熱伝達を低く予測して燃料被覆管温度を高く評価するといえる。

ＰＬＲによる局所的な気相流速の変化は，温度によらず同様に生じると考えられることから，高温範囲においても，修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２を適用することで，燃料被覆管温度は高めに評価されると考えられる。また，ＰＬＲの存在により相関式２によるリウェット時刻の予測精度に影響があったとしても，添付４に示すように，燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において，リウェット時刻の予測精度が燃料被覆管温度に与える影響は大きくない。

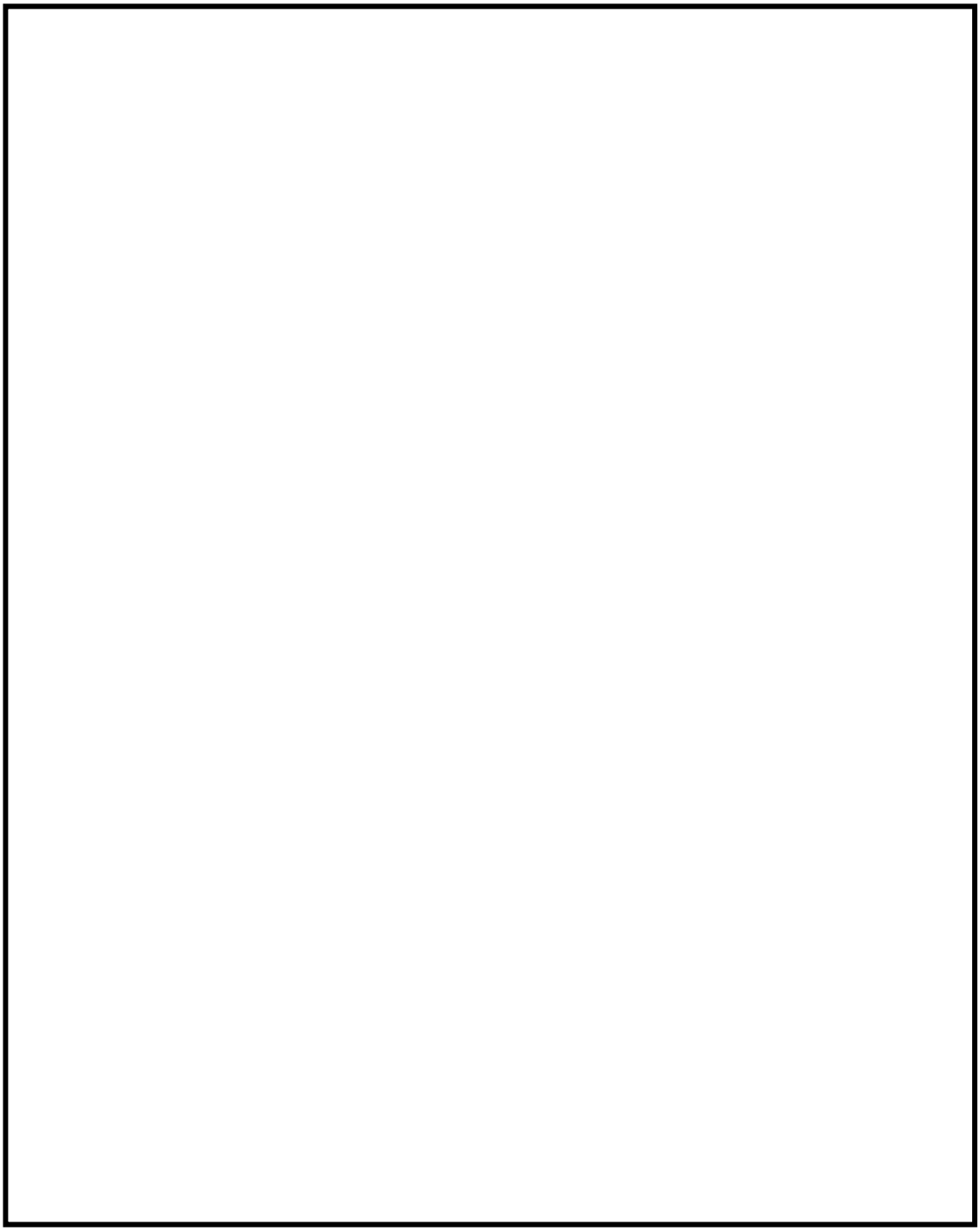
3. まとめ

ＰＬＲの影響を考慮した試験との比較結果から，修正 Dougall-Rohsenow 式及び相関式２の組合せは保守的な解析結果を与えることを確認し，また，高温範囲においても適用可能と考えられる。

以上より，修正 Dougall-Rohsenow 式による燃料被覆管温度の評価及び相関式２によるリウェット時刻の予測は，９×９燃料（Ａ型）のＰＬＲ有無に関わらず，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲でも適用することは妥当であると考えられる。

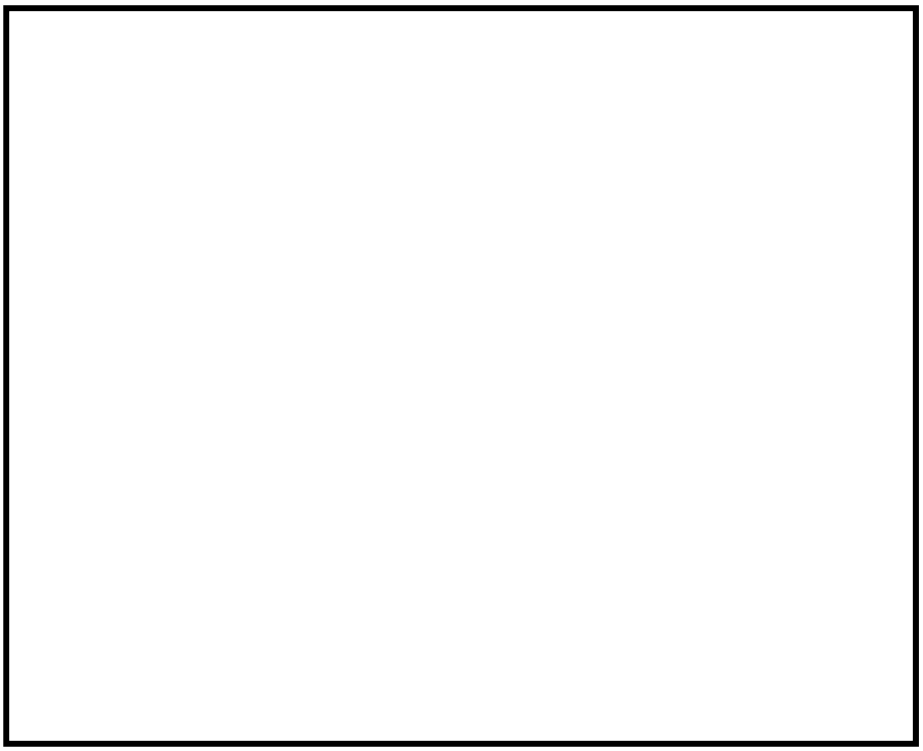
4. 参考文献

(1) 共同研究報告書「高性能９×９燃料（Ａ型）のポストＢＴ特性に関する研究 平成 17 年度報告書（最終報告書)」，東京電力株式会社他，2006 年３月



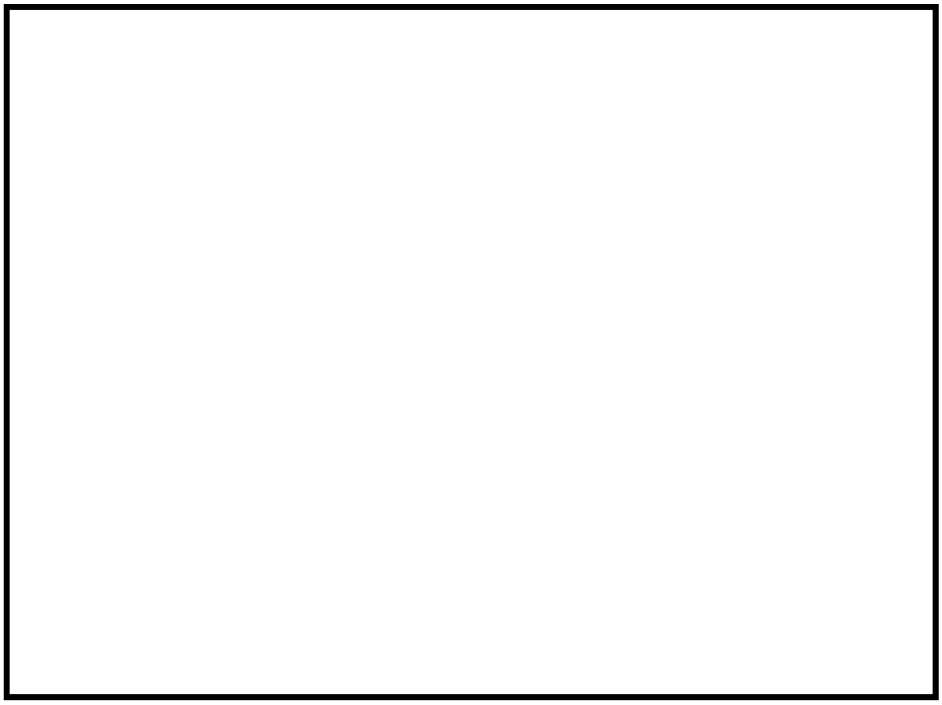
添付図 5-1　試験体の概略図及び試験結果の例[1]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 5-2　燃料被覆管温度の最大値の比較[1]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 5-3　ドライアウト持続時間の比較[1]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付６　有効性評価における９×９燃料（Ａ型）の代表性

1. はじめに

有効性評価は９×９燃料（Ａ型）（以下「Ａ型燃料」という。）を代表燃料として評価しており，原子炉停止機能喪失事象に対するＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードの適用性は，主としてＡ型燃料を対象に確認されている。一方，実炉には９×９燃料（Ｂ型）（以下「Ｂ型燃料」という。）も装荷されていることから，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードにＢ型燃料が適用できることを確認することが重要である。本添付では，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードに入力される燃料データを整理した上で，対応する解析モデルがＢ型燃料で評価できることを示す。またＢ型燃料のデータを入力した解析を行い，その影響を確認することで，Ａ型燃料で代表できることを示す。

2. 解析手法

対象とする燃料をＢ型燃料とし，Ａ型燃料で代表した申請解析と同様にＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードで解析評価を行う。ＲＥＤＹコードに入力する核特性や炉心の燃料データ，またＳＣＡＴコードに入力する燃料集合体の燃料データ，沸騰遷移相関式等にＢ型燃料のデータを反映し，判断基準パラメータである原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力，燃料被覆管温度，格納容器圧力，サプレッション・プール水温度を評価する。

3. 燃料に関連する解析入力と解析モデルの整理

燃料に関連する解析入力とそれに対応する解析モデルを添付表 6-1 に示す。Ａ型と比べたＢ型燃料の特徴として，燃料棒の径が小さい，標準長燃料棒のみで構成される，ウォータチャンネルを採用している，スペーサ形状が異な

るといった点が挙げられる。しかし，ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードを使用する上でこれらの相違は問題とならず，Ｂ型燃料についても解析モデルは適用可能である。以下に各解析入力とモデルに対するＢ型燃料の適用性を示す。

3.1 核特性

ＲＥＤＹコードへは，ボイド係数やドップラ係数，ボロン反応度，遅発中性子割合等のパラメータを入力する。ＲＥＤＹコードは一点近似モデルを採用していることから，Ｂ型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.2 バンドル形状，ウォータロッド／ウォータチャンネル

ＳＣＡＴコードでは，軸方向一次元の流れを断面で平均化し等価直径及び流路面積として取り扱っている。したがって，Ｂ型燃料の形状データに基づき入力を作成することで適切に評価できる。水力等価直径は熱伝達係数の相関式に，熱的等価直径は沸騰遷移相関式やリウェット相関式に用いる。また，沸騰遷移後の熱伝達相関式やリウェット相関式は，Ａ型とＢ型燃料の試験結果に基づくものであり，Ｂ型燃料にも適用可能である[(1)]。

3.3 燃料特性

ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードでは，ペレット及び被覆管の比熱や密度，ギャップ部の熱伝達係数を入力し，燃料棒の径方向の熱伝達を計算する。この計算はＡ型とＢ型の違いが無く，Ｂ型燃料に基づくデータを入力することで適切に評価できる。

3.4 熱水力特性

ＲＥＤＹコードへは，ボイドマップ（出口クォリティとボイド率の関係）や圧損係数の形で入力する。これら入力をＢ型燃料の形状データに基づき作成することで適切に評価できる。ＳＣＡＴコードにおける，ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルについては，Ａ型燃料と同じモデルを適用する。

3.5 沸騰遷移後の熱伝達相関式及びリウェット相関式の予測特性

4.3 節と同様に，Ｂ型燃料を対象にＮＵＰＥＣにおいて過渡沸騰遷移試験が実施されている[(2)(3)]。沸騰遷移後の熱伝達相関式に修正 Dougall-Rohsenow 式，リウェット相関式に相関式２を用いた場合の解析値と測定値との比較結果ではドライアウト持続時間は一部非保守的な予測結果が見られるが，燃料被覆管温度は総じて保守的な解析結果を与えていることが確認されている[(1)]。

この相関式２によるリウェット時刻の予測の非保守性は，試験の初期出力が過度に厳しいデータや試験の出力挙動（出力持続時間）が過度に長いデータにおいて確認されており，Ａ型とＢ型燃料の試験条件の相違が主な原因と考えられる[(1)(4)]。

よって，Ａ型とＢ型燃料の形状の相違による影響はあると考えられるが，燃料被覆管温度500℃程度までの試験結果を用いて，修正Dougall-Rohsenow式及び相関式２の組合せは燃料被覆管温度を高めに評価することを確認しており，Ｂ型燃料に基づくデータを入力することで同様に評価できる。

3.6 燃料被覆管温度の高温範囲におけるＢ型燃料評価の適用性

原子炉停止機能喪失事象のような燃料被覆管温度の解析結果が高温となる範囲において，添付３で修正 Dougall-Rohsenow 式の適用性の考えを示してお

り，1,000℃を超える燃料被覆管温度及び過熱蒸気を考慮した蒸気単相状態の過度に厳しい条件においても Dittus-Boelter の式より，主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象の有効性評価解析における燃料被覆管温度を高めに評価することを確認している。Ａ型とＢ型燃料の相違によって異なる修正 Dougall-Rohsenow 式の変数は，燃料の形状データに関する変数で水力等価直径であるが，Ａ型とＢ型燃料の水力等価直径の差はわずかであり，燃料被覆管温度挙動を評価する上で有意な差異はないと考えられる。そのため，高温となる範囲においてＢ型燃料にも修正 Dougall-Rohsenow 式は適用できると考えられる。

また，添付４で高温となる範囲における相関式２の適用性の考えを示している。Ａ型とＢ型燃料の形状の相違によってリウェット時刻の予測に影響を与える可能性が考えられるが，燃料被覆管温度が緩やかな上昇を示した以降の状態において，相関式２によるリウェット時刻の予測精度が及ぼす影響は大きくないと考えられる。

以上より，高温となる範囲においてＳＣＡＴコードはＢ型燃料に適用できると考えられる。

4. Ｂ型燃料による解析評価

4.1　評価内容

対象プラント　　：ＢＷＲ５代表炉

対象炉心燃料　　：９×９燃料（Ｂ型）平衡炉心サイクル末期

事故シーケンス　　：主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失

解析コード　　：REDY Ver.1（ATWS 用），SCAT Ver.3

解析条件：

添付表 6-1 で示した核特性，バンドル形状・ウォータチャンネル，燃料棒特

性，熱水力特性にＢ型燃料のデータを入力する。沸騰遷移相関式にはＢ型燃料の限界出力特性に基づきフィッティングした係数を入力する。その他の相関式はＡ型燃料で代表した有効性評価の申請解析と同じである。

4.2 解析結果

Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の解析結果を添付表 6-2 に示す。Ｂ型燃料においても判断基準を十分満足することが確認できる。以下に，Ａ型燃料と比較したＢ型燃料の評価結果を示す。

(1) 原子炉挙動

Ｂ型燃料の方が中性子束と原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力の最大値が小さくなっている。これは，Ｂ型燃料の平衡炉心サイクル末期での動的ボイド係数の値が，Ａ型燃料の値に比べて負の絶対値が小さく，原子炉圧力上昇に伴う正の反応度印加量が小さいためと考えられる。

(2) 燃料挙動

ＰＣＴは，主蒸気隔離弁全閉直後の出力上昇時（第１ピーク）で，Ｂ型燃料の方が約 90℃低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示したとおり，中性子束の最大値が小さいためと考えられる。また，給水加熱喪失後の出力上昇時（第２ピーク）についても，Ｂ型燃料の方が約 40℃低くなっている。これは給水加熱喪失時では自然循環状態にあり，限界出力の流量依存性の小さいＢ型燃料の方が相対的に限界出力は高くなりＭＣＰＲは大きめに維持される傾向となるためと考えられる。

(3) 格納容器挙動

格納容器圧力及びサプレッション・プール水温度の最大値については，Ｂ型燃料の解析結果はＡ型燃料とほぼ同等である。両燃料のボロン価値に大きな違いがないためと考えられる。

5. 代表燃料評価の適切性

上記 4. Ｂ型燃料による解析評価で示すとおり，Ｂ型燃料の方が原子炉冷却材圧力バウンダリ圧力及び燃料被覆管温度の最大値は小さく，また格納容器バウンダリにかかる圧力及び温度の最大値は同等の結果が得られた。Ｂ型燃料の評価結果はＡ型燃料の場合と同程度であり，判断基準に対する余裕も十分あることから，Ａ型燃料で代表できるといえる。

6. まとめ

ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードにＢ型燃料が適用できることを確認し，Ｂ型燃料で解析評価を行った。Ａ型燃料とＢ型燃料の解析結果を比較し，Ａ型燃料で代表できることを確認した。

7. 参考文献

(1) 「BWR における過渡的な沸騰遷移後の燃料健全性評価基準:2003」，(社)日本原子力学会，AESJ-SC-P002:2003，2003 年６月

(2) 「平成 10 年度　燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」，(財)原子力発電技術機構，平成 11 年３月

(3) 「平成 11 年度　燃料集合体信頼性実証試験に関する報告書（BWR 新型燃料集合体熱水力試験編)」，(財)原子力発電技術機構，平成 12 年３月

(4) 「沸騰遷移後燃料健全性評価報告書」，基指専第 2-5-1 号，原子力安全委員会　原子力安全基準・指針専門部会　沸騰遷移後燃料健全性評価分科会，平成 18 年５月

添付表 6-1　ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴコードの燃料に係る入力と解析モデルの対応

解析入力		解析モデル
炉心データ	核特性（ボイド，ドップラ，ボロン反応度等）	・核特性モデル（ＲＥＤＹ） ・反応度モデル（ＲＥＤＹ）
燃料データ	バンドル形状（標準長/部分長燃料棒本数，燃料棒径，流路面積等），ウォータロッド/ウォータチャンネル（本数，外径等）	・チャンネル内熱流動モデル（流動の基本式，沸騰遷移評価モデル，被覆管表面熱伝達モデル，リウェットモデル）（ＳＣＡＴ）
	燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	・燃料棒モデル（熱伝導モデル，ギャップ熱伝達モデル）（ＲＥＤＹ／ＳＣＡＴ）
	熱水力特性（ボイド率，圧損）	・炉心ボイドモデル（ＲＥＤＹ） ・チャンネル内熱流動モデル（ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデル）（ＳＣＡＴ）

添付表 6-2　Ａ型燃料とＢ型燃料の解析結果の比較

評価項目	Ｂ型燃料平衡炉心の解析結果	Ａ型燃料平衡炉心の解析結果（申請解析）	判断基準
中性子束（%）	約 565	約 754	－
原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力（MPa[gage]）	約 9.35	約 9.43	10.34
格納容器圧力（kPa[gage]）	約 269	約 274	854
サプレッション・プール水温度（℃）	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度（第１ピーク）（ＰＣＴ）（℃）	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度（第２ピーク）（℃）	約 766	約 806	

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

（第５部　ＭＡＡＰ）

目 次

－ 第 5 部 MAAP －

1. はじめに 5-1
2. 重要現象の特定 5-2
2.1 事故シーケンスと評価指標 5-2
2.2 ランクの定義 5-10
2.3 物理現象に対するランク付け 5-12
3. 解析モデルについて 5-37
3.1 コード概要 5-37
3.2 重要現象に対する解析モデル 5-38
3.3 解析モデル 5-41
3.4 ノード分割 5-83
3.5 入出力 5-85
4. 妥当性確認 5-88
4.1 妥当性確認方法 5-88
4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析） 5-95
4.3 妥当性確認（感度解析） 5-168
4.4 実機解析への適用性 5-206
5. 有効性評価への適用性 5-220
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点） 5-220
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点） 5-226
6. 参考文献 5-238
参考 1 MAAP と NUREG-1465 のソースタームについて 5-240
別紙 1 入力項目リスト 5-245
添付 1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について 5-1-1
添付 2 溶融炉心と冷却材の相互作用について 5-2-1
添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について 5-3-1

1. はじめに

本資料は，炉心損傷防止あるいは格納容器破損防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，MAAP（MAAP4）コードについて，

・有効性評価において重要となる現象の特定

・解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

MAAP コードが適用される炉心損傷防止対策の事故シーケンスグループ及び格納容器破損防止対策の格納容器破損モードについて，具体的な事故シーケンス並びにその事象推移，運転操作及び評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは，原子炉の出力運転時において，異常な過渡変化又は事故（LOCA を除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，原子炉減圧には成功するが，低圧注水機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして，例えば「給水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは，給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉がスクラムし，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁設定値近傍に維持される。一方，原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，手動操作により逃がし安全弁を開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は，逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが，格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループでは，原子炉の出力運転時において，異常な過渡変化又は事故（LOCA を除く）の発生後，高圧注水機能が喪失し，かつ，原子炉減圧機能が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして，例えば

「給水流量の全喪失＋非常用炉心冷却系（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧の失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは，給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムし，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低信号で非常用炉心冷却系（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号で主蒸気隔離弁が閉止すると原子炉圧力は上昇し，原子炉圧力が逃がし安全弁の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され，これにより原子炉の圧力は逃がし安全弁設定値近傍に維持される。一方，原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では，原子炉圧力容器内の保有水が減少し続け，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，原子炉代替減圧系（原子炉自動減圧インターロック）により原子炉を減圧し，原子炉の減圧後に非常用炉心冷却系（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，低圧注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は，逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが，残留熱除去系による除熱を行うことで，抑制する。本事象の場合，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループでは，原子炉の出力運転時において，全交流動力電源喪失の発生後，安全機能を有する系統及び機器が機能喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機等の機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは，全交流動力電源喪失後，原子炉はスクラムし，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系が自動起動して水位は維持される。しかし，直流電源が枯渇すると長時間の注水が期待できないため，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，原子炉隔離時冷却系による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ，代替交流動力電源設備及び低圧代替注水系の準備が完了したところで，原子炉の減圧及び低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は，逃がし安全弁により手動操作にて実施する。減圧を開始

すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は，逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが，残留熱除去系又は格納容器圧力逃がし装置による除熱を行うことで抑制する。本事象の場合，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

この事故シーケンスグループでは，原子炉の出力運転時において，異常な過渡変化又は事故（LOCA を除く）の発生後，炉心冷却には成功するが，崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。重要事故シーケンスとして，例えば「給水流量の全喪失＋取水機能喪失」及び「給水流量の全喪失＋残留熱除去系の故障」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは，給水流量の全喪失後，原子炉水位は急速に低下し，原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムし，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。原子炉水位低で原子炉隔離時冷却系等が自動起動して水位は維持されるが，外部電源の喪失を想定すると，取水機能喪失時には非常用ディーゼル発電機等の機能喪失による全交流動力電源喪失により，長時間の注水継続は期待できないために，いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。また，残留熱除去系故障時には非常用炉心冷却系等によって炉心の冷却は維持されるものの，原子炉格納容器からの除熱機能喪失によって原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度が限界圧力及び限界温度を超過する。

取水機能喪失時に炉心損傷を防止するために，原子炉隔離時冷却系等による原子炉注水によって原子炉水位を適切に維持しつつ，代替交流動力電源により給電を開始し，低圧又は高圧代替注水系による原子炉への注水を開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は，逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが，最終ヒートシンクへの代替熱移送系を用いた除熱によって抑制する。

また，残留熱除去系故障時には，原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度の上昇を抑制するため，格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。

上記のとおり，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(5) LOCA 時注水機能喪失

この事故シーケンスグループでは，原子炉の出力運転時において，LOCA 発生後，「高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失する場合」又は「高圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失する場合」に，炉心の著しい損傷に至る事象を想定する。重要事故シーケンスとして，例えば「中小破断 LOCA＋非常用炉心冷却系（高圧注水及び低圧注水系）起動失敗」が選定されている。

この重要事故シーケンスでは，LOCA 発生後，原子炉はスクラムし，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下する。しかし，非常用炉心冷却系（高圧注水系及び低圧注水系）の起動失敗により，原子炉水位が低下し，やがて炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し，炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために，手動操作により逃がし安全弁を開き，原子炉を急速減圧し，原子炉の減圧後に低圧代替注水系等による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると，冷却材の流出により原子炉水位は低下するが，低圧代替注水系等による注水が開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び格納容器雰囲気温度は，LOCA 破断口から放出される冷却材及び逃がし安全弁から放出される蒸気により徐々に上昇するが，格納容器代替スプレイ系による冷却及び格納容器圧力逃がし装置による除熱を行う。本事象の場合，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

2.1.2 格納容器破損防止対策

(1) 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

この格納容器破損モードは，原子炉格納容器内へ流出した高温の原子炉冷却材のフラッシング，溶融炉心の崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウム－水反応等によって発生した非凝縮性ガスの蓄積によって，原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が徐々に上昇し格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして，例えば「大破断 LOCA 時注水機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合，事象発生後，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが，非常用炉心冷却系の機能が喪失することを想定するため，原子炉水位が急速に低下して炉心が露出し，やがて炉心損傷に至る。炉心部では，溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが，低温領域まで降下すると一部が固化して，閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると，その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが，クラストの

破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により，一時的に溶融炉心は冷却されるが，やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると，溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると，原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき，やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力容器の破損により，溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により，冷却水が溜まっており，落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し，溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心からの除熱が十分でない場合には，溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート溶融温度以上となり，コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。コンクリートの脱水により発生した水蒸気は，格納容器の過圧に寄与するほか，溶融炉心内部の金属と反応して水素発生に寄与する場合もある。これらの水蒸気，発生した非凝縮性ガス等の蓄積によって，原子炉格納容器内の雰囲気圧力・温度が緩慢に上昇し，やがて格納容器過圧・過温破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，低圧代替注水系等による原子炉注水，格納容器代替スプレイ系による格納容器冷却及び格納容器圧力逃がし装置等による格納容器除熱がある。原子炉圧力容器内の溶融炉心の冷却を低圧代替注水系等によって行うが，溶融炉心の崩壊熱によって原子炉格納容器内に放出される蒸気により，格納容器の圧力及び雰囲気温度は徐々に上昇する。格納容器スプレイを実施することによって，格納容器の圧力及び雰囲気温度の上昇を抑制するが，外部水源からの総注水量が制限値に達した時点で，格納容器スプレイを停止する。その後，格納容器の圧力及び雰囲気温度は再び上昇するものの，格納容器圧力逃がし装置等による除熱により，格納容器破損を防止する。

本事象の場合，格納容器の過圧・過温破損を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力及び温度」である。

(2) 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

この格納容器破損モードは，原子炉圧力が高い状況で原子炉圧力容器が破損し，高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに，溶融炉心が液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し，格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして，例えば「高圧注水・減圧機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合，事象発生後，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが，高圧注水・減圧機能が喪失することを想定するため原子炉水位

が徐々に低下し，いずれは炉心が露出し，炉心損傷に至る。炉心部では，溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが，低温領域まで降下すると一部が固化して，閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると，その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが，クラストの破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により，一時的に溶融炉心は冷却されるが，やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると，溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると，原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき，やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力が高圧状態で原子炉圧力容器破損に至るため，高圧の水蒸気及び水素が放出されるとともに，溶融炉心の分散放出が発生する。分散放出された溶融炉心は液滴状に格納容器雰囲気へ飛散し，格納容器の圧力・温度が急上昇して破損に至る可能性がある。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，原子炉圧力容器破損までに手動操作にて，原子炉を速やかに減圧させることで，溶融炉心の分散放出を抑制する。

本事象の場合，原子炉の減圧により原子炉圧力が高い状況での溶融物の噴出を防止することが評価目的であることから，評価指標は「原子炉圧力」である。

(3) 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

この格納容器破損モードは，溶融炉心と格納容器下部のプール水が接触して一時的な圧力の急上昇が発生し，このときに発生するエネルギにより構造物が破壊され格納容器破損に至る事象である。水蒸気爆発については，これまでの知見により，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられるが，溶融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の可能性があることから，ここでは，圧力スパイクによる格納容器破損を取り扱う。重要事故シーケンスとして，例えば「高圧・低圧注水機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合，事象発生後，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが，高圧・低圧注水機能が喪失しているため，原子炉水位が徐々に低下して炉心が露出し，炉心損傷に至る。炉心部では，溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが，低温領域まで降下すると一部が固化して，閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると，その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが，クラストの破損によって溶融炉心

は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により，一時的に溶融炉心は冷却されるが，やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると，溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると，原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき，やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により，冷却水が溜まっており，落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発し，圧力スパイクにより格納容器破損に至る可能性がある。

本事象では，圧力スパイクにより，瞬時に原子炉格納容器圧力が急上昇し，原子炉格納容器の破損に至る可能性があることから，評価指標は「原子炉格納容器圧力」である。

(4) 水素燃焼

この格納容器破損モードは，ジルコニウムー水反応等によって発生した水素の燃焼により格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして，例えば「高圧・低圧注水機能喪失＋全交流動力電源の喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合，事象発生後，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが，高圧・低圧注水機能が喪失しているため，原子炉水位が徐々に低下し，炉心が露出し，炉心損傷に至る。炉心露出部で燃料棒が過熱していくと燃料被覆管のジルコニウムー水反応によって多量の水素が発生するとともに，水の放射線分解によって水素及び酸素が発生する。発生した水素及び酸素は，原子炉内で発生する蒸気とともに，逃がし安全弁を通じてウェットウェルに流入し，サプレッション・プール水中にとりこまれた核分裂生成物による水の放射線分解に伴って発生する水素及び酸素とともに空間部に蓄積し，一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入する。格納容器スプレイにより格納容器内で蒸気の凝縮が進むと，格納容器内の水素及び酸素濃度は上昇する。なお，水素及び酸素の可燃限界は，水素濃度 4 vol%以上，かつ，酸素濃度 5 vol%以上が指標とされている。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，格納容器内雰囲気を窒素置換することによる不活性化及び格納容器圧力逃がし装置による可燃性ガスの排出によって，水素燃焼の発生を抑制する。

本事象の場合，格納容器内において水素爆轟が発生しないことを確認することが目的であり，BWR では，格納容器内雰囲気が窒素封入により不活性化されており，また炉心損傷後はジルコニウムー水反応に伴い多量の水素が発生するため，水素燃焼の発生に対しては酸素濃度の上昇が律速となる。そのため，「酸素濃度」を評価指標として選定する。なお，水素濃度の上昇に伴い格納容器内の酸素濃度は相対

的に低下するため，酸素濃度を保守的に評価する観点で，水素濃度については実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド指定の全炉心内のジルコニウム量の 75%が水と反応する想定ではなく，MAAP の評価値を用いる。

(5) 溶融炉心・コンクリート相互作用

この格納容器破損モードは，格納容器下部床上へ落下した溶融炉心によりコンクリート侵食が継続し，格納容器の構造部材の支持機能が喪失し，格納容器破損に至る事象である。重要事故シーケンスとして，例えば「大破断 LOCA 時注水機能喪失」が選定されている。

この重要事故シーケンスの場合，事象発生後，炉心出力は直ちに崩壊熱レベルまで低下するが，非常用炉心冷却系の注入に失敗しているため，原子炉水位は急速に低下し，炉心が露出し，炉心損傷に至る。炉心部では，溶融した炉心は燃料棒を伝って下方へ流れ落ちていくが，低温領域まで降下すると一部が固化して，閉塞領域を形成する。閉塞領域が形成されると，その領域にある溶融炉心自身の発熱や上方から流下してきた溶融炉心によってプールが形成される。クラストが保持されている間は溶融炉心プールが拡大するが，クラストの破損によって溶融炉心は原子炉圧力容器下部プレナムに落下する。下部プレナム内に残存していた原子炉冷却材により，一時的に溶融炉心は冷却されるが，やがて下部プレナム内の原子炉冷却材が蒸発すると，溶融炉心が崩壊熱により再加熱されていく。溶融炉心が高温状態となると，原子炉圧力容器下部ヘッドの構造材温度も上昇していき，やがて下部ヘッド貫通部の逸出等により破損に至る。原子炉圧力容器の破損により，溶融炉心は格納容器下部に落下する。格納容器下部には格納容器下部注水系による原子炉圧力容器破損前の注水操作により，冷却水が溜まっており，落下してきた溶融炉心の保有熱により急速に蒸発を開始し，溶融炉心温度が低下した後も崩壊熱により継続的に蒸発していく。冷却水による溶融炉心からの除熱が十分でない場合には，溶融炉心とコンクリートの境界温度がコンクリート溶融温度以上となり，コンクリートからの脱水及びコンクリートの溶融が起きることになる。溶融炉心によるコンクリートの溶融侵食が継続すると，格納容器の構造部材の支持機能が喪失し，格納容器破損に至る。

この事象に対する格納容器破損防止対策として，原子炉圧力容器の下部から溶融炉心が流れ出す時点で，格納容器下部において溶融炉心の冷却に寄与する十分な水量及び水位を確保し，かつ，溶融炉心の落下後に崩壊熱を十分に上回る原子炉注水及び格納容器下部注水系による注水を行うことによって，溶融炉心の冷却を行う。

本事象の場合，コンクリート侵食を抑制することが評価目的であることから，評価指標は「コンクリート侵食量」である。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち MAAP で評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2.2-1 の定義に従って「H」，「M」，「L」及び「Ⅰ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

なお，本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象は，事故シーケンスグループに対して抽出されたものであり，具体的な重要事故シーケンスでは生じない場合もあり，その場合は「Ⅰ」に分類する。

表 2.2-1　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取り扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，評価指標に対する影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価することとする。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証／妥当性確認は記載しない。

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち MAAP で評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，2.1 で述べた事象進展を踏まえ，表 2.2-1 の定義に従って，評価指標及び運転操作への影響に応じて表 2.3-1 及び表 2.3-2 のとおりランク付けを行い，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

以下，物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって，核分裂出力は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，核分裂出力は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(2) 出力分布変化［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって，出力分布変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，出力分布変化は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(3) 反応度フィードバック効果［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって，反応度フィードバック効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，反応度フィードバック効果は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(4) 制御棒反応度効果［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となる。したがって，制御棒反応度効果は炉心損傷防止における

評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，制御棒反応度効果は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(5)　崩壊熱［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱が支配的となり，主な熱源として事象進展の速さに影響する。したがって，崩壊熱は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果［炉心（核）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし，未臨界となるため，核熱水力不安定事象は発生しない。したがって，核的な三次元効果は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(7) 燃料棒内温度変化［炉心（燃料）］

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導，燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し，燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって，燃料棒内温度変化は，燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く，格納容器破損防止における各評価指標に対しては重要度が高いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達［炉心（燃料）］

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導，燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し，燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，表面熱伝達の影響が大きくなり，重要度が高いと考えられる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては，一時的に炉心が露出しても早期に再冠水し，冠水状態では熱伝達が十分大きくなることから，燃料棒表面の熱伝

達変化による影響は小さく，崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となる。したがって，燃料棒表面熱伝達は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。

(9) 沸騰遷移［炉心（燃料）］

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導，燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。燃料棒表面において核沸騰から膜沸騰へ沸騰遷移が生じた場合には，熱伝達の低下によって燃料被覆管温度が上昇するものの，事象初期の短期間における燃料被覆管温度に影響する現象であり，長期的な挙動に着目した場合の影響は小さい。したがって，沸騰遷移は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，沸騰遷移は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(10) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は，燃料棒内の熱伝導，燃料棒表面熱伝達により冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒内の伝熱特性に基づく燃料棒内温度の変化は燃料被覆管温度に影響し，燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素の発生を考慮する必要がある。したがって，燃料被覆管酸化は，燃料被覆管温度が顕著に上昇する以前の炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低く，格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。

(11) 燃料被覆管変形［炉心（燃料）］

燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の変形及び酸化反応による発熱や水素の発生，燃料被覆管の破損によるペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積した FP の原子炉圧力容器内への放出を考慮する必要があり，格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が高いと考えられる。炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，燃料被覆管の変形により炉心冷却性への影響が考えられるものの，長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため，重要度が低いと考えられる。

(12) 三次元効果［炉心（燃料）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，水位が低下して炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合には，円周方向及び軸方向からの三次元的な燃料棒間

の輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。燃料被覆管温度が顕著に上昇しない炉心損傷防止の領域においては，一時的に炉心が露出しても再冠水することから，三次元効果の影響は小さく，崩壊熱による燃料棒からの発熱が支配的となるため，重要度が低いと考えられる。また，三次元効果は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(13) 沸騰・ボイド率変化［炉心（熱流動）］

評価する具体的な重要事故シーケンスは，いずれも炉心露出の可能性があり，二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し，燃料被覆管の温度上昇が始まるため，燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素発生を考慮する必要がある。したがって，二相水位に影響する沸騰・ボイド率変化は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，燃料被覆管温度が顕著に上昇せず，長期的な挙動に着目した場合の影響は小さいため，重要度が低く，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，炉心冷却状態への影響が大きく，溶融炉心の挙動への影響が考えられるため，重要度が高いと考えられる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

評価する具体的な重要事故シーケンスは，いずれも炉心露出の可能性があり，二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出し，燃料被覆管の温度上昇が始まるため，燃料被覆管温度が非常に高温となった場合には，燃料被覆管の酸化反応による発熱及び水素発生を考慮する必要がある。したがって，二相水位に影響する気液分離（水位変化）・対向流は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，被覆管温度が顕著に上昇せず，長期的な挙動へ着目した場合に影響は小さいため，重要度が低く，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，炉心冷却状態への影響が大きく，溶融炉心の挙動への影響が考えられるため，重要度が高いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡［炉心（熱流動）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，早期に再循環ポンプがトリップするため，事象初期を除いて炉心領域に強制循環は無いため，冷却材の注水による気液熱非平衡状態が考えられるが，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，長期的な挙動に着目した場合の影響は小さく，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，溶融炉心の挙動への影響は小さいため，重要度が低いと考えられる。

(16) 圧力損失［炉心（熱流動）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，早期に再循環ポンプがトリップするため，事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は，炉心部とダウンカマ部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって，圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果［炉心（熱流動）］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，ダウンカマに注水された冷却材が下部プレナムを経由して，又は，炉心バイパス部から燃料集合体の漏えい経路を経由して炉心部へ流入する際，圧力損失が均一となるように熱出力に応じて燃料集合体間で流量配分される三次元効果が発生する。ただし，長期的な挙動へ着目した場合に三次元効果の影響は小さく，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，三次元効果は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(18) 冷却材流量変化［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし，原子炉圧力容器内における冷却材流量変化は長期間に亘り自然循環が支配的となる。長期的な挙動に着目した場合，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，原子炉圧力容器内の自然循環による冷却材の流量変化の影響は小さく，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，溶融炉心の挙動への影響は小さいため，重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出（臨界流・差圧流）［圧力容器］

炉心損傷防止において評価する具体的な重要事故シーケンスでは，逃がし安全弁やLOCA破断口からの冷却材放出によって，原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの，長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり，冷却材放出（臨界流・差圧流）は，評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止における高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては，逃がし安全弁からの冷却材放出による原子炉圧力への影響があり，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止のその他の評価指標に対しては，炉心損傷後において，原子炉圧力容器からの流れの駆動力となる水蒸気の発生による影響は小さいため，評価指標に対する影響は小さく，重要度は低いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，逃がし安全弁を用いた原子炉の急速減圧あるいはLOCA発生後の冷却材流出による原子炉減圧があり，減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化によって二相水位が変化する。また，原子炉への注水によって蒸気が凝縮する。しかしながら，炉心以外の領域の沸騰，凝縮及びボイド率変化は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく，重要度は低いと考えられる。

(21) 気液分離・対向流［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも炉心露出の可能性があり，二相水位が有効燃料棒頂部を下回ると炉心が露出する。しかしながら，炉心以外の領域の気液分離・対向流は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は小さく，重要度は低いと考えられる。

(22) 気液熱非平衡［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，炉心が露出した場合に，露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり，気液熱非平衡状態が考えられるものの，原子炉圧力容器外へ流出するまでに，ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材の熱伝達によって，ほぼ飽和状態となるため，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は無い。また，溶融炉心の挙動への影響は小さく，格納容器破損防止における各評価指標に対しては，重要度が低いと考えられる。

(23) 圧力損失［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，早期に再循環ポンプがトリップするため，事象初期を除いて原子炉圧力容器内における流動は，炉心部とダウンカマ部の静水頭が支配的であると考えられる。したがって，圧力損失は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達［圧力容器］

炉心損傷以前において，原子炉圧力容器等の構造材の保有熱は，原子炉冷却材との熱伝達（構造材との熱伝達）を通じて原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与えるものの，長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的である。したがって，構造材との熱伝達は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納

容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

なお，溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達は，物理現象「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」において考慮する。

(25) ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）［圧力容器］

炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損及び水素燃焼において評価する具体的な重要事故シーケンスでは，非常用炉心冷却系（ECCS）及び代替注水設備を使用して炉心の冷却を行う。原子炉圧力容器への注水は，原子炉格納容器への放出エネルギに影響を与え，格納容器圧力変化に影響を及ぼすため，ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）は，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止における水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては，注水による水蒸気や水素の発生量への影響が考えられ，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が中程度であると考えられる。また，格納容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については，注水された水が原子炉圧力容器破損口から流れ出ることによる溶融炉心の冷却が考えられるため，重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の事故シーケンスにおいては，ECCS（給水系・代替注水設備含む）の作動は考慮しておらず，評価指標に対する影響は無い。

(26) ほう酸水の拡散［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれもほう酸水の注入を考慮していない。したがって，ほう酸水の拡散は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(27) 三次元効果［圧力容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に，燃料被覆管温度が上昇する事象であり，炉心流量急減過程において，下部プレナム内の流量配分が不均等になる可能性があるが，事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって，三次元効果は炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が低いと考えられる。また，三次元効果は溶融炉心の挙動への影響は無く，格納容器破損防止における各評価指標に対して影響は無い。

(28) 冷却材放出［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，逃がし安全弁やLOCA破断口からの冷却材放出によって，原子炉格納容器圧力及び温度に影響を及ぼすものの，長期的には崩壊熱によって発生した水蒸気等による影響が支配的であり，冷却材放出は，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度並びに格納容器破損防止における各評価指標に対して重要度が低いと考えられる。

(29) 格納容器各領域間の流動［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，崩壊熱によって発生した水蒸気及びジルコニウムー水反応用によって発生した非凝縮性ガス（含む水素）は，LOCA破断口からドライウェルを経由し，又は逃がし安全弁を介してウェットウェルへ流入し，サプレッション・プール水温度を上昇させる。ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって，気相部の圧力・温度が上昇し，原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって，格納容器各領域間の流動は，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標については，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては，現象の発生防止として，原子炉圧力の低下が評価の主体となっており，重要度は低いと考えられる。溶融燃料ー冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対しては，溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇が評価指標となっており，重要度は高いと考えられる。ウェットウェル空間部に蓄積された水素及び酸素の一部は真空破壊弁を通じてドライウェルに流入するため，格納容器内における非凝縮性ガスの濃度分布に影響があり，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。また，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量については，溶融炉心から上面水プール及びコンクリートへの熱伝達が支配的であり，格納容器各領域間の流動の影響は小さいため，重要度は低いと考えられる。

(30) サプレッション・プール冷却［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，残留熱除去系等を用いて格納容器からの除熱が可能であり，サプレッション・プール冷却は，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし，炉心損傷防止における高圧・低圧注水機能喪失及びLOCA時注水機能喪失の事故シーケンスにおいては，サプレッション・プール冷却は考慮しておらず，評価指標に対する影響は無い。また，サプレッション・プールの冷却によって水蒸気が凝縮し，非凝縮性ガスの濃度が上昇

するため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(31) 気液界面の熱伝達［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，ウェットウェルにおける気液界面の熱伝達によって，気相部の圧力・温度が上昇し，原子炉格納容器圧力及び温度に影響を与える。したがって，気液界面の熱伝達は，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく，重要度が低いと考えられる。

(32) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉格納容器内温度の上昇により，原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達が生じる。構造材との伝熱は，その熱容量により原子炉格納容器内温度の変化を抑制する方向に作用し，短期的には影響が大きい。また，材料により伝熱特性が異なり，熱伝導率の高い金属では表面熱伝達の影響が大きいのに対し，熱伝導率の低いコンクリートでは，コンクリート内部の熱伝導の影響が大きくなる。したがって，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対しては影響が小さく，重要度が低いと考えられる。

なお，溶融炉心と構造材間の熱伝達は，物理現象「溶融炉心とコンクリートの伝熱」において考慮する。

(33) スプレイ冷却［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，格納容器スプレイにて，原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能である。したがって，スプレイ冷却は，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし，炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては，スプレイ冷却は考慮しておらず，評価指標に対する影響は無い。また，スプレイの作動によって水蒸気が凝縮し，非凝縮性ガスの濃度が上昇するため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する重要度は高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(34) 放射線水分解等による水素・酸素発生［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，炉心損傷後，放射線水分解，ジルコニウムー水反応等によって水素・酸素が発生し，原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性があり，格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。ただし，炉心損傷防止における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対しては，炉心損傷に至ることは無いため，影響は無い。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては，濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり，重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく，重要度が低いと考えられる。

(35) 格納容器ベント［格納容器］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，格納容器圧力逃がし装置にて，原子炉格納容器圧力及び温度の抑制が可能であり，格納容器ベントは，炉心損傷防止及び格納容器破損防止における格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が高いと考えられる。ただし，炉心損傷防止における高圧注水・減圧機能喪失の事故シーケンスにおいては，格納容器ベントは考慮しておらず，評価指標に対する影響は無い。また，格納容器ベントによって，格納容器内の雰囲気組成が変化するため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(36) リロケーション［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器内の炉心燃料は，原子炉冷却材の減少によりヒートアップし，炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。炉心のリロケーションは，溶融炉心の冷却性，原子炉圧力容器の破損挙動等，炉心溶融後の事象進展に与える影響が大きい。リロケーションの過程における，炉心の流路閉塞挙動によって，水素の発生量への影響が考えられ，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して，重要度が高いと考えられる。さらに，水素濃度の上昇に伴って格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して，重要度が高いと考えられる。また，リロケーションは溶融炉心の下部プレナムへの移行挙動に関係し，原子炉圧力容器の破損タイミングにおいて溶融炉心の持つ崩壊熱や格納容器下部へ落下する溶融炉心の量への影響が考えられるため，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力，溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリー

ト侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。

なお，本物理現象以降の物理現象については，炉心損傷後の物理現象であり，炉心損傷以前の現象を扱う炉心損傷防止における評価指標に対する影響は無い。

(37) 原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器内の炉心燃料は，原子炉冷却材の減少によりヒートアップし，炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に，原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化し，水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは，原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって，原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)は，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して，重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく，重要度が低いと考えられる。

(38) 原子炉圧力容器内 FCI (デブリ粒子熱伝達)［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器内の炉心燃料は，原子炉冷却材の減少によりヒートアップし，炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムへ移行する際に，原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合，溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化し，水との熱伝達により水蒸気を発生させつつ冷却される。急速な水蒸気の発生によって発生する圧力スパイクは，原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与える可能性がある。したがって，原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)は，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して，重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく，重要度が低いと考えられる。

(39) 溶融炉心の再臨界［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，制御棒溶融開始から炉心溶融に至る間に原子炉圧力容器内に注水される可能性があるが，事象進展に伴い流路が閉塞し，溶融プールが形成されるため，溶融炉心が再臨界する可能性は十分小さい。したがって，溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(40) 構造材との熱伝達［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器内の炉心燃料は，原子炉冷却材の減少によりヒートアップし，炉心溶融を伴い徐々にリロケーションする。この過程において，制御棒等の炉内構造物も，溶融燃料からの輻射熱伝達等により溶融し，炉心下部に移行する。構造材との熱伝達によって，溶融炉心の移行挙動，溶融炉心の量や組成等の炉心溶融後の事象進展に与える影響が考えられる。溶融炉心の移行挙動については，炉心の流路閉塞挙動による水素の発生量への影響から，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して，重要度が高いと考えられる。また，水素濃度の上昇に伴って格納容器内の酸素濃度は相対的に低下するため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して，重要度が高いと考えられる。構造材の溶融による溶融炉心の量や組成への影響からは，原子力圧力容器の破損タイミング，破損後の溶融炉心の放出量や放出された溶融炉心と水蒸気の反応による発熱等の影響が考えられるため，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力，溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。

(41) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，炉心のリロケーションによって下部プレナムに溶融炉心が堆積し，原子炉圧力容器へ熱的負荷を与える。したがって，下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達は，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して，原子炉圧力容器壁を介した格納容器雰囲気への伝熱の影響が考えられ，重要度が中程度であると考えられる。また，原子炉圧力容器下部プレナムに冷却材が残存する場合には，溶融炉心と冷却材との熱伝達による水蒸気発生によって原子炉圧力が上昇するため，高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対して，重要度が高いと考えられる。溶融炉心･コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては，格納容器下部への注水開始の判断基準を原子炉圧力容器下鏡温度とした場合に，運転操作に対する影響が考えられ，重要度が高いと考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響は無い。溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力に対する直接的な影響は無く，重要度が低いと考えられる。

(42) 原子炉圧力容器破損［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器は，下部プレナムに堆積した溶融炉心との熱伝達による熱的負荷によって破損に至る。原子炉圧力容器破

損の破損時期と破損形態（破損口の口径）は，原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内での溶融炉心の挙動に影響を与える。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては，原子炉圧力容器の破損時期における核分裂生成物の移行挙動への影響や，放出された溶融炉心の反応による非凝縮性ガスの発生による影響が考えられ，重要度が高いと考えられる。高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の評価指標である原子炉圧力に対しては，原子炉圧力容器破損までに低減することが目的であり，重要度が高いと考えられる。格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度，溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対しては，原子炉圧力容器の破損形態による溶融炉心落下時の冷却による蒸気の発生挙動や溶融炉心の拡がり挙動への影響，破損時期による放出された溶融炉心の崩壊熱による影響が考えられ，重要度が高いと考えられる。

(43) 放射線水分解等による水素・酸素発生［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い，ジルコニウム－水反応によって水素が発生し，水蒸気と共に原子炉格納容器内に移動した後，原子炉格納容器圧力に影響を与える可能性がある。したがって，放射線水分解等による水素・酸素発生は，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対しては，濃度を可燃限界以下に抑制することそのものが評価指標となり，重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標への影響は小さく，重要度が低いと考えられる。

(44) 原子炉圧力容器内 FP 挙動［圧力容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，燃料被覆管の破損や炉心の溶融によって，核分裂生成物（FP）が原子炉圧力容器内に放出される。放出された FP は，原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され，炉心あるいは溶融炉心中に残存した FP は，溶融炉心の移動に伴って輸送される。気相中に浮遊するエアロゾル状の FP は，原子炉圧力容器壁面や内部構造物等の構造材表面へ付着し，崩壊熱によって構造材の温度上昇に寄与する。原子炉圧力容器の外面が非常に高温となった場合には，自然対流及び輻射熱伝達により格納容器内雰囲気温度に影響を与える可能性があるが、原子炉圧力容器からの輻射は保温材を介していることから影響は小さく，自然対流による影響が支配的となる。FP の移行挙動による影響として，FP による水の放射線分解に伴う水素及び酸素発生，溶融炉心の持つ崩壊熱を始めとした各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響が考えられる。したがって，原子炉圧力容器内 FP 挙動は，格納容器過圧・過温度破損の評価指標である原子炉

格納容器圧力及び温度，水素燃焼の評価指標である酸素濃度及び溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(45) 原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮しない。

(46) 格納容器雰囲気直接加熱［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮しない。

(47) 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し，格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度が融解温度を上回る場合に，コンクリートが分解し，非凝縮性ガスが発生する可能性がある。溶融炉心の堆積状態は，落下後の溶融炉心の堆積高さ，水プールへの伝熱面積に影響を与える。したがって，格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりは，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。また，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響は小さく，重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(48) 内部構造物の溶融，破損［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に溶融炉心が落下し，格納容器下部区画内に存在する制御棒駆動装置等の構造物を溶融，破損させる可能性がある。しかしながら，溶融炉心の落下時に溶融炉心との接触によって溶融，破損する構造物は限定的であり，影響は小さく，内部構造物の溶融，破損は溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(49) 原子炉圧力容器外 FCI (溶融炉心細粒化)［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に水プールが存在する場合，落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液－液混合に伴って，溶融炉心が細粒化して水中に分散し，分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり，圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって，原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)は，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また，格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり，溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(50) 原子炉圧力容器外 FCI (デブリ粒子熱伝達) ［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に水プールが存在する場合，落下する溶融炉心が水プールに接触する際の液－液混合に伴って，溶融炉心が細粒化して水中に分散し，分散した粒子状デブリからの熱伝達によって急速な水蒸気発生が起こり，圧力スパイクが発生する可能性がある。したがって，原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)は，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して重要度が中程度であると考えられる。また，格納容器下部における溶融炉心から水への熱伝達及び溶融炉心の形態は格納容器下部における溶融炉心の冷却性に影響を与える可能性があり，溶融燃料－冷却材相互作用の評価指標である原子炉格納容器圧力，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(51) 格納容器直接接触［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器の破損によって，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触することが無い構造となっており，格納容器直接接触は，格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(52) 溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し，プール水による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度が融解温度を上回る場合に，コンクリートが分解し，非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがっ

て，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱は，格納容器破損防止における溶融炉心・コンクリート相互作用に対する評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。また，非凝縮性ガスの発生により，格納容器過圧・過温破損における評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(53) 溶融炉心とコンクリートの伝熱［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し，格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度が融解温度を上回る場合に，コンクリートが分解し，非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがって，溶融炉心とコンクリートの伝熱は，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。また，非凝縮性ガスの発生により，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響があり，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(54) コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器破損後，格納容器下部に落下した溶融炉心が床面に堆積し，格納容器下部に事前に注水されたプール水による冷却を伴いつつ，格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき，コンクリート温度が融解温度を上回る場合に，コンクリートが分解し，非凝縮性ガスが発生する可能性がある。したがって，コンクリートの分解及び非凝縮性ガスの発生は，溶融炉心・コンクリート相互作用の評価指標であるコンクリート侵食量に対して，重要度が高いと考えられる。また，非凝縮性ガスの発生により，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度及び水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対する影響があり，重要度が中程度であると考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

(55) 溶融炉心の再臨界［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，原子炉圧力容器の破損によって，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心が格納容器下部に放出される可能性があるが，この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材も溶融炉心内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界

は発生しないと考えられる。したがって，溶融炉心の再臨界は格納容器破損防止における各評価指標への影響は無い。

(56) 原子炉格納容器内 FP 挙動［格納容器(炉心損傷後)］

評価する具体的な重要事故シーケンスでは，燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると，核分裂生成物（FP）が原子炉圧力容器内に放出される。放出された FP は，原子炉圧力容器内の気相や液相の流れに伴って輸送され，LOCA 破断口や逃がし安全弁を経由して原子炉格納容器内に移動し，各物理領域において熱源となる崩壊熱分布に影響する。したがって，原子炉格納容器内 FP 挙動は，格納容器過圧・過温破損の評価指標である原子炉格納容器圧力及び温度に対して，重要度が中程度であると考えられる。また，ウェットウェルに放出された一部の FP による水の放射線分解に伴って水素及び酸素が発生し，ウェットウェル空間部の非凝縮性ガスの濃度分布に影響を与えるため，水素燃焼の評価指標である酸素濃度に対して，重要度が中程度であると考えられる。溶融炉心・コンクリート相互作用における評価指標であるコンクリート侵食量については，溶融炉心の持つ崩壊熱に影響があるものの，評価指標への影響は小さく，重要度が低いと考えられる。格納容器破損防止におけるその他の評価指標に対する影響は無い。

表 2.3-1　有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（1/3）

分類		物理現象		事故シーケンス / 評価指標	炉心損傷防止				
					高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA 時注水機能喪失
					原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
炉心	核	(1)	核分裂出力		L	L	L	L	L
		(2)	出力分布変化		L	L	L	L	L
		(3)	反応度フィードバック効果		L	L	L	L	L
		(4)	制御棒反応度効果		L	L	L	L	L
		(5)	崩壊熱		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(6)	三次元効果		I	I	I	I	I
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化		L	L	L	L	L
		(8)	燃料棒表面熱伝達		L	L	L	L	L
		(9)	沸騰遷移		L	L	L	L	L
		(10)	燃料被覆管酸化		L	L	L	L	L
		(11)	燃料被覆管変形		L	L	L	L	L
		(12)	三次元効果		L	L	L	L	L
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化		L	L	L	L	L
		(14)	気液分離（水位変化）・対向流		L	L	L	L	L
		(15)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失		L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果		L	L	L	L	L

表 2.3-1　有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（2/3）

分類	物理現象		事故シーケンス / 評価指標	炉心損傷防止				
				高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA 時注水機能喪失
				原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(18)	冷却材流量変化		L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）		L	L	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流		L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡		I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失		L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達		L	L	L	L	L
	(25)	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）		M	M	M	M	M
	(26)	ほう酸水の拡散		I	I	I	I	I
	(27)	三次元効果		L	L	L	L	L

表 2.3-1　有効性評価の物理現象のランク（炉心損傷防止）（3/3）

分類	物理現象		事故シーケンス / 評価指標	炉心損傷防止				
				高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA 時注水機能喪失
				原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉格納容器圧力及び温度
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出		L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(30)	サプレッション・プール冷却		I	**H**	**H**	**H**	I
	(31)	気液界面の熱伝達		M	M	M	M	M
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		M	M	M	M	M
	(33)	スプレイ冷却		**H**	I	**H**	**H**	**H**
	(34)	放射線水分解等による水素・酸素発生		I	I	I	I	I
	(35)	格納容器ベント		**H**	I	**H**	**H**	**H**

表 2.3-2　有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（1/5）

分類		物理現象		事故シーケンス / 評価指標	格納容器破損防止				
					格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
					原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
炉心	核	(1)	核分裂出力		I	I	I	I	I
		(2)	出力分布変化		I	I	I	I	I
		(3)	反応度フィードバック効果		I	I	I	I	I
		(4)	制御棒反応度効果		I	I	I	I	I
		(5)	崩壊熱		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(6)	三次元効果		I	I	I	I	I
	燃料	(7)	燃料棒内温度変化		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(8)	燃料棒表面熱伝達		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(9)	沸騰遷移		I	I	I	I	I
		(10)	燃料被覆管酸化		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(11)	燃料被覆管変形		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(12)	三次元効果		I	I	I	I	I
	熱流動	(13)	沸騰・ボイド率変化		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(14)	気液分離（水位変化）・対向流		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
		(15)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
		(16)	圧力損失		L	L	L	L	L
		(17)	三次元効果		I	I	I	I	I

表 2.3-2　有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（2/5）

分類	物理現象		事故シーケンス	格納容器破損防止				
				格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
	評価指標			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	(18)	冷却材流量変化		L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）		L	M	L	L	L
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化		L	L	L	L	L
	(21)	気液分離・対向流		L	L	L	L	L
	(22)	気液熱非平衡		L	L	L	L	L
	(23)	圧力損失		L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達		L	L	L	L	L
	(25)	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）		M	I	I	M	**H**
	(26)	ほう酸水の拡散		I	I	I	I	I
	(27)	三次元効果		I	I	I	I	I

表 2.3-2　有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（3/5）

分類	物理現象		事故シーケンス / 評価指標	格納容器破損防止				
				格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
				原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	(28)	冷却材放出		L	L	L	L	L
	(29)	格納容器各領域間の流動		**H**	L	**H**	**H**	L
	(30)	サプレッション・プール冷却		**H**	I	I	**H**	I
	(31)	気液界面の熱伝達		M	L	L	L	L
	(32)	構造材との熱伝達及び内部熱伝導		M	L	L	L	L
	(33)	スプレイ冷却		**H**	I	I	**H**	I
	(34)	放射線水分解等による水素・酸素発生		M	L	L	**H**	L
	(35)	格納容器ベント		**H**	I	I	**H**	I

表 2.3-2　有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）（4/5）

分類	物理現象		事故シーケンス	格納容器破損防止				
				格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
			評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	(36)	リロケーション		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(37)	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)		L	M	L	I	L
	(38)	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)		L	M	L	I	L
	(39)	溶融炉心の再臨界		I	I	I	I	I
	(40)	構造材との熱伝達		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(41)	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達		M	**H**	L	I	**H**
	(42)	原子炉圧力容器破損		**H**	**H**	**H**	**H**	**H**
	(43)	放射線水分解等による水素・酸素発生		M	L	L	**H**	L
	(44)	原子炉圧力容器内 FP 挙動		M	I	I	M	M

表 2.3-2　有効性評価の物理現象のランク（格納容器破損防止）(5/5)

分類	物理現象	事故シーケンス / 評価指標	格納容器破損防止				
			格納容器過圧・過温破損	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
			原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器（炉心損傷後）	(45)	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	－	－	－	－	－
	(46)	格納容器雰囲気直接加熱	－	－	－	－	－
	(47)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	L	I	I	I	**H**
	(48)	内部構造物の溶融，破損	I	I	L	I	L
	(49)	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	M	I	**H**	I	**H**
	(50)	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	M	I	**H**	I	**H**
	(51)	格納容器直接接触	I	I	I	I	I
	(52)	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	M	I	I	I	**H**
	(53)	溶融炉心とコンクリートの伝熱	M	I	I	I	**H**
	(54)	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	M	I	I	M	**H**
	(55)	溶融炉心の再臨界	I	I	I	I	I
	(56)	原子炉格納容器内 FP 挙動	M	I	I	M	L

「－」：現象の発生防止を評価しており，現象モデルとしては考慮していないため，ランクの分類の対象としない。

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＭＡＡＰ（Modular Accident Analysis Program）コードは，米国産業界が実施したＩＤＣＯＲ（Industry Degraded Core Rulemaking）プログラムにおいて，1980年代の初めに米国ＦＡＩ社（Fauske & Associates, LLC.）によって開発されたコードであり，プログラムの完了に伴い，所有権が米国ＥＰＲＩ（Electric Power Research Institute）に移管され，ＥＰＲＩを中心としたＭＵＧ（MAAP User's Group）のもとで保守及び改良が進められている。ＭＡＡＰコードは，軽水炉のシビアアクシデント時の原子炉圧力容器，原子炉格納容器及び原子炉建屋内の熱水力／核分裂生成物（ＦＰ）の放出・移行挙動を同時に一貫して解析できることに特徴があり，ＰＲＡやシビアアクシデントマネジメントの策定等において，米国を始め，世界的に広く利用されている。

ＭＡＡＰは，シビアアクシデントの事象進展の各段階を網羅し，炉心，原子炉圧力容器，原子炉格納容器内で起こると考えられる重要な事故時の物理現象をモデル化するとともに，工学的安全施設や炉心損傷防止対策あるいは格納容器破損防止対策で想定する各種の機器についてのモデルを備えている。また，ＦＰに関する物理現象をモデル化しており，事故時に炉心溶融に伴って原子炉圧力容器や原子炉格納容器内に放出されるＦＰの挙動についても取り扱うことが可能である。このように，広範囲の物理現象を取り扱うことが可能な総合解析コードであり，シビアアクシデントで想定される種々の事故シーケンスについて，起因事象から安定した状態，あるいは過圧・過温により格納容器健全性が失われる状態まで計算が可能であることが特徴である。

また，ＭＡＡＰのＢＷＲプラント用解析モデルは，原子炉型式及び格納容器型式の違いを考慮してプラントタイプごとに適用可能なように開発されたものであり，プラント設計や運転状態に基づいて設定される入力条件及びそれらに基づく過渡計算中のプロセスの値の変動範囲を考慮したものである。

ＭＡＡＰの熱水力モデルでは，質量・エネルギ保存則を解く一方，運動量方程式を準静的な取扱いとしているが，系内の質量・エネルギの収支を適切に取り扱っており，長期的な原子炉及び原子炉格納容器の応答の評価に対し，適用性を有する。

なお，事故シーケンスの解析においては，溶融炉心とコンクリートの相互作用のようなシビアアクシデント特有の現象等，現時点でも研究段階のものがあり，実機規模での現象が必ずしも解明しきれていない現象も含まれている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2 章において，重要現象に分類された物理現象（表 2.3-1 及び表 2.3-2 における各事故シーケンスグループ等に対して，1 つでも「H」又は「M」に分類された物理現象）について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1　重要現象に対する解析モデル（1/2）

分類	重要現象	解析モデル
炉心（核）	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）(3.3.2(2))
		核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデル（ＦＰの移動に伴う崩壊熱分配モデル）(3.3.7(3))
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル）(3.3.2(3))
	燃料棒表面熱伝達	溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）(3.3.6(1))
	燃料被覆管酸化	
	燃料被覆管変形	
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）(3.3.2(4))
	気液分離（水位変化）・対向流	
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力容器モデル（破断流モデル）(3.3.3(3))
	ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）	安全系モデル（非常用炉心冷却系）(3.3.5(1))
		安全系モデル（代替注水設備）(3.3.5(4))
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.4(2))
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル（非常用炉心冷却系）(3.3.5(1))
	気液界面の熱伝達	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.4(2))
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	
	スプレイ冷却	安全系モデル（格納容器スプレイ）(3.3.5(2))
		安全系モデル（代替注水設備）(3.3.5(4))
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル（水素ガス発生）(3.3.4(3))
	格納容器ベント	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.4(2))

表 3.2-1　重要現象に対する解析モデル（2/2）

分類	重要現象	解析モデル
原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル（リロケーション）（3.3.6(2)）
	原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心の挙動）（3.3.6(3)）
	原子炉圧力容器内ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	
	構造材との熱伝達	
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル（原子炉圧力容器破損モデル）（3.3.6(4)）
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル（水素ガス発生）（3.3.4(3)）
	原子炉圧力容器内ＦＰ挙動	核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデル(3.3.7)
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心の挙動）（3.3.6(5)）
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化）	
	原子炉圧力容器外ＦＣＩ（デブリ粒子熱伝達）	
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	
	原子炉格納容器内ＦＰ挙動	核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデル(3.3.7)

3.3 解析モデル

3.3.1 熱水力挙動に関する基礎方程式

ＭＡＡＰの炉心，原子炉圧力容器，格納容器モデルは，ノードとジャンクションにより構成されており，各ノードにおいて，水，水蒸気，非凝縮性ガスの質量とエネルギから状態方程式により圧力及び温度を計算し，ジャンクションにおいては流量を計算する。運動量バランスは準定常として扱われ，代数方程式で表されるため，運動量に関する微分方程式はない。

質量とエネルギの変化率は，各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギバランスより求められる。図 3.3-1 に概念図を示す。領域 i における物質 j の質量変化率 $(\dot{M}_i)_j$ は，

$$(\dot{M}_i)_j = (W_{in})_j - (W_{out})_j \pm \left(\begin{array}{c}\text{相変化による}\\ \text{質量変化}\end{array}\right)_j \pm \left(\begin{array}{c}\text{化学反応による}\\ \text{質量変化}\end{array}\right)_j \quad (3.3.1\text{-}1)$$

により求める。ここで，質量変化率 $(W_{in})_j$ は物質 j の対象領域 i への流入量，$(W_{out})_j$ は物質 j の領域 i からの流出量である。

領域 i のエネルギ変化率 $(\dot{U}_i)_j$ は，各物質の入出熱の合計であり，

$$(\dot{U}_i)_j = (W_{in}h_{in})_j - (W_{out}h_i)_j \pm \left(\begin{array}{c}\text{相変化}\\ \text{割合}\end{array}\times \text{潜熱}\right)_j \pm \left(\begin{array}{c}\text{化学}\\ \text{反応熱}\end{array}\right)_j - \left(\begin{array}{c}\text{機器・壁への}\\ \text{熱伝達}\end{array}\right)_j \pm \left(\begin{array}{c}\text{物質間}\\ \text{熱伝達}\end{array}\right)_j + (\text{崩壊熱})_j \quad (3.3.1\text{-}2)$$

により求める。$(h_{in})_j$ は対象領域 i の上流側領域の物質 j の比エンタルピ，$(h_i)_j$ は対象領域 i の物質 j の比エンタルピである。上式の化学反応熱とは，ジルコニウムの酸化反応熱等である。崩壊熱については，ＦＰの気体中での浮遊，水中での沈着，ヒートシンクへの沈着，溶融炉心での沈着等の状態も含み，各ノードでの熱源として取り扱う。

領域間はジャンクションで結合されるが，ジャンクション j の流量 W_j は運動量の定常のバランス式から評価される。

ＭＡＡＰコードは，事故直後の原子炉圧力容器から原子炉格納容器へのブローダウン過程については，そのダイナミックな挙動の模擬には不確かさが大きいものの，冷却材流出を臨界流モデルで評価し，原子炉圧力容器や原子炉格納容器内の質量・エネルギ保存則を適切に考慮しており，冷却材流出に伴う炉心ヒートアップや原子炉格納容器内熱水力挙動を模擬できる。また，冷却材の流出が減少し，原子炉格納容器内の流動が緩やかになり，崩壊熱による静的な加圧・加熱が支配的となった以

降は，諸現象を適切にモデル化しているため，長期間の格納容器圧力・温度応答評価に適用性を有する。

3.3.2 炉心モデル

炉心モデルは，あらゆる事故フェーズにおける熱水力的な挙動，原子炉内構造物の応答を考慮したモデルである。以下，炉心モデルに関して述べる。

(1) ノード分割

炉心モデルは，径方向及び高さ方向にノード分割した，Ｒ－Ｚの 2 次元モデルである。ノード分割の例を図 3.3-2 に示す。ノードごとに燃料，燃料被覆管，制御棒，ウォータロッド，チャンネルボックス，冷却材を模擬し，それぞれの間の熱伝達，冷却材の減少と回復，水素ガス発生，自然対流，燃料被覆管の変形・膨れ，溶融プールの形成といった重要なプロセスについて計算している。

入力条件としては，燃料（ＦＰ組成含む），燃料被覆管，制御棒，ウォータロッド，チャンネルボックスの質量や形状，流体の流路として炉心の流路面積及び炉心バイパス領域の流路面積を与え，これらに基づき熱水力挙動，原子炉内構造物応答を計算する。なお，ＦＰ組成については，元素ごとに質量を入力値で与える。

ノードの分割数は，入力値により与え，例えば，径方向に［　　］，高さ方向に［　　］としている。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく，分割数の影響は小さいが，軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム－水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上としている。なお，径方法の分割は任意であるが，各ノードの体積割合はノードに含まれる燃料集合体数を考慮して設定し，解析の安定性のため，各分割要素の差があまり大きくならないように設定している。

(2) 原子炉出力及び崩壊熱

初期の原子炉出力分布は入力値として与える。Ｒ－Ｚ体系にノード分割された炉心に対して，個々のプラントの燃料特性を反映させた径方向・軸方向の炉心出力分布を入力値として与える。その炉心出力分布は各ノードの崩壊熱割合（熱出力割合）として表現され，炉心全出力が各ノードの崩壊熱割合に応じて分配される。炉心の溶融により炉心内の物質が移動しても，移動した質量に応じて崩壊熱割合も移動するため炉心溶融後の発熱分布を評価することができる。

事象初期から原子炉スクラムに至るまでの期間，原子炉出力は初期出力を維持し，原子炉がスクラムすると出力は崩壊熱レベルまで低下するとしている。この出力変化の模擬については，ＭＡＡＰが適用される事故シーケンスでは原子炉出力及び出力分布の時間変化が顕著ではない，又は早期に原子炉スクラムに至るため，評価結果に与える影響は小さい。

崩壊熱については，コード内蔵の ANSI/ANS 5.1-1979[1]モデルによって評価する。炉心溶融後に炉心領域から移動したＦＰと溶融炉心については表 3.3-2 に示す核種グループごとに崩壊熱の割合を与えることで，崩壊熱の移動量を評価する。

(3) 炉心熱水力モデル

炉心に特有な熱水力モデルとして，炉心が露出する場合の挙動がある。

炉心露出の判定は，(4)に示す炉心水位計算モデルにより行う。冠水領域では，沸騰挙動に応じて燃料棒から液相への熱伝達と蒸気発生量を計算し，露出領域では，炉心がヒートアップすると，炉心域で気体の密度差が生じ，炉心と上部プレナム間で自然循環による流れが発生するため，この自然循環を考慮した対流伝熱等による燃料棒の冷却を計算する。炉心露出部と冷却材の熱伝達については，Dittus-Boelter の相関式を用いた計算を行う。なお，これら炉心の領域ごとに計算された流体側への伝熱量と蒸気発生量等は炉心全体で合計され，3.3.1 に示した質量とエネルギの保存則の右辺ソース項に反映される。

炉心がヒートアップするにつれて燃料被覆管が酸化し，酸化ジルコニウムと水素ガスが発生するとともに，酸化反応により発熱し，炉心の露出部分を更に加熱する。この酸化反応計算には $T>1875K$ において Baker-Just の相関式（3.3.2-1），$T\le 1850K$ において Cathcart の相関式（3.3.2-2)を用い，$1850K\le T<1875K$ の間は内挿によって求める。

$$\dot{x}=\frac{3330}{2\rho_{Zr}^{2}x}e^{-1.9046\times10^{8}/RT} \qquad T>1875K \qquad (3.3.2\text{-}1)$$

$$\dot{x}=\frac{294}{2\rho_{Zr}^{2}x}e^{-1.671\times10^{8}/RT} \qquad T\le 1850K \qquad (3.3.2\text{-}2)$$

ここで，T[K]は燃料被覆管温度，x [m]は酸化厚さ，ρ_{Zr} [kg/m^3]はジルコニウムの密度，R[J/kg-mole･K]は気体定数である。この反応による物質変化と反応熱は，質量とエネルギの保存則で考慮される。

炉心の熱伝達に関しては，炉心の冠水・露出，炉心形状に応じて熱伝達の計算を行っており，炉心の損傷・溶融状態も含めると，以下のとおり整理される。

炉心状態		伝熱面積	熱伝達
燃料自立状態	冠水時	円柱形状から計算	水への対流・輻射熱伝達
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達
損傷・溶融状態	冠水時	炉心損傷状態に応じて段階的に定義された炉心形状のタイプ及びノード内炉心質量割合から計算	限界熱流束
	露出時		ガスへの対流・輻射熱伝達

(4) 炉心水位計算モデル

原子炉圧力容器内の水位及び二相水位の概要を図 3.3-3 に示す。

ダウンカマ及び炉心内の二相水位は，炉心露出前には二相混合体積から求めるが，炉心露出後には炉心径方向ノード（以下「チャンネル」という。）ごとの出力分布に応じた二相水位をもつと仮定する。このとき，一つ前のタイムステップにおける炉心での蒸発量を径方向出力ピーキングに基づいて全チャンネルに振り分け，各チャンネルの二相水位を求める。

まず，チャンネル J のガス流量 $W_{st}(J)$ を以下の式から求める。

$$W_{st}(J)=F_A(J)\left(F_{PR}(J)W_{st,CORE}+W_{st,LP}\right) \qquad (3.3.2\text{-}3)$$

ここで，$F_A(J)$ はチャンネル J の面積割合，$F_{PR}(J)$ はチャンネル J の径方向ピーキング，$W_{st,CORE}$ は一つ前のタイムステップでの炉心領域の蒸発量，$W_{st,LP}$ は一つ前のタイムステップにおける下部プレナム領域の蒸発量である。

次に，チャンネル J の二相水位 $x_{2\phi}(J)$（原子炉圧力容器底部からの水位）を以下の式で与える。

$$x_{2\phi}(J)=\left[M_{w,sub}v_{w,ps}+\frac{M_{w,\sup}v_{w,\sup}}{1-\alpha(J)}\right]/A_{fl}+(Z_{cpl}-Z_{bv}) \qquad (3.3.2\text{-}4)$$

ここで，$M_{w,sub}$ はサブクール領域の水の全質量，$v_{w,ps}$ は炉心部の水の平均比容積，$M_{w,\sup}$ は沸騰領域の水の全質量，$v_{w,\sup}$ は沸騰領域の水の比容積，A_{fl} はチャンネル内部全流路面積，Z_{cpl} は炉心支持板高さ，Z_{bv} はベッセル底部高さであり，平均ボイド率 $\alpha(J)$ はドリフトフラックスモデルにより以下の式で評価する。

$$\alpha(J)=\frac{\varphi}{2+C_0\varphi} \qquad (3.3.2\text{-}5)$$

ここで，C_0 は比例定数，φ は気相の見かけ流速とドリフト速度 U_∞ の比であり，U_∞ は以下の式によって評価する。

$$U_{\infty} = 1.53\left[\frac{\sigma g(\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2}\right]^{1/4} \qquad (3.3.2\text{-}6)$$

ここで，σ は液相の表面張力，g は重力加速度，ρ_l は液相密度，ρ_g は気相密度である。

3.3.3 原子炉圧力容器モデル

原子炉圧力容器モデルは原子炉圧力容器内をモデル化し，炉心，上部プレナム，スタンドパイプ／セパレータ，蒸気ドーム，上部ダウンカマ，下部ダウンカマ，下部プレナム，再循環ループから構成され，この領域における水，蒸気，非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。図 3.3-4 にＢＷＲ５を例として原子炉圧力容器モデルの概要を示す。以下，原子炉圧力容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉圧力容器内は水と気体で占められており，水領域として，炉心領域，ダウンカマ，下部プレナム，ＣＲＤチューブの 4 つの領域を考慮する。有効燃料上端以上の上部プレナム及びスタンドパイプまでの領域にある水は炉心領域の水の一部とし，炉心領域ではサブクール領域と沸騰領域，炉心上部のスプレイ水の質量とエネルギを分けて計算する。ジェットポンプを有するプラントの場合，ジェットポンプ及び再循環ループ内の水はダウンカマ領域の水の一部として扱う。ダウンカマ領域では，ジェットポンプの内側と外側のサブノードに分けて水の質量を扱い，再循環ループ内の水はジェットポンプの外側の水に含まれ，ダウンカマ領域の水位が再循環ポンプ吸込位置高さ以上になると再循環ループが最初に満たされる。

残りの空間部は単一の気体領域として扱い，気体の全エネルギ及び各気体成分はこの中にあるものとする。気体の成分として，蒸気，水素，酸素，窒素，一酸化炭素，二酸化炭素を考慮し，二相領域内の蒸気も気体の一部とする。気体の体積，エネルギ及び質量に基づき原子炉圧力容器の圧力及び温度が計算され，水の圧力は気体の圧力と等しいとしている。

気体領域は，図 3.3-5 に示すように，原子炉圧力容器内を炉心，上部プレナム，スタンドパイプ／セパレータ，蒸気ドーム，上部ダウンカマ，下部ダウンカマ，下部プレナム，再循環ループの 8 つのサブノードに分割している。各サブノードに対して，気体温度，水素質量割合，ＦＰグループごとの質量を計算し，その他の非凝縮性ガスの質量分布や圧力は全サブノードで同一とするため，蒸気の質量割合はサブノードごとに一意に定まる。

このノード分割は，国内外の典型的なＢＷＲプラントの原子炉圧力容器を模擬し

たもので，コード内に設定されたプリセットとなっており，各炉型に対して適用性を有する。

(2) 原子炉圧力容器の熱水力モデル

原子炉圧力容器の熱水力応答は 3.3.1 に示した基礎方程式により計算するが，気相部の流動に関しては，ジャンクション j の流量W_jに対する次のバランス式で評価する。

$$\sum_j K_j W_j \left|W_j\right| = \sum_i g \Delta z_i \rho_i \qquad (3.3.3\text{-}1)$$

ここで，K_j は流路の抵抗係数，Δz_i はノード高さ，ρ_i はノード密度，g は重力加速度である。上式両辺の和は原子炉圧力容器内の閉ループに沿って和をとるものとし，左辺は流動抵抗の合計，右辺は密度差による駆動力の合計となり，これがバランスすると仮定してジャンクションの流量W_j を計算する。閉ループとして，i) 炉心→上部プレナム→スタンドパイプ／セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカマ→下部ダウンカマ→下部プレナム，ii) スタンドパイプ／セパレータ→蒸気ドーム→上部ダウンカマ，iii) 下部ダウンカマ→再循環ループ→下部プレナムの 3 つの経路に対して考慮する。

原子炉圧力容器では図 3.3-5 に示すヒートシンク（原子炉圧力容器，原子炉内構造物）がモデル化されており，原子炉圧力容器内においては，これらのヒートシンクと図中にヒートシンク表面番号で示したノード内の水，蒸気との熱伝達が計算される。また，水と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達係数は，強制対流時，自然循環時を個別に取り扱っている。蒸気と原子炉圧力容器ヒートシンクの熱伝達は，輻射と対流熱伝達を考慮している。対流熱伝達について，自然循環時及び強制対流時に分けて取り扱い，熱伝達係数を求める。

再循環ポンプ流量は入力値として与え，その流量が再循環ポンプのトリップまで維持される。再循環ポンプのトリップに伴い，入力値として与えたコーストダウン曲線にしたがって自然循環へと移行する。

逃がし安全弁が開放される場合，逃がし安全弁から放出された冷却材は，サプレッション・プールに導かれる。各弁の流量については，入力として与えた各弁の実効的な流路面積を元に計算している。

給水ライン及び主蒸気ラインについては，境界条件として取り扱っている。主蒸気流量は，内部計算により初期原子炉出力に相当した流量が設定され，主蒸気隔離弁の閉止による隔離を模擬している。給水流量は，入力値を与えており，原子炉水位高等の信号による給水ポンプトリップを模擬している。

(3) 破断流モデル

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れについては，差圧流又は臨界流にて計算する。

差圧流の場合は，流動の式（3.3.3-1)に，原子炉圧力容器と原子炉格納容器の差圧を考慮して流量を計算する。

臨界流については，Henry-Fauske のモデル[2]を採用している。気液の流速が同じであると仮定して，気液それぞれの流量を計算している。参考文献[3]より，Henry-Fauske のモデルは Marviken 試験装置[4],[5]による実験に対して臨界流量を過大評価する傾向にあり，破断流量に関して保守的なモデルである。

3.3.4 格納容器モデル

格納容器モデルは，原子炉格納容器内の熱流動として，水，蒸気，非凝縮性ガスの挙動の計算を行う。以下，格納容器モデルについて述べる。

(1) ノード分割

原子炉格納容器のノード分割として，壁等で囲まれた領域を模擬したノード（区画）と吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化を行う。原子炉格納容器のノード分割は，原子炉圧力容器モデルのようなプリセットではなく，入力値によって分割数を与え，各区画に対しては自由体積，形状，高さ等を，各ジャンクションに対しては等価直径，長さ，ノードに対する接続位置等を与える。

ヒートシンクは，原子炉格納容器の壁面及び床，区画内部の金属機器等を模擬し，区画の境界に位置する壁面及び床については，ヒートシンクを介した両区画間での熱移動を考慮できる。

原子炉格納容器のノードと同一のモデルを用いて原子炉建屋をモデル化することができ，格納容器壁面を介した原子炉格納容器内外の熱移動を考慮することができる。原子炉格納容器内雰囲気から格納容器本体並びにその周囲のコンクリート製生体遮蔽壁を介した原子炉建屋への放熱が評価されるモデルでは，生体遮蔽壁のコンクリートは熱伝導率が低いために内部の温度勾配が大きく，原子炉建屋への放熱量そのものが小さいことから，格納容器温度・圧力への影響は小さい。また，原子炉建屋をモデル化することにより，ＩＳＬＯＣＡを想定した原子炉建屋内の区画の環境評価を行うことも可能である。

原子炉格納容器のノード分割例を図 3.3-6 に示す。同じ特徴を有する空間を集約することを基本として，壁や床によって囲われた領域をノードとしてモデル化する。同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため，緩やか又は長期的な応答を模擬することができ，各ノード間の接続条件を適切に与えることによって，

格納容器の型式によらず適用性を有する。標準的には，格納容器下部（下部ドライウェル，ペデスタル），ドライウェル，ベント管，ウェットウェルに分割される。

3.3.3 に示した原子炉圧力容器のノード分割との関係では，原子炉圧力容器はドライウェル区画に存在し，図 3.3-5 に示したヒートシンクのうち，上部ヘッド，上部ダウンカマ，下部ダウンカマ，下部ヘッド，さらに，再循環ループを有するプラントの場合は再循環ループの外表面と格納容器間の熱伝達が考慮される。

ＬＯＣＡ事象では，破断流はドライウェルに放出される。炉心溶融後に原子炉圧力容器が破損する場合，下部プレナムからのデブリジェットは格納容器下部に放出される。

(2) 原子炉格納容器の熱水力モデル

ＭＡＡＰコードの原子炉格納容器内モデルは，区画内の代表する状態量を１点で模擬し，区画間の流動を解析する集中定数モデルである。原子炉格納容器の熱水力応答は 3.3.1 に示した基礎方程式により計算する。また，気相の流動に関しては，

$$K|W^{n-1}|W = P_1 - P_2 + \rho_2 g(Z_2 + L - Z_1) \qquad (3.3.4\text{-}1)$$

を用いる。ここで，K はジャンクションの流動抵抗，W はジャンクションの流量，P はノード圧力，ρ はノード内の気相密度，n は流動状態に依存した乗数であり，Z と L はそれぞれジャンクションの接続高さ位置とジャンクション長さである（図 3.3-7）。

各ノードでは，区画間の気体・水の移動に伴う質量及びエネルギの変化，気体と水の間の熱伝達，ヒートシンク（格納容器壁及び床，機器）の状態に基づき，質量とエネルギの保存式を計算する。このとき，気液界面での水の蒸発と水蒸気の凝縮，破断口からの水と蒸気の放出，放出された水のフラッシング，スプレイ水の蒸発，スプレイ水による凝縮及び原子炉格納容器内のヒートシンク表面での凝縮を模擬する。

ＭＡＡＰコードでは，原子炉格納容器破損や格納容器ベント等による，原子炉格納容器内から建屋や環境等への水・気体の放出流量も区画間と同様に計算される。

ＬＯＣＡ（液相破断）の場合，破断口からドライウェルに放出された水は格納容器圧力に応じて一部はフラッシングにより蒸気となり，破断口から放出された蒸気（水素ガスを含む）とあいまってドライウェル内の圧力を上昇させる。このため，ドライウェル内の気体の大部分はサプレッション・チェンバに押し出され，気体中の蒸気はサプレッション・チェンバ内の水により凝縮される一方で，非凝縮性ガスはサプレッション・チェンバの空間部に移行する。また，炉心溶融後に原子炉圧力容器が破損する場合，格納容器下部に放出（落下）したデブリジェットにより発生した多量の蒸気（水素ガスを含む）は，ドライウェルからサプレッション・チェンバへ

と流出する。

原子炉格納容器中に存在する水プールは，水位が開口部に到達すると他の区画に流出する。例えば，格納容器スプレイによりドライウェルに注入された水は，ベント管を経由して，サプレッション・プールに流入する。

原子炉格納容器内には，1 次元ヒートシンクモデルとランプトヒートシンクを配置できる。1 次元ヒートシンクは，熱伝導率が小さく，内部の温度勾配が重要となるコンクリート壁等に適用し，片面又は両面において区画内の流体との熱伝達を行う。1 次元ヒートシンクの分割は比較的温度勾配の大きな表面近傍は細かいメッシュで，それ以外は粗いメッシュで分割される。ランプトヒートシンクは主に熱伝導率が大きく，内部の温度分布が一様と仮定できる金属ヒートシンクに適用し，温度を 1 点で代表する。

これらのヒートシンクの表面積及び材質の物性に加えて，高さ等の位置情報を与えることで，ヒートシンクの冠水／露出を判断する。冠水部分では水との対流熱伝達を考慮したモデルを，露出部分では気相との対流熱伝達，凝縮熱伝達及び輻射熱伝達を考慮したモデルを用いて熱伝達を評価する。

(3) 水素ガス発生

原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内の水素ガス発生源として，以下を考慮する。

- 炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウムー水反応による水素ガス発生（3.3.6(1)参照）
- 溶融炉心によるコンクリート分解等に伴う水素ガス発生（3.3.6(5)参照）

発生した水素ガスのノード間の移動は，原子炉圧力容器及び格納容器の各熱水力モデルにより計算される。

なお，水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生は，コード内にモデルを備えていないため，有効性評価では崩壊熱を用いた評価としている。

(4) 格納容器破損モデル

格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と限界温度との比較により原子炉格納容器の破損を判定する。

3.3.5 安全系モデル

(1) 非常用炉心冷却系

炉心注水系（高圧・低圧），炉心スプレイ系（高圧・低圧），原子炉隔離時冷却系等，原子炉の型式の特徴を考慮し，実プラントに即した各系統がモデル化されている。それぞれについて注入特性，作動設定圧，作動遅れ時間を入力値として与え，原子炉圧力に応じて注入流量が計算され，ダウンカマあるいは炉心領域へ注入する。

また，残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却モード運転もモデル化されており，サプレッション・プールから取水し，熱交換器を通じて冷却した後に，再びサプレッション・プールへ戻される。

(2) 格納容器スプレイ

格納容器スプレイモデルは，入力として，台数，作動遅れ時間，注入特性等を与え，格納容器圧力に応じて注入流量が計算される。

(3) 逃がし安全弁

逃がし安全弁については，入力として，それぞれの弁個数，流路面積，作動設定圧力を与える。弁が作動する場合，その時刻の圧力に応じて流量が計算される。

(4) 代替注水設備

上記に加え，原子炉圧力容器内への注水が可能な代替注水系がモデル化されており，入力として，注入特性等を与え，原子炉圧力に応じて注入流量が計算される。また，原子炉格納容器内の各区画へスプレイが可能な代替スプレイもモデル化されており，注入特性等を入力値として与える。

3.3.6 溶融炉心の挙動モデル

溶融炉心の状態としてデブリベッド（粒子状堆積物），溶融プール（液体状物質），クラスト（固化状物質）を模擬し，溶融炉心の挙動モデルとして，炉心溶融及びリロケーション，下部プレナムでの挙動，原子炉格納容器下部での挙動を評価する。これらの挙動モデルの概要について以下に述べる。なお，有効性評価では高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱は，その発生防止を評価するため，現象モデルとしては考慮しない。

(1) 炉心ヒートアップ

炉心はＲ－Ｚの２次元モデルで構成しており，炉心のヒートアップに伴って燃料，燃料被覆管，制御棒，ウォータロッド，チャンネルボックス等の構造材の溶融の計算を行い，ノード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。なお，炉心がヒートアップするまでの燃料棒と冷却材との伝熱挙動に関しては，3.3.2(3)に記載している。

炉心ヒートアップ・燃料の溶融の模式図を図 3.3-8 に示す。過熱した燃料棒は燃料棒内と原子炉圧力容器内の圧力差で膨れによる破損が開始する。露出し，過熱された燃料棒表面ではジルコニウムが水蒸気と酸化反応し，酸化ジルコニウムの層が

形成されるとともに水素ガスが発生する。この酸化反応熱により燃料棒は更に過熱される。酸化ジルコニウムの層厚さの変化率はBaker-Justの相関式（高温時）及びCathcartの相関式（低温時）により評価される。ウォータロッド，チャンネルボックスにおけるジルコニウムの酸化反応も同様に評価される。

ペレットとジルコニウムの界面ではジルコニウムがペレット内部へ溶け込んだ層が形成される。この溶け込み深さの変化率も取り扱っており，ペレット及びペレットにジルコニウムの溶け込んだ層が融点に達すると溶融し，リロケーションを開始する。この際，混合物の組成に応じて共晶，偏晶反応を考慮して融点が計算される。

CORA実験における共晶反応による溶融の知見を考慮して，制御棒の温度が1,500Kを超えた場合に制御棒中のB_4Cの共晶反応が考慮される。まず，制御棒中のB_4Cとステンレスの共晶反応が発生し，次に，この反応物とチャンネルボックスとの共晶反応が考慮される。チャンネルボックスは，Zrの融点到達，炉心ノードの流路閉塞及び制御棒の溶融物との反応によって破損が判定される。

(2) リロケーション

溶融炉心のリロケーションは軸方向及び径方向における質量及びエネルギの移動を考慮している。質量の移動にはUO_2の他に炉内構成物（Zr，ZrO_2，ステンレス等）が含まれ，混合に応じた融点等が計算される。質量の移動に対応してエネルギやＦＰの崩壊熱割合（初期炉心出力分布から評価）も移動する。これら質量，エネルギ及び崩壊熱割合の移動をもとに，リロケーション後の各ノード内の炉心溶融物のエネルギ保存式を計算する。

軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動する。径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し，隣接ノードに空隙があり，かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され，水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動する。この際，チャンネルボックスが健全な場合には，溶融燃料の径方向のリロケーションが起こらないものとする。

ＭＡＡＰでは，炉心支持板から上部タイプレートまでを炉心領域としてモデル化し，炉心領域を軸方向及び径方向にユーザーがノード分割を行う（図3.3-2参照）。分割されたノードには，ユーザーが設定する軸方向及び径方向の出力分布にしたがった出力が設定される。これによって，各ノードにおける燃料のヒートアップ計算を行う。

ヒートアップ計算においては，燃料の温度上昇や，ジルコニウムー水反応による発熱及び水素ガスの発生が計算される。燃料の温度上昇に伴い，燃料被覆管の破損やチャンネルボックス，制御棒等の構造物の損傷やこれらを含めた，炉心を構成する物質の溶融が計算され，炉心ノードは，空隙率と溶融度に応じて，以下に示すような6つのタイプに分類される。

タイプ１　：　燃料が自立した状態
タイプ２　：　燃料が崩壊した状態
タイプ３　：　流路が減少した状態
タイプ４　：　流路が閉塞した状態
タイプ５　：　溶融プール状態
（タイプ０　：　空洞）

燃料の冷却形状変化について示す。一般には，炉心が露出し始めると燃料がヒートアップし，各炉心ノードでは，温度と破損時間の関係から燃料崩壊の有無の判定が行われる。燃料崩壊が判定されると，当該ノードはタイプ２へと遷移し，燃料崩壊位置から上の全ての燃料は下方へ落下し，一部空洞状態（炉心を構成する物質がない状態：タイプ 0）となる。また，炉心溶融進展に従い，冷却水の流路が減少し（タイプ１又は２ → タイプ３ 又は４），やがて炉心ノード内の燃料のほぼ全量が溶融した場合，溶融プールを形成する（タイプ５）。

・ 燃料の崩壊（タイプ１ → タイプ２）
ヒートアップ開始から，各炉心ノードの状態（周辺ノードで崩壊発生なし，下部ノードが崩壊，隣接ノードが空洞，周辺全ノードが空洞）に応じて，燃料崩壊の有無の判定が行われる。ＭＡＡＰのモデルではLarson-Millerパラメータ手法（温度と破損時間の関係を整理したLarson-Millerパラメータを利用して燃料崩壊を予測する手法）により，各炉心ノードの累積損傷割合を計算する。累積損傷割合が１となれば，当該炉心ノードが崩壊し，タイプ２となる。

・ 流路の減少・閉塞（タイプ１又は２ → タイプ３又は４）
流路の減少は，キャンドリングにより流下した溶融燃料及び崩壊により落下してくる固形物により，それを受け取るノードの空隙が減少することによって発生する。このとき，炉心ノードの空隙率によってタイプ３（流路が減少した状態）かタイプ４（流路が閉塞した状態）が判定される。

・ 溶融プール（タイプ５）
炉心ノード内が溶融プールを形成しているかどうかは，炉心ノード内の溶融度で判定される。炉心ノード内のほぼ全量が溶融した場合は，当該ノードは溶融プール（タイプ５）とみなす。

ＴＭＩ事故では，炉心溶融物が燃料被覆管表面に沿って流下し，炉心下部で閉塞

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

領域が形成された後，溶融が径方向に進展して，側面のクラストを崩壊させて，下部プレナムに落下したと推定されている。タイプ 3 及び 4 はこうしたＴＭＩ事故の分析に基づいて炉心閉塞挙動を考慮するために導入された概念である。

また，一つ若しくは複数の流路が閉塞した炉心ノード(タイプ 4)が発生すると，[redacted]この判定により，固体層が破損すると，その直下のノードに溶融物が落下する。その結果として，直下のノードが閉塞すれば，同様の判定が行われることになり，次第に溶融物が下方へと移動していく。

炉心支持板の破損若しくは，炉心領域最外周境界の破損が発生すると，溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。下部プレナムへ移行した溶融物は，下部プレナム内で堆積し，制御棒案内管等の構造物を溶融させる。構造物の大半が溶融すると，炉心を保持できなくなり，炉心領域の燃料が下部プレナムへ一気に移行する（炉心スランプ)。

図 3.3-9 に炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化の例を示す。

(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動

炉心支持板の破損若しくは，炉心領域最外周境界の破損が発生すると，溶融物の下部プレナムへのリロケーションが発生する。落下する溶融炉心の量は，デブリジェット径（開口部の面積)，溶融炉心の密度，冷却材の密度，差圧，重力加速度により計算する。

溶融炉心が下部プレナム内の水と接触すると，一部がエントレインされて粒子状となって水中に拡散し，水により冷却されつつ重力落下し，下部プレナムに堆積する。このとき，粒子状デブリが周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ，過渡的な圧力変化（圧力スパイク）が生じる（原子炉圧力容器内ＦＣＩ)。粒子化しないものは，下部プレナムにクラスト及び溶融プールを形成する。なお，エントレイン及びデブリ粒子と水の伝熱に関するモデルについては，原子炉格納容器下部と共通のモデルを使用しており，(5) a)において後述する。また，エントレインされたデブリ粒子の酸化も考慮されており，その際に水素ガスが発生する。

下部プレナムでの溶融炉心の堆積状態については，初期にエントレインされたデブリ粒子が下部プレナムに堆積した後，崩壊熱により再溶融する過程において，酸化物との密度差により，上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し，溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。また，ＴＭＩ事故の調査やその後の実験から，堆積した溶融炉心と下部ヘッドの間には 100μｍ程度のギャップが

存在することが確認されている。このギャップが溶融物からのクラストを介した加熱による原子炉圧力容器のクリープとともに大きくなり，このギャップに冷却材が浸入するとギャップの大きさに応じた熱除去が生じ，クラストから原子炉圧力容器壁への熱伝達が抑制される。ＭＡＡＰでは，原子炉圧力容器のクリープ変形量に基づきギャップ幅を計算し，冷却材の浸入を考慮した熱除去を模擬している。下部プレナムでの溶融炉心の挙動モデルの概念を図 3.3-10 に示す。

下部プレナムでの伝熱は成層化したデブリベッドのそれぞれに対して次の模擬を行っている。上部の水への除熱量は Henry-Epstein-Fauske 相関式により計算する。デブリベッドに浸入した水による熱除去は，水の浸入を考慮した限界熱流束相関式を用いる。また，下部ヘッドと溶融炉心周りのクラスト間への水の浸入によるギャップ冷却については，門出らの相関式により，クラスト外面及び原子炉圧力容器壁からの熱除去を考慮している[6]。

(4) 原子炉圧力容器破損モデル

下部プレナムに溶融炉心が堆積し，溶融炉心を冷却できない状態が継続すると，原子炉圧力容器が破損し，原子炉格納容器下部への落下を開始する。その落下量は，破損口の口径，原子炉圧力容器内外の圧力差，溶融炉心の水頭及び重力加速度により計算する。原子炉圧力容器の破損判定は，圧力，原子炉圧力容器壁・溶融炉心温度，材料物性及び形状から計算されるが，ＭＡＡＰでは，原子炉圧力容器の破損について，原子炉圧力容器の貫通部（計装管又は制御棒駆動機構ハウジング溶接部）の破損，原子炉圧力容器下部ヘッドのクリープ破損等，複数の破損形態を模擬しており，最も早く判定される破損モードが適用される。下部ヘッドは径方向及び厚さ方向に分割しており，これにより破損位置を模擬している。なお，ＭＡＡＰでは，原子炉圧力容器の最初の破損後，原子炉圧力容器内に残存した溶融炉心による 2 度目の破損も考慮可能である。

以下，ＭＡＡＰにおいてモデル化されている破損モードの評価モデルについて述べる。

a) 下部ヘッド貫通部への溶融物流入による破損

溶融炉心が下部プレナムへ移行した後，計装管等を溶融させ，内部に溶融炉心が流入すると仮定する。このとき，内部に溶融炉心が流入し，構造物との熱伝達によって固化した場合には流路を塞ぐことになり，それ以上溶融炉心が流入できなくなる。このため，原子炉圧力容器外へ流出するためには溶融炉心が十分な過熱度を有している必要がある。溶融炉心が過熱度を持っている場合には，溶融炉心の固化によって流路が閉塞するまでの移動距離が求められる。溶融炉心の移動距離が入力によって与えるしきい値を超えた場合に原子炉圧力容器が破損したと判

定される。この計算では，貫通部内部は空洞であると仮定している。また，ドレン配管は通常原子炉圧力容器へ再接続されているので，溶融炉心の駆動圧力としては，溶融炉心の重量のみとなる。

b) 下部ヘッド貫通部の逸出

原子炉圧力容器の貫通部（制御棒駆動機構ハウジング等）の溶接部が溶融炉心により加熱されることで機械的強度が低下し，貫通部逸出により破損するモードである。ＭＡＡＰでは，この破損モードについて以下の 2 種類の判定を行っている。

第一は，せん断応力による判定である。原子炉圧力容器と原子炉格納容器間の圧力差によって貫通部にかかるせん断応力が，限界せん断応力を超える場合に，破損が発生したと判定している。溶融炉心からの伝熱による溶接部の機械的強度の低下は，限界せん断応力を温度の関数とすることで考慮している。

第二は，ひずみによる判定である。溶融炉心が下部プレナムに落下することにより，高温かつ高圧の環境下にある原子炉圧力容器の壁にひずみを生じ，溶接部にも同様にひずみが発生し，溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に，破損が発生したと判定している。

c) デブリジェットの衝突による下部ヘッドの局所破損

本破損モードは，炉心溶融物が下部ヘッドへ最初に移行する際にのみ考慮される。これは，2 回目以降では，下部ヘッド表面にクラストが形成されると考えられるためである。

最初にジェットの自由落下速度と水面に到達した際の直径を求める。続いて，水中を通過する際のジェット表面でのエントレインメント速度を求め，エントレインされたデブリは粒子状デブリとなってデブリベッドに沈降する。残りのジェットはある直径，過熱度，速度を持って下部ヘッドに衝突し，最終的にこのジェットによる下部ヘッドの侵食割合を評価する。この割合は，下部ヘッドの破損が起こるかどうかを評価するため，ジェットが消滅するまで積分される。

d) 金属層による原子炉圧力容器壁の破損

下部ヘッド内において溶融炉心上部に形成される金属層からの原子炉圧力容器壁への熱流束の集中は，金属層内で自然対流が起こり，溶融炉心の崩壊熱を上方へ移行させることにより，金属層と原子炉圧力容器壁面境界領域への側面方向に伝熱が生じる現象を考慮したものである。これによって金属層から側壁への熱流束が計算される。この熱流束は，金属層に接する原子炉圧力容器壁に伝えられる。このときの原子炉圧力容器壁の温度分布によって，壁面の応力分布の影響やクリープ破損の有無について評価している。

e) 原子炉圧力容器のクリープ破損

原子炉圧力容器に加熱により不可逆のひずみが生じ，そのひずみが拡大することにより破損に至る，いわゆるクリープ破損を模擬している。ＭＡＡＰでは，このクリープ現象を，Larson-Miller パラメータ手法により評価している。

溶融炉心が炉心部から下部プレナムに落下し，下部ヘッド上に堆積する場合における主要な過程は，これまで，(2) リロケーション，(3) 下部プレナムでの溶融炉心の挙動及び(4) 原子炉圧力容器破損モデルにおいて述べたとおり，以下のように分けられる。

a) 下部プレナムへの溶融物移行
b) 水中へ落下する溶融物の分散及び冷却
c) 落下・堆積した溶融炉心と下部プレナム内構造物との熱的相互作用
d) 堆積した溶融炉心上面からのプール水による冷却
e) 溶融プール周囲のクラスト形成と溶融プール内での自然対流熱伝達
f) 下部ヘッドと溶融炉心のギャップ形成及びギャップ冷却
g) 原子炉圧力容器の破損

上記の一連の現象は，いわゆる原子炉圧力容器内溶融物保持(ＩＶＲ: In-Vessel Retention)※としてＭＡＡＰコード内においてモデル化されている。

※:炉心損傷後に溶融炉心が下部プレナム部に落下し，堆積した場合においても，原子炉圧力容器下部が早期に破損することはなく，原子炉注水系の手動操作等により，溶融炉心が原子炉圧力容器内に保持・冷却される現象。ＴＭＩ事故の分析・評価を契機として，国際的に実験・解析的研究が進められてきた。

下部ヘッドの破損後は，破損口を溶融炉心が通過する際に，溶融炉心により破損口の側面が溶かされ，破損口が拡大する現象（アブレーション）も模擬している。アブレーション量に基づき格納容器下部へのデブリジェット径が決定され，これにより，格納容器下部への溶融炉心の落下量が変化し，原子炉圧力容器外ＦＣＩによる細粒化量に影響する。なお，格納容器下部には制御棒駆動装置等の構造物が存在するが，デブリジェットとの干渉は模擬していない。

なお，日本原子力学会やEURSAFE[7]等のシビアアクシデント研究において，実際に起こり得る原子炉圧力容器破損について，想定される破損モードはおおむね把握されているが，その発生条件や破損面積の予測には困難さがあり，現象の不確かさが

大きく，破損後の事象進展への影響もあることから，知見の拡充とともに，破損条件の明確化や評価手法の検討が解決すべき課題として位置付けられている。

(5) 格納容器下部での溶融炉心の挙動

下部プレナムに溶融炉心が堆積し，溶融炉心を冷却できない状態が継続し，原子炉圧力容器が破損すると，溶融炉心は，原子炉圧力容器と原子炉格納容器の圧力差及び水頭に応じた速度で格納容器下部への落下を開始する（「デブリジェット」を形成する）。これら一連の現象の流れを図 3.3-11 に示す。

この溶融炉心の格納容器下部への落下過程及び落下後における床への堆積状態の挙動に関して，以下に示す現象がある。

・溶融炉心と冷却水の相互作用（ＦＣＩ）

・溶融炉心とコンクリートの相互作用（ＭＣＣＩ）

溶融炉心と冷却水の相互作用（ＦＣＩ）は，デブリジェットと格納容器下部の冷却水が接触してエントレインされて形成される粒子状デブリが，周囲の冷却水と伝熱する際に多量の水蒸気を発生させ，格納容器圧力の上昇（圧力スパイク）をもたらす現象である。このため，本現象は格納容器圧力挙動に影響し，細粒化量が多い場合に圧力スパイクの規模が大きくなる傾向となる。一方，格納容器下部床面に堆積する溶融炉心の冷却の観点からは，細粒化することで水により冷却されやすくなることから，細粒化量が少ない場合にコンクリート侵食に対して厳しい傾向となる。なお，ＦＣＩに伴う水蒸気爆発については，ＭＡＡＰではモデル化されていないが，国内外の知見から，発生可能性は小さいと判断されている。

溶融炉心とコンクリートの相互作用は，格納容器下部の底に堆積した溶融炉心の熱が床面のコンクリートを加熱し，コンクリートの温度がコンクリートの融点を上回る場合に，コンクリートが分解され侵食されるとともに，非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）が発生する現象である。このため，本モデルはコンクリート侵食挙動や水素ガス発生挙動に影響する。

これらの現象に関するＭＡＡＰモデルについて以下に示す。

a) 溶融炉心と冷却水の相互作用モデル

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムあるいは，格納容器下部へ溶融物のジェットとして落下した時，溶融炉心は静止する水プールとの運動量交換に伴うエントレインメントにより急速に細粒化し，水プールに大きな伝熱量を与える。これらの挙動はＭＡＡＰでは以下のモデルから構成され，急速な水蒸気発生とそれに伴う圧力上昇の評価が可能である。本モデルの概念を図 3.3-12 に示す。

① デブリジェットの細粒化モデル

Ricou-Spalding モデル(式 3.3.6-1)をベースにしたモデルである。本モデルにより細粒化速度並びにジェット落下速度及び水位から細粒化する割合が評価される。細粒化径はウェーバー数（慣性力と表面張力の比を表す無次元数）に基づき決定される。

② 細粒化粒子と水との伝熱モデル

細粒化した粒子群と水との伝熱は，膜沸騰状態での対流及び輻射熱伝達を考慮したモデルが使用されている。細粒化した粒子群と水が相互作用する領域は発生水蒸気による二相状態を仮定する。この領域の伝熱は急速な水蒸気発生及びそれに伴う圧力上昇に影響する。

Ricou-Spalding モデルは，エントレインメント速度（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}} \qquad (3.3.6\text{-}1)$$

で表され，m_{ent} はエントレインメント速度，E_0 はエントレインメント係数，u_{jet} はジェット速度，ρ_w は静止側（格納容器下部）の流体密度，ρ_{jet} は噴出側の流体（デブリジェット）の密度である。エントレインメント係数 E_0 は，海外での大規模ＦＣＩ実験に基づき設定している。ジェット速度 u_{jet} は，破損口の差圧（原子炉圧力容器内圧力と格納容器内圧力の差）と溶融炉心の水頭により計算する。デブリジェットの径は，粒子化速度に基づいて深さ方向に減少していき，その減少を積分することで，全細粒化量が得られる。

細粒化したデブリ粒子の径は，デブリ粒子及び水の密度及び表面張力，重力加速度，ジェット速度並びにウェーバー数により計算する。

デブリ粒子から格納容器下部の水への伝熱量は，デブリ粒子の数と径（表面積）に影響される。落下した溶融炉心の温度は 3,000 K 程度と非常に高温であるのに対しプール水はサブクール水であっても飽和水であってもその差は数十℃と小さいため，水温が伝熱挙動には影響しにくいモデルになっている。ただし，次に述べるように，伝熱量が水の顕熱上昇と水蒸気発生に使用される場合は水温に影響される。

デブリ粒子は格納容器下部の水が飽和水になるまでエネルギを与え，残りが水蒸気発生に使用される。発生した水蒸気の気泡は上昇過程でサブクール度に応じて凝縮が考慮され，残りが気相に放出されるといった，水蒸気の気泡が周囲の水を巻き込むことによる，水蒸気の凝縮を模擬している。

b) 溶融炉心とコンクリートの相互作用モデル

本モデルの概要を図 3.3-13 及び図 3.3-14 に示す。本モデルは大きく次の 3 つのモデルから構成される。

① 溶融プールモデル

- 格納容器下部床上に落下した溶融炉心の質量とエネルギは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- 平坦な溶融プールを仮定(図 3.3-13)
- 上部・下部・側部クラストを考慮し，下方及び側方への侵食を考慮
- 内部の溶融プールの温度は 1 点で模擬
- クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して放物分布で近似（図 3.3-13）
- 侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価（図 3.3-14）
- 炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）の発生を評価
- 溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

② 溶融プール伝熱モデル

- 上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式(式 3.3.6-2)を考慮
- 水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
- 内部の溶融物から上部・下部・側部クラストは対流熱伝達を考慮

③ コンクリート侵食モデル

- コンクリートへは熱伝導で伝熱し，コンクリートの分解エネルギを考慮
- コンクリート内部の温度分布を考慮

ア) 溶融プールモデル

格納容器下部水中に落下した溶融炉心は,粒子化せず格納容器下部の床に達し，溶融プールを形成するものと，粒子状となって水中に拡散するものとがある。ＭＡＡＰのモデルでは，前者は，格納容器下部床面に達した時点で，床全面に均一に広がると仮定としている。後者は，水により冷却されつつ，格納容器下部床面に重力落下し，格納容器下部床面上の溶融プールに達するが，ＭＡＡＰのモデルでは，溶融プールと一体化する仮定としている。

格納容器下部床面上の溶融プールは，組成が均質の平板として模擬しており，落下量と拡がり面積から堆積厚さが算出される。溶融プールの状態は，その温度に応じて，液相と固相の割合が計算され，液相は内部の溶融プール，固相は外側

のクラストとして取り扱っている。溶融炉心の相変化の概念を図3.3-14に示す。縦軸は温度であり，液化温度T_Lと固化温度T_Sは，各物質の物性値及び混合割合から計算される。溶融炉心温度が液化温度T_Lよりも高い場合は全て液体となり，固化温度T_Sよりも低い場合は固化した固体となり，その中間が二相の状態，すなわち，溶融プールとクラストを形成した状態であることを表す。横軸は，（酸化ウラニウム，酸化ジルコニウム）とコンクリートスラグの混合割合である。

このように，溶融プールのクラスト量の変化は，溶融プール温度（及び組成）により計算されるが，言い換えれば，溶融プールからクラストに伝熱されるエネルギ，クラスト内で発生するエネルギ，クラストからコンクリートに伝達するエネルギのエネルギバランスにより計算される。

上述のとおり，ＭＡＡＰの溶融プールモデルでは，床全面に均一に広がる均質平板となっているが，水張りによって溶融炉心の拡がりが抑制されることが考えられる。しかしながら，有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると，ＡＢＷＲで床上に水がある場合でも，床全面に溶融物が拡がることが示されており[8]，ＡＢＷＲ以外のＢＷＲではペデスタル床面積がＡＢＷＲより小さいことを考慮すると，水張りをしている場合でも溶融炉心は，床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは，溶融物の拡がりに影響する因子のうち，主に想定しているデブリ落下流量が大きいことによるものと考えられる。また，堆積形状については，均一堆積形状（円柱）の扱いが，溶融炉心から水への伝熱を小さくし，結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため，ＭＣＣＩ評価の観点から保守的な扱いと考えられるが，堆積形状の不確かさの影響を見るため，拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし，溶融炉心の拡がりについては，ペデスタルの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいため，個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。

イ）溶融プール伝熱モデル

溶融炉心は，崩壊熱や化学反応熱により発熱しつつ，クラストを介して周囲の物質（コンクリート，水，空気）に伝熱する過程で冷却されるが，ここでは伝熱について述べる。

溶融炉心と周囲の物質との伝熱の概念を図3.3-13に示す。溶融炉心は単一ノードとしているが，クラストは上面，下面，側面に分割して，それぞれ温度分布を持つ仮定としている。

まず，コンクリートと溶融炉心の伝熱について述べる。溶融プールとクラストの界面は対流熱伝達を仮定し，クラスト内部は2次関数の温度勾配を持つ熱伝導を仮定し，クラストとコンクリートの界面がコンクリート表面温度となる。コン

クリート内では，深さ方向に準定常の１次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。したがって，クラストからコンクリートへの熱流束が，コンクリート内部の熱伝導を上回る場合にコンクリート温度は上昇する。

次に溶融炉心上面の伝熱について述べる。クラストが気体と接触している場合は，輻射と対流熱伝達により周囲の物質と伝熱する。クラストが水と接触している場合は，Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用している。

Kutateladze 相関式は，水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束の整理式であり，溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は，

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g \left(\rho_l - \rho_g \right) \right\}^{0.25} \qquad (3.3.6\text{-}2)$$

で表される。q_{chf} は熱流束，h_{fg} は蒸発潜熱，σ は表面張力，g は重力加速度，ρ_l 及び ρ_g は液体及び蒸気の密度である。ここで，F_{chf} は係数であり，Kutateladze は 0.16 を，Zuber は 0.12～0.16 の範囲，あるいは，π/24（=0.131）を与えている。係数 F_{chf} については，経験的に決定する必要があることから，有効性評価の解析では，米国国立サンディア研究所（SNL）で実施された溶融炉心とコンクリートの相互作用及び溶融炉心冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m^2 であることに基づき F_{chf} = 0.1 がデフォルトとして設定されている。有効性評価の解析では，粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさ評価結果より，大気圧状態で 0.8 MW/m^2 で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用できるとの判断から，デフォルト設定を使用している。

前項で述べたように，水プール中の溶融炉心の挙動については種々の物理現象が関連した複雑な挙動である点で，その模擬性が課題であり，溶融プールの伝熱についても，格納容器下部床面での拡がり挙動，溶融プールの成層化の状態，水プールやコンクリートとの界面の状態等に影響を受け，不確かさが大きい現象の一つである。したがって，更なる知見の拡充を行いつつ，現象の不確かさも踏まえ，感度解析等による影響評価を行う。

ウ）コンクリート侵食モデル

溶融炉心からコンクリートへの伝熱により，コンクリート温度がコンクリート溶融温度を超えると侵食が開始する。その際，コンクリートの溶融潜熱及び化学反応熱の発生を取り扱っている。

コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに混入し，溶融プール中の金属との化学反応として原子炉内構造物や燃料を構

成する金属（Zr，Cr，Fe 等）の酸化反応が発生する。その結果発生する非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素及び二酸化炭素）は，格納容器内に放出される。これらのガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬していない。また，ガスによる影響として，コンクリートと溶融炉心の間にクラックや空隙が形成され，溶融炉心の冷却を促進する効果があることが実験的に確認されているが，解析モデルでは考慮しない。

コンクリートスラグも溶融プールに混入し，ウラン・ジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより，溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

3.3.7 核分裂生成物（ＦＰ）挙動モデル

ＦＰは過熱された炉心からガス状として原子炉圧力容器内に放出される。なお，希ガス以外のほとんどのＦＰは単体を作らないため化合物の化学種として放出される。炉心から放出されたＦＰのうち希ガス以外のＦＰは揮発性の高い CsI においても沸点は 1,277℃であり，原子炉圧力容器あるいは原子炉格納容器内ではガス状態を維持できず，気相中で凝縮しエアロゾル（微粒子）化する。エアロゾルであるため気相中での落下速度は遅く，ガスの流動とともに移動する。ゆっくりと床に落下したＦＰエアロゾルは構造物表面に沈着あるいは水中へ移動する。水中の微粒子状ＦＰは後述するよう素を除いて気相へ出てくることはない。ＦＰエアロゾルは重力沈降以外に微粒子特有の移動（熱泳動・拡散泳動）で構造物表面に付着し，また，サプレッション・プール水中のスクラビングやスプレイによっても気相から除去される。以上はＭＡＡＰのＦＰ挙動モデルで模擬されている範囲である。

実際には，CsI 等のよう素化学種のエアロゾルでは，原子炉格納容器内に形成されるプール水中に溶解し，放射線により化学反応が促進され，揮発性の無機よう素 I_2（沸点 184.3℃）や水中に溶けた有機物（塗装材等）と反応し，有機よう素が生成され，一部が気相に時間をかけて移動する。なお，水中のよう素の反応はプール水の pH や放射線量，水中の多様な有機物の濃度に強く依存し専用コードを使用しても精度の良い予測が非常に難しいことがよう素反応の OECD 国際標準問題等で示されている。このためＭＡＡＰではよう素反応モデルが試験的にオプションとして組み込まれているものの，よう素反応の結果は参照用としてＦＰ計算にフィードバックされない。

本ＦＰ挙動モデルは主に以下のモデルから構成される。

<u>炉心燃料からのＦＰ放出モデル</u>

- ペレットが高温になり内部のＦＰが温度に依存してガス化し，ペレット外へ放出される。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ＦＰの状態変化・輸送モデル

・ ＦＰが気相温度に依存して，気相中で凝固しエアロゾル化する。そのエアロゾルは気相とともに移動し，また各種のメカニズムで構造物表面やプール水に移動する。

ＦＰの移動に伴う崩壊熱分配モデル

・ ＦＰは崩壊熱を有するので，ＦＰの移動先でＦＰ量に依存した崩壊熱を発生し流体や構造物の熱源になる。

また，本ＦＰモデルにおける概要を以下に示す。

・ ＦＰは炉心温度に対する放出速度の相違に基づき12グループに分類され，各ＦＰグループの質量保存が考慮される。
・ 原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のＦＰ形態は各グループに対しガス状，エアロゾル状，沈着を考慮する（希ガスはガス状のみ）。また，水中及び溶融炉心内のＦＰを考慮する。
・ 溶融炉心内に残存するＦＰは溶融炉心とともに移動する。
・ 水中のＦＰは区画間の水の流れとともに移動する。
・ 崩壊熱は各位置のＦＰ量に応じて分配され，各エネルギ保存式に考慮される。
・ ＦＰの崩壊による発生エネルギは崩壊熱データで考慮する。
・ ＦＰの崩壊による各ＦＰグループの質量の変化は考慮しない。

(1) 炉心燃料からのＦＰ放出モデル

炉心燃料からのＦＰ放出モデルでは，炉心温度に対する放出速度の相違に基づいて表 3.3-2 のように 12 グループに分類される。ＭＡＡＰはモデルの選択が可能であり，希ガス，CsI，CsOH に対しては［　　］，他の核種グループについては［　　］のＦＰ放出速度モデルを使用する。本モデルにより炉心各ノードの温度に対応した各ＦＰの放出速度が計算される。ペレットと燃料被覆管の間隙部に蓄積したＦＰは，被覆管が破損すると原子炉圧力容器内に放出され，また，原子炉圧力容器破損後の溶融炉心・コンクリート相互作用に伴ってＦＰが原子炉格納容器内に放出される挙動も模擬している。

放出されたＦＰグループのうち，希ガス以外は，雰囲気の温度に依存してガス状からエアロゾル状へ遷移する。ガス状及びエアロゾル状のＦＰは原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内のガス流動とともに移動する。これらＦＰの状態変化・移動挙動については後述する。

(2) ＦＰの状態変化・輸送モデル

高温燃料から出た希ガス以外のＦＰは雰囲気の温度に依存して凝固し，エアロゾルへ変化する。気相及び液相中のＦＰの輸送においては，熱水力計算から求まる体積流量からＦＰ輸送量を計算する。ＦＰがガス状とエアロゾル状の場合は，気体の流れに乗って，原子炉圧力容器内と原子炉格納容器内の各部に輸送される。水プール上に沈着したＦＰの場合は，区画内の水の領域間の移動に伴って輸送される。また，炉心あるいは溶融炉心中のＦＰの場合は，溶融炉心の移動量に基づいて輸送される。

ＦＰの輸送モデルは上述の仮定に基づいており，炉心燃料から放出されてから原子炉格納容器に到達する経路としては，次のとおりである。燃料から原子炉圧力容器内に放出されたＦＰは，原子炉圧力容器破損前にはＬＯＣＡ破損口あるいは逃がし安全弁から原子炉格納容器へ放出される。また，原子炉圧力容器破損後には原子炉圧力容器破損口若しくは格納容器下部に落下した溶融炉心からＦＰが原子炉格納容器へ放出される。逃がし安全弁を通じて放出されたＦＰはスクラビングによってサプレッション・チェンバ液相部へ移行する。原子炉格納容器の気相部へ放出されたＦＰは，気体の流れに伴って原子炉格納容器内を移行する。

原子炉圧力容器及び原子炉格納容器内での気体，エアロゾル及び構造物表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬している。原子炉格納容器内のＦＰ輸送モデル概要を図3.3-15に示す。

エアロゾルの沈着の種類としては，重力沈降，拡散泳動，熱泳動，慣性衝突，ＦＰガス凝縮，ＦＰガス再蒸発を模擬している。なお，沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない。

重力沈降は，Stokesの重力沈降式とSmoluchowski方程式（エアロゾルの粒径分布に対する保存式）の解から得られる無次元相関式を用いて，浮遊するエアロゾル質量濃度から沈着率を求める。なお，Smoluchowski方程式を無次元相関式としているのは解析時間短縮のためであり，この相関式を使用したＭＡＡＰのモデルは様々な実験データと比較して検証が行われている。

拡散泳動による沈着は，水蒸気凝縮により生じるStefan流（壁面へ向かう流体力学的気流）のみを考慮して沈着率を求める。

熱泳動による沈着は，Epsteinのモデルを用い，沈着面での温度勾配による沈着速度及び沈着率を求める。

慣性衝突による沈着は，原子炉格納容器内でのみ考慮され，流れの中にある構造物に，流線から外れたエアロゾルが衝突するものと仮定し，沈着率は重力沈降の場合と同様にSmoluchowski方程式の解から得られる無次元相関式を用いて求める。

ＦＰガスの凝縮は，ＦＰガスの構造物表面への凝縮であり，雰囲気中の気体状ＦＰ圧力がＦＰ飽和蒸気圧を超えると構造物表面への凝縮を計算する。

ＦＰガスの再蒸発は，凝縮と逆であり，気体状ＦＰの圧力がＦＰの飽和蒸気圧を下回ると，蒸発が起こると仮定している。

エアロゾルのプール水によるスクラビング現象による除去効果の取り扱いに関しては，スクラビングによる除染係数(ＤＦ)を設定し，エアロゾル除去効果が計算される。ＤＦの値は，クエンチャ，垂直ベント，水平ベントの 3 つの種類のスクラビング機器に対し，詳細コード SUPRA[9]を用いて，圧力，プール水深，キャリアガス中の水蒸気質量割合，プール水のサブクール度及びエアロゾル粒子径をパラメータとして評価した結果を内蔵しており，これらのデータから求める。

また，格納容器スプレイによるＦＰ除去も模擬しており，スプレイ液滴とエアロゾルとの衝突による除去率を衝突効率，スプレイの液滴径，流量及び落下高さから計算する。

(3) ＦＰの移動に伴う崩壊熱分配モデル

ＦＰの崩壊に伴いエネルギが発生する。ANSI/ANS 5.1-1979 モデルによって評価された崩壊熱はそれぞれのＦＰグループに分配され，気相，液相及び構造物にＦＰ量に応じたエネルギを与える。

揮発性ＦＰ（希ガス，CsI，RbI，CsO_2，TeO_2，Te_2 等）が炉心から放出されると，炉心の崩壊熱は減少する。炉心の温度が上昇してＦＰが放出されると，それらの崩壊熱は移動先の原子炉圧力容器又は原子炉格納容器で熱源としてエネルギ計算に用いられる。溶融炉心に含まれるＦＰもまた崩壊熱を持ち，溶融炉心のエネルギ計算において考慮される。原子炉格納容器内気相部のＦＰも崩壊熱を生成し，原子炉格納容器内の気相部のエネルギに加えられ，原子炉格納容器の温度上昇に寄与する。

ガス状及びエアロゾル状のＦＰは，水プールへの落下や周辺のヒートシンクへの付着が考慮され，ＦＰから発生した崩壊熱は水プールあるいはヒートシンクに加えられる。水プールが存在する場合，その温度がＦＰの再蒸発の判断に使用される。ヒートシンク上に沈着したＦＰはその崩壊熱をそのヒートシンクのエネルギに付与する。その際，ヒートシンクの表面温度が再蒸発の判断に使用される。原子炉圧力容器内では図 3.3-5 に示すヒートシンクがモデル化されており，これらについてＦＰから発生した崩壊熱による温度変化が考慮される。

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（1/5）

項目		計算モデル
炉心モデル	原子炉出力	・径方向及び軸方向の炉心出力分布の初期値を入力 ・原子炉スクラムまで初期値を維持
	崩壊熱	・径方向及び軸方向の崩壊熱割合を入力 ・リロケーションによる物質移動とともに崩壊熱も移動 ・ＦＰは 12 の核種グループを設定
	熱水力モデル（伝熱）	・燃料自立状態（冠水時）：水への対流・輻射熱伝達 ・燃料自立状態（露出時）：ガスへの対流・輻射熱伝達 ・損傷・溶融状態（冠水時）：限界熱流束 ・損傷・溶融状態（露出時）：ガスへの対流・輻射熱伝達 ・被覆管酸化：Baker-Just 相関式（高温時） Cathcart 相関式（低温時） ・ジルコニウムのペレットへの溶け込みを考慮
	水位計算モデル	・二相混合体積よりダウンカマ部と炉心内の二相水位を計算 ・各チャンネル内の二相水位はドリフトフラックスモデルに基づき計算
原子炉圧力容器モデル	熱水力モデル（流動）	・ノード及び物質ごとに以下を適用 －　質量保存則 －　エネルギ保存則 －　流量は圧損，静水頭バランスにより計算 ・各ノードの水位はボイド率を考慮した液相体積から計算
	破断流モデル	・差圧流 ・臨界流（Henry-Fauske モデル）

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（2/5）

項目		計算モデル
原子炉格納容器モデル	熱水力モデル（流動）	・ノード及び物質ごとに以下を適用 － 質量保存則 － エネルギ保存則 － 流量は圧損，静水頭バランス及び圧力差により計算 ・原子炉圧力容器破断口からの水と蒸気の放出，放出された水のフラッシングを考慮 ・気液界面の水のフラッシング，蒸気の凝縮を考慮
	熱水力モデル（伝熱）	・格納容器ヒートシンクとして，格納容器壁及び床，金属機器を考慮 ・水と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達及び自然対流熱伝達 ・水蒸気と格納容器ヒートシンク：強制対流熱伝達，自然対流熱伝達，凝縮熱伝達及び輻射熱伝達
	水素ガス発生	水素ガス発生源として以下を考慮： ・炉心ヒートアップ及び溶融炉心のジルコニウム－水反応（Baker-Just 相関式（高温時）及び Cathcart 相関式（低温）） ・溶融炉心とコンクリートの相互作用
	格納容器破損モデル	・格納容器内圧力と限界圧力あるいは格納容器温度と限界温度との比較等により格納容器の破損を判定
安全系モデル	非常用炉心冷却系	・注入特性を入力し，原子炉圧力に応じて注入流量を計算
	格納容器スプレイ	・注入特性を入力し格納容器圧力に応じて注入流量を計算 ・スプレイ水による凝縮熱伝達により気相部冷却を計算
	逃がし安全弁	・設計値に基づいて流量を計算

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（3/5）

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル	ヒートアップ	（炉心モデル（熱水力モデル（伝熱））に記載）
	リロケーション	・軸方向及び径方向に質量及びエネルギの移動を考慮 ・炉心ノード内の状態として，「燃料が自立した状態」，「燃料が崩壊した状態」，「流路が減少した状態」，「流路が閉塞した状態」及び「溶融プール状態」を考慮 ・軸方向のリロケーションは燃料の溶融状態に応じて定常を仮定した液膜流あるいは管内流の速度で移動 ・径方向のリロケーションは下部ノードが閉塞し，隣接ノードに空隙があり，かつ溶融物の液面に差がある場合に適用され，水頭差と流動抵抗がバランスした速度で流動 ・流路減少の進展，流路閉塞及び溶融プールの各状態において蒸気及びガスの流路の閉塞を模擬 ・クラストのクリープ破損を考慮
	下部プレナムでの溶融炉心の挙動	・下部プレナムからの溶融炉心の落下速度は，デブリジェットの密度，冷却材の密度，差圧，重力加速度により計算 ・デブリジェットと水のエントレインを計算 ・エントレイン量：Ricou-Spalding モデル ・水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・成層化したデブリベッドを模擬 ・上部の水による熱除去は Henry-Epstein-Fauske 相関式 ・デブリベッドに浸入した水による熱除去は，水の浸入を考慮した CHF 相関式 ・下部ヘッドと溶融炉心のギャップでの沸騰水による熱除去については，門出らの相関式
	原子炉圧力容器破損	・制御棒駆動機構ハウジング溶接部等の貫通部の破損として，せん断応力あるいはひずみがしきい値を超える場合に破損を判定 ・原子炉圧力容器下部ヘッドの破損として，Larson-Miller パラメータ手法によるクリープ破損を考慮 ・破損後，溶融炉心からの加熱による破損口拡大を模擬

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（4/5）

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル（つづき）	原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出	・高圧溶融物放出の防止が評価目的であり，高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器雰囲気直接加熱	・高圧溶融物放出の防止が評価目的であり，高圧溶融物放出及びそれに引き続き発生する格納容器雰囲気直接加熱についてはモデル上考慮しない
	格納容器下部での溶融炉心の挙動（落下及び溶融プール）	・デブリジェットと水のエントレインを計算 エントレイン量：Ricou-Spalding モデル 水との熱伝達：膜沸騰及び輻射熱伝達 ・格納容器下部床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定 ・格納容器下部床全面に均一に広がると仮定 ・溶融プールは厚さ均一の平板を仮定，内部温度は１点で模擬 ・上部・下部・側部クラストを考慮し，下方及び側方への侵食を考慮 ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して２次式で近似 ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化・固化温度を評価 ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素，一酸化炭素，二酸化炭素）の発生を評価
	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動（溶融プールの伝熱）	・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮 ・内部の溶融物から下部・側部クラストへは対流熱伝達を考慮

表 3.3-1　ＭＡＡＰコードのモデル一覧（5/5）

項目		計算モデル
溶融炉心の挙動モデル（つづき）	原子炉格納容器下部での溶融炉心の挙動（コンクリート侵食）	・コンクリート温度は，深さ方向に準定常の 1 次元の熱伝導方程式により温度分布を持つと仮定 ・コンクリート温度がコンクリート溶融温度を超えると侵食開始。その際，コンクリート溶融潜熱及び化学反応熱の発生を考慮 ・コンクリートから放出されるガス（水蒸気及び二酸化炭素）は直ちに溶融プールに侵入すると仮定し，溶融プール中の金属との酸化反応を考慮 ・コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し，ウラン・ジルコニウム等と混合すると仮定
ＦＰ挙動モデル	ＦＰ放出	・ＦＰは炉心温度に対する放出速度の相違に基づき 12 グループに分類し，各ＦＰグループの質量保存を考慮 ・溶融炉心・コンクリート相互作用に伴うＦＰ放出を模擬
	遷移・輸送	・原子炉圧力容器及び格納容器内のＦＰ形態は各グループに対し，ガス状，エアロゾル状，沈着を考慮（希ガスはガス状のみ）。また，水中及び溶融炉心内のＦＰを考慮 ・気相及び液相中のＦＰの輸送は，熱水力計算から求められる体積流量からＦＰ輸送量を計算 ・ＦＰがガスとエアロゾルの場合は，気体の流れに乗って移動 ・溶融炉心内に残存するＦＰは溶融炉心とともに移動 ・水中のＦＰは区画間の水の流れとともに移動 ・格納容器及び原子炉圧力容器内での気体，エアロゾル及び構造表面上（沈着）の状態間の遷移を模擬 ・エアロゾルの沈着は，重力沈降，拡散泳動，熱泳動，慣性衝突，ＦＰガス凝縮，ＦＰガス再蒸発を模擬。沈着したエアロゾルの再浮遊は考慮していない
	崩壊熱	・崩壊熱は各位置のＦＰ量に応じて分配され，各エネルギ保存式に考慮 ・ＦＰ崩壊による発生エネルギは崩壊熱データで考慮

表 3.3-2　ＭＡＡＰコードのＦＰの核種グループ

グループ	代表核種	説明
1	希ガス	希ガス（Xe，Kr）
2	CsI	CsI 及び RbI。よう素は全てアルカリＦＰと結合すると仮定。また，セシウムがほとんどであるため，CsI の物性を用いる。
3	TeO_2	酸化テルル（TeO_2）。炉心内に放出されたテルルは直接 TeO_2 となると仮定。原子炉圧力容器外で放出されたテルルは元素状態にあると仮定するが，蒸気や酸素ガスが存在する場合には酸化されて TeO_2 になるものと仮定。
4	SrO	ストロンチウムは主として原子炉圧力容器外から元素状態で放出されるが，原子炉格納容器内で酸化されて SrO になるものと仮定。原子炉圧力容器内放出についても，酸化されて SrO になると仮定。
5	MoO_2	二酸化モリブデン（MoO_2）。モリブデンが主にコンクリート接触時に放出されると考えられるためである。
6	CsOH	CsOH 及び RbOH を表す。これは，よう素と結合した後に放出される Cs と Rb を表す。
7	BaO	酸化バリウム（BaO）を表す。Ba は化学的周期性から，Sr と同じような挙動を示す。
8	La_2O_3	La を表す。La 類の全三二酸化物の化学的挙動は同様であるので一つのグループとする。これらは不揮発性であるが，原子炉圧力容器内放出が許容されている。主として一酸化物の状態で原子炉圧力容器外に放出されるが，原子炉格納容器内で更に酸化する。
9	CeO_2	Ce の挙動は La と同様であるが，化学量及びガス分圧が異なるため，違うグループとしている。
10	Sb	アンチモンは元素の形態のまま原子炉圧力容器内及び原子炉圧力容器外へ放出される。
11	Te_2	原子炉圧力容器外に放出された Te のうち酸化しないものは Te_2 のままとする。
12	UO_2	ウラン及び超ウラン元素は特性が異なるため他のＦＰとは区別してグループ化する。これらは原子炉圧力容器外のみに放出され，原子炉格納容器内で二酸化物になるものと仮定。

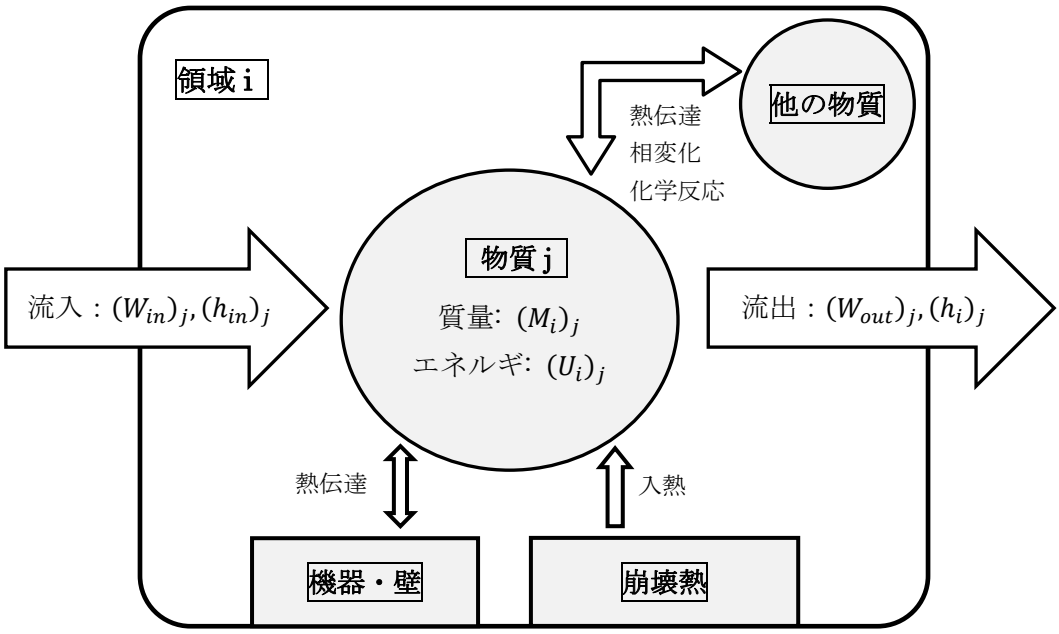


図 3.3-1　各ノード（領域）における物質ごとの質量及びエネルギバランス

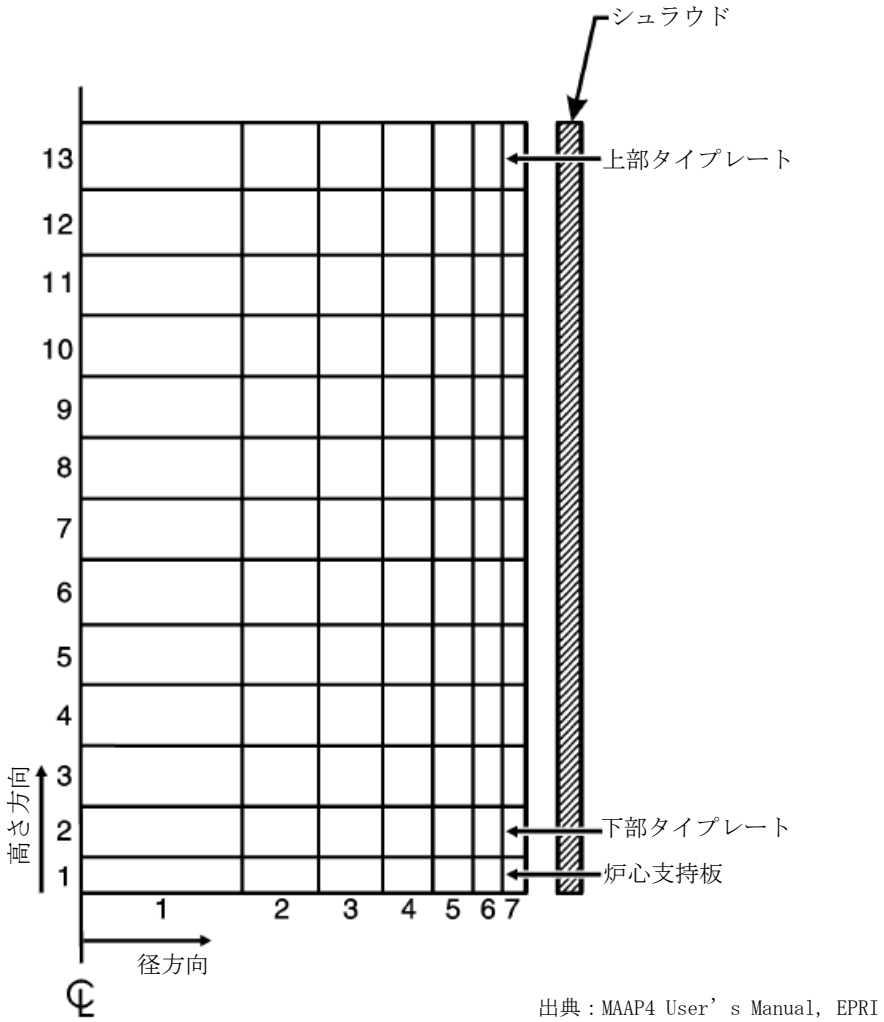
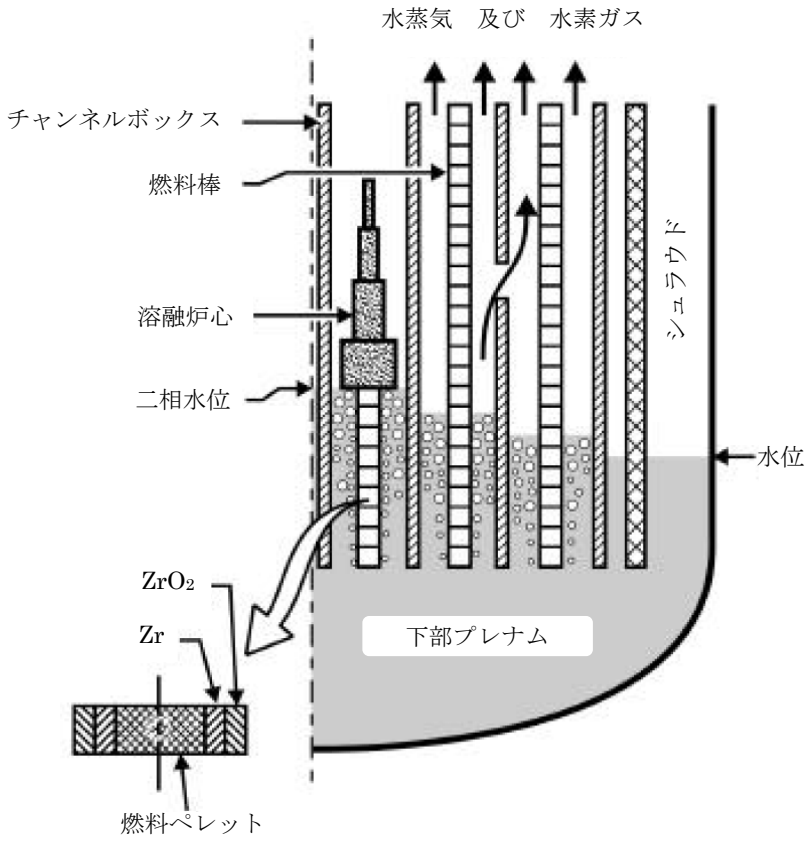


図 3.3-2　ＭＡＡＰノード分割例（炉心モデル）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-3　炉心水位モデル

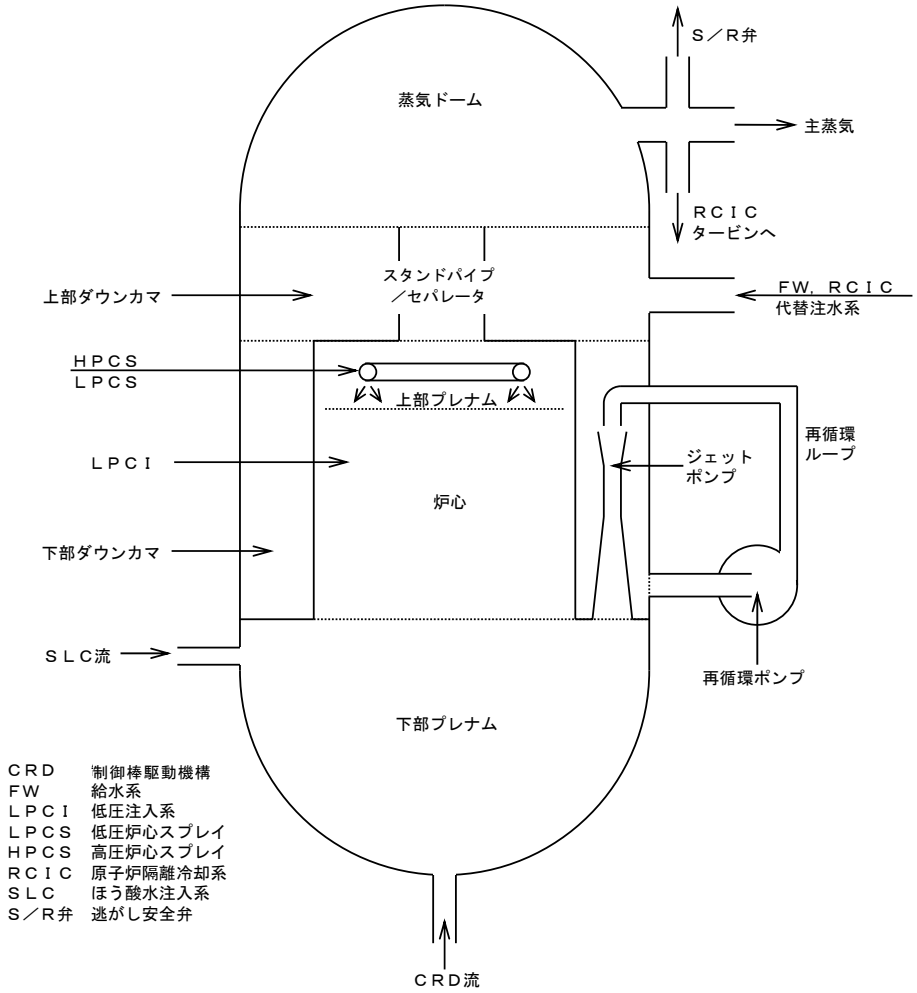
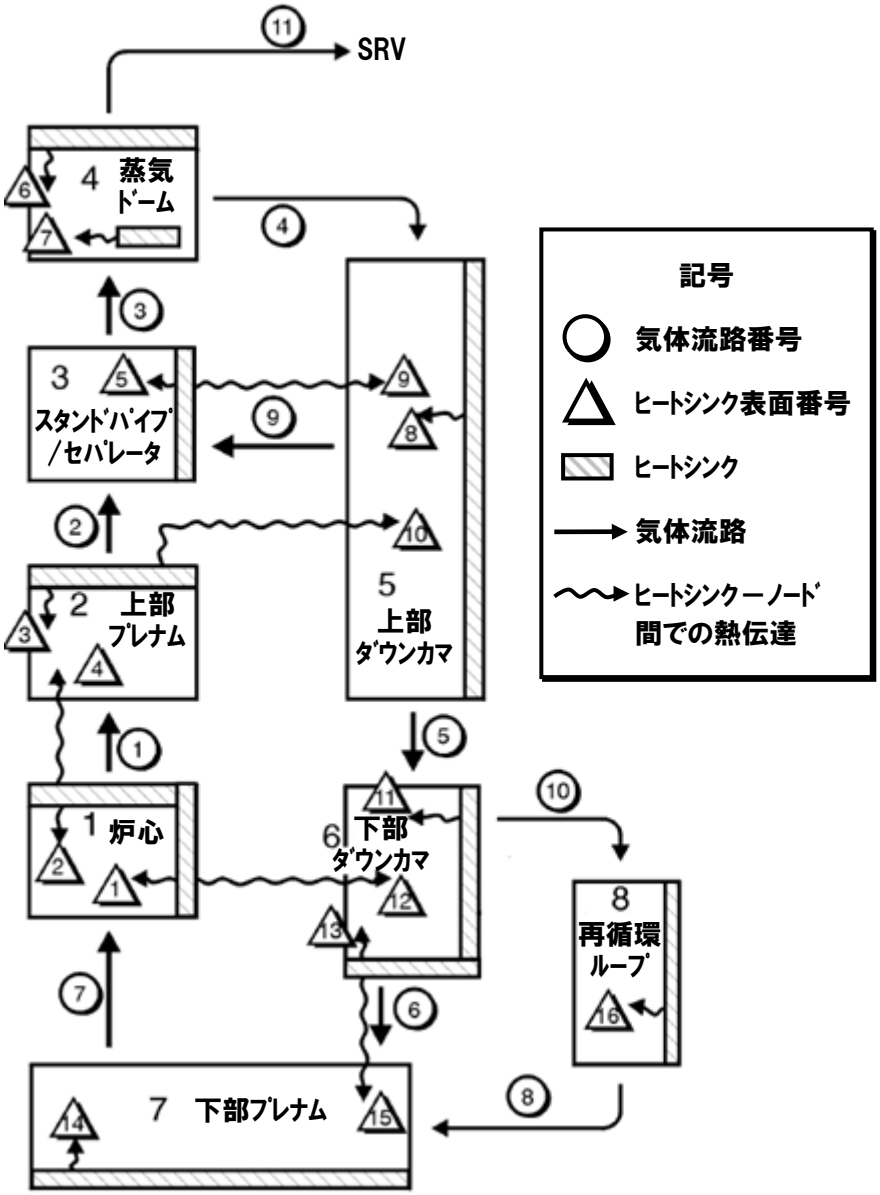


図 3.3-4　ＭＡＡＰ原子炉圧力容器モデルの概要（ＢＷＲ５の例）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-5　ＭＡＡＰ原子炉圧力容器ノード分割図

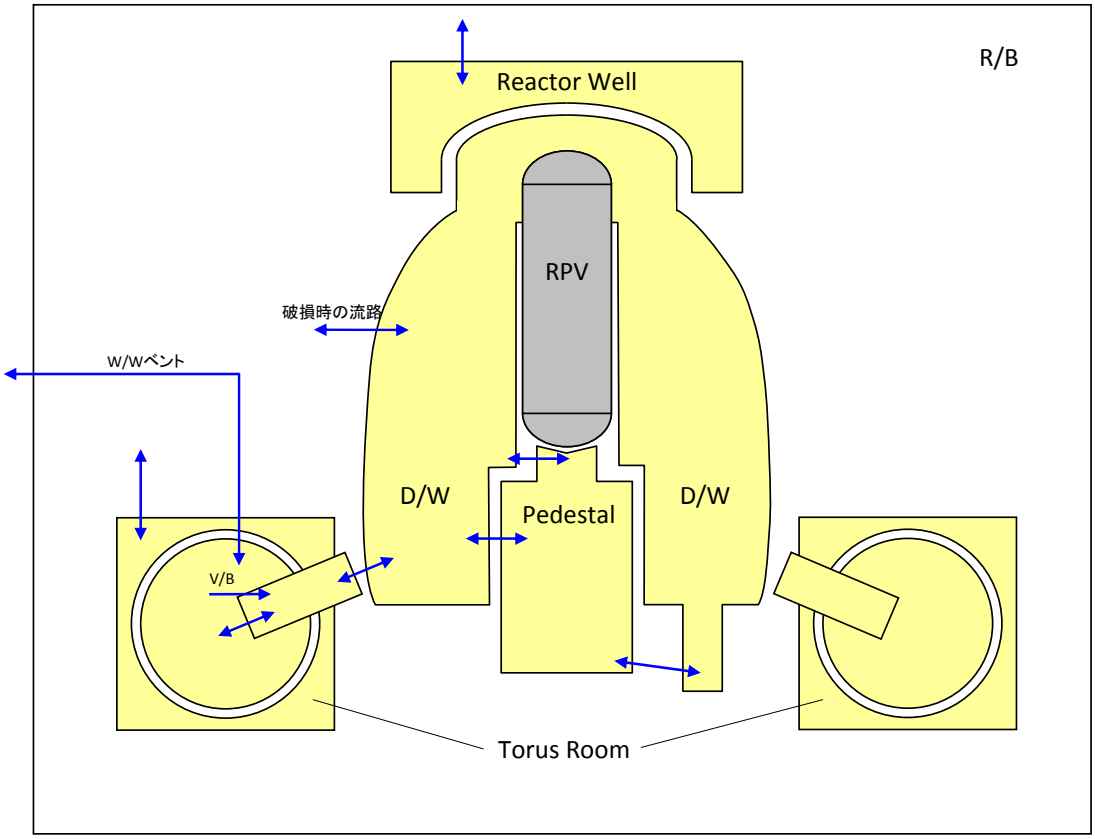


図 3.3-6　ＭＡＡＰノード分割図（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

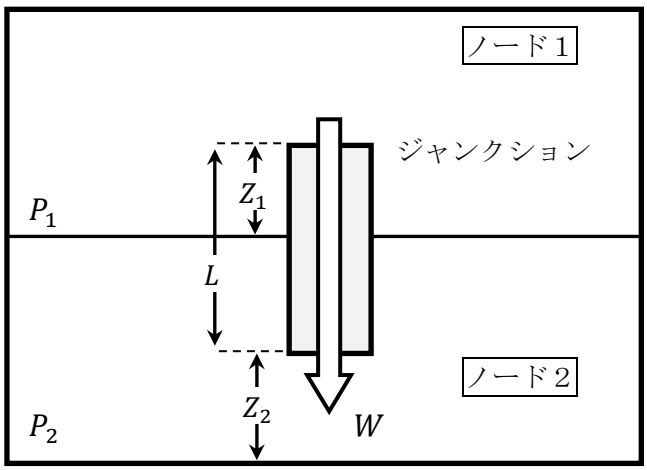


図 3.3-7　ジャンクションの接続関係

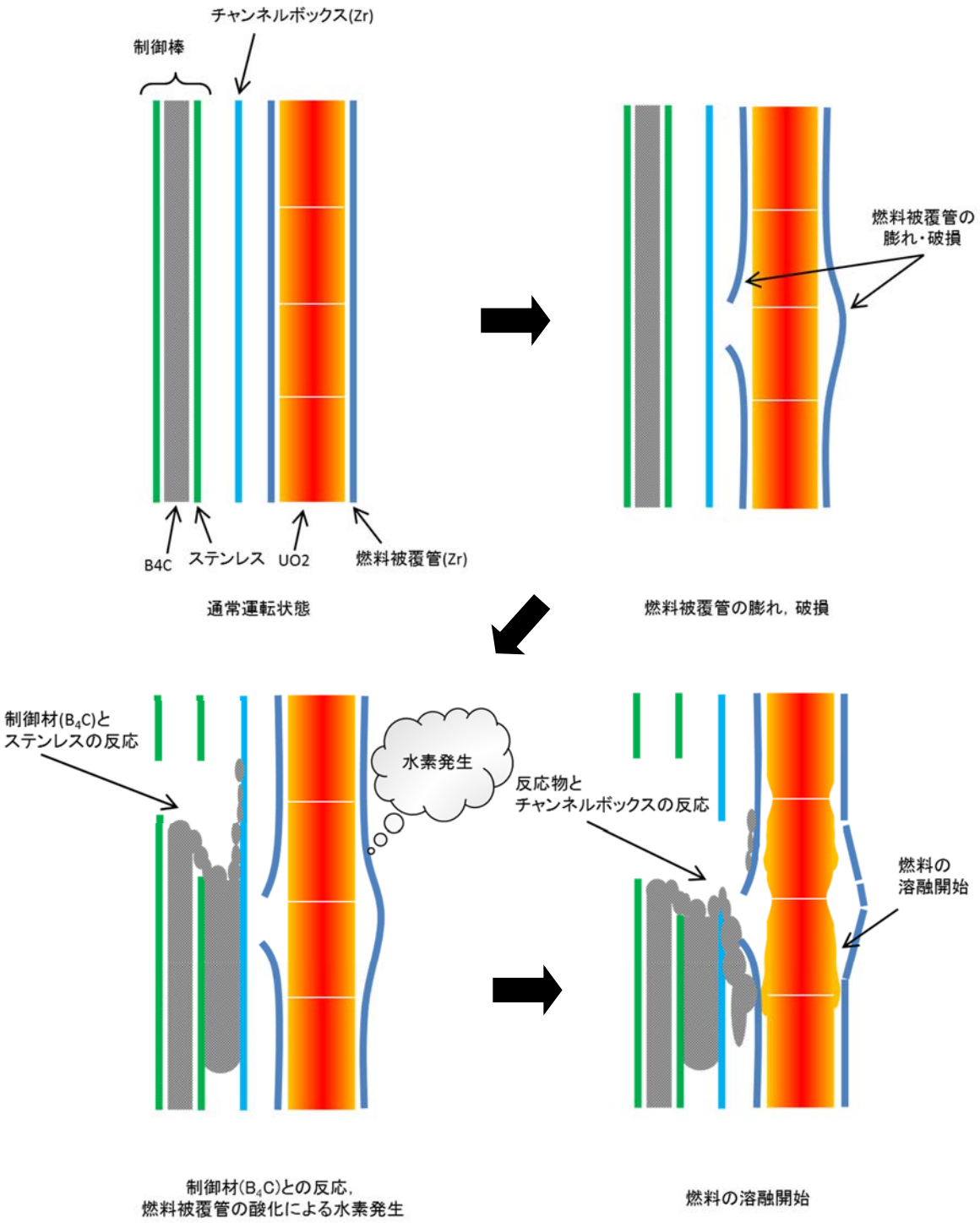
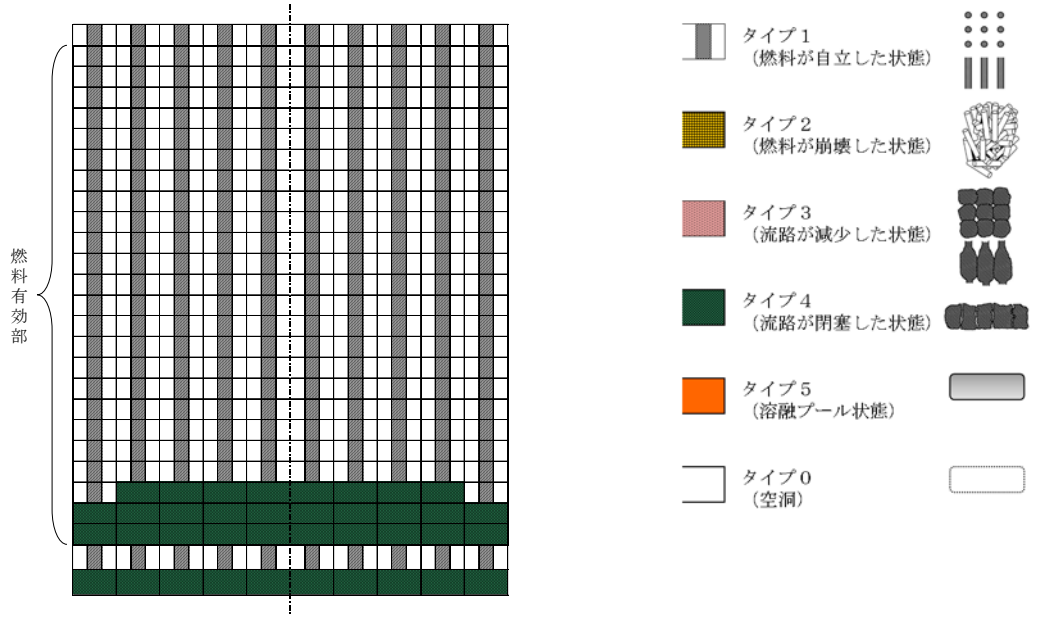
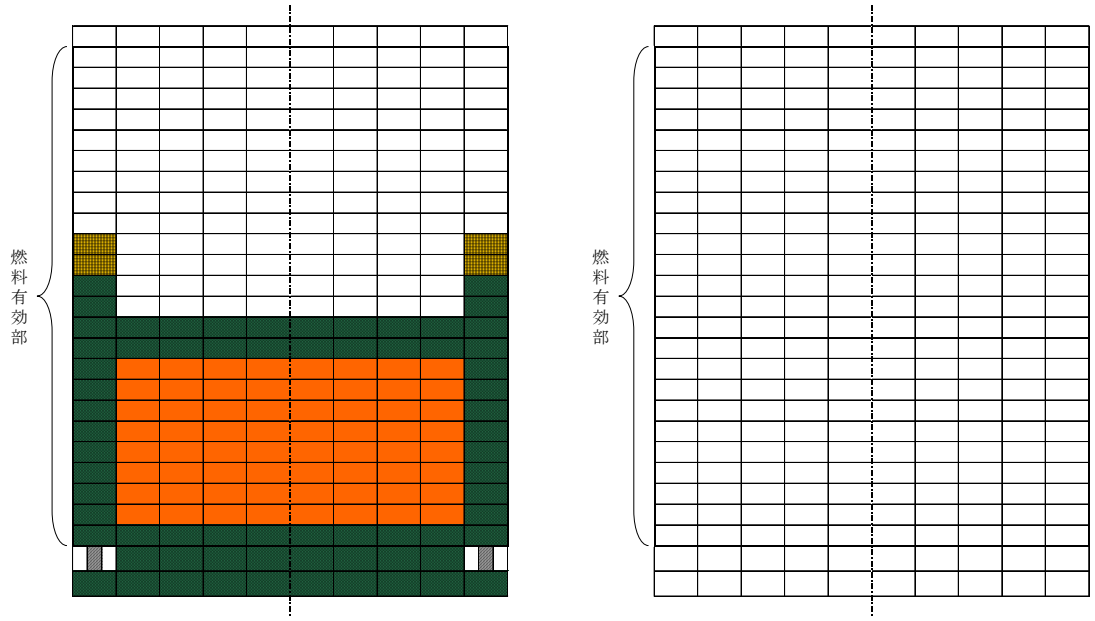


図 3.3-8　炉心ヒートアップ・燃料溶融の模式図



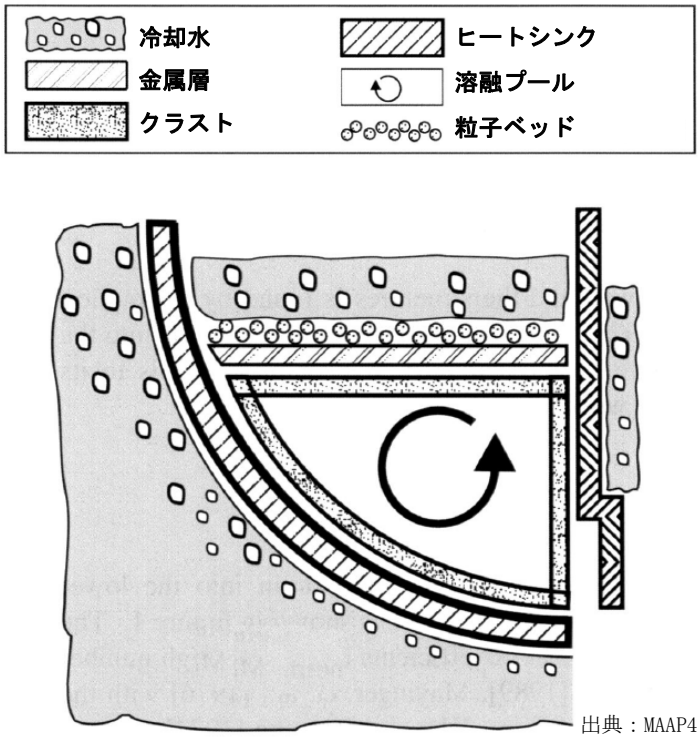
炉心溶融開始直後の状態。炉心溶融は炉心径方向中心から開始し，シュラウド側（径方向外側）の溶融は炉心中央に比べて進展が遅い。



代替注水系による損傷炉心冷却後の状態。損傷炉心の冷却が行われているため，溶融プール状態のノードの周囲に流路が閉塞した状態のノードが形成され，シュラウド側（径方向外側）においても冷却されている。

原子炉圧力容器破損後の状態。炉心支持板より上部に燃料は存在せず，空洞となっている。

図 3.3-9　炉心溶融進展における損傷炉心の形状の変化（例）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-10　下部プレナムでの溶融炉心の概念

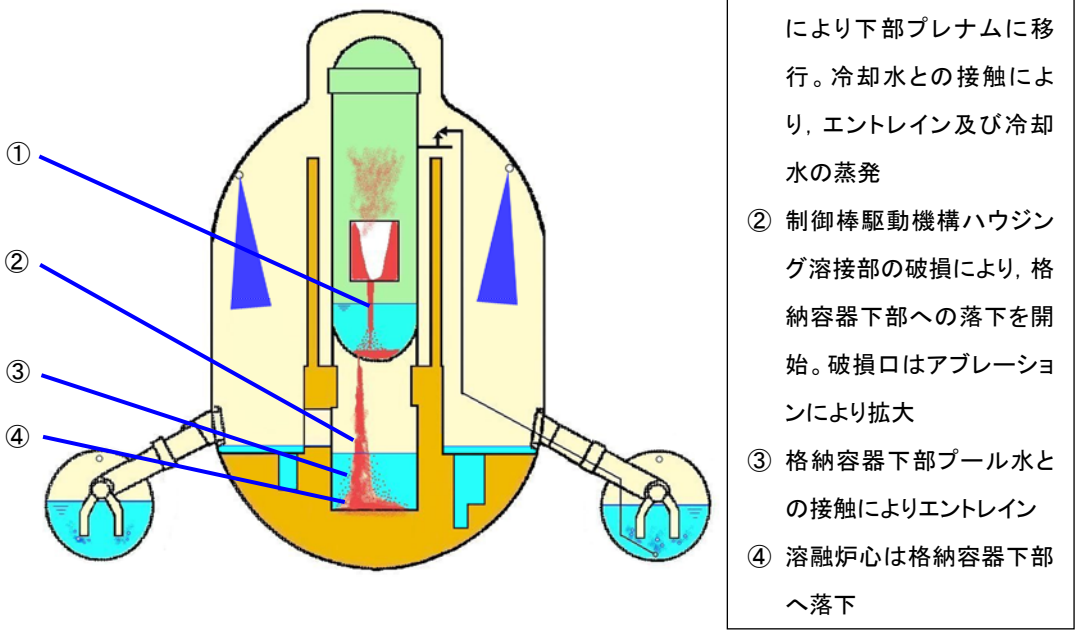


図 3.3-11　格納容器下部への溶融炉心の落下の例（格納容器モデル：Mark-I 改の例）

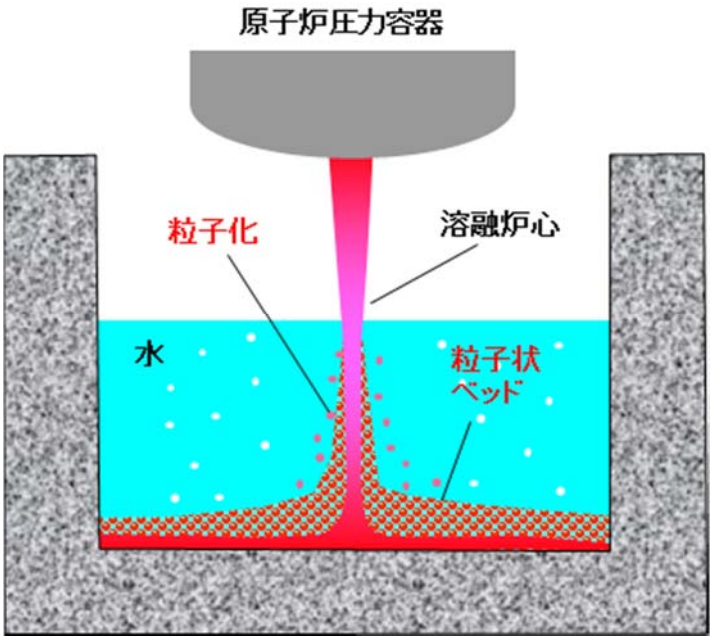
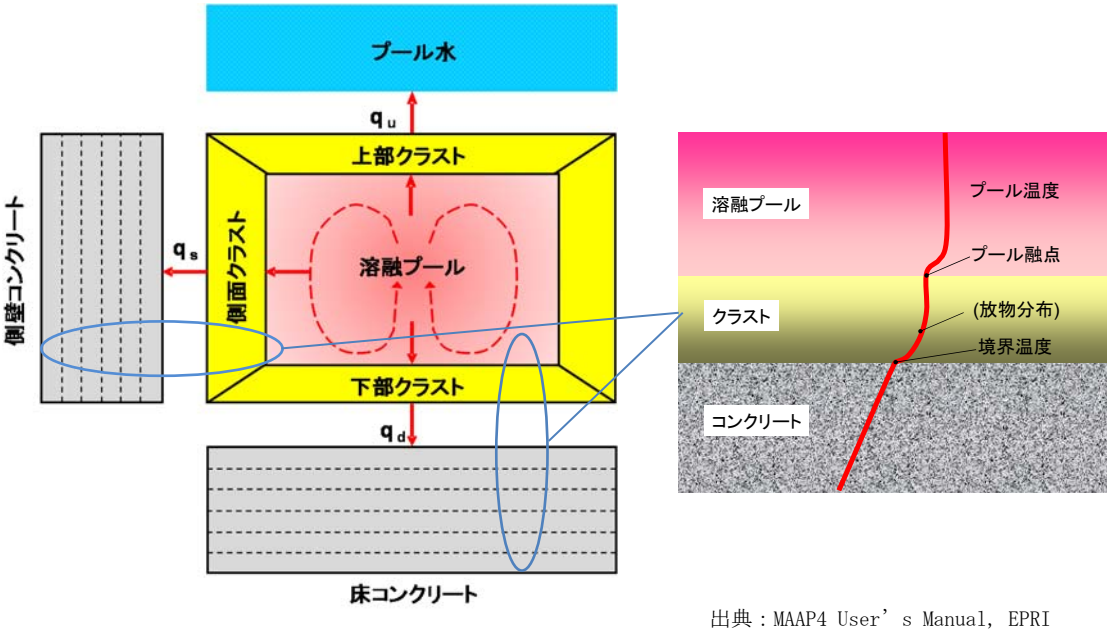
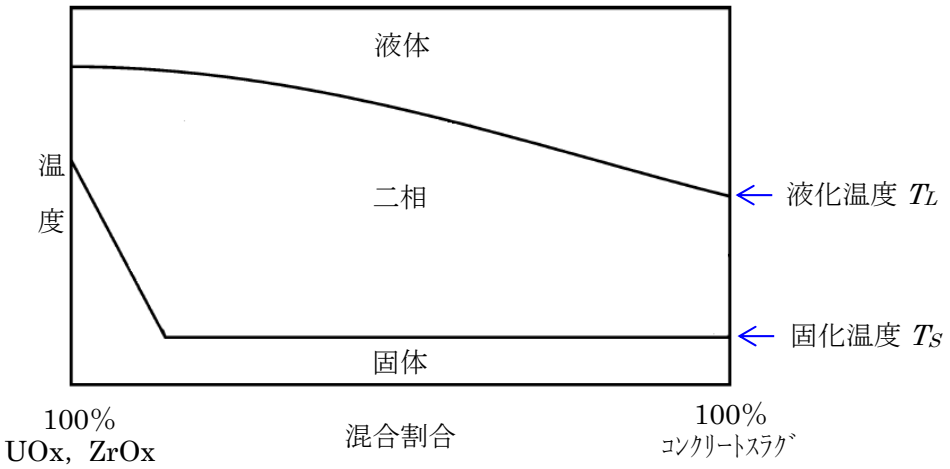


図 3.3-12　原子炉格納容器下部における溶融炉心の挙動の概念



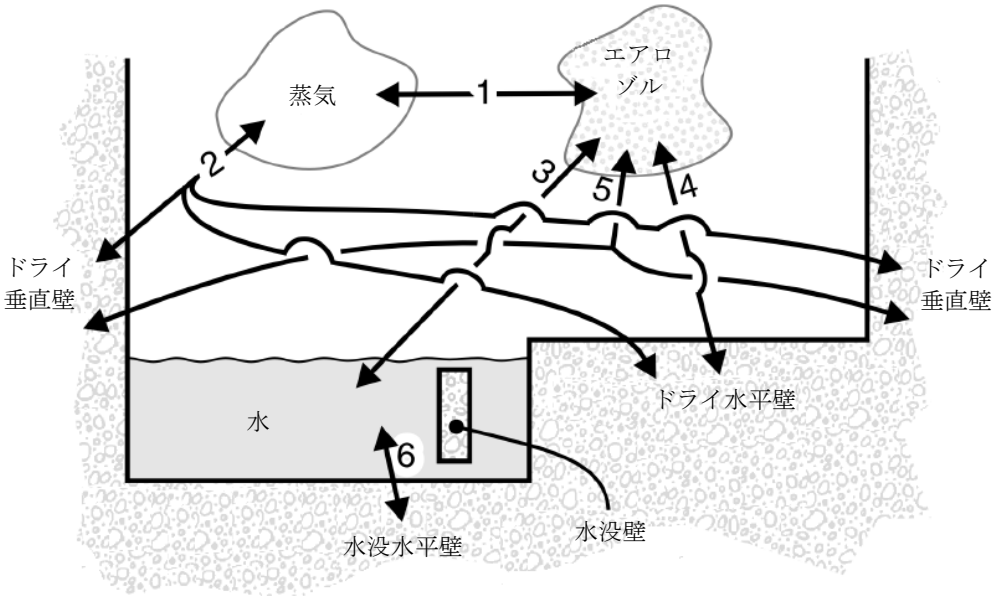
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 3.3-13　溶融炉心の伝熱の概念



出典：MAAP4 User’s Manual，EPRI

図 3.3-14　溶融プールの相変化の概念



FP 輸送パス：

1．　蒸気－エアロゾル（蒸発／凝縮）
2．　蒸気－ドライ壁（蒸発／凝縮）
3．　エアロゾル－水（拡散泳動，重力沈降，熱泳動）
4．　エアロゾル－ドライ水平壁（重力沈降，熱泳動）
5．　エアロゾル－ドライ垂直壁（慣性衝突，熱泳動）
6．　水－水没水平壁（溶解／沈着）

出典：MAAP4 User’s Manual，EPRI

図 3.3-15　格納容器内 FP 遷移モデル

3.4　ノード分割

実機解析に用いるノード分割の考え方を表 3.4-1 に示す。

炉心モデルは，Ｒ－Ｚの 2 次元モデルであり，各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定している。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが，解析の安定性のため，各分割要素で断面積（体積）の差があまり大きくならないよう考慮している。軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム－水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上としている。

原子炉圧力容器のノードは，蒸気ドーム，スタンドパイプ／セパレータ，上部プレナム，ダウンカマ，下部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとに分割された，コードプリセットの分割を用いている。

原子炉格納容器は，壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせてモデル化し，同じ特徴を有する空間を集約することを基本にして設定している。

ノード分割の考え方は，ＢＷＲプラントに共通して適用するものである。

表 3.4-1　ＭＡＡＰコードのノード分割の考え方

項目	ノード分割の考え方
炉心	径方向及び高さ方向にノード分割した，Ｒ－Ｚの 2 次元モデルである。径方向は輻射熱伝達により温度勾配が小さく分割数の影響は小さいが，軸方向の分割数は高さ方向の温度勾配がジルコニウム－水反応の速度や炉心溶融挙動に影響するため 10 以上が推奨される。径方法の分割は任意であるが，各ノードの体積割合は燃料集合体単位で設定し，解析の安定性のため，各分割要素で断面積（体積）の差があまり大きくならないように設定することが推奨されている。
原子炉圧力容器	蒸気ドーム，スタンドパイプ／セパレータ，上部プレナム，ダウンカマ，下部プレナム等の原子炉圧力容器の構成要素ごとにノード分割される（コードのプリセット）。このノード分割は，国内外の典型的なＢＷＲプラントの原子炉圧力容器を模擬したもので，コード内に設定されたプリセットのものとなっており，各炉型に対して適用性を有する。
原子炉格納容器	壁等の物理区画を模擬したノードと吹き抜けや扉等の開口部を模擬したジャンクションを組み合わせ，標準的には，格納容器内部を格納容器下部（下部ドライウェル，ペデスタル），ドライウェル，ベント管，ウェットウェルに分割する。 このノード分割は，同じ特徴を有する空間を集約することを基本として，壁や床によって囲われた領域をノード（区画）として設定し，同じ特徴を有する空間では物理パラメータも同等となるため，緩やか又は長期的な応答を模擬することができ，各ノード間の接続条件を適切に与えることによって，格納容器の型式によらず適用性を有する。

3.5　入出力

ＭＡＡＰコードへの入力情報は，別紙１に示すとおりである。

主要な入出力は，図 3.5-1 に示すとおりであり，入力は，

① 燃料質量，被覆管質量等
② 核分裂生成物質量等
③ 原子炉圧力容器圧力・温度，格納容器圧力・温度等の初期条件
④ 原子炉圧力容器内の形状等
⑤ 工学的安全設備，格納容器スプレイの特性等
⑥ 原子炉格納容器内の区画形状，原子炉格納容器内の区画間の形状等
⑦ 原子炉格納容器内のヒートシンクの材質・形状等
⑧ 起因事象，緩和設備等の情報等

を与え，これらに基づきプラント全体の過渡解析を実施し，以下の出力を得る。

① 原子炉圧力容器圧力
② 原子炉圧力容器水位
③ 格納容器内圧力
④ 格納容器温度
⑤ 格納容器内水素濃度
⑥ 格納容器内水量
⑦ コンクリート侵食深さ等

なお，上に示した入力情報のうち，核分裂生成物質量については核種生成崩壊計算コードにより求められたデータを初期値として用いる。この値は，炉心内蔵量を保守的に与えるため，1 サイクル 13 ヶ月(395 日)に余裕をみて 1 サイクル 1 万時間(416 日)の燃焼期間を仮定し，平衡炉心の燃料装荷体数の割合に基づいた条件で評価されたものである。

これらの入力作成の流れを図 3.5-2 に示す。

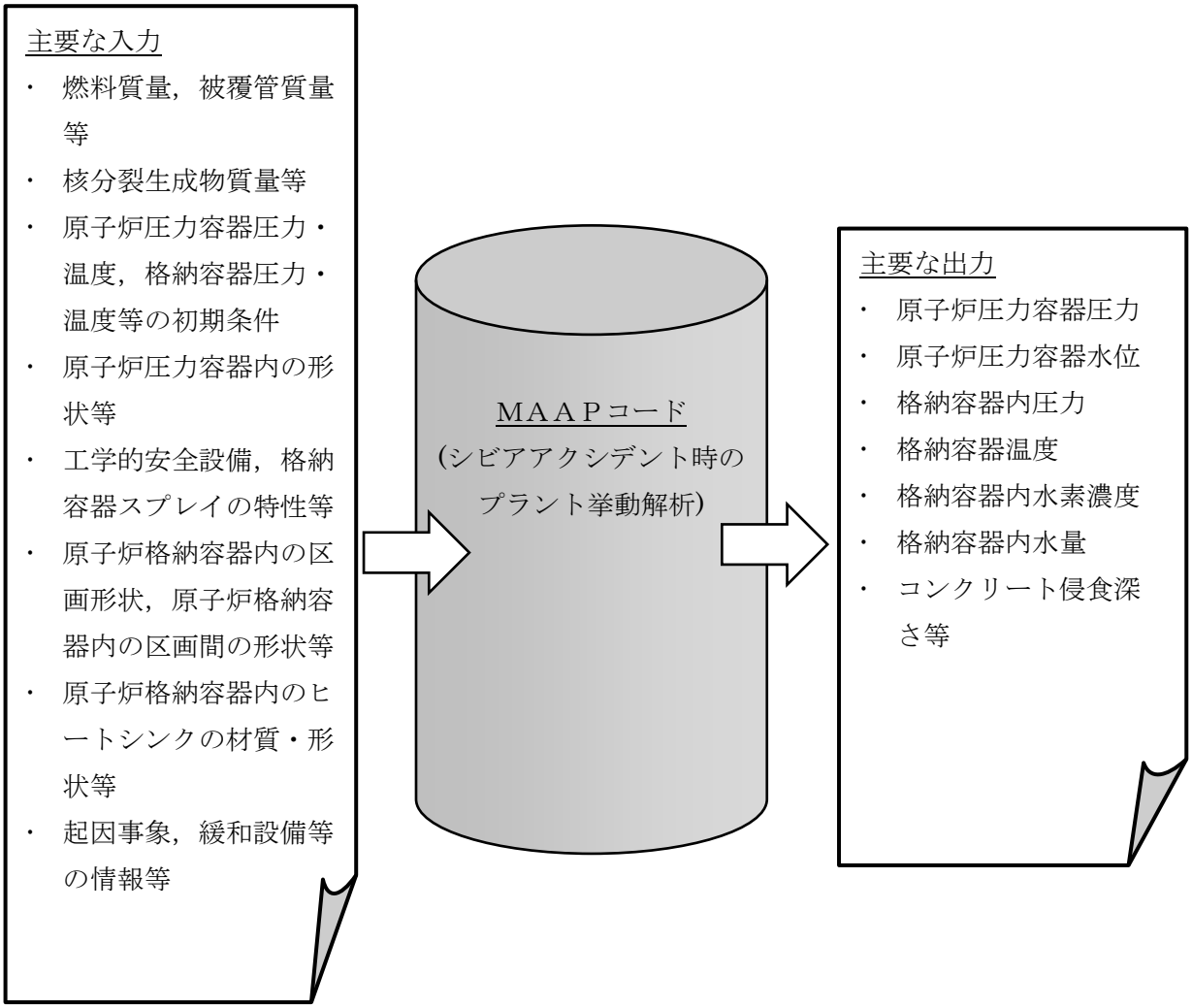


図 3.5-1　ＭＡＡＰの入出力

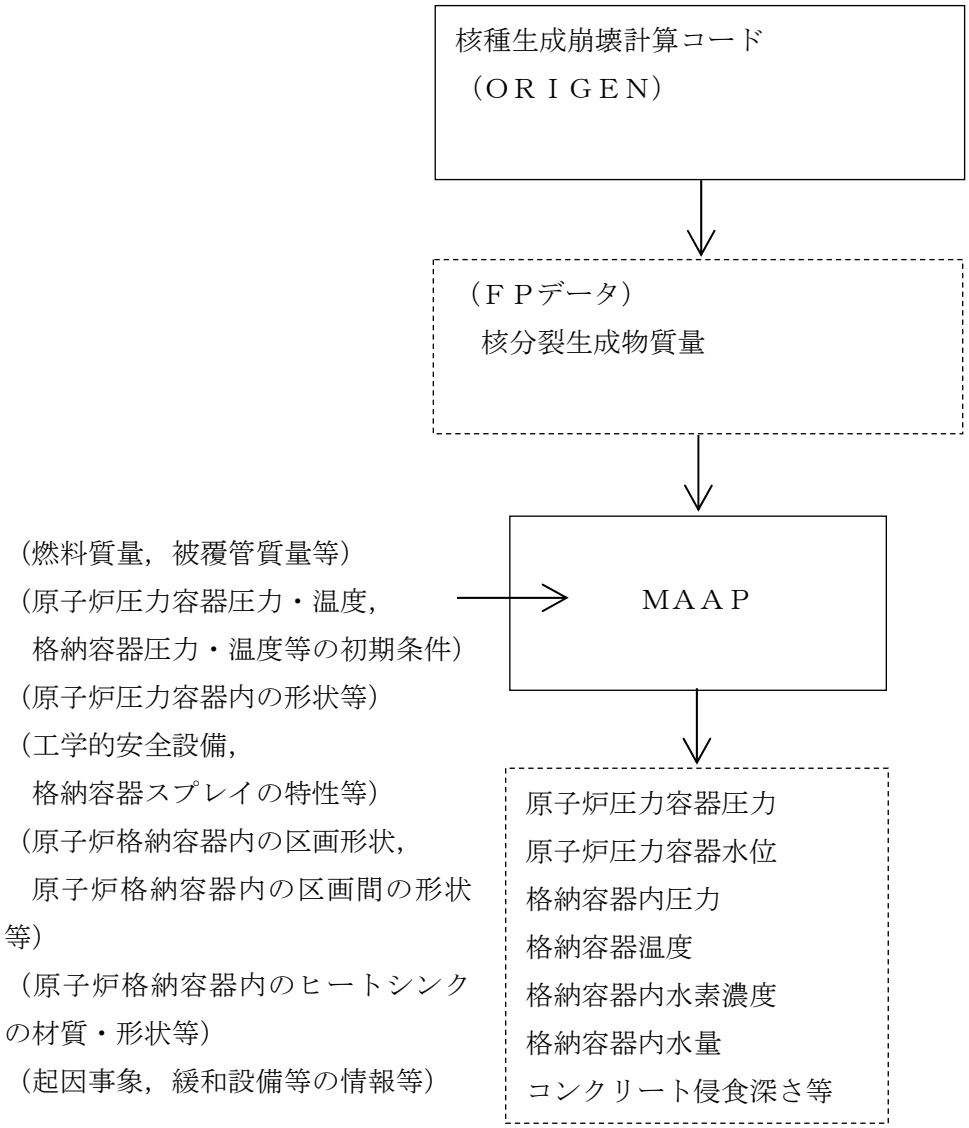


図 3.5-2　前処理コードによるＭＡＡＰ入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1 妥当性確認方法

2.3 において分類した重要現象の妥当性確認方法を以下に記載する。各重要現象の妥当性確認においては，事故解析あるいは実験解析によって確認することを基本とするが，機器や設備の性能に基づいて物理現象の特性を与えているため，妥当性確認が不要となるものがある。

2 章では「原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出」及び「格納容器雰囲気直接加熱」を重要現象として抽出していないものの，その発生を防止するという観点からは，事象進展に影響する各モデルの不確かさに基づいた総合的な判断が必要なことから，添付１において不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

また，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（ＦＣＩ）」及び「溶融炉心・コンクリート相互作用（ＭＣＣＩ）」については，国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが，現在においても研究段階にあり，不確かさが大きい現象であると言えることから，添付２及び添付３において，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価をまとめる。

4.1.1 崩壊熱［炉心（核）］

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は，信頼性の高いモデルと現実的な条件を用いて評価された最確値をもとに，事象発生後の原子炉出力変化として計算される。このため，ＭＡＡＰコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.2 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（水位変化）・対向流」については，原子炉圧力容器内水位に関係する現象である。ＭＡＡＰコードの炉心水位（二相水位）は，3.3.2(4)で述べたモデルによって計算される。上部プレナム領域についても同様にドリフトフラックスモデルによるボイド率から二相水位が計算され，炉心水位と併せて原子炉圧力容器内水位として計算される。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては，対象とする原子炉水位といった原子炉圧力容器内挙動はＳＡＦＥＲコードによって評価されており，ＭＡＡＰコードは原子炉格納容器内挙動の評価のみに用いられているが，格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては，ＭＡＡＰコードによって，原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため，原子炉水位についてＳＡＦＥＲコードと比較を行い，不確かさを確認する（4.3.1 参照）。

4.1.3　冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器］

原子炉圧力容器と原子炉格納容器との間の流れとなる，ＬＯＣＡ破断口からの臨界流による流量については，3.3.3(3)で述べたとおり，保守的なモデルを用いている。逃がし安全弁からの流量については，3.3.5(3)で述べたとおり，設計値に基づいて流量が計算される。差圧流については一般的なモデルが用いられていることから解析モデルとしての不確かさは小さく，ＭＡＡＰコードにおける「冷却材放出（臨界流・差圧流）」の妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.4　格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達，格納容器ベント［原子炉格納容器］

「格納容器各領域間の流動」，「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」，「気液界面の熱伝達」は，HDR実験に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。あわせて，「格納容器各領域間の流動」，「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」は，CSTF実験に対するベンチマーク解析によって妥当性の確認を行う。「格納容器ベント」に関しては，3.3.4(2)で述べたとおり，「格納容器各領域間の流動」と同様の計算方法が用いられており，「格納容器各領域間の流動」の妥当性の確認に含まれる。なお，「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」に関しては，直接的なデータが得られていないため，格納容器圧力や温度の過渡挙動を模擬した実験との比較から，所定の入熱があった場合の構造材への熱伝達及び内部熱伝導による放熱計算に関する考察を行うものとする（4.2.3及び4.2.4参照）。

4.1.5　ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器］，スプレイ冷却，サプレッション・プール冷却［原子炉格納容器］

ＥＣＣＳ及びスプレイ注入特性は，設計値に基づいて，作動圧力及びポンプの圧力－流量特性を入力値として与えている。スプレイによる格納容器気相部の冷却に関しては，液滴径を入力し，液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルが採用されている。液滴は質量に対して伝熱面積が大きいことより，スプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する。スプレイの水滴温度が比較的短時間に周囲の雰囲気温度と平衡状態となることは良く知られているところであり，伝熱モデルの不確かさによる結果への影響はないと考えられる。よって，「ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）」，「スプレイ冷却」の妥当性確認は不要であると考えられる。「サプレッション・プール冷却」においても，設計値に基づいて，ポンプ流量及び除熱量を入力値として与えており，妥当性確認は不要であると考えられる。

4.1.6 燃料被覆管酸化［炉心（燃料)］，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生［原子炉格納容器］［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

炉心内のジルコニウムー水反応による水素ガス発生量は，ＴＭＩ事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。水の放射線分解による水素ガス及び酸素ガスの発生量は，コード内にモデルを備えていないため，崩壊熱を用いた評価としており，妥当性確認は不要である。

4.1.7 炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形［炉心（燃料)］），リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

ＭＡＡＰコードの炉心ヒートアップモデルについては，ＴＭＩ事故に対するベンチマーク解析及びCORA実験に対するベンチマーク解析により，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心伝熱モデルについては，ＴＭＩ事故に対するベンチマーク解析により妥当性の確認を行う。

ＴＭＩ事故では炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形)，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達を直接示す測定値はないものの，それらの挙動が間接的に影響する１次系及び２次系の挙動や，事故後の調査研究で各時刻の溶融進展状況が推定されており，それら調査結果との比較により本モデルの妥当性が確認できると考えられる(4.2.1参照)。

ＴＭＩ事故は原子炉圧力容器破損前に事象終息していること，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であり，不確かさが大きいと考えられることから，感度解析による影響の把握を行う(4.3.2，4.3.3，4.3.5参照)。

4.1.8 原子炉圧力容器破損［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器破損挙動を溶融炉心挙動と併せて実験した例はないため，実験解析により直接的に妥当性評価を行うことはできない。以下のように，ＭＡＡＰコードの原子炉圧力容器破損モデルはＴＭＩ事故の知見に基づき開発されており，妥当性確認は不要と考えられる。

ＴＭＩ事故では，溶融炉心が下部プレナムへ落下したものの，原子炉圧力容器と溶融炉心のギャップに水が浸入することで原子炉圧力容器壁を冷却できたと推定されている。ＭＡＡＰではＴＭＩ事故の調査研究や溶融炉心から原子炉圧力容器壁への伝熱挙動を模擬した実験に基づいて，原子炉圧力容器壁への伝熱挙動をモデル化している。また，原子炉圧力容器の破損形態として，原子炉圧力容器のクリープ破損，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損等が考慮されている。原子炉圧力容器

破損モデルは，工学分野でクリープ破損評価に広く使用されるLarson-Millerパラメータ手法に基づくものであり，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は単純な熱伝導問題であり，これらモデルにはある程度の妥当性があるものと推測される。しかしながら，現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ，不確かさの整理を行うとともに，感度解析による影響の確認を行う。(4.3.6参照)

4.1.9 原子炉圧力容器内ＦＰ挙動［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］，原子炉格納容器内ＦＰ挙動［原子炉格納容器(炉心損傷後)］

炉心からのＦＰ放出モデルについては，これまでに実験や検討がなされてきており，ＭＡＡＰではその知見に基づくＦＰ放出モデルが採用されている。燃料から原子炉圧力容器及び原子炉圧力容器から原子炉格納容器へ放出されるＦＰ挙動についてPHEBUS-FP実験のベンチマーク解析によって妥当性を確認する(4.2.7参照)。また，格納容器内に放出されたエアロゾル挙動についてABCOVE実験のベンチマークによって妥当性を確認する（4.2.8参照)。

4.1.10 原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

溶融炉心の細粒化及び粒子状デブリから水への熱伝達については，溶融物の粘性や冷却材条件に違いはあるものの，幅広く個別効果試験が実施されてきた。それらの知見をもとにＭＡＡＰのモデルは構成されているので，妥当性確認は不要と考えられる。また，原子炉圧力容器内ＦＣＩにより生じる圧力スパイクについては，専門家間では原子炉冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられている。

ただし，高圧溶融物放出を防止する観点から，原子炉圧力容器内ＦＣＩによる原子炉圧力上昇は原子炉圧力容器破損とあいまって，有効性の確認に影響するものと考えられることから，原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を添付２にまとめており，概要を4.3.4に示す。

4.1.11 原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［原子炉格納容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器外ＦＣＩに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付２にまとめており，概要を4.3.7に示す。

4.1.12 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生［原子炉格納容器(炉心損傷後)］

「格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり」，「溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱」，「溶融炉心とコンクリートの伝熱」及び「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」を含めたＭＣＣＩに関する現象について，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行ったものを添付３にまとめており，概要を4.3.8に示す。また，「溶融炉心とコンクリートの伝熱」，「コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生」については，ACE実験及びSURC-4実験に対するベンチマーク解析によっても妥当性の確認を行う（4.2.5及び4.2.6参照)。

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法（1/2）

物理現象	重要現象	妥当性確認方法									
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他＊
炉心(核)	崩壊熱	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.1
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	図 4.2-1 図 4.2-2 図 4.2-4	図 4.2-9 ～ 図 4.2-16	－	－	－	－	－	－	4.3.2	－
	燃料棒表面熱伝達			－	－	－	－	－	－		－
	燃料被覆管変形			－	－	－	－	－	－		－
	燃料被覆管酸化			－	－	－	－	－	－		－
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.1	－
	気液分離（水位変化）・対向流	－	－	－	－	－	－	－	－		－
原子炉圧力容器	冷却材放出（臨界流・差圧流）	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.3
	ＥＣＣＳ注水(給水系･代替注水設備含む)	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.5
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	－	－	図 4.2-19 図 4.2-26 図 4.2-27	図 4.2-31 図 4.2-32 図 4.2-33	－	－	－	－	－	－
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	－	－			－	－	－	－	－	－
	気液界面の熱伝達	－	－		－	－	－	－	－	－	－
	スプレイ冷却	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.5
	放射線水分解等による水素ガス･酸素ガス発生	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.6
	格納容器ベント	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.4
	サプレッション・プール冷却	－	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.5

＊ 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

表 4.1-1 重要現象に対する妥当性確認方法 (2/2)

物理現象	重要現象	妥当性確認方法									
		TMI 事故	CORA 実験	HDR 実験	CSTF 実験	ACE 実験	SURC-4 実験	PHEBUS -FP 実験	ABCOVE 実験	感度解析	その他＊
原子炉圧力容器（炉心損傷後）	リロケーション	図 4.2-2 図 4.2-4	－	－	－	－	－	－	－	4.3.3	－
	構造材との熱伝達		－	－	－	－	－	－	－		－
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.4	－
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	図 4.2-3	－	－	－	－	－	－	－	4.3.5	－
	原子炉圧力容器破損	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.6	－
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	図 4.2-1	－	－	－	－	－	－	－	－	4.1.6
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	－	－	－	－	－	－	図 4.2-53 図 4.2-54	－	－	－
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉格納容器内 FP 挙動	－	－	－	－	－	－		図 4.2-58	－	－
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.7	－
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	－	－	－	－	－	－	－	－	4.3.8	－
	溶融炉心と格納容器下部ﾌﾟｰﾙ水との伝熱	－	－	－	－	－	－	－	－		－
	溶融炉心とｺﾝｸﾘｰﾄの伝熱	－	－	－	－	図 4.2-36 図 4.2-37 図 4.2-38	図 4.2-40	－	－		－
	ｺﾝｸﾘｰﾄ分解及び非凝縮性ｶﾞｽ発生	－	－	－	－			－	－		－

＊ 4.1 で示した理由により妥当性確認が不要と考えられる現象

4.2 妥当性確認（事故解析及び実験解析）

4.2.1 ＴＭＩ事故解析

(1) 事故の概要

ＴＭＩ事故は，大きく４つのフェーズに分けることができる[10]。フェーズ１は，事故発生から全ての１次冷却材ポンプが停止するまでの過程であり，事故発生 0～100 分後に相当する。フェーズ２は，全ての１次冷却材ポンプが停止し，その後最初の１次冷却材ポンプ 2B が起動するまでの過程であり，事故発生 100～174 分後に相当する。このフェーズでは，１次冷却材のボイルオフによって，炉心露出，ヒートアップ，さらには炉心損傷が生じた。フェーズ３は，１次冷却材ポンプ 2B の起動から，高圧注入系が作動するまでの過程であり，事故発生 174～200 分後に相当する。１次冷却材ポンプ 2B の起動によって炉心は一時的に冷却されるが，その後ヒートアップ及び炉心損傷は継続したと考えられる。フェーズ４は，高圧注入系が作動した事故発生 200 分後以降であり，炉心が再冠水するとともに溶融炉心が下部プレナムに落下することで冷却可能形状に至ったと考えられる。

(2) 解析条件

解析では，ＴＭＩ－２のプラント形状，システム挙動及び初期状態を入力として与える。ノード分割については，炉心をＲ－Ｚ系の２次元でモデル化し，径方向には４分割，軸方向には 16 分割する。１次系及び蒸気発生器は，貫流型蒸気発生器の冷却ループを模擬したコード内蔵のノード分割が採用されている。

境界条件としては，２次系のデータとして蒸気発生器水位，高圧注入系からの注入流量に加え，運転員の操作に関する入力として加圧器逃がし弁及び主蒸気隔離弁の開閉操作並びに１次冷却材ポンプの運転の時刻を与える。

(3) 解析結果

水素ガス発生量の解析結果を図 4.2-1 に示す。ＭＡＡＰによる解析では，水素ガス発生が事故発生約 145 分後に開始し，事故発生約 185 分後まで急激に増加する。その後，水素ガス発生は事故発生約 230 分後まで継続し，この間に発生する水素ガス量は合計で約 510kg（約 1,125lb）である。

事故発生約 220 分後における炉心状態の解析結果を図 4.2-2 に示す。炉心の外周部は下から８番目のノードにおいて固体クラストが形成され，この６分後（事故初期から 226 分後）に固体クラストが破損し，溶融炉心が下部プレナムへ流出する。解析では下部プレナムに流出した溶融炉心は約 25,000kg である。

原子炉容器壁温の解析結果を図 4.2-3 に示す。溶融炉心が下部プレナムに流入すると，最初は堆積した溶融炉心により原子炉容器壁が加熱される。一時的に約 1,200℃（約 2,200° F）まで急上昇し，その熱により原子炉容器壁がクリープ変形

することで溶融炉心と原子炉容器壁との間にギャップが生じ成長する。その結果，ギャップに水が浸入し壁面が冷却される。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

(a) 燃料被覆管酸化，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生

ＴＭＩ事故の分析では，約139分で水素ガスの発生が開始し，ジルコニウム－水反応による水素ガス発生率が約175分の時点で最大となった。約203分で炉心が冠水した以降は再露出することはないが，クラスト内部の溶融炉心領域の温度は上昇しており，約224分で溶融炉心が下部プレナムに移行するまで水素ガスが発生したと分析されている。全水素ガス発生量は499～544kg（1,100～1,200lb）であったと分析されている。ＴＭＩ事故の分析とＭＡＡＰコード解析の水素ガス挙動の比較を表4.2-1に示す。

このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた水素ガス発生期間及び水素ガス発生量は，ともにＴＭＩ事故の分析結果と良く一致している。したがって，ＭＡＡＰは放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生及び燃料被覆管酸化に関して適切なモデルを有していると判断できる。なお，酸素ガス生成については，ＭＡＡＰによる解析において直接的に考慮されないが，格納容器の水素ガス及び酸素濃度を評価するに当たっては，ＭＡＡＰによる事象進展解析に加えて，原子炉格納容器の初期酸素濃度，水の放射線分解によって発生する酸素ガスを適切に考慮している。

(b) 燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達

ＴＭＩ事故の分析より得られた事故発生約220分後の炉心状態を図4.2-4に示す。図4.2-2に示したＭＡＡＰによる解析結果と比較すると，軸方向位置に若干の相違はあるものの，炉心上部の空隙，デブリベッド，クラスト，溶融プール及び非破損領域の状態は良く一致している。

ＴＭＩ事故で観察された下部プレナムへ流出した溶融炉心は，約19,000kgであり，ＭＡＡＰによる解析結果と比較すると，ＭＡＡＰの解析結果（約25,000kg）はやや多めの評価となっているが同等である。

また，原子炉容器壁温について考察すると，TMI-2 vessel inspection project[11]の分析では，炉心出口温度の急上昇による警報発信及び中性子源領域中性子検出器の指示値の急上昇から，事故発生約224分後に溶融炉心の下部プレナムへの流入

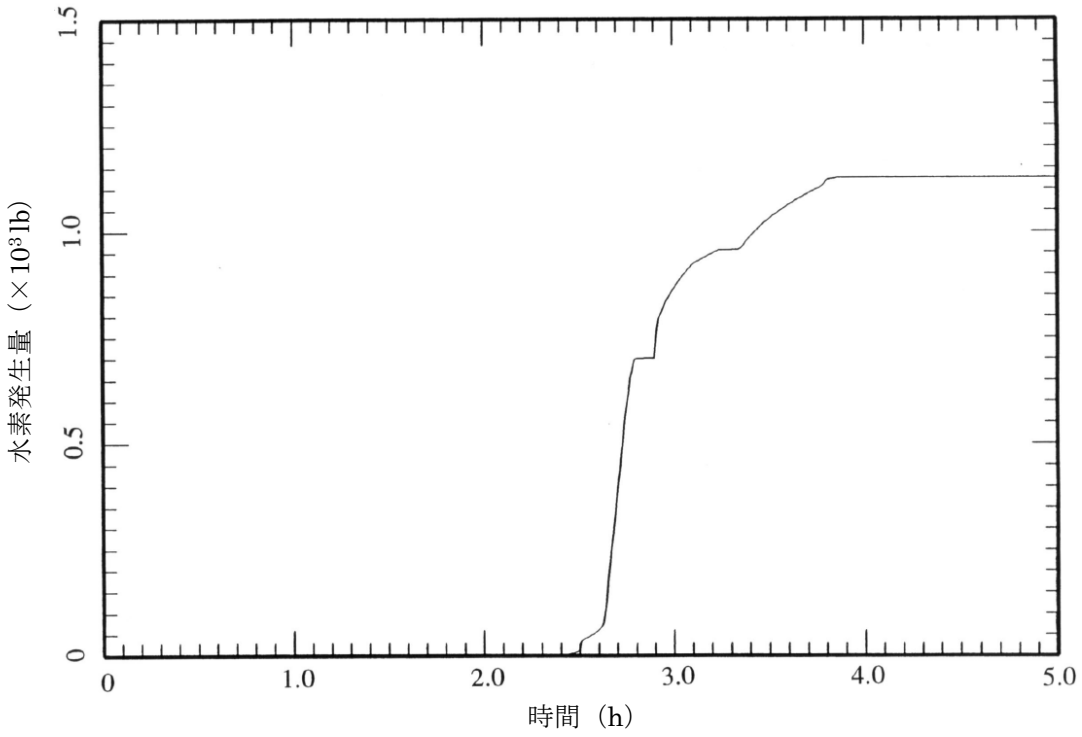
が開始し，ＥＣＣＳによる注入水等で約20分以内に冷却されたとされている。図4.2-3に示したＭＡＡＰによる原子炉容器壁温の解析結果は，事故発生約224分後で急上昇し，事故発生約240分後に低下することから，ＴＭＩ事故の分析結果と一致している。また，原子炉容器壁温の最大値は，ステンレス鋼の融点（約1,350℃）より低い約1,200℃であり，原子炉容器に損傷がなかったという事実と整合している。

このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた炉心状態及び原子炉容器壁温は，ＴＭＩ事故の分析結果との比較から，妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは炉心ヒートアップに関連する燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-1　水素ガス挙動の比較

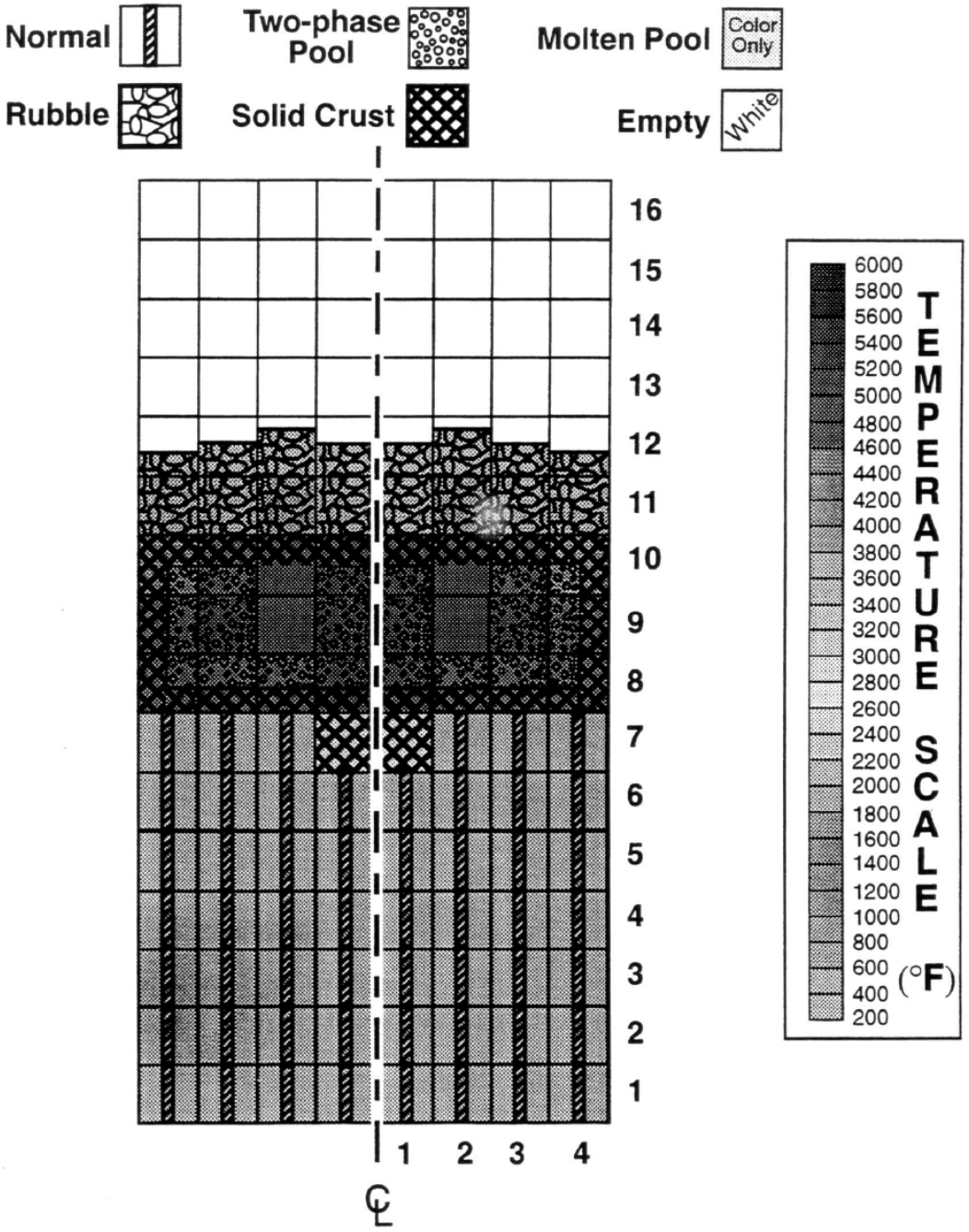
水素ガス挙動の比較項目	ＴＭＩ事故の分析	ＭＡＡＰコード解析
水素ガス発生開始時刻	139 分	145 分
水素ガス発生期間	139～224※分	145～230 分
全水素ガス発生量	1,100～1,200lb. 499～544kg	1,125lb. 510kg

※　推定時間。224 分まで溶融固化領域は温度上昇しているため。



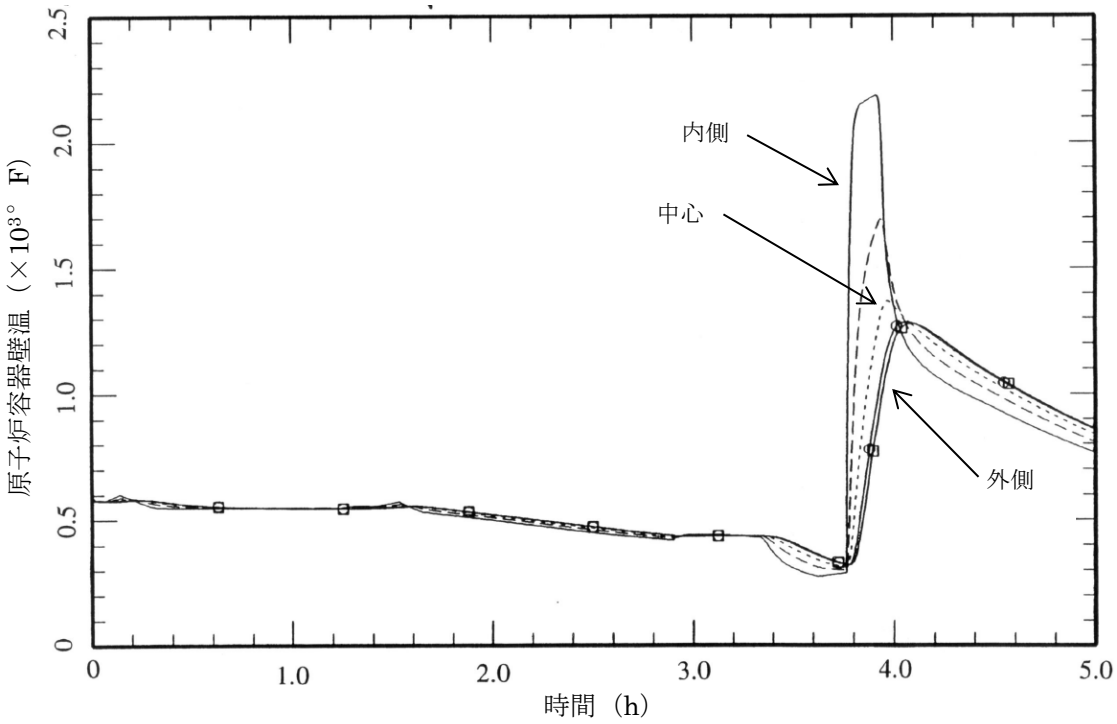
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-1　ＴＭＩ事故の解析結果（水素ガス発生量）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-2　ＴＭＩ事故の解析結果（事故発生約 220 分後の炉心状態）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-3　ＴＭＩ事故の解析結果（原子炉容器壁温）

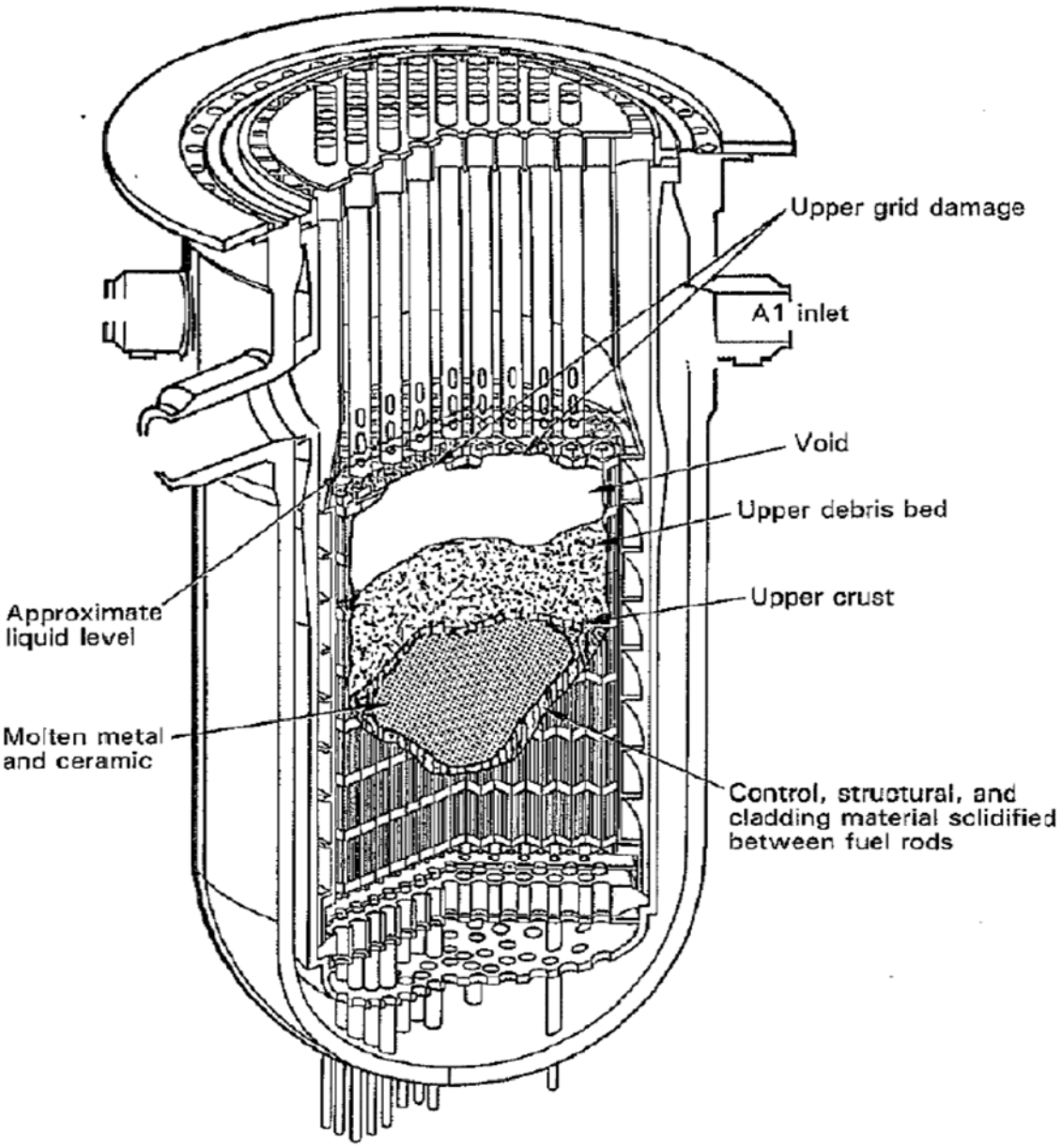


図 4.2-4　ＴＭＩ事故の炉心溶融状況の分析結果（事故発生約 220 分後）[12]

4.2.2 CORA 実験解析

(1) 実験の概要

CORA 実験[13]は，シビアアクシデント条件下での燃料集合体の損傷・溶融進展を把握するために,国際的な協力の枠組みの中で,独カールスルーエ研究センター(KIT, 旧 FZK)にて実施された。

図 4.2-5 に CORA 実験装置の概要を示す。CORA 実験では，軽水炉の燃料バンドルを模擬し，燃料をヒーターによって電気加熱し，水蒸気とアルゴンガスの混合物を注入することによって，燃料の溶融進展挙動を模擬することができる。CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 では，ＢＷＲの燃料集合体を模擬した試験が行われており，バンドルの材質と主要な形状は表 4.2-2 に示すとおりである。CORA-16 実験は，燃料，燃料被覆管，制御棒（B_4C）及びチャンネルボックスを配置し，ＢＷＲの炉心を模擬している。CORA-17 実験は，CORA-16 実験をベースケースとしてクエンチさせたケース，CORA-18 実験は，バンドルサイズを大きくしたケースである。

(2) 解析条件

CORA 実験装置に対応するベンチマーク解析のノード分割を図 4.2-6 に示す。炉心は，燃料，燃料被覆管，チャンネルボックス，制御棒及び流体(アルゴン，水蒸気及び水素)によって構成される。炉心は２つの径方向リングに分割され，各々のリングは軸方向に分割され，下から下部非燃料域，10 ノードの燃料有効部及び２ノードの上部非燃料域となっている。ノード間においては，軸方向の熱伝導，対流，リロケーション及び輻射が考慮され,最外周のリングでは,シュラウドへの輻射が考慮される。燃料バンドルの底部からアルゴンと水蒸気の混合ガスを注入し，燃料バンドルがヒートアップによって，燃料棒が急速に酸化し 2,100K から 2,300K になるまで，燃料棒ヒーターへの出力を直線的に増加させる。

(3) 解析結果

CORA 実験のケース CORA-16, CORA-17 及び CORA-18 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べる。

CORA-16 実験

CORA-16 実験のバンドルの配置を図 4.2-7 に示す。この実験は制御棒中の B_4C とステンレス及び制御棒のステンレスとチャンネルボックスの Zr の反応を確認する目的で実施された。バンドル中には 12 本の加熱燃料棒及び６本の非加熱燃料棒，ステンレス中の B_4C 及び燃料棒を取り囲むチャネルボックスで構成される。

図 4.2-9，図 4.2-10，図 4.2-11 及び図 4.2-12 に燃料被覆管の温度変化，チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示す。

燃料被覆管の温度は，約 1,800K における Zr の酸化によって 1,100 秒付近において急上昇する。加熱が停止されるまでの間，測定値に比べて，800K 程度高い解析結果となっているが，測定温度が低くなっている理由として，短い予熱時間や測定誤差による可能性が考えられる。加熱燃料棒，非加熱燃料棒ともに同様の傾向を示している。

近接する制御棒と反応しているチャンネルボックスの温度の比較は，おおむね一致している。制御棒の温度は，1,100 秒付近において溶融し，リロケーションするまで，解析結果は高い値を示しているが，これは，比較的低温な上部プレナム構造物への輻射熱伝達と，のぞき窓を介した対流熱伝達が模擬されていないためであると考えられる。

CORA-17 実験

CORA-17 実験は，CORA-16 の実験条件と同様であるが，損傷炉心のクエンチの効果を確認する目的で実施された。実験開始後，2,000 秒から 2,125 秒まで，燃料棒をクエンチタンク内で水没させている。

図 4.2-13 に燃料被覆管の温度変化を示す。解析結果では，Zr の酸化反応によって温度は急上昇している。解析結果のピークは高温の U-Zr-O 共晶物が上方のノードからリロケーションしてきたことによる。1,500 秒から 1,800 秒において，解析結果は測定結果よりも高い温度を示しているが，この期間においては，上のノードからのリロケーションしてきた溶融物が熱電対に接触し，測定値に影響が出ているものと考えられる。なお，解析結果では，Zr は溶融し，バンドル底部にリロケーションしており，クエンチに付随した酸化による発熱は予測されていない。

CORA-18 実験

CORA-18 実験のバンドルの配置を図 4.2-8 に示す。バンドル中には 48 本の燃料棒が配置されており，この実験は炉心溶融の進展過程におけるバンドルサイズの影響を確認する目的で実施された。

図 4.2-14，図 4.2-15 及び図 4.2-16 に燃料被覆管の温度変化，チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化をそれぞれ示すが，全体的な温度挙動は，実験期間全体において測定値とよく一致している。なお，実験ではバンドルの加熱割合や冷却材の流量といった境界条件に違いがあったものの，バンドルサイズの影響は直接的には確認できなかった。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

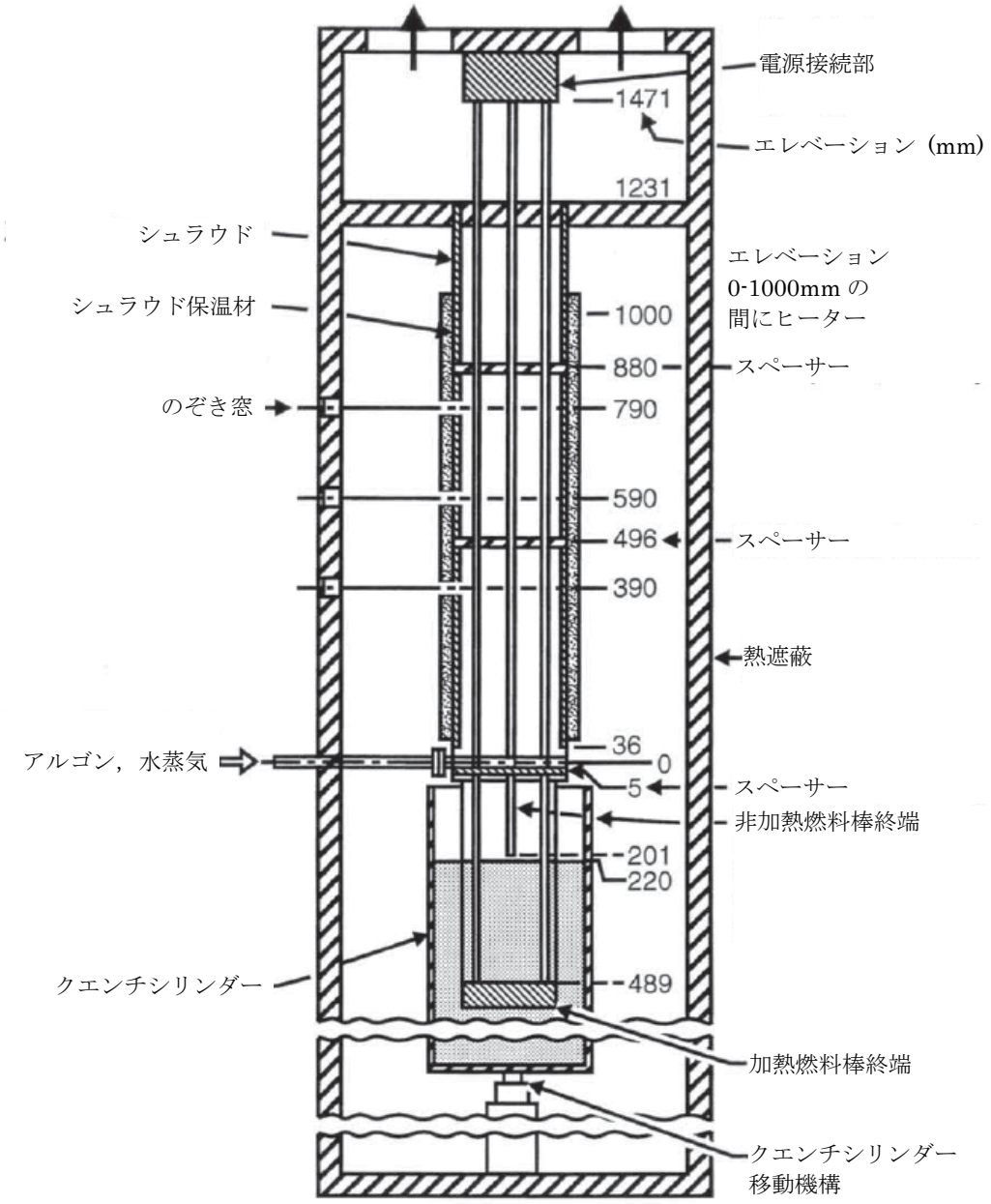
燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化については，図 4.2-9，図 4.2-10，図 4.2-11，図 4.2-12，図 4.2-13，図 4.2-14，図 4.2-15 及び図 4.2-16 に示すとおり，CORA-16 及び CORA-17 実験において，Zr の急激な酸化の開始から加熱を停止するまでの間，温度を高く評価しているものの，実機の体系により近い CORA-18 実験においては，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた燃料被覆管の温度変化，チャンネルボックスの温度変化及び制御棒の温度変化は，CORA 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-2　試験バンドルの材質と主要な形状

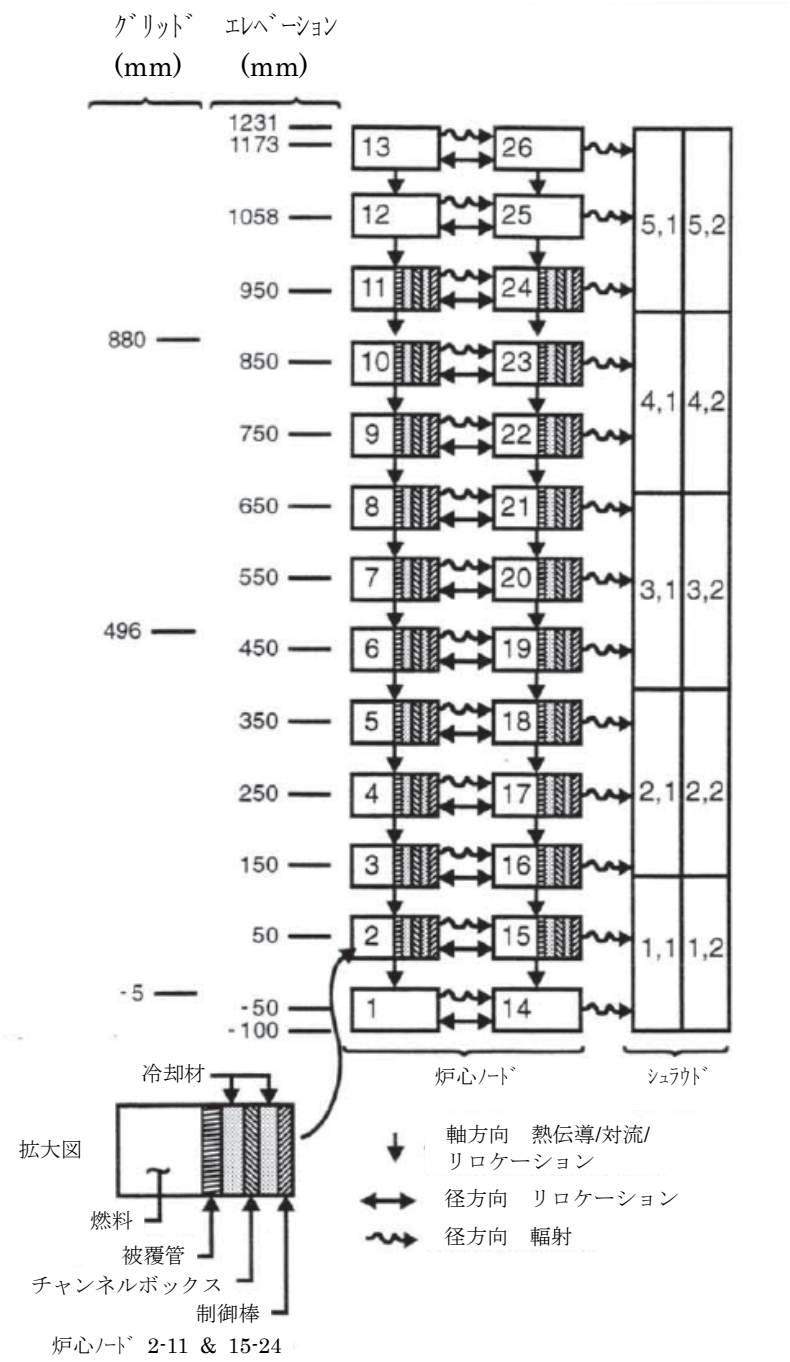
バンドルデータ	単位	CORA-16 & 17	CORA-18
燃料 UO_2 質量	kg	9.14	25.63
ヒーター質量	kg	6.57	15.32
炉心 Zr 質量	kg	8.98	17.42
保温材 ZrO_2 質量	kg	3.50	5.38
制御棒 B_4C 質量	kg	0.54	0.54
制御棒ステンレス質量	kg	1.67	1.67
非燃料域 Zr 質量	kg	0.27	0.71
非燃料域ステンレス質量	kg	0.94	2.15
シュラウド Zr 質量	m^2	0.423	0.599
バンドル流路面積	m^2	4.818E-3	9.957E-3
チャンネル 1 燃料棒数	-	8	18
チャンネル 2 燃料棒数	-	10	30

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



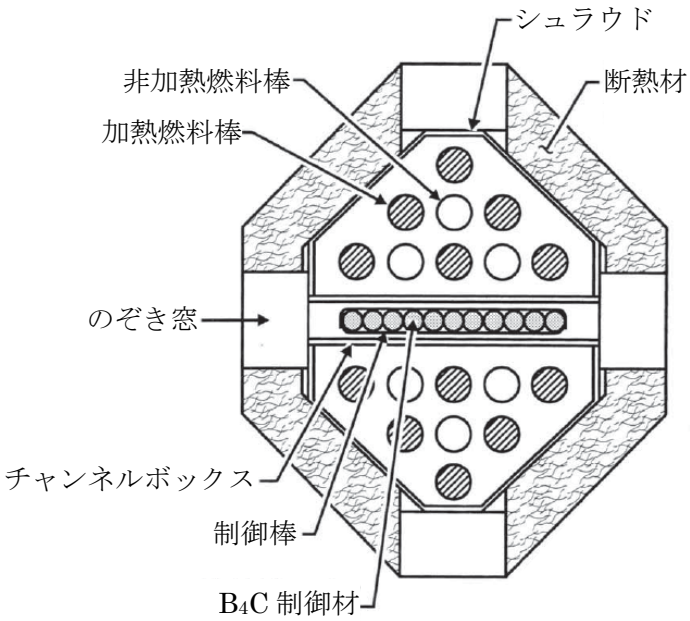
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-5　CORA 実験装置概要



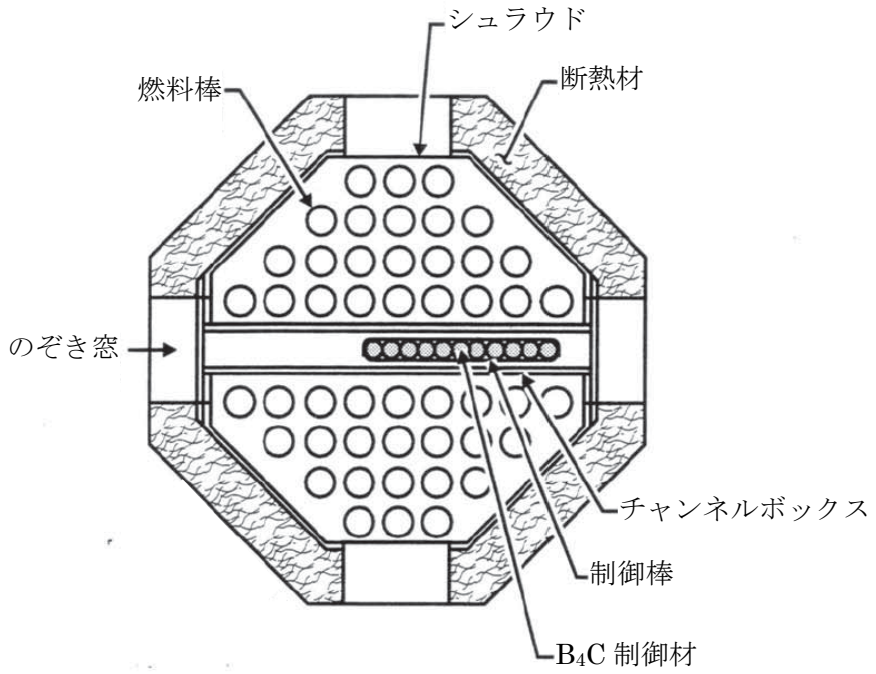
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-6　CORA 実験ベンチマーク解析　ＭＡＡＰノード分割



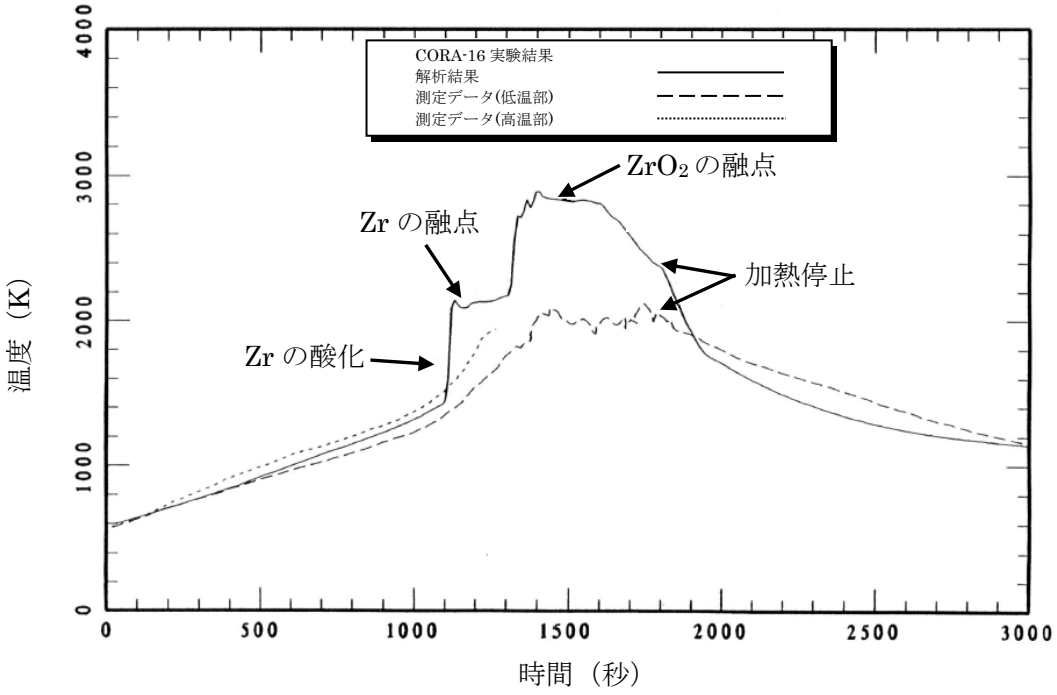
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-7　CORA-16 実験　試験バンドル形状



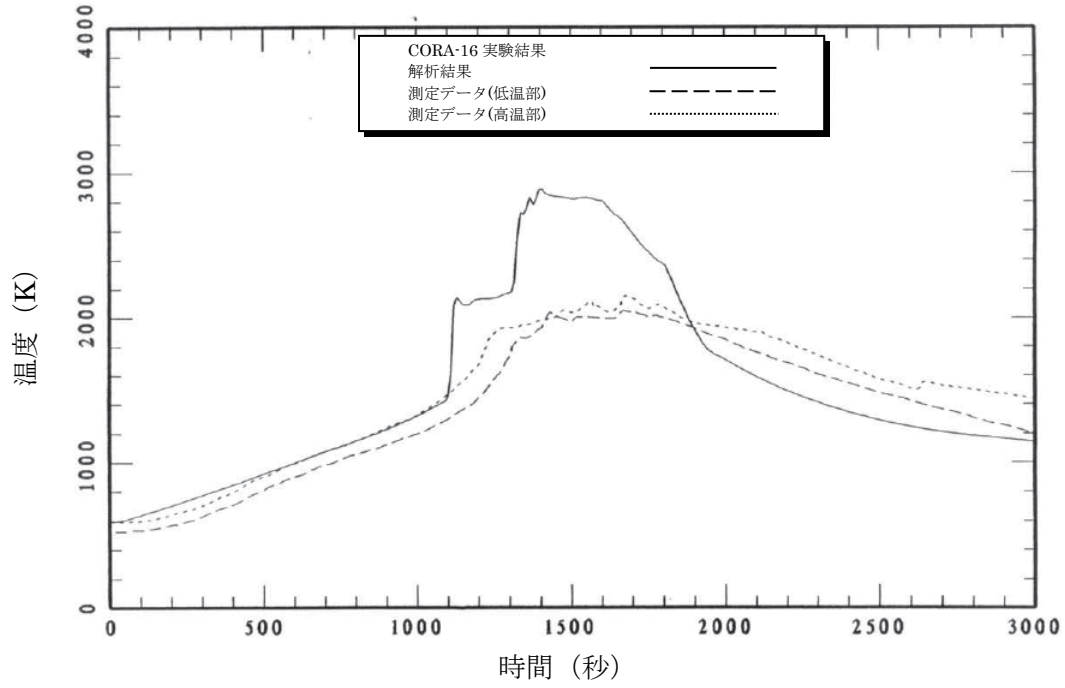
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-8　CORA-18 実験　試験バンドル形状



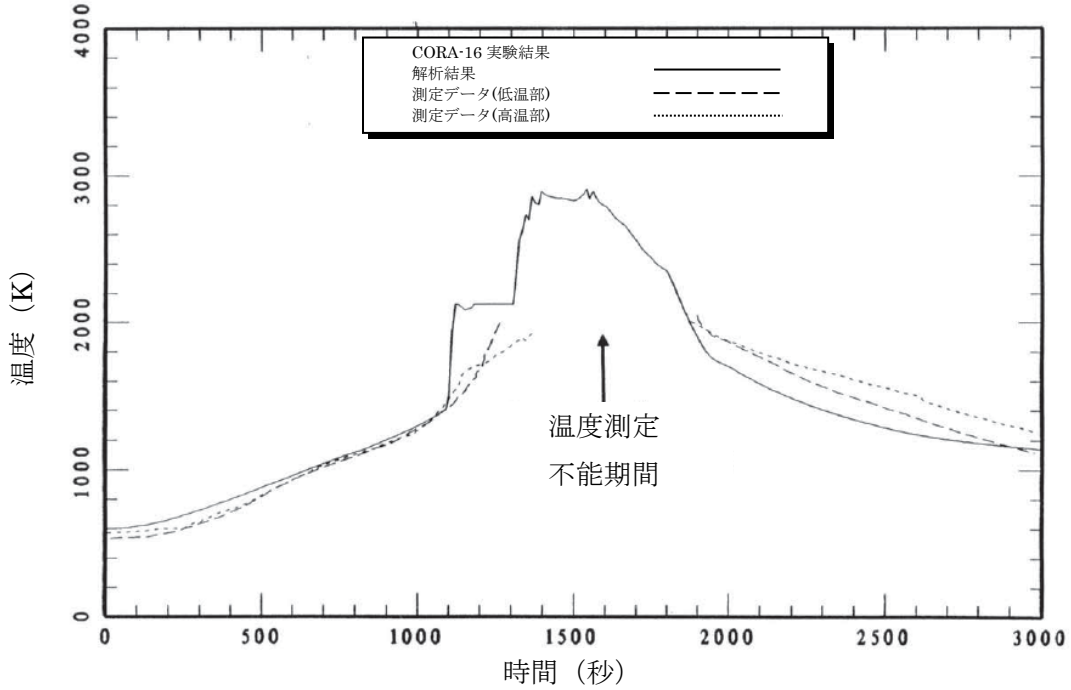
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-9　CORA-16 実験　燃料被覆管温度変化（加熱燃料棒：エレベーション 550mm）



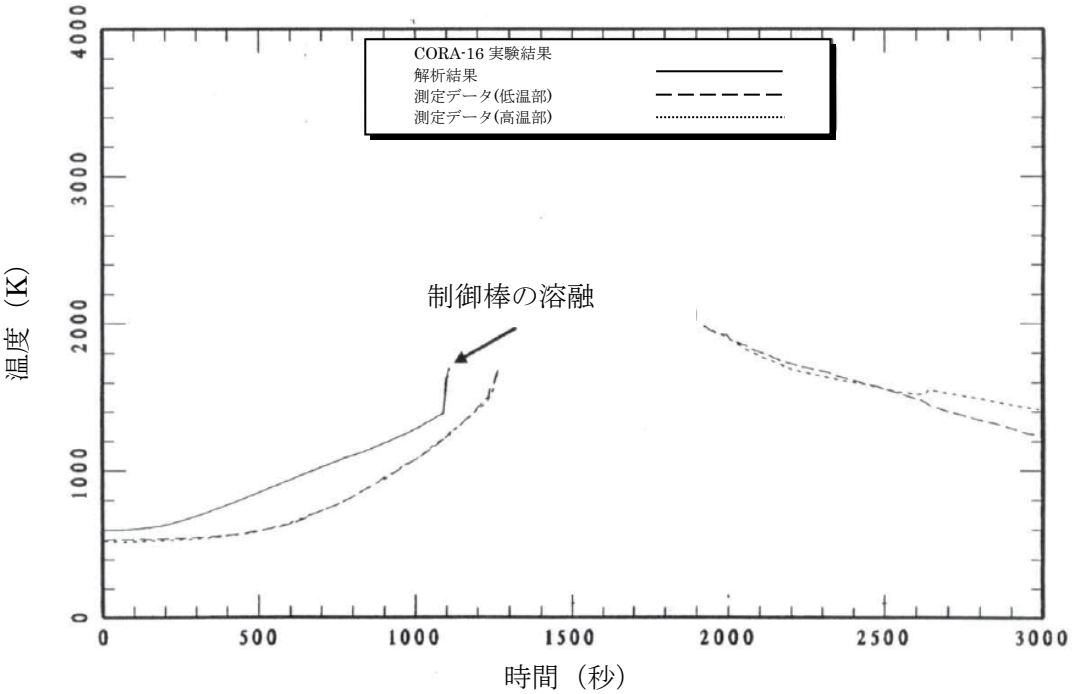
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-10　CORA-16 実験　燃料被覆管温度変化（非加熱燃料棒：エレベーション 550mm）



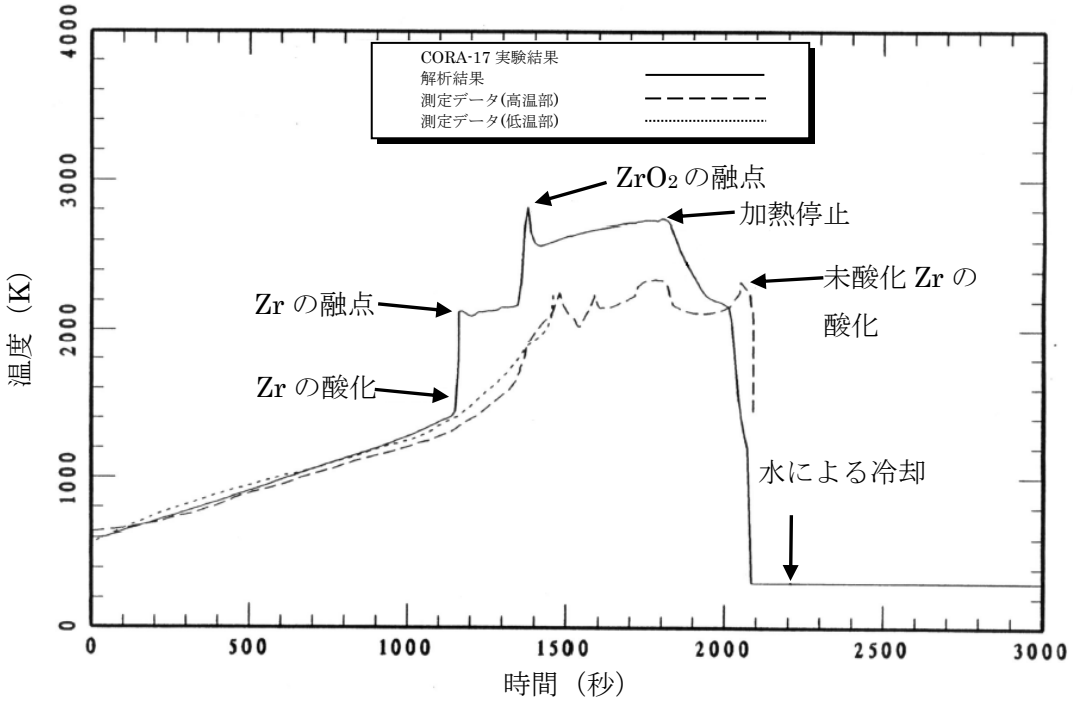
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-11　CORA-16 実験　チャンネルボックス温度変化（エレベーション 550mm）



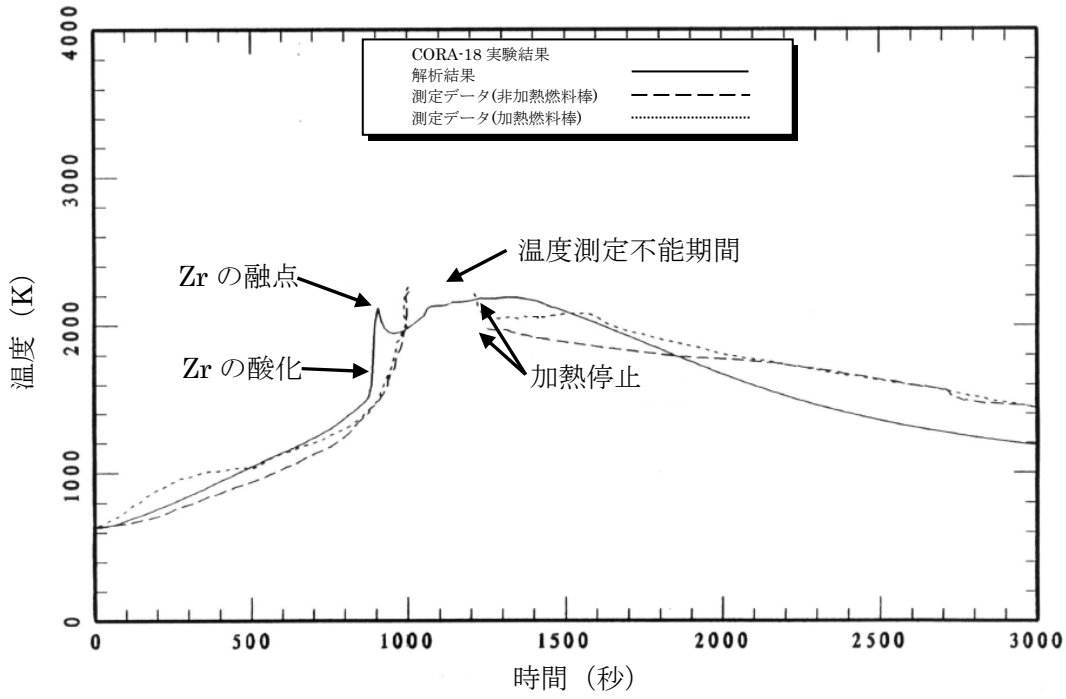
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-12　CORA-16 実験　制御棒温度変化（エレベーション 550mm）



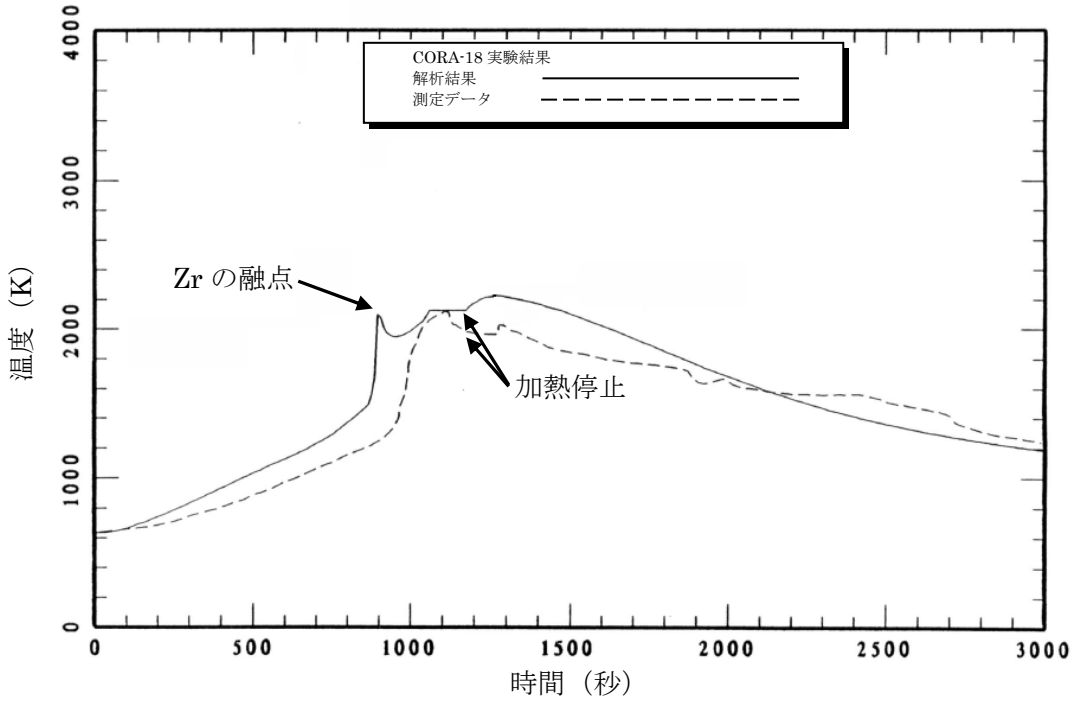
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-13　CORA-17 実験　燃料被覆管温度変化（エレベーション 550mm）



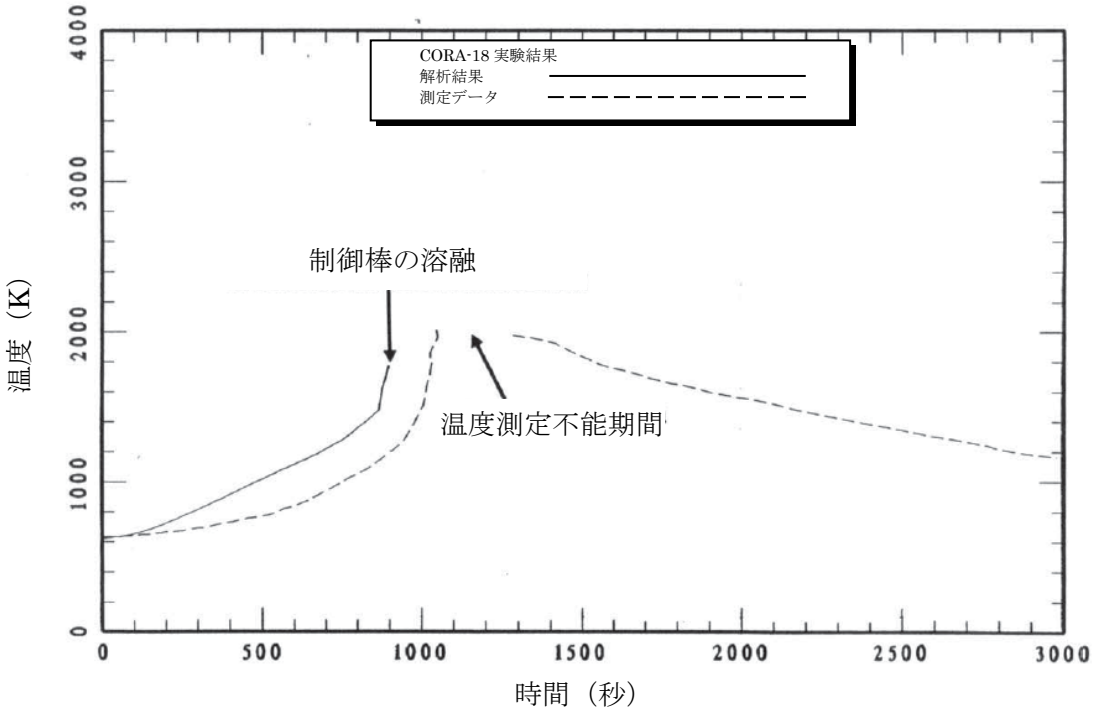
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-14　CORA-18 実験　燃料被覆管温度変化（エレベーション 550mm）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-15　CORA-18 実験　チャンネルボックス温度変化（エレベーション 550mm）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-16　CORA-18 実験　制御棒温度変化（エレベーション 550mm）

4.2.3 HDR 実験解析

(1) 実験の概要

HDR 実験[14),(15)]は，廃炉となったドイツの HDR で行われた実験であり，モデルの妥当性確認に利用できる大規模実験データが取得されている。代表的な実験ケースの一つである E11.2 実験では，小破断ＬＯＣＡによる格納容器中への蒸気放出，それに続く水素及びヘリウムの放出並びに外部スプレイによる格納容器の冷却が模擬されている。

図 4.2-17 には HDR の格納容器の概略を示すが，格納容器は高さ 60m，直径 20m の円筒型である。また，比較的大きい自由空間を有するドーム部と，細かく区画化された空間を特徴としている。ドーム部の自由空間は，全自由体積 11,400 m^3 のうち 5,000m^3 を占める。また，格納容器内には，多数の流路で繋がった約 70 の区画が存在するが，支配的な流路は格納容器下層からドームへ向かう１対の階段と設備シャフトと同定できる。また，格納容器圧力バウンダリは厚さ 17mm のスチール・シェルであり，シェルとコンクリート外壁には約 0.6m の間隙がある。

(2) 解析条件

解析では，図 4.2-18 に示すとおり，29 ノード及び 44 ジャンクションを設定しており，破断想定位置から近い区画は個別に，離れた区画はまとめてモデル化している。ドーム部は２ノードで，またシェルとコンクリート外壁の間隙は３ノードに分割している。

実験では，開始から約 750 分の間，23.5m 位置にある 1805 室に約 2.1kg/s（最後の約１時間は 1.1kg/s）の流量で水蒸気が注入される。水蒸気の注入終了の約 10 分前から，水素及びヘリウムの混合ガスが同じ位置に約 30 分間注入される。さらに，混合ガス注入後には，下方に位置する 1405 室に水蒸気が約３時間注入される。格納容器は約 15 分間自然冷却された後，外部スプレイにより冷却される。解析では，これら一連の操作を境界条件として与える。

(3) 解析結果

格納容器圧力の解析結果を測定データと比較して図 4.2-19 に示す。最初の水蒸気注入期間（試験開始０～41,400 秒後）において，解析結果は測定データよりも速く上昇し，また最大値は 228kPa と測定データの 203kPa に比べて高い。その後，水蒸気流量を減少させガスを注入する期間(試験開始 41,400～46,200 秒後)においては，解析結果は測定データよりも速く減少する。２度目の水蒸気注入期間（試験開始 46,200～57,600 秒後）では，期間を通じてＭＡＡＰは緩やかな圧力低下を正確に予測している。外部スプレイ冷却期間（試験開始 58,500～71,400 秒後）においては，解析結果は測定データよりも速く減少する傾向を示している。

格納容器の圧力上昇速度は，図 4.2-20 に示すようなエネルギ配分に依存する。表 4.2-3 には最初の水蒸気注入が終了した時点（試験開始 41,400 秒後）におけるエネルギ配分の主な内訳を示すが，圧力上昇に寄与する雰囲気への配分は，注入された水蒸気が保有するエネルギのわずか約７％であり，残りの大部分はヒートシンクに吸収される。したがって，圧力上昇を計算する上で，ヒートシンクへの熱伝達の観点から温度成層の予測性が重要となる。

図 4.2-21，図 4.2-22 及び図 4.2-23 に，それぞれ 10m 位置，階段横及び０m 位置における雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。図 4.2-21，図 4.2-22 及び図 4.2-23 より，測定データでは，10m より低い位置においては最初の水蒸気注入の影響はほぼ認められないが，ＭＡＡＰでは 10m 位置における水蒸気注入の影響を大きく評価している。図 4.2-23 より，０m 位置においては，二度目の水蒸気注入までは雰囲気温度の上昇は見られない。図 4.2-22 における 16.5m 位置においては，解析結果が測定データを下回っており，測定データに比べて水蒸気注入の影響が及ぶ範囲をやや小さく評価しているものの，全体としては温度成層の様子を良く再現できている。図 4.2-24 及び図 4.2-25 に，それぞれドーム部及び蒸気発生器室の雰囲気温度の解析結果を測定データと比較して示す。ドーム部の雰囲気温度はやや高めに評価されており，測定データは水蒸気の飽和を示唆しているのに対し，解析結果は水蒸気の過熱を予測している。これは，ＭＡＡＰにおいて雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性を示唆している。蒸気発生器室については，解析結果は総じて測定データを良く再現できている。

これらの解析結果より，温度上昇を大きめに予測する原因として，系内のヒートシンクを正確に模擬できていないことが考えられる。ヒートシンクの不確かさとしてコンクリートの物性が考えられるが，図 4.2-19 に示すとおり，コンクリートの熱伝導率を２倍にした解析結果は，測定データと良い一致を示している。

図 4.2-26 及び図 4.2-27 には，それぞれドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度の解析結果を示す。二度目の水蒸気注入の期間では，空気を多く含むガスが格納容器下方から上方に向かい流れるが，ドーム部上部の混合ガス濃度は高い状態を維持する。その後，外部スプレイが開始されると，ドーム部上部において水蒸気の凝縮が顕著になり，ドーム部下部から空気を多く含むガスが流入する。同時に，スプレイ冷却によってドーム部上部のガス密度が増加し，下方の区画との間で循環が生じる。このため，約 65,000 秒で変化の傾向が反転し，上部ドームの混合ガス濃度は低下を，ドーム部下部の混合ガス濃度は上昇を開始する。ＭＡＡＰによる解析結果は，これら一連の変化挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づい

てＭＡＡＰの不確かさを評価する。

HDR 実験（E11.2 実験）では，格納容器内に水蒸気及び非凝縮ガスを注入し，外部スプレイを実施している。このため格納容器内のガスの移流挙動，外部スプレイによる効果を含めたヒートシンク面の凝縮熱伝達挙動等の効果が現れる実験である。

格納容器圧力及び温度については，図 4.2-19，図 4.2-21，図 4.2-22，図 4.2-23，図 4.2-24 及び図 4.2-25 に示すとおり，雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に評価されている可能性が示唆されており，それに起因して格納容器温度を十数℃程度高めに，格納容器圧力を１割程度高めに評価する傾向が確認されたが，縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ，主要な傾向は再現できている。

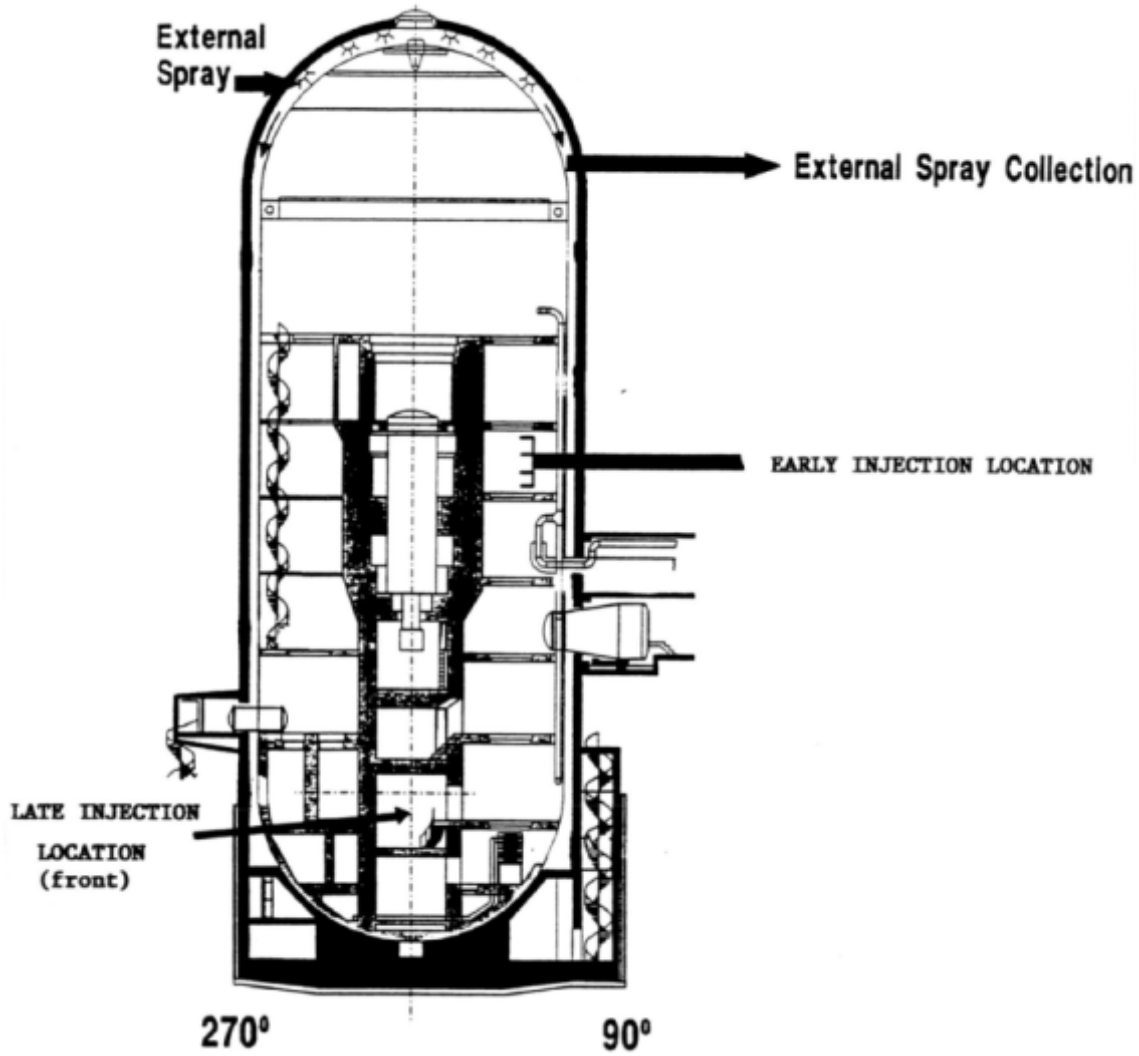
また，図 4.2-26 及び図 4.2-27 に示したドーム部上部及びドーム部下部の水素・ヘリウム混合ガス濃度については，水蒸気及び混合ガス注入過程における混合ガス濃度の変化挙動，外部スプレイ冷却後における循環流による混合挙動等，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた格納容器圧力及び温度並びに格納容器内のガス濃度変化は，HDR 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，及び気液界面の熱伝達に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-3　HDR 実験解析における主なエネルギ配分の内訳

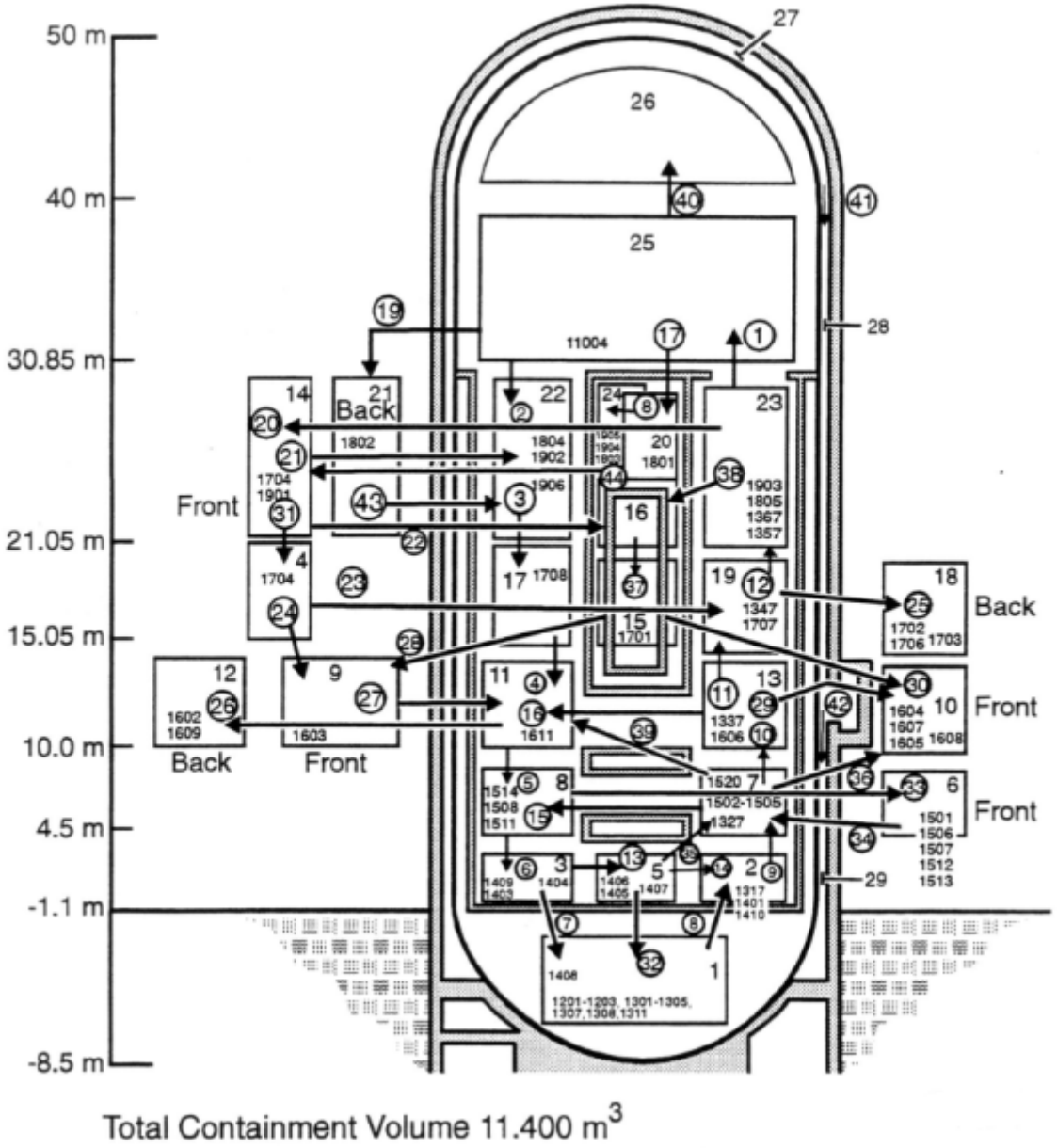
コンクリート壁	50.0%
金属製設備	6.0%
冷却コイル	15.0%
シェルからの漏えい	12.9%
凝縮液	8.3%
雰囲気	7.3%

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-17　HDR の概略図



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-18　HDR 実験解析におけるノード分割

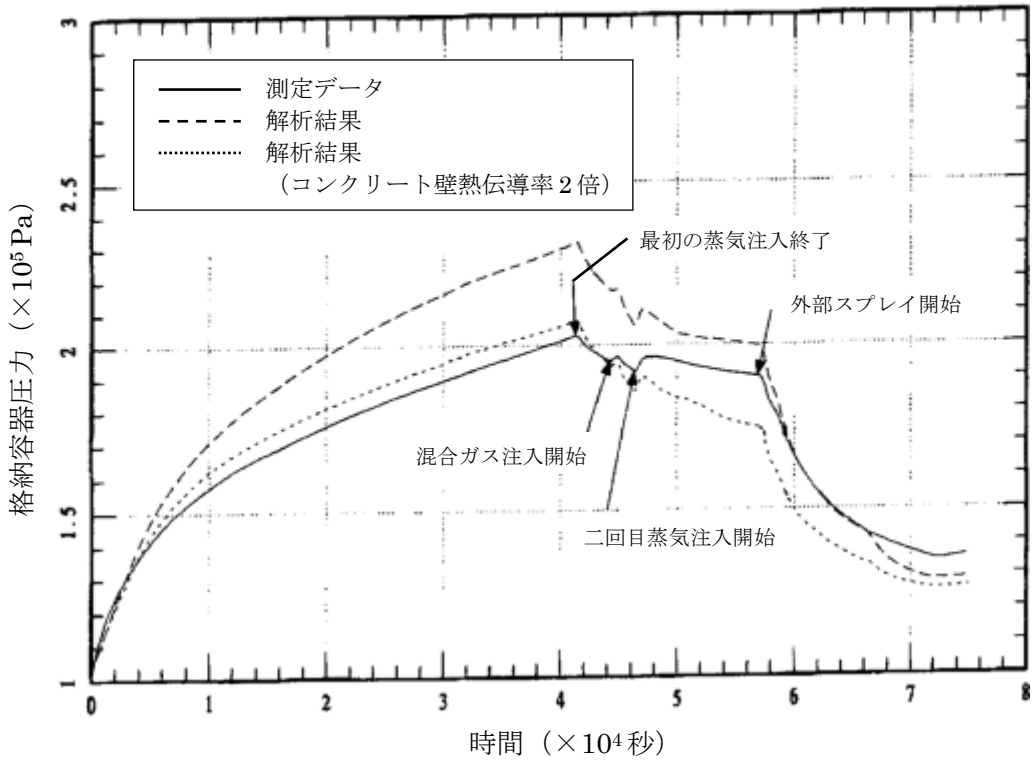
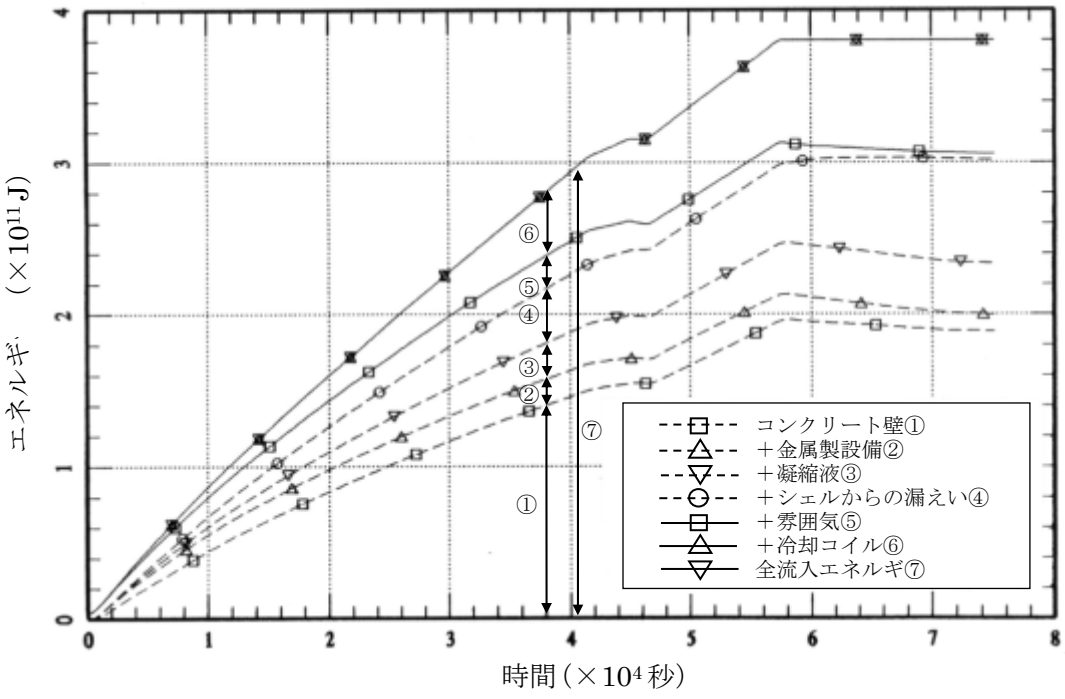
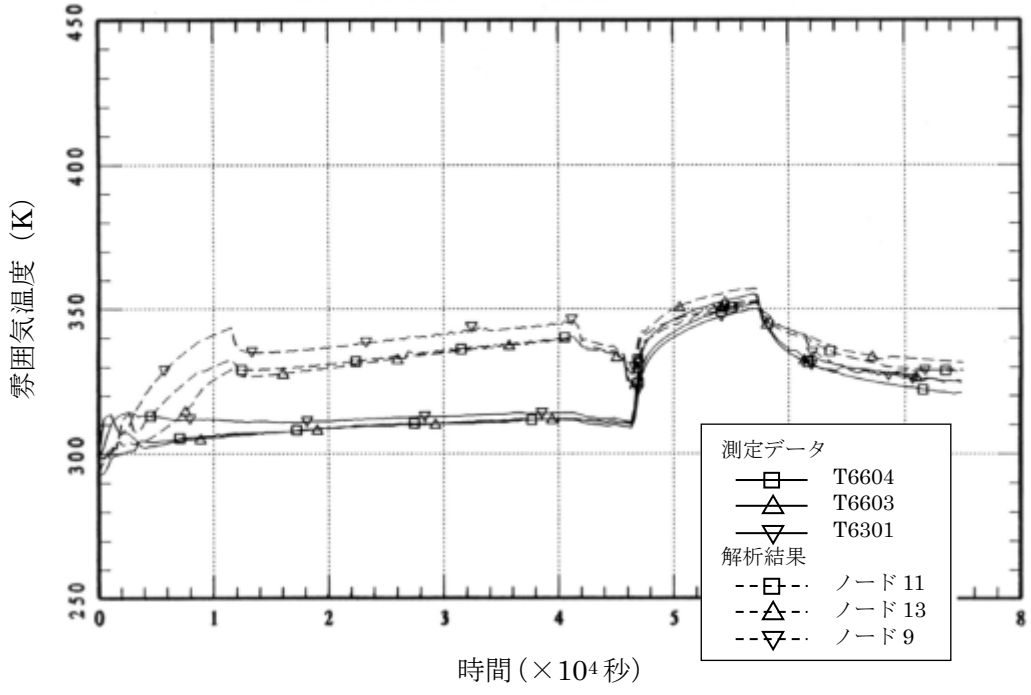


図 4.2-19　HDR 実験の解析結果（格納容器圧力）[15]



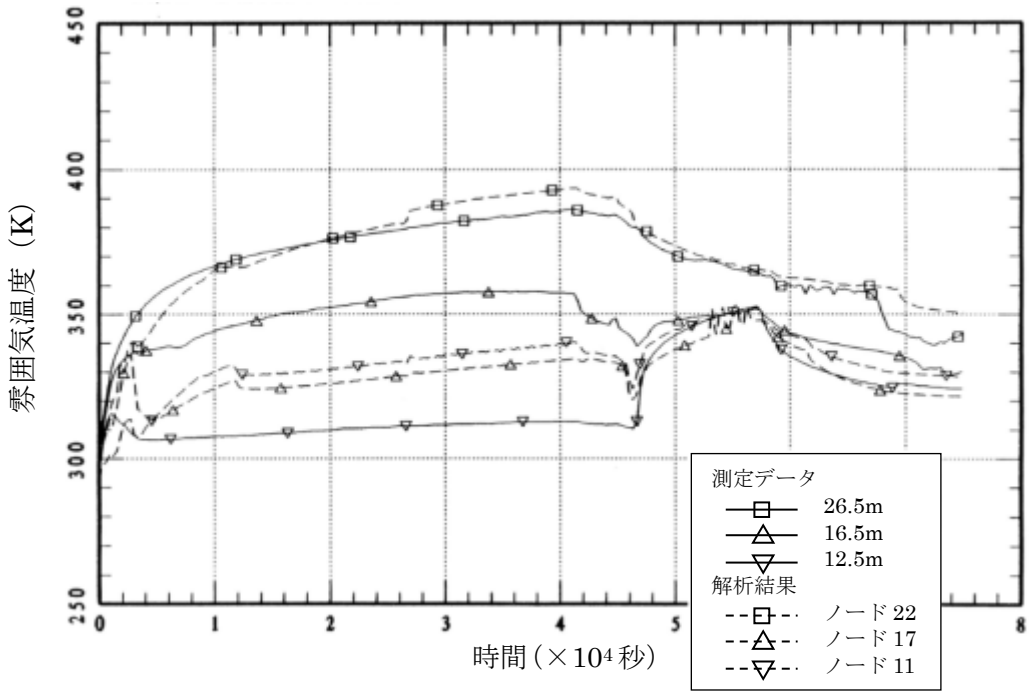
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-20　HDR 実験の解析結果（エネルギ配分）



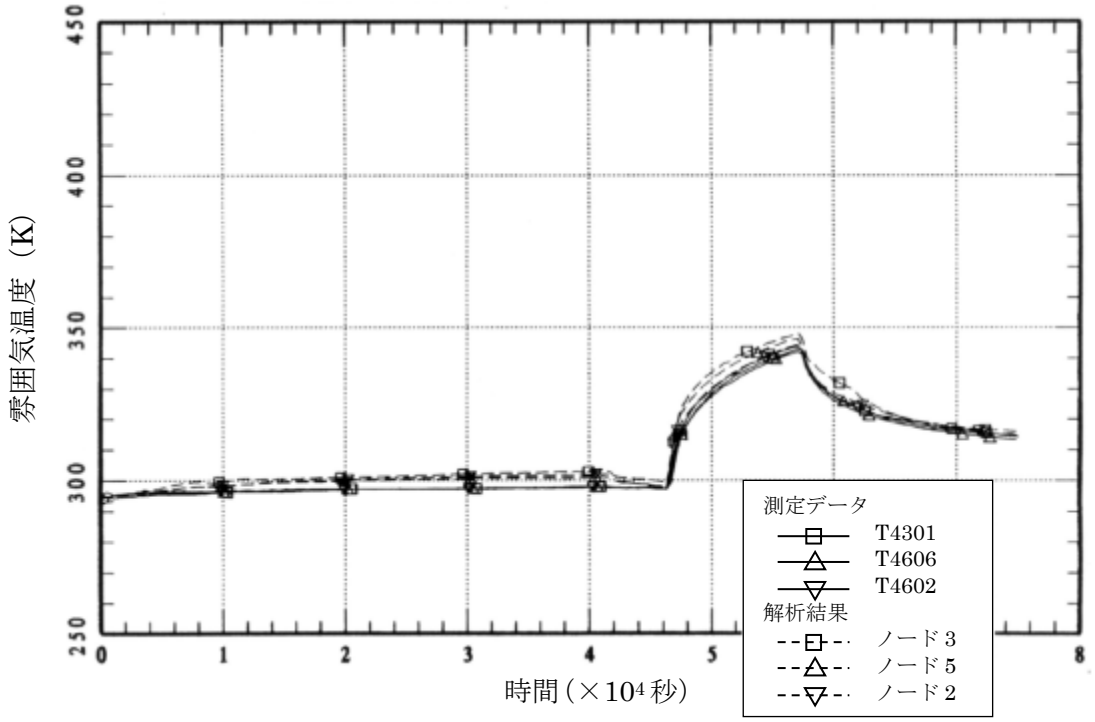
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-21　HDR 実験の解析結果（10m 位置の雰囲気温度）



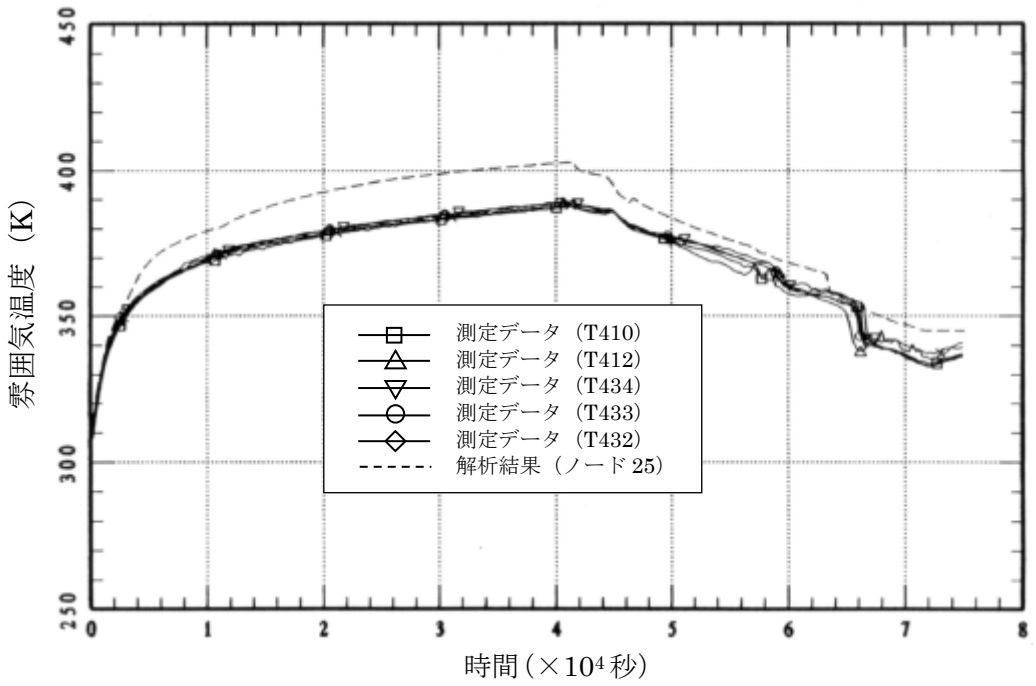
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-22　HDR 実験の解析結果（階段横の雰囲気温度）



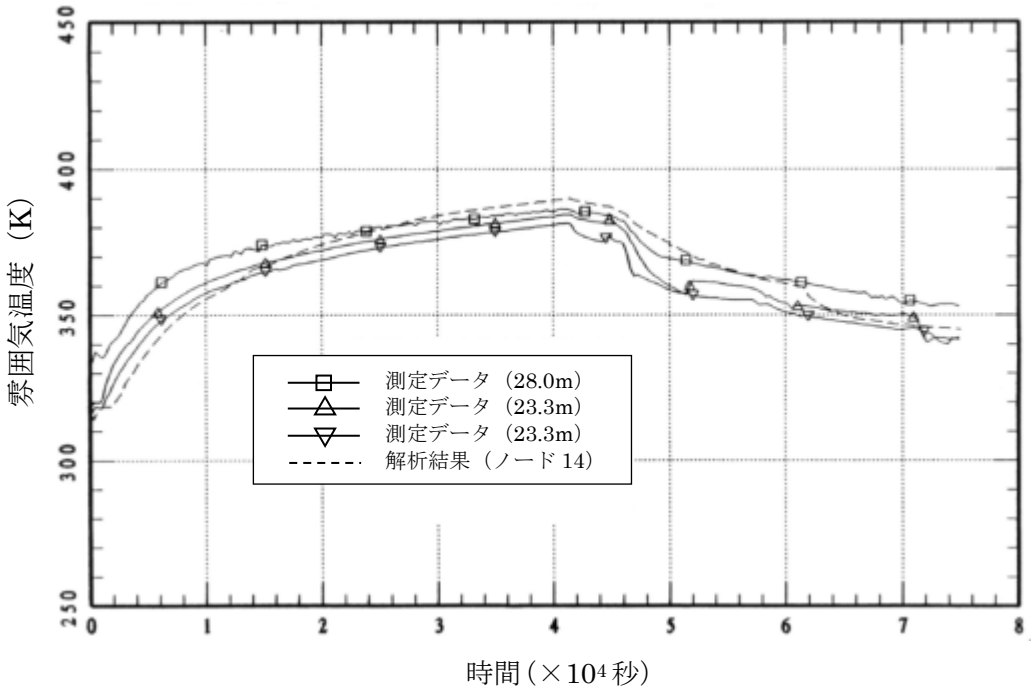
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-23　HDR 実験の解析結果（0m 位置の雰囲気温度）



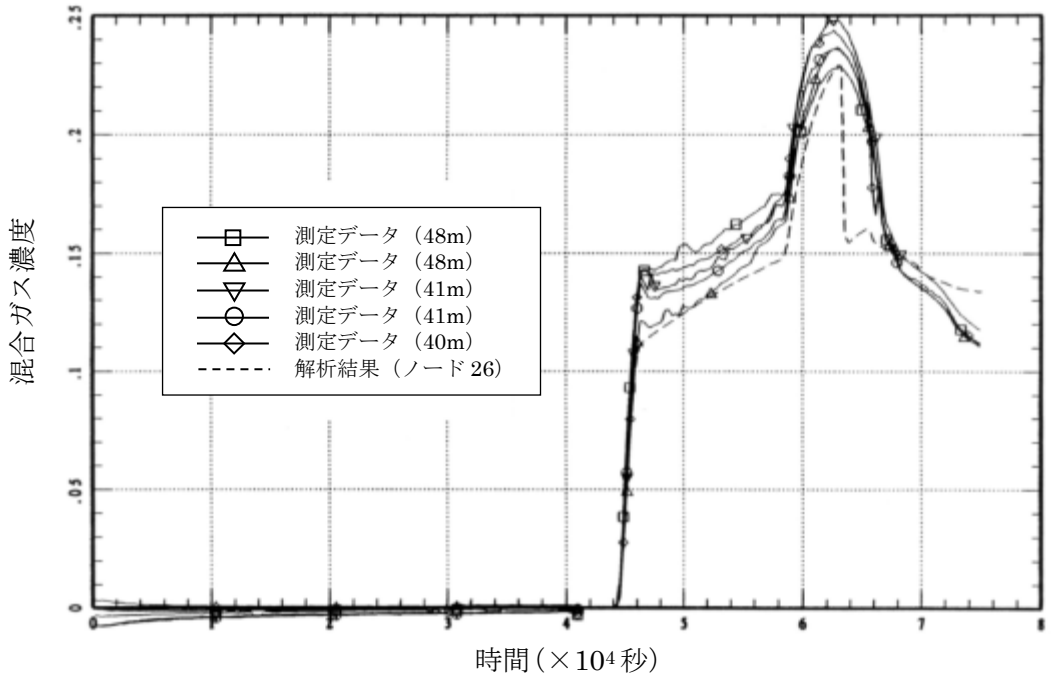
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-24　HDR 実験の解析結果（ドーム部の雰囲気温度）



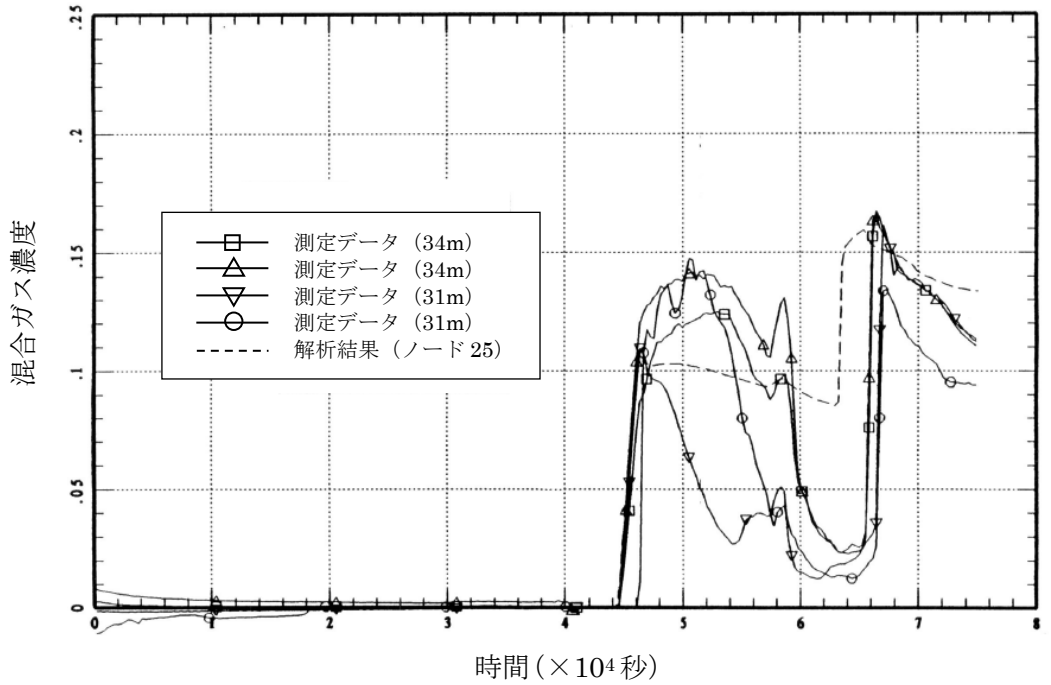
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-25　HDR 実験の解析結果（蒸気発生器室の雰囲気温度）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-26　HDR 実験の解析結果（ドーム部上部混合ガス濃度）



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-27　HDR 実験の解析結果（ドーム部下部混合ガス濃度）

4.2.4 CSTF 実験解析

(1) 実験の概要

CSTF 実験[16]は，米国 Hanford Engineering Developing Laboratory においてアイスコンデンサ型格納容器を模擬した Containment Systems Test Facility (CSTF) 実験装置を用いて，原子力発電所におけるシビアアクシデント時の水素制御に関する研究を行ったものである。この実験では，水素混合挙動や水素ポケット又は水素リッチな混合ガスの成層化の可能性を調査している。CSTF 実験では，小破断ＬＯＣＡ時の破断口及び破損した加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク経由の冷却材放出を想定して，水素と水蒸気又はヘリウムと水蒸気の混合ガス放出を模擬している。窒素雰囲気において水素ガスが用いられた１つの実験を除いて水素ガスの代わりにヘリウムガスが用いられた。

CSTF 実験装置の概要を図 4.2-28 及び図 4.2-29 に示す。高さ約 20.4m，外径約 7.6m，体積は約 850m^3，160℃において 0.52MPa の設計圧力の圧力容器であり，CSTF 容器は下部と上部に分かれ，アイスコンデンサ下部扉と再循環ファンを模擬している。また，異なった事故シナリオにおける水素ガスの蓄積の可能性を調査するために，強制対流がある場合とない場合の実験が実施された。

(2) 解析条件

ベンチマーク解析に用いたＭＡＡＰのノード分割を図 4.2-30 に示す。V3 は上部区画全体を模擬しており，遮蔽壁と燃料取替キャビティより外側の下部区画を V1 と V2 に分けている。V4 は燃料交換キャビティである。

ジャンクション J2 は，物理的な壁はないが，ノード V1 とノード V2 を均等に分割する流路である。ドアを持った２つの異なるジャンクション J3 と J1 をノード V1 と V3 の間，ノード V2 と V3 の間にそれぞれ配置することによってアイスコンデンサ下部扉を模擬する。ジャンクション J4 及び J7 は，それぞれノード V4 とノード V2，V1 間の漏えいパスを模擬している。ジャンクション J5 及び J6 は，それぞれノード V3 とノード V1，V2 間の強制対流のための再循環ファンの流路を模擬している。また，各区画におけるヒートシンクは，構造材の厚さ，伝熱面積，構造物ごとの物性値を考慮している。

表 4.2-4 に実験ケースの一覧を示す。HM-P1～P4 は自然対流及び強制対流における混合挙動を確認するための予備実験である。HM-1～5 は小破断ＬＯＣＡによる水蒸気と水素ガスの放出を模擬し，HM-6～7 は，加圧器逃がしタンクのラプチャ・ディスク破損による水蒸気と水素ガスの放出を模擬している。HM-1～2 は再循環ファンの作動なしを想定しており，HM-3～7 は再循環ファンの作動ありを想定している。ベンチマーク解析として，再循環ファンの作動のない HM-1，HM-2 及び窒素雰囲気に水素ガスを注入した HM-5 の解析を示す。

(3) 解析結果

CSTF 実験のケース HM-1，HM-2 及び HM-5 に対するベンチマーク解析の結果を以下に述べ

る。

HM-1 実験

この実験は，水平方向ジェットノズルによって小破断ＬＯＣＡを模擬しているが，再循環ファンは考慮していないため，気相の混合に寄与するのは，ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について，解析結果と実験データの比較を図 4.2-31 に示す。

実験開始後の緩やかな温度の低下は，ヒートシンクの影響による。約 14 分後に急激な温度低下があるが，これは，アイスコンデンサ下部扉の開放によって，比較的温度の高い下部区画と比較的温度の低い上部区画での自然対流によるものと考えられる。混合ガスの注入の開始から注入完了までの温度上昇傾向はよく一致している。

注入完了からの約 10 分間においては，解析結果のほうが急峻な低下を示しているが，これは解析では下部区画から上部区画への自然循環流量を大きく評価しているためと考えられる。全体としては，実験開始後の温度低下，アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下，注入開始による温度上昇，注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等，解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また，下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-2 実験

この実験は，HM-1 実験と同様に，水平方向ジェットノズルによって小破断ＬＯＣＡを模擬し，再循環ファンは考慮しておらず，気相の混合に寄与するのは，ジェットノズルからの注入による強制対流と自然対流のみである。HM-1 実験との違いは，ジェットノズルからの注入流量であり，ガス流量及び水蒸気流量ともに約２倍の質量流量となっている。下部区画のガス温度及びヘリウム濃度について，解析結果と実験データの比較を図 4.2-32 に示す。

HM-1 実験と同様に，混合ガス注入完了後の温度低下は，解析の方が実験より若干急峻であるものの，実験開始後の温度低下，アイスコンデンサ下部扉の開放による急激な温度低下，注入開始による温度上昇，注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等，解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また，下部区画のヘリウムガス濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

HM-5 実験

この実験では，水平方向ジェットノズルにより小破断ＬＯＣＡを想定して，実験開始前に CSTF 容器に空気の代わりに窒素ガスを封入し，水素ガスが注入されている。再循環ファンが模擬されており，HM-1 や HM-2 と比較して再循環ファンによる強制対流も気相混合に寄与する。下部区画のガス温度及び下部区画の水素濃度について，解析結果と実験データの比較を図 4.2-33 に示す。

HM-1 実験及び HM-2 実験と同様に，実験開始後の温度低下，アイスコンデンサ下部扉

の開放による急激な温度低下，注入開始による温度上昇，注入完了時のピーク温度及び完了後の温度低下等，解析結果と実験データにおいて一連の挙動は良く一致している。また，下部区画の水素濃度に関しても解析結果は実験データと良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

CSTF 実験は，上部区画と下部区画で仕切られた区画を持つ格納容器の下部区画に水平あるいは垂直ジェットにより水蒸気及び水素又はヘリウムを注入し，再循環ファンあるいはアイスコンデンサ扉による強制対流と自然対流による混合を確認した実験である。HM-1 実験及び HM-2 実験は空気雰囲気に対し，ヘリウム及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流とアイスコンデンサ扉開放による自然対流を考慮し，HM-5 実験は窒素雰囲気に対し，水素ガス及び水蒸気の水平方向ジェットによる強制対流，アイスコンデンサ扉開放による自然対流及び再循環ファンによる強制対流を考慮している。

格納容器内のガス温度や非凝縮性ガスの濃度については，図 4.2-31，図 4.2-32 及び図 4.2-33 に示すとおり，すべての実験条件において，自然循環及び強制対流下で，測定データと良く一致する解析結果が得られている。

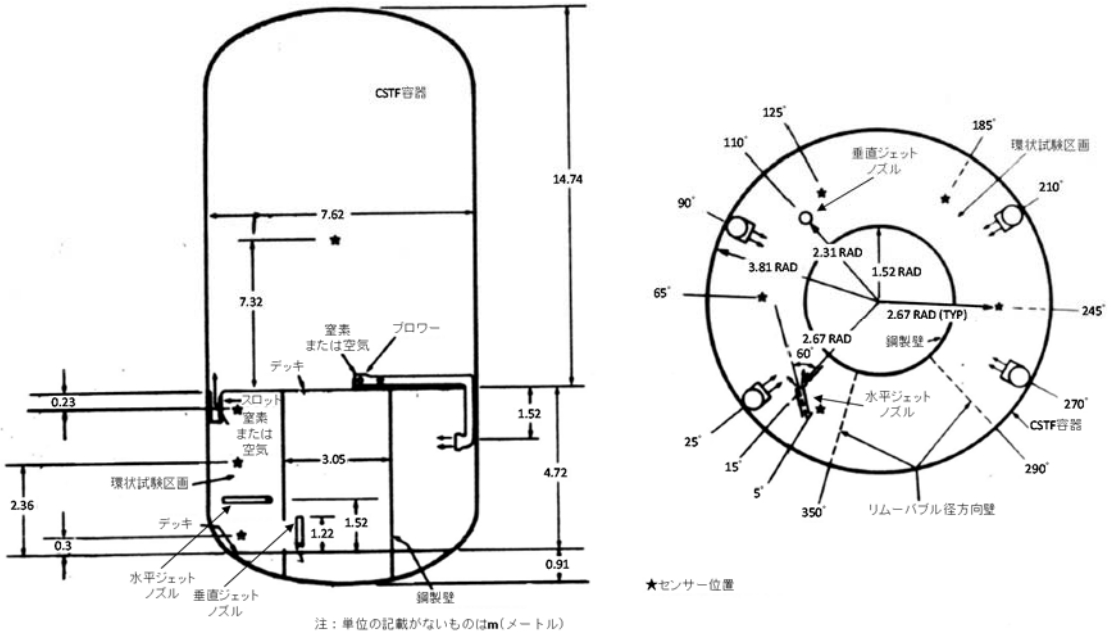
このように，ＭＡＡＰによる解析で得られた格納容器温度及び非凝縮性ガスの濃度変化は，CSTF 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは格納容器各領域間の流動及び構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-4　CSTF 水素混合実験　実験ケース一覧

実験ケース	雰囲気ガス	再循環流量		注入ガス組成	ガス流量（ヘリウム又は水素）		水蒸気流量		下部区画ガス初期温度	
		m^3/min.	$ft.^3$/min.		kg/min.	lb./min.	kg/min.	lb./min.	°C	°F
予備試験										
HM-P1	Air	0	0	-	-	-	-	-	29	85
HM-P2	Air	104	3700	-	-	-	-	-	29	85
HM-P3	Air	0	0	-	-	-	-	-	66	150
HM-P4	Air	104	3700	-	-	-	-	-	66	150
高速ジェット試験（水平方向）										
HM-1	Air	0	0	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-2	Air	0	0	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-3	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-4	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150
HM-5	N_2	104	3700	H_2-Steam	0.41	0.9	24.5	54	66	150
高速ジェット試験（垂直方向）										
HM-6	Air	104	3700	He-Steam	0.41	0.9	12.3	27	66	150
HM-7	Air	104	3700	He-Steam	0.82	1.8	24.5	54	66	150

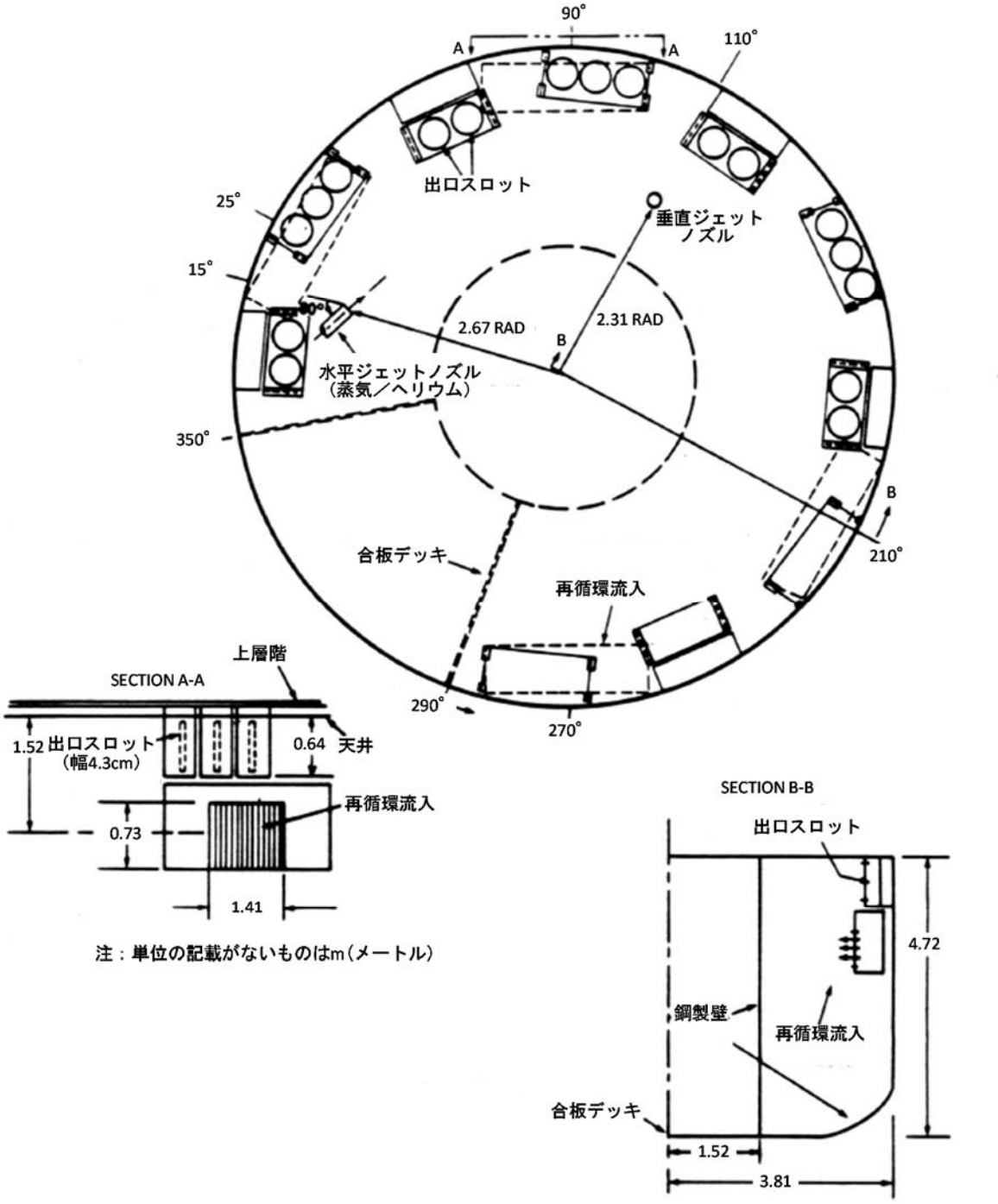
※下線部は，ベンチマーク解析ケース

出典：MAAP4 User's Manual, EPRI



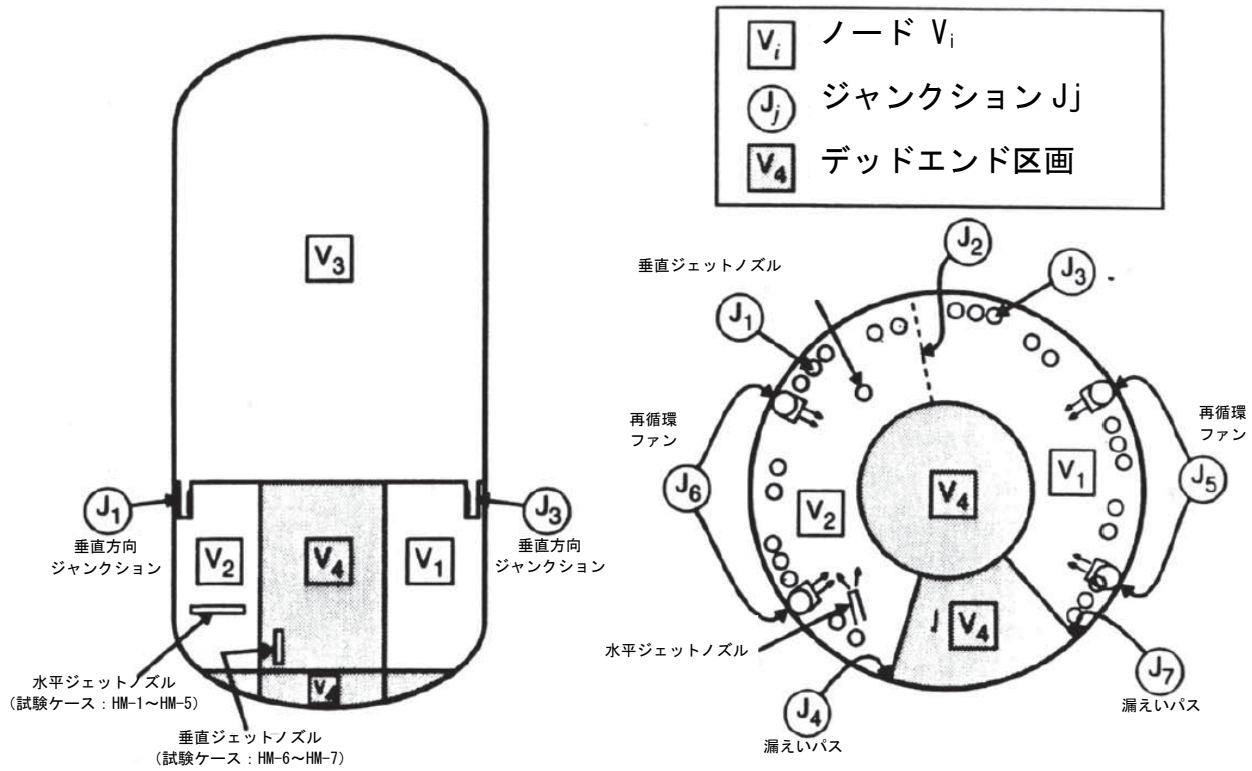
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-28　CSTF 実験装置



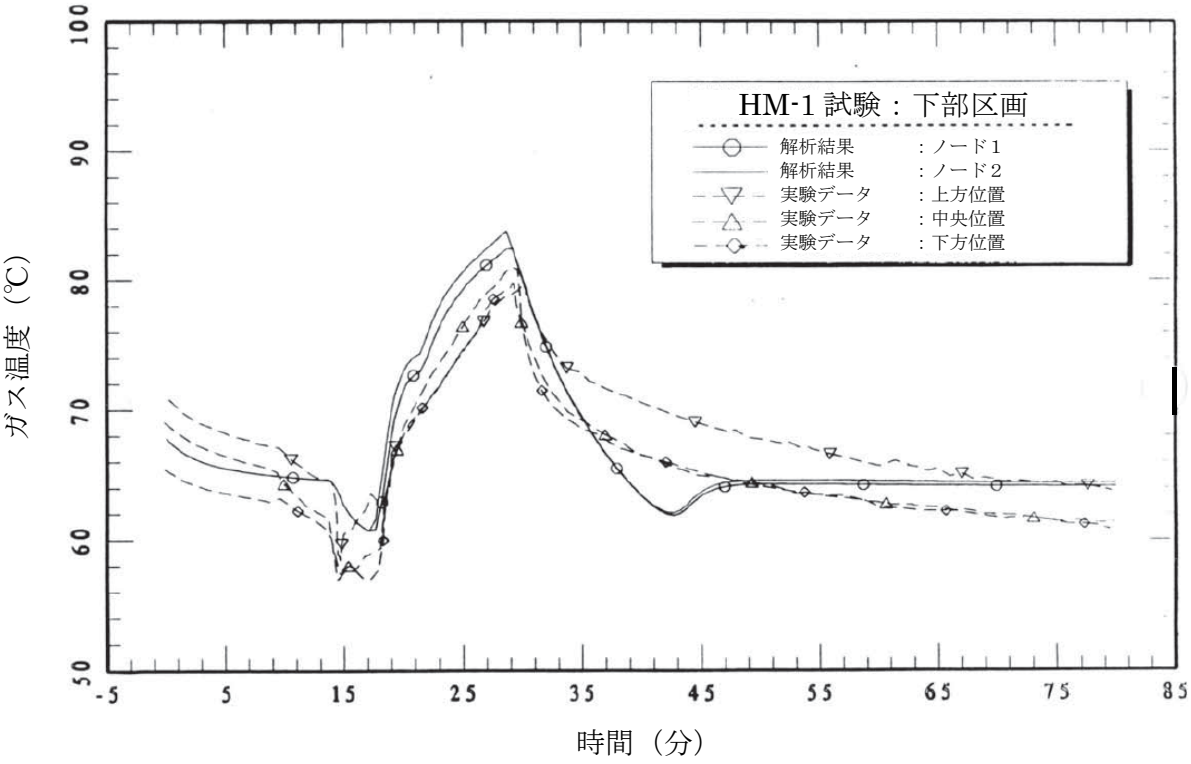
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

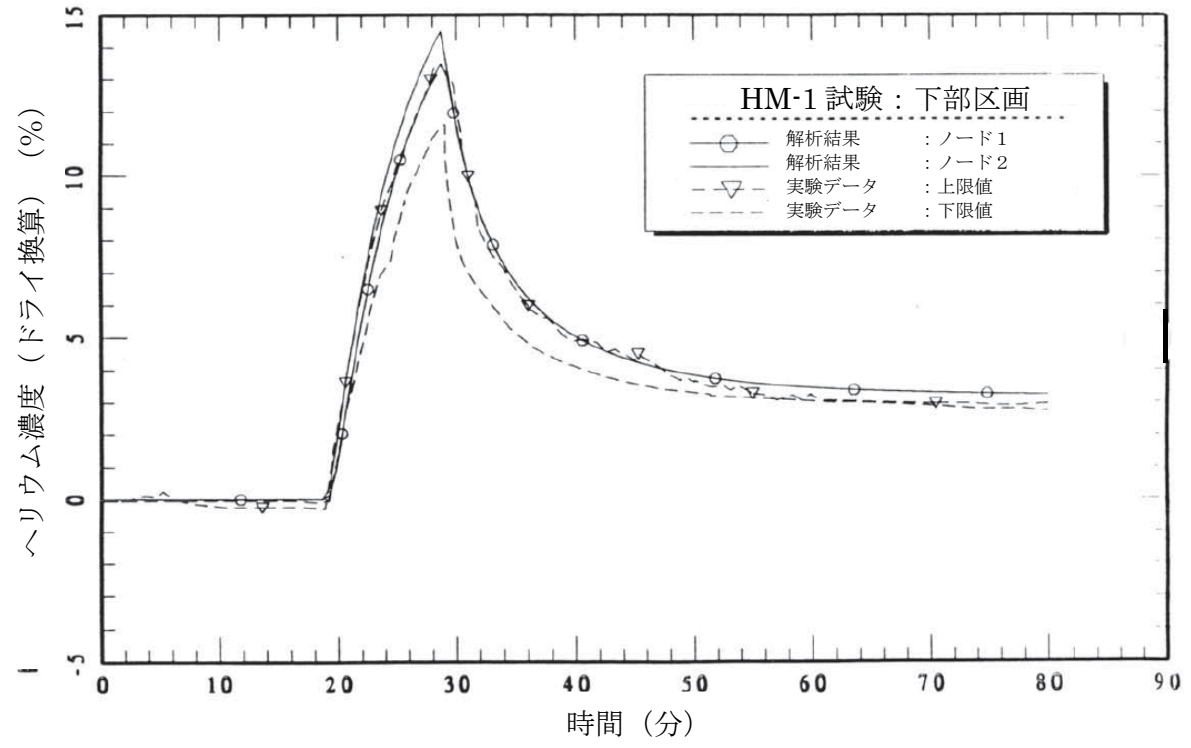
図 4.2-29　CSTF 実験装置における空気再循環の詳細



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

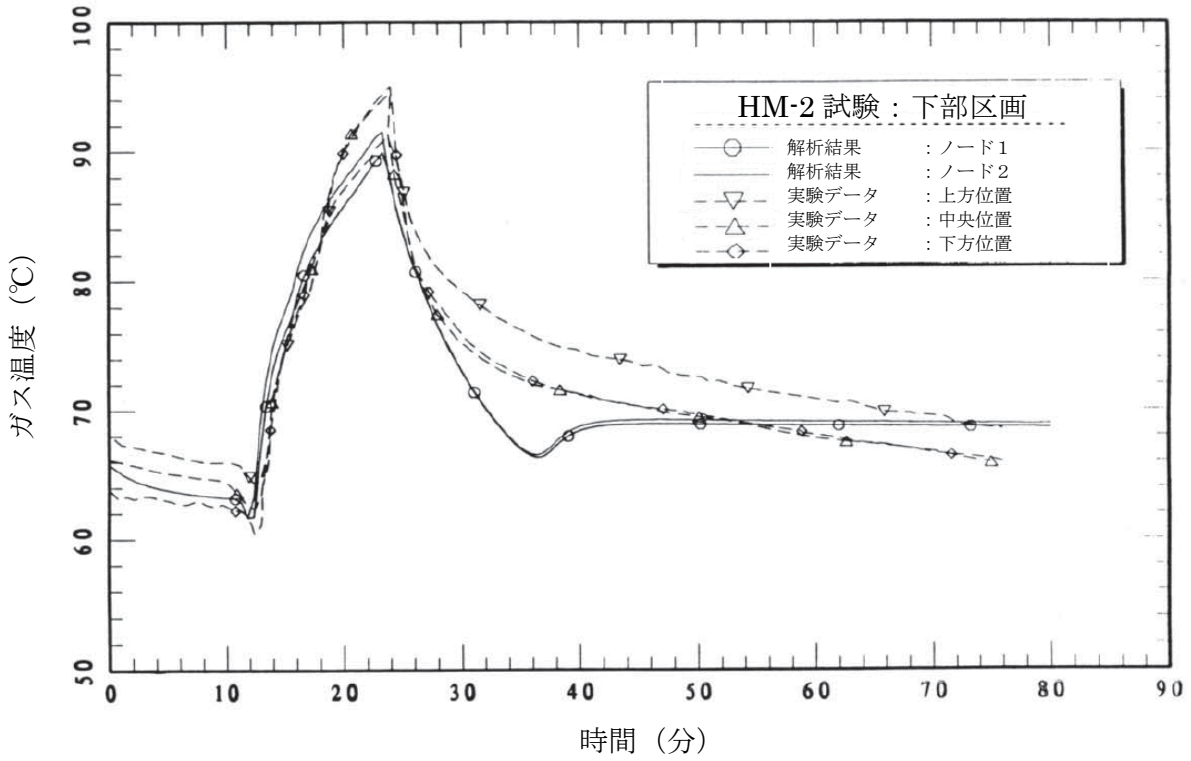
図 4.2-30　CSTF 実験ベンチマーク解析　ＭＡＡＰノード分割

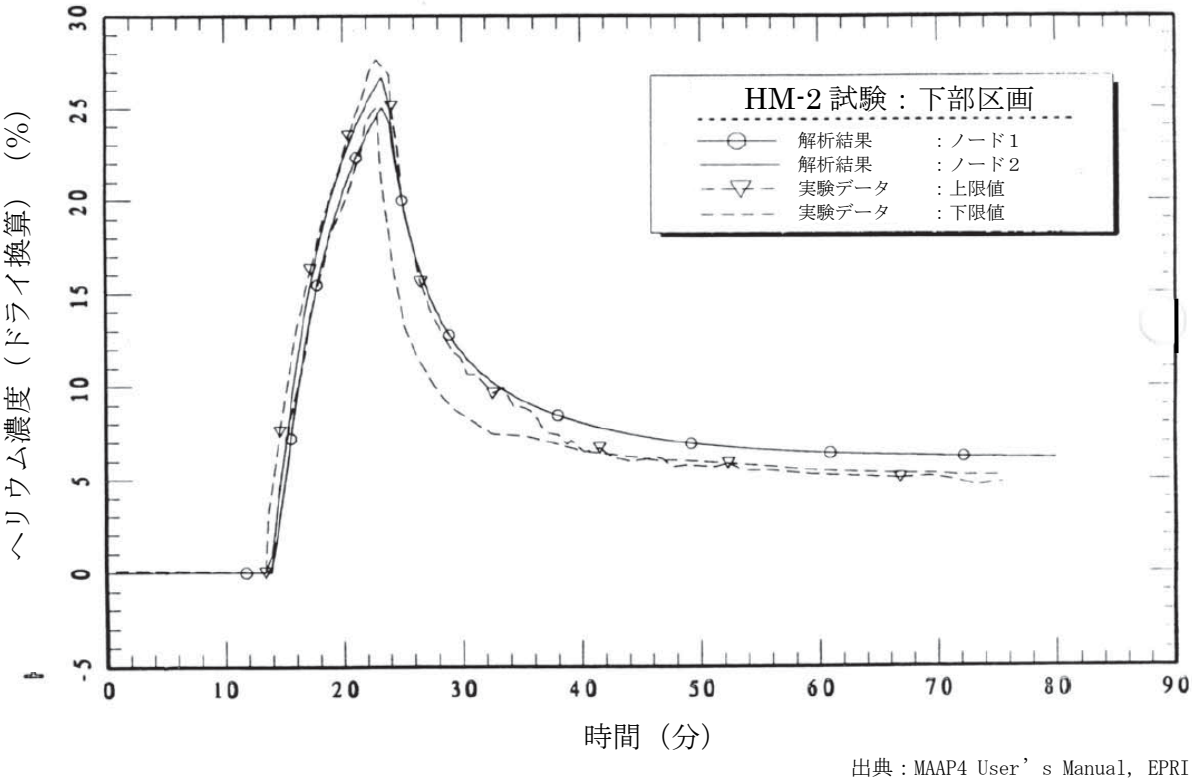




出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

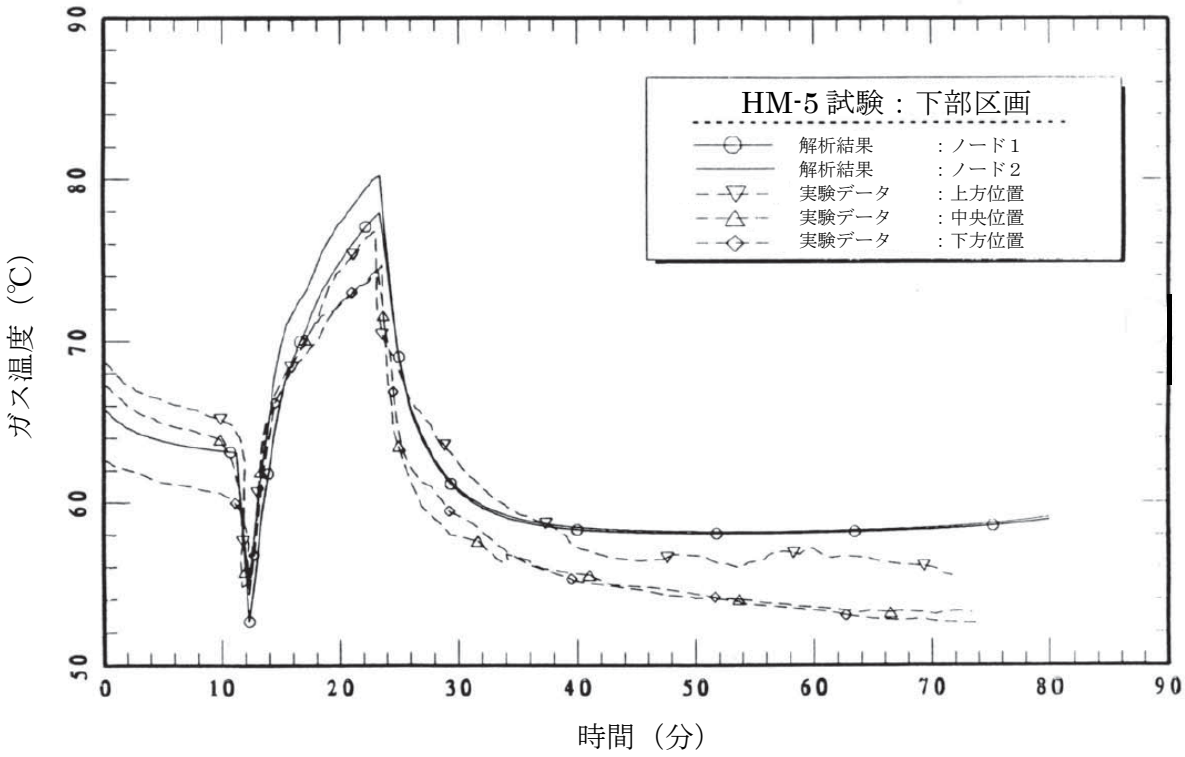
図 4.2-31　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-1）

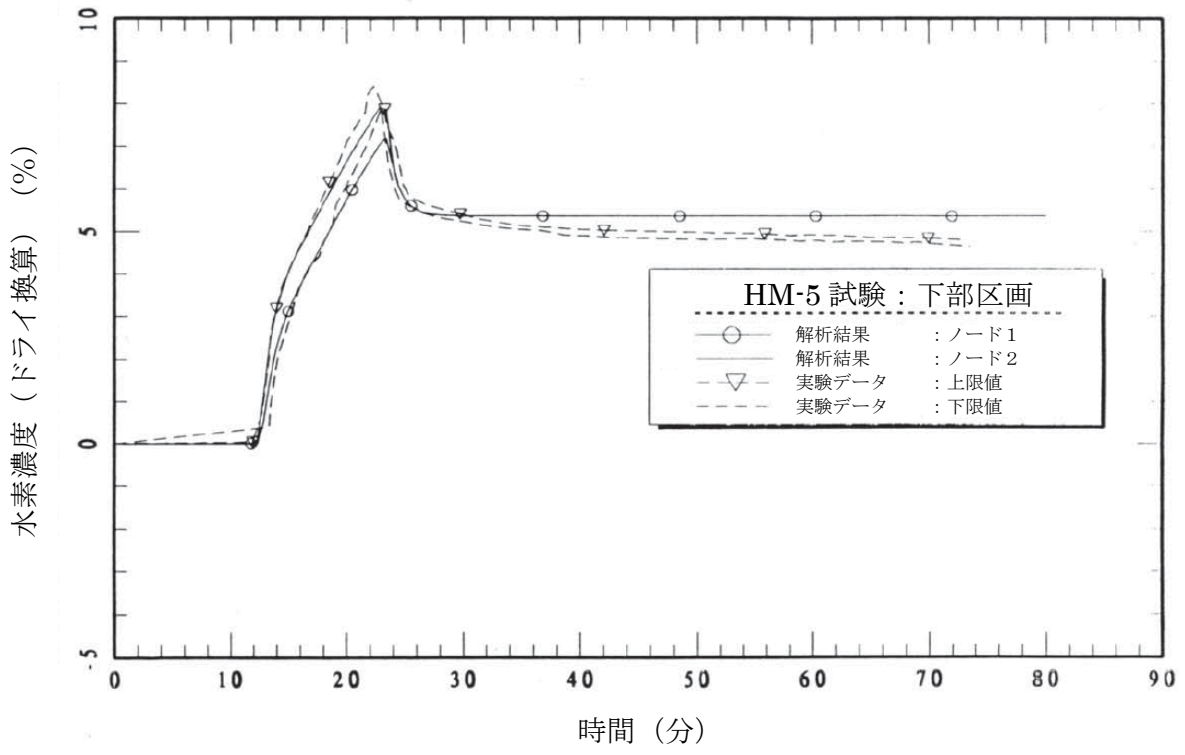




出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-32　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-2）





出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-33　CSTF 実験ベンチマーク解析結果（ケース HM-5）

4.2.5 ACE 実験解析

(1) 実験の概要

米国アルゴンヌ国立研究所で実施された ACE 実験[17]では，ＭＣＣＩの大規模な実験が行われている。この試験の目的は，ＭＣＣＩの熱水力学的及び化学的プロセスの調査と，計算コードの開発及び妥当性確認に向けたデータベース拡充である。試験装置の概要を図 4.2-34 に示す。試験装置は，８枚の水冷式パネルを対にして四方の壁を構成しており，その中にコンクリート床，コンクリート／金属製の内挿物，コリウムを内蔵している。二つの壁の内面には，25 本のタングステン電極棒集合体が設置されており，それらはタングステンコイルによりコリウム頂部付近に接続され，コリウムが溶融して誘導加熱を開始できるまで加熱する。試験装置の大きさは 53.0cm×50.2cm である。また，試験装置は二枚式の蓋で覆われており，蓋を通じて主ガス管と接続されている。蓋には四つの窓が設置されており，一つはエアロゾルの収集，ガスのサンプリング及び排出に，残りの三つは光学温度計及びビデオカメラによるコリウムの観察に用いられる。

UO_2 を含む全てのコリウム成分は粉末状であり，均一に混合されている。また，コリウム及びコンクリート成分は，複数の条件について実験が行われている。表 4.2-5 及び表 4.2-6 に，L2 実験，L6 実験及び L7 実験におけるコリウム及びコンクリートの成分を示す。実験中，コリウムはタングステン電極で加熱され溶融プールを形成する。コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

(2) 解析条件

解析では，図 4.2-35 に示すとおり，試験部を一つのノードとしてモデル化している。水冷式パネルで構成される側壁，コンクリート床及び蓋はヒートシンクとしてモデル化し，試験部と外部環境の間にジャンクションを設定している。

実験ではコリウムを室温から加熱するが，解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し，その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は，L2 実験で 2,400K，L6 実験及び L7 実験で 2,500K である。また，コンクリート床の初期温度は，コリウムとの界面ではコンクリート融点，底面では室温としている。

(3) 解析結果

<u>L2 実験</u>

L2 実験では，部分的に酸化したＰＷＲ燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートとの相互作用が調査されている。電気加熱の出力は平均で約 220kW，水冷式パネルでの熱損失は平均で約 120kW であり，解析ではこれらを境界条件として与えている。溶融プール温度は侵食開始時において約 2,400K であり，その後もその温度を

維持している。垂直方向へのコンクリート侵食量は2,000秒において約10cmである。侵食深さとコリウム温度の解析結果を測定データと比較して図4.2-36に示すが，いずれも良い一致を示している。

L6実験

L6実験では，部分的に酸化したＰＷＲ燃料のコリウム溶融物とケイ土系コンクリートの相互作用を調査している。この実験ではコンクリート製ベースマットの上に７cmのコンクリート／金属製の内挿物が設置されているが，解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬している。電気加熱出力は約200kW，水冷式パネルでの熱損失は約125kWである。侵食率は試験開始時には低く，試験終了時には高い値となり，最終的な侵食深さは約13cmであった。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図4.2-37に示すが，コリウム温度については良い一致を示している。侵食率については，侵食開始時において解析結果が実測データをやや上回っているが，これはコンクリート床への熱損失をわずかに大きく評価しているためである。

L7実験

L7実験では，部分的に酸化したＢＷＲ燃料のコリウム溶融物（70％のZrが酸化）と石灰岩／砂系コンクリートが用いられており，電気加熱出力は約130kWである。L6実験と同様に，コンクリート床上に5.7cmのコンクリート／金属製内挿物を設置しており，解析では侵食開始時にコリウム成分と併せて考慮することで実験を模擬している。実験では，1,500秒で約2.5cmの侵食が観測されている。ＢＷＲ燃料のコリウム溶融物における低い出力密度と，石灰岩／砂系コンクリートが有する高い分解エンタルピに起因して，侵食深さが小さくなっている。コリウム温度と侵食深さの解析結果を測定データと比較して図4.2-38に示すが，いずれも良い一致を示している。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

ACE実験では，冷却水の注水がなく，かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって，冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

ＭＡＡＰ解析では，実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果

となっており，ＭＡＡＰによる解析で得られたコリウム温度及び侵食速度は，ACE実験における測定データとの比較から妥当である。また，非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの，コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-5　ACE 実験におけるコリウム成分

成分(kg)	L2	L6	L7
UO_2	216	219	188.5
ZrO_2	42.5	18.5	59.4
Zr	13.4	21.1	17.7
Zirc-4		1.8	1.1
Fe_2O_3	-	-	-
NiO	-	-	-
Cr_2O_3	-	-	-
SS-304	-	9.1	0.6
CaO	3.0	7.3	11.5
SiO_2	20.9	16.9	12.5
BaO	0.8	0.79	1.4
La_2O_3	0.6	0.6	1.14
SrO	0.5	0.5	0.96
CeO_2	1.3	1.3	2.32
MoO_2	0.9	0.94	1.7
SnTe	0.2	-	-
$ZrTe_2$	-	0.2	0.18
Ru	-	0.38	-
B_4C	-	-	1.0
Ag	-	1.19	-
In	-	0.22	-

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

表 4.2-6　ACE 実験におけるコンクリート成分

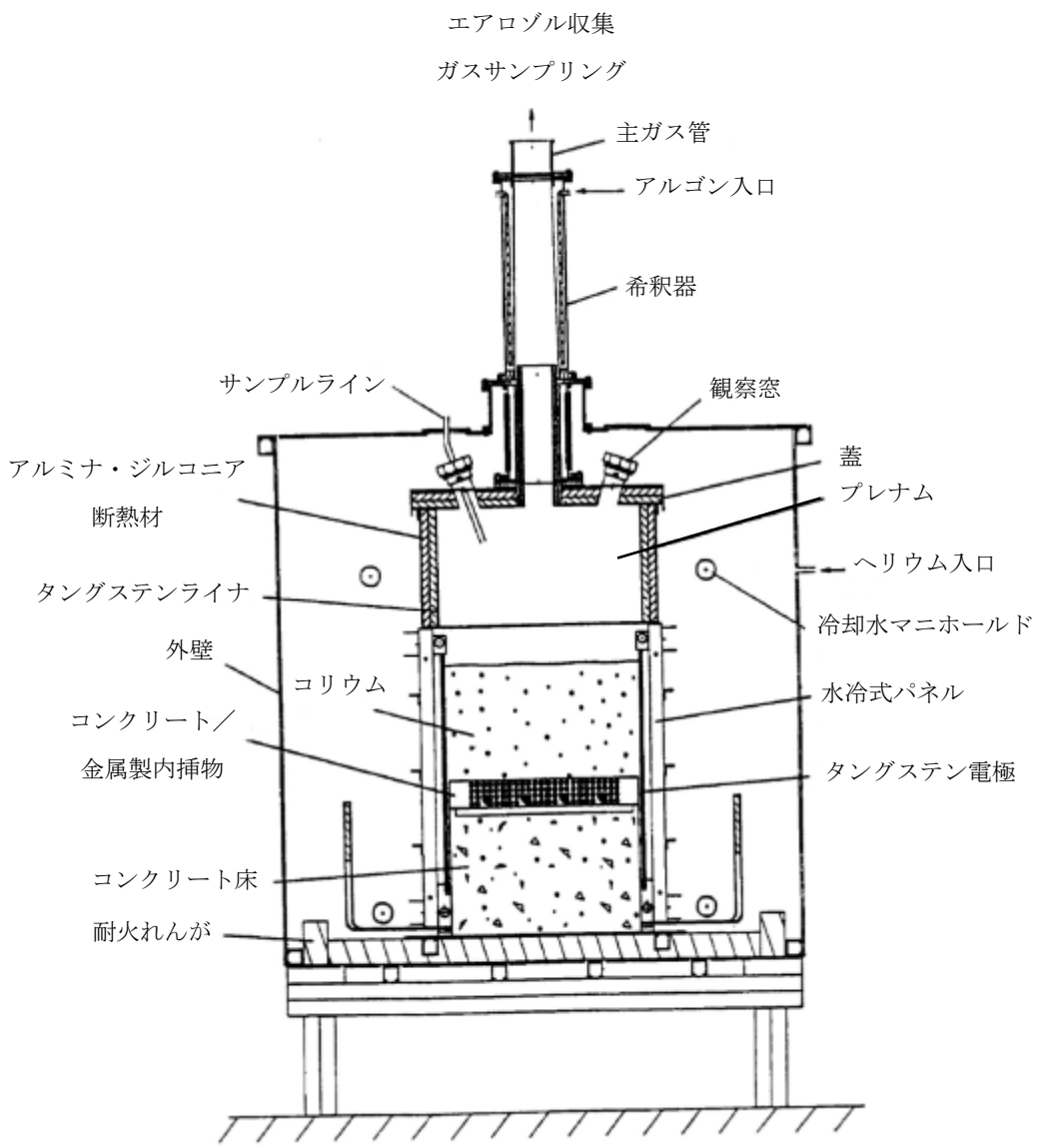
成分(kg)	L2	L6	L7
SiO_2	69	69	28.3
CaO	13.5	13.5	26.0
Al_2O_3	4	4	3.5
K_2O	1.4	1.4	0.6
Fe_2O_3	1	1	1.6
TiO_2	0.8	0.8	0.14
MgO	0.7	0.7	9.6
Na_2O	0.7	0.7	1.1
MnO	0.03	0.03	0.05
BaO	0.02	0.02	0.03
SrO	0.02	0.02	0.03
Cr_2O_3	0.01	0.01	0.009
H_2O+CO_2	7.9	7.9	27.5
コンクリートの種類※	S	S	L/S
合計	99.1	99.08	98.459

※ コンクリートの種類

S　　：ケイ土系

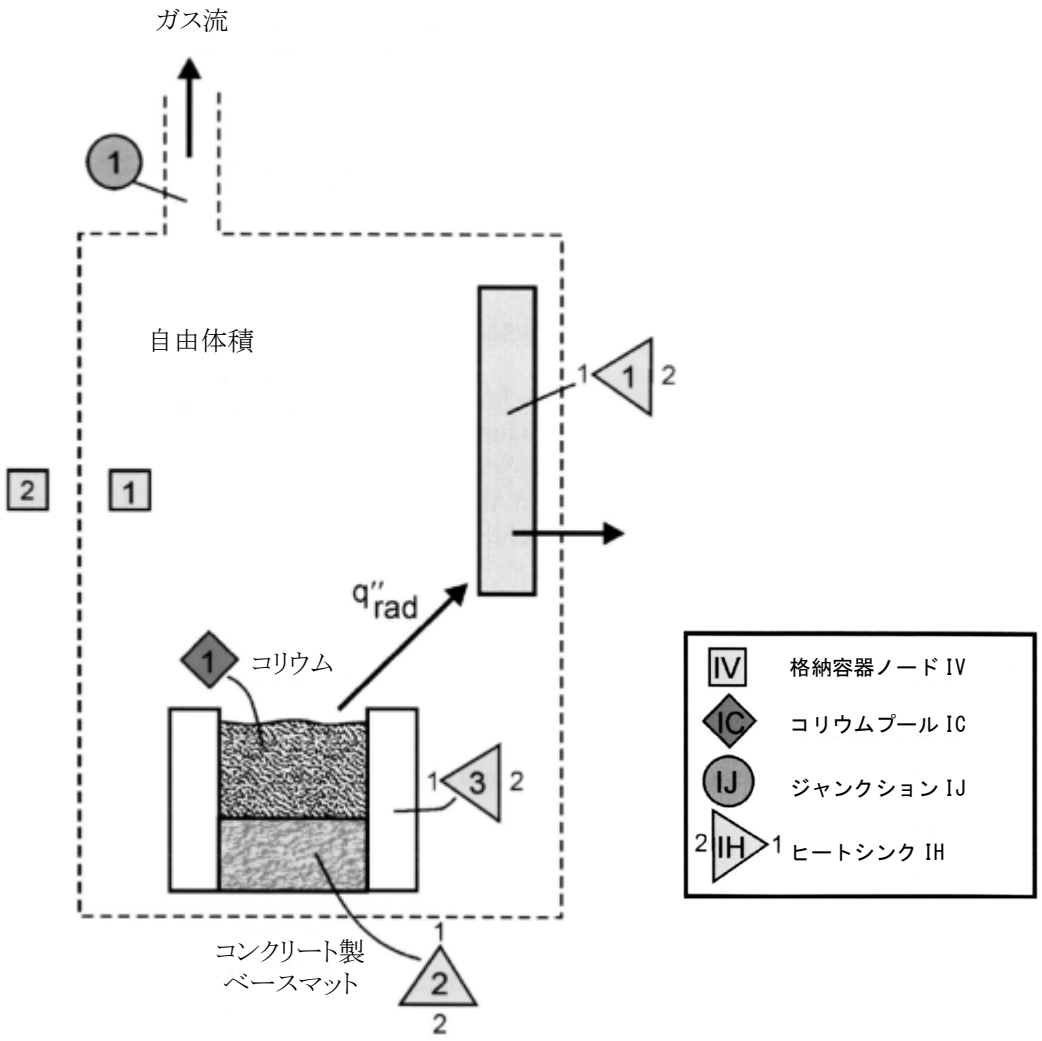
L/S　：石灰岩・砂系

出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI



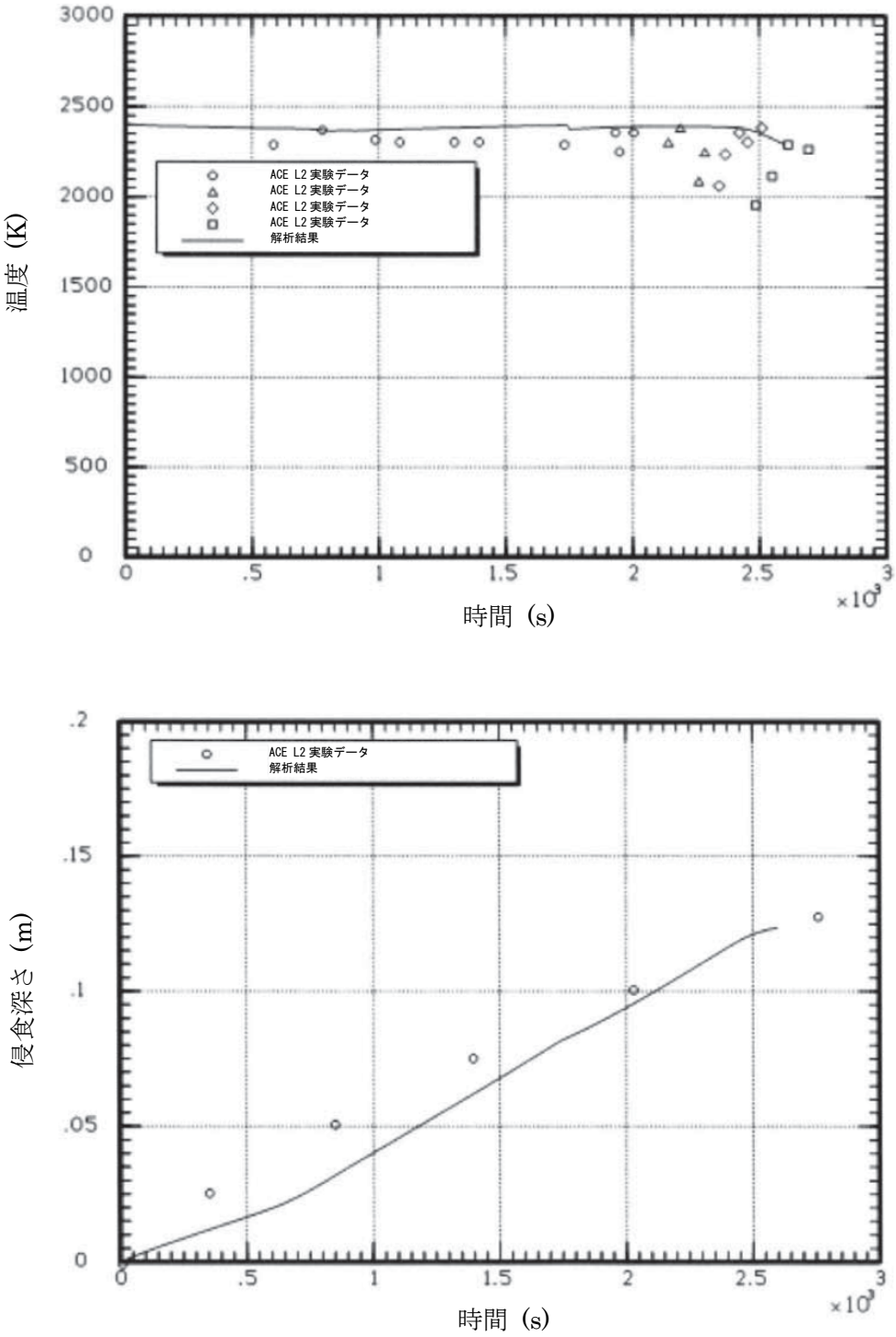
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-34　ACE 実験装置の概要



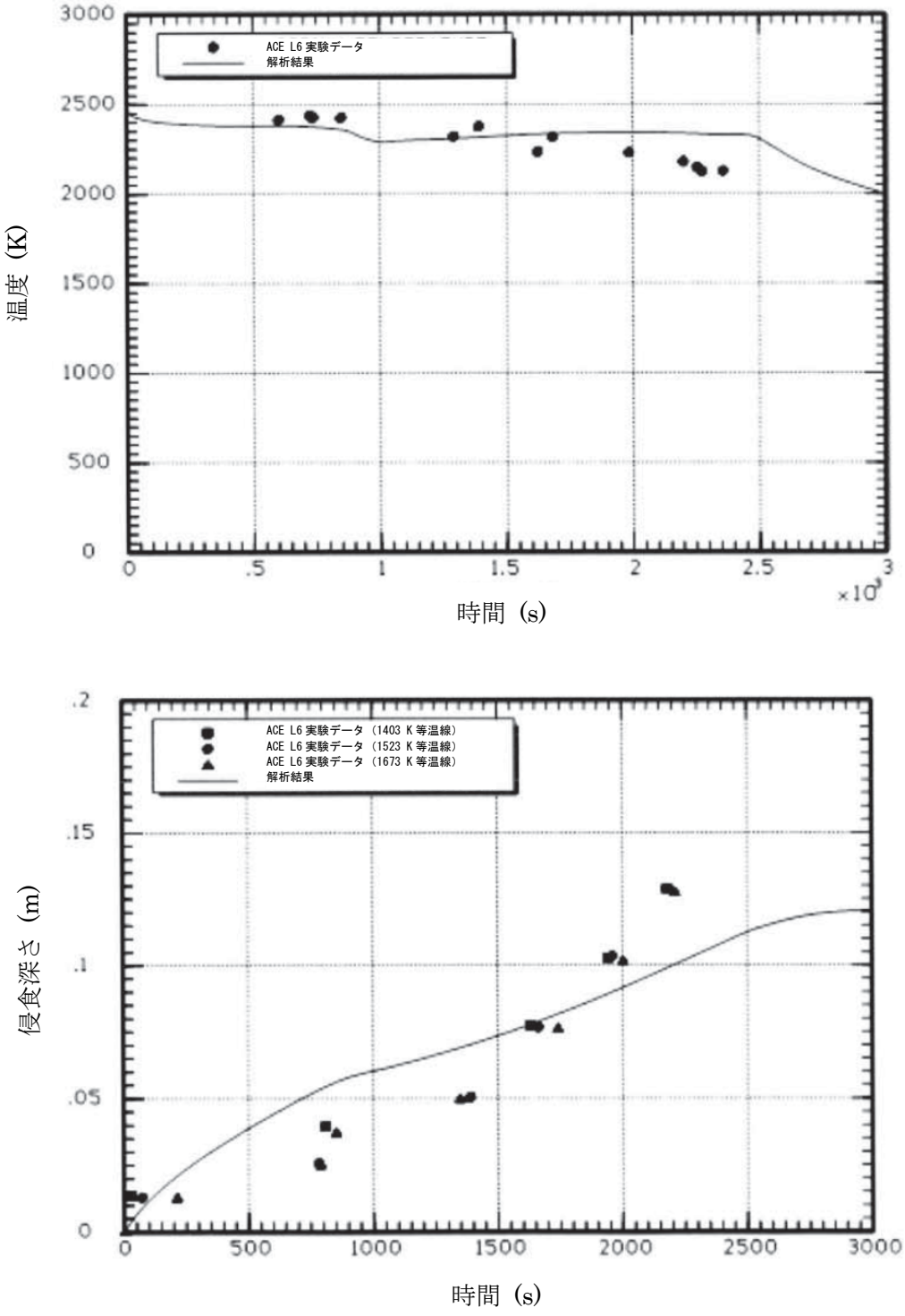
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-35　ACE 実験解析におけるノード分割



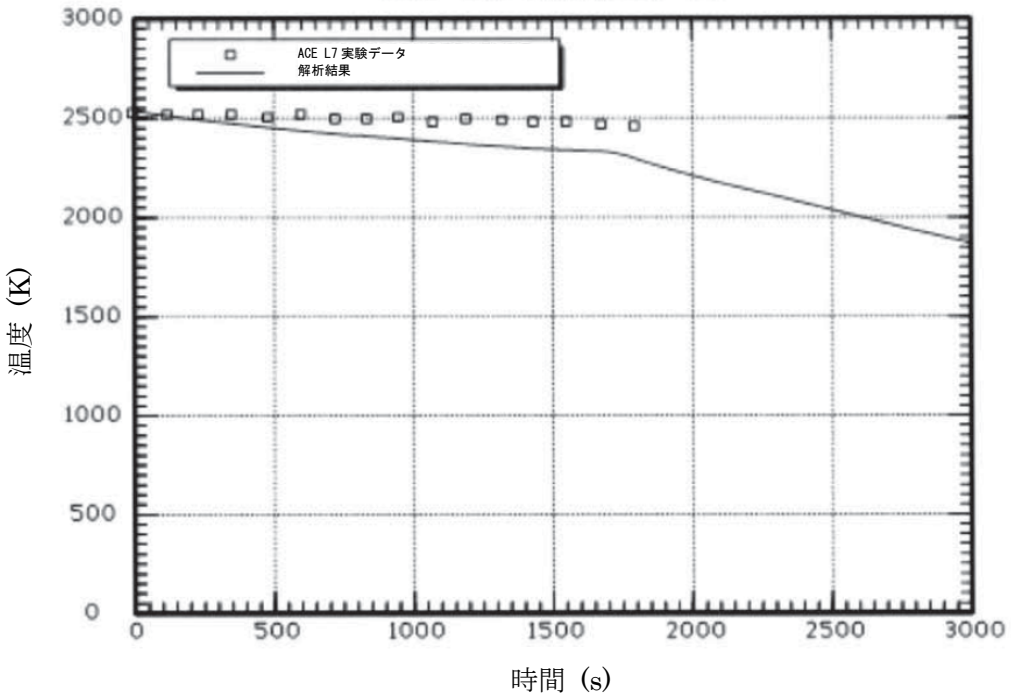
出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

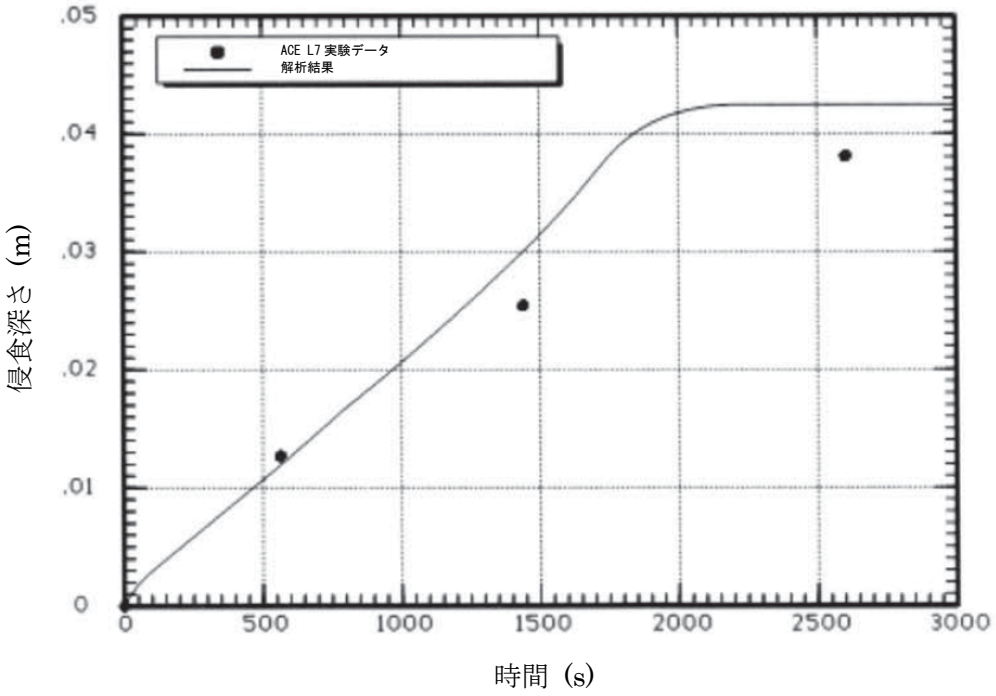
図 4.2-36　ACE 実験の解析結果（L2 実験）



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 4.2-37　ACE 実験の解析結果（L6 実験）





出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-38　ACE 実験の解析結果（L7 実験）

4.2.6 SURC-4 実験解析

(1) 実験の概要

SURC-4 実験[18]は米国サンディア国立研究所で行われたＭＣＣＩ実験であり，OECD/NEA の国際標準問題（ISP-24）にも選定されている。

実験装置の概要を図 4.2-39 に示す。試験装置は，アルミニウム製格納容器とその内部に設置された円筒状のるつぼから構成される。るつぼの側壁及び蓋は厚さ約 10cm の MgO 製鋳造物であり，るつぼ全体の大きさは直径約 60cm，高さ約 100cm である。るつぼの下部には，厚さ約 40cm の玄武岩系コンクリート床が設置され，コンクリートの侵食は内部に設置された熱電対により観測される。

実験では，コンクリート侵食が開始するまで，約 200kg のステンレス鋼と模擬 FP から成るコリウムを約 60kW の電気出力で誘導加熱し，それによるコンクリート侵食及びコリウム温度が測定されている。また，化学反応とガス放出への影響を調査するため，コンクリート侵食開始から約 14 分後に約 20kg のジルコニウムをコリウムに投入している。最終的な侵食深さは約 24.5～27.5cm であった。

(2) 解析条件

SURC-4 実験は，ACE 実験と同様のモデルで模擬できることから，図 4.2-35 に示したモデルを用いている。

解析ではコンクリートの侵食が開始した時間を零と定義し，その時点における各部の温度等を境界条件として与える。コリウムの初期温度は 1,750K であり，コンクリート床の初期温度は，コリウムとの界面ではコンクリート融点，底面では室温としている。

(3) 解析結果

図 4.2-40 に侵食深さの解析結果を測定データと比較して示す。解析による侵食率は，測定データとの良好な一致を得ている。なお，SURC-4 実験では外周部のコンクリート侵食深さが大きくなっており，解析結果と相違が見られるが，これは，実験では外周部からの誘導加熱によって溶融物を加熱しているため，外周部への入熱量が大きくなる試験体系によるものと考えられる。

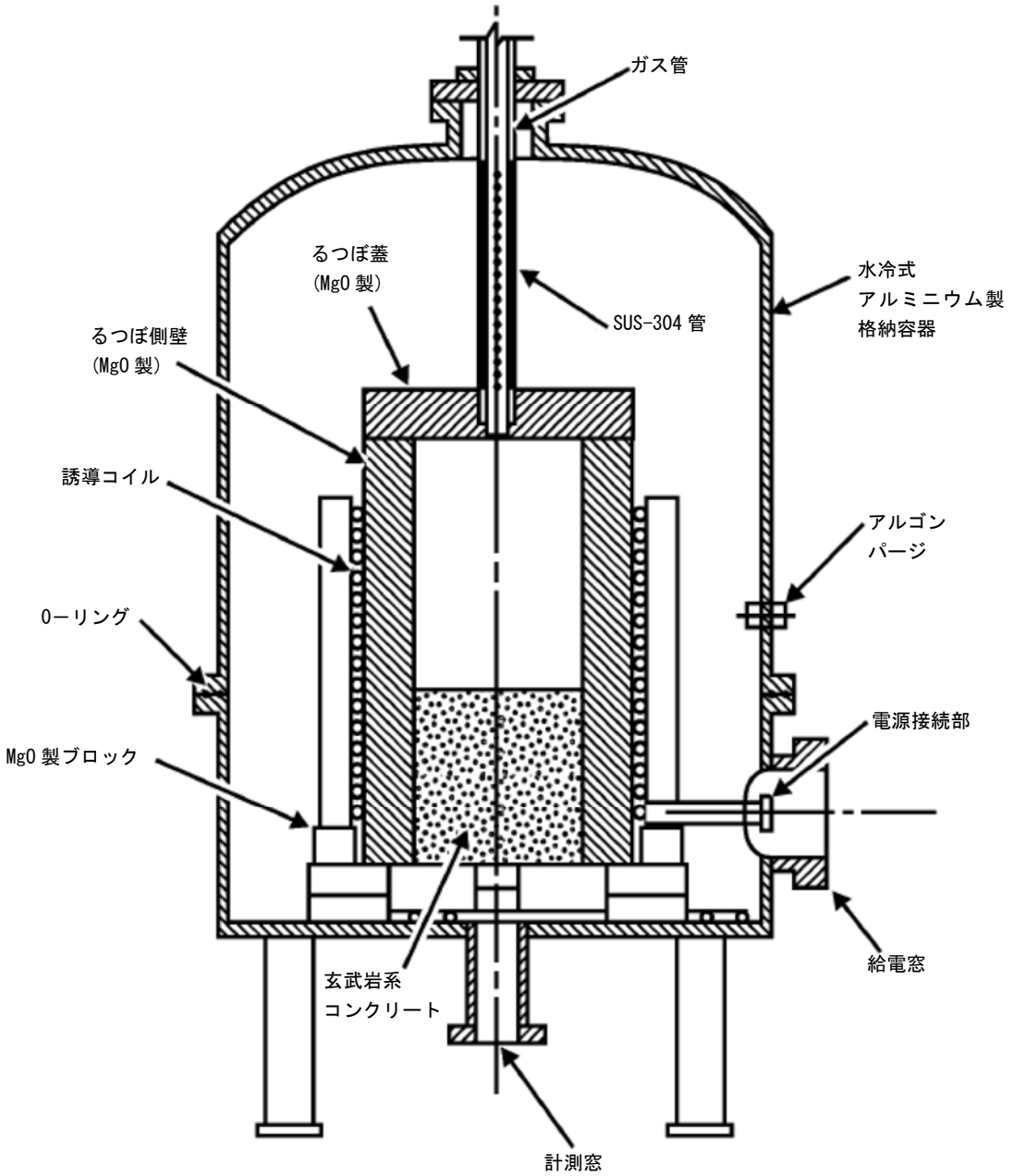
(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

SURC-4 実験では，冷却水の注水がなく，かつコリウム及びコンクリートの配置が既知である。したがって，冷却水の熱水力的挙動や幾何形状の不確かさを最小化した条件においてコンクリート侵食挙動を確認することができ，溶融炉心とコンクリ

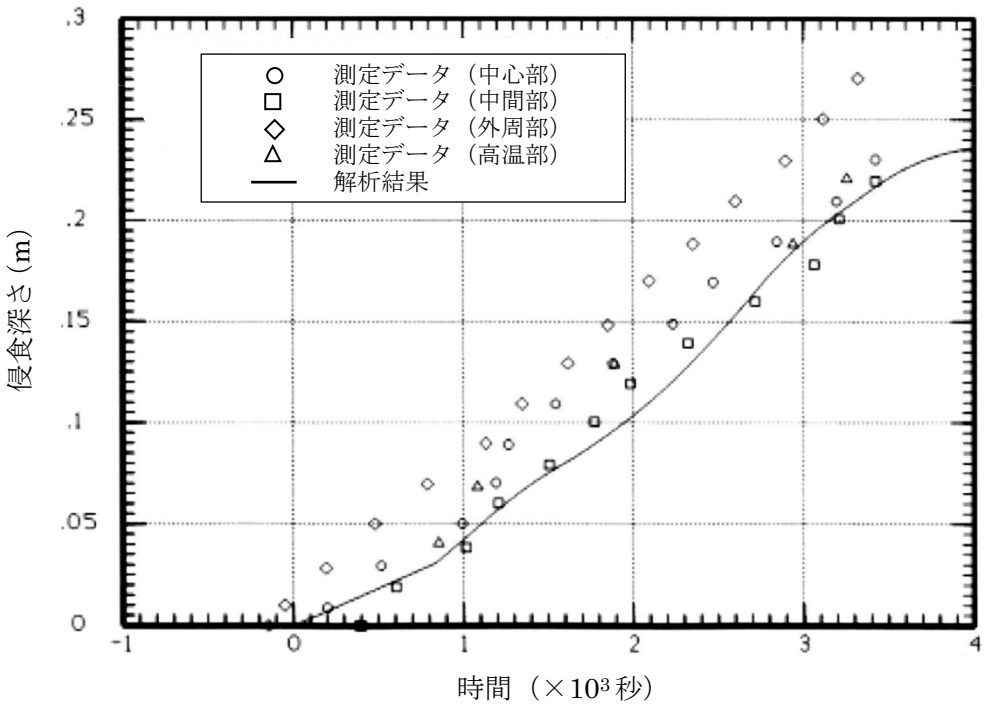
ートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生の不確かさを評価する上で有効である。

ＭＡＡＰ解析では，実験で観測されたコンクリート侵食速度を良く再現した結果となっており，ＭＡＡＰによる解析で得られた侵食速度は，SURC-4 実験における測定データとの比較から妥当である。また，非凝縮性ガスの発生量については直接的な測定データとの比較をしていないものの，コンクリート侵食速度を問題なく予測できていることから一定の妥当性を有していると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは溶融炉心とコンクリートの伝熱及びコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関して，適切なモデルを有していると判断できる。



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-39　SURC-4 実験装置図



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-40　SURC-4 実験の解析結果

4.2.7 PHEBUS-FP 実験解析

(1) 実験の概要

PHEBUS-FP 計画[19][20]は，フランス放射線防護・原子力安全研究所（IRSN），フランス電力及び EU を中核とする国際協力プログラムであり，燃料から放出されるＦＰの種類，量，１次系及び原子炉格納容器内への移行と除去挙動に関する知見を取得し，シビアアクシデント解析コードの改良及び検証に資することを目的として実施されている。

PHEBUS-FP 計画は，FPT0，1，2，3 及び 4 の計五つの実験から構成されており，各実験では実燃料（酸化ウラン燃料）を炉心内で溶融させ，放出されるＦＰ等の挙動を調査している。FPT0 実験は未照射燃料を対象とし，FPT4 実験は燃料デブリを対象としていること，FPT2 実験及び FPT3 実験はいずれも水蒸気枯渇状態で実施されていることを考慮し，ここでは水蒸気雰囲気下で照射済燃料を対象に実施された FPT1 実験を取り上げる。なお，同実験は，OECD/NEA の国際標準問題（ISP-46）にも選定されている。

図 4.2-41 には実験設備の概要を示すが，装置は大きく３領域に分かれており，それぞれ炉心，１次系及び原子炉格納容器を模擬している。炉心には長さ約１m の実燃料 20 本と制御棒で構成される試験体が設置され，中性子束によって加熱される。炉心部には図 4.2-42 に示す軸方向位置に熱電対が配置されており，温度が測定される。また，放出されたＦＰは燃料を取り囲むシュラウド内に試験体下部より供給される水蒸気によって上部垂直ラインに導かれる。FPT1 実験における水蒸気流量及び炉心の加熱出力を図 4.2-43 に示す。

１次系はホットレグ及びコールドレグを模擬する内径３cm，長さ約 13.3m の水平配管と，SG 伝熱管を模擬する内径約２cm，長さ約 10m の U 字管で構成される。

模擬格納容器は約 10m^3 の容積を有しており，内部に備えられたコンデンサは，実機の格納容器壁面における水蒸気の凝縮及びエアロゾルの沈着を模擬するように，雰囲気温度より低い温度に設定されている。また，下部にはエアロゾルを含んだ洗浄水を溜めるサンプが設けられている。

(2) 解析条件

解析では，図 4.2-44 に示すとおり，炉心部を径方向に２領域，軸方向に 11 ノードでモデル化している。径方向中心領域は，８本の燃料棒と１本の制御棒を含んでおり，径方向外周領域は 12 本の燃料棒を含んでいる。１次系は図 4.2-45 の破線で囲んだ領域，すなわち炉心，上部プレナム，ホットレグ，SG 伝熱管（ホットレグ管及びコールドレグ管），中間レグでモデル化している。模擬格納容器は，図 4.2-46 に示すように，上部区画と下部区画に分割してモデル化している。解析では図 4.2-43 に示した水蒸気流量及び炉心の加熱出力の時間変化を境界条件として与え

ている。

(3) 実験及び解析の考察

燃料被覆管温度，水素ガス流量及び水素ガス発生量，希ガス及びよう素の模擬格納容器への放出割合について，測定データと解析結果の比較を図 4.2-47，図 4.2-48，図 4.2-49，図 4.2-50，図 4.2-51，図 4.2-52，図 4.2-53 及び図 4.2-54 に示す。

A) 実験結果の考察

FPT1 実験では，実験開始後約 8,000 秒から，水蒸気流量及び炉心の加熱出力を増加させ，炉心崩壊やＦＰ放出のデータを取得している。図 4.2-47，図 4.2-48，図 4.2-49 及び図 4.2-50 には下端からそれぞれ 700mm，600mm，400mm 及び 300mm の高さにおける外周部燃料の被覆管温度を示している。燃料被覆管温度は，実験開始後約 8,000 秒から炉心の加熱の増加にしたがって大きく上昇し，実験開始後約 11,000 秒には急上昇が見られる。その後も炉心の加熱出力が増加することにより燃料被覆管温度は高温を維持し，加熱出力がなくなる実験開始後約 17,000 秒で減少に転じる。

図 4.2-51 には水素ガス流量を示すが，実験開始後約 8,000 秒から徐々に上昇し，燃料被覆管温度と同じく実験開始後約 11,000 秒に急上昇が生じている。したがって，同時刻における燃料被覆管温度の急上昇は，ジルコニウム酸化反応による発熱が原因と考えられる。燃料被覆管温度及び水素ガス発生量はピークを過ぎるとすぐに減少する。これは，溶融燃料のキャンドリングが開始することで燃料被覆管と水蒸気の接触面積が減少し，酸化反応も減少したためと推測される。高さ 300mm の場合に，約 1,500℃に到達した時点で急激な温度上昇が発生していないことも，上部からのキャンドリングにより酸化反応が顕著にならなかったものと推測される。ジルコニウム酸化反応の進展により燃料被覆管外面には酸化ジルコニウム層が形成されるが，燃料被覆管内面の金属部は 1,800℃程度で溶融するため，それ以上の温度になると酸化ジルコニウム層のみで燃料棒としての形状を維持することになる。約 2,200℃を超えると溶融した燃料被覆管による二酸化ウランの溶解現象が進み，燃料被覆管内部は溶融物割合が高まる。そのような状況では酸化ジルコニウム層では燃料被覆管形状を維持できずに破損し，溶融物が流下することになると考えられている。同時に上部に残っていた燃料も落下すると考えられている。図 4.2-52 には水素ガス発生量の積算値を示しているが，最終的に発生した水素ガス量は 96±13g と推定されており，これは初期ジルカロイの 64%が酸化したことに相当する。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 には，一次系及び原子炉格納容器内に放出された希ガス及びよう素の割合を示す。オンライン計測によると，実験開始後約 6,000 秒には燃料被覆管破損にともなう少量のＦＰ放出が確認されているが，希ガス及びよう素の放出が顕著になるのは，ジルコニウム酸化反応にともなう発熱により燃料温度が急

上昇する実験開始後約 11,000 秒である。その後，燃料温度は高温を維持するため，希ガス及びよう素の放出は継続されるが，実験開始後約 17,000 秒で加熱がなくなると，積算放出割合はほぼ一定となる。図 4.2-55 に実験結果の分析から得られたよう素の回路内マスバランスを示す。よう素のバンドル内残存割合は約 13%であり，したがって最終的にはバンドル外へ約 87%が放出された。一方，１次系（コールドレグ）内質量流量の測定値からは，１次系を通過して原子炉格納容器内に放出された希ガスの割合は約 77%となるが，PHEBUS-FPT1 実験最終報告書[20]においては，燃料の損傷度合いやよう素等の揮発性核種の放出量との比較結果から，この値はやや過小評価であり，実際はよう素と同等の 80～85%程度であったと推定されている。

B) 解析結果の考察

燃料被覆管温度の解析結果を図 4.2-47，図 4.2-48，図 4.2-49 及び図 4.2-50 に示すが，炉心の加熱出力が増加する実験開始後約 8,000 秒まで，解析結果と測定データは良く一致している。その後，解析結果は測定データをやや上回る傾向を示しており，急上昇が生じる時刻は測定データに比べて 500 秒程度早くなっている。図 4.2-51 には水素ガス流量の解析結果を示しているが，実験開始後約 8,000 秒から水素ガス流量はやや大きく予測されており，このためジルコニウムー水反応による発熱量が実験に比べて大きくなったと考えられる。この結果は，燃料被覆管温度の解析結果が測定データを上回り，また燃料被覆管温度の急上昇を早く予測した結果と整合する。図 4.2-52 には，積算水素ガス量を示すが，最終的な水素ガス発生量の解析結果は測定データに比べて３割程度多くなっている。

ＭＡＡＰの解析では燃料被覆管温度が約 1,600℃以上で Baker-Just モデル，それより低温では Cathcart モデルを使用しているが，燃料被覆管温度が 1,500℃程度から急上昇した後の挙動は実験と解析ともに同程度であることから，Cathcart モデルによる酸化速度が大きめの傾向を持つことが考えられうる。解析結果と測定データの差異については，実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。すなわち，図 4.2-44 に示すとおり実験のバンドル形状は５×５配列であり，燃料棒間及び外周構造体との輻射熱伝達や，水蒸気による対流熱伝達による影響を考慮すると，半径方向には比較的大きな温度分布が生じると考えられる。実際に図 4.2-56 に示す実験後の燃料バンドルのＸ線トモグラフでは，半径方向にかなり強い非均質性が見られている。一方，解析においては，バンドルを内側 12 本，外側８本の２領域で模擬しているため，半径方向の温度分布が実験に比べて均質化されることにより，燃料被覆管温度の予測性に影響を与えている可能性がある。

約 11,000 秒付近の燃料被覆管温度のピーク値については，解析結果が実験結果より数十℃高めになっている。また，高さ 300mm の場合は実験に見られない急上昇が見られる。これはキャンドリング開始タイミングに関係している。キャンドリング

開始タイミングは，燃料棒内で溶融した被覆管による二酸化ウランの溶解速度と，酸化ジルコニウム層による形状維持の限界タイミングに依存しており，後者の酸化ジルコニウム層の破損は振動や流れによる外力の影響が大きい。解析では 2,500K（約 2,227℃）にて溶融ジルカロイによる二酸化ウランの溶解が開始するとともに酸化ジルコニウム層の破損によるキャンドリング開始をモデル化している。この温度が実験での観察結果より若干高い設定となっており，キャンドリング開始タイミングが遅れたため，キャンドリングによって酸化反応が阻害されていないことになるが，二酸化ウランの融点（約 2,800℃）より低い温度で液化するという観点からは妥当であるといえる。

図 4.2-53 及び図 4.2-54 にＦＰ積算放出割合の解析結果を示す。ＦＰ放出が開始される時間は，解析結果と測定データで良く一致している。これは，燃料被覆管破損が生じる実験開始後約 6,000 秒まで，燃料被覆管温度を良く再現できていることからも妥当な結果と考えられる。一方，ＦＰ放出が顕著になる実験開始後約 11,000 秒以降は，測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し，解析結果は約 0.5 まで急激に増加した後，緩やかな増加を示す。この原因は，解析において燃料温度が測定データに比べて高く予測され，ＦＰの放出が促進されたためと考えられる。

実験終了時の積算放出割合については，解析結果は実験と同程度の 0.8 前後となっているが，図 4.2-53 に示した希ガスの積算放出割合については，解析結果が実験結果を若干上回り，図 4.2-54 に示したよう素の積算放出割合については解析結果が実験結果を若干下回っている。ＭＡＡＰの解析においては，径方向を２チャンネル，軸方向を 11 ノードに分割した各セルでは温度や溶融状況は均一であり，温度分布及び質量移行による空洞化部分は左右対称となる。一方で，実験後の燃料のＸ線トモグラフ（図 4.2-56）では，温度分布及び空洞化部分は左右非対称である。ＭＡＡＰの炉心モデルは，１つのチャンネルに多数の燃料棒を含んだ実機の体系を対象としており，本実験のように個々の燃料棒の形態が影響する場合には輻射熱伝達の計算等に誤差が生じやすく，放出割合に若干の差が生じたと推定される。

PHEBUS-FP 実験では，実機の炉心と比較すると小規模な体系を扱っているため，解析における炉心のチャンネル分割方法が結果に影響を及ぼしたと考えられる。

(4) 重要現象に関する不確かさの評価

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

PHEBUS-FP 実験においては，燃料バンドルの加熱にともなう燃料被覆管温度の上昇，ジルコニウム酸化反応による燃料被覆管温度の急上昇及び炉心溶融といった事象進展の中で，ＦＰ放出の挙動が確認されている。

ＦＰ放出割合の解析結果と測定データの比較から，ＦＰ放出の開始時間を良く再現できることを確認している。

解析結果と測定データの差異については，実験体系のモデル化が要因の一つと考えられる。PHEBUS-FP 実験では，実機の炉心に比較して小規模な体系を扱っており，個々の燃料棒の形態が大きく影響するが，実機体系では，局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため，この種の不確かさは小さくなると考えられる。

以上のことから，ＭＡＡＰによる解析で得られたＦＰ放出割合は，PHEBUS-FP 実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは原子炉圧力容器内ＦＰ挙動及び原子炉格納容器内ＦＰ挙動に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

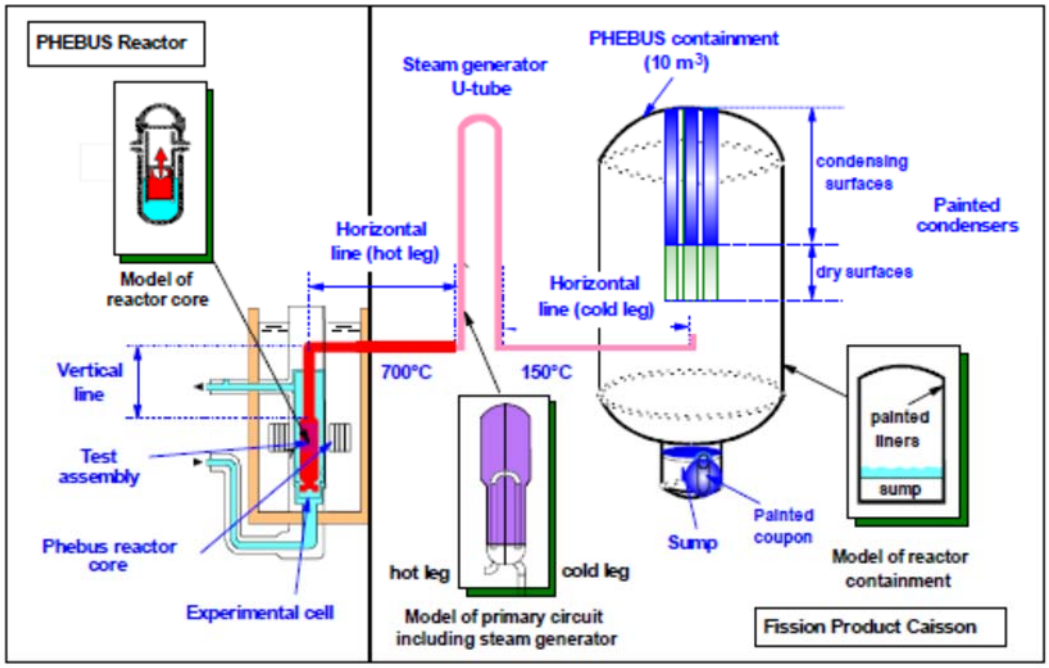


図 4.2-41　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における設備概要[21]

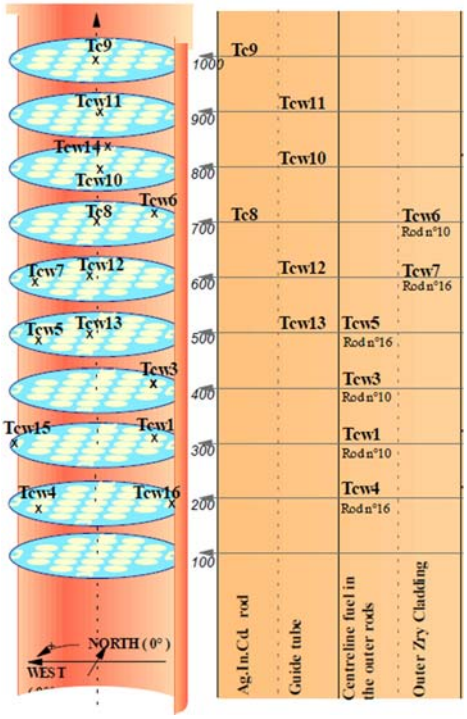


図 4.2-42　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における炉心部の熱電対位置[21]

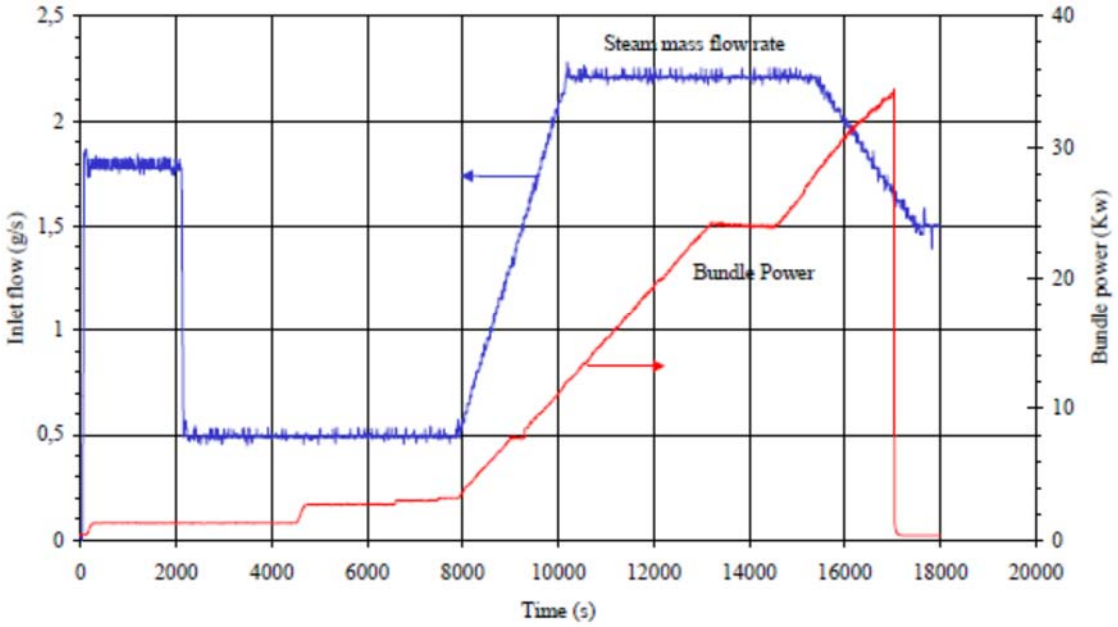


図 4.2-43　PHEBUS-FP 実験（FPT1）におけるバンドル出力と蒸気流量[21]

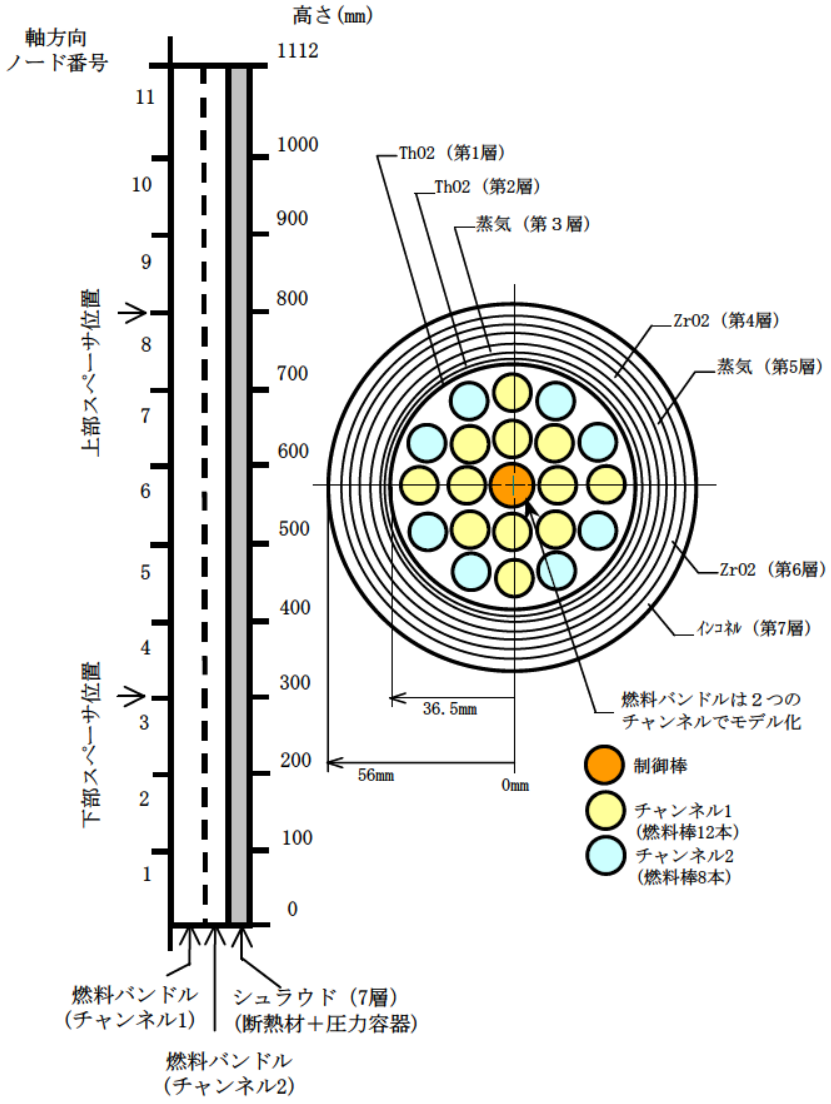


図 4.2-44　PHEBUS-FP 実験解析における炉心（燃料バンドル）モデル[21]

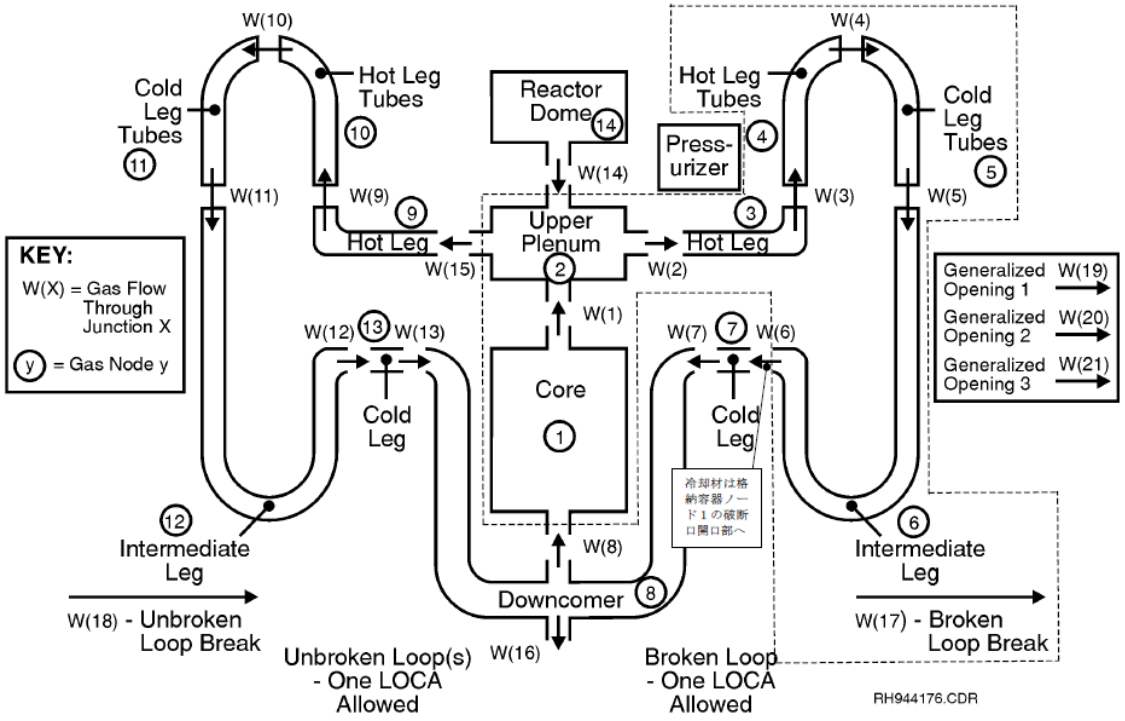


図 4.2-45　PHEBUS-FP 実験解析における１次系モデル[21]

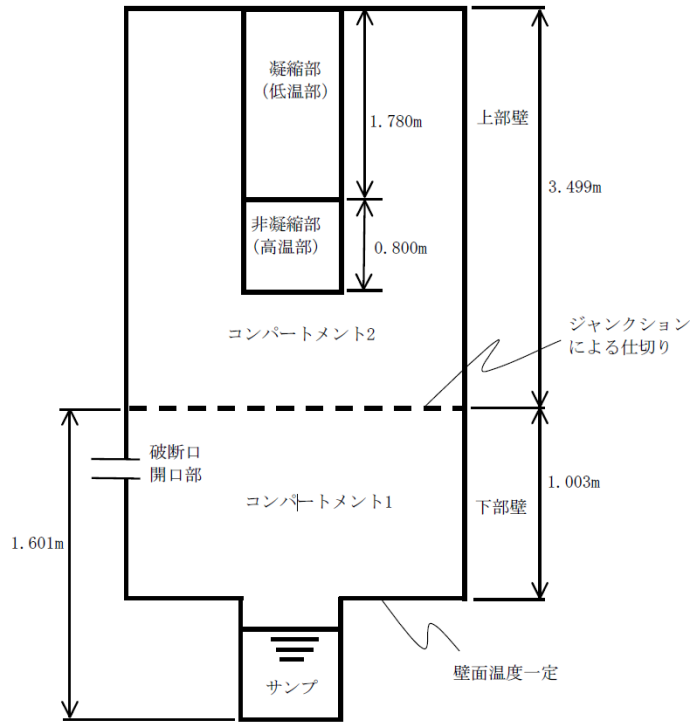


図 4.2-46　PHEBUS-FP 実験解析における格納容器モデル[21]

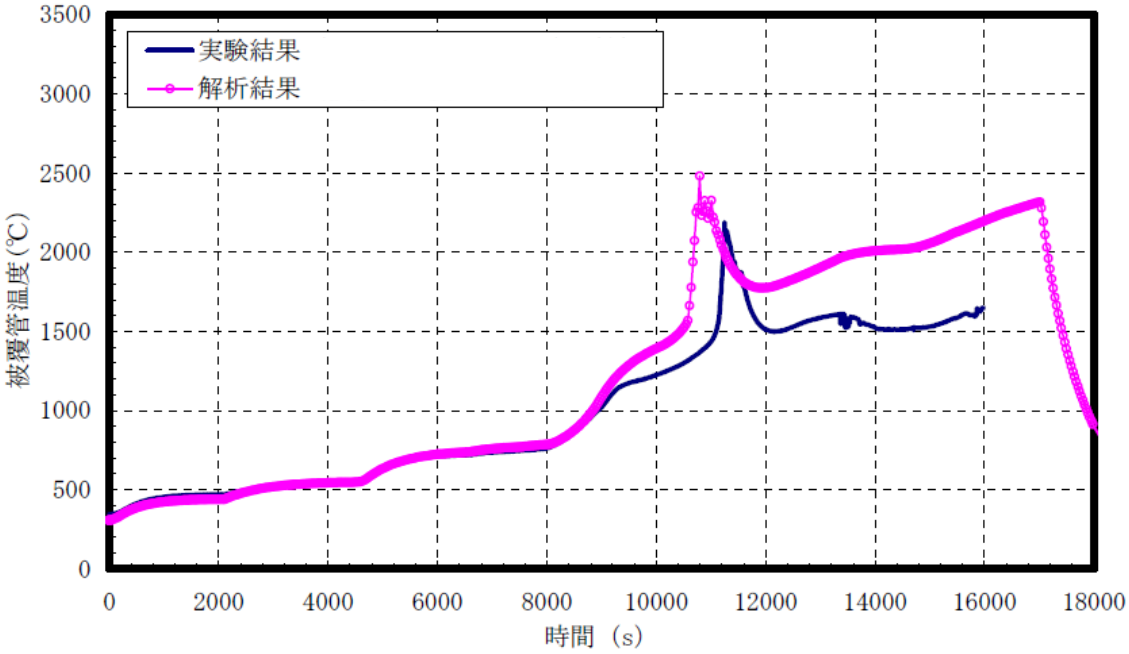


図 4.2-47　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 700mm）[21]

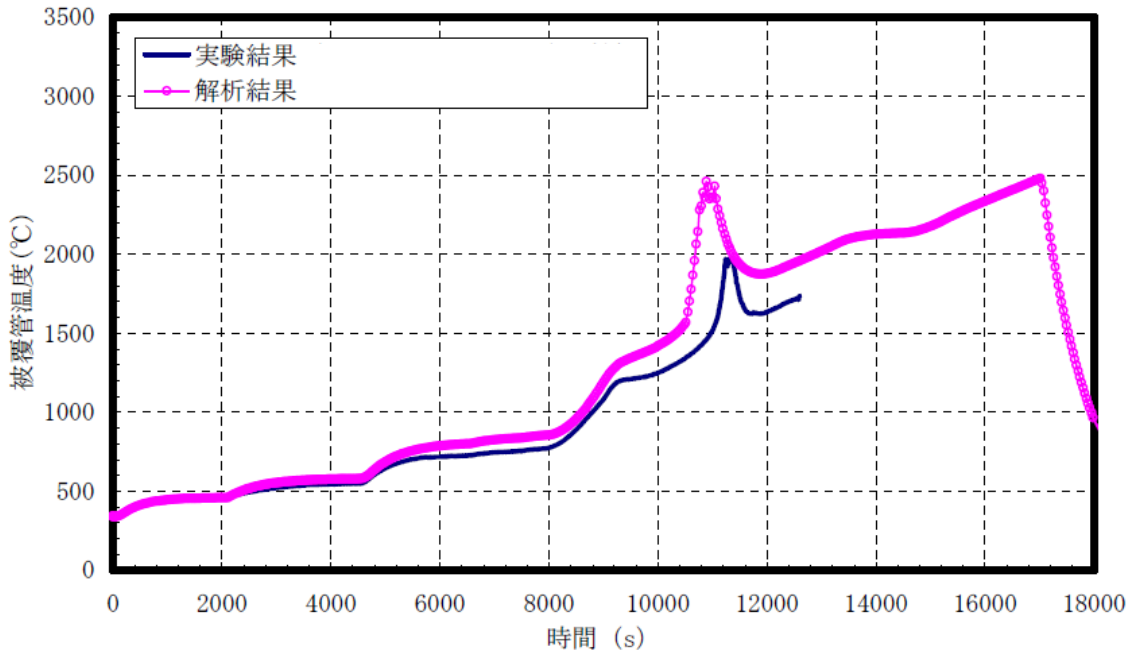


図 4.2-48　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 600mm）[21]

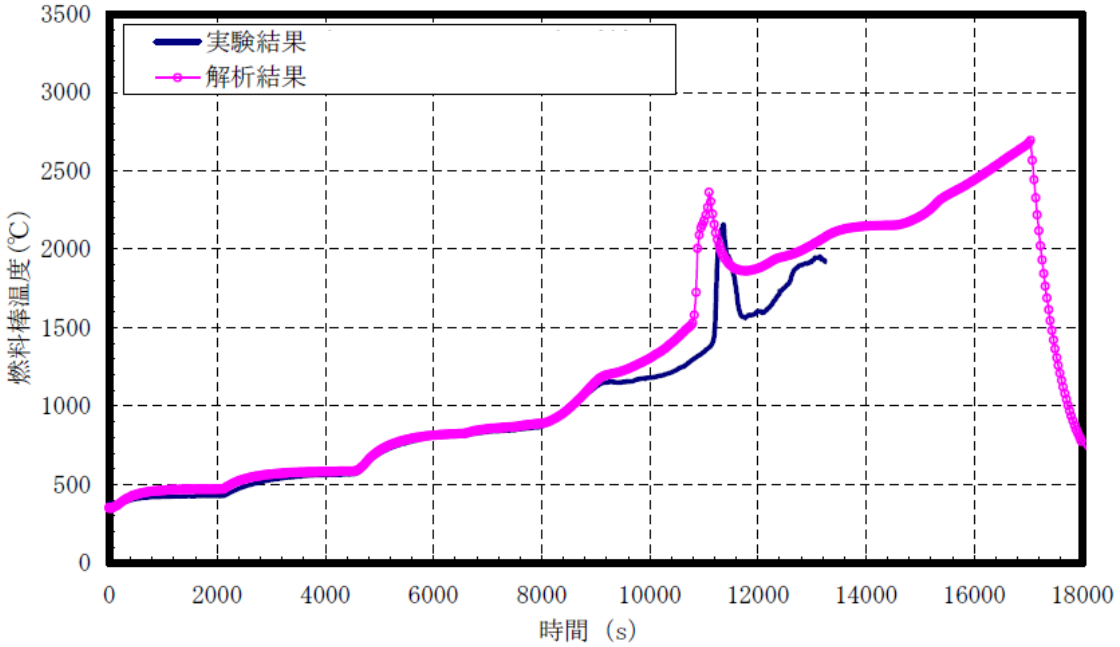


図 4.2-49　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 400mm）[21]

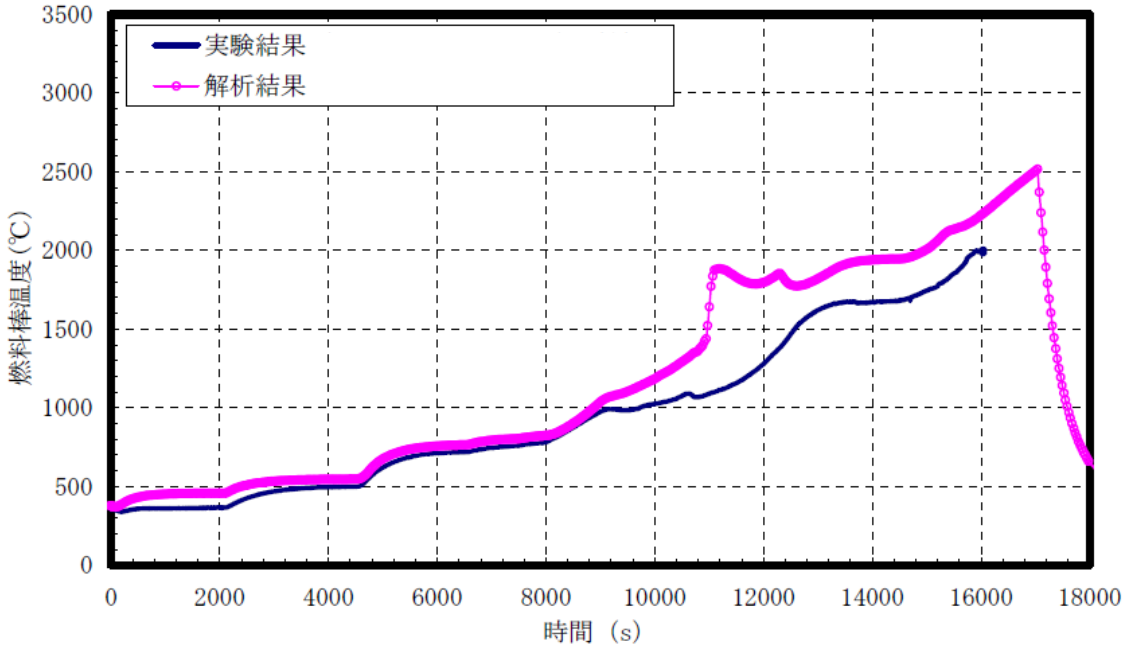


図 4.2-50　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（燃料被覆管温度，下端から 300mm）[21]

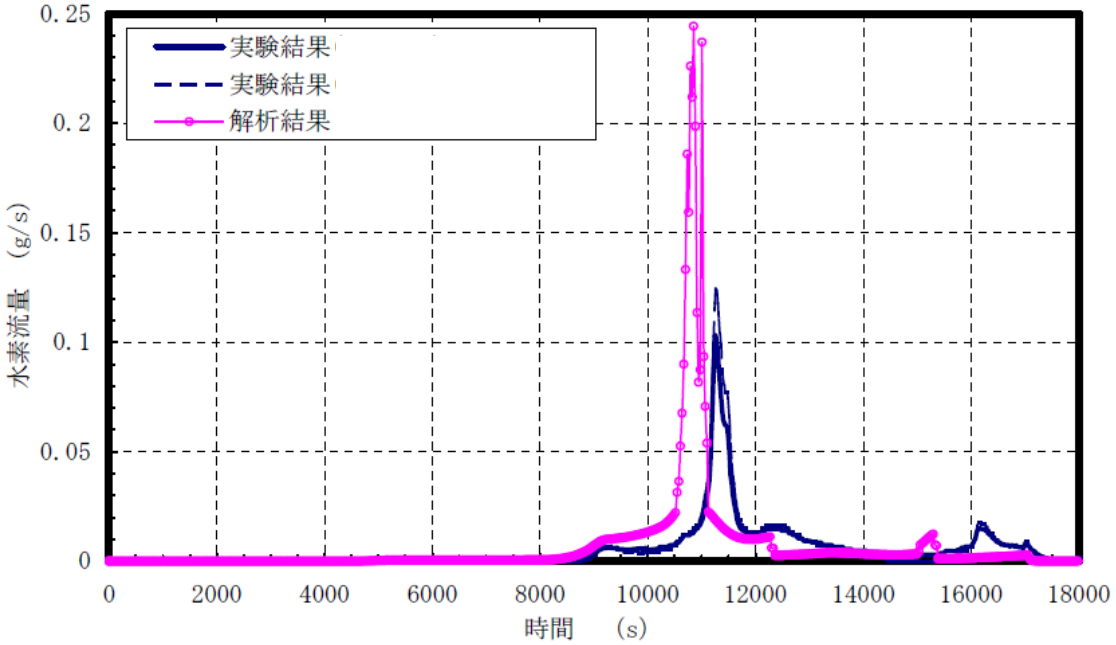


図 4.2-51　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（水素ガス流量）[21]

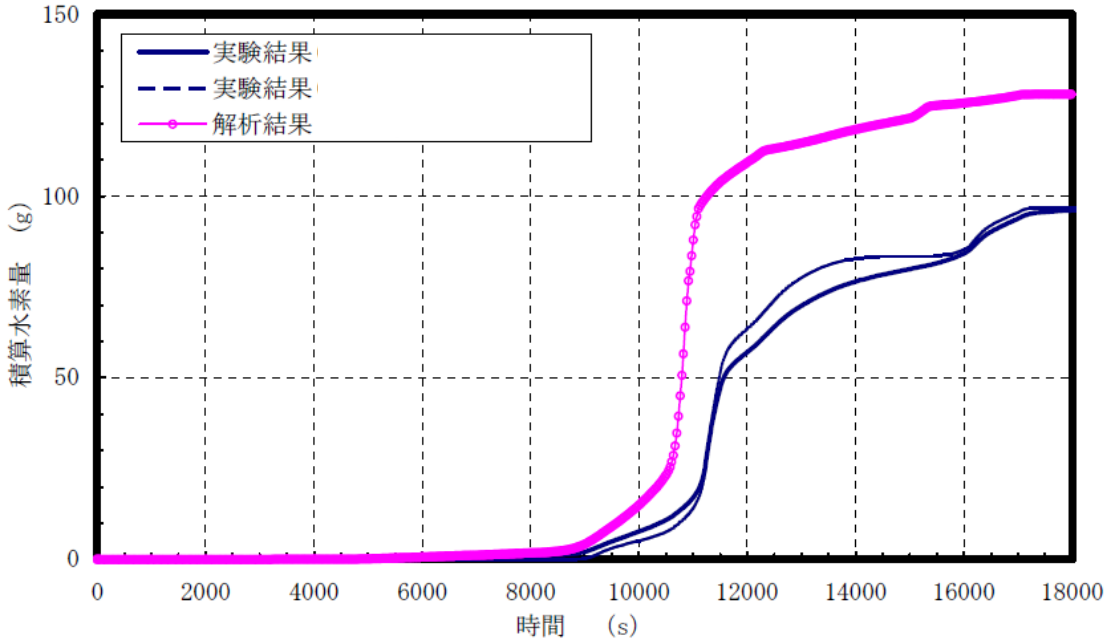


図 4.2-52　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（積算水素ガス量）[21]

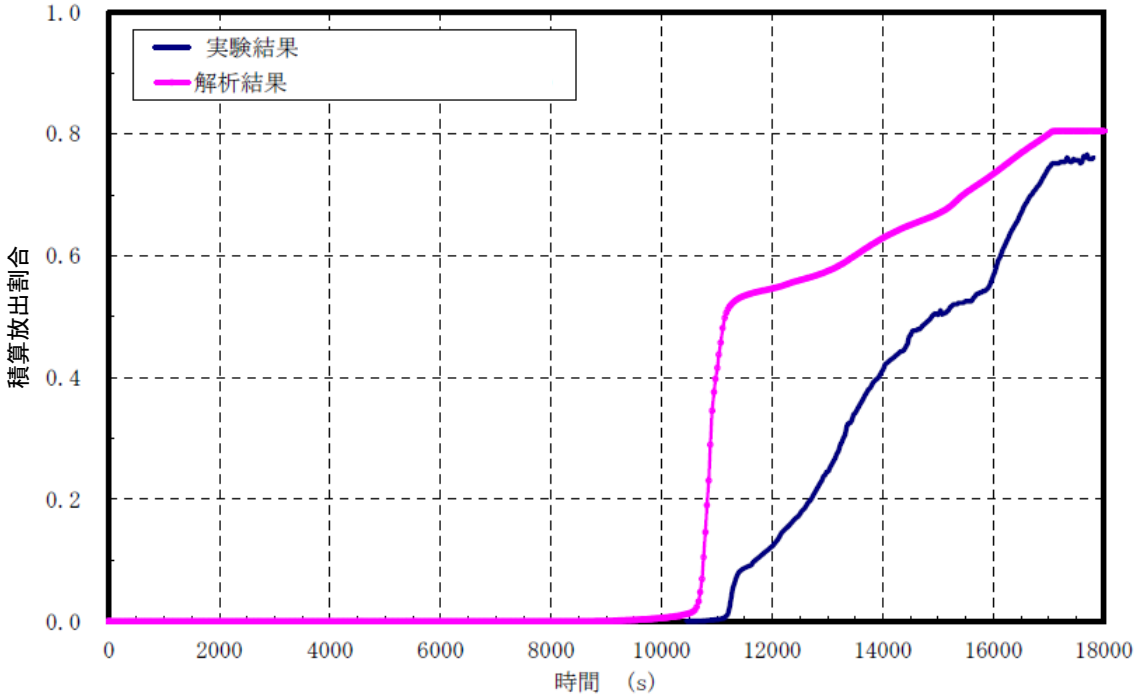


図 4.2-53　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（希ガス積算放出割合）[21]

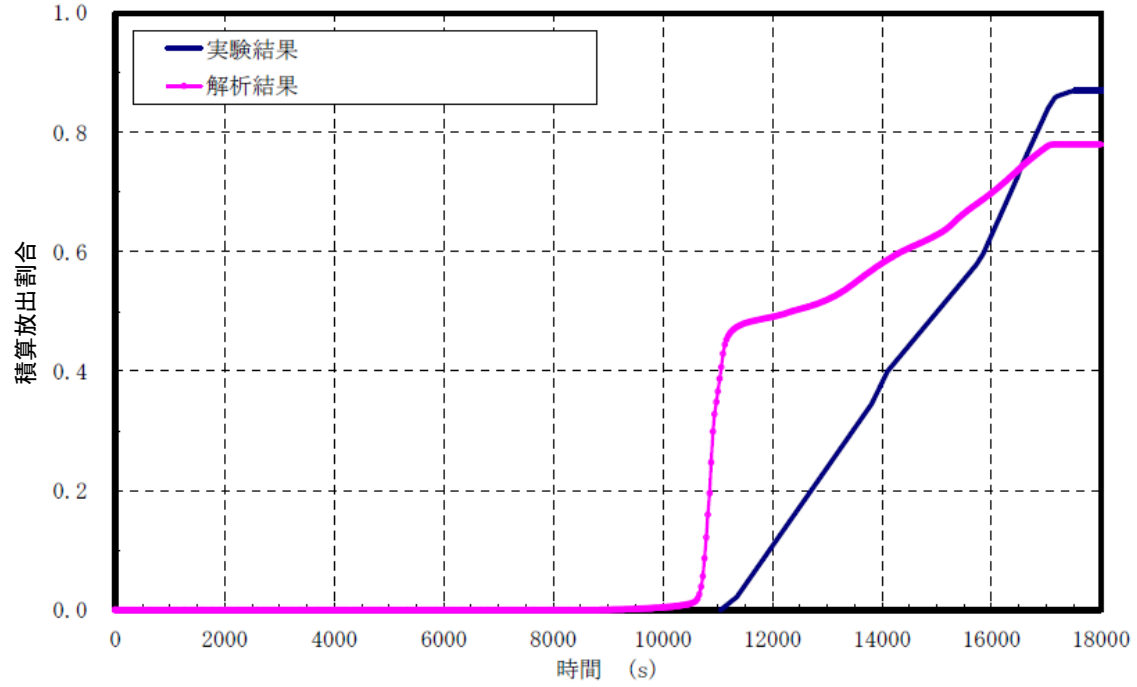


図 4.2-54　PHEBUS-FP 実験（FPT1）の解析結果（よう素積算放出割合）[21]

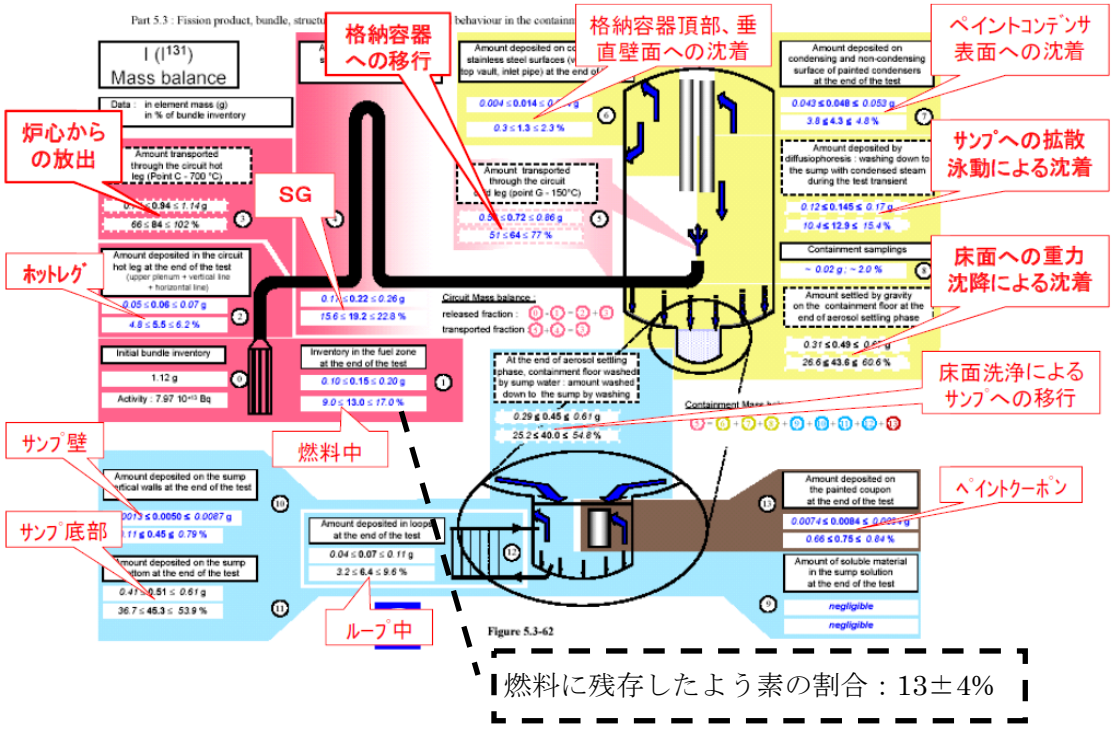


図 4.2-55　PHEBUS-FP 実験（FPT1）におけるよう素の回路内マスバランス[21]

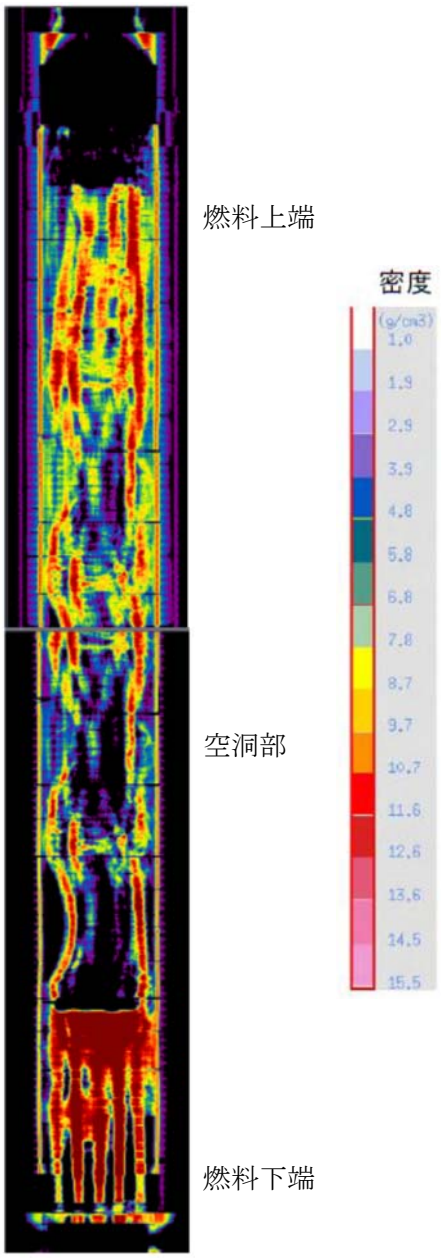


図 4.2-56　PHEBUS-FP 実験（FPT1）における燃料バンドルのＸ線トモグラフ[21]

4.2.8 ABCOVE 実験解析

(1) 実験の概要

米国 Hanford Engineering Developing Laboratory で実施された ABCOVE（AB5）実験[22]では，計算コードの妥当性確認を目的に，エアロゾル挙動に関するデータが取得されている。実験では，図 4.2-57 に示すようにコンクリートピットに設置された容積約 852m^3 の格納容器内にエアロゾルを発生させ，凝集及び沈着にともなう気相中のエアロゾル濃度の減少挙動が調査された。

主な試験条件を表 4.2-7 に示す。エアロゾルは，スプレイノズルから原子炉格納容器内に噴出させたナトリウムを燃焼させることにより生成される。実験では，約 223kg のナトリウムが約 872 秒間スプレイされ，全てのナトリウムが酸化ナトリウム約 60%，水酸化ナトリウム約 40%から成るエアロゾルに変化している。エアロゾルの濃度はエアロゾルの生成にともなって上昇し，スプレイ開始後約 383 秒で最大となり，約 1.7×10^{-4} g/cc（約 170g/m^3）に到達した。エアロゾル生成が継続する約 900 秒後まで高い濃度が維持され，その後は凝集及び重力沈降によって約 10^5 秒後には約 5×10^{-9} g/cc 程度にまで減少している。

(2) 解析条件

AB-5 実験におけるエアロゾル特性及び実験体系を考慮し，エアロゾル濃度の推移を解析している。なお，ＭＡＡＰの解析手法とは異なる数値解についても併せて評価している。

(3) 解析結果

ＭＡＡＰによるエアロゾル濃度の解析結果を測定データと比較して図 4.2-58 に示す。ＭＡＡＰによる解析結果は測定データの挙動を良く再現できている。

(4) 重要現象に関する不確かさの検討

有効性評価における重要現象として抽出された項目について，解析結果に基づいてＭＡＡＰの不確かさを評価する。

高温の炉心から原子炉格納容器にガス状で放出された揮発性ＦＰは，気相中で冷却されエアロゾルを形成する。エアロゾル粒子が凝集して粒子径が大きくなると，重力沈降等によって気相中から原子炉格納容器内の構造材表面へ移動することにより，気相中のＦＰ濃度が低下する。ＭＡＡＰではこれらの原子炉格納容器内エアロゾル挙動を良く模擬できている。

ＭＡＡＰによる解析で得られたエアロゾル濃度は，ABCOVE（AB5）実験における測定データとの比較から妥当であると考えられる。したがって，ＭＡＡＰは原子炉格納容器内ＦＰ挙動に関して，適切なモデルを有していると判断できる。

表 4.2-7　ABCOVE 実験（AB5）の主要な条件[23]

格納容器直径	7.62 m
格納容器高さ	20.3 m
格納容器体積	852 m^3
初期酸素濃度	23.3 %
初期温度	302.25 K
初期圧力	0.122 MPa
Na スプレイ流量	256 g/s
スプレイ期間	試験開始後 13～885 秒
エアロゾル生成速度	445 g/s
生成粒子の平均半径	0.25 μm

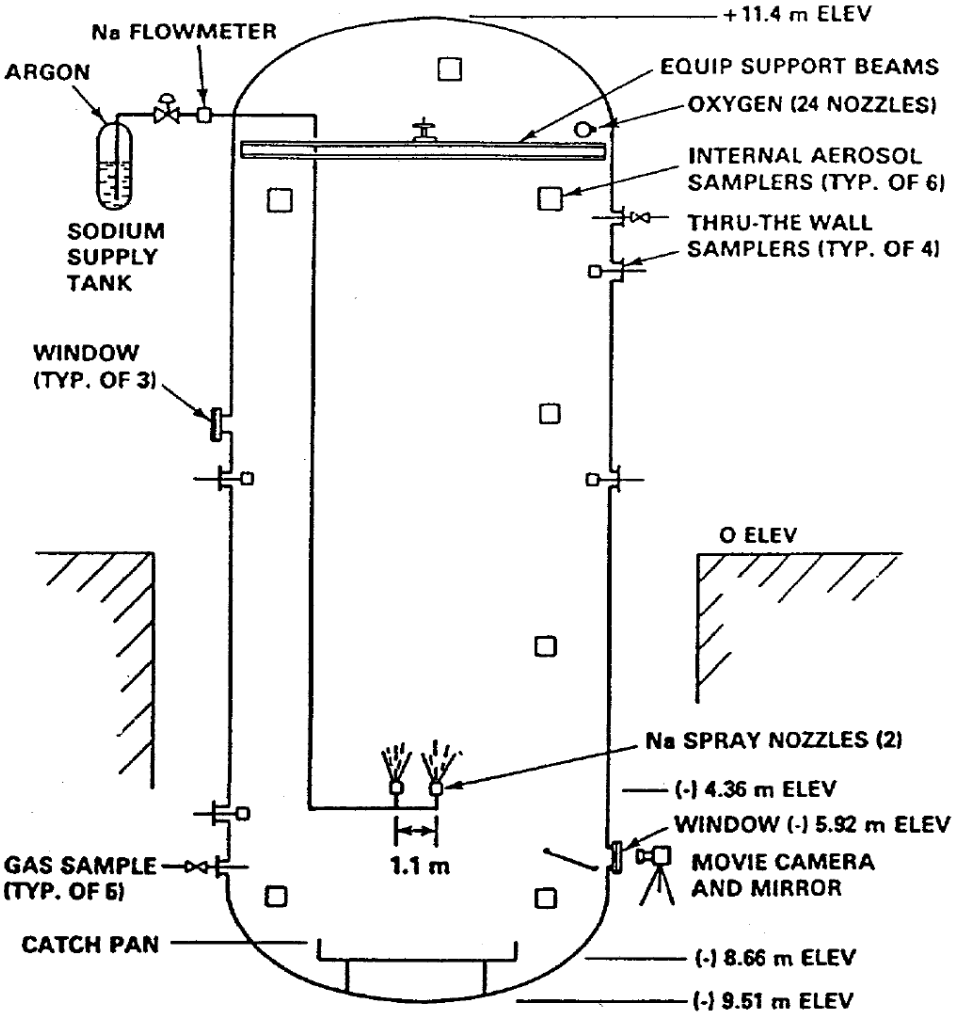
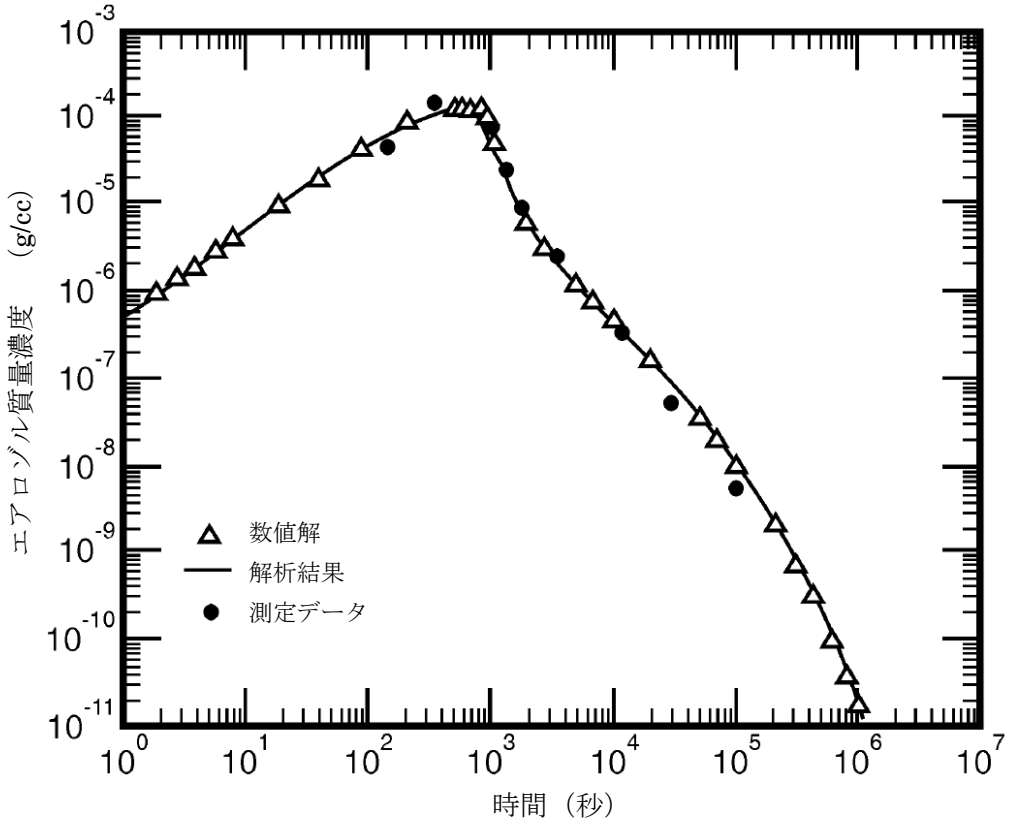


図 4.2-57　ABCOVE 実験（AB5）における装置概要[23]



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

図 4.2-58　ABCOVE 実験解析結果（エアロゾル質量濃度）

4.3　妥当性確認（感度解析）

4.3.1　沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

炉心の「沸騰・ボイド率変化」及び「気液分離（水位変化）・対向流」については，原子炉圧力容器内水位に関係する現象である。

炉心損傷防止対策の事故シーケンスにおいては，対象とする原子炉水位といった原子炉圧力容器内挙動はＳＡＦＥＲコードによって評価されており，ＭＡＡＰコードは原子炉格納容器内挙動の評価のみに用いられているが，格納容器破損防止対策の事故シーケンスにおいては，ＭＡＡＰコードによって，原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を評価している。原子炉水位は炉心冷却状態及び炉心溶融進展への影響が考えられるため，原子炉水位についてＳＡＦＥＲコードと比較を行い，不確かさを確認する。

(1) 解析条件

ＳＡＦＥＲコードは，原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり，原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故，原子炉冷却材流量の喪失事故，原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。また，ＳＡＦＥＲコードは，ＭＡＡＰコードと比較し原子炉圧力容器内のモデルが精緻であり，上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象（ＣＣＦＬ現象）及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落水する現象（ＣＣＦＬブレークダウン現象）等を考慮することができる。

ＳＡＦＥＲコードは炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループのうち以下の６グループで使用され，原子炉圧力，原子炉水位，燃料被覆管温度等の評価に使用されている。

・高圧・低圧注水機能喪失
・高圧注水・減圧機能喪失
・全交流動力電源喪失
・崩壊熱除去機能喪失
・ＬＯＣＡ時注水機能喪失（中小破断ＬＯＣＡ）
・格納容器バイパス（インターフェイスシステムＬＯＣＡ）

そこで，これらのシーケンスグループのうち，原子炉水位の低下が比較的緩慢な「高圧注水・減圧機能喪失」（以下「ＴＱＵＸシーケンス」という。）及び比較的速い「ＬＯＣＡ時注水機能喪失（中小破断ＬＯＣＡ）」（以下「中小破断ＬＯＣＡシーケンス」という。）の２グループを対象として比較評価を行った。

(2) 解析結果

原子炉水位について，原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能なＳＡＦＥＲコ

ードとの比較を通じて確認した。ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントを例とし，炉心損傷防止対策の有効性評価で評価しているＴＱＵＸ及び中小破断ＬＯＣＡシーケンスを対象とした。

A) ＴＱＵＸシーケンス

解析結果を図 4.3-1 に示す。ＳＡＦＥＲコード，ＭＡＡＰコードとも給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。初期値が異なるのは，上部プレナムノードの定義の違いによる。すなわち，ＳＡＦＥＲコードは気水分離器第一段上端までとしているのに対し，ＭＡＡＰコードでは気水分離器の上端までとしているためである。原子炉水位低（レベル１）に到達して 10 分後に作動する原子炉代替減圧系による急速減圧開始時刻は，約４分の差異が生じている。また，ＳＡＦＥＲコードでは急速減圧後の水位上昇が大きく評価され，その後の蒸気流出の継続による水位低下が顕著に確認される。また，急速減圧後，ＳＡＦＥＲコードでは炉心入口でのＣＣＦＬの発生により炉心から下部プレナムへの落下水量が抑えられるため，炉心水位はＭＡＡＰコードよりも高めとなる。ＭＡＡＰコードでは，有効燃料棒底部まで低下しており，その後の低圧注入系による注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約４分ＭＡＡＰコードの方が遅くなる。

B) 中小破断ＬＯＣＡシーケンス

解析結果を図 4.3-2 に示す。５cm^2の破損を想定するとともに，給水流量の全喪失に伴い原子炉水位は急速に低下する。ＴＱＵＸシーケンスと同様，上部プレナム内の水位の初期値は異なる。25 分後の急速減圧と注水開始以降は，ＴＱＵＸシーケンスとほぼ同様な傾向を示す。ＭＡＡＰコードでは，炉心入口のＣＣＦＬを考慮していないために水位低下幅はＳＡＦＥＲコードよりも大きく，その後の補給水系の注水による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は約２分早い。

(3) まとめ

原子炉水位変化について，原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能なＳＡＦＥＲコードと比較を行った。ＣＣＦＬの取り扱い等により水位変化に差異が生じたが，水位低下幅はＭＡＡＰコードの方が保守的であり，その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻に関しては，ＴＱＵＸシーケンス，中小破断ＬＯＣＡシーケンスともＳＡＦＥＲコードとの差異は小さく，短期的な挙動をよく模擬できており，崩壊熱の影響が支配的となる長期的な挙動を評価対象とした，有効性評価における格納容器挙動評価への適用性に問題はないと判断した。

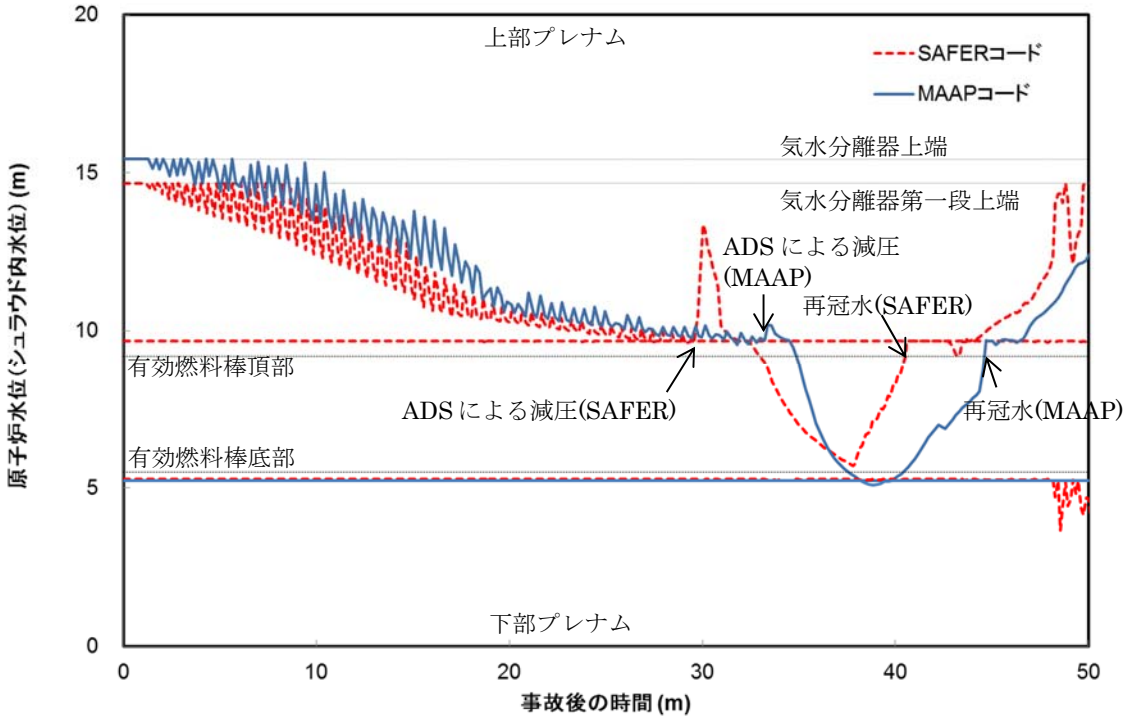


図4. 3-1 原子炉水位に関するコード間比較（ＴＱＵＸシーケンス）

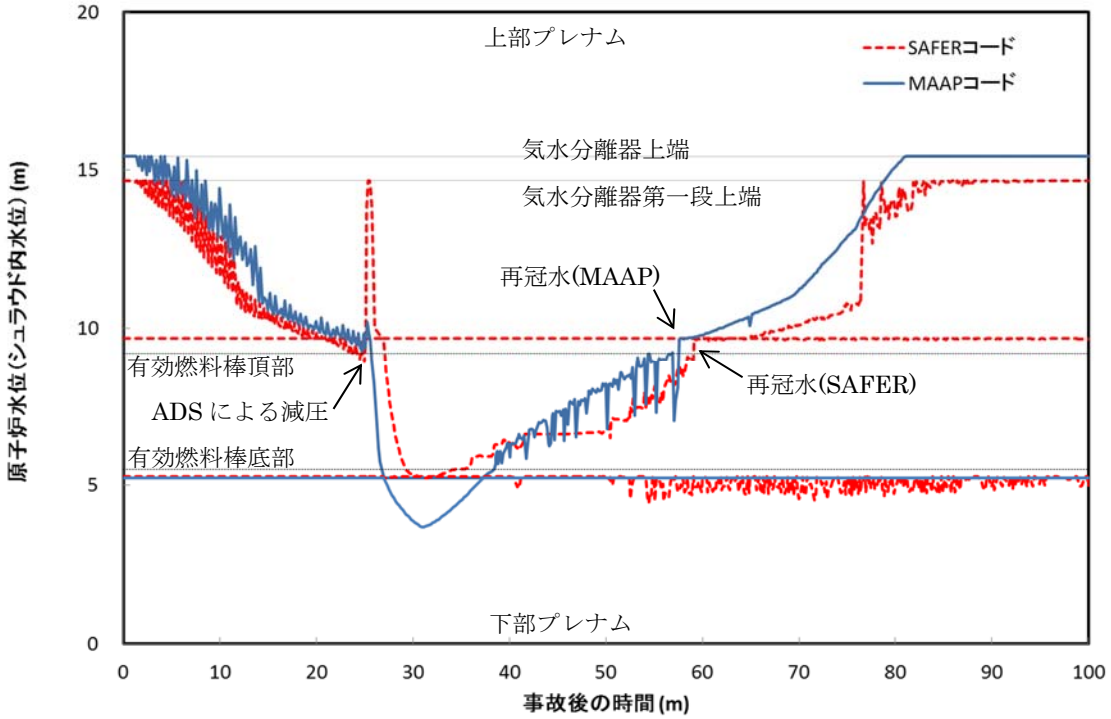


図4. 3-2 原子炉水位に関するコード間比較（中小破断ＬＯＣＡシーケンス）

4.3.2　炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，被覆管変形［炉心（燃料）］）

炉心ヒートアップに関する解析モデル（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）については，4.2.1 に示したように，ＴＭＩ事故の分析結果と比較し，妥当な結果が得られている。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

原子炉水位が低下すると，燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際，燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウムー水反応の酸化発熱反応が加わりヒートアップが加速される。また，炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され被覆管破裂が発生する可能性がある。これらの挙動が炉心ヒートアップ速度に与える影響については十分な知見が得られていないことから，ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントを例として，炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施して，その影響の程度を確認する。

この感度解析では，ジルコニウムー水反応が一旦開始すると，この反応熱は崩壊熱よりも大きく，ヒートアップに最も寄与することから，ジルコニウムー水反応の速度に着目する。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため，ジルコニウムー水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウムー水反応速度の係数）はジルコニウムー水反応の計算のみに使用され，熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径，長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより，酸化反応熱の発生速度，水素ガス発生速度，酸化ジルコニウム生成速度が速くなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が速くなる方向へ作用する。この係数は，ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき１倍を与えている。これは，ヒートアップ時には燃料被覆管破裂が発生する場合に破裂部の燃料被覆管内面の酸化もあるが，燃料被覆管内面の酸化は，限定された破裂部のみで生じること，炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから，炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し，感度解析のパラメータの振り幅としては，炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として仮想的な厳しい想定ではあるが，表 4.3-1 に示すように２倍とする。

表 4.3-1　炉心ヒートアップの感度解析ケース

項目	ジルコニウム－水 反応速度の係数	設定根拠
ベースケース	１倍	燃料被覆管表面積に基づく値
感度解析ケース	２倍	燃料被覆管表面積に基づく値の２倍

(2) 解析結果

炉心ヒートアップの進展は，炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから，格納容器破損防止対策の有効性評価のうち，「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損)」（以下「ＴＱＵＶシーケンス」という。）及び「大破断ＬＯＣＡ時注水機能喪失（原子炉圧力容器破損)」（以下「大破断ＬＯＣＡシーケンス」という。）について，感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) ＴＱＵＶシーケンス（添付１に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-3 に示す。ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。ヒートアップ時のジルコニウム－水反応速度の係数を２倍にしたことで，金属－水反応による酸化反応熱が増加することから，炉心溶融は感度解析ケースにおいて約５分早くなっている。原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力はわずかに高くなるが 2.0MPa[gage]以下である。また，格納容器圧力・格納容器温度に対しては，酸化反応熱が増加することから，原子炉格納容器に放出された熱量の増加によりベースケースより高めになるが，その差はわずかである。

B) 大破断ＬＯＣＡシーケンス

解析結果を図 4.3-4 に示す。大破断ＬＯＣＡシーケンスでは，原子炉圧力容器内の冷却材インベントリが急激に減少し除熱が悪化することから，ＴＱＵＶシーケンスと比較してより早い時間からヒートアップが進展する。感度解析ケースにおいてはヒートアップ時の被覆管表面積を２倍にしたが，大破断ＬＯＣＡ事象と同時に原子炉冷却材が喪失するため，原子炉内の限られたインベントリに対する酸化反応は限定的であり，反応表面積を増加した場合の方が炉心溶融までの時間を遅くする。炉心溶融は，感度解析ケースにおいて約４分遅くなっている。ＴＱＵＶシーケンスでは，原子炉圧力容器内の冷却材インベントリの減少がより緩やかであることから，炉心部への蒸気供給が継続される。このため，ヒートアップ時の被覆管表面積の感度はＴＱＵＶシーケンスの方が大きくなったものである。

(3) まとめ

ヒートアップに関してジルコニウム－水反応が促進される場合の影響を確認するた

め，仮想的な厳しい振り幅ではあるが，ジルコニウム－水反応速度の係数を２倍とした感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては，ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスのいずれも感度は小さい。また，下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は，両シーケンスともベースケースとほとんど同時であり，炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは３～４時間程度の時間があることから，原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており，実機解析への影響はない。さらに，ＴＱＵＶシーケンスでは，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり，格納容器圧力への影響もわずかとなることから，実機解析への影響はない。水素ガス発生の観点では，感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積（ジルコニウム－水反応速度の係数）を大きくしているものであり，実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。また，原子炉圧力容器破損時刻への感度は大きくなく，格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから，コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

以上より，有効性評価への適用性に問題はないと判断した。

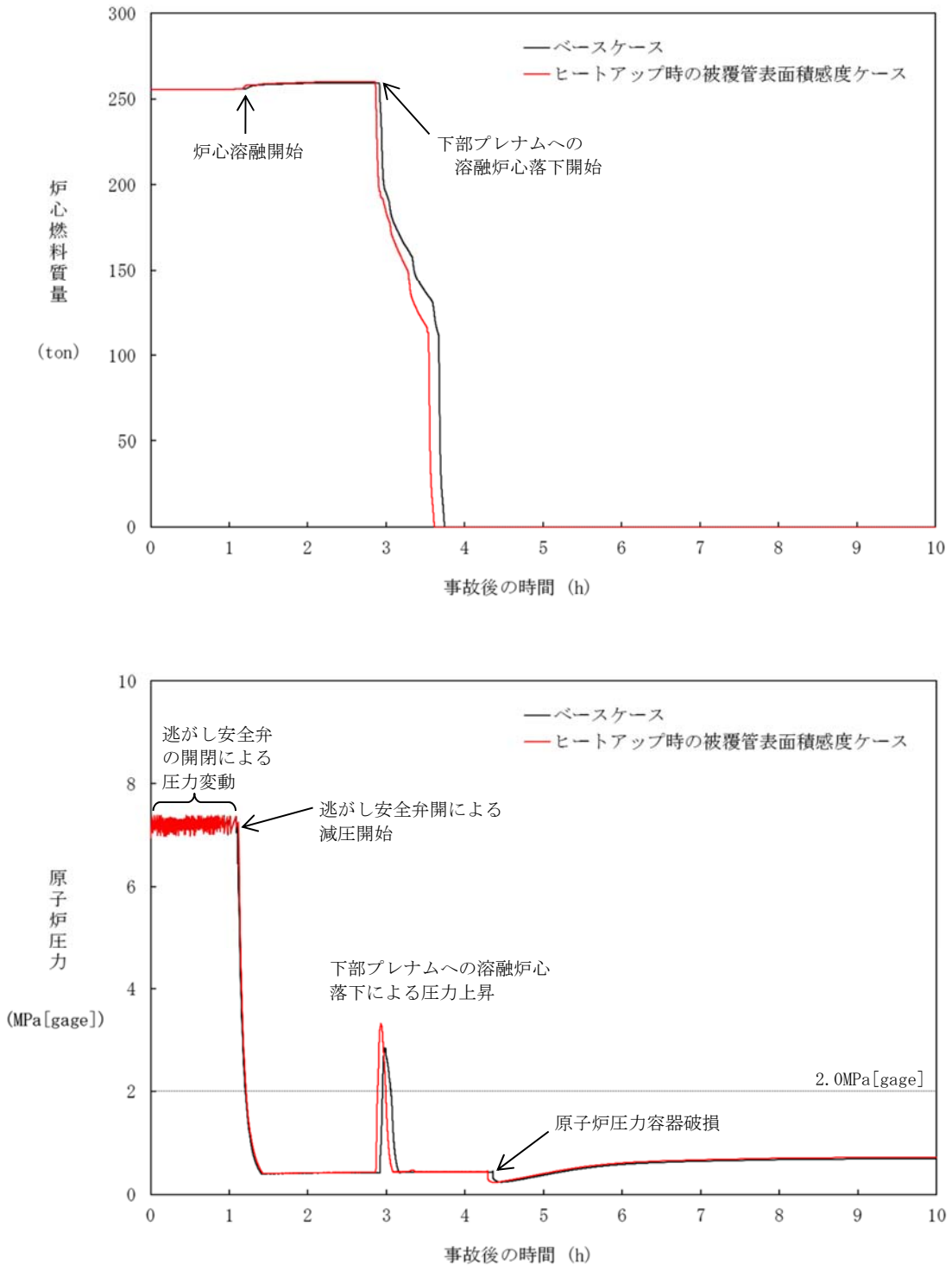


図 4.3-3　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(1/2)

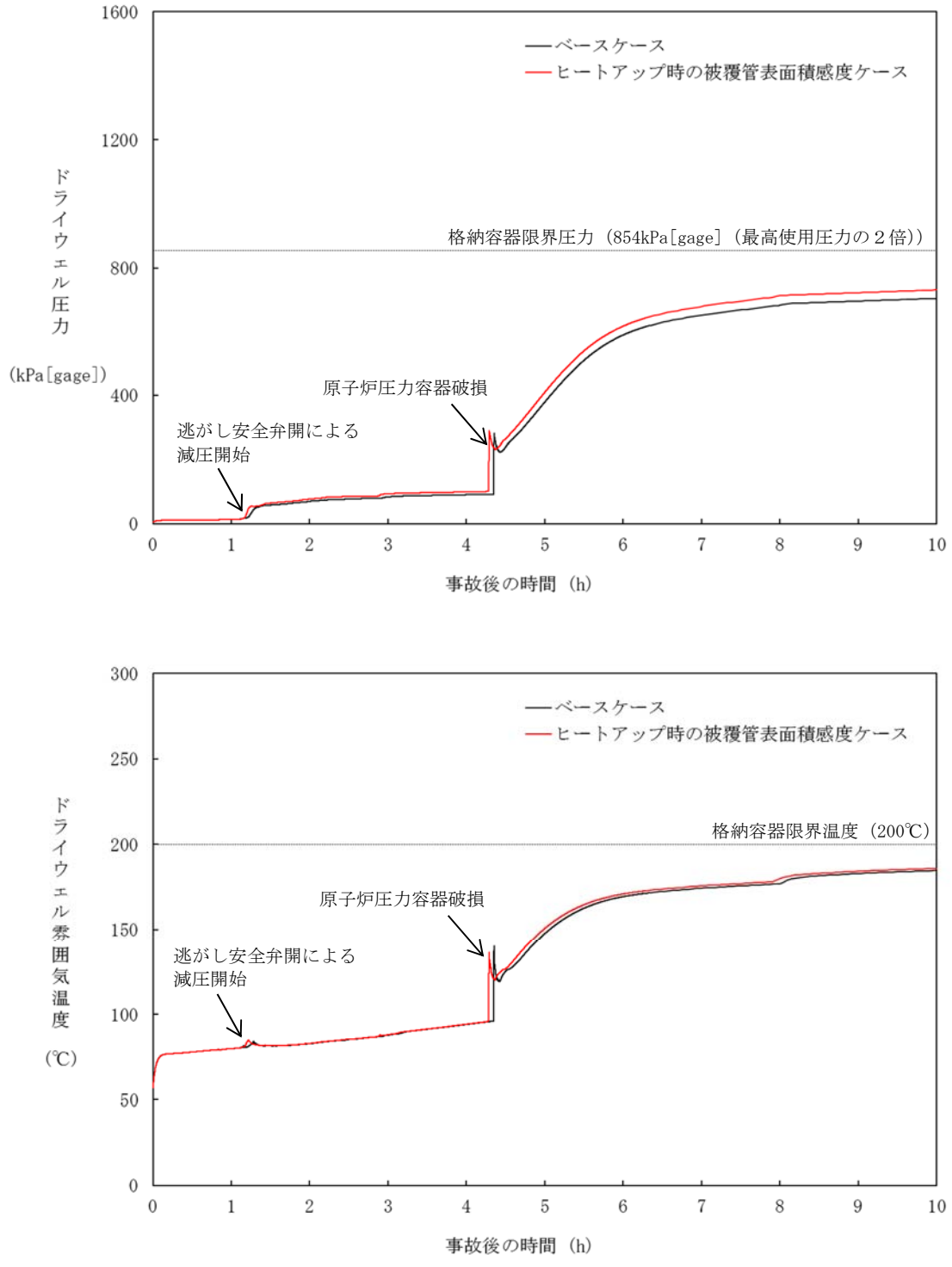


図 4.3-3　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(2/2)

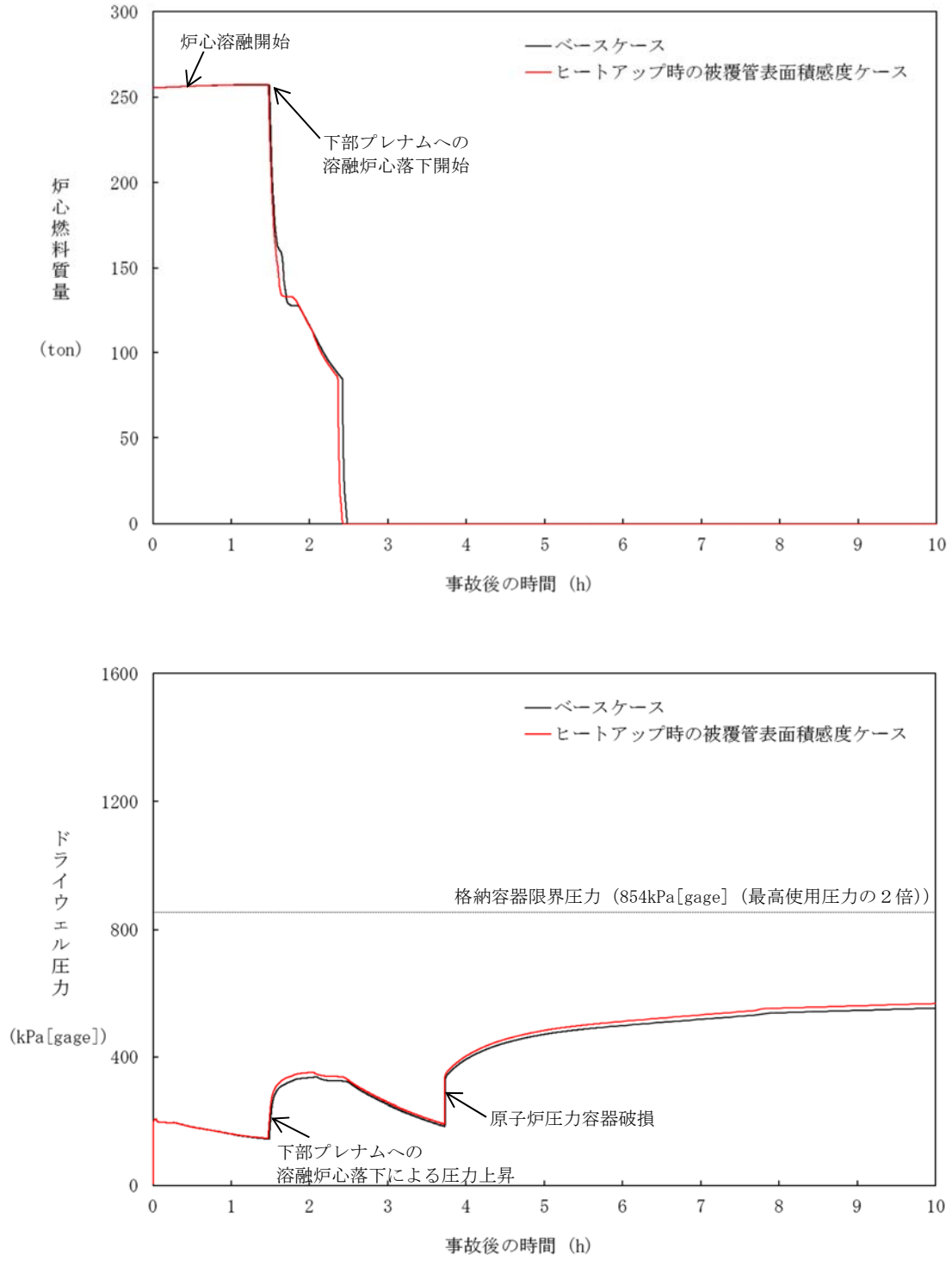


図4.3-4　炉心ヒートアップに関する感度解析結果（大破断ＬＯＣＡシーケンス）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

4.3.3　リロケーション［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては，4.2.1 に示したように，ＴＭＩ事故の分析結果と比較し，妥当な結果が得られている。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響の程度を把握する。

(1) 解析条件

炉心がヒートアップすると，燃料が自立した状態から，燃料が崩壊した状態となる。燃料が崩壊すると，燃料が自立した状態に比べて水蒸気による冷却が困難となり，溶融状態へ至る事象進展が早くなる。ＭＡＡＰコードでは，炉心温度と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用して，炉心ノード崩壊の判定を行っており，この条件がリロケーションに与える影響については十分な知見が得られていないことから，ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントを例として，燃料崩壊によるリロケーションに関する感度解析を実施して，その影響の程度を確認する。

ベースケースでは，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度 [redacted] K と [redacted] 時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが，感度解析では，さらに炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し，表 4.3-2 に示すように，炉心ノード温度 [redacted] K と [redacted] 時間（あるいは [redacted] K で [redacted] 秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する。これは，炉心ノード崩壊のパラメータを [redacted] K 低くするものであり，炉心ヒートアップ時の燃料及び燃料被覆管の融点は精度よく予測できるため，[redacted] K 低く評価することは実現象に対しては仮想的かつ厳しいものであるが，リロケーションが早く進む場合の影響の把握を目的としたものである。なお，実際には炉心ノードの温度履歴に応じて，炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

表 4.3-2　リロケーションに関する感度解析のパラメータ

項目	炉心ノード崩壊の パラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	[redacted] K	当該変数設定範囲のノミナル値
感度解析ケース	[redacted] K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

(2) 解析結果

炉心のリロケーションは，炉心領域の冷却材が失われ，崩壊熱及び被覆管酸化反応により燃料温度が上昇して発生するが，ＴＱＵＶシーケンスと大破断ＬＯＣＡシーケンスについて，感度解析を実施した。以下に結果を述べる。

A) ＴＱＵＶシーケンス（添付１に詳細を記載）

解析結果を図 4.3-5 に示す。ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は炉心露出以降に現れる。感度解析ケースにおいては，炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで，より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの，その影響は限定的であり，事象全体の進展に大きな影響はない。原子炉圧力容器破損時刻に関してもほぼ同時刻である。この時の原子炉圧力は，ベースケースとほぼ同じであり，2.0MPa[gage]以下である。また，格納容器圧力に対しても，到達する圧力や温度の差はわずかである。

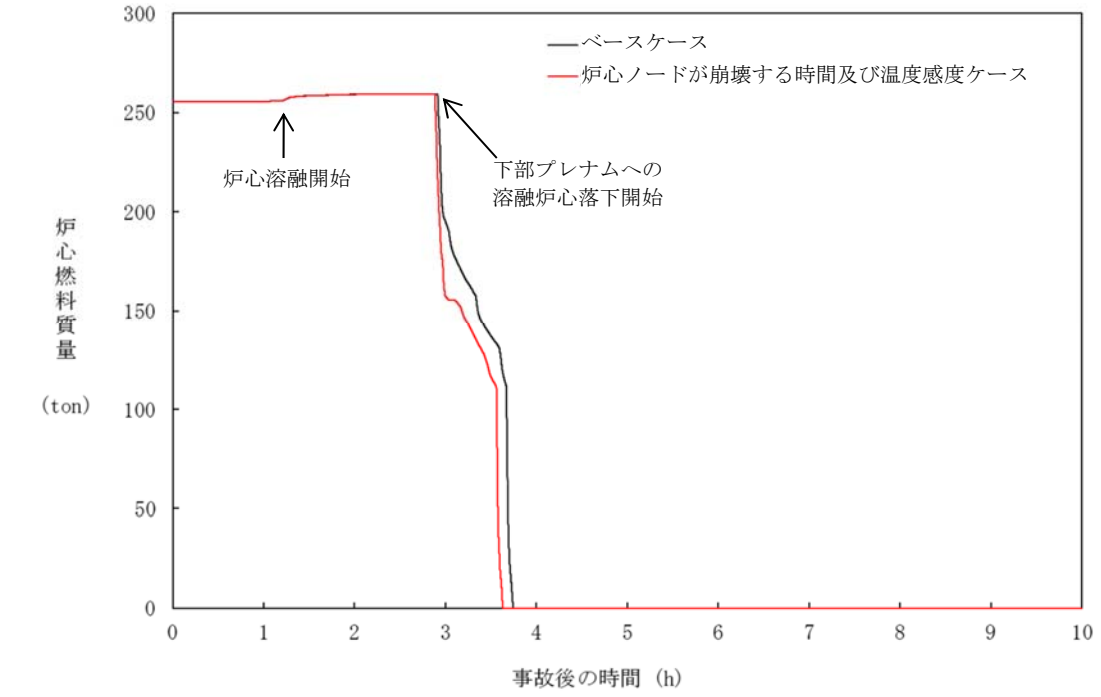
B) 大破断ＬＯＣＡシーケンス

解析結果を図 4.3-6 に示す。大破断ＬＯＣＡシーケンスでは，原子炉圧力容器内のインベントリが減少し除熱が悪化することから炉心のヒートアップが促進され，ＴＱＵＶシーケンスと比較して早い時間でリロケーションが進展する。感度解析ケースにおいては，炉心ノードが崩壊する判定を厳しくしたことで，より早期に炉心ノードの崩壊及び炉心溶融が進展することになるものの，ＴＱＵＶシーケンスと同様，事象全体の進展に大きな影響はない。また，格納容器圧力に対しても，到達する圧力や温度の差はわずかである。

(3) まとめ

リロケーションが早く進む場合の確認として，非常に厳しい条件ながら，炉心ノード崩壊の判定温度を低下させた感度解析を行った。炉心溶融のタイミングについては，ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスのいずれも感度は小さい。なお，原子炉圧力容器破損の時点についても両シーケンスで感度はなく，実機解析への影響はない。さらに，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も 2.0MPa[gage]以下であり，実機解析への影響はない。コンクリート侵食量については，原子炉圧力容器破損時刻への感度は大きくなく，格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから，影響は小さいと考えられる。

以上より，有効性評価への適用性に問題はないと判断した。



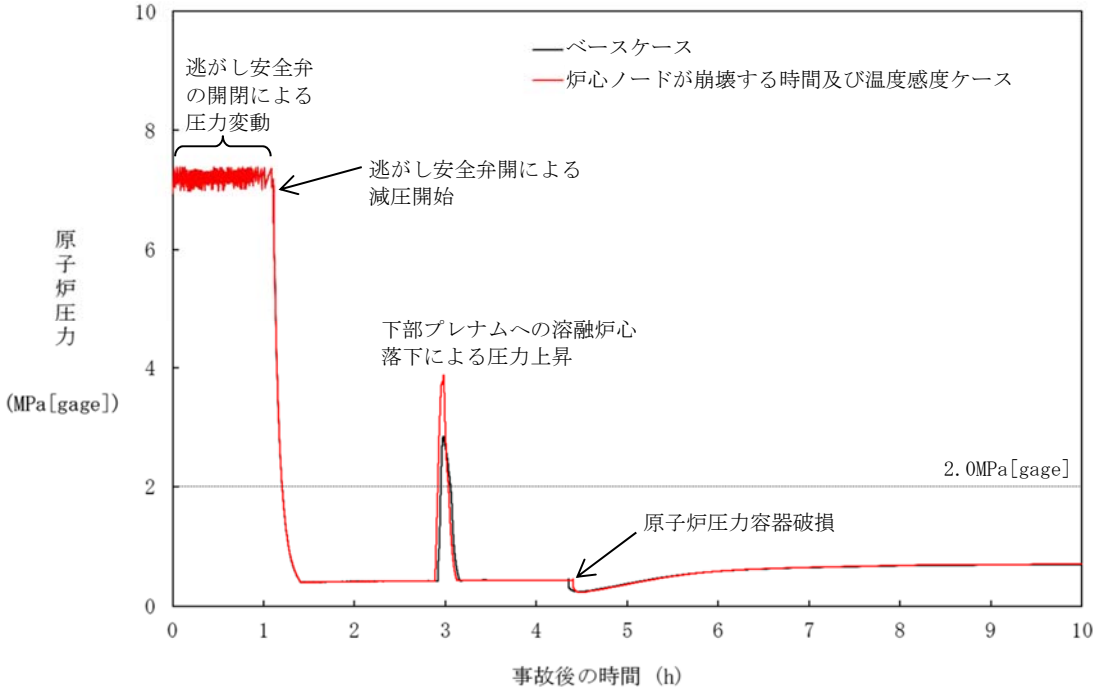
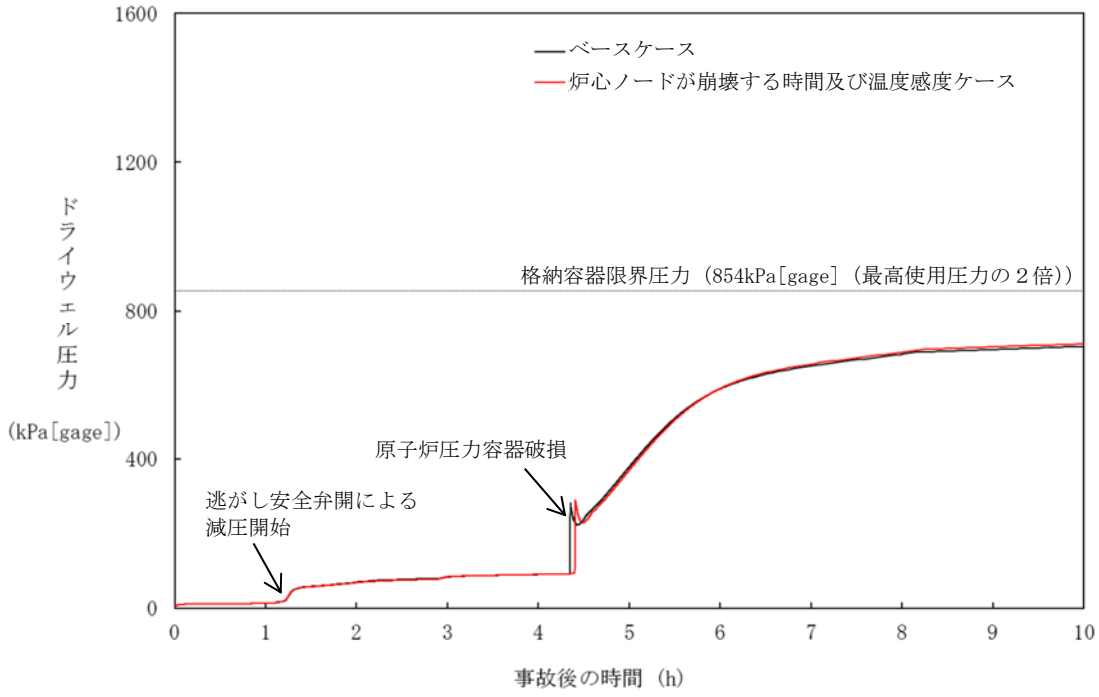


図 4.3-5　リロケーションに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(1/2)



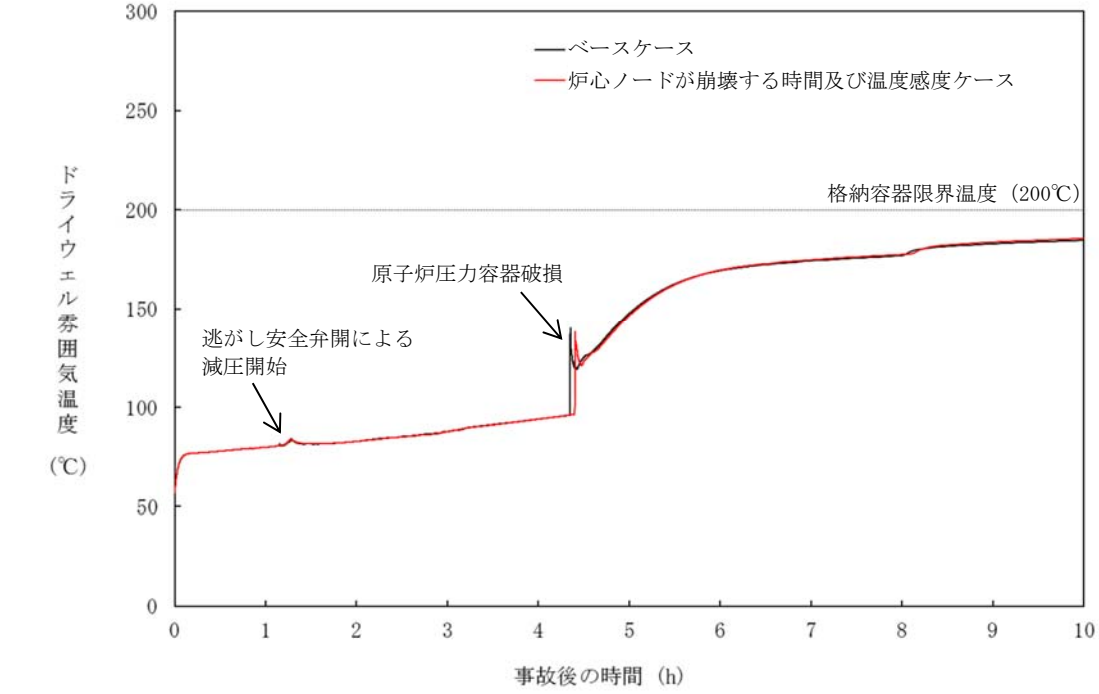


図 4.3-5　リロケーションに関する感度解析結果（ＴＱＵＶシーケンス）(2/2)

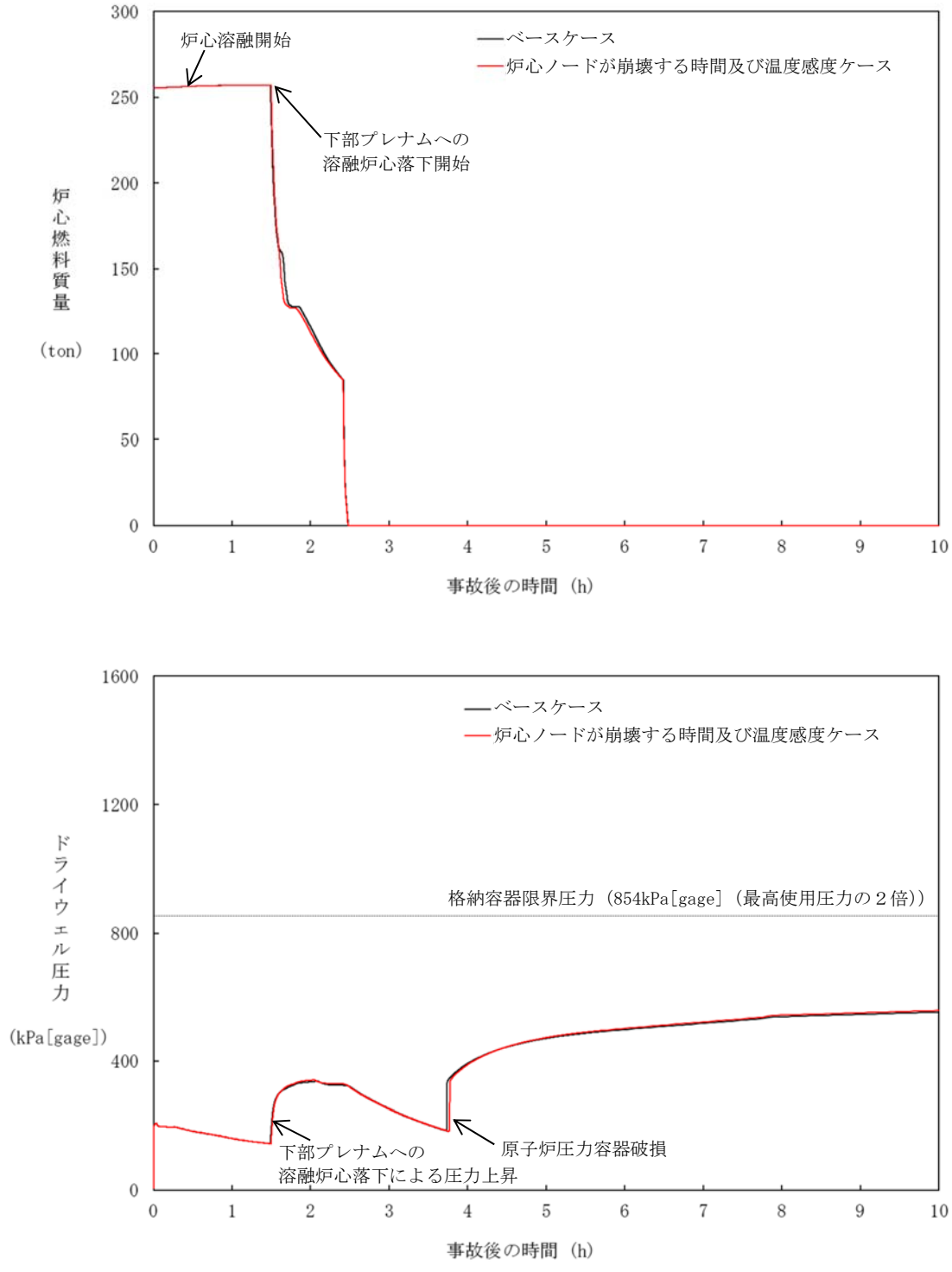


図 4.3-6　リロケーションに関する感度解析結果（大破断ＬＯＣＡシーケンス）

4.3.4　原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器内ＦＣＩにより生じる圧力スパイクは，冷却材圧力バウンダリや原子炉格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが，高圧溶融物放出を防止する観点で，原子炉圧力容器破損のタイミングにおける原子炉圧力に影響を与えるものと考えられることから，添付１「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

以下に概要をまとめる。

(1) 不確かさの整理

原子炉圧力容器内ＦＣＩは，溶融炉心が炉心から下部プレナムに落下する際に，溶融炉心と冷却材の伝熱により，短期間に水蒸気が発生し，原子炉圧力が急上昇する現象である。したがって，現象に影響する要因として，①下部プレナムの冷却水の状態（温度），②溶融ジェット径，③エントレイン量，④冷却水とデブリ粒子の伝熱が挙げられる。このうち，①については，崩壊熱と減圧沸騰により決まり，一般的な質量・エネルギ保存則に基づき計算されることから，現象としての不確かさは小さいものと考えられる。よって，②～④について感度解析を行う。

(2) 感度解析及び結果

A) 溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，物理現象としては，炉心支持板上に堆積した溶融炉心によって炉心支持板が破損するか，又は炉心領域最外周境界のクラストが破損することにより，溶融炉心が下部プレナムへ落下する過程である。これに対し，解析モデルでは，溶融ジェット径は，炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を入力条件として与えたものから計算される。したがって，実現象では解析よりも溶融ジェット径が小さい場合が考えられるため，感度解析としては，その 1/10 倍を設定した。

解析結果を図 4.3-7 に示す。感度解析ケースでは，溶融ジェット径を小さくしたことにより，細粒化割合が大きくなり，粒子ベッドの質量が増加しているため，圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかながら大きくなっている。しかし，原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

なお，感度解析ケースでは溶融ジェットのほぼ全量が細粒化することから，これ以上ジェット径が小さくなっても，細粒化量はほとんど変化しない。

B) エントレイン量

原子炉圧力容器内ＦＣＩにより生じる圧力スパイクは，エントレインされたデブリ

粒子と冷却水との伝熱により生じることから，エントレイン量による感度を確認する。

エントレイン量は Ricou-Spalding モデルにより計算しており，その比例係数（エントレインメント係数）を変化させる。エントレインメント係数は，大規模実験（FARO 実験）に対するベンチマーク解析により検討された設定範囲があり，有効性評価の解析ではその最確値を設定している。よって，感度解析としては，エントレイン量が最大となるよう，設定範囲の最大値とする。また，参考として最小値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-8 に示す。感度解析ケースでは，エントレインメント係数を大きくしたことにより，細粒化割合が大きくなり，粒子ベッドの質量が増加しているため，圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし，原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

C) 冷却水とデブリ粒子の伝熱

冷却水とデブリ粒子の伝熱は，膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達により計算するが，その伝熱量は，デブリ粒子の表面積，すなわち，粒子径に依存する。有効性評価の解析では，デブリ粒子の径を，(UO_2／ZrO_2) を用いた大規模実験（FARO 試験）に基づき，その平均的な値を使用しているが，実験ケースによってばらつきが存在していることから，この粒子径を小さくする場合の感度を確認する。よって，感度解析ケースでは，大規模実験に基づき検討された設定範囲の最小値とする。また，参考として最大値の結果も示す。

解析結果を図 4.3-9 に示す。感度解析ケースでは，粒子径を小さくしたことにより，冷却水とデブリ粒子の伝熱が促進されることにより，圧力スパイクによる圧力上昇幅がわずかに大きくなっている。しかし，原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

(3) まとめ

以上，溶融ジェット径，エントレイン量及び冷却水とデブリ粒子の伝熱に関して感度解析を行った結果，圧力スパイクのピーク値及び原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力への影響はわずかであることが確認された。

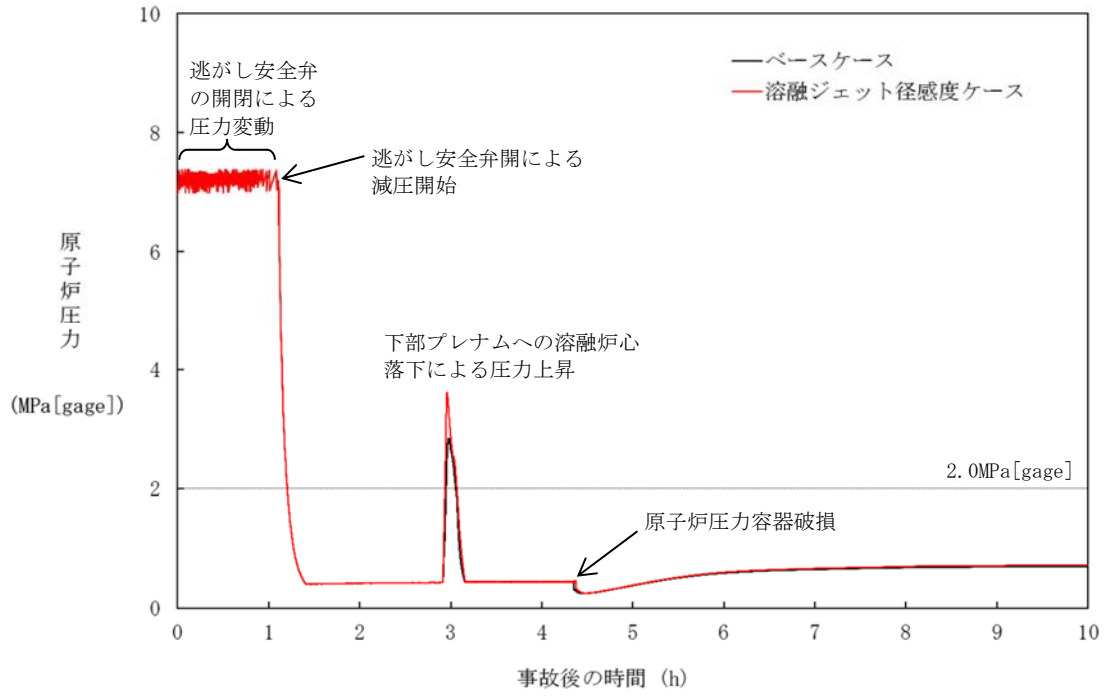


図4.3-7　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（溶融ジェット径）

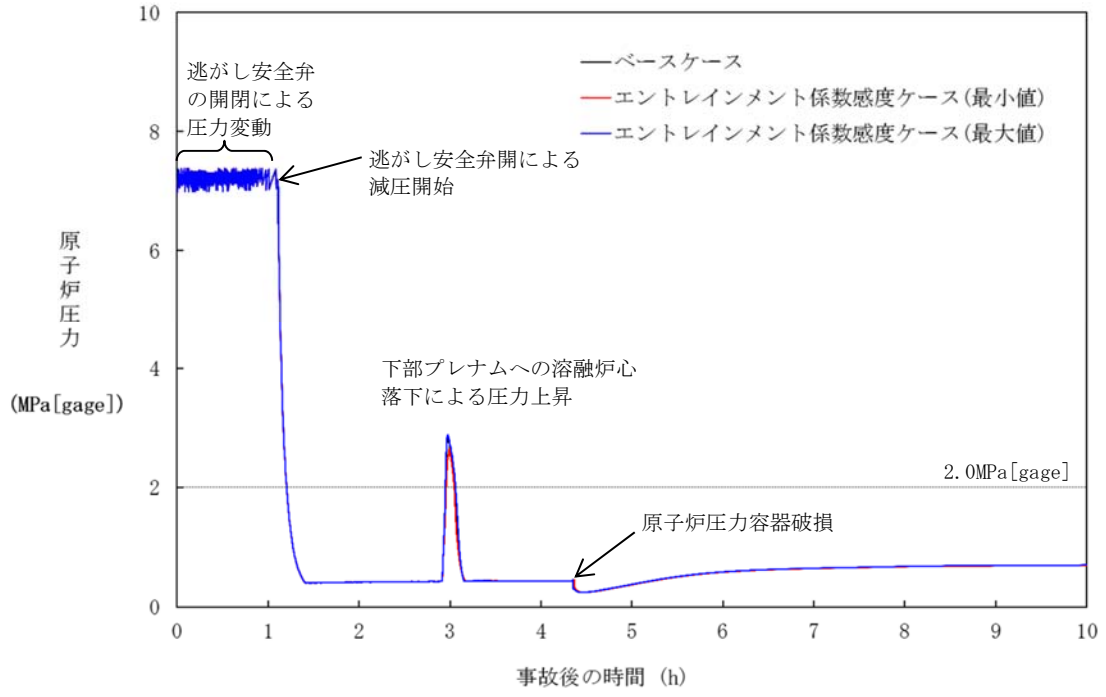


図4.3-8　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（エントレイン量）

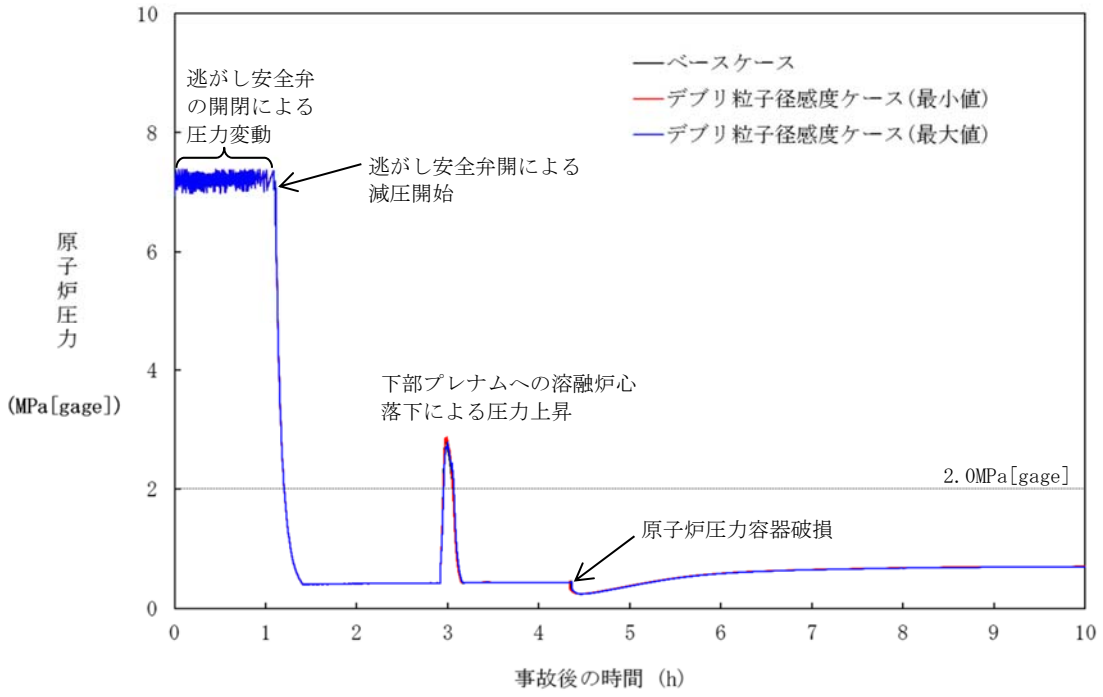


図4.3-9　原子炉圧力容器内ＦＣＩに関する感度解析結果（冷却水とデブリ粒子の伝熱）

4.3.5　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達モデルについては，4.2.1に示したように，ＴＭＩ事故の分析結果と比較し，妥当な結果が得られている。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故あるいはその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることも踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかし，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，添付１「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要をまとめる。

(1) 解析条件及び解析結果

A) 溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し，上面が水プールで覆われる状況では，溶融炉心は冷却され，そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。上部クラスト形態には不確かさがあり，クラストのひび割れがない場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束に関する感度解析を実施する。

ベースケースでは，限界熱流束に係る係数として最確値を与え，感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値を設定する。

図 4.3-10 に，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は，感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少する事になる。その結果，感度解析ケースにおいて原子炉圧力容器破損時間はわずかに早くなっている。ただし，原子炉圧力容器破損割合及び破損時刻のいずれについても，感度の大きさとしてはわずかである。

B) 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

原子炉圧力容器がクリープすることで，溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器の間にギャップが生じ，そのギャップに水が浸入して冷却される。ＭＡＡＰの解析モデルでは，ギャップに浸入した水と溶融炉心の熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの，溶融炉心重量が大きい場合にはギャップ幅が小さくなり，気液対向流制限現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも報告されている[24]。また，制御棒駆動機構ハウジング等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように，ギャップによる冷却には不

確かさがあり，これが小さい場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。

したがって，下部プレナム内の溶融炉心とギャップに浸入した水との間の限界熱流束に関する感度解析を行い，その影響を把握する。溶融炉心と下部プレナムのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり，ベースケースではギャップへの熱流束に係る係数として最確値を与えている。この係数は，下部プレナムギャップの水による除熱量に係る係数として定義され，ベースケースではギャップによる除熱量の評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。一方，係数を小さくすることは，ギャップに十分な水が流れ込まないことによる，ギャップに存在する水による除熱量の低下を模擬するものである。また，有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損が生じているが，貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく，ギャップ水による除熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。

以上より，感度解析ケースでは，溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定とした評価を実施する。

図 4.3-11 に，下部プレナムギャップの除熱量に係る係数の感度解析結果を示す。ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後は，感度解析ケースにおいて下部プレナムギャップの水による除熱がないため，下部プレナムの温度がより早く上昇するが，下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさないことから，原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻に対する感度としては非常に小さい。また，いずれのケースも原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]以下であり大きな感度はないことが確認された。

(2) まとめ

以上，溶融炉心と上面水プールとの伝熱，溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達に関して感度解析を行った結果，原子炉圧力容器破損時刻への影響はわずかであることが確認された。

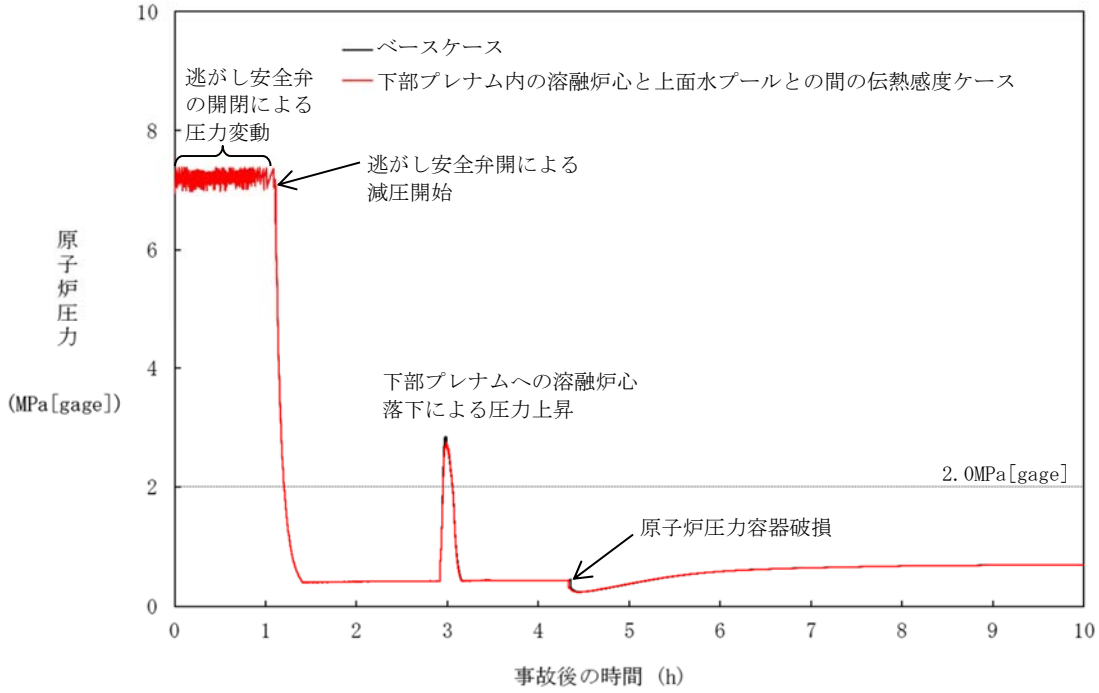


図4.3-10　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と上面水プールとの伝熱）

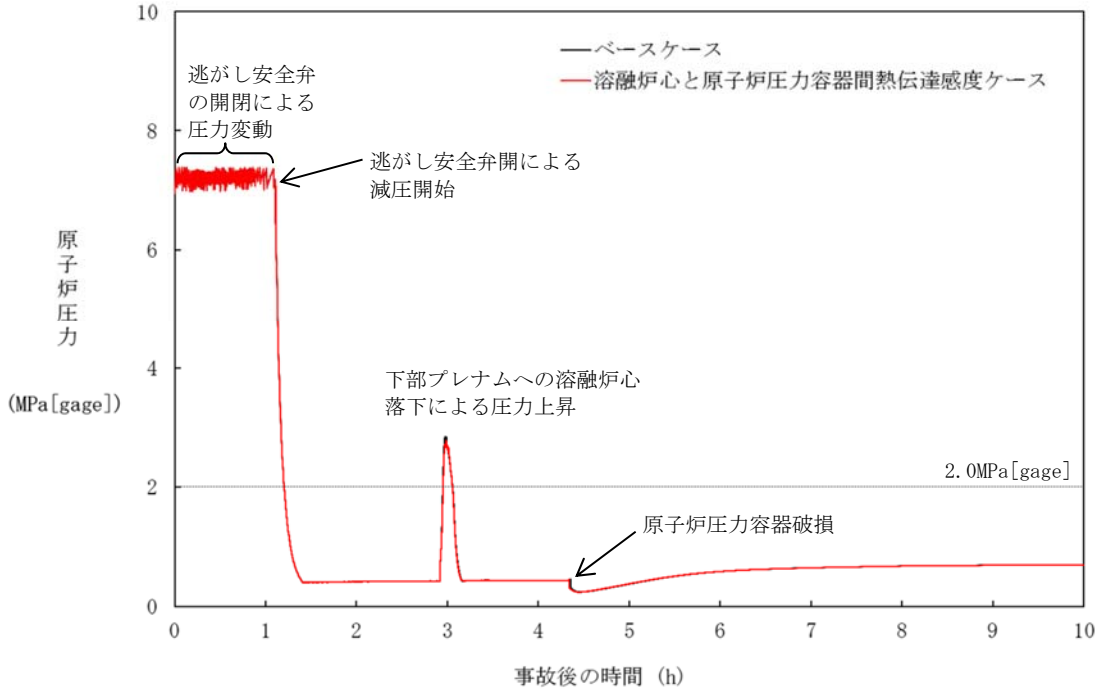


図4.3-11　下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する感度解析結果
（溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達）

4.3.6　原子炉圧力容器破損［原子炉圧力容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器破損及びそれに伴う溶融炉心の流出挙動に関しては，体系的な実験等による研究がなく，特に実機スケール現象について有効なデータが得られていない状況であり，ベンチマーク解析による妥当性確認が困難であるが，海外での考察等による知見に基づいてＭＡＡＰコードの解析モデルが開発されていることから，一定の妥当性は有すると判断できる。しかしながら，現象自体が持つ不確かさもあることを踏まえ，原子炉圧力容器破損に関わる一連の現象を取り扱っている添付１「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について」において，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 原子炉圧力容器破損

A) 原子炉圧力容器破損について

下部プレナムに溶融炉心が堆積し，溶融炉心が冷却されない状態が継続すると，原子炉圧力容器の破損に至る。原子炉圧力容器は，原子炉圧力，原子炉圧力容器壁・溶融炉心温度，材料物性，形状等に応じて様々なモードで破損すると考えられる。

B) 解析モデルに関する考察

ＭＡＡＰコードでは，原子炉圧力容器の破損について，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，原子炉圧力容器のクリープ破損等，複数の破損モードを模擬しており，最も早く判定される破損モードが適用される。以下に，有効性評価における原子炉圧力容器破損の主要因である制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，クリープ破損への影響因子について，ＭＡＡＰコードの解析モデルの妥当性を考察する。

a) 限界せん断応力（制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損）

貫通部の溶接部が溶融炉心によって加熱されることで強度を失い，貫通部が飛び出すことによって原子炉圧力容器が破損する。具体的には，貫通部の溶接部のせん断応力は，原子炉圧力容器と原子炉格納容器の圧力差とつり合った状態になっているが，せん断応力が限界せん断応力を超えると貫通部が飛び出し，原子炉圧力容器が破損する。この限界せん断応力は温度に依存しており，ＭＡＡＰコードでもこの温度依存性がデータとして考慮されているため，ＭＡＡＰコードのモデルは妥当と判断できる。

b) ひずみ（制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損）

溶融炉心が下部プレナムに落下することにより，高温かつ高圧の環境下にある原子炉圧力容器の壁にひずみを生じ，溶接部にも同様にひずみが発生し，溶接部のひずみ量がしきい値を超えた場合に，破損が発生したと判定している。このしきい値

は実験によって妥当性が確認されたものであるが，実験結果のばらつきも考慮し，ひずみのしきい値に関する感度を確認する。

c) Larson-Miller パラメータ（クリープ破損）

Larson-Miller パラメータ手法は，応力と破損時間の関係を整理した Larson-Miller パラメータを利用しクリープ破損寿命を予測する一般的な手法である。ＭＡＡＰコードでは，応力として圧力，温度，溶融炉心の荷重を考慮し，Larson-Miller パラメータを使用してクリープ破損寿命を予測しており，そのモデル化は妥当と判断できる。

C) 原子炉圧力容器破損に関する感度解析

溶接部破損時のひずみのしきい値に関する感度解析を実施した。図 4.3-12 に溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

感度解析では，ひずみのしきい値の有意な感度を確認する目的で，早期に破損に至る条件として，溶接部破損時のひずみのしきい値を 1/10 に低下させた。その条件であっても，原子炉圧力容器破損はたかだか 13 分程度早くなる結果であった。したがって，ひずみのしきい値が原子炉圧力容器破損の時期に与える感度は小さいと言える。

D) 原子炉圧力容器破損に関するまとめ

溶融炉心の格納容器下部への落下時期は原子炉圧力容器破損モデルに依存する。原子炉圧力容器破損モデルには，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，原子炉圧力容器のクリープ破損等があり，これらは原子炉圧力容器内外圧力差，溶融炉心の水頭，原子炉圧力容器壁温度等の評価パラメータによって計算される。原子炉圧力容器破損モデルについては，「限界せん断応力」，「ひずみ」及び「Larson-Miller パラメータ」に関して，ＭＡＡＰコードの解析モデルにおいて，実現象に即した模擬を行っているため，いずれも構造強度の一般的な評価式を用いており，不確かさは小さい。

また，評価パラメータについては，同じ事故シーケンスであれば大きくは変わらないことから，不確かさは小さい。以上から，原子炉圧力容器破損に関するモデルは有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

(2) 溶融炉心流出

A) 溶融炉心流出について

原子炉圧力容器が破損すると，その破損口から溶融炉心（溶融プール，粒子状溶融炉心，溶融スチール）が格納容器下部へ流出する。溶融炉心が流出する際，原子炉圧力容器破損口は侵食によって拡大する。

ＭＡＡＰコードでは制御棒駆動機構貫通部破損，原子炉圧力容器下部のクリープ破

損等の種々の原子炉圧力容器下部破損モードがモデル化されており，最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じるが，有効性評価においては制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が原子炉圧力容器下部に開き，下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に落下することになる。他の原子炉圧力容器下部貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから，制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。

B) 解析モデルに関する考察

ＭＡＡＰコードでは前述した原子炉圧力容器破損後の溶融炉心流出挙動をモデル化しており，原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の流出挙動への影響因子について，ＭＡＡＰコードのモデルの妥当性を考察する。

a) 開口部の閉塞

溶融炉心が流出する際，粒子状溶融炉心も一緒に原子炉圧力容器外に流出するモデルとなっているが，実現象では開口部が粒子状溶融炉心によって閉塞し，溶融炉心が格納容器下部へ流出しない可能性がある。しかしながら，ＭＡＡＰコードでは粒子状溶融炉心の溶融も同時にモデル化しており，また，実現象においても，冷却ができずに原子炉圧力容器が破損する状況では粒子状溶融炉心は崩壊熱によって再溶融するため，開口部での閉塞の可能性は小さく，したがって，破損口より上部に堆積している溶融炉心が流出するＭＡＡＰコードのモデルは妥当と判断できる。

b) 破損口の侵食による拡大

破損口を溶融炉心が通過する際に，破損口の側面が溶融炉心により溶かされ，破損口が拡大する現象も考えられ，ＭＡＡＰコードの原子炉圧力容器の破損モデルにおいては，溶融炉心と破損口側面の伝熱計算に基づき，破損口が溶融し拡大するモデルを備えていることから，実現象に即しており，妥当と判断できる。

c) 原子炉圧力容器２次破損

最初の原子炉圧力容器破損が発生した後，溶融炉心は水頭圧により流れることから，破損口よりも高い部分の溶融炉心のみが格納容器下部に落下し，残りの溶融炉心は残存する。また，冷却がなければ，残存した溶融炉心が原子炉圧力容器を加熱し，溶融炉心の自重も加わることによって，原子炉圧力容器がクリープ破損することが，実機において考えられ，ＭＡＡＰコードのモデルはこの挙動を模擬できるものであり，妥当と判断できる。

C) 溶融炉心流出に関するまとめ

溶融炉心の落下量は原子炉圧力容器破損位置に依存する。原子炉圧力容器破損位置は，原子炉圧力容器下部のノードの代表点を基準にそれよりも上に存在する溶融炉心が落下するモデルとなっている。ノード内の破損位置には不確かさがあるが，破損口は溶融炉心によって拡大し，原子炉圧力容器の底部の方向に開口部が拡がることから，開口部の下端の高さの不確かさは小さくなる。以上から，溶融炉心の流出に関するモデルを有効性評価に適用することは妥当と判断できる。

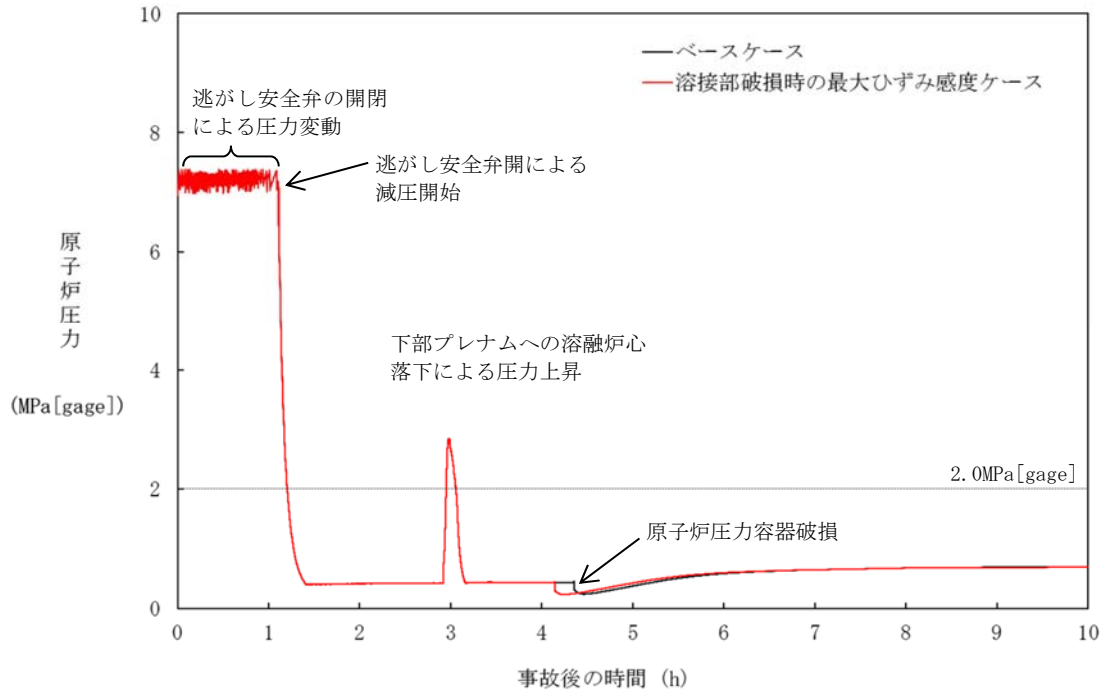


図4.3-12　制御棒駆動機構ハウジング破損時の最大ひずみに関する感度解析結果

4.3.7　原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［原子炉格納容器(炉心損傷後)］

ＦＣＩ現象に関しては，国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが，現在においても研究段階にあり，また，実機規模での現象についてほとんど経験がなく，有効なデータが得られていないのが現状であり，不確かさが大きい現象であると言える。

そこで，添付２「溶融炉心と冷却材の相互作用について」では，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) ＦＣＩ実験

国内外のＦＣＩ実験として，

- ALPHA 実験(旧原子力研究所 JAERI)
- KROTOS 実験(欧州 JRC(Joint Research Center)，イスプラ研究所)
- FARO 実験(欧州 JRC(Joint Research Center)，イスプラ研究所)
- COTELS 実験(カザフスタン国立原子力センター(NNC：National Nuclear Center))
- TROI 実験(韓国原子力研究所(KAERI))

について調査を行い，知見を整理した。

B) 原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発の発生可能性

UO_2 を用いた大規模ＦＣＩ実験である KROTOS 実験，FARO 実験，COTELS 実験及び TROI 実験の結果から，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。

なお，参考として，水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても，水蒸気爆発解析コード（ＪＡＳＭＩＮＥ[25]）及び構造応答解析コード（ＡＵＴＯＤＹＮ[26]若しくはＬＳ－ＤＹＮＡ[27]）を用いて，水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより，水蒸気爆発による格納容器ペデスタル構造部への影響を評価し，原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。

(2) 不確かさの整理

原子炉圧力容器外ＦＣＩについて，実現象と解析モデルの差に着目しつつ，不確かさの整理を行い，原子炉圧力容器外ＦＣＩによる格納容器圧力に影響する要因として，

- 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
- 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）
- プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

を抽出し，それぞれについて不確かさ及びその取り扱いを以下のとおり整理した。

A）格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

ペデスタル領域の水温が高い場合には，水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳しくなる。なお，ＭＡＡＰでは，蒸気の上昇速度がフラッディング臨界速度よりも大きい場合には，周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ，巻き込まれた水による蒸気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペデスタル領域の水は，ペデスタルへの注水によって形成されるので，その水温はペデスタル注水温度に影響される。有効性評価では，ペデスタル注水は外部水源から注水され，その水温は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって，圧力スパイクを厳しくする保守的な水温を設定しているが，本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

ペデスタル領域の水位に関しては，水深が深い方が溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。この場合，細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので，圧力スパイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため，ここでは感度解析による確認は行わない。

B）溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

溶融炉心の落下量は，原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破損は，原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し，制御棒駆動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお，ＭＡＡＰでは溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して，ＭＡＡＰコードでは Ricou-Spalding モデルで評価される。Ricou-Spalding モデルでは，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径，圧力（わずかではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融ジェット径は保守的に設定しており，また，プール水深は解析モデルパラメータではない。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験である FARO 試験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は，[redacted]～[redacted]となっている。以上より，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。

溶融炉心の落下速度は，原子炉圧力容器内外の圧力差，溶融炉心の高さ（水頭）及び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が

十分小さくなることから，圧力差の不確かさの影響は小さい。また，有効性評価では原子炉圧力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており，原子炉圧力容器の破損位置も原子炉圧力容器底部中心となっているため，溶融炉心の水頭が高い状態となっている。この場合，溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため，圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって，溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必要ない。一方，落下距離については，プール水深に不確かさがある。

ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントの例では，落下距離の不確かさをプール水位の最大変動幅（3.4m）と仮定すると，ペデスタル底部から原子炉圧力容器底部までの距離（約 9.5m）の４割程度である。溶融炉心の落下速度が，落下距離の平方根に比例すると考えると，落下速度の不確かさは２割程度である。溶融炉心の落下速度（ジェット速度）の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。また，落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。したがって，溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は，エントレインメント係数の不確かさ評価で確認できるため，落下速度の不確かさ評価は行わない。

C) プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は，その周囲を蒸気膜が覆う状態となり，デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。ＭＡＡＰではエントレインしたデブリ粒子の温度を，これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また，デブリ粒子から水への伝熱は，デブリ粒子の径に直接依存する。ＭＡＡＰでは，デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には，粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しているため，デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。なお，格納容器下部の粒子径ファクタは，固定値□を設定している。

D) 格納容器内での水蒸気の流動

ＦＣＩによる圧力スパイクの評価の観点では，ペデスタル領域の開口部からドライウェル側への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。ＭＡＡＰでは，原子炉格納容器内の流動は，ノード・ジャンクションモデルを適用しており，格納容器下部領域からドライウェル領域への流れは，ノードの圧力，ジャンクションの圧力損失により，差圧流や臨界流として扱われる。ジャンクションの圧力損失は，一般的な流動モデルを扱っていることから，不確かさは小さいと考えられる。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により，原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける圧力スパイクに関して，解析モデルでの不確かさは，

・Ricou-Spalding モデルのエントレインメント係数

・デブリ粒子径

に代表され，それぞれの不確かさ幅を考慮した感度解析を実施した（解析条件及び結果は添付２参照)。

その結果，いずれのパラメータにおいても，原子炉圧力容器外ＦＣＩにより生じる圧力スパイクへの感度は小さく，有効性評価の結果に影響を与えないことを確認した。

4.3.8　格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガスの発生［原子炉格納容器(炉心損傷後)］

これらは，ＭＣＣＩに関する物理現象である。ＭＣＣＩは重要な格納容器破損モードと考えられ，これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。そこで，添付３「溶融炉心とコンクリートの相互作用について」では，知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。以下に概要を示す。

(1) 知見の整理

A) MCCI 実験

国内外での MCCI に関する実験及び研究として，

・ACE 実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
・SURC-4 実験（サンディア国立研究所（SNL））（国際標準問題 ISP－24）
・BETA 実験（カールスルーエ研究所（KfK））
・SWISS 実験（サンディア国立研究所（SNL））
・WETCOR 実験（サンディア国立研究所（SNL））
・MACE 実験（米国電力研究所（EPRI））
・COTELS 実験（テスト B/C 及び A）（原子力発電技術機構（NUPEC））
・MCCI 実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
・KROTOS 実験（欧州 JRC（Joint Research Center），イスプラ研究所）
・FARO 実験（欧州 JRC（Joint Research Center），イスプラ研究所）
・DEFOR 実験（スウェーデン王立工科大学（KTH））
・SPREAD 実験（国内 BWR 産業界）
・PULiMS 実験（スウェーデン王立工科大学（KTH））
・KATS 実験（カールスルーエ研究センター（KIT，旧 FZK））
・セルフレベリング実験（アルゴンヌ国立研究所（ANL））
・SSWICS 実験（OECD/MCCI プロジェクト）
・MET 実験（OECD/MCCI プロジェクト）
・CCI 実験（OECD/MCCI プロジェクト）
・クラスト破損実験（OECD/MCCI プロジェクト）

について調査し，知見を整理した。

B) 得られた知見

・ドライ条件でのコンクリート侵食

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は，ACE 実験や SURC-4 実験で確認されている。また，ＭＡＡＰコードによる SURC-4 実験解析が行われており，解析で得

られた侵食速度は実験結果と良く一致している（１時間あたり 20cm 程度)。

・ウェット条件（Top Flooding）でのコンクリート侵食

SWISS 実験，WETCOR 実験及び MACE 実験では，溶融炉心上面へ注水をした場合（Top Flooding）のコンクリート侵食実験が行われたが，結果として，溶融炉心上面に安定なハードクラストが形成されて溶融炉心内への水の浸入を妨げ，コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は，溶融炉心模擬物上面に形成されたクラストが側壁（側壁に耐火物を採用した一次元侵食実験）あるいは電極と側壁の両者に固着し，クラストとその下の溶融炉心模擬物とが分離したことにより，溶融炉心模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS 実験では，溶融物の落下過程を含めて模擬した MCCI 実験が実施され，結果として，側壁侵食部に水が浸入し，コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機規模で安定化クラストが形成されるか否かを解明するため，OECD/MCCI プロジェクトが行われ，クラスト強度，クラスト浸水，二次元コンクリート侵食挙動等を分離効果的に調べる実験が実施された。その結果，実機規模では，安定クラストは形成されず，ハードクラストは割れて水が内部に浸入し，ＭＣＣＩにより発生したガスにより溶融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成されるとの結果が得られている。また，CCI 試験の結果から玄武岩系コンクリートに侵食の異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は，ＭＣＣＩ評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

・水張りによる溶融物の粒子化

溶融ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については，ＦＣＩ実験等により確認されている。粒子化割合は，主に水深やジェット径に依存する。粒径（質量中央径）は，比較的大きく，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各 UO_2 混合物実験の平均的な粒子径は，溶融物量の多い FARO 実験では 2.6～4.8mm，COTELS 実験では６mm 程度である。また，粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている（Ricou-Spalding モデルや Saito モデル等)。

・溶融物の拡がり

Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関わる実験や評価により，初期水張りによるシェルアタック防止の有効性が確認されるとともに，溶融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。溶融物の拡がりには，デブリ落下流量，デブリ成分，

デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では，水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験が実施され，溶融物の拡がる過程は，流体力学と固化の２つの競合プロセスに支配されるとして，流体力学には重力，慣性力，粘性力及び表面張力が影響し，固化には溶融物から周囲への熱伝達，崩壊熱発生及び溶融物の相変化が影響するとしている。また，KIT（旧 FZK）において KATS 実験が実施され，溶融物の放出速度が比較的高い場合は，冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために，種々の解析コードが提案されており，実験データをもとに検証が行われている。

また，ANL でのセルフレベリング実験により，水プール中に不均質に堆積させた粒子状ベッドにおいて，内部沸騰によって短時間にベッドの厚さが均一化されることが示されている。

・粒子状ベッドの冷却性

粒子状ベッドの冷却性については，ドライアウト熱流束が種々の実験で確認されており，主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また，ドライアウト熱流束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが，Lipinski 0-D モデル[28]が広く使われている。

(2) 不確かさの整理

ＭＣＣＩの過程ごとに不確かさ要因を整理する。ＭＣＣＩは以下の過程で段階的に進展する。

・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
・溶融物の落下・堆積過程
・ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し，不確かさ要因を整理し，感度解析が必要なパラメータを確認する。

A) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて，評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッドの破損面積は，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損や下部ヘッドクリープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており，最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は，溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

ＭＡＡＰコードによる有効性評価の解析結果から，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジング逸出が最も早く発生する。これにより約

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

15cm 径の破損口が下部ヘッドに開き，下部プレナム内の溶融炉心が格納容器下部に流出することになる。他の下部ヘッド貫通配管が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから，制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には，制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため，この扱いは保守的である。

溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。ＭＡＡＰコードによる解析結果から，最終的な流出総量は，全炉心相当と評価されており，厳しい条件となっている。

以上に示したように，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について，いずれも厳しい条件が使用されているため，感度解析を行う必要はない。

B) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では，原子炉圧力容器下部ヘッドが破損し，溶融炉心が事前水張りされたペデスタルへ落下するため，溶融物が水中で粒子化することが想定され，粒子化されない溶融炉心はペデスタル床に溶融プールとして堆積する。この過程では，溶融炉心の水中での粒子化に不確かさが想定される。

ＭＡＡＰコードでは，粒子化割合は，Ricou-Spalding モデルで計算される。Ricou-Spalding モデルは，エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液－液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の浸食として粒子化割合を評価している。

溶融炉心粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径及びプール水深であり，このうちモデルパラメータとしてエントレインメント係数と溶融ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰコードでは代表的なＦＣＩの大規模実験である FARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定している。FARO 実験のベンチマーク解析でのエントレインメント係数の不確かさ範囲は，[redacted]～[redacted]となっている。ＭＡＡＰ解析ではエントレインメント係数として[redacted]が使用されており，実験解析により，実験結果の粒子化割合をよく再現するか，又は小さめに評価する入力となっている。溶融ジェット径は，下部ヘッド破損口径により決まることから，前述のように大きい値としている。これは，粒子化割合を小さめにする扱いをしていることになる。

ちなみに，Ricou-Spalding モデルを使用して，実機で想定される水張り水深２m，溶融ジェット径 0.15m の条件の場合で約 63%程度が粒子化される。

以上のことから，エントレインメント係数については，不確かさ幅が設定されてお

り，溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子の酸化による水素ガス発生に影響することから，不確かさ幅の範囲で感度解析を実施する。

C) ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では，溶融炉心の拡がり，デブリベッドの冷却性，コンクリート侵食に不確かさが想定される。

溶融炉心の拡がりは，ＭＡＡＰコードでは落下した溶融炉心はペデスタル床上に均一に拡がると仮定している。

Mark-Ⅰ型格納容器のライナーアタックに関する研究によれば，水張りがないと溶融炉心は格納容器シェル壁（拡がり距離７m 程度）まで到達するが，水張りがあれば溶融炉心の拡がりは抑えられ，拡がり距離は落下量等にも依存するが５m 程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると，ＡＢＷＲ（ペデスタル直径約 11m）で床上に水がある場合でも，床全面に溶融物が拡がることが示されており，ＡＢＷＲ以外のＢＷＲではペデスタル床面積がＡＢＷＲより小さいこと(Mark-Ⅰ改良型格納容器の場合，ペデスタル直径は約 6.4m)を考慮すると，水張りをしている場合でも溶融炉心は，落下位置に依らず床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは，溶融物の拡がりに影響する因子のうち，主に想定しているデブリ落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が１分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。以上のことから，溶融炉心の拡がり距離については，不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

次に，溶融炉心の堆積形状については，落下直後の初期段階では，不均一に堆積することが想定されるが，粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベリング効果により，時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。ただし，溶融炉心がペデスタルの中心からずれた位置に落下する場合を想定すると，セルフレベリング効果により均一化に向かっていくが，偏った堆積形状でＭＣＣＩが進行する可能性も考えられる。均一堆積形状（円柱）の扱いが，溶融炉心から水への伝熱を小さくし，結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため，ＭＣＣＩ評価の観点から保守的な扱いと考えられるが，堆積形状の不確かさの影響を見るため，拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし，溶融炉心の拡がりについては，ペデスタルの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいため，個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。

溶融炉心から水への熱流束は，溶融炉心上面の性状により大きく影響されるため，大きな不確かさが想定される。

溶融炉心上面から水への熱流束は，上部クラスト－水プール間の熱伝達モデルであ

るKutateladze型の水平平板限界熱流束相関式の係数を調整することにより評価可能である。

前述のように事前水張り対策により溶融炉心の一部は粒子化して，溶融炉心上部に粒子状ベッドを形成し，下部には粒子化しなかった溶融炉心が溶融プールを形成すると想定される。これは，水中に溶融炉心を落下させた実験的知見から，安定クラストは形成されず，粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。溶融炉心上面は粒子状ベッドが形成されることを想定し，ＭＡＡＰコードの溶融炉心上面から水への熱伝達のモデルパラメータであるKutateladzeの係数F_{chf}を変えることにより，粒子状ベッドの冷却性の不確かさ評価を行う。ここでは，Lipinski 0-Dモデルを使用して粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。主なパラメータは，粒子径，ポロシティ，堆積高さ，圧力であり，以下のように想定する。

- 粒子径は，これまでの実験等の知見により３～７mmと報告されているため[29]，この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ポロシティは，おおむね 0.3 以上が報告されているが，粒子の充填状態の幅を考慮して，0.26（面心立方格子，最稠密），0.32（体心立方格子），0.4（ＭＡＡＰ標準値），0.48（単純立方格子）の範囲を想定する。
- 粒子状ベッドの堆積高さは，全炉心相当が落下した場合１ｍ以上となるが，破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため，30cm 以上とする。
- 圧力は，ＭＣＣＩが発生する時間では格納容器圧力は0.4MPa[abs]以上となっているため，0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-Dモデルによる評価結果を以下に示す。

- 圧力が0.4MPa[abs]以上では，ポロシティの最も小さい0.26のケースでも800 kW/m^{2}以上のドライアウト熱流束となる。この場合，大気圧状態では400 kW/m^{2}程度となっている。また，ポロシティの最も大きい0.48のケースでは，大気圧状態では2,000 kW/m^{2}程度となっている。
- 粒子径が３mm以上では，ポロシティの最も小さい0.26のケースでも800 kW/m^{2}以上のドライアウト熱流束となる。
- 粒子ベッド高さが 30cm 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m^{2}以上のドライアウト熱流束となる。

以上の評価結果より，有効性評価条件として，大気圧状態で 800 kW/m^{2}で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用することは，妥当と判断される。これは，ＭＡＡＰコードのKutateladze式の係数F_{chf}をデフォルトの0.1に設定することに相当する。また，デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は，800 kW/m^{2}程度と考えられるため，粒子径やポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため，

800 kW/m^{2}一定を仮定した感度解析を実施する。

コンクリートの種類（玄武岩系や石灰岩系）により，侵食挙動やガス発生挙動が異なる。また，玄武岩系コンクリートに関しては，壁方向と床方向の侵食量に相違が見られる知見が出ている。この侵食の異方性は，いまだ十分な理解が得られておらず，現状モデルでも扱われていないが，モデルパラメータの感度解析により，この侵食異方性の影響を検討する。

評価モデルは以下のとおりである。

- コンクリート表面から深さ方向に１次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- クラスト-コンクリート界面の温度がコンクリート溶融温度以上である場合にコンクリート侵食が計算される。
- コリウムからの伝熱量と分解／溶融潜熱により侵食量が評価される。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO_2 の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応により H_2 及び CO 発生が計算される。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

コンクリートの種類は，国内プラントでは玄武岩系コンクリートが主流であるが，一部のプラントでは石灰岩系コンクリートが使用されている。コンクリートの種類により物性値を使い分けている。これらのコンクリートの侵食モデルは，ACE 実験，SURC-4 実験等のドライ実験に対するＭＡＡＰモデルの実験解析により妥当性確認が行われている。

OECD/MCCI プロジェクトの CCI 実験で確認された玄武岩系コンクリートの侵食の異方性について，この原因について明確な理解は得られていないが，溶融炉心から壁方向と床方向への熱伝達に関してコンクリート種類により相違があることを示唆している。この侵食の異方性の影響を確認するため，ＭＡＡＰコードでは，溶融プールから横方向と下方向の対流熱伝達係数を調整して熱伝達の配分を変更することにより感度解析を実施する。対流熱伝達係数の幅は，CCI-3 の試験結果を考慮し，底部を側壁のモデルパラメータの推奨値の 1/4 とした場合，側壁を底部のモデルパラメータの推奨値の 1/4 とした場合を想定する。

(3) 感度解析による確認

上記の検討により，ＭＣＣＩに関して，解析モデルでの不確かさは，

・エントレインメント係数

・上面熱流束係数

・溶融プール－クラスト間の熱伝達係数

に代表され，これらをパラメータとした感度解析を実施した。また，参考としてコンクリートの種類の違いについても解析を実施した（解析条件及び結果は添付３参照）。

評価の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも，コンクリート侵食量は，22.5cm 程度であることが確認された。また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については，ＭＡＡＰモデルのベンチマーク解析結果から，実験の侵食面における侵食のばらつきが，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお，この分野は複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとは言えず，また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例がほとんどないことから，今後も継続して検討を進め，新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要であると考える。

4.4　実機解析への適用性

4.4.1 事故解析及び実験解析の実機への適用性

4.3において実施した各種の事故解析及び実験解析に基づき，各解析モデルの実機への適用性について評価する。

(1) 放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生［圧力容器(炉心損傷後)］，燃料被覆管酸化，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形［炉心（燃料)］，リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［圧力容器(炉心損傷後)］

炉心ヒートアップの解析において重要な燃料被覆管酸化，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関するモデルの妥当性は，ＴＭＩ事故解析及びCORA実験解析を通じて確認した。

解析により得られた炉心ヒートアップ時の水素ガス発生量及びその発生期間は，ＴＭＩ事故の分析結果とおおむね一致することを確認した。また，事故発生後約220分における炉心状態について，解析結果がＴＭＩ事故の分析結果と良く一致することを確認した。さらに，原子炉圧力容器壁面温度についても，解析においてＴＭＩ事故の分析結果と同等な結果が得られていることを確認した。また，CORA 実験解析における，燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について，測定データと良く一致することを確認した。

ＴＭＩ及びCORA実験とＢＷＲ実機において，燃料被覆管酸化，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生，燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管変形，リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する基本的な現象に有意な差はなく，したがってこれらの現象に関するモデルについて，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(2) 格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達［格納容器］

格納容器各領域間の流動並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に関するモデルの妥当性は，HDR実験解析及びCSTF実験解析を通じて確認した。また，気液界面の熱伝達に関するモデルの妥当性は，HDR実験解析を通じて確認した。

HDR実験解析（E11.2実験）では，格納容器圧力及び温度について解析結果と測定データの比較を行った。評価の結果，雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されており，それに起因して格納容器温度を十数℃程度高めに，格納容器圧力を１割程度高めに評価する傾向が確認されたが，縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられ，主要な傾向

を再現できることを確認した。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられ，より適切に模擬する方向になると考えられる。また，非凝縮性ガス濃度変化の解析結果が測定データと良く一致することを確認した。CSTF実験解析では，格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度変化について解析結果と測定データの比較を行った。解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

HDR及びCSTFの格納容器はＢＷＲ実機と異なるものの，実験解析を通じて格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導並びに気液界面の熱伝達に関する基本的な妥当性を確認しており，これらのモデルは実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) 溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生［格納容器(炉心損傷後)］

溶融炉心とコンクリートの伝熱並びにコンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関するモデルの妥当性は，ACE実験解析及びSURC-4実験解析を通じて確認した。

ACE実験解析及びSURC-4実験解析では，コリウム温度及びコンクリート侵食深さについて，解析結果が測定データと良く一致することを確認した。

ACE実験及びSURC-4実験は，冷却水の注水がなく，かつコリウム及びコンクリートの配置があらかじめ決められている。したがって，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生に関するモデルの妥当性を確認する上で，冷却水の挙動や幾何形状といった要因の影響が小さい状態でのコンクリート侵食挙動が確認できる。さらに，ACE実験のうちL7実験では，部分的に酸化したＢＷＲ燃料を模擬したコリウム溶融物が用いられており，コリウムの熱的物性もＢＷＲ実機と同等である。したがって，ACE実験解析及びSURC-4実験解析による妥当性確認に基づき，実機解析への適用性を有すると判断できる。

なお，実機におけるコンクリート侵食挙動に関しては，格納容器下部におけるＦＣＩ現象も含めた溶融炉心の堆積の仕方や水による冷却等がコンクリートへの伝熱挙動にも影響する複合的な現象であることから，添付３において知見の整理，不確かさの分析及び感度解析による影響評価を行っている。

(4) 原子炉圧力容器内ＦＰ挙動［圧力容器(炉心損傷後)］，原子炉格納容器内ＦＰ挙動［格納容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器内ＦＰ挙動及び原子炉格納容器内ＦＰ挙動に関するモデルの妥当性は，PHEBUS-FP実験解析及びABCOVE実験解析を通じて確認した。

PHEBUS-FP実験解析では，ＦＰ放出割合の解析結果と測定データの比較から，ＦＰ放出の開始時刻を良く再現できることを確認している。炉心の加熱出力が増加した後は，測定データに比べて被覆管温度を高めに評価するとともに，より急激なＦＰ

放出を予測している。ＦＰ放出が顕著になる実験開始後，約11,000秒以降は，測定データが時間とともに一定の割合で増加するのに対し，解析結果は約0.5まで急激に増加した後，緩やかな増加を示している。解析結果と測定データの差異は，実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられるが，実機体系では，局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため，この種の不確かさは小さくなると考えられ，実機解析への適用性を有すると判断できる。

ABCOVE実験解析では，格納容器中に発生させたエアロゾルについて気相中の濃度変化を評価した。解析結果は，エアロゾルの生成に伴う濃度の増加，その後の凝集及び沈着による濃度の減衰を良く模擬していることを確認した。エアロゾルの凝集に伴い沈降速度が増大する挙動は区画の大きさに依存しないので，スケールの観点においても実機解析への適用性を有すると判断できる。

4.4.2 感度解析等による検討の整理

重要現象に関連したパラメータの不確かさを分析し，その不確かさが重要現象に与える影響を感度解析等に基づき評価することで，実機解析への適用性を確認する。

(1) 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動）］

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関連する現象であり，原子炉圧力容器内水位の低下が比較的緩慢なＴＱＵＸシーケンス及び比較的速い中小破断ＬＯＣＡシーケンスを対象としてＳＡＦＥＲコードとの比較評価を行った。

比較評価においては，ＣＣＦＬの取り扱い等により，水位変化に差異が生じるものの，水位低下幅はＭＡＡＰコードの方が保守的であり，その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られる。したがって，ＭＡＡＰコードのこれらの現象に対する解析モデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(2) 燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］

炉心ヒートアップに関する解析モデルについては，4.2.1に示したＴＭＩ事故の分析結果との比較を通じて，その妥当性を確認した。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心ヒートアップに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響を評価した。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

炉心ヒートアップは，崩壊熱及びジルコニウムー水反応の酸化反応熱により進展することから，酸化反応が促進されることを模擬してジルコニウムー水反応速度の係数を変化させた場合の感度解析を行った。感度解析においては，仮想的な厳しい想定ではあるがベースケースの２倍とした。感度解析は代表的にＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし，炉心部への蒸気供給の差が生じることから，ＴＱＵＶシーケンス及び大破断ＬＯＣＡシーケンスについて実施した。

その結果，炉心溶融時刻については，ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスのいずれも感度が小さいことを確認した。また，炉心溶融後の事象進展として，下部プレナムへのリロケーション開始時刻は，両シーケンスともベースケースとほぼ同時であり，炉心溶融開始から原子炉圧力容器破損までは３～４時間程度の時間を要することから，原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされており，実機解析への影響はない。さらに，ＴＱＵＶシーケンスでは，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり，格納容器圧力への影響もわずかとなることから，実機解析への影響はない。水素ガス発生の観点では，感度解析においては被覆管酸化反応熱の増加を想定して仮想的に被覆管表面積を大きくしているものであり，実機の被覆管表面積は形状により決まることから影響しない。

以上，酸化反応が促進されることを模擬し，仮想的な条件としてジルコニウムー水反応速度の係数を２倍とした場合の影響を評価した。なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られる。また，コンクリート侵食量については，原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さく，格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから，影響は小さいと考えられる。したがって，ＭＡＡＰコードの炉心ヒートアップに関する解析モデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(3) リロケーション［圧力容器(炉心損傷後)］

炉心のリロケーションに関する解析モデルについては，4.2.1に示したように，ＴＭＩ事故の分析結果との比較を通じて，その妥当性を確認した。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，炉心のリロケーションに関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響を評価した。

ＭＡＡＰコードでは，燃料の温度履歴に応じて炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算しており，炉心ノード崩壊のパラメータをベースケースから□K引き下げる

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ことで，リロケーションが早く進展する状態を模擬した。感度解析は代表的にＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントを対象とし，炉心領域の冷却材による除熱の効果により差が生じることから，ＴＱＵＶシーケンス及び大破断ＬＯＣＡシーケンスについて実施した。

炉心溶融時刻については，ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスのいずれも感度は小さい。なお，原子炉圧力容器破損時刻についても，両シーケンスで感度は小さく，実機解析への影響はない。さらに，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力も2.0MPa[gage]以下であり，実機解析への影響はない。コンクリート侵食量については，原子炉圧力容器破損時刻への感度は小さく，格納容器下部への注水量に大きな差は生じないことから，影響は小さいと考えられる。

以上，炉心ノード崩壊のパラメータを，大幅ながら[redacted]K引き下げることでリロケーションが早く進展する状態を模擬した感度解析を行い，ＴＱＵＶ及び大破断ＬＯＣＡシーケンスのいずれについても感度が小さいことを確認した。また，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は2.0MPa[gage]以下であり，かつ格納容器下部には十分な注水があることから，実機解析での評価に影響を与えるものではない。なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られる。したがって，ＭＡＡＰコードのリロケーションに関する解析モデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(4) 原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［圧力容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器内ＦＣＩにより生じる圧力スパイクは，冷却材圧力バウンダリや格納容器の破損に対する脅威とはならないと考えられるが，高圧溶融物放出を防止する観点で，原子炉圧力容器破損時刻とあいまって影響することが考えられる。圧力スパイクの大きさは溶融炉心の細粒化割合及び粒子径の影響が大きいため，ここでは溶融ジェット径，細粒化モデルにおけるエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を実施した。

いずれのパラメータに対する感度解析においても，圧力スパイクは原子炉圧力容器破損までに終息する結果となっており，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さい。このことは，原子炉圧力容器内ＦＣＩは下部プレナムの冷却材がすべて蒸発すると終息するが，その後，冷却材による溶融炉心からの除熱量の減少によって下部ヘッドへの伝熱量が大きくなることで原子炉圧力容器破損が発生するため，両者が重畳しにくいことを示している。なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても炉心質量と冷却材体積の比は大きく変わらないため，同様の傾向

が得られる。したがって，ＭＡＡＰコードの原子炉圧力容器内ＦＣＩに関するモデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(5) 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［圧力容器(炉心損傷後)］

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルについては，4.2.1に示したように，ＴＭＩ事故の分析結果との比較を通じて，その妥当性を確認した。また，ＭＡＡＰコードの解析モデルがＴＭＩ事故及びその後の検討により得られた知見をもとに開発されていることを踏まえると，ＭＡＡＰコードの解析モデルは一定の妥当性を有していると判断できる。しかしながら，炉心溶融時の実機の挙動に関しては，現段階では十分な知見が得られていない状況であることから，ここでは，下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルに関連したパラメータに対する感度解析により，その影響を評価した。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱は限界熱流束により制限されるが，この制限を低下させた条件で感度解析を実施した。その結果，原子炉圧力容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認された。

一方，溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達については，ギャップにおける限界熱流束で制限される。この制限を低下させた条件で感度解析を実施した結果についても，原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻にほとんど感度がないことが確認された。

溶融炉心と上面水プールとの伝熱及び溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達ともに感度が小さい結果となっているが，この理由はこれらの現象による影響が下部プレナムにおいてドライアウトが生じるまでの期間に限定されることによる。

なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られる。したがって，ＭＡＡＰコードにおける下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する解析モデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(6) 原子炉圧力容器破損［圧力容器(炉心損傷後)］

有効性評価の解析において，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損は，溶接部のひずみ量としきい値の比較により判定される。そこで，このしきい値をベースケースの1/10に低下させた解析を実施し，原子炉圧力容器破損時刻の感度を評価した。評価の結果，原子炉圧力容器破損時刻は約13分早まることを確認した。評価では有意な影響を検知する目的から，しきい値を仮想的にベースケースの1/10まで低下させたが，実機において破断ひずみがここまで大幅に低下することは考えにくいため，溶接部のひずみ量しきい値の影響は十分に小さいと判断される。

なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したもの

であるが，その他のＢＷＲプラントにおいても制御棒駆動機構ハウジングの構造は大きく変わらないため同様の傾向が得られる。したがって，ＭＡＡＰコードの原子炉圧力容器破損に関するモデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(7) 原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［格納容器(炉心損傷後)］

原子炉圧力容器外ＦＣＩについては，添付２において国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに，解析モデルに関する不確かさの整理を行い，感度解析により有効性評価への影響を確認した。

原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発に関しては，UO_2を用いた大規模ＦＣＩ実験であるFARO実験，KROTOS実験，COTELS実験及びTROI実験の結果から，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと結論付けた。なお，参考として，水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても，水蒸気爆発解析コード（ＪＡＳＭＩＮＥ[25]）及び構造応答解析コード（ＡＵＴＯＤＹＮ[26]若しくはＬＳ－ＤＹＮＡ[27]）を用いて，水蒸気爆発のトリガを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより，水蒸気爆発による格納容器ペデスタル構造部への影響を評価し，格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。以上より，有効性評価において，原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発に関しては発生可能性が低く，水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須とはならない。

原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける圧力スパイクに関しては，解析モデルでの不確かさはRicou-Spaldingモデルのエントレインメント係数及び溶融粒子の径に代表され，それぞれをパラメータとした感度解析を実施した。その結果，いずれのパラメータについても，原子炉圧力容器外ＦＣＩにより生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。

なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであり，原子炉圧力容器外ＦＣＩによる圧力スパイクは，格納容器下部に落下する溶融炉心の量や格納容器下部プール水位等の条件に依存して変化し得るものの，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られる。したがって，ＭＡＡＰにおける原子炉圧力容器外ＦＣＩに関する解析モデルは，実機解析への適用性を有すると判断できる。

(8) 格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱［格納容器(炉心損傷後)］

格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりについては，関連する実験や評価に関する知見に基づくと，落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。た

だし，堆積形状の不確かさが想定されるため，個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏まえて，拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。

ＭＣＣＩに関する種々の実験から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い，エントレインメント係数，上面熱流束係数及び溶融プールークラスト間の熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行い，コンクリート侵食への影響を評価した。評価の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも，コンクリート侵食量は22.5cm程度であることが確認された。また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については，ＭＡＡＰモデルのベンチマーク解析結果から，実験の侵食面における侵食のばらつきが，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

なお，感度解析はＢＷＲ５ Mark-I改良型格納容器プラントに対して実施したものであるが，その他のＢＷＲプラントにおいても現象のメカニズムは同じであり，同様の傾向が得られると考えられる。しかしながら，溶融炉心・コンクリート相互作用については，複雑な多成分・多相熱伝達現象であり知見が十分であるとはいえないこと，また事前水張り時の落下溶融炉心の冷却性を直接調べた実験例がほとんどないことから，今後も継続して検討を進め，知見の拡充に努めることが重要であると考える。

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（1/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
炉心（核）	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）(3.3.2(2))	不要	○ 入力値に含まれる。
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	炉心モデル（炉心熱水力モデル）(3.3.2(3)) 溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）(3.3.6(1))	TMI 事故解析(4.2.1) CORA 実験解析(4.2.2) 感度解析(4.3.2 及び添付 1)	○ TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生，炉心領域での溶融進展状態について，TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ CORA 実験解析における，燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について，測定データと良く一致することを確認した。 ○ 炉心ヒートアップ速度の増加（被覆管酸化の促進）を想定し，仮想的な厳しい振り幅ではあるが，ジルコニウムー水反応速度の係数を 2 倍とした感度解析により影響を確認した（BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象）。 ・ TQUV，大破断 LOCA シーケンスともに，炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・ 下部プレナムへのリロケーションの開始時刻は，ほぼ変化しない。
	燃料棒表面熱伝達			
	燃料被覆管酸化			
	燃料被覆管変形			
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）(3.3.2(4))	感度解析(4.3.1)	○ TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して，MAAP コードと SAFER コードの比較を行い，以下の傾向を確認した（BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象）。 ・ MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から，水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり，その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。
	気液分離(水位変化)・対向流			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（2/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力容器モデル（破断流モデル）(3.3.3(3))	不要		○ 逃がし安全弁からの流量は，設計値に基づいて計算される。
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	安全系モデル（非常用炉心冷却系）(3.3.5(1)) 安全系モデル（代替注水設備）(3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.4(2))	HDR 実験解析 (4.2.3)	CSTF 実験解析 (4.2.4)	○ HDR 実験解析では，格納容器圧力及び温度について，温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器温度を十数℃程度高めに，格納容器圧力を１割程度高めに評価する傾向が確認されたが，実験体系に起因するものと考えられ，実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また，非凝縮性ガス濃度の挙動について，解析結果が測定データと良く一致することを確認した。 ○ CSTF 実験解析では，格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について，解析結果が測定データと良く一致することを確認した。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導				
	気液界面の熱伝達			－	
	スプレイ冷却	安全系モデル（格納容器スプレイ）(3.3.5(2)) 安全系モデル（代替注水設備）(3.3.5(4))	不要		○ 入力値に含まれる。 ○ スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	－	不要		○ 窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており，酸素ガス発生は水の放射線分解に起因する。

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（3/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器	格納容器ベント	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）(3.3.4(2))	不要	○ 入力値に含まれる。 ○ MAAP コードでは格納容器ベントについては,設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え，格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル（非常用炉心冷却系）(3.3.5(1))	不要	○ 入力値に含まれる。
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル（リロケーション）(3.3.6(2))	TMI 事故解析 (4.2.1) 感度解析(4.3.3 及び添付 1)	○ TMI事故解析における炉心領域での溶融進展状態について，TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ リロケーションの進展が早まることを想定し，炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した(BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象)。 ・ TQUV，大破断 LOCA シーケンスともに，炉心溶融時刻，原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心の挙動）(3.3.6(3))	感度解析(4.3.4 及び添付 1)	○ 原子炉圧力容器内FCIに影響する項目として，溶融ジェット径，エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い，いずれについても，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（4/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認		不確かさ
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心の挙動）(3.3.6(3))	TMI事故解析 (4.2.1) 感度解析(4.3.5及び添付1)		○ TMI事故解析における下部プレナムの温度挙動について，TMI事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○ 下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束，下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い，原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル（原子炉圧力容器破損モデル）(3.3.6(4))	感度解析(4.3.6及び添付1)		○ 原子炉圧力容器破損に影響する項目として制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）をパラメータとした感度解析を行い，原子炉圧力容器破損時刻が約13分早まることを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。ただし，仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり，実機における影響は十分小さいと判断される。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル（水素ガス発生）(3.3.4(3))	TMI事故解析 (4.2.1)		○ 炉心内のジルコニウムー水反応による水素ガス発生量は，TMI事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。
	原子炉圧力容器内FP挙動	核分裂生成物（FP）挙動モデル(3.3.7)	PHEBUS-FP実験解析 (4.2.7)	—	○ PHEBUS-FP実験解析により，FP放出の開始時刻を良く再現できているものの，燃料棒被覆管温度を高めに評価することにより，急激なFP放出を示す結果となった。ただし，この原因は実験における小規模な炉心体系の模擬によるものであり，実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。 ○ ABCOVE実験解析により，格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。
（炉心損傷後）原子炉格納容器	原子炉格納容器内FP挙動			ABCOVE実験解析 (4.2.8)	

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（5/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心の挙動）(3.3.6(5))	感度解析（4.3.7, 4.3.8, 添付2及び 添付3)	○ 原子炉圧力容器外FCI現象に関する項目としてエントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い，原子炉圧力容器外FCIによって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象)。
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 4.4-1　重要現象の不確かさの整理（6/6）

分類	重要現象	解析モデル	妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心挙動）（3.3.6(5)）	感度解析（4.3.8及び添付 3）	○　溶融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき，落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。ただし，堆積形状の不確かさが想定されるため，個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏まえて，拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。
	溶融炉心と格納容器下部プールとの伝熱			○ MCCI現象に関する不確かさの要因分析より，エントレインメント係数，上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また，上面熱流束を下限値とした場合でも，コンクリート侵食量が22.5cm程度であることを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。 ○ 上記の感度解析は,想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり,不確かさを考慮しても実機でのコンクリート侵食量は感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。
	溶融炉心とコンクリートの伝熱		ACE実験解析（4.2.5） SURC-4実験解析（4.2.6） 感度解析（4.3.8及び添付3）	○ ACE実験解析及びSURC-4実験解析より，溶融炉心堆積状態が既知である場合の溶融炉心とコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。 ○ 実験で確認されている侵食の不均一性については,実験における侵食のばらつきがMAAPコードの予測侵食量の20%の範囲内に収まっていることから，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した（BWR5 Mark-I改良型格納容器プラント対象）。
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生			

5.　有効性評価への適用性

４章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと，その不確かさが有効性評価に与える影響を表 5-1 に示す。

5.1　　不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1　　崩壊熱［炉心（核)］

有効性評価では崩壊熱として，ANSI/ANS-5.1-1979 を用いている。ANSI/ANS-5.1-1979 は ANS の軽水炉向け標準規格として発行されたものであり，設計値等に基づく信頼性の高い評価モデルである。有効性評価においては，平衡炉心のサイクル末期燃焼度に対し 1.1 倍したものを使用しており，崩壊熱を大きくするよう考慮している。

炉心損傷防止の観点では，大きめの崩壊熱を与えることで，原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。

格納容器破損防止の観点でも，大きめの崩壊熱を与えることで，いずれの格納容器破損モードでも，炉心ヒートアップ，溶融進展を早める傾向となる。「格納容器過圧・過温破損」の場合，原子炉格納容器圧力及び温度に対して厳しい結果を与える。「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」の場合，原子炉圧力容器破損までの事象進展を早める傾向となり，高圧溶融物放出防止に対して厳しい結果を与える。「溶融燃料－冷却材相互作用」の場合，溶融炉心と冷却材の相互作用に伴う圧力スパイクを大きめに評価する結果を与える。「水素燃焼」の場合，酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており，酸素濃度に対して厳しい結果を与える。「溶融炉心・コンクリート相互作用」の場合，溶融炉心の冷却がされにくくなり，コンクリート侵食に対して厳しい結果を与える。

以上，いずれについても，厳しい結果を与えるものの，炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性の判断には影響しない。

5.1.2　　沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流［炉心（熱流動)］

これらは原子炉圧力容器内の炉心水位挙動に関する現象であり，原子炉圧力容器内水位の低下が比較的緩慢なＴＱＵＸシーケンス及び比較的速い中小破断ＬＯＣＡシーケンスを対象としてＳＡＦＥＲコードとの比較評価を行った。

ＭＡＡＰコードはＳＡＦＥＲコードで考慮しているＣＣＦＬ現象を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの，水位低下幅はＭＡＡＰコードの方が保守的であり，その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等であることから，原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。

5.1.3　　冷却材放出（臨界流・差圧流）［原子炉圧力容器］

逃がし安全弁からの冷却材放出については，設計値に基づき流量が適正に計算されている。

5.1.4　格納容器各領域間の流動，構造材との熱伝達及び内部熱伝導，気液界面の熱伝達，格納容器ベント［原子炉格納容器］

格納容器各領域間の流動及び気液界面の熱伝達については，挙動が適正に評価され，不確かさは小さい。構造材との熱伝達及び内部熱伝導については，HDR の縦長格納容器形状や水蒸気注入位置といった実験体系に起因するものと考えられるが，短期的な応答として格納容器温度を十数℃程度高めに，原子炉格納容器圧力を１割程度高めに評価する結果となった。実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられるが，原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する可能性がある。なお，格納容器ベントについては，設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え，格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。

5.1.5　ＥＣＣＳ注水（給水系・代替注水設備含む）［原子炉圧力容器］，スプレイ冷却，サプレッション・プール冷却［原子炉格納容器］

ＥＣＣＳ注水及びスプレイ冷却については，設計値に基づき注入特性を与えることで，冷却に対して保守的な条件となるよう設定している。スプレイによる混合挙動については，液滴径を入力し，液滴と気相部の界面熱伝達により気相部が冷却されるモデルであるが，液滴の伝熱面積が大きいことにより，スプレイされた水は気相部温度と等しくなって液相に落下する結果となる。したがって，モデルの不確かさによる影響はないと考えられる。

サプレッション・プール冷却については，ポンプ流量及び除熱量を設計値に基づき与えており，適正に評価される。

5.1.6　燃料被覆管酸化［炉心（燃料）］，放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生［原子炉格納容器］［原子炉圧力容器（炉心損傷後）］

炉心内のジルコニウム－水反応による水素ガス発生量は Baker-Just の相関式（高温）又は Cathcart の相関式（低温）を用いて計算され，これらのモデルはＴＭＩ事故解析により妥当性が確認されている。なお，ＢＷＲでは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われることにより，酸素濃度が低いため，短期的に爆轟が生じることはない。長期的には水の放射線分解により酸素ガスが発生するが，電力共通研究の実験結果[30]に基づいたＧ値を用いて酸素ガス発生量を評価している。ＢＷＲでは格納容器内がウェット環境にあるが，酸素濃度の判定基準への適合性について，水蒸気濃度を除いたドライ条件下で行うことにより，保守的に評価している。これらのことから，有効性評価の結果に与える影響はない。

5.1.7　炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形［炉心（燃料）］），リロケーション，構造材との熱伝達及び下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達［原子炉圧力容器（炉心損傷後）］

炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管

変形）に関する現象については，実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら，ＭＡＡＰコードの解析モデルは，ＴＭＩ事故やCORA実験等のその後の実験の知見に基づいて開発され，そのモデルを用いて実施されたＴＭＩ事故のベンチマーク解析及びCORA実験解析において再現性も確認されていることから，妥当性があると判断でき，各事故シーケンスの評価に適用できる。

また，炉心ヒートアップ現象に関し，ジルコニウムー水反応速度に対する感度解析を実施し，影響を確認した。ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスともに，炉心溶融開始時刻及び下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さく，「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心ー冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。また，「高圧溶融物・格納容器雰囲気直接加熱」については，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることはなく，格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については，原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく，原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから，コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。「水素燃焼」については，酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており，評価指標に与える影響はない。

リロケーションに関する現象については，実機スケールで確認された例が少ない。しかしながら，ＭＡＡＰコードの解析モデルは，ＴＭＩ事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され，その解析モデルを用いて実施されたＴＭＩ事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから，妥当性があると判断でき，各事故シーケンスの評価に適用できる。

また，リロケーションに関する感度を確認するために，炉心ノード崩壊のパラメータに対し，感度解析を行った。ＴＱＵＶ，大破断ＬＯＣＡシーケンスともに，炉心溶融やリロケーション後の原子炉圧力容器の破損時刻に与える感度は小さく，事象進展への影響は限定的であり，「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心ー冷却材相互作用」の評価指標に与える影響はない。「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」については，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を上回ることはなく，格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。「水素燃焼」について，酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており，評価指標に与える影響はない。「溶融炉心・コンクリート相互作用」については，原子炉圧力容器破損時点で格納容器下部に十分な注水がなされていることから，コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。

下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する現象に関しては，実機スケールで確認された例が少なく，現象自体に不確かさが大きいと考えられる。しかしながら，ＭＡＡＰコードの解析モデルは，ＴＭＩ事故やその後の実験等の知見に基づいて開発され，その解析モデルを用いて実施されたＴＭＩ事故のベンチマーク解析において再現性も確認されていることから，ＭＡＡＰコードによる解析結果は一定の妥当性を有するものと考えられる。

また，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束，下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を実施し，影響を確認した。原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に大きな相違はないため，不確かさによる原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく，各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.8　原子炉圧力容器破損［原子炉圧力容器（炉心損傷後）］

原子炉圧力容器破損に影響する項目として「制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）」をパラメータとした場合の感度解析を行い，原子炉圧力容器破損時刻が約 13 分早まることを確認した。ただし，この結果は仮想的な厳しい条件を与えたケースであり，実機における影響は十分小さいと判断され，各事故シーケンスの評価指標への影響は小さいと考えられる。

5.1.9　原子炉圧力容器内ＦＰ挙動［原子炉圧力容器（炉心損傷後）］，原子炉格納容器内ＦＰ挙動［原子炉格納容器（炉心損傷後）］

PHEBUS-FP 実験解析において，ギャップ放出のタイミングについては適切に評価されることを確認している。その後の実験解析における燃料破損後のＦＰ放出開始のタイミング及び放出挙動については，被覆管酸化反応熱を大きく，燃料棒被覆管温度が高めに推移することにより早めに評価する傾向があったが，実験における小規模な炉心体系の模擬に起因していると考えられ，実機体系では，局所的な挙動による影響は相対的に小さくなるため，この種の不確かさは小さくなると考えられる。なお，最終的なＦＰ放出割合は実験と同程度となっている。

ABCOVE 実験解析により，格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について，ほぼ適正に評価できることを確認しており，各事故シーケンスの評価への影響は小さい。

5.1.10　原子炉圧力容器内ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［原子炉圧力容器（炉心損傷後）］

原子炉圧力容器内ＦＣＩに影響する項目として，溶融ジェット径，エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い，いずれについても，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。

「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では，高圧溶融物放出を防止する観点で，原子炉圧力容器破損時刻とあいまって，原子炉圧力容器内ＦＣＩによる原子炉圧力変化が原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に影響すると考えられるが，上記のとおり，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく，2.0MPa[gage]を上回ることはない。

5.1.11　原子炉圧力容器外ＦＣＩ（溶融炉心細粒化，デブリ粒子熱伝達）［格納容器（炉心

損傷後)］

原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発に関しては，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さく，有効性評価においては，水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく，各事故シーケンスの評価に対して影響するものではない。

原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける圧力スパイクに関しては，解析モデルでの不確かさがエントレインメント係数及びデブリ粒子径に代表され，感度解析により原子炉圧力容器外ＦＣＩにより生じる圧力スパイクへの感度は小さいことを確認しており，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。

また，ＭＣＣＩ現象への影響の観点で，エントレインメント係数に関して感度解析を実施し，ＭＣＣＩによるコンクリート侵食量への感度が小さいことを確認した。

5.1.12　格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり，溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱，溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生［格納容器（炉心損傷後)］

ＭＣＣＩに関する種々の実験や解析から得られた知見等に基づき不確かさの要因の分析を行い，ＭＣＣＩ現象への影響の観点で感度解析等の検討を行った。

格納容器下部床面での溶融炉心の拡がりについては，関連する実験や評価に関する知見に基づくと，落下した溶融炉心は床上全体に均一に拡がると想定される。ただし，堆積形状の不確かさが想定されるため，個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏まえて，拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。

溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱については，感度解析によりコンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも，コンクリート侵食量は 22.5cm 程度に収まることが確認された。上記の感度解析は，想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり，不確かさを考慮しても実機でのコンクリート侵食量は，感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。

溶融炉心とコンクリートの伝熱，コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生はコンクリート侵食量に影響のある重要現象として抽出されるが，コンクリート侵食モデルは ACE 実験解析や SURC-4 実験解析により妥当性が確認されており，不確かさは限定されているため適用性を有するものと考えられる。また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については，ＭＡＡＰモデルのベンチマーク解析結果から，実験における侵食のばらつきが，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。

「溶融炉心・コンクリート相互作用」では，上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与える不確かさがあり，ＭＡＡＰで得られた結果に対し，不確かさを考慮するこ

とで，格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。

5.2　不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

有効性評価において，ＭＡＡＰを適用する事象で仮定する運転操作は，

① 逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧
② 低圧代替注水系による原子炉への注水
③ 格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ
④ 格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱
⑤ 残留熱除去系による格納容器除熱
⑥ サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止
⑦ 高圧代替注水系による原子炉への注水
⑧ 格納容器下部注水系による格納容器下部注水
⑨ 外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

である。以下，各運転操作に対するＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさの影響を整理する。

5.2.1　逃がし安全弁の開弁による原子炉の減圧

各事故シーケンスに対して，原子炉を減圧するために，時間・原子炉水位・サプレッション・プール水温等のパラメータに応じて逃がし安全弁の手動開弁操作を適宜実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動・サプレッション・プール水温挙動の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.2　低圧代替注水系による原子炉への注水

各事故シーケンスに対して，炉心を冷却するために，時間・原子炉水位等のパラメータに応じて低圧代替注水系による注水を適宜実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動等の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.3　格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイ

各事故シーケンスに対して，格納容器雰囲気を冷却するために，格納容器圧力あるいは格

納容器温度が設定値に到達した時点で格納容器代替スプレイ系による格納容器スプレイを適宜実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する格納容器圧力あるいは格納容器温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.4　格納容器圧力逃がし装置による格納容器除熱

各事故シーケンスに対して，格納容器から除熱するために，格納容器圧力が限界圧力等の設定値に到達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを適宜実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」等の不確かさに起因する格納容器圧力の設定値到達時間の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.5　残留熱除去系による格納容器除熱

「高圧注水・減圧機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失（取水機能が喪失した場合）」シーケンスに対して，時間・原子炉水位等のパラメータに応じて残留熱除去系等による格納容器除熱を実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」等の不確かさに起因する原子炉水位挙動の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.6　サプレッション・プール水位制限値到達による格納容器スプレイ停止

各事故シーケンスに対して，サプレッション・プール水位が制限値まで到達した場合に格納容器スプレイを停止させる。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因するサプレッション・プール水位の設定値到達時間

の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.7　　高圧代替注水系による原子炉への注水

「高圧・低圧注水機能喪失」「崩壊熱除去機能喪失」「ＬＯＣＡ時注水機能喪失」に対して，高圧代替注水系による原子炉への注水を適宜実施する。

本運転操作は水位・温度・圧力等の物理パラメータを検知して実施するものではないため，ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響はない。

5.2.8　　格納容器下部注水系による格納容器下部注水

溶融炉心・コンクリート相互作用を緩和するために，溶融炉心の下部プレナムへのリロケーション後，原子炉圧力容器下鏡温度が設定値に到達した場合に格納容器下部注水系による格納容器下部注水を実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」「下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達」等の不確かさに起因する原子炉圧力容器下鏡温度の設定値到達時間の違いが挙げられるが，４章に示した各重要現象に対する感度解析・実験解析の結果から，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

5.2.9　　外部水源からの総注水量制限到達による格納容器スプレイ停止

「格納容器過圧・過温破損」では，外部水源からの総注水量制限到達により格納容器スプレイを停止させる。格納容器スプレイ停止後には，格納容器圧力が限界圧力等の設定値に達した時点で格納容器圧力逃がし装置によるベントを実施する。

ＭＡＡＰコードでモデル化されている重要現象の不確かさが本運転操作に与える影響として，「崩壊熱」「冷却材放出（臨界流・差圧流）」「構造材との熱伝達及び内部熱伝導」「炉心ヒートアップ（燃料棒内温度変化，燃料棒表面熱伝達，燃料被覆管酸化，燃料被覆管変形）」「リロケーション」等の不確かさに起因する外部水源からの注水開始時間・総注水量制限到達時間の違いが挙げられる。総注水制限に到達する時間が早ければ（遅ければ），格納容器スプレイの停止が早く（遅く）なると考えられるが，格納容器除熱に寄与する注水量の総量に変化はなく，長期的な格納容器圧力挙動の観点では影響が小さいと考えられる。したがって，本運転操作に対して，上記重要現象の不確かさが与える影響は小さいと考えられる。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（-1/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心（核）	崩壊熱	炉心モデル（原子炉出力及び崩壊熱）（3.3.2(2)）	○入力値に含まれる。	○有効性評価では，大きめの崩壊熱を使用することから，いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 燃料被覆管酸化 燃料被覆管変形	炉心モデル（炉心熱水力モデル）（3.3.2(3)） 溶融炉心の挙動モデル（炉心ヒートアップ）（3.3.6(1)）	○TMI 事故解析における炉心ヒートアップ時の水素ガス発生，炉心領域での溶融進展状態について，TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○CORA 実験解析における，燃料被覆管，制御棒及びチャンネルボックスの温度変化について，測定データと良く一致することを確認した。 ○炉心ヒートアップ速度の増加（被覆管酸化の促進）を想定し，仮想的な厳しい振り幅ではあるが，ジルコニウム－水反応速度の係数を２倍とした感度解析により影響を確認した（BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象）。 ・TQUV，大破断 LOCA シーケンスともに，炉心溶融の開始時刻への影響は小さい。 ・下部プレナムへのリロケーション開始時刻は，ほぼ変化しない。	○TMI 事故の再現性を確認しており，炉心ヒートアップに係る基本的なモデルについては妥当性があると判断でき，各事故シーケンスの評価に適用できる。 ○感度解析では，下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心－冷却材相互作用」の評価指標に与える影響は小さい。 ○「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」については，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることはなく，格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。 ○「溶融炉心・コンクリート相互作用」については，原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく，コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については，酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており，評価指標に与える影響はない。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（0/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル（炉心水位計算モデル）（3.3.2(4)）	○TQUX シーケンス及び中小破断 LOCA シーケンスに対して，MAAP コードと SAFER コードの比較を行い，以下の傾向を確認した。 ・MAAP コードでは SAFER コードで考慮している CCFL を取り扱っていないこと等から水位変化に差異が生じたものの水位低下幅は MAAP コードの方が保守的であり，その後の注水操作による有効燃料棒頂部までの水位回復時刻は両コードで同等である。	○原子炉水位に関し，原子炉圧力容器内挙動をより精緻に評価可能な SAFER コードとの比較において，その挙動の差異は小さく，MAAP コードでは原子炉圧力容器内挙動を含めた全体挙動を適正に評価していると判断できる。
	気液分離（水位変化）・対向流			
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）	冷却材放出（臨界流・差圧流）	原子炉圧力容器モデル（破断流モデル）（3.3.3(3)）	○逃がし安全弁からの流量は，設計値に基づいて計算される。	○設計値に基づき流量が適正に計算されており，有効性評価への適用性に問題はなく，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	ECCS 注水（給水系・代替注水設備含む）	安全系モデル（非常用炉心冷却系）（3.3.5(1)） 安全系モデル（代替注水設備）（3.3.5(4)）	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて注入特性を与えることで，冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており，いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（1/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ		有効性評価解析への影響
原子炉格納容器	格納容器各領域間の流動	格納容器モデル（格納容器の熱水力モデル）（3.3.4(2)）	○HDR 実験解析では，格納容器圧力及び温度について，温度成層化を含めて傾向を良く再現できることを確認した。格納容器温度を十数℃程度高めに，格納容器圧力を１割程度高めに評価する傾向が確認されたが，実験体系に起因するものと考えられ，実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなるものと考えられる。また，非凝縮性ガス濃度の挙動について，解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○CSTF 実験解析では，格納容器温度及び非凝縮性ガス濃度の挙動について，解析結果が測定データと良く一致することを確認した。	○短期的な応答として雰囲気からヒートシンクへの伝熱が過小に予測されている可能性が示唆されていることから，原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を実際の挙動よりも大きめに評価する可能性があるが，実機体系においてはこの種の不確かさは小さくなると考えられ，各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導				
	気液界面の熱伝達			－	
	スプレイ冷却	安全系モデル（格納容器スプレイ）（3.3.5(2)） 安全系モデル（代替注水設備）（3.3.5(4)）	○入力値に含まれる。 ○スプレイの水滴温度は短時間で雰囲気温度と平衡に至ることから伝熱モデルの不確かさはない。		○設計値に基づいて注入特性を与えることで，冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており，いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（2/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	—	○窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われており，酸素ガス発生は水の放射線分解に起因する。	○窒素置換により酸素ガス発生は水の放射線分解に起因するが，電力共通研究の実験結果[30]に基づいた G 値を用いている。 ○酸素濃度の判断基準として水蒸気濃度を除くドライ条件において確認することにより保守性を与えている。 ○「水素燃焼」に対する有効性評価では，これらの保守的な設定により，不確かさが与える影響はない。
	格納容器ベント	格納容器モデル（原子炉格納容器の熱水力モデル）（3.3.4(2)）	○入力値に含まれる。 ○MAAP コードでは格納容器ベントについては，設計流量に基づいて流路面積を入力値として与え，格納容器各領域間の流動と同様の計算方法が用いられている。	○格納容器の熱水力モデルについて，適用性に問題はなく，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
	サプレッション・プール冷却	安全系モデル（非常用炉心冷却系）（3.3.5(1)）	○入力値に含まれる。	○設計値に基づいて冷却特性を与えることで，冷却に対して保守的な条件となるよう設定されており，いずれの事象についても厳しい結果を与えるものの，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（3/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	リロケーション	溶融炉心の挙動モデル（リロケーション）(3.3.6(2))	○TMI 事故解析における炉心領域での溶融進展状態について，事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○リロケーションの進展が早まることを想定し，炉心ノード崩壊のパラメータを低下させた感度解析により影響を確認した（BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象）。 ○TQUV，大破断 LOCA シーケンスともに，炉心溶融時刻，原子炉圧力容器の破損時刻への影響が小さいことを確認した。	○炉心損傷挙動について，実機に対する妥当性が確認されており，有効性評価への適用性に問題はない。 ○感度解析では，下部プレナムへのリロケーションの開始時刻等の事象進展への影響は小さい。 ○「格納容器過圧・過温破損」及び「原子炉圧力容器外の溶融炉心－冷却材相互作用」の評価指標に与える影響はない。 ○「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」については，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を上回ることはなく，格納容器破損防止対策の有効性に与える影響はない。 ○「溶融炉心・コンクリート相互作用」については，原子炉圧力容器破損時間への影響が小さく，コンクリート侵食量への影響は小さいと考えられる。 ○「水素燃焼」については，酸素ガスの発生量について崩壊熱を用いた評価を行っており，評価指標に与える影響はない。
	構造材との熱伝達			
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心の挙動）(3.3.6(3))	○原子炉圧力容器内 FCI に影響する項目として，溶融ジェット径，エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い，いずれについても，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度が小さいことを確認した。	○「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」では，高圧溶融物放出を防止する観点で，原子炉圧力容器破損の時期とあいまって，原子炉圧力容器内 FCI による原子炉圧力変化が影響すると考えられるが，感度解析の結果，原子炉圧力容器破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さく，2.0MPa[gage]を上回ることがなく，重大事故等対策の有効性の判断に影響しない。
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（4/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心の挙動モデル（下部プレナムでの溶融炉心挙動）(3.3.6(3))	○TMI 事故解析における下部プレナムの温度挙動について，TMI 事故分析結果と良く一致することを確認した。 ○下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の限界熱流束，下部プレナムギャップ除熱量に係る係数に対する感度解析を行い，原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展に対する影響が小さいことを確認した（BWR5 Mark-I 改良型格納容器プラント対象）。	○感度解析の結果，原子炉圧力容器破損時刻等の事象進展への影響は小さく，各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	原子炉圧力容器破損	溶融炉心の挙動モデル（原子炉圧力容器破損モデル）（3.3.6(4)）	○原子炉圧力容器破損に影響するパラメータとして，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損判定に用いる最大ひずみ（しきい値）に対する感度解析を行い，原子炉圧力容器破損が約 13 分早まることを確認した。ただし，仮想的な厳しい条件に基づく解析結果であり，実機における解析への影響は十分小さいと判断される。	○原子炉圧力容器破損モデルに関する感度解析により，原子炉圧力容器破損時刻に大きな感度はなく，各事故シーケンスの評価指標への影響は小さい。
	放射線水分解等による水素ガス・酸素ガス発生	格納容器モデル（水素ガス発生）（3.3.4(3)）	○炉心内のジルコニウムー水反応による水素ガス発生量は，TMI 事故解析を通じて分析結果と良く一致することを確認した。	○炉心内の水素ガス発生量は実機に対する妥当性が確認されており，有効性評価への適用性に問題はなく，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（5/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ		有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）（炉心損傷後）	原子炉圧力容器内 FP 挙動	核分裂生成物（FP）挙動モデル（3.3.7）	○PHEBUS-FP 実験解析により，FP 放出の開始時間を良く再現できているものの，燃料被覆管温度を高めに評価することにより，急激な FP 放出を示す結果となった。ただし，この原因は実験における小規模な炉心体系の模擬によるものであり，実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。	－	○FP 放出の開始時間に関する基本的なモデルについては実験体系により妥当性が確認されている。燃料破損後の FP 放出挙動に関しては小規模体系の模擬性が原因と推測され，実機規模の体系の適用性に問題はなく，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。 ○格納容器内エアロゾル沈着挙動は適正に評価され，有効性評価への適用性に問題はなく，重大事故等対策の有効性の判断には影響しない。
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉格納容器内 FP 挙動			○ABCOVE 実験解析により，格納容器内のエアロゾル沈着挙動を適正に評価できることを確認した。	

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（6/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器（炉心損傷後）	原子炉圧力容器外FCI(溶融炉心細粒化)	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心の挙動）(3.3.6(5))	○原子炉圧力容器外 FCI に影響する項目として，エントレインメント係数及びデブリ粒子径をパラメータとして感度解析を行い，原子炉圧力容器外FCIによって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことを確認した。	○原子炉圧力容器外 FCI における水蒸気爆発に関しては，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さく，有効性評価においては，水蒸気爆発挙動及びその後の格納容器の動的挙動に関する評価は必須ではなく，各事故シーケンスの評価指標に対して影響するものではない。 ○感度解析の結果，原子炉圧力容器外 FCI によって生じる圧力スパイクへの感度が小さいことから，「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」の評価指標への影響は小さい。
	原子炉圧力容器外FCI(デブリ粒子熱伝達)			

表 5-1　重要現象の不確かさの有効性評価解析への影響の整理（7/9）

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器（炉心損傷後）	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	溶融炉心の挙動モデル（格納容器下部での溶融炉心の挙動）(3.3.6(5))	○溶融炉心の拡がり実験や評価に関する知見に基づき，落下した溶融炉心は床上全体に拡がると想定される。ただし，堆積形状の不確かさが想定されるため，個別プラントのペデスタルの形状や事前水張りの深さを踏まえて，拡がりを抑制した感度解析等の取扱いを行うことが適切と考えられる。	○「溶融炉心・コンクリート相互作用」では，上面熱流束を主要因としてコンクリート侵食量の予測に与える不確かさがあり，MAAP で得られた結果に対し，不確かさを考慮することで，格納容器破損防止対策の有効性を確認できる。
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱		○MCCI 現象への影響の観点で，エントレインメント係数，上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を行った。評価の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることを確認した。また，上面熱流束を下限値とした場合でも，コンクリート侵食量が 22.5cm 程度であることを確認した。 ○上記の感度解析は，想定される範囲で厳しい条件を与えて感度を見たものであり，不確かさを考慮しても実機でのコンクリート侵食量は，感度解析よりも厳しくなることはないと考えられる。	
	溶融炉心とコンクリートの伝熱		○ACE 実験解析及び SURC-4 実験解析により，炉心デブリ堆積状態が既知である場合の炉心デブリとコンクリートの伝熱及びそれに伴うコンクリート侵食挙動について妥当に評価できることを確認した。 ○実験で確認されている侵食の不均一性については，実験における侵食のばらつきが MAAP コードの予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることから，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことを確認した。	
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生			

6. 参考文献

[1] American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.

[2] R. E. Henry and H. K. Fauske, “The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes”, J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.

[3] “Critical Flow Data Review and Analysis”, EPRI NP-2192, 1982.

[4] “The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Third Series, Description of the Test Facility”, MXC-101, December 1979.

[5] “The Marviken Full Scale Critical Flow Tests, Description of the Test Facility”, MXC-102, December 1979.

[6] Kwang-hahn(KAERI) et al., “A State-of-Art Review of the Reactor Lower Head Models Employed in Three Representative U.S. Severe Accident Codes”, Progress in Nuclear Energy, Vol. 42, No.3, p361-382, 2003.

[7] D. Magallon et al., “European Expert Network for the Reduction of Uncertainties in Severe Accident Safety Issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design, 235 (2005) 309-346.

[8] 中島 他,「SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの 3 次元拡がり評価」, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」, H12, 2013 年 9 月

[9] A. T. Wassel, J. L. Farr, and M. S. Hoseyni, “SUPRA: A Code for Simulating Removal of Radionuclides by Water Pools Under Severe Accident Conditions”, EPRI/NP-3886-CCMP, February 1985.

[10] “TMI-2 Analysis Exercise Final Report”, NEA/CSNI/R(91)8, 1992.

[11] “TMI-2 Vessel Inspection Project Integration Report”, NUREG/CR-6197.

[12] “A Scenario of the Three Mile Island Unit 2 Accident”, Nuclear Technology, Vol.87, 1989.

[13] Peter Hofmann, Siegfried J. L. Hagen, Volker Noack, Gerhard Schanz, Leo K. Sepold, “Chemical-Physical Behavior of Light Water Reactor Core Components Tested Under Severe Reactor Accident Conditions in the CORA Facility”, Nucl. Technol., 118, 200 (1997).

[14] “International Standard Problem 29: Distribution of Hydrogen within the HDR Containment under Severe Accident Conditions: Final Comparison Report”, NEA/CSNI/R(93)4, 1993.

[15] S. J. Lee, C. Y. Paik, R. E. Henry, M. E, Epstein, and M. G. Plys, “Benchmark of the Heiss Dampf Reaktor E11.2 Containment Hydrogen-Mixing Experiment Using the MAAP4 Code”, Nucl. Technol., 125, 182 (1999).

[16] G. R. Bloom, et al., “Hydrogen Mixing and Distribution in Containment Atmospheres”, EPRI Report NP-2669, 1983.

[17] OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions”, NEA/CSNI/R(92)10.

[18] “International Standard Problem No 24: ISP-24: SURC-4 Experiment on Core-Concrete Interactions”, NEA/CSNI-155, 1988.

[19] Clement and Haste (IRSN, Cadarache), “Thematic Network for a PHEBUS FPT-1 International Standard Problem”, OECD/NEA, July 2003.

[20] D. Jacquemain, et al., “FPT1 Final Report Final Version”, December 2000.

[21] 社団法人 日本原子力学会, 「シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価」, 平成 22 年 4 月

[22] R.K. Hilliard et al. “Aerosol Behavior Code Validation and Evaluation (ABCOVE) Preliminary Results of Test AB5”, HEDL-SA-2854FP, Feb. 1983.

[23] Francisco J. Souto, F. Eric Haskin, Lubomyra N. Kmetyk, “MELCOR 1.8.2 Assessment: Aerosol Experiments ABCOVE AB5, AB6, AB7, and LACE LA2”, SAND-94-2166.

[24] K. Kang, et, al. “Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms”, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.

[25] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008.

[26] 片山, 高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析,「第 7 回衝撃工学フォーラム (中級者のための衝撃工学入門)」, 日本材料学会, 平成 20 年 11 月

[27] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL VOLUME I, 2007.

[28] Lipinski, “A Model for Boiling and Dryout in Particle Bed”, NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).

[29] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月

[30] 「事故時放射線分解に関する研究」, BWR 電力共通研究, 昭和 63 年 3 月

参考１　ＭＡＡＰとNUREG-1465のソースタームについて

1. まえがき

ＭＡＡＰでは，炉心溶融に伴う燃料からの核分裂生成物（ＦＰ）の放出及びＦＰの状態変化・輸送モデル等がモデル化されており，炉心溶融時の原子炉格納容器内へのＦＰの放出及び原子炉格納容器内のＦＰの移行挙動を事象進展に応じて評価することができる。

一方で，炉心溶融を考慮した場合の原子炉格納容器内へのＦＰの放出及びＦＰの状態変化・輸送モデルとしては，米国NRCで整備されたNUREG-1465[A-1]のソースタームがあり，海外での規制等に活用されている。

本参考資料は，ＭＡＡＰのソースタームとNUREG-1465のソースタームの比較検討を行うことで，ＭＡＡＰによる原子炉格納容器内ソースターム評価の特徴について考察したものである。

2.　NUREG-1465の代替ソースターム

NUREG-1465では,格納容器への放出過程を以下の四つのフェーズごとに分けて評価している。これらの放出フェーズには継続時間が設定され，各放出フェーズにおける放出率は一定としている。

ギャップ放出（燃料被覆管破損から0.5時間）

燃料被覆管の破損が生じ，燃料ペレットと燃料被覆管との間のギャップに存在するＦＰが放出される。

早期原子炉圧力容器内放出（炉心損傷から1.5時間）

炉心損傷開始から，溶融炉心が原子炉圧力容器底部へ落下して原子炉圧力容器底部が破損するまでの期間に燃料からＦＰが放出される。

原子炉圧力容器外放出（原子炉圧力容器破損から3.0時間）

原子炉圧力容器底部の破損後，格納容器下部区画に落下した溶融炉心がコンクリートと反応し，ＦＰが放出される。この放出は溶融炉心が十分冷却されたときに終了する。

後期原子炉圧力容器内放出（原子炉圧力容器破損から10時間）

早期原子炉圧力容器内放出期間に原子炉圧力容器内に沈着していた揮発性核種

（ハロゲン，アルカリ金属，テルルグループ）が再蒸発し，原子炉格納容器へ放出される。

ＦＰ組成については，物理・化学的挙動の類似性や放射線学的影響の重要度等に基づき，各核種の放射能量を求める用途に用いることから，以下の八つの元素ごとのグループに分類している。一方，ＭＡＡＰでは化学的形態を考慮して，ＦＰを 12 のグループに分類し，炉心からの放出速度と原子炉圧力容器内及び原子炉格納容器内での移行挙動を評価している。NUREG-1465 におけるＦＰグループの分類は，WASH-1400[A-2]におけるＦＰグループ分けをもとに，その後の検討を反映したものであり，ＭＡＡＰにおける分類と直接的な関連はない。しかしながら，以下に示すように，ＭＡＡＰで分類されている放射性物質のうち，放出に寄与するものは NUREG-1465 のソースタームにおいても網羅されており，原子炉格納容器内ソースタームの評価を行うにあたって，取り扱われている核種は同等となっている。

［ＦＰの核種グループ］

(NUREG-1465)

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	核種
1	希ガス/Xe，Kr
2	ハロゲン/I，Br
3	アルカリ金属/Cs，Rb
4	テルルグループ/ Te，Sb，Se
5	ﾊﾞﾘｳﾑ・ｽﾄﾛﾝﾁｳﾑ/ Ba，Sr
6	貴金属/ Ru，Rh，Pd，Mo，Tc，Co
7	ランタノイド/ La，Zr，Nd，Eu，Nb，Pm， Pr，Sm，Y，Cm，Am
8	セリウムグループ/ Ce，Pu，Np

（ＭＡＡＰ）

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	核種
1	希ガス
2	CsI
3	TeO_2
4	SrO
5	MoO_2
6	CsOH
7	BaO
8	La_2O_3
9	CeO_2
10	Sb
11	Te_2
12	UO_2

NUREG-1465 のＦＰの放出割合については，上述のＦＰ核種グループごとに平均的な放出割合を「代替ソースターム」としてまとめている。代替ソースタームでは，炉型（ＢＷＲプラントとＰＷＲプラント）ごとのソースタームが設定されているが，これは，ＢＷＲとＰＷＲでは炉心出力密度や Zr 酸化量の違いにより，ＦＰ放出量や放出タイミングに相違が生

じると評価されたためである。

なお，ソースタームの放出割合は，保守的に設定された損傷燃料からの初期ＦＰ放出（ギャップ放出）を除き，原子炉圧力容器が低圧で破損する事故について，保守的あるいは限界的な値というより，代表的又は典型的な値を示しており，全てのシビアアクシデントの事故シーケンスを包絡しているわけではなく，ある単一の事故シーケンスを表しているものでもない。NUREG-1465 で提案されたＢＷＲプラントに対する代替ソースタームを以下に示す。

［代替ソースターム（ＢＷＲプラント)］

（初期炉内インベントリに対する割合）

ｸﾞﾙｰﾌﾟ	名称	ギャップ放出	早期原子炉圧力容器内放出	原子炉圧力容器外放出	後期原子炉圧力容器内放出
1	希ガス	0.05	0.95	0	0
2	ハロゲン	0.05	0.25	0.30	0.01
3	アルカリ金属	0.05	0.20	0.35	0.01
4	Te グループ	0	0.05	0.25	0.005
5	Ba，Sr	0	0.02	0.1	0
6	貴金属	0	0.0025	0.0025	0
7	ランタノイド	0	0.0002	0.005	0
8	Ce グループ	0	0.0005	0.005	0

3. ＭＡＡＰと NUREG-1465 のソースタームの比較

参考文献[A-3]において，米国 Peach Bottom プラント（Mark-I 型格納容器/ＢＷＲ４）を対象に，下記に示した三つの事故シーケンスに対して，ＭＡＡＰによるシビアアクシデント解析結果から得られた原子炉格納容器内ソースタームと NUREG-1465 で示されているＢＷＲプラントの原子炉格納容器内のソースタームが比較されており，以下に概要を示す。

［事故シーケンス］

- TB1 シーケンス（全交流動力電源喪失）＋10 時間でバッテリー枯渇
- TC2 シーケンス（ATWS）＋原子炉圧力容器減圧なし
- S2E1 シーケンス（２インチ破断）

図１に，NUREG-1465，ＭＡＡＰ及び従来の立地評価における仮想事故相当について，原子炉圧力容器破損後１時間時点における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を

示す。希ガスについては，すべてのシーケンスにおいてほぼ全量を放出しきっており，NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっている。高揮発性の核種であるよう素については，TB1 シーケンスを除いて NUREG-1465 及び仮想事故相当と同程度の放出割合となっており，Cs，Te ともに同様の傾向を示している。TB1 シーケンスにおいて放出割合が少なくなっている理由としては，原子炉圧力容器の破損時刻が他の事象に比べて遅く，原子炉圧力容器内へのＦＰ沈着量が多くなっているためと考えられる。また，低揮発性の核種である Sr については，NUREG-1465 に比べてＭＡＡＰの方が１桁程度少ない結果となっているものの，核種ごとの全体的な放出割合は同様の傾向を示している。

図２に，NUREG-1465，ＭＡＡＰ及び従来の立地評価における仮想事故相当について，事故収束後における原子炉格納容器内ソースターム放出割合の比較を示す。図１に示した原子炉圧力容器破損後１時間の時点において，原子炉格納容器側へＦＰをほぼ放出しきっており，原子炉圧力容器破損後１時間時点の放出割合と同様となっている。なお，仮想事故では，瞬時放出の扱いとなっており，放出割合の時間変化は考慮されていない。

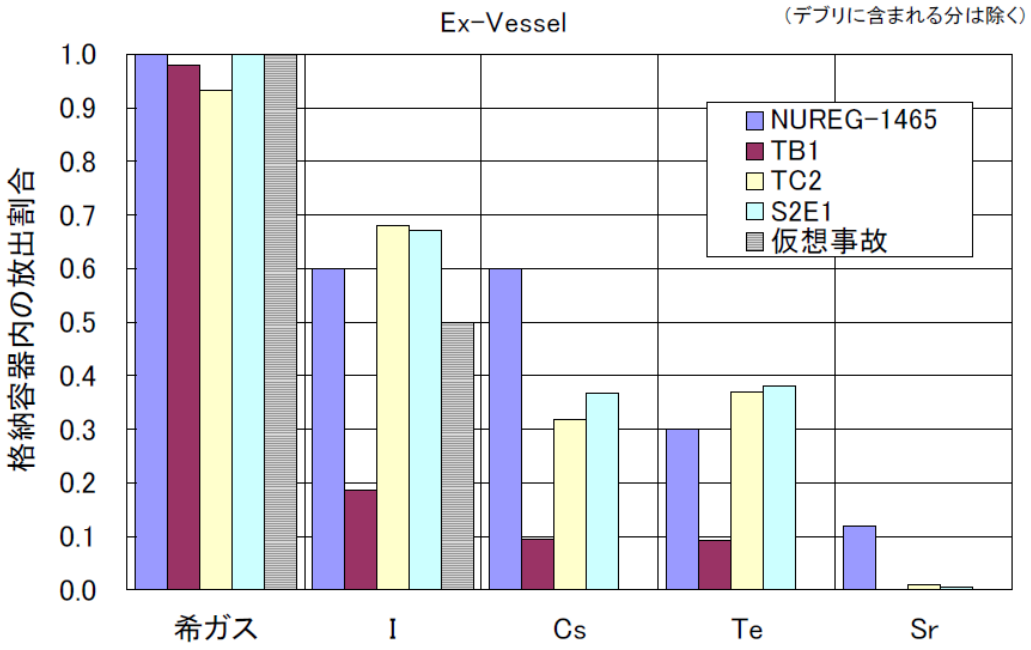


図１　原子炉格納容器ソースターム比較（圧力容器破損後１時間）[A-3]

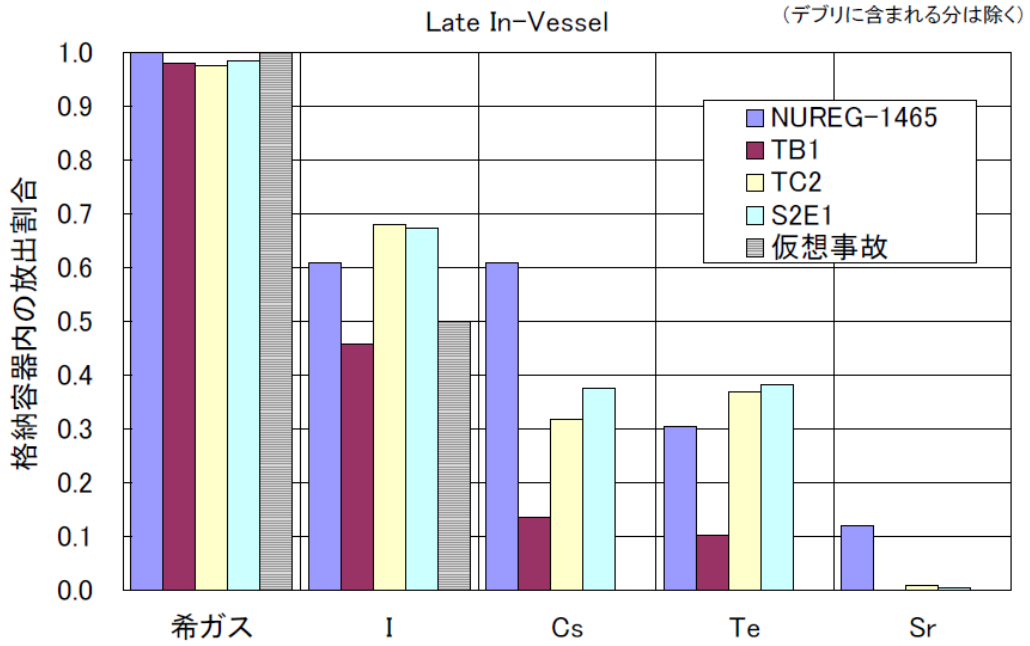


図２　原子炉格納容器ソースターム比較（事故収束後）(A-3)

4.　まとめ

ＭＡＡＰのソースタームと NUREG-1465 のソースタームの比較検討を行った。NUREG-1465 では，物理・化学的挙動の類似性等から八つの核種グループに分類されているのに対し，ＭＡＡＰでは炉心からの放出速度の相違に基づき 12 グループに分類されているが，両者の比較から，放出に寄与するものは網羅されており，原子炉格納容器内ソースタームの評価にあたって，取り扱われている核種は同等であることを確認した。また，NUREG-1465 における原子炉格納容器内ソースタームとＭＡＡＰにおける解析結果の比較を行い，ＭＡＡＰにおける原子炉格納容器内ソースタームは，シーケンスによって違いがあるものの，NUREG-1465 のソースタームとほぼ同等であることを確認した。

5.　参考文献

(A-1) “Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants”, NUREG-1465, 1995.

(A-2) “Reactor Safety Study: An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants”, NRC, WASH-1400(NUREG-75/014).

(A-3) 社団法人 日本原子力学会，シビアアクシデント時の格納容器内の現実的ソースターム評価，平成 22 年 4 月

別紙１　入力項目リスト

入力項目リスト（1/3）

分　　類	入力項目	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	炉心熱出力	
	炉心流量	
	原子炉圧力	
	原子炉冷却材温度	
	原子炉水位	
	給水流量（初期），エンタルピ	
	原子炉冷却材容積	炉心
		炉心シュラウドヘッド
		スタンドパイプ及び気水分離器
		上部ヘッド
		上部ダウンカマ
		下部ダウンカマ
		下部ヘッド
		再循環ループ
	流路形状データ（流路断面積，流路長さ，流路高さ）	下部ヘッド下端から炉心支持板まで
		炉心支持板から上部格子板まで
		上部格子板から炉心シュラウドヘッド上端まで
		炉心シュラウドヘッド上端から気水分離器上端まで
		下部ダウンカマ
		上部ダウンカマ
		上部ヘッド
		原子炉圧力容器内径
		炉心シュラウド内径
		原子炉圧力容器本体肉厚
	熱構造材データ（材質，体積，表面積）	・原子炉圧力容器内 炉心シュラウド，炉心シュラウドヘッド，炉心シュラウドサポート，上部格子板，気水分離器，スタンドパイプ，蒸気乾燥器，上部ヘッド，ダウンカマ，制御棒案内管及びハウジング，下部ヘッド，再循環ループ

入力項目リスト（2/3）

分　　類	入力項目	
炉心データ	炉心流路面積	炉心流路面積
		バイパス流路面積
	炉心崩壊熱	
燃料データ	燃料集合体数	
	集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径	
	燃料被覆管肉厚	
	ペレット直径	
	ペレット―被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，熱伝達係数）	
	スペーサ位置	
	チャンネルボックス（質量，厚さ）	
再循環ポンプ関連データ	コーストダウン特性	
	再循環ポンプ定格流量	
	ジェットポンプ台数	
原子炉格納容器関連データ	区画データ	自由体積
		底部高さ
		区画高さ
		初期圧力
		初期温度
		初期湿度
	区画間データ	底部高さ
		流路幅
		流路高さ
		流路長さ
		流路面積
	ヒートシンク（伝熱面，表面積，厚さ，材質の物性及び初期温度）	格納容器各区画壁面（側壁，床，天井等）
		格納容器内構造物

入力項目リスト（3/3）

分　　類	入力項目
デブリ挙動関連	デブリ初期条件（燃料，構造材，ＦＰの材質別質量）
	原子炉圧力容器破損判定条件
	ＦＣＩ現象におけるデブリジェットの落下条件
	ＦＣＩ現象における細粒化条件
	ＦＣＩ現象における細粒化デブリと水の伝熱条件
	ＭＣＣＩ現象におけるデブリのキャビティ床面での拡がり条件
	ＭＣＣＩ現象におけるデブリと水の伝熱条件
	ＭＣＣＩ現象におけるデブリとコンクリートの伝熱条件
	ＭＣＣＩ現象におけるコンクリートの組成
原子炉保護設備	原子炉スクラム（設定点，応答遅れ）
事象収束に重要な機器・操作関連	ＥＣＣＳ作動設定点
	ＥＣＣＳ注入ポンプ（注入開始（起動遅れ時間），台数，容量，停止条件）
	崩壊熱除去系（台数，容量）
	格納容器スプレイポンプ（操作タイミング，台数，容量）
	逃がし安全弁（開操作開始条件（原子炉圧力），個数，容量）
	代替注水系（注入開始（起動遅れ時間），台数，容量，停止条件）
	格納容器ベント(操作タイミング，面積)
	復水貯蔵タンク（保有水量，温度）
事故条件	配管破断条件（位置，面積）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付１

高圧溶融物放出
／格納容器雰囲気直接加熱の防止について

目次

1. まえがき 5-1-3

2. 現象の概要 5-1-3

3. 不確かさに関する整理 5-1-3

4. 感度解析と評価 5-1-16

5. まとめ 5-1-66

付録１　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験 5-1-67

付録２　溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に
用いる係数の妥当性 5-1-69

付録３　溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達における
ギャップ冷却について 5-1-71

参考文献 5-1-72

1. まえがき

高圧溶融物放出（HPME：High Pressure Melt Ejection，以下「HPME」という。）／格納容器雰囲気直接加熱（DCH：Direct Containment Heating，以下「DCH」という。）の防止に関して，解析モデルに関する不確かさの整理を行い，感度解析により有効性評価への影響を確認した。

2. 現象の概要

溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナムに落下し，原子炉が高圧の状態で，原子炉圧力容器下部ヘッドが破損すると，溶融炉心が破損口から噴出し，その後，高速のガス流によって，溶融炉心が微粒子化して原子炉格納容器内に飛散放出されるため，原子炉格納容器内雰囲気を直接加熱し，格納容器圧力及び温度が急上昇する。

溶融炉心の飛散は，高圧条件下で溶融炉心が原子炉圧力容器外に噴出される場合に発生するが，その圧力にはしきい値があり，原子炉を減圧させることにより，溶融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている（付録1参照）。そこで，ＢＷＲプラントでは，HPME／DCH 発生の防止のための対策として，逃がし安全弁を手動で開放することにより原子炉圧力を 2.0MPa[gage]以下まで減圧させることとしており，その効果が重大事故等対策の有効性評価において確認できる。

3. 不確かさに関する整理

格納容器破損防止対策の有効性評価においては，HPME／DCH 発生防止策の有効性を評価するために原子炉圧力が高く維持されるシーケンスを選定し，逃がし安全弁による手動開放により，溶融炉心の飛散が生じないとされている原子炉圧力約 2.0MPa[gage]以下まで減圧できることを示している。

本事故シーケンスにて想定する事象進展を図 3-1 に示す。また，本シーケンスにおけるＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントの原子炉圧力の応答例を図 3-2 に示す。事象発生時には炉心は冠水状態にあるが，給水喪失，逃がし安全弁からの冷却材流出により炉水位が低下し，事象発生から約 1.1 時間後に逃がし安全弁２弁により原子炉の減圧を行う。炉心燃料や構造材は溶融を開始し，溶融プールを形成しつつ，溶融炉心は炉心部下方へ落下する。約 2.9 時間後に溶融炉心が炉心支持板から下部プレナムへ落下し始め，溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）により発生した水蒸気により原子炉圧力容器内は加圧されるが，逃がし安全弁は２弁開維持されているため，速やかに減圧する。約 4.3 時間後に原子炉圧力容器が破損に至るが，この時原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]であり，2.0MPa[gage]を大きく下回っている。原子炉圧力容器破損後は，格納容器圧力と均圧する。

なお，原子炉内構造材は共晶体を形成し，燃料ペレットより低い融点で溶融することから，溶融炉心に先行して炉心下部にリロケーションする可能性が考えられるが[1]，下部プレナムには冷却材が存在することから，早期に溶融した金属成分は炉心下部で固化すると考えられる。しかし，事象が進展し，溶融炉心が下部プレナムにリロケーションする場合には，金属成分は下部プレナムでの溶融プール形成過程で再溶融して取り込まれると考えられることから，原子炉内構造物が先行溶融したとしても，原子炉圧力容器破損のタイミングが大きく変わることはないと言える。

上記の事象進展において，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に影響する要因としては，①原子炉の減圧挙動，②原子炉圧力の上昇に係る物理挙動，③原子炉圧力容器の破損時期が挙げられる。原子炉の減圧挙動については，逃がし安全弁による原子炉の減圧操作を実施することから，逃がし安全弁による原子炉圧力変化の不確かさの影響を受ける可能性がある。原子炉圧力の上昇に係る物理挙動としては，原子炉内での蒸気及び非凝縮性ガスの発生による加圧が考えられる。原子炉圧力容器破損前に，これらの物理挙動の影響が顕著に現れる下部プレナムでの溶融炉心と冷却材の相互作用について，不確かさの影響を確認する。原子炉圧力容器の破損時期に関しては，原子炉圧力容器の破損時期が早まることで，破損時の原子炉圧力が高くなる可能性があるため，その不確かさの影響を確認する。

以上を踏まえて，次の項目について不確かさを整理する。

・逃がし安全弁による原子炉圧力変化

・下部プレナム部での溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）

・原子炉圧力容器の破損時期

HPME／DCH の不確かさを確認するために，上記項目に係る影響因子を図 3-3 及び表 3-1 にまとめる。

（1）逃がし安全弁による原子炉圧力変化

逃がし安全弁による原子炉の減圧挙動は，逃がし安全弁の容量，開放時の質量流量により決まる。弁容量は，プラント設計として設計圧力及び質量流量（気相）が定まっているため，設計圧力に近い高圧での弁質量流量の不確かさは小さい。

原子炉圧力 2.0MPa[gage]以上では，逃がし安全弁から放出されるガス単相流は臨界流になることから，低圧での弁質量流量の不確かさについては，臨界流に着目し，以下のとおり整理する。

原子炉減圧時，逃がし安全弁からはガス単相が放出される。ガス単相流の臨界流現象は，

次のように説明できる。

原子炉圧力容器の圧力 P_1 と逃がし安全弁からの放出先の圧力 P_2 に対して，質量流量 G は以下のように表すことができる。ここで，ρ_1 は圧力 P_1 での流体の密度，κ は比熱比を示す。

$$G = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa - 1} P_1 \rho_1} \sqrt{\left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{2/\kappa} - \left(\frac{P_2}{P_1}\right)^{(\kappa+1)/\kappa}}$$

臨界状態では，背圧 P_2 が低下しても質量流量が一定であることから，$\delta G/\delta P_2=0$ より，

$$\frac{P_c}{P_1} = \left(\frac{2}{\kappa + 1}\right)^{\kappa/(\kappa-1)}$$

となり，臨界流量 Gc と臨界流速 Uc は以下となる[2]。

$$G_c = \sqrt{\kappa P_c \rho_c}$$

$$U_c = \sqrt{\frac{\partial P}{\partial \rho}}$$

ＭＡＡＰに組み込まれている臨界流モデル（Henry-Fauske モデル）においても，蒸気単相の場合は上式が使用されている。

図 3-4 に Henry-Fauske モデルでの圧力対臨界流量の計算結果を実験と比較した結果を示す。図 3-4 に示すとおり，この式で計算された臨界流量は実験と良く一致しており[3]，不確かさは小さい。

したがって，蒸気単相流の弁質量流量の不確かさは小さいと言える。

（２）下部プレナム部での溶融炉心と冷却材の相互作用（原子炉圧力容器内ＦＣＩ）

下部プレナム部での原子炉圧力容器内ＦＣＩは，細粒化した溶融炉心（デブリ粒子）により下部プレナム部に存在する冷却材が加熱され，急速な水蒸気発生により，原子炉圧力容器内の圧力上昇（圧力スパイク）を引き起こす現象である。冷却材の状態，溶融炉心の状態及びこれらの相互作用として分けて考えることができることから，不確かさの要因は以下に分けて考える。

・下部プレナム部の冷却材の状態

・溶融炉心の落下量及び粒子化

・冷却材とデブリ粒子との伝熱

a. 下部プレナム部の冷却材の状態（サブクール度，水位）

原子炉圧力容器内ＦＣＩによる水蒸気発生のし易さは冷却材のサブクール度に依存するが，逃がし安全弁開放により原子炉は減圧沸騰するため，下部プレナム部の冷却材は飽和水である。したがって，水蒸気発生のし易さの観点では，不確かさは小さいといえる。

また，原子炉内の冷却材の量に関しては，評価事故シーケンスでは原子炉注水に失敗するため，冷却材の変動要因は，崩壊熱と原子炉減圧に伴う減少のみであり，解析モデルは，一般的な質量及びエネルギ保存則に基づいているため，不確かさは小さいといえる。

b. 溶融炉心の落下量及び粒子化（溶融落下流量，溶融ジェット径，溶融炉心粒子化割合）

溶融炉心が下部プレナムに落下する際の急激な水蒸気発生は，溶融炉心と水の接触面積に依存するため，その要因となる以下について，それぞれの観点で検討する。

・溶融落下流量

・溶融ジェット径

・溶融炉心粒子化割合

なお，上記に加えて「デブリ粒子径」についても接触面積に影響する要因であるが，冷却材とデブリ粒子の伝熱の観点で検討する。

(a)溶融落下流量

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し，溶融炉心が炉心支持板の開口部を通って下部プレナムへ落下していく過程であり，粒子化割合が一定で落下流量が大きい場合には，落下時の水蒸気発生量が増加し，圧力スパイクが大きくなる。下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量を最大として，炉心支持板の開口面積が小さい場合には開口面積に応じた落下流量に制限される。これに対し，解析モデルでは，溶融落下流量は，炉心支持板の開口面積には依存せず，炉心部の溶融デブリの下方ノードへの落下流量により計算される。リロケーション時の落下流量は，炉心部のデブリの溶融挙動に依存し，不確かさが存在する。ＭＡＡＰでは溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため，溶融落下流量に影響のあるパラメータとして，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定して，感度解析を実施する。

(b)溶融ジェット径

溶融炉心の下部プレナムへの落下は，溶融炉心のリロケーションにより炉心支持板にまで拡がった溶融プールを保持している溶融プールのクラストが融解し，溶融炉心が炉心支持板

の開口部を通って下部プレナムへ落下する過程である。これに対し，解析モデルでは，ノード単位でクラストの融解を取り扱い，溶融ジェット径は，炉心支持板の開口部の面積の等価直径相当を入力条件として与えたものから計算される。したがって，実現象では解析よりも溶融ジェット径が小さい場合が考えられる。この観点で不確かさが存在し，溶融ジェット径により，溶融炉心と水の接触面積が左右され，水蒸気発生の観点で影響があることから，溶融ジェット径の感度を確認する。

(c)溶融炉心粒子化割合

溶融炉心が冷却材に落下する際に，エントレインにより溶融炉心の一部が細粒化する。細粒化量に関して，ＭＡＡＰでは，Ricou-Spalding 式で評価される。Ricou-Spalding 式は，エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレイン速度（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深；ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，粒子化割合Φ_{ent}は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{{d_{dj,o}}^2 - {d_{dj}}^2}{{d_{dj,o}}^2} \qquad (3)$$

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径，圧力（わずかではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融ジェット径については前項により感度を確認する。また，下部プレナム水位（水量）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

は，不確かさが小さいと考えられる。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験であるFARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しており，推奨範囲は，[ ]～[ ]となっているため，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，下部プレナムの水位は２～３m 程度，原子炉圧力容器内の冷却材は飽和温度，雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

c．冷却材とデブリ粒子との伝熱

水中にエントレインされた高温のデブリ粒子は，その周囲を蒸気膜が覆う状態となり，デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。ＭＡＡＰでは，エントレインメントしたデブリ粒子の温度を，これら熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また，デブリ粒子から水への伝熱は，デブリ粒子の径に直接依存する。ＭＡＡＰでは，デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には，粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。

デブリ粒子ファクタについては，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験である FARO 実験に対するベンチマーク解析によってその設定値及び不確かさ範囲を設定しており，推奨範囲は[ ]～[ ]となっているため，デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，下部プレナムの水位は２～３m 程度，原子炉圧力容器内の冷却材は飽和温度，雰囲気圧力は 0.4MPa[gage]程度であり，実験条件は有効性解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分と言える。

（３）原子炉圧力容器の破損時期

HPME／DCH 防止の観点では，原子炉圧力容器が破損する時点で，逃がし安全弁の開放により原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を下回っていれば達成されると言える。原子炉減圧挙動については，（１）で考察済みであり，ここでは原子炉圧力容器が破損する時間について考える。原子炉圧力容器の破損が早まる場合には，その時点での原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を超えた状態となる可能性がある。

原子炉圧力容器が破損する時期に関係する物理現象としては，炉心溶融進展や溶融炉心のリロケーションがある。炉心水位の低下及びジルコニウムー水反応により炉心上部からヒートアップして燃料被覆管や燃料が溶融して下部へ移動し，そこで冷却されてクラストを形成する。あるいは，燃料被覆管が損傷すると燃料ペレットが崩壊して堆積する。その後，クラストや堆積した燃料ペレットが溶融し，溶融領域が拡大する。その際，原子炉内構造材の一部が溶融プールの中に溶け込む。さらに，溶融プールのクラストが破損し，溶融炉心が下部プレナムへ移行する。ＭＡＡＰではこれらの物理現象を詳細に模擬しているが，現象自体に不確かさが存在する。原子炉圧力容器の破損時期に間接的に影響を与える要因としては，炉心ヒートアップ，炉心崩壊挙動，溶融炉心の伝熱が挙げられる。ＭＡＡＰでは原子炉圧力容器の破損モードとして，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，計装配管，クリープ破損等の複数の破損形態を模擬している。有効性評価では制御棒駆動機構ハウジングの溶接部の破損が最初に発生するため，それ以外の破損形態を仮定することは原子炉圧力容器の破損を遅らせる方向となる。ここでは制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損に関する不確かさに着目し，感度解析を実施する。これらの不確かさ要因について以下のとおり検討する。

a. 炉心ヒートアップ

炉心水位が低下すると，燃料表面からの除熱が低下し崩壊熱によって炉心がヒートアップする。その際，燃料被覆管温度が上昇すると崩壊熱にジルコニウムー水反応による酸化反応熱が加わりヒートアップが加速される。また，炉心ヒートアップの過程で燃料棒内が加圧され燃料被覆管バーストが発生し，更に酸化反応を促進させる可能性がある。これらの挙動は原子炉圧力容器の破損時期に影響を与えるため，炉心ヒートアップ速度に関する感度解析を実施する。しかしながら，ＭＡＡＰでは炉心ヒートアップ速度に対して直接感度を与えることができないため，炉心ヒートアップ速度に直接影響のあるパラメータとして，ジルコニウムー水反応速度を選定した。

b. 炉心崩壊挙動

炉心がヒートアップすると，燃料棒の体系から，燃料ペレットが崩壊した状態となる。燃料ペレットが崩壊すると，燃料棒体系の場合に比べて水蒸気による冷却が困難となり，溶融状態へ至る事象進展が早くなる。燃料棒の体系から燃料ペレットが崩壊した状態に移行する時間や温度には不確かさが存在することから，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度に関する感度解析を実施する。本感度解析は，溶融落下流量の感度解析の感度パラメータと同じであることから，溶融落下流量の感度解析とともに実施する。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

c. 溶融炉心と上面水プールとの伝熱

溶融炉心が下部プレナムに堆積し，上面が水プールで覆われる状況では，溶融炉心は冷却され，そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。

ＭＡＡＰでは，下部プレナムに落下した溶融炉心について，上部に金属層が形成される成層化状態を模擬し，また溶融プールは周囲にクラストを形成することを模擬している。金属層は上面水プールが透過しにくいと考えられることから，金属層の下部に位置する溶融炉心の冷却における伝熱には不確かさがあり，ＭＡＡＰではこの不確かさを示すパラメータとして限界熱流束に乗じられた感度係数を設定することができる。

感度係数については，ＭＡＡＰでは不確かさ解析等の知見[4]から［　　］～［　　］の範囲での設定が想定されており，その範囲の中間値がデフォルトとして設定されている（付録２参照）。感度係数が小さい場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱に関する感度解析を実施する。

d. 溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

溶融炉心が下部プレナムに堆積し原子炉圧力容器との間にギャップが生じている状況では，そのギャップに水が浸入するため溶融炉心が冷却され，そのときの熱流束は限界熱流束で制限される。この現象は実験的に確認されているものの，溶融炉心重量が多い場合にはギャップ幅が小さくなり，気液対向流現象によりギャップに十分な水が流れ込まないことも報告されている[5]。また，制御棒駆動機構ガイドチューブ等の貫通部及びその溶接部を持つ体系での実験はこれまでなされていない。このように，ギャップによる冷却には不確かさがあり，これが小さい場合には，溶融炉心が冷却されにくくなり，原子炉圧力容器破損へ至る事象進展も早くなる。したがって，下部プレナム内の溶融炉心とのギャップでの除熱量に関する感度解析を実施する。

e. 原子炉圧力容器の破損判定

制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損については，せん断応力による判定とひずみによる判定を併用している。せん断応力による判定では，データに基づく温度依存の限界せん断応力との比較によって破損判定を行っており，不確かさは小さいと判断している。一方，ひずみによる判定では，破損時の最大ひずみをインプットとして与え，これとの比較によって破損判定を行っている。したがって， 溶接部破損時の最大ひずみに関する感度解析を実施する。

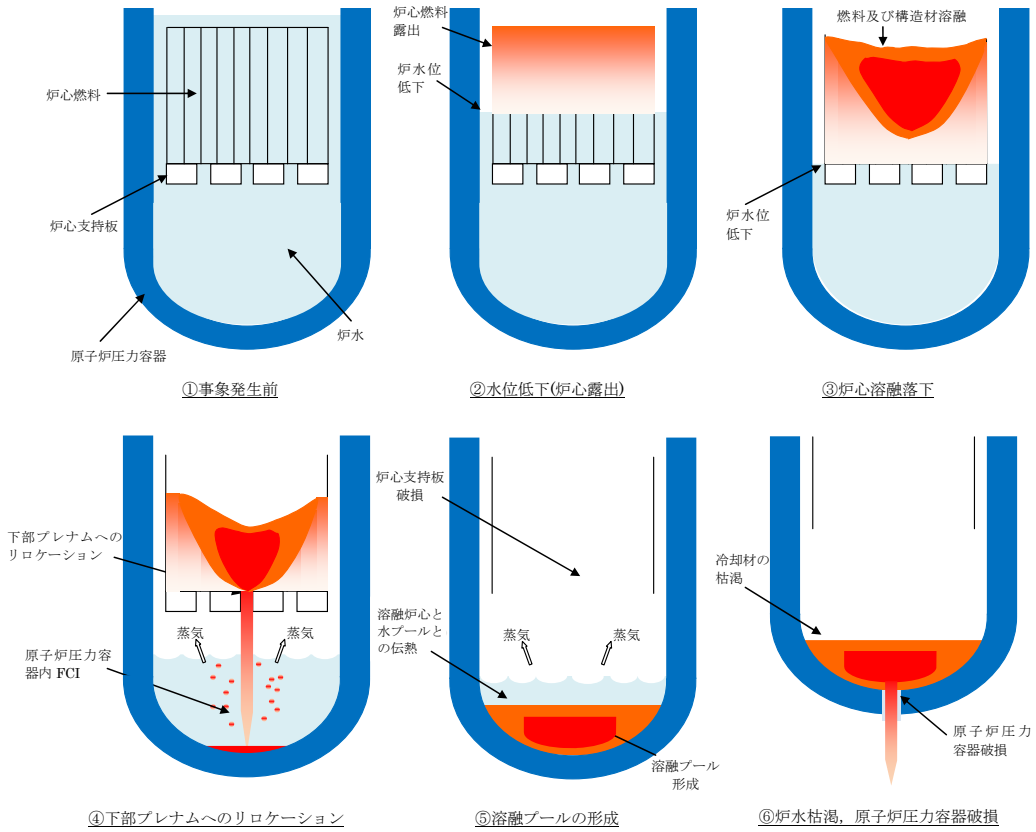


図 3-1　HPME／DCH 防止の有効性評価において想定する事象

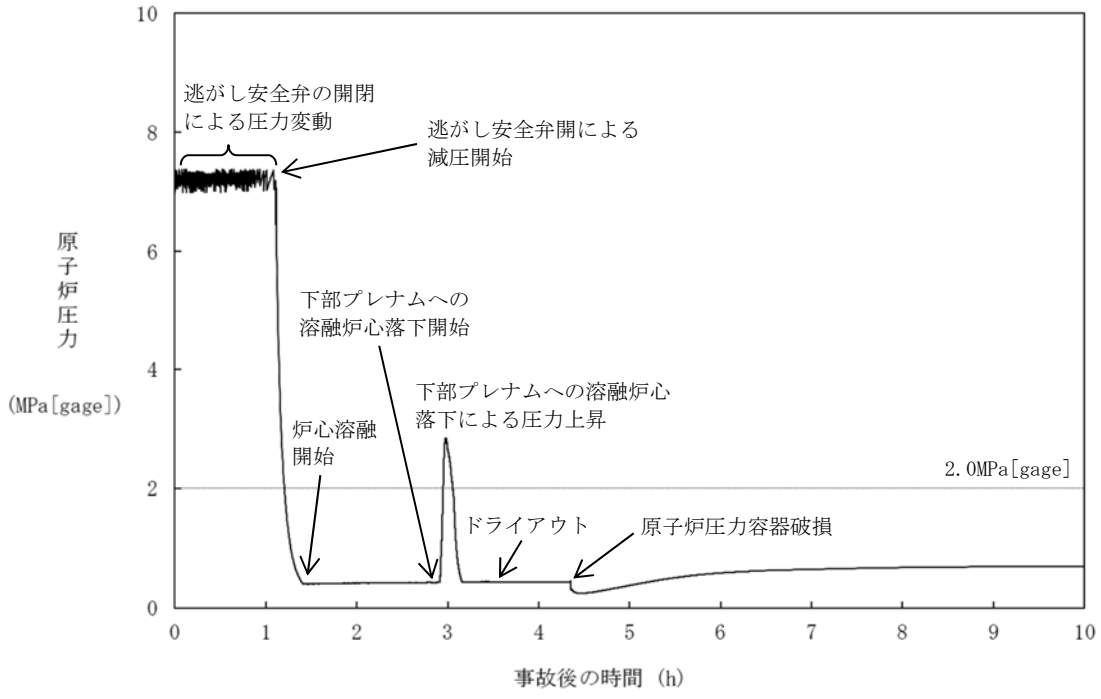


図 3-2　原子炉圧力の挙動

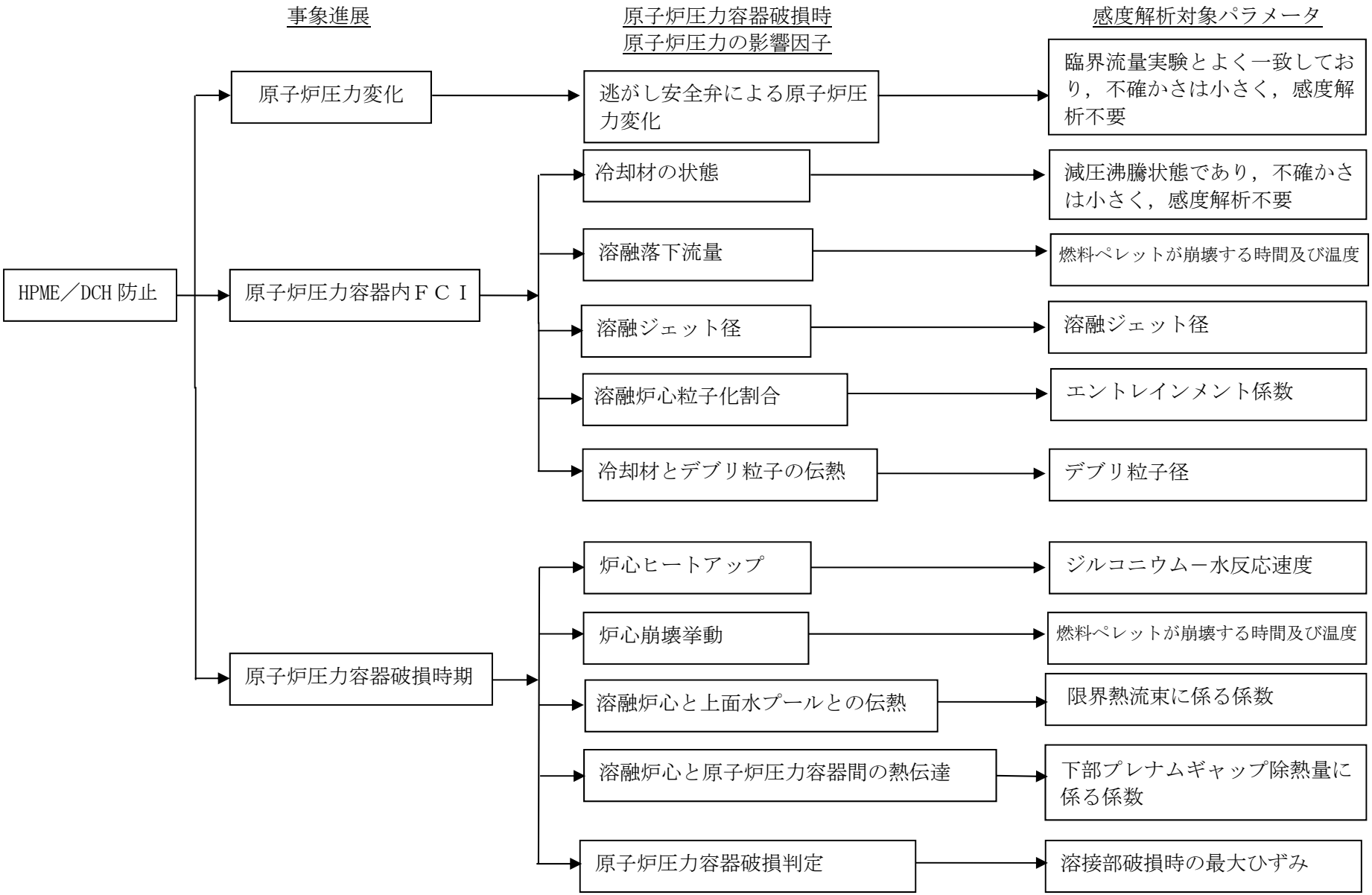


図 3-3　HPME／DCH 防止における不確かさに関する流れ図

表 3-1　HPME／DCH 防止の不確かさに関する整理結果（1/2）

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
逃がし安全弁による原子炉圧力変化	逃がし安全弁開によって，原子炉内冷却材が放出され，その過程において，原子炉圧力容器内で減圧沸騰が発生すると想定される。	サブクールから二相状態まで適用可能な臨界流モデル及び臨界流にならない場合は差圧に基づく質量流量を計算するモデルを使用して評価される。	臨界流量実験とよく一致しており，不確かさは小さく，感度解析不要
下部プレナム部の冷却材の状態	原子炉圧力の手動減圧によって，原子炉は減圧沸騰し，下部プレナム部の冷却材は飽和状態を維持すると想定される。	一般的な質量及びエネルギ保存則に基づいて評価される。	減圧沸騰状態であり，不確かさは小さく，感度解析不要
溶融落下流量	下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量により決まると想定される。	炉心部溶融デブリの下方への落下流量により評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
溶融ジェット径	溶融プールのクラストが破損し，炉心支持板の開口部に沿って，溶融炉心が下部プレナムに落下すると想定される。	溶融ジェット径は炉心支持板の開口部面積の等価直径相当として入力。	溶融ジェット径
溶融炉心粒子化割合	溶融ジェット径が大きいため，水中に落下する溶融炉心のうち，エントレインされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型の溶融ジェットに対して，Ricou-Spalding の式によって評価される。	エントレインメント係数
冷却材とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から水への膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達による熱流束によって評価される。	デブリ粒子径

表 3-1　HPME／DCH 防止の不確かさに関する整理結果（2/2）

影響因子	実機での実現象	有効性評価上の取扱い	感度解析条件
炉心ヒートアップ	炉心露出状態において，崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度が上昇すると想定される。	炉心露出状態において，崩壊熱及び燃料被覆管酸化反応によって炉心の温度上昇が評価される。	ジルコニウムー水反応速度
炉心崩壊挙動	燃料被覆管が酸化反応によって脆化し，燃料ペレットが崩壊して流路に堆積すると想定される。	炉心の温度履歴に応じて，燃料ペレットが崩壊した状態として評価される。	燃料ペレットが崩壊する時間及び温度
溶融炉心と上面水プールとの伝熱	溶融プール，クラスト，金属層の上に粒子ベッドが堆積するが，原子炉内への注水に失敗することから，粒子ベッドはいずれ溶融すると想定される。	溶融炉心と上面水プールとの伝熱によって評価される。	限界熱流束に係る係数
溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達	原子炉圧力容器がクリープしているため，溶融炉心の下部クラストと原子炉圧力容器の間にギャップが生じ，そのギャップに水が浸入して冷却されるが，浸入量は限られるため，原子炉圧力容器はいずれ破損すると想定される。	溶融炉心と原子炉圧力容器の間のギャップでの除熱量に係る係数を入力。	下部プレナムギャップ除熱量に係る係数
原子炉圧力容器破損判定	貫通部のせん断応力，貫通部のひずみ，原子炉圧力容器本体のクリープ等によって原子炉圧力容器が破損すると想定される。	貫通部のせん断応力，貫通部のひずみ，原子炉圧力容器本体のクリープ破損判定基準に対する割合等から原子炉圧力容器破損が評価される。	溶接部破損時の最大ひずみ

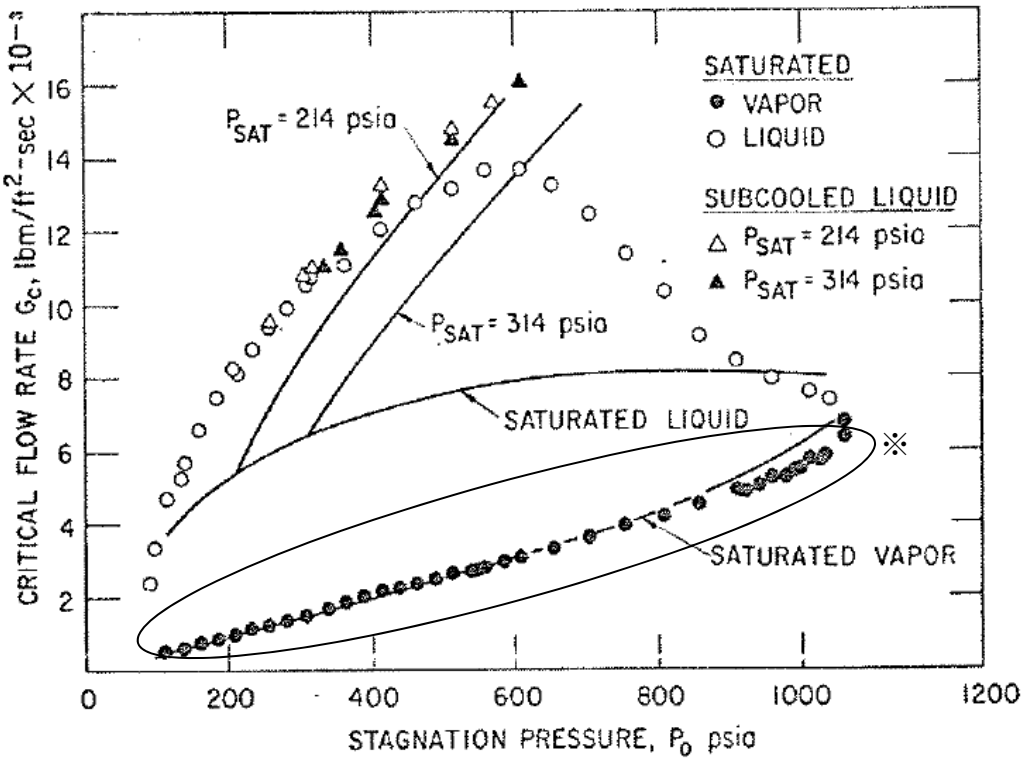


図 3-4　Henry-Fauske モデルと実験の圧力対臨界流量の比較[3]

※：囲み部分は蒸気単相の実験結果との比較を示す。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

4. 感度解析と評価

4.1 パラメータ感度解析

３章では，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に影響する因子を表 3-1 にまとめた。これらの影響因子に係る不確かさは，主に溶融炉心の落下挙動及び他の物質との相互作用に起因するものであり，プラント型式には依存しないと考えられる。ここでは，代表プラントをＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改良型格納容器プラントとして，不確かさを評価するためのパラメータ感度解析を実施する。対象シーケンスは「高圧注水・減圧機能喪失（ＴＱＵＸ）」とする。

（１）溶融落下流量（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a.解析条件

下部プレナムへの溶融落下流量は，炉心部溶融デブリの下方への落下流量に影響する。下部プレナムへの落下時の開口面積も落下流量に影響するが，開口面積としては，炉心支持板に存在する開口部の水力等価直径相当である［　］m が与えられている。実際には溶融進展は炉心領域によって相違があり，炉心全体からのデブリの溶融落下が同時には発生しないことを考えると，［　］m より小さくなる可能性はあるものの，更に大きな漏えいが発生する可能性は低いと考えられる。なお，開口直径［　］m とした場合，開口面積と堆積デブリ圧力から決まる溶融落下流量は約 600kg/s 程度と推定されるが，この値はベースケースの溶融落下流量と同等である。

炉心部溶融デブリの下方への落下流量については，炉心崩壊挙動に伴う不確かさがあると考えられる。ＭＡＡＰでは溶融落下流量に対して直接感度を与えることができないため，溶融落下流量に影響のあるパラメータとして，燃料ペレットが崩壊する時間及び温度を選定する。

ベースケースでは，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度［　］K と［　］時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが，感度解析では，更に炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し，炉心ノード温度［　］K と［　］時間（あるいは［　］K と［　］秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する（表 4-1 参照）。なお，実際には炉心ノードの温度履歴に応じて，炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

表 4-1　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

項目	炉心ノード崩壊の パラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	□K	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

b.解析結果

図 4-1-1，図 4-1-2，図 4-1-3，図 4-1-4，図 4-1-5，図 4-1-6，図 4-1-7 及び図 4-1-8 に,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては，燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで，より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展する。感度解析ケースでは，リロケーション時の溶融落下流量が大きくなるのに伴い下部プレナムに落下する溶融炉心量の増加率も大きくなる（図 4-1-6 参照）ため，圧力スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。なお，溶融落下流量は，ベースケースではピーク値約 850kg/s であるのに対して，感度解析ケースではピーク値約 1160kg/s となった。

このように，溶融落下流量（炉心崩壊挙動）は圧力スパイクに感度があるものの，感度解析ケースにおいても，圧力スパイクにより原子炉圧力容器破損に至ることはなく，また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力についても 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

c.評価

燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（2）溶融ジェット径

a.解析条件

下部プレナムでの水深が一定で，溶融ジェット径が小さくなる場合には，粒子化割合が増加し，粒子化デブリと冷却材との伝熱速度が増加することから，圧力スパイクが大きくなると考えられる。溶融ジェット初期径として,ベースケースでは炉心支持板の水力等価直径相当である□m を与えているが，感度解析としてクラスト破損面積が小さ

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

くなる場合を想定し，その 1/10 倍の □ m を設定する（表 4-2 参照）。感度を確認する上ではベースケースの 1/10 倍のジェット径を確認すれば十分と言える。

表 4-2　溶融ジェット径の感度解析条件

項　目	破損口の初期径	設定根拠
ベースケース	□m	炉心支持板の水力等価直径相当
感度解析ケース	□m	クラスト破損面積が小さい場合を想定

b.解析結果

図 4-2-1，図 4-2-2，図 4-2-3，図 4-2-4，図 4-2-5，図 4-2-6，図 4-2-7 及び図 4-2-8 に，溶融ジェット径の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムへ移行するのは，溶融プールに形成されたクラストが破損し，炉心支持板の流路から溶融炉心が下部プレナムへ流れ落ちるためである。溶融ジェット径の最大値は炉心支持板の水力等価直径となる。溶融炉心の下部プレナムへの移行後は，溶融ジェット径を小さくしたケースにおいて,細粒化割合が大きくなる。粒子化割合が増加した結果圧力スパイクも大きくなり，圧力上昇幅は感度解析ケースの方がわずかながら高くなっているが，差は小さい。原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力はどちらも約 0.4MPa[gage]であり感度はない。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1 に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c.評価

溶融ジェット径の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

（3）エントレインメント係数

a.解析条件

細粒化割合には不確かさがあり，細粒化割合が大きい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。エントレインメント係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（ □～□ ）のうちおよそ中間となる □ を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値 □，□ を設定する（表 4-3 参照）。

表 4-3　エントレインメント係数の感度解析条件

項　目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b.解析結果

図 4-3-1，図 4-3-2，図 4-3-3，図 4-3-4，図 4-3-5，図 4-3-6，図 4-3-7 及び図 4-3-8 に，エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心の下部プレナムへの移行時，原子炉圧力の上昇は，感度解析ケース（最大値）の方がわずかながら高い結果となっているが，差は小さい。原子炉圧力容器の減圧維持を継続していることから，原子炉圧力容器の破損時点では原子炉圧力は約 0.4MPa[gage]と同程度の値となっている。また，原子炉圧力容器の破損時期はほぼ同等である。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースの２ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c.評価

エントレインメント係数の圧力スパイクに対する感度はわずかであり，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力に対する感度は小さいため，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

（4）デブリ粒子径

a.解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり，デブリ粒子径が小さい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。デブリ粒子径に係る係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値□，□を設定する（表 4-4 参照）。

表 4-4　デブリ粒子径の感度解析条件

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b.解析結果

図 4-4-1，図 4-4-2，図 4-4-3，図 4-4-4，図 4-4-5，図 4-4-6，図 4-4-7 及び図 4-4-8 に，デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

本パラメータは，溶融炉心の下部プレナムへの落下時（約 2.9 時間後）の挙動に影響する。感度解析ケース（最小値）においては粒子径が小さくなっていることから，圧力スパイクによる上昇幅はベースケースと比較してわずかに大きくなっているものの，感度としてはわずかである。また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力についても，ほぼ感度はなくどちらのケースも約 0.4MPa[gage]である。また，ベースケースと感度解析ケースの２ケースでは原子炉圧力容器の破損時期はほぼ同じ結果となっている。これは，溶融炉心が下部プレナムへ移行した時の圧力上昇挙動が同等であるためである。

また，原子炉圧力容器破損の判定基準に対する割合は，下部プレナムへの溶融炉心落下後，制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損とクリープ破損の割合がともに増加していくが，ベースケース及び感度解析ケースの２ケースのいずれにおいても制御棒駆動機構ハウジング溶接部破損の割合の方がクリープ破損の割合よりも先に 1に到達し，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損している。

c. 評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（5）ジルコニウムー水反応速度

a. 解析条件

炉心のヒートアップ速度には不確かさがあるため，ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度を選定した。ジルコニウムー水反応速度の感度をみるため，ジルコニウムー水反応の起きる面積を変化させた感度解析を実施する。反応の起きる面積に乗じる係数（ジルコニウムー水反応速度の係数）は，ジルコニウムー水反応の計算のみに使用され，熱水力挙動の計算に使用される燃料被覆管の直径，長さ等の幾何形状を変えるものではない。この係数を増加させることにより，酸化反応熱の発生速度，水素ガス発生速度，酸化ジルコニウム生成速度が大きくなる方向に影響する。これらは炉心溶融進展が早まる方向へ作用する。この係数は，ベースケースでは燃料被覆管表面積に基づき１倍を与えている。これは，ヒートアップ時には燃料被覆管破裂が発生する場合に破裂部の燃料被覆管内面の酸化もあるが，燃料被覆管内面の酸化は，限定された破裂部のみで生じること，炉心形状が健全な状態は溶融過程の比較的短期間であることから，炉心全体が溶融する状況では内面の反応は無視できると考えられることに基づいている。これに対し，感度解析のパラメータの振り幅としては，炉心ヒートアップ速度が速くなる場合の応答の確認として，仮想的な厳しい想定ではあるが，２倍とする（表 4-5 参照）。

表 4-5　ジルコニウムー水反応速度の感度解析条件

項目	ジルコニウムー水反応速度の係数	設定根拠
ベースケース	１倍	燃料被覆管表面積に基づく値
感度解析ケース	２倍	燃料被覆管表面積に基づく値の２倍

b. 解析結果

図 4-5-1，図 4-5-2，図 4-5-3，図 4-5-4，図 4-5-5，図 4-5-6，図 4-5-7 及び図 4-5-8 に，ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料ヒートアップ時に現れる。ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度の係数を２倍にしたことで，ジルコニウムー水反応による酸化反応熱が増加することから，下部プレナムへのリロケーションはわずかに早くなっ

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

ている。以上のように，感度解析ケースにおいては事象の進展がわずかに早くなるものの，原子炉圧力容器の破損時点での 原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

なお，燃料被覆管酸化反応の特徴について JAERI 文献[6]によると，雰囲気の変化が燃料被覆管酸化反応に与える影響として，ジルコニウムー水反応によって生じた水素濃度が高くなると，燃料被覆管酸化反応速度が著しく低下することが報告されている。これは水素濃度が増大することによって水蒸気濃度が低下することで，燃料被覆管酸化反応が遅くなるという負のフィードバックが働くためである。ＭＡＡＰでもこの挙動は模擬されており，水蒸気の金属表面への拡散速度は，雰囲気中の水蒸気質量割合に依存する取扱いとなっている。水素ガスが発生し，水素質量割合が大きくなることにより，相対的に水蒸気質量割合が小さくなり，金属表面への水蒸気の拡散速度も小さくなることから，ジルコニウムー水反応速度が抑制される取扱いとなっている。

以上から，炉心ヒートアップ速度が速くなると，初期には水素ガス生成が進むが，水素濃度が高くなると，燃料被覆管酸化反応は抑制される方向になる。

c.評価

ヒートアップ時のジルコニウムー水反応速度は，２倍の振り幅でも事象進展の速さに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（６）炉心崩壊挙動（燃料ペレットが崩壊する時間及び温度）

a.解析条件

炉心がある温度に達してから，燃料ペレットが崩壊するまでの時間（あるいは，一定時間のうちに燃料ペレットが崩壊する温度）には，不確かさがあると考えられるため，その感度を確認する。

ベースケースでは，炉心ノードの崩壊について，炉心ノード温度□K と□時間の関係から Larson-Miller パラメータを設定しているが，感度解析では，更に炉心ノードの崩壊が早く進むことを想定し，炉心ノード温度が□K と□時間（あるいは□K と□秒）から Larson-Miller パラメータを設定した場合の影響を確認する（表 4-6 参照）。なお，実際には炉心ノードの温度履歴に応じて，炉心ノードが崩壊するまでの時間を計算している。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

表 4-6　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析条件

項目	炉心ノード崩壊の パラメータ（炉心温度）	設定根拠
ベースケース	□K	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定

b.解析結果

図 4-1-1，図 4-1-2，図 4-1-3，図 4-1-4，図 4-1-5，図 4-1-6，図 4-1-7 及び図 4-1-8 に,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は炉心露出以降の燃料溶融時に現れる。感度解析ケースにおいては，燃料ペレットの崩壊を判定する温度を低くしたことで，より早期に燃料ペレットの崩壊及び炉心溶融が進展することから，下部プレナムへのリロケーション開始時刻が早く，初期に落下するデブリ量も多くなるため，圧力スパイクのピーク値もベースケースと比較してわずかに高くなっている。また，原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力は，ほぼ感度はなくどちらのケースも約 0.4MPa[gage]である。

このように，燃料ペレットの崩壊の判定は圧力スパイクにわずかに感度があるものの，感度解析ケースにおいても原子炉圧力容器の破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

（7）下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱

a.解析条件

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の熱伝達には不確かさがあり，ベースケースでは，限界熱流束に係る係数として，パラメータの取りうる推奨範囲である□～□の中間値□を与えている。感度解析ケースでは水への熱伝達が制限される値としてベースケースの 1/2 倍である□を設定する（表 4-7 参照）。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

表 4-7　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件

項目	限界熱流束に係る係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	水への熱伝達が制限される値

b. 解析結果

図 4-6-1，図 4-6-2，図 4-6-3，図 4-6-4，図 4-6-5，図 4-6-6，図 4-6-7，図 4-6-8 に，下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムにリロケーションした後は，感度解析ケースにおいて溶融炉心と上面水プールの伝熱量が減少することになる。その結果，感度解析ケースにおいて，原子炉圧力容器の破損時間はわずかに早くなっているが，感度は小さい。

c. 評価

下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（８）溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

a. 解析条件

溶融炉心と下部プレナムのギャップに存在する水による除熱量には不確かさがあり，ベースケースではギャップへの熱流束に係る係数として□を与えている。この係数は，下部プレナムギャップの水による除熱量に係るファクタとして定義され，ベースケースではギャップによる除熱量の評価式により計算された除熱量がそのまま適用される。有効性評価では最初に貫通部の溶接部破損が生じているが，貫通部近傍でのギャップ冷却は実験例がなく，ギャップ水による除熱量が平板体系と比較してどの程度になるかには不確かさがある。以上より，感度解析ケースでは，溶融炉心と下部プレナムが接触している状態を模擬するための設定として係数を□とした評価を実施する（表 4-8 参照）。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

表 4-8　溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の感度解析条件

項目	下部プレナムギャップの除熱量に係る係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数のノミナル値
感度解析ケース	□	溶融炉心と下部プレナムが接触

b.解析結果

図 4-7-1，図 4-7-2，図 4-7-3，図 4-7-4，図 4-7-5，図 4-7-6，図 4-7-7 及び図 4-7-8 に，下部プレナムギャップの除熱量に係る係数の感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。溶融炉心が下部プレナムに移行した後，感度解析ケースにおいては，下部プレナムギャップによる除熱がないため，下部ヘッドの温度が若干早く上昇し，クリープ破損割合や貫通部破損割合は感度解析ケースの方がわずかだが上昇が早い傾向となる。

ただし，このパラメータは下部プレナムの水がドライアウトするまでの間しか影響を及ぼさず，ドライアウト前においても，下部プレナムギャップからの除熱量はクラストからの伝熱量と比較して十分小さいことから（付録３参照），原子炉圧力及び原子炉圧力容器破損時刻に対する感度としては小さい。また，いずれのケースも原子炉圧力容器の破損時点において，原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

c.評価

溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達の原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいといえる。

（9）溶接部破損時の最大ひずみ

a.解析条件

溶接部破損は，事象進展に伴う溶接部のひずみ量と最大ひずみを比較することで，その発生を判定している。ここで，溶接部破損時の最大ひずみとして，ベースケースでは□を与えているが，不確かさがあると考えられることから，感度を確認するためにその 1/10 倍の□を設定する（表 4-9 参照）。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

表 4-9　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析条件

項　目	溶接部破損時の 最大ひずみ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として 1/10 倍

b.解析結果

図 4-8-1，図 4-8-2，図 4-8-3，図 4-8-4，図 4-8-5，図 4-8-6，図 4-8-7 及び図 4-8-8 に，溶接部破損時の最大ひずみの感度解析結果を示す。

本パラメータの影響は溶融炉心の下部プレナムへの落下以降に現れる。感度解析ケースは，原子炉圧力容器破損に至る判定の基準を変更したものであるため，溶接部が破損する時点までの原子炉圧力の挙動は同等である。溶接部破損割合は，貫通部溶接部に係るせん断応力とそれに対する最大引張強度の関係，及び溶融炉心からの伝熱による溶接部ひずみと許容できる最大ひずみの関係から計算される。リロケーション時には原子炉圧力が過渡的に上昇することから，内外圧差によるせん断応力が大きくなり，溶接部破損割合が増加している。原子炉圧力が低下した後は，せん断応力は低下するが，溶接サポート部の最大引張強度が，溶融炉心からの伝熱により低下するため，溶接部破損割合はゼロにはならない。その後，下部プレナムの溶融炉心からの伝熱により，下部ヘッドにひずみが生じ始めた時点でベースケースと感度解析ケースでは差異が生じる。感度解析ケースにおいては，溶接部破損時の最大ひずみを 1/10 倍としたことで，溶接部破損割合がベースケースよりも早く上昇し，原子炉圧力容器の破損時刻が早まっている。ただし，原子炉圧力容器の破損時間の変化としては約 13 分と小さく，感度解析ケースにおいても溶接部破損時点での原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を下回っている。

c.評価

溶接部破損時の最大ひずみの原子炉圧力容器の破損時刻に対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

（１０）感度解析パラメータの組み合わせ

a.解析条件

これまで解析したケースでは，原子炉圧力容器下部プレナムに溶融炉心が落下した

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

過程で大量の水蒸気が生成され，原子炉圧力は短時間に高いピークが発生した。これは，溶融炉心が水中に落下した過程で粒子化が進み，水への伝熱面積が増大したことが支配的な要因である。この過程で溶融炉心の冷却は進み，下部プレナムに堆積した溶融炉心の温度は低下する。その後，下部プレナムに溜まっていた水がドライアウトすることで蒸気発生が収まる。組み合わせケースでは，原子炉内ＦＣＩに係る影響因子については，下部プレナムへの溶融炉心落下後の原子炉圧力上昇が大きくなるように，原子炉圧力容器の破損時期に係る影響因子については原子炉圧力容器の破損時期が早くなるように，これまでに実施した感度解析パラメータを組み合わせる条件とした。表 4-10 に組み合わせケースの条件の一覧を示す。

表 4-10　感度解析パラメータの組み合わせ条件

項　目	ベースケース	組み合わせケース	設定根拠
炉心ノード崩壊のパラメータ（炉心温度）	□K	□K	炉心ノードが崩壊する時間を早めるように設定
溶融ジェット径	□m	□m	クラスト破損面積が小さい場合を想定
エントレインメント係数	□	□	ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値
デブリ粒子径ファクタ	□	□	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値
ジルコニウム－水反応速度の係数	１倍	２倍	燃料被覆管表面積に基づく値の２倍
限界熱流束に係る係数	□	□	水への熱伝達が制限される値
溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達	□	□	溶融炉心と下部プレナムが接触する場合を想定
溶接部破損時の最大ひずみ	□	□	実験の不確かさを大幅に上回る設定として 1/10 倍

b. 解析結果

図 4-9-1 にこれまでの感度解析と感度解析パラメータの組み合わせケースについて主要な事象進展を示す。図 4-9-2，図 4-9-3，図 4-9-4，図 4-9-5，図 4-9-6，図 4-9-7，

図 4-9-8 及び図 4-9-9 に，感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析結果を示す。

図 4-9-1 より，組み合わせケースでは，原子炉圧力容器の破損時刻は，ベースケースに比べて約 19 分早くなっており，他の感度解析結果と比較しても，最も早く原子炉圧力容器破損に至っているが，原子炉圧力容器破損時の圧力は，逃がし安全弁の開放により原子炉減圧されていることにより 2.0MPa[gage]を十分下回る約 0.5MPa[gage]となっている。これらの挙動について以下のとおり考察する。

①原子炉の加圧事象

下部プレナムへのリロケーション時の原子炉の加圧挙動は，溶融炉心と水の接触による急激な水蒸気生成により支配され，これらに影響するパラメータとして,溶融ジェット径，エントレインメント係数，デブリ粒子径等がある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果，原子炉圧力のピーク圧は，ベースケースよりわずかに上昇しているが，リロケーション時の圧力上昇は一時的なものであり，原子炉圧力容器破損時には原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を大きく下回っている点でベースケースと同等である。

②原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）

原子炉圧力容器破損（原子炉圧力容器破損タイミング）については，溶融炉心からの熱負荷，破損形態等により支配され，これらに影響するパラメータとして，ジルコニウムー水反応速度,燃料ペレットが崩壊する時間及び温度,下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱,溶接部破損時の最大ひずみがある。これらの不確かさを感度解析により考慮した結果，原子炉圧力容器破損のタイミングは，ベースケースよりも約 19 分早く原子炉圧力容器破損に至る結果となったが，原子炉圧力は原子炉圧力容器破損時間に対して十分早い段階で 2.0MPa[gage]を下回っている結果に変わりはない。

以上のとおり，パラメータの組み合せを考慮した感度解析ケースでは，圧力スパイクが大きく現れ，原子炉圧力容器破損タイミングが早くなるが，原子炉圧力容器破損の前に原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分下回る結果となった。

c.評価

下部プレナムへの溶融炉心落下挙動の不確かさにより，原子炉の圧力挙動にも不確かさがある。加圧現象が短時間に大きく現れる場合についても，原子炉圧力容器破損前には原子炉圧力が 2.0MPa[gage]を十分に下回ることを確認した。

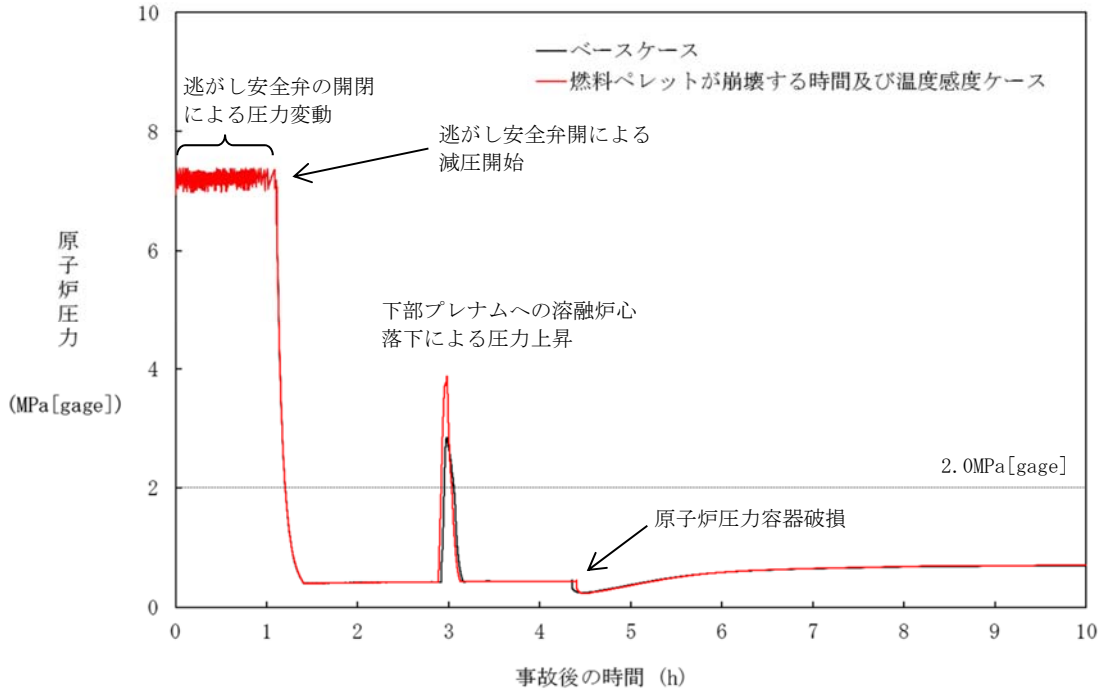


図 4-1-1　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（１）

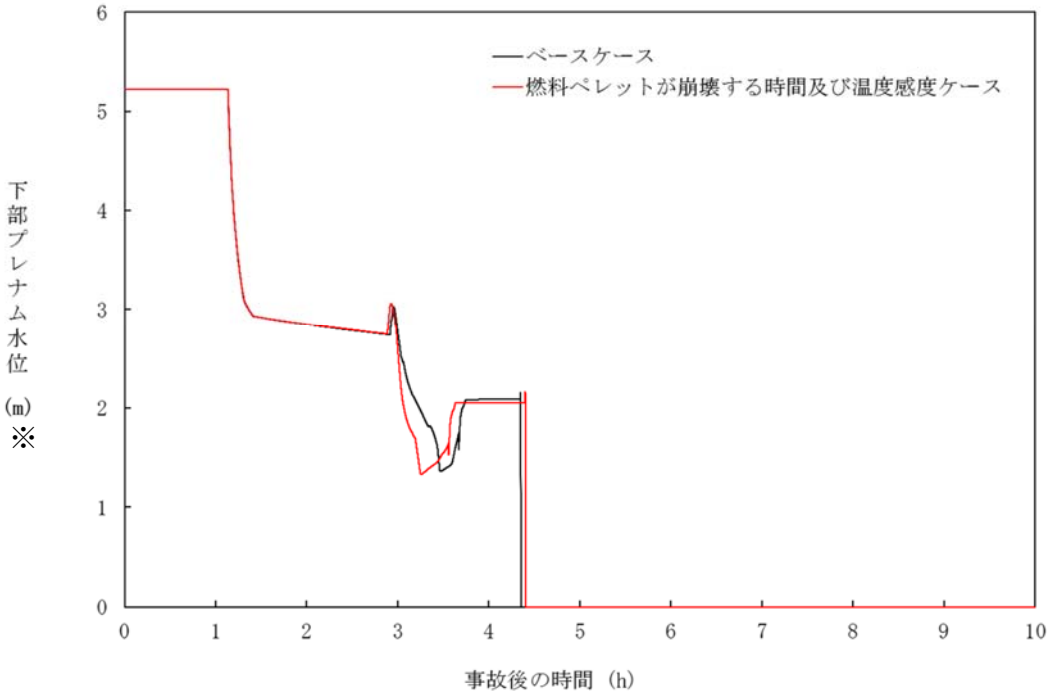


図 4-1-2　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

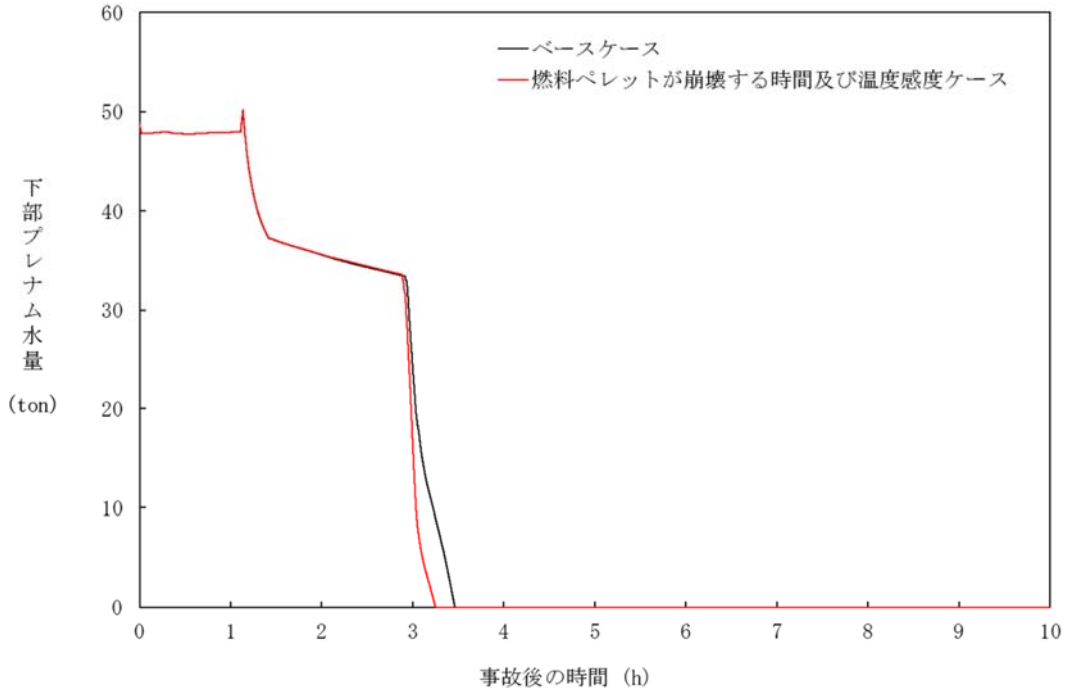


図 4-1-3　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（３）

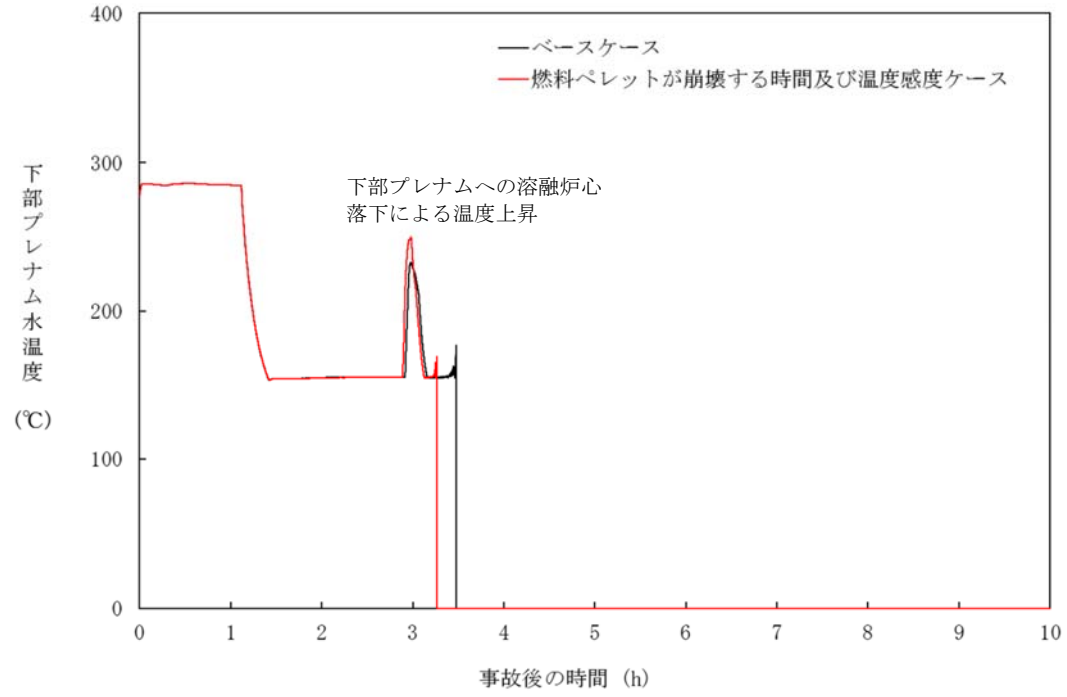


図 4-1-4　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（４）

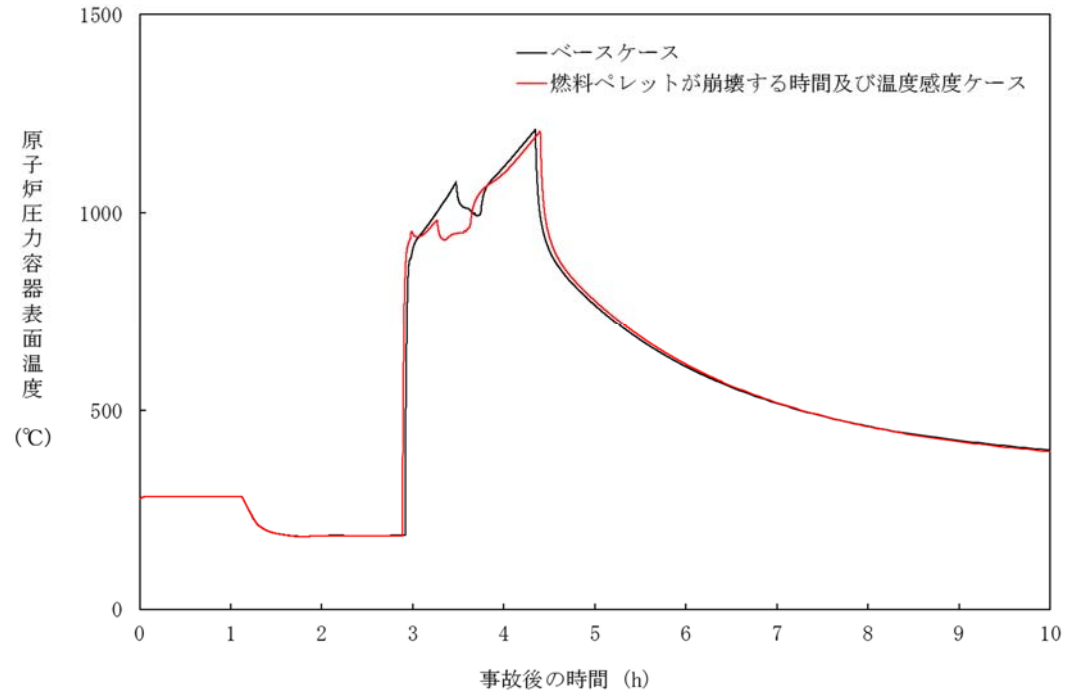


図 4-1-5　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（５）

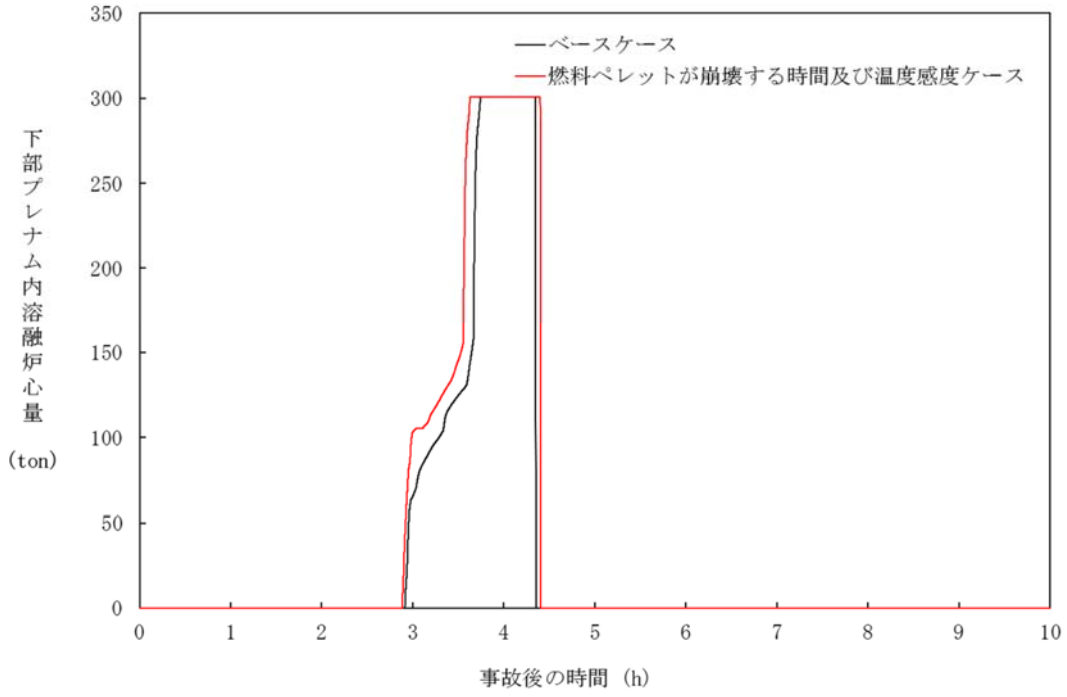


図 4-1-6　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（６）

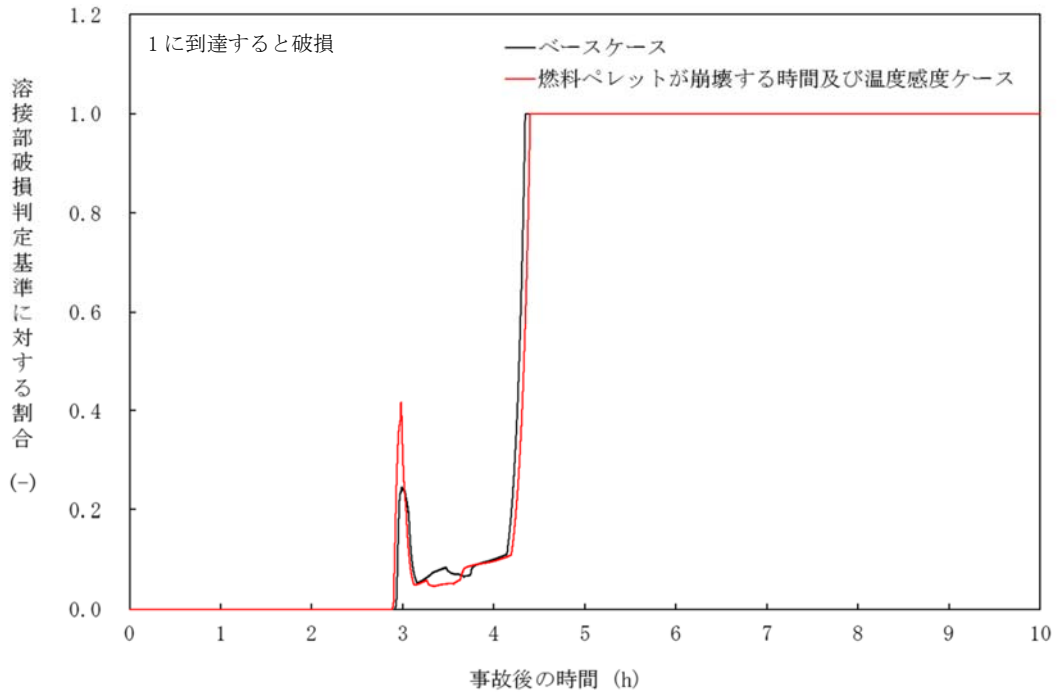


図 4-1-7　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（７）

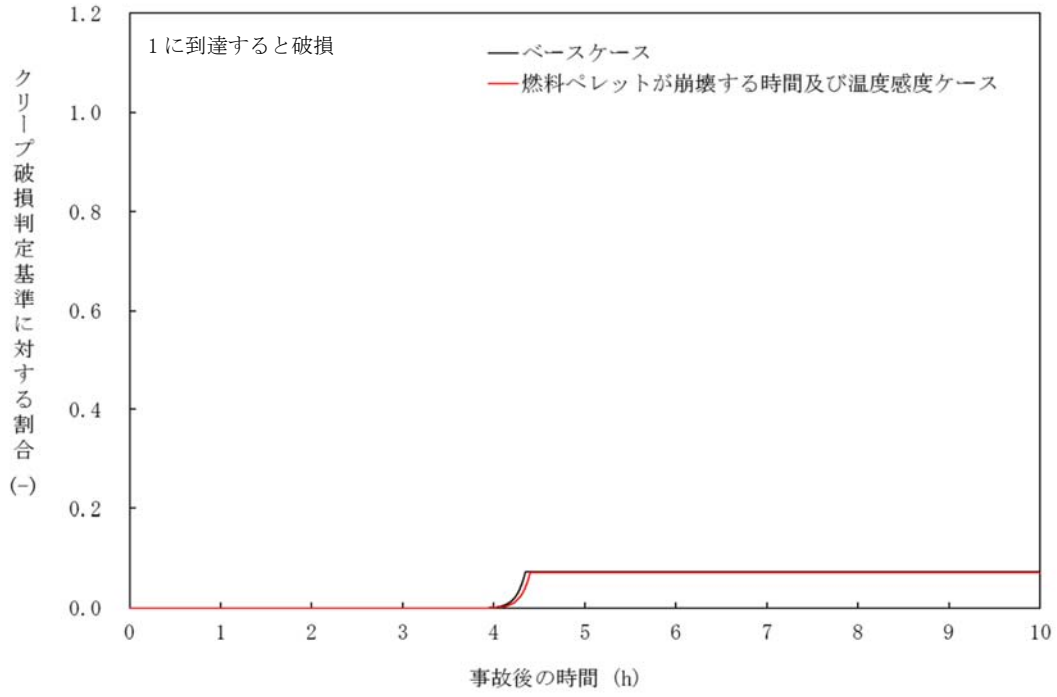


図 4-1-8　燃料ペレットが崩壊する時間及び温度の感度解析（８）

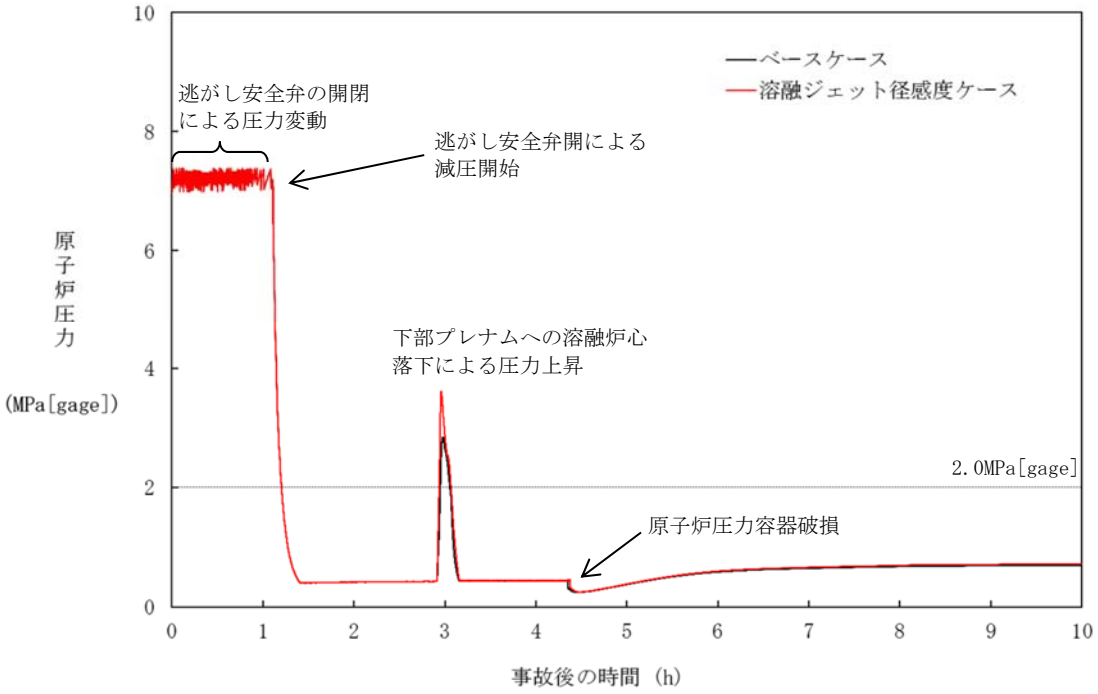


図 4-2-1　溶融ジェット径の感度解析（１）

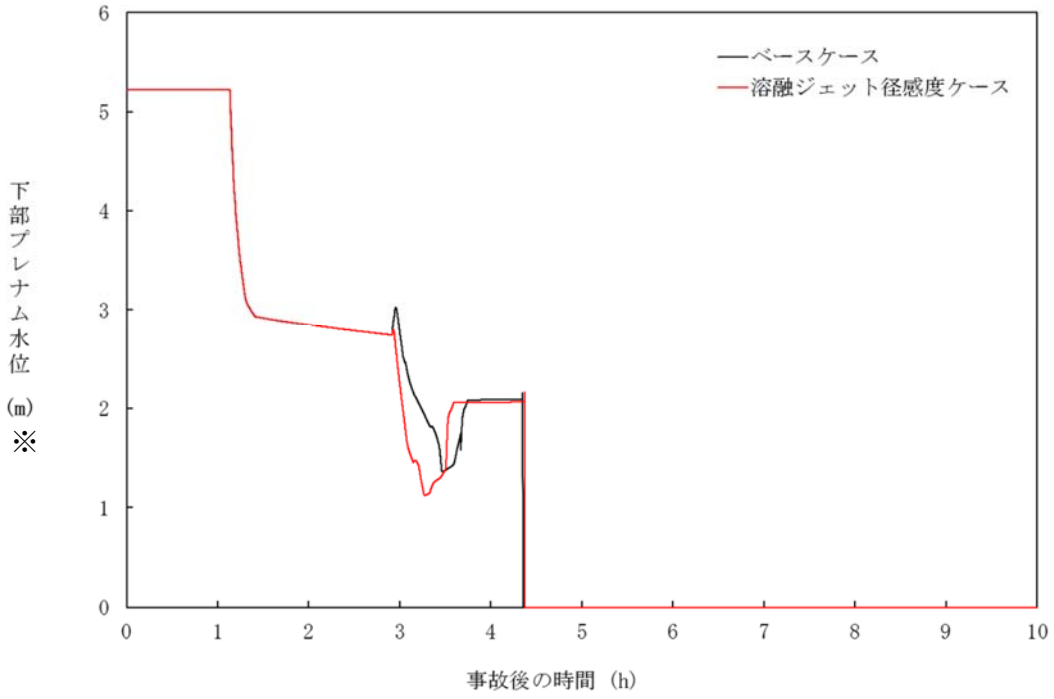


図 4-2-2　溶融ジェット径の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

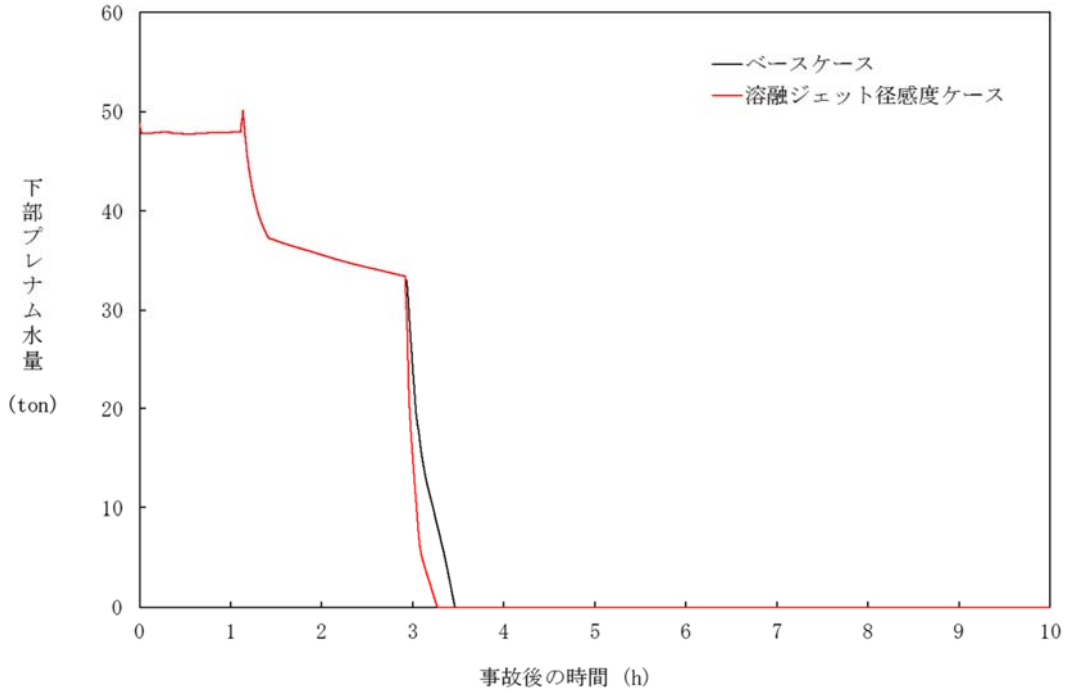


図 4-2-3　溶融ジェット径の感度解析（３）

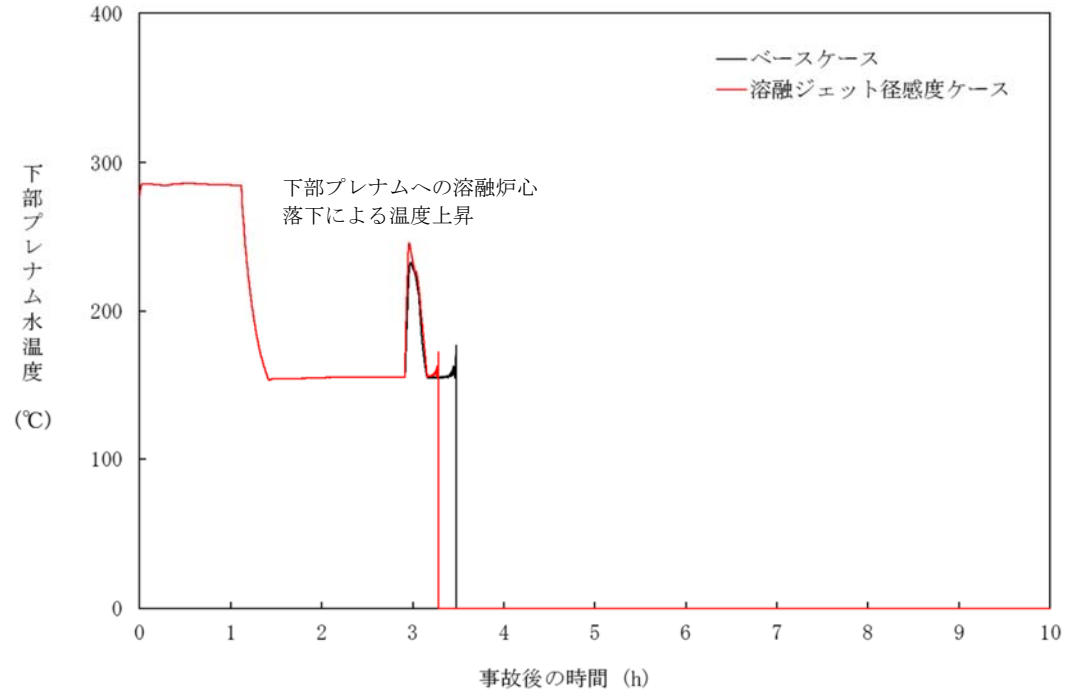


図 4-2-4　溶融ジェット径の感度解析（４）

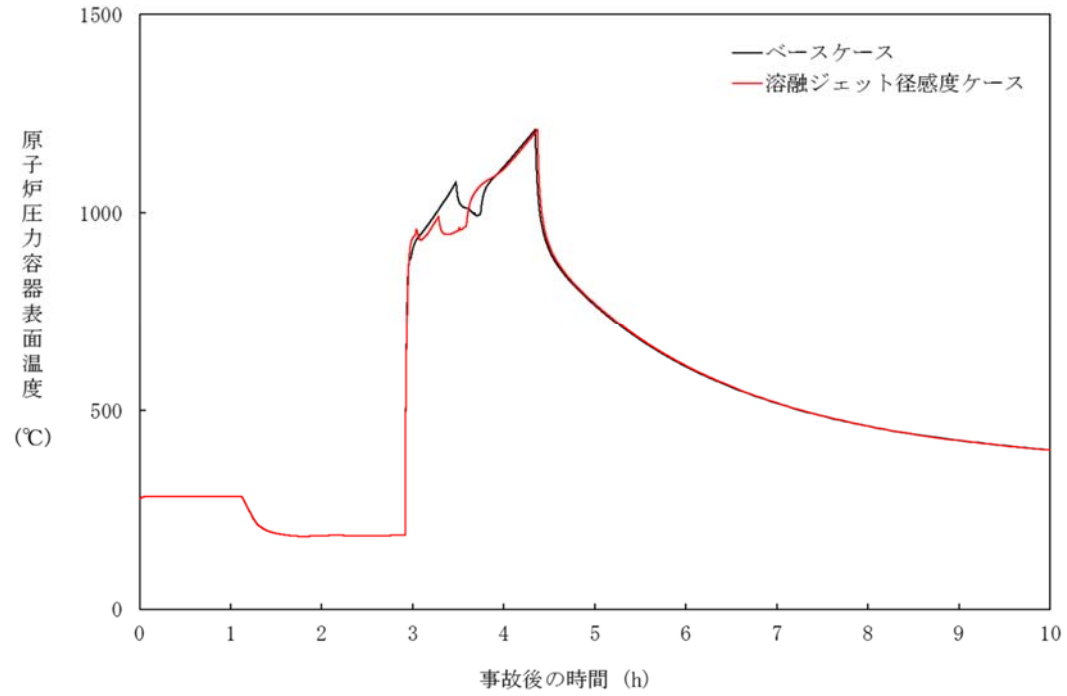


図 4-2-5　溶融ジェット径の感度解析（５）

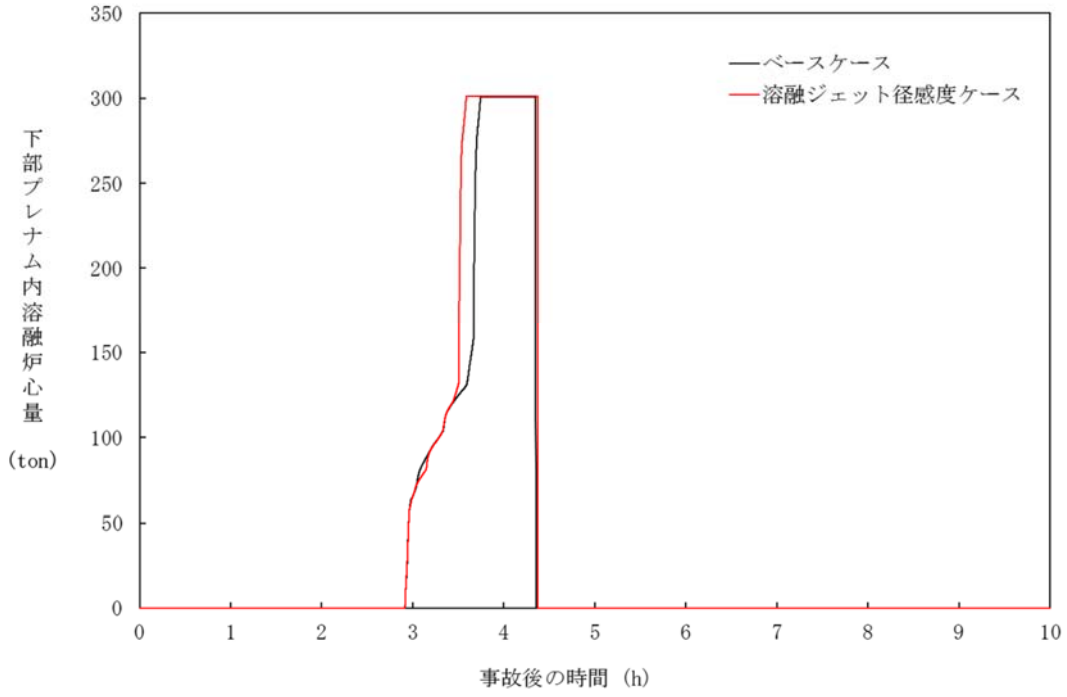


図 4-2-6　溶融ジェット径の感度解析（６）

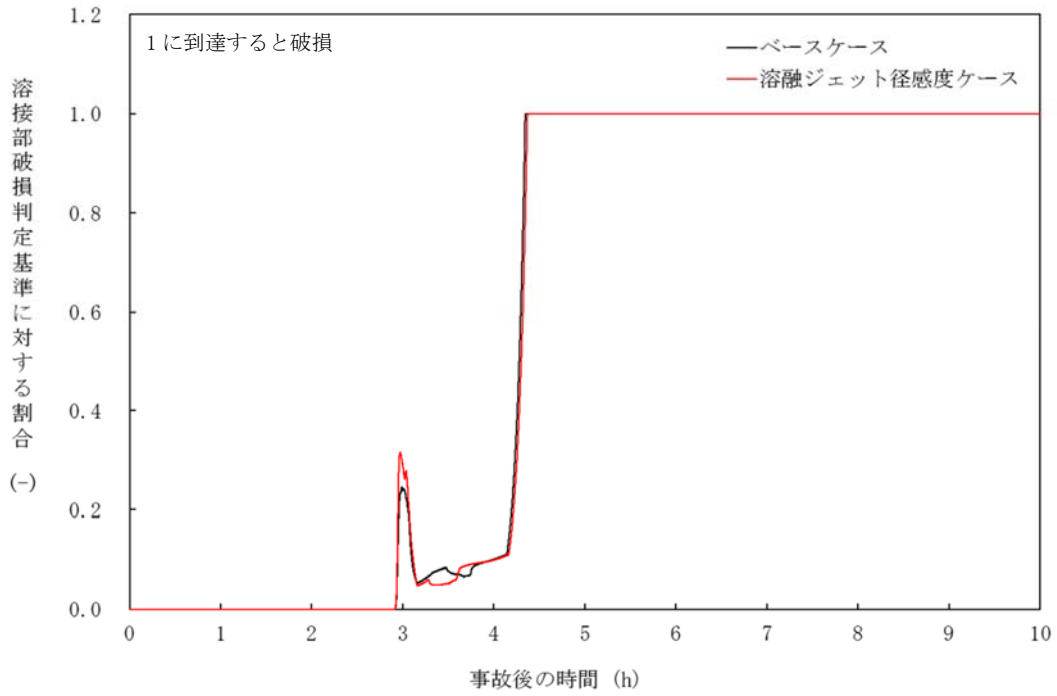


図 4-2-7　溶融ジェット径の感度解析（７）

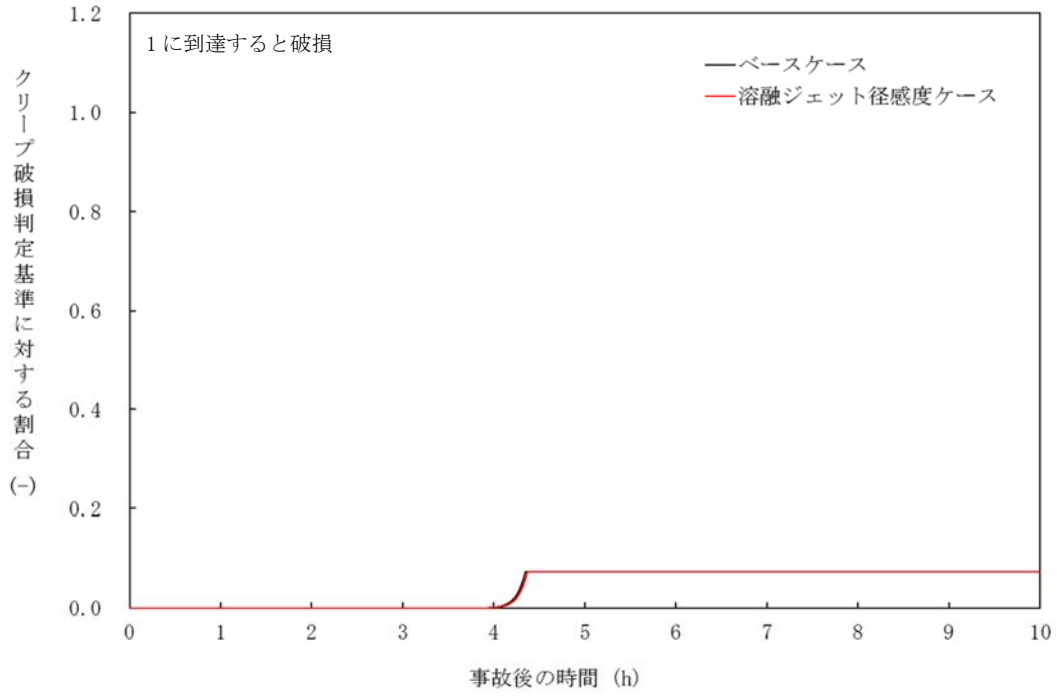


図 4-2-8　溶融ジェット径の感度解析（８）

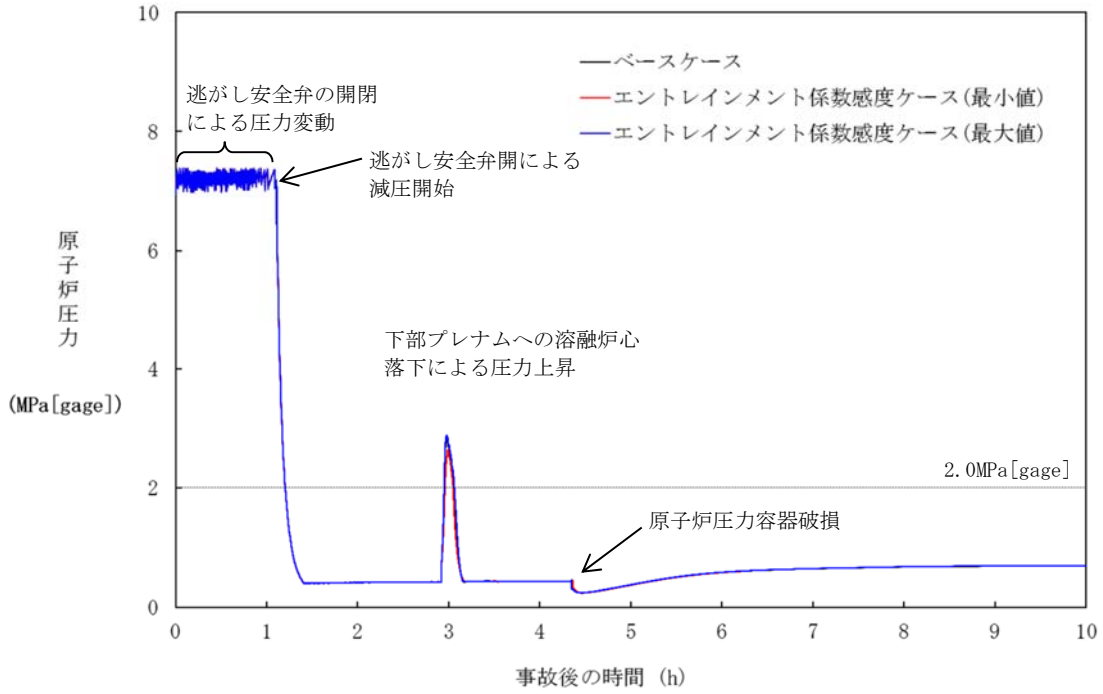


図 4-3-1　エントレインメント係数の感度解析（１）

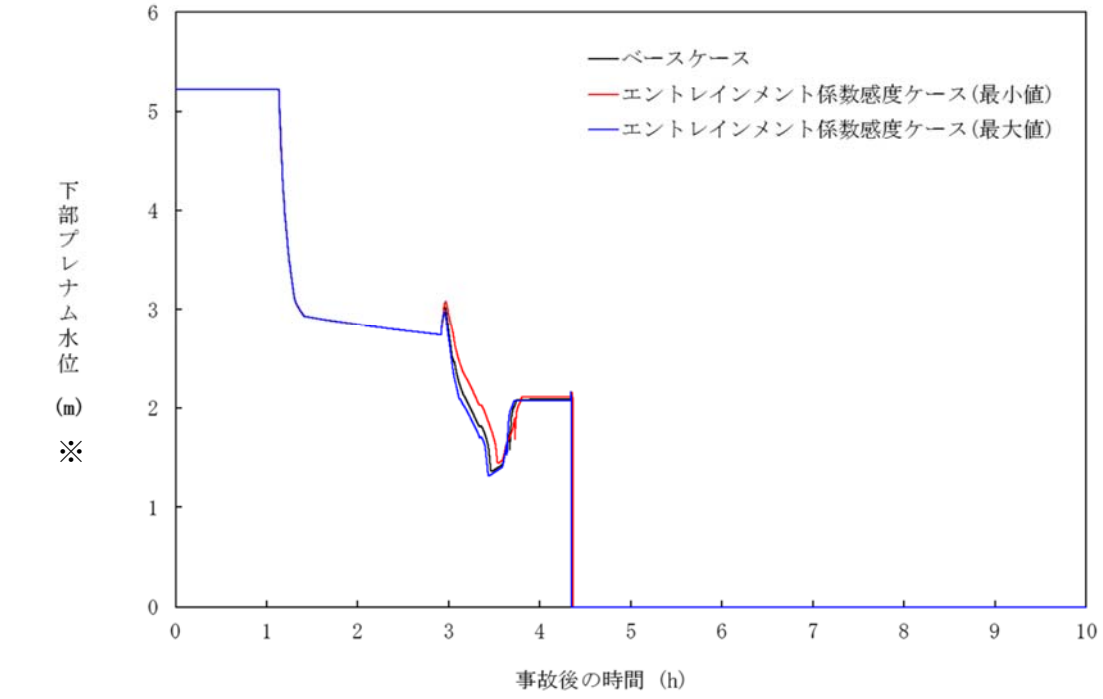


図 4-3-2　エントレインメント係数の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

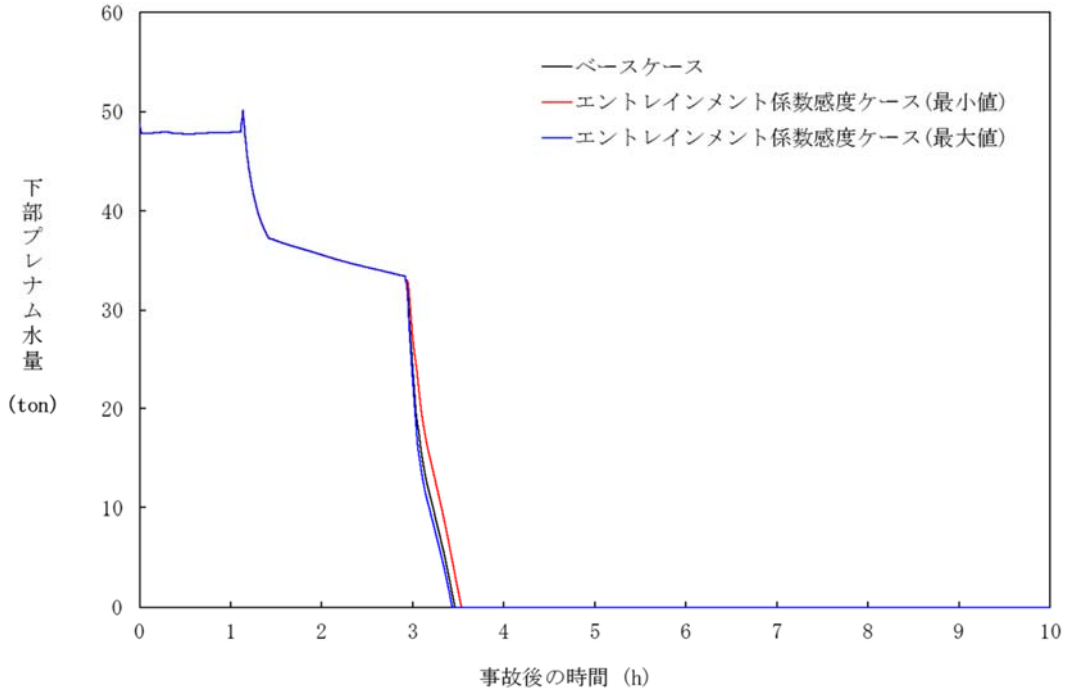


図 4-3-3　エントレインメント係数の感度解析（３）

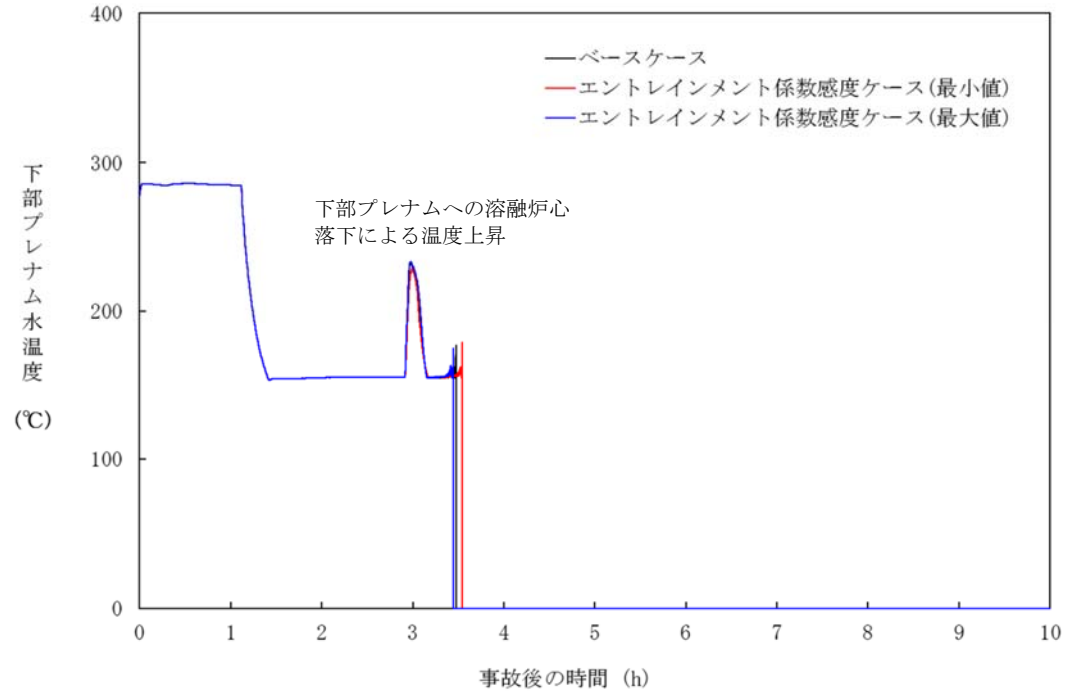


図 4-3-4　エントレインメント係数の感度解析（４）

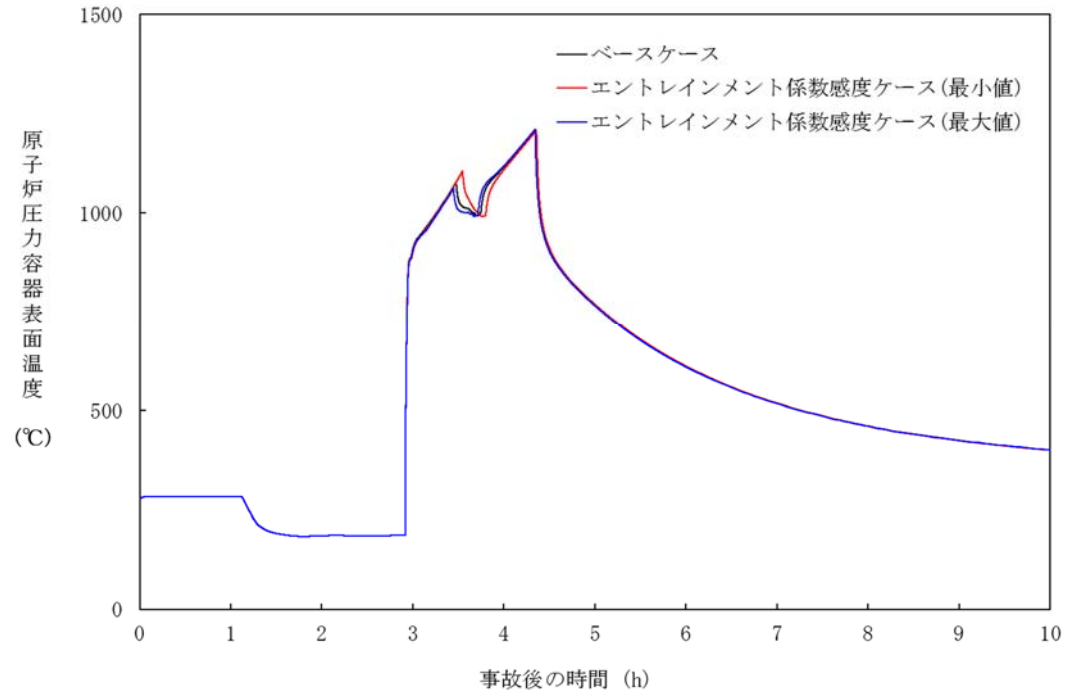


図 4-3-5　エントレインメント係数の感度解析（５）

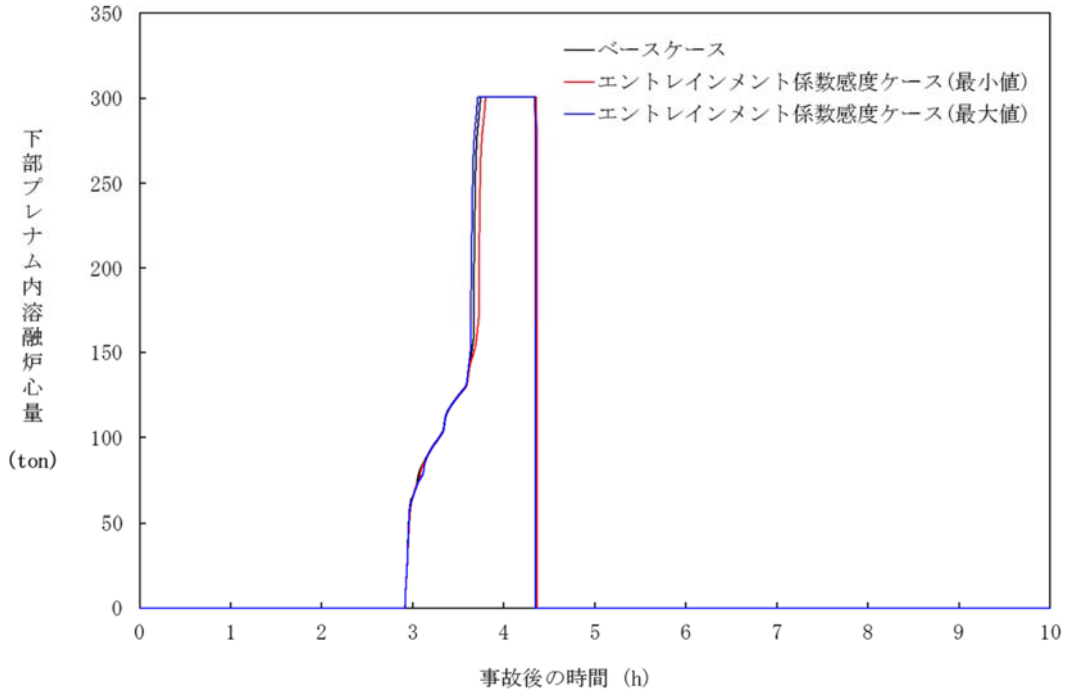


図 4-3-6　エントレインメント係数の感度解析（６）

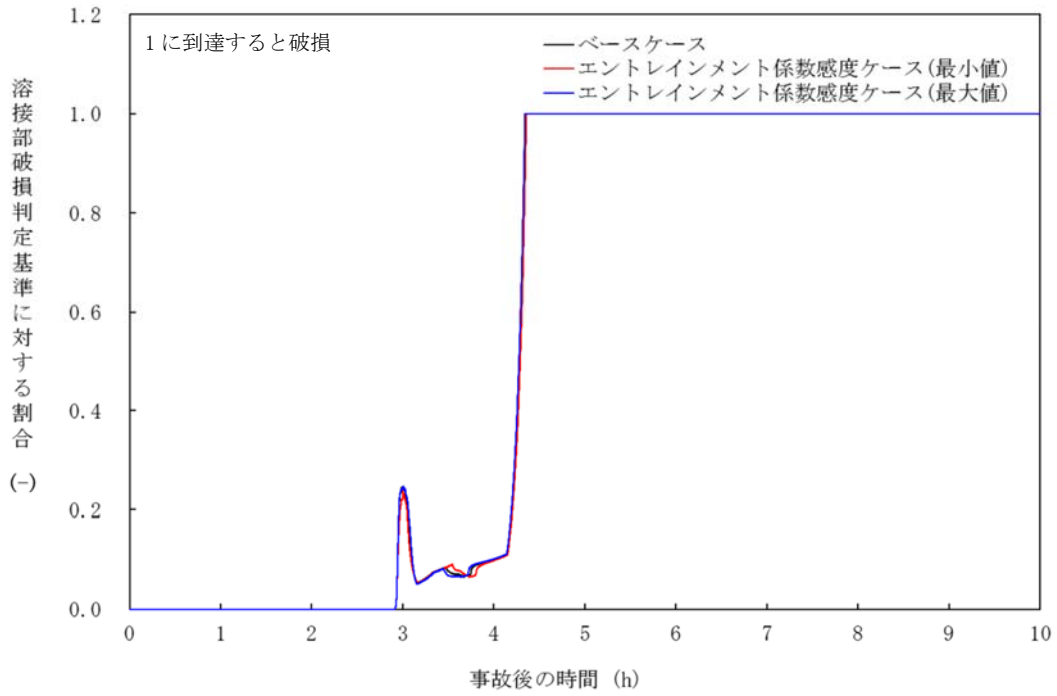


図 4-3-7　エントレインメント係数の感度解析（７）

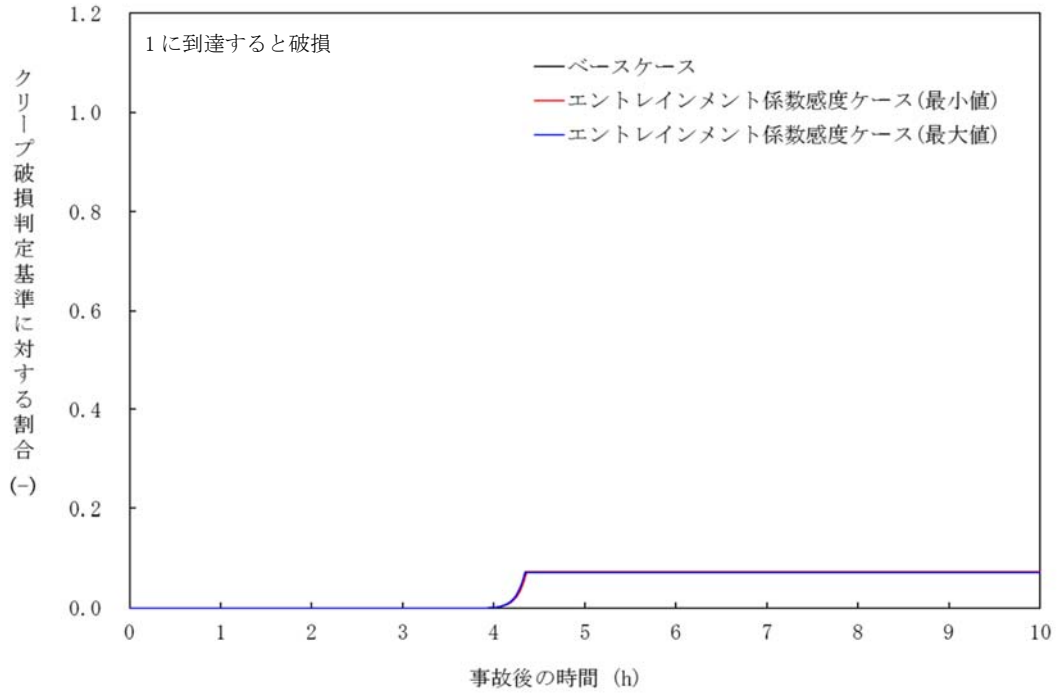


図 4-3-8　エントレインメント係数の感度解析（８）

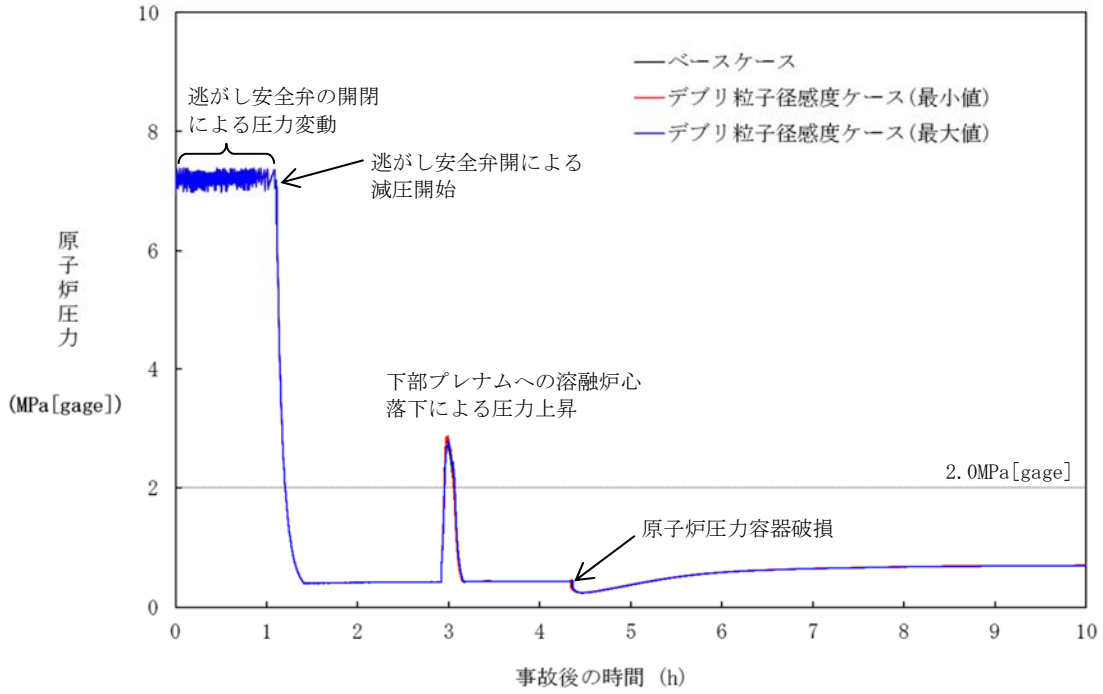


図 4-4-1　デブリ粒子径の感度解析（１）

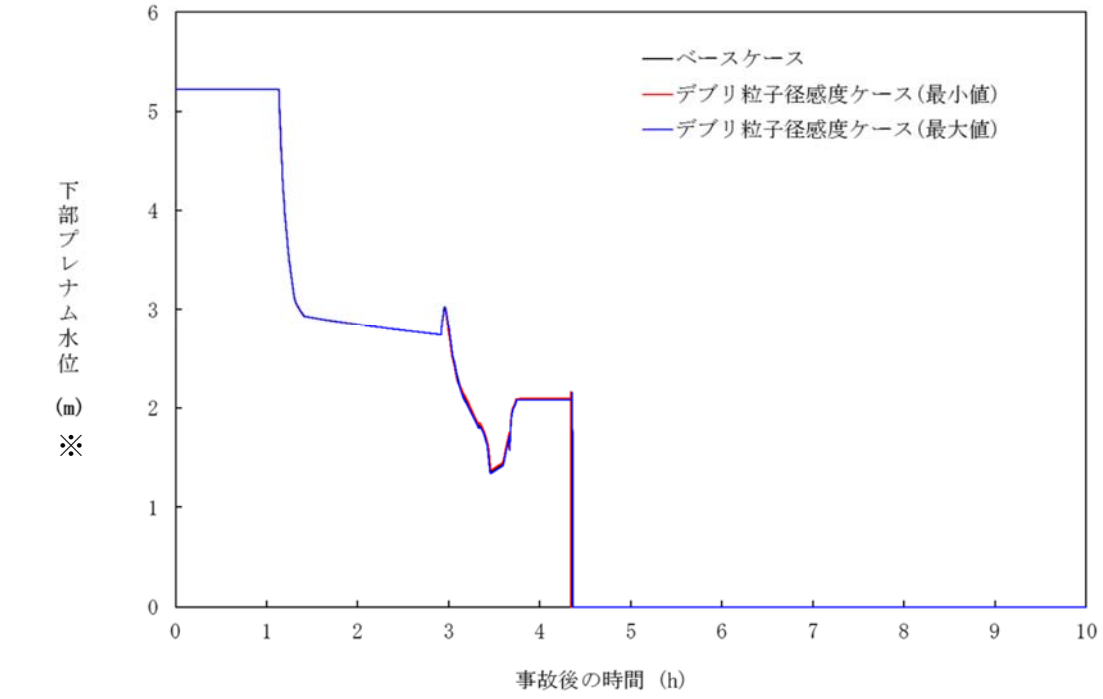


図 4-4-2　デブリ粒子径の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

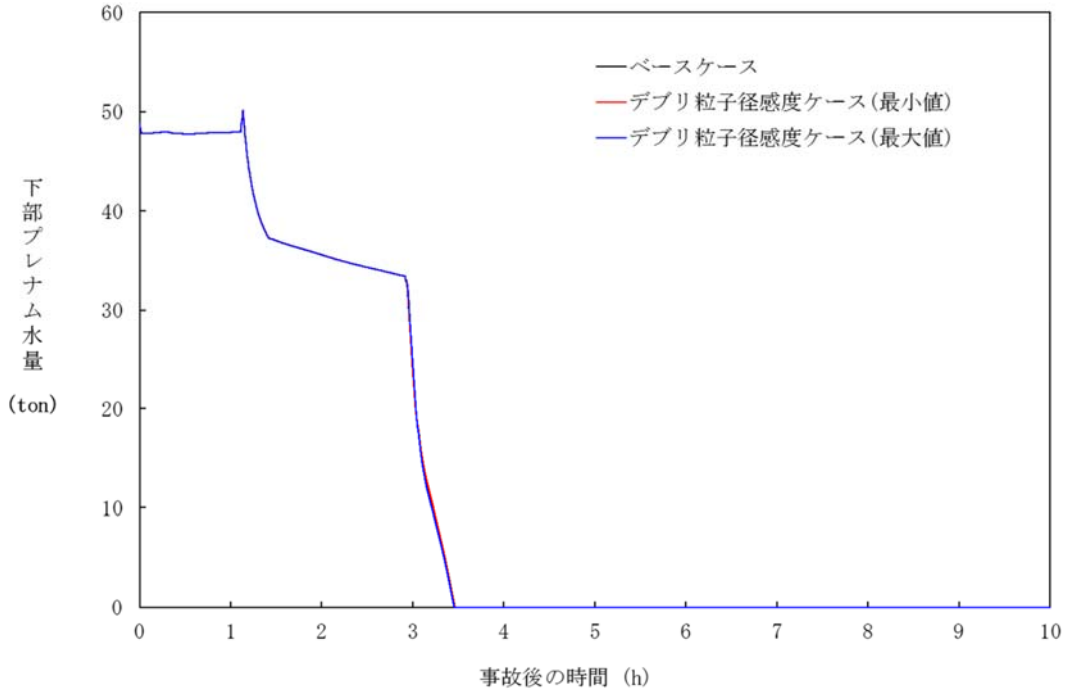


図 4-4-3　デブリ粒子径の感度解析（３）

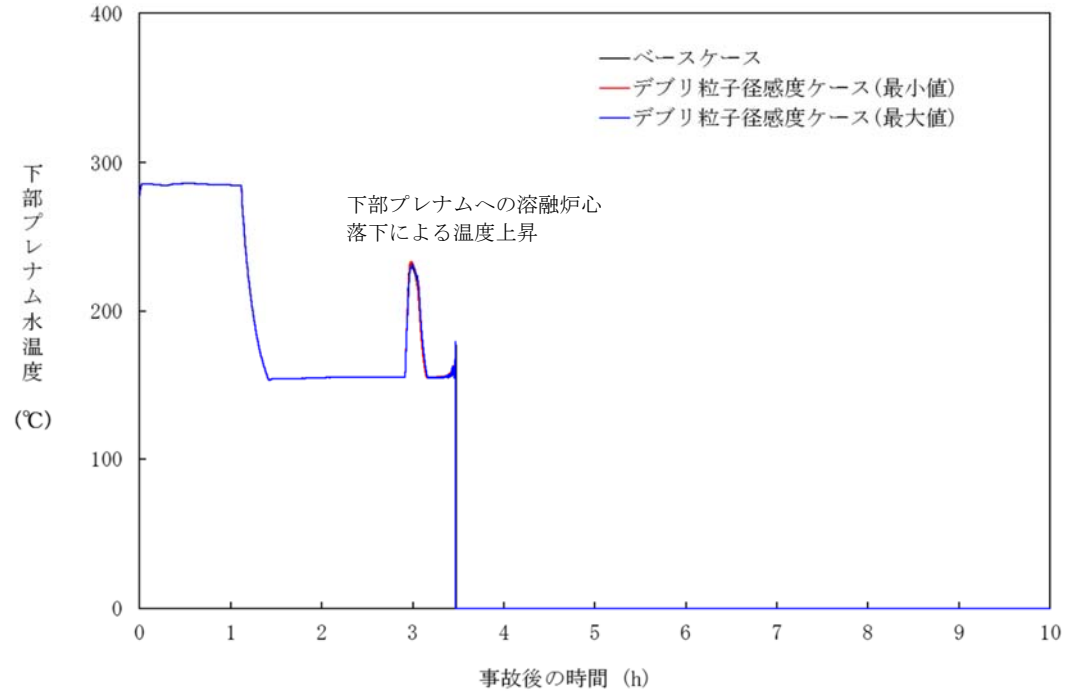


図 4-4-4　デブリ粒子径の感度解析（４）

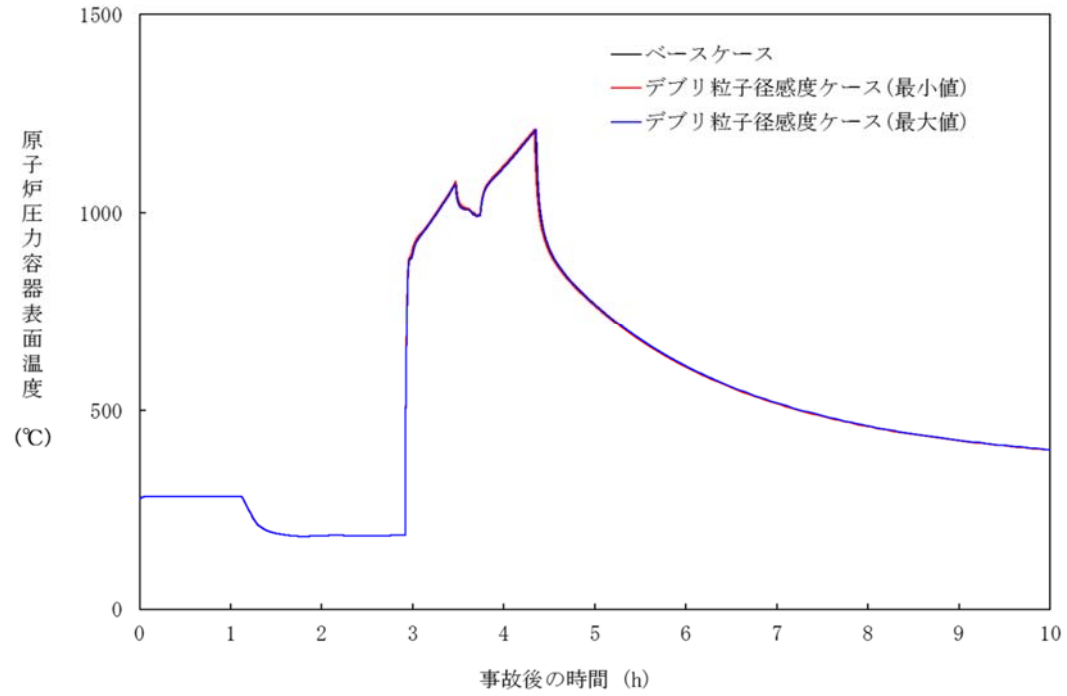


図 4-4-5　デブリ粒子径の感度解析（５）

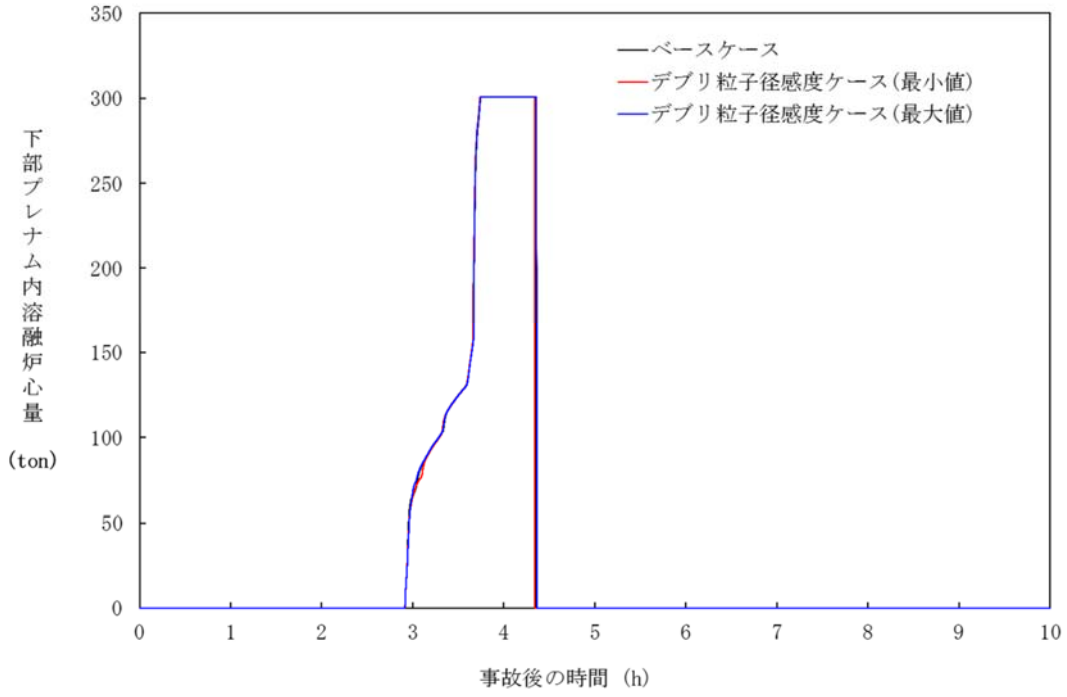


図 4-4-6　デブリ粒子径の感度解析（６）

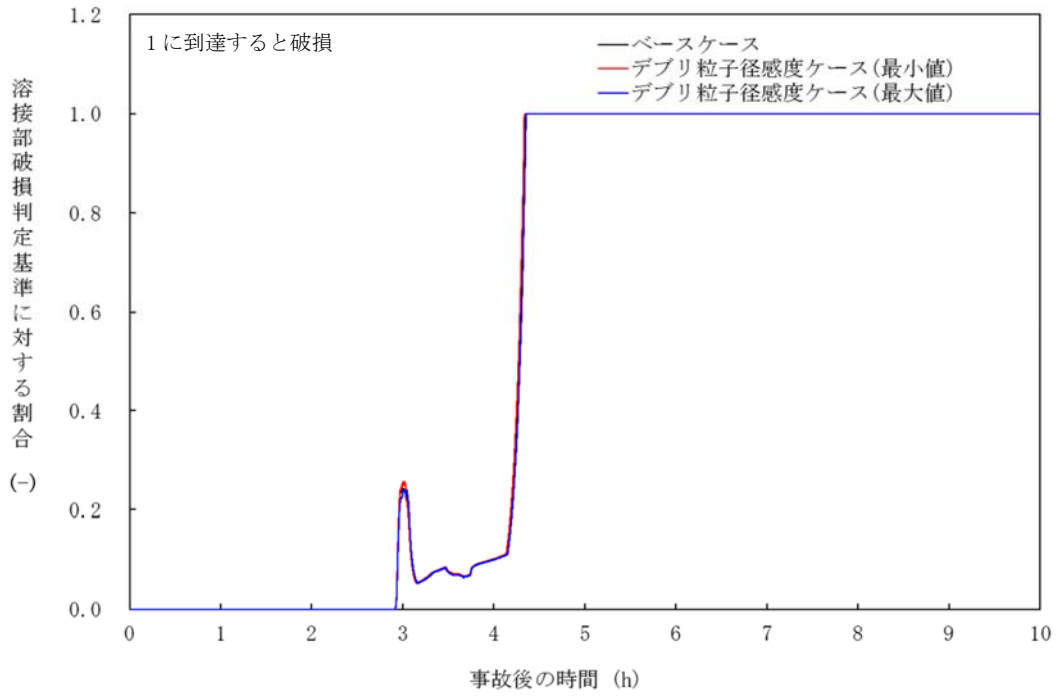


図 4-4-7　デブリ粒子径の感度解析（７）

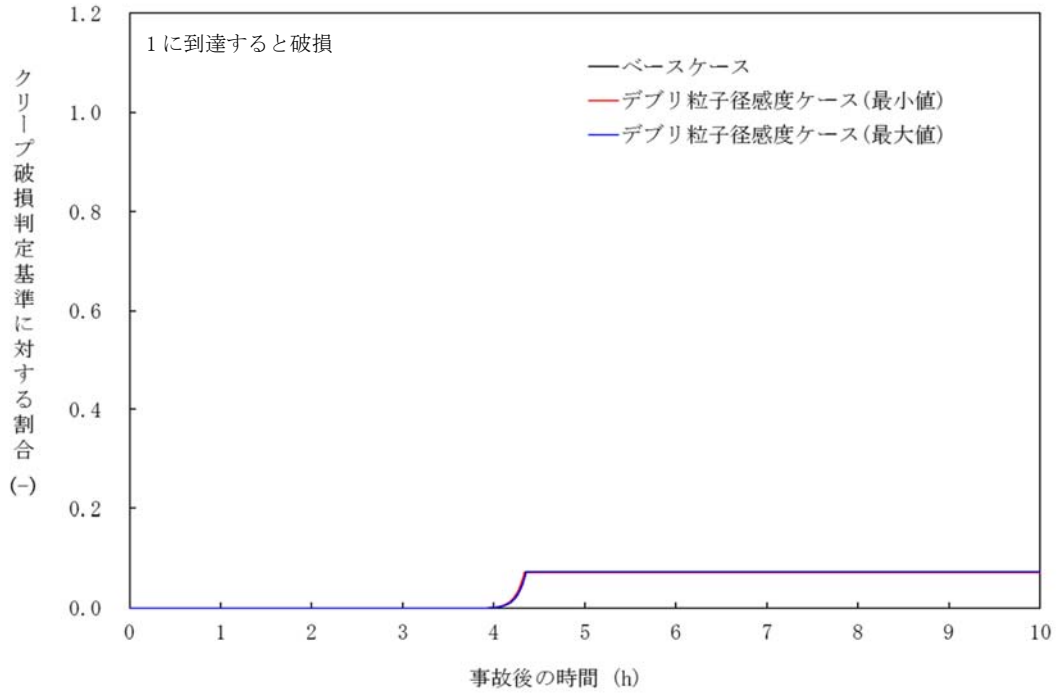


図 4-4-8　デブリ粒子径の感度解析（８）

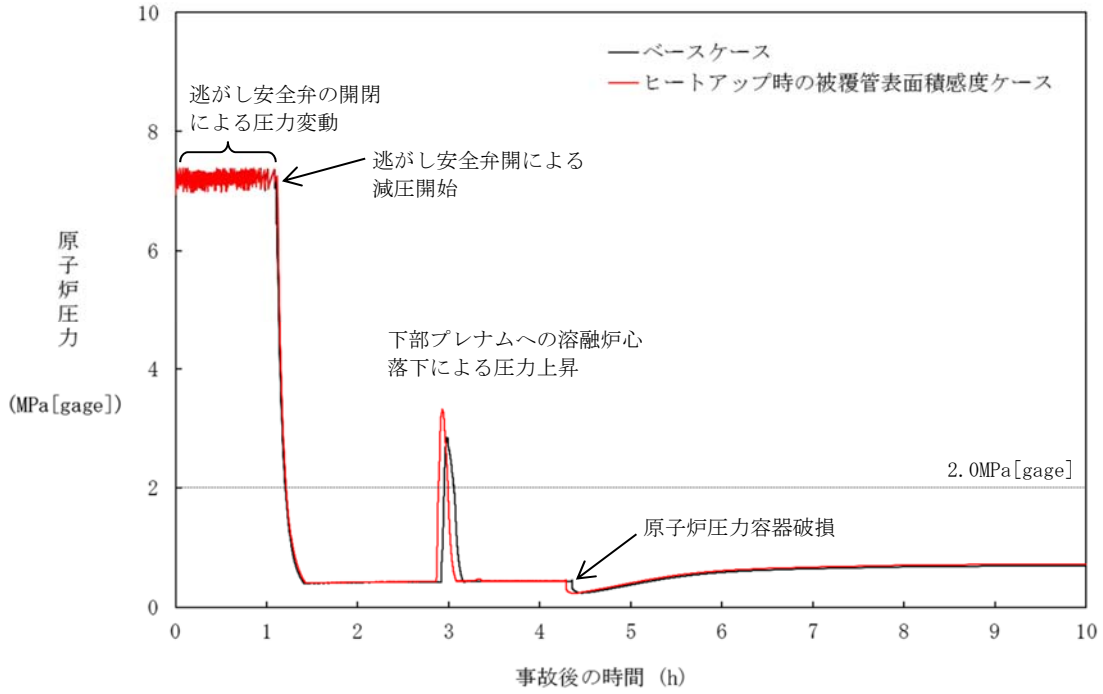


図 4-5-1　ジルコニウムー水反応速度の感度解析（１）

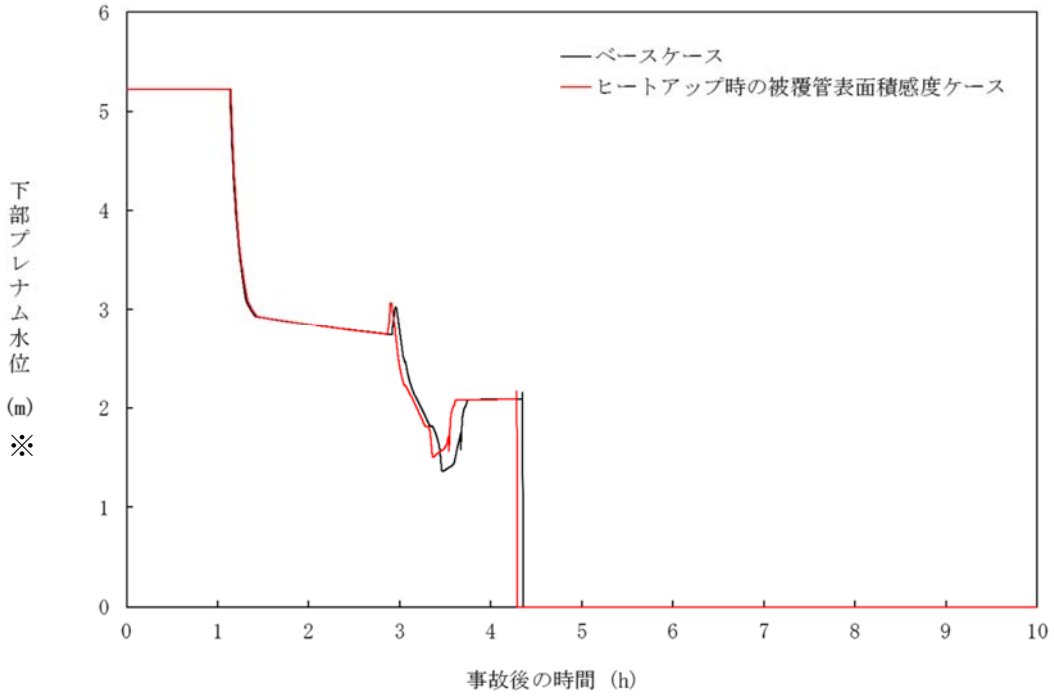


図 4-5-2　ジルコニウムー水反応速度の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

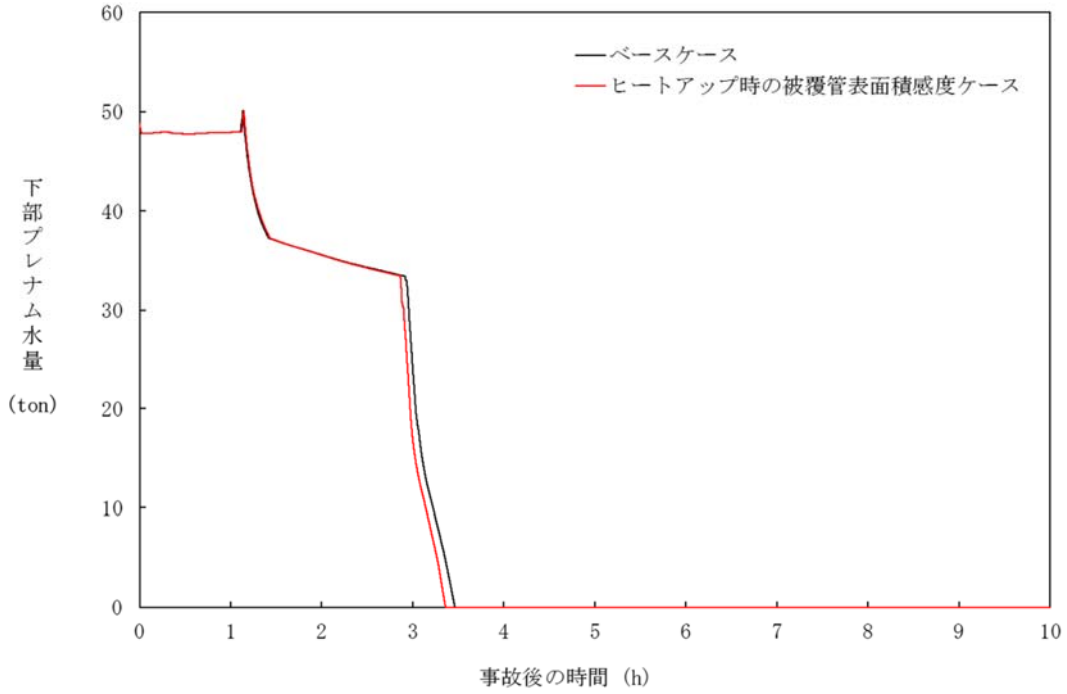


図 4-5-3　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（３）

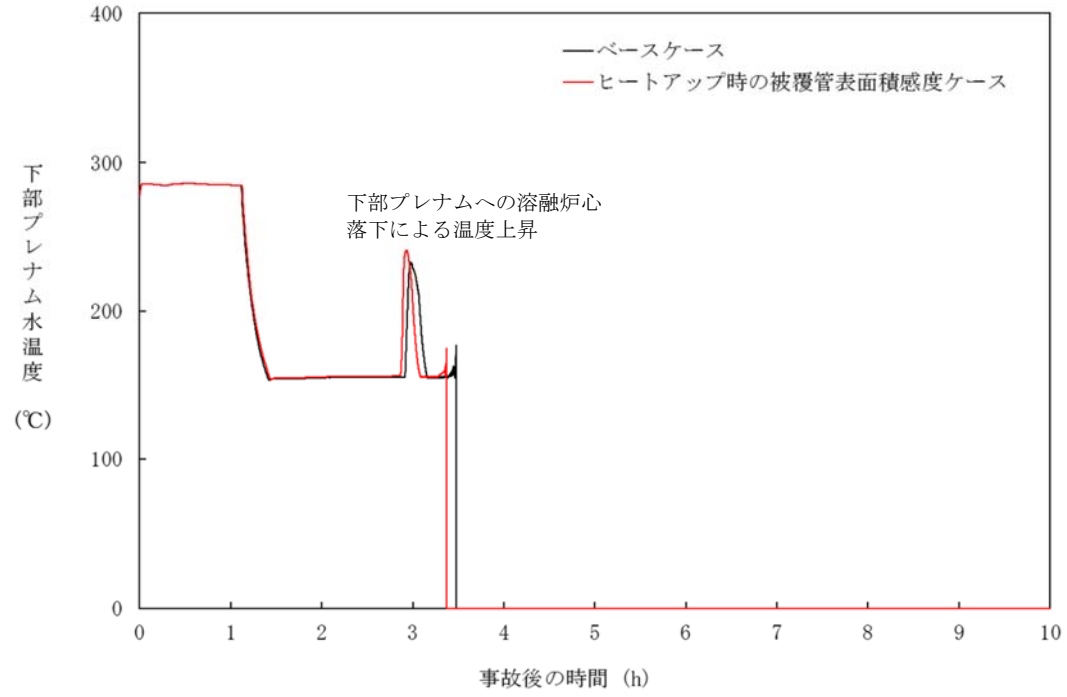


図 4-5-4　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（４）

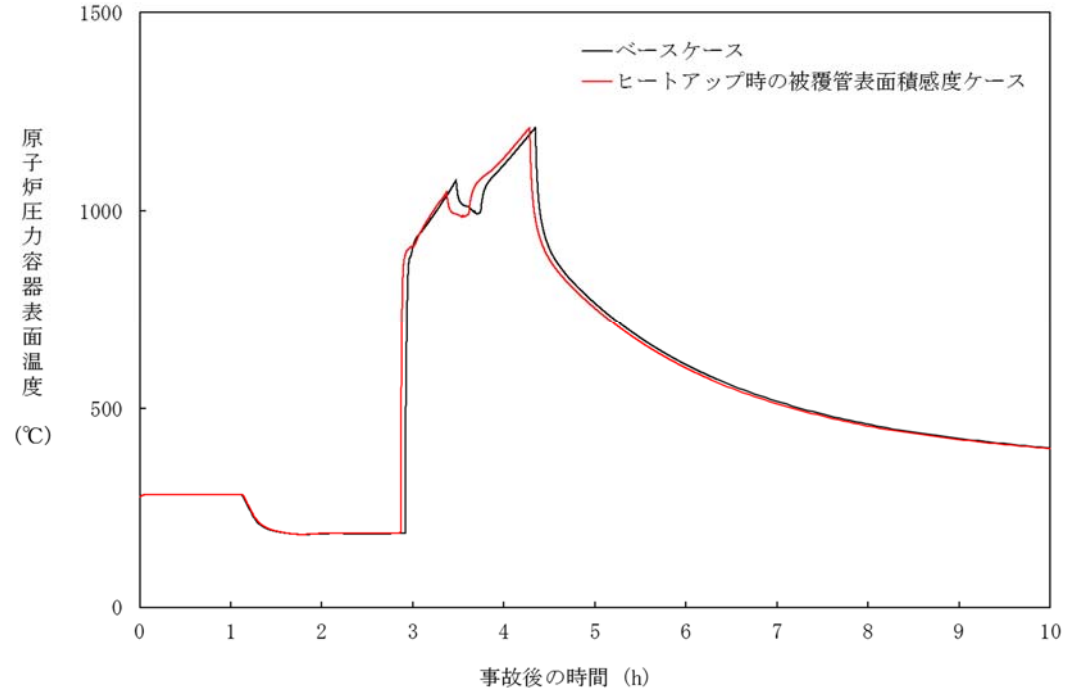


図 4-5-5　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（５）

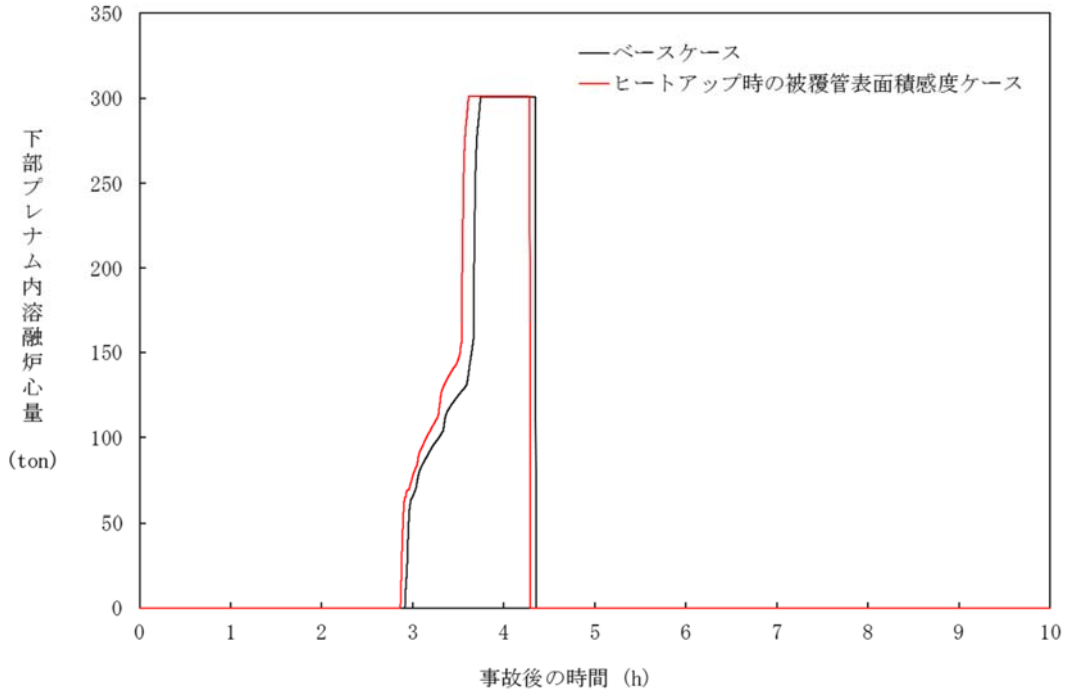


図 4-5-6　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（６）

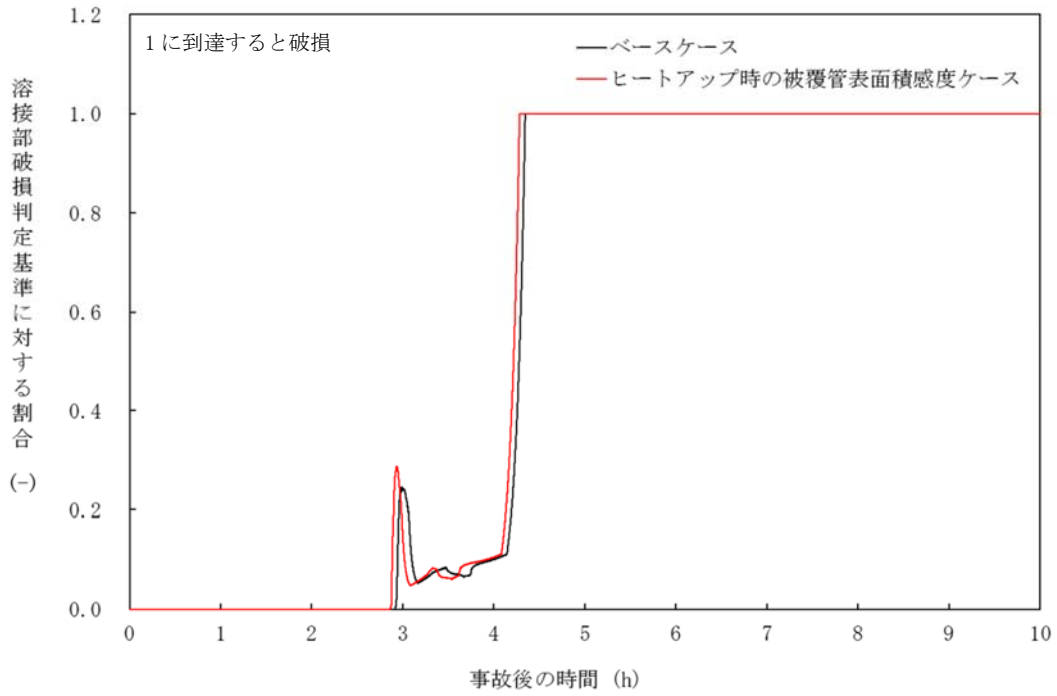


図 4-5-7　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（７）

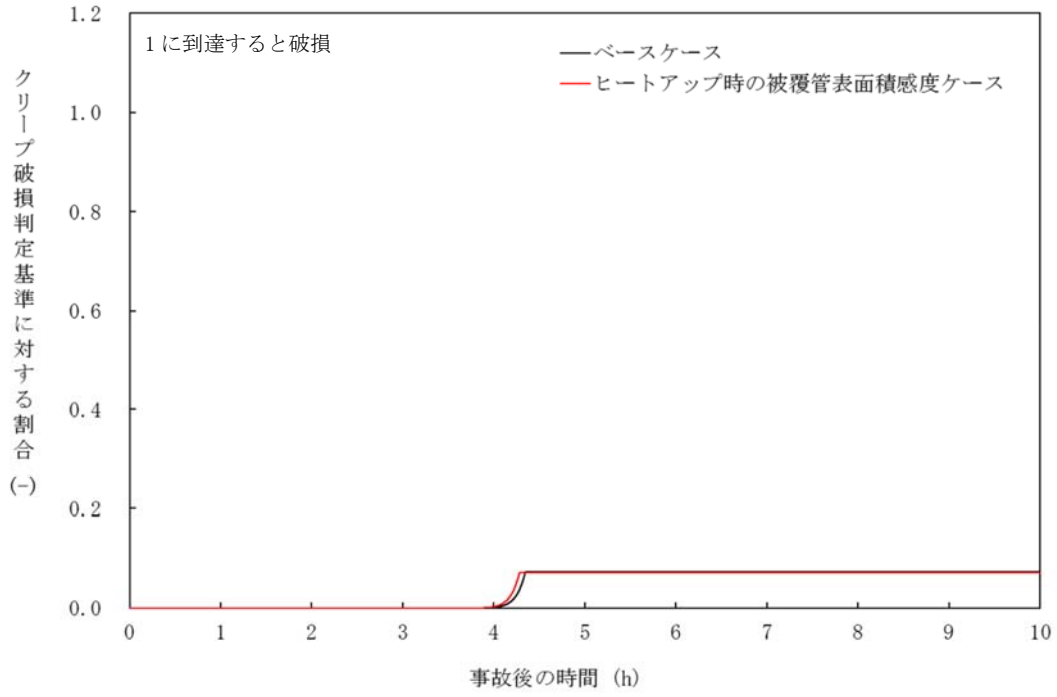


図 4-5-8　ジルコニウム－水反応速度の感度解析（８）

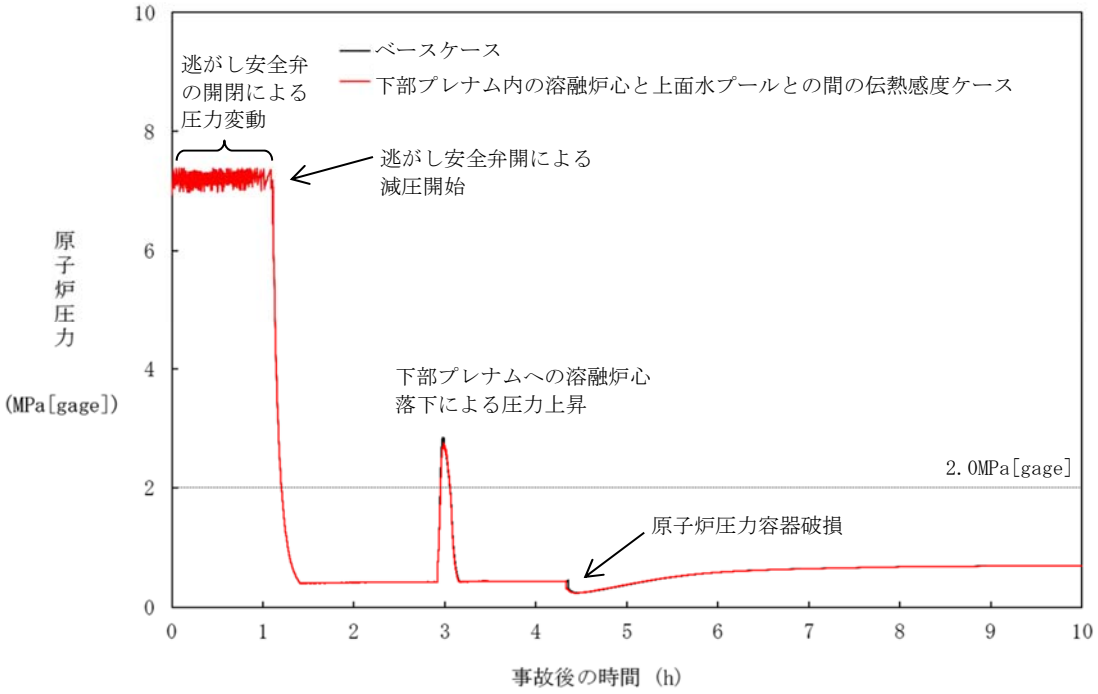


図 4-6-1　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（１）

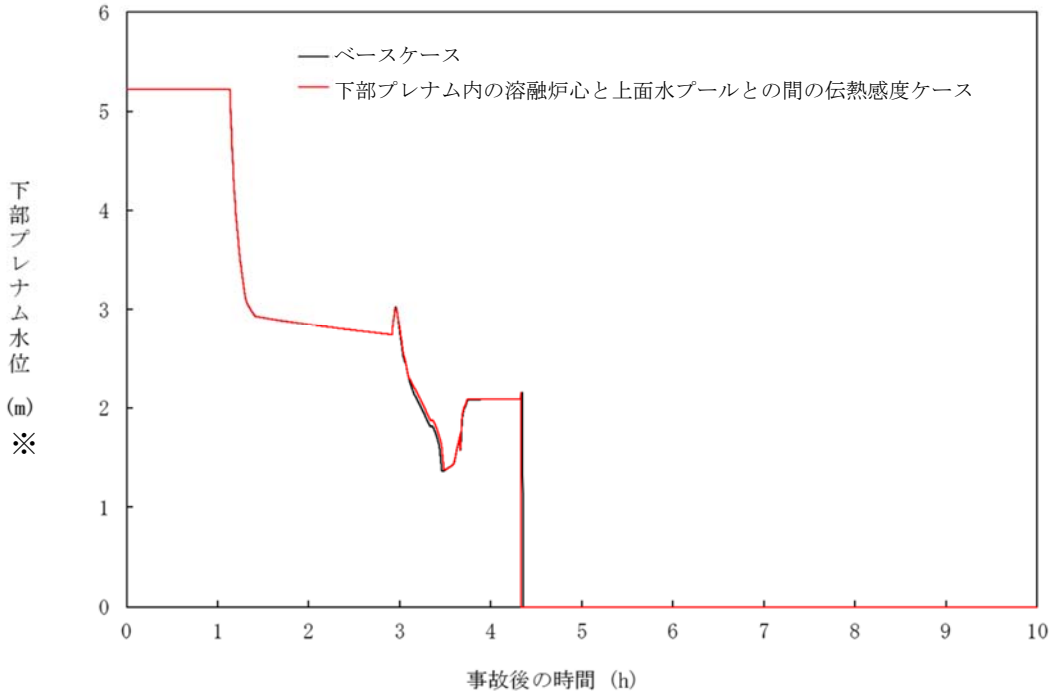


図 4-6-2　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

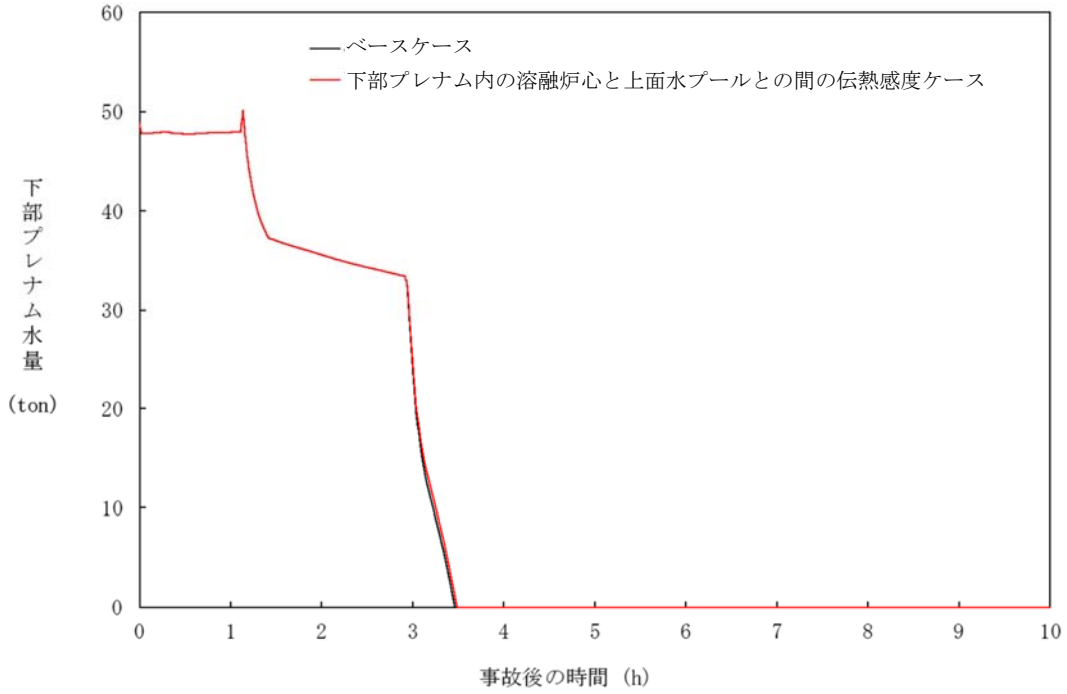


図 4-6-3　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（３）

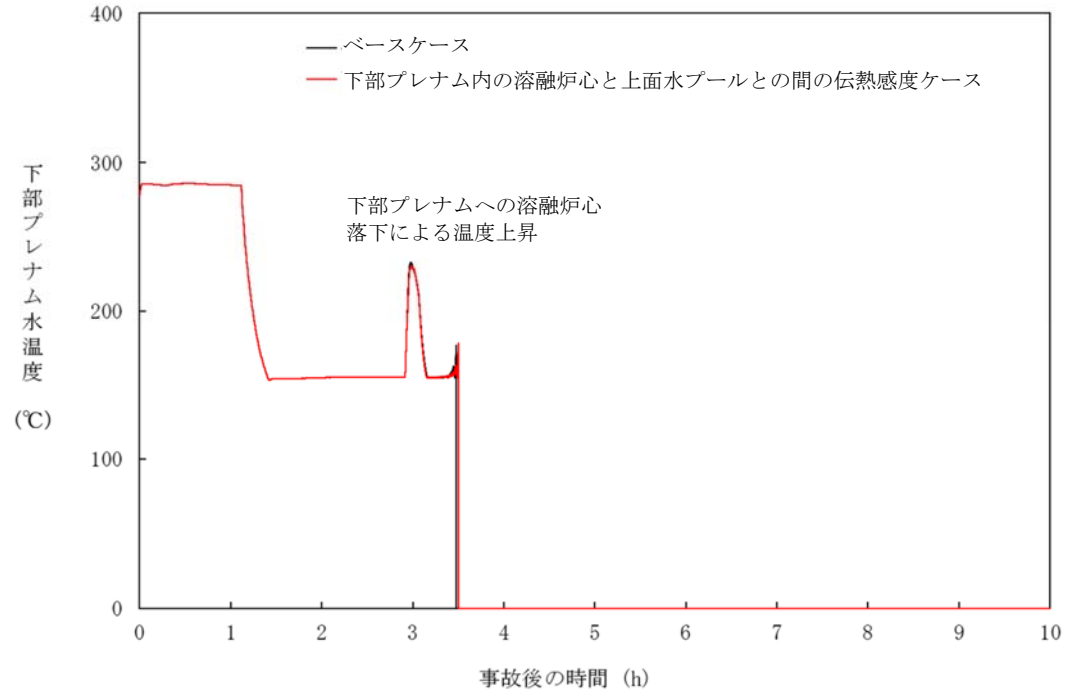


図 4-6-4　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（４）

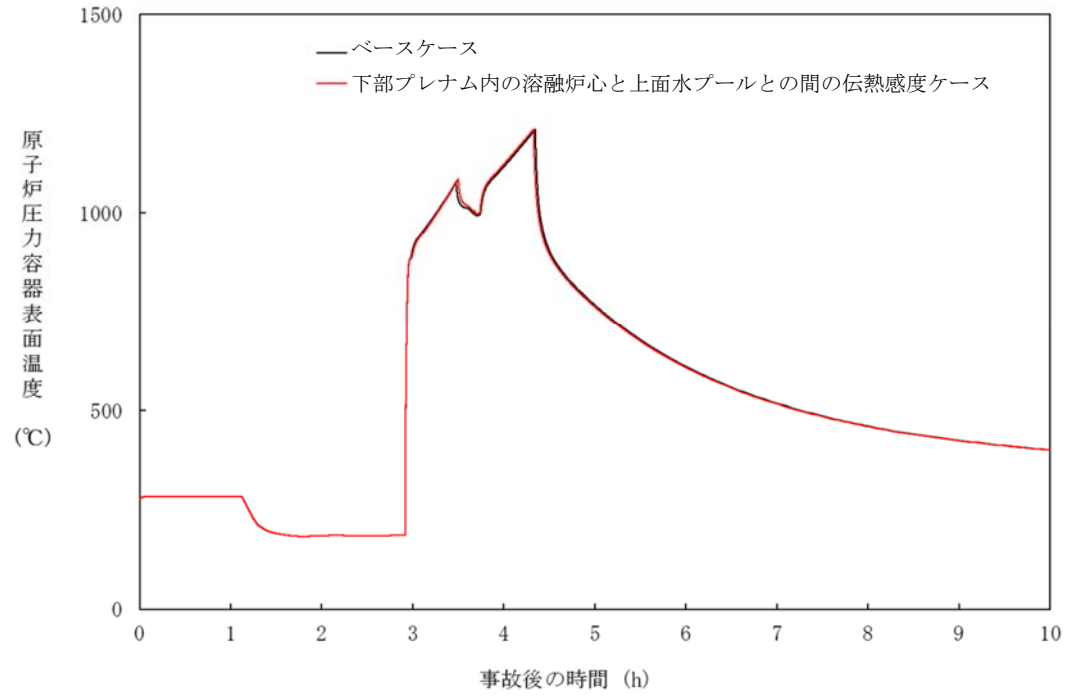


図 4-6-5　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（５）

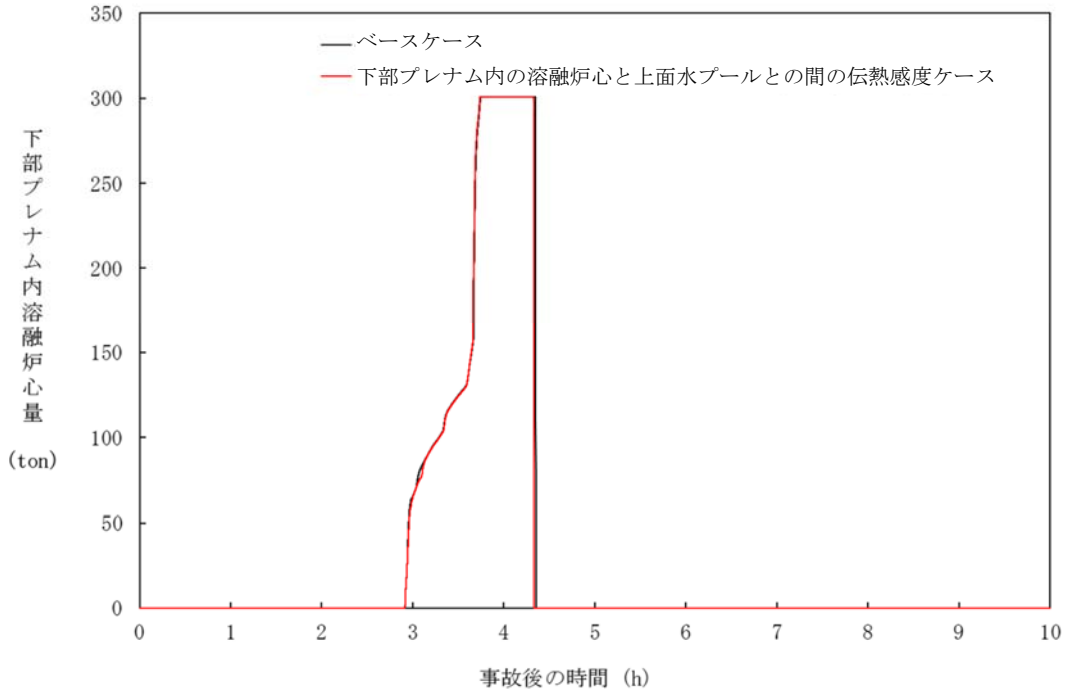


図 4-6-6　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（６）

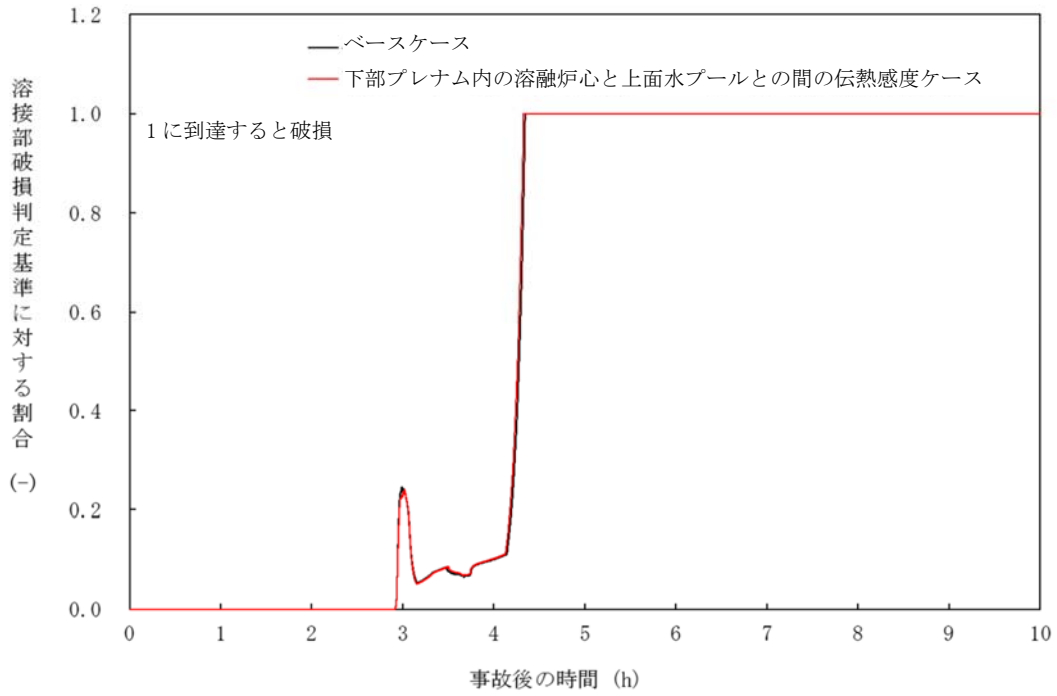


図 4-6-7　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（７）

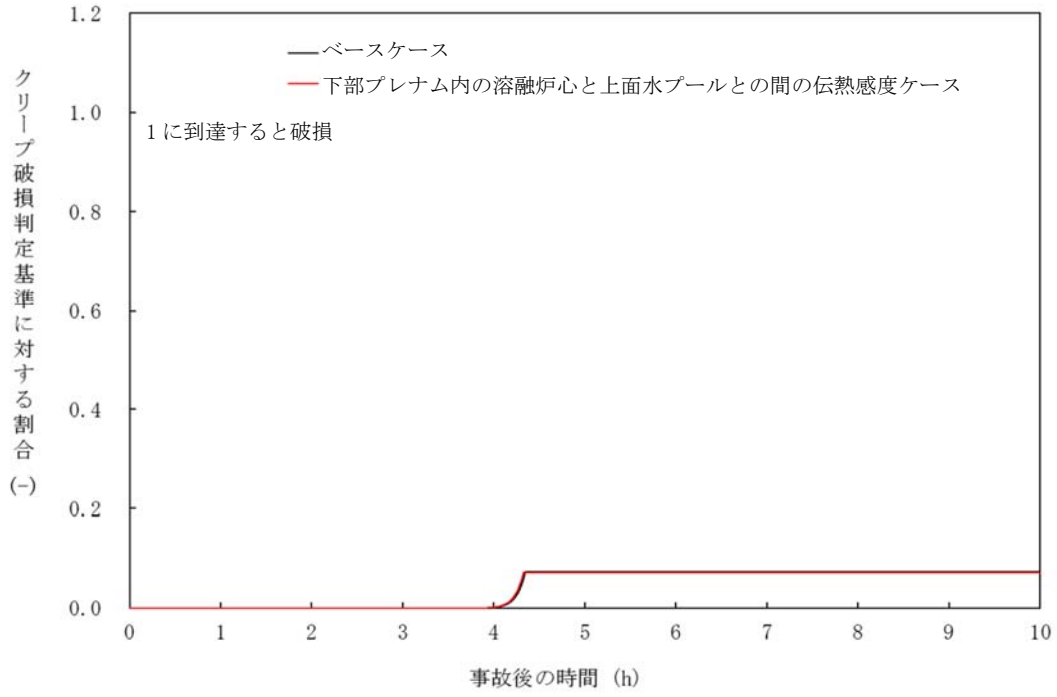


図 4-6-8　下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析（８）

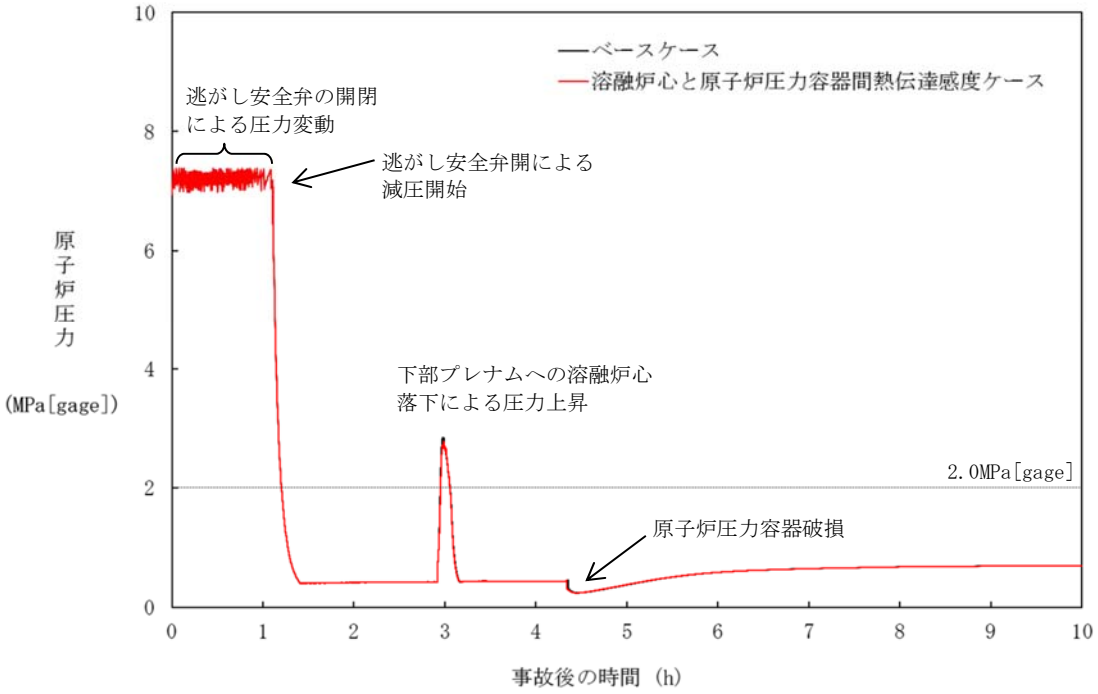


図 4-7-1　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（１）

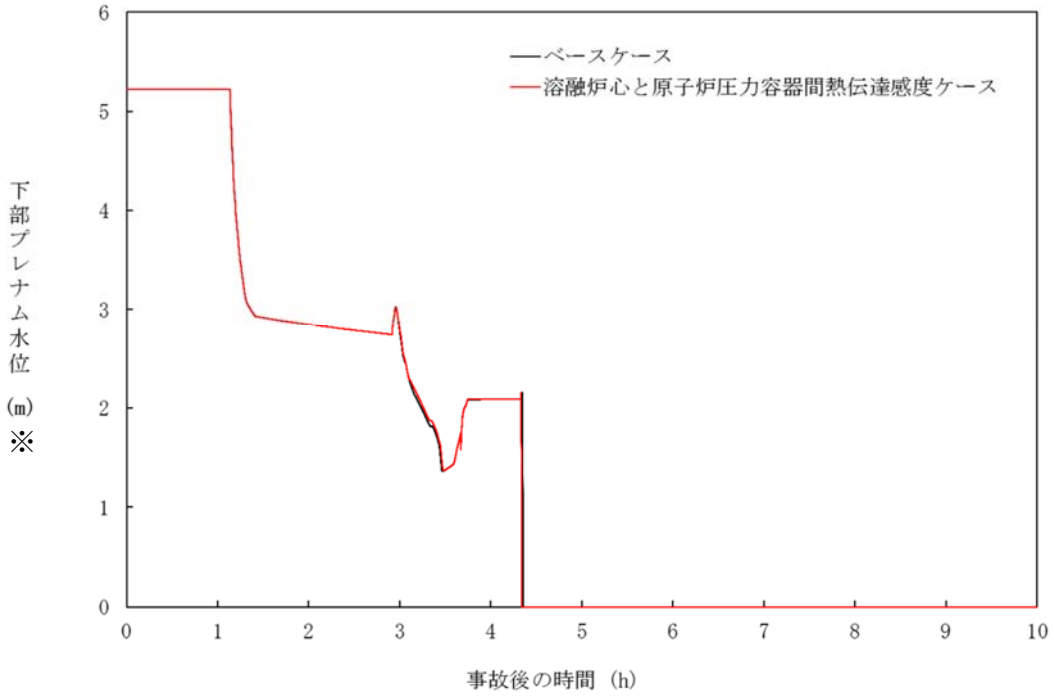


図 4-7-2　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

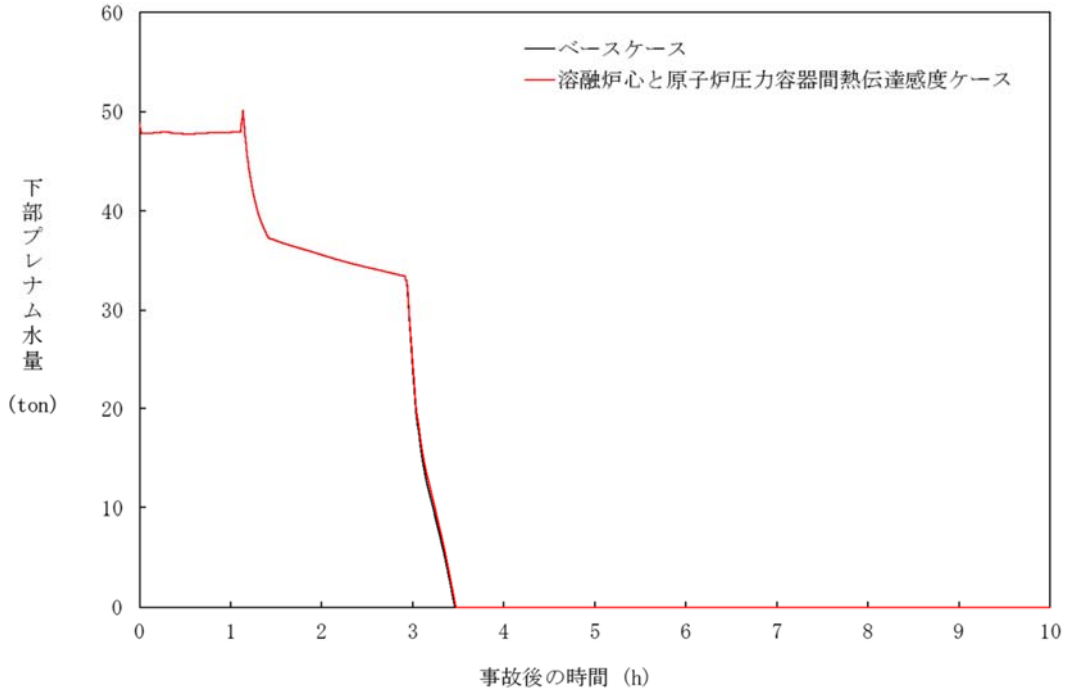


図 4-7-3　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（３）

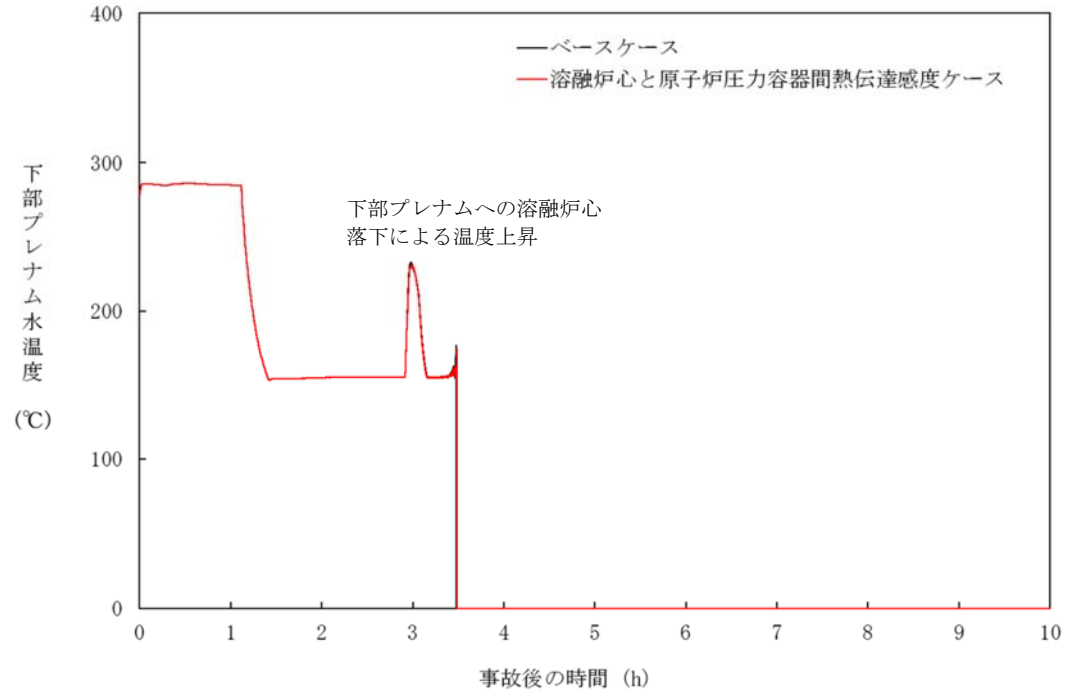


図 4-7-4　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（４）

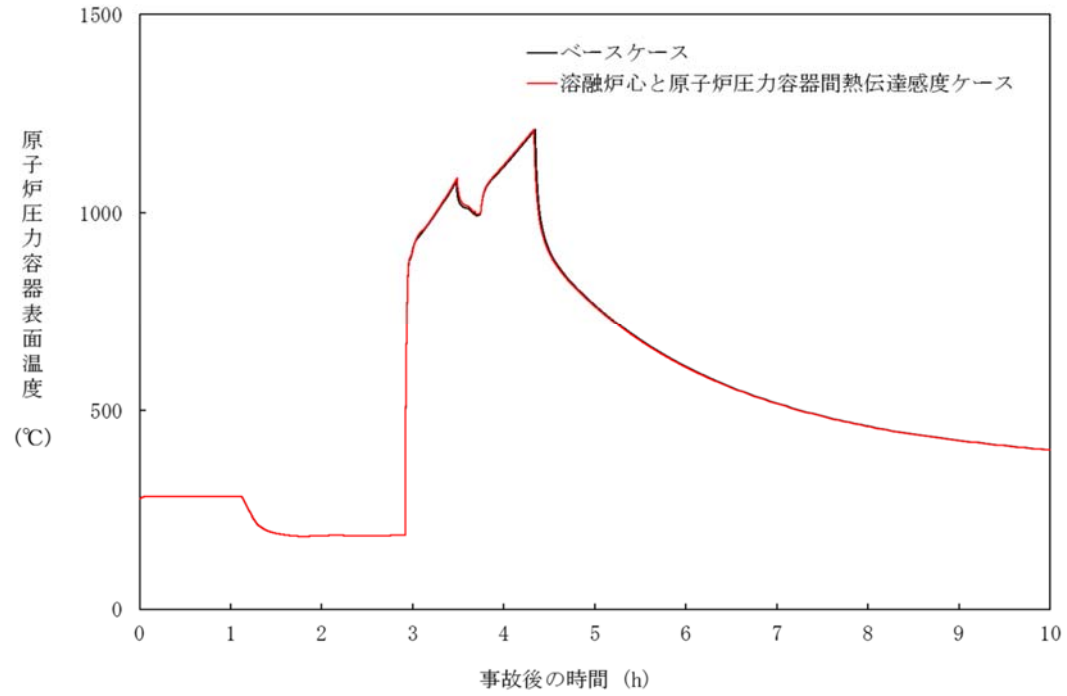


図 4-7-5　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（５）

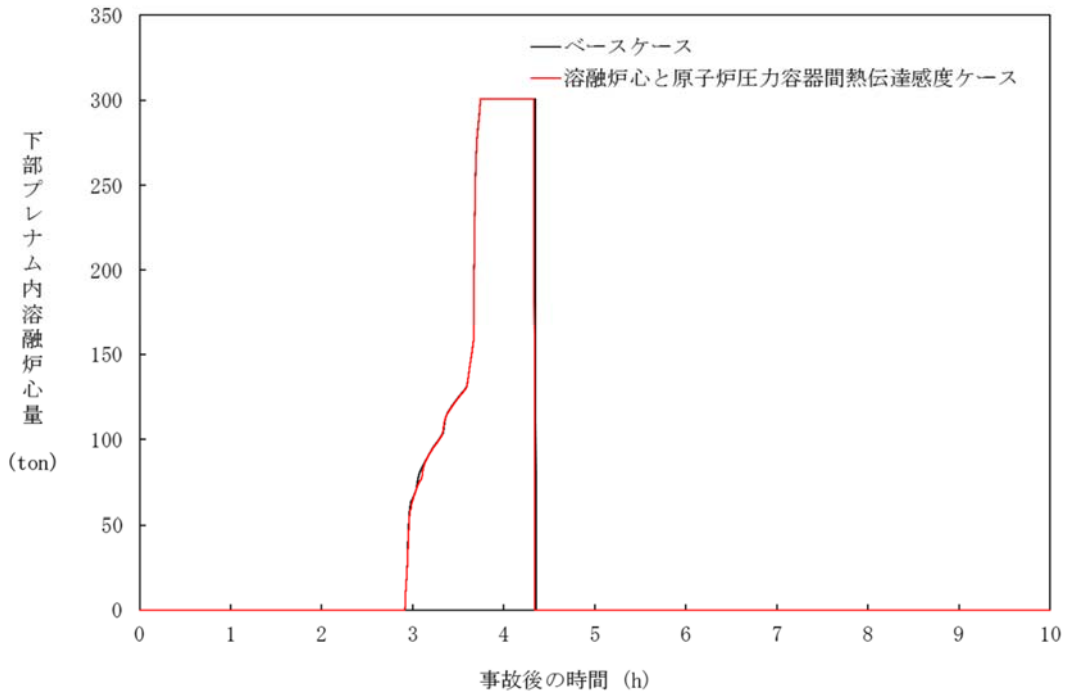


図 4-7-6　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（６）

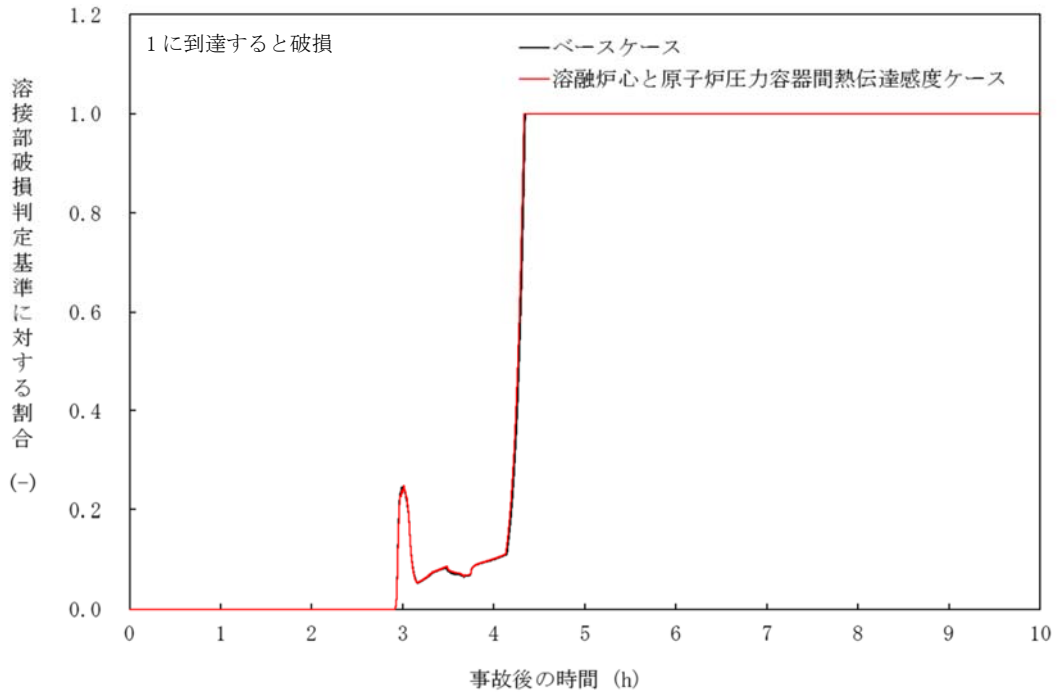


図 4-7-7　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（７）

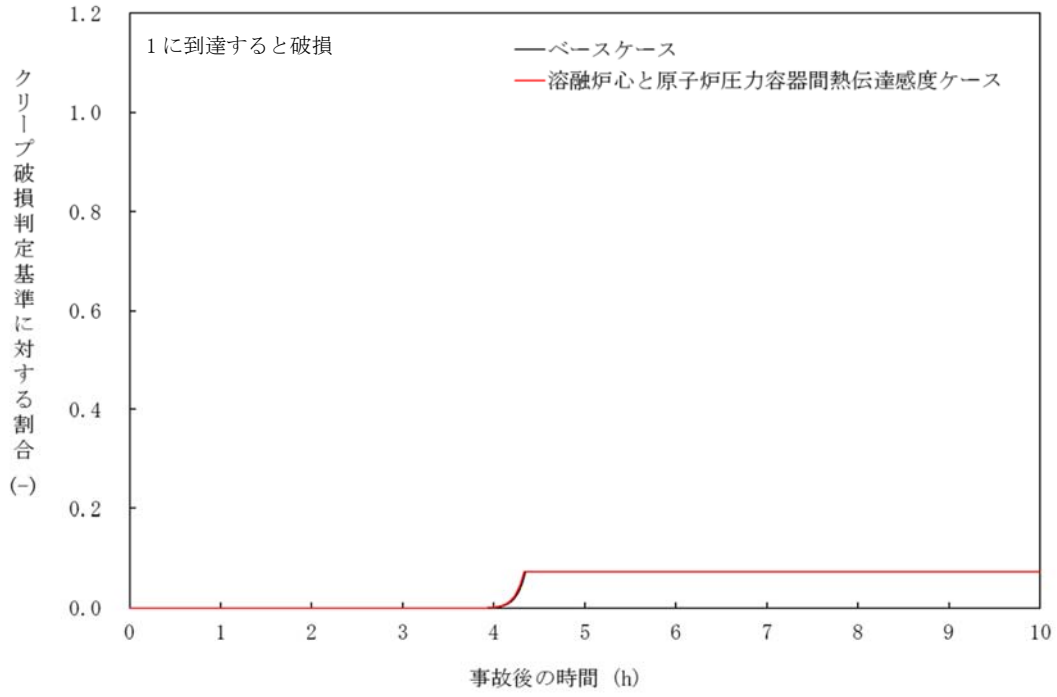


図 4-7-8　溶融炉心と原子炉圧力容器間熱伝達の感度解析（８）

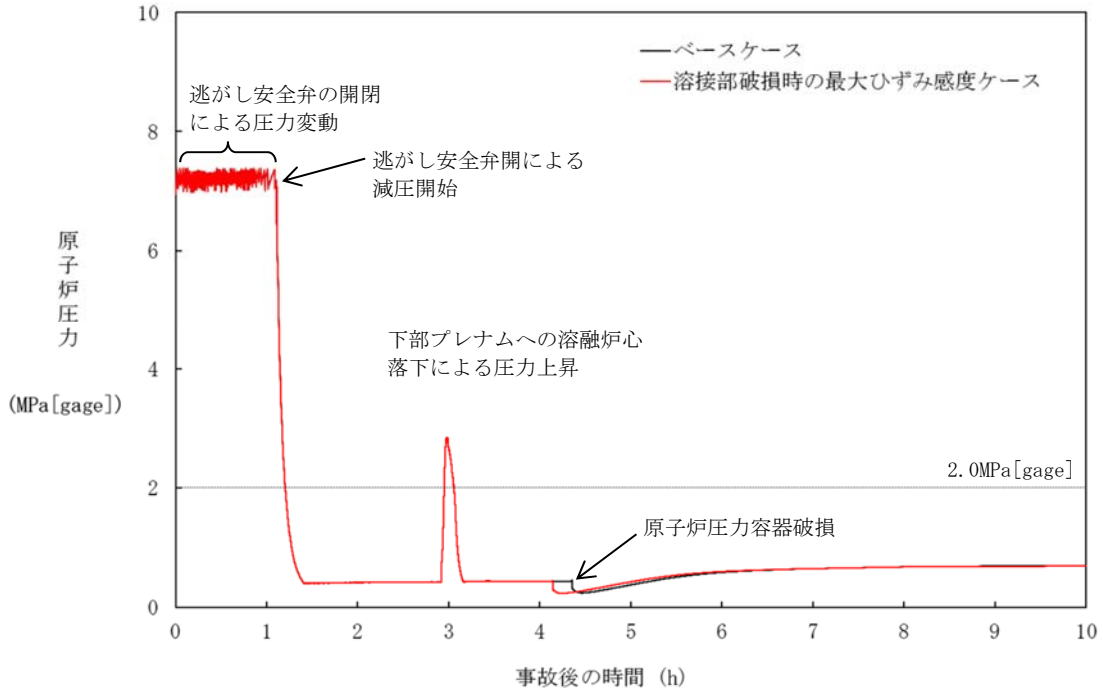


図 4-8-1　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（１）

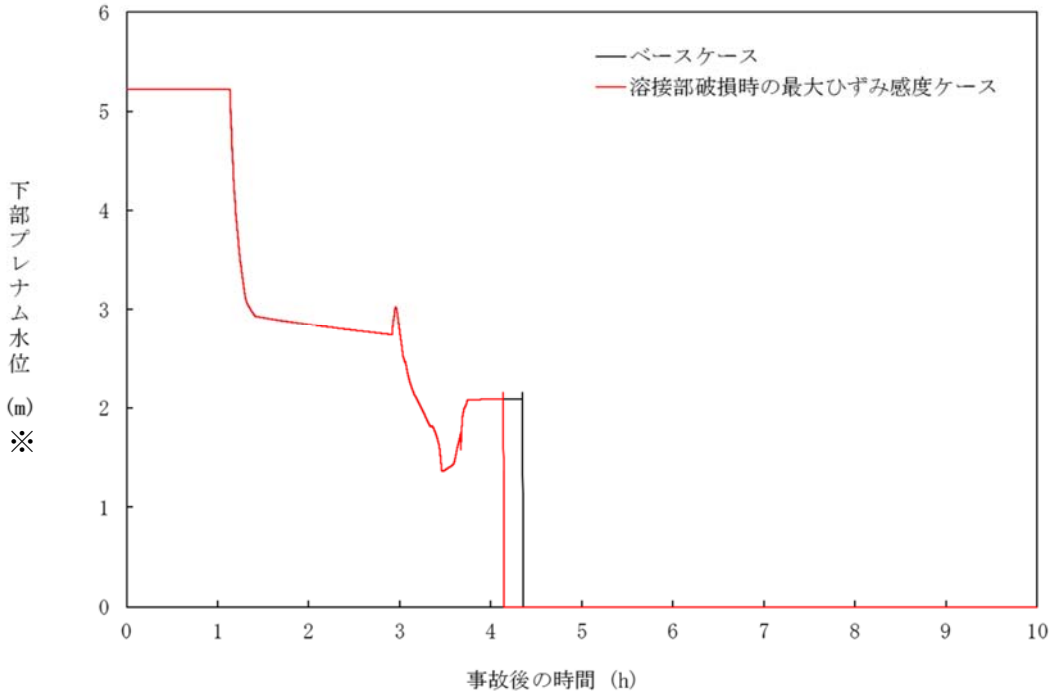


図 4-8-2　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

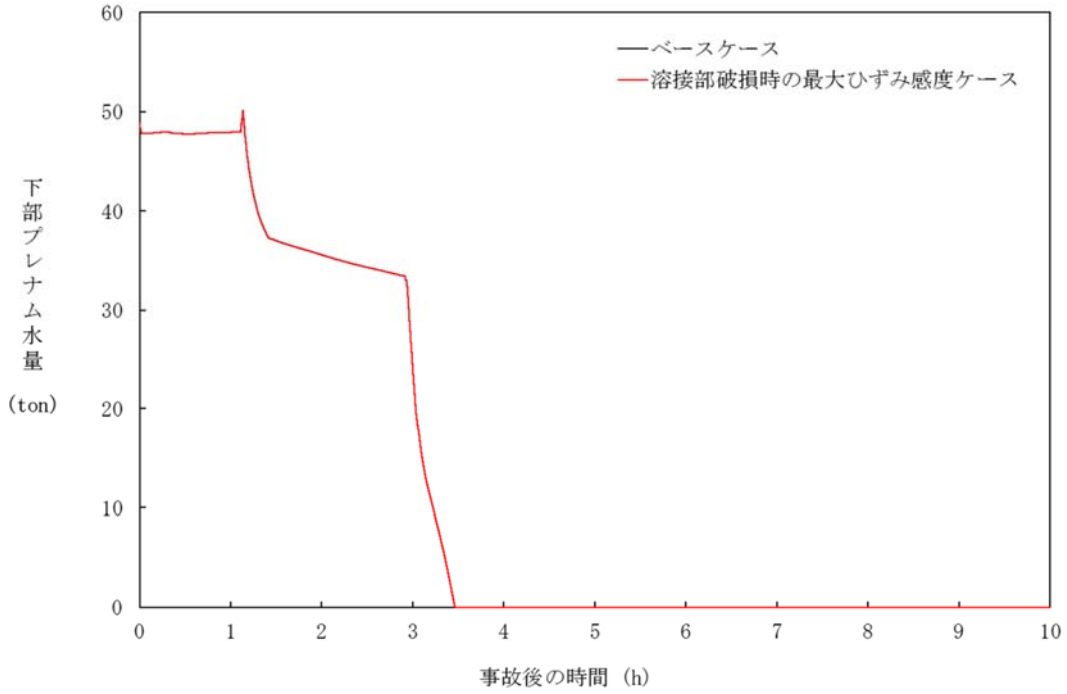


図 4-8-3　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（３）

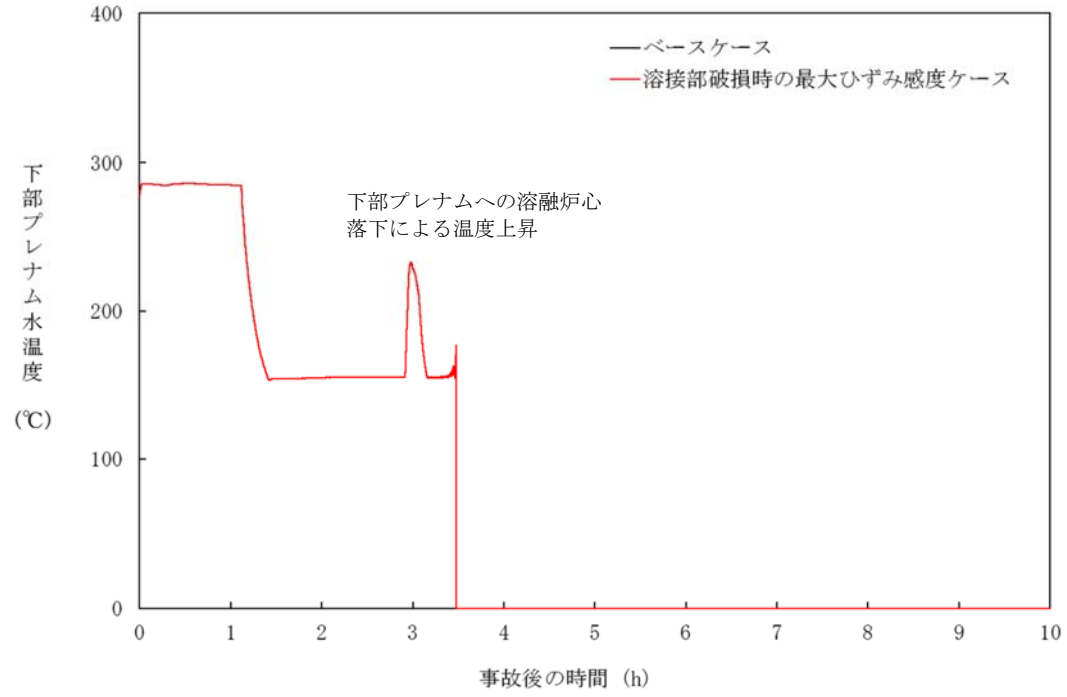


図 4-8-4　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（４）

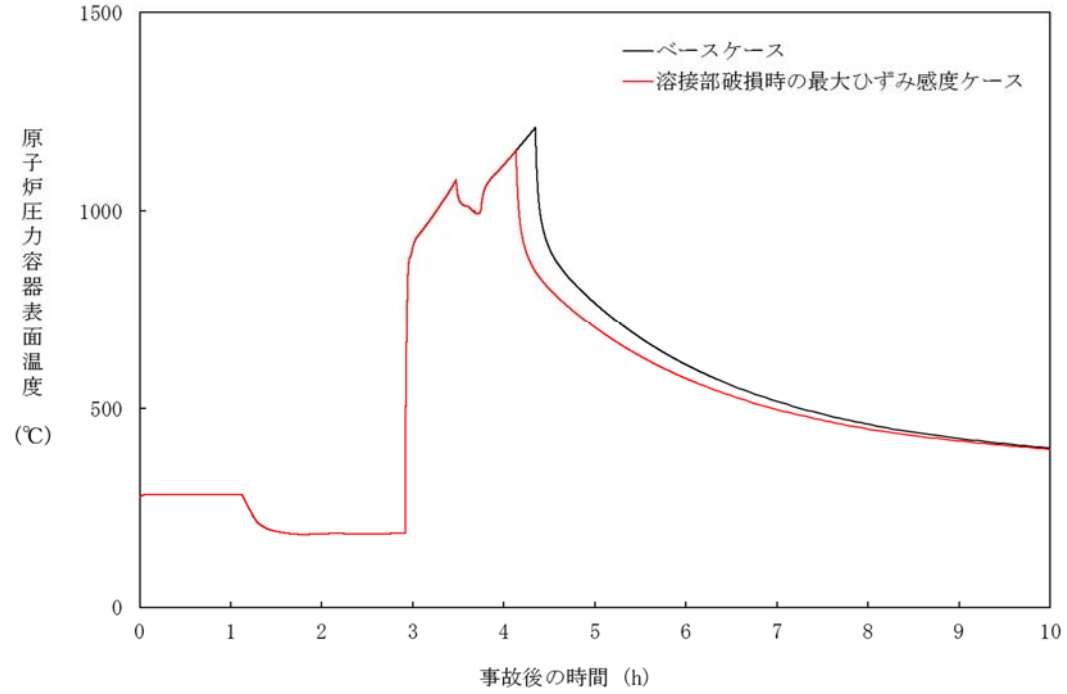


図 4-8-5　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（５）

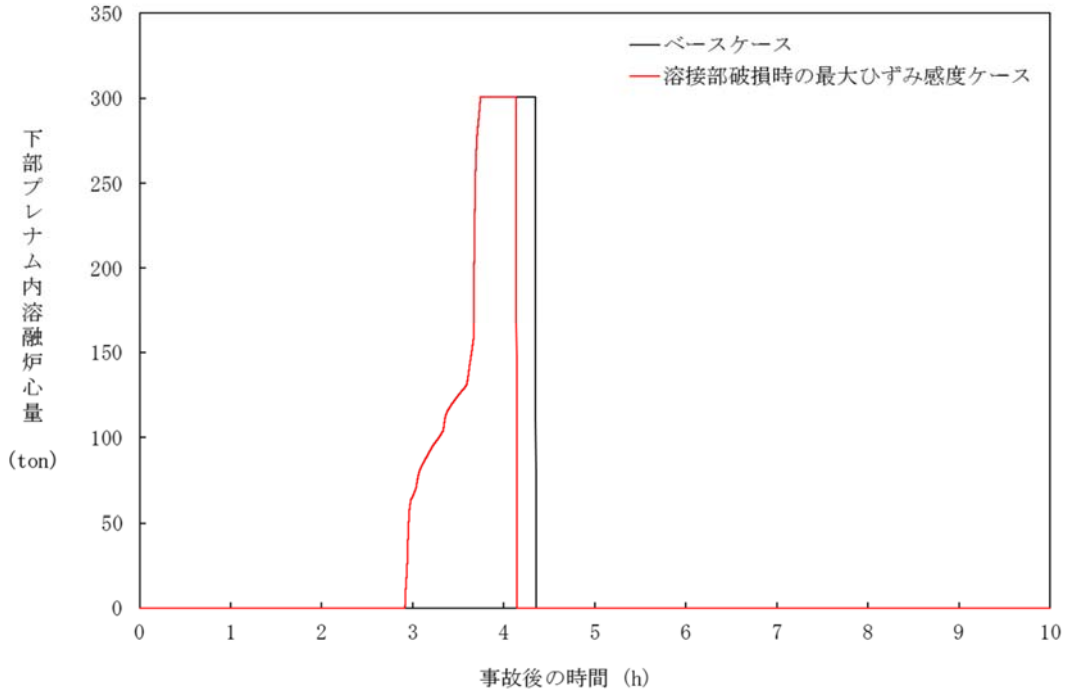


図 4-8-6　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（６）

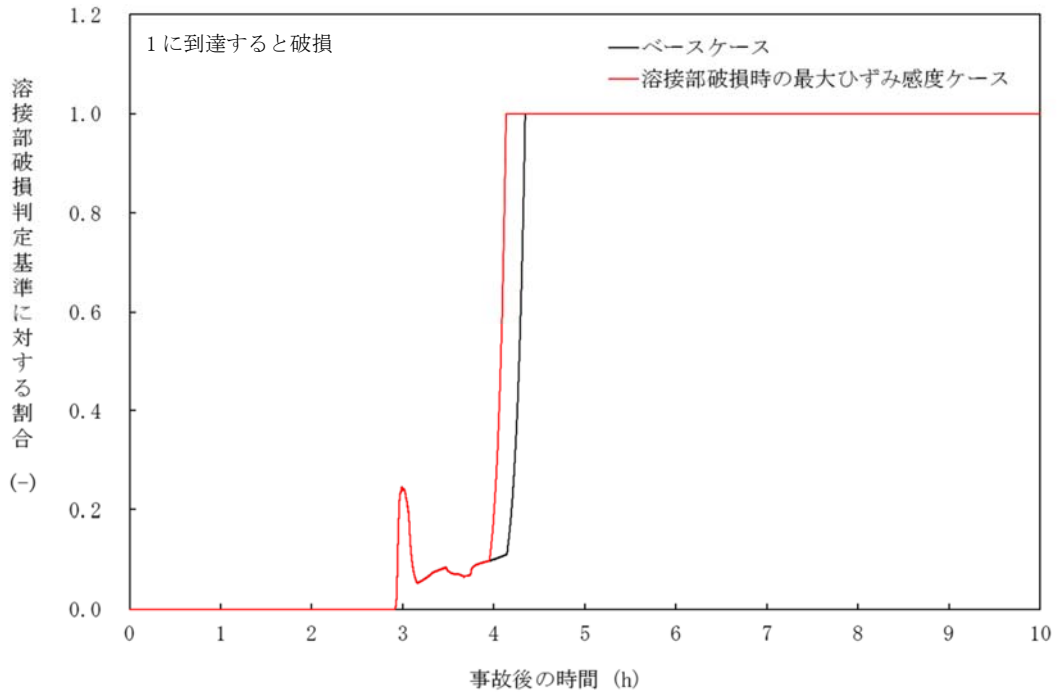


図 4-8-7　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（７）

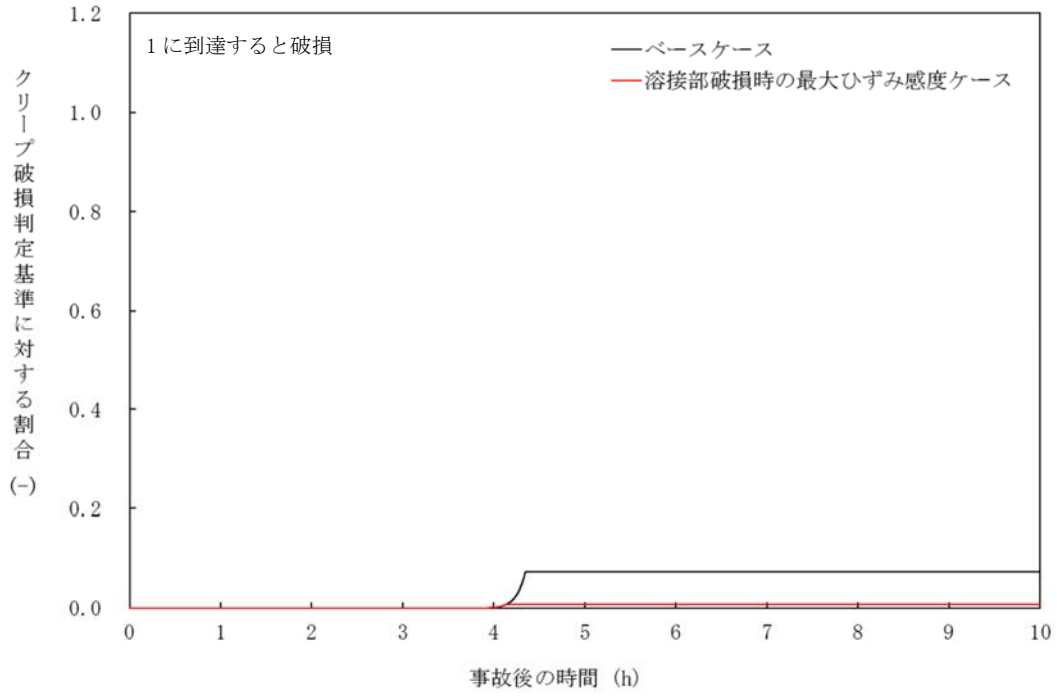


図 4-8-8　溶接部破損時の最大ひずみの感度解析（８）

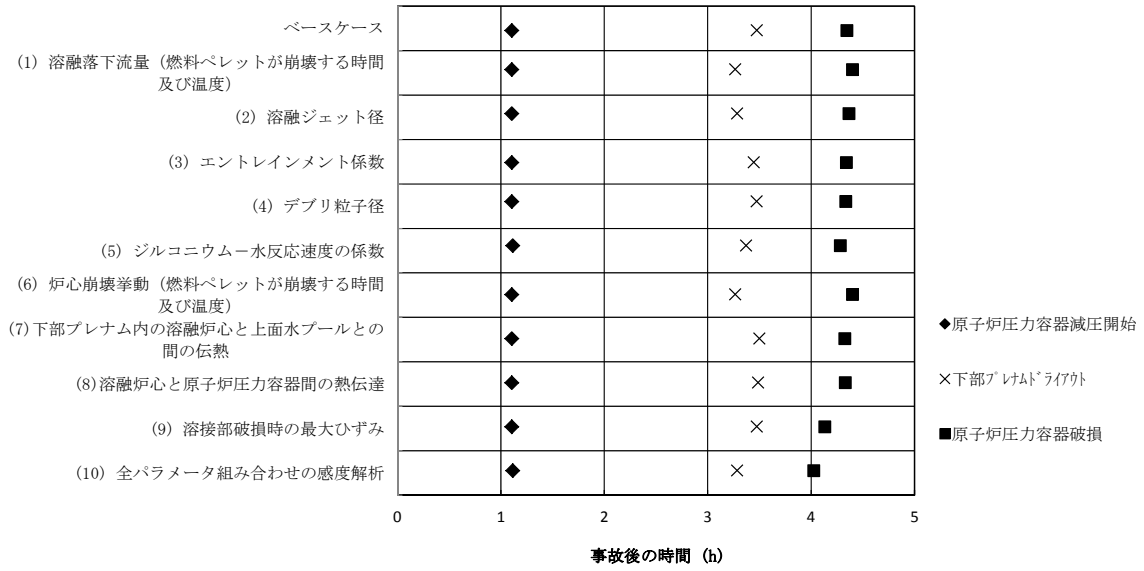


図 4-9-1　感度解析における原子炉圧力容器破損等の整理

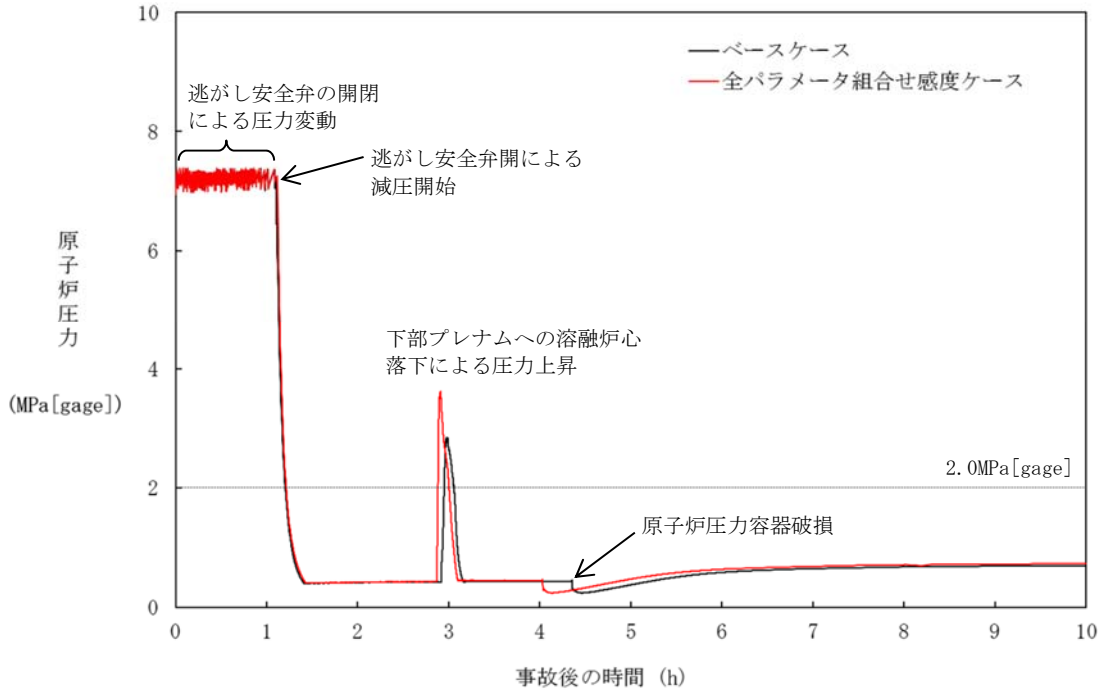


図 4-9-2　全パラメータ組み合わせの感度解析（１）

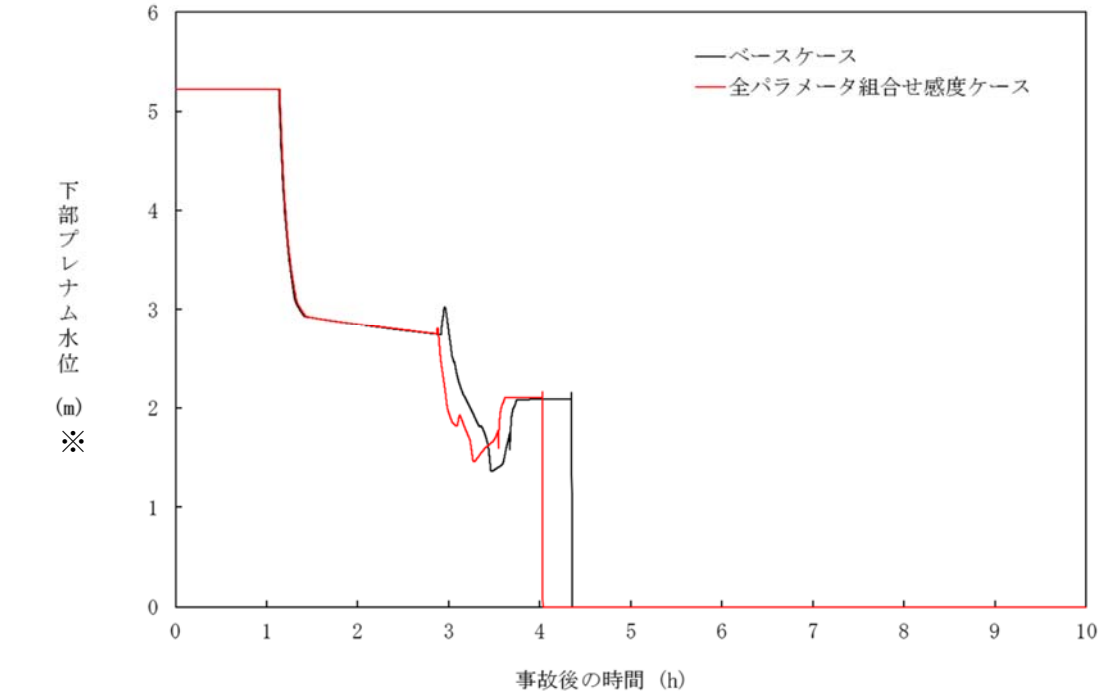


図 4-9-3　全パラメータ組み合わせの感度解析（２）
※リロケーション後は，下部プレナム水位に溶融デブリ高さを含む。

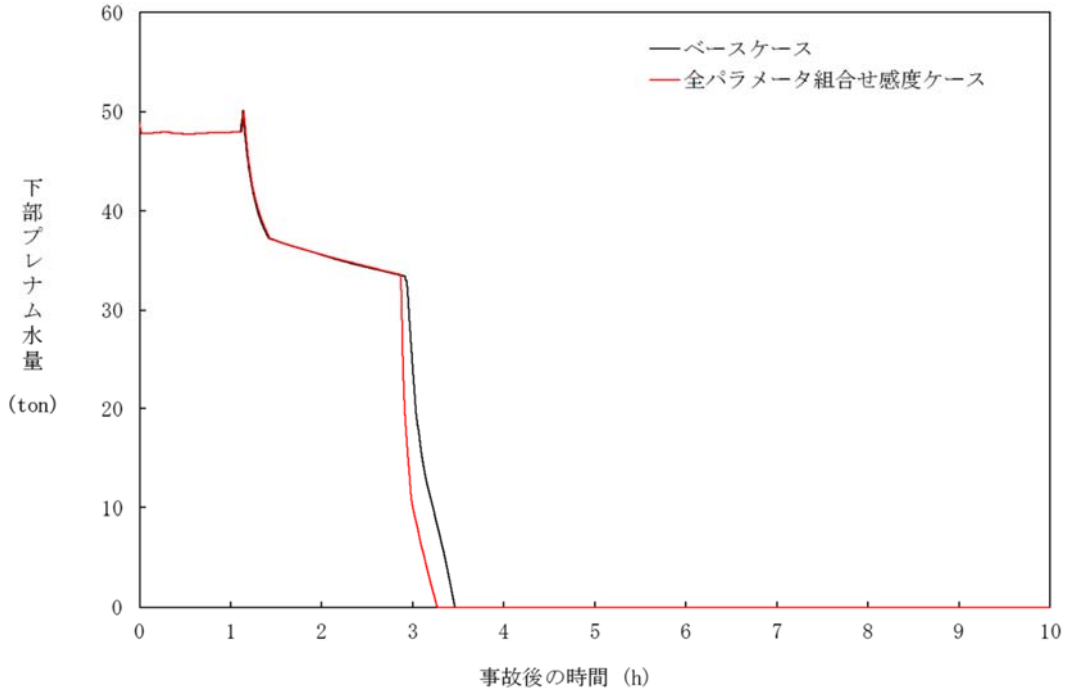


図 4-9-4　全パラメータ組み合わせの感度解析（３）

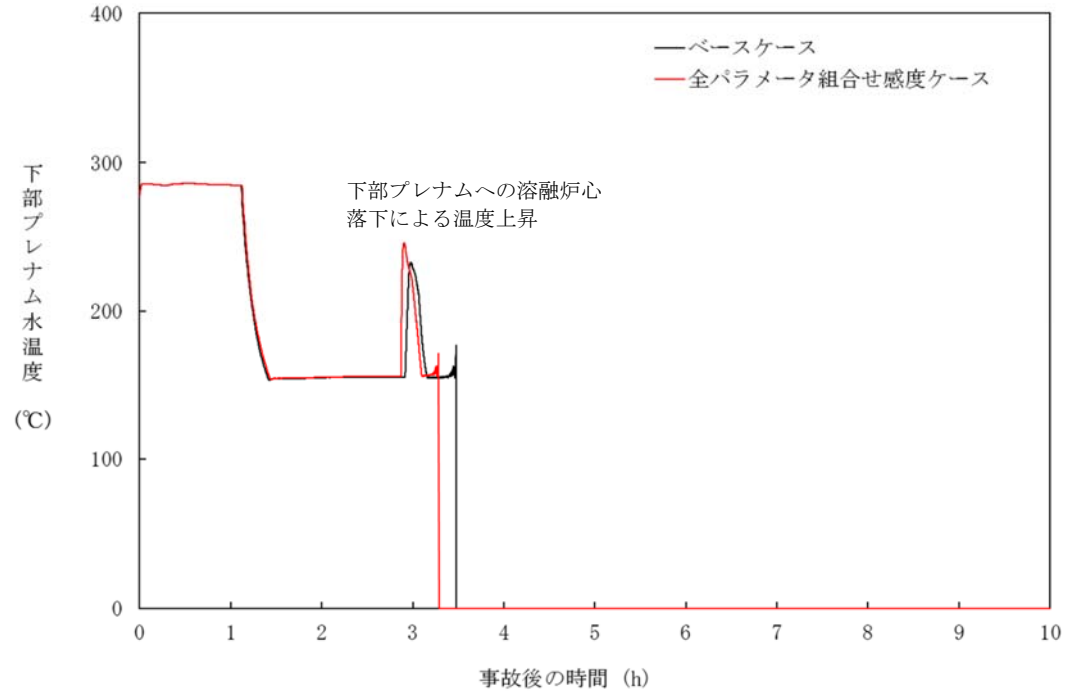


図 4-9-5　全パラメータ組み合わせの感度解析（４）

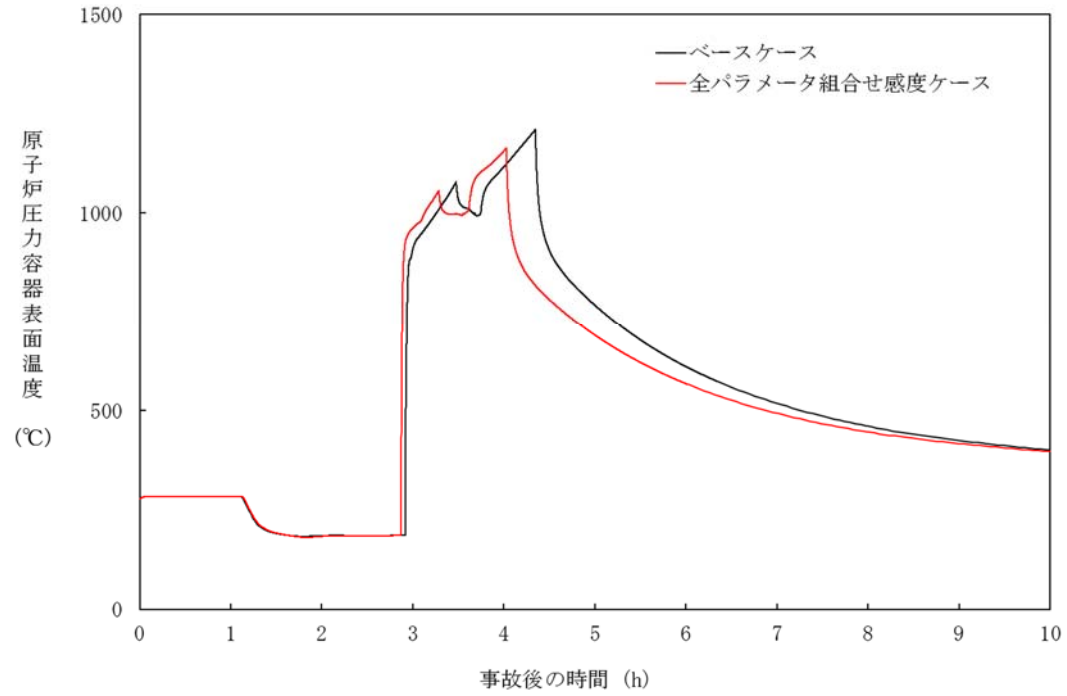


図 4-9-6　全パラメータ組み合わせの感度解析（５）

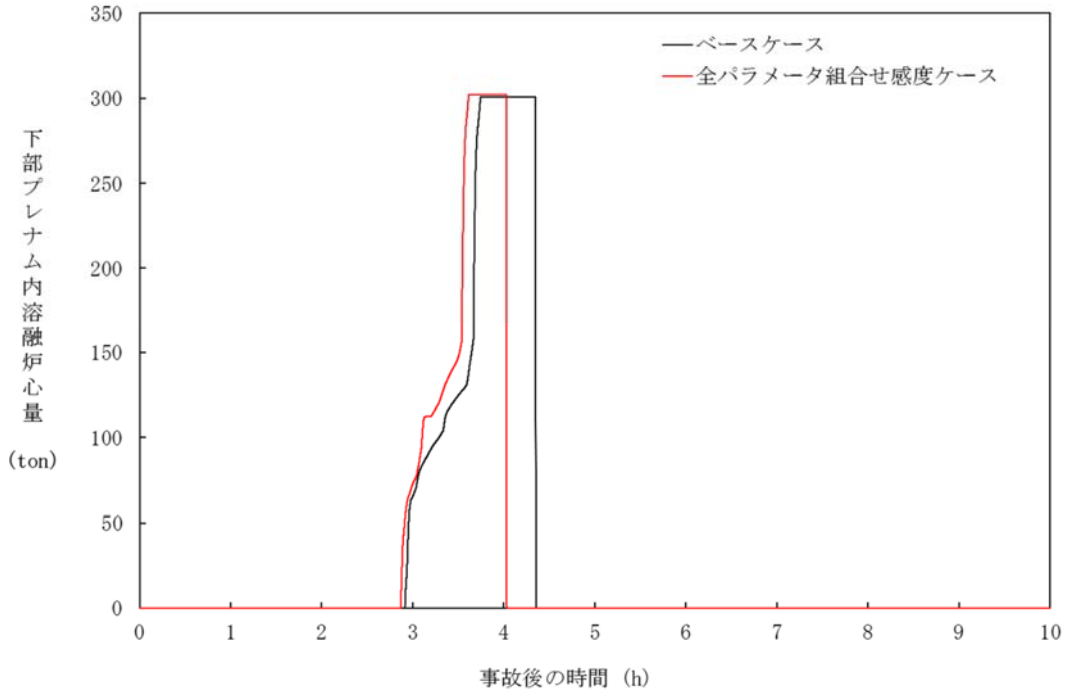


図 4-9-7　全パラメータ組み合わせの感度解析（６）

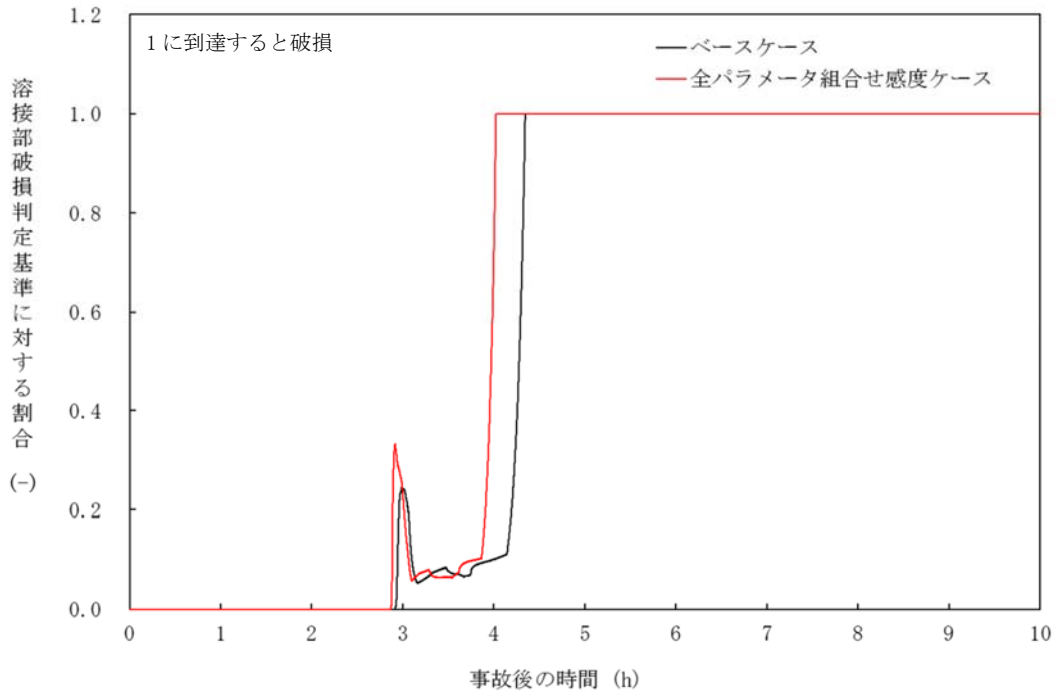


図 4-9-8　全パラメータ組み合わせの感度解析（７）

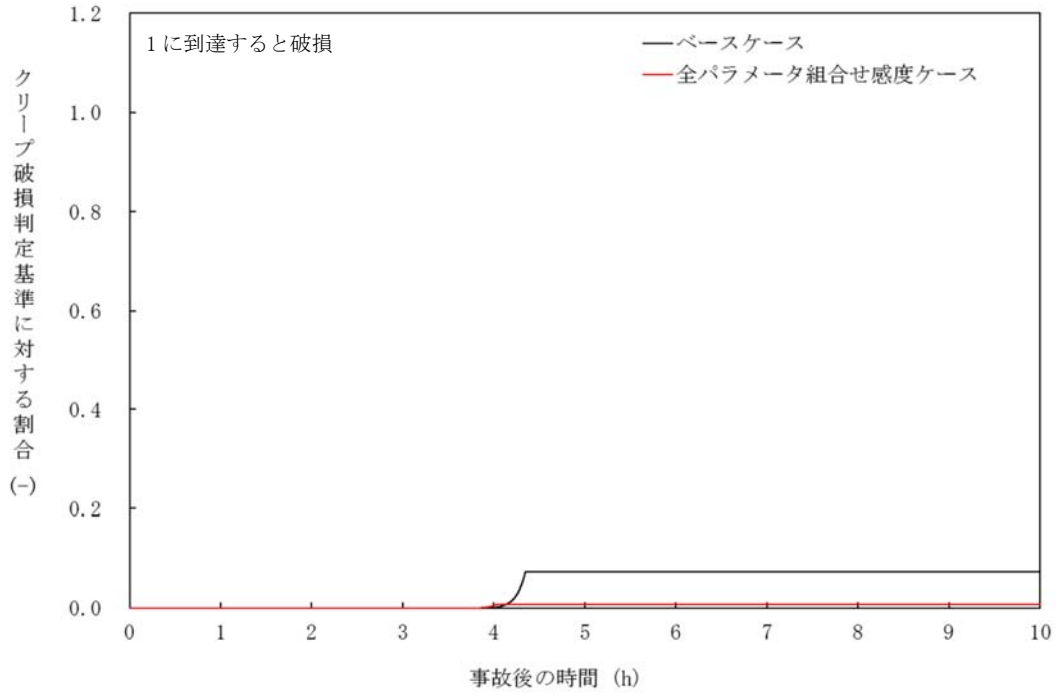


図 4-9-9　全パラメータ組み合わせの感度解析（８）

5. まとめ

HPME／DCH 防止に関する不確かさの要因として抽出した以下の項目について，感度解析を実施し，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力への感度を確認した。

・燃料ペレットが崩壊する時間及び温度

・溶融ジェット径

・エントレインメント係数

・デブリ粒子径

・ジルコニウムー水反応速度の係数

・下部プレナム内の溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱

・溶融炉心と原子炉圧力容器間の熱伝達

・溶接部破損時の最大ひずみ

その結果，いずれの項目についても，圧力スパイクに対する感度は限定的であり，原子炉圧力容器の破損時期の観点でも，原子炉圧力減圧時からの時間余裕が十分大きい結果となった。これらのパラメータを組み合わせた感度解析ケースにおいても，原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力は 2.0MPa[gage]を十分下回っている。

以上のことから，HPME／DCH の防止に関して，ＭＡＡＰの解析モデルに関する不確かさは小さいと言える。

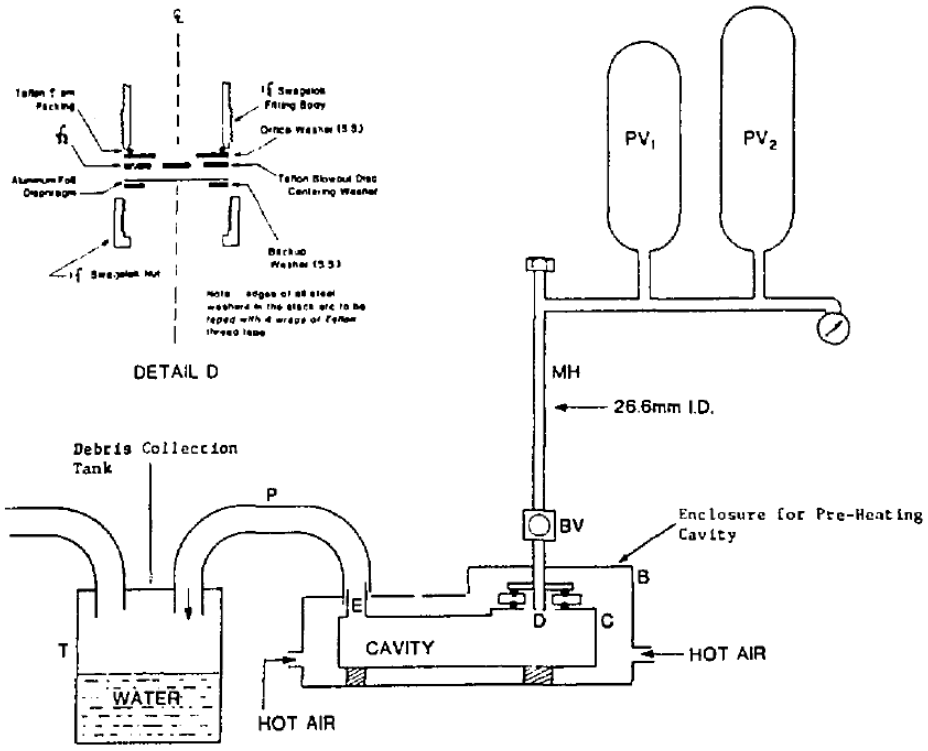
付録１　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験

BNL では，Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケールモデルを用いた模擬物質の分散放出実験[7]を実施し，原子炉下部キャビティ内に残存する物質の測定結果を整理して，実機において分散放出が生じない圧力を評価している。

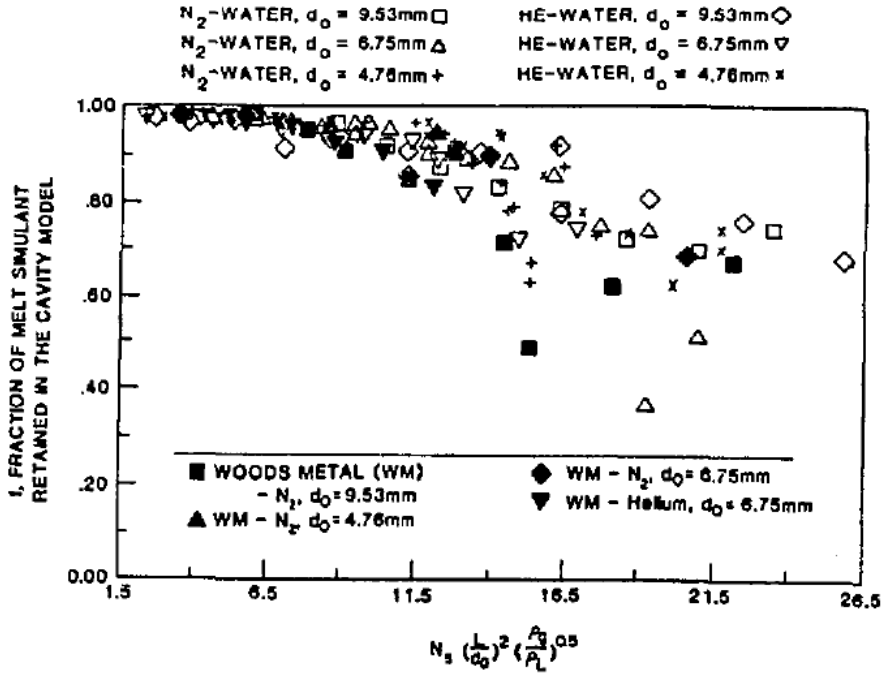
実験装置の概要を付図 1-1 に示す。模擬物質は弁の上のメタルホルダに保持され，弁を開放すると，模擬気体の圧力によって，模擬物質が原子炉下部キャビティに噴出する。その後，模擬気体のブローダウンによって模擬物質の一部が配管やタンクにエントレインされ，原子炉下部キャビティに残った模擬物質を測定する。

模擬物質を用いた分散放出実験では，様々な初期圧力，様々な開口径に対して，原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合を測定している。模擬物質としては水とウッド合金を使用し，模擬気体としては窒素とヘリウムを使用している。付図 1-2 に測定結果を示す。原子炉下部キャビティ内に残存する模擬物質の割合の測定結果(f)は Kutateladze 数に関係する無次元数（G）の関数として整理されており，f～$1/(1+0.001G^2)$でよく近似できる。

この関係式を用いて，分散放出が無視できる１次系圧力を評価することができる。具体的には，Kutateladze 数に関係する無次元数が７以下の場合に溶融炉心の分散放出が無視できるとしている。このとき，原子炉下部キャビティに残存する模擬物質の割合は，すべてのデータについて 0.9 以上，平均値では約 0.95 である。実機条件（水蒸気温度 500K，原子炉圧力容器破損口径 0.4m）に対しては，溶融炉心の分散放出が無視できる１次系圧力は 2.38MPa と評価される。



付図 1-1　Surry 型原子炉下部キャビティの 1/42 スケール実験装置



付図 1-2　Kutateladze 数に関係する無次元数と原子炉下部キャビティに残存する模擬物質との関係

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

付録２　溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱の感度解析条件に用いる係数の妥当性

（１）感度係数の位置づけ

本感度解析に使用した係数は，下部プレナムに落下した溶融デブリ表面の金属層と上面水プールへの限界熱流束の乗数である。

付図 2-1 に，ＭＡＡＰにおけるデブリベッドへの冷却材浸入による冷却の状態図を示す。ＭＡＡＰパラメータ内で適用している本係数の下限値「０」は，金属層が水に対して不透過性であり，熱は金属層表面で対流又は熱伝導のみで水に伝わることを意味し，上限値「１」は水が金属層に浸入し，限界熱流束によって制限された速度で冷却され，かつ表面からも対流又は熱伝導で除熱されることを意味する。本係数を調整することにより，金属層への水の浸入に伴う熱伝達の不確かさの影響を確認することができる。

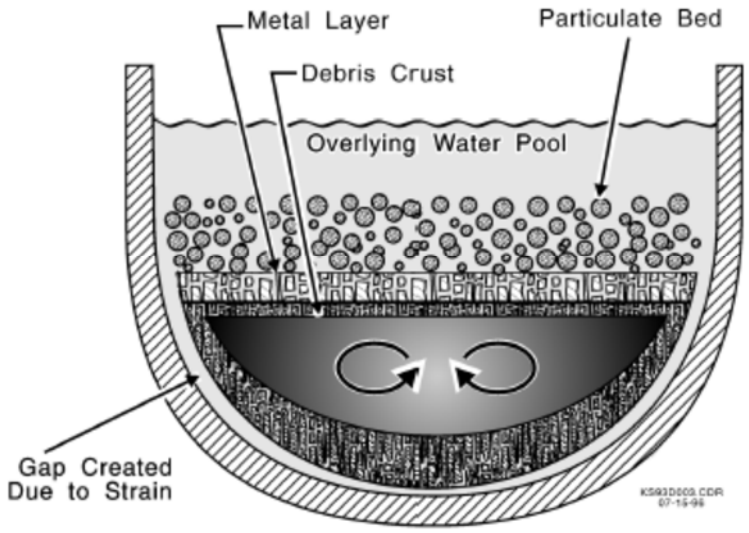
ＭＡＡＰパラメータでデフォルト値として使用している値は，金属層への水の浸入が少ない場合を想定して，下限としてグリムスヴォトン溶岩での実験[4]※1 で得られた除熱量を参考にした設定値( )，上限としてＭＡＡＰの感度解析によりサーベイした，代表的な崩壊熱レベルの溶融デブリが冷却できる最小の除熱量に対応する設定値( ) を考慮し，その中間値( )をデフォルト値としている。このとおり本係数は，不確かさを有するパラメータであるが，下記の感度解析にて示すとおり，デブリ冷却への影響は限定的であることから，推奨範囲の中間値をベースケース解析に用いることは妥当と考える。

※１：グリムスヴォトン溶岩（Grimsvotn lava field）での実験

グリムスヴォトン溶岩に広範囲にスプレイ散布することで，熱伝達のみの除熱よりも早く溶岩が固化する現象が確認された。この実験ではスプレイ水の溶岩への浸入による除熱量（約 40kW/m^2）が評価されている。

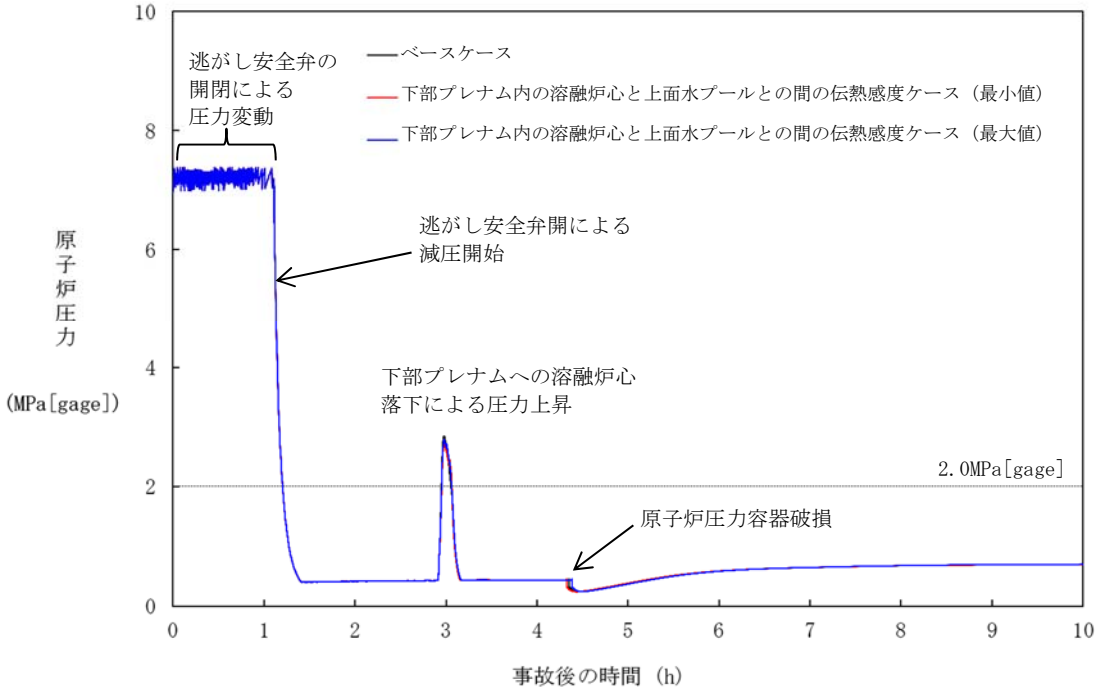
（２）感度係数の影響

付図 2-2 に，係数を ～ の範囲で変化させた解析結果を示す。溶融炉心と上面水プールとの間の伝熱は，原子炉圧力容器の破損時間にほとんど影響を与えない結果となっている。このことから，推奨範囲の中間値)をベースケース解析において使用すること(は妥当と考える。



出典：MAAP4 User’s Manual, EPRI

付図 2-1　デブリベッドへの冷却材浸入による冷却



付図 2-2　原子炉圧力の時間変化

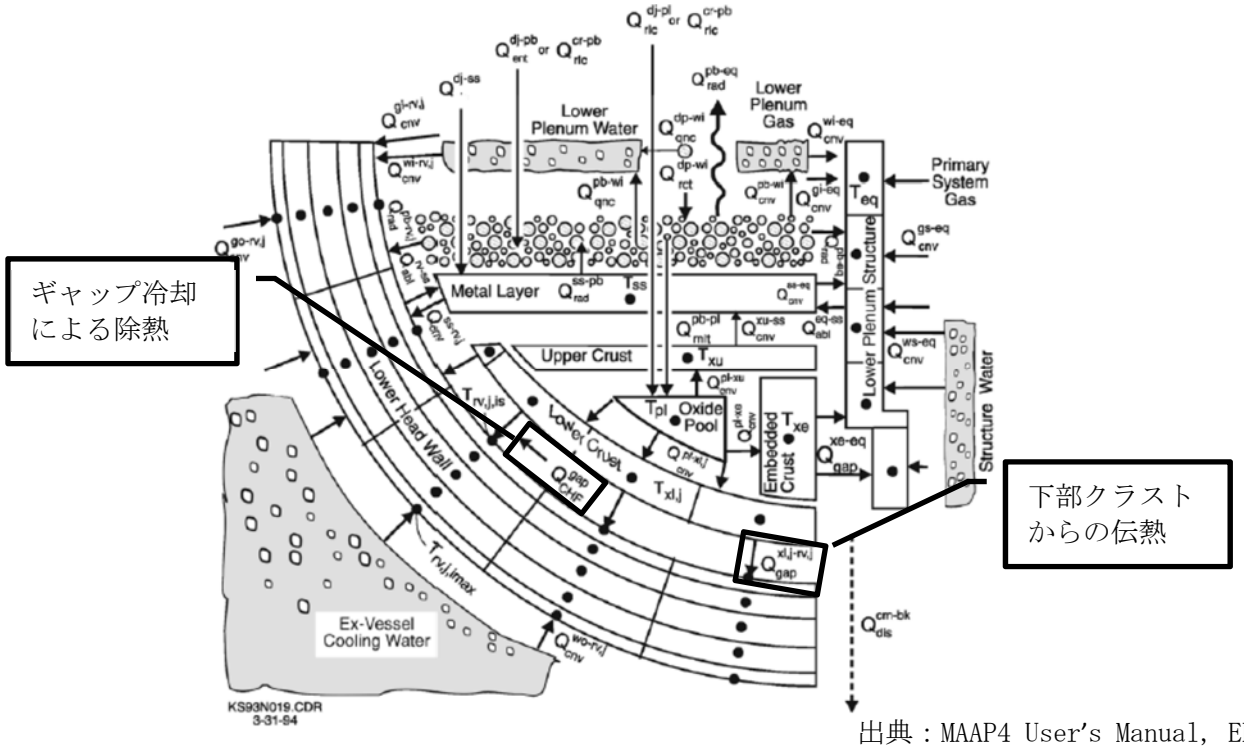
付録３　溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達におけるギャップ冷却について

付図 3-1 に下部プレナムでのエネルギ移行図を示す。

ＭＡＡＰでは，下部プレナムに落下した溶融デブリは溶融プールの外側にクラストが形成される。この，下部クラストと原子炉圧力容器内面にひずみが生じ，下部クラストと容器内面に生じたギャップに冷却材が流入することでクラスト表面及び原子炉圧力容器内面から除熱される「ギャップ冷却」が生じるというモデルになっている。

付図 3-1 に示すとおり，ＭＡＡＰでは，上述のギャップ冷却による除熱量と下部クラストから隣接流体への伝熱量を評価している。下部クラストから移行し，ギャップ冷却で取り除かれない伝熱量は，原子炉圧力容器内面への伝熱量として評価される。ギャップ冷却は，ギャップに浸入した水の沸騰時の限界熱流束により評価される。溶融デブリと原子炉圧力容器間のギャップに存在する水による除熱量と溶融デブリから原子炉圧力容器への伝熱量を比較すると，下部プレナムギャップの除熱量は，溶融デブリから原子炉容器への伝熱量に比べて非常に小さいことから，原子炉圧力容器温度の上昇が発生する。ドライアウト後，ギャップ冷却効果はゼロとなる。

以上のことから，下部プレナムギャップの除熱量が溶融デブリと原子炉圧力容器間の熱伝達に与える感度は小さく，4.1(8)の感度解析にて示すとおり下部プレナムギャップの除熱量に係る係数が原子炉圧力容器表面の温度に与える影響は小さいといえる。



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

付図 3-1　下部プレナムでのエネルギ移行図

参考文献

[1] R.O.Gauntt and L.L. Humphries, “Final Results of the XR2-1 BWR Metallic Melt Relocation Experiment”, NUREG/CR-6527, Aug. 1997.

[2] 日本原子力学会 熱流動部会 編, 気液二相流の数値解析, 朝倉書店, 1993 年

[3] R. E. Henry and H. K. Fauske, ″The Two-Phase Critical Flow of One-Component Mixtures in Nozzles, Orifices and Short Tubes,″ J. Heat Transfer, Trans. ASME, 1971.

[4] Uncertainty Working Group of the MAAP User’s Group, “MAAP4 UNCERTAINTY AND SENSITIVITY ANALYSES”

[5] K. Kang, et, al,. Experimental Investigations on In-Vessel Corium Retention through Inherent Gap Cooling Mechanisms, Journal of Nuclear Science and Technology, 2006.

[6] JAERI-M 84-055「炉心損傷事故解析及び研究の現状 ー炉心損傷事故調査解析タスクフォース報告書ー」1984 年 3 月

[7] N. K. Tutu, et al., “Low Pressure Cutoff for Melt Dispersal from Reactor Cavities”, Fourth Proceedings of Nuclear Thermal Hydraulics, ANS Meeting, October 30 . November 4, 1988.

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

添付２

溶融炉心と冷却材の相互作用について

目次

1. まえがき 5-2-3
2. 現象の概要 5-2-3
3. これまでの知見の整理..... 5-2-4
4. 不確かさに関する整理..... 5-2-27
5. 感度解析と評価 5-2-34
6. まとめ 5-2-39
付録１ FARO 実験によるＭＡＡＰの圧力スパイクモデル妥当性確認 5-2-40
参考文献 5-2-49

1. まえがき

溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ：Fuel-Coolant Interaction，以下「ＦＣＩ」という。）に関しては，国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきている。しかしながら，現在においてもその現象の解明は研究段階にあり，現象全体の十分な理解には至っていない。また，多くのＦＣＩ実験が行われているものの，実機規模での現象については，有効なデータが十分には得られていないといえる。このようなことから，国内外で実施された実験結果の知見から解析モデルに関する不確かさを検討し，これを基にした感度解析により有効性評価への影響を確認する。

2. 現象の概要

溶融炉心と冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる可能性がある。このときに発生するエネルギが大きいと構造物が破壊され原子炉格納容器が破損する場合がある。溶融炉心と冷却材との接触及びそれに伴って引き起こされる現象のことを”溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ）”と呼ぶ。また，ＦＣＩのうち衝撃波を伴うものを”水蒸気爆発”と呼び，冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う圧力変化を”圧力スパイク”と呼ぶ。さらに，原子炉圧力容器の下部プレナムで発生するＦＣＩを原子炉圧力容器内ＦＣＩと呼び，格納容器下部で発生するＦＣＩを原子炉圧力容器外ＦＣＩと呼ぶ。

これまでの研究では，水蒸気爆発現象を以下のような段階的な過程によって説明するモデルが提唱されている。

① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（デブリジェット）が冷却材中に落下する。水と接触した溶融炉心は，その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する（エントレイン）。細粒化した溶融炉心（以下「デブリ粒子」という。）は，蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる（粗混合）。

② さらに，自発的若しくは外部からの圧力パルス等の外乱により，膜沸騰が不安定化し（トリガリング），デブリ粒子と冷却材が直接接触する。

③ デブリ粒子と冷却材の直接接触により，急速な熱の移動が発生し，急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化により，さらにデブリ粒子と冷却材の接触を促進し（伝播），蒸気発生を促進する。この蒸気発生により圧力波が発生する。

④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域（元々は粗混合領域）の膨張により運動エネルギが発生し，構造材を破壊する要因となる。

水蒸気爆発が発生するためには，トリガリングが働く必要があり，さらにデブリ粒子と冷却材の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。水蒸気爆発に至らない場合でも，急速な蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）が発生する。

3. これまでの知見の整理

原子炉圧力容器内水蒸気爆発による格納容器破損はαモード破損と呼ばれ，WASH-1400[1]でそのリスクが提起されたことを機に多くの調査，研究が続けられてきた。この現象は，溶融炉心が原子炉圧力容器下部の水中に落下して水蒸気爆発が発生し，それによる水塊がミサイルとなって原子炉内構造物を破壊し，原子炉圧力容器上蓋に衝突することで上蓋がミサイルとなって原子炉格納容器に衝突し破損に至るものである。水蒸気爆発については，国際的な専門家会議による結論がまとめられており，特にＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発によるαモード破損については，格納容器破損の脅威とはならないとされている。表 3-1 にＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する専門家会議の見解をまとめる。また，原子炉圧力容器内ＦＣＩの圧力スパイクについても，原子炉圧力容器内での圧力上昇のため，格納容器破損の直接的な脅威とはならない。

一方，原子炉圧力容器外ＦＣＩについては，緩和策による注水によって形成された格納容器下部の水中に溶融炉心が落下するため，原子炉圧力容器内の下部プレナム水に比較して，サブクール度が大きくなり，水蒸気爆発が発生し易い可能性がある。また，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクは，原子炉格納容器内の圧力を直接上昇させるため，格納容器破損の評価対象となる。

以上より，原子炉圧力容器内ＦＣＩは格納容器破損の脅威とは考えられないため，原子炉圧力容器外ＦＣＩの観点から，国内外で実施されたＦＣＩ実験の知見を以下にまとめる。

3.1 ＦＣＩ実験の概要

過去に実施された代表的なＦＣＩの実験研究として，(旧）日本原子力研究所で実施された ALPHA 実験，JRC イスプラ研究所で実施された KROTOS 実験，FARO 実験，(旧）原子力発電技術機構で実施された COTELS 実験，韓国原子力研究所（KAERI）で実施された TROI 実験及び SERENA 実験がある。これらの実験では模擬溶融物として UO_2 混合物を用いた実験とアルミナ等を用いた実験がある。以下では，各実験の概要とそこで得られた知見について整理する。

（1）ALPHA 実験

ALPHA 実験[2]では,テルミット反応による酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA 実験装置を図 3-1 に示す。実験容器は，内径 3.9m，高さ 5.7m,容積 50m^3 である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ，水蒸気爆発に関する特性データを計測する実験装置である。表 3-2 に ALPHA 実験の実験結果のまとめを示す。高雰囲気圧力（STX008,STX012,STX015），サブクール度が小さい場合（STX014）は，水蒸気爆発の発生が抑制される実験結果が知見として得られている。溶融物を半減させた３ケース（STX001,STX010,STX013）のうち，２ケース（STX001,STX013）では，水蒸気爆発が発生していない。また，水蒸気爆発のエネルギ変換効率は１～６％程度となっている。ALPHA 実験の代表的実験（STX016）の圧力変化の例を図 3-2 に示す。

（２）KROTOS 実験

KROTOS 実験[3][4][5]では，FARO 実験が大型実験装置であるのに対して小型の実験装置であるが，低圧・サブクール水を主として実験を実施している（図 3-3)。KROTOS 実験の代表的実験（K37,K42）の圧力変化の例を図 3-4 に示す。KROTOS 実験では模擬コリウムとして UO_2 混合物を用いた実験とアルミナを用いた実験を実施している。表 3-3 に KROTOS 実験の実験結果のまとめを示す。アルミナ実験では，サブクール度が大きい実験ケース（K38,K40,K42,K43,K49）では，外部トリガーなしで水蒸気爆発が発生しているが，サブクール度が小さい実験ケース（K41,K44,K50,K51）では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。一方，UO_2 混合物実験では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。また，UO_2 混合物実験でも外部トリガーありでは水蒸気爆発が発生している（K52,K53,K46）が，これらのケースはサブクール度が大きい実験ケースである。また，UO_2 混合物実験の水蒸気爆発のエネルギ変換効率は，アルミナ実験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ実験と UO_2 混合物の相違については以下のように考察されている。

- アルミナはプール水面近傍でブレークアップし，粗混合時に粒子が半径方向に広がり，水蒸気爆発の伝播がし易くなった可能性がある。
- UO_2 混合物実験では，外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。UO_2 混合物の方が一般的に過熱度は小さく，UO_2 混合物粒子表面が水と接触した直後に表面が固化し易く，これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。UO_2 混合物実験では水素ガスが発生し，これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。

（３）FARO 実験

FARO 実験[4][6]では，酸化物コリウム及び金属 Zr を含むコリウムが用いられ，多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されているが，低圧・サブクール水条件の実験も実施されている。FARO 実験装置の概要を図 3-5 に示す。表 3-4 に FARO 実験の実験結果のまとめを示す。また，圧力変化の例として L-14 と L-19 圧力挙動を図 3-6 に示す。FARO 実験のいずれの実験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。FARO 実験で得られた主な知見は以下である。

- 高圧・飽和水実験，低圧・サブクール実験のいずれにおいても水蒸気爆発は発生していない。
- 高圧・飽和水の酸化物コリウム実験の場合は一部が粒子化し，一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属 Zr 成分を含んだ実験及び低圧・サブクール実験では全てのコリウムは粒子化した。
- 粒子の質量中央径は比較的大きかったが，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。
- Zr 金属を含めた実験ケース（L-11）では，Zr 金属の酸化により，Zr 金属を含めない実験ケース（L-14）よりも圧力上昇が大きくなる。

（４）COTELS 実験

COTELS 実験[7]では，模擬溶融物として UO_2-Zr-ZrO_2-SS 混合物を用いており，コリウムに金属成分が含まれている。COTELS 実験装置の概要を図 3-7 に示す。表 3-5 に COTELS 実験の実験結果のまとめを示す。COTELS 実験の代表的な実験ケース（A1）の圧力挙動を図 3-8，各実験ケースの圧力変化を図 3-9 に示す。溶融混合物がプール水に接触した直後（Region 1）は急激な圧力上昇となる。その後，サブクール水では蒸気凝縮が発生し，一時的に圧力が減少する（Region 2）が，溶融混合物からの熱伝達による蒸気発生により，準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する(Region 3)。COTELS 実験で得られた主な知見は以下である。

・ サブクール度が大きいケースも含め，全ての実験で水蒸気爆発は発生していない。
・ プールに落下した溶融コリウムは，ほとんどがプール水中で粒子化した。
・ 粒子径は，コリウム落下速度の大きいケースを除いて，質量中央径で６mm 程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。
・ コリウム落下速度の大きいケースで，粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また，準定常的な状態での圧力は，溶融物量が多く，サブクール度が小さく，プール水量が少ない程高くなる傾向である。

（５）TROI 実験

TROI 実験[8]は，韓国原子力研究所（KAERI）で実施されている実験であり，2007 年から 2012 年までは，KROTOS 実験とともに OECD/NEA の SERENA プロジェクトとして実施された実験である。実験装置の概要図を図 3-10 に示す。また，実験条件及び実験結果を表 3-6 に示す。

ZrO_2 を用いた実験では外部トリガリングを与えていないが，圧力スパイクや水蒸気爆発が発生した実験がある。一方，UO_2/ZrO_2 の混合物を用いた実験では，異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギを変えるため，混合物の割合，水深，混合物量等の様々な条件により実験を実施し，数ケースでは水蒸気爆発が発生している。TROI 実験で得られた主な知見は以下のとおりである。

・ 自発的な水蒸気爆発が生じた実験は，融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり，その他の実験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。

・ 水深が深い場合（130cm）には，内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある[9]。

（６）SERENA 実験

SERENA 実験は，OECD/NEA 主導のもと実施されている実験であり，2001 年から 2006 年にかけて実施されたフェーズ１と，2007 年から 2012 年にかけて実施されたフェーズ２に分かれている。フェーズ１では既存の実験に対する再現解析が行われた。また，フェーズ２では KROTOS 及び TROI 装置を使用した実験と，その再現解析が行われた。さらに，両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ２で行われた実験の実験条件及び実験結果を表 3-7 に示す。

フェーズ１，フェーズ２においてそれぞれ得られた知見は以下のとおりである。

フェーズ１

- （解析）解析コードはアルミナを用いた実験によって調整されており，UO_2・ZrO_2 コリウムの爆発による機械的エネルギ変換効率を過大評価する傾向にある。
- （解析）予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉圧力容器の破損強度と比べて十分小さい。
- （解析）予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は原子炉格納容器に影響を与える可能性があるが，解析コードの不確かさとばらつきが大きく，その程度を推定することは難しい。

フェーズ２

- （実験）80%UO_2・20%ZrO_2 コリウムは，70%UO_2・30%ZrO_2 コリウムに比べて，やや爆発のエネルギが大きい。これはフェーズ１の結果と逆の傾向であり，さらに考察が必要。
- （実験）UO_2・ZrO_2 のみで構成されるコリウムは，アルミナと比べて爆発のエネルギは小さい。
- （実験）コリウムの組成に酸化物以外（金属の単体など）が含まれる場合について，酸化と水素ガス生成による影響は定量化できなかった。
- （実験）全ての観測された爆発の機械的エネルギ変換効率は，従来観測されていたエネルギ変換効率と同様に，比較的小さい。これは，UO_2 の密度が高いために溶融コリウムの粒子径が小さくなり，固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと，粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギを低減したことによると推測されている。

3.2 ＦＣＩ実験の知見の整理

前項で示したＦＣＩ実験の知見を整理し，原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性及び原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクの影響因子について考察する。

（１） 原子炉圧力容器外ＦＣＩの水蒸気爆発の可能性

酸化アルミニウムと鉄からなる模擬溶融物を用いた ALPHA 実験及びアルミナを用いた

KROTOS 実験では，外部トリガーなしで水蒸気爆発が発生しているが，UO_2 を用いた KROTOS,FARO,COTELS 実験では外部トリガーなしでは水蒸気爆発は発生していない。UO_2 混合物では一般的に過熱度が小さいため，粗混合粒子表面が早期に固化し，蒸気膜が崩壊しても溶融物の微細化が起きにくく，水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。

TROI 実験では UO_2 混合物を用いた場合でもトリガーなしで水蒸気爆発が発生している例（TROI-10,12,13,14）が報告されている。TROI-10,12 は，溶融物温度が 3800K 程度の高い温度での実験条件である。また，TROI-13,14 の溶融物温度は，それぞれ 2600K，3000K であるが，TROI-13 では，温度計測に問題があり実際には 3500K 以上と推測されている。また，TROI-14 では，二つの温度計が異なる最高温度（4000K,3200K）を示しており，温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると，TROI 実験の溶融物温度はかなり高い実験条件と考えられ，他の実験で想定しているような実機条件に近い溶融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。

TROI 実験と実機条件の比較を検討するために，模擬溶融物にコリウム（UO_2/ZrO_2）を用いた TROI-10,12,23,25 と実機条件の比較を表 3-8 に示す。この表では，図 3-11 に示す Ricou-Spalding 式による粒子化割合[10]の概算値を示している。溶融物温度が高く過熱度が大きい TROI-10,12 では，自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して，溶融物温度が高く過熱度が大きいが水深が 1.3m と深い TROI-23 では,水蒸気爆発は発生していない。これは，水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすいため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる[9]。

水蒸気爆発が発生した TROI-10,12 の粒子化割合は約 60%であるが，水深がより深い TROI-23 では，粒子化割合が約 80%と比較的大きい値となっており，底部に到達する前に固化する溶融物粒子が比較的多いと考えられる。一方，水深及び粒子化割合は TROI-10,12 と同程度であるが，溶融物温度がやや低い TROI-25 では，蒸気発生による圧力上昇（Steam Spike）は生じているが，水蒸気爆発は発生していない。溶融物温度が低い場合，過熱度が小さく粒子が固化しやすいため，水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。

実機条件では，溶融ジェットの初期直径は計装配管口径(５cm)～制御棒駆動機構ハウジングの直径(15cm)程度と想定されるが,ペデスタル注水対策により水深は 2.0m 以上となる。これより，粒子化割合は約 60%～100%となるが，溶融物温度が 2600K 以下と水蒸気爆発が発生した TROI 実験よりも十分低いと考えられ，大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

また，いくつかの TROI 実験では水蒸気爆発が発生したときの機械的エネルギ変換効率が報告されている（表 3-6)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギ変換効率は 0.4%である。これは，ALPHA 実験（表 3-2）や KROTOS 実験(表 3-3)で観測されているように，アルミナによる金属模擬溶融物実験の値に対して比較的小さい値となっている。

また，KROTOS 実験（K52,K53,K46）では，UO_2 混合物を用いた実験でも外部トリガーを与

えた場合は水蒸気爆発が観測されているが，これらの実験ケースはサブクール度が大きい実験ケースである(K52 のサブクール度：102K,K53 のサブクール度：122K,K46 のサブクール度：83K)。したがって，サブクール度が大きい場合には，UO_2混合物を用いた場合でも，水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは，サブクール度が大きい場合には，粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し，蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。

しかし,KROTOS 実験の K52, K53 と同程度の高サブクール度の条件である FARO 実験の L-31（サブクール度：104K）,L-33（サブクール度：124K）では，水蒸気爆発が発生していない。これらの実験のUO_2混合物量は，KROTOS 実験が数 kg であるのに対して 100kg 程度であり，より実機条件に近い。

また，COTELS 実験の高サブクール実験（A11）でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS 実験は，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬した実験であり，溶融物に原子炉圧力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また，溶融物量も 50kg 程度であり，KROTOS 実験よりも実機条件に近い。

以上より,UO_2混合物の溶融物量が少ない KROTOS 実験では,水蒸気爆発が発生しているが,溶融物量が多くより実機体系に近い大規模実験である FARO 実験，COTELS 実験では，水蒸気爆発は発生していない。

ＦＣＩ実験では，水蒸気爆発のトリガーを発生させるために，高圧ガスを封入した装置（KROTOS 実験では最大 20MPa のガスを封入可能な装置）を用いている。水蒸気爆発のトリガーは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており，トリガー装置により圧力パルスを発生させ蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられる。実機条件では，このようなトリガー装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられない。また，溶融物がプール底部に接触することでトリガー要因となることが考えられるが，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬した COTELS 実験の実験装置では，ＢＷＲのペデスタル底部と同様に平板コンクリートを模擬した実験装置としており，実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。

また，実機条件では，水深が実験条件よりも深くなる可能性があるが，水深が深いことにより，溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり，溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため，溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

以上より，ＢＷＲの実機条件において水蒸気爆発のトリガーとなる特段の要因は考えられないため，実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。

上記の実験条件と実機条件の検討より，実機においては，原子炉格納容器の損傷に至る大規模な原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。このため，原子炉圧力容器外ＦＣＩの有効性評価では，蒸気発生による圧力上昇（圧力スパイク）を評価する。なお，参考として，水蒸気爆発の発生を仮定した場合の影響についても，水蒸

気爆発解析コード（ＪＡＳＭＩＮＥ[11]）及び構造応答解析コード（ＡＵＴＯＤＹＮ[12]若しくはＬＳ－ＤＹＮＡ[13]）を用いて，水蒸気爆発のトリガーを解析的条件として与えることで水蒸気爆発の発生を模擬した解析を行うことにより，水蒸気爆発による格納容器ペデスタル構造部への影響を評価し，原子炉格納容器の健全性に影響を及ぼさないことを確認している。

（２） 原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクの影響因子

水蒸気爆発が発生しない場合でも，溶融炉心の冷却材への伝熱による水蒸気発生により圧力スパイクが生じる。ここでは，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイク影響因子について，ＢＷＲの原子炉圧力容器外ＦＣＩを模擬したCOTELS実験の実験結果を中心に検討する。各ケースの圧力変化を図3-9に示す。COTELS実験では，基本実験ケース（A1）に比較してコリウム量が少ない実験ケース（A4）では，デブリ保有熱量が少なく圧力上昇も低くなる傾向がある。また，COTELS 実験では，サブクール度が大きいケース（A5,A6），プール水深が大きいケース（A9）では，蒸気凝縮により圧力上昇が低くなる傾向がある。

粒子化割合については，COTELS実験では水深は0.4mであるが，ほとんどがプール水中で粒子化した。また，FARO 実験では，水深が１～２ｍであるが，高圧・飽和水の酸化物コリウム実験では一部が粒子化し，高圧・飽和水のコリウムに金属成分を含んだ実験では全てコリウムが粒子化している。粒子化割合が大きいほうがプール水への伝熱量が多くなるため，圧力上昇は高くなると考えられる。

粒子径については，COTELS 実験結果ではコリウム落下速度の大きいケース（A8,A10）では，基本実験ケース（A1）に比較して，粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。一方，FARO 実験では，粒子の質量中央径は比較的大きかったが，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各UO_2混合物実験の平均的な粒子径は,溶融物量の多いFARO実験では2.6～4.8mm[4],COTELS実験では６mm程度[7]である。

以上の影響因子をＢＷＲプラント体系で考えた場合，以下に分類できる。

・ 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

・ 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

・ プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

（３） ＦＣＩとＭＣＣＩを考慮した格納容器下部水張りの考え方

炉心溶融が進展し炉外に溶融炉心が流出する場合，ＦＣＩとＭＣＣＩの影響緩和において，格納容器下部への初期水張りが重要なマネジメントとなる。以下では格納容器下部への注水による初期水張りの考え方について示す。

ＦＣＩの観点では，これまでのＦＣＩ実験結果の知見から，ＢＷＲの実機条件では水蒸

気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。しかし，万が一水蒸気爆発が発生したと想定すると，水深が深いと粗混合が促進され，水蒸気爆発の規模が大きくなる可能性がある。

ＭＣＣＩの観点では，種々の実験結果から，デブリ上面から除熱を向上させるため，格納容器下部への水張り水深を深くすることにより，溶融炉心が落下時に粒子化され，粒子状ベッドとして堆積することにより，デブリ冷却性を向上させることが影響緩和のために重要である。

以上より，水深が深い場合は，万が一水蒸気爆発が発生した場合の影響が大きくなる可能性があるが，ＭＣＣＩの影響を緩和する観点からは有利である。したがって，水蒸気爆発の評価により原子炉格納容器の健全性に影響を与えないことを十分確認できる範囲で初期水張りの水深を深くし，溶融炉心の粒子化を促進し，ＭＣＣＩを緩和する運用とすることが得策と考えられる。

表 3-1　ＢＷＲ体系における原子炉圧力容器内水蒸気爆発の発生確率に関する見解

原子炉圧力容器内水蒸気爆発 に関する国際会議，文献	ＢＷＲの原子炉圧力容器内水蒸気爆発に関する議論
OECD/CSNI ＦＣＩ専門家会議（1993）[14]	ＢＷＲの圧力容器下部プレナムは，制御棒案内管で密に占められている。そして，炉心の広範囲でのコヒーレントなリロケーションは，炉心支持板の存在により起こりにくいと考えられる。このような特徴によって，燃料－冷却材の粗混合のポテンシャルが制限され，水蒸気爆発に起因する水－溶融物スラグの運動エネルギを消失させる可能性がある。したがって，スラグにより破壊された圧力容器ヘッドのミサイルに伴う格納容器破損は，ＰＷＲよりもＢＷＲの方が起こりにくいと評価される。（T. Okkonen 等）
NUREG/CR-5960（1994）[15]	ＢＷＲの下部プレナムには，密に詰められた制御棒案内管があるため，原子炉内水蒸気爆発問題の対象とならない。（T. G. Theofanous 等）
SERG-2 ワークショップ（1996）[16]	物理的なジオメトリは爆発的事象の発生に寄与しないため，ＢＷＲのαモード格納容器破損確率は，おそらくＰＷＲより小さい。（M. Corradini）
OECD/CSNI ＦＣＩ専門家会議（1997）[17]	下部プレナム構造物の存在により，水蒸気爆発の影響を緩和する。 現在の知見は，一般にＢＷＲでは原子炉内水蒸気爆発は原子炉格納容器への脅威とならない。（0. Zuchuat 等）

表 3-2　ALPHA 実験の主要な実験条件及び実験結果[2]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力(MPa)	水温度(K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
ALPHA	STX002	Fe-Al_2O_3	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX003	Fe-Al_2O_3	20	0.10	292	1.0	No	Yes	-
	STX005	Fe-Al_2O_3	20	0.10	300	1.0	No	Yes	-
	STX009	Fe-Al_2O_3	20	0.10	289	1.0	No	Yes	-
	STX016	Fe-Al_2O_3	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al_2O_3	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al_2O_3	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al_2O_3	10	0.10	293	1.0	No	No	-
	STX010	Fe-Al_2O_3	10	0.10	297	1.0	No	Yes	-
	STX013	Fe-Al_2O_3	10	0.10	284	1.0	No	No	-
	STX014	Fe-Al_2O_3	20	0.10	372	1.0	No	No	-
	STX008	Fe-Al_2O_3	20	1.60	288	1.0	No	No	-
	STX012	Fe-Al_2O_3	20	1.60	290	1.0	No	No	-
	STX015	Fe-Al_2O_3	20	1.00	282	1.0	No	No	-
	STX006	Fe-Al_2O_3	20	0.10	298	1.0	No	No	-
	STX011	Fe-Al_2O_3	20	0.10	290	1.0	No	Yes	-
	STX019	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	1.0	No	No	-
	STX021	Fe-Al_2O_3	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05

表 3-3　KROTOS 実験の主要な実験条件及び実験結果[3][4][5]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度(K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3073	0.1	5	1.11	No	No	–
	K42	Alumina	1.5	2465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2473	0.1	13	1.11	No	No	–
	K51	Alumina	1.7	2748	0.1	5	1.11	No	No	–
	K32	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.0	3063	0.1	22	1.08	No	No	–
	K33	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.2	3063	0.1	75	1.08	No	No	–
	K35	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.1	3023	0.1	10	1.08	Yes	No	–
	K36	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.0	3025	0.1	79	1.08	Yes	No	–
	K37	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.2	3018	0.1	77	1.11	Yes	No	–
	K45	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.1	3106	0.1	4	1.14	Yes	No	–
	K46	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	5.4	3086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	–
	K47	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	5.4	3023	0.1	82	1.11	Yes	No	–
	K52	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	2.6	3133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
	K53	80wt.%UO_2–20wt.%ZrO_2	3.6	3129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05

表 3-4　FARO 実験の主要な実験条件及び実験結果[4]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度(K)	圧力(MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
FARO	L-06	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	18	2923	5	0	0.87	No	No	-
	L-08	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	44	3023	5.8	12	1.00	No	No	-
	L-11	77wt.%UO_2-19wt.% ZrO_2-4wt.%Zr	151	2823	5	2	2.00	No	No	-
	L-14	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	125	3123	5	0	2.05	No	No	-
	L-19	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	157	3073	5	1	1.10	No	No	-
	L-20	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	96	3173	2	0	1.97	No	No	-
	L-24	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	177	3023	0.5	0	2.02	No	No	-
	L-27	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	117	3023	0.5	1	1.47	No	No	-
	L-28	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	175	3052	0.5	1	1.44	No	No	-
	L-29	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	39	3070	0.2	97	1.48	No	No	-
	L-31	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	92	2990	0.2	104	1.45	No	No	-
	L-33	80wt.%UO_2-20wt.%ZrO_2	100	3070	0.4	124	1.60	Yes	No	-

表 3-5　COTELS 実験の主要な実験条件及び実験結果[7]

実験名	実験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
COTELS	A1	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	-
	A4	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	-
	A5	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	-
	A6	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	-
	A8	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	-
	A9	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	-
	A10	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	-
	A11	55wt.%UO_2-25wt.%Zr-5wt.%ZrO_2-15wt.%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	-

表 3-6　TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(1/2)[8][9][18][19]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
TROI	1	ZrO_2/Zr (99/1)	5	>3373	0.1	365	0.67	−	Steam Spike	−
	2	ZrO_2/Zr (99/1)	5.5	>3373	0.1	365	0.67	−	No	−
	3	ZrO_2/Zr (99/1)	4.88	>3373	0.1	323	0.67	−	No	−
	4	ZrO_2/Zr (99/1)	4.2	>3373	0.1	292	0.67	−	Yes	−
	5	ZrO_2/Zr (98.5/1.5)	2.9	3373	0.1	337	0.67	−	Yes	−
	9	UO_2/ZrO_2 (70/30)	4.3	3200	0.1	296	0.90	−	No	−
	10	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8.7	3800	0.117	298	0.67	−	Yes	−
	11	UO_2/ZrO_2 (70/30)	9.2	>3800	0.111	296	0.67	−	No	−
	12	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8.4	3800	0.11	293	0.67	−	Yes	−
	13	UO_2/ZrO_2 (70/30)	7.7	2600 (注1)	0.108	292	0.67	−	Yes	0.40%
	14	UO_2/ZrO_2 (70/30)	6.5	3000 (注2)	0.105	285	0.67	−	Yes	−
	17	UO_2/ZrO_2 (70/30)						−	No	−
	18	UO_2/ZrO_2 (78/22)	9.1					−	−	−
	21	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3000	0.110	298	1.30	No	No	−
	22	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	2900	0.110	297	1.30	No	No	−
	23	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3600	0.110	293	1.30	No	No	−
	24	ZrO_2	9.5	3600	0.110	288	0.67	No	Yes	−
	25	UO_2/ZrO_2 (70/30)	15.0	3500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	−
	26	UO_2/ZrO_2 (80/20)	17.0	3300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	−

(注1) 参考文献[18]によれば温度計測に問題があり，実際には3500K程度以上と推測されている。
(注2) 参考文献[18]によれば二つの温度計が異なる最高温度（4000K，3200K）を示しており，計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-6　TROI 実験の主要な実験条件及び実験結果(2/2)[8][9][18][19]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ 変換効率(%)
TROI	29	UO_2/ZrO_2 (50/50)	11.5					−	No	−
	32	UO_2/ZrO_2 (87/13)						−	No	−
	34	UO_2/ZrO_2 (70/30)	10.5	～3000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	UO_2/ZrO_2 (70/30)	8	～3000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	UO_2/ZrO_2 (70/30)	5.3	～3000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	UO_2/ZrO_2 (78/22)	8.1	～3000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	UO_2/ZrO_2 (78/22)	5.3	～3000	0.105	288	1.30	−	No	−
	39	UO_2/ZrO_2 (78/22)	3.4	～3000	0.106	285	1.30	−	No	−
	40	UO_2/ZrO_2 (70/30)	11.1	～3000	0.312	287	1.30	−	No	−
	49	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (62.3/15/11.7/11)	15.96	2730(3360)				−	−	−
	50	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (59.5/18/11.9/10.6)	14.46					−	−	−
	51	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (60.5/16.7/12.1/10.7)	6.3 (14.2 load)	2695(3420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	−
	52	$UO_2/ZrO_2/Zr/Fe$ (61/16/12/11)	8.6 (14.1 load)	2650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	−

(注1) 参考文献[18]によれば温度計測に問題があり，実際には3500K程度以上と推測されている。
(注2) 参考文献[18]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K，3200K)を示しており，計測の不確かさが大きいとされている。

表 3-7　SERENA 実験（フェーズ２）の主要な実験条件及び実験結果[21]

実験名	実験ケース	溶融物組成 (wt%)	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガー	水蒸気爆発発生	機械的エネルギ変換効率(%)
SERENA（TROI/KROTOS）	TS-1	UO_2/ZrO_2 (73.4/26.6)	15.4	～3000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	UO_2/ZrO_2 (68.0/32.0)	12.5	3063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	UO_2/ZrO_2 (71.0/29.0)	15.9	3107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	UO_2/ZrO_2 (81.0/19.0)	14.3	3011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	$UO_2/ZrO_2/Zr/U$ (76.0/18.3/5.0/0.7)	17.9	2940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	$UO_2/ZrO_2/Fe_2O_3$/FP (73.3/18.5/4.9/3.3)	9.3	2910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	2.4	2969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	3.9	3049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	UO_2/ZrO_2 (70.0/30.0)	0.8	2850	－	332	1.1	Yes	_(注1)	_(注1)
	KS-4	UO_2/ZrO_2 (80.0/20.0)	2.3	2958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	$UO_2/ZrO_2/Zr$ (80.1/11.4/8.5)	1.7	2864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event(注2)	_(注2)
	KS-6	$UO_2/ZrO_2/Fe_2O_3$/FP (73.0/20.4/4.1/2.5)	1.7	2853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	～0

(注 1) 実験失敗

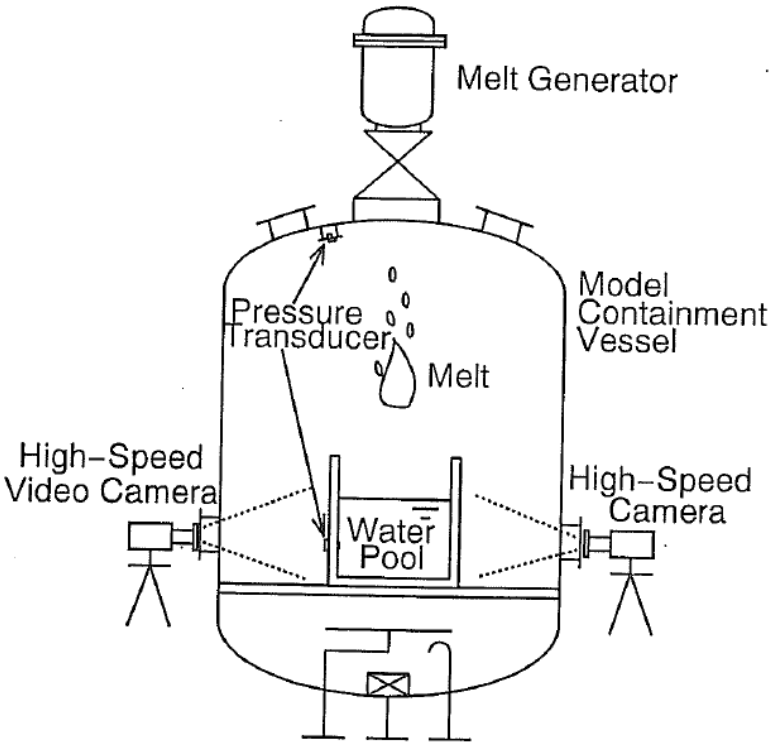
(注 2) 計測失敗

表 3-8　TROI 実験と実機条件の比較

実験ケース	溶融物温度 (過熱度)(注 1)	溶融 ジェット径	水深	粒子化割合 (注 2)	水蒸気爆発
TROI-10	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-12	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TROI-23	3600K (700K)	7.4cm	1.30m	約 80%	No
TROI-25	3500K (600K)	8.0cm	0.67m	約 50%	Steam Spike
実機条件	～2600K (～300K)	5～15cm	2.0m～	約 60～100%	-

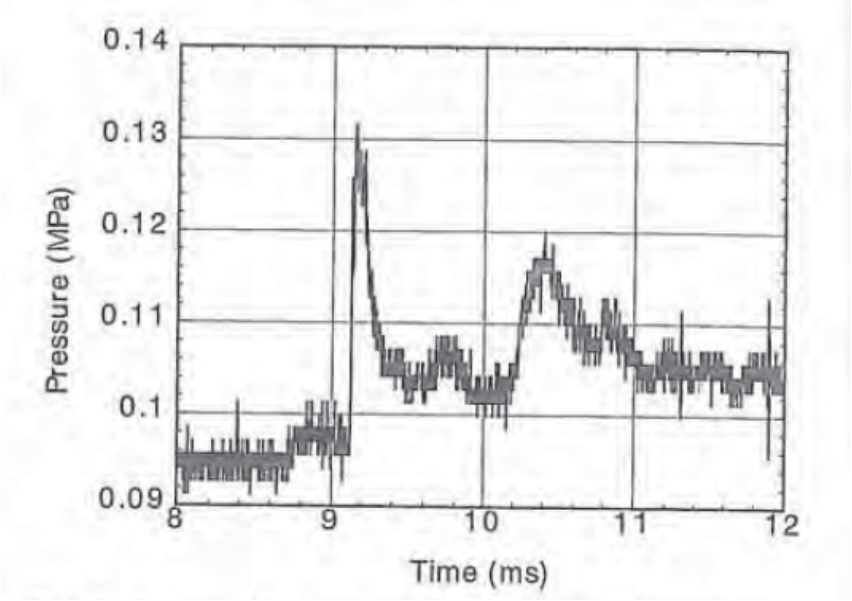
(注 1)　実験条件の過熱度は UO_2/ZrO_2 の相図[20]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値
実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の溶融物（酸化物層）の過熱度の概算値

(注 2)　Ricou-Spalding 相関式（図 3-11）による概算評価値



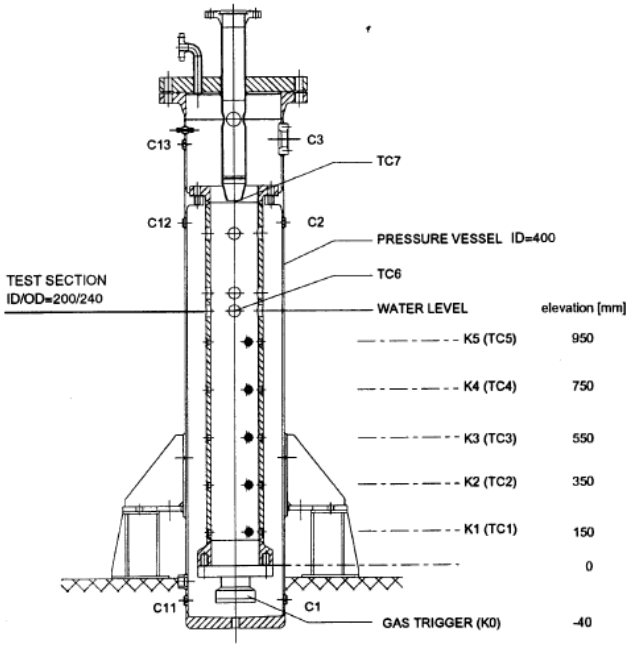
出典：参考文献[2] p.371 Fig.1

図 3-1　ALPHA 実験装置の概要



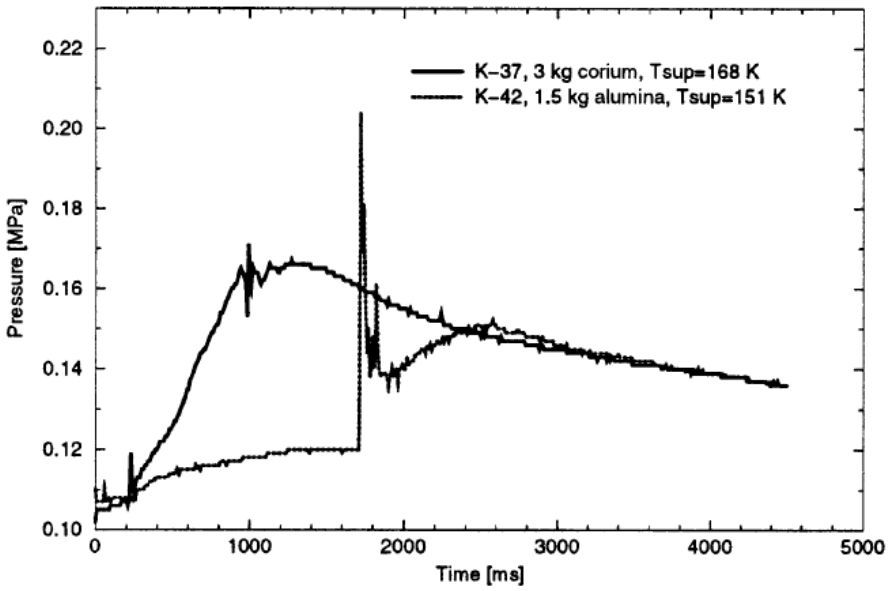
出典：参考文献[2] p.380 Fig.8

図 3-2　ALPHA 実験の圧力評価の例（STX016）



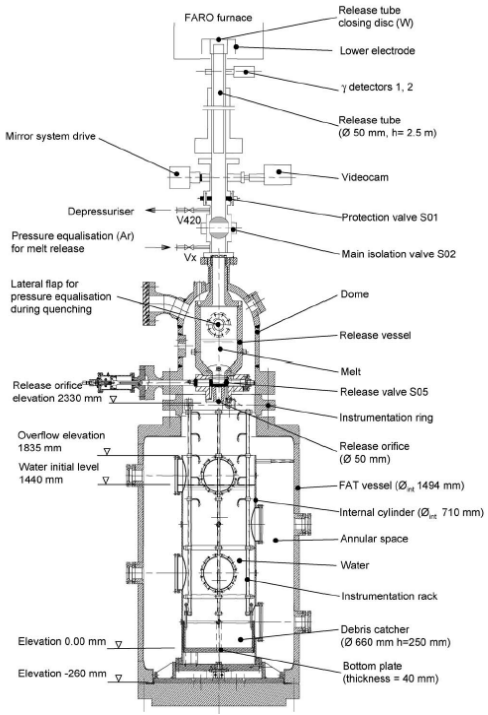
出典：参考文献[3] p.380 Fig.1

図 3-3　KROTOS 実験装置の概要



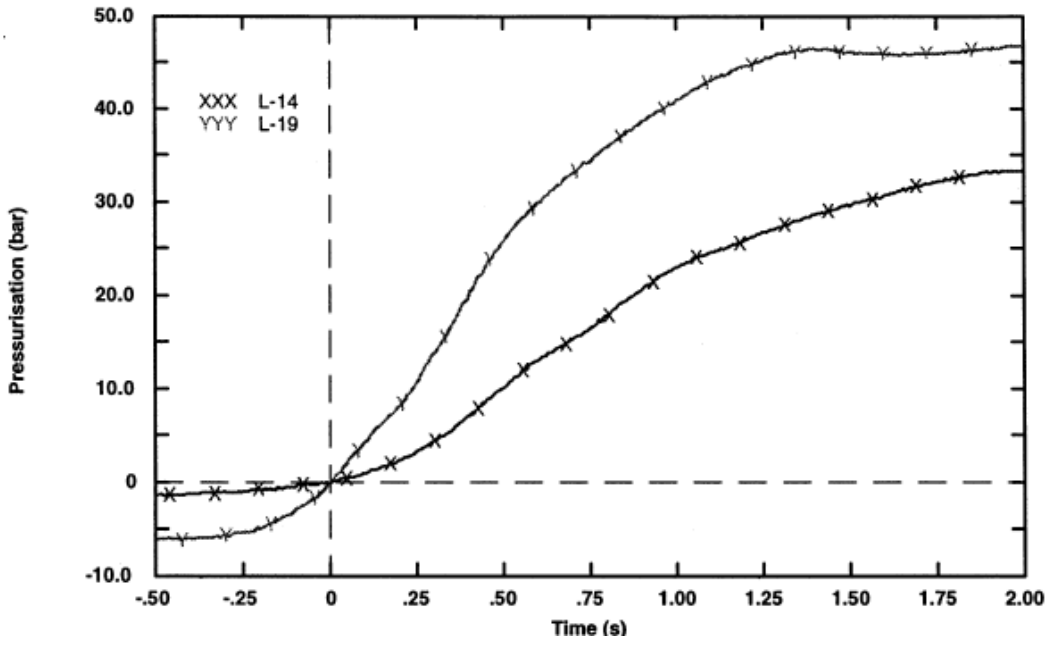
出典：参考文献[3] p.385 Fig.3

図 3-4　KROTOS 実験の代表的圧力変化の例（K-37,K-42）



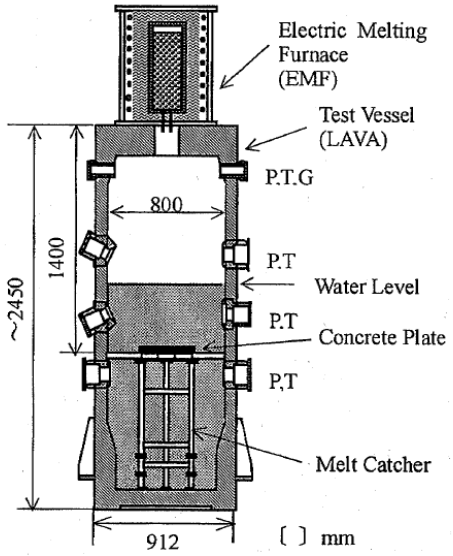
出典：参考文献[4] p. 1999 Fig. 1

図 3-5　FARO 実験装置の概要



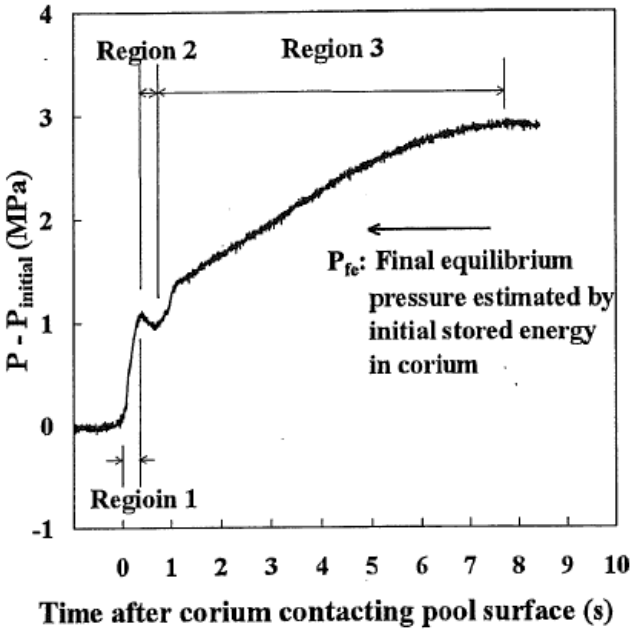
出典：参考文献[6] p. 229 Fig. 6

図 3-6　FARO 実験の圧力変化の例（L-14, L-19）



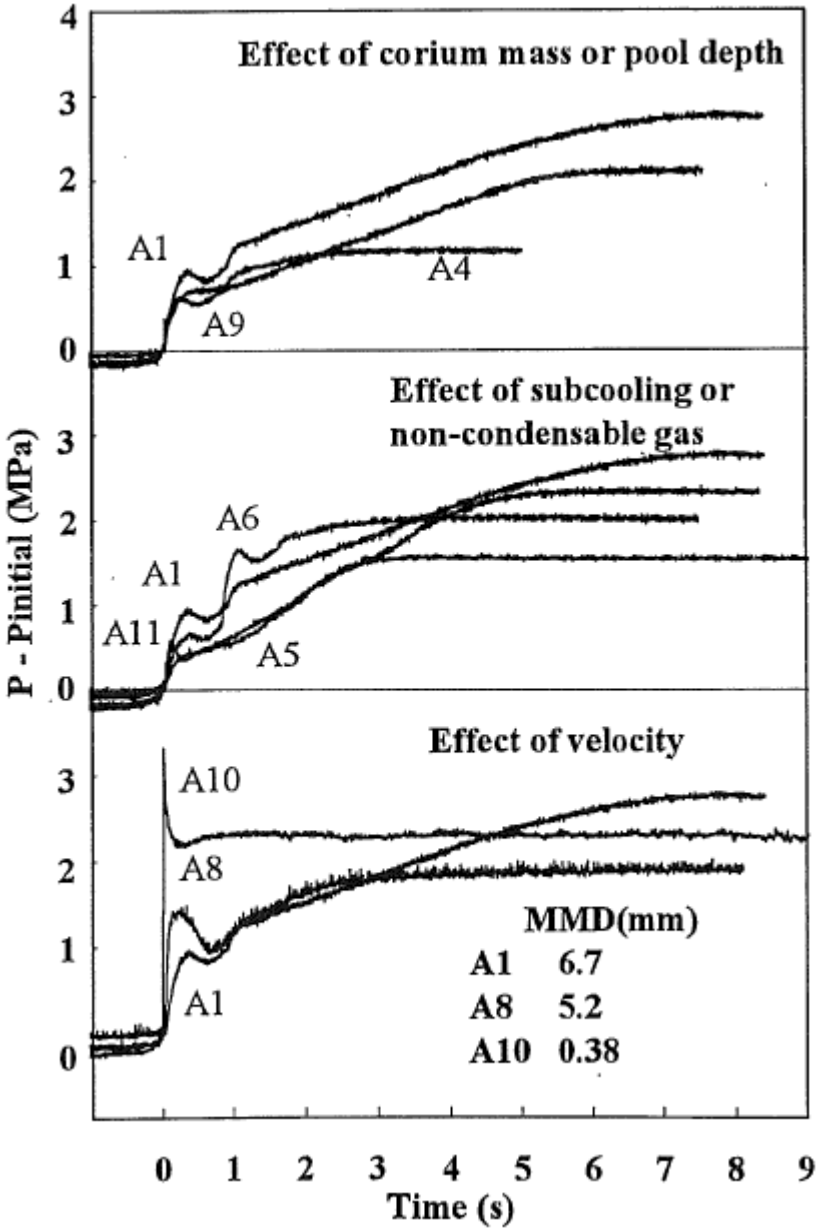
出典：参考文献[7] p.37 Fig.1

図 3-7　COTELS 実験装置の概要



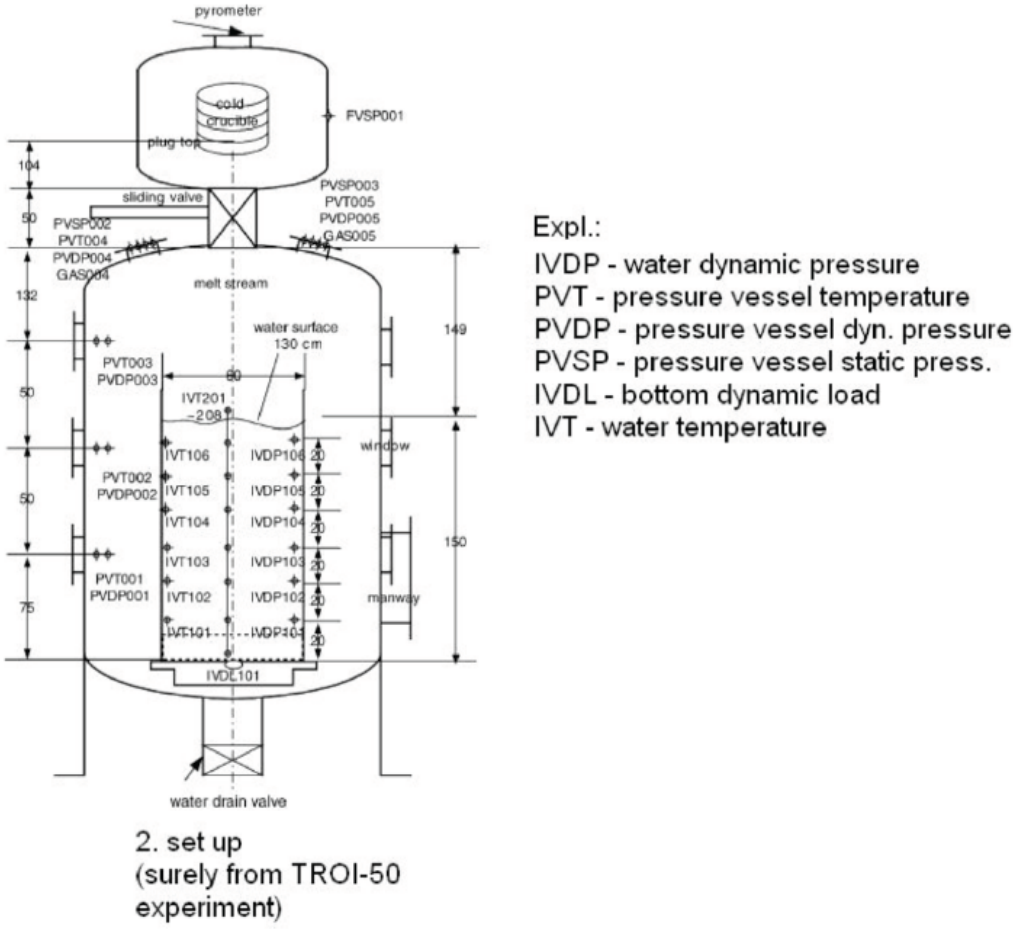
出典：参考文献[7] p.38 Fig.2

図 3-8　COTELS 実験の圧力変化の例（A1）



出典：参考文献[7] p.38 Fig.3

図 3-9　COTELS 実験の各実験ケースの圧力変化



出典：参考文献[8] Appendix B. p.202

図 3-10　TROI 実験装置の概要

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

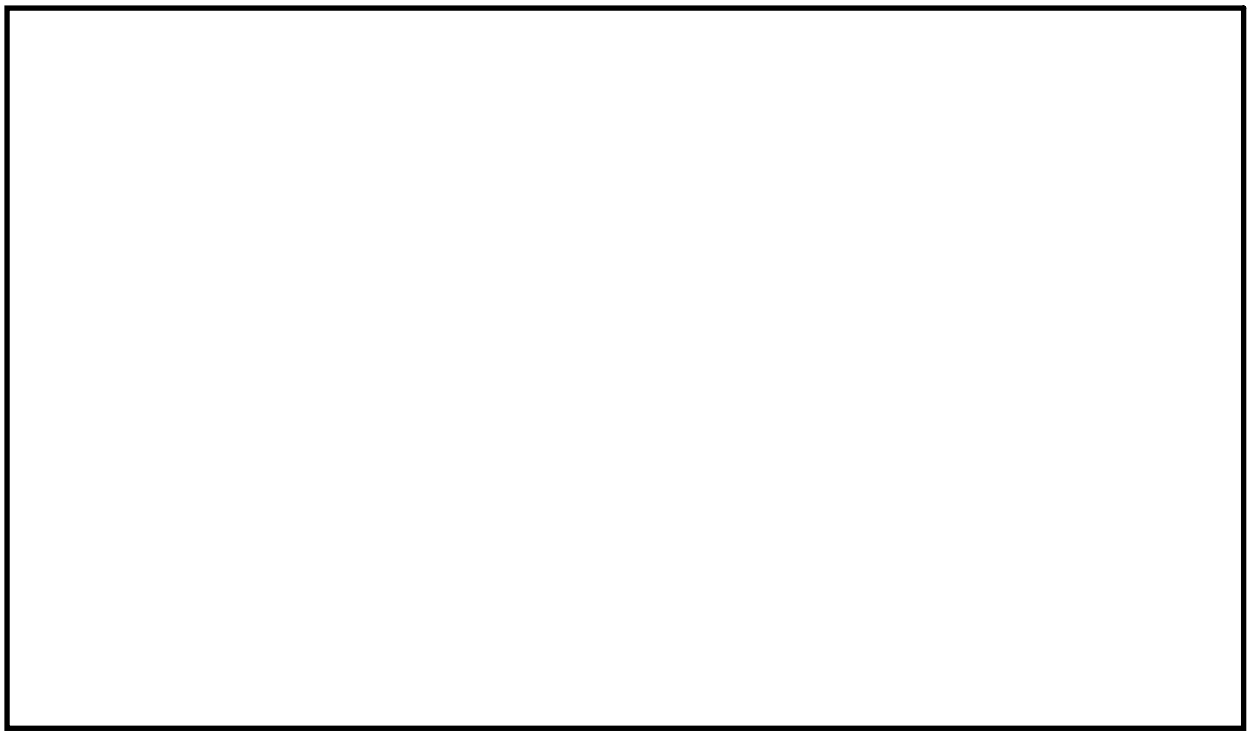


図 3-11　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

4. 不確かさに関する整理

ここでは原子炉圧力容器外ＦＣＩについて，有効性評価の不確かさ評価を行う。なお，前項で述べたように，原子炉圧力容器外ＦＣＩにおける水蒸気爆発の発生可能性は低いことから，ここでは圧力スパイクの評価について検討する。

前項で示した既存ＦＣＩ実験の知見の整理より，原子炉圧力容器外ＦＣＩの圧力スパイクに影響する因子の分類として以下が考えられる。

・格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
・溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）
・プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

また，実機体系では原子炉圧力容器下部領域の圧力変化が原子炉格納容器のドライウェル空間に伝播される現象を伴うことから，影響因子として以下を追加する。

・原子炉格納容器内での水蒸気の流動

上記の影響因子の不確かさに対する感度解析を行うために，各影響因子の不確かさを解析モデルで考慮する方法について以下に示す。

（1） 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）

圧力容器下部のペデスタル領域の水温が高い場合には，水蒸気発生量が多くなり圧力スパイクは厳しくなる。なお，ＭＡＡＰでは，蒸気の上昇速度がフラッディング臨界速度よりも大きい場合には，周囲の水が蒸気の流れによって巻き込まれ，巻き込まれた水蒸気の凝縮により蒸気発生量が減少する効果がモデル化されている。ペデスタル領域の水は，ペデスタルへの注水によって形成されるので，その水温はペデスタル注水温度に影響される。有効性評価では，ペデスタル注水は外部水源から注水され，その水温は水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。したがって，圧力スパイクを厳しくする保守的な水温を設定しているが，本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

ペデスタル領域の水位に対しては，水深が深いほうが溶融炉心の細粒化量が大きくなる傾向がある。この場合，細粒化した粒子から水への伝熱量が多くなるので，圧力スパイクは厳しくなる方向である。本影響因子は解析モデルパラメータではないため，不確かさ評価は行わない。

（2） 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，粒子化割合，落下速度）

溶融炉心の落下量は，原子炉圧力容器の破損口径に依存する。原子炉圧力容器の破損は，原子炉圧力容器下部の制御棒駆動機構ハウジングの溶接部が破損し，制御棒駆動機構ハウジングが逸出することを想定している。原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒駆動機構ハウジングを想定している。なお，ＭＡＡＰでは溶融物流出に伴う破損口

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

の径方向侵食による破損口拡大も考慮されている。

細粒化量に関して，ＭＡＡＰではRicou-Spalding式で評価される。Ricou-Spalding式では，エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液－液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する炉心溶融物は円柱ジェットで冷却材中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深；ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，粒子化割合Φ_{ent}は次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{{d_{dj,o}}^2 - {d_{dj}}^2}{{d_{dj,o}}^2} \qquad (3)$$

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，初期デブリ直径，圧力（僅かではあるが水の密度に影響）及びプール水深である。このうち溶融物ジェット径は保守的に設定しており，また，プール水深は解析モデルパラメータではない。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模　験であるFARO実験に対するベンチマーク解析によって範囲を設定しており，推奨範囲は［　　］～［　　］となっているため，粒子化量の不確かさとしてエントレインメント係数の感度を確認する。FARO実験条件は，水プールの水深は0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，格納容器下部の水位は２～４m程度，格納容器下部内の冷却材の

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

サブクール度は,飽和～90K 程度,雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討されたエントレインメント係数の範囲で感度を確認すれば十分といえる。

溶融炉心の落下速度は，原子炉圧力容器内外の圧力差，溶融炉心の高さ（水頭）及び溶融炉心の落下距離に依存する。原子炉減圧により原子炉圧力容器内外の圧力差が十分小さくなることから，圧力差の不確かさの影響は小さい。また，有効性評価では原子炉圧力容器の下部プレナム部に全量に近い溶融炉心が堆積しており，原子炉圧力容器の破損位置も原子炉圧力容器底部中心となっているため，溶融炉心の水頭が高い状態となっている。この場合，溶融炉心の流出速度が大きく落下量も多くなるため，圧力スパイクの評価も厳しくなる。したがって，溶融炉心の水頭の不確かさ評価は必要ない。一方，落下距離については，プール水位に不確かさがある。ＢＷＲ５,Mark-I 改良型格納容器プラントの例では，落下距離の不確かさをプール水位の最大変動幅（3.4m）と仮定すると，ペデスタル底部から原子炉圧容器底部までの距離（約 9.5m）の４割程度である。溶融炉心の落下速度が，落下距離の平方根に比例すると考えると，落下速度の不確かさは２割程度である。式(1)より溶融炉心の落下速度（ジェット速度）の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価できる。また，落下速度の不確かさはエントレインメント係数の不確かさ幅に包絡されている。したがって，溶融炉心の落下速度の不確かさの影響は，エントレインメント係数の不確かさ評価で確認できるため，落下速度の不確かさ評価は行わない。

（３） プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）

水中でエントレインされた高温のデブリ粒子は，その周囲を蒸気膜が覆う状態となり，デブリ粒子の熱伝達は膜沸騰熱伝達と輻射熱伝達に支配される。ＭＡＡＰではエントレインメントしたデブリ粒子の温度を，これらの熱伝達を考慮した機構論的モデルにより計算する。また，デブリ粒子から水への伝熱は，デブリ粒子の径に直接依存する。ＭＡＡＰでは，デブリ粒子径はジェットの表面張力に依存するモデルにより計算される。デブリ粒子径の導出式には，粒子径ファクタ（モデルパラメータ）が乗じられている。

デブリの粒子径ファクタについては，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験に対するベンチマーク解析によって範囲を設定しており，原子炉圧力容器下部プレナム部に対して推奨範囲は□～□となっているため，デブリ粒子の伝熱の不確かさは粒子径の不確かさとして考慮する。FARO 実験条件は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プールのサブクール度は飽和～124K，雰囲気圧力条件は 2～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，格納容器下部の水位は２～４ｍ程度，格納容器下部内の冷却材のサブクール度は，飽和～90K 程度，雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価解析の特徴的な条件をおおむね包絡しており，ベンチマーク解析で検討された範囲で感度を確認すれば十分といえる。

（４） 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

ＦＣＩによる圧力スパイクの評価の観点では，ペデスタル領域の開口部からドライウェル側への気体の流れのモデルも不確かさの要因として考えられる。ＭＡＡＰでは，原子炉格納容器内の流動は，ノード・ジャンクションモデルを適用しており，ペデスタル領域からドライウェル領域への流れは，ノードの圧力，ジャンクションの圧力損失により，差圧流や臨界流として扱われる。ジャンクションの圧力損失は，一般的な流動モデルを扱っていることから，不確かさは小さいと考えられる。

以上のＦＣＩの不確かさに関する整理結果を表 4-1 に示す。また，ＦＣＩにおける不確かさに関するフローを図 4-1 に示す。

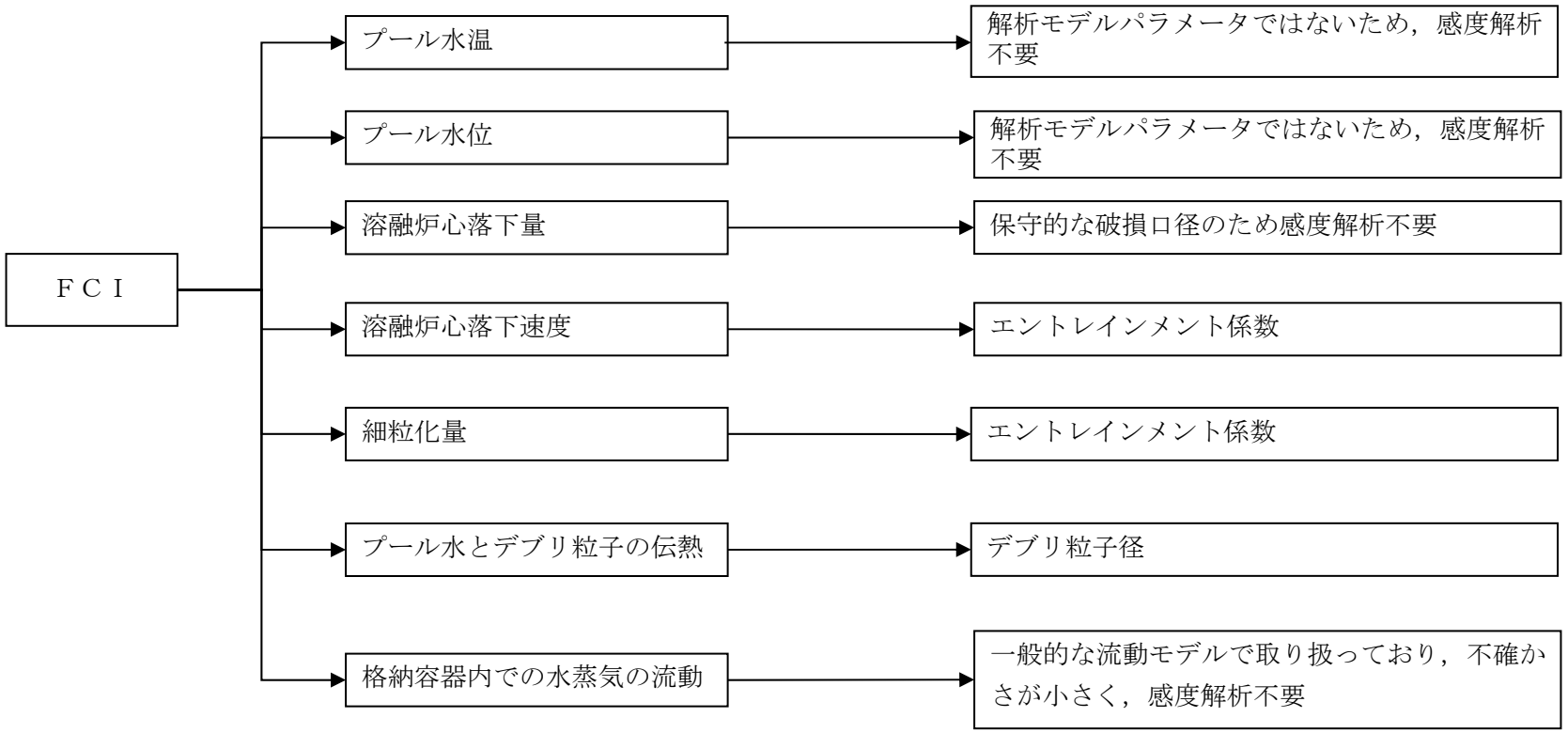


図 4-1　FCI における不確かさに関する流れ図

表 4-1　ＦＣＩの不確かさに関する整理結果(1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
プール水温	ペデスタル注水の水温によりペデスタル領域のプール水温が決まる。	ペデスタル注水の水温は，水源温度の実績値に対して高めの温度を設定している。	解析モデルパラメータではないため，感度解析は行わない。
プール水位	ペデスタル部の注水により水位が上昇するが，水位がペデスタル部からドライウェル部への開口部に到達すると，プール水はドライウェル側に流出するため水位はこれ以上上昇しない。	有効性評価では，保守的に高めの水位としてペデスタル部の開口部下端まで水位があるとしている（ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントの例)。	解析モデルパラメータではないため，感度解析は行わない。
溶融炉心落下量	破損口径と同じ径の大きさで炉心デブリが流出し，破損口も侵食すると想定される。	破損口径と同じ径で炉心デブリが流出する。破損口の侵食も考慮される。	原子炉圧力容器底部の口径が大きい貫通部として制御棒ハウジングを想定しているため感度解析は不要。
溶融炉心落下速度	原子炉圧力容器内外圧力差，溶融炉心の水頭，落下距離によって落下速度が決まる。	原子炉圧力容器内外圧力差，溶融炉心の水頭，落下距離によって落下速度が決まる。	エントレインメント係数

表 4-1　ＦＣＩの不確かさに関する整理結果(2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取り扱い	感度解析条件
細粒化量	デブリジェット径が大きいため，水中に落下する炉心デブリのうち，エントレインメントされる部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	デブリジェットに対して，Ricou-Spalding 式によって評価される。	エントレインメント係数
プール水とデブリ粒子の伝熱	デブリ粒子から水へ膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達から伝熱量が決まる。	デブリ粒子から膜沸騰伝熱及び輻射熱伝達を考慮したモデルによって評価される。	デブリ粒子径
格納容器内での水蒸気の流動	ペデスタル領域で発生した水蒸気が圧力差と流動抵抗によりドライウェル領域へ移行すると想定される。	ノード・ジャンクションモデルに従い，原子炉格納容器内を流れる水蒸気量が評価される。	一般的な流動モデルで取り扱っており，不確かさが小さく，感度解析不要。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

5. 感度解析と評価

４章において抽出したパラメータに関し，感度解析を実施し，有効性評価に対する影響度合いを確認する。

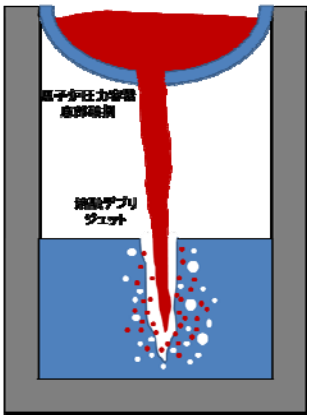
感度解析のベースケースは，ＢＷＲ５ Mark-I 改良型格納容器プラントにおける「高圧・低圧注水機能喪失（原子炉圧力容器破損）」である。

（１） Ricou-Spalding のエントレインメント係数

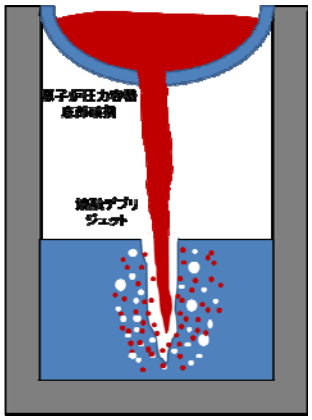
a. 解析条件

Ricou-Spalding のエントレインメント係数は，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最大値と最小値□，□を設定する。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値



ベースケース



エントレインメント係数を大きく（小さく）して細粒化割合が大きく（小さく）なるように設定

感度解析ケース

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

b. 解析結果

図 5-1-1 及び図 5-1-2 にエントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで，本パラメータの影響は原子炉圧力容器破損以降に現れる。約 4.3 時間の時点で原子炉圧力容器の破損が発生しており，その時の格納容器圧力の上昇は，感度解析ケース（最大値）の方が僅かに大きい結果となっている。また，格納容器下部水温については，原子炉圧力容器の破損に伴う溶融炉心の落下時点での温度上昇は感度解析ケース（最大値）の方が僅かに高い結果となっている。これは，エントレインメント係数を大きくすることで細粒化が進み，水との接触面積が大きくなり，水蒸気を短期間に発生させる効果があるためである。

c. 評価

エントレインメント係数の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

（2） デブリ粒子径

a. 解析条件

デブリ粒子径には不確かさがあり，粒子径が小さい場合に圧力スパイクが大きくなると考えられる。原子炉圧力容器下部プレナム部の粒子径ファクタは，ベースケースではＭＡＡＰ推奨範囲（□～□）のうちおよそ中間となる□を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰの当該変数の推奨範囲のうち最小値と最大値□，□を設定する。なお，格納容器下部の粒子径ファクタは，固定値□を設定している。

項目	粒子径ファクタ	設定根拠
ベースケース	□	ＭＡＡＰ推奨範囲のノミナル値
感度解析ケース	□ □	ＭＡＡＰ推奨範囲の最小値 ＭＡＡＰ推奨範囲の最大値

b. 解析結果

図 5-2-1 及び図 5-2-2 に，デブリ粒子径の感度解析結果を示す。

粒子径ファクタは，原子炉圧力容器下部プレナム部の細粒化に適用されていることから，本解析には，原子炉圧力容器下部プレナム部の細粒化効果が含まれる。原子炉圧力容器下部プレナム部に関する考察は添付１にて行っており，原子炉圧力への影響は僅かであることが確認されている。原子炉圧力容器の破損時刻は，感度解析ケース（最小値）の方が僅かに早い結果となっている。これは，デブリ粒子の径が小さくなることで下部プレナムに残留している冷却材の蒸発が早くなり，結果として原子炉圧力容器の破損が早まっている。約 4.3 時間で原子炉圧力容器の破損に至り，溶融炉心が格納容器下部に落下し，水蒸気発生に伴う圧力上昇となり，感度解析ケース（最小値）の方が早く上昇する結果となっている。これは，前述のとおり，感度解析ケース（最小値）の方が原子炉圧力容器の破損が早くなるためであり，この時の圧力上昇幅を比較すると，ベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。また，格納容器下部水温についても，原子炉圧力容器の破損後の温度上昇幅はベースケースと感度解析ケースとで大きな差はない。

c. 評価

デブリ粒子径の圧力スパイクに対する感度は小さく，その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さい。

（３） 感度解析パラメータの組み合わせ

（２）で示したようにデブリ粒子径の圧力スパイクへの感度はほとんどない。このため，エントレインメント係数とデブリ粒子径の感度解析パラメータを組み合わせた解析は，エントレインメント係数の保守側のパラメータの感度解析とほぼ同じとなる。

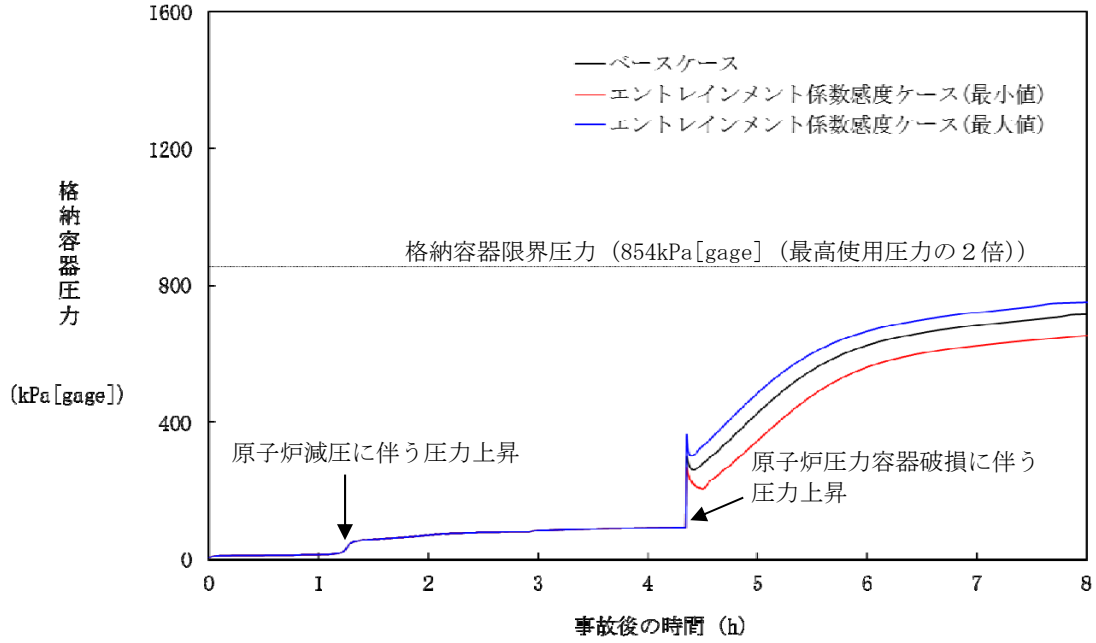


図 5-1-1　エントレインメント係数の感度解析（ドライウェル圧力）

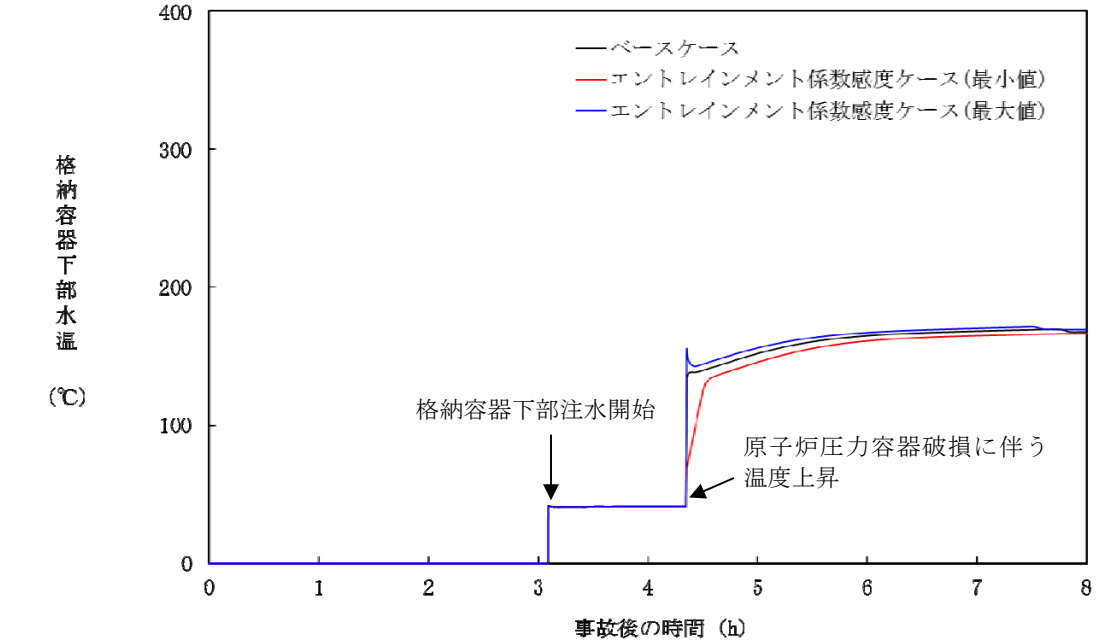


図 5-1-2　エントレインメント係数の感度解析（格納容器下部水温）

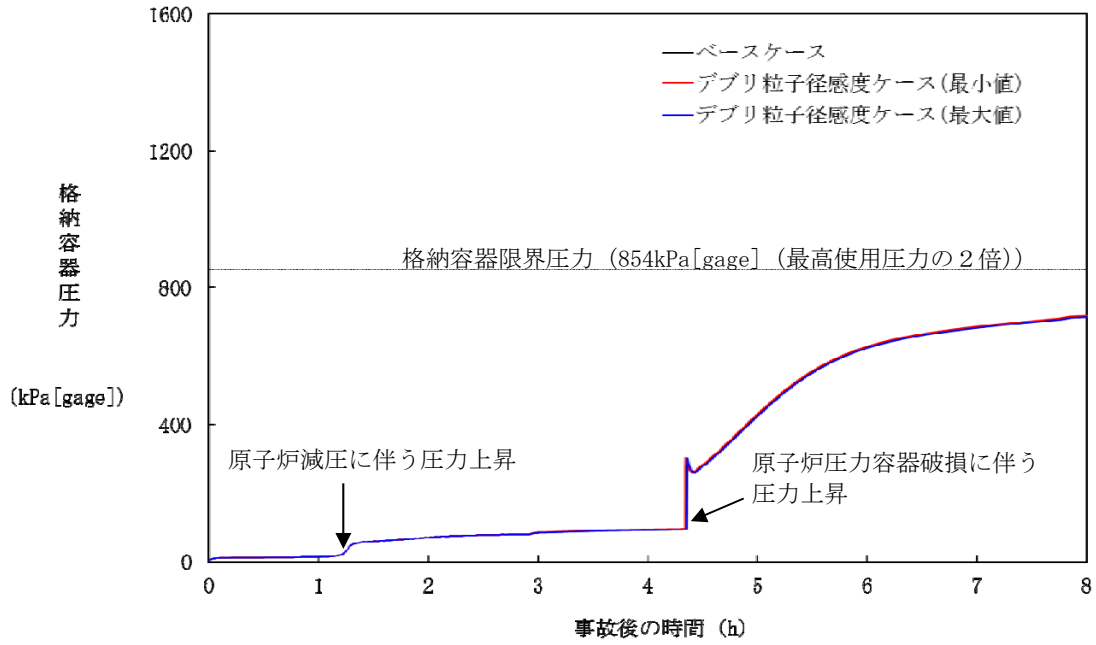


図 5-2-1　デブリ粒子径の感度解析（ドライウェル圧力）

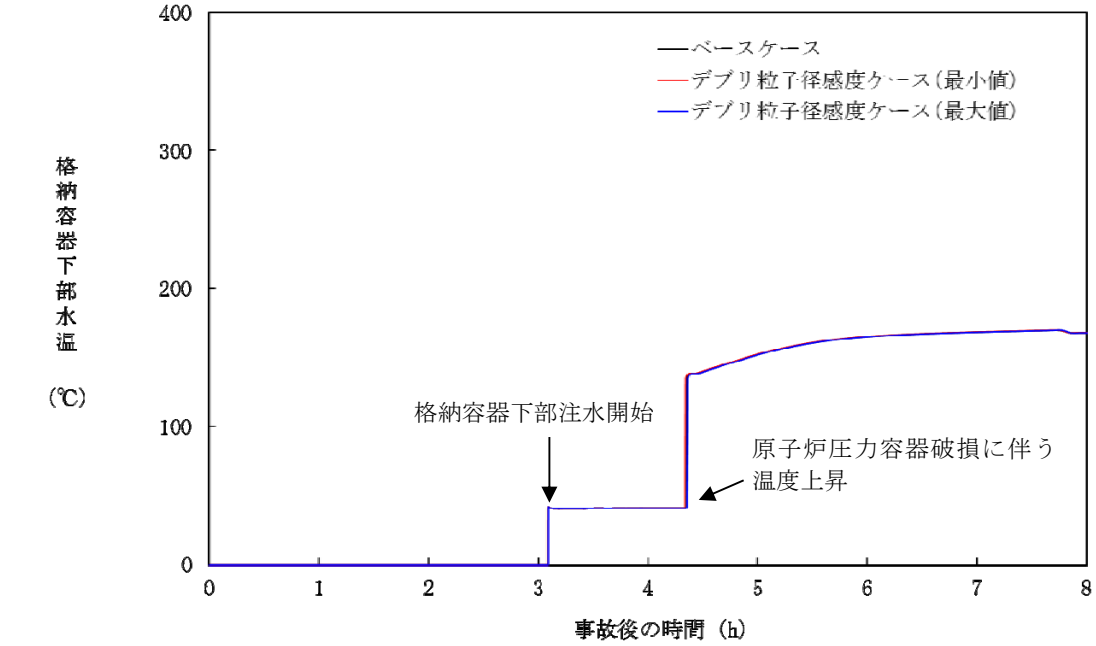


図 5-2-2　デブリ粒子径の感度解析（格納容器下部水温）

6. まとめ

原子炉圧力容器外におけるＦＣＩについては，これまでに実ウランを用いて種々の実験が行われているが，外部からの強制的なトリガーを与えない場合には水蒸気爆発は発生しないという結果が得られている。外部トリガーを与えた場合でも水蒸気爆発に至らなかったケースが複数確認されており，また，水蒸気爆発が発生した場合においても機械的エネルギへの変換効率は小さく，大規模な水蒸気爆発には至っていない。したがって，実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて小さいと考えられる。

原子炉圧力容器外ＦＣＩのうち，圧力スパイクへの影響因子について，実現象と解析モデルにおける取り扱いに着目し，以下に挙げるものを抽出した。

- 格納容器下部（ペデスタル）領域のプール水の状態（サブクール度，水位）
- 溶融炉心の落下量及び粒子化（破損口径，落下速度，粒子化割合）
- プール水とデブリ粒子との伝熱（デブリ粒子径）
- 原子炉格納容器内での水蒸気の流動

これらの項目について，不確かさの幅を考慮した感度解析を実施し，圧力スパイクに対する影響を評価した結果，いずれの項目においても圧力スパイクに対する感度は小さく，重大事故等対策の有効性評価に影響を与えないことを確認した。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

付録１　FARO 実験によるＭＡＡＰの圧力スパイクモデル妥当性確認

1. FARO 実験の概要

ＦＣＩの代表的実験である FARO 実験は，$UO_2/ZrO_2/Zr$ 溶融混合物を噴出させ，装置下部の冷却材との相互作用を検証する実験である。実験装置，実験条件及び実験結果の概要は 3.1 章（３）FARO 実験に記載している。

2. ＭＡＡＰコードによる FARO 実験の検証解析

ＭＡＡＰコードでは，溶融炉心と冷却材の相互作用を計算し，圧力スパイクを取り扱うモデルに関するパラメータのうち，三つのモデルパラメータが FARO 実験のベンチマーク解析によって妥当性を評価されている。溶融炉心のエントレインメント係数，[ ] [ ] 及び粒子径ファクタである。

エントレインメント係数は，ジェット速度と密度比から溶融炉心のエントレインメント量を計算する際の係数であり，細粒化モデル(Ricou-Spalding モデル)に使用される。エントレインメント量はプール水への伝熱量に寄与する。また，エントレインメント速度（m/s）を求める下式からは，プール底部におけるジェット直径，ジェットの粒子化割合が求められる。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

E_o：エントレインメント係数
u_{dj}：ジェット速度[m/s]
ρ_{dj}：ジェット密度[kg/m^3]
ρ_w：水密度[kg/m^3]

[ ]

粒子径ファクタは，ジェット表面からエントレインメントを受けた粒子の直径を計算する際の係数である。計算された粒子径は，粒子の沈降速度やデブリ温度の計算に用いられる。

圧力スパイクモデルのベンチマーク解析における仮定を以下に示す。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

上記の仮定によって，解析結果と実験結果の比較には制限があるが，ピーク圧力の上昇（すなわち，圧力スパイク挙動）と圧力の上昇速度については，比較が可能である。

付図 1，付図 2，付図 3，付図 4，付図 5，付図 6，付図 7，付図 8，付図 9，付図 10，付図 11 及び付図 12 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の圧力及びデブリ粒子径及び堆積デブリ質量の実験結果と，ＭＡＡＰ解析結果の比較図を示す。ＭＡＡＰ解析結果は，三つのパラメータに対して，最適値，最大値，最小値の組み合わせを用いて評価されている。また，付表 1 に L-06, L-08, L-14, L-11 実験の過熱度を示す。

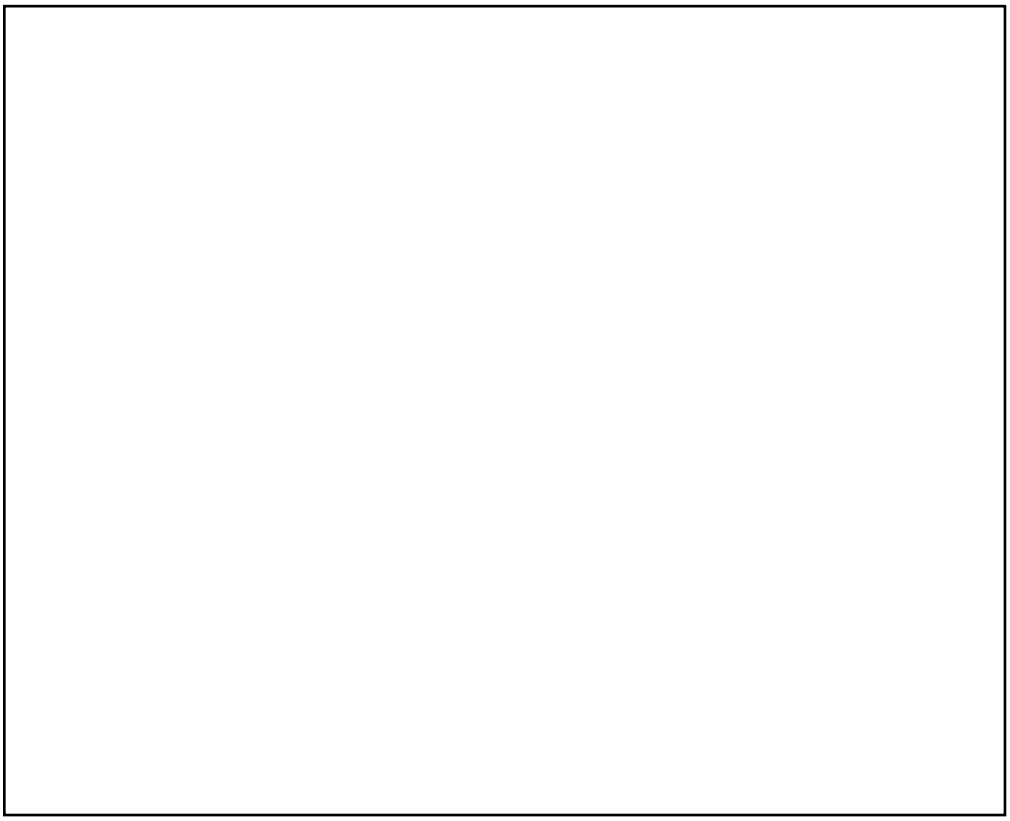
付表 1　FARO 実験における過熱度[23]

実験ケース	L-06	L-08	L-14	L-11
過熱度[K]	63	163	263	100

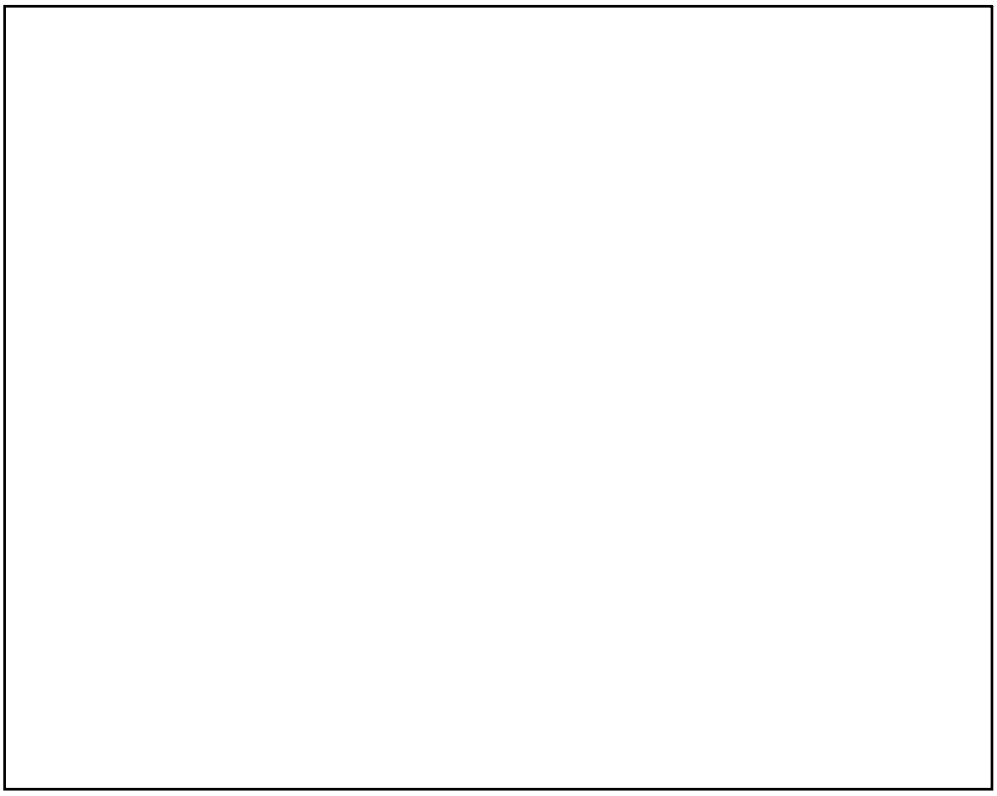
いずれの実験の圧力挙動も，ＭＡＡＰ解析結果では再現をみた。

また，デブリ粒子径及び堆積デブリ質量についても，実験結果のデータは，エントレインメント係数及び粒子径ファクタを変化させた場合のＭＡＡＰ解析結果の範囲内によく再現されている。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

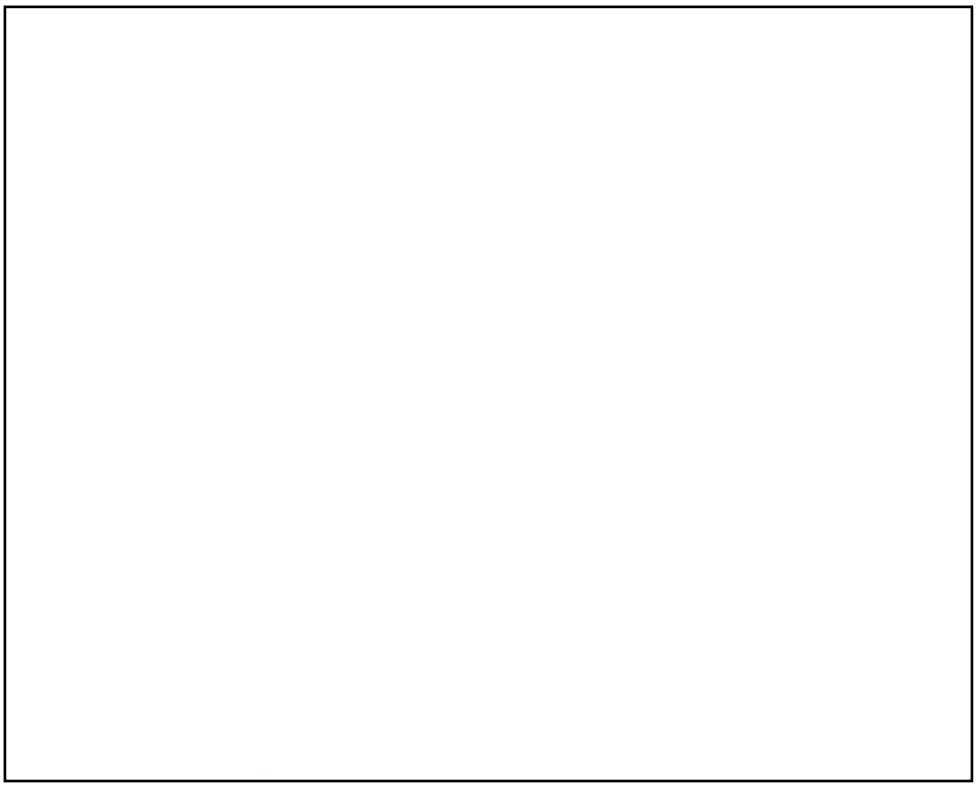


付図 1　L-06 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[22]

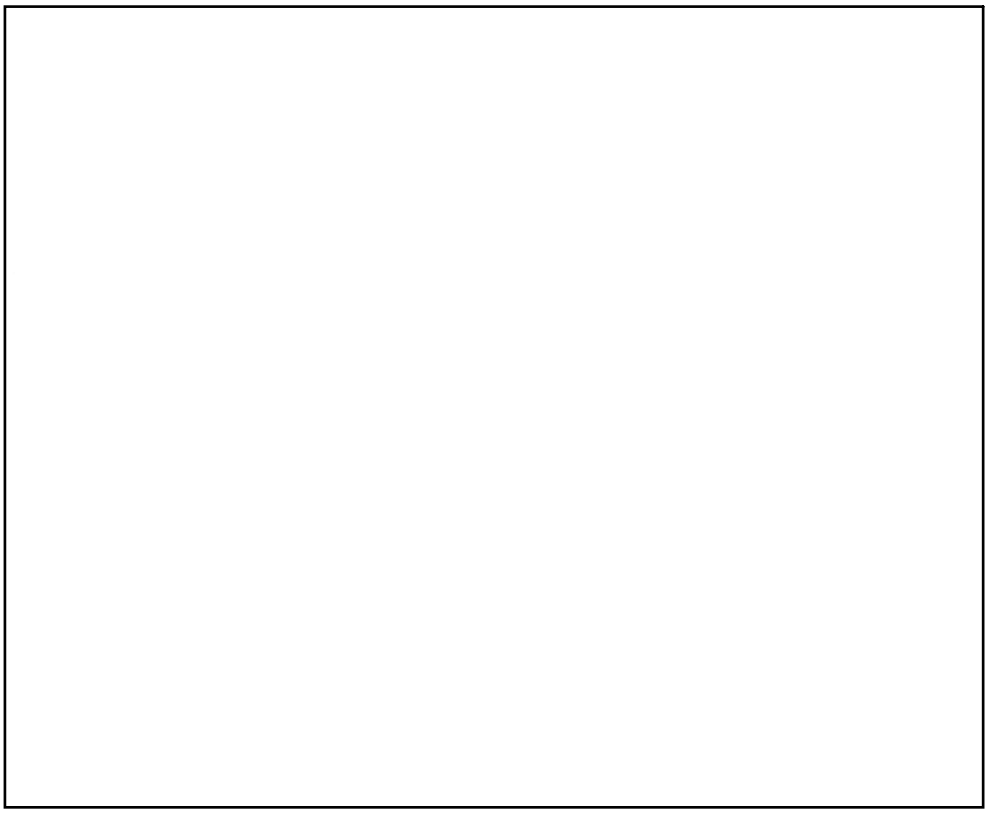


付図 2　L-08 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[22]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

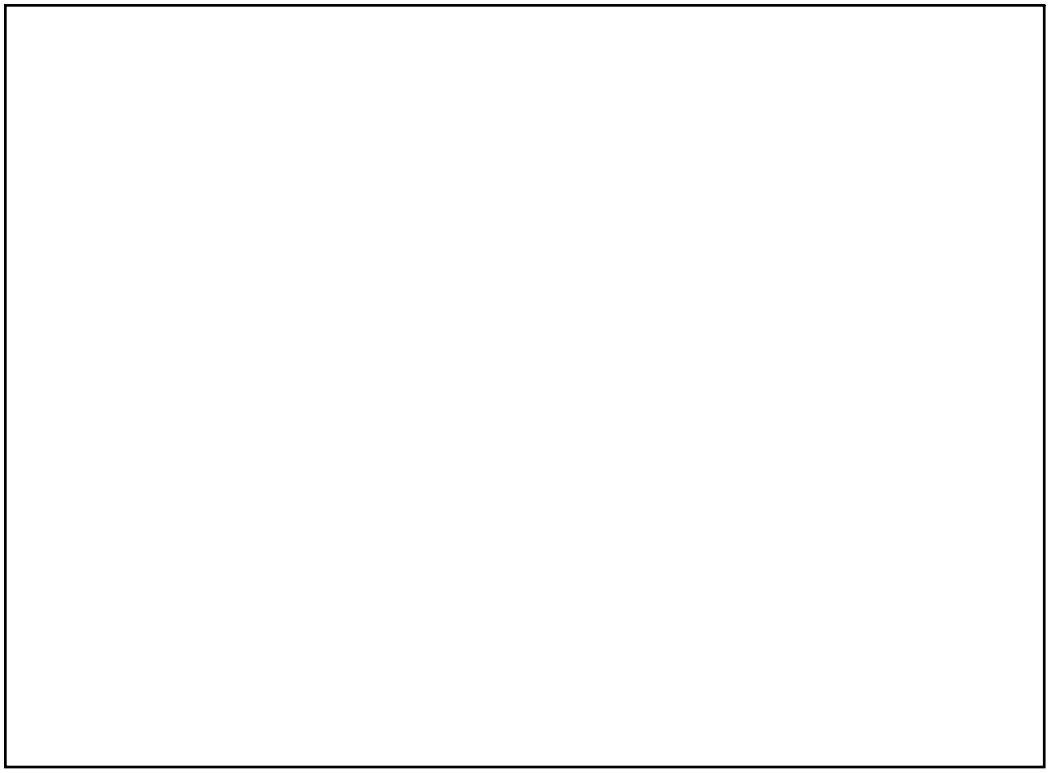


付図 3　L-14 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[22]



付図 4　L-11 実験結果/解析結果比較（圧力スパイク）[22]

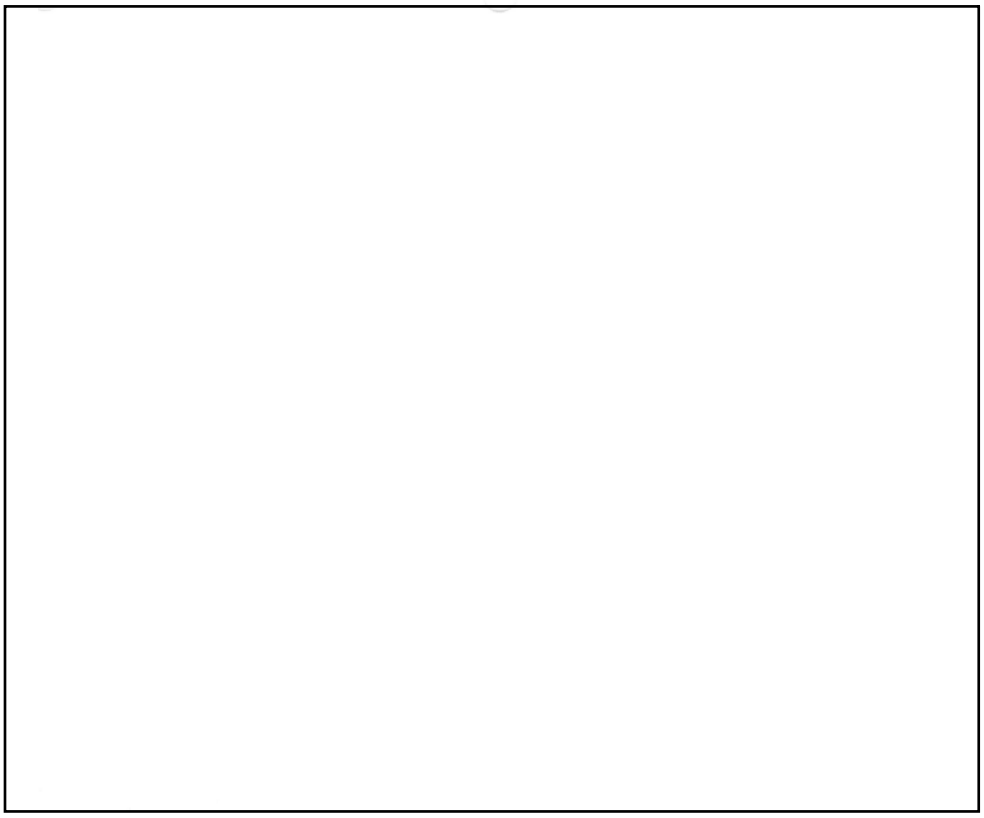
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図 5　L-06 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[22]

付図 6　L-08 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[22]

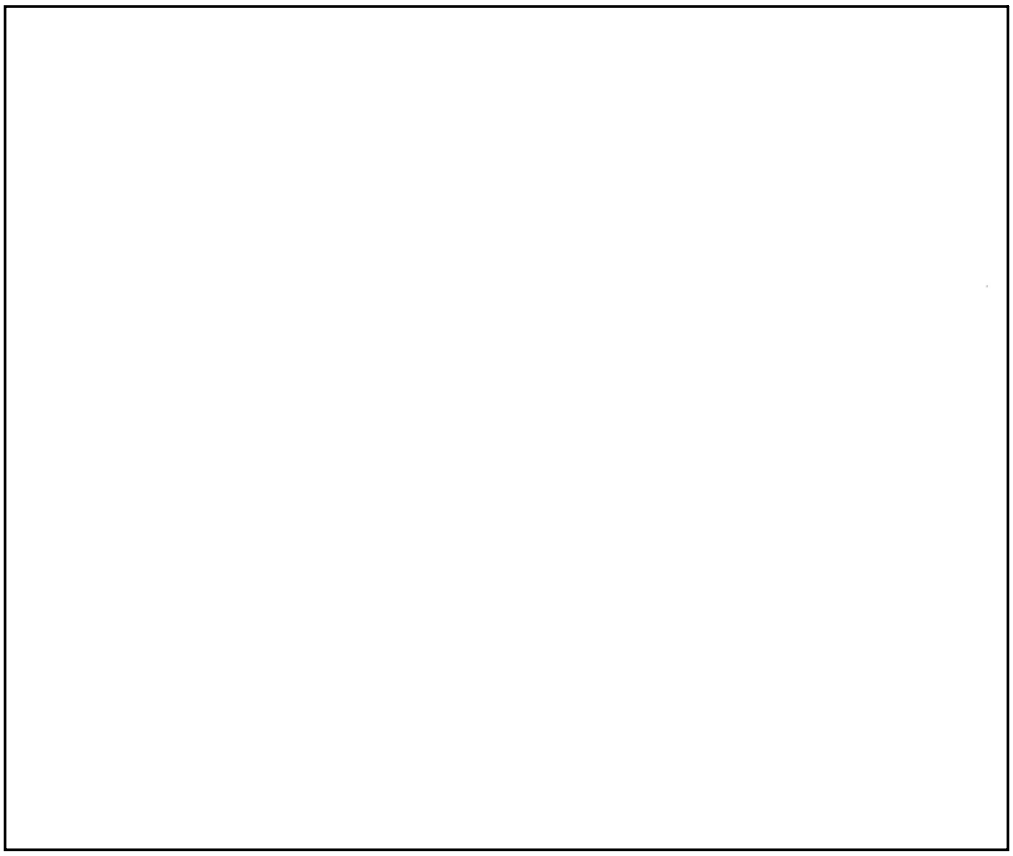
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。



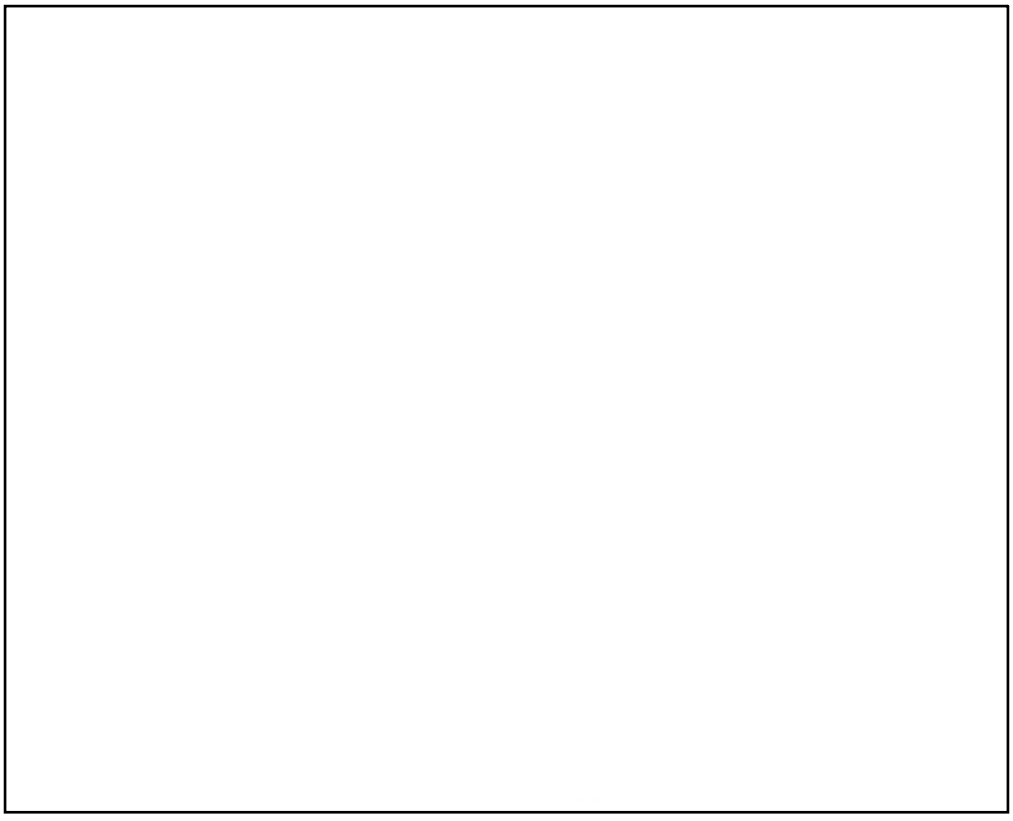
付図 7　L-14 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[22]

付図 8　L-11 実験結果/解析結果比較（デブリ粒子径）[22]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

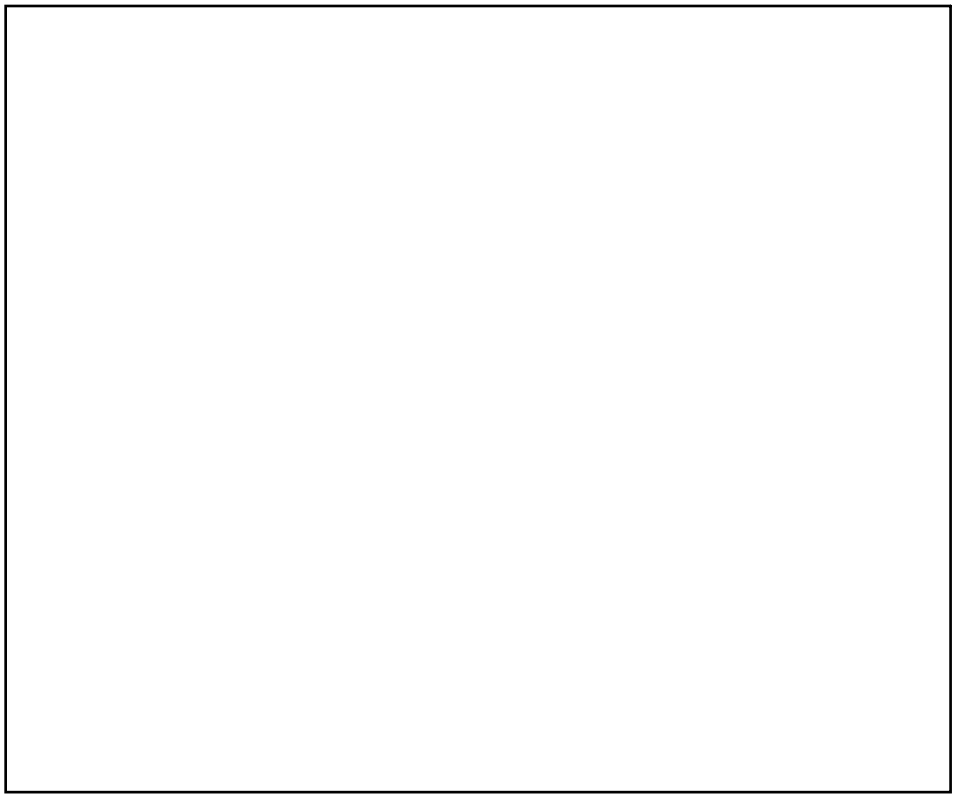


付図 9　L-06 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[22]

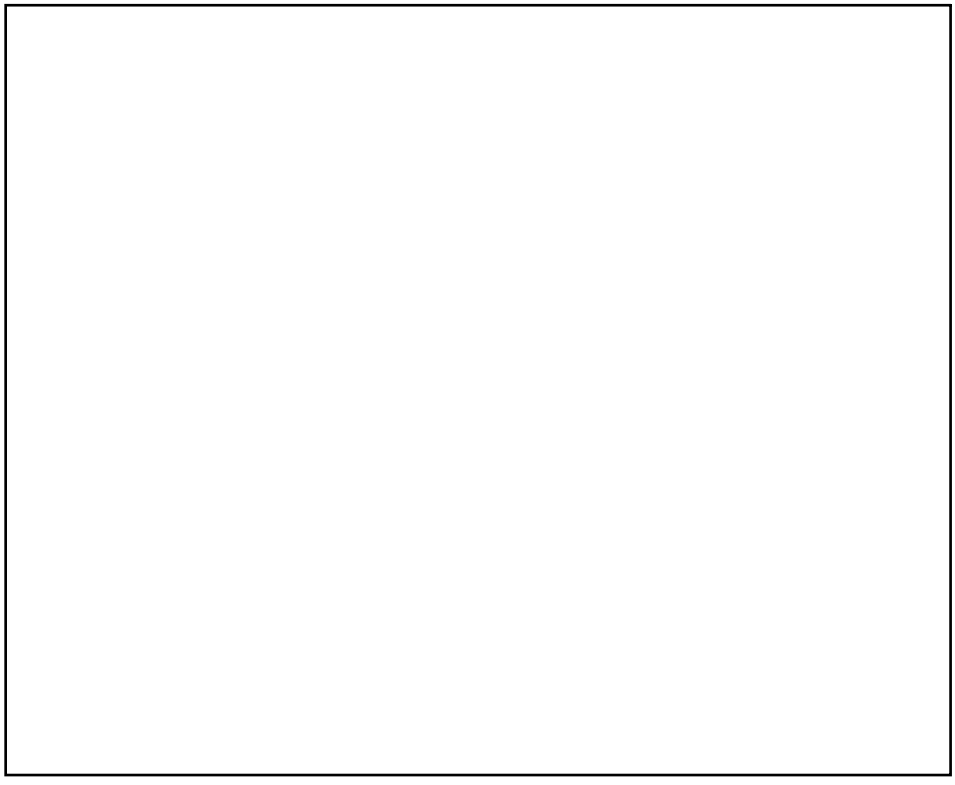


付図 10　L-08 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[22]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図 11　L-14 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[22]



付図 12　L-11 実験結果/解析結果比較（堆積デブリ質量）[22]

3. 結論

ＭＡＡＰコードでは，ＦＣＩに関わる圧力スパイク挙動はデブリジェットモデルで制御されており，その妥当性確認はFARO実験結果とのベンチマーク解析によって行われている。FARO 実験結果の示す圧力スパイク挙動のピーク圧力，圧力上昇及びデブリ粒子径について，ＭＡＡＰコードはよく再現されており，その妥当性が確認されている。

参考文献

［１］U.S.NRC, Reactor Safety Study, An Assessment of Accident Risks in U.S. Commercial Nuclear Power Plants, WASH-1400, NUREG-75/014, Oct. 1975.

［２］N. Yamano, Y. Maruyama, T. Kudo, A. Hidaka, J. Sugimoto, Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the ALPHA program, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995.

［３］I. Huhtiniemi, D. Mgallon, H. Hohmann, Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts, Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999.

［４］D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006.

［５］H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts, NUREG/CR-6623, 1999.

［６］D. Magallon, et al, Lessons learnt from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999.

［７］M. Kato, H. Nagasaka, COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions, JAERI-Conf 2000-015, 2000.

［８］V. Tyrpekl, Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism, 2012.

［９］J.H.Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP’04.

［１０］(財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月

［１１］K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User’s Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, 2008.

［１２］片山, 高速衝突と爆発問題を中心とした諸分野における衝撃解析, 「第 7 回衝撃工学フォーラム (中級者のための衝撃工学入門)」, 日本材料学会, 平成 20 年 11 月

［１３］Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER’S MANUAL VOLUME I, 2007.

［１４］T.Okkonen, et al, Safety Issues Related to Fuel-Coolant Interactions in BWR’S, NUREG/CP-0127, 1994.

［１５］T.G. Theofanous, et al, Steam Explosions: Fundamentals and Energetic Behavior, NUREG/CR-5960, 1994.

［１６］S. Basu, T. Ginsberg, A Reassessment of the Potential for an Alpha-Mode Containment Failure and a Review of the Current understanding of Broader Fuel-Coolant Interaction (FCI) issues, Report of the Second Steam Explosion Review Group Workshop (SERG-2), NUREG-1524, 1996.

[１７] O.Zuchuat, et al, Steam Explosions-Induced Containment Failure Studies for Swiss Nuclear Power Plants, JAERI-Conf 97-011, 1998.

[１８] J.H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO2/ZrO2 mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003.

[１９] J.H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosions from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007.

[２０] NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01.

[２１] NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015.

[２２] Electric Power Research Institute (EPRI), MAAP4, Modular Accident Analysis Program User’s Manual, EPRI Report prepared by Fauske & Associates, Inc.

[２３] D. Magallon, Experimental investigation of 150-kg-scale corium melt jet quenching in water, Nucl. Eng. Des. 177 321-337, 1997.

添付３

溶融炉心とコンクリートの相互作用について

目次

1. まえがき 5-3-3
2. 現象の概要 5-3-4
3. これまでの知見の整理..... 5-3-5
4. 評価モデルと不確かさに関する整理..... 5-3-8
5. 感度解析と評価 5-3-32
6. まとめ 5-3-44
付録 5-3-45
　付録１　ドライ条件でのＭＣＣＩ実験..... 5-3-45
　付録２　注水を伴ったＭＣＣＩ実験..... 5-3-52
　付録３　溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル..... 5-3-77
　付録４　溶融物の拡がり実験..... 5-3-94
　付録５　粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル..... 5-3-109
参考文献 5-3-111

１．まえがき

溶融炉心－コンクリート相互作用（ＭＣＣＩ）は，炉心溶融が進展し，溶融炉心が原子炉圧力容器底部を溶融貫通し，格納容器下部のペデスタル床に落下した場合に発生する現象である。ＭＣＣＩが継続すると，格納容器構造の侵食や非凝縮性ガス（水素ガス等）発生による格納容器過圧により格納容器破損に至る可能性があり，重要な格納容器破損モードと考えられてきており，これまで種々の実験や解析モデルの開発が行われてきている。これまでは，注水がないドライ条件でのＭＣＣＩ挙動や溶融炉心上に注水した場合（Top Flooding）のＭＣＣＩ抑制効果を調べる研究が主に行われてきた。

ＭＣＣＩの緩和対策として，溶融炉心落下後に注水する以外に，溶融炉心落下前にペデスタルに事前水張りするマネジメントが効果的とされており[1]，本有効性評価ではこの対策を前提としている。事前水張りにより，溶融炉心が落下時に水中で粒子化され，溶融炉心が粒子状ベッドとして堆積し，デブリ冷却性の向上が期待されるためである（図 1-1 参照）。

本資料では，国内外で実施された実験等による知見を整理するとともに，解析モデルに関する不確かさの整理を行い，感度解析により有効性評価への影響を確認した。

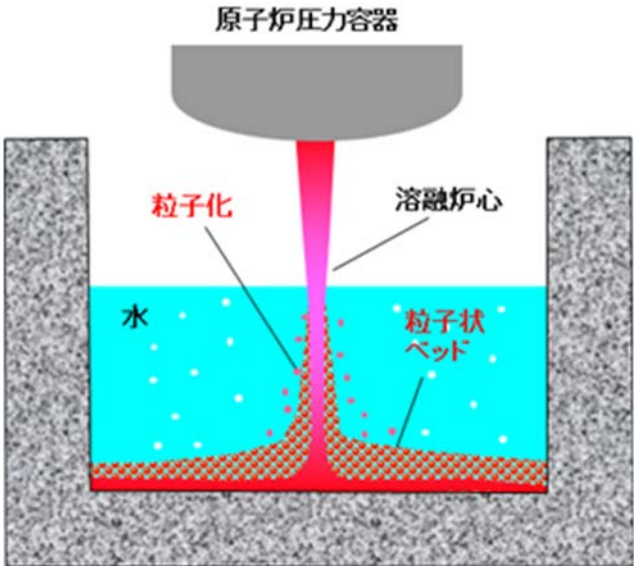


図1-1　ペデスタル事前水張りによるデブリ粒子化の概念

２．現象の概要

ＭＣＣＩは，溶融炉心が原子炉圧力容器下部を溶融貫通して格納容器床面に落下し，床面のコンクリートと接触した場合に発生し，高温の溶融炉心によりコンクリートが加熱され熱分解し溶融侵食される現象である。侵食が継続した場合，原子炉格納容器バウンダリの破損や格納容器内支持構造の強度低下に至る可能性がある。また，コンクリートの熱分解により発生する水蒸気及び二酸化炭素が溶融炉心内を通過する間に未酸化金属成分と反応して水素，一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生し，原子炉格納容器内の過圧や燃焼に至る可能性がある。このような要因により格納容器破損に至る可能性があり，ＭＣＣＩは重要な格納容器破損モードと考えられている。ＭＣＣＩを停止するためには，落下した溶融物（コリウム）を冷却することにより，侵食限界に至る前にコリウムと接しているコンクリート温度を溶融温度(約 1500K)以下にすることが必要となる。

国内ＢＷＲでは，原子炉圧力容器破損前にペデスタルへ水張りを行い，下部ヘッドが破損し溶融炉心が落下した際の溶融炉心の冷却を促進することにより，ＭＣＣＩを緩和する対策を採っている。ペデスタルに落下した溶融炉心は，水プール中を落下する際に，一部は粒子化して水中にエントレインされ，残りは床面に落下して堆積し溶融プールを形成する。エントレインされたデブリ粒子は，水中を浮遊しながら水へ膜沸騰による熱伝達が行われて冷却され，クエンチし，溶融プール上に堆積し，粒子状ベッドを形成する。

ペデスタル床に堆積した溶融炉心は，崩壊熱や化学反応熱により発熱しているが，水やコンクリートへの伝熱により徐々に冷却され，溶融炉心温度が固化温度を下回ると固化する。溶融炉心の冷却の過程では，中心に溶融プール(液相)，外周部にクラスト(固相)が形成される。溶融炉心上のプール水との伝熱は粒子状ベッドを介して行われるため，冷却効果は，粒子状ベッドの冷却性に依存する。

ペデスタルの溶融炉心と接触しているコンクリートは，溶融炉心からの熱伝達により加熱され，その温度が融点を上回ると溶融し侵食される。この際にガス(水蒸気及び二酸化炭素)及びコンクリートスラグが発生し，溶融炉心に混入されて化学反応（未酸化 Zr による還元反応）により，反応熱とともに水素ガスや一酸化炭素が発生する。

ＭＣＣＩによるコンクリート侵食量は，溶融炉心から上部水プール，壁方向及び床方向のコンクリートへの熱分配に支配される。国内ＢＷＲのＭＣＣＩ対策としている事前水張りをしている場合には，溶融炉心上面からの除熱が支配的となるため，相対的にコンクリートへの熱移行は抑えられ，コンクリート侵食量は抑えられる。この場合には，上面熱流束が重要となる。また，万一事前水張りできず，溶融炉心上面からの除熱が十分でない場合は，コンクリートへの熱移行量が増え，コンクリート侵食量は大きくなる。この場合には，コンクリートへの熱伝達が重要となる。

３．これまでの知見の整理

本章では，ＭＣＣＩに関する実験の概要及びそこで得られた知見に関して整理を行う。

ＭＣＣＩに関する実験としては，水による冷却を伴わない実験として米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）で実施されたACE実験[2][3]，米国サンディア国立研究所（SNL）で実施されたSURC実験[4]（国際標準問題ISP-24[5]）及び独カールスルーエ研究所（KfK）で実施されたBETA実験[6]がある（付録１参照)。水による冷却を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては,SNLで実施されたSWISS実験[7]及びWETCOR実験[8],米国電力研究所(EPRI)の主催で実施されたMACE実験[3][9][10]，我が国の原子力発電技術機構（NUPEC）により実施されたCOTELS実験[1][11],OECDプロジェクトとしてANLにて行われたＭＣＣＩ実験[10][12][13][41]がある（付録２参照)。

また，水中に溶融デブリを落下させ溶融物の粒子化を調べた実験としては，JRC-ISPRAにて実施したKROTOS実験[14]やFARO実験[14]，NUPECにて実施したCOTELS-FCI実験[1][15]，スウェーデン王立工科大学（KTH）で実施されたDEFOR実験[16]がある（付録３参照)。

ペデスタルでの溶融物の拡がり実験としては，水による冷却を伴わないドライ条件での実験として，国内ＢＷＲを対象にＢＷＲ産業界が実施したSPREAD実験[19][20]や，EPRを対象とした実験が複数実施されており，ウェット条件での実験については実施例が少ないが，前述のSPREAD実験やKTHのPULiMS実験[21]，ANLにて不均質に堆積させたデブリベッドの拡がりを確認したセルフレベリング実験[22]が行われている。

各実験の詳細は付録資料にて示す。以下に，実機評価に関連する知見の概要をまとめる。

・ドライ条件でのコンクリート侵食　（付録１参照）

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は，ACE実験，SURC実験及びBETA実験で確認されている。また，ＭＡＡＰコードによる実験解析が行われており，解析で得られた侵食速度は実験結果と良く一致している（１時間あたり20cm程度）[23][34]。

・ウェット条件（Top Flooding）でのコンクリート侵食　（付録２参照）

SWISS実験，WETCOR実験，MACE実験では，溶融デブリ上面へ注水をした場合（Top Flooding）のコンクリート侵食実験が行われたが，結果として，デブリ上面に安定なハードクラストが形成されてデブリ内への水の浸入を妨げ，コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は，デブリ模擬物上面に形成されたクラストが側壁（側壁に耐火物を採用した一次元侵食実験）あるいは電極と側壁の両者に固着し，クラストとその下のデブリ模擬物とが分離したことにより，デブリ模擬物の効果的な除熱がなされなかったためであるとされている。

COTELS実験では，溶融物の落下過程を含めて模擬したＭＣＣＩ実験が実施され，結果として，側壁侵食部に水が浸入し，コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機スケールで安定クラストが形成されるか否かを解明するため，OECD/MCCI プロジェクトが行われ，クラスト強度，クラスト浸水，二次元コンクリート侵食挙動等を分離効果的に調べる実験が実施された。その結果，実機スケールでは，安定クラストは形成されず，ハードクラストは割れて水が内部に浸入して冷却が促進されることや，ＭＣＣＩにより発生したガスにより溶融物がクラストの割れ目から噴出する火山型のクラストが形成されるとの結果が得られている。また，ＣＣＩ実験結果から玄武岩系コンクリートに侵食の異方性が見られる結果が得られている。

これらの知見は，ＭＣＣＩ評価のためにはデブリから水プールやコンクリートへの熱伝達の扱いが重要であることを示唆している。

・水張りによる溶融物の粒子化　（付録３参照）

溶融物ジェットが水中へ落下する場合の粒子化挙動については，ＦＣＩ実験等により確認されている。粒子化割合は，主に水深やジェット径に依存し，粒径（質量中央径）は，比較的大きく，実験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に対する依存性は低いと報告されている。各 UO_2 混合物実験の平均的な粒子径は，溶融物量の多い FARO 実験では 2.6～4.8mm[14]，COTELS 実験では６mm 程度[15]である。また，粒子化割合を評価する解析モデルが提案されている（Ricou-Spalding 相関式[25]や Saito の相関式[26]等)。

・溶融物の拡がり　（付録４参照）

Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]により，事前水張りが，溶融物の拡がりを抑制し，シェルアタック防止に有効であることが確認されるとともに，溶融物の拡がりを評価する解析コードが作成されている。溶融物の拡がりには，デブリ落下流量，デブリ成分，デブリ過熱度が主に影響することが示されている。KTH では，水中での溶融物の拡がり挙動と固化性状を調べる PULiMS 実験[21]が実施され，溶融物の拡がる過程は，流体力学と固化の二つの競合プロセスに支配されるとして，流体力学には重力，慣性力，粘性力及び表面張力が影響し，固化には溶融物から周囲への熱伝達，崩壊熱発生及び溶融物の相変化が影響するとして，実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案[20][27][28]が行われている。また，独カールスルーエ研究センター（FZK）において KATS 実験[23][29][30]が実施され，溶融物の放出速度が比較的高い場合は，冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になることが示されている。溶融物の拡がり挙動の解析のために，種々の解析コードが提案されており，実験データを元に検証が行われている。三次元の拡がり評価も行われており，比較的広いペデスタルをもつＡＢＷＲ（ペデスタル半径約 5.3m）の溶融物拡がり評価が実施され，床上に水がある場合でも，床全面に溶融物が拡がることが示されている[40]。

また，ANL でのセルフレベリング実験[22]により，水プール中に不均質に堆積させた粒

子状ベッドにおいて，内部沸騰によって短時間でベッドの厚さが均一化されることが示されている。

・粒子状ベッドの冷却性　（付録５参照）

粒子状ベッドの冷却性については，ドライアウト熱流束が種々の実験で確認されており，主に粒子径に依存するとの結果が得られている。また，ドライアウト熱流束を評価する解析モデルがいくつか提案されているが，Lipinski0-D モデル[24][31][32][33]が広く使われている。

４．評価モデルと不確かさに関する整理

本章では，ＭＣＣＩ評価に使用している解析モデルと想定される不確かさについて整理する。

4.1　ＭＣＣＩ評価モデル

ＭＣＣＩ評価には，ＭＣＣＩ現象を扱え，溶融炉心落下や注水によるデブリ冷却効果を評価できるＭＡＡＰコード[34]を使用している。以下に，ＭＣＣＩ伝熱モデルの概要を示す（図4-1 参照）。

コリウムの構成

- 均質に溶融したプールを形成すると仮定。
- 上部，下部及び側面にクラスト層を仮定。

クラストの生成

- クラストのエネルギーバランス（溶融プールからの伝熱，水プール・コンクリートへの伝熱）によりクラスト厚さの変化率を計算。

コンクリートの侵食

- コンクリート表面から侵食深さ方向に一次元熱伝導を解き温度分布を計算。
- コンクリート溶融温度（入力値：1500K）以上で侵食開始。
- 溶融炉心からの伝熱量と分解／溶融潜熱により侵食量を評価。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO_2の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算により金属との反応，H_2及びCO発生を評価。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

伝熱モデル

- 溶融炉心－コンクリート間の熱伝達：　溶融プールからクラスト層への対流熱伝達量とクラスト内崩壊熱の和で熱流束が与えられる。溶融プールからクラスト層への対流熱伝達は，粘性に影響されるため，固化割合に応じて補正されている。溶融炉心から床方向及び側面方向のコンクリートへの熱流束を以下に示す。

床方向の熱流束

$$q_d = h_d\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

壁方向の熱流束

$$q_s = h_s\left(T_f - T_{F,m}\right) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで，

q_d，q_s：　床方向及び側面方向の熱流束　［W/m^2］

h_d，h_s：　溶融プールからクラスト層への対流熱伝達係数　［W/m^2-K］

h_{d0}，h_{s0}：　溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数　［W/m^2-K］

f_s：　固化割合　［－］

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

n： 固化効果項の指数 ［－］
T_f： 溶融プールの温度 ［K］
$T_{F,m}$： デブリ融点 ［K］
q_v： 体積発熱率 ［W/m^3］
X_{cd}，X_{cs}： 床面及び壁面のクラスト厚さ ［m］

対流熱伝達係数h_{d0}及びh_{s0}は，BETA実験（二次元侵食実験）のベンチマーク解析[23][34]を元に，それぞれ［　　］と［　　］が，固化効果項の指数nは，［　］が推奨されている。

- クラストの伝熱と厚さ： クラストのエネルギーバランス（溶融プールからの伝熱，水プール・コンクリートへの伝熱）によりクラスト厚さの変化率が計算されている。側面方向及び床方向の溶融プールからの対流熱伝達係数が異なるため，下部クラストと側面クラストの厚さも異なる。内部発熱を考慮し，下部クラスト，側面クラスト，上部クラストは放物線状の温度分布が仮定されている。クラスト成長の結果，溶融プールからの熱とクラスト内発生熱をコンクリートへ伝達できなくなると，クラスト内側で溶融が生じ，クラストは薄くなる。逆に，クラストが十分に薄く，溶融プールからの熱とクラスト内発生熱以上を伝達できれば，凝固が生じ，クラストは厚くなる。
- 上部クラスト－水プール間の熱伝達： デブリが冠水されて表面温度が十分低下すると，上部クラストはクエンチ層として扱われ，以下のKutateladze型の水平平板限界熱流束相関式が適用される。このクエンチ熱流束は，デブリ平均温度が水の飽和温度以上である場合に適用される。

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \left\{ \sigma g \left(\rho_l - \rho_g \right) \right\}^{0.25}$$

ここで，
q_{chf} ：熱流束 ［W/m^2］
F_{chf} ：係数 ［－］（ユーザー入力）
h_{fg} ：蒸発潜熱 ［J/kg］
ρ_g ：蒸気の密度 ［kg/m^3］
ρ_l ：水の密度 ［kg/m^3］
σ ：表面張力 ［N/m］
g：重力加速度 ［m/s^2］

係数F_{chf}として，SNLで実施されたSWISS実験において報告されている溶融物から水プールへの熱流束800kW/m^{2}に相当する値である0.1がデフォルトとして設定されており，係数F_{chf}を変更することにより粒子状ベッドから水プールへの熱流束を想定した解析が実施できる。係数F_{chf}と熱流束q_{chf}の関係を図4-2に示す。係数F_{chf}の

デフォルトは0.1が使われており，この場合熱流束q_{chf}は大気圧状態で800kW/m^{2}程度となる。

デブリ平均温度が水の飽和温度と等しくなると(デブリクエンチ)，水プールへの熱流束は，デブリの崩壊熱が全て水プールへ伝達されるとして計算され，上記限界熱流束相関式は適用されない。デブリクエンチ後は，デブリからコンクリートへの熱伝達は発生しなくなるため，デブリと接しているコンクリート温度が侵食温度以下となり，コンクリートの侵食は停止する。

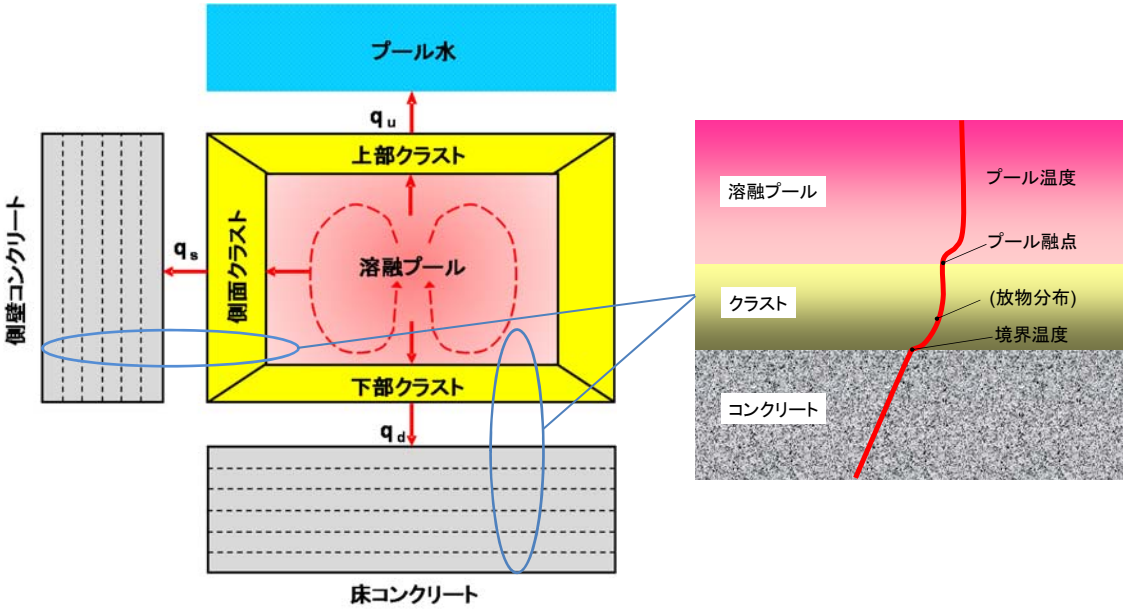


図 4-1　ＭＡＡＰコードのＭＣＣＩ伝熱モデル概要

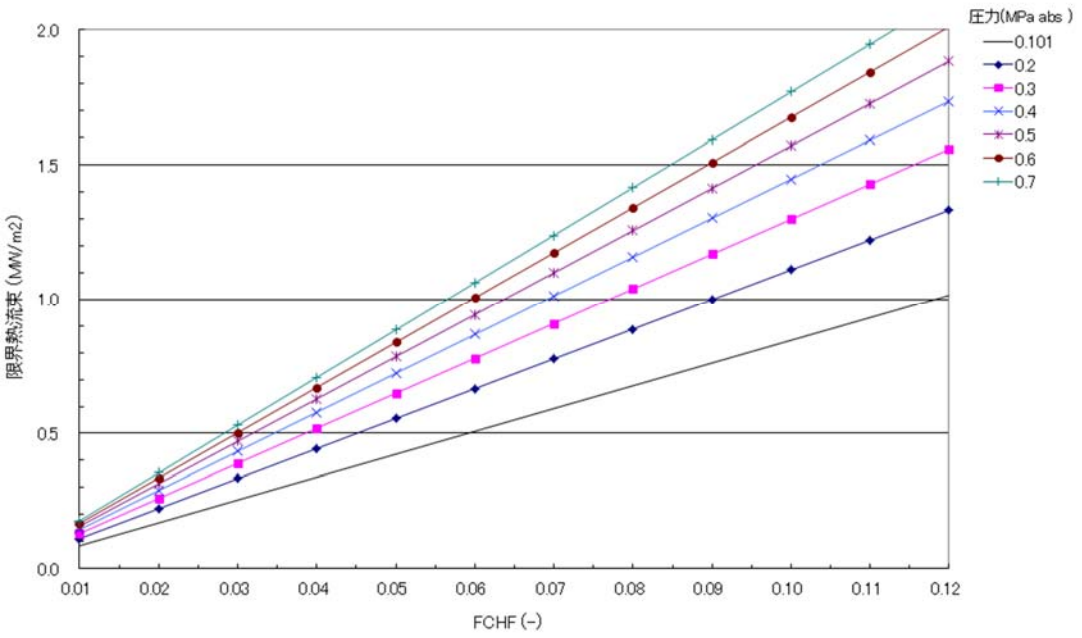


図 4-2　ＭＡＡＰコードのデブリ上面の熱流束を与える
F_{chf}入力と限界熱流束の関係

4.2 ＭＣＣＩ評価における不確かさの整理

ＭＣＣＩの過程ごとに不確かさ要因を整理する。ＭＣＣＩは以下の過程で段階的に進展する。

(1) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

(2) 溶融物の落下・堆積過程

(3) ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し，不確かさ要因を整理し，感度解析が必要なパラメータを確認する。

(1) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて，評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッド破損面積

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損，下部ヘッドクリープ破損等の種々の下部ヘッド破損モードがモデル化されており，最も早く破損条件に至った破損モードにより破損が生じる。破損面積は，溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

評価条件： ＭＡＡＰ解析結果から，制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が下部ヘッドに開き，下部プレナム内の溶融炉心がペデスタルに落下することになる。他の下部ヘッド貫通部が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから，制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお，制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には，制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため，この扱いは保守的である。

溶融炉心の落下量

評価モデル： 溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に水及び溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。

評価条件： ＭＡＡＰ解析結果から，下部ヘッド破損前には全炉心相当の溶融炉心が下部プレナム内に堆積した状態になっている。この状態に至る前には，以下の過程が起こる。即ち，溶融炉心が下部プレナムへ落下を開始すると，下部プレナム水により溶融炉心が冷却される。また，制御棒案内管内にも水が溜まっており，溶融炉心の冷却のヒートシンクになる（図 4-3 参照）。下部プレナムや制御棒案内管内の水が蒸発して喪失すると，制御棒案内管の温度が上昇し溶融に至る。制御棒案内管は炉心重量を支持しているために，制御棒案内管の溶融が起こると，炉心の支持機能が喪失し，全炉心が下部プレナムへ落下する。その後，

制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損が起こり，溶融炉心の放出が開始する。以上のような過程の結果，下部ヘッド破損時に，下部プレナム内に堆積している全炉心相当の溶融炉心が流出することになり，溶融炉心の落下流量としては，最も厳しい条件となっている。

以上に示したように，下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について，いずれも最も厳しい条件が使用されているため，特に感度解析を行う必要はない。

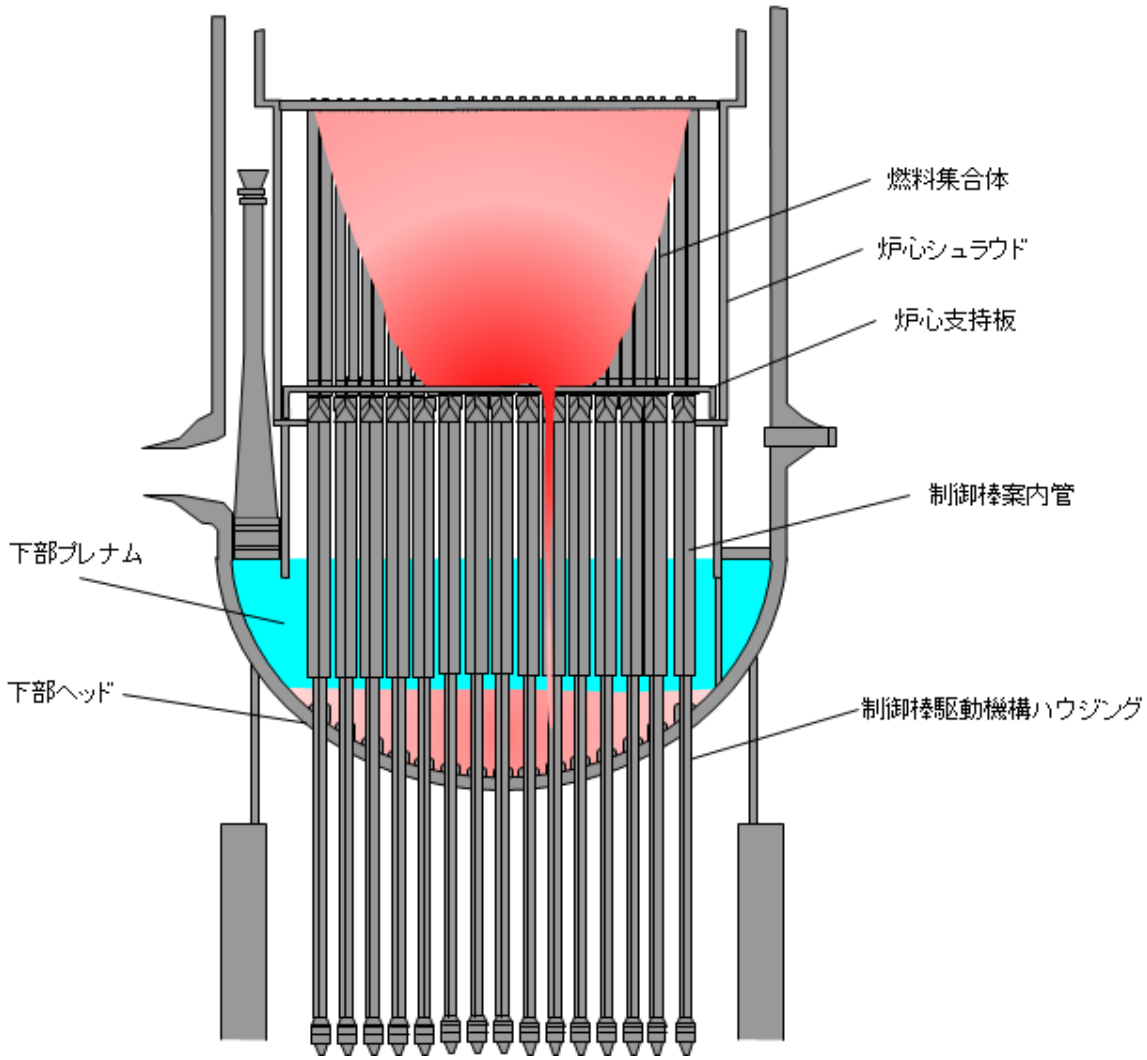


図 4-3　炉心部から下部プレナム内への溶融炉心の移行状態を示す模式図

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では，下部ヘッドが破損し，溶融炉心が事前水張りされたペデスタルへ落下するため，溶融炉心が水中で粒子化することが想定され，粒子化されない溶融炉心はペデスタル床に溶融プールとして堆積する。この過程では，溶融炉心の水中での粒子化に不確かさが想定される。

溶融炉心の粒子化

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，粒子化割合は，Ricou-Spalding モデル[25]で計算される。Ricou-Spalding モデルは，エントレインメント量（粒子化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり，液液混合問題において広く利用されている相関式である。落下する溶融炉心は円柱ジェットで冷却水中に突入することを想定し，円柱ジェット外周部の侵食として粒子化割合を評価している。

円柱ジェットのエントレインメント速度 m_{ent}（m/s）は，次式で与えている。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \qquad (1)$$

ここで，E_o：エントレインメント係数

u_{dj}：ジェット速度［m/s］

ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_w：水密度［kg/m^3］

水中でのジェット速度を一定と仮定し，水面から垂直方向に積分すると，プール底部（水深：ΔH_{pool}）におけるジェット直径が(2)式のように得られる。

$$d_{dj} = d_{dj,o} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \qquad (2)$$

(2)式を用いて，溶融ジェット断面の減少分が粒子化割合であるため，次式のように計算される。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,o}^{\ 2} - d_{dj}^{\ 2}}{d_{dj,o}^{\ 2}} \qquad (3)$$

ここで，d_{dj}：プール底部におけるジェット径［m］

$d_{dj,0}$：プール水面におけるジェット径［m］

Φ_{ent}：水中における粒子化割合［-］

以上の評価式において，デブリ粒子化割合に影響するパラメータは，エントレインメント係数，溶融ジェット径及びプール水深であり，このうちモデルパラメータとしてエントレインメント係数と溶融物ジェット径に不確かさが想定される。

エントレインメント係数については，ＭＡＡＰでは代表的なＦＣＩの大規模実験であるFARO 実験に対するベンチマーク解析[34]によって範囲を設定しており，不確かさ範囲は，□～□となっている。FARO 実験条件[14]は，水プールの水深は 0.87～2.05m，水プー

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

ルのサブクール度は０（飽和）～124K，雰囲気圧力条件は２～5.8MPa（高圧条件），0.2～0.5MPa（低圧条件）の範囲で行われており，一方，実機条件では，水深は２～４ｍ程度，水プールサブクール度は飽和～90K 程度，雰囲気圧力は 0.2MPa[abs]程度であることを考慮すると，実験条件は有効性評価の特徴的な条件を包絡しており，ベンチマーク解析で検討されたエントレインメント係数の範囲内で感度を確認すれば十分といえる。

評価条件：　ＭＡＡＰ解析ではエントレインメント係数のデフォルト値として［　　］が使用されており，これは実験解析により確認された不確かさ範囲の代表値となっている。

溶融物ジェット径は，下部ヘッド破損口径により決まることから，前述のように大きい値としている。これは，粒子化割合を小さめにする扱いをしていることになる。

因みに，Ricou-Spalding 相関式を使用して，実機で想定される水張り水深２m，溶融物ジェット径 0.15m の条件の場合で 63%程度が粒子化される（図 4-4 参照）。[33]

以上のことから，エントレインメント係数については，不確かさ範囲が設定されており，溶融炉心が水中に落下した際の粒子化割合とその過程での蒸気発生やデブリ粒子の酸化による水素ガス発生に影響することから，不確かさ範囲内で感度解析を実施する。

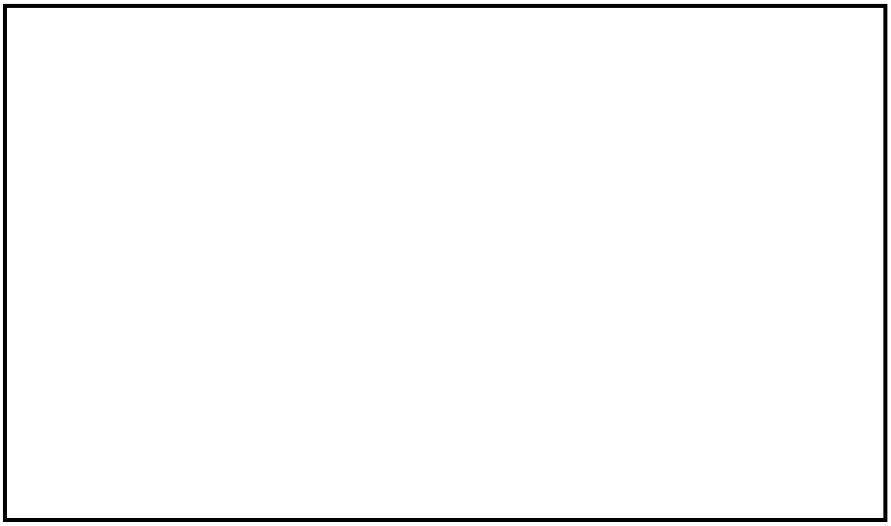


図 4-4　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ[33]

(3) ＭＣＣＩ進行と注水によるデブリ冷却過程

この過程では，溶融炉心の拡がり，デブリベッドの冷却性，コンクリート侵食に不確かさが想定される。

溶融炉心の拡がり

評価モデル： ＭＡＡＰコードでは，落下した溶融炉心はペデスタル床上に均一に拡がると仮定している。

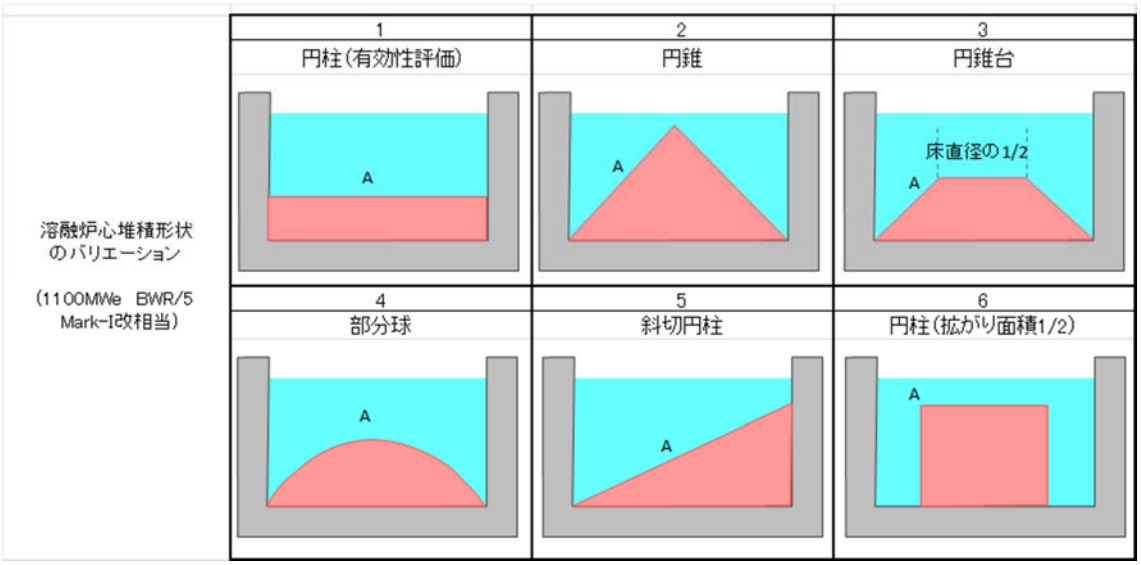
評価条件： 事前水張りされたペデスタルのプール水中に落下する溶融炉心は，前節の溶融物の落下・堆積過程で示したように，一部が粒子化した後に固化し，残りが溶融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり，固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（図 1-1 参照）。このような溶融炉心の拡がりにおいて，溶融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。

まず，溶融物の拡がり距離の不確かさについて考察する。Mark-Ⅰ型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]によれば，水張りがないと溶融炉心は格納容器シェル壁（拡がり距離７ｍ程度）まで到達するが，水張りがあれば溶融炉心の拡がりは抑えられ，拡がり距離は落下量等にも依存するが５ｍ程度となる結果が得られている。有効性評価で想定している制御棒駆動機構ハウジングの逸出を想定すると，ＡＢＷＲ（ペデスタル半径約 5.3m）で床上に水がある場合でも，落下位置に依らず床全面に溶融物が拡がることが，三次元溶融物拡がり解析により示されている[40]（付録４(5)a）参照)。また，PULiMS 実験では，水中での溶融物の拡がり挙動が観察され，高温の溶融物は，水張りがあったとしても落下直後は膜沸騰が維持された状態で拡がり，その後拡がりが停止することが確認されている。また，実験結果を元に，水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。このスケーリング則に，ＢＷＲの溶融炉心落下条件を適用して，水中での溶融物の拡がり距離を評価すると，約 18m となる（付録４(5)b）参照)。ペデスタル半径が，ＡＢＷＲが約 5.3m，Mark-Ⅰ改良型格納容器が約 3.2m であることを考慮すると，水張りをしている場合でも溶融炉心は，落下位置に依らず床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは，溶融物の拡がりに影響する因子のうち，主に溶融炉心落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が１分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。溶融物の拡がり距離については，不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

次に，粒子状ベッドの堆積形状の不確かさについて考察する。落下直後の初期段階では，DEFOR 実験[16]で確認されたように不均一に堆積することが想定されるが，崩壊熱を発生するデブリ粒子では，粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベリング効果により，時間とともに堆積厚さが均一化することが想定される（付録４(4)参照)。ただし，溶融炉心がペデスタルの中心からずれた位置に落下する場合を想定すると，セルフレベリング効果により均一化に向かっていくが，偏った堆積形状でＭＣＣＩが進行する可能性も考えられる。堆積形状の相違により，溶融炉心から水やコンクリートへの伝熱面積が異

なってくる。これにより，溶融炉心から水及びコンクリートへの熱配分が異なってくる。ＭＡＡＰコードでは，均一堆積形状（円柱）として扱うため，不均一な堆積形状は，正確には模擬できない。図 4-1 に示す溶融炉心からの伝熱のうち，溶融炉心から水への伝熱が，溶融炉心の冷却に支配的であり，ＭＣＣＩの結果に大きく影響することを考慮して，均一堆積形状（円柱）と種々の不均一な堆積形状について，水への伝熱面積を比較した。1100MWe ＢＷＲ５ Mark-Ⅰ改相当の比較結果を図 4-5 に示すが，ＭＡＡＰコードで想定している均一堆積形状（円柱）が，最も水への伝熱面積が小さくなる。偏った堆積形状を代表する斜切円柱の場合でも，均一堆積形状（円柱）より水への伝熱面積は大きくなっている。円柱状の部分拡がりの場合でも，上面の伝熱面積は減少するが，側面の伝熱面積が加わることにより，均一堆積形状（円柱）より水への伝熱面積は大きくなっている。以上から，堆積形状の不確かさについては，均一堆積形状（円柱）の扱いが，溶融炉心から水への伝熱を小さくし，結果的にコンクリートへの伝熱を大きくしているため，ＭＣＣＩ評価の観点から保守的な扱いとなっていると考えられる。

以上の考察より，溶融炉心の拡がりについて，粒子状ベッドの堆積形状の不確かさが想定され，溶融炉心から水への伝熱に影響する可能性も考えられることから，拡がりを抑制した場合の感度解析の実施が必要と考えられる。ただし，溶融炉心の拡がりについては，ペデスタルの形状や事前水張りの深さによるところが大きいため，個別プラントにおけるこれらの状況を踏まえて感度解析等の取り扱いを行うことが適切と考えられる。



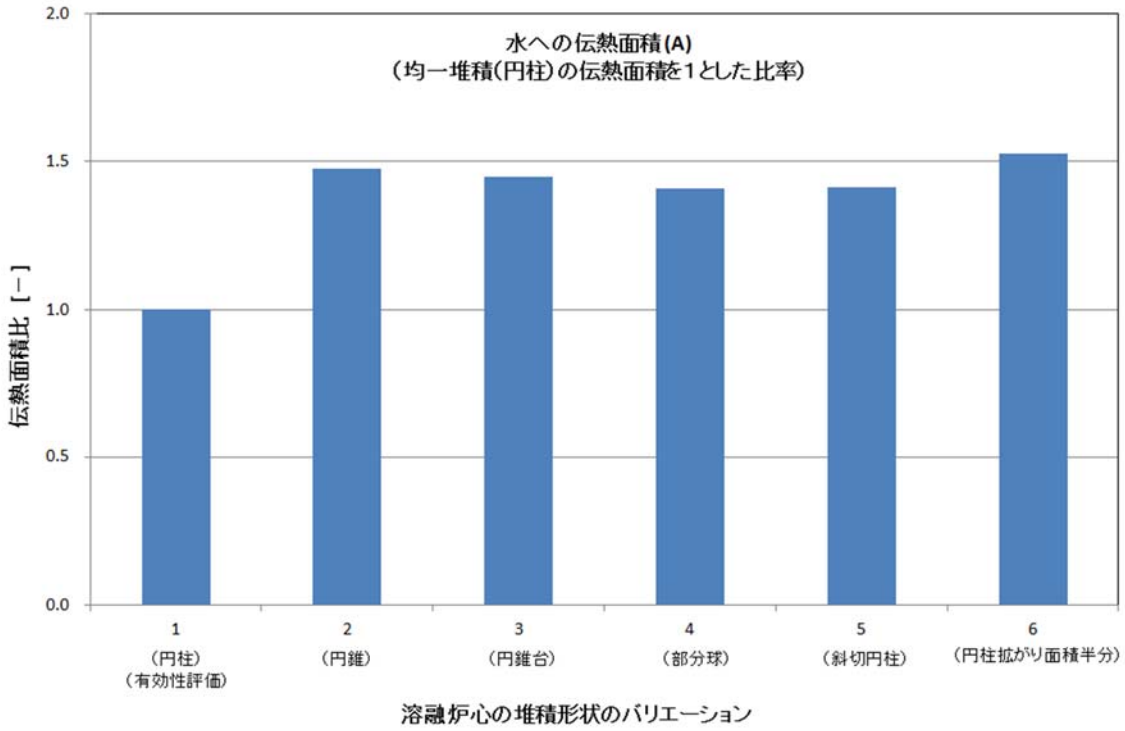


図 4-5　溶融炉心の堆積形状のバリエーションと水への伝熱面積の比較

デブリから水への熱伝達

デブリベッドから水への熱流束は，溶融炉心上面の性状により大きく影響されるため，大きな不確かさが想定される。

評価モデル：　溶融炉心上面から水への熱流束は，上部クラスト－水プール間の熱伝達モデルであるKutateladze型の水平平板限界熱流束相関式（Kutateladze式）で与えられるが，係数F_{chf}を調整することにより，溶融炉心上面の性状に応じた熱流束を設定することが可能である。これは，上面の性状に応じて水への熱流束が内部で計算されるモデルではなく，Kutateladze式による限界熱流束で与えるモデルとなっているためである。

評価条件：　事前水張り対策により溶融炉心の一部は粒子化して，デブリ上部に粒子状ベッドを形成し，下部には粒子化しなかった溶融炉心が溶融プールを形成すると想定される。これは，水中に溶融炉心を落下させた実験的知見[14][15][16]（付録３参照）から，安定クラストは形成されず，粒子状ベッドが形成されていることから妥当と考えられる。なお，SSWICS 実験では，コンクリートがデブリに含有されると上面熱流束が低下する結果が得られているが，これは火山型クラストが形成された場合の知見であり，粒子状ベッドに対する知見ではないと判断される。

デブリ上面に粒子状ベッドが形成されることを想定し，粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさを評価する。ここでは，Lipinski 0-Dモデル[24]を使用し，主なパラメータである粒子径，ポロシティ，堆積高さ，圧力を変えた場合の粒子状ベッドのドライアウト熱流束の不確かさを評価した。以下のように各パラメータを想定した。

- 粒子径は，これまでの実験等の知見により３～７mm と報告されているため[33]，この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ポロシティは，おおむね 0.3 以上が報告されているが[33]，粒子の充填状態の幅を考慮して，0.26（面心立方格子，最稠密），0.32（体心立方格子），0.4（ＭＡＡＰ標準値），0.48（単純立方格子）の範囲を想定する（図 4-6 参照）。
- 粒子状ベッドの堆積高さは，全炉心相当が落下した場合の堆積高さは１m 以上となるが，破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため，0.3m 以上とする。
- 圧力は，ＭＣＣＩが発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa[abs]以上となっているため（図 4-7a 及び図 4-7b 参照），0.4MPa[abs]以上とする。

Lipinski 0-D モデルによる評価結果を以下に示す。

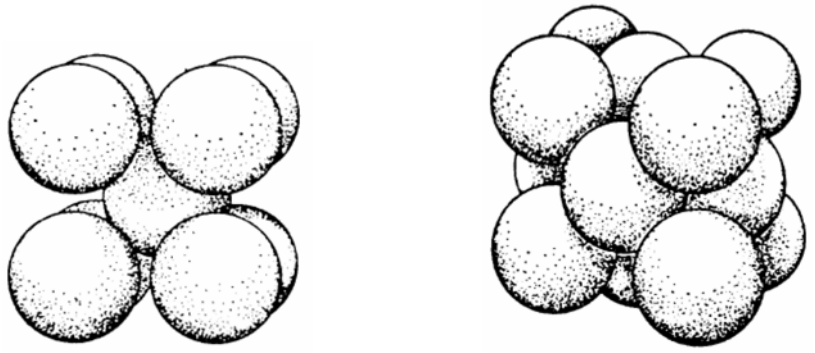
- 図 4-8a にドライアウト熱流束の圧力依存性を示す。上記のパラメータの範囲から，粒子径３mm，ポロシティ 0.32 の熱流束特性が，現実的な範囲内で保守側の特性と想定され，そのときの熱流束は，大気圧状態で 800kW/m^2 程度となる。また，圧力が 0.4MPa[abs]以上での下限値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^2 程度のドライアウト熱流束となっている。
- 図 4-8b にドライアウト熱流束の粒子径依存性を示す。粒子径が３mm 以上での下限

値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^2 程度のドライアウト熱流束となっている。

- 図 4-8c にドライアウト熱流束の粒子ベッド高さ依存性を示す。粒子ベッド高さが，0.3m 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく，下限値としては，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースで 800kW/m^2 程度のドライアウト熱流束となっている。

以上の粒子状ベッドから水への熱流束の不確かさ評価結果より，有効性評価条件として，大気圧状態で800kW/m^{2}で圧力依存性を考慮した上面熱流束を使用することは，妥当と判断される。これは，ＭＡＡＰコードのKutateladze式の係数F_{chf}をデフォルトの0.1に設定することに相当する。また，デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は，800kW/m^{2}程度と考えられるため，粒子径，ポロシティ等の不確かさによる上面熱流束の不確かさの影響を確認するため，800kW/m^{2}一定を仮定した感度解析を実施する。

なお，ＭＡＡＰコードのF_{chf}のデフォルト値0.1は，安定クラストが形成されたSWISS実験の知見を元に設定されたものであるが，SSWICS実験の知見より実機では溶融物上面に安定なハードクラストは形成されず，クラストに生じる亀裂から冷却水が内部に浸入することで，デブリの冷却は促進されるものと考えられる。



体心立方格子
（ポロシティ 0.32）

面心立方格子（最稠密）
（ポロシティ 0.26）

図 4-6　粒子の格子配列とポロシティ

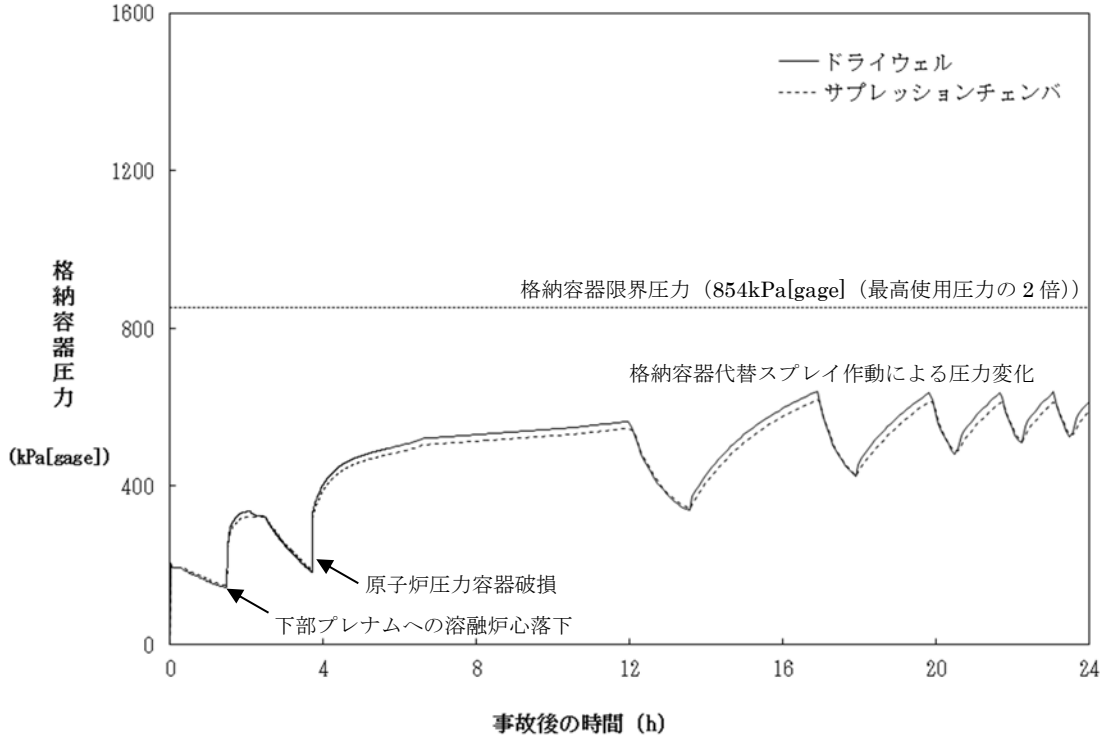


図 4-7a　ＭＣＣＩ評価時の格納容器圧力

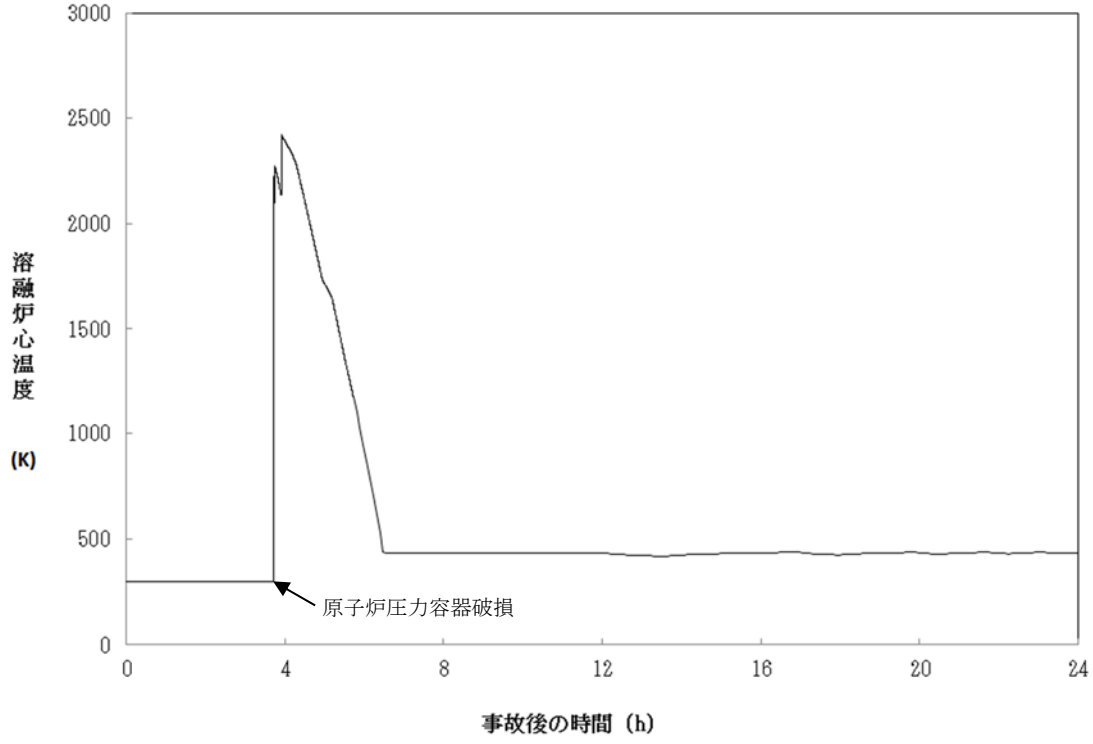


図 4-7b　ＭＣＣＩ評価時の溶融炉心温度

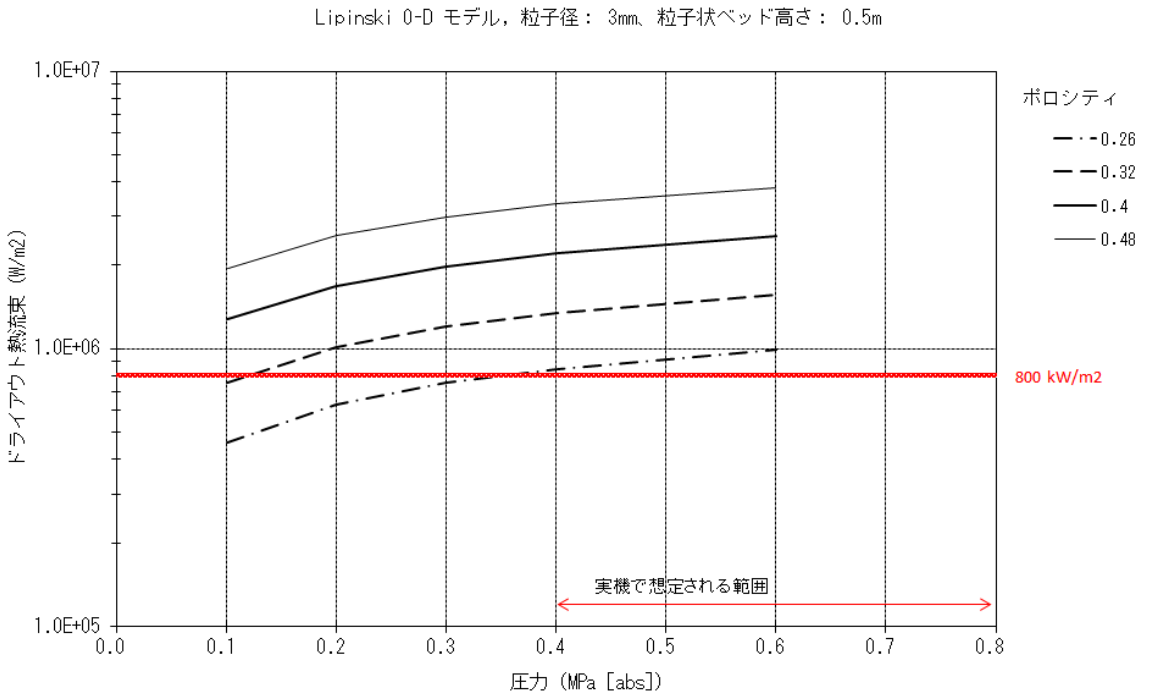


図 4-8a　圧力とドライアウト熱流束の関係

(Lipinski 0-D モデル)

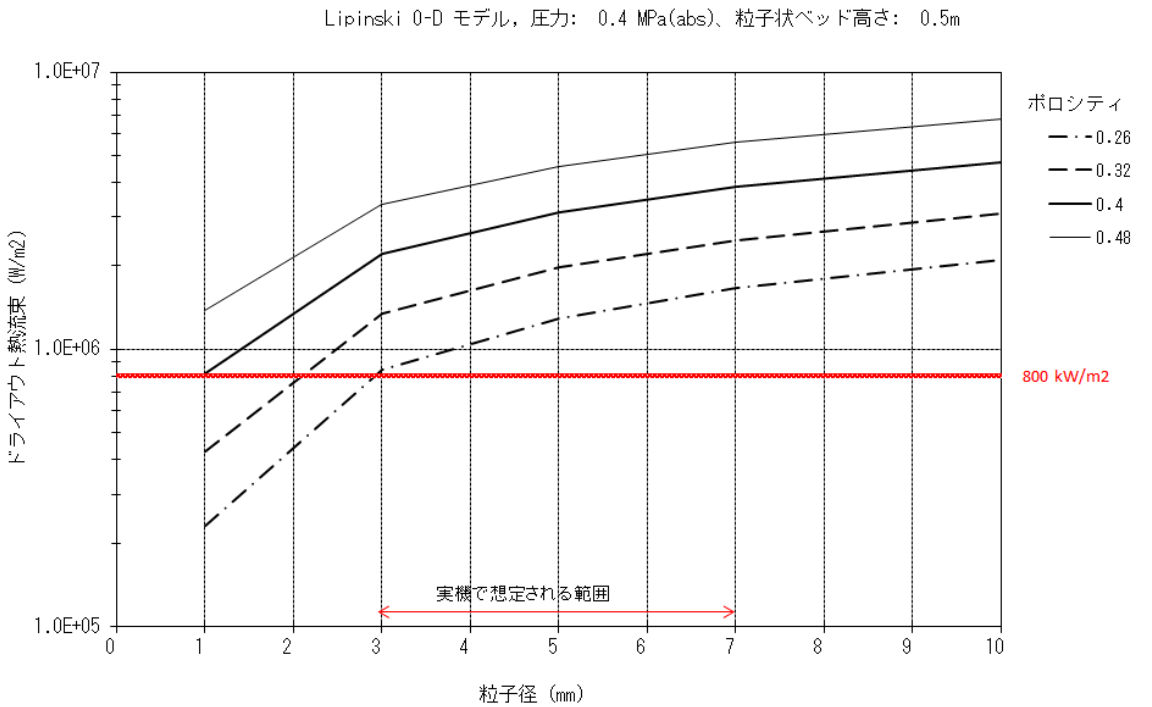


図 4-8b　粒子径とドライアウト熱流束の関係

(Lipinski 0-D モデル)

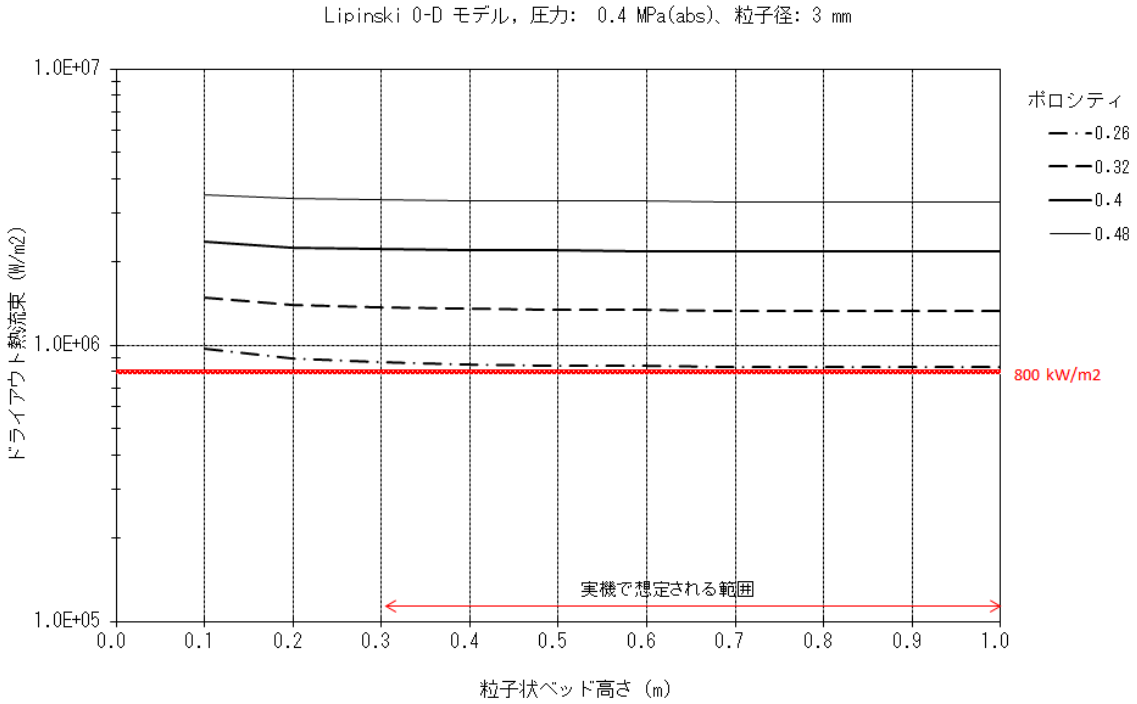


図 4-8c　粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

コンクリート侵食

コンクリートの種類（玄武岩系や石灰岩系）により，侵食挙動やガス発生挙動が異なる。また，玄武岩系コンクリートに関しては，壁方向と床方向の侵食量に相違が見られる知見が出ている。床方向に大きく侵食する結果（付録１(3)BETA 実験参照）と壁方向に大きく侵食する結果（付録２(5)OECD/MCCI 実験の CCI-1/3 実験参照）があり，この侵食の異方性は，いまだ十分な理解が得られておらず，現状モデルでも扱われていない。また，実験ではドライ条件において侵食の異方性が確認されており（CCI-1/3 実験では，最初ドライ条件で侵食させている），実機のウェット条件でもこの侵食の異方性が発生するかは不明であるが，念のためモデルパラメータの感度解析により，この侵食異方性の影響を検討する。

評価モデル：

- コンクリート表面から深さ方向に一次元熱伝導を解き温度分布を計算している。
- クラストーコンクリート界面の温度がコンクリート融点以上である場合にコンクリート侵食が計算される。
- コリウムからの伝熱量と分解／溶融潜熱により侵食量を評価する。
- コンクリート分解による自由水・結合水・CO_2の発生を考慮し，溶融コリウム中での化学熱力学平衡計算による未酸化金属との反応によりH_2及びCO発生が計算される。反応熱は，溶融炉心の崩壊熱に加算される。

評価条件：　コンクリートの種類には，玄武岩系や石灰岩系があり，プラントに使用されているコンクリートの種類により組成や物性値を使い分けている。表 4-1 にコンクリートの物性値，表 4-2 にコンクリートの組成例を示しており，これらをＭＡＡＰの入力としている。融点は石灰岩系コンクリートの方が高いが，比熱は石灰岩系コンクリートの方が小さい。コンクリート成分は骨材(aggregate)の種類に影響され，玄武岩系コンクリート(Basaltic)の成分はSiO_2が主体であるが，石灰岩系コンクリート（Limestone）では，$CaCO_3$が主体である。

コンクリートの侵食モデルは，主に SURC 実験や ACE/MCCI 実験の一次元侵食の実験や，BETA 実験の二次元侵食のドライ実験に対して検証されている（付録１参照）。なお，コンクリート侵食モデルは，コンクリート表面から侵食深さ方向に一様に侵食する扱いをしているのに対し，実験で得られた侵食深さは，一般的に侵食面で一様ではない。このため，コンクリート侵食モデルの検証では，実験の平均的な侵食深さと比較して侵食速度が良く一致していることが確認されている。

侵食面での侵食の不均一性とＭＡＡＰコードの一様侵食との関係を見るため，SURC-4 実験（一次元侵食）に対するＭＡＡＰコードのベンチマーク解析で得られた侵食深さに対して，実験で得られた侵食深さがどの程度の幅にあるかを確認した結果を図 4-9 に示すが，実験で得られた侵食深さは，ＭＡＡＰコードによる予測侵食量に対しておおむね±20%程度の範囲にある。同様に BETA-V5.1 実験（二次元侵食）に対して確認した結果を同図に示すが，この場合もおおむね±20%程度の範囲にある。従って，実験における侵食面での侵食深さは，

ＭＡＡＰコードによる予測侵食量のおおむね±20%程度の範囲にあると考えられる。

また,壁方向と床方向の二次元侵食を調べる OECD/MCCI プロジェクトのＣＣＩ実験では，石灰岩系コンクリート（CCI-2 実験）と玄武岩系コンクリート（CCI-1 実験，CCI-3 実験）の侵食挙動が調べられている。

石灰岩系コンクリート（CCI-2 実験）では，壁方向と床方向に等方的に侵食している。一方，玄武岩系コンクリート（CCI-3 実験）では，壁方向と床方向の侵食の異方性が確認されており（付録２参照），玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食速度の相違から，壁方向の熱流束が，床方向の熱流束の約４倍程度大きいと推定されている。なお，同様に玄武岩系コンクリートが使われた CCI-1 実験では，加熱条件が他の実験と異なり高く設定されていたため，代表性があるとは見なされず，侵食挙動の分析やベンチマーク解析には，CCI-3 実験の結果の方が使われている。玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性のメカニズムに関しては，明確な理解は得られていないが，CCI-3 実験に対するＭＡＡＰコードのベンチマーク解析[35]において，壁方向への熱流束が床方向の４倍程度大きくなるように溶融プールからの対流熱伝達係数を設定することにより，実験の侵食挙動と良く一致する解析結果が得られている。この場合も，実験の侵食深さは，ＭＡＡＰコードの予測侵食量に対して，上記の SURC-4 実験及び BETA-V5.1 実験のベンチマーク解析で設定した 20%以内の侵食深さに収まっている（図 4-10 参照）。

以上のＭＡＡＰコードのベンチマーク解析の分析から，コンクリート侵食の不確かさについて，以下のことが言える。

- 侵食面における侵食深さのばらつきの範囲は，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%以内に入っている。
- 玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性は，ＭＡＡＰコードにおいて溶融プールからの対流熱伝達係数を変更することにより予測可能である。その場合も侵食のばらつきの範囲は，ＭＡＡＰコードの予測侵食量の 20%以内に入っている。

以上のことから，コンクリート侵食の不確かさに関して，侵食面における侵食深さの不均一性については，おおむねＭＡＡＰコードによる予測侵食量の 20%の範囲内であることがわかった。一方，玄武岩系コンクリートの壁方向と床方向の侵食の異方性については，実機における影響の確認のため感度解析が必要と考えられ，CCI-3 実験のベンチマーク解析を参考にして，溶融プールから壁方向と床方向の対流熱伝達係数を調整して感度解析を実施する。壁方向の熱配分の最大ケースとして，床方向の４倍として感度解析を行い，コンクリート侵食の壁方向と床方向の異方性の影響を確認する。

以上の各過程での，ＭＣＣＩ現象の影響因子と感度解析パラメータの関係を図 4-11 に示し，不確かさ要因，有効性評価の扱い及び感度解析の要否を表 4-3 に整理する。

また，溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取り扱いの比較を図 4-12 に示す。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 4-1　コンクリートの物性比較（ＭＡＡＰ入力）

項目	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
コンクリート組成	SiO_2が主体	$CaCO_3$が主体
液相線温度　(K)	[redacted]	[redacted]
固相線温度　(K)	[redacted]	[redacted]
比熱（J/kg-K）	[redacted]	[redacted]
溶融潜熱（J/kg）	[redacted]	[redacted]

表 4-2　代表的なコンクリートの組成例（重量%）　[37]

成分	玄武岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート
SiO_2	54.84	3.60
TiO_2,MnO,MgO	7.21	5.80
CaO	8.82	45.40
Na_2O	1.80	0.0078
K_2O	5.39	0.68
Fe_2O_3	6.26	1.20
Al_2O_3	8.32	1.60
Cr_2O_3	0.00	0.004
CO_2	1.50	35.698
H_2O（自由水，結合水）	5.86	5.94

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

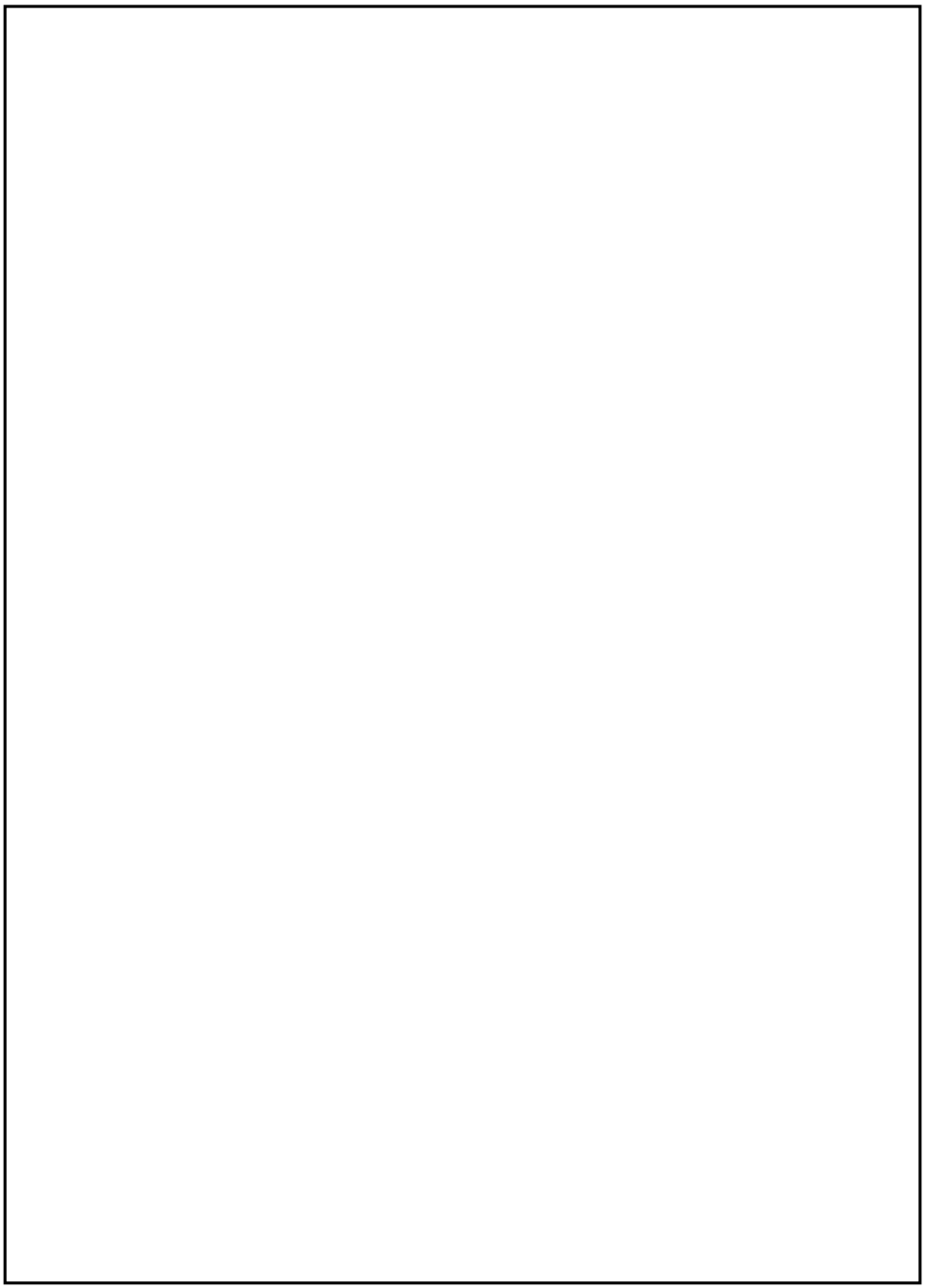


図 4-9　SURC-4 と BETA-V5.1 実験と MAAP4 コード予測の侵食量の比較[23]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

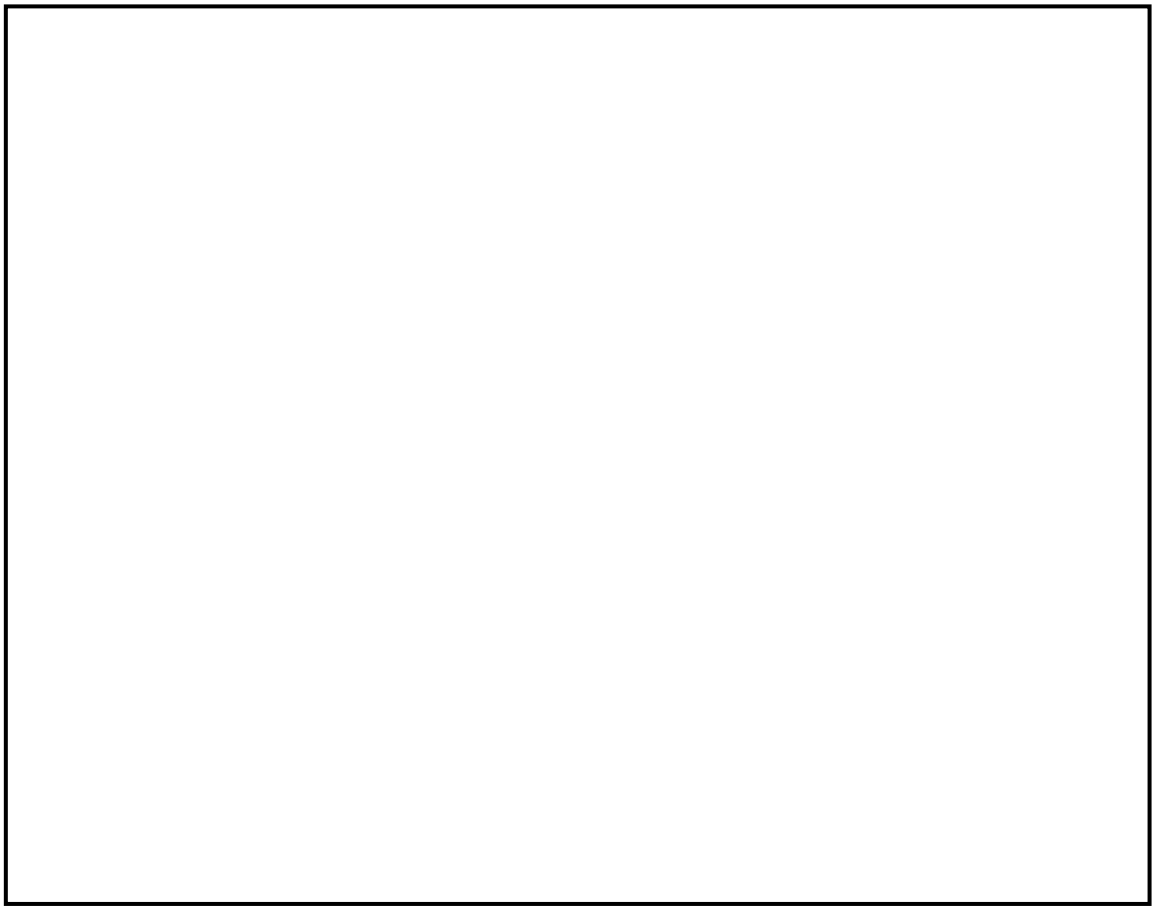


図 4-10　CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の侵食深さ[12]

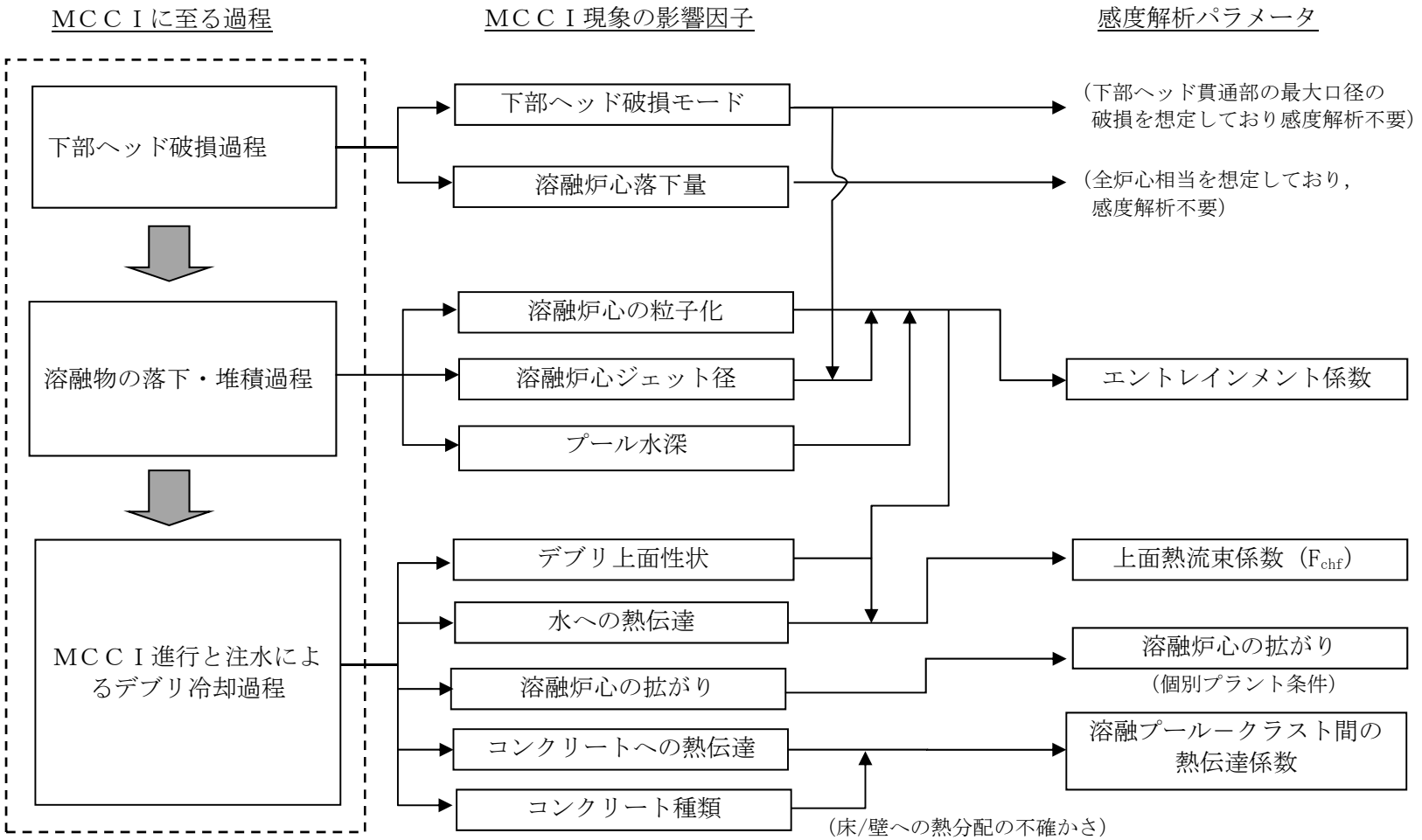


図 4-11　ＭＣＣＩにおける不確かさに関する流れ図

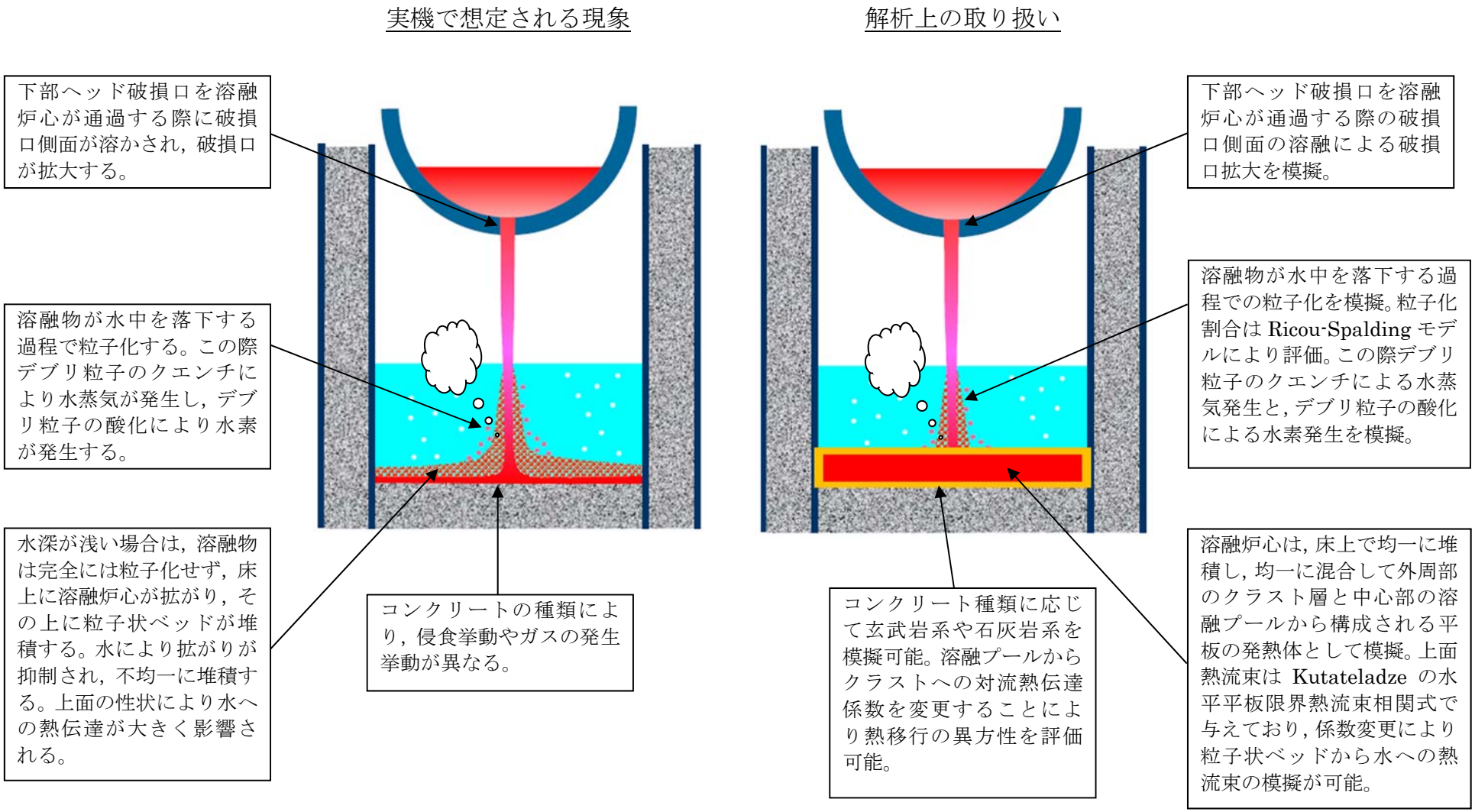


図 4-12　溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取り扱いの比較

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 4-3　ＭＣＣＩ評価の不確かさに関する整理結果

MCCI 現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の扱い	感度解析の要否
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し，破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し,破損口径の拡大も考慮しているため，感度解析不要。
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため，感度解析不要。
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペデスタルの注水開始条件及び注水流量について,手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため,感度解析不要。
	エントレインメント係数	実験解析を元に,粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため,ＭＡＡＰコードの不確かさ範囲内(FARO 実験解析に基づく)で感度解析を実施。
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して,粒子化割合を小さくし,水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため，感度解析不要。
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から,全面に拡がることを想定し，均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合を想定し,水張り深さ等の個別プラントの状況を踏まえた感度解析等の取り扱いを行うことが必要。
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベッドの熱流束として,現実的な範囲内で保守側の想定をして,大気圧状態で 800kW/m^2 として圧力依存性を考慮	粒径やポロシティの不確かさを考慮して,下限の熱流束に対して感度解析を実施。
コンクリート種類 (玄武岩系コンクリートの侵食の異方性)	壁方向と床方向の熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として，床方向クラストへは［　　］，壁方向クラストへは［　　］を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため，CCI-3 実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

５．感度解析と評価

ペデスタル床上の溶融炉心の堆積高さが高い方が，溶融炉心の冷却性が悪くなり，ＭＣＣＩの影響が厳しくなる。国内ＢＷＲでは，全炉心が落下した場合には，溶融炉心の堆積高さはMark-I改やMark-IIで約１m程度であり，ＡＢＷＲでは約0.5m程度である。このため，ここでは，溶融炉心の堆積高さの高いＢＷＲ５ Mark-I改プラントを対象に感度解析を行う。前節の検討を踏まえ，ＢＷＲ５ Mark-I改プラントの大ＬＯＣＡシーケンスを対象に抽出されたパラメータの感度解析を実施した。

また，ガスの発生の影響を見るために参考解析として石灰岩系コンクリートを想定した解析も実施した。

(1) エントレインメント係数の感度解析

エントレインメント係数は，ベースケースでは［　　］を設定しているが，感度解析ケースでは，ＭＡＡＰコードのFARO実験解析を元に設定されている当該変数の不確かさ範囲のうち，最小値である［　　］と最大値である［　　］の感度解析を実施する。感度解析ケースを表5-1に示す。解析結果を図5-1-1a，図5-1-1b，図5-1-2a，図5-1-2b及び表5-5に示す。

エントレインメント係数が小さいと粒子化割合が減り，落下時のクエンチによる除熱量が減るため，床に堆積する溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し，コンクリートへの伝熱量も増加するため，侵食量は若干増えている。エントレインメント係数が大きいと粒子化割合が増えて逆のことが起こり，侵食量は若干減少している。

エントレインメント係数の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は小さい。

表5-1　エントレインメント係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
①エントレインメント係数	［　　］	(1) ［　　］ (小) (2) ［　　］ (大)	(1)MAAP不確かさ範囲*の最小値 (2)MAAP不確かさ範囲*の最大値 *FARO実験解析を元に設定

(2) 上面熱流束の感度解析

感度解析ケースを表 5-2 に示す。上面熱流束の不確かさを考慮した下限値として，Lipinski 0-D モデルにより評価される粒子状ベッドのドライアウト熱流束において，想定される範囲でドライアウト熱流束を小さくする条件の値を選定することとし，圧力 0.4MPa[abs]，粒子径３mm，及びポロシティ 0.26 を条件とした場合の熱流束である 800kW/m^2（一定）を選定した。解析結果を図 5-2a，図 5-2b 及び表 5-5 に示す。

上面熱流束が小さいと水への熱伝達量が減少するため，溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し，コンクリートへの伝熱量も増加するため，侵食量は増えている。

上面熱流束の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は大きい。

表 5-2　上面熱流束係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース （有効性評価）	感度解析ケース	根拠
②上面熱流束係数（F_{chf}）	F_{chf}=0.1（default） 圧力依存性あり （大気圧状態で約 800kW/m^2）	800kW/m^2 一定	Lipinski 0-D モデルによる評価において，圧力 0.4MPa[abs]，粒子径３mm，ポロシティ 0.26 のドライアウト熱流束

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(3) 溶融プールークラスト間の熱伝達係数の感度解析

感度解析ケースを表 5-3 に示す。熱伝達係数の不確かさ幅の中で，床方向への熱伝達を大きくしたケースと壁方向への熱伝達を大きくしたケースの解析結果を図 5-3-1a，図 5-3-1b，図 5-3-2a，図 5-3-2b 及び表 5-5 に示す。

床方向への熱伝達を大きくすると，床方向へ侵食量は増えており，壁方向の侵食は若干減少している。壁方向への熱伝達を大きくすると，壁方向へ侵食量は増えており，床方向の侵食はあまり変わらない。

溶融プールの熱伝達係数の不確かさ幅の範囲では，コンクリート侵食量への影響は小さい。

表 5-3　溶融プールークラスト間の熱伝達係数のベースケースと感度解析ケース

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	感度解析ケース	根拠
③溶融プールークラスト間の熱伝達係数	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として 床方向：[redacted] 壁方向：[redacted]	(1) 床：[redacted] 壁：[redacted] (2) 床：[redacted] 壁：[redacted]	(1) 床：壁の 1/4 (CCI-3 実験反映) 壁：推奨入力値 (2) 床：推奨入力値 壁：床の 1/4 ((1)の逆とした。)

(4) 石灰岩系コンクリートを想定した参考解析

解析条件を表 5-4 に示す。コンクリートの組成や物性は，表 4-1 及び表 4-2 に示す値を使用している。石灰岩系コンクリートを想定した場合の解析結果を図 5-4a，図 5-4b，図 5-4c，図 5-4d 及び表 5-5 に示す。石灰岩系コンクリートの場合の，床方向及び壁方向の侵食量は若干増加しているが，感度は小さい。また，原子炉格納容器内のガスモル分率もベースケースと同様な結果となる。このケースのようにコンクリート侵食量が小さい場合は，石灰岩系コンクリートの影響は小さい。

表 5-4　コンクリート種類を変えた参考解析条件

パラメータ	ベースケース (有効性評価)	参考解析ケース	根拠
コンクリート種類	玄武岩系	石灰岩系	ガス発生の影響を確認する。

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 5-5　ＭＣＣＩ感度解析結果の一覧

ケース	パラメータ設定	コンクリート侵食量
有効性評価 （ベースケース）	・エントレインメント係数:[redacted] ・上面熱流束: 約 800kW/m^2 @ 1ata (F_{chf}=0.1 デフォルト) 圧力依存性考慮 ・溶融プールからクラストへの熱伝達係数 床:[redacted] 壁:[redacted] ・コンクリート組成及び物性値： 玄武岩系	床面：　2.4cm 壁面：　2.3cm
①-1 エントレインメント係数　小	エントレインメント係数:[redacted]	床面：　3.6cm 壁面：　3.5cm
①-2 エントレインメント係数　大	エントレインメント係数:[redacted]	床面：　1.7cm 壁面：　1.7cm
② 上面熱流束　下限	800kW/m^2 一定	床面：　22.5cm 壁面：　21.6cm
③-1 溶融プール熱伝達床方向大	溶融プール熱伝達係数 床:[redacted] 壁:[redacted]	床面：　2.4cm 壁面：　2.2cm
③-2 溶融プール熱伝達壁方向大	溶融プール熱伝達係数 床:[redacted] 壁:[redacted]	床面：　2.1cm 壁面：　2.4cm
（参考解析） 石灰岩系コンクリート	コンクリート組成及び物性値： 石灰岩系	床面：　2.8cm 壁面：　2.8cm

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

「本製品（又はサービス）には，米国電力研究所（The Electric Power Research Institute）の出資により電力産業用に開発された技術が取り入れられています。」

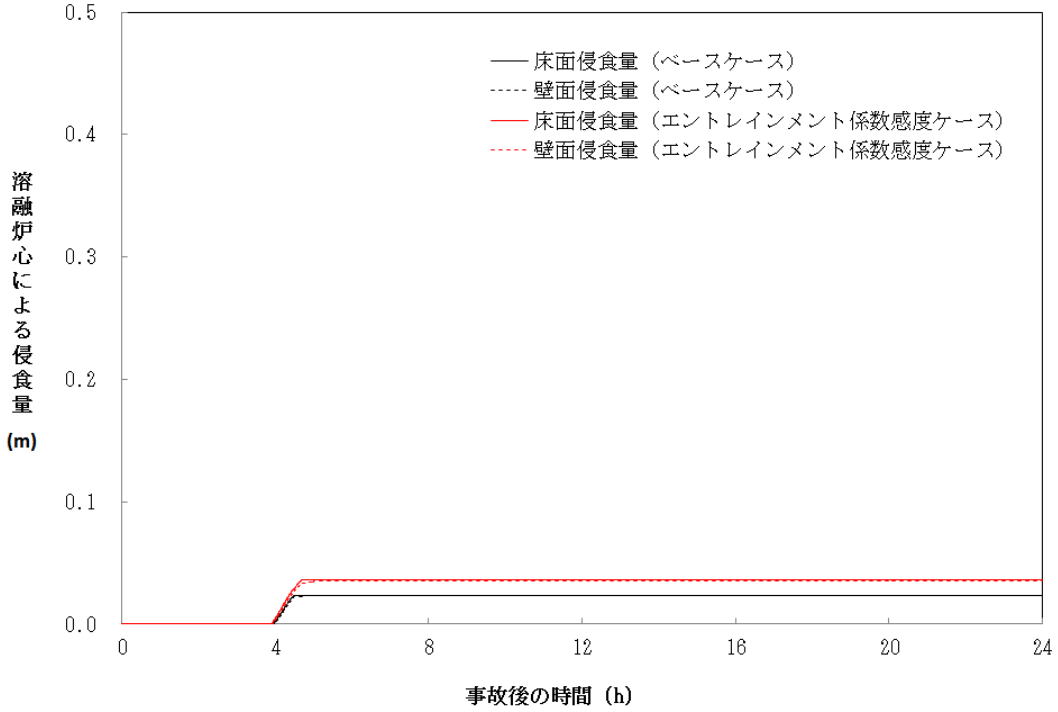


図 5-1-1a　コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

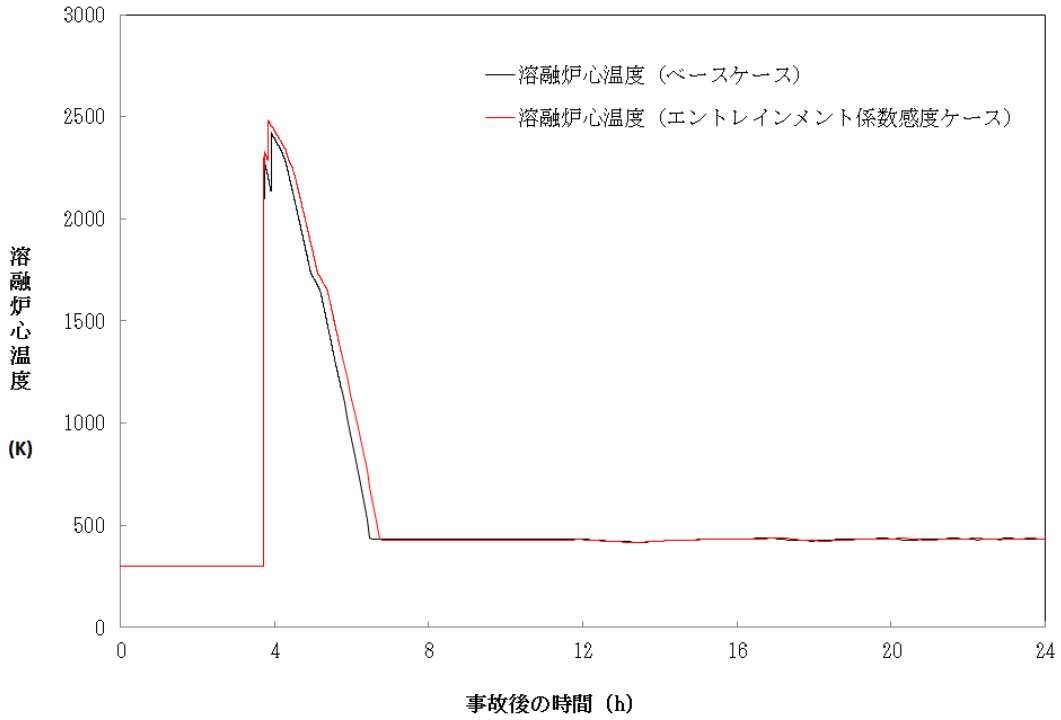


図 5-1-1b　溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 [redacted]）

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

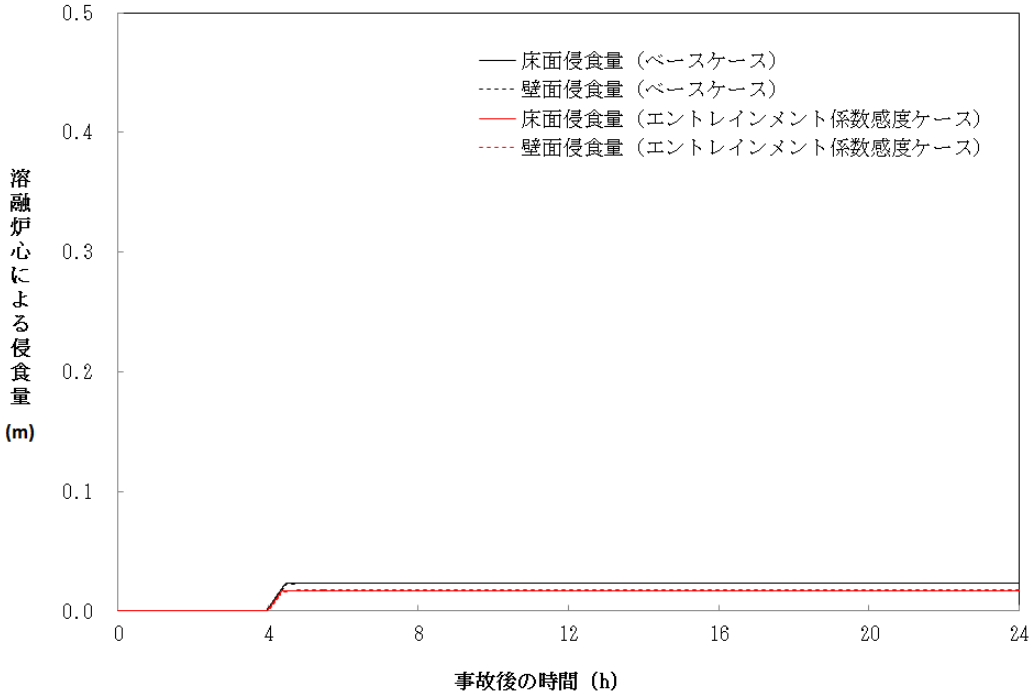


図 5-1-2a　コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 [redacted] ）

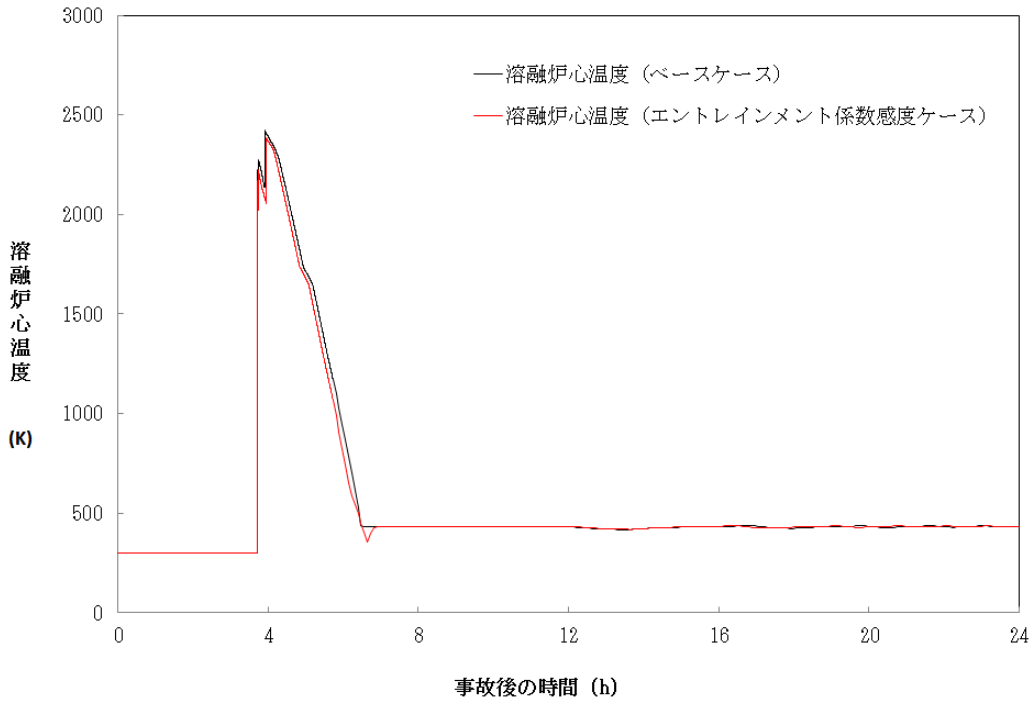


図 5-1-2b　溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 [redacted] ）

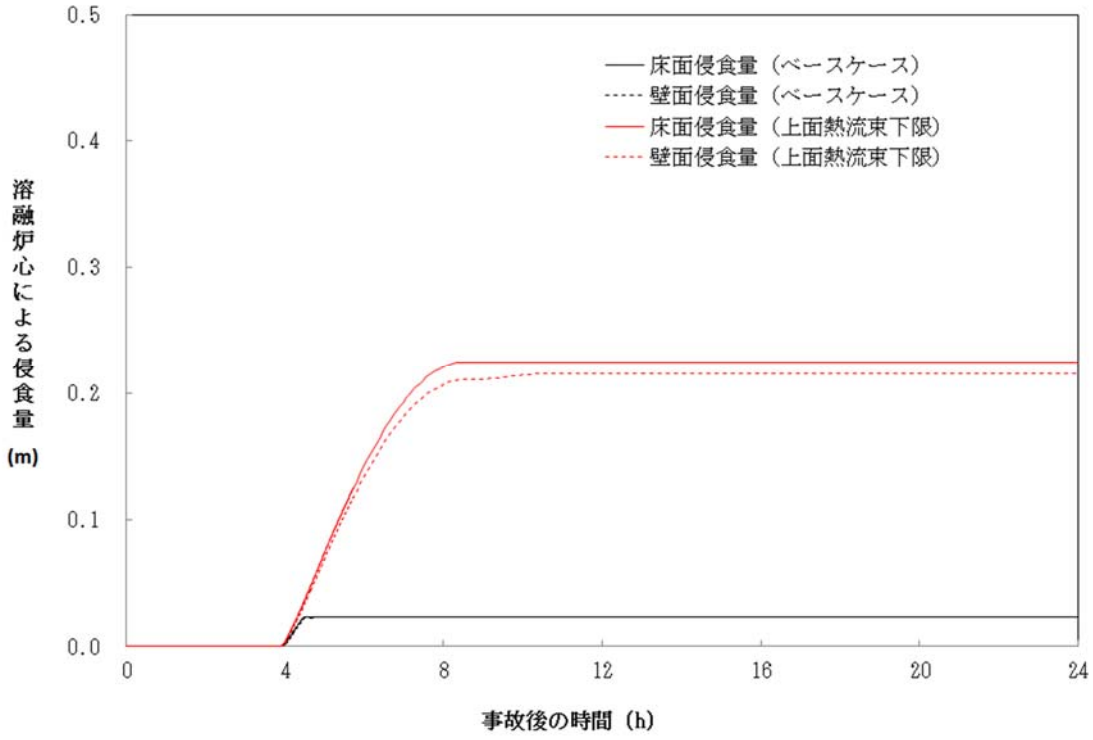


図 5-2a　コンクリート侵食量の比較（上面熱流束 800kW/m^2 一定）

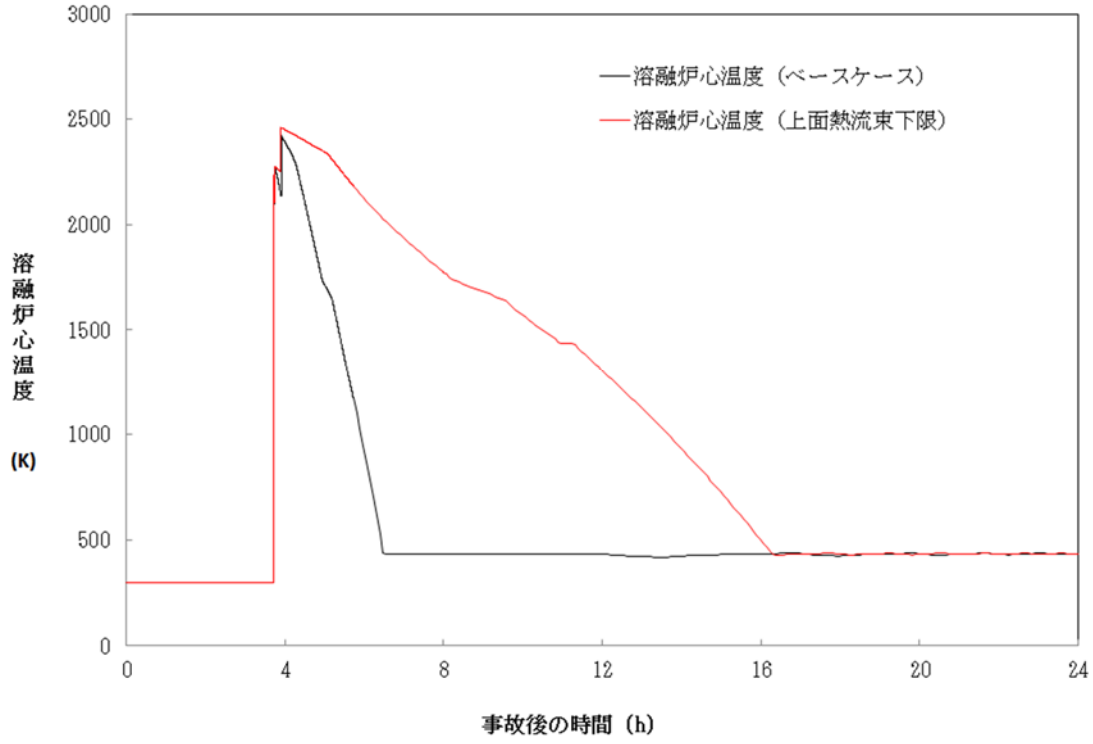


図 5-2b　溶融炉心温度の比較（上面熱流束 800kW/m^2 一定）

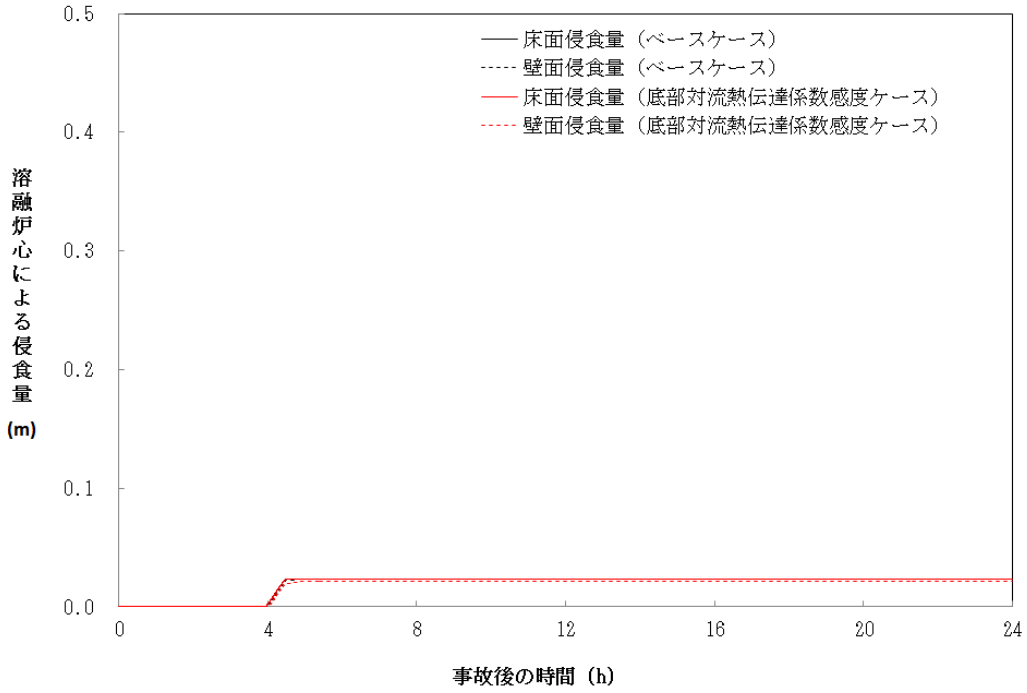


図 5-3-1a　コンクリート侵食量の比較（床方向対流熱伝達係数大）

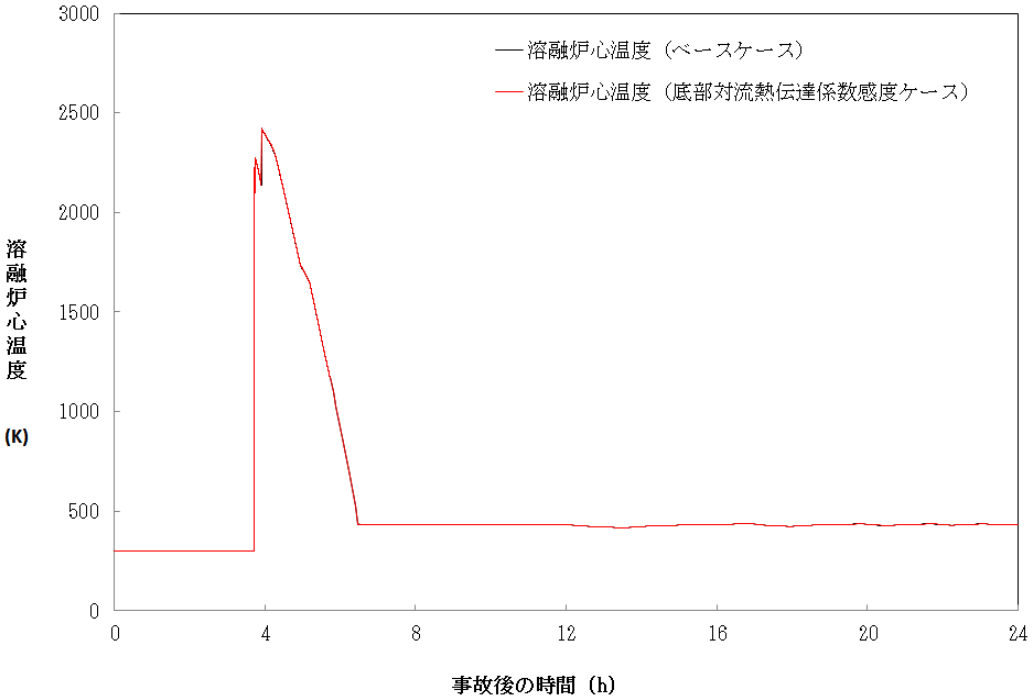


図 5-3-1b　溶融炉心温度の比較（床方向対流熱伝達係数大）

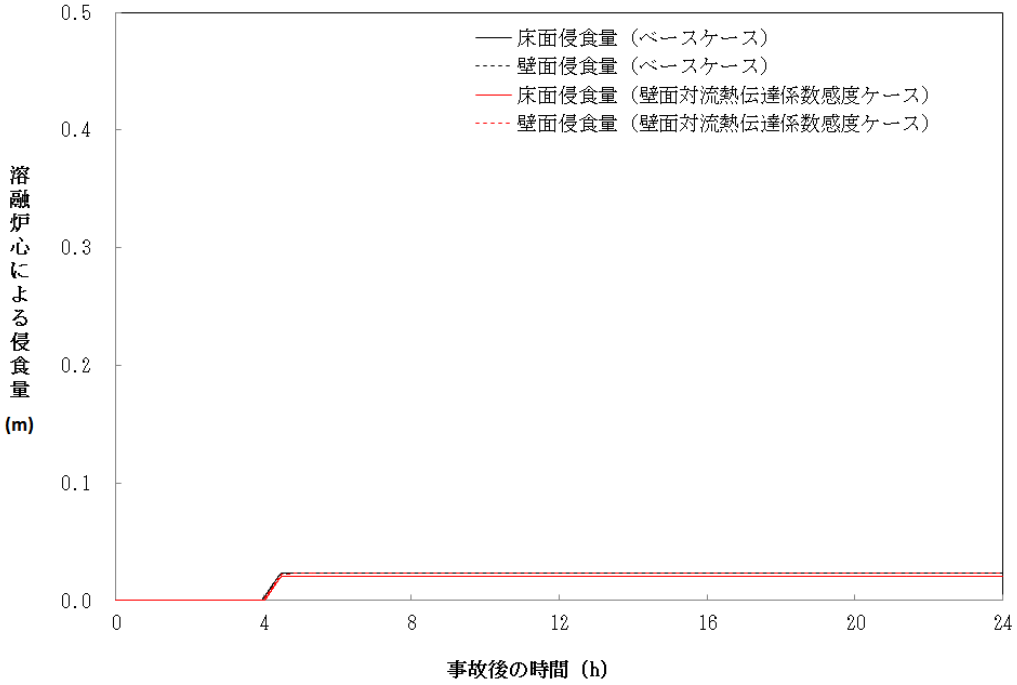


図 5-3-2a　コンクリート侵食量の比較（壁方向対流熱伝達係数大）

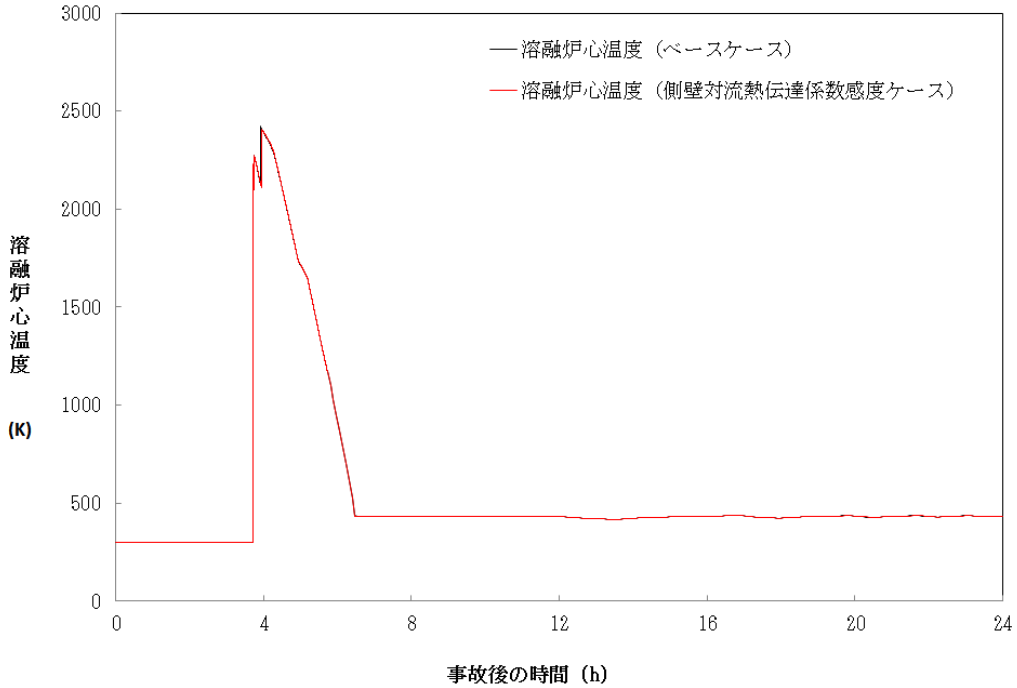


図 5-3-2b　溶融炉心温度の比較（壁方向対流熱伝達係数大）

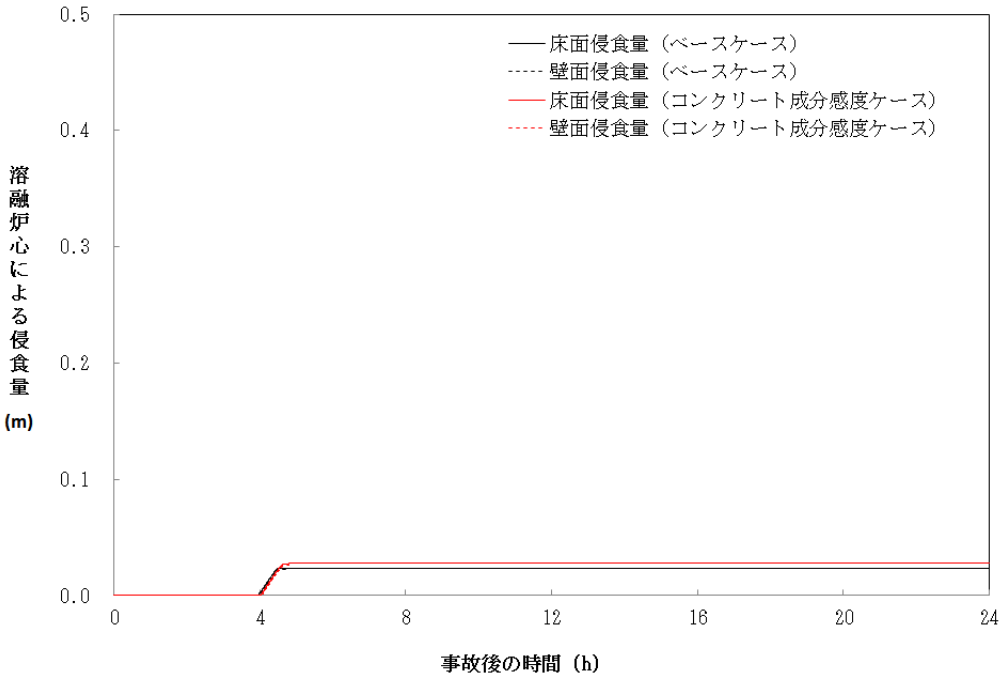


図 5-4a　コンクリート侵食量の比較（石灰岩系コンクリート）

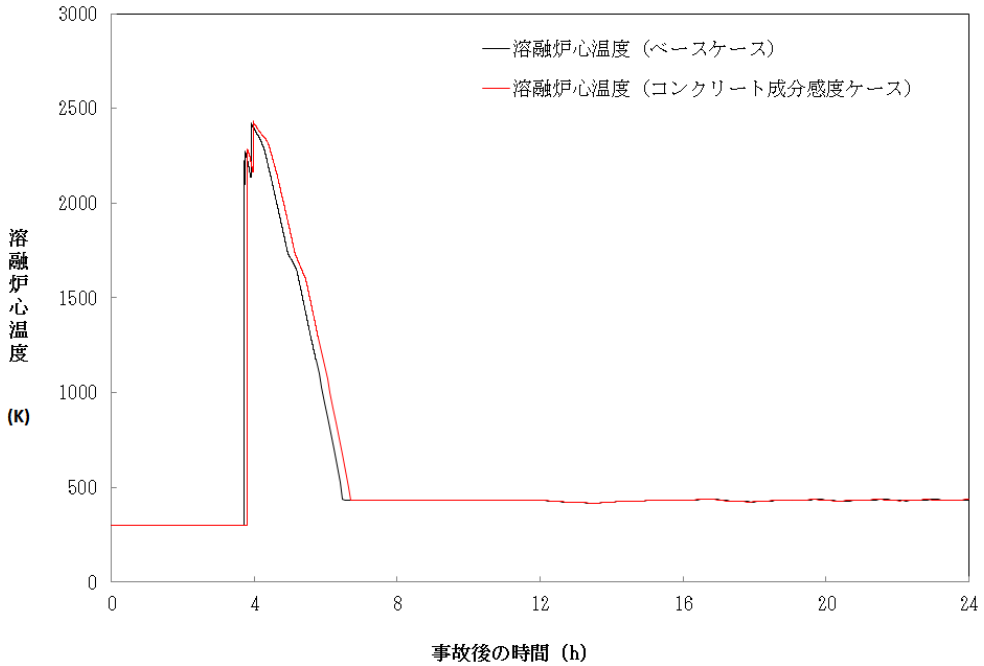


図 5-4b　溶融炉心温度の比較（石灰岩系コンクリート）

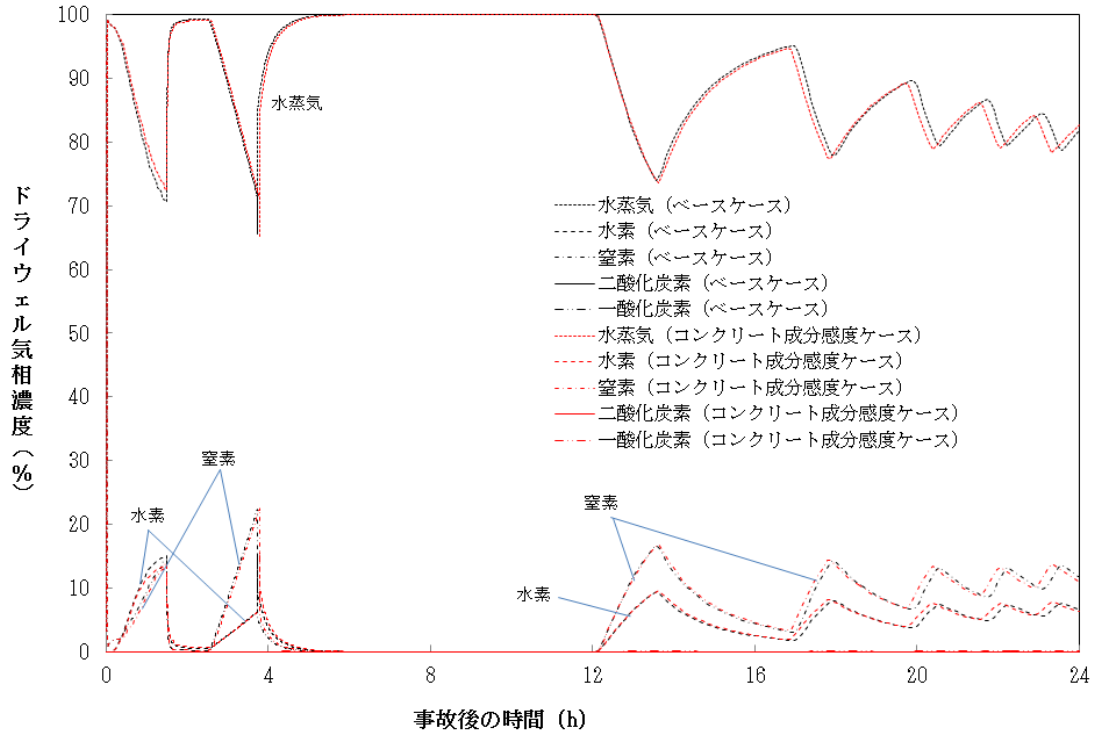


図 5-4c　ドライウェルガスモル分率（石灰岩系コンクリート）

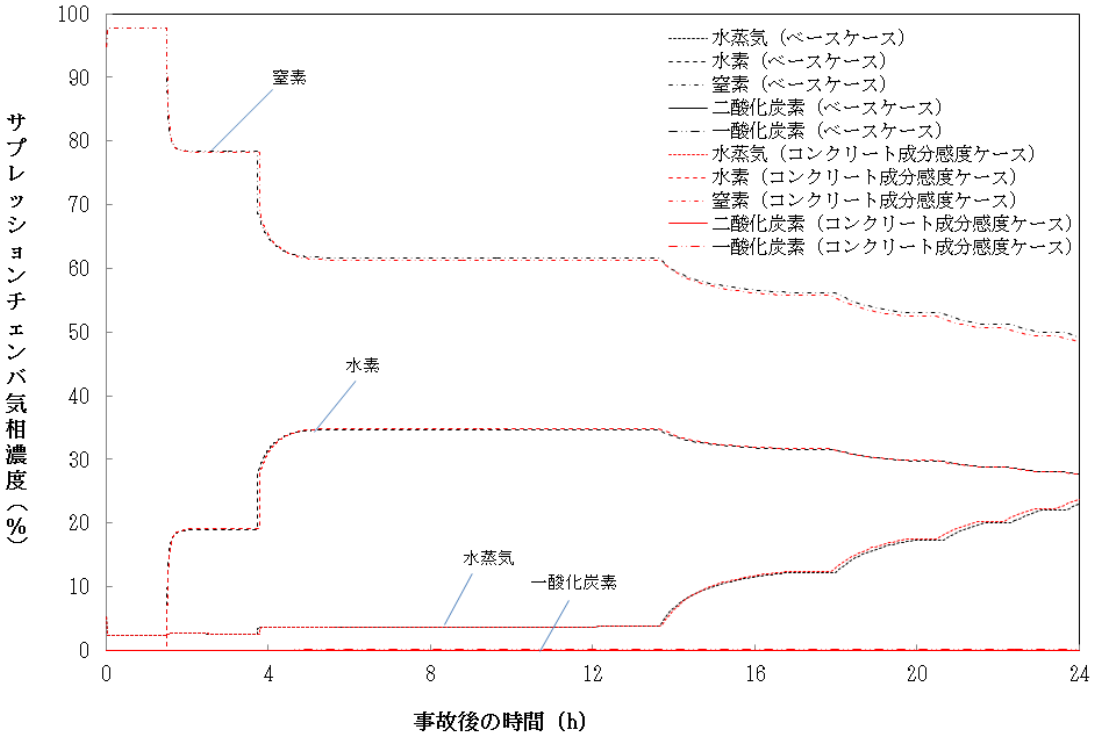


図 5-4d　サプレッションチェンバガスモル分率（石灰岩系コンクリート）

６．まとめ

ＭＣＣＩに関する種々の実験から得られた知見等に基づきＭＣＣＩの各過程における不確かさの分析を行い，不確かさがあり，評価結果に影響するモデルパラメータとして，エントレインメント係数，上面熱流束を抽出した。また，二次元侵食実験結果で確認されている侵食の異方性については，いまだ十分な解明が行われておらず，実機のウェット条件でも起こるのかは不明であるが，念のために異方性の影響をみるために，溶融プールから床方向と壁方向への熱伝達係数の感度解析を行った。これらのパラメータの感度解析以外に，コンクリート種類を玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した場合の解析も参考に実施し，コンクリート侵食量への影響を確認した。

ＢＷＲ５，Mark-Ⅰ改プラントの有効性評価に使用しているノミナル条件を設定したベースケースでは，コンクリート侵食量は 2.4cm であった。

エントレインメント係数の感度解析結果より，水中での粒子化によるクエンチ効果に差が出て，床上に堆積した溶融炉心温度に影響し，コンクリート侵食量に影響するが，その影響は小さかった。

上面熱流束の感度解析結果より，上面熱流束は，床上に堆積した溶融炉心温度に大きく影響し，コンクリート侵食量に大きく影響する結果となった。

玄武岩系コンクリートに見られる床方向と壁方向のコンクリート侵食の異方性の影響を確認するため，溶融プールから床方向と壁方向への熱分配の異方性として扱い，溶融プールークラスト間の熱伝達係数を変えて，床方向への熱伝達が大きい場合と壁方向への熱伝達が大きい場合の感度を調べた。その結果，熱伝達の大きい方向の侵食量が大きくなり，侵食の異方性が確認された。ただし，ノミナル条件の場合のように侵食量が小さい場合は，侵食量に大きな感度がないことがわかった。

感度解析の結果，コンクリート侵食量に対して上面熱流束の感度が支配的であることが確認された。上面熱流束を想定される下限値とした場合でも，コンクリート侵食量は，22.5cm 程度に収まることが確認された。

また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性については，ＭＡＡＰモデルのベンチマーク解析結果から，実験の侵食面における侵食のばらつきが，ＭＡＡＰコードによる予測侵食量の 20%の範囲内に収まっていることが確認され，上面熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認された。

また参考として，他の条件を同一として玄武岩系コンクリートから石灰岩系コンクリートに変更した解析も実施したところ，侵食量に大きな感度はなかった。また，ガス発生の影響も顕著には見られなかった。

最後に，ＭＣＣＩに関係する現象は，複雑な多成分・多相熱伝達現象であり，現状でも知見が十分であるとは言えない。また事前水張り時の落下デブリの冷却性を直接調べた実験例が殆どないことから，今後も継続して検討を進め，新たな知見が出た場合には適宜評価に反映するように努めることが重要であると考えられる。

付録

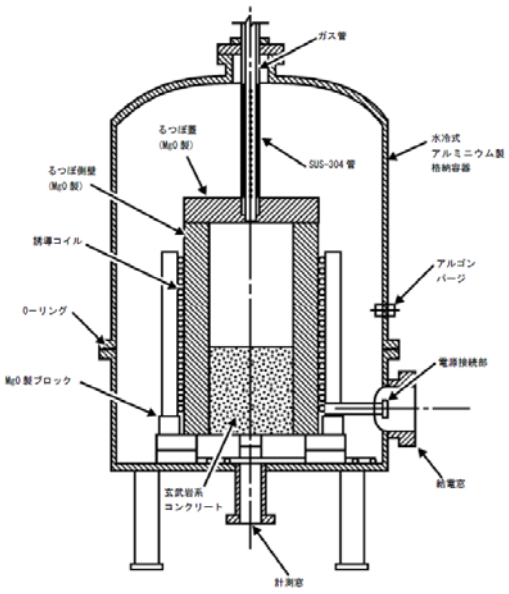
付録１　ドライ条件でのＭＣＣＩ実験

デブリとしてUO_2コリウムを用い，崩壊熱を模擬し，注水を行っていないドライ条件の実験として，米国サンディア国立研究所（SNL）の SURC 実験，米国アルゴンヌ国立研究所（ANL）の ACE 実験及び独カールスルーエ研究所（KfK）で実施された BETA 実験がある。以下にそれぞれの実験について説明する。これらの実験は，実機におけるＭＣＣＩ継続の影響の検討に参考となる。

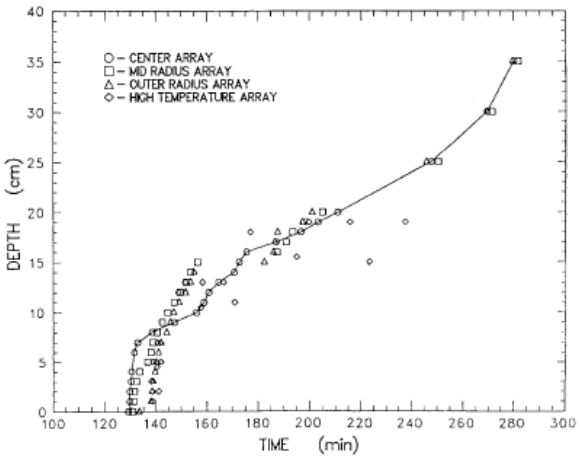
(1) SURC 実験（米国 SNL）[4][23][34]

ＭＣＣＩ時の伝熱，化学反応，ガス及びエアロゾルの放出等を調べ，CORCON 等の解析コードを検証・改良することを目的に SNL にて４回実験が実施された。そのうち実機と同様の組成のUO_2デブリを使用した実験は２回実施された（SURC-1,2。他の２回の実験は模擬デブリとして SUS304 が使用された）。実験装置の概要を付図 1-1 に示すが，直径 40cm のコンクリート試験体（SURC-1 実験では石灰岩系（米国で使用されている），SURC-2 実験では玄武岩系のコンクリートを使用）を入れた MgO 製の円筒容器に約 250kg の模擬デブリ（組成：UO_2 69%，ZrO_2 22%，Zr ９%）を誘導加熱して溶融させてコンクリートとの反応を継続させた。SURC-2 のコンクリートの侵食深さの変化を付図 1-2 に示すが，侵食速度は１時間に 20cm 程度となっている。

また，SURC-4 は，コード比較のための国際標準問題（ISP－24）[5]に選定され，実験データと種々の解析の比較が行われている。200kg のステンレス鋼と模擬 ＦＰ（Te：0.5kg，La_2O_3：1.17kg，CeO_2：1.23kg，BaO：1.1kg）が，コンクリート侵食が開始するまで加熱され，侵食開始後 14 分経ってから約 0.5 秒間に追加的に 20kg のジルコニウムが溶融物に添加されている。SURC-4 のコンクリートの侵食深さの変化を付図 1-3 に示すが，侵食速度は約 55 分の時点で 24.5～27.5cm で，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。なお，SURC-4 実験では外周部のコンクリート侵食深さが大きくなっており，ＭＡＡＰ解析結果と若干相違が見られるが，これは実験では外周部から誘導加熱して溶融物を加熱しているため，外周部の溶融物への入熱量が大きくなることが原因と考えられる。したがって，ＭＡＡＰとの相違は，実験固有の原因と考えられるため，ベンチマーク解析の観点からは問題とはならないと考えられる。



付図 1-1　SURC 実験装置[23]



付図 1-2　SURC-2 実験の侵食深さ[23]

付図 1-3　SURC-4 実験の侵食深さとＭＡＡＰ解析との比較[23]

(2) ACE 実験（米国 ANL）[3][23][34]

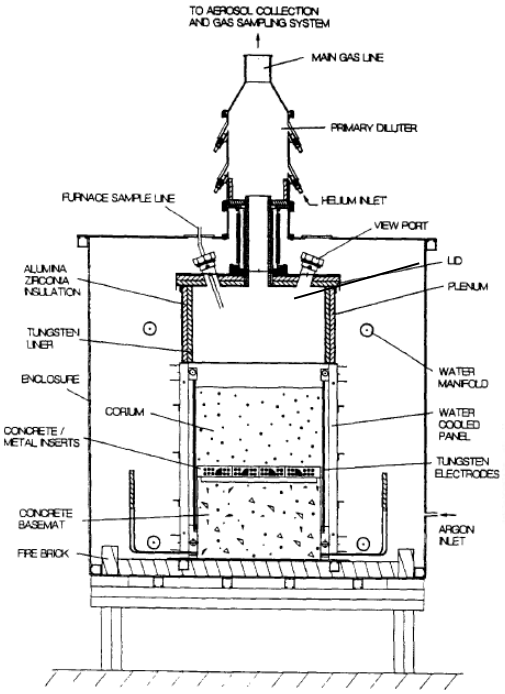
ＭＣＣＩにおける熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的に，国際プログラムとして ACE (Advanced Containment Experiments) 計画の一部として実施された。Phase-C でＭＣＣＩ時のＦＰエアロゾル放出の定量化の目的で実験が実施された。実験装置の概要を付図 1-4 に示す。実炉組成の約 300kg の模擬デブリを使用し，タングステン電極により直接通電により加熱し溶融させている。コンクリート侵食はベースマット中にある熱電対によりモニターされている。実験マトリックスを付表 1-1 に示すが，実験はコンクリートの種類やデブリの組成を替えて実施された。

L2 実験のコンクリートの侵食深さのＭＡＡＰ解析との比較を付図 1-5 に示すが，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。

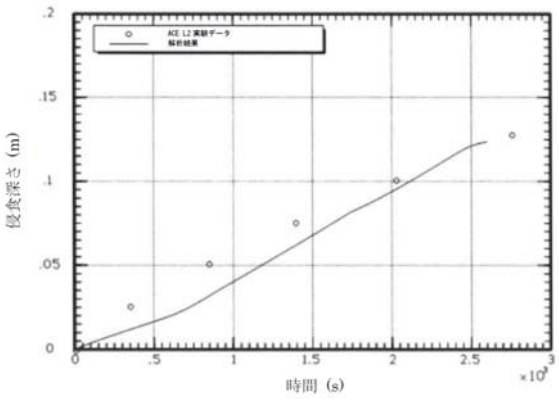
付表 1-1　ACE/MCCI 実験マトリックス[23]

Test	Concrete Type [a]	Decay Heat Generation W/kg of UO_2	Corium Mixture	Initial Zr Oxidation %	Absorber Material
L5	L/S	325	PWR	100	none
L2	S	450	PWR	70	none
L1	L/S	350	PWR	70	none
L6	S	350	PWR	30	Ag, In
L4	Serp/S [b]	250	BWR	50	B_4C
L7	L/S	250	BWR	70	B_4C
L8	L/L	350/150 [c]	PWR	70	Ag, In

a. Concrete type: L/S: limestone/common sand
S: siliceous
L/L: limestone/limestone



付図 1-4　ACE／MCCI 実験装置[3]



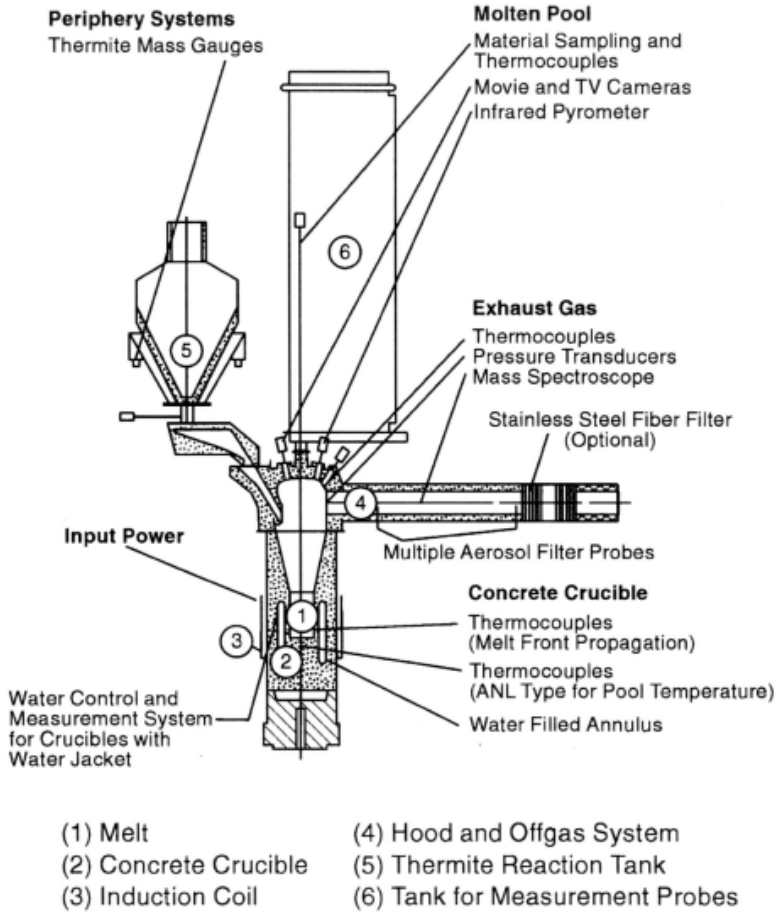
出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

付図 1-5　ACE-L2 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較[34]

(3) BETA 実験（独 KfK）[6][34]

ＭＣＣＩ解析コードの侵食挙動やエアロゾル生成挙動の検証用のデータベースを拡充することを目的として，独 KfK で実施された。実験装置の概要を付図 1-6 に示す。テルミット反応により金属溶融物（Fe,Cr,Ni,Zr）と酸化物溶融物（Al_2O_3,SiO_2,CaO）を生成させて，玄武岩系コンクリート製のるつぼに落下させて，るつぼ内の溶融物は，誘導加熱により加熱している。ベースマット中にある熱電対により二次元のコンクリート侵食挙動が確認できるようになっている。溶融物として Zr を多く含む溶融物を用いた実験シリーズの実験マトリックス（V5.1～V5.3）を付表 1-2 に示す。

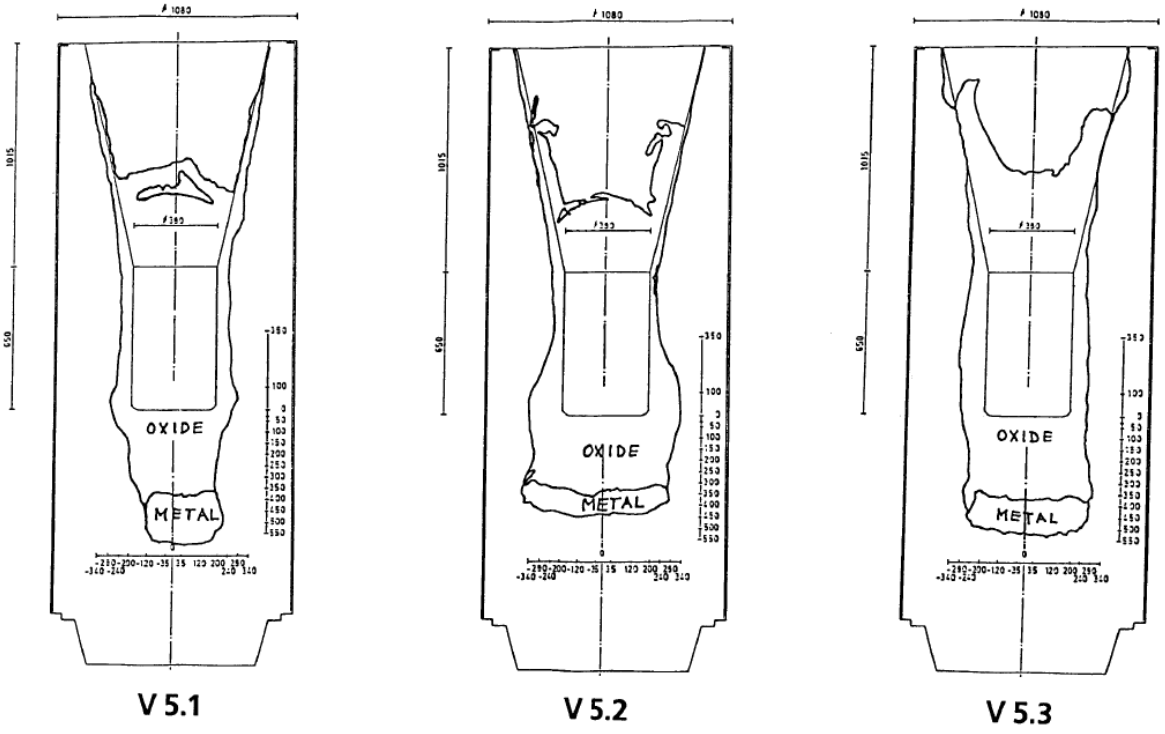
実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を，付図 1-7 に示す。壁方向よりは，床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され，Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さのＭＡＡＰ解析との比較[34]を付図 1-8 及び付図 1-9 に示すが，ＭＡＡＰ解析結果とよい一致を示している。このＭＡＡＰのベンチマーク解析により，二次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている。



付図 1-6　BETA 実験装置 [34]

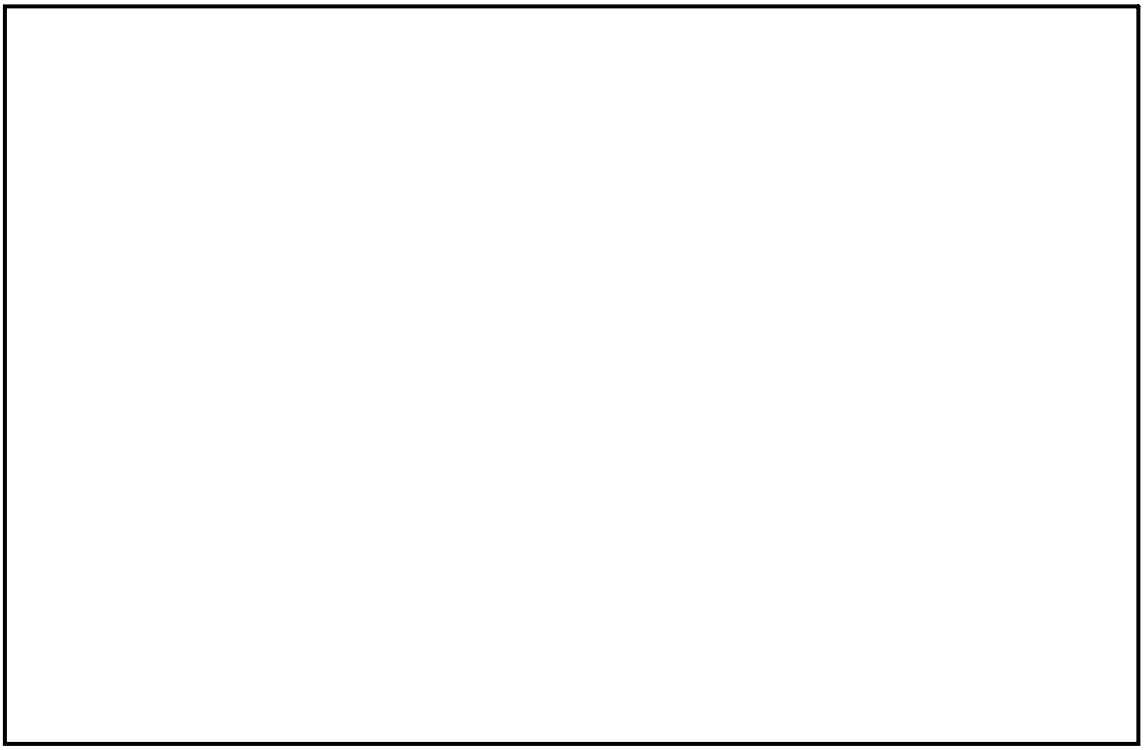
付表 1-2　BETA 実験マトリックス[6]

BETA Test	Initial Melt, ~ 2200 K	Fission Product Mock-ups and Additives	Planned Heating Power	Main Objectives
V 5.1	300 kg Fe + Cr + Ni 80 kg Zry-4 50 kg Al_2O_3 + SiO_2 + CaO	none	400 kW	PWR: Zr chemistry, consequences on erosion and aerosol release
V 5.2	as V 5.1	1 kg Mo, 0.5 kg $ZrTe_2$, 1.5 kg CeO_2, 1 kg BaO, 0.5 kg La_2O_3, 0.5 kg SrO, 6 kg B_4C in steel containers	200 kW	BWR with B_4C absorber, low power: Zr chemistry and related processes
V 5.3	as V 5.1	1 kg Mo, 1 kg CeO_2, 1 kg BaO, 0.5 kg La_2O_3, 0.5 kg SrO, 6 kg B_4C in steel containers	800 kW	BWR with B_4C absorber, high power: Zr chemistry and related processes

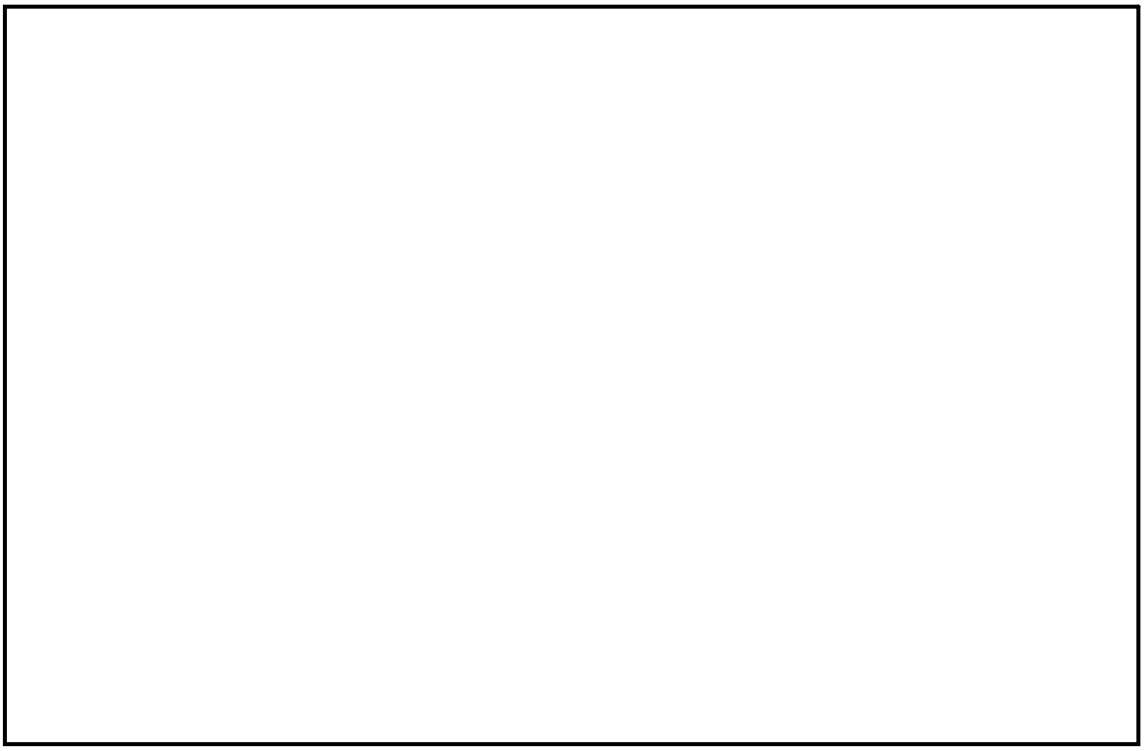


付図 1-7　BETA 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図 [6]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。



付図 1-8　BETA-V5.1 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較 [34]



付図 1-9　BETA-V5.2 実験とＭＡＡＰ解析の侵食深さの比較 [34]

付録２　注水を伴ったＭＣＣＩ実験

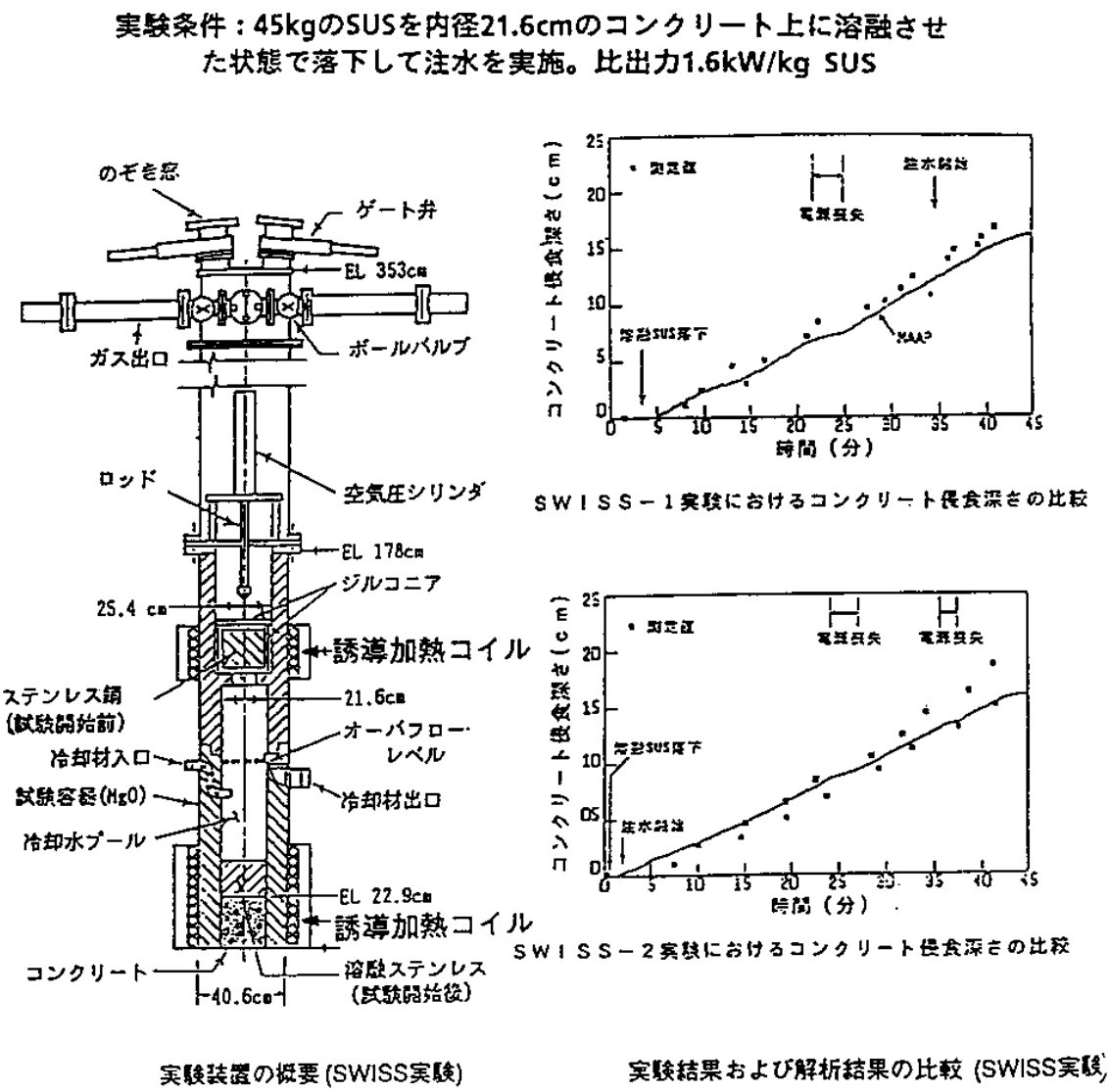
注水を伴う実験（溶融物上に冷却水を注水した実験）としては，SNL で実施された SWISS 実験及び WETCOR 実験，ANL（EPRI）の主催で実施された MACE 実験及び OECD/MCCI 実験，原子力発電技術機構（NUPEC）により実施された COTELS 実験がある。

以下の実験の知見を示す。

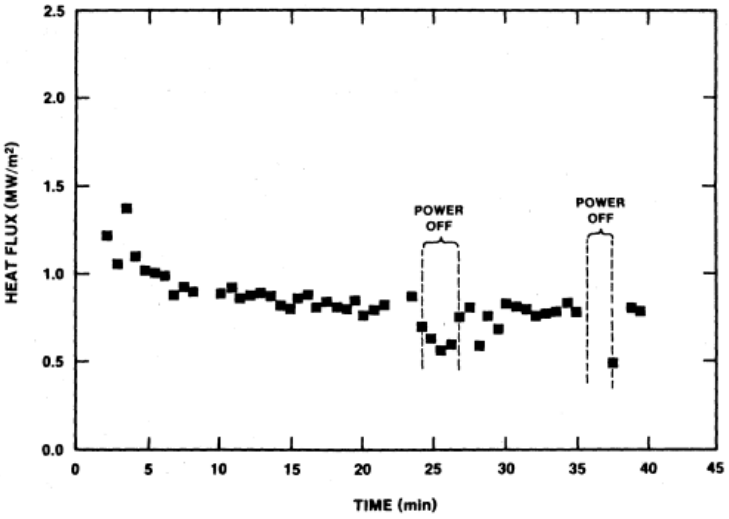
(1) SWISS 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
(2) WETCOR 実験（米国サンディア研究所(SNL)）
(3) MACE 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）
(4) COTELS 実験（日本 原子力発電技術機構（NUPEC)）
(5) OECD/MCCI 実験（米国アルゴンヌ研究所(ANL)）

(1)　SWISS 実験（米国 SNL）[7]

高周波加熱によりステンレスを溶融させ，溶融したステンレスとコンクリートとの反応中に注水し，溶融物の冷却性を調べる実験が２回行われた。実験結果２回とも同様の結果となっており，メルト上面に安定なクラストが形成されてメルト内部に冷却水が浸入しにくくなり，メルトによりコンクリートの侵食が継続した（付図 2-1 参照)。ただし，本実験はメルトの発熱が実機で想定される値より１桁程度大きいことや 100％ステンレスであるため模擬崩壊熱に加え，水－金属反応の発熱が加わったことも一因と分析されている。またコリウムより上方水プールへの熱流束は約 800kW/m^2 程度であった（付図 2-2 参照)。



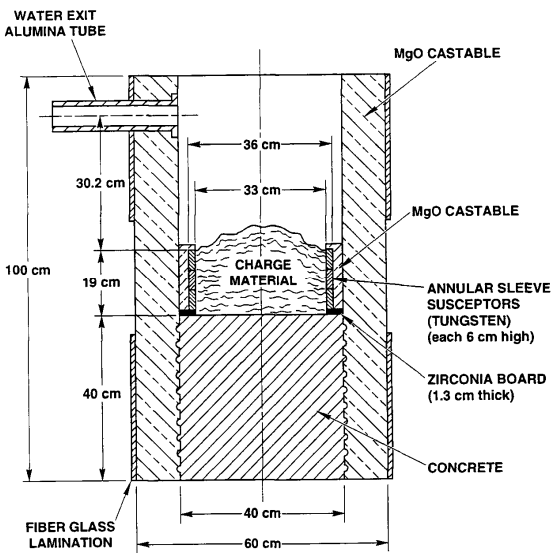
付図 2-1　SWISS 実験の実験装置とコンクリート侵食深さの実験と解析（ＭＡＡＰ）の比較[7]



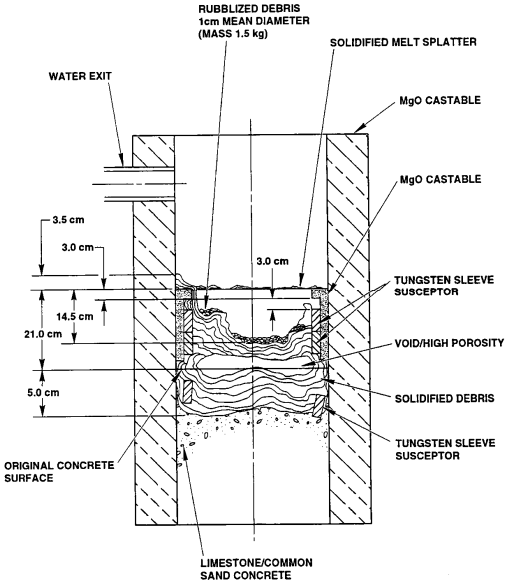
付図 2-2　SWISS-2 実験の水プールへの熱流束[7]

(2) WETCOR 実験（米国 SNL）[8]

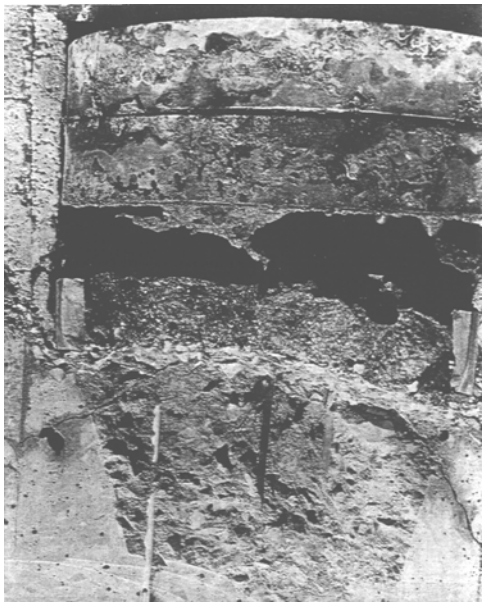
Al_2O_3 と CaO の酸化物混合溶融物 34kg を用いてコンクリートとの反応中に注水し溶融物の冷却性を調べる実験が行われた(付図 2-3 参照)。SWISS 実験と同様の理由によりコンクリートの侵食が継続した。コンクリート侵食速度は SWISS 実験と比べて約 1/3 に低下している。水プールへの熱流束は溶融時に 520kW/m^2 程度，凝固時に 200kW/m^2 程度であった。



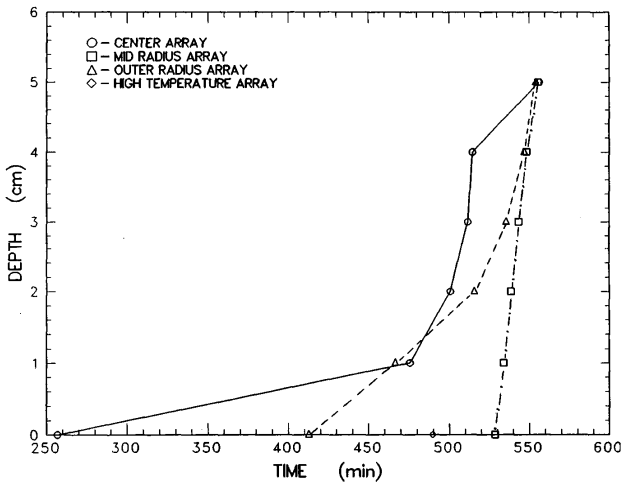
（実験装置の概要）



（実験後の状態の模式図）



（上部クラストの様子）



（コンクリート侵食の時間変化）

付図 2-3　　WETCOR 実験結果[8]

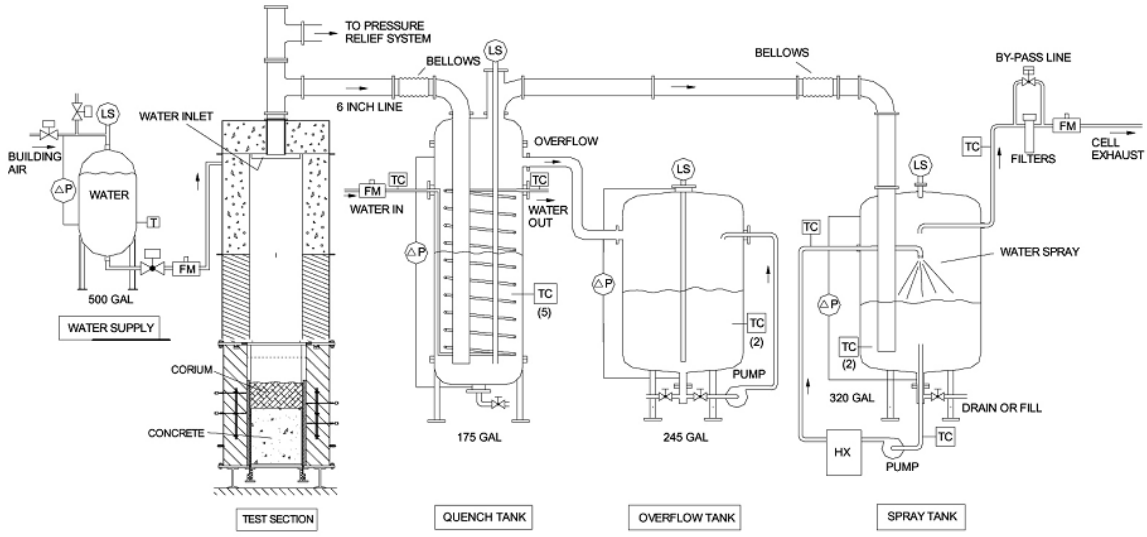
(3) MACE 実験（米国 ANL）[3][9][10][20]

MACE 実験（Melt Attack and Coolability Experiment）は，米国電力研究所（EPRI）が主催する原子炉格納容器内溶融炉心冷却性に関する国際協力計画である。この実験では，溶融炉心がコンクリート床に落下した後に，溶融炉心の上に注水する状況を模擬しており，大規模実験が含まれていることと，実機相当の UO_2 及び ZrO_2 を主成分とする溶融炉心模擬物を用いて，さらに，直接通電加熱により崩壊熱の発生を模擬していることが特徴である。実験装置の概要を付図 2-4 に示す。MACE 実験では規模の異なる M0，M1b，M3b，M4 の４回の実験が実施されており，その主要条件を付表 2-1 に示す。M0 実験のみコンクリートの側壁で，その他は MgO が用いられている。

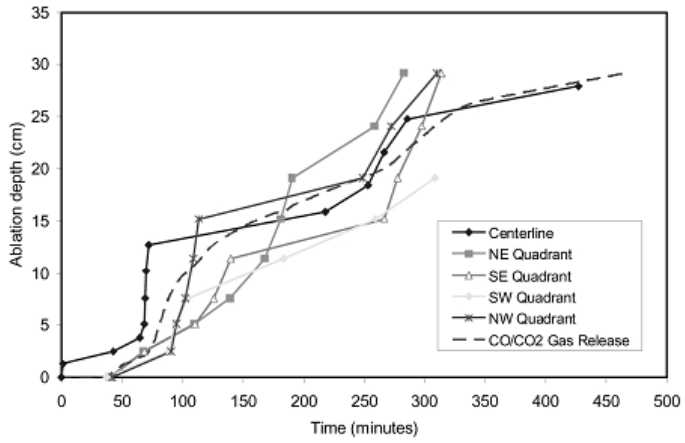
M3b と M4 の実験結果を付図 2-5 及び付図 2-6 に示す。いずれのケースもコンクリート侵食が継続する結果となっている。実験後の溶融炉心模擬物の固化状況を見ると，メルト上部に安定クラストが形成され側壁に固定化されており，クラスト下部に空洞が見られ，クラストと溶融物とが分離した状態になっている。メルトから冷却水への熱流束を見ると，注水直後の短期間は，大きい熱流束となっているが，安定クラストが形成されクラストと溶融物が分離したと想定される状況では，熱流束は低下している。安定クラストの形成とメルトとの分離によりクラストの下にあるデブリの冷却が阻害される結果となったと分析されている。しかしながら，デブリの長期的な冷却に関与し得るメカニズムとして，クラストに生じる亀裂等への浸水及びコンクリート分解ガスによるクラスト開口部からのデブリの噴出が確認されている。

付表 2-1　MACE 実験の主要条件[20]

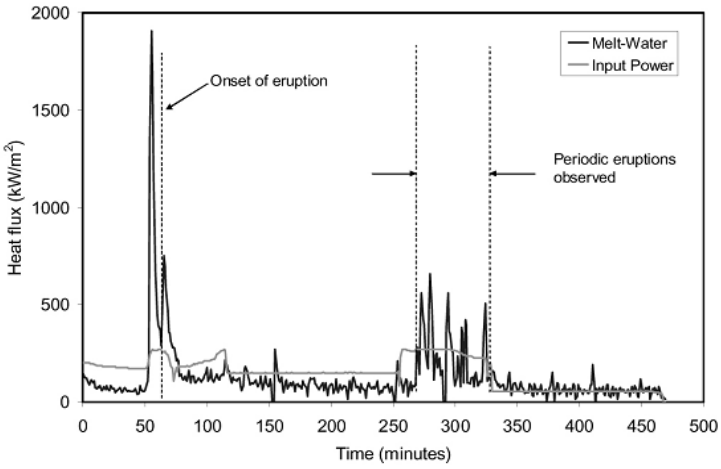
		M0	M1b	M3	M4
溶融炉心模擬物重量 (kg)		130	480	1800	480
コンクリート床浸食開始時溶融炉心模擬物組成(%)	UO_2	56	65	57	57
	ZrO_2	11	13	29	29
	Zr	4	3	-	-
	その他（コンクリート成分等）	29	19	14	14
溶融炉心模擬物深さ (m)		0.15	0.25	0.2	0.3
溶融炉心模擬物初期温度 (K)		2000	2350	2250	2280
溶融炉心模擬物初期発熱量 (kW)		100	130	300	130
コンクリートの種類		石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系
コンクリート床面積 (m^2)		0.3×0.3	0.5×0.5	1.2×1.2	0.5×0.5
コンクリート床の深さ (m)		0.35	0.55	0.55	0.55
水位 (m)		0.5	0.5	0.5	0.5



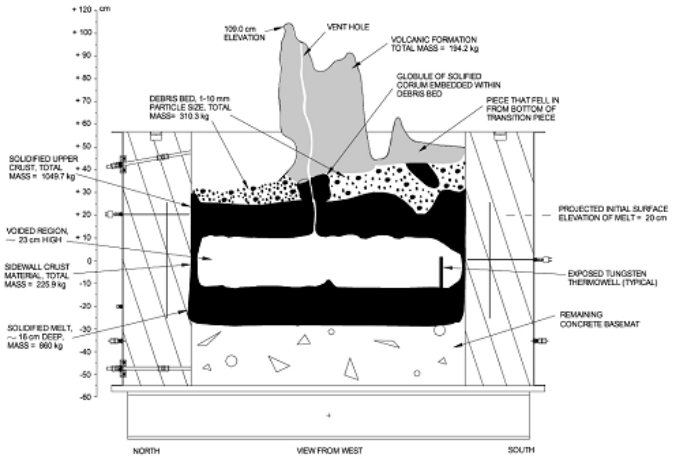
付図 2-4　MACE 及び OECD/MCCI 実験装置[9]



（軸方向侵食データ）

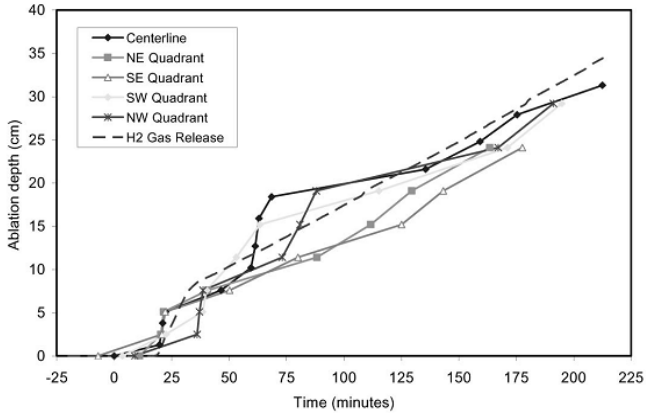


（メルトから水への熱流束）

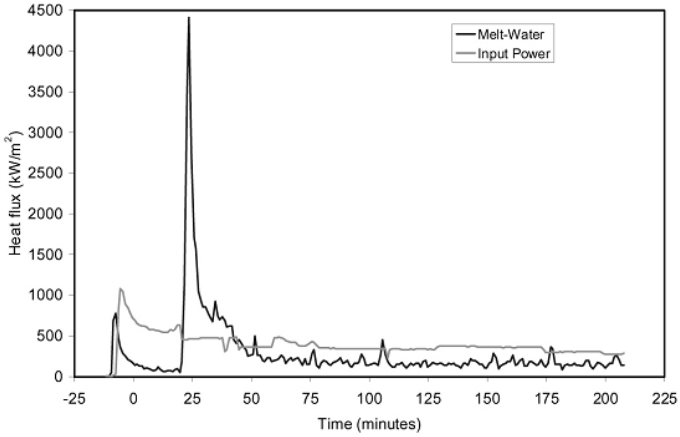


（実験後状態の模式）

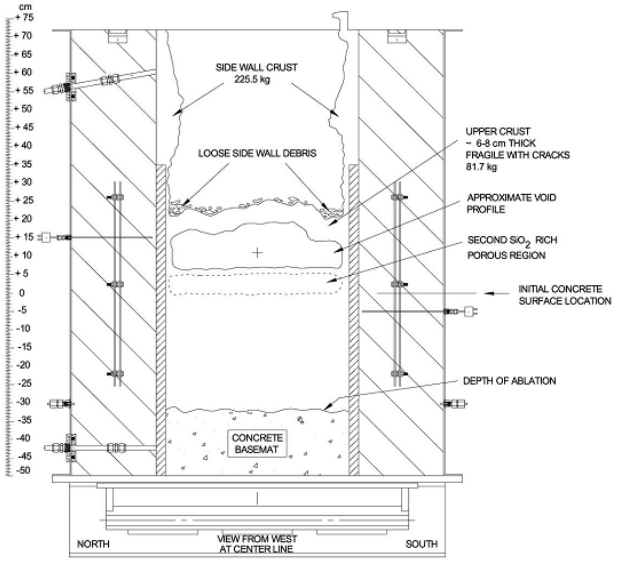
付図 2-5　MACE-M3b 実験結果[10]



（軸方向侵食データ）



（メルトから水への熱流束）



（実験後状態の模式）

付図 2-6　MACE-M4 実験結果[10]

(4) COTELS 実験（日本 NUPEC）[1][11]

プール水中に実機組成の UO_2 コリウムを落下させる実験（ＦＣＩ）とコンクリート上に落下した UO_2 コリウムに注水する実験（ＭＣＣＩ）を実施している。付図 2-7 にコンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験の実験装置を示す。約 60kg の実機組成の UO_2 コリウムを電気炉で加熱溶融させ，玄武岩系のコンクリート床上に落下させ，その後高周波誘導加熱によりコンクリート上のコリウムを加熱して崩壊熱を模擬している。側壁と床面の両方の侵食を考慮しており，コリウムの高さと直径の比を実験パラメータとしている。注水後にコンクリート温度は低下している。また，侵食深さは２cm 程度であった。また，付図 2-8 に実験後に固化したコリウムの断面を観察した結果を示すが，上部は粒子状になっており，下部はインゴット状になっているのが観察されている。また，インゴット状の部分にはひび割れや流路が見られる。

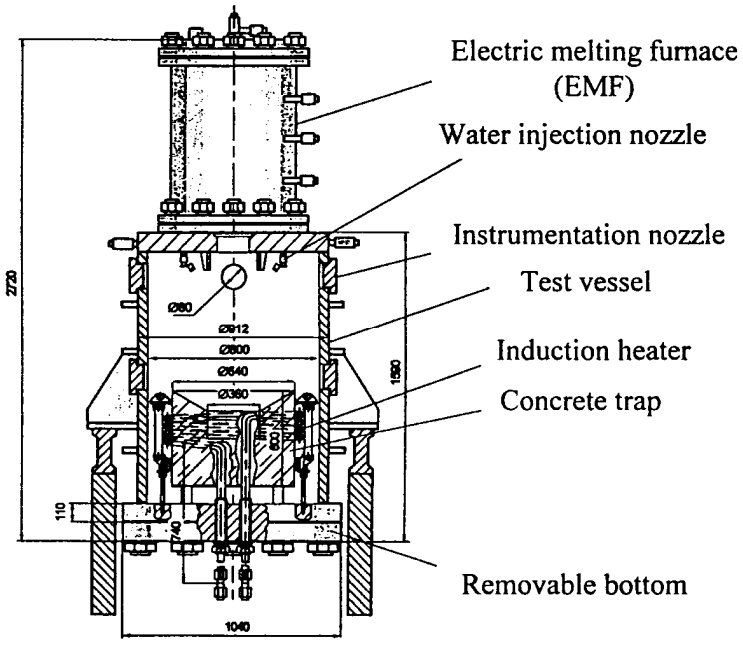
COTELS 実験では,いずれもデブリによるコンクリート侵食が生じているが,先行の SWISS, WETCOR, MACE とは異なり，コンクリート侵食は停止している。これは，以下の理由と分析されている。

・デブリの粒子化と塊状デブリ上への粒子化デブリの堆積

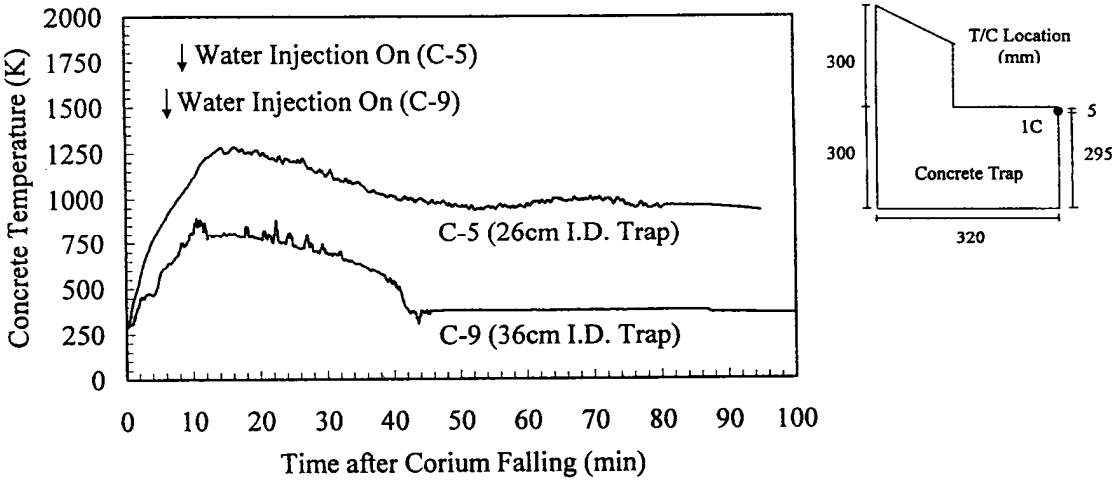
・デブリとコンクリートとの境界における粗骨材を主体とする多孔質層の形成

・粗骨材層及び塊状デブリに形成された流路への浸水

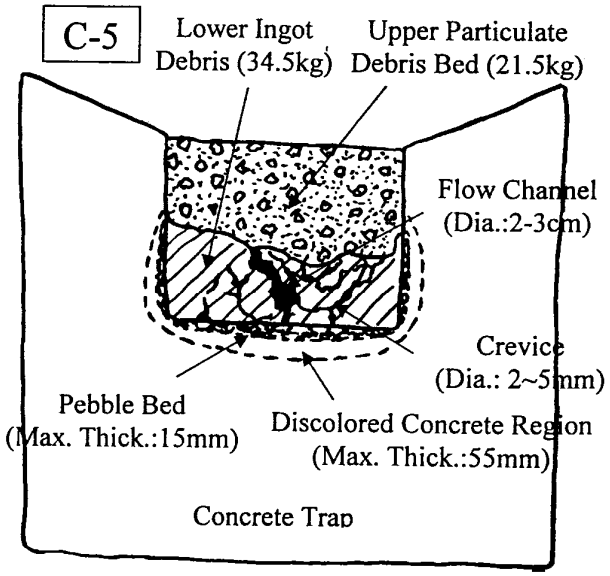
溶融物から水プールへの熱流束は 100～650kW/m^2 程度であったが，これらの熱流束は限界熱流束よりも低く，水が更に高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。



付図 2-7　COTELS 実験装置（コンクリート上の UO_2 コリウムに注水する実験）[11]



（コンクリート床温度変化）



（実験後のコリウム断面の模式図）

付図 2-8　COTELS C-5 実験の結果[11]

(5) OECD/MCCI 実験　(米国 ANL)[10][12][13][35][38][41]

OECD/MCCI 実験は，MACE 実験や COTELS 実験の注水を伴うＭＣＣＩ実験で同定された個々のデブリ冷却メカニズムや火山型クラストの冷却性（付図 2-9 及び付図 2-10 参照）を定量的に解明することを目的として，以下の実験が実施された。

① クラスト浸水・強度実験　(SSWICS 実験)

SSWICS 実験は，クラスト内への浸水メカニズムと浸水による除熱量，さらにクラスト強度を調べるために実施された。実験装置の構造を付図 2-11 に示し，実験条件一覧を付表 2-2 に示す。テスト部内の非侵食性の床面上で，テルミット反応により UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。崩壊熱とコンクリート分解気体の発生は模擬しない過渡クエンチ実験である。最大除熱量はクラスト上面におけるドライアウト熱流束により評価される。実験結果より，安定なクラストは形成されず，クラスト内に冷却材が浸入することにより，熱伝導律速以上の熱流束を期待することができるとしている。さらに，SSWICS 実験で得られたドライアウト熱流束を実機の事故シーケンス解析において直接的に適用できるよう，Lister/Epstein のドライアウト熱流束モデルへの適応が行われた。実験結果とこれに基づいた Lister/Epstein モデルによる予測の比較を付図 2-12 に示す。この実験結果及びこれらに基づいた予測値によれば，コンクリートを全く含有しないデブリに対する上面水プールへのドライアウト熱流束は，約 400kW/m^2 であり，コンクリート含有とともに熱流束は低下し，含有率 15％程度以上では約 100kW/m^2 となっている。

② 溶融物噴出実験(MET 実験)

コンクリート分解気体がクラストの開口部を通過する際に，気体に随伴されてクラスト上に噴出するデブリ量の定量化を目的としている。クラスト浸水実験と同様に，テスト部内の非侵食性の床面上で，テルミット反応により UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を生成しその上に注水する。クラスト浸水実験との違いは，本実験においては直接通電加熱により崩壊熱を模擬すること及び非侵食性床面に設けた多数の細孔からコンクリート分解気体を模擬する非凝縮性気体を供給している。テスト部で発生する水蒸気量の変化と実験後分析から得られるデブリ噴出量に基づいて，供給気体流量と噴出量の関係を評価している。

③ 長期二次元コンクリート侵食実験　(ＣＣＩ実験)

デブリによる長期的な床部及び側壁の侵食挙動を明らかにすることを目的に実施された。実験装置のテスト部の構造を付図 2-13 に示し，実験条件一覧を付表 2-3 に示す。テルミット反応により生成した UO_2，ZrO_2 及びコンクリート成分を主成分とするデブリ模擬溶融物を直接通電により加熱している。電極がある２面は非侵食性の側壁を採用し，残りの２面をコンクリートにより製作している。使用するコンクリートは実験により種類が変えられている。注水なしの条件で，側壁のコンクリートの最大侵食深さが 30cm に達するまで侵食を継続した後に注水を行い，注水後，最大侵食深さが 35cm

に到達した時点で実験を終了している。実験装置に荷重負荷装置を設置し，注水後に形成されるクラストに荷重を与えて，クラストの機械的強度に関するデータを得ている（付図 2-14 参照)。コンクリート種類を変えて３回実験が行われている。ＣＣＩ実験のコンクリート組成を付表 2-4 に示す。ＣＣＩ実験のデブリ-水間の熱流束を付図 2-15 に示し，溶融物の平均温度を付図 2-16 に示す。また，実験後の侵食状態の模式図を付図 2-17 に示す。石灰岩系コンクリートの場合，床方向と側壁方向の侵食は同程度となっているのに対し，玄武岩系コンクリートの場合，側壁方向の侵食が床方向より大きくなっており，侵食に異方性があることが示されている。付表 2-5 に示すように，侵食率から側壁方向と床方向の熱流束が推定されている。CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）の場合，側壁方向と床方向は同程度と推定されているのに対し，CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の場合，側壁方向の熱流束は，床方向より４倍程度大きいと推定されている。

④　クラスト破損実験

本実験は上記①③の実験に付随して実施されており，①の SSWICS 実験で形成されたクラストの冷却後破損強度を調べる実験と，③の二次元侵食実験の間に高温状態で破損させる実験の２種の実験が行われている。

前者の実験では，クラスト浸水実験で形成された直径約 30cm のクラストに荷重を加えて，クラストの強度を測定している。低温クラスト破損実験装置の概要を付図 2-18 に示す。クラスト上面の中央部に集中荷重を与え，クラスト破損時の荷重からクラストの機械的強度（破損時にクラストに発生する最大の応力）を評価している。クラスト上に堆積する冷却水層及び噴出デブリの荷重に起因してクラスト内に発生する応力と，本実験から得られるクラストの機械的強度を比較することにより，実機規模においては，クラストは破損し下部の溶融物と接触する可能性が高いことが示されている。

後者の二次元侵食実験では，注水前の高温状態で突き棒（lance）によりクラストが破損する荷重を測定し，注水後にも再度突き棒によりクラストが破損する荷重を測定している。これにより，現実に近い状態でのクエンチ前後のクラスト強度が確認され，クエンチ後は，クラスト強度が大きく低下することが確認された。

OECD/MCCI 実験結果から以下の知見が得られている。

・ガス噴出は，安定なクラストの形成を阻害し，熱伝達を促進する。
・クラストが冷却されると，亀裂が生じクラスト強度は大幅に低下する。
・クラストの亀裂により冷却水が内部に浸入し，デブリの冷却が促進される。
・溶融物の噴出により，多孔質の粒子状ベッドが形成される。
・コンクリートタイプにより侵食異方性がみられる。

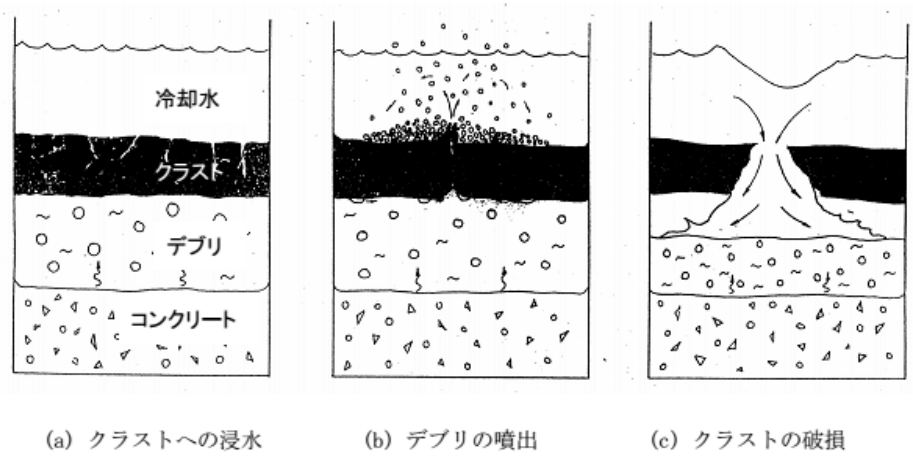
これらの知見は，CORQUENCH コード等に反映される予定である。

また，ＣＣＩ実験について，ＭＡＡＰコードによりベンチマーク解析が行われている[35]。

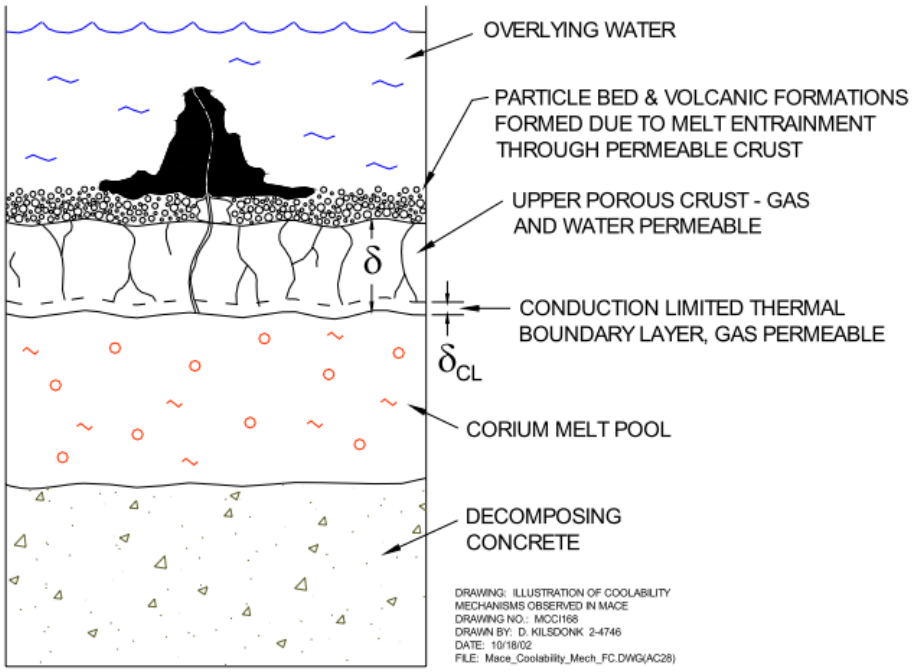
CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では，固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能なように，対流熱伝達係数として床方向と側壁方向ともに 300W/m^2-K，固化効果項の指数 n に 0 が設定されている。ここで 300W/m^2-K は，実際のＭＣＣＩ時の対流熱伝達係数は，固化割合を考慮すると，完全液相状態の値よりも１桁程度小さい値（付図 2-19 において固化割合が 60％程度の値）になることを考慮して設定されている。また，CCI-2 実験では，床方向と側壁方向の熱流束が同程度と推定されていることから，対流熱伝達係数も同じ値が設定されている。この設定を用いた解析により，コリウム温度の変化（付図 2-20 参照）は，実験データと良く合っている。また，床方向の侵食量は（付図 2-21 参照），実験では注水前には 25cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 33cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（付図 2-22 参照），実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し,ＭＡＡＰ解析では 33cm 程度の侵食量となっている。

CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）のベンチマーク解析では，対流熱伝達係数として床方向に 80W/m^2-K，側壁方向に 300W/m^2-K，n に０が設定されている。ここで，80W/m^2-K は，CCI-3 実験では，床方向の熱流束が側壁方向の 1/4 程度と推定されていることから，床方向の対流熱伝達係数を側壁方向の 1/4 程度として設定されている。この設定により，コリウム温度の変化（付図 2-23 参照）は，より実験データに近くなっている。また，床方向の侵食量は（付図 2-24 参照），実験では注水前には５cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 5.7cm 程度の侵食量となっている。側壁方向の侵食量は（付図 2-25 参照），実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し，ＭＡＡＰ解析では 27cm 程度の侵食量となっている。

ＣＣＩ実験を対象にしたＭＡＡＰベンチマーク解析により，対流熱伝達係数を適切に設定することにより侵食量がおおむね合うことが確認されている。また，侵食の異方性を扱うためには，床方向と側壁方向の対流熱伝達係数の比率の設定が重要であることが示されている。



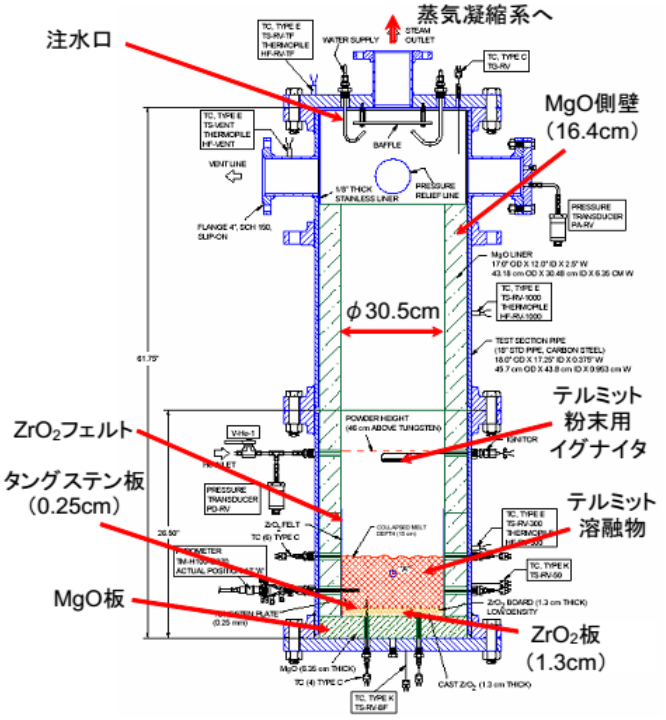
付図 2-9　想定されているデブリ冷却メカニズム[38]



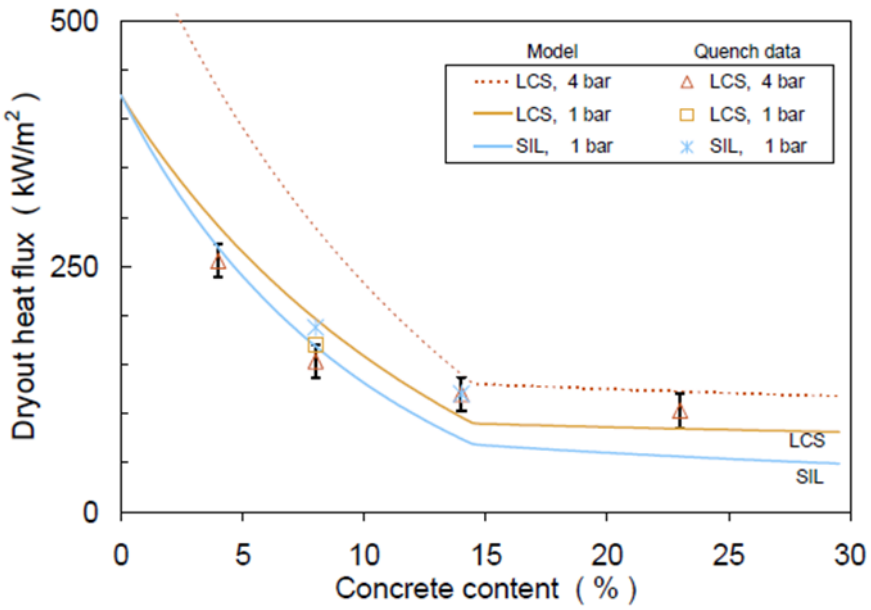
付図 2-10　想定されている火山型クラストの模式図[12]

付表 2-2　SSWICS 実験（デブリ冷却実験）条件一覧[12]

Parameter	Test Number						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt composition (wt % UO_2/ZrO_2/Cr/concrete)	61/25/6/8	61/25/6/8	61/25/6/8	48/20/9/23	56/23/7/14	56/23/6/14	64/26/6/4
Concrete type	LCS	SIL	LCS	LCS	LCS	SIL	LCS
Melt mass (kg)	75	75	75	60	68	68	80
Melt diameter / depth (cm)	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 / 15	30 /15	30 /15
Basemat type	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert	Inert
Initial melt temperature (°C)	~2300	~2100	~2100	~2100	~2100	~1950	~2100
Initial vessel and coolant temperature (°C)	20	20	100	100	100	100	100
System pressure (bar)	1	1	4	4	4	1	4
Water injection period (sec)	665	760	183	195	622	215	194
Water injection flowrate (lpm)	4	4	12	13	6	14	13
Water injected (liters)	33	39	34	40	61	47	40
Condensate collected over course of test (kg)	24.7	16.1	28.9	21.9	22.7	27.6	31.4
Test duration (hours)	2.2	1.2	1.8	2.4	2.6	3.9	1.4



付図 2-11　小規模浸水・クラスト強度実験（SSWICS）装置[12]



付図 2-12　SSWICS 実験データと Lister/Epstein モデルのドライアウト熱流束の比較[12]

付表 2-3　ＣＣＩ実験（二次元コンクリート侵食実験）条件一覧[12]

Parameter	Specification for Test:		
	CCI-1	CCI-2	CCI-3
Corium	PWR + 8 wt% SIL	PWR + 8 wt% LCS	PWR + 15 wt% SIL
Concrete type[a]	SIL (US-type)	LCS	SIL (EU-type)
Basemat cross-section	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm	50 cm x 50 cm
Initial melt mass (depth)	400 kg (25 cm)	400 kg (25 cm)	375 kg (25 cm)
Test section sidewall construction	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Nonelectrode walls: concrete Electrode walls: Inert
Lateral/Axial ablation limit	35/35 cm	35/35 cm	35/35 cm
System pressure	Atmospheric	Atmospheric	Atmospheric
Melt formation tech.	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)	Chemical reaction (~30 s)
Initial melt temperature	1950 ºC	1880 ºC	1950 ºC
Melt heating technique	DEH	DEH	DEH
Power supply operation prior to water addition	Constant @ 150 kW	Constant @ 120 kW	Constant @ 120 kW
Criteria for water addition	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 5.5 hours of operation with DEH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm
Inlet water flowrate/temp.	2 lps/20 ºC	2 lps/20 ºC	2 lps/20 ºC
Water depth over melt	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm	50 ± 5 cm
Power supply operation after water addition	Constant voltage	Constant voltage	Constant voltage
Test termination criteria	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.	1) Melt temperature falls below concrete solidus, 2) ablation is arrested, or 3) 35 cm ablation limit is reached.
Operational Summary	Successful: non-symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior	Successful: symmetrical ablation behavior

[a]SIL denotes siliceous concrete, LCS denotes Limestone/Common Sand concrete.

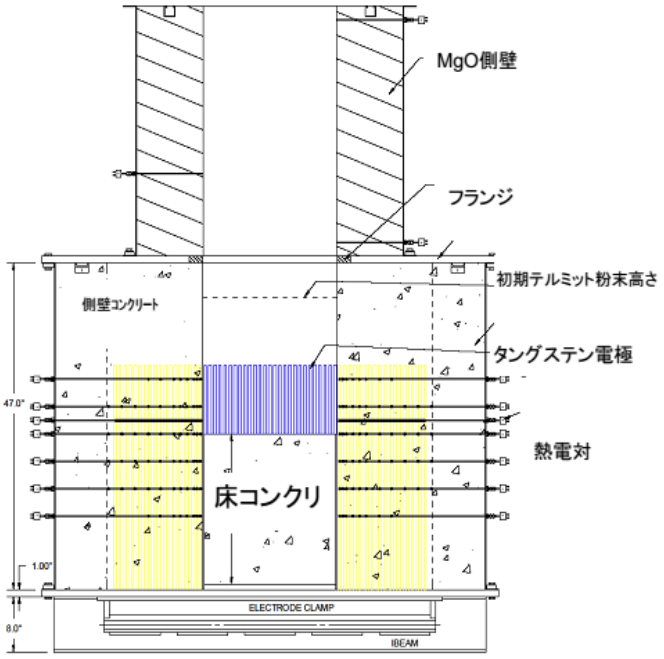
付表 2-4　CCI 実験に使用されたコンクリートの組成 [12]

Oxide	CCI-1 Wt%	CCI-2 Wt%	CCI-3 Wt%
Al_2O_3	0.77	2.49	3.53
CaO	8.54	25.88	16.79
Fe_2O_3	0.79	1.39	1.49
MgO	0.60	11.47	0.85
MnO	0.00	0.03	0.04
K_20	0.12	0.55	0.81
SiO_2	82.48	21.61	59.91
Na_2O	0.00	0.31	0.66
SrO	0.00	0.00	0.04
TiO_2	0.051	0.135	0.155
SO_3	0.514	0.505	0.434
CO_2	0.901	29.71	9.80
H_2O, Free	1.808	3.255	2.293
H_2O, Bound	1.92	1.11	1.40
Total	98.48	98.47	98.19

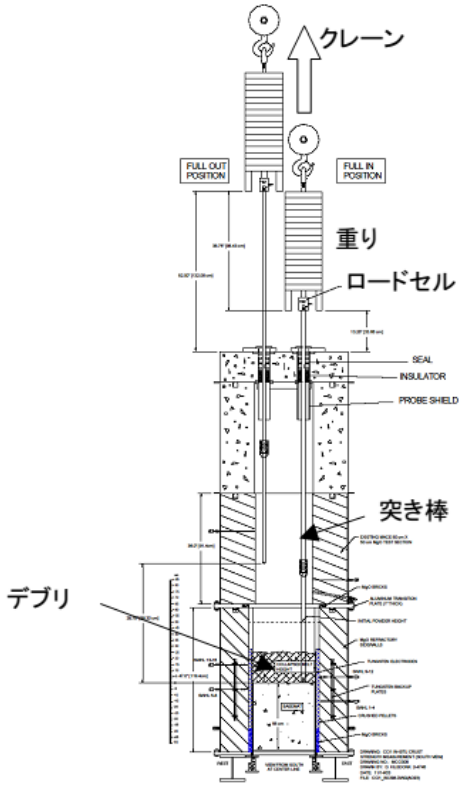
付表 2-5　ＣＣＩ実験の側壁方向／床方向の侵食率と熱流束の推定値 [12]

Test	Concr. Type	Lateral Ablation		Axial Ablation		Lateral -Axial Heat Flux Ratio	Data Points Utilized for Ablation Rate Estimates
		Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m^2)	Ablation Rate (cm/hr)	Heat Flux (kW/m^2)		
CCI-1	SIL (US)	N: 39.1	395	26.1	265	–[a]	N Lateral: (19.1 cm, 51 min) (29.2 cm, 66 min) S Lateral: (7.6 cm, 54 min) (5.1 cm, 35 min) Axial: (7.6 cm, 53 min) (1.3 cm, 39 min)
		S: 8.4	86				
CCI-2	LCS	4.0	58	4.0	59	1.0	Lateral: (19.1 cm, 148 min) (29.2 cm, 302 min) Axial: (15.2 cm, 107 min) (24.1 cm, 240 min)
CCI-3	SIL (EU)	10.0	97	2.5	25	4.0	Lateral: (19.1 cm, 47 min) (29.2 cm, 107 min) Axial: (2.5 cm, 117 min) (5.1 cm, 178 min)

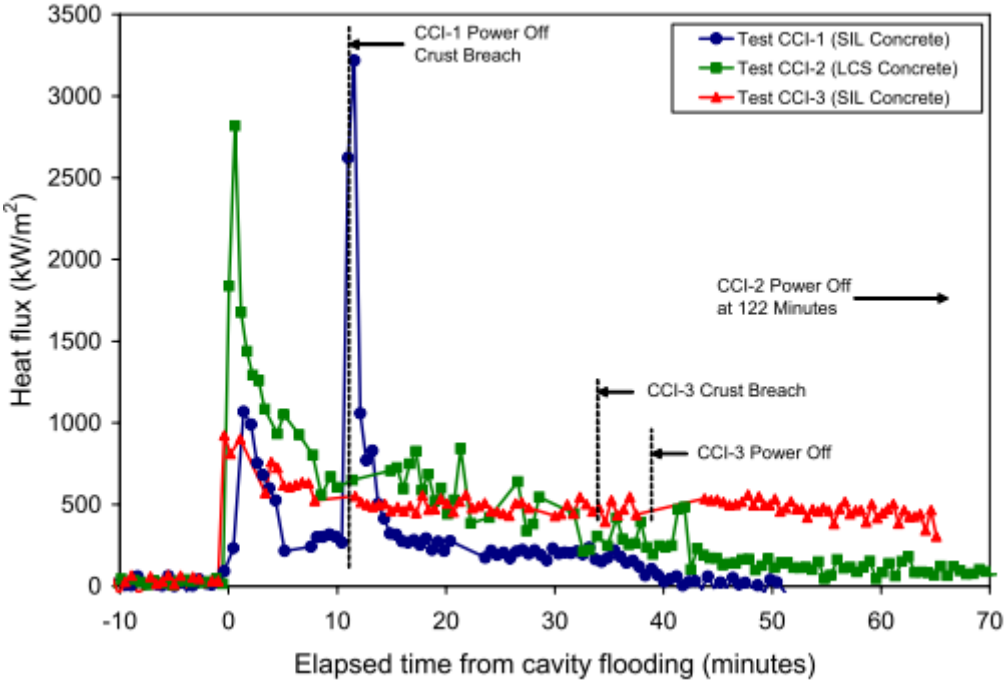
[a]Heat flux ratio not evaluated for this test due to large asymmetry in lateral cavity erosion.



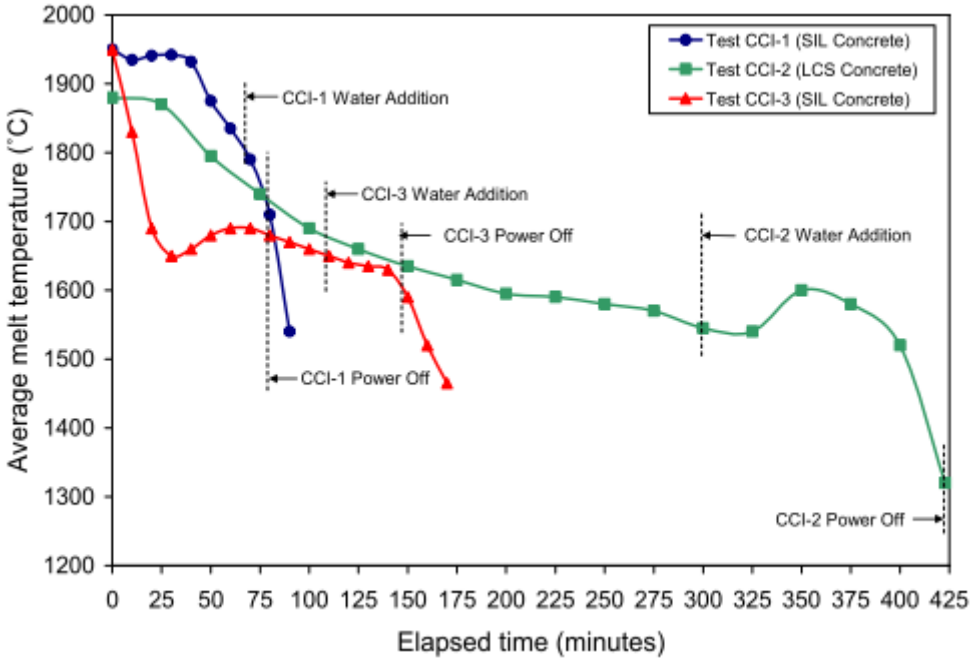
付図 2-13　ＣＣＩ実験のテスト部[12]



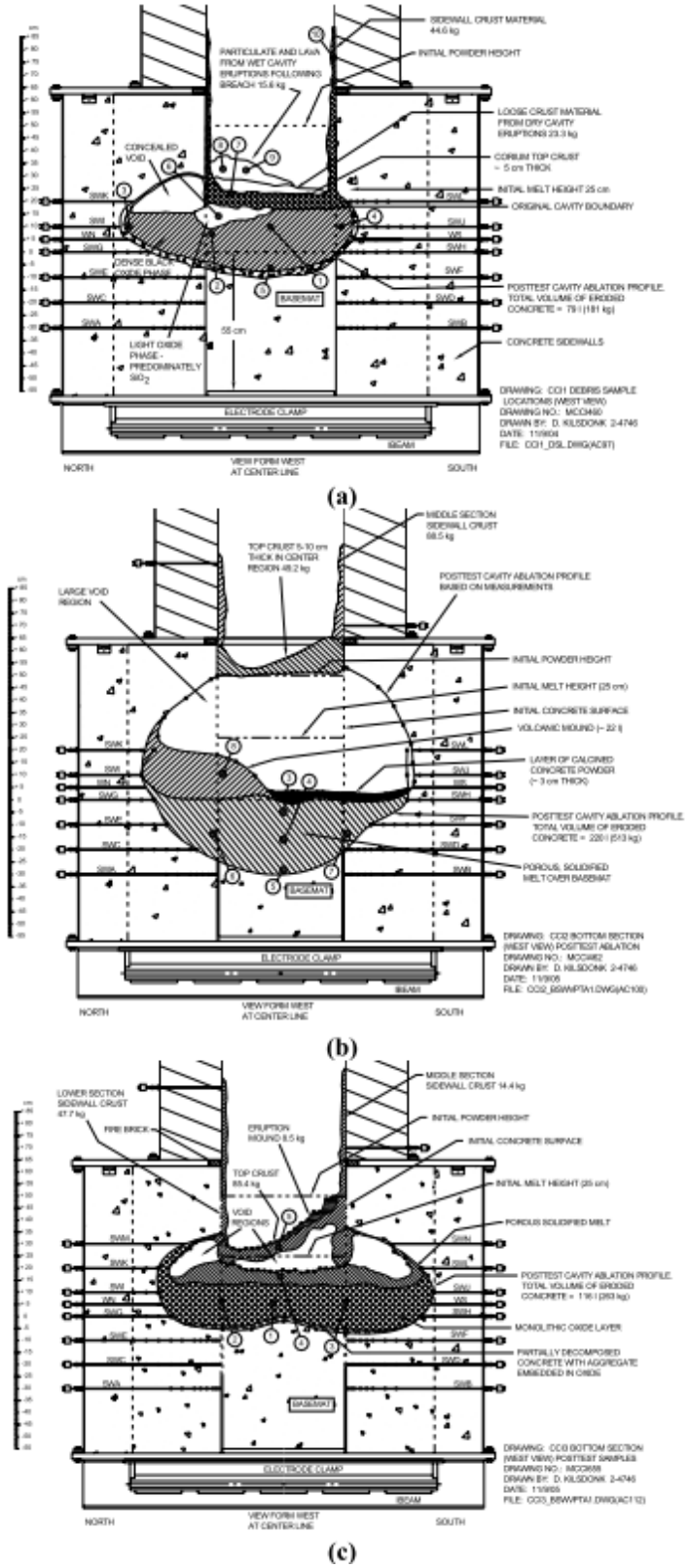
付図 2-14　長期二次元侵食実験におけるクラスト破壊／強度測定装置[41]



付図 2-15　ＣＣＩ実験におけるデブリ－水間の熱流束 [12]

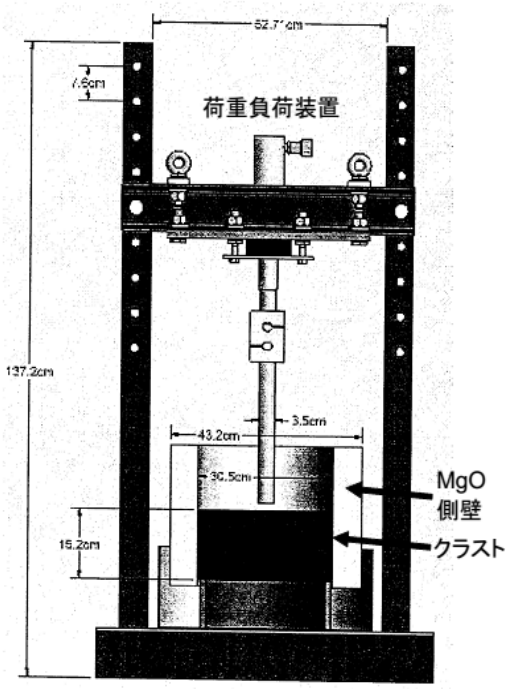


付図 2-16　ＣＣＩ実験における溶融物平均温度 [12]



付図 2-17　ＣＣＩ実験における侵食状態の模式図 [12]

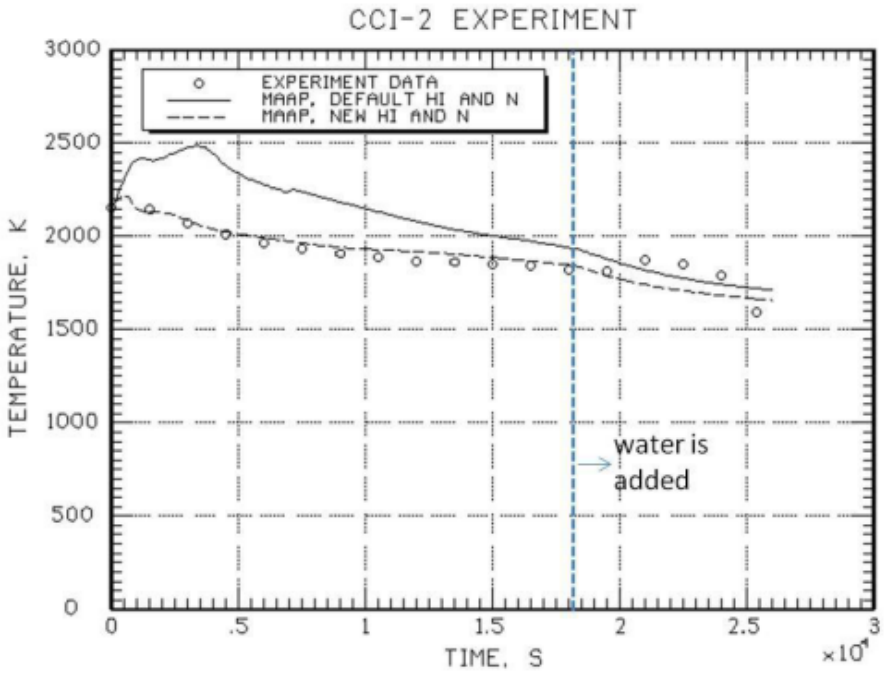
(a) CCI-1,　(b)　CCI-2,　(c) CCI-3



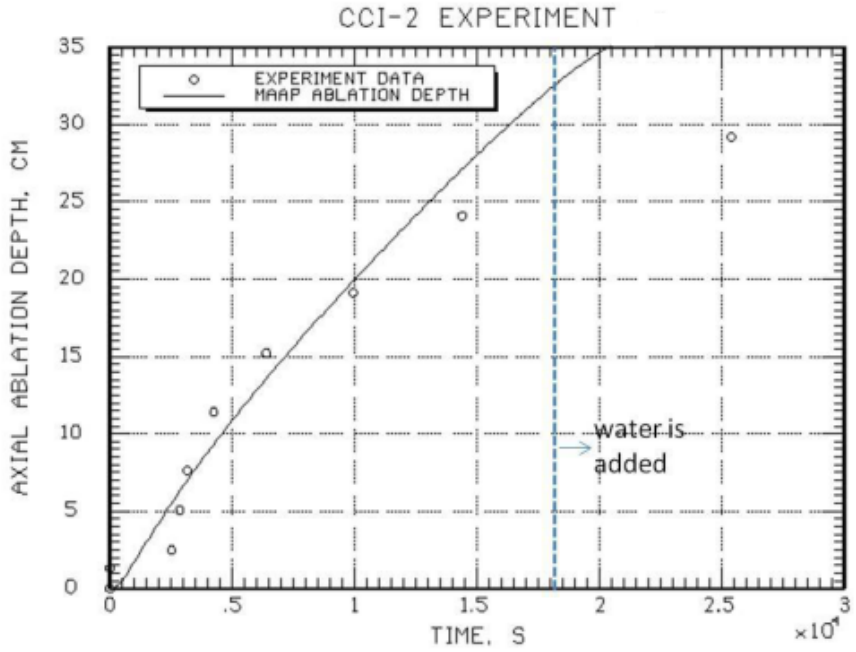
付図 2-18　クラスト浸水実験の実験後の低温クラスト強度測定装置[38]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

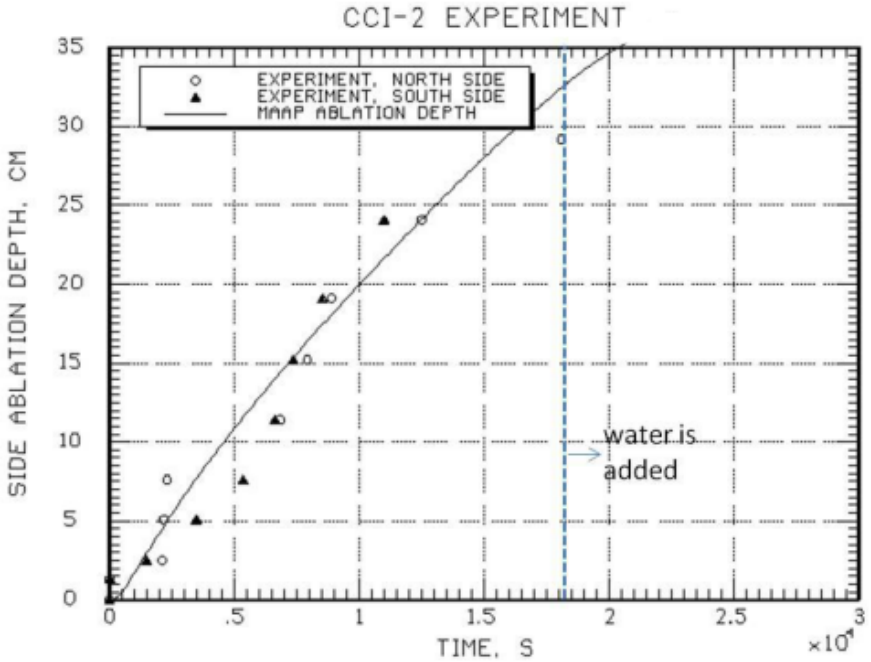
付図 2-19　溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数



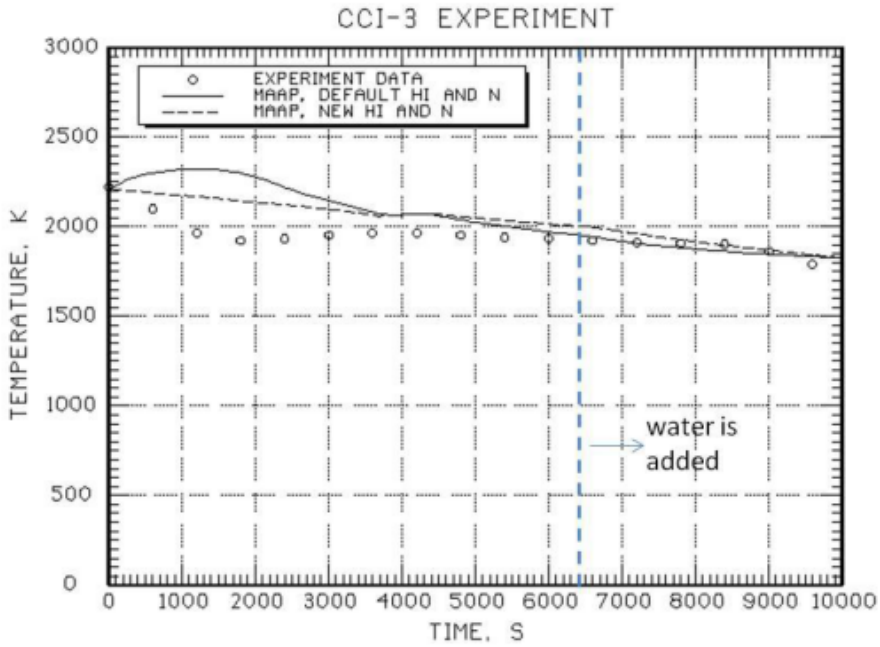
付図 2-20　CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較[35]
（MAAP New 熱伝達係数（破線）：床方向 300W/m^2-K，側壁方向 300W/m^2-K，n=0）



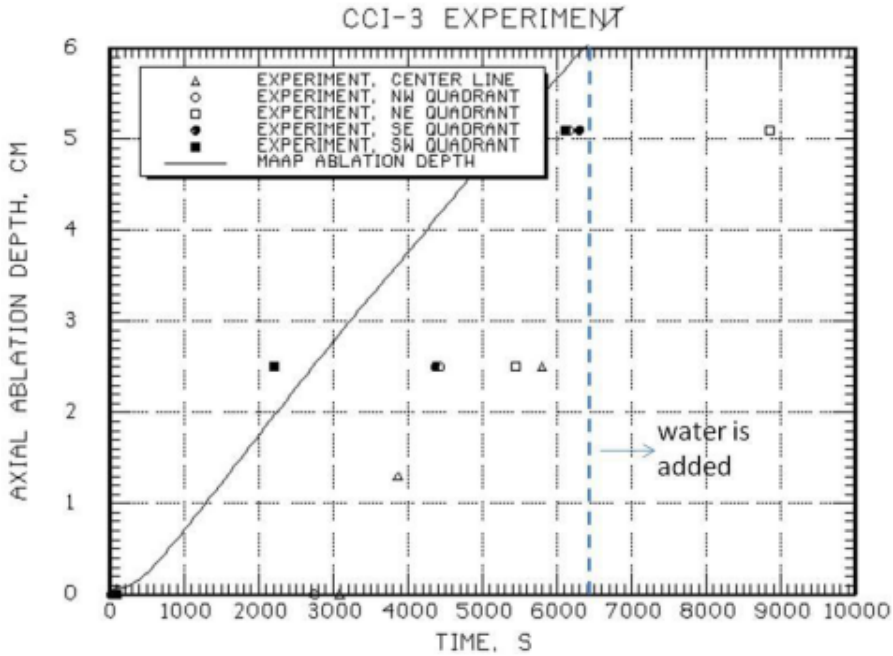
付図 2-21　CCI-2 実験の床方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



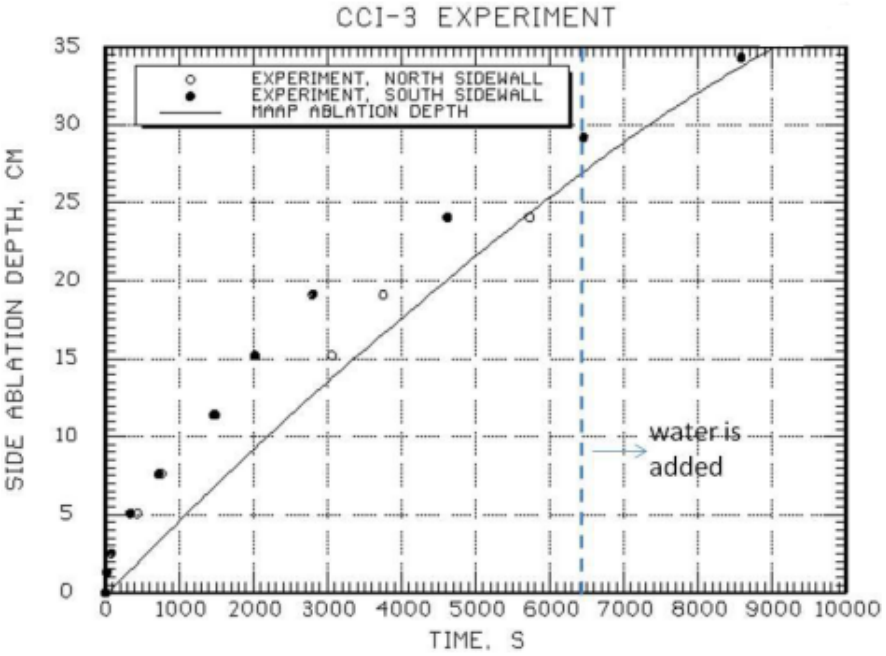
付図 2-22　CCI-2 実験の側壁方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



付図 2-23　CCI-3 実験のコリウム温度の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]
（MAAP New 熱伝達係数（破線）：床方向 80W/m^2-K，側壁方向 300W/m^2-K，n=0）



付図 2-24　CCI-3 実験の床方向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]



付図 2-25　CCI-3 実験の側壁向侵食の実験データとＭＡＡＰ解析結果の比較[35]

付録３　溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル

溶融物が水中に落下した場合の粒子化現象については，主に溶融炉心と冷却材の相互作用（ＦＣＩ）を調べるために行われてきた。ここでは，以下の実験についての知見を述べる。

(1) FARO 実験（イタリア JRC-ISPRA）

(2) COTELS-FCI 実験（日本 NUPEC）

(3) DEFOR 実験（スウェーデン KTH）

また，ＭＡＡＰコードでは，溶融炉心が原子炉圧力容器下部プレナム水等に落下する場合の粒子化割合を評価しており，Ricou-Spalding 相関式又は Saito の相関式が用いられている。ここではこれらの相関式の元になった実験についても説明する。

(1)　FARO 実験（イタリア JRC-ISPRA）[1][14]

主に原子炉圧力容器内で溶融物が炉心から下部プレナムの水プールに落下した場合の水蒸気爆発発生の可能性を調べることを目的とした実験で，当初は高圧での実験を対象としてきたが，後に低圧での実験が３ケース実施された。高圧実験装置の構成は，FARO るつぼと実験容器 TERMOS（内径：710mm，体積：1.5m^3）である（付図 3-1 参照）。低圧実験装置では FAT と呼ばれる実験容器の中に TERMOS と同一内径の円筒容器が置かれ，観測窓が設置された。実験手順は原則的に高圧実験も低圧実験も同様で，FARO るつぼで生成された溶融コリウムは一度リリースベッセルに保持し，その底部にあるフラップ又は弁を開放して溶融物を水プールに落下させる。高圧実験ではリリースベッセルは溶融物落下速度を調整するために加圧可能である。ほとんどの実験は酸化物コリウム（80wt%UO_2＋20wt%ZrO_2）で実施され，テスト L11 のみが金属 Zr を含むコリウム（77wt%UO_2＋19wt%ZrO_2＋4wt%Zr）が用いられた。また，多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されたが，近年は低圧・サブクール水条件でも３ケース実施されてきている。主な実験パラメータは，初期圧力（0.2～６MPa），コリウム質量（18～177kg），水深（87cm～2.05m），サブクール度（飽和～124K），コリウム組成（１ケースのみ金属 Zr を 4.1wt%追加）である（付表 3-1 参照）。

実験からの主な知見は以下のとおりである。

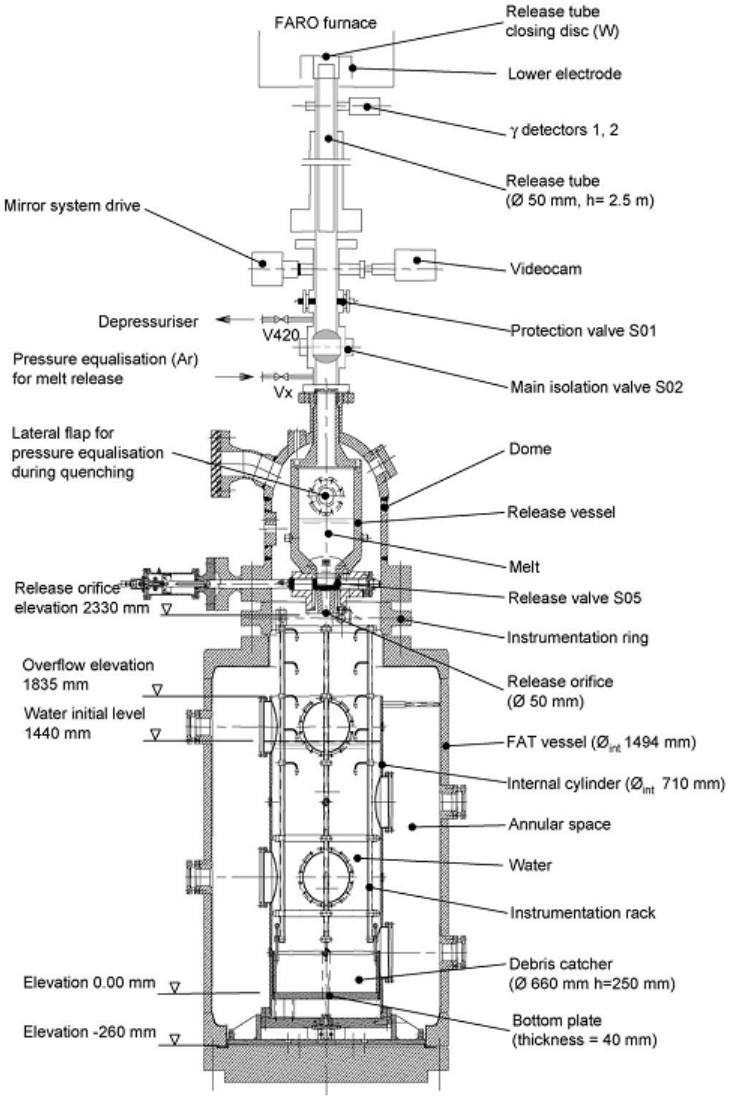
- 高圧・飽和水実験，低圧・サブクール実験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していなかった。
- いずれの実験においても，コリウムの一部が粒子化し，一部はパンケーキ状としてプール底部に堆積した。プール水中に設置した熱電対の測定結果より，一部のコリウムはジェット状でプール底面に衝突したと推定されている（付図 3-2 参照）。
- 粒子化割合は，ほとんどの実験でプール水深に依存し，高圧飽和水実験の水深１m 程度で落下コリウムの約 50%が粒子化したが，コリウムに少量の金属 Zr（4.1wt%）を添加した場合と低圧のサブクール水の実験では 100%近くが粒子化した（付図 3-3 参照）。
- 粒子の質量中央径は比較的大きく，3.2～4.8mm の範囲であり，実験パラメータ（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。

付表 3-1　FARO 実験マトリックス[14]

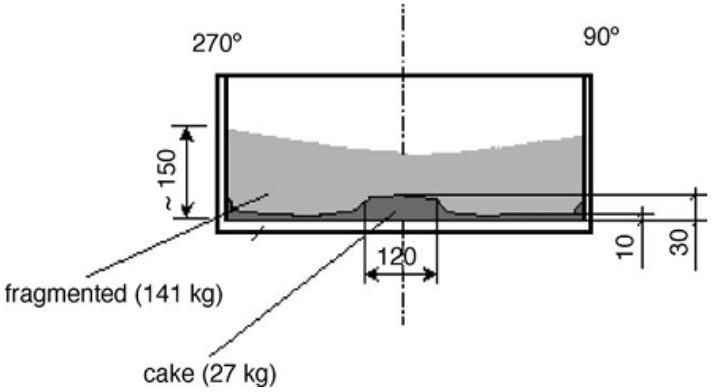
FARO LWR test series—main experimental conditions and debris data

Test	L-06	L-08	L-11	L-14	L-19	L-20	L-24	L-27	L-28	L-29	L-31	L-33
Experimental conditions												
Corium composition[a]	A	A	B	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Melt mass[b] (kg)	18	44	151	125	157	96	177	117	175	39	92	100[c]
Melt temperature (K)	2923	3023	2823	3123	3073	3173	3023	3023	3052	3070	2990	3070
Melt release diameter[d] (mm)	100	100	100	100	100	100	100	100	50	50	50	50
Melt fall height in gas (m)	1.83	1.53	1.09	1.04	1.99	1.12	1.07	0.73	0.89	0.74	0.77	0.77
System pressure (MPa)	5	5.8	5	5	5	2	0.5	0.5	0.5	0.2	0.2	0.4
Gas phase	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam/Ar	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Steam[e]	Argon	Argon	Argon
Water depth (m)	0.87	1.00	2.00	2.05	1.10	1.97	2.02	1.47	1.44	1.48	1.45	1.60
Water temperature (K)	539	536	535	537	536	486	425	424	424	297	291	293
Water subcooling (K)	0	12	2	0	1	0	0	1	1	97	104	124
Water Mass (kg)	120	255	608	623	330	660	719	536	517	492	481	625
Debris bed data[f]												
Hard debris, cake (kg, %)	6, 33	14, 32	0, 0	20, 16	77, 49	21, 22	27, 16	26, 23	77, 48	39, 100	0, 0	8, 8
Loose debris (kg, %)	12, 67	30, 68	146, 100	105, 84	80, 51	73, 78	141, 84	70, 77	84, 52	0, 0	83, 100	89, 92
Mean loose debris size (mm)	4.5	3.8	3.5	4.8	3.7	4.4	2.6	Na[g]	3.0	–	3.4	2.6[h]

[a] A: 80 wt.% UO_2–20 wt.% ZrO_2; B: 77 wt.% UO_2–19 wt.% ZrO_2–4 wt.% Zr.



付図 3-1　FARO 実験装置（L-27 実験）[14]



付図 3-2　FARO L-24 実験後のデブリの堆積状態（数値単位 mm）[14]

(a) View of the debris as found

(b) View of the cake after partial removal of loose debris

(c) View of blocks after breaking the cake

付図 3-3　FARO/L-33 実験後のデブリ取り出し段階ごとのデブリ状態 [14]
（低圧，サブクール水）

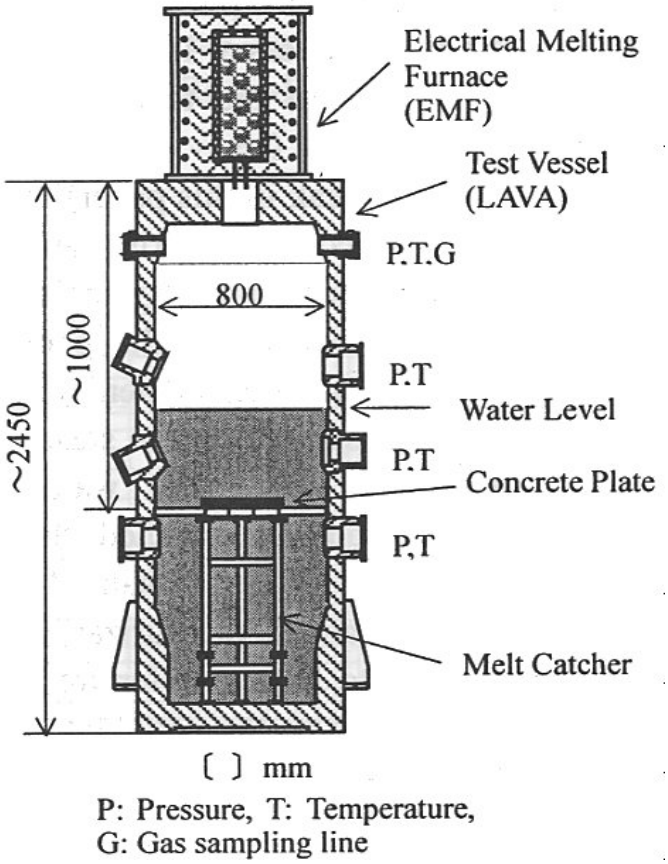
(2)　COTELS-FCI 実験（日本 NUPEC）[1][15]

本実験は，原子炉圧力容器外でのＦＣＩ挙動を調べるために実施された。UO_2 混合物を溶融物として用い，その成分は原子炉内構造物のみならず，原子炉圧力容器下部ヘッド内の下部構造物も考慮して設定されている。付図 3-4 に COTELS-FCI 実験装置の概要を示す。実験装置は，UO_2 混合物を溶融させる電気炉とその下に溶融物と水との相互作用を調べるメルトレシーバより構成されている。電気炉は，グラファイト製るつぼと高周波誘導加熱コイルにより構成されている。グラファイト製るつぼは最高温度 3200K で，60kg の UO_2 混合物を加熱溶融可能である。るつぼ下部には，溶融物を落下させるための穴を設けるプラグ破壊装置が設置され，UO_2 混合物が溶融後，瞬時に直径５cm の穴が作ることが可能である。メルトレシーバは，高さ約 2.5m，外径約 90cm で円筒状をしており，メルトレシーバの中には，高さが可変のメルトキャッチャーが設置されており，メルトキャッチャーの高さを変化させることによりプール水深を変化させる実験を実施しており，雰囲気体積は変化させないように考慮されている。メルトキャッチャーの中心部は，実炉の格納容器床面を模擬するために厚さ３cm のコンクリートが設置され，溶融コリウム／水／コンクリート間の相互作用を調べることが可能となっている。なお，コンクリートの成分は日本と同じ玄武岩系である。実験マトリックスと主な結果を付表 3-2 に示す。

付表 3-2　COTELS-FCI 実験マトリックス[1]

Run No.	A1	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11
ｺﾘｳﾑ組成(*1)	B	B	B	B	B	B	B	B	B
落下ｺﾘｳﾑ量, kg	56.3	27.0	55.4	53.1	24.9	47.7	57.1	55.0	53
プール水深, m	0.4	0.4	0.4	0.4	1.0	0.4	0.9	0.4	0.8
水サブクール度, K	0	8	12	21	0	21	0	21	86
初気圧, MPa	0.20	0.30	0.25	0.21	0.18	0.45	0.21	0.47	0.27
雰囲気ガス組成	Steam	Steam	Steam $N_2$20%	Steam	Steam	Steam	Steam	Steam	Ar
差圧, MPa (*2)	0.03	0.03	0.01	~0	~0	0.67(*3)	0.02	0.14	0.13
ﾋﾟｰｸ圧力, MPa	1.34	1.04	0.62	0.88	(*4)	1.83	0.92	3.85	1.08
ｲﾝｺﾞｯﾄｺﾘｳﾑ, kg	5	2.5	4.2	6.5	0	0	3.8	0	4
質量中央径, mm	6.7	6.2	7.5	7.2	8.2	5.2	7.0	0.38	4.8

*1)コリウム組成　　B；UO_2:55wt%＋Zr:25%＋ZrO_2:5%＋SS:15%



付図 3-4　COTELS-FCI 実験装置[15]

(3)　DEFOR 実験（スウェーデン KTH）[16]

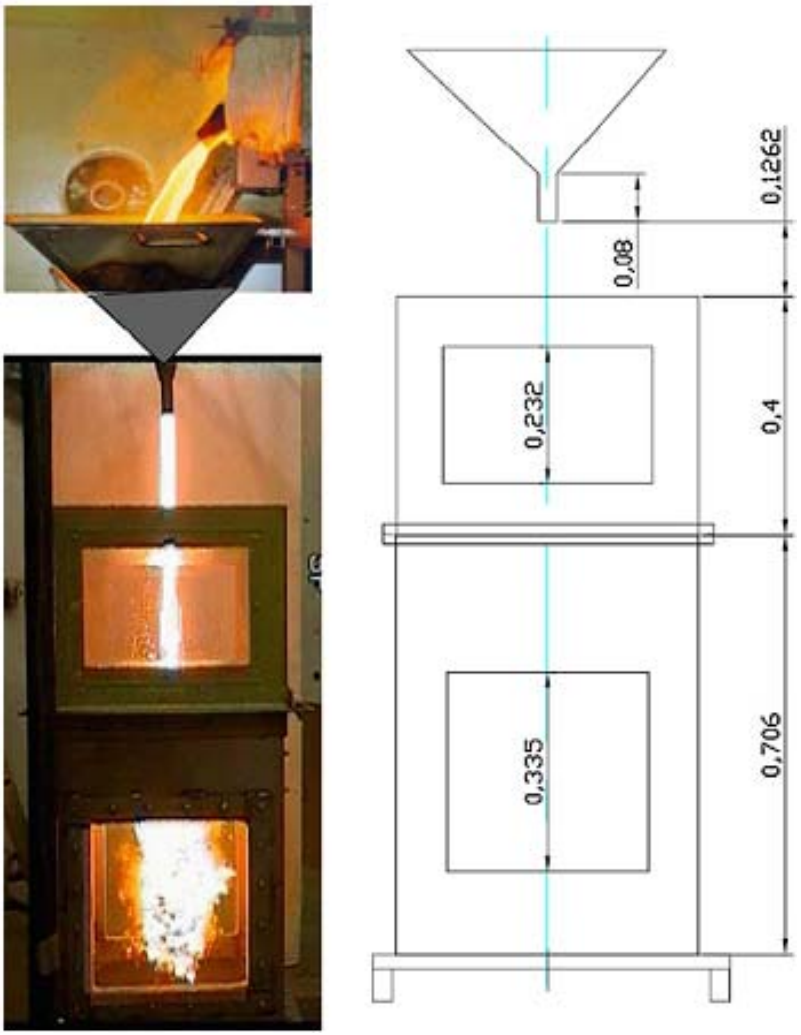
水張り時のデブリ冷却性を調べる目的で実施されている。溶融物の粒子化について，水サブクール，水深，メルト成分，過熱度等の影響を調べるために，溶融物の落下実験が実施されている。実験装置を付図 3-5 に示すが，上から，誘導加熱炉，メルト容器，冷却タンクより成り，冷却タンクはガラス張りで粒子化の観察が可能となっている。溶融物はメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下する。DEFOR-E 実験の実験マトリックスを付表 3-3 に示すが，６ケースの溶融物は $CaO-B_2O_3$（密度 2500kg/m^3）の酸化物が使用されており，１ケースはより重量の大きい WO_3-CaO（密度 5000～8000kg/m^3）が使用されている。

実験結果より，粒子化挙動は，水サブクールと水深の影響が大きいとしている。実験後のデブリ状態例を付図 3-6 に示すが，平均ポロシティは 0.55～0.7 程度と大きい値が得られている。主な結果を付表 3-3 に併せて示す。

付表 3-3　DEFOR-E 実験マトリックス[16]

Experimental conditions and the measured porosity in the DEFOR-E tests.

Parameter/property	No.						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt volume, l	3.5	7.0	3.5	3.5	3.5	3.5	2.5
Melt initial temp., °C	1200	1300	1350	1350	1200	1250	1280
Coolant volume, l	163	163	163	100	100	163	163
Coolant initial temp., °C	13	11	85	15	83	88	7
Water pool depth, cm	65	65	65	40	40	65	65
Measured porosity, %	60	77	74	56	50	68	65



付図 3-5　DEFOR-E 実験装置[16]

付図 3-6　DEFOR-E 実験後のデブリ状態[16]

(4) 溶融物落下時の水中での粒子化割合の解析モデル

水中落下時の溶融物の粒子化現象について，これまで種々の実験的研究が行われており，また粒子化割合については相関式も提案されている。ここでは，粒子化現象に関する相関式を用いて，溶融炉心ジェットのペデスタル水プールの条件に対する粒子化割合を評価した。相関式として，ＭＡＡＰコードで使用されている以下の二つの式を用いて計算を行った。

- Ricou-Spalding の相関式
- Saito の相関式

a) Ricou-Spalding の粒子化相関式[25][34]

Ricou-Spalding の相関式は，空気中へガスジェットを噴出させたエントレインメント実験から得られたもので（実験装置は付図 3-7 参照），周囲の流体（空気）がガスジェットによってエントレインされ（巻き込まれ），ジェット質量流量が距離とともに増加することを相関づけた整理式である。式の検証例を付図 3-8 に示す。

これをメルトジェットのブレークアップに適用するため，周囲の流体（水）がメルトジェットにエントレインされると考え，そのエントレインされた分だけメルトジェットが侵食され粒子化するとして，円柱ジェットのエントレインメント速度（m/s）を，次式で与えている（付図 3-9 参照）。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj}$$

ここで，　E_o：エントレインメント係数
u_{dj}：ジェット速度［m/s］
ρ_{dj}：ジェット密度［kg/m^3］
ρ_w：水密度［kg/m^3］

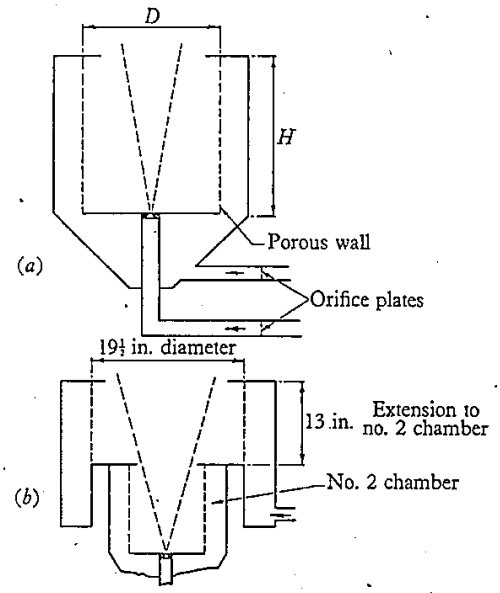


FIGURE 1. (a) Leading dimensions of three chambers.
(b) Dimensions of extension to no. 2 chamber.

	Entrainment chamber		
No.	1	2	3
H in.	8·7	13	3
D in.	5·8	8·9	8·9

付図 3-7　Ricou-Spalding のエントレイメント実験装置[25]

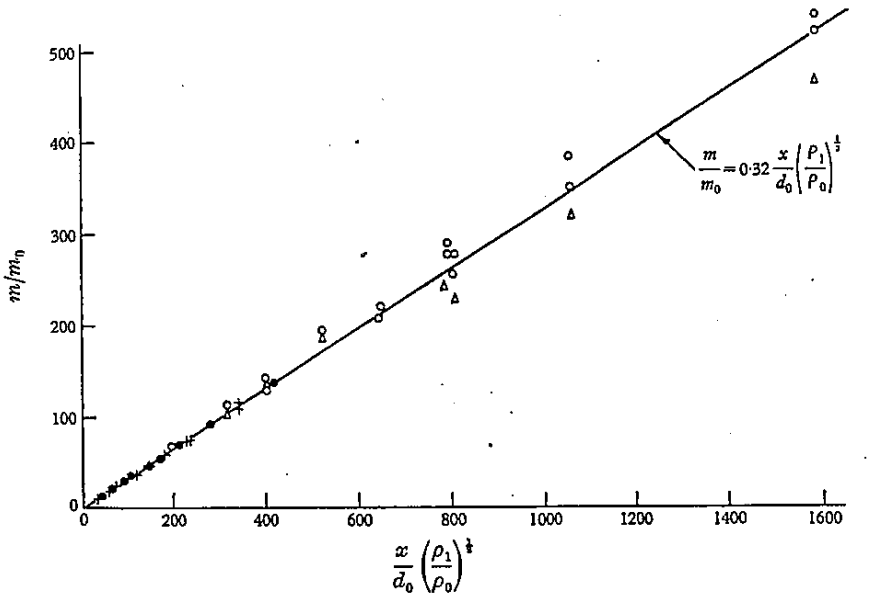


FIGURE 5. Entrainment rate for isothermal jets. Experimental results: (a) ●, air into air; (b) +, propane and carbon dioxide into air; (c), ○, hydrogen into air; (△, entrainment chamber inverted).

付図 3-8　Ricou-Spalding の相関式の検証例[25]

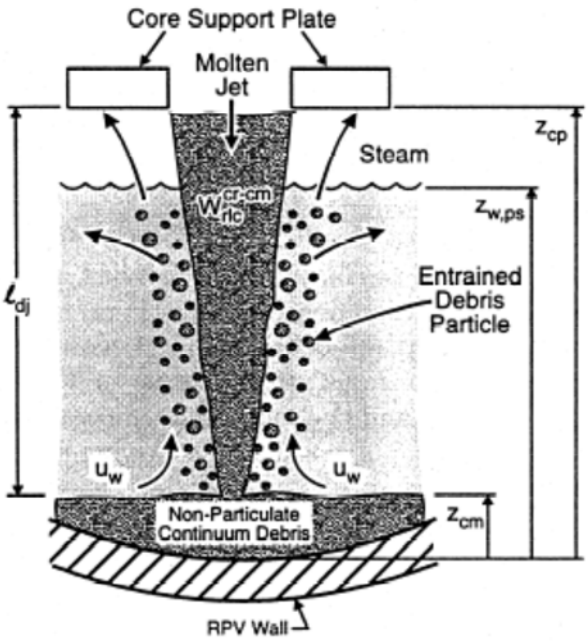


Fig. 3. Molten debris jet breakup and quenching.

付図 3-9　溶融デブリのジェットブレークアップとクエンチの概念[34]

b) Saito の相関式[26]

フレオン 11 あるいは液体窒素の中に高温水ジェットを吹き込む実験により，ジェットのブレークアップ長さに関する相関式を導出している。実験装置を付図 3-10 に示す。実験条件は，ノズル直径５～40mm，ジェット速度 2.5～15m/s である。実験結果は，付図 3-11 にまとめられ，それに基づき下記相関式が導かれた。

$$\frac{\mathrm{L}}{D_j} = 2.1 \times \left(\frac{\rho_j}{\rho_c}\right)^{0.5} \times {F_r}^{0.5}$$

ここで，　F_r：フルード数　$= \frac{V_j^2}{(g \times D_j)}$

L：ジェットのブレークアップ長さ［m］

D_j：ジェット直径［m］

ρ_j：ジェット密度［kg/m^3］

ρ_c：冷却材密度［kg/m^3］

V_j：ジェット速度［m/s］

g　：重力加速度［m/s^2］

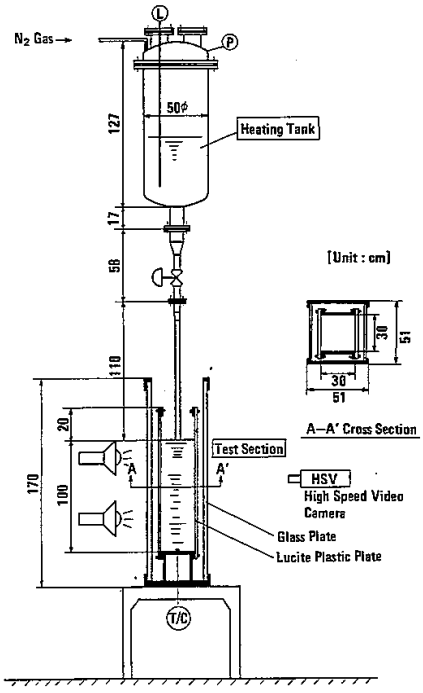


Fig. 1 JET-I experimental facility

付図 3-10　Saito らの実験装置[33]

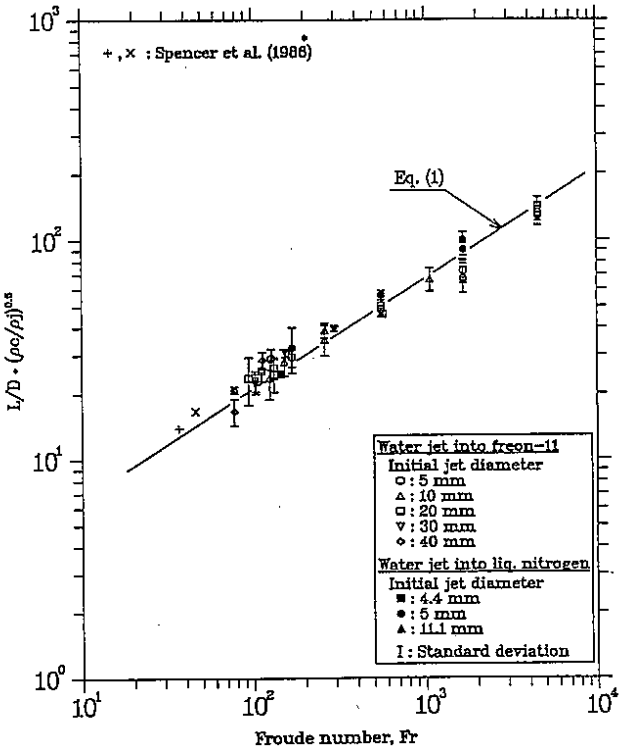


Fig. 8 Expermental correlation for jet mean penetration length

付図 3-11　Saito らの実験結果[33]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

c) 相関式の適用性に関する検討[33]

Ricou-Spalding の相関式は，ガスジェットの空気中でのガス巻き込み現象に基づき作成された相関式であるため，溶融炉心物質ジェットの水中での粒子化現象への適用性の確認のため，ALPHA-MJB 実験，FARO-TERMOS 実験を対象に比較計算された結果を示す。

あわせて Saito の相関式との比較も示す。Saito の相関式ではジェットのブレークアップ長さが与えられるので，ジェットの突入から消滅までジェット径が直線的に減少すると仮定して粒子化割合が求められている。

(a)ALPHA-MJB 実験

水中に鉛－ビスマスの溶融物を落下させた実験であり，密度や速度といった計算条件は付表 3-4 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を付図 3-12 及び付図 3-13 に示す。実験結果は，ジェットブレークアップ長さとして記載されている水深を，粒子化割合 100%として記す。

Ricou-Spalding 相関式における係数 E_0 の値は，ＭＡＡＰ推奨値[redacted]を使用することで，実験結果及び Saito の相関式とよく一致する結果が得られている。

付表 3-4　　ALPHA-MJB 実験の検証解析条件[33]

ケース	溶融物密度 (kg/m^3)	水密度 (kg/m^3)	ジェット径 (m)	ジェット速度 (m/s)
MJB01	10453	958	0.03	3.05
MJB02	↑	↑	0.021	2.86

（補足）溶融物密度は鉛－ビスマス 500K での値を使用

[redacted]

付図 3-12　ALPHA-MJB01 実験結果との比較[33]

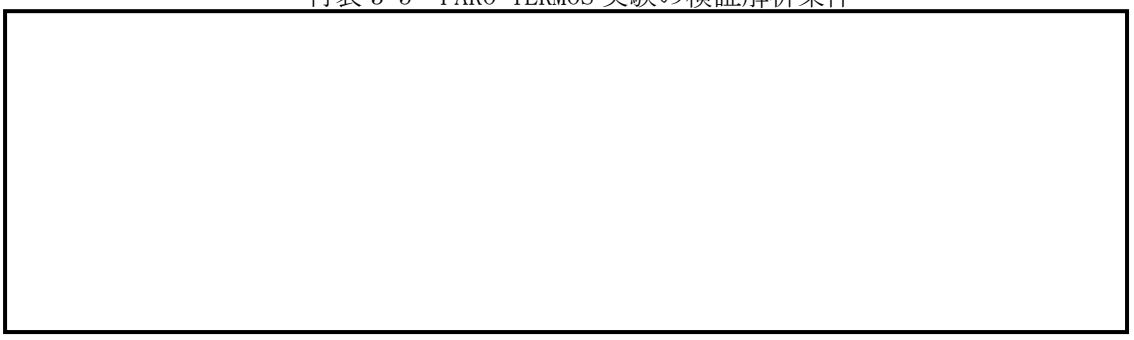
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

付図 3-13　ALPHA-MJB02 実験結果との比較[33]

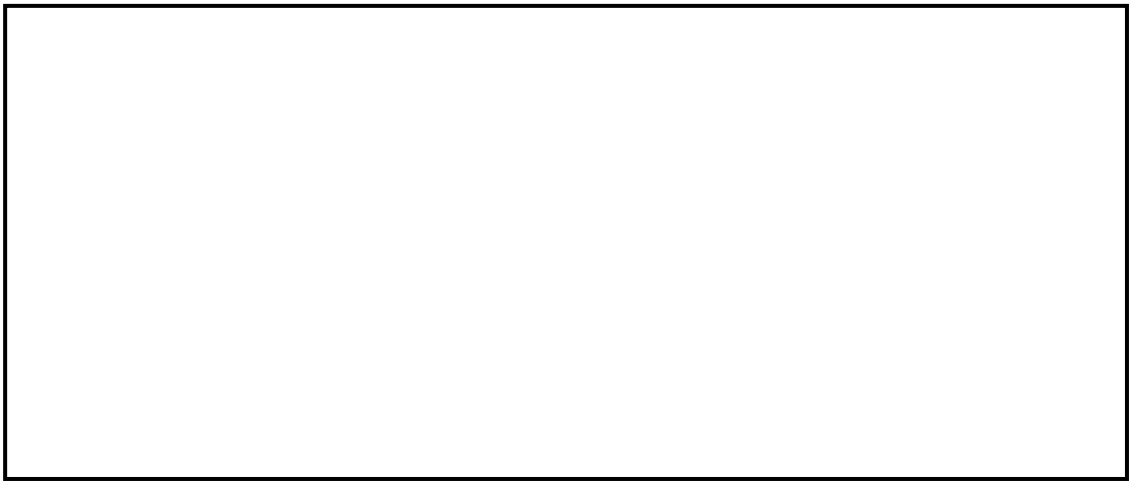
(b)FARO-TERMOS 実験

水中に実機燃料組成を模擬した溶融物を落下させた実験であり，密度，速度等の条件は付表 3-5 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を付図 3-14，付図 3-15，付図 3-16，付図 3-17，付図 3-18 及び付図 3-19 に示す。実験結果は水プール水深に対する粒子化割合として示されている。計算結果は，実験結果とよく合っているか粒子化割合を小さく評価している。なお，Ricou-Spalding 相関式における係数 E_0 の値は[　　]が使用されている。

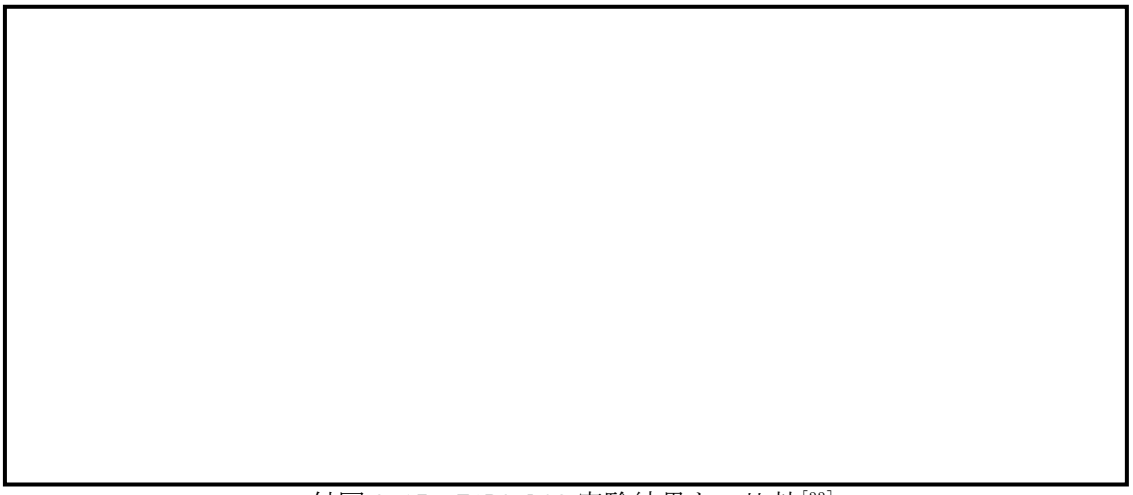
付表 3-5　FARO-TERMOS 実験の検証解析条件 [33]



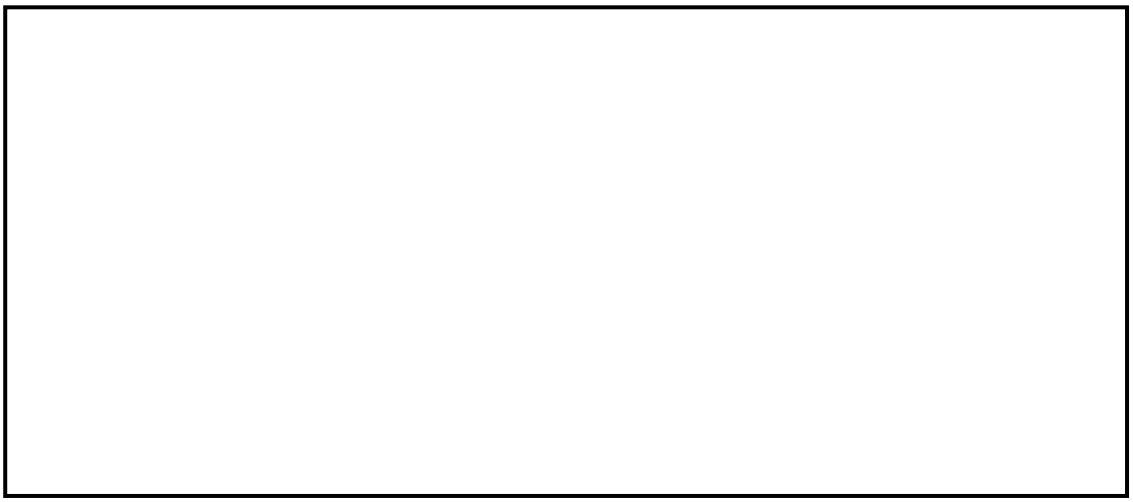
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図 3-14　FARO-L06 実験結果との比較[33]

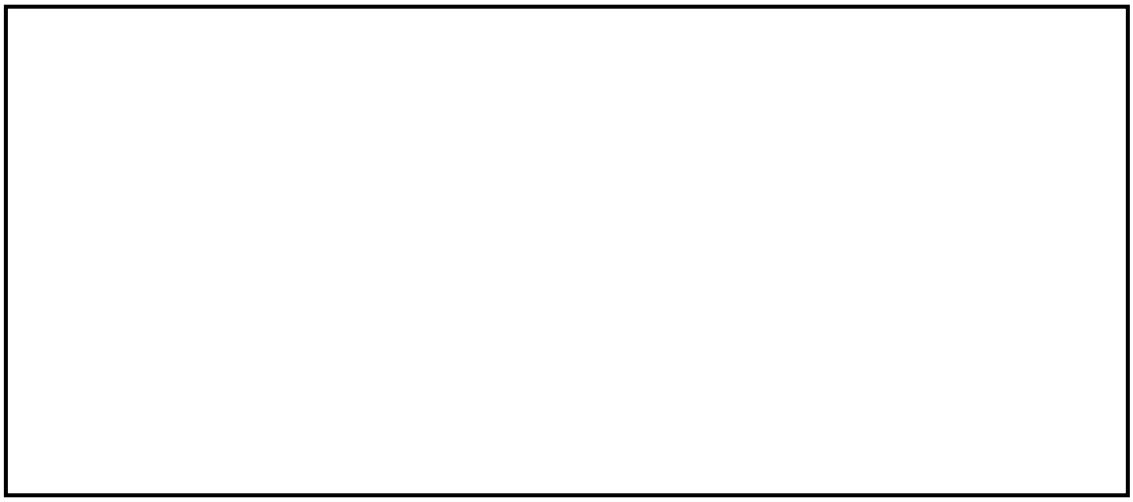


付図 3-15　FARO-L08 実験結果との比較[33]

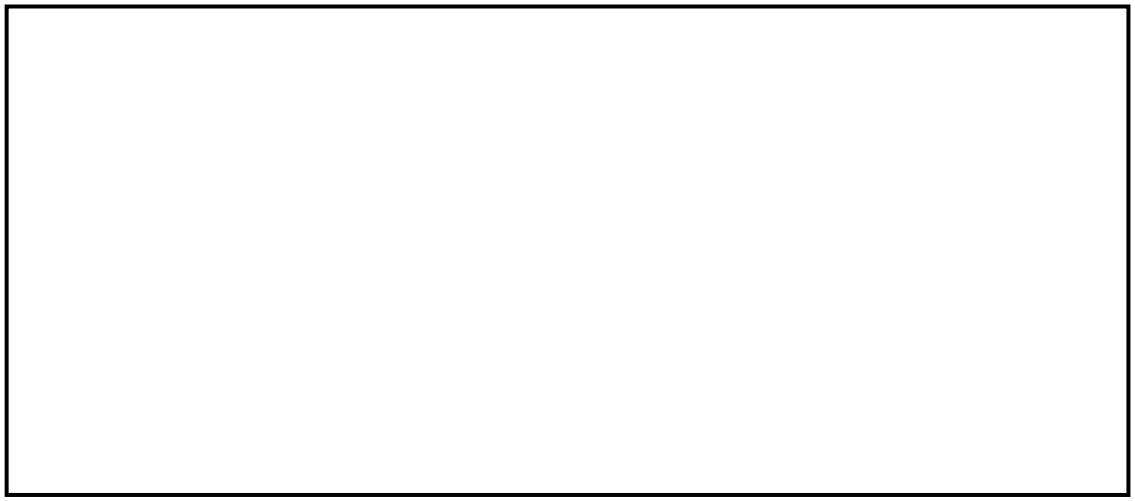


付図 3-16　FARO-L11 実験結果との比較[33]

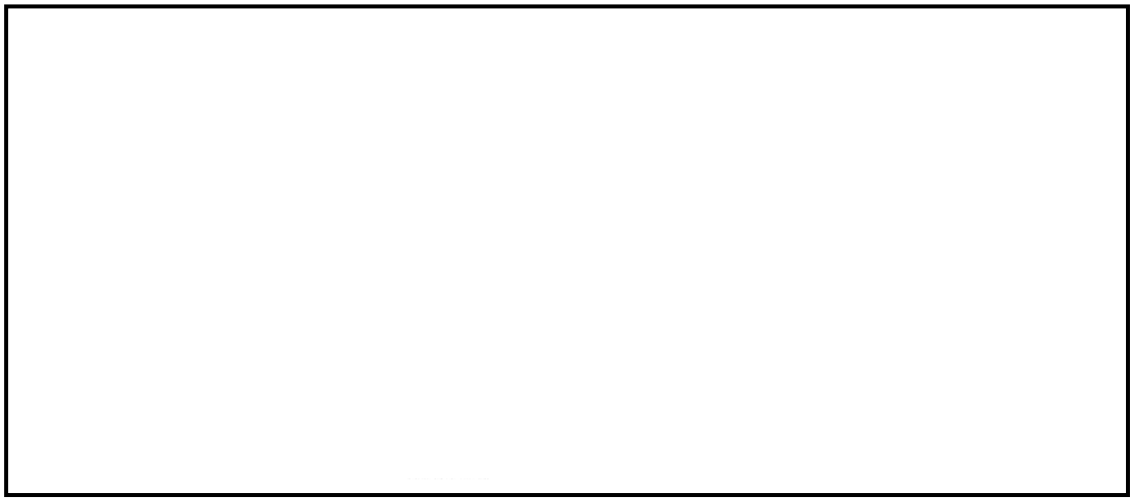
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



付図 3-17　FARO-L14 実験結果との比較[33]



付図 3-18　FARO-L19 実験結果との比較[33]

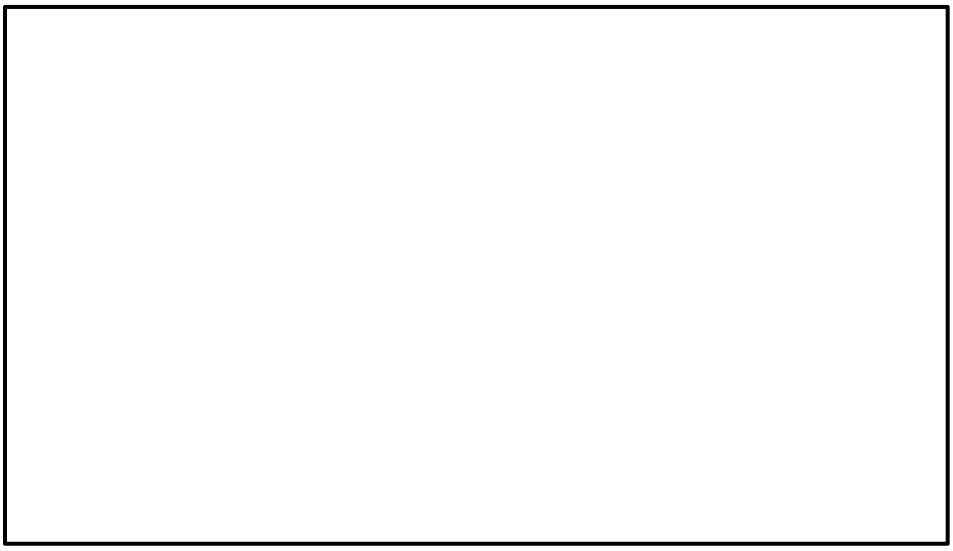


付図 3-19　FARO-L20 実験結果との比較[33]

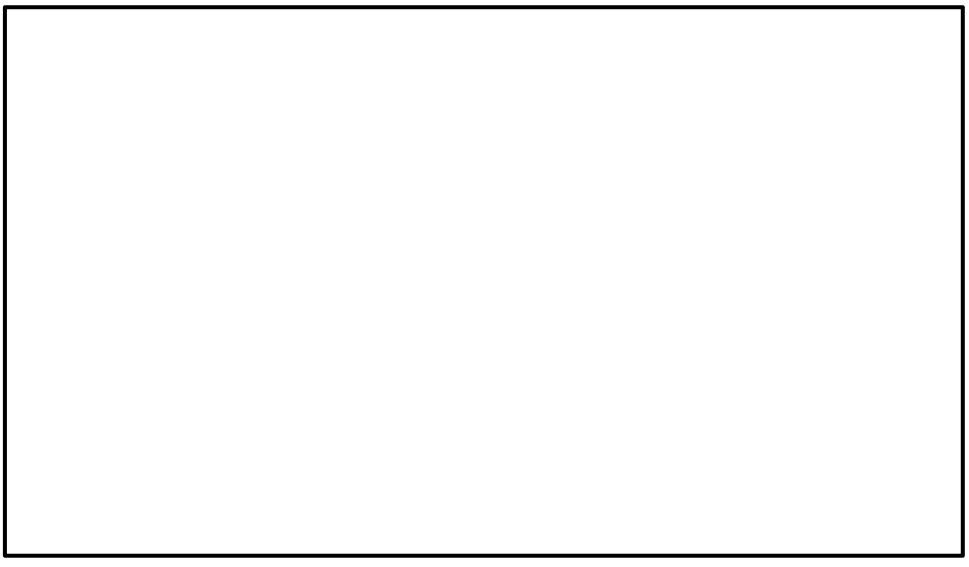
本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

d) 格納容器ペデスタル水張り水深に対する粒子化割合の評価[33]

Ricou-Spalding の相関式及び Saito の相関式に基づき，大気圧飽和状態の水プールを想定し，水深とジェット直径及びジェット速度をパラメータとして粒子化割合を整理されたものを付図 3-20，付図 3-21 及び付図 3-22 に示す。



付図 3-20　Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ[33]



付図 3-21　Saito の相関式による粒子化割合のマップ（Vj=5.0m/s）[33]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

付図 3-22　Saito の相関式による粒子化割合のマップ（Vj=10.0m/s）[33]

付録４　溶融物の拡がり実験

溶融物の拡がり挙動に関して，付表 4-1 に示す実験的研究が実施されている。この中で水が存在する場合の溶融物の拡がりに関する主要な知見について以下に整理する。

付表 4-1　溶融物拡がりに関する主な実験[27]

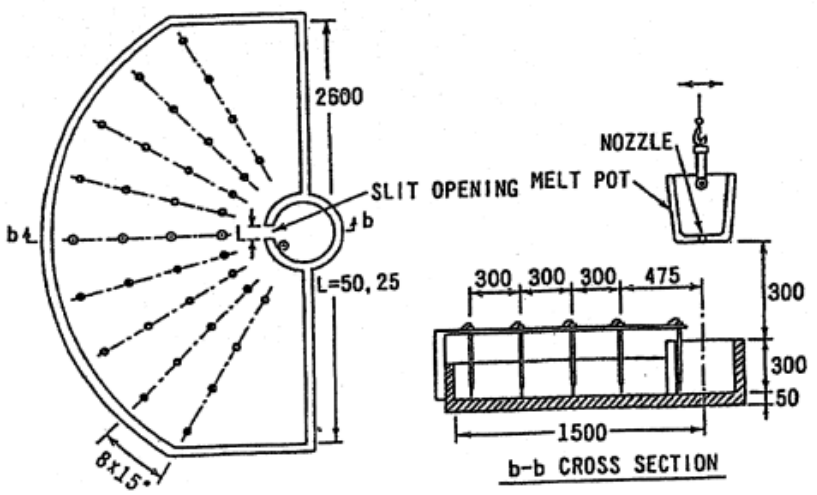
実験名	実施国	拡がり形状	溶融物	その他
BNL[18]	米国	2D	Pb	ドライ，ウエット
SPREAD[19]	日本	1D，2D	ステンレススチール	ドライ，ウエット
CORINE[36]	フランス	2D	グリセロール他	ドライ，ウエット
VULCANO	フランス	2D	コリウム	ドライ
KATS[23]	ドイツ	1D，2D	テルミット	ドライ，ウエット
COMAS	ドイツ	1D，2D	コリウム	ドライ
ISPRA	EU　JRAC	2D	コリウム	ドライ
S3E[27] PULiMS[21]	スウェーデン	1D，2D 2D	模擬物（ウッズメタル等） 模擬物(B_2O_3-WO_3等)	ドライ，ウエット ウエット

(1) Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関する研究[17][18][19][20]

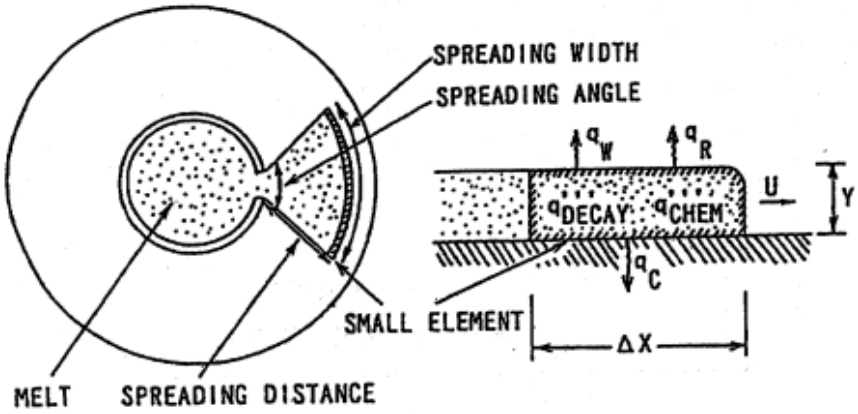
Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関して ROAAM 手法による確率論的評価[17]が行われており，その中で水張り時のデブリの拡がりの評価が行われている。溶融物拡がり挙動解析には，MELTSPREAD コードが使用されている。溶融物の拡がり挙動には，溶融物落下流量，溶融物成分，溶融物過熱度が主に影響するとされている。

米国 BNL では，溶融物として鉛を使用した小規模な拡がり実験を，ドライ条件とウェット条件で行っている[18]。溶融物の過熱度と水深が，デブリ拡がり挙動において重要であること，溶融物の拡がりは，水への熱伝達による溶融物の温度挙動と，溶融物の流体力学的挙動により制限されることが示されている。

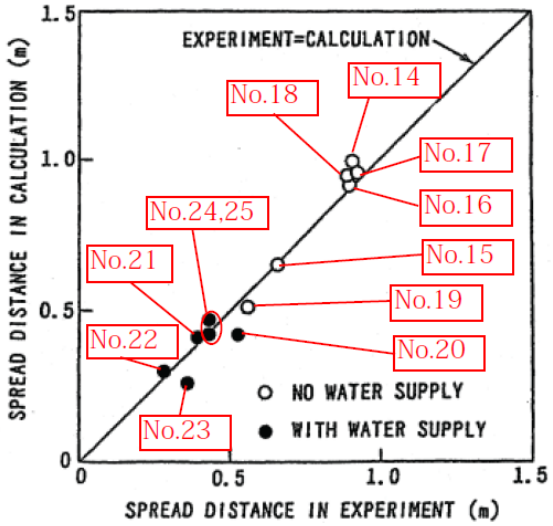
国内ＢＷＲ産業界では，SPREAD 実験[19][20]が実施されている。溶融物として約 2000K に加熱したステンレススチールを用い，溶融物落下流量，水深，溶融物過熱度等を変化させて，格納容器模擬試験体（一次元形状と二次元形状の２種類，二次元形状は付図 4-1 を参照）に放出し，溶融物の拡がり挙動に関する基礎的なデータを収集した。実験条件を付表 4-2 に示す。また，溶融物の拡がりを解析する SPREAD コードが開発されている。溶融物が重力で拡がると仮定し，熱源として崩壊熱及び化学反応を考慮し，床コンクリートや上面の水プールへの伝熱を考慮し，質量，運動量及びエネルギのバランスを解くことにより，溶融物の移動速度と溶融物厚さを求めている。(付図 4-2 参照)このモデルでは，流動限界固相率を超えた時点で流動が停止すると仮定されており，実験データを再現する流動限界固相率として 55%が使用されている。二次元体系に対する実験結果と解析結果の比較を付図 4-3 に示すが，よい一致が示されている。



付図 4-1　　溶融物拡がり実験の試験体（二次元形状）[20]



付図 4-2　　SPREAD コードの概念図 [20]



付図 4-3　　溶融物拡がり距離の実験値と解析値の比較 [20]

付表 4-2　　SPREAD 実験条件 [19]

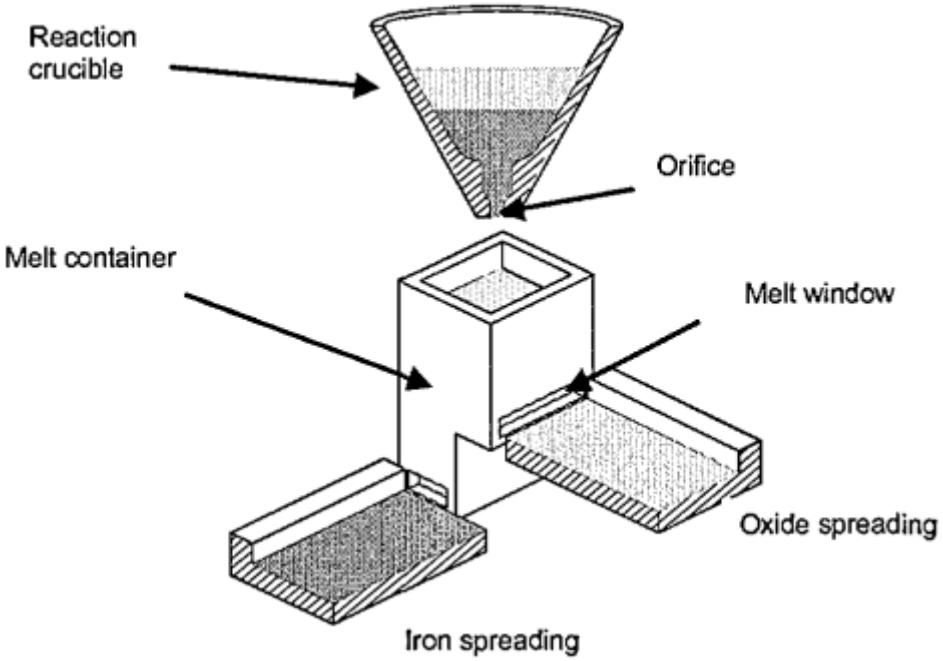
Test No.	Melt Mass (kg)	Super Heat (K)	Slit Width (m)	Floor Material	Nozzle Diam. (mm)	Water Depth (mm)	Water Added Position *
1	95.0	133	0.15	Concrete	70	0	-
2	7.5	77	↑	↑	↑	0	-
3	24.0	149	↑	↑	30	0	-
4	43.0	115	0.05	↑	↑	0	-
5	19.0	110	↑	↑	↑	0	-
6	66.0	107	↑	↑	↑	40	O/C
7	115.0	135	↑	↑	↑	0	-
8	66.0	112	↑	↑	↑	0	-
9	94.2	110	0.025	↑	↑	0	-
10	60.2	86	0.05	MgO	↑	0	-
11	93.4	122	↑	Concrete	↑	40	O/C
12	67.0	115	↑	↑	↑	40	O/C
13	93.1	116	0.025	↑	↑	40	O/C
14	68.1	130	0.05	↑	70	0	-
15	63.6	133	↑	↑	30	0	-
16	116.0	131	↑	↑	↑	0	-
17	106.2	171	↑	↑	↑	0	-
18	108.8	158	↑	↑	↑	0	-
19	61.9	108	0.025	↑	↑	0	-
20	64.0	91	0.05	↑	↑	10	O/C
21	69.1	107	↑	↑	↑	40	O/C
22	65.0	90	↑	↑	↑	70	O/C
23	60.0	94	0.025	↑	↑	40	O/C
24	65.0	125	0.05	↑	↑	40	O/C, I/C
25	63.8	94	↑	↑	↑	Spray	O/C

* O/C: Outside of Cylindrical Region　　I/C: Inside of Cylindrical Region

(2)　EPR コアキャッチャの溶融物拡がりに関わる実験[23][29][30][36]

CEA/DRN/DTP で行われた CORINE 実験[36]では，低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して，水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され，拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（FZK）で実施された KATS 実験[23][29][30]では，溶融物としてテルミット（Al_2O_3 約 150kg，Fe 約 150kg）が使用され，溶融物の放出速度や温度，拡がり形状（1D,2D），床の材質（コンクリート，セラミック，コーティング），水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を付図 4-4 及び付図 4-5 に示す。Al_2O_3 と Fe では密度が異なり成層化するため，溶融物の出口を２箇所設け，最初に Al_2O_3 が放出し，最後に Fe を放出することにより酸化物溶融物の拡がりと金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を付表 4-3 に示す。KATS-10 と KATS-11 の実験条件はほぼ同様であるが，KATS-10 の方は１mm の水張りをしてあり，KATS-11 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を付図 4-6 に示すが，両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は，冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。



付図 4-4　　KATS 実験装置の概要図 [29]

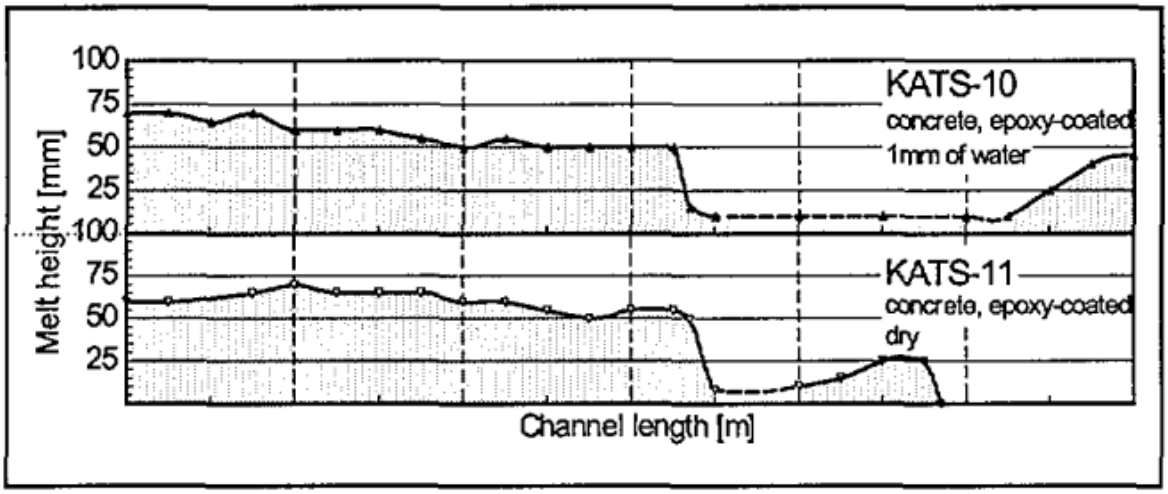
(1D)　　(2D)

付図 4-5　　KATS 実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真[30]

付表 4-3　KATS 実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D 拡がり）[29]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Tempera-ture Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 – 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2→ 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

*) Cordierite (Al_2O_3 37 wt%, SiO_2 52 wt%, MgO 6,5 wt%)

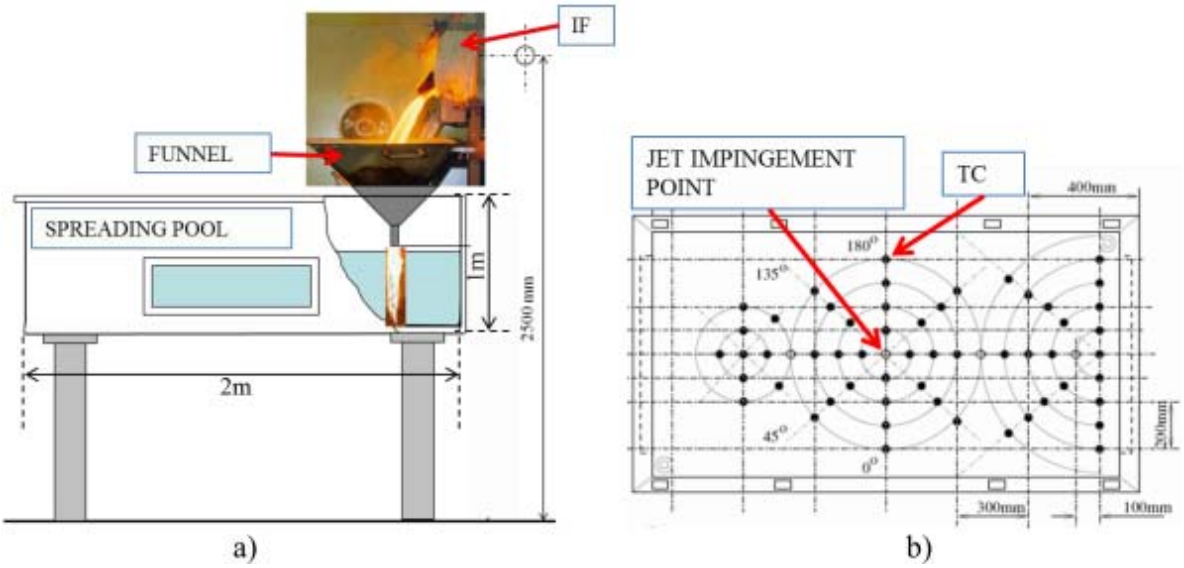


付図 4-6　　KATS 実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）[29]

(3)　KTH の溶融物拡がり研究[21][27]

スウェーデン KTH では，溶融物拡がりの小規模実験として，S3E 実験[27]が行われている。種々の溶融物と冷却材の組合せ（例　ウッズメタルー水，塩（$NaNO_3$-KNO_3）ーパラフィン）で溶融物温度，溶融物流量等をパラメータに，溶融物の拡がり挙動に関するデータが取られている。溶融物が冷却される過程において，低密度の多孔質の層が形成される結果が得られており，溶融物の流れにより，この多孔質層が持ち上げられ，流量（慣性力）によって決定される距離まで拡がる挙動を示した。

また，水中での溶融物拡がり挙動を調べる PULiMS 実験[21]が実施されている。この実験では，浅い水プール（水深 20cm）へ溶融した Bi_2O_3-WO_3 合金を流入させ，その拡がり挙動が観察された。実験装置を付図 4-7 に示し，実験条件を付表 4-4 に示す。水中へ流入した溶融物の拡がりの様子を付図 4-8 に示す。また，固化したデブリ層の性状を付図 4-9 に示す。固化したデブリ層は３層を形成し，デブリ層下面とコンクリートは密着せずギャップが存在しており，水又は蒸気が存在していた可能性がある。３層の最下層は薄い 1.5-２mm のケーキ（クラスト）層で空隙はなく，中間層は割れ目や細長い孔が含まれている。最上部は不規則な構造で高多孔性である。

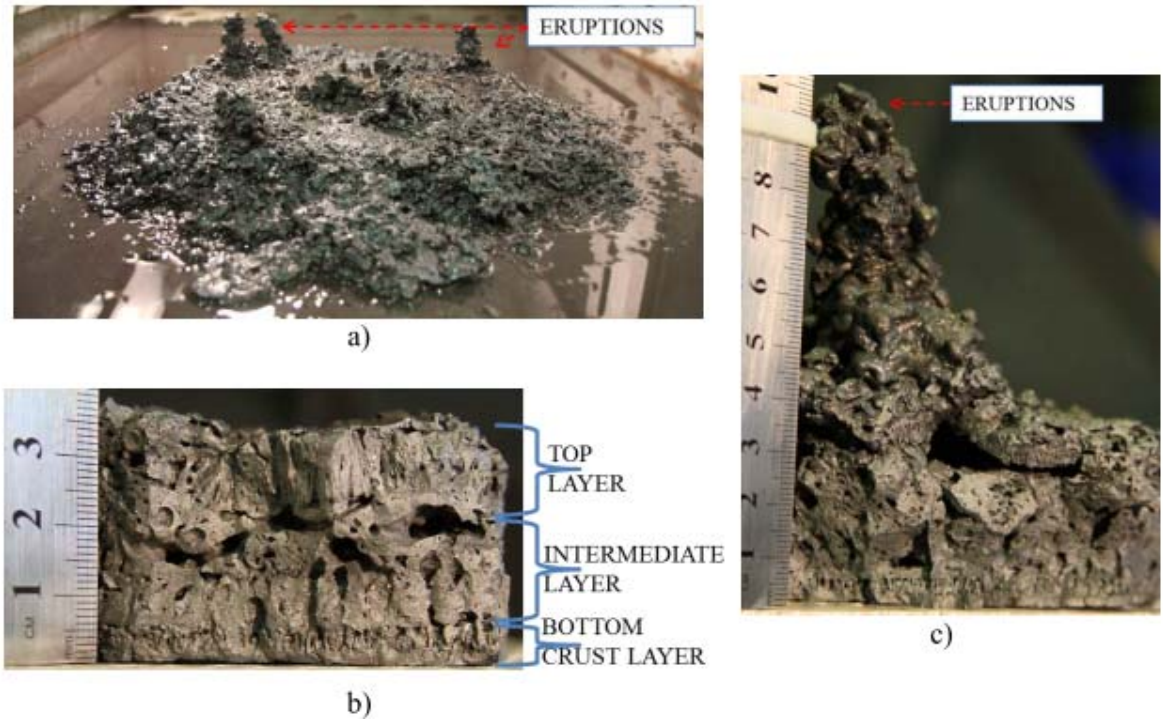


付図 4-7　　PULiMS 実験装置の概要図[21]

付表 4-4　PULiMS 実験条件 [21]

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi_2O_3-WO_3	B_2O_3-CaO	Bi_2O_3-WO_3	Bi_2O_3-WO_3	ZrO_2-WO_3
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T_{sol}, °C	870	1027	870	870	1231
T_{liq}, °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

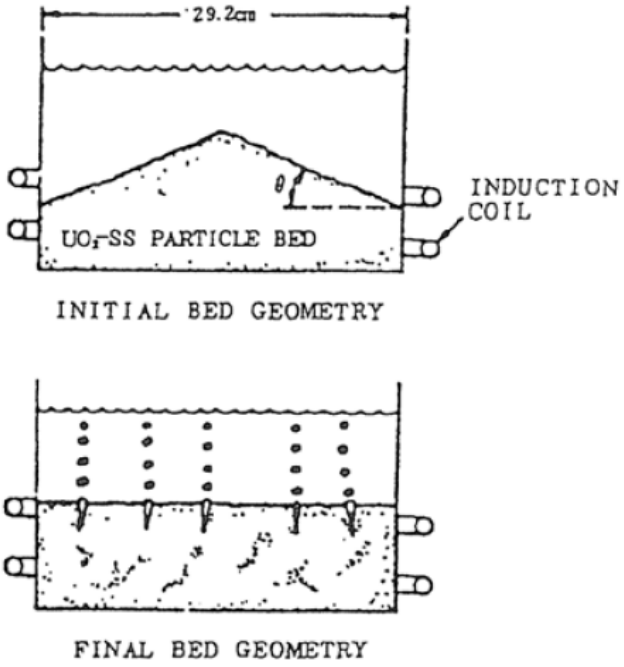
付図 4-8　　PULiMS 実験 E4 ケースの溶融物拡がり挙動のスナップ写真 [21]



付図 4-9　　PULiMS-E4 実験の固化デブリの性状写真 [21]

(4)　粒子状ベッドの拡がり[22]

ANL では，水プール中に不均質に堆積させたデブリベッドが，内部の沸騰により均一化する様子を確認するため，水プール中に UO_2 ，SUS，Cu の 0.2～１㎜程度の粒子ベッドを非均一の厚さに堆積させ，誘導加熱により崩壊熱発生を模擬させた実験[22]を行っている。付図 4-10 に粒子ベッド厚さの均一化の概念図を示す。非均一の厚さに堆積した粒子ベッドは，誘導加熱により粒子ベッド内に沸騰が生じ，粒子が吹き上げられて再堆積する過程で厚さが均一化し，均一化に要した時間は２～３分程度であると報告されている。



付図 4-10　セルフレベリング実験におけるデブリベッドの均一化の概念図 [22]

(5)　溶融物の拡がり解析[20][27][28][39][40]

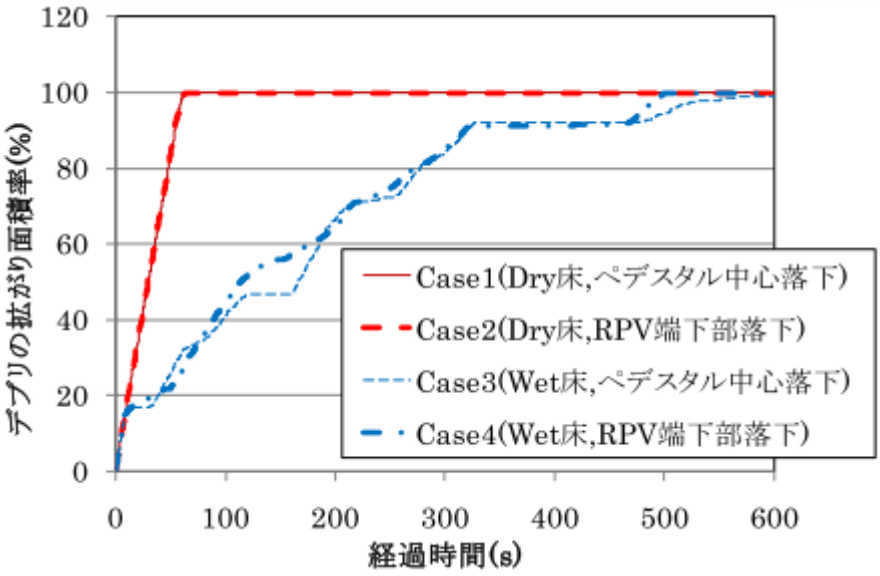
溶融物の拡がり挙動の解析のために，種々の解析コードが提案されている。主要なものを付表 4-5 に示す。これらの解析コードは，実験データを元に検証が行われている。また，実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案も行われている。[20][27][28]

付表 4-5　溶融物拡がり挙動の主な解析コード[27]

Code	Country	Model characteristics
CORFLOW *	Germany	2D - mechanistic
CROCO	France	Simplified (ISPN)
LAVA *	Japan	2D - Bingham fluid
MELTSPREAD *	USA	1D - complex physics and chemistry
MECO	Germany	Mechanistic (Ruhr Univ.)
RASPLAV / SPREAD	Russia	2D - hydrodynamic
SPREAD	Japan	simplified
THEMA *	France	phenomenological (CEA/DRN)
Footnote	* Code receiving International recognition	

a)　三次元溶融物拡がり解析例

溶融物の拡がり挙動を三次元で評価した例もある。付図 4-11 に示すとおり過酷事故解析コードＳＡＭＰＳＯＮのデブリ拡がりモジュール(DSA)[39]を使用して，ＡＢＷＲの格納容器ペデスタル上におけるデブリ拡がり評価を実施している[40]。床面に 200mm の水位がある条件（Wet 床条件)で，制御棒駆動機構ハウジング１本の破損を想定して、全炉心相当の溶融炉心がペデスタル（半径約 5.3m）へ落下する場合の溶融炉心の床上の拡がり面積を評価している。床面に水が存在する場合でも，溶融炉心は落下位置に依らずペデスタルのほぼ全面に拡がり，最終的な堆積高さは 400～500mm 程度となる結果を得ている。



付図 4-11　ＡＢＷＲを対象にした三次元溶融炉心拡がり評価結果例（ＳＡＭＰＳＯＮコード）[40]

b) スケーリング則を用いた溶融物拡がり相関式

(3)に示した PULiMS 実験の結果を元に，水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている[28]。これは，障害物のない水平な床面に落下した溶融物の拡がり停止後の平均厚さや拡がり距離を求める相関式である。一般的に，溶融物の拡がり挙動は，溶融物の堆積高さに対応した重力による拡がりと，溶融物冷却に伴う粘性増加による流動性低下の競合する二つのプロセスにより支配される。(付図 4-12 参照)

スケーリング則では，競合する二つのプロセスの時間スケールとして，流体力学的拡がり時間 τ_{conv} を，拡がり停止後の平均厚さ δ_v に達するまでの時間と定義し，固化時間 τ_{solid} を，溶融物が冷却され固化するまでの時間と定義し，これらの時間の比を，拡がりの無次元時間スケール T ($=\tau_{conv}/\tau_{solid}$) と定義している。また，拡がり停止後の平均厚さ δ_v と表面張力とのバランスで決まる厚さ δ_{cap} の比を，無次元長さスケール L ($=\delta_v/\delta_{cap}$) と定義している。

障害物のない水平な床を想定し，落下した溶融物が軸対称に拡がると仮定すると，無次元長さスケール L は，無次元時間スケール T を用いて(1)式で表されるとしている。添え字の i は 慣性力支配流れの値を示し，v は粘性力支配流れの値を示している。

$$L_v = C_v \cdot T^{1/2} \cdot N^{1/2} \qquad (1)$$

また，拡がり距離$\mathrm{r}(t)$ と拡がり時間 t の関係は，以下のように表されるとしている。

慣性力支配流れの場合　$r_i(t) = \beta_i \cdot t^{3/4}$　(2)

粘性力支配流れの場合　$r_v(t) = \beta_v \cdot t^{1/2}$　(3)

ここで,

δ_{cap}：表面張力とバランスする厚さ（$=2\sqrt{\sigma/\rho_m g'}$）

C_v：比例定数。PULiMS 実験より，C_v=1.30 が得られている。

N: 粘性因子（$=\frac{\tau_{conv,v}}{\tau_{conv,i}}\cdot\frac{\delta_v}{\delta_{cap}}$）

β：拡がり係数　　$\beta_i=0.84(g'G)^{1/4}$　，　$\beta_v=0.67\left(\frac{g'G^3}{v}\right)^{1/8}$

τ_{solid}：デブリ固化特性時間(s)　$\left(=\delta_{cap}\cdot\rho_m\cdot\frac{C_{p,m}\cdot\Delta T_{sup}+\eta\cdot H_f}{q''_{up}+q''_{dn}-q_v\cdot\delta_{cap}}\right)$

ΔT_{sup}：デブリ過熱度(K)，$C_{p,m}$：デブリ比熱(J/kg/K)

q''_{up}：デブリ上面の熱流束（放射及び対流熱伝達）(W/m^2)

q''_{dn}：デブリ下面の熱流束(対流熱伝達) (W/m^2)

q_v：単位体積当たりの崩壊熱(W/m^3)

H_f：デブリの溶融潜熱(J/kg)，η：流動停止までの有効潜熱割合(-)

σ：デブリ表面張力(N/m)，ρ_m：デブリ密度(kg/m^3)，ρ_w：水の密度(kg/m^3)

g：重力加速度(m/s^2)，v：デブリの動粘性係数（m^2/s)

g'：水中における重力加速度の補正　$(=g(\rho_m-\rho_w)/\rho_m)$ (m/s^2)

V_{tot}：デブリ体積(m^3) $\left(=\frac{m(1-f_m)}{\rho_m}\right)$，　m：デブリ質量(kg)

G：エントレインされなかった連続体デブリの体積流量(m^3/s)（$=\frac{V_{tot}}{t_{rel}}$）

t_{rel}：原子炉圧力容器からの溶融炉心放出時間(s)

f_m：デブリ落下時のエントレイン割合(-)

ρ'_m：有効デブリ密度(kg/m^3)　$(=\rho_m(1-\varepsilon_m))$，$\varepsilon_m$：デブリボイド分率(-)

(1)式は，拡がり停止時のデブリ平均厚さが，無次元時間スケール（＝溶融物の拡がり時間／固化時間）の平方根に比例することを意味しており，溶融物の拡がりが遅いほど，固化するまでの時間が短いほど，無次元時間は大きくなり，結果として，拡がり停止時の平均厚さが大きく，拡がり面積は小さくなる傾向を示している。逆に，溶融物の拡がりが早いほど，固化までの時間が長いほど，無次元時間は小さくなり，平均厚さが薄くなり，拡がり距離は大きくなる。このスケーリング則について，PULiMS 実験との比較が行われており，付図 4-13 に，実験結果とスケーリング則による評価との比較を示すが，概ね一致している結果が得られている。

上記のスケーリング則の式より，$\tau_{conv,v}$及びNは次式のように得られる。

$$\tau_{conv,v}=\left(\frac{V_{tot}\cdot\tau_{solid}^{1/2}}{\pi\cdot\beta_v^2\cdot\delta_{cap}\cdot C_v\cdot N^{1/2}}\right)^{2/3} \qquad (4)$$

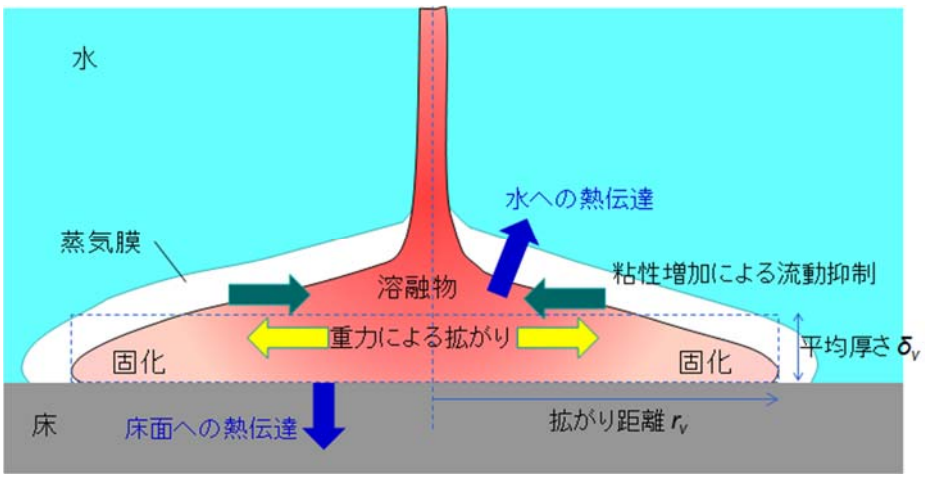
$$N = \left(\frac{V_{tot}}{\pi\delta_{cap}}\right)^{1/3} \frac{{\beta_i}^{4/3}}{{\beta_v}^2} \quad (5)$$

(4)式及び(5)式により$\tau_{conv,v}$が求まり，次式で拡がり距離が得られる。

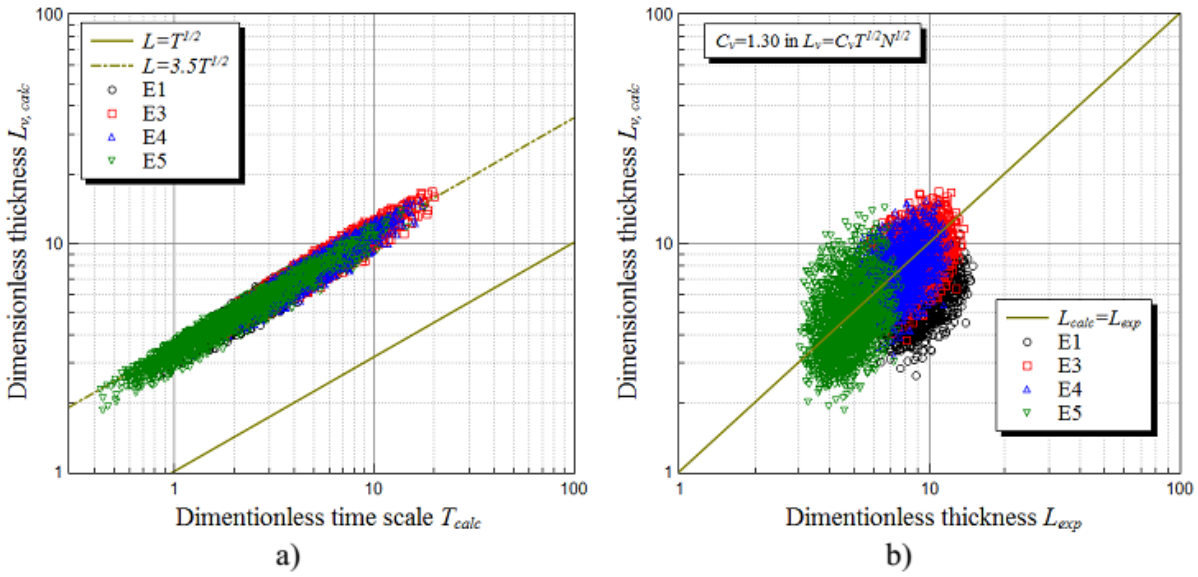
$$r_v(\tau_{conv,v}) = \beta_v \cdot {\tau_{conv,v}}^{1/2} \quad (6)$$

ＢＷＲの溶融物条件（付表 4-6 参照）を用いて，上記の PULiMS スケーリング則を適用し，(6)式により溶融物の拡がり半径を評価した。付図 4-14 に評価結果を示す。制御棒駆動機構ハウジング破損時の溶融物落下質量速度である約 8500kg/s の場合，約 18m の拡がり半径を得る。溶融物質量を減らして落下質量速度を減らすと，拡がり距離は減少するが，ＢＷＲ条件の落下質量速度の 1/10 にしても，まだ，ペデスタル半径（Mark-Ⅰ改の場合約 3.2m）を超えた拡がり半径を得る。

したがって，PULiMS スケーリング則を適用しても，ＢＷＲの溶融物条件では，溶融物はペデスタル床全面に拡がる結果となる。



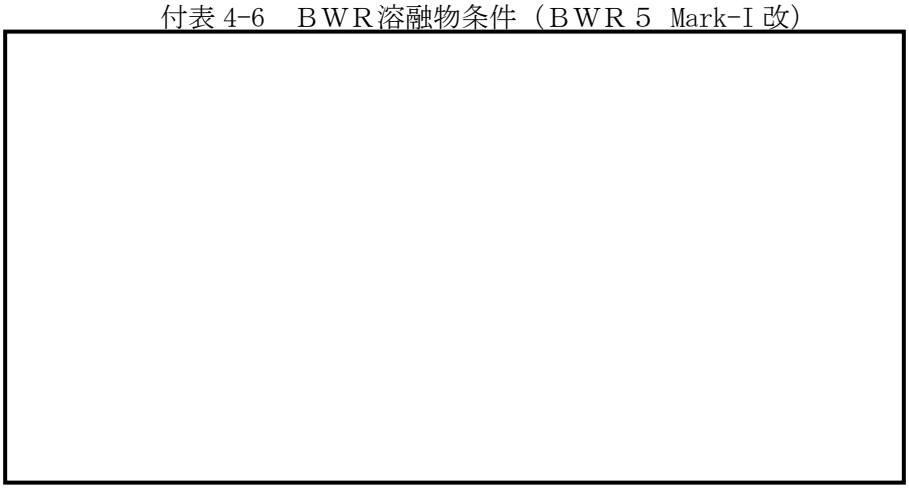
付図 4-12　溶融炉心の拡がりに関わる熱伝達及び流体力学的な力を示す模式図

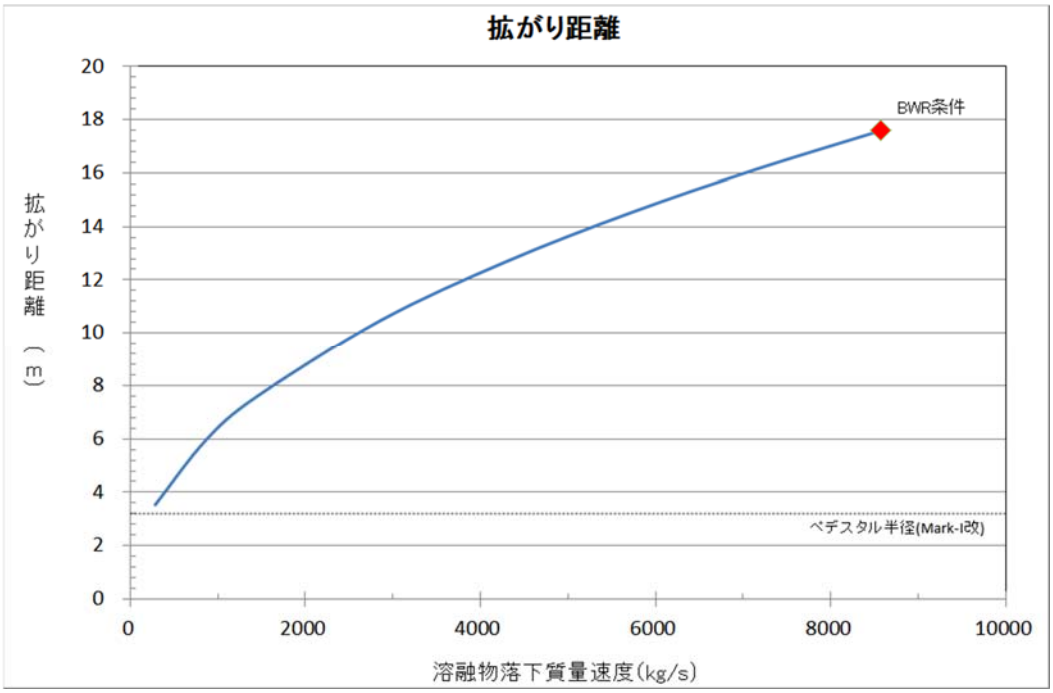


付図 4-13　PULiMS 実験を対象にしたスケーリング則による評価と実験結果の比較[28]

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

付表 4-6　ＢＷＲ溶融物条件（ＢＷＲ５ Mark-Ⅰ改）



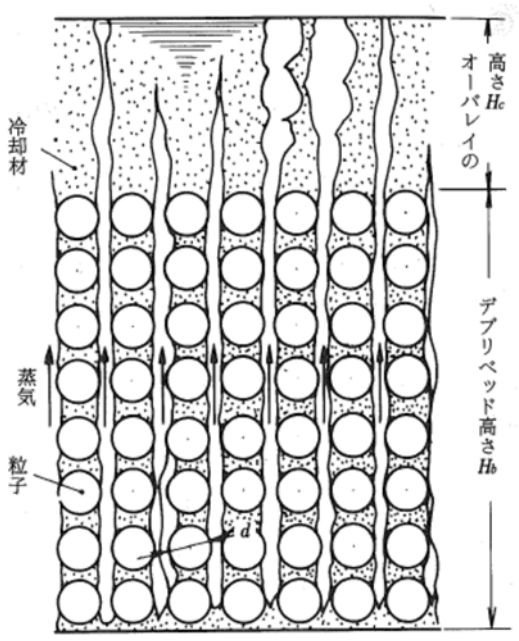


付図 4-14　　溶融物落下質量速度と拡がり距離の関係（PULiMS スケーリング則適用）

付録５　粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル

粒子状ベッドの冷却性については，高速増殖炉の炉心損傷事故の評価において重要な評価となることから，従来から多くの実験的及び解析的研究が行われてきている[32]。また，ＴＭＩ－２事故以降は，軽水炉を対象とした研究も進められている。

デブリベッド冷却に関する研究の主要な焦点の一つは，デブリベッドの冷却限界が，崩壊熱を上回るかどうかであり，判断基準のパラメータはデブリベッドのドライアウト熱流束と考えられている。発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流がデブリベッド内で形成される。粒子状デブリベッドの流動状態の模式図を付図 5-1 に示す。崩壊熱が高いと，局所的にデブリベッド内でドライアウトが生じ，デブリベッドの温度が急激に高くなる。この時の熱流束がドライアウト熱流束となる。粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束は，種々の実験が行われ，種々の相関式が提案されている。その中でも Lipinski 0-D モデル[24]（次頁参照）は，小さい粒径から大きい粒径まで適用可能とされており，広く使われている。ＭＡＡＰコード内でも圧力容器下部プレナムの粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは，ドライアウト熱流束は，主に粒子径，ポロシティ，堆積高さ，圧力に依存する。



付図 5-1　粒子状デブリベッドの流動状態の模式図[32]

c．Lipinskiの0-Dモデル[11]

Lipinskiは多孔質の対向二相流の気液各相で，層流及び乱流に適用できる運動量の式を，連続の式，エネルギの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \qquad \cdots(8.14)$$

運動量の式（気相）

$$\rho_v U_v^2/\eta\eta_v + \mu_v U_v/\kappa\kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v/H_b \cdots(8.15)$$

運動量の式（液相）

$$-\rho_l U_l^2/\eta\eta_l - \mu_l U_l/\kappa\kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l/H_b \cdots(8.16)$$

エネルギ式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \qquad \cdots(8.17)$$

圧力の釣合[15][16]

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\varepsilon/5\kappa)^{1/2} \qquad \cdots(8.18)$$

ここで，

U：見掛け流速

κ：層流での浸透率

η：乱流での浸透率

κ_v, κ_l, η_v, η_l：各々層流及び乱流での気液の比浸透率（無次元）

でデブリベッド内の平均液体存在割合 s の関数で，以下のように表わしている[15]。

$$\kappa = (d^2/180)\varepsilon^3/(1-\varepsilon)^2$$

$$\eta = (d/1.75)\varepsilon^3/(1-\varepsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

上述の関係を用いると，式(8.14)～式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q（$=\dot{Q}H_b$）は下式で与えられる。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \left[\{1 + (u_2/u_1)^2\}^{1/2} - 1 \right] \cdots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\varepsilon)}{1.75\,d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} \Big/ \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\varepsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\varepsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\varepsilon)}{\varepsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} \Big/ \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は，式(8.19)が s（$0 \leqq s \leqq 1$）に関して極大値をとる条件として求まる。

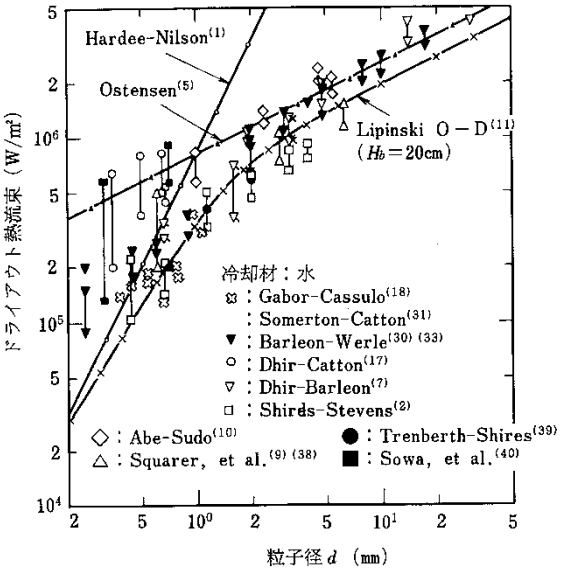


図8・6　冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

参考文献:

[1] （財）原子力発電技術機構（NUPEC），「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する 総括報告書」（2003）

[2] EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety,Revision 1, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, 1022186 (2010).

[3] B.R.Sehgal, et al., “ACE Project Phases C & D : ACE/MCCI and MACE Tests,” Proceedings of the U.S. Nuclear Regulatory Commission, 19th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0119, Vol.2 (1991).

[4] E.R.Copus, at al.,“Sustained Uranium-Concrete Interactions (SURC)”, Reactor Safety Research Semiannual Report, NUREG/CR-4805 (1986).

[5] G.A.Greene, R.A.Bari,” ISP-24 International Standard Problem No 24, SURC-4 Experiment On Core-Concrete Interactions, Final Workshop Summary Report,” CSNI Report No 155, Volume 2 (1989).

[6] H.Alsmeyer, et al.,” BETA experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete interaction,” Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).

[7] R.E.Blose, et al.,“SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727 (1987).

[8] R.E.Blose, et al.,“Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test,” NUREG/CR-5907 (1993).

[9] M.T.Farmer, et al., ″Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments,″ OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).

[10] M.T.Farmer, et al.,” Corium Coolability under Ex-Vessel Accident Conditions for LWRs,” Nuc. Eng. and Technol., 41, 5 (2009).

[11] H.Nagasaka, et al.,“COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests,” OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).

[12] M.T.Farmer, et al.,“OECD MCCI Project Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR06 (2006).

[13] M.T.Farmer, et al.,“OECD MCCI-2 Project Final Report,” OECD/MCCI-2010-TR07 (2010).

[14] D.Magallon,” Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments,” Nucl. Eng.Design, 236 1998-2009 (2006).

[15] M. Kato, H. Nagasaka, et al.,“COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions,” JAERI-Conf 2000-015 (2000).

[16] A. Karbojian, et al.," A scoping study of debris bed formation in the DEFOR test facility," Nucl. Eng. Design 239 1653-1659, (2009).

[17] T.G.Theofanous, et al.,"The Probability of Liner Failure in a Mark-I Containment," NUREG/CR-5423,(1991).

[18] G.A.Greene, et al., "Experimental Studies on Melt Spreading, Bubbling Heat Transfer and Coolant Layer Boiling," Proceedings of 16th Water Reactor Safety Information Meeting, NUREG/CP-0096, pp.341-358 (1988).

[19] H.Suzuki, et al., "Fundamental Experiment and Analysis for Melt Spreading on Concrete Floor," Proceedings of 2nd ASME/JSME Nuclear Engineering Conference, Vol. 1, pp. 403-407 (1993).

[20] (社) 日本原子力学会, シビアアクシデント熱流動現象評価 (2001)

[21] A.Konovalenko, et al.,"Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction," Proceedings of NUTHOS-9, N9P0303, Taiwan (2012).

[22] J. D. Gabor, L. Baker, Jr., and J. C. Cassulo, (ANL), "Studies on Heat Removal and Bed Leveling of Induction-heated Materials Simulating Fuel Debris," SAND76-9008 (1976).

[23] Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10,Karlsruhe, Germany (1992).

[24] R.J.Lipinski,"A Model for Boiling and Dryout in Particle Beds," NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).

[25] F.P.Ricou, D.B.Spalding, "Measurements of Entrainment by Axisymmetrical Turbulent Jets," Journal of Fluid Mechanics, Vol.11, pp.21-32 (1961).

[26] M.Saito, K.Sato, S.Imahori," Experimental Study on Penetration Behaviors of Water Jet into Freon-11 and Liquid Nitrogen," ANS Proc. of National Heat Transfer Conference, Houston, Texas, USA, (1988).

[27] T.N.Dinh, et al.," Core Melt Spreading on a Reactor Containment Floor," Progress in Nuclear Energy, Vol. 36, No. 4, pp.405-468 (2000).

[28] A.Konovalenko, P.Kudinov," Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water," Proceedings of NUTHOS-9, N9P0302, Taiwan (2012).

[29] B.Eppinger, et al., "KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept," FzK, Karlsruhe,Germany.

[30] B.Eppinger, et al., " Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17," FZKA 6589 (2001).

[31] I.Lindholm, "A Review of Dryout Heat Fluxes and Coolability of Particle Beds," SKI Report 02:17 (2002).

[32] 日本機械学会編,「沸騰熱伝達と冷却: 第 8 章　デブリベッドの冷却」, 日本工業出版, 平成元年

[33] (財) 原子力安全研究協会,「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
付録 7-4 溶融炉心の粒子化割合, 付録 7-5 粒子状物質ベッドの冷却性
付録 7-6 粒子状物質の粒子径

[34] EPRI/FAI, MAAP4 Computer Code Manual (2007).

[35] Q.Zhou, et al.,” Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series,” Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA,(2014).

[36] J.M.Veteau and R.Wittmaack.,″CORINE Experiments and Theoretical Modeling,″ Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp.271-285 (1996).

[37] R.K.Cole, et al.,” CORCON-Mod2: A Computer Program for Analysis of Molten Core-Concrete Interactions,” NUREG/CR-3920,SAND84-1246, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM (1984).

[38] 独立行政法人原子力安全基盤機構,「平成１７年度　原子炉施設のアクシデントマネージメントに係る知識ベースの整備に関する報告書 ＝環境への影響緩和（デブリ冷却）＝」, 06 基シ報-0003, 平成１８年７月

[39] M.Hidaka, et al.,” Verification for Flow Analysis Capability in the Model of Three-Dimensional Natural Convection with Simultaneous Spreading, Melting and Solidification for the Debris Coolability Analysis Module in the Severe Accident Analysis Code ‘SAMPSON’, (II),” Journal of NUCLEAR SCIENCE and TECHNOLOGY, Vol. 39, No. 5, p. 520-530 (2002).

[40] 中島 他, SAMPSON コードによる ABWR 格納容器ペデスタル上の炉心デブリの３次元拡がり評価, 日本原子力学会「2013 年秋の大会」,H12, 2013 年 9 月

[41] M.T.Farmer, et al., “OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report,” OECD/MCCI-2005-TR05 (2006).

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

第６部　ＡＰＥＸ

目次

－　ＡＰＥＸ　－

1. はじめに　…… 6-4

2. 重要現象の特定　…… 6-5

2.1　事故シーケンスと評価指標　…… 6-5

2.2　ランクの定義　…… 6-6

2.3　物理現象に対するランク付け　…… 6-7

3. 解析モデルについて　…… 6-16

3.1　コード概要　…… 6-16

3.2　重要現象に対する解析モデル　…… 6-18

3.3　解析モデル　…… 6-19

3.4　入出力　…… 6-45

4.　妥当性確認　…… 6-49

4.1　重要現象に対する妥当性確認方法…… 6-49

4.2　SPERT-ⅢE 炉心実験との比較　…… 6-54

4.3　実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式との比較… 6-59

4.4　MISTRAL 臨界試験との比較　…… 6-63

4.5　ＢＷＲ実機での制御棒価値測定試験との比較　…… 6-68

4.6　実機解析への適用性　…… 6-72

5. 有効性評価への適用性 …… 6-73

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）…… 6-73

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）…… 6-83

6. 参考文献 …… 6-86

添付１ 入力項目リスト…… 6-87

添付２ 二次元（RZ）モデルの適用性…… 6-88

添付３ 検出器モデル…… 6-91

添付４ 二次元（RZ）体系への縮約に伴う不確かさの影響評価…… 6-103

1.　はじめに

本資料は，運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策に関する有効性評価（以下「有効性評価」という。）に適用するコードのうち，ＡＰＥＸコードについて，以下に関してまとめたものである。なお，ここでいうＡＰＥＸコードは，炉心動特性解析を行う APEX Ver.1（以下「ＡＰＥＸ」という。）と，単チャンネル熱水力解析を行う SCAT（RIA 用）Ver.2（以下「ＳＣＡＴ」という。）からなる。以下ではＡＰＥＸ及びＳＣＡＴについて示す。

・有効性評価において重要となる現象の特定

・ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴ※コードの解析モデル及び入出力に関する説明

・妥当性確認

・有効性評価への適用性

※ＡＰＥＸ及びＳＣＡＴの両コードをまとめて，ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴと本説明資料内では記載している。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードが適用される，運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象に対する燃料損傷防止対策における事故シーケンスグループについて，具体的な事故シーケンス，及びその事象の推移と評価指標について記述する。

(1) 反応度の誤投入

本シナリオは，原子炉が運転停止中に，制御棒１本が全引抜されている状態から，他の１本の制御棒が操作量の上限を超える誤った操作によって引き抜かれ，臨界超過に至る事象を想定する。事象発生後，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇するが，起動領域モニタあるいは中間領域モニタによる状態監視を行うことで，出力の過度な上昇を防止する。また，更に中性子束が上昇しスクラム設定点に至った場合には原子炉がスクラムすることにより炉心は未臨界となる。

本事象では反応度投入事象に伴う急激な出力上昇の可能性があるため，燃料エンタルピが評価指標になる。なお，有効性評価解析においては，燃料破損の判定を，燃料エンタルピの最大値が「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（以下「反応度投入事象評価指針」という。）に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か，及び，「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に示されたペレット-被覆管機械的相互作用によるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値を超えているか否かをもって確認する。

なお，ＡＢＷＲでは起動領域モニタによるペリオドトリップ機能

と，改良型制御棒駆動機構（ＦＭＣＲＤ）の遅い制御棒引き抜き速度により引抜制御棒投入反応度が従来型ＢＷＲより小さいことから，燃料エンタルピの評価は実施せず，投入反応度が１ドルに至らないことをもって，燃料健全性に影響がないことを確認する。

本事象は，局所的な出力上昇事象であり，原子炉の水位に有意な変動は生じないことから，燃料エンタルピが破損しきい値を超えていないことを確認することをもって，以下の有効性評価項目を満足することを確認する。

a. 燃料有効長頂部が冠水していること。

b. 放射線の遮蔽が維持される水位を確保すること。

c. 未臨界を確保すること（ただし，通常の運転操作における臨界，又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く）。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうちＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に，表 2.2-1 の定義に従って「H」，「M」，「Ｌ」及び「Ｉ」のランクに分類し，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2.2-1　　ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め，実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する。
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが，影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため，必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが，本資料では，実機評価への影響を感度解析等により評価するか，「H」と同様に評価する。
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが，評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため，検証/妥当性確認は記載しない。
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか，又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか，又は重要でない物理現象であるため，検証/妥当性確認は記載しない。

2.3　物理現象に対するランク付け

燃料エンタルピを評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2.3-1 に示し，以下に説明する。表 2.2-1 の定義に従い，物理現象に対してランク付けを行い，「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

ランク付けに当たっては，燃料エンタルピは核分裂出力，反応度フィードバック効果，制御棒反応度効果から影響を受けるため，これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に，物理現象ごとに考え方を示す。

(1)　核分裂出力[炉心(核)]

制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより，核分裂出力が増加する。燃料エンタルピは発生熱量の蓄積量として定義されるため，核分裂出力は重要な物理現象であり，重要度は高いと考えられる。

(2)　出力分布変化[炉心(核)]

炉心の出力分布変化は，制御棒引き抜きに伴う中性子束分布変化により支配され，燃料エンタルピの分布に影響を与える。また，出力分布変化は動特性方程式で重要なフィードバック因子となるドップラ反応度にも影響を与え，中性子束レベルにも影響を与える。したがって，出力分布変化は，直接的・間接的に，燃料エンタルピの最大値に影響を与える。このため，出力分布変化の重要度は，高いと考えられる。

また，本事象では炉心外周部の制御棒が一本引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，三次元的な出力分布変化の影響が生じる。

(3)　反応度フィードバック効果[炉心(核)]

炉心の動特性解析においては，反応度フィードバック効果が事象の進展に大きな影響を与えることから，反応度フィードバック効果は重要な現象である。反応度フィードバック効果は，原子炉出力変化後，燃料領域の温度変化による反応度フィードバック効果（ドッ

プラ反応度）と，減速材領域の温度・ボイド率変化による反応度フィードバック効果（減速材温度反応度，減速材ボイド反応度）に分類される。

本事故シーケンスでは原子炉スクラムによる負の反応度印加により原子炉出力が低下する効果が支配的であり，ドップラ反応度フィードバック効果・減速材温度反応度フィードバック効果・減速材ボイド反応度フィードバック効果の重要度は中程度と考えられる。

また，反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため，遅発中性子割合も影響する。

(4) 制御棒反応度効果[炉心(核)]

本事故シーケンスでは，制御棒誤引き抜きによる正の反応度印加が主要な外乱であり，引抜制御棒反応度は燃料エンタルピに大きな影響を与える。また，スクラムによる負の反応度印加により原子炉は未臨界となることから，スクラム反応度は燃料エンタルピに影響する。このため，制御棒反応度効果の重要度は高いと考えられる。また，本事象では引き抜かれる制御棒の位置は炉心中央とは限らないことから，制御棒反応度は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

また，制御棒反応度効果は動的反応度の大小が重要であるため，遅発中性子割合も影響する。

(5) 崩壊熱[炉心(核)]

崩壊熱は，出力運転中における核分裂生成物，アクチニドの蓄積に伴う物理現象であり，本事故シーケンスのように停止時からの制

御棒引き抜きに伴う短時間の出力上昇において，燃料エンタルピに与える影響はないと考えられる。

(6)　三次元効果[炉心(核)]

本事象は，局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため，炉心の核熱不安定事象は生じないと考えられる。

(7)　燃料棒内温度変化[炉心(燃料)]

燃料棒内温度変化は，燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響する。また，燃料温度の上昇を通じて，ドップラ反応度フィードバック効果に影響を与える。

本事故シーケンスのように燃料温度の上昇量が小さい事象においては，除熱及びドップラ反応度フィードバック効果への影響の観点から燃料棒内温度変化の重要度は中程度であると考えられる。

(8)　燃料棒表面熱伝達[炉心(燃料)]

燃料棒表面熱伝達（単相壁面熱伝達，二相壁面熱伝達）は，表面熱流束の変化に伴う燃料棒の除熱に影響することから，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスのように表面熱流束の上昇量が小さい事象においては，除熱の観点から燃料棒表面熱伝達の重要度は中程度であると考えられる。

(9)　沸騰遷移[炉心(燃料)]

表面熱流束が限界熱流束に達すると，沸騰遷移状態を経て膜沸騰状態となるため，熱伝達は悪化し，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰遷移には至らないが，仮に沸騰遷移が発生した場合，熱伝達の悪化により，燃料エンタルピは上昇する。本事故シーケンスでは，燃料エンタルピがピークに至るまでの除熱量は数～十数 kJ/kg 程度であり，沸騰遷移発生時に熱伝達が悪化することによる燃料エンタルピの上昇量も、数～十数 kJ/kg の範囲内に留まると推測されることから，沸騰遷移の重要度は中程度と考えられる。

(10)　燃料被覆管酸化[炉心(燃料)]

出力が上昇し燃料被覆管温度が著しく上昇した場合には，ジルコニウムー水反応が促進され，燃料被覆管の酸化反応による被覆管表面温度の上昇に伴う表面熱伝達の悪化を介して，燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管温度がジルコニウムー水反応が発生する程度(約 900℃)までは至らないことから，燃料被覆管酸化の重要度は低いと考えられる。

(11)　燃料被覆管変形[炉心(燃料)]

燃料被覆管温度が急激に上昇した場合には，燃料被覆管の変形が生じる可能性があり，ギャップ熱伝達の変化や流路閉塞による冷却

挙動の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料被覆管温度の上昇量が小さく，燃料被覆管変形には至らないと考えられることから，燃料被覆管変形による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(12) 三次元効果[炉心(燃料)]

本事故シーケンスは，炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり，炉心露出は生じないことから，炉心露出に伴う燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達による燃料エンタルピへの影響は考慮しない。

(13) 沸騰・ボイド率変化[炉心(熱流動)]

出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には，沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達，圧力損失,反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，沸騰・ボイド率変化の重要度は低いと考えられる。

(14) 気液分離(水位変化)・対向流[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは，炉心の局所的かつ一時的な出力上昇現象であり，炉心露出は生じないことから，気液分離(水位変化)・対向流は生じないと考えられる。

(15)　気液熱非平衡[炉心(熱流動)]

本事故シーケンスは，表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，蒸気の過熱による気液熱非平衡の効果は生じないと考えられる。

(16)　三次元効果[炉心(熱流動)]

炉心の出力が局所的に上昇する場合，ボイドも局所的に発生するため，ボイド発生による流量配分の三次元効果が生じ，沸騰状態での被覆管からの表面熱伝達，圧力損失，反応度フィードバック等の変化を介して燃料エンタルピに影響を与える。

本事故シーケンスにおいては，表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，燃料集合体間の流量配分等による炉心(熱流動)の三次元効果の重要度は低いと考えられる。

(17)　圧力損失[炉心(熱流動)]

炉心又はチャンネルの圧力損失は，原子炉再循環流量，並びにチャンネル流量及びその配分に影響する。チャンネル内流量は，燃料の除熱を通じて燃料エンタルピに影響を与えるが，本事故シーケンスにおいては表面熱流束の上昇量が小さく，沸騰に伴うボイド発生割合は小さいことから，ボイド発生による流量配分に与える影響は無視でき，圧力損失の影響はないと考えられる。

(18)　原子炉圧力容器に係る物理現象

本事故シーケンスは，運転停止中原子炉における「反応度の誤投

入」による炉心内の局所的かつ一時的な出力上昇事象であり，原子炉圧力容器に係る物理現象による燃料エンタルピへの影響はないと考えられる。

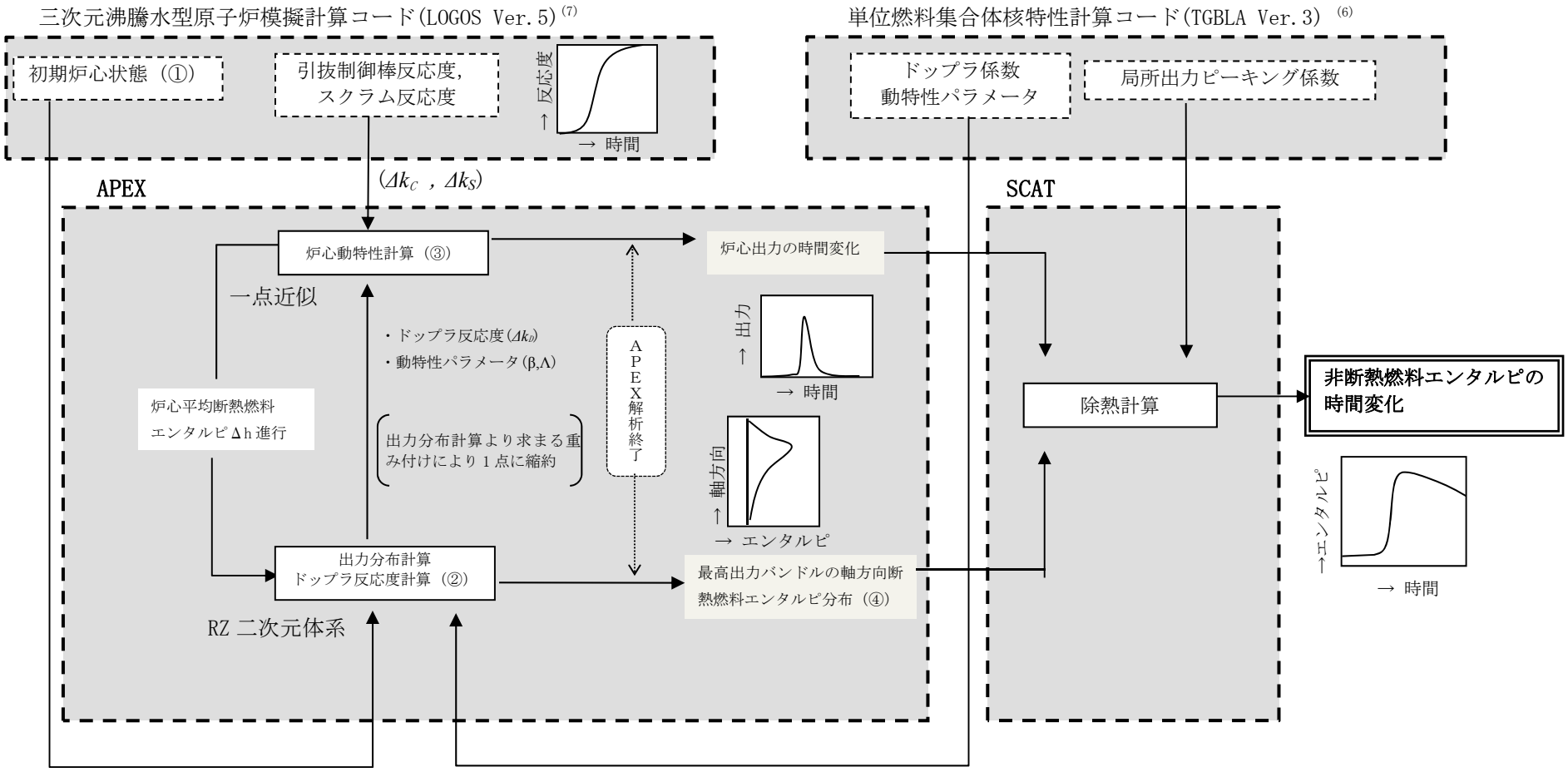
表 2.3-1　　有効性評価の物理現象のランク

分類	評価事象 物理現象		反応度の誤投入 評価指標 燃料エンタルピ
炉心（核）	(1)	核分裂出力	H
	(2)	出力分布変化	H
	(3)	反応度フィードバック効果	M
	(4)	制御棒反応度効果	H
	(5)	崩壊熱	I
	(6)	三次元効果	I
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	M
	(8)	燃料棒表面熱伝達	M
	(9)	沸騰遷移	M
	(10)	燃料被覆管酸化	L
	(11)	燃料被覆管変形	I
	(12)	三次元効果	I
炉心（熱流動）	(13)	沸騰・ボイド率変化	L
	(14)	気液分離(水位変化)・対向流	I
	(15)	気液熱非平衡	I
	(16)	三次元効果	L
	(17)	圧力損失	I
原子炉圧力容器（逃し安全弁含む）	(18)	冷却材流量変化	I
		冷却材放出(臨界流・差圧流)	I
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	I
		気液分離(水位変化)・対向流	I
		気液熱非平衡	I
		圧力損失	I
		構造材との熱伝達	I
		ＥＣＣＳ注水(給水系・代替注水設備含む)	I
		ほう酸水の拡散	I
		三次元効果	I

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードは，反応度投入時の炉心の出力変化等を解析する炉心動特性解析と，その解析結果を入力として燃料集合体内における冷却材による除熱計算を行い，燃料エンタルピを評価する燃料挙動解析に分けられる。炉心動特性解析には反応度投入事象解析コードＡＰＥＸを，燃料挙動解析には単チャンネル熱水力解析コードＳＣＡＴを用いて解析を行っている。この解析の流れを，図 3.1-1 に示す。



※：図中の丸数字は，3.3.1 炉心動特性解析(APEX コード) [解析の流れ]に対応している。

図 3.1-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴの結合計算の流れ

3.2 重要現象に対する解析モデル

2.3 節において重要現象に分類された物理現象(表 2.3-1 で「H」及び「M」に分類された物理現象)について，その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3.2-1 に示す。

表 3.2-1　　重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル	
炉心(核)	核分裂出力	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	出力分布変化	炉心出力分布モデル	二次元（RZ）拡散モデル
	制御棒反応度効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル
	反応度フィードバック効果	動特性モデル	一点近似動特性モデル 二次元（RZ）拡散モデル
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	燃料モデル	熱伝導モデル 燃料ペレット－被覆管ギャップ熱伝達モデル 燃料棒表面熱伝達モデル
	燃料棒表面熱伝達	チャンネル内熱流動モデル	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	チャンネル内熱流動モデル	沸騰遷移評価モデル

3.3 解析モデル

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードを構成するＡＰＥＸコード，ＳＣＡＴコードの解析モデルを表 3.3-1 に示す。また計算の内容を以下に示す。

表 3.3-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの解析モデル[(1)(2)]

分類	重要現象	計算モデル
炉心（核）	核分裂出力	一点近似動特性方程式，二次元（RZ）拡散方程式を適用。 また，反応度フィードバックとしては，断熱モデルに基づくドップラ反応度フィードバックモデルを採用し，減速材温度フィードバック及び減速材ボイドフィードバックは考慮しない。
	出力分布変化	
	制御棒反応度効果	
	反応度フィードバック効果	
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	ギャップ熱伝達：Ross & Stoute の式を用いて非定常熱伝導方程式を適用。 燃料棒表面熱伝達：（燃料棒表面熱伝達モデルに記載）
	燃料棒表面熱伝達	以下の伝熱モードを考慮 ・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を適用して判定

3.3.1 炉心動特性解析（ＡＰＥＸコード）[(1)(2)]

ＡＰＥＸコードは，熱的現象を断熱としており，炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し，出力の炉心空間分布を二次元（RZ）拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は，出力分布に比例するものとし，炉心平均断熱燃料エンタルピがある程度上昇する間（以下「エンタルピステップ」という。）は，出力分布は一定としている。また，投入反応度としては，引抜制御棒反応度，スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが，このドップラ反応度は，二次元（RZ）拡散計算による出力分布変化を考慮して求められる。

解析に当たっては，次のような前提を設けている。

(1) 炉心平均出力の過渡変化は，炉心一点近似による動特性方程式により表される。

(2) 熱的現象は断熱とする。

(3) 出力分布は，中性子エネルギ三群・二次元（RZ）拡散方程式によって表される。

(4) 炉心各部分のエンタルピの上昇は出力分布に比例するものとする。

(5) エンタルピステップでは，出力分布は一定と仮定する。

[解析の流れ]

① 初期炉心状態の作成

a. 対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求める。当該炉心について，後述する③a.の炉心動特性計算で用いる引抜制御棒反応度，スクラム反応度を求める。ここでは，各領域の組成(燃料タイプ，ガドリニア分布等)及び

燃焼度分布の空間的効果は全て計算に含まれている。

b. a.で求めた炉心を RZ 二次元体系に変換するため，炉心径方向の集合体核定数が同心円状となるよう，領域ごとに核定数を均質化するとともに，誤引抜制御棒周りの核定数を炉心中心へ移動する。通常，領域分けは，図3.3.1-1に示すように径方向を９領域とし，それぞれを軸方向に24領域分割(三次元体系と同じ)し，更に反射体領域として１領域を加え，図 3.3.1-2に示すように217領域とする。ＡＰＥＸコードでは引抜制御棒は体系の中心に位置するものとしており，炉心計算結果で設定した引抜制御棒がＡＰＥＸコードにおける体系の中心に位置するように，以下に示すような手法を行っている。

i). 炉心の全燃料集合体を対象に，初期制御棒パターン状態の炉心計算結果の核定数を同心円状の燃料集合体領域ごとに均質化した後，RZ 体系に縮約する。

ii). 制御棒が引き抜かれた領域で出力ピーキングが大きくなることを考慮し，引抜制御棒周囲の燃料集合体核定数を３領域の同心円状に均質化した後，制御棒の引き抜き状態を考慮して RZ 体系に縮約する。

iii). ii).で作成した核定数が，i).で作成した炉心の中心になるように上書きする。上書きにおいては，出力スパイク発生時のドップラ反応度フィードバック量を適切に評価するよう，制御棒引き抜きによる投入反応度が，実効遅発中性子割合と等しくなった即発臨界状態となる位置まで制御棒が引き抜かれた状態

を模擬するようにする。

i).～iii).に示した核定数を RZ 体系に縮約する流れを，図 3.3.1-3 に示す。また，炉心最外周の制御棒が引き抜かれる場合の ii).における核定数の縮約方法について，図 3.3.1-4 に示す。燃料集合体が存在しない領域は縮約対象に含めず，燃料集合体が存在する領域のみの核定数を縮約することで，炉心最外周の制御棒が引き抜かれた状態を模擬するようにしている。

本手法による RZ 体系への縮約に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コード TRACG Ver.5（以下「ＴＲＡＣＧ」という。）を用いて評価した結果を添付４に示す。

c. b.で作成した領域ごとの核定数を RZ 二次元体系に振り分け，次式の中性子エネルギ三群拡散計算により二次元（RZ）の相対出力分布を計算する。

なお，拡散計算は，二次元領域を更に細分化して行い，出力分布及び断熱燃料エンタルピ分布は，細分化された各ノード（以下「メッシュ」という。）について計算する。

$$-D_1\nabla^2\phi_1 + (\Sigma_R\phi)_1 = \frac{1}{\lambda}\left\{(\nu\Sigma_f\phi)_1 + (\nu\Sigma_f\phi)_2 + (\nu\Sigma_f\phi)_3\right\}$$

$$-D_2\nabla^2\phi_2 + (\Sigma_R\phi)_2 = (\Sigma_{sl}\phi)_1$$

$$-D_3\nabla^2\phi_3 + (\Sigma_R\phi)_3 = (\Sigma_{sl}\phi)_2$$

記号は以下のとおりである。

ϕ　：　中性子束

D　：　拡散定数

λ　：　固有値

ν　：　単位核分裂あたりに放出される中性子数

Σ_R　：　除去断面積$(=\Sigma_a+\Sigma_{sl})$

Σ_f　：　核分裂断面積

Σ_a　：　吸収断面積

Σ_{sl}　：　減速断面積

添字１～３　：　中性子エネルギ群

② エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布及びドップラ反応度の計算

a. 炉心平均断熱燃料エンタルピを，僅かに増加させる。増加した後の各メッシュにおける断熱燃料エンタルピは，以下の式により計算される。

$$h_m^{n+1} = h_m^n + P_m^{n+1} \cdot \overline{\Delta h^n}$$

記号は以下のとおりである。

h_m　：　メッシュ m の断熱燃料エンタルピ

P_m　：　エンタルピステップ進行時のメッシュ m の相対出力予測値

$\overline{\Delta h}$　：　炉心平均断熱燃料エンタルピの上昇幅(エンタルピス

テップ)

n　　：　エンタルピステップの番号

また，各メッシュの断熱燃料エンタルピの計算結果をもとに，各メッシュの温度を計算する。なお，エンタルピステップ$\overline{\Delta h}^n$は，制御棒が引き抜かれ炉心出力が上昇する時間領域で細かく設定する。

b. a.で計算された各メッシュの温度をもとに，各メッシュのドップラ反応度を計算する。その後，各メッシュのドップラ反応度の計算結果をもとに，各メッシュの第２群(共鳴領域)の中性子吸収断面積の増加量($\Delta\Sigma_a$)を計算する。

$$\Delta\Sigma_a(T) = \Sigma_{R_2}(T) - \Sigma_{R_2}(T_0)$$

$$= \frac{-\Sigma_{R_2}(T_0)\ \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)}{1 + \frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) - \frac{\nu\Sigma_{f1}}{\Sigma_{R1}\,k_\infty}(T_0)}$$

$$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T) = C_{dop} \times \left(\sqrt{T} - \sqrt{T_0}\right)$$

記号は以下のとおりである。

$\frac{\Delta k_\infty}{k_\infty}(T)$　　：ドップラ反応度

$\Sigma_{R_2}(T)$　　：第２群除去断面積

C_{dop}　　：ドップラ反応度係数

c. $\Delta\Sigma_a$の変化を反映し，二次元（RZ）の相対出力分布を再計算する。拡散方程式は，①c.に基づく。

c.で計算された各メッシュの相対出力を，a.の各メッシュの相対出力予測値(P_m)に適用し，収束するまで繰り返し計算を行う。最終的な c.の計算結果をもとに，炉心平均断熱燃料エンタルピを僅かに増加させた際の，各メッシュの相対出力分布($P_m{}^{n+1}$)を計算する。

③ 炉心動特性計算

a. 炉心平均断熱燃料エンタルピが$\overline{\Delta h}^n$進む間の炉心出力の時間変化を一点近似動特性方程式により計算する。

$$\frac{dN}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda}\left(\frac{k-1}{k} - \beta\right)N(t) + \sum_{i=1}^{6}\lambda_i C_i(t)$$

$$\frac{dC_i}{dt}(t) = \frac{1}{\Lambda}\beta_i N(t) - \lambda_i C_i(t)$$

また，中性子密度と炉心平均出力は，換算係数Aにより，

$$P(t) = A \times N(t)$$

と示され，炉心出力変化に伴う炉心平均エンタルピの変化は以下により求まる。

$$\frac{d\bar{h}}{dt}(t) = B(P(t) - P(0))$$

記号は以下のとおりである。

$N(t)$ ： 中性子密度

$P(t)$ ： 炉心平均出力

A ： 中性子密度と炉心平均出力の換算係数

$k(t)$ ： 実効増倍率

$C_i(t)$ ： 遅発中性子グループ i の先行核密度

$\bar{h}(t)$ ： 炉心平均エンタルピ

Λ ： 即発中性子寿命

β_i ： 遅発中性子グループ i の割合

β ： 全遅発中性子の割合 $\left(=\sum_{i=1}^{6}\beta_i\right)$

λ_i ： 遅発中性子グループ i の先行核崩壊定数

B ： 平均出力を平均エンタルピに換算する係数

i ： 遅発中性子グループ$(i = 1\sim6)$

一点近似動特性計算に用いる実効増倍率kは次式により，前記①a. で求めた引抜制御棒反応度及びスクラム反応度を外部入力として与え，ドップラ反応度は前記②c. の拡散計算における固有値の差を炉心平均断熱燃料エンタルピ$\overline{h^n}$と$\overline{h^n}+\Delta h^n$間で直線内挿して与える。ここで$\Delta k_c$, Δk_sは外部入力のため，解析中は制御棒は固定とし，ドップラフィードバックによる影響を考慮して中性子束分布を評価する。

$$k(t) = k(0) + \Delta k_c(t) + \Delta k_s(t - t_s) + \Delta k_D(t)$$

記号は以下のとおりである。（各反応度は，Δk単位）

$k(t)$　　：　実効増倍率（$k(0) = 1.0$）

$\Delta k_c(t)$　　：　引抜制御棒反応度

$\Delta k_s(t - t_s)$　：　スクラム反応度（t_sはスクラム開始時間）

$\Delta \mathrm{k}_D(t)$　　：　ドップラ反応度

ここで，ドップラ反応度$\Delta \mathrm{k}_D(t)$は，前記②c. の二次元拡散計算結果から得られた固有値λと，前記③a. の炉心動特性計算から得られた炉心平均燃料エンタルピ$\bar{h}(t)$から，以下の式で計算される。

$$\Delta k_D(t) = \frac{\left\{\lambda^n + \dfrac{(\lambda^{n+1} - \lambda^n)\left(\bar{h}(t) - \bar{h}^n\right)}{\overline{\Delta h}^n}\right\}}{\lambda^0} - 1.0$$

記号は以下のとおりである。

λ^0　：　①c. の二次元拡散計算における初期固有値

λ^n　：　②c. の二次元拡散計算における固有値

④ 次のエンタルピステップの計算

前記②及び③の計算を，断熱燃料エンタルピ変化が安定するまで繰り返し，最終エンタルピ分布を求める。

$$h_m^f = h_m^n + \left\{P_m^n + \frac{(P_m^{n+1} - P_m^n)\overline{\Delta h}^f}{\overline{\Delta h}^n}\right\}\overline{\Delta h}^f$$

記号は以下のとおりである。

f　　：　最終値を示す指標

n　　：　計算ステップ番号

$\overline{\Delta h}^f$　：　最終エンタルピまでのエンタルピ幅（$=\overline{h}^f - \overline{h}^n$）

m　　：　メッシュ番号

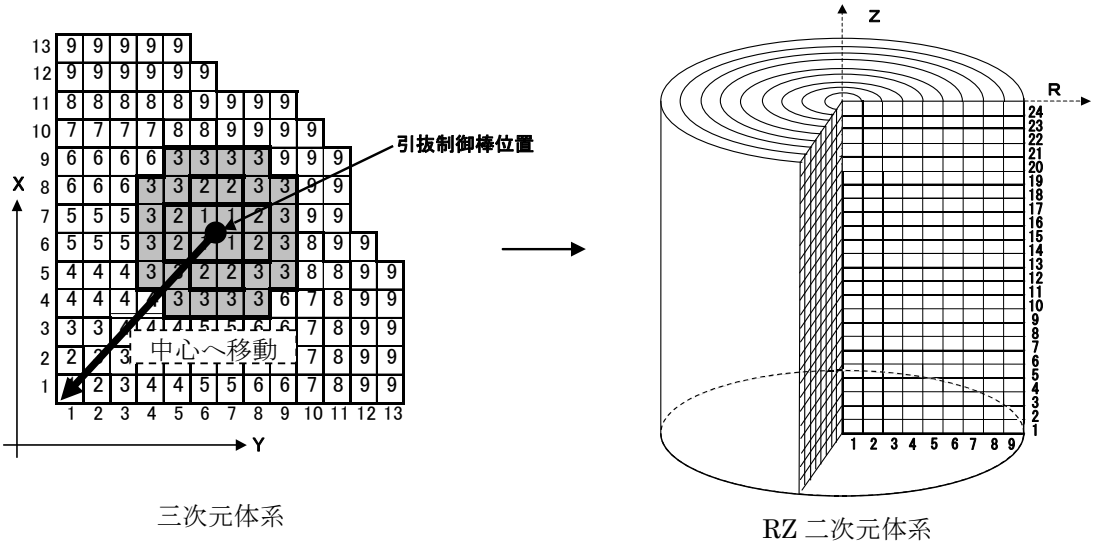
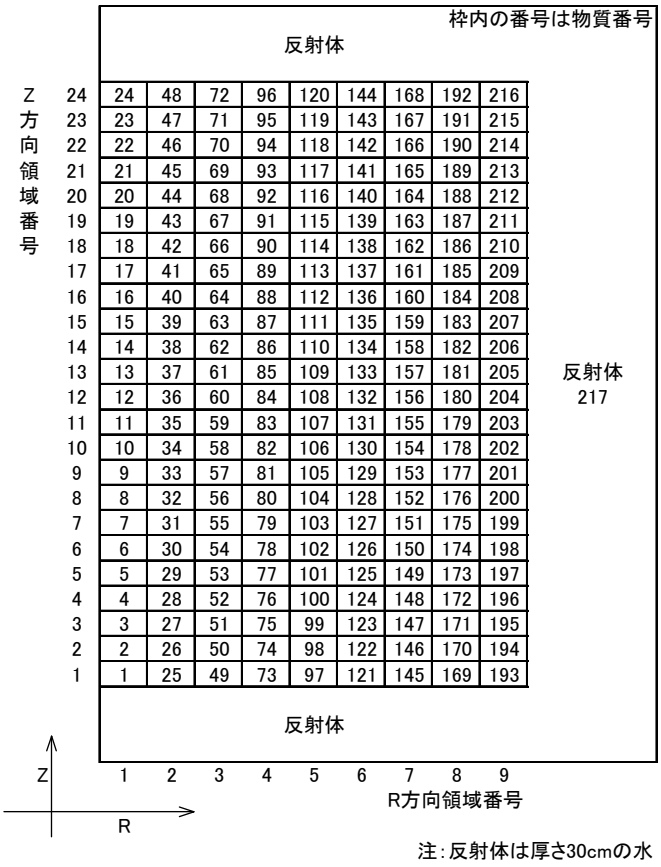


図 3.3.1-1　　ＡＰＥＸコードで用いる核定数作成の模式図



Z 方向領域番号	1	2	3	4	5	6	7	8	9
24	24	48	72	96	120	144	168	192	216
23	23	47	71	95	119	143	167	191	215
22	22	46	70	94	118	142	166	190	214
21	21	45	69	93	117	141	165	189	213
20	20	44	68	92	116	140	164	188	212
19	19	43	67	91	115	139	163	187	211
18	18	42	66	90	114	138	162	186	210
17	17	41	65	89	113	137	161	185	209
16	16	40	64	88	112	136	160	184	208
15	15	39	63	87	111	135	159	183	207
14	14	38	62	86	110	134	158	182	206
13	13	37	61	85	109	133	157	181	205
12	12	36	60	84	108	132	156	180	204
11	11	35	59	83	107	131	155	179	203
10	10	34	58	82	106	130	154	178	202
9	9	33	57	81	105	129	153	177	201
8	8	32	56	80	104	128	152	176	200
7	7	31	55	79	103	127	151	175	199
6	6	30	54	78	102	126	150	174	198
5	5	29	53	77	101	125	149	173	197
4	4	28	52	76	100	124	148	172	196
3	3	27	51	75	99	123	147	171	195
2	2	26	50	74	98	122	146	170	194
1	1	25	49	73	97	121	145	169	193

図 3.3.1-2　　ＡＰＥＸコードで用いる炉心のノード分割

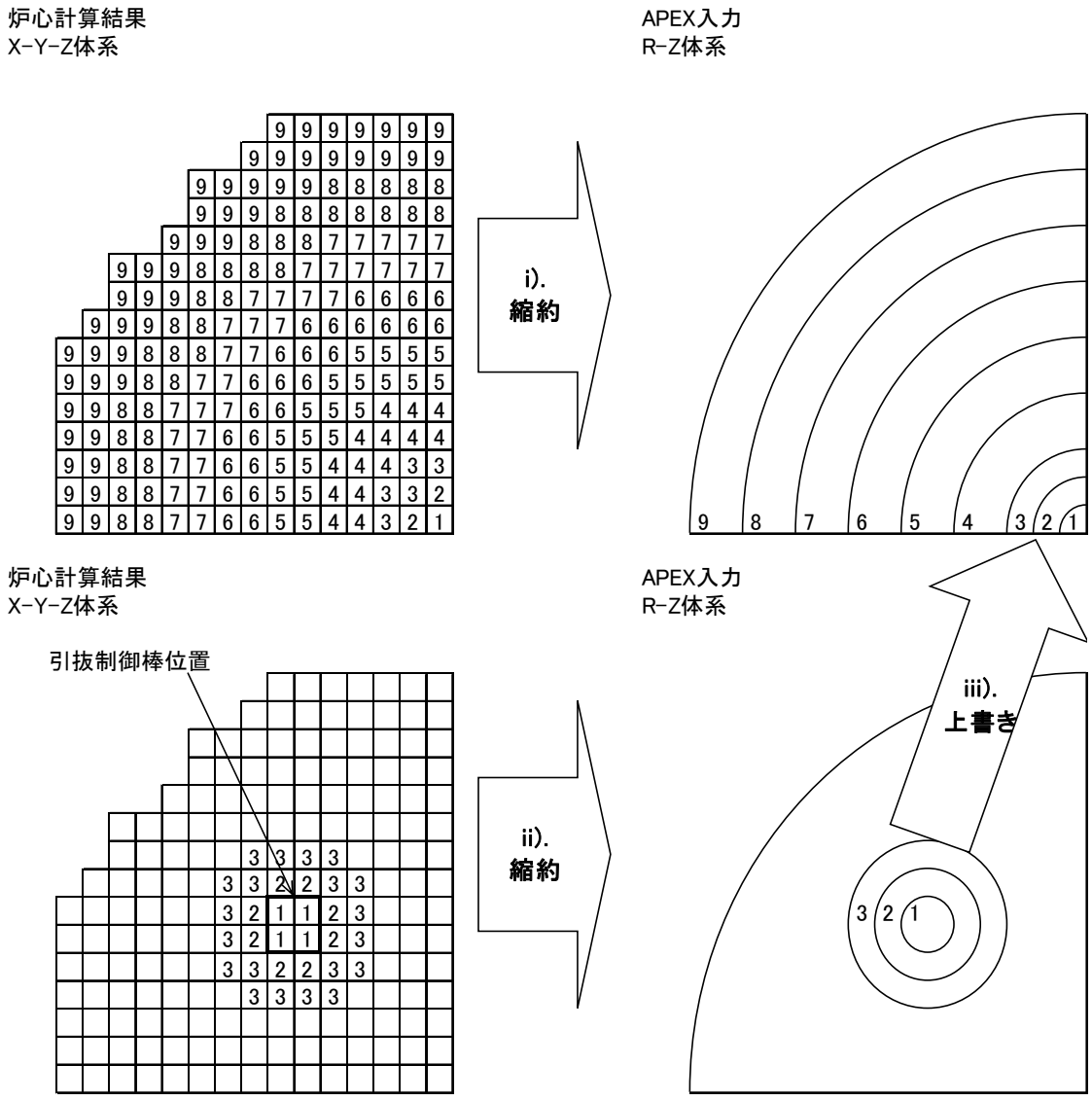


図 3.3.1-3　　ＡＰＥＸコードによる核定数縮約の模式図

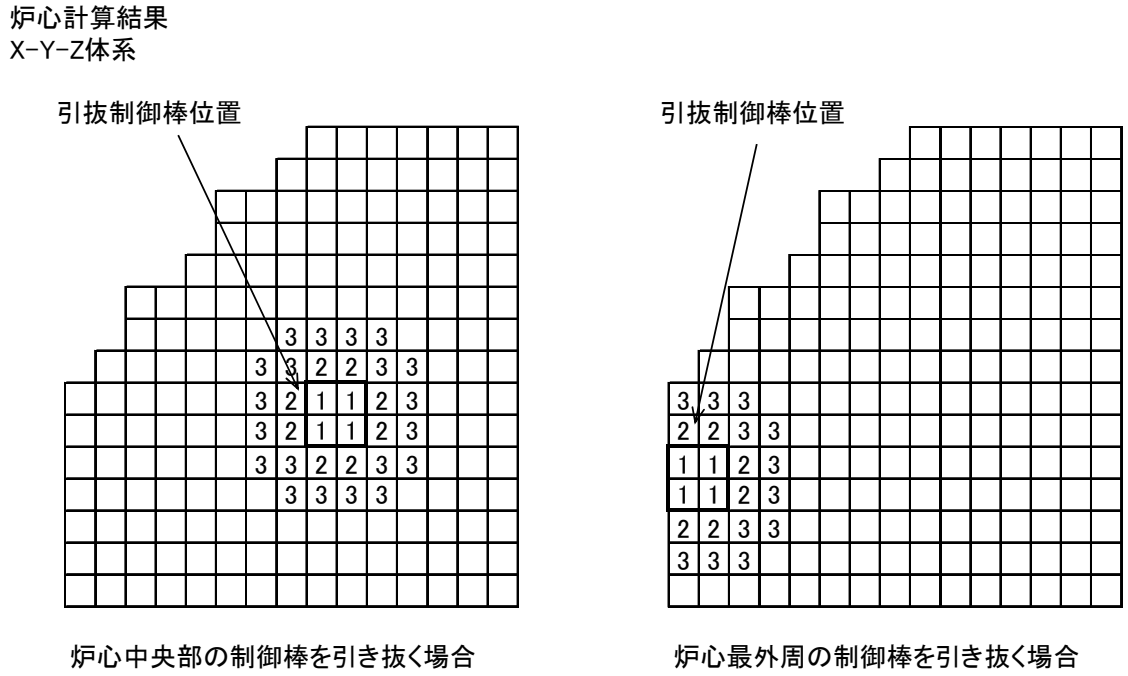


図 3.3.1-4　　炉心最外周の制御棒を引き抜く場合の核定数縮約の模式図

3.3.2 燃料挙動解析（ＳＣＡＴコード）[(1)(2)]

3.3.1 で述べた炉心動特性解析で求めた最高出力燃料集合体の出力の時間変化を入力として，ＳＣＡＴコードを用いた最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行い，燃料エンタルピの時間的変化を求める。

ＳＣＡＴコードでは，燃料棒軸方向のノード分割数をＡＰＥＸコードと同等とする。燃料棒は，燃料ペレット，ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成され，ノードごとに径方向の熱伝達を計算する。

燃料ペレット及び被覆管には，径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し，チャンネル内冷却材には，質量，運動量及びエネルギ保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより，燃料棒の除熱量を求める。

以下に解析モデルを説明する。なお，ここで用いるＳＣＡＴ（SCAT（RIA 用）Ver.2）は，プラント動特性解析用のＳＣＡＴコードにおいて，ギャップ部熱伝達係数として Ross & Stoute の式を基本に用い，低温時の膜沸騰熱伝達係数及び限界熱流束条件を追加している。また，被覆材の高温化に伴うジルコニウムー水反応による発熱の効果を考慮している。

3.3.2.1 チャンネル内熱流動モデル

以下に，単一チャンネル熱水力解析モデルを示す。

(1) 保存則

冷却材の温度，冷却材エンタルピ，圧力損失等の熱水力パラメータは，均質流モデルに基づく二相流の連続の式，エネルギ保存式，運動量保存式から求められる。

本事故シーケンスでは，事象を通じての燃料エンタルピ上昇が小さく，燃料エンタルピは判断基準に対して十分な余裕があることから，冷却材の流動を均質流で扱うことによる不確かさは，判断基準に対する余裕に包含されると考えられる。

以下に基礎式を示す[(1) (2)]。

(a) 連続の式

$$\frac{\partial G}{\partial z}+\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t}=0$$

(b) 流体のエネルギ保存式

$$\rho''\frac{\partial H}{\partial t}+G\frac{\partial H}{\partial z}=Q(z,t)$$

さらに，運動量保存式を解くことで，チャンネル内の圧力損失を求める。

$$\frac{\partial P}{\partial z}+\frac{\partial}{\partial z}(G^2v')+\frac{\partial G}{\partial t}+\frac{(f/\rho_l)G^2}{2D_H}+\bar{\rho}g=0$$

ここで，気液の平均密度$\bar{\rho}$及びρ''と平均比容積v'は以下で表される。

$$\bar{\rho}=\rho_f(1-R)+\rho_g\cdot R$$

$$\rho''=\left[\rho_f x+\rho_g(1-x)\right]\frac{dR}{dx}$$

$$v' = v_f \frac{(1-x)^2}{1-R} + v_g \frac{x^2}{R}$$

記号は以下のとおりである。

G ： チャンネル質量流束

ρ ： 密度

H ： 冷却材エンタルピ

$Q(z,t)$ ： 熱伝達量

P ： 炉心圧力

g ： 重力加速度

v ： 比容積

f ： 摩擦圧損係数

D_H ： チャンネルの水力等価直径

R ： ボイド体積率

x ： 蒸気重量率

（添字）

l ： 液相

f ： 飽和水

g ： 飽和蒸気

(2) 構成式

ｉ．燃料棒表面熱伝達モデル

冷却材の沸騰状態（液単相，核沸騰，膜沸騰）に基づいた熱伝達の相関式を適用する。ＳＣＡＴでは，サブクール沸騰を考慮せずに，

飽和沸騰が生じるまで，液単相流の熱伝達係数を用いることにより，液単相領域における燃料棒の除熱量を保守的条件にて計算している。

冷却材の沸騰状態の選択ロジック（低温時）を図 3.3.2-1 に示す。低温時における核沸騰から膜沸騰への移行については，Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式を用いて判定する。限界熱流束の判定については「ⅱ.沸騰遷移評価モデル」に示す。

各沸騰状態に対して設定される熱伝達モデルは，サブクール領域の単相流には Dittus-Boelter の式を，核沸騰領域には Jens-Lottes の式を，膜沸騰領域には低温時はＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式を用いる[(1) (2)]。

(a) 液単相

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここでh_wは Dittus-Boelter の式を用いる。

$$h_w = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}\frac{k_l}{D_H}$$

(b) 核沸騰状態(Jens-Lottes の式)

$$T_c = T_{sat} + 0.79e^{-\frac{P}{6.2\times10^6}}(q)^{1/4}$$

(c) 膜沸騰状態

$$T_c = T_w + \frac{q}{h_w}$$

ここでh_wは，ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された以下の熱伝達相関式で与えられる。

$$h_w = h_{con}(1 + 0.025\Delta T_{sub}) + f\sigma(T_C + T_{sat})(T_C^2 + T_{sat}^2)$$

$$h_{con} = 0.943\left[\frac{k_v^3 \cdot \rho_v \cdot (\rho_f - \rho_v) \cdot h_{fv} \cdot g}{L \cdot \mu_v \cdot (T_C - T_{sat})}\right]^{0.25}$$

ここで

$$h_{fv} = h_{fg} + 0.34C_{P_v}(T_C - T_{sat})$$

記号は以下のとおりである。

T_c	：	被覆管表面温度
T_w	：	冷却材温度
T_{sat}	：	飽和温度
ΔT_{sub}	：	サブクール度（=$T_{sat} - T_l$）
h_w	：	被覆管−冷却材間の熱伝達係数
h_{con}	：	層流膜沸騰の平均熱伝達係数
D_H	：	水力等価直径
P	：	冷却材圧力
k	：	冷却材の熱伝導率
ρ	：	冷却材の密度
μ_v	：	冷却材の粘性係数
C_{pv}	：	定圧比熱
g	：	重力加速度
q	：	被覆管表面熱流束
h_{fg}	：	飽和圧力で定義した蒸発潜熱
h_{fv}	：	過熱を考慮した蒸発潜熱
f	：	放射率
σ	：	ステファン・ボルツマン定数
L	：	ＮＳＲＲ試験体系の代表長さ

Re　：　レイノルズ数

Pr　：　プラントル数

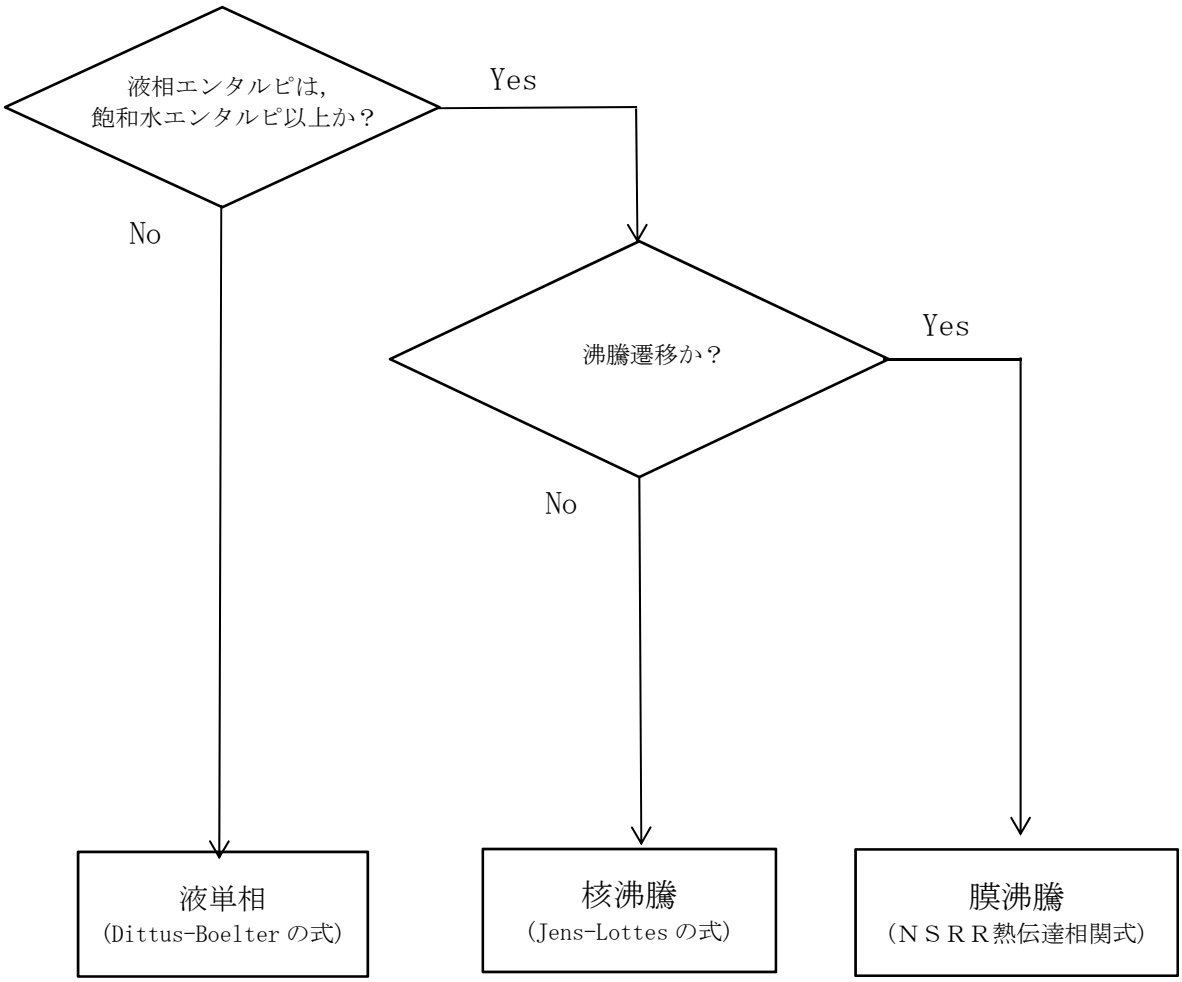
（添字）

l　：　液相

v　：　蒸気

f　：　飽和水

g　：　飽和蒸気



沸騰遷移判定

低温時 ： Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式

(膜沸騰移行後は膜沸騰状態を維持)

図 3.3.2-1　沸騰状態の選択ロジック（低温時）

ⅱ．沸騰遷移評価モデル

(a) 低温時（Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式）

低温時における限界熱流束条件の判定は以下の式を用いて行われる[(1)(2)]。

$$q_{BO} = q_{BOO} \cdot \left[1 + 0.065 \times \left(\rho_l/\rho_g\right)^{0.8} \cdot C_{pl} \cdot \Delta T_{sub}/h_{fg}\right]$$

ここで

$$q_{BOO} = 0.012 \cdot \rho_g \cdot h_{fg} \cdot \left[\left(\rho_l - \rho_g\right)/\rho_g\right]^{0.6}$$

記号は以下のとおりである。

q_{BO} ： サブクールプール沸騰における限界熱流束

q_{BOO} ： 飽和プール沸騰における限界熱流束

ρ_l ： 水密度

ρ_g ： 蒸気密度

C_{pl} ： 水の定圧比熱

ΔT_{sub} ： サブクール度

h_{fg} ： 蒸発潜熱

3.3.2.2　燃料モデル

ＳＣＡＴコードの燃料モデルでは，次のような前提を設けている。

1)　軸方向相対出力分布は過渡中一定である。

2)　燃料棒半径方向発熱分布は過渡中一定である。

3)　燃料・被覆材中の熱の流れは半径方向で起こる。

4)　燃料・被覆材の比熱・熱伝導率等の物性値は温度の関数として計算する。

(1) 出力分布モデル

燃料の軸方向出力分布は，初期状態一定値として入力している。

(2) 熱伝導モデル

燃料棒を軸方向にノード分割し，ノードごとに径方向一次元の定常及び非定常の熱伝導方程式を解き，温度分布，熱流束分布等を求める。燃料棒は，燃料ペレット，ペレットと被覆管の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成され，表 3.3.2-1 及び図 3.3.2-2 に示すように軸方向に複数のノードに分割し，それぞれのノードについて径方向に熱伝導方程式を適用して，燃料棒内の熱伝導を計算する。

以下に基礎式を示す[(1)(2)]。

(a)　燃料ペレット内の熱伝導

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_F(T)\cdot\frac{\partial T}{\partial r}\right]=\rho_F C_F(T)\frac{\partial T}{\partial t}-Q_F(t)$$

(b)　燃料ペレット−被覆管ギャップの熱伝達

$$\left[K_F \cdot \frac{\partial T}{\partial r}\right]_{燃料表面} = h_g \cdot \Delta T_{gap}$$

ギャップ熱伝達モデルは(3)にて詳述する。

(c)　燃料被覆管の熱伝導

$$\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[rK_c(T) \cdot \frac{\partial T}{\partial r}\right] = \rho_c \cdot C_c(T)\frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下のとおりである。

$K_F(T)$　：　温度 Tでの燃料熱伝導率

$K_c(T)$　：　温度 Tでの被覆管熱伝導率

ρ_F　：　温度 Tでの燃料密度

ρ_c　：　温度 Tでの被覆管密度

$C_F(T)$　：　温度 Tでの燃料比熱

$C_c(T)$　：　温度 Tでの被覆管比熱

$Q_F(t)$　：　単位体積当たりの燃料の発熱量

h_g　：　燃料−被覆管ギャップの熱伝達係数

ΔT_{gap}　：　燃料表面と被覆管内面の温度差

(3) ギャップ熱伝達モデル

ギャップ熱伝達係数h_gは，Ross & Stoute の式を基本に用いて，以下に示す 3 項の和で表される[(1)(2)]。

$$h_g = h_s + h_f + h_r$$

h_s　：　固体接触部熱伝達係数

h_f ： ガス境界層熱伝達係数

h_r ： 輻射熱伝達係数

h_s, h_f, h_rは各々次式で表される。

$$h_s = \frac{K_m P_c}{A \cdot H \cdot R^{\frac{1}{2}}}$$

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2) + D}$$

$$h_r = \frac{\sigma_B (T_s^4 - T_c^4)}{G_{fact}(T_s - T_c)}$$

ここで

$$K_m = 2 \cdot K_{UO_2} \cdot K_{Zr} / \left(K_{UO_2} + K_{Zr}\right)$$

$$R = [(R_1^2 + R_2^2)/2]^{1/2}$$

記号は以下のとおりである。

K_m ： 被覆管・ペレット平均熱伝導度

K_{UO_2} ： ペレット熱伝導度

K_{zr} ： 被覆管熱伝導度

K_f ： ガス熱伝導率

P_c ： 被覆管・ペレット接触圧力

R_1, R_2 ： 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ

R ： 表面粗さ

H ： 被覆管硬さ

A ： 定数

C ： 定数(ただし，接触圧力 P_C に依存)

$g_1 + g_2$：ペレット表面・被覆管内面での温度ジャンプ距離

D　　：　ギャップ幅

σ_B　　：　ステファン・ボルツマン定数

G_{fact}　：　修正形態係数

T_s, T_c　：　燃料ペレット表面温度及び燃料被覆管内面温度

表 3.3.2-1　　ＳＣＡＴコードのノーディングの考え方

領域	考え方
燃料棒グループ	最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の除熱計算を行う。
燃料棒 （軸方向）	燃料集合体内の熱水力挙動を詳細に計算するために，核計算にあわせて燃料部を 24 ノードに分割している。また，燃料上部に燃料プレナム部を設ける。
燃料棒 （径方向）	ペレット内温度計算メッシュ点数は 20 点とし，ペレット径を内側から５：３：２に３分割し，内側領域に４点，中間領域に５点，外側領域に 11 点をとり，外側領域を細かくメッシュを切って解析する。また，被覆管部を燃料ペレット側と冷却材側に分けた２ノードに分割している。

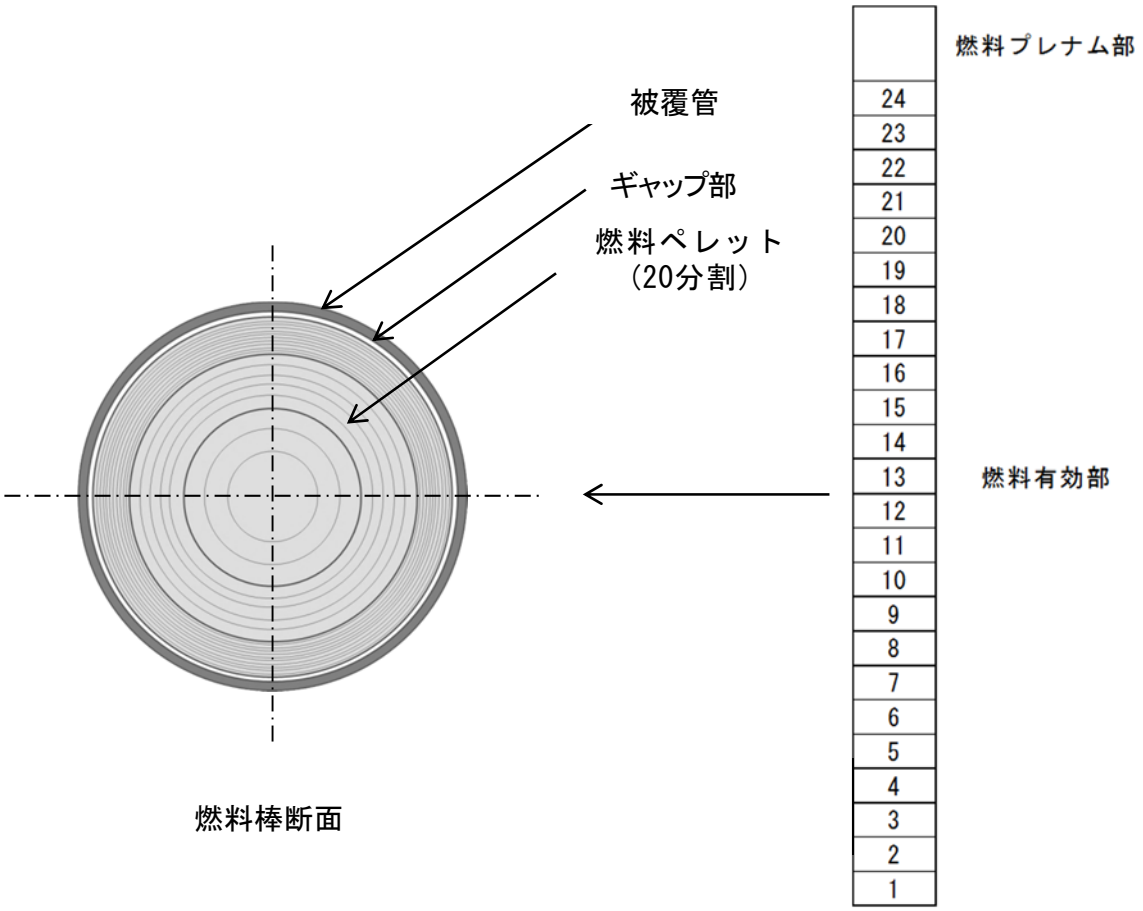


図 3.3.2-2　　ＳＣＡＴコードによる燃料棒のノード分割（例）

3.4 入出力

ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの入出力を図 3.4-1 に示す。ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードのインプットデータは，以下に示す各要素コードのインプットデータで構成される。

また，図 3.4-2 に，前処理コードによるＡＰＥＸ入力作成の流れを示し，前処理コードの不確かさについては 5.1 章にて説明する。

ＡＰＥＸコード

初期条件(燃料温度，原子炉出力等)

炉心データ（引抜制御棒反応度，スクラム反応度等）

燃料データ（動特性パラメータ，核定数等）

ＳＣＡＴコード

初期条件(圧力，流量等)

炉心データ（炉心平均出力変化,炉心出力分布）

燃料データ（幾何形状，熱水力データ，物性データ等）

上記をインプットデータとして，解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

ＡＰＥＸコード

炉心反応度の時間変化

炉心平均出力の時間変化

断熱燃料エンタルピ分布の時間変化

炉心内燃料出力分布の時間変化等

ＳＣＡＴコード

非断熱燃料エンタルピの時間変化等

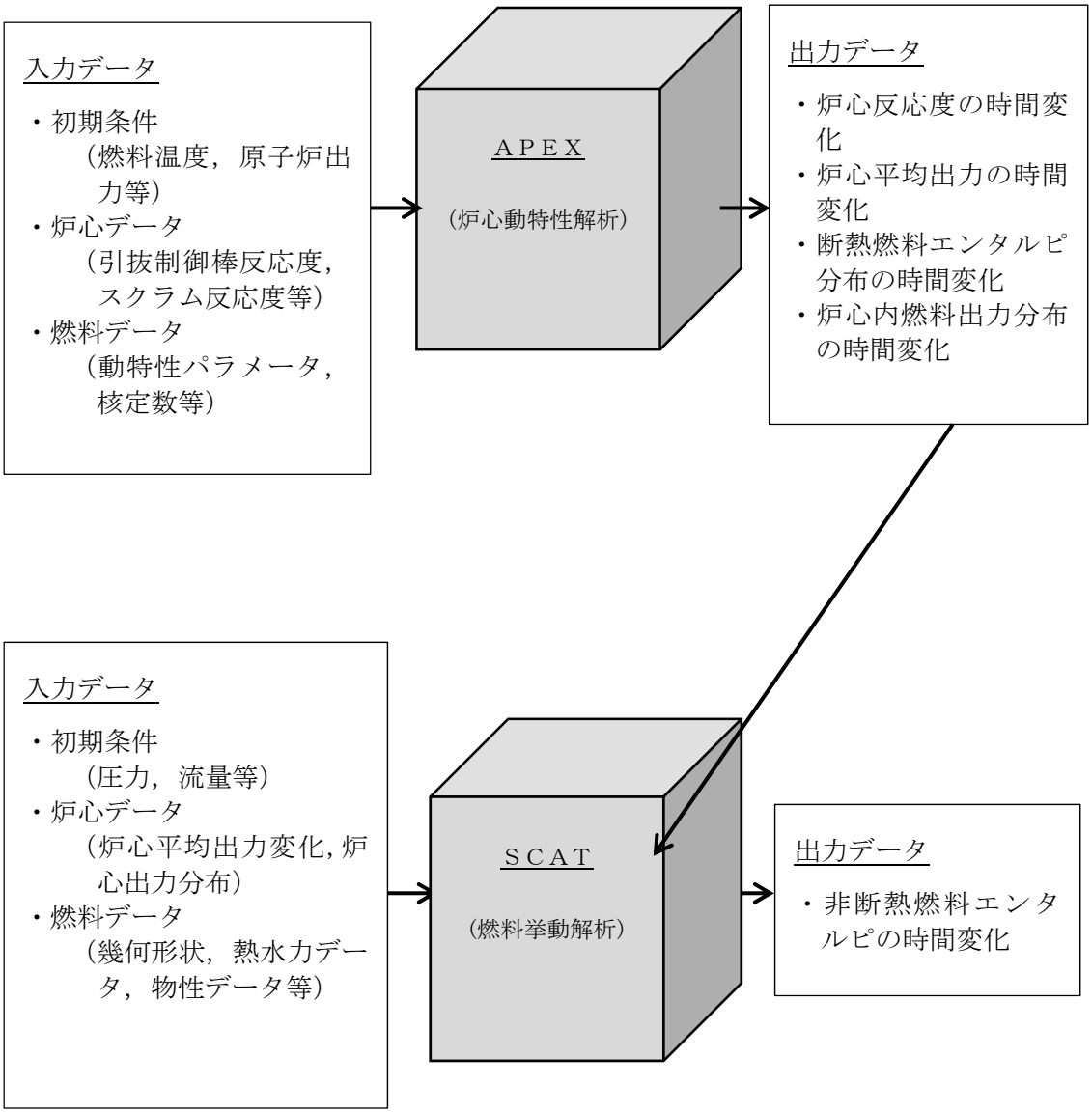


図 3.4-1　　ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの入出力

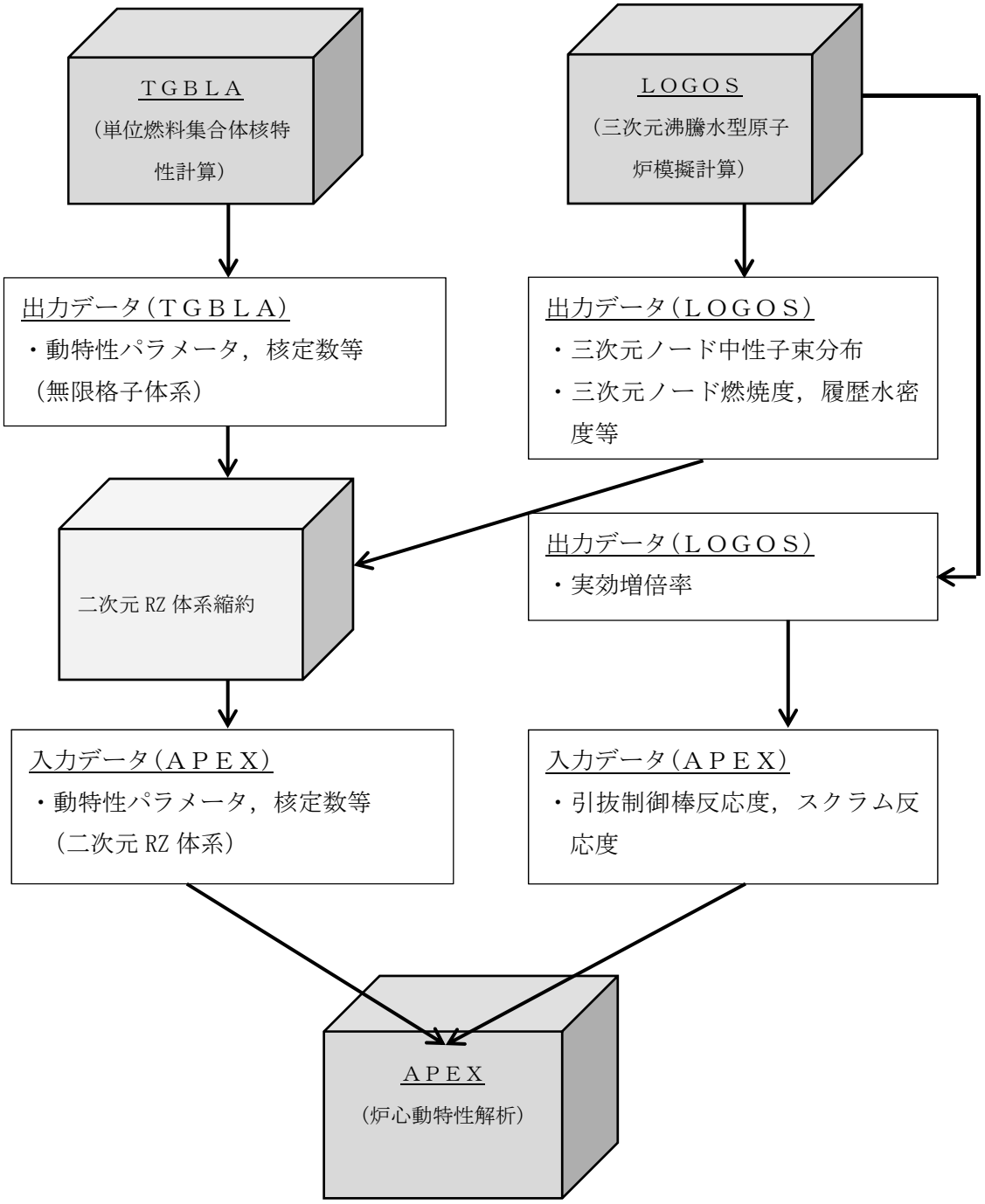


図 3.4-2　　前処理コードによるＡＰＥＸ入力作成の流れ

4. 妥当性確認

4.1　重要現象に対する妥当性確認方法

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象で使用している解析コードは，「運転時の異常な過渡変化」解析及び「設計基準事故」解析で使用されているものと同一である。「反応度の誤投入」事象が，「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」と基本的に同一の物理現象を扱うことから，本コードは「反応度の誤投入」事象に対して適用性がある。2.3 節において重要現象に分類された物理現象の妥当性確認方法を表 4.1-1 に示す。

4.1.1 炉心(核)における重要現象の確認方法

炉心(核)に対する重要現象は，核分裂出力（炉心出力の中性子動特性)，反応度フィードバック効果（ドップラ反応度効果，ボイド反応度効果)，制御棒反応度効果，及び出力分布変化であり，ＡＰＥＸコードでは，中性子拡散計算と一点近似動特性計算とを出力分布に依存する反応度のフィードバックを通じて結び付けた計算体系で評価している。具体的な解析モデルとしては，

- 炉心出力は一点近似動特性モデル
- 出力分布は二次元（RZ）拡散モデル
- 出力分布計算用の核定数は，三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約
- ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮
- 熱的現象は断熱とし，ボイドフィードバック効果は考慮しない
- 制御棒反応度は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し，一点近似動特性解析ではこれを外部入力として扱う

を採用している。

一点近似動特性モデルは動特性解析において従来から広く一般的に用いられているものであり，「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。

また，出力分布モデルは二次元（RZ）拡散モデルとし，出力分布計算用の核定数を，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる三次元出力分布を再現するように，三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元（RZ）体系に縮約していることから，「反応度の誤投入」事象の解析に使用することは妥当であると考えられる。なお，参考として，添付２に，二次元（RZ）体系の適用性について記載している。

ドップラ反応度フィードバックモデルは，核定数と一点近似動特性モデルの両者が適切であることが確認できれば，その結果として得られるドップラ反応度フィードバック効果の妥当性が確認できる。

制御棒反応度は三次元中性子拡散モデルに基づく三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる実効増倍率計算により求められるため，制御棒引き抜き前後の状態の実効増倍率計算（実効増倍率の差分）が適切であることを確認できれば，制御棒反応度効果の妥当性が確認できる。

この考え方に基づき，炉心(核)における重要現象に対して，以下のプロセスにより妥当性を確認している。

(1)　ドップラ反応度フィードバックモデル

ドップラ反応度フィードバックモデルは，核定数としてのドップラ係数及び実効遅発中性子割合の試験結果との比較と，反応度投入事象

を模擬した試験結果との比較から，総合的に妥当性を確認している。

核定数としての確認は，ドップラ係数は実効共鳴積分とその温度依存係数の積として表すことができることから，Hellstrand らの温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式[4]と比較することにより実施している。

また，動的反応度に影響する実効遅発中性子割合は，MISTRAL 臨界試験[5]にて測定されており，その試験結果と比較する。

反応度投入事象を模擬した試験結果との比較としては，米国の SPERT-ⅢE 炉心実験[3]と比較する。

(2) 制御棒反応度効果評価モデル

制御棒反応度効果については，実機炉心において，制御棒価値測定試験が実施されており，その試験結果と比較することにより妥当性確認を実施している。

4.1.2 炉心(燃料)における重要現象の確認方法

炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布，燃料棒表面熱伝達及び沸騰遷移は，燃料エンタルピを求める際に必要となる。

ＳＣＡＴにおける燃料挙動解析モデルは，熱伝導モデル，熱水力学的モデル，圧力損失モデルからなっている。熱伝導モデルは，軸方向を一次元に分割しノードごとに径方向一次元の基本的な定常及び非定常の熱伝導方程式に基づいている。熱水力学的モデルは，冷却材の扱いに関し基本的な軸方向の連続の式，エネルギ保存式，運動量保存式に基づいている。これらの方程式は従来から広く一般に使用されているものであり，「反応度の誤投入」解析に使用することは妥当であ

る。

一方，ＳＣＡＴにおける燃料の表面熱伝達のモデルは，単相強制対流，核沸騰，膜沸騰状態に対し，核沸騰から膜沸騰への判定条件も含めて「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている相関式を用いている。

また，ペレットと被覆管ギャップ熱伝達係数は，Ross & Stoute の関係式を使用している。本関係式については，従来から，原子炉設置許可申請において，「原子炉起動時の制御棒の異常な引き抜き」や「制御棒落下事故」解析に用いられ，また，燃料棒の熱機械特性コードＰＲＩＭＥやＦＥＭＡＸＩでも広く使用されているものであり，豊富な使用実績がある。また，比熱等の物性値も「反応度投入事象評価指針」で使用することが妥当とされている MATPRO-VERSION 11(REVISION 2)に基づいている。

以上から，炉心(燃料)における重要現象である燃料棒内温度分布及び沸騰状態変化の評価方法は妥当であり，よって，それに基づく燃料エンタルピの評価方法は適切であるといえることから，個々のモデルを対象とした妥当性確認は行わないこととする。

表 4.1-1　　重要現象に対する妥当性確認

分類	重要現象	解析モデル	SPERT-Ⅲ E 炉心実験	実効共鳴積分測定に関わる Hellstrand の実験式	MISTRAL 臨界試験	実機での制御棒価値 測定試験
炉心（核）	核分裂出力*	・一点近似動特性モデル(炉出力) ・出力分布は二次元拡散モデル ・核定数は三次元体系の炉心から空間効果を考慮し二次元体系に縮約	－	－	－	－
	出力分布変化*	・二次元（RZ）拡散モデル ・エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮	－	－	－	－
	反応度フィードバック効果	・ドップラ反応度フィードバックは出力分布依存で考慮 ・熱的現象は断熱，ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない	図 4.2-2	図 4.3-2	図 4.4-2	－
	制御棒反応度効果	・三次元拡散モデル ・動特性計算では外部入力	－	－	－	表 4.5-1 表 4.5-2
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化*	・熱伝導モデル ・燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	－	－	－	－
	燃料棒表面熱伝達*	・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式	－	－	－	－
	沸騰遷移*	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	－	－	－	－

＊：4.1 節に記載の理由により，妥当性確認を行わない重要現象

4.2　SPERT-ⅢE 炉心実験との比較[3]

ここでは，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性確認として，SPERT-ⅢE 炉心の実験解析を実施した。SPERT-ⅢE 炉心実験は 1950 年代に実施された反応度投入実験であり，動特性計算コードの中性子動特性，ドップラ反応度フィードバック効果を中心として総合的な妥当性確認の目的で使用されている。今回，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため，ピーク時の出力の試験結果と解析結果を比較した。

(1)　SPERT-ⅢE 炉心実験概要

SPERT-ⅢE 炉心は小型の軽水炉を模擬した炉心であり，燃料は焼結 UO_2，濃縮度 4.8wt%のウラン燃料集合体が装荷され，炉心中央部には反応度投入用の十字型制御棒（トランジェントロッド）が配置されている。燃料集合体は５×５と４×４に燃料棒が格子配列されている。SPERT-Ⅲでは，低温零出力から高温出力状態までの様々な初期状態から制御棒の引き抜きにより反応度を添加することにより，反応度投入実験を行っている。SPERT-ⅢE 炉心の燃料集合体及び制御棒配置図を図 4.2-1 に示す。また，SPERT-ⅢE 炉心の設計仕様を表 4.2-1 に示す。

これから，ＢＷＲでの低温状態からの反応度投入事象評価の妥当性確認として，SPERT-ⅢE 炉心実験の低温零出力状態からの実験の解析をＡＰＥＸコードで実施することにより行っている。

低温零出力状態からの試験条件を下記に示す。ここでは，ドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を確認するため，投入反応度が 1.21 ドルと最も大きい TEST43 を試験解析の対象とした。

・初期炉心状態　：　低温時

・初期出力　：　５×10^{-5}MW

・原子炉圧力　：　大気圧

・炉心流量　：　０％

・冷却材温度　：　25℃以下

・投入反応度　：　1.21 ドル

(2)　SPERT-ⅢE 炉心解析条件

解析では，図 4.2-1 に示す炉心を五つのリング領域に分割した。最外周は減速材反射体，第４周は25ロッド集合体領域，内部の３周は25ロッド集合体,シムコントロールバンドル,16 ロッド集合体,トランジェントロッドの混合領域である。二次元（RZ）体系は 20 領域からなり，燃料は13領域，反射体は７領域である。

(3)　SPERT-ⅢE 炉心試験解析結果

ＡＰＥＸコードによる出力の時間変化と試験結果の比較を図 4.2-2 に示す。ピーク時の出力は，試験結果が 280±42MW に対し計算結果は 292MW と測定誤差以内で一致しているとともに，全体の時間変化もおおむね一致している。これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，反応度投入事象を模擬した試験との比較の観点から確認した。

表 4.2-1　　SPERT-ⅢE 炉心の設計仕様

コンポーネント	仕様
圧力容器及び一次系	
圧力容器タイプ	全溶接多層圧力容器
圧力容器材質	304Lステンレス鋼
圧力容器サイズ	内径1.3m，高さ7.24m
設計圧力	16.8MPa
設計温度	955K
流量特性	1260kg/sで炉心内を上昇
熱除去性能	1/2時間で最大60MW
炉心	
形状	ほぼ円筒状，直径0.66m
燃料集合体の数及びタイプ	25ロッド集合体48体及び16ロッド集合体12体
減速材 - 反射材	軽水
減速材に対する非減速材の比	1.03
燃料	
タイプ	UO_2ペレット
燃料棒長さ	1.04m
有効長	973mm
ピッチ	正方格子，14.9mm
燃料棒外径	11.8mm
被覆管肉厚	0.5mm
濃縮度	4.8%
UO_2密度	10.5g/cm^3
各燃料棒のUO_2質量	913.5g
各燃料棒の^{238}U質量	766.4g
各燃料棒の^{235}U質量	38.5g
被覆管	348ステンレス鋼
シムコントロールバンドル	
数	計８本，各象限で２本
構成	燃料フォロワー及び1.35wt%のB-10を含む18-8ステンレス鋼
ポイズン部の寸法	1辺63.4mmの正方形，高さ1.17m
燃料フォロワーの寸法	1辺63.4mmの正方形，高さ1.16m
トランジェントロッド	
タイプ	十字型
構成	上部： 18-8ステンレス鋼，ポイズン部：1.35wt% B-10ステンレス鋼
長さ	ポイズン部： 970mm

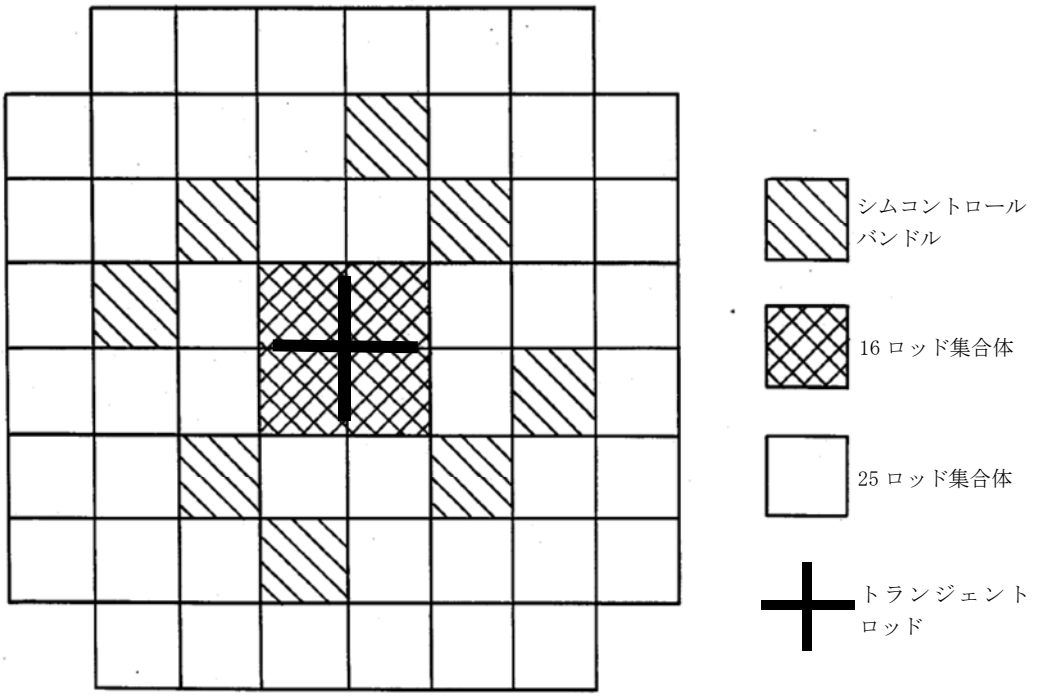


図 4.2-1　SPERT-ⅢE 炉心 燃料集合体及び制御棒配置図[3]

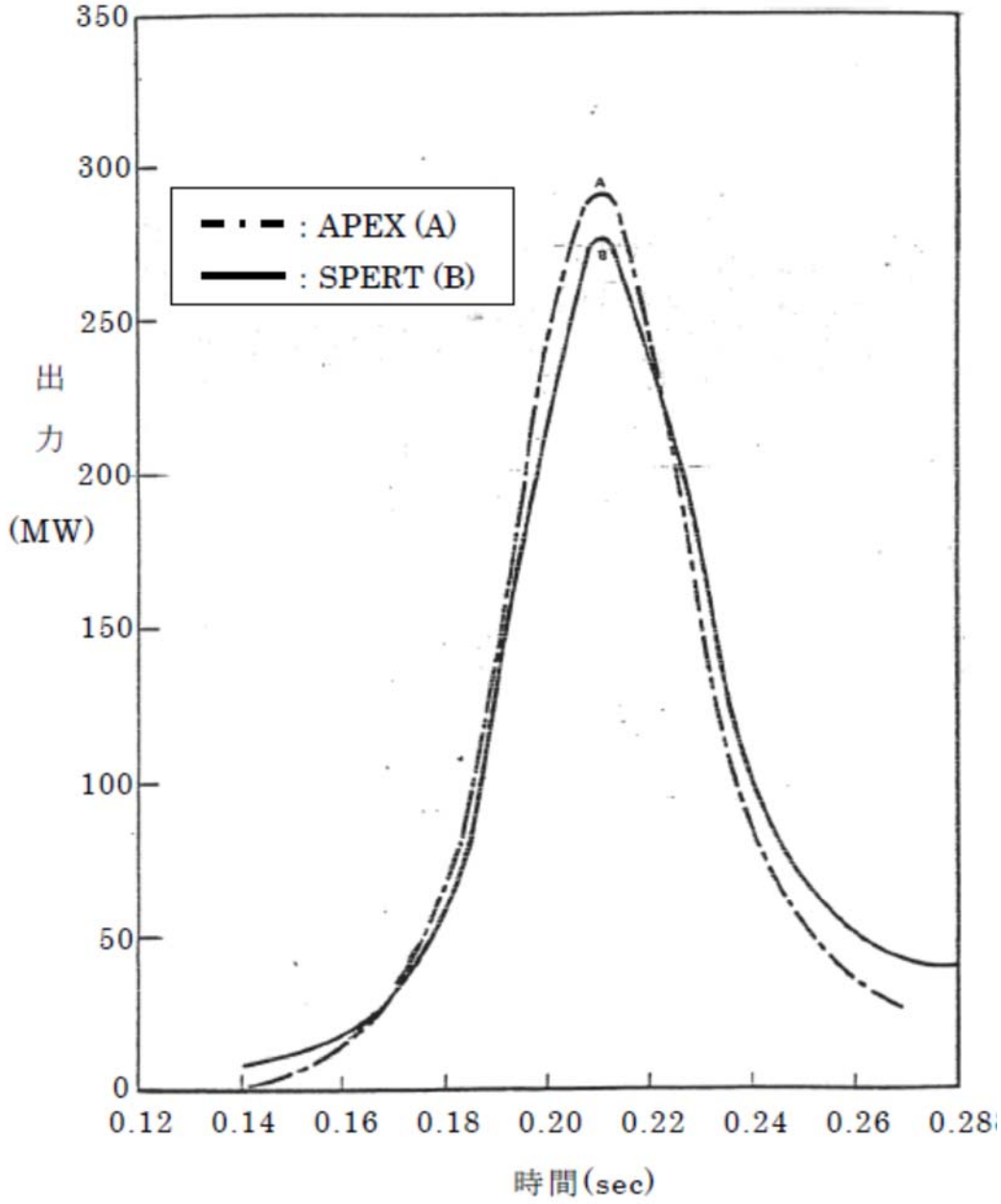


図 4.2-2　SPERT-ⅢE 炉心実験(低温零出力)とＡＰＥＸコードによる出力の時間変化の比[3]

4.3　実効共鳴積分測定に関わるHellstrandの実験式との比較[6]

ドップラ反応度効果の妥当性確認として，4.2節で示したSPERT-ⅢE炉心実験との比較に加えて，ドップラ反応度効果を計算する際に使用される核定数としてのドップラ反応度係数について，実効共鳴積分測定に関わるHellstrandの実験式との比較を行い，妥当性を確認した。

ドップラ反応度効果は，主に ^{238}U による中性子の共鳴吸収によって起こる現象であり，ウラン燃料を装荷した炉心でもMOX燃料を装荷した炉心でも核種全体の約８割を占めている。ドップラ反応度を評価する際に使用されるドップラ反応度係数は，^{238}U 実効共鳴積分（I^{238}）の温度依存性によるものである。^{238}U に対して，実効共鳴積分及びその温度依存係数（β）についてHellstrandらによってウラン酸化物棒での実験が行われており，実効共鳴積分の温度依存性を考慮した実効共鳴積分の実験式がまとめられている[4]。この実験は，図 4.3-1 に示すように，寸法を変えた照射サンプル(^{238}U)を加熱容器に入れた上で重水炉にて照射した後，その放射化量を測定することによって行われている。

$$I^{238}(T) = (I^{238}(T_0) - \delta)\{1 + \beta(\sqrt{T} - \sqrt{T_0})\} + \delta$$

$$I^{238}(T_0) = \left(4.15 + 26.6\sqrt{\frac{S_F}{M_F}}\right) + \delta$$

$$\beta = 10^{-2}\left(0.58 + 0.5 \cdot \frac{S_F}{M_F}\right)$$

記号は以下のとおりである。

$I^{238}(\mathrm{T})$　：　^{238}U の実効共鳴積分(barn)

T　：　燃料温度(K)

T_0　：　基準燃料温度(K)，ここでは$T_0 = 293(\mathrm{K})$

δ　：　共鳴積分の内の 1/v 吸収の寄与(1.2(barn))

S_F　：　格子効果を考慮した燃料表面積(cm^2)

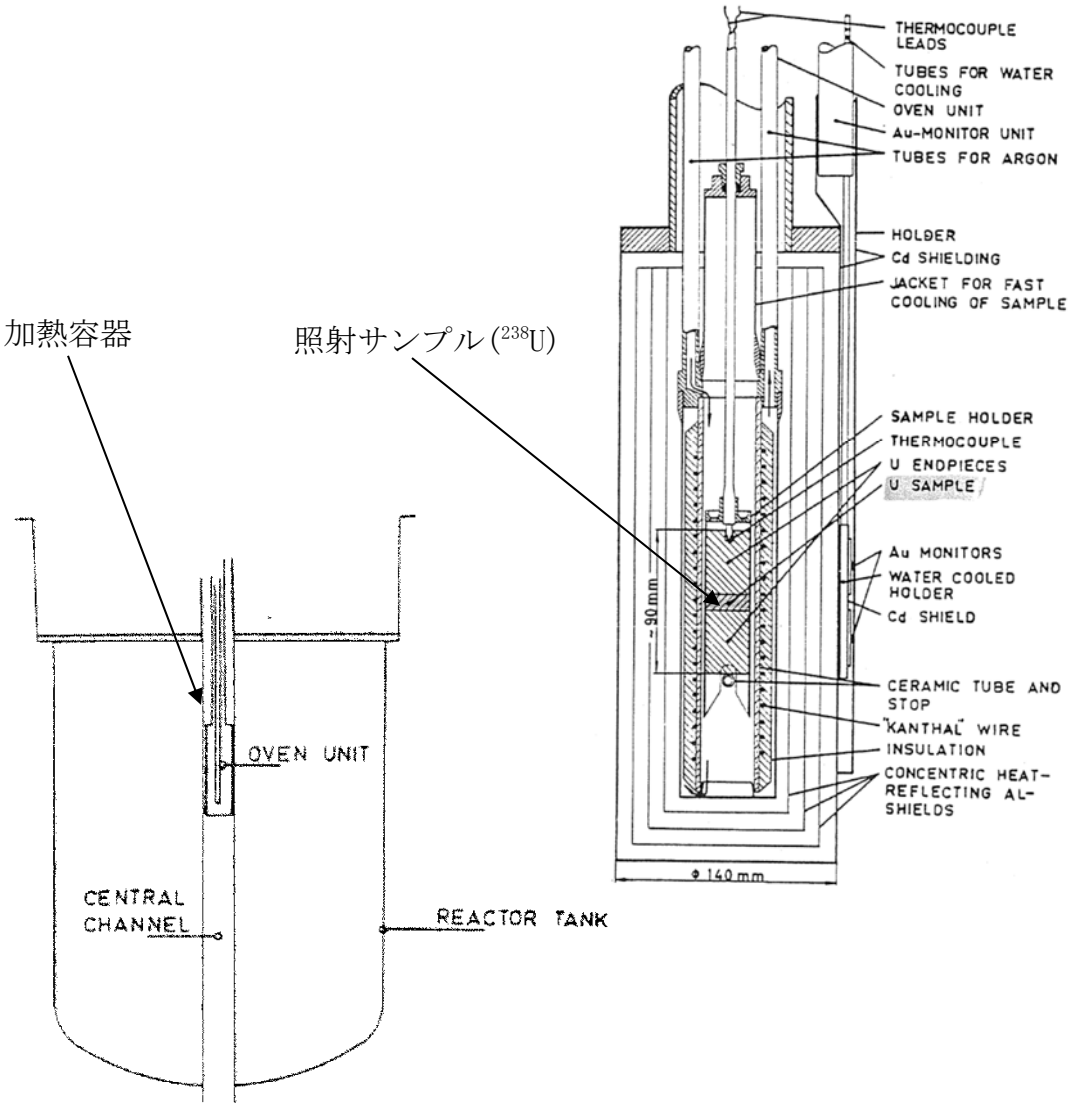
M_F　：　燃料質量(g)

β　：　温度依存係数

この Hellstrand の実験式とドップラ反応度係数を算出する単位燃料集合体核計算コードの計算値と比較することにより，核定数としてのドップラ反応度係数の妥当性が確認できる。図 4.3-2 に Hellstrand の式の実効共鳴積分の温度依存性と単位燃料集合体核計算コードによる実効共鳴積分の温度依存性の比較を示す。ドップラ反応度係数は，^{238}U 実効共鳴積分$I^{238}(\mathrm{T})$の燃料温度に対する微分係数に比例する。前記の式から，この微分係数は，基準温度の実効共鳴積分$I^{238}(T_0)$(1/v 吸収の寄与を除く)と，温度依存係数βにより$I^{238}(T_0) \times \beta/\left(2\sqrt{T}\right)$として表すことができる。

双方の$I^{238}(T_0) \times \beta/\left(2\sqrt{T}\right)$は Hellstrand の実験式の誤差（７～９％）の範囲内で一致している[6]。このことから，ドップラ反応度フィードバック効果の不確かさは７～９％程度であると推定できる。

これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，核定数としてのドップラ係数の観点から確認した。



照射用原子炉（重水炉）　　加熱容器詳細図

図 4.3-1　Hellstrand の実験体系[4]

図 4.3-2　^{238}U の実効共鳴積分の実験式と核計算コードの比較[6]

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

4.4　MISTRAL 臨界試験との比較[5]

MISTRAL 臨界試験は，フランス原子力庁カダラッシュ研究所の臨界試験装置 EOLE 炉で行われた MOX 燃料及びウラン燃料装荷炉心に関する炉物理試験である。

MISTRAL 臨界試験における，ウラン燃料体系及び MOX 燃料体系の試験解析ケースを表 4.4-1 に，炉心構成を図 4.4-1 に示す。ウラン燃料棒の ^{235}U 濃縮度は約 3.7wt%，MOX 燃料棒の Pu 含有率は約 7.0wt%(一部約 8.7wt%)，母材は劣化ウランである。MISTRAL 臨界試験では，図に示すとおり，各燃料棒を均一に配列した体系で試験が行われている。

ウラン燃料体系(炉心１)及び MOX 燃料体系(炉心２)における実効遅発中性子割合の測定値と単位燃料集合体核計算コードによる解析値の比較を図 4.4-2 に示す。ウラン燃料体系，MOX 燃料体系ともに解析値の測定値に対する誤差は約４％程度[6]である。

これから，ＡＰＥＸコードのドップラ反応度フィードバックモデルの妥当性を，核定数としての実効遅発中性子割合の観点から確認した。

表 4.4-1　　MISTRAL 臨界試験解析ケース一覧[5]

体系	基準炉心試験						
	燃料種類	^{235}U 濃縮度 (wt%)	Pu 含有率 (wt%)	H/HM*	格子ピッチ (cm)	燃料棒配列	減速材温度 (℃)
ウラン燃料体系（炉心１）	ウラン	約 3.7	－	5.1	1.32	図 4.4-1(1)	常温
MOX 燃料体系（炉心２）	MOX	劣化ウラン（約 0.2）	約 7.0（一部約 8.7）	5.2	1.32	図 4.4-1(2)	常温

＊：水素対重金属原子数比

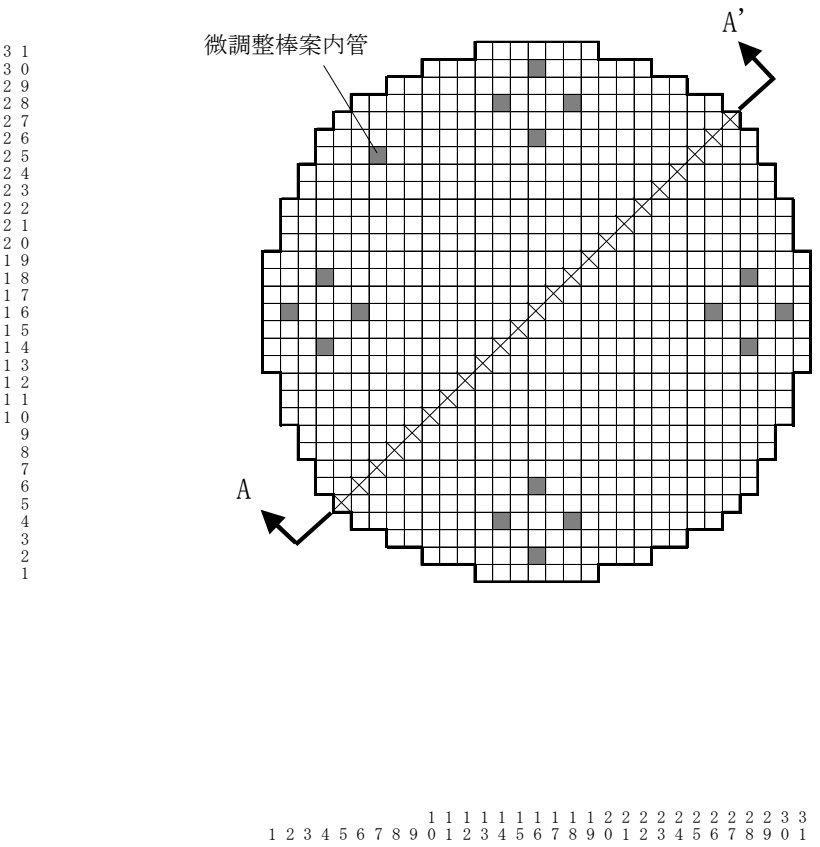


図 4.4-1(1)　MISTRAL 臨界試験におけるウラン燃料体系(炉心１)の炉心構成[5]

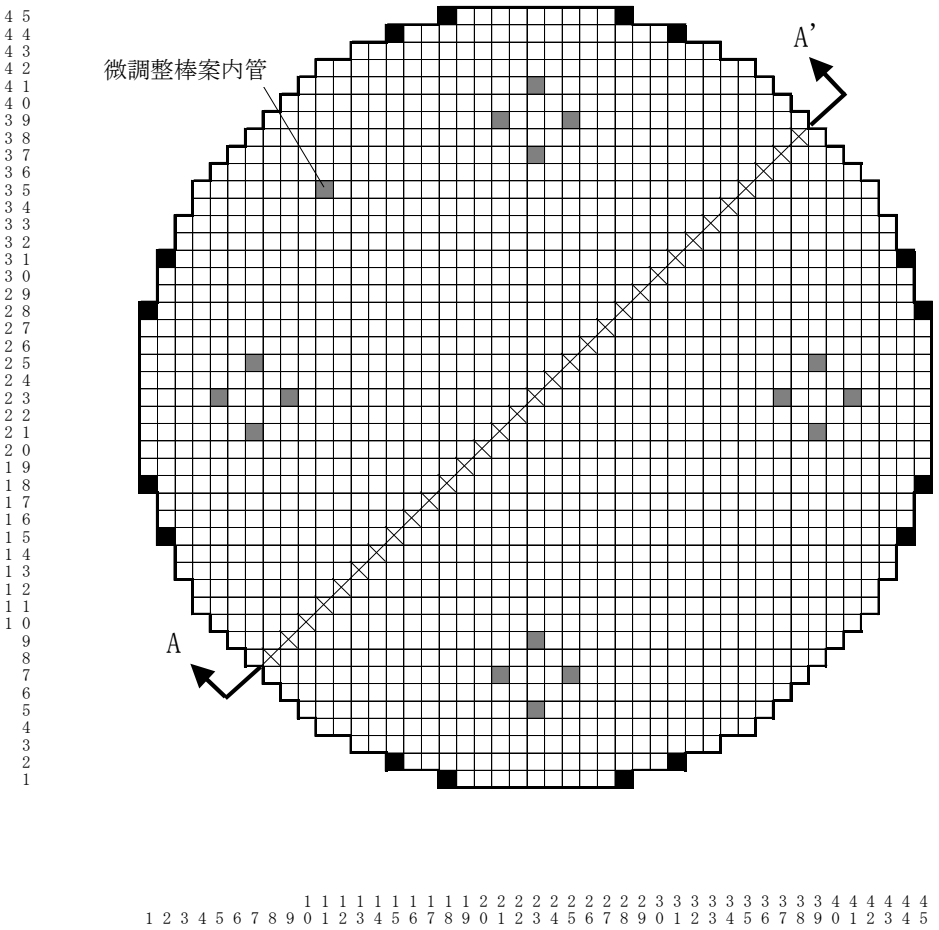
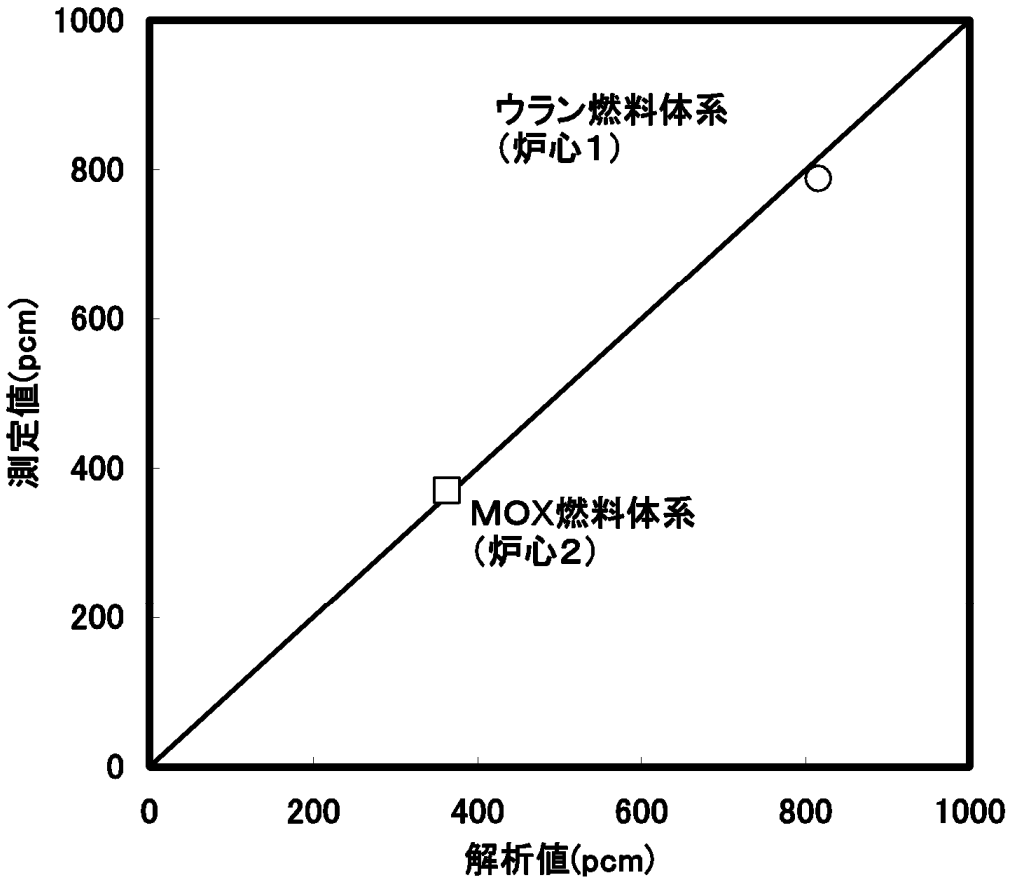


図 4.4-1(2)　MISTRAL 臨界試験における MOX 燃料体系(炉心２)の炉心構成[5]



注 ： pcm ： 反応度($1\mathrm{pcm} = 10^{-5}\Delta k/k$)

図 4.4-2　MISTRAL 臨界試験における実効遅発中性子割合の比較[6]

4.5　ＢＷＲ実機での制御棒価値測定試験との比較[7]

動特性解析においては，制御棒引き抜きによる反応度及びスクラムによる反応度はあらかじめ三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより求められた反応度特性を外部入力としている。よって，制御棒反応度効果の妥当性確認は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの制御棒引き抜き前後の炉心状態の実効増倍率計算(実効増倍率の差分)が適切であることを確認することにより可能である。

ＢＷＲでは，実機の起動試験や炉物理試験において，制御棒反応度価値測定試験を実施している。ここでは，TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 コードについて，制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を行うことで，制御棒反応度効果の妥当性確認を行った結果を示す。

表 4.5-1 に代表的な 110 万 kWe 級ＢＷＲ５での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し，図 4.5-1 に試験時の制御棒パターンを示す。これらのデータは，「原子炉安全基準専門部会高燃焼度燃料反応度投入事象検討小委員会(平成９年３月)」で報告されたもので，制御棒パターンは起動途中のパターンで，試験開始時は 40 本程度の制御棒が炉心全体に平均的に引き抜かれている。

また，表 4.5-2 に，代表的な 80 万 kWe 級ＢＷＲ４での炉物理試験における制御棒価値の測定結果と解析結果の比較を示し，図 4.5-2 に試験時の制御棒パターンを示す。ここでは，本事故シーケンスの制御棒パターンにより近い，炉心の一部領域で制御棒が局所的に引き抜かれている４ケースを妥当性確認対象として選定した。なお，ケース３とケース４は炉心にＭＯＸ燃料が装荷されている場合で，ケース３は測定対象制御棒周囲に１体のＭＯＸ燃料が装荷されている。

起動試験では，新燃料のみが炉心に装荷され，多数の制御棒が引き

抜かれているのに対して，炉物理試験では，新燃料及び燃焼後燃料が装荷され，また，制御棒の引き抜きパターンが局所的な領域に偏っており，外周制御棒の制御棒価値が測定できている。

表 4.5-1 及び表 4.5-2 から，制御棒価値計算の偏差は最大でも絶対値で 0.04%Δk，相対値では約９％程度となっている。

表 4.5-1　110 万 kWe 級ＢＷＲ５での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較[7]

（単位：％Δk）

	解析値	実測値	偏差 （解析－実測）	相対偏差(％) （偏差／実測値）
ケース１	0.24	0.25	-0.01	-4.0
ケース２	0.19	0.18	0.01	5.6
ケース３	0.49	0.45	0.04	8.9

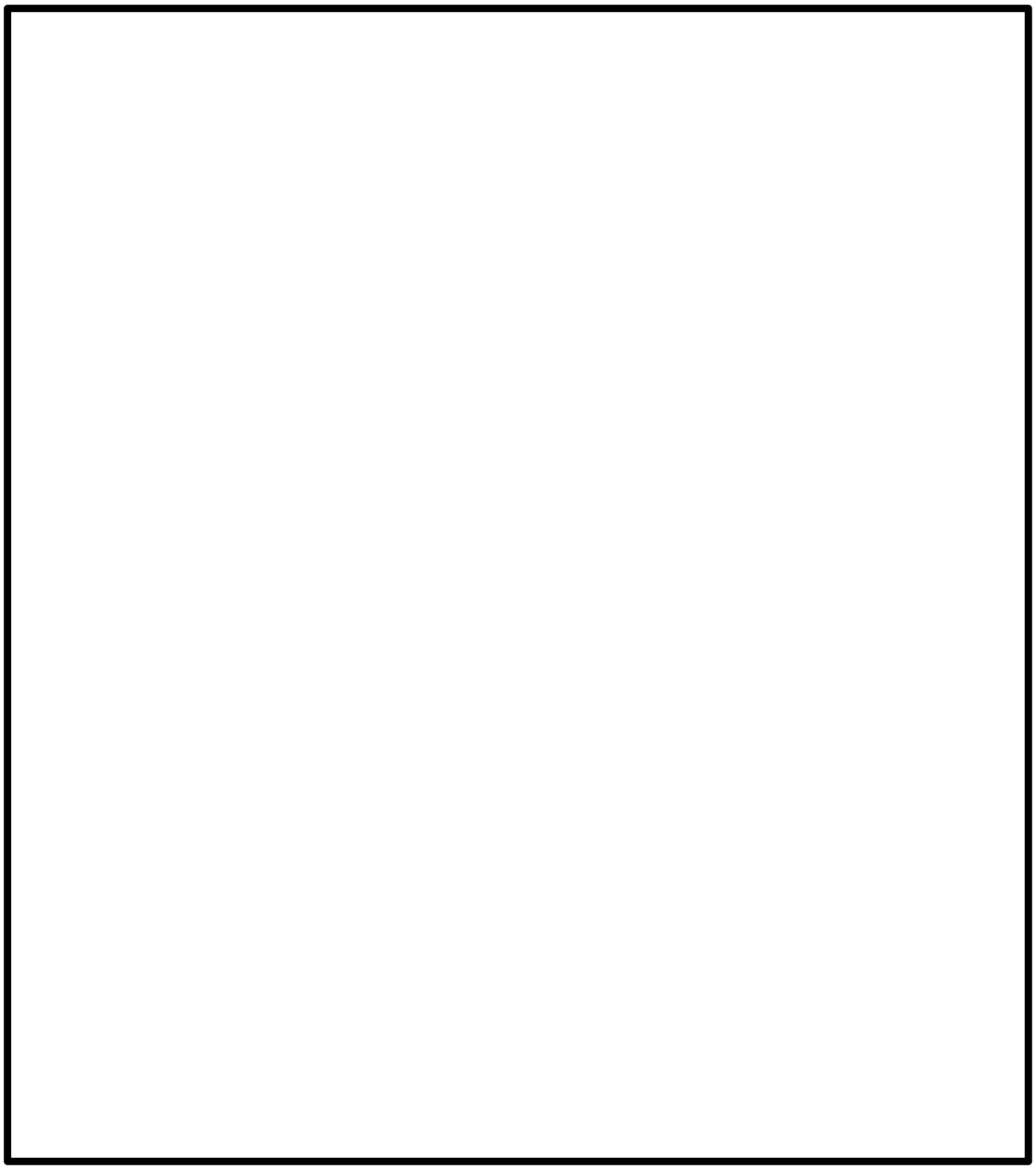


図 4.5-1　起動試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

表 4.5-2　80 万 kWe 級ＢＷＲ４での制御棒価値の測定結果と解析結果の比較

（単位：％Δk/kk’）

	解析値	実測値	偏差 （解析－実測）	相対偏差(%) （偏差／実測値）
ケース１				
ケース２				
ケース３(MOX 有)				
ケース４(MOX 無)				

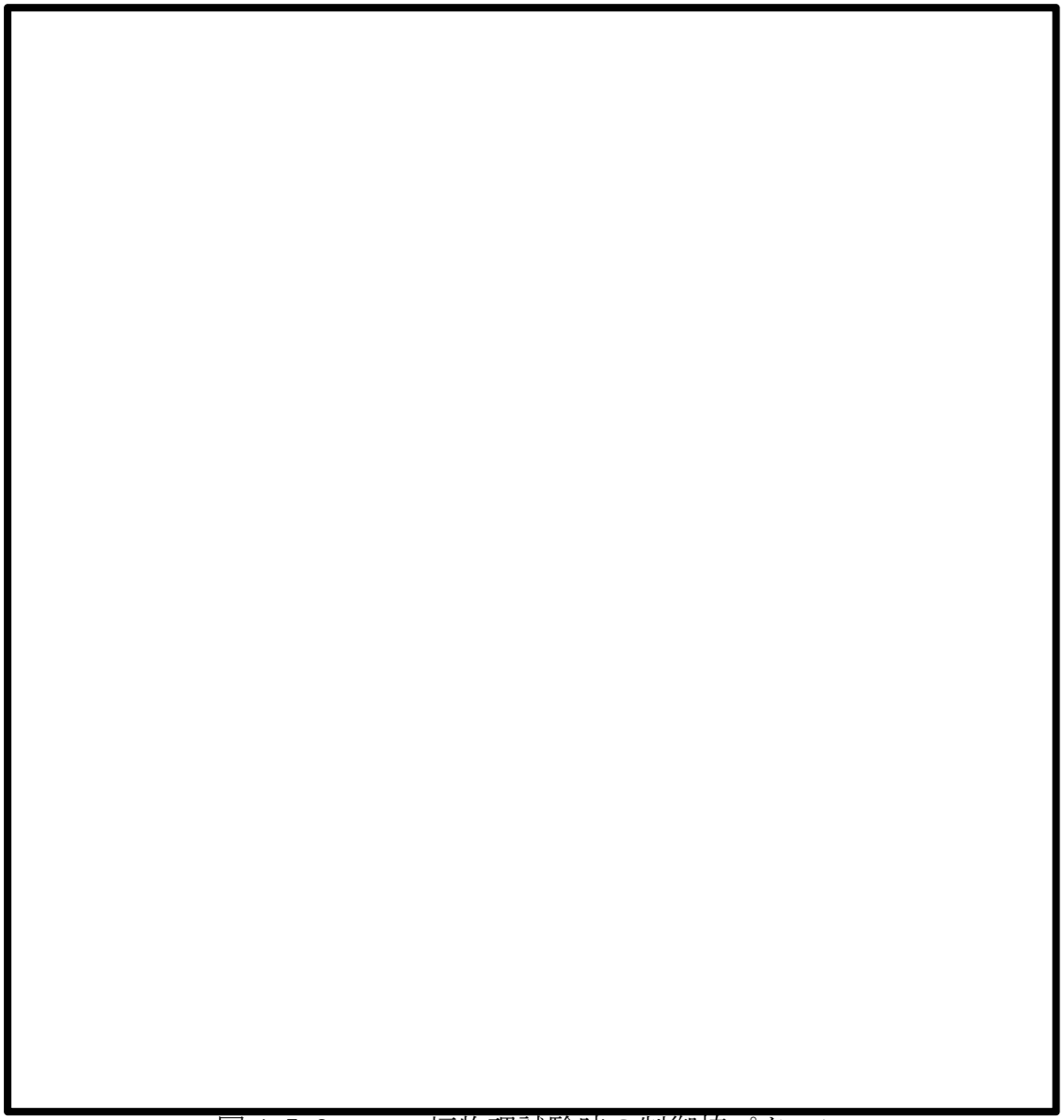


図 4.5-2　　炉物理試験時の制御棒パターン

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

4.6　実機解析への適用性

運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」の重要現象に対して実施したＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの妥当性確認が，実機解析に適用可能であることを述べる。

制御棒の反応度効果については，実機炉心での測定試験との比較により確認されていることから実機への適用において問題はない。

ドップラ反応度フィードバック効果については，軽水炉を模擬したSPERT-ⅢE 炉心での試験により確認している。加えて，ドップラ反応度係数を算出する際に使用されるドップラ係数についても Hellstrand によって実施されたＢＷＲ燃料と同じウラン酸化物棒での試験による結果と比較していることから，実機の適用において問題はない。

以上から，本章に記載している妥当性確認結果は，ＢＷＲプラントへの適用性を有するとともに，実機ＢＷＲの「反応度の誤投入」に関する有効性評価解析への適用性を有することを確認した。

5. 有効性評価への適用性

5.1　不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

４章の妥当性確認において得られた重要現象に対する不確かさと，その不確かさが運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の燃料エンタルピ最大値へ与える影響を表 5.1-1 に示す。

5.1.1　重要現象に対する不確かさが評価指標に与える影響

(1) 核分裂出力

核分裂出力は，空間領域は誤引抜制御棒を炉心中心とした二次元（RZ）解析，時間領域は一点近似の中性子動特性方程式を解くことにより求めている。三次元から二次元（RZ）への縮約に当たっては三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによる炉心内中性子束分布を重み付けとして用い，二次元領域内の三群核定数，動特性パラメータを求めている。ドップラ反応度については時間依存の出力分布変化を取り込んだ上で炉心一点に縮約し，一点近似中性子動特性方程式に使用している。なお，制御棒引き抜きによる投入反応度は，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにより算出し，上記の一点近似動特性解析へ入力する。

核分裂出力の不確かさは，事象過程での核分裂出力変化の支配要因である動特性パラメータを含む核定数と同核定数に基づく反応度フィードバック効果（ボイド，ドップラ），及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれることから，ここでは考慮しない。反応度フィードバック効果のうち，ボイド反応度は，保守側に考慮しないこととしているため，影響があるのはドップラ反応度である。これらを含めたドップラ反応度の不確かさについては，SPERT-ⅢE 炉心実験との比較におい

て，ＡＰＥＸは試験値と測定誤差範囲内で同程度となっている。

(2) 出力分布変化

ＡＰＥＸコードでは，制御棒引き抜きに伴う径方向及び軸方向の出力分布の変化を，二次元（RZ）計算により評価している。二次元（RZ）各領域の核定数は，三次元の中性子束分布を重みとした領域平均の縮約値を用いている。

この縮約過程において，径方向出力分布及び軸方向出力分布に基づく不確かさが生じるものの，解析では引抜制御棒価値を厳しく設定し，さらに局所ピーキング係数は炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度０GWd/t での値）を用いており，このような保守的な解析条件によって，最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の燃料エンタルピを評価することから，出力分布変化の不確かさは考慮しない。なお，二次元（RZ）体系の本事故シーケンスへの適用性については，添付２で説明する。

(3) 制御棒反応度効果

引抜制御棒反応度及びスクラム反応度による制御棒反応度効果は，図 3.4-2 に示すように，三次元核熱水力拡散計算コードによる実効増倍率計算により求めているため，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードの不確かさに依存する。

制御棒反応度の不確かさについては，起動試験時及び炉物理試験時に行われた制御棒価値の測定結果と解析結果の比較例から，TGBLA Ver.3-LOGOS Ver.5 の制御棒価値の不確かさが約９％以下であることが示されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

また，実効遅発中性子割合の不確かさは，単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では，実効遅発中性子割合の不確かさは MISTRAL 臨界試験の比較から，約４％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

(4) 反応度フィードバック

反応度フィードバックのうち，ドップラ係数の不確かさは，単位燃料集合体核特性計算コードの不確かさに依存する。TGBLA Ver.3 では，ドップラ係数の不確かさはHellstrandの試験等との比較から，約７～９％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

また，実効遅発中性子割合の不確かさは(3)にて述べたとおり，約４％と評価されている。これを踏まえて，解析を行う必要がある。

なお，ボイド反応度フィードバック効果については，「3.3 解析モデル」にて説明したとおり，ＡＰＥＸコードでは考慮しないモデルとしている。

(5) 燃料棒内温度変化

「反応度投入事象評価指針」において，燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は０％と報告されており，「制御棒落下」より事象が緩やかな本事故シーケンスについても，影響はほとんど生じないと考えられることから，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(6) 燃料棒表面熱伝達

燃料棒表面熱伝達の不確かさは，除熱量の評価に影響を与えるが，「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく，膜沸騰に至ることなく事象は収束する。また，サブクール沸騰に伴う熱伝達係数の向上は考慮せずに，液相エンタルピが飽和状態に達するまでは単相液相状態であるという保守的条件にて熱伝達を計算している。このため，燃料棒表面熱伝達は，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

(7) 沸騰遷移

本事故シーケンスにおける事象を通じての表面熱流束は，限界熱流束に対して十分小さくなっていることから，沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピ解析結果に影響することはないため，コードの不確かさ要因としては考慮しないこととする。

表 5.1-1(1)　重要現象の不確かさ(1/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	核分裂出力	・一点近似動特性モデル(炉出力) ・出力分布は二次元拡散モデル ・核定数は三次元体系の炉心を空間効果を考慮し二次元体系に縮約	考慮しない	ドップラ反応度フィードバック及び制御棒反応度効果の不確かさに含まれる。
	出力分布変化	・二次元（RZ）拡散モデル ・エンタルピステップの進行に伴う相対出力分布変化を考慮	考慮しない	解析では制御棒引き抜きに伴う反応度印加曲線を厳しく設定し，さらに局所出力ピーキング係数は対象領域にある燃料の燃焼寿命を考慮した最大値(燃焼度 0 GWd/t での値)を用いるといった保守的なモデルを適用していることから，出力分布変化の不確かさは考慮しない。
	反応度フィードバック効果	・ドップラ反応度フィードバック効果は出力分布依存で考慮 ・熱的現象は断熱，ボイド反応度フィードバック効果は考慮しない	・ドップラ反応度フィードバック効果：７～９％ ・実効遅発中性子割合：４％	実験によるとドップラ反応度フィードバックの不確かさは７～９％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。 また，臨界試験との比較により，実効遅発中性子割合の不確かさは約４％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。
	制御棒反応度効果	・三次元拡散モデル ・動特性計算では外部入力	・制御棒反応度：９％ ・実効遅発中性子割合：４％	制御棒反応度の不確かさは約９％程度あることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。 また，臨界試験との比較により，実効遅発中性子割合の不確かさは約４％と評価されていることから，これを踏まえて解析を行う必要がある。

表 5.1-1(2)　重要現象の不確かさ(2/2)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	・熱伝導モデル ・燃料ペレット-被覆管ギャップ熱伝達モデル	考慮しない	「反応度投入事象評価指針」において燃料棒内メッシュの「制御棒落下」解析結果への影響は０％と報告されており，類似の事象である本事故シーケンスについても，影響はほとんど生じない。
	燃料棒表面熱伝達	・単相強制対流：Dittus-Boelter の式 ・核沸騰状態：Jens-Lottes の式 ・膜沸騰状態(低温時)：ＮＳＲＲの実測データに基づいて導出された熱伝達相関式	考慮しない	「反応度の誤投入」事象は挙動が緩やかであるために出力上昇も小さく，事象発生後はスクラム反応度印加により速やかに収束するため，除熱量に不確かさがあるとしても，燃料エンタルピの最大値に対する影響はほとんどない。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式	考慮しない	事象を通じての表面熱流束は限界熱流束に対して十分小さくなっていることから，沸騰遷移の判定式の不確かさが燃料エンタルピの最大値に与える影響はほとんどない。

5.1.2　重要現象の不確かさに対する感度解析

5.1.1 節で示した重要現象の不確かさのうち，ドップラフィードバック効果，制御棒反応度効果については，不確かさにより評価指標である燃料エンタルピの最大値が大きくなる可能性があることから，不確かさが印加反応度時の燃料エンタルピ最大値に与える影響の程度を確認するため，135 万 kWe 級ＡＢＷＲと 110 万 kWe 級ＢＷＲ５の代表２プラントについて，運転停止中原子炉における「反応度の誤投入」事象の感度解析を実施した。

感度解析におけるふり幅は以下とする。

- ドップラ反応度（±10%）
- 引抜制御棒反応度曲線（1.1 倍，0.9 倍）
- スクラム反応度曲線（1.1 倍，0.9 倍）
- β（実効遅発中性子割合）（1.1 倍，0.9 倍）

表 5.1.2-1，表 5.1.2-2 に，これらのパラメータを最確値としたケースをベースケースとした，感度解析結果を示す。

(1) ＡＢＷＲ

ＡＢＷＲにおける投入反応度の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-1 に示した。

・ベースケース

投入反応度は 0.55 ドルである。

・ドップラ効果，スクラム反応度価値の感度（ケース１，３）

投入反応度は 0.55 ドルでベースケースからの感度はほとんどなかった。

・引抜制御棒反応度価値の感度（ケース２）

投入反応度は下記となった。

反応度価値＋10％で 0.56 ドル

反応度価値－10％で 0.53 ドル

・β(実効遅発中性子割合)の感度（ケース４）

投入反応度は下記となった。

実効遅発中性子割合＋10％で 0.53 ドル

実効遅発中性子割合－10％で 0.56 ドル

以上から，ＡＢＷＲでは，ドップラ反応度，スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく，また，引抜制御棒反応度価値，β（実効遅発中性子割合)の不確かさの影響はわずかである。

上記にて，重要物理現象の不確かさが投入反応度に与える影響を確認した。

(2) ＢＷＲ５

ＢＷＲ５における燃料エンタルピ最大値の感度解析の結果を示す。まとめは表 5.1.2-2 に示した。

・ベースケース

燃料エンタルピ最大値は 35kJ/kgUO_2（増分：27kJ/kgUO_2）である。

・ドップラ効果の感度（ケース１）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

ドップラ効果＋10％で 34kJ/kgUO_2(増分：26kJ/kgUO_2)

ドップラ効果－10％で 36kJ/kgUO_2(増分：28kJ/kgUO_2)

・引抜制御棒反応度価値の感度（ケース２）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度価値＋10％で 48kJ/kgUO_2(増分：40kJ/kgUO_2)

反応度価値－10％で 25kJ/kgUO_2(増分：17kJ/kgUO_2)

・スクラム反応度価値の感度（ケース３）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

反応度価値＋10％で 33kJ/kgUO_2(増分：25kJ/kgUO_2)

反応度価値－10％で 37kJ/kgUO_2(増分：29kJ/kgUO_2)

・β(実効遅発中性子割合)の感度（ケース４）

燃料エンタルピ最大値は以下となった。

実効遅発中性子割合＋10％で 31kJ/kgUO_2(増分：23kJ/kgUO_2)

実効遅発中性子割合－10％で 40kJ/kgUO_2(増分：32kJ/kgUO_2)

以上から，ＢＷＲ５では，ドップラ反応度，スクラム反応度の不確かさの影響はほとんどなく，また，引抜制御棒反応度価値及びβ(実効遅発中性子割合)の不確かさの影響はわずかである。

上記にて，重要物理現象の不確かさが燃料エンタルピに与える影響を確認した。

なお，解析条件の不確かさではあるが，事象開始からスクラムまでの制御棒引き抜き量は，事象発生時の初期出力に依存することから，

初期出力をベースケース（定格の 10^{-8}）の 10 倍，1/10 倍とした感度解析を行った。初期出力のふり幅は，「反応度投入事象評価指針」の「Ⅲ．ＢＷＲに関する感度解析」にて評価された条件と同一とした。また，初期燃料温度の不確かさは燃料エンタルピ初期値に影響を与えることから，初期燃料温度（ベースケース：20℃）を制御棒引き抜き操作時に取り得る減速材温度を考慮して 60℃とした感度解析を行った。

その結果，ＡＢＷＲにおける初期出力による投入反応度の感度解析結果では，初期出力 10 倍で 0.55 ドル，初期出力 1/10 倍で 0.54 ドル，初期燃料温度 60℃で 0.57 ドルとなった。また，ＢＷＲ５における初期出力による燃料エンタルピ最大値の解析結果では，初期出力 10 倍で 14kJ/kgUO_2(増分：６kJ/kgUO_2)，初期出力 1/10 倍で 74kJ/kgUO_2(増分：66kJ/kgUO_2)，初期燃料温度 60℃で 46kJ/kgUO_2(増分：31kJ/kgUO_2)となった。

これから，初期出力，初期燃料温度の初期解析条件の不確かさにより，投入反応度，燃料エンタルピへの影響が生じるが，「反応度投入事象評価指針」に示された燃料の許容設計限界値等を超えることはなく，燃料の健全性は維持されることを確認した。

5.2　不確かさの取り扱いについて（運転操作の観点）

停止時の制御棒の誤引抜は，起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号の発生により，自動的にスクラムされ，事象は未臨界となり収束することから，運転員の操作を介しない。

したがって，ＡＰＥＸ－ＳＣＡＴコードの不確かさは，運転操作に影響を与えない。

表 5.1.2-1 ＡＢＷＲ代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒 反応度価値	スクラム 反応度価値	β（実効遅発中性 子割合）	投入反応度［ドル］
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	0.55
1-1	絶対値+10%	最確値	最確値	最確値	0.55
1-2	絶対値-10%	最確値	最確値	最確値	0.55
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	0.56
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	0.53
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	0.55
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	0.55
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	0.53
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	0.56

表 5.1.2-2 ＢＷＲ５代表プラントの停止時の制御棒の誤引き抜き事象の感度解析

ケース	ドップラ効果	引抜制御棒反応度価値	スクラム反応度価値	β（実効遅発中性子割合）	燃料エンタルピ最大値		燃料エンタルピ増分の最大値	
					解析値 [kJ/kgUO_2]	判断基準 [kJ/kgUO_2]	解析値 [kJ/kgUO_2]	判断基準 [kJ/kgUO_2]
ベース	最確値	最確値	最確値	最確値	35	272	27	167
1-1	絶対値＋10%	最確値	最確値	最確値	34		26	
1-2	絶対値－10%	最確値	最確値	最確値	36		28	
2-1	最確値	1.1 倍	最確値	最確値	48		40	
2-2	最確値	0.9 倍	最確値	最確値	25		17	
3-1	最確値	最確値	1.1 倍	最確値	33		25	
3-2	最確値	最確値	0.9 倍	最確値	37		29	
4-1	最確値	最確値	最確値	1.1 倍	31		23	
4-2	最確値	最確値	最確値	0.9 倍	40		32	

6. 参考文献

(1) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社東芝, TLR-017 改訂３ 平成 11 年２月)

(2) 「沸騰水型原子力発電所 反応度投入事象解析手法について」(株式会社日立製作所, HLR-012 訂３ 平成 11 年２月)

(3) "SPERT Reactivity Tests",NEDO-20315,February 1974.

(4) "The Temperature Coefficient of the Resonance Integral for Uranium Metal and Oxide",Nucl.Sci.Eng.,8,497(1960), E.Hellstrand, et. al.

(5) MOX 燃料炉物理試験 MISTRAL の解析, 日本原子力学会和文論文誌, Vol.2, No.1 (2003) 380., 石井(他)

(6) 「沸騰水型原子力発電所　燃料集合体核特性計算手法」(株式会社東芝, TLR-006 改訂１ 平成 20 年９月)

(7) 「沸騰水型原子力発電所　三次元核熱水力計算コードの概要」(株式会社東芝, TLR-007 改訂１ 平成 20 年９月)

添付１　入力項目リスト

入力項目リスト

解析コード	分類	入　力　項　目
ＡＰＥＸ	初期条件	初期炉心条件(燃料温度，原子炉出力等)
	炉心データ	炉心幾何形状
		制御棒価値
		スクラム反応度
	燃料データ	ドップラ反応度係数
		動特性パラメータ
		拡散計算用核定数
		燃料物性データ
ＳＣＡＴ	初期条件	初期条件(圧力，流量等)
	炉心データ	APEX の出力(炉心平均出力変化，炉心出力分布)
	燃料データ	燃料集合体幾何形状
		燃料集合体熱水力データ
		燃料物性データ
		ギャップ熱伝達係数
		ペレット径方向出力分布
		局所出力ピーキング係数

添付２　二次元（RZ）モデルの適用性

1. はじめに

3.3.1 節で示したように，「反応度の誤投入」事象の解析に適用するコードのうち，炉心動特性挙動を解析するＡＰＥＸコードでは，二次元（RZ）モデルを適用しており，４章に示したように，ＡＰＥＸコードの妥当性確認を行っている。本添付においては，二次元（RZ）モデルの適用性について補足的説明を行う。

2. 二次元（RZ）モデルの適用の考え方

ＡＰＥＸコードでは，制御棒引き抜き時の炉心動特性挙動について炉心平均出力の過渡変化を一点近似動特性モデルで，また出力の炉心空間分布を二次元（RZ）モデルにて扱っている。この際の各物理的項目のモデリングに基づいて，以下にその適用性を示す。

①　一点近似動特性モデルにおける反応度のうち，制御棒引き抜きに伴う反応度印加，スクラム制御棒挿入に伴う反応度印加については，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードによって評価した結果を適用している。

②　解析対象となる炉心を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードにて評価した結果得られるノードごとの核定数(組成及び燃焼度の三次元的空間分布)を，同評価結果により得られる三次元中性子束分布にて加重平均して二次元（RZ）領域へ配分する。また，誤引抜制御棒廻りの挙動が正確に評価できるように，別途，同制御棒周りの領域を選択の上で縮約する。

③　②の縮約過程では引抜制御棒位置及びその周辺領域を複数に分けて縮約すること，また，三次元計算の反応率を保存して複数の領域の核定数を作成することで，領域平均の出力分布を評価している。

④　②にて設定された二次元（RZ）体系において，エネルギ三群拡散方程式を適用して，中性子空間分布を求める。この中性子空間分布に基づいてノードごとのドップラ反応度を算出し，中性子空間分布とドップラ反応度分布双方の収束計算を実施する。

⑤　①にて求められた反応度変化を外部入力として，一点近似動特性モデルを適用して炉心平均出力の過渡変化を求める。この際に用いている反応度変化のうち，今回の事象で支配的な引抜制御棒反応度，スクラム反応度については，引き抜かれる制御棒の三次元的な位置に依存する影響を考慮している。

⑥　燃料エンタルピの最大値は，最高出力燃料集合体の最高出力燃料棒の出力変化を評価することから，局所ピーキング係数も重要となるが，ＡＰＥＸコードでは解析結果における保守性を担保するために，炉心に装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値（燃焼度０GWd/t での値）を固定入力として設定している。

⑦　②及び③の縮約過程では，径方向出力分布及び軸方向出力分布に不確かさが生じるものの，解析では引抜制御棒価値を解析結果が厳しくなる側に設定し，さらに⑥により局所ピーキング係数を炉心に

装荷されている燃料の燃焼寿命を通じた最大値を用いていることから，本事故シーケンスでの燃料エンタルピ評価において二次元（RZ）モデルは適用性を有している。

添付３　検出器モデル

1.　はじめに

本事故シーケンスでは，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，中間領域計装（以下「ＩＲＭ」という。）の中性子束高信号，又は起動領域計装（以下「ＳＲＮＭ」という。）の原子炉周期短信号が発生して原子炉スクラムし，事象が収束する。

ここでは，ＩＲＭ及びＳＲＮＭによるスクラム信号発生をＡＰＥＸコードで模擬するモデルについて説明する。

2.　ＩＲＭモデル

ＩＲＭプラントにおいては，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，ＩＲＭのレンジ１の中性子束高スクラム設定点(フルスケールの120/125)でスクラム信号が発生するとしている。また，ＩＲＭ応答はＡ系とＢ系の２系統に配分され，Ａ系とＢ系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

今回の有効性評価では，ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの5/125)に対応する熱中性子束は，[redacted]と設定した。定格出力時の炉心平均熱中性子束は約$3.4 \times 10^{13}\mathrm{cm^{-1} \cdot s^{-1}(nv)}$(９×９燃料(Ａ型)の代表的な値)であることから，ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力は以下と設定した。

①　ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する熱中性子束設定値：[redacted]

②　定格出力時の炉心平均熱中性子束(９×９燃料(Ａ型)の代表的な値)：$3.4 \times 10^{13}\mathrm{cm^{-1} \cdot s^{-1}(nv)}$

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

③　ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの 5/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：

[redacted] (定格に対する比)

ＩＲＭは原子炉内に局所的に配置されており，本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，ＩＲＭの応答も局所的な影響を受ける。一方，ＡＰＥＸコードは一点近似動特性モデルを用いており，ＩＲＭ応答の局所性を直接には考慮することができないため，炉心平均出力が，ＩＲＭ応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点でスクラム信号が発生するとしている。

添付図 3.2-1 に，80 万 kWe 級ＢＷＲ５を対象とした反応度誤投入発生時を想定し，炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における，ＩＲＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

Ａ系及びＢ系ともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＩＲＭ検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は，Ａ系で約 0.10，Ｂ系で約 0.16 となる。今回の有効性評価では，出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また，ＩＲＭ検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく，添付図 3.2-2 に示すとおり，低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するＩＲＭ検出器位置の熱中性子束比は約３である。

以上の検討から，反応度誤投入有効性評価におけるＩＲＭプラントのスクラム設定点に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

① ＩＲＭのレンジ１下限(フルスケールの５/125)に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：[redacted](定格に対する比)

② ＩＲＭ検出器周囲の出力ピーキング係数：0.01

③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数：３

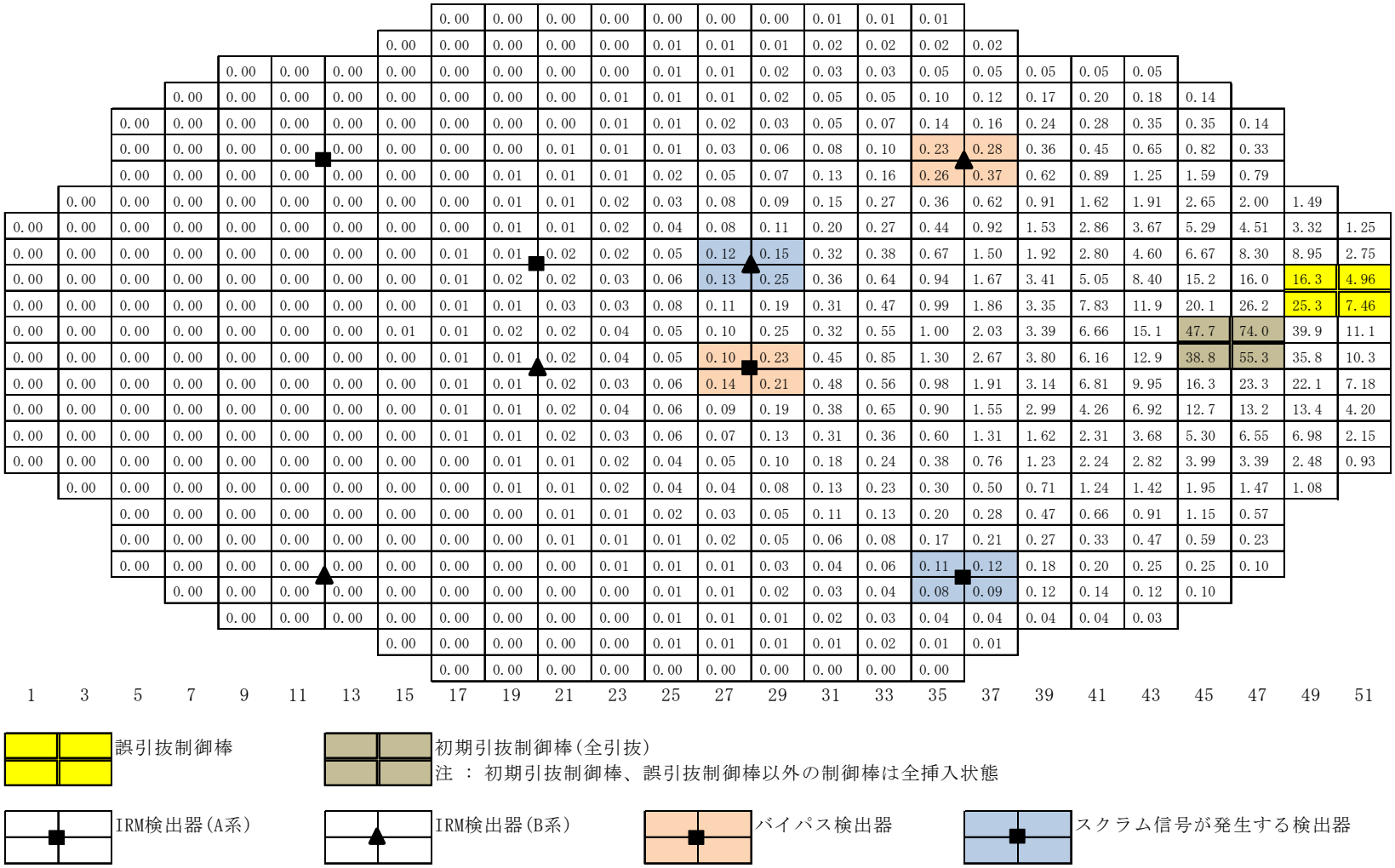
④ ＩＲＭのレンジ１下限に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

[redacted](定格に対する比)

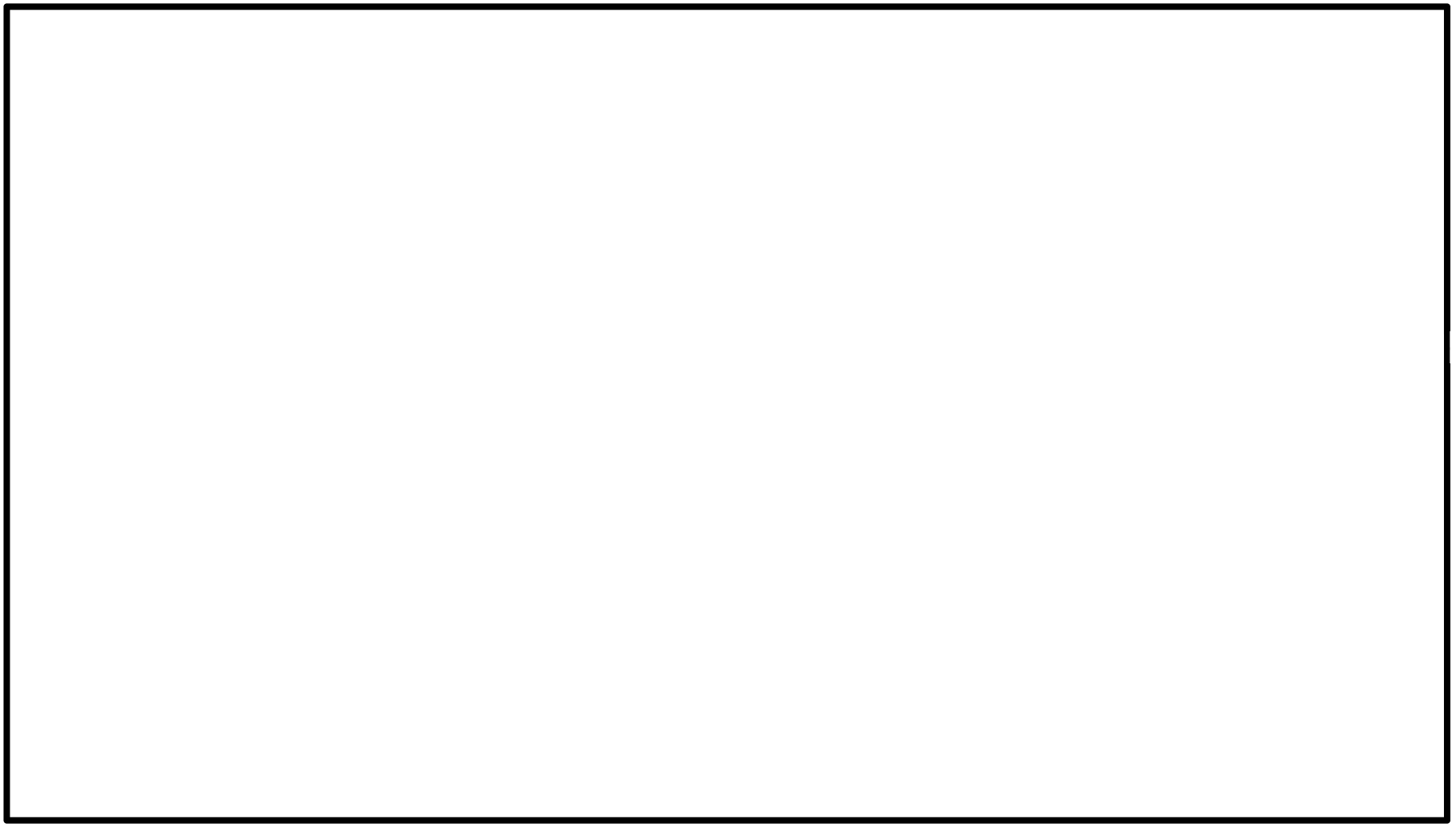
⑤ ＩＲＭのレンジ１中性子束高スクラム設定点に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

④ $\times \frac{120/125}{5/125} =$ [redacted](定格に対する比)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 3.2-1　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＩＲＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(80 万 kWe 級ＢＷＲ５)



添付図 3.2-2　格子平均中性子束に対する IRM 位置の熱中性子束比
（９×９燃料（Ａ型），低温時，制御棒挿入状態）

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

3.　ＳＲＮＭモデル

ＳＲＮＭプラントにおいては，制御棒引き抜きに伴い出力が上昇した後，ＳＲＮＭの原子炉周期短(中間領域においてペリオド 10 秒)でスクラム信号が発生するとしている。また，ＢＷＲ５ではＳＲＮＭ応答はＡ系とＢ系の２系統に区分され，Ａ系とＢ系のそれぞれでスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。ＡＢＷＲではＳＲＮＭ応答は区分Ⅰ，Ⅱ，Ⅲ，Ⅳの４系統に区分され，４系統のうち２系統でスクラム信号が発生すると原子炉はスクラムする。

反応度誤投入有効性評価においては，ＢＷＲ５ではＡ系とＢ系それぞれで誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件を仮定している。また，ＡＢＷＲでは以下の添付表 3.3-1 に示すＳＲＮＭ区分，及び，添付表 3.3-2 に示すバイパスグループ区分に従い，各バイパスグループで誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件を仮定している。

添付表 3.3-1　ＡＢＷＲのＳＲＮＭ区分

区分	Ⅰ	Ⅱ	Ⅲ	Ⅳ
ＳＲＮＭチャンネル	Ａ，Ｅ，Ｊ	Ｂ，Ｆ	Ｃ，Ｇ，Ｌ	Ｄ，Ｈ

添付表 3.3-2　ＡＢＷＲのＳＲＮＭバイパスグループ区分

バイパスグループ	Ａ	Ｂ	Ｃ
ＳＲＮＭチャンネル	Ａ，Ｂ，Ｆ，Ｇ	Ｃ，Ｅ，Ｈ	Ｄ，Ｊ，Ｌ

枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

中間領域下限に対応する熱中性子束は，ＩＲＭ検出器の動作領域下限と同等の [redacted] と設定し，2.と同様に，中間領域下限に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)は [redacted] (定格に対する比)と設定した。

また，ＩＲＭと同様に，ＳＲＮＭも原子炉内に局所的に配置されており，本事故シーケンスでは炉心外周部の制御棒が引き抜かれることで局所的に出力が上昇することから，ＳＲＮＭの応答も局所的な影響を受ける。一方，ＡＰＥＸコードは一点近似動特性モデルを用いており，ＳＲＮＭ応答の局所性を直接には考慮することができないため，炉心平均出力が，ＳＲＮＭ応答の局所性を考慮して設定した値に達した時点で中間領域に到達するとしている。

添付図 3.3-1 及び添付図 3.3-2 に，110 万 kWe 級ＢＷＲ５及びＡＢＷＲを対象とした反応度誤投入発生時を想定し，炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における，ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布を三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで解析した結果を示す。

110 万 kWe 級ＢＷＲ５において，Ａ系及びＢ系ともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数(炉心平均値：1.0)は，Ａ系で約 0.01，Ｂ系で約 0.07 となる。

また，ＡＢＷＲにおいて，各バイパスグループともに，誤引抜制御棒に最も近い検出器が１個バイパスされた条件における，ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数は，４区分のうち先に中間領域に到達する区分Ⅲで約 0.04，区分Ⅳで約 0.01 となる。

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

以上から，ＳＲＮＭプラントを対象とした反応度誤投入有効性評価では出力ピーキング係数を 0.01 と設定した。

また，ＩＲＭ検出器と同様，ＳＲＮＭ検出器が配置されている燃料集合体間のギャップ位置は燃料集合体部に比べて熱中性子束が大きく，添付図 3.2-2 に示したとおり，低温時制御棒挿入状態における格子平均中性子束に対するＳＲＮＭ検出器位置の熱中性子束比は約３である。

以上の検討から，反応度誤投入有効性評価におけるＳＲＮＭプラントの中間領域下限に対応する炉心平均出力を下記のとおり設定した。

① 中間領域に対応する出力(ピーキング 1.0 の場合)：[redacted](定格に対する比)

② ＳＲＮＭ検出器周囲の出力ピーキング係数：0.01

③ ギャップ位置の熱中性子束ピーキング係数：３

④ 中間領域に対応する炉心平均出力(ピーキング考慮)：

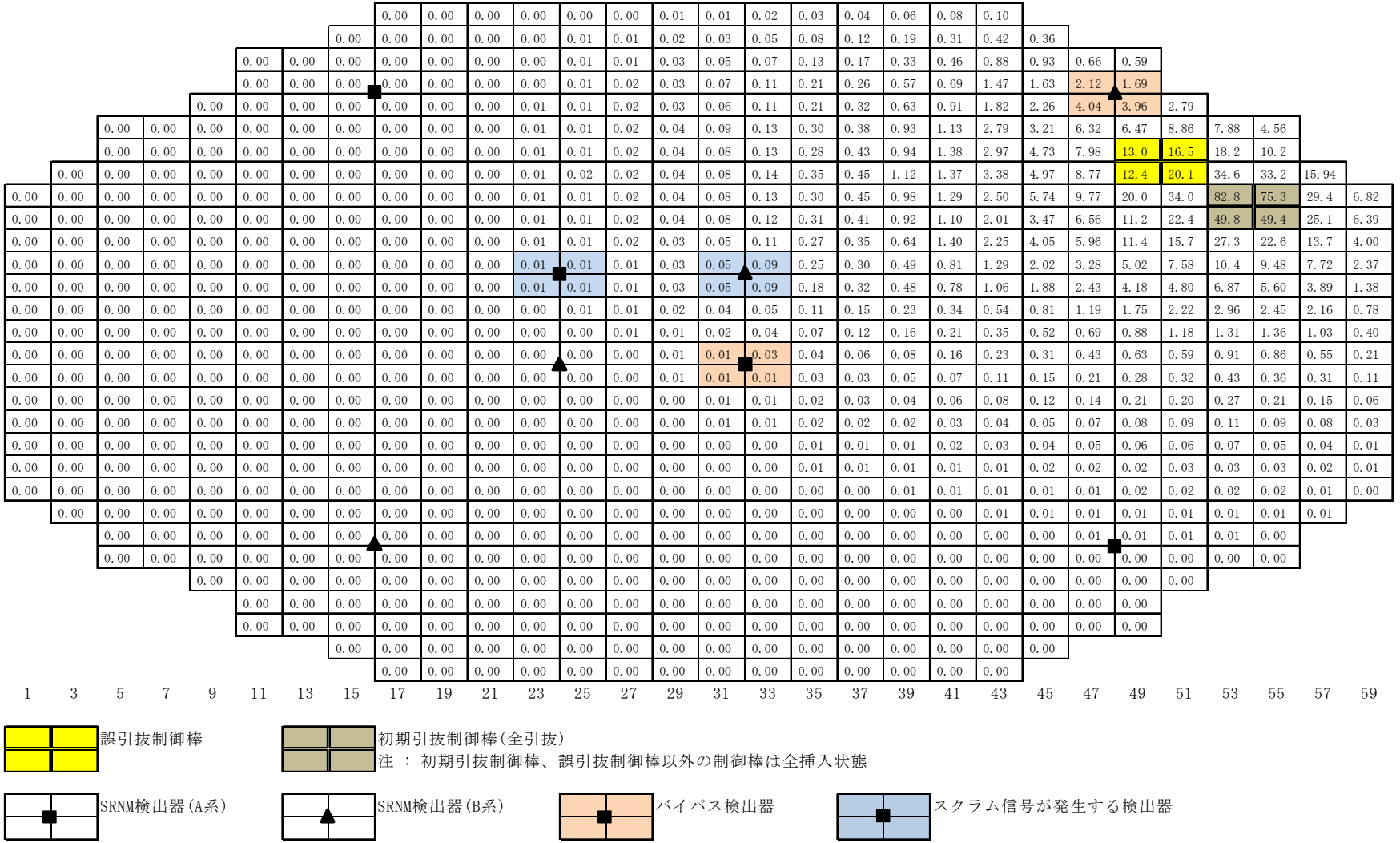
[redacted] (定格に対する比)

ＳＲＮＭプラントでは炉心平均出力が中間領域下限(定格の [redacted])より大きく，かつ，原子炉周期短(ペリオド 10 秒)となる時点でスクラムするとしている。ＡＰＥＸコードでは，ＳＲＮＭ検出器配置の局所性を考慮し，炉心平均出力の増加率に [redacted] を掛けることで，誤引抜制御棒とＳＲＮＭが離れている場合の空間的効果を考慮している。

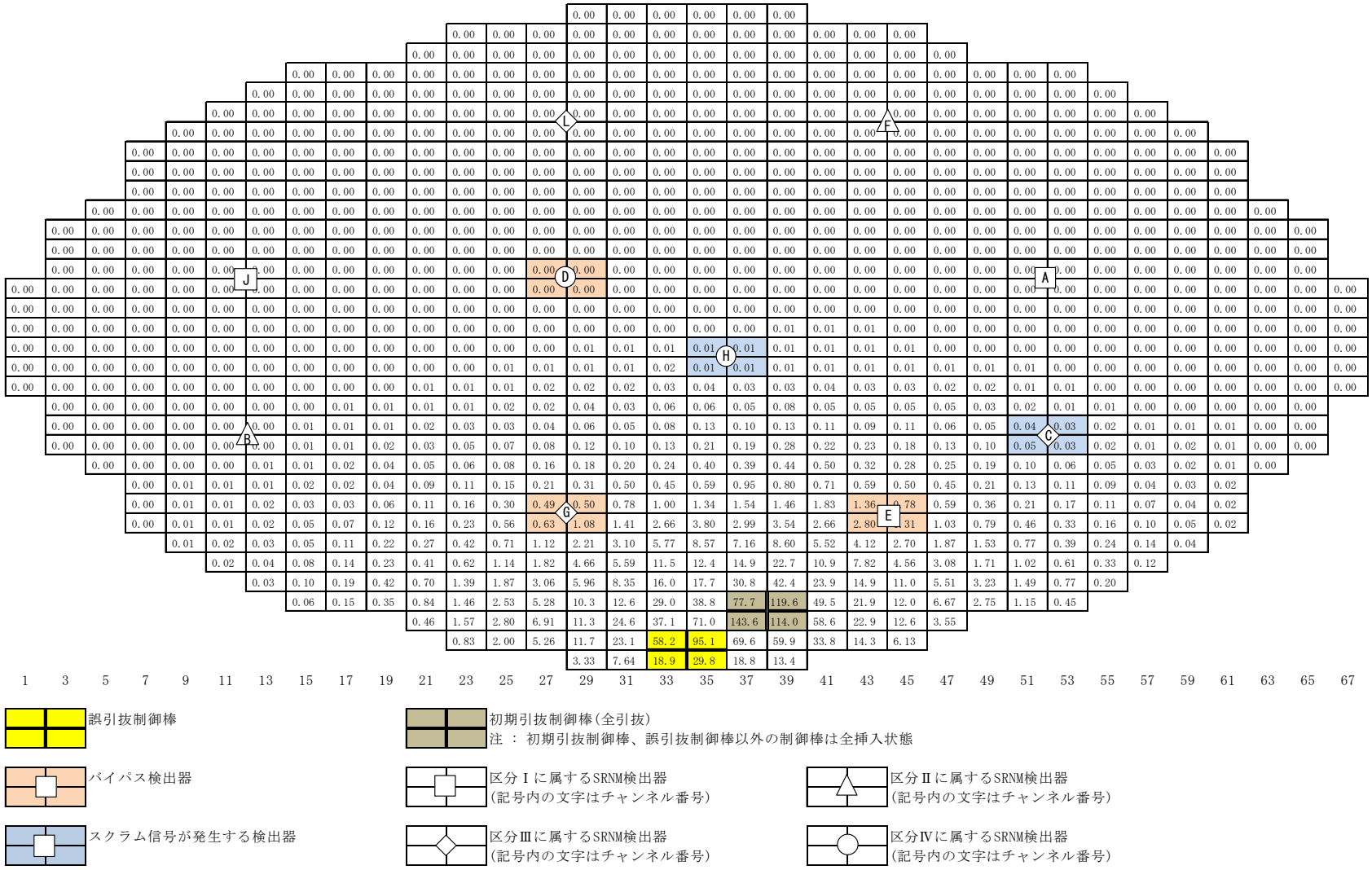
添付図 3.3-3 に，ＡＢＷＲプラントを対象に，反応度誤投入発生時のＳＲＮＭ検出器応答の増加率を三次元動特性解析コードＴＲＡＣＧで

評価した結果を示す。過渡事象を通じた炉心平均出力の増加率に[redacted]を掛けた値は，各ＳＲＮＭ検出器位置の中性子束増加率より小さくなっており，炉心平均出力の増加率に[redacted]を掛けるＡＰＥＸコードの解析方法はスクラム時刻を保守側に評価している。

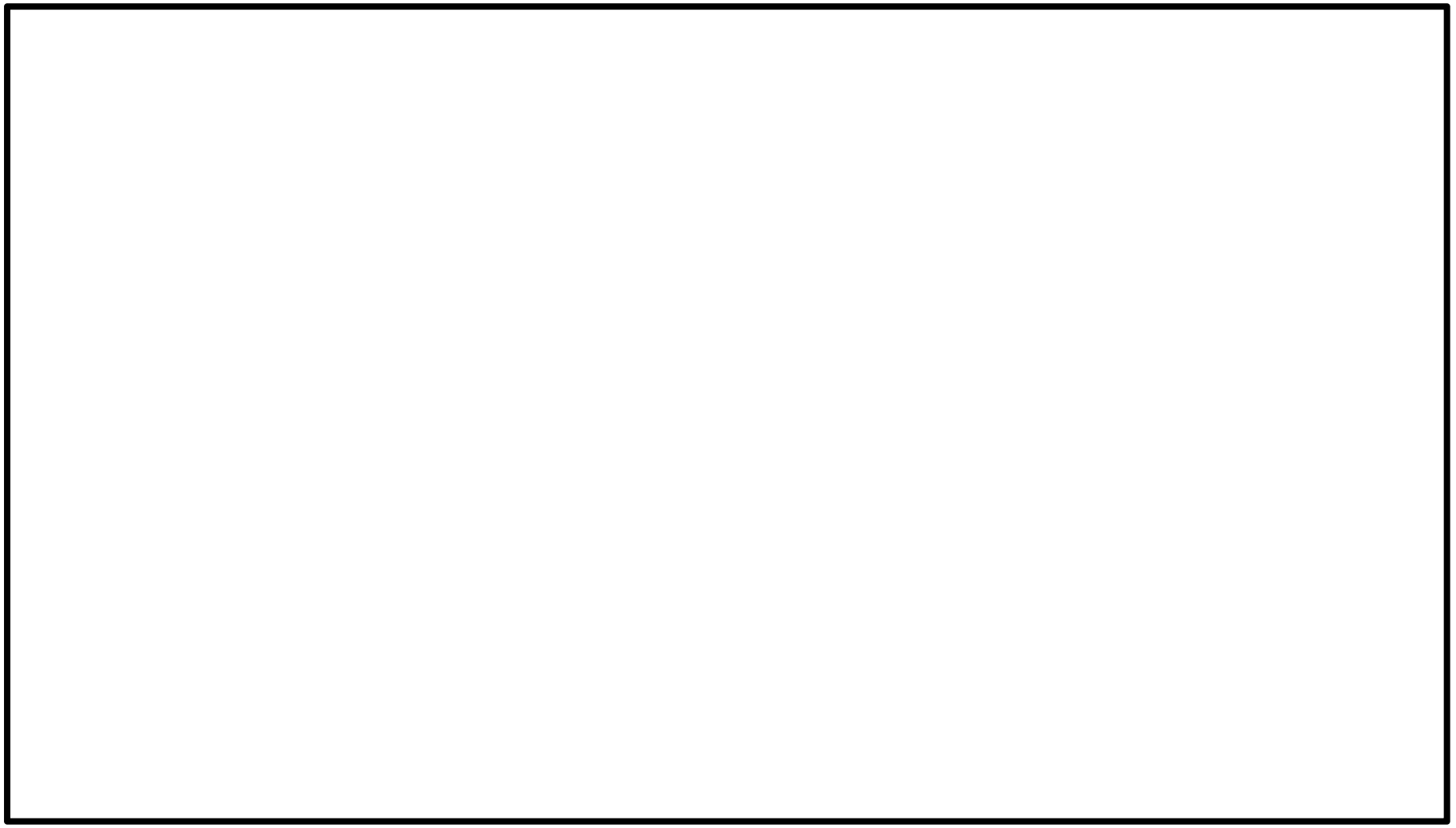
枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



添付図 3.3-1　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布(110 万 kWe 級ＢＷＲ５)



添付図 3.3-2　反応度誤投入発生時に炉心が即発臨界に達するまで制御棒が引き抜かれた状態における
ＳＲＮＭ検出器軸方向位置の炉心径方向出力分布（ＡＢＷＲ）



添付図 3.3-3　反応度誤投入発生時のＳＲＮＭ応答（ＡＢＷＲ）

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

添付４　二次元（RZ）体系への縮約に伴う不確かさの影響評価

1.　はじめに

3.3.1 節にて説明した，ＡＰＥＸコードによる炉心動特性解析において，三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードで求めた炉心を二次元（RZ）体系に縮約する操作に伴う不確かさが解析結果に及ぼす影響を，縮約を介さずに炉心三次元体系で動特性解析を行うことができる三次元動特性解析コードＴＲＡＣＧを用いて影響評価を実施した。

2.　評価条件

80 万 kWe 級ＢＷＲ５を対象に，ＴＲＡＣＧコードを用いて以下の３炉心における反応度誤投入解析を実施し，燃料エンタルピへの影響を評価した。その他の主要な解析条件は，申請解析と同等とした。

ベース　　：反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心

感度解析１：ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，ＡＰＥＸコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させる操作を模擬した炉心

感度解析２：感度解析１を基に，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作を模擬した炉心

添付図 4.2-1 及び添付図 4.2-2 に，ベース炉心及び感度解析用炉心の燃料集合体燃焼度分布を示す。感度解析１用炉心は，ベース炉心から，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させることで，ＡＰＥＸコードの引抜制御棒周囲の核定数を炉心中心に移動させ

る操作を模擬している。また，感度解析２用炉心は，感度解析１用炉心を基に，添付図 4.2-3 に示す炉心領域分けに従って，インポータンスを考慮する上で三次元出力分布重みとして，ノード単位で領域ごとの燃焼度及び履歴水密度を平均化することで，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への断面積縮約操作を模擬している。

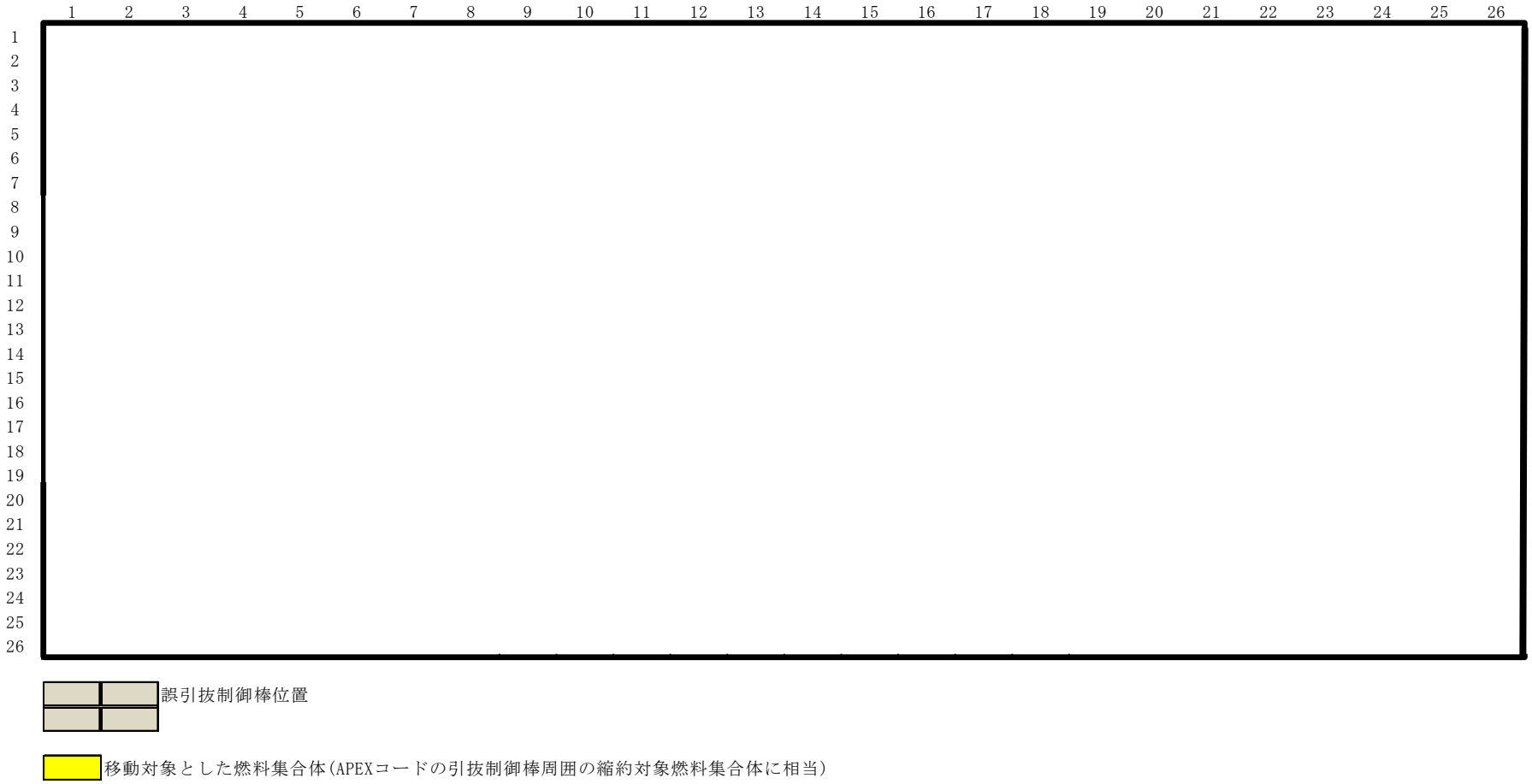
3. 評価結果

添付表 4.3-1 及び添付図 4.3-1 に，反応度誤投入の解析結果を示す。申請解析相当のベース炉心と，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作を模擬した感度解析用炉心で，反応度誤投入の過渡変化挙動はほぼ同等であり，燃料エンタルピへの影響も約 1.0kJ/kgUO_2 程度に留まることから，ＡＰＥＸコードの二次元（RZ）体系への縮約操作に伴う不確かさが，判断指標に対する結論に影響を与えるものでないことを確認した。

添付表 4.3-1　解析結果のまとめ

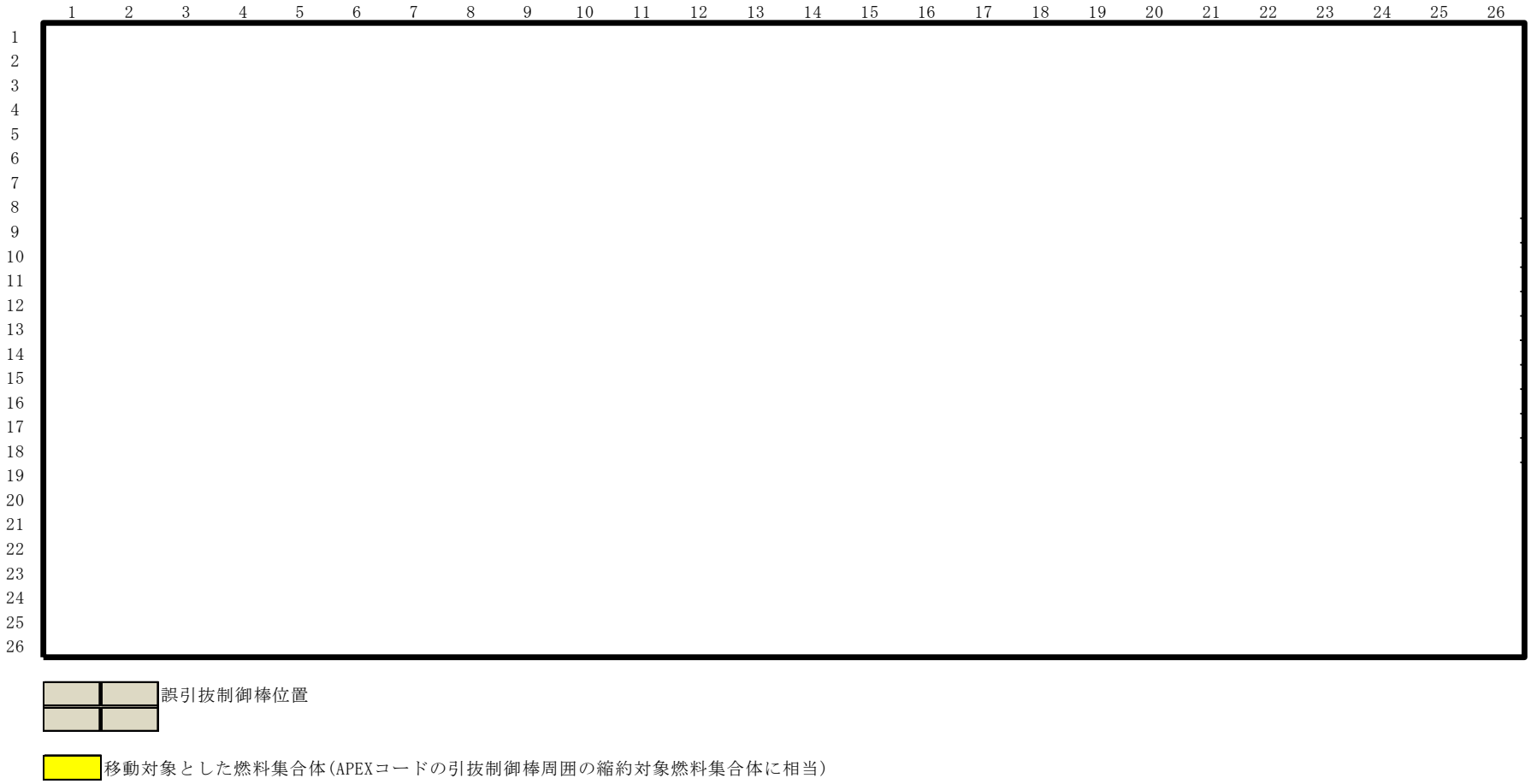
ケース	全反応度の最大値［%Δk］	全反応度の最大値［ドル］	実効遅発中性子割合	炉心平均中性子束の最大値［%定格］	ピーク出力部燃料エンタルピ増分［kJ/kgUO_2］	燃料エンタルピの最大値［kJ/kgUO_2］
申請解析*1	0.69	1.13	0.0061	約 12	約 35	約 49
TRACG（ベース）	0.64	1.10	0.0058	約８	約 33	約 44
TRACG（感度解析 1）	0.63	1.12	0.0057	約８	約 33	約 44
TRACG（感度解析 2）	0.63	1.12	0.0056	約 12	約 32	約 45

*1：APEX コードによる当該炉心の申請解析結果に相当する。



添付図 4.2-1　ベース炉心(反応度誤投入有効性評価の申請解析相当の炉心)の燃焼度分布
(単位 : GWd/t)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。



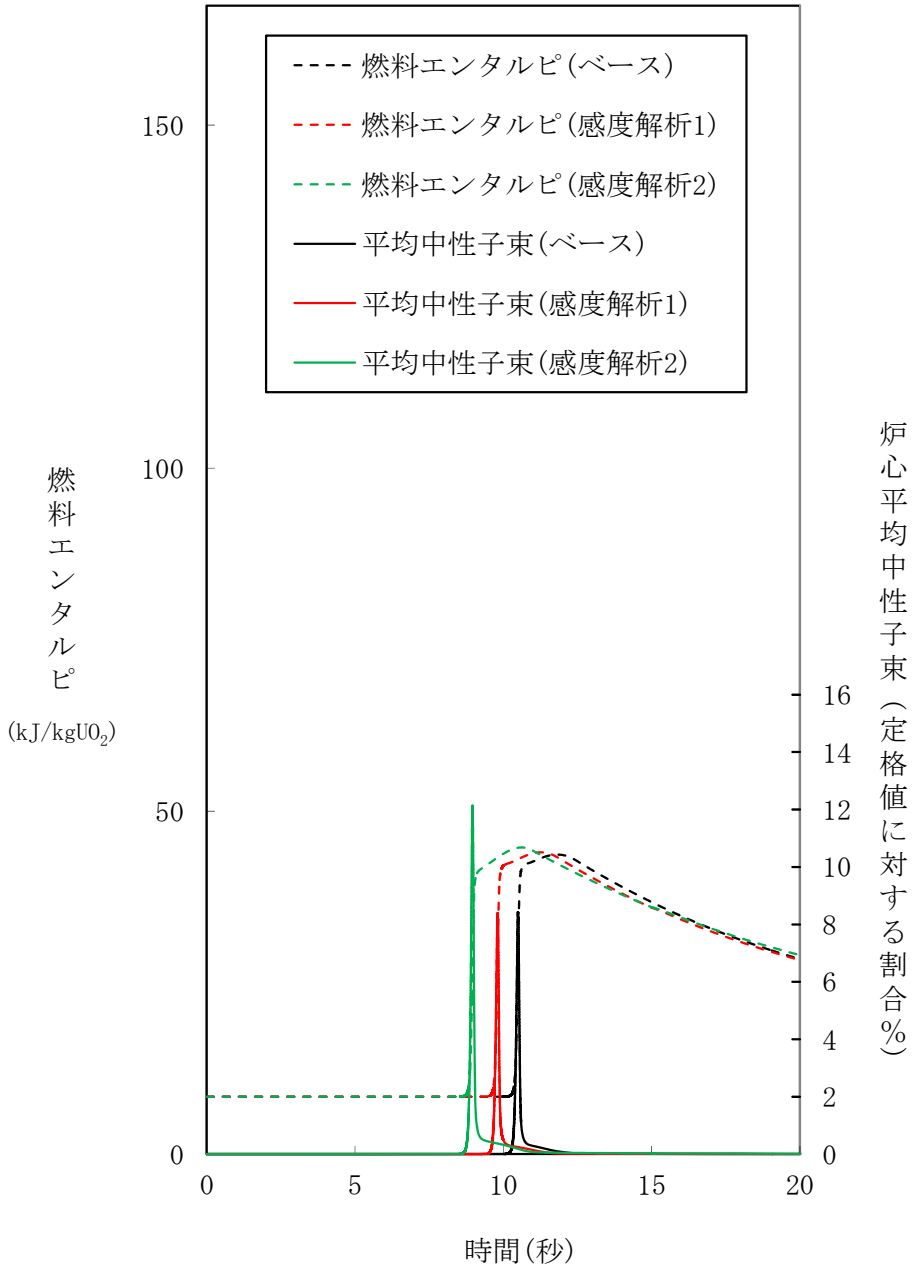
添付図 4.2-2　感度解析１用炉心(ベース炉心を基に，誤引抜制御棒周囲の燃料集合体を炉心中心部に移動させた炉心)の燃焼度分布（単位 ： GWd/t)

枠囲みの内容は商業機密に属しますので
公開できません。

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26
1									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								
2								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
3					9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
4				9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
5			9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9		
6			9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9		
7			9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
8		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9	
9	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
10	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9
11	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
12	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
13	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
14	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	2	1	1	2	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
15	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	3	3	2	2	3	3	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
16	9	9	8	7	6	6	5	5	4	4	4	3	3	3	3	4	4	4	5	5	6	6	7	8	9	9
17	9	9	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	9	9
18	9	9	8	8	7	6	6	5	5	5	4	4	4	4	4	4	5	5	5	6	6	7	8	8	9	9
19		9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9	
20			9	9	8	7	6	6	6	5	5	5	5	5	5	5	5	6	6	6	7	8	9	9		
21			9	9	8	8	7	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	6	7	8	8	9	9		
22			9	9	9	8	8	7	7	6	6	6	6	6	6	6	6	7	7	8	8	9	9	9		
23				9	9	9	9	8	8	7	7	7	7	7	7	7	7	8	8	9	9	9	9			
24					9	9	9	9	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	9	9	9	9				
25								9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9							
26									9	9	9	9	9	9	9	9	9	9								

誤引抜制御棒位置

添付図 4.2-3　感度解析２用炉心の作成において設定した炉心領域分け



添付図 4.3-1　反応度誤投入における過渡変化