

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。

改訂番号	改訂 26
提出年月日	平成 29 年 2 月 20 日

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

平成 29 年 2 月

東北電力株式会社

東京電力ホールディングス株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

目次

(Rev.08)

- 1. はじめに・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 1-1
- 2. 有効性評価における物理現象の抽出・・・・・・・・・・・・・・ 2-1
 - 2. 1 炉心損傷防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-7
 - 2. 2 格納容器破損防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 2-49
 - 2. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止・・・・・・・・・・・・ 2-70
- 3. 抽出された物理現象の確認・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 3-1
 - 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・ 3-1
 - 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・・・・ 3-2
- 4. 適用候補とするコードについて・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 4-1
 - 4. 1 適用候補コードの概要・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 4-1
- 5. 有効性評価に適用するコードの選定・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-1
 - 5. 1 炉心損傷防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-1
 - 5. 2 格納容器破損防止・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・ 5-5
 - 5. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止・・・・・・・・・・・・ 5-6
- 6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について・・・・・・・・ 6-1

添付資料 1 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

第 1 部 SAFER (Rev.14)
第 2 部 CHASTE (Rev.09)
第 3 部 REDY (Rev.14)
第 4 部 SCAT (Rev.16)
第 5 部 MAAP
本文 (Rev.14)
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 (Rev.10)
添付 2 溶融炉心と冷却材の相互作用について (Rev.11)
添付 3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について (Rev.13)
第 6 部 APEX (Rev.08)

今回ご提出箇所

第 1 部 S A F E R

目 次

— S A F E R —

1. はじめに	1-1
2. 重要現象の特定	1-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	1-2
2.2 ランクの定義	1-7
2.3 物理現象に対するランク付け	1-8
3. 解析モデルについて	1-16
3.1 コード概要	1-16
3.2 重要現象に対する解析モデル	1-17
3.3 解析モデル	1-18
3.4 入出力	1-56
4. 妥当性確認	1-58
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	1-58
4.2 T B L 実験解析	1-62
4.3 R O S A - III 実験解析	1-72
4.4 F I S T - A B W R 実験解析	1-82
4.5 実機解析への適用性	1-91
5. 有効性評価への適用性	1-100
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	1-100
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	1-102
6. 参考文献	1-106
添付 1 解析コードにおける解析条件	1-109
添付 2 相関式，モデルの適用性	1-113
添付 3 前処理コード	1-141
添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価	1-143
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	1-149
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	1-156

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

S A F E R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。S A F E R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
- ・ L O C A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L O C A）

(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、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（L O C A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+ R C I C及びE C C S（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R C I C及びE C C S（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M S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R V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S R V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。

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。S R V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S R V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、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、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、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R C I C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、R C I C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、R C I C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E C C S（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、S R V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、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（L O C A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R C I Cが自動起動して水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは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 R H R機能喪失

この事故シーケンスグループは、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（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、R H R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R C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。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、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは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) L O C A時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、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L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断L O C A）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L O C A＋E C C S（高圧注水系、低圧注水系）起動失敗」を想定する。中小破断L O C A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。

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L O C A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 L O C A）

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内保有水が減少し、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、R C I C 及び E C C S（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、インターフェイスシステム L O C A の発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図る。これ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 S R V の作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ、S R V 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 S A F E R 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 S A F E R 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。

ランク付けにあたっては、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ーのうち、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－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 L O C A 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-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-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なく P C M I 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格納容器内に放出されると、格納容器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。

(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（CCFL）、CCFLブレイクダウンは、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コ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 [原子炉压力容器]

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) [原子炉压力容器]

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 [原子炉压力容器]

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〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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後の冷却材流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）〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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	事故シーケンスグループ		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）
	物理現象		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	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(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	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(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	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(15)	気液熱非平衡	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(16)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
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）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(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)	E C C S 注水（給水系・代替注水設備含む）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
(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

S A F E R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圧力容器内を評価対象としているものにM A A Pコードがあげられるが、S A F E Rコードは、M A A Pコードに比べて、C C F L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、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。また、各種のE C C S及びR C I C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。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等でのC C F L及び炉心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炉心下部プレナムに落水する現象（C C F L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、燃料被覆管及び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－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－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、E C C S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（P C T）、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、S A F E R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、「E C C S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、B W Rプラントの設計基準事故のL O C A解析（E C C S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 压力容器 (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⁾

S A F E R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

S A F E R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、圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の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、圧力容器内を 1 点で近似し、圧力容器全体の冷却材に対する質量及びエネルギー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ーの保存則を適用し、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 C C F L 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 L O C A 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 S R V 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など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 L O C A 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、L O C A 模擬実験で C C F L 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 C C F L 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う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チ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、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、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。

定格出力時には、再循環ポンプによりダウンコ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，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，集合体下部及び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）及びシュラウド壁と炉心最外周の燃料集合体との領域（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し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ー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、ダウンコ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、ダウンコ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，水位及び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) 質量及びエネルギー保存式

質量及びエネルギーの流れについて，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ー保存式

未飽和ノード*i*の質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_{\ell})_i = (\sum W)_i \quad (3-1)$$

エネルギー保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\sum hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \quad (3-2)$$

式 (3-1) ， 式 (3-2) より，エンタルピー変化率は，次式のようになる。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] / M_{\ell_i} \quad (3-3)$$

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ー
- W : 冷却材流量
- h : エンタルピー
- 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ー保存式

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。

$$\left. \begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_\ell)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

ここで、

\dot{m}'_{fg_i} : フラッシング率

エネルギー保存式は、次式で表される。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\sum hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g) \dot{P} \end{aligned} \quad (3-5)$$

式 (3-5) の左辺の正味エネルギー流入量は、次式で表される。

$$(\sum hW)_i = h_g (\sum W_g)_i + h_f (\sum W_f)_i + \sum_j h_{\ell_j} W_{\ell_{ji}} \quad (3-6)$$

さらに、飽和水及び飽和蒸気のエンタルピー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、

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP} \dot{P} \quad , \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP} \dot{P} \quad (3-7)$$

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。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg} \quad (3-8)$$

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ー保存式

蒸気ドームには、ダウンカム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。

$$\dot{M}_{g_s} = (\sum W_g)_s \quad (3-9)$$

蒸気ドームのエネルギー保存式より過熱エネルギーは次式で表される。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_8 + \dot{P}(\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP})M_{g8} \quad (3-10)$$

この過熱エネルギー (\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、S A F E Rコードは蒸気ドームの蒸気は飽和と仮定しているため、過熱エネルギー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。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^7 m_{fg,i}^{\bullet}} \left| m_{fg,i}^{\bullet} \right| + m_{fg,i}^{\bullet} \quad (3-11)$$

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及び高出力燃料集合体等のノードに関しては、過熱エネルギーによるフラッシング率の補正は行わない。

$$m_{fg,i}^{\bullet} = m_{fg,i}^{\bullet} \quad (3-12)$$

ここで、

$i = 1 \sim 4$ 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

S A F E Rコードでは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。

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 0 \\ &= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \end{aligned} \quad (3-13)$$

ここで、圧力容器全体の質量変化率は、高出力燃料集合体を除く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、以下のようなになる。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \quad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \quad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \quad (3-14)$$

また、比容積の導関数は、次式で表される。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP} \dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell} \dot{h} \quad (3-15)$$

正味の未飽和水エンタルピー変化率は、次式で表される。

$$\dot{h}_\ell = \frac{\sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i}}{\sum_i M_{\ell_i}} \quad (3-16)$$

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。

$$\dot{P} = - \left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell \right] / \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right] \quad (3-17)$$

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。

$$\dot{P} = -X/Y \quad (3-18)$$

ここで、 X 、 Y は次式で表される。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_j} - h_f) W_{\ell_{ji}} \right] \right\} \\ + \sum_{sub} \left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h W_{ji}) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f \\ + \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

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3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3つの経路とは、炉心と健全側と破断側の2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、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ムを通り、ジェットポンプを経て下部プレナムに至る。そして、炉心、上部プレナムを通過し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。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \quad (3-21)$$

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。S A F E R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L A M Bコードによってなされる。したがって、S A F E R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。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \quad (3-22)$$

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。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \quad (3-23)$$

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。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \quad (3-24)$$

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

ϕ^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3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。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} + \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0} + \left(\frac{K}{A^2} \right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi^2_e \quad (3-25)$$

ここで、

fL/D : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
 $\phi^2_{\ell_0}$ 、 ϕ^2_{SEO} 、 ϕ^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。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2} \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g} \right] \quad (3-26)$$

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。

$$\begin{aligned} \Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)|(W_{RC} - W_p)|}{\rho_f} \phi^2_{JP} \\ - \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi^2_{SEO} - \left(\frac{fL}{D} \right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi^2_{\ell_0} \\ - \left(\frac{K}{A^2} \right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi^2_e = 0 \end{aligned} \quad (3-27)$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RCa}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RCa}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RCb}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RCb}}{\rho_\ell} + \dot{m}_{fg} v_{fg}$$

$$-\frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_{\ell}} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_{\ell}} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \dot{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0 \quad (3-28)$$

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際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時は気泡上昇相関式、高ボイド率高流量の時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_0 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{v}_{gi} 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。

$$j_{out} = j_{in} + m_{fg} \dot{v}_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \quad (3-29)$$

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。

$$U_g = C_o j_{out} + \bar{V}_{gj} \quad (3-30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \quad (3-31)$$

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。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \quad (3-32)$$

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 \bar{V}_R が得られる。

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.136h(P)f(P)} \right]^{1/1.78} \left[D_{Hi} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} \leq 2.840852 \quad (3-33)$$

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.75h(P)f(P)} \right]^{1/0.78} \left[D_{Hi} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} > 2.840852 \quad (3-34)$$

ここで、

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \quad (3-35)$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{Hi}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g)g}} \right]^{-0.19} \quad (3-36)$$

- 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。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \quad (3-37)$$

(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。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \quad (3-38)$$

ここで、

$$j_g^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-39)$$

$$j_f^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-40)$$

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ブレイクダウン）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過してダウンコマ部へ流れるものと炉心へ流れるものに分けられる。S A F E R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。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \quad (3-41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \quad (3-42)$$

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. C C F L ブレークダウンモデル

C C F L ブレークダウン現象は、炉心スプレイスパー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して下部プレナムへ落下する現象である。S A F E Rコードでは、この現象をC C F L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C C F Lブレークダウン条件を満足した時にブレークダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{Dmax} \quad (3-43)$$

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
$C_{D_{max}}$: C C F L 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、エネルギー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、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、及び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 S A F E R 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、2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（HPCS）及び低圧炉心スプレイ系（LPCS）、炉心バイパスに注水する低圧注水系（LPCI）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、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、集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は集合体上部の C C F L 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。

P C T 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. 圧力容器と炉内構造物

圧力容器は最大 7 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。

炉内構造物は 6 つのヒートスラブ；蒸気乾燥器，上部プレナムドーム，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，4 つ（上部プレナムドーム，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。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \quad (3-44)$$

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。

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。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k} \sum_i \frac{(T_k - T_i) F_i}{R_k + \frac{1}{H_i A_k}} \quad (3-45)$$

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 : 熱水カノード i への熱伝達係数
 F_i : 熱水カノード 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 番目の熱水カノードを示す。

(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 3 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 P C T 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。

$$H_{MB} = H_{FB} + H_R \quad (3-46)$$

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。

$$H_{FB} = 0.62 \left\{ \frac{K_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) h_{fg} g}{\mu_g (T_W - T_S) L_H} \right\}^{1/4} \quad (3-47)$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_S^4}{T_W - T_S} \right) \quad (3-48)$$

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 に近づいた時は、膜沸騰熱伝達係数は单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時に適用される。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）。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{MIN} - \Delta T_{CHF}} (\log H_{NB} - \log H_{FB}) \quad (3-49)$$

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

S A F E R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。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-50)$$

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。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h} \left[2X - 1 + \frac{(Nu_s + 1)^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] = \frac{K_v}{D_h} \left[Nu_s + \frac{4X^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] \quad (3-51)$$

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。

$$Nu_s = 0.023 \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-52)$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3-53)$$

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1 - \alpha)}{d_d} \quad (3-54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v} \right\}^{0.55} \text{Pr}_g^{1/3} \right] \quad (3-55)$$

$H_{v,d}$ 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。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s)(1 - \alpha)}{D_h^2 h_{fg}} \quad (3-56)$$

$$K_1 = 6300 \left(1 - \frac{P}{P_{cr}} \right)^2 \left\{ \left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha} \right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma} \right\}^{1/2} \quad (3-57)$$

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など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、臨界ウエーバー数 We_c から次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^2} \quad (3-58)$$

液滴が落下する場合は、2種類の液滴を考慮する。1つは、上部タイプ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1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。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\frac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^3} + \frac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^3}} \right]^{1/3} \quad (3-59)$$

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。

S A F E R 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 R R T F (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。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \frac{1.72}{\ell/d} \right) \quad (3-60)$$

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（スプレー）熱伝達

落下水（スプレー）による熱伝達係数は、スプレー熱伝達実験装置 S H

TF (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、炉心スプレー開始以前でも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。

$$h_{SP} = \alpha W^\beta \cdot P^{(\gamma \Delta T_s + \delta)} \quad (3-61)$$

ここで、

h_{SP}	: 熱伝達係数
W	: 落水量
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慮し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。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_B^4}{T_W - T_{sat}} \right) \quad (3-62)$$

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

S A F E R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⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_w}{\rho_w C_w d_w} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2 \frac{3}{4} \sqrt{\pi} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} / \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \quad (3-63)$$

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。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_w}{K_w} \quad (3-64)$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2} \right]^{1/2} \quad (3-65)$$

S A F E R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 $1.13 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ 、既に濡れた壁と流下液膜間については核沸騰の値 $3.0 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ 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°Cを採用している。

(5) ジルコニウム-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ーは必要としないものと仮定する。この2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。



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。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3-67)$$

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。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta} \exp\left(-\frac{R_2}{T + 273}\right) \quad (3-68)$$

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。

$$\delta_2 = \left\{ \delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1) \exp\left(-\frac{R_2}{T_{av} + 273}\right) \right\}^{1/2} \quad (3-69)$$

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。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{Zr} = \Delta H \cdot \rho_{Zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \quad (3-70)$$

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、その時点以降破裂個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。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3-71)$$

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。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}} \quad (3-72)$$

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。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3-73)$$

ここで,

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット-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。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\varepsilon_p} - 1 \right) + G_g \right] (T_p - T_c)} \quad (3-74)$$

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、燃料被覆管の歪み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。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3-75)$$

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。

$$\sigma = \frac{D}{2t} (P_g - P) \quad (3-76)$$

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。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3-77)$$

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 S A F E R コードの計算モデル一覧

項 目		計算モデル
ノード 分割	原子炉压力容器内	9 ノードに分割 (図 3-1)
	原子炉压力容器及び炉内構造物	原子炉压力容器は 7 つ, 炉内構造物は 6 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, エネルギー保存式 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 <ul style="list-style-type: none"> ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気单相 ・噴霧流 ・スプレー (落水水) ・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-水反応による発生熱を考慮 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-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 S A F E R 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
蒸気单相	Dittus-Boelter の式
噴霧流	Sun-Saha の式
スプレー (落下水)	スプレー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

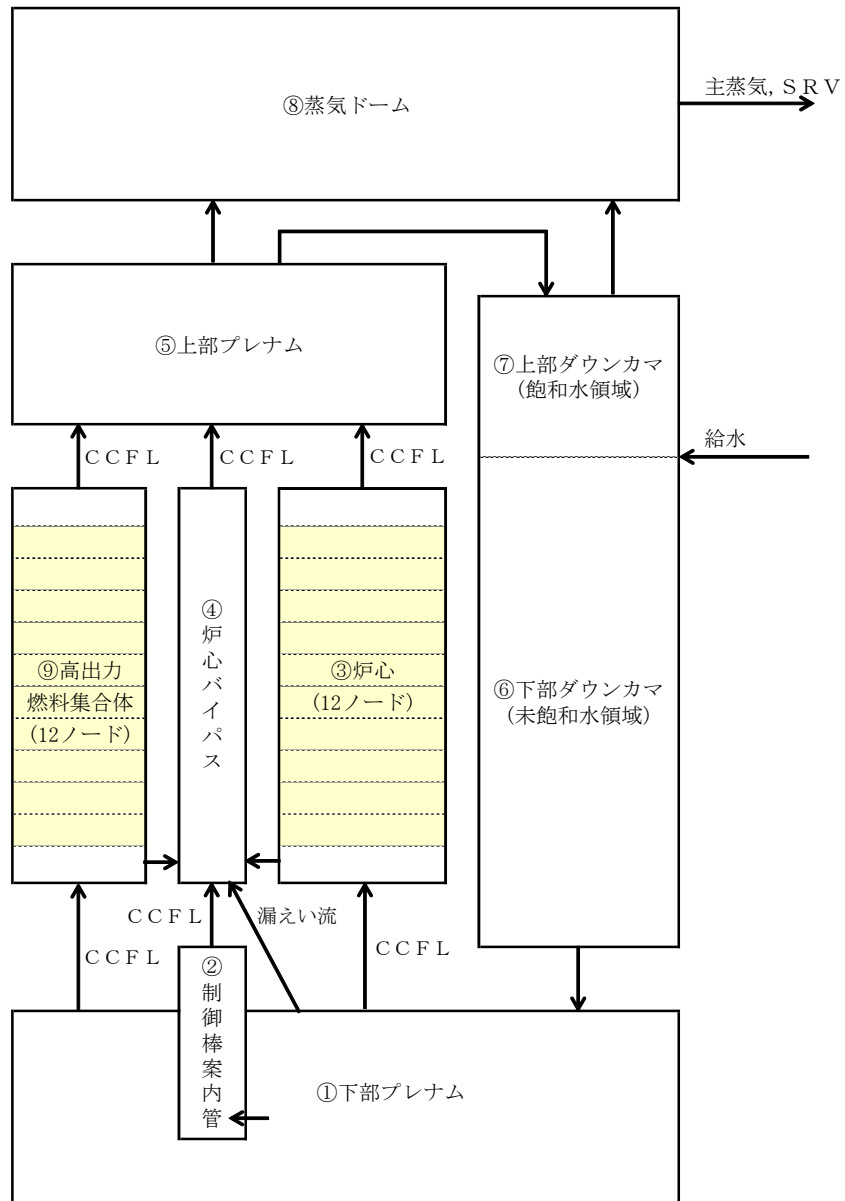


図 3-1 SAFERコードのノード分割図

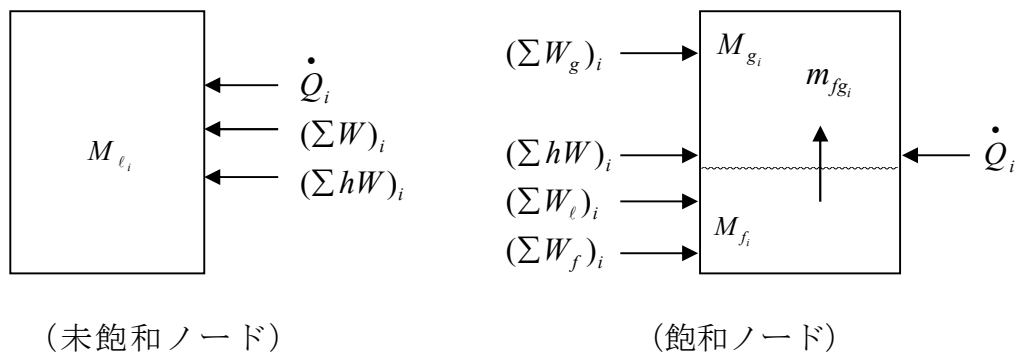


図 3-2 質量及びエネルギーバランス

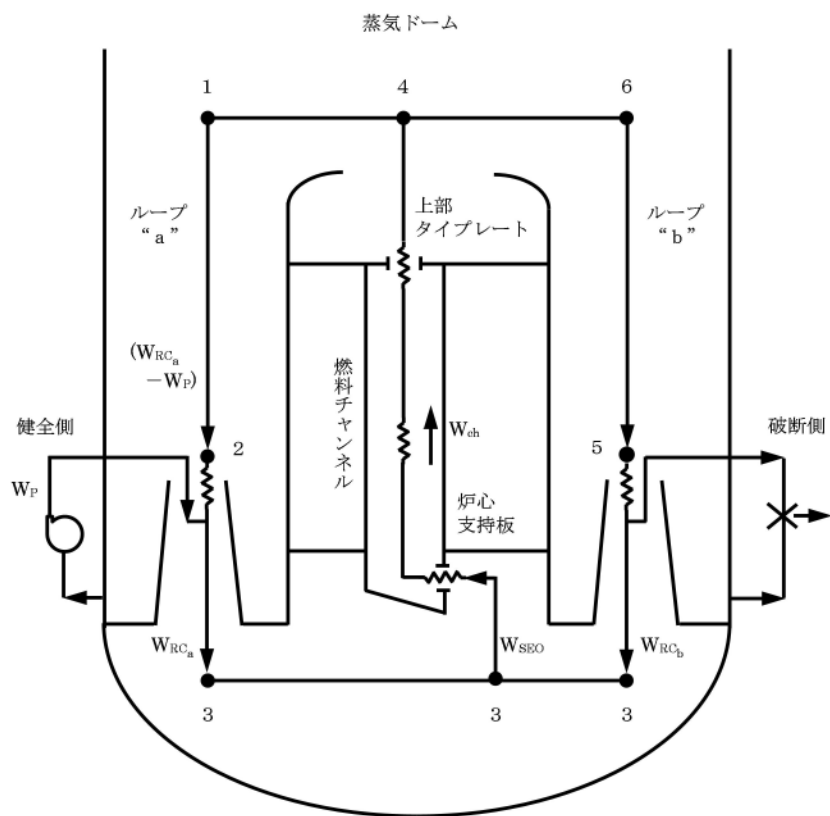


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型 BWR の例)

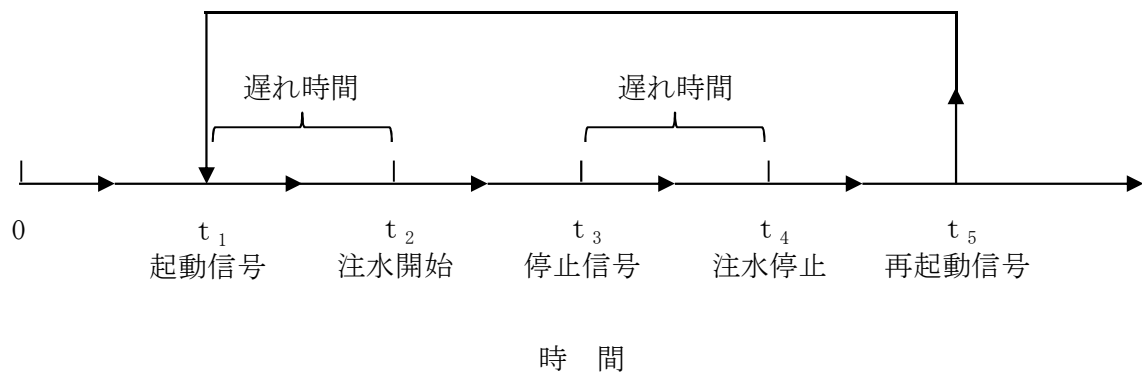
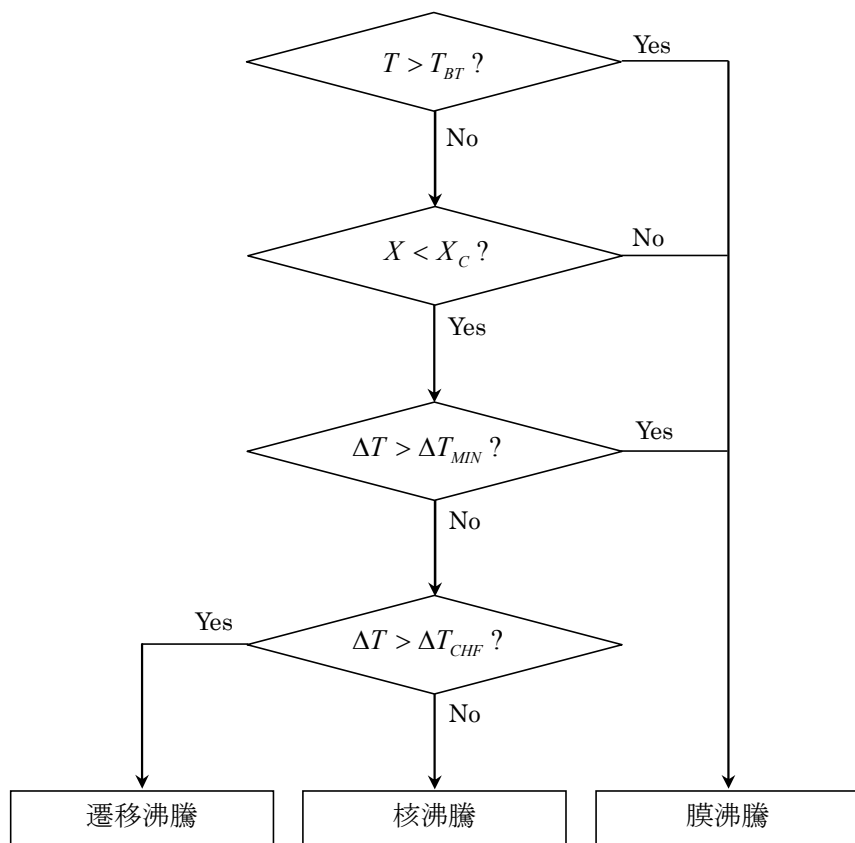


図 3-4 SAFER コードの注水系作動ロジック



- | | | |
|---|--|---|
| { | 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

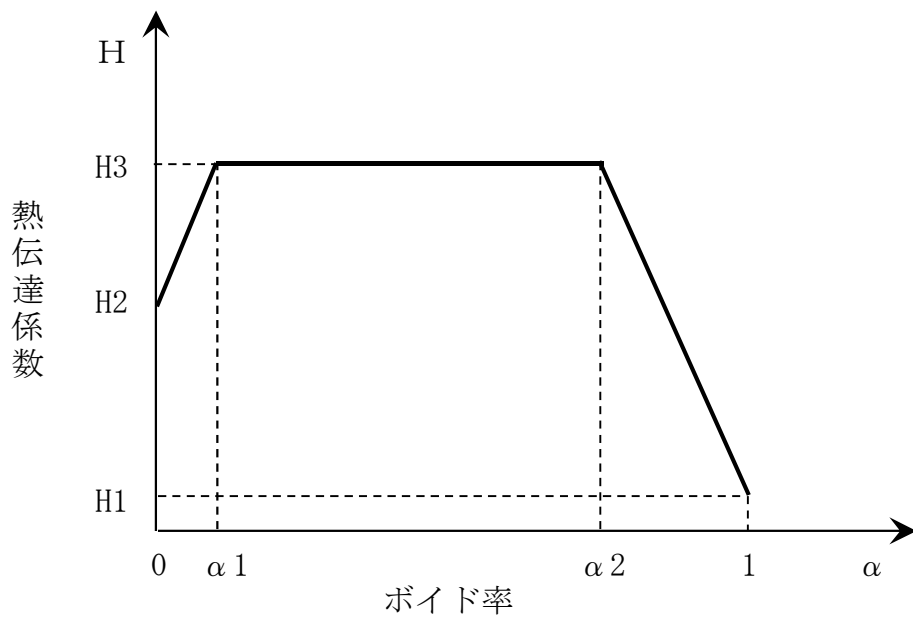


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

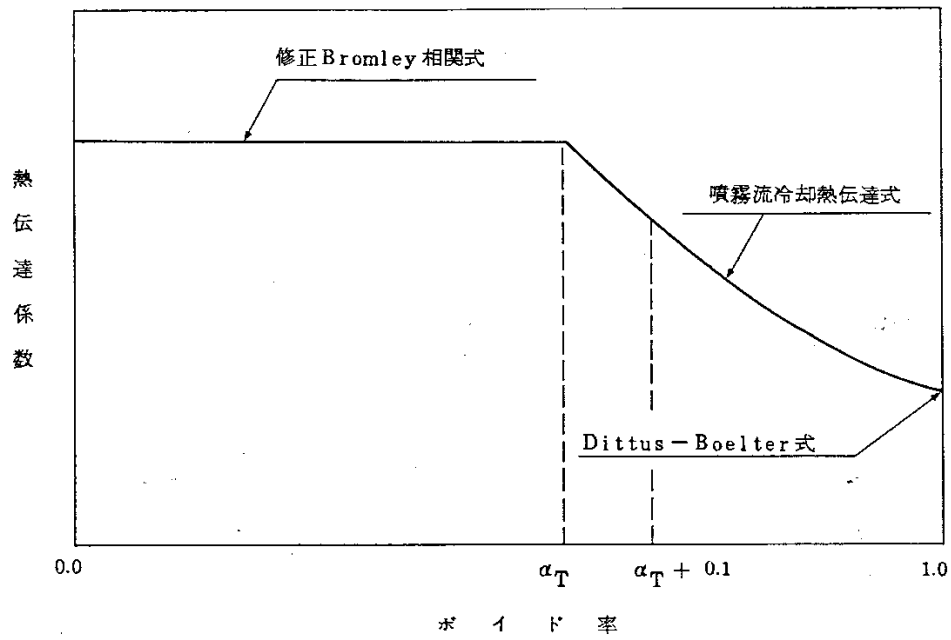


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

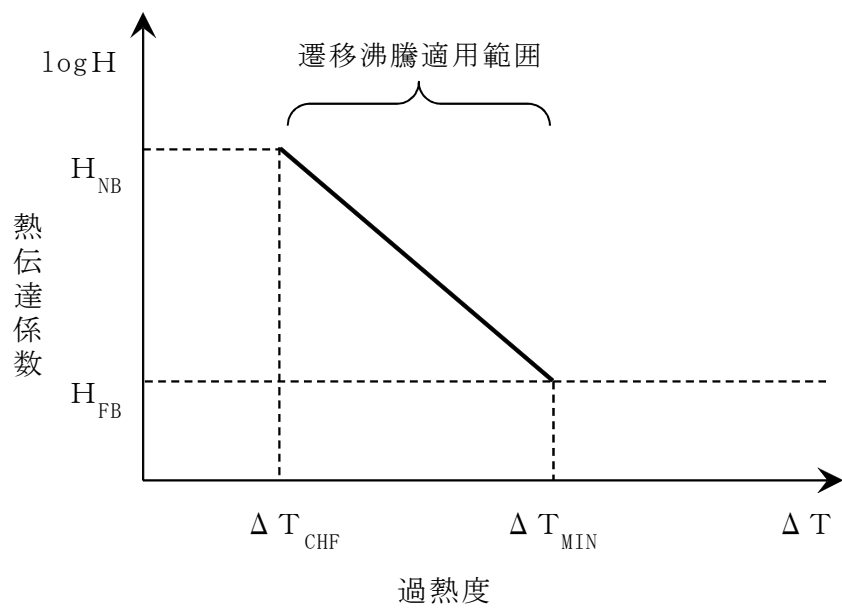


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

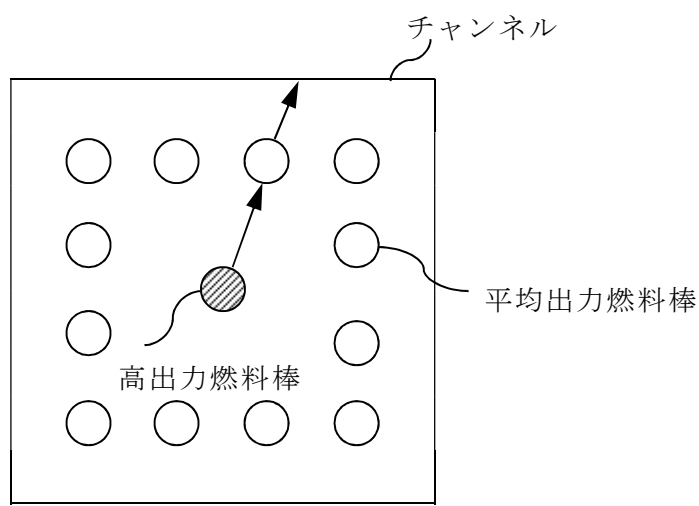


図 3-9 輻射熱伝達モデル

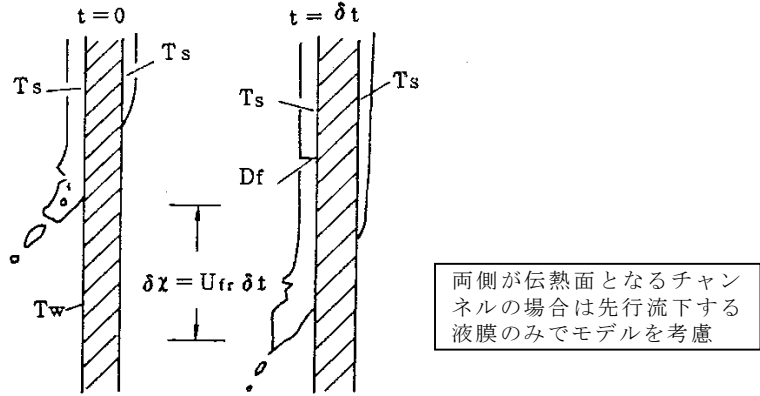


図 3-10 チャンネル濡れモデル

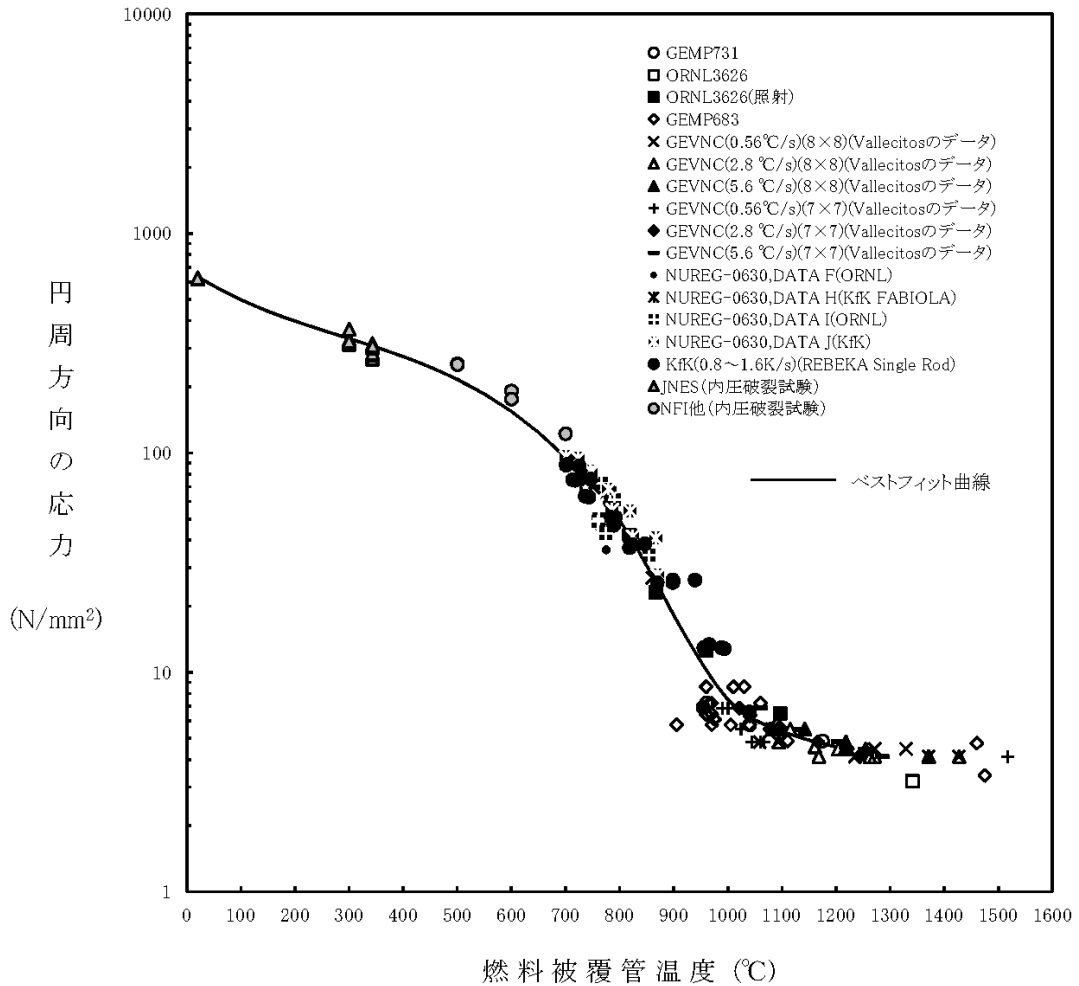


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

3.4 入出力

S A F E Rコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。S A F E Rコードのインプットデータは以下のとおり構成される。S A F E R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，原子炉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（E C C S等の注水特性，S R V特性，M S I V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-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，S A F E R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C H A S T Eコードに用いる。

なお，S A F E R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L O C A）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。

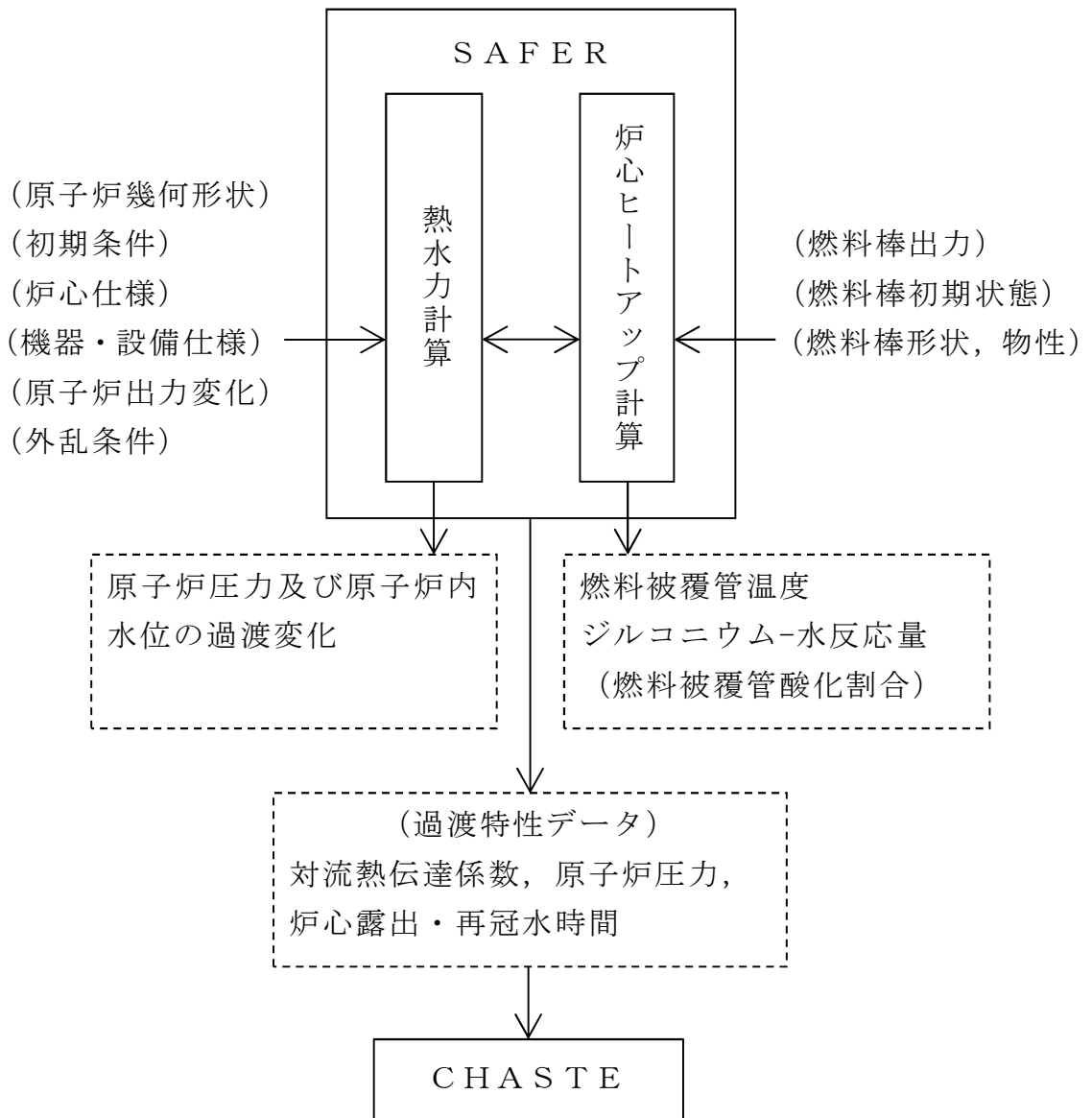


図 3-12 S A F E Rコードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

S A F E R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 から 4.1.3 に示す。

S A F E R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、T B L (Two Bundle Loop) 及びR O S A - III (Rig of Safety Assessment) の実験解析が行われ、A B W R に対しては、F I S T (Full Integral Simulation Test) - A B W R の実験解析を行っている。S A F E R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°C~150°C程度高く予測することを確認した。⁽²²⁾

なお、S A F E R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(E C C S 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、S A F E R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S A F E Rコードによる実験解析結果を比較することにより、S A F E R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ー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、S A F E R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、燃料被覆管の歪み量を計算し、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、S A F E R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うえ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、L O C Aを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とS A F E R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。

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は、動作を期待するシステム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、S A F E R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、B W RのL O C A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S A F E Rコードの妥当性を確認する。

4.1.1 T B L実験解析

T B L実験は、1100MW級B W R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E C C Sを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C S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。S A F E R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 R O S A - III実験解析

R O S A - III実験は、B W R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2つの再循環系、E C C Sからなる実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C S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。S A F E R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 F I S T - A B W R 実験解析

F I S T - A B W R 実験は、A B W R 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流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの压力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E R 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	T B L 実験解析	R O S A - III 実験解析	F I S T - A B W R 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	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	☒ 4-32 ☒ 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	☒ 4-4 ☒ 4-5 ☒ 4-8 ☒ 4-11 ☒ 4-14	☒ 4-20 ☒ 4-21 ☒ 4-22	☒ 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 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	☒ 4-3 ☒ 4-7 ☒ 4-10 ☒ 4-13	☒ 4-19	☒ 4-26 ☒ 4-27 ☒ 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	—	—	☒ 4-29 ☒ 4-30
	E C C S 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 T B L 実験解析⁽²⁵⁾⁽²⁶⁾⁽²⁷⁾

T B L は、1100MW級 B W R 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 L O C A 模擬実験装置であり、実験は L O C A 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流出開始から E C C S 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 L O C A 総合模擬実験である。図 4-1 に T B L 実験装置の系統図を示す。

4.2.1 解析条件

表 4-2 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした T B L 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 S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 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、さら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。E C C S 流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.2.2 解析結果

S A F E R コードによる T B L 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、E C C S として L P C S 及び 3 L P C I (3 台の L P C I 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 にシュラウド内各部の混合水位変化を示す。S A F E R 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、S A F E R 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 (S E O) での C C F L 現象及び C C F L 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。S A F E R 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。S A F E RコードのP C T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P C Tを高めにより予測するのは、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流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、E C C SとしてL P C S, 3L P C I及びA D Sの作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、M S I V閉により直ちに上昇し、S R V開閉によって変化した後、A D S作動によって急激な減圧過程に移行する。S A F E R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 にシュラウド内各部の二相混合水位比較を示す。実験で見られる炉心露出及びL P C I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、L P C S作動後は、実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは、S A F E Rコードのスプレー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S A F E R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。S A F E RコードのP C T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 にシュラウド内各部の混合水位比較を示す。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 は高圧炉心スプレイ系 (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 にシュラウド内各部の水位比較を示す。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時の冷却材流出開始から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 S A F E R 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

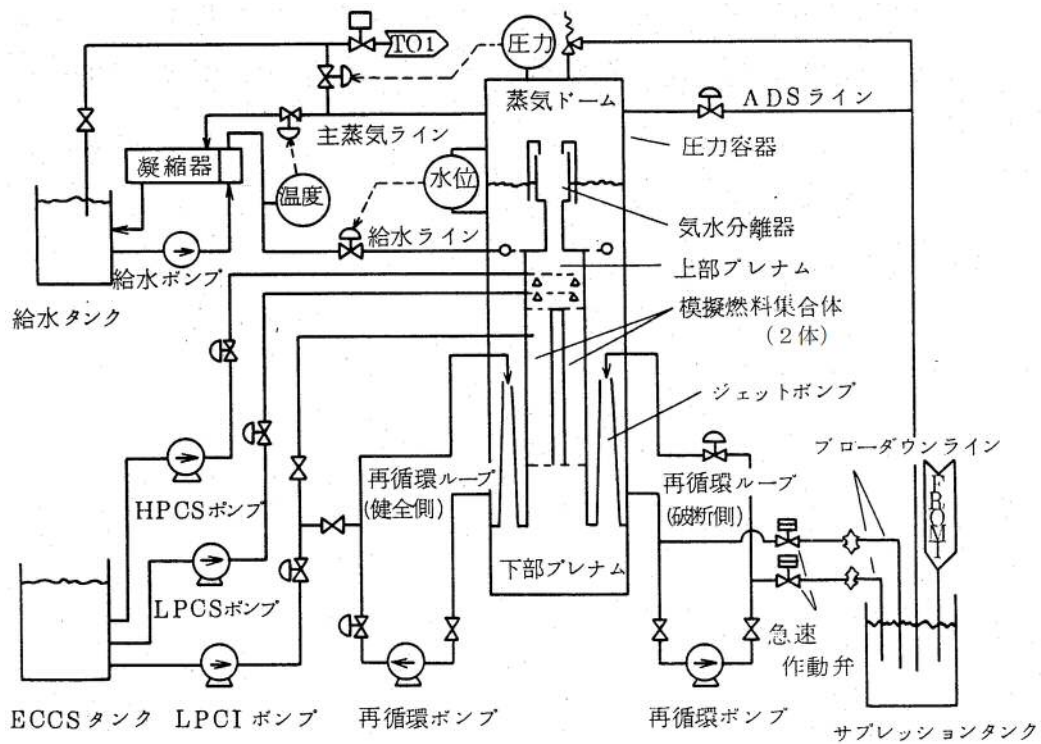


図 4-1 TBL 系統図

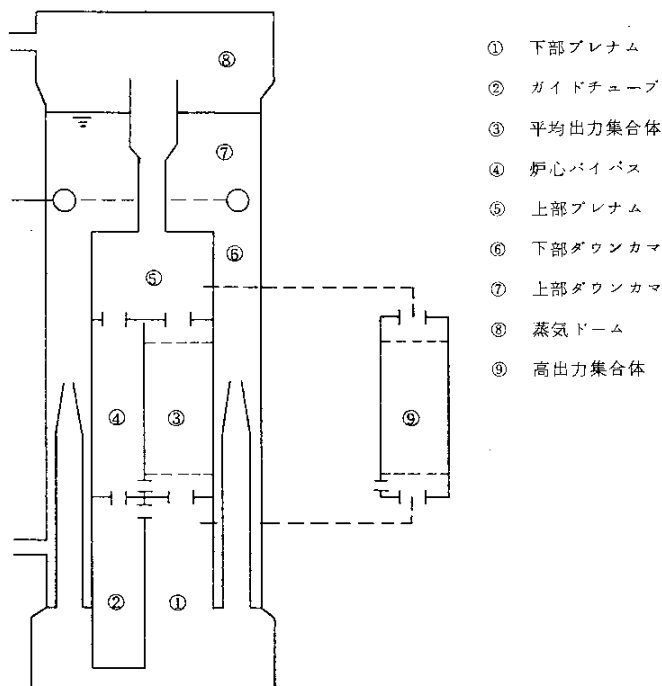


図 4-2 TBL 実験解析のノード分割図

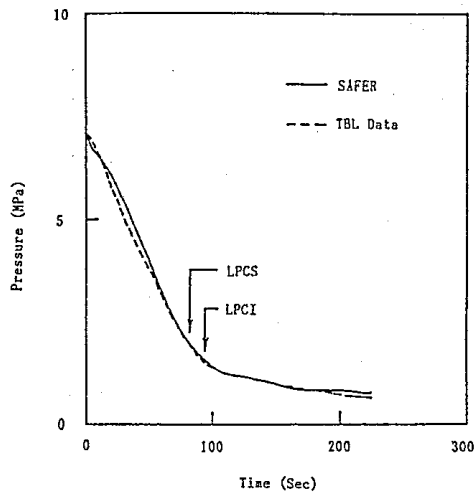


図 4-3 圧力変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

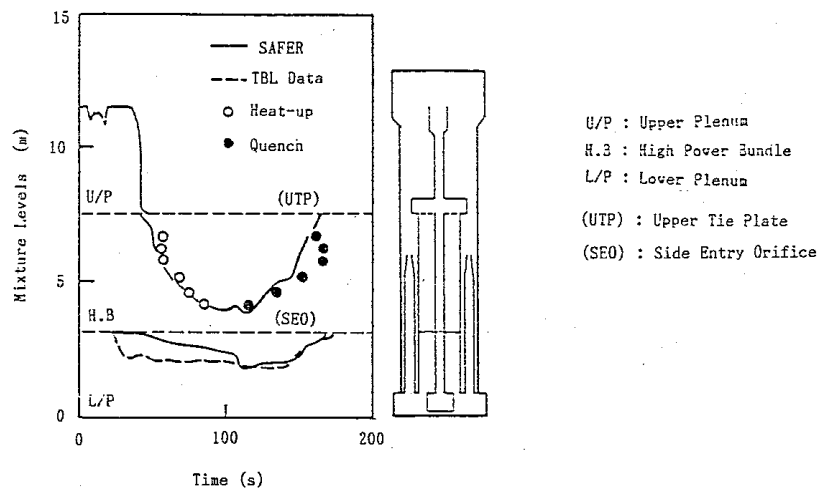


図 4-4 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

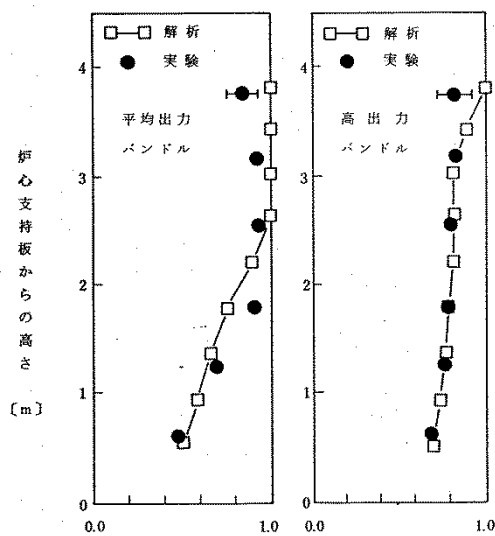


図 4-5 ボイド率の分布 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

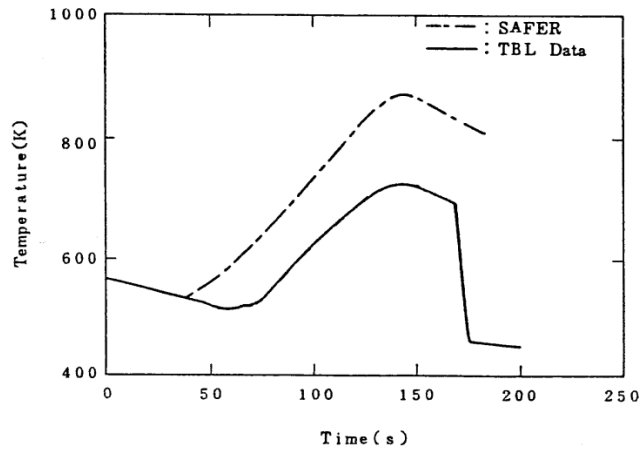


図 4-6 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管の大破断)

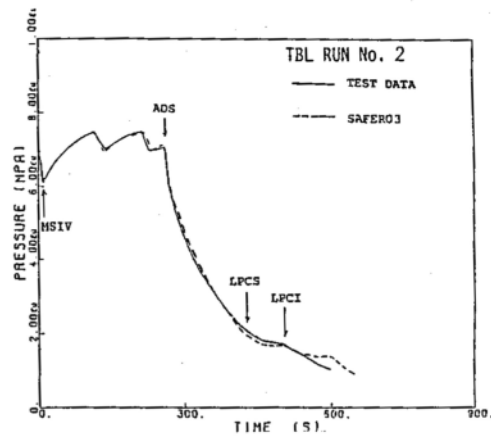


図 4-7 圧力変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

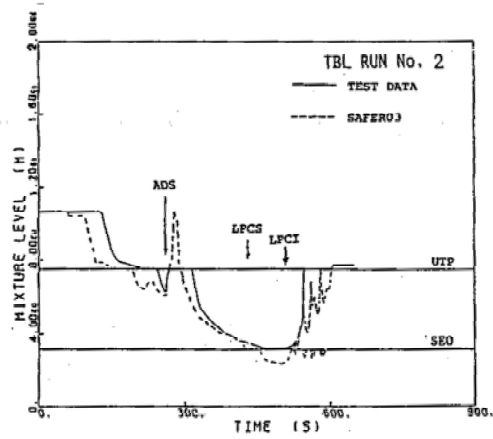


図 4-8 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

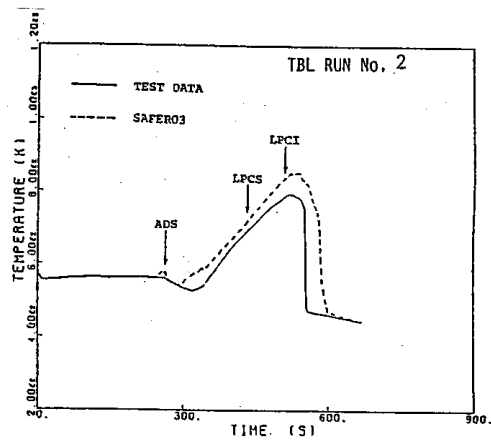


図 4-9 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管の中小破断)

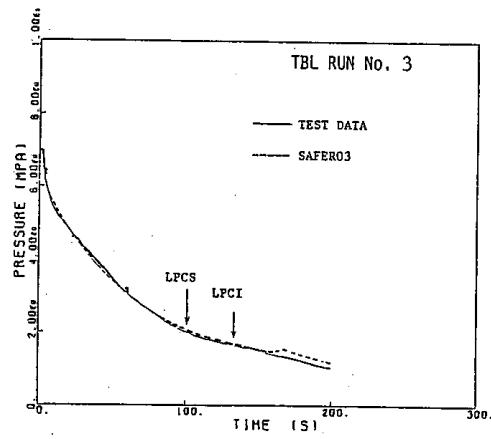


図 4-10 圧力変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

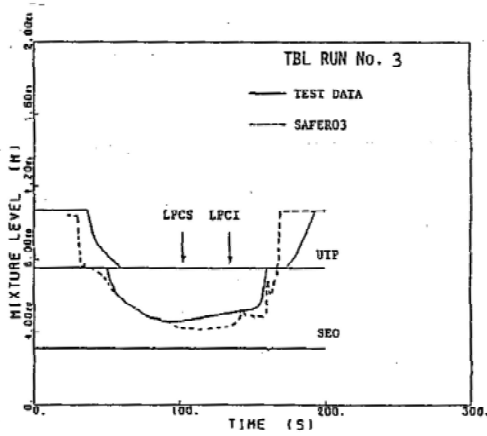


図 4-11 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

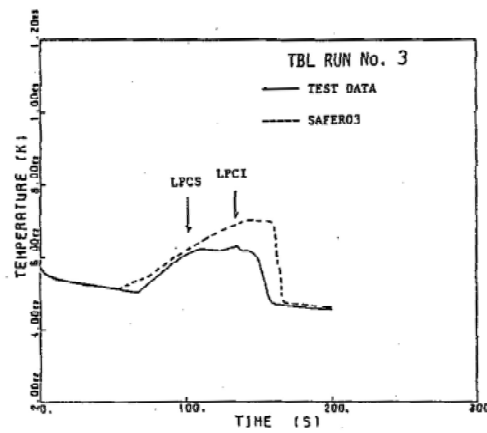


図 4-12 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

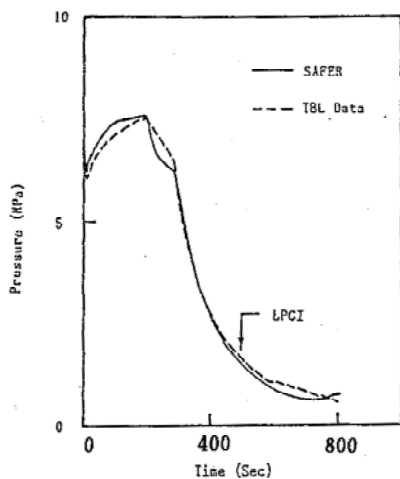


図 4-13 圧力変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

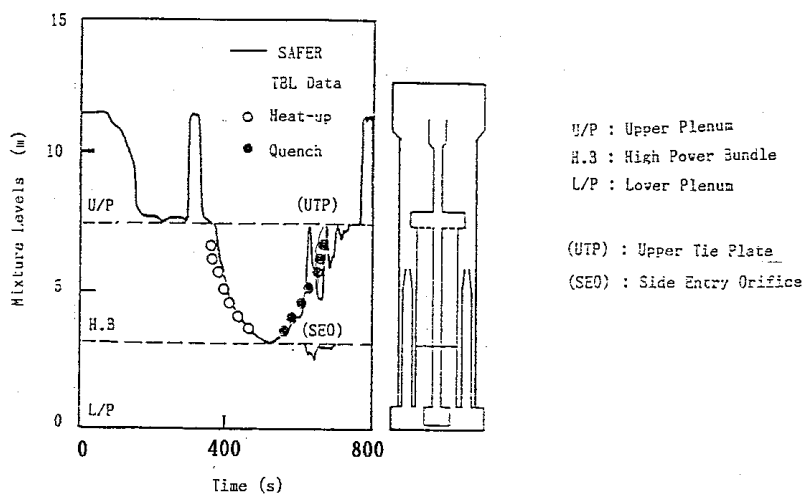


図 4-14 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

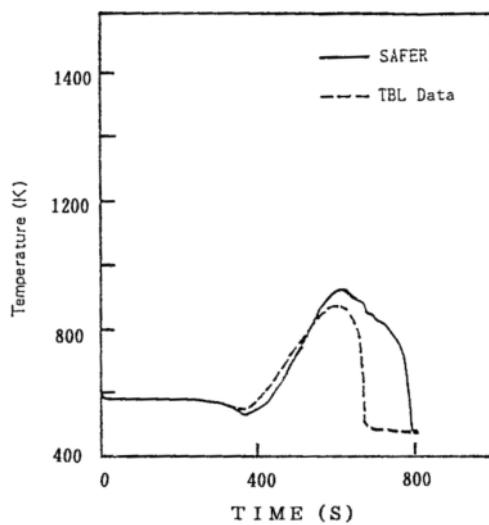


図 4-15 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

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、2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8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をさら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、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

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から図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、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、ダウンカメラ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，A D S 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，S A F E R コードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) 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 C C F L 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 S A F E R 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，A D S 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 から図 4-22 により，大破断，小破断及び破断なしのシュラウド内水位変化を S A F E R コードは概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 P C T 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 P C T 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，P C T 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 P C T 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，S A F E R 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

R O S A - 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，S A F E R 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 S A F E R 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，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 S A F E R 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+3L PCI+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

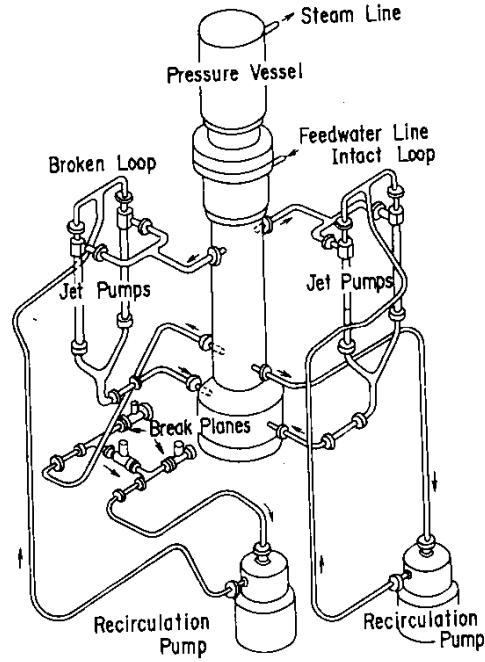


图 4-16 ROSA-III 实验装置

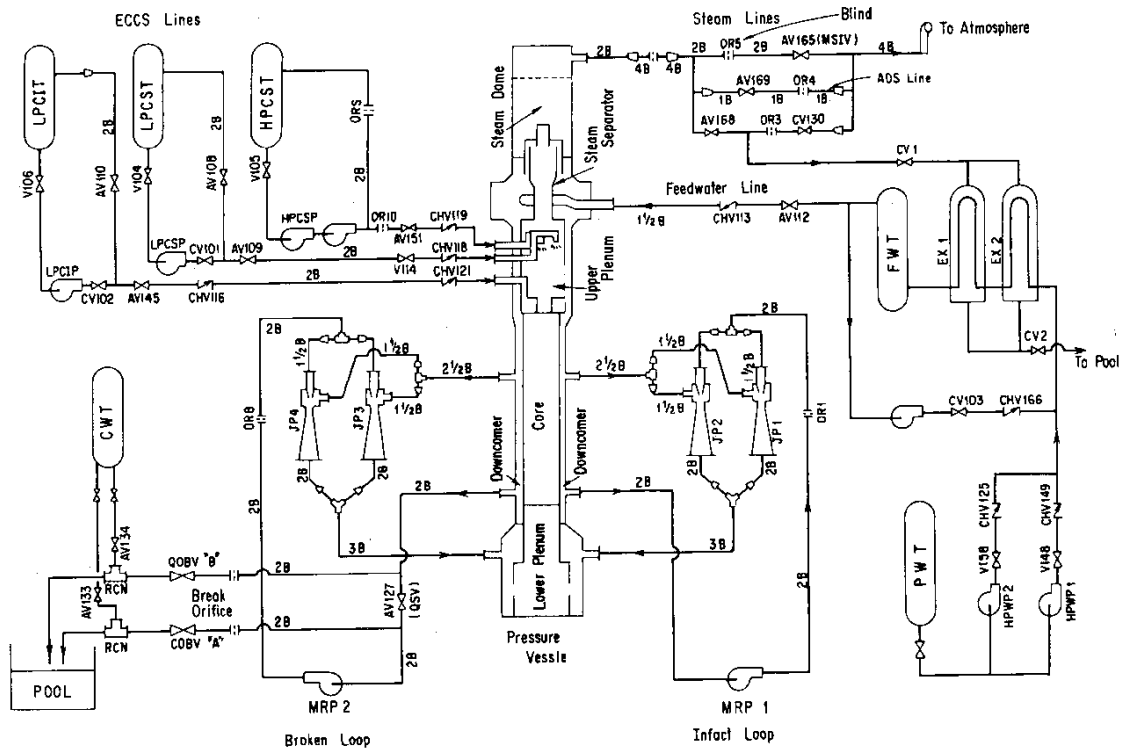


图 4-17 ROSA-III 系统图

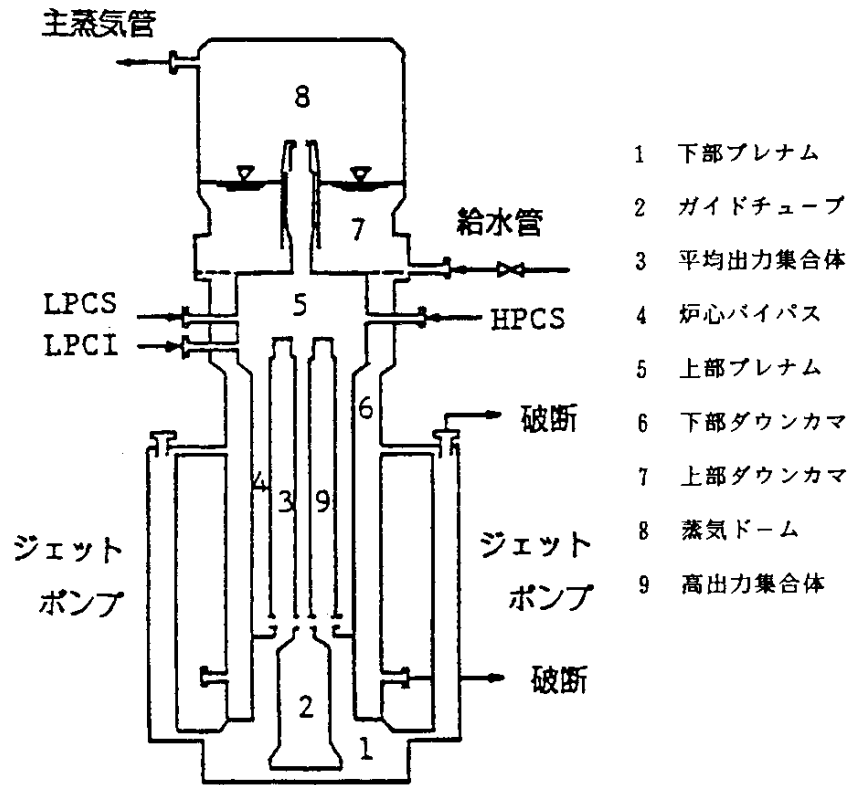


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

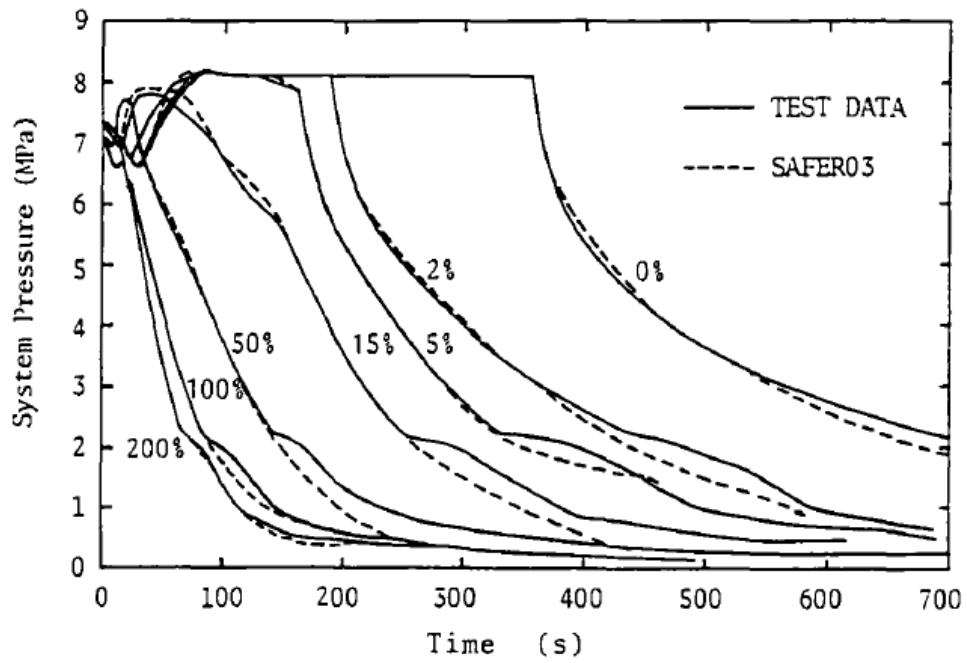


図 4-19 蒸気ドーム圧力変化
 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

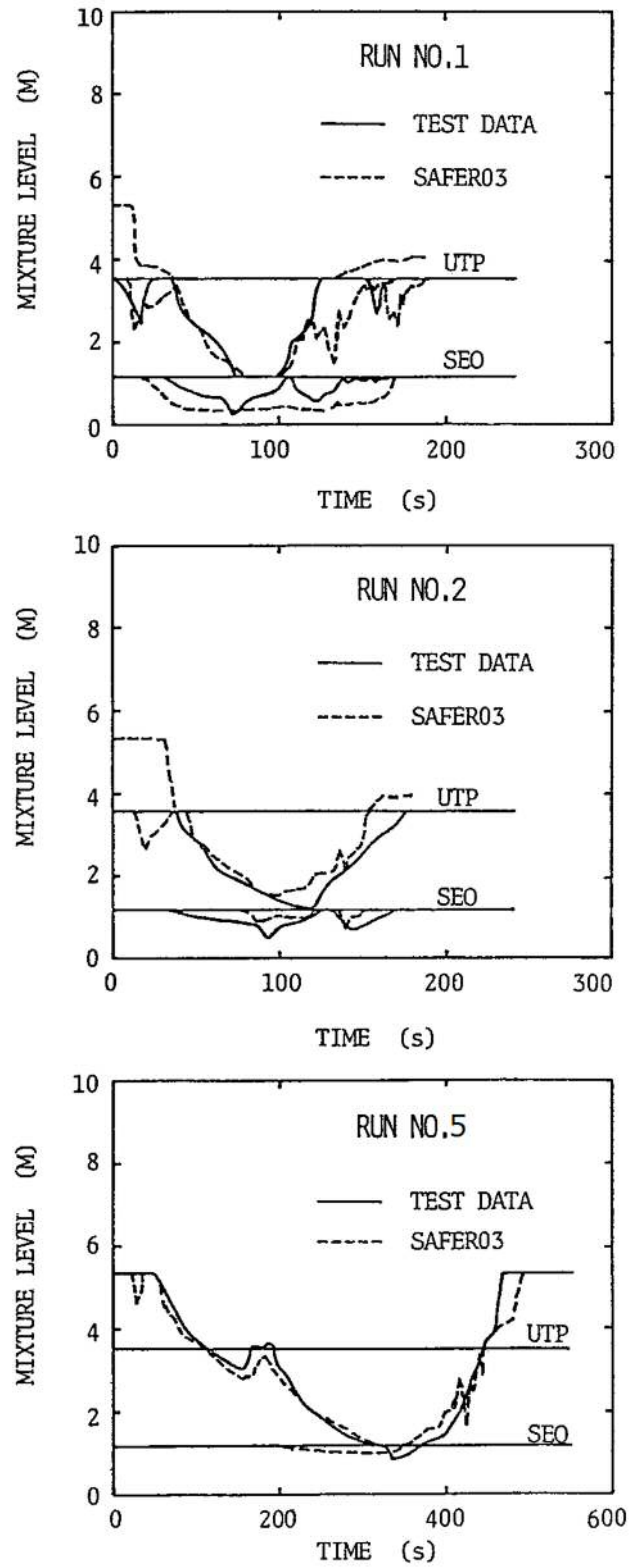


図 4-20 平均出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

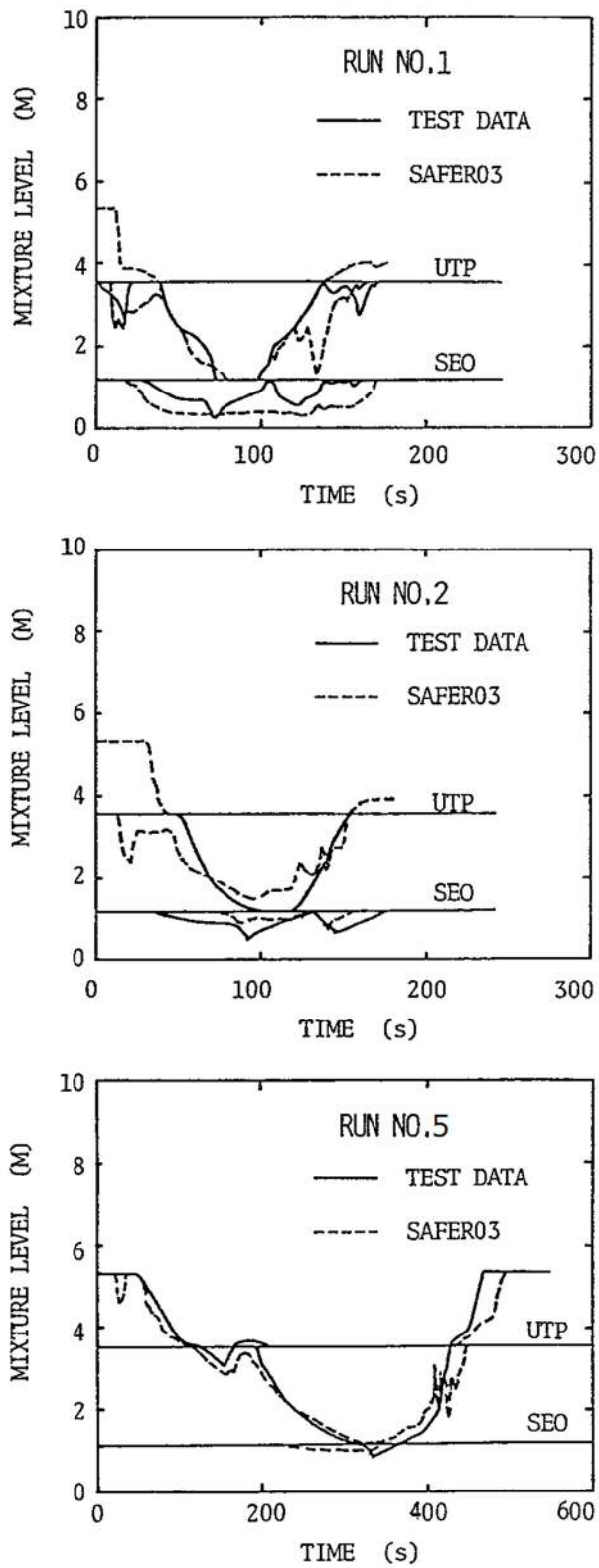


図 4-21 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

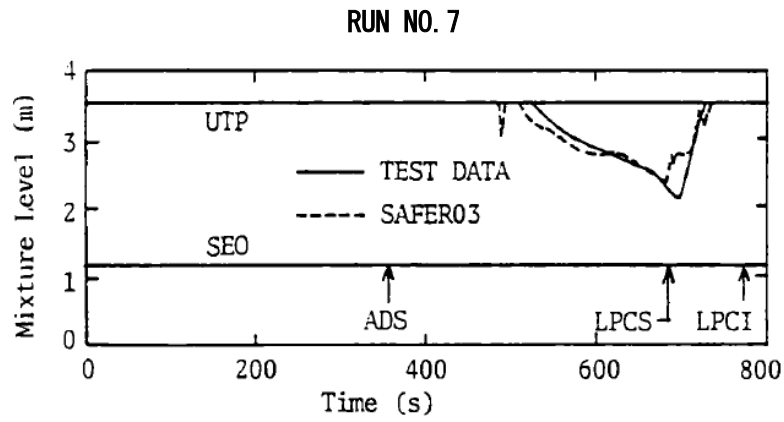


図 4-22 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 破断なし)

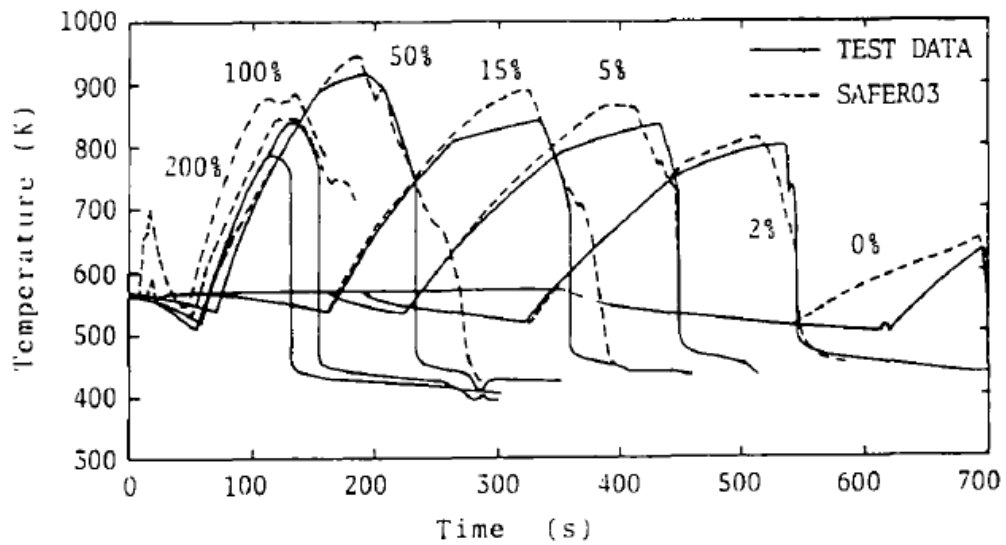


図 4-23 燃料被覆管温度変化
(ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

4.4 F I S T - A B W R 実験解析⁽³⁰⁾

F I S T - A B W R は、A B W R 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、E C C S 及び配管等の破断を模擬している。実験は、A B W R の L O C A 時の冷却材ブローダウン現象の把握、E C C S の炉心冷却能力の確認及び S A F E R 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 S A F E R コードによる実験解析の対象とした F I S T - A B W R 実験ケース及び条件を示す。解析は、炉心スプレイ (C S) 配管の完全破断 (Run No. 1) , 主蒸気 (M S) 配管の完全破断 (Run No. 2) , 給水 (F W) 配管の完全破断 (Run No. 3) 及び圧力容器底部 (B B) の 80cm² 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 F I S T - A B W R 実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 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、さらに、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 A D S 流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また、E C C S の起動と M S I V 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

S A F E R コードによる F I S T - A B W R 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 S A F E R 解析結果を比較して示している。また、図 4-26 から図 4-33 には、実験結果と S A F E R 解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、破断流量、ダウンカマ領域水位、シュラウド内水位及び燃料被覆管温度について示す。

(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。

C S 配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号により M S I V 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。M S I V 閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒での A D S 作動により急速減圧する。

S A F E Rコードは，MS I V閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが，A D S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，MS I Vが約3秒で閉止すると，冷却材流出流量は破断配管1本のみ減少するため，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，HPFLサブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが，S A F E R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。S A F E R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，S A F E R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。S A F E Rコードはこれらの挙動を再現している。

BB (80cm²相当)配管破断実験は，MS I V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。MS I V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。S A F E R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 (80cm²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S A F E R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MS I V，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，S A F E R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S A F E R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S A F E R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，S A F E R解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) シュラウド内水位

図 4-31 に C S 配管破断実験及び B B (80cm² 相当)配管破断実験の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。

C S 破断実験の上部プレナム水位は, A D S 作動前に C S 破断位置まで低下し, 破断位置が露出する。A D S 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 C S 破断位置が露出する。A D S 作動及び破断位置の露出のタイミングは S A F E R コードで良く予測している。A D S 作動後の水位変化において, S A F E R 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言える。なお, バンドル内は常に二相水で満たされており, S A F E R コードも同じ結果となっている。

B B (80cm² 相当) 配管破断実験の上部プレナム水位は, M S I V 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, H P C S 注水により上昇し, さらに A D S 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。S A F E R コードはこれらの挙動を良く予測している。

M S 配管破断実験と F W 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, 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。S A F E R 解析結果も実験結果を良く再現している。図 4-32 に C S 配管破断, また, 図 4-33 に B B (80cm² 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, A B W R プラントの L O C A 模擬実験である F I S T - A B W R の炉心スプレイ配管, 主蒸気配管, 給水配管の破断実験及び压力容器底部配管破断実験について, S A F E R コードによる実験解析を行い, S A F E R コードが A B W R プラントに対しても適用可能であることを確認した。

- ・ 4 つの異なる L O C A 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。S A F E Rコードはこれらの4つの実験の挙動を予測できた。

- S A F E RコードはA B W RのL O C A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。
- S A F E Rコードはダウンコマ領域の水位変化を良く予測したことにより、M S I V閉止、E C C S注水及びA D S作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

また、F I S T-A B W RにおけるM S 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S A F E R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S A F E R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(CS)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	—
M S I V 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	—	—	—

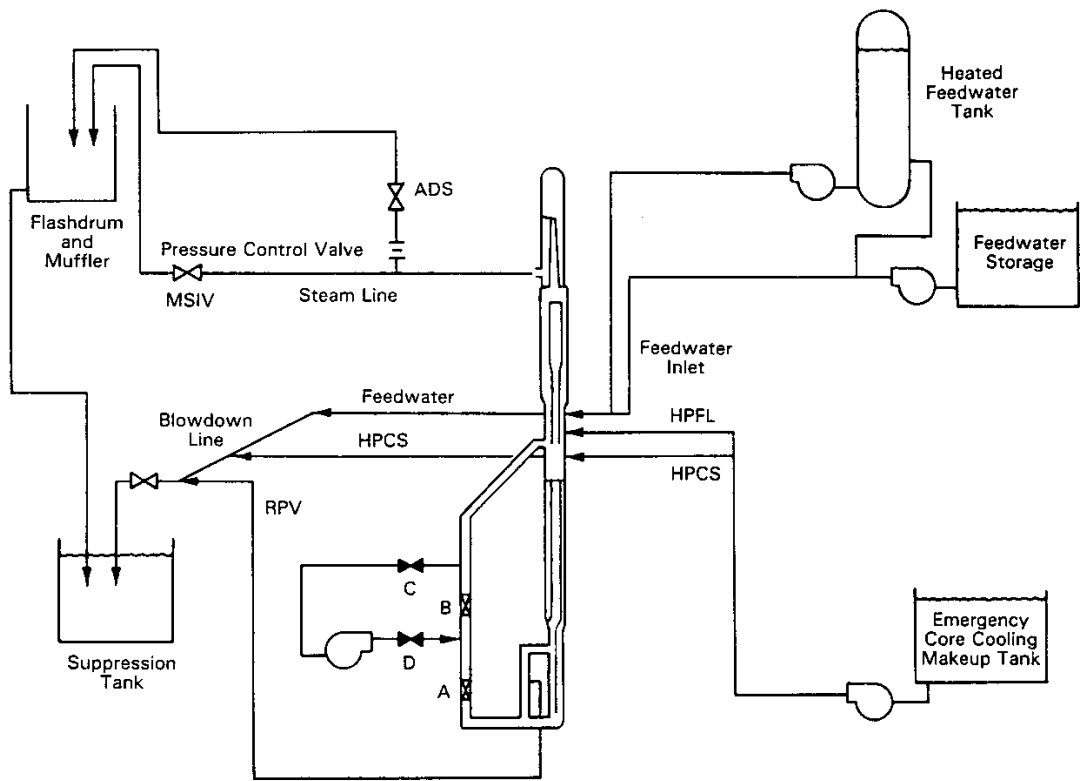


図 4-24 FIST-ABWR 系統図

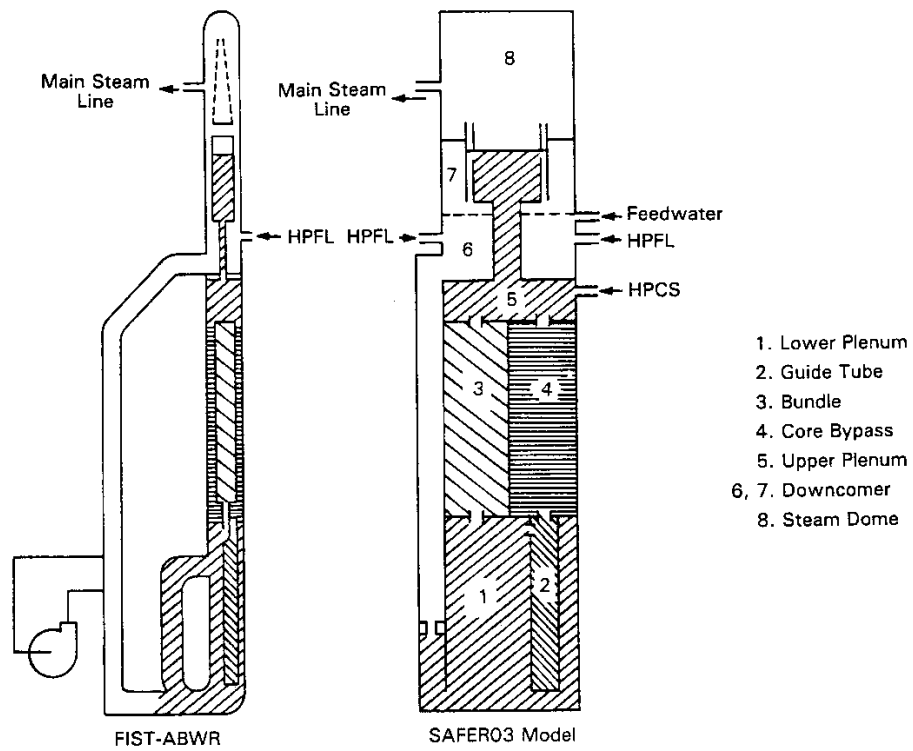


図 4-25 FIST-ABWR 実験解析ノード分割図

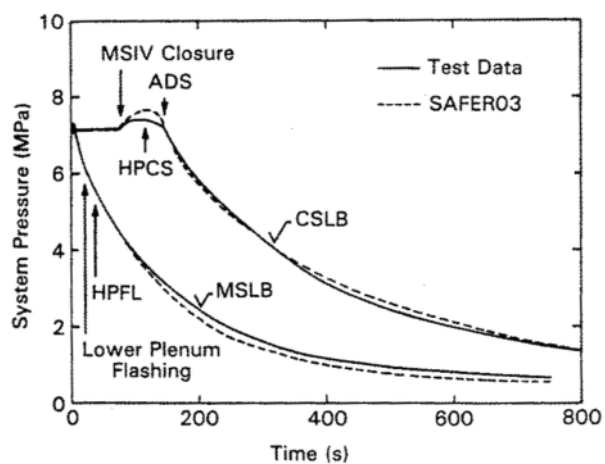


図 4-26 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, MS 配管破断)

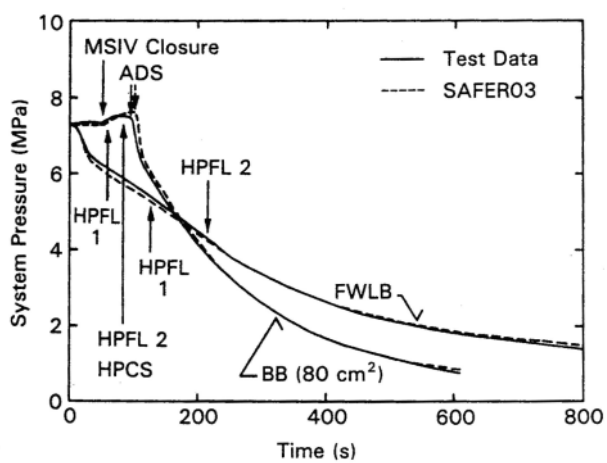


図 4-27 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, BB(80cm²)破断)

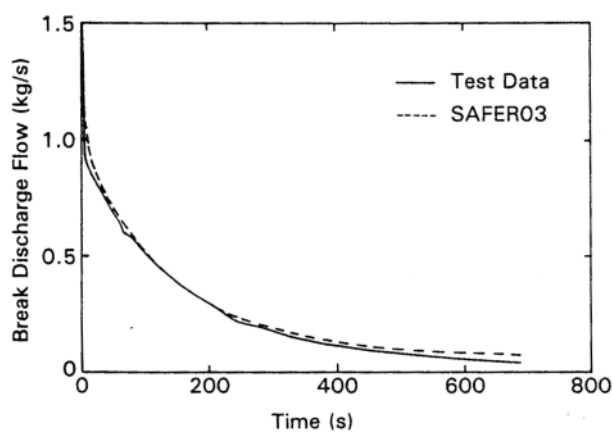


図 4-28 破断流量変化 (FIST-ABWR, MS 配管破断)

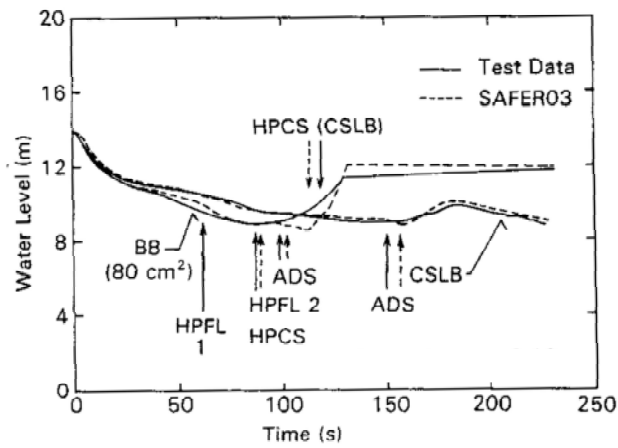


図 4-29 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

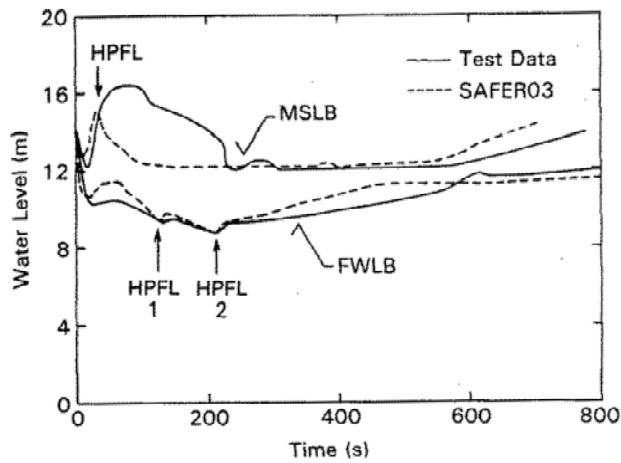


図 4-30 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, MS 配管破断)

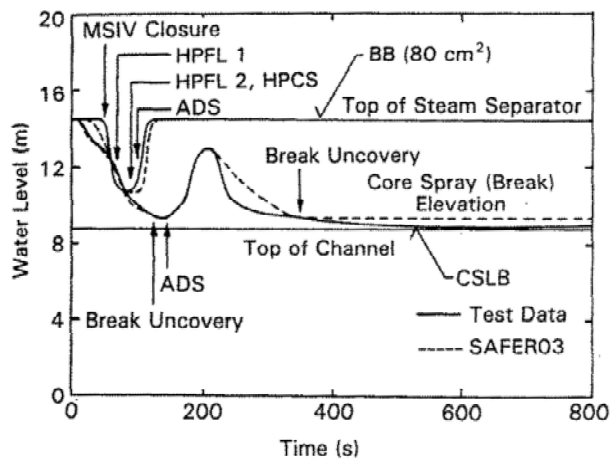


図 4-31 シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

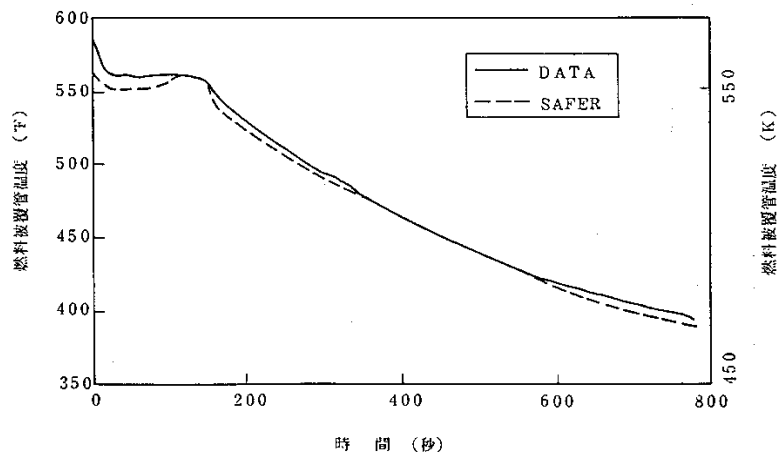


图 4-32 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, CS 配管破断)

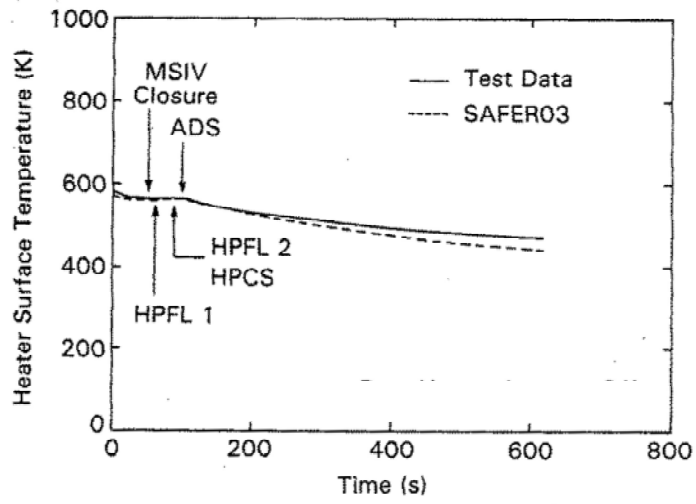


图 4-33 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, BB (80cm²) 破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

S A F E R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、S A F E R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）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E R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、実験結果と概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 $\pm 0 \sim +54$ 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 E C C S 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、S A F E Rコードは、沸騰・ボイド率変化及び気液分離・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）

T B L 及び R O S A - III の実験解析により、S A F E R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。P C T は表 4-6 に示すように $+10^{\circ}\text{C} \sim +150^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。なお、スプレー冷却のない実験結果では、 $+50^{\circ}\text{C}$ 程度高めに評価する。

S A F E R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、T B L, R O S A - 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、S A F E R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）

T B L, R O S A - III 及び F I S T - A B W R の実験解析により、S A F E Rコードが系の圧力変化及び压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 M S I V 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概ね同等の解析結果が得られていることから、S A F E R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）

F I S T - A B W Rの実験解析により、S A F E R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M S I Vの閉止、E C C Sの起動のタイミングを予測できることを確認した。E C C 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。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、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、S A F E Rコードは沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離・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E C C S構成の異なるプラントへの適用性

S A F E Rコードの妥当性確認に使用したT B L、R O S A - III及びF I S T - A B W R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E C C S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E C C S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

T B Lは熱出力 3293MW、燃料集合体 764 体を装荷したB W R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、E C C S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、T B L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、E C C S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、原子炉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。

T B L 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より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，実機の炉心シユ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，T B L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。

R O S A - III及びF I S T - A B W Rの基本的なスケーリングの考え方はT B Lと同様であり，実機のL O C A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。R O S A - 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。R O S A - III実験結果の実機適用性に関しては，R O S A - III実験とBWRのL O C Aの熱水力挙動との類似性が主要なR O S A - III実験に対して確認されている⁽³²⁾。R O S A - III実験データと計算コードによるR O S A - 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L O C A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，シユ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，R O S A - 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，F I S T - A B W Rは燃料集合体 872 体からなる熱出力 3926MWのA B W R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。A B W R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，A B W R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T B L及びR O S A - IIIにおける実験結果が適用できると考える。

したがって、F I S T - A B W R は A B W R 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 A B W R へ適用できると考える。

(2) E C C S 構成の影響

T B L 及び R O S A - 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、E C C S は炉心上部に注水する炉心スプレイ系 (H P C S 及び L P C S) , 炉心バイパス部に注水する L P C I で構成する E C C S を模擬しており、実プラントの構成と相違はない。

また、A B W R 実プラントは炉心上部に注水する高圧炉心注水系 (H P C F) , 原子炉隔離時冷却系 (R C I C) 及び低圧注水系 (L P F L) で構成されるが、F I S T - A B W R は炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系 (H P C S) とダウンカマ部に注水する高圧注水系 (H P F L) 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、H P C F と H P C S の相違、L P F L と H P F L の相違は原子炉内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、A B W R の設計基準事故解析及び F I S T - A B W R 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。A B W R 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 B W R の中小 L O C A の挙動と同様と考えられる。A B W R 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、冷却水は炉心下部プレナムに流入し、さらに燃料集合体下部より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 B W R 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、燃料集合体下部より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、B W R 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 S A F E R コードは、A B W R 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

S A F E R コードの妥当性確認に使用した T B L , R O S A - Ⅲ 及び F I S T - A B W R 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，S A F E R コードの 9×9 燃料への適用性について以下に述べる。

S A F E R 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，S A F E R 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。S A F E R 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，E C C S 構成等の異なる B W R 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 B W R の有効性評価解析に適用できると言える。

なお，有効性評価解析における原子炉内ノード分割は，L O C A と同様の物理現象が想定されることから，B W R の L O C A 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さらに細分化し，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 S A F E R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(°C)		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E C C S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 S A F E R 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－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	

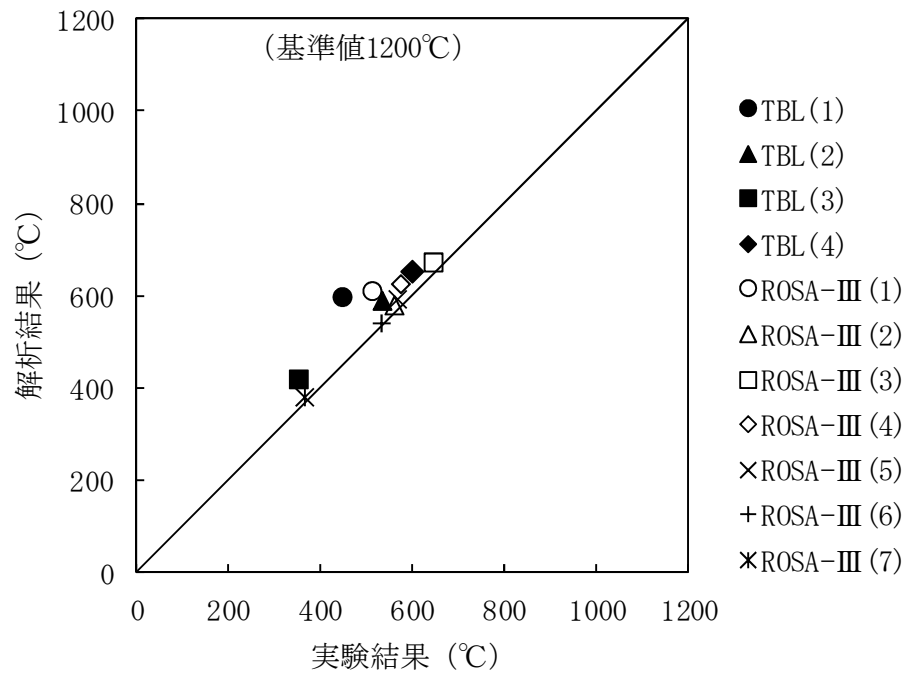


図 4-34 燃料被覆管最高温度の比較⁽²²⁾

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）

S A F E R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、大きくするように評価した値をS A F E R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，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。

(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-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は，図 3-10 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，実験結果と概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 $20^{\circ}\text{C}\sim 40^{\circ}\text{C}$ 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）

S R Vからの冷却材流出については，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流出は，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概ね同等の解析結果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) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）

E C C S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

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）

S A F E Rコードで取り扱う運転操作は、S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S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

S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S、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E C C S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、ベント操作への影響が考えられるが、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、その影響はさらに小さくなる。

(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、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+50℃程度高めに評価する。 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。従って、ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は概ね保守的となる。	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、概ね保守的な結果を与えるものと考ええる。

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	<p>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, 実験結果と概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°C~40°C 程度である。</p> <p>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。</p>	<p>炉心内の二相水位変化を概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評価する。</p>
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	<p>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, 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 +50°C 程度高めに評価する。</p>	<p>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。</p>

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概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。破断口からの流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(シュラウド外水位)に関する不確かさを取り扱う。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。	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 (SAFE R)」, 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 Channels 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, February 1965, PP. 134-142.
- (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(ESTA II)” , 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 解析コードにおける解析条件

添付表 1 (1/4) 解析コードにおける解析条件

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	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 (圧力容器下端からの高さ)	燃料有効部上端, 下端	
		シュラウドヘッド上端, 下端	
		給水スパージャノズル	
		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	
		E C C S 注水位置	
		水位計ノズル	
主蒸気出口ノズル			
圧力容器頂部			

添付表 1 (2/4) 解析コードにおける解析条件

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	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）	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		
圧力損失データ	主蒸気配管	
	炉心	
	気水分離器	

添付表 1 (3/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
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－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

添付表 1 (4/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
S R V	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	E C C S 及び R C I C (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 (A D S) (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)
	S R V (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、摩擦を考慮しない单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 0.4~1.31 cm (0.158~0.513 in.) である。また, Allemann は、内径 17.3 cm (6.8 in.) 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 10 cm (4 in.) 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 (3 ft) , 内径 0.8 cm (0.313 in.) 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・出口形状及び入口サブクール度など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 5 in.) 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 5 in.) 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。

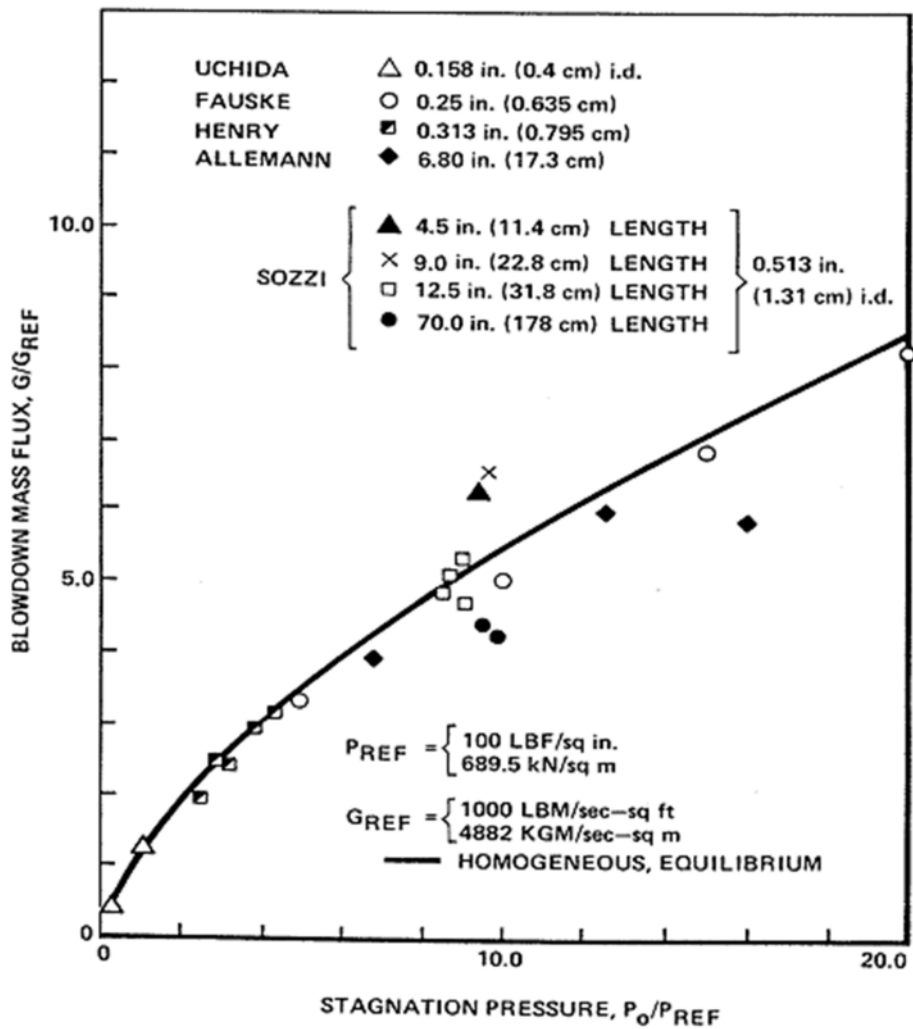
3. まとめ

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 5 in.)) 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。

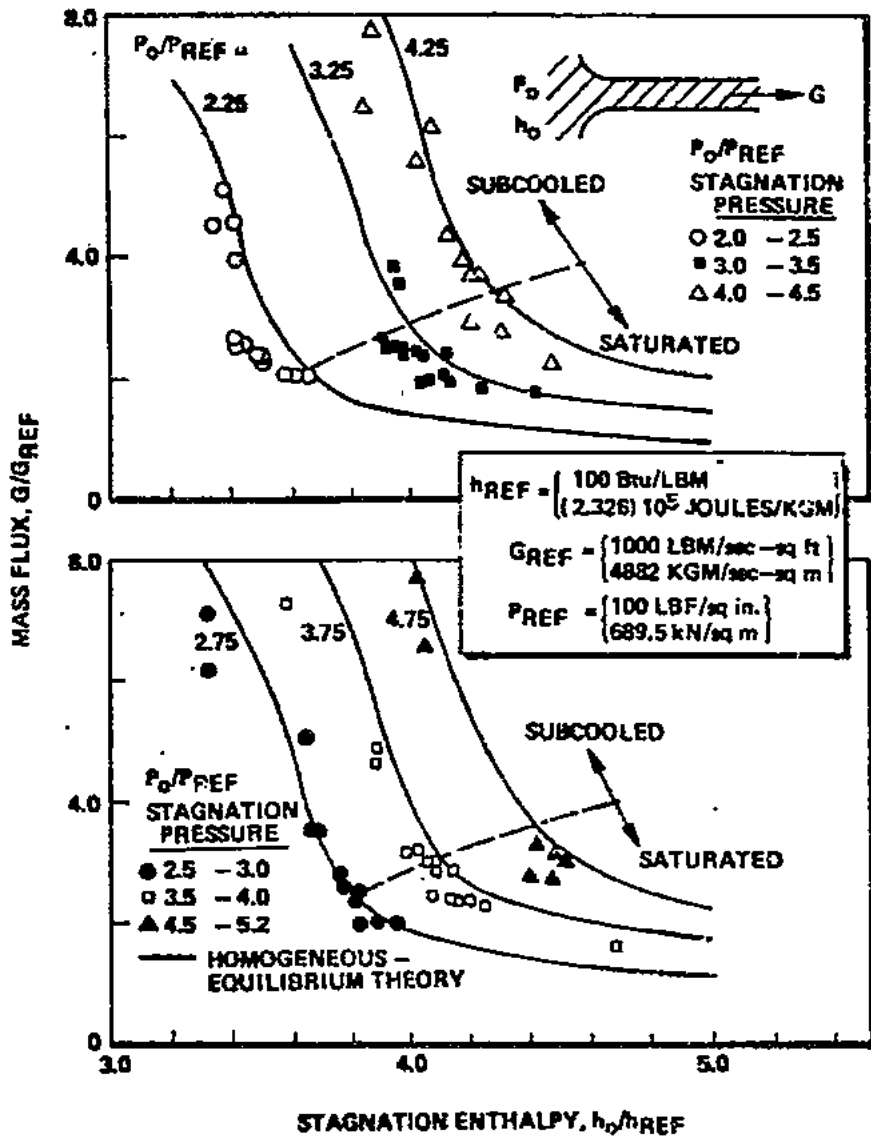
BWRプラントで仮定する破断口及びSRVからの流出流量は、压力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し、その長さは 0.127m (約 5 in.) より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

参考文献

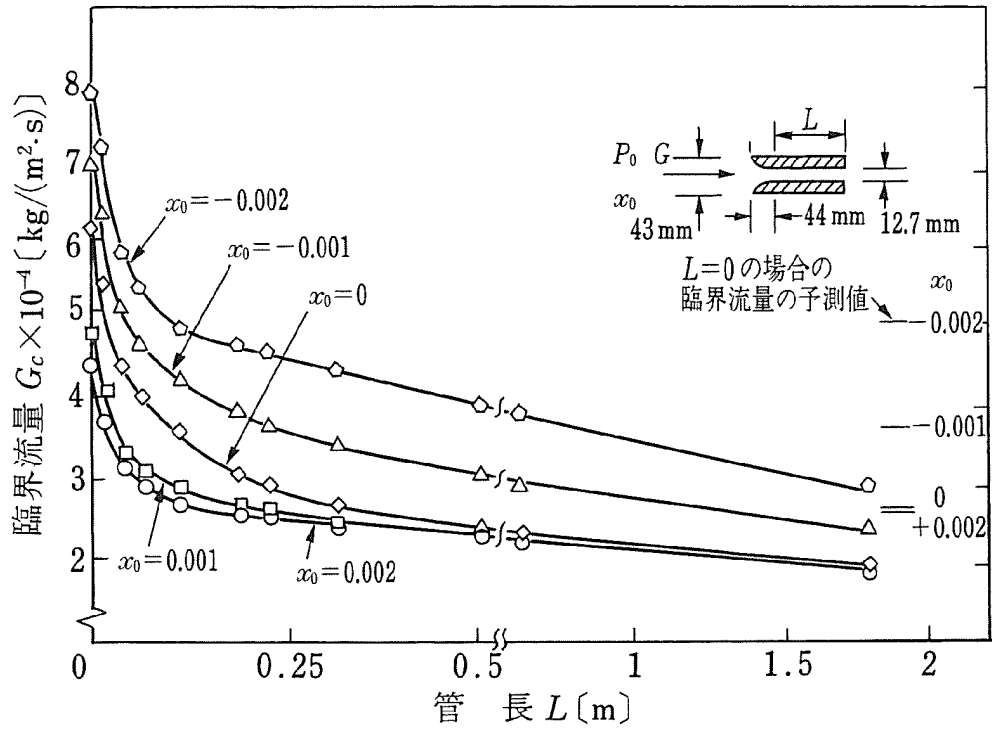
- (1) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) G. L. Sozzi and W. A. Sutherland, “Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure”, NEDO-13418, July 1975.
- (3) 日本機械学会 編, 改訂 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006 年



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. 熱伝達関連式，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関連式の選定

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 に示す熱伝達関連式，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 にはこれらの関連式，モデル選定の基本的な考え方も合わせて示す。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。

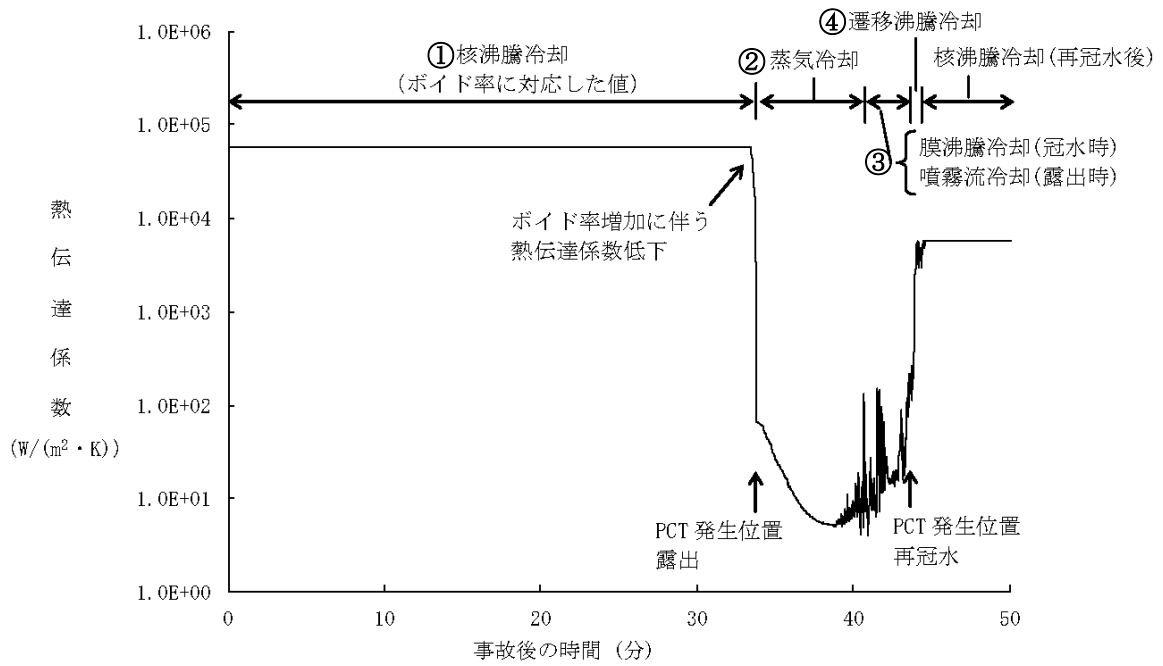
2. SAFERコードの熱伝達関連式の適用方法

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時は，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} 以下の時はリウエットと判定し，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。

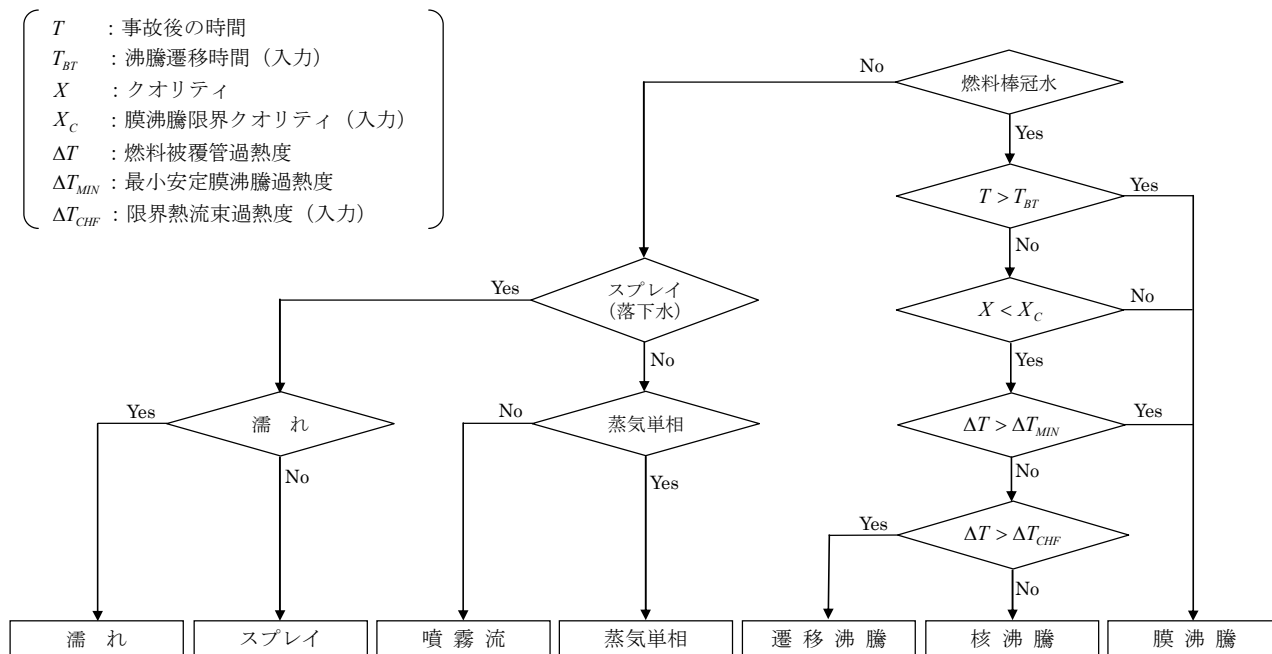
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していない時は，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1 有効性評価で用いる S A F E R 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	蒸気单相	Dittus-Boelter の式	单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，上記の蒸気单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

S A F E R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

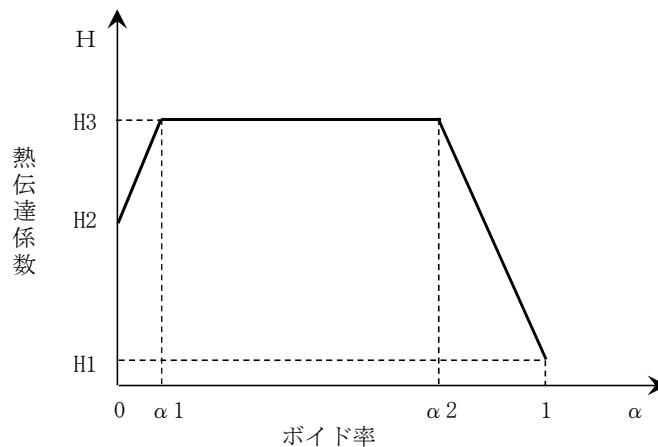
(1) 核沸騰

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 3 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 S R V 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) 蒸気单相

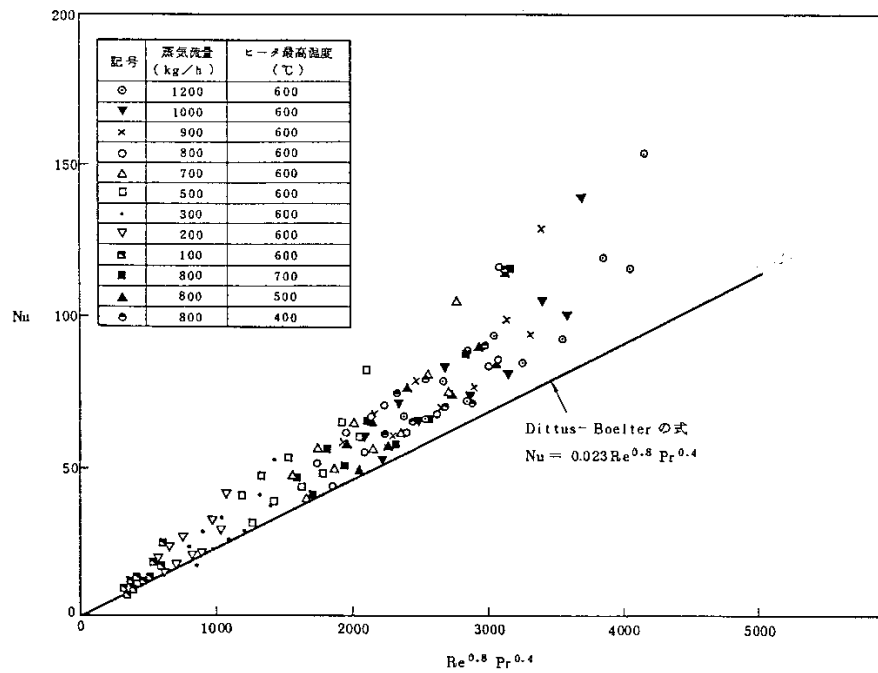
燃料が露出した後の蒸気单相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

BWR の実寸大 8 × 8 型模擬燃料集合体 1 体を用いた蒸気单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ぺ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。S A F E R 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、スぺ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。

この蒸気单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 O R N L - T H T F (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℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) 及び F L E C H T - S E A S E T 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℃の範囲で蒸気单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 以上の单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 蒸気单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2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。

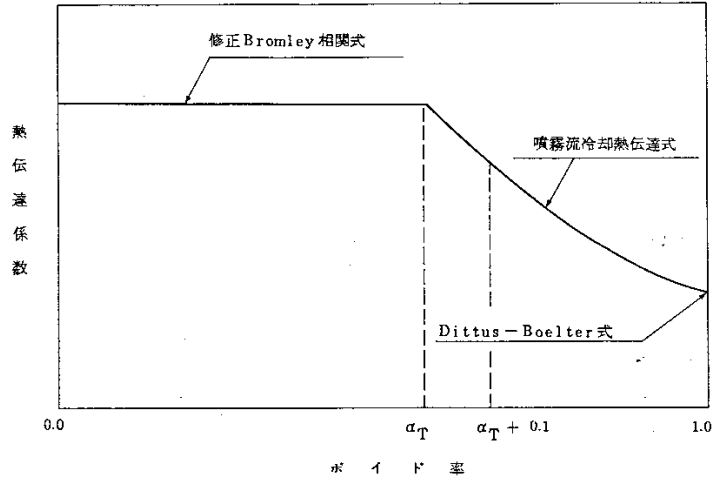
Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を、実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように、計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている⁽³⁾⁽⁴⁾。このことから、噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

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。

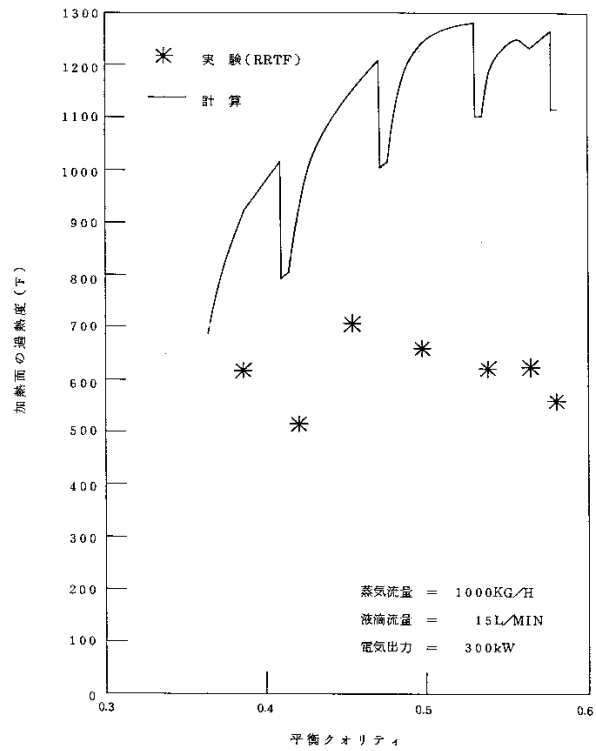
また、KWU 社の実規模大模擬燃料集合体 (340 本ロッド) を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は、過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁶⁾。

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°C) 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。

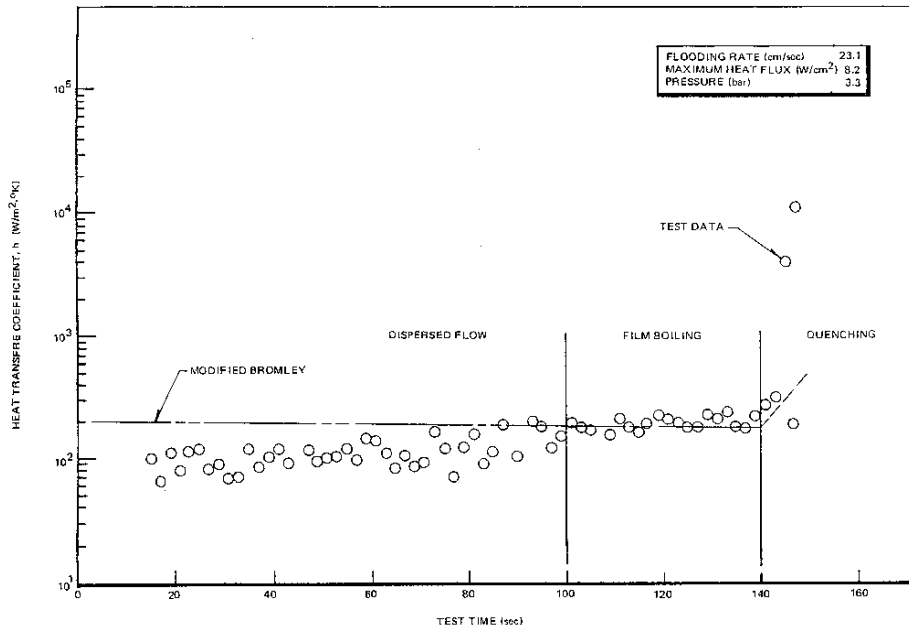
以上により、Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



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⁾

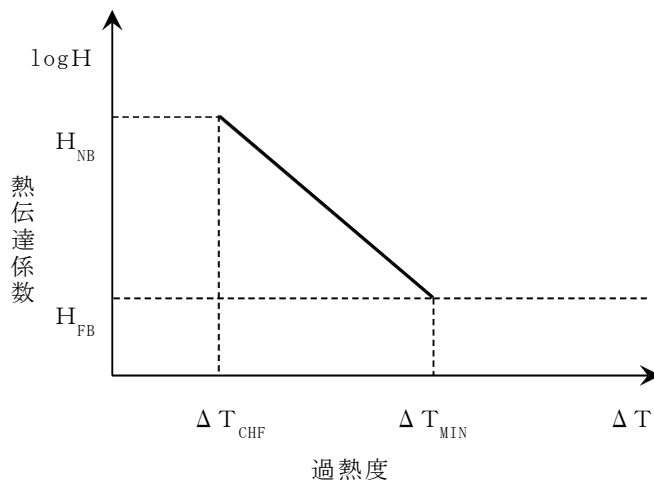


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁶⁾

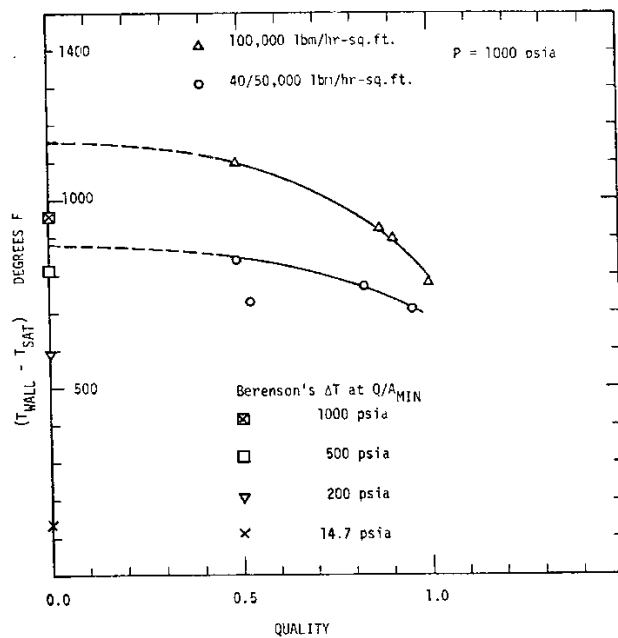
(4) 遷移沸騰

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、膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。S A F E R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に拡張している。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 S A F E R 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。S A F E R 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、S A F E R 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

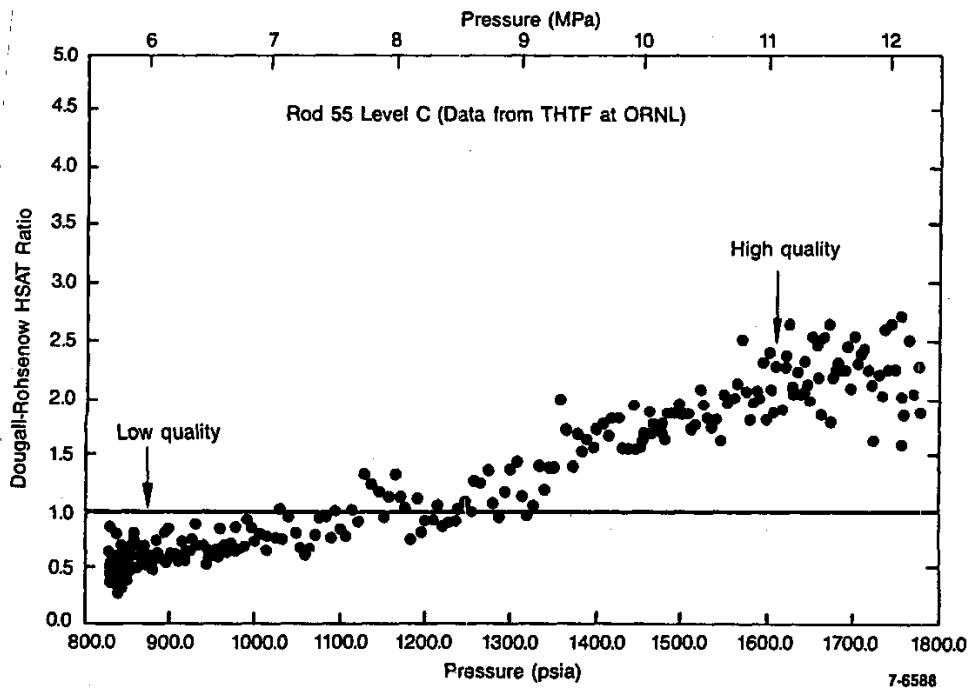
度として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow 式を用いるとしている⁽¹¹⁾。

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/(m²s)) 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。

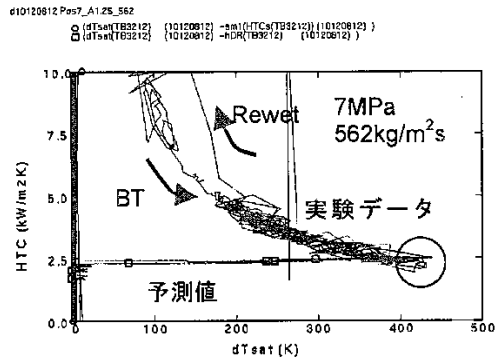
一方、S A F E R コードは、単相蒸気熱伝達の Dittus-Boelter 式及び噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9 に示したように保守的であることを確認している。また、JAERI の実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になるとしている。したがって、S A F E R コードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

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

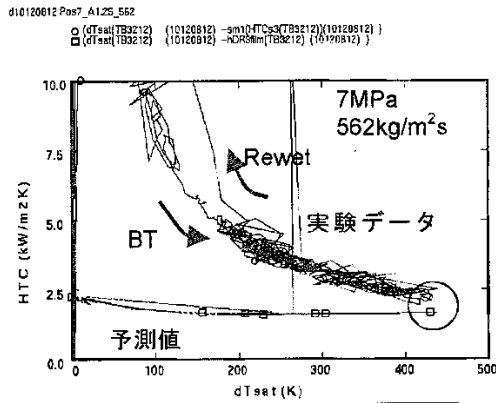
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 ⁽⁸⁾ ⁽⁹⁾ (WREM-JINS/B コー ドシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発流	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気流	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



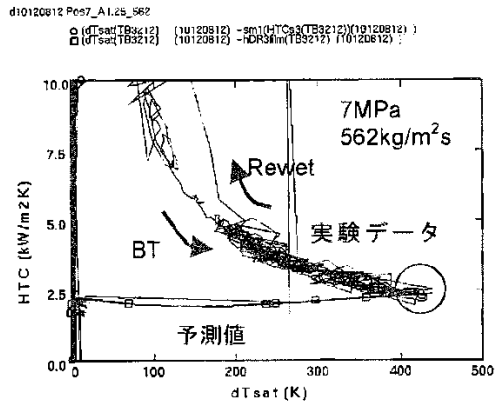
添付図 2-13 Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値 (計算値/実験値) ⁽¹⁰⁾



・物性値を飽和温度条件で評価



・物性値を膜温度条件で評価



・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
 ・Re 数を飽和温度条件で評価

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/m²s, 2.9m)

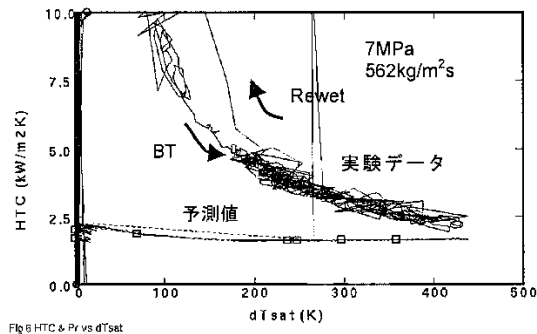
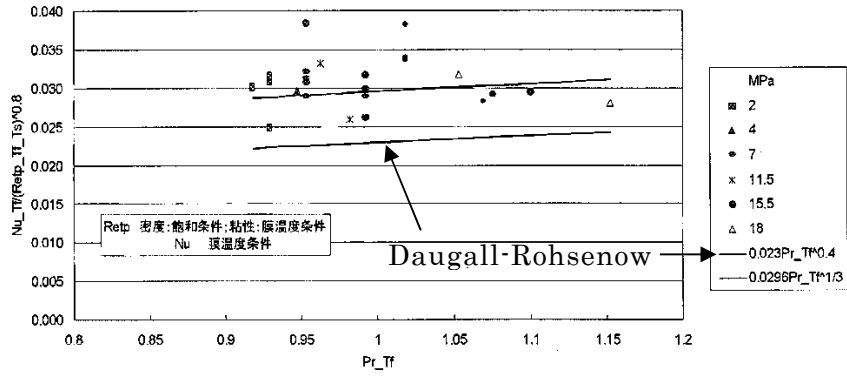


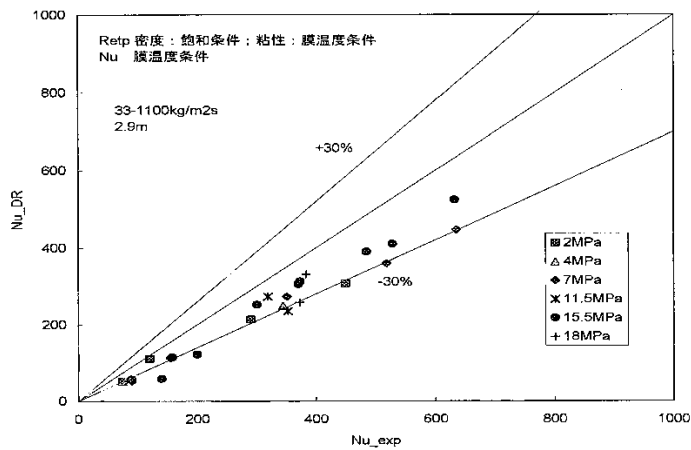
Fig.6 HTC & Pr vs dTs sat

- ・ Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
- ・ Re 数：粘性係数を膜温度、密度を飽和温度で評価

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, 1930, 443-461
- (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，冷却材流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 \$ 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，温度上昇は短時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。設計基準事故評価（LOCA）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 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概ね $2^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度であり，燃料被覆管の最高温度は $1,100^{\circ}\text{C}$ 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 $0^{\circ}\text{C}/\text{s}$ から $5.6^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，また，破裂温度は 20°C から約 1500°C 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－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－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 $1,100^{\circ}\text{C}$ 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°C 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設計基準事故評価（LOCA）と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

[参考資料]

- (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

S A F E R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S A F E R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。

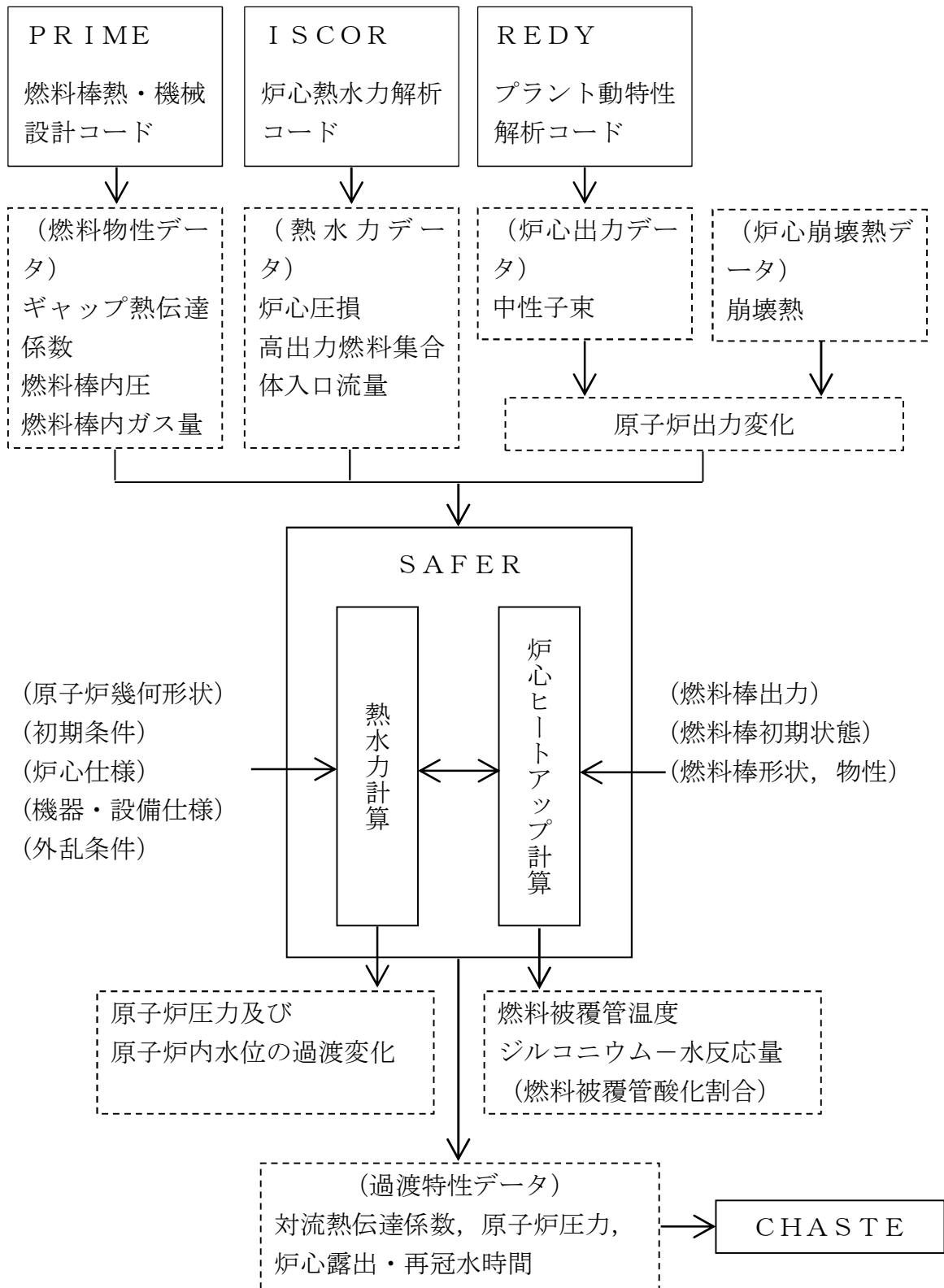
- (1) 燃料棒熱・機械設計コード (P R I M E) による燃料物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (2) 炉心熱水力解析コード (I S C O R) による熱水力データ
 - ① 炉心圧損
 - ② 高出力燃料集合体入口流量
- (3) プラント動特性解析コード (R E D Y) による炉心出力データ
 - ① 中性子束

P R I M Eコードにより求められた燃料物性データをS A F E R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。

I S C O R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S A F E R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。

R E D Y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、S A F E R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、S A F E R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C H A S T E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

S A F E R 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、P C T 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、P C T 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、S A F E R 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状態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、前記の過熱蒸気の状態と飽和蒸気の状態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 B W R - 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、添付図 4-2 に原子炉水位の比較を示す。また、添付図 4-3 に炉心の水位、添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度、添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。さらに、添

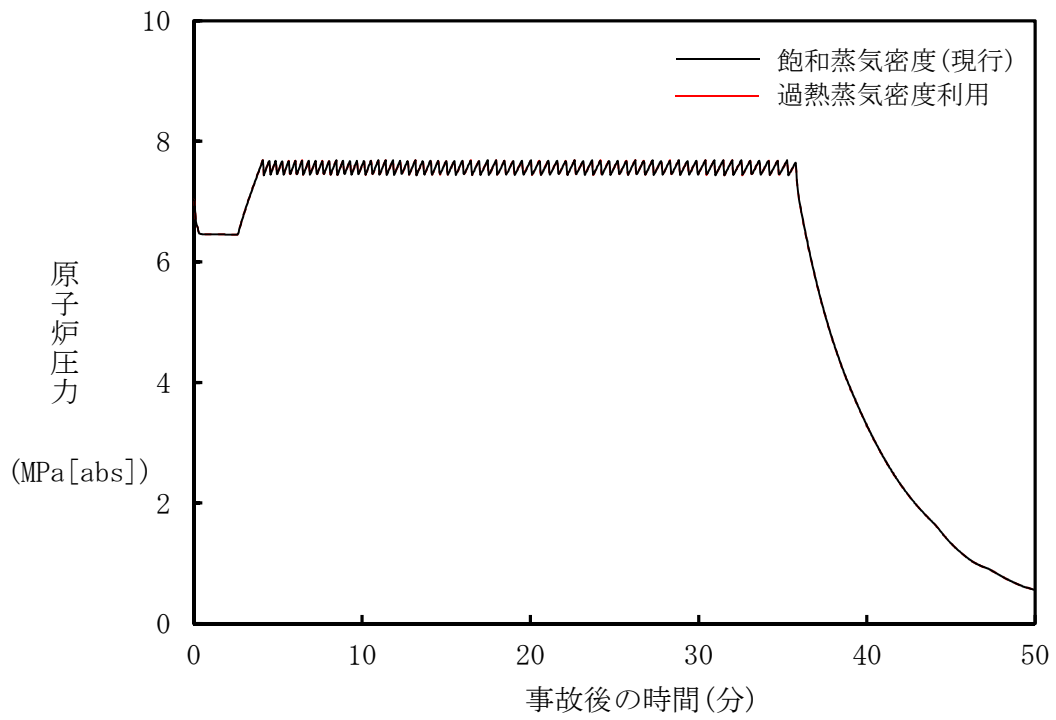
付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度，添付図 4-8 に高出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。

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，飽和蒸気で考えた時と過熱蒸気の密度を考慮した時で，ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

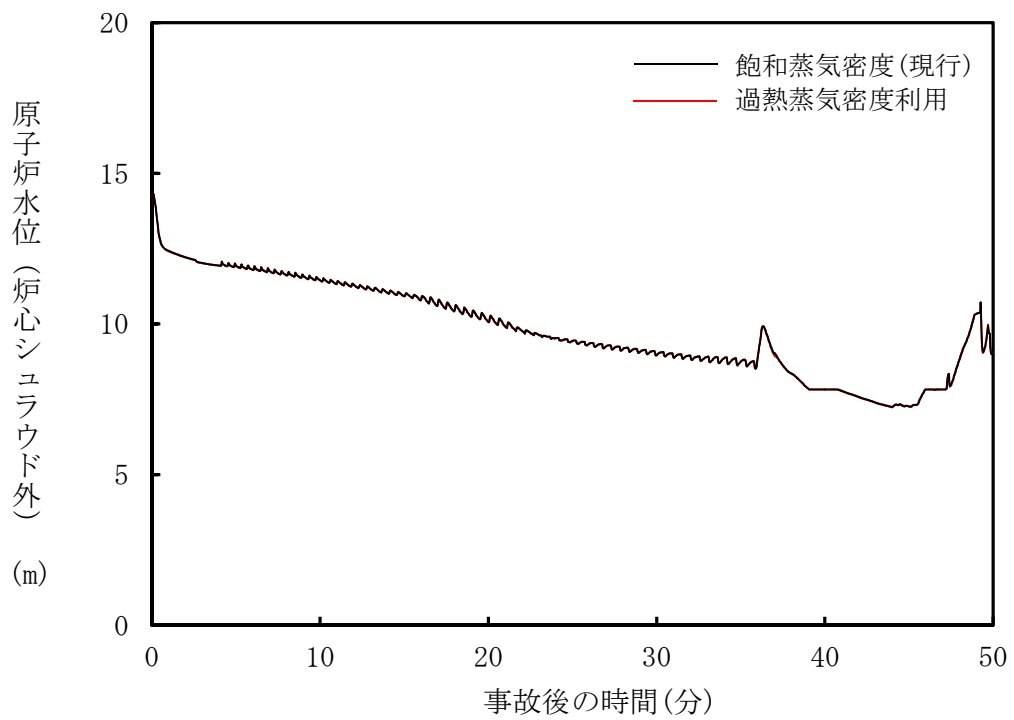
また，P C Tは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

4. まとめ

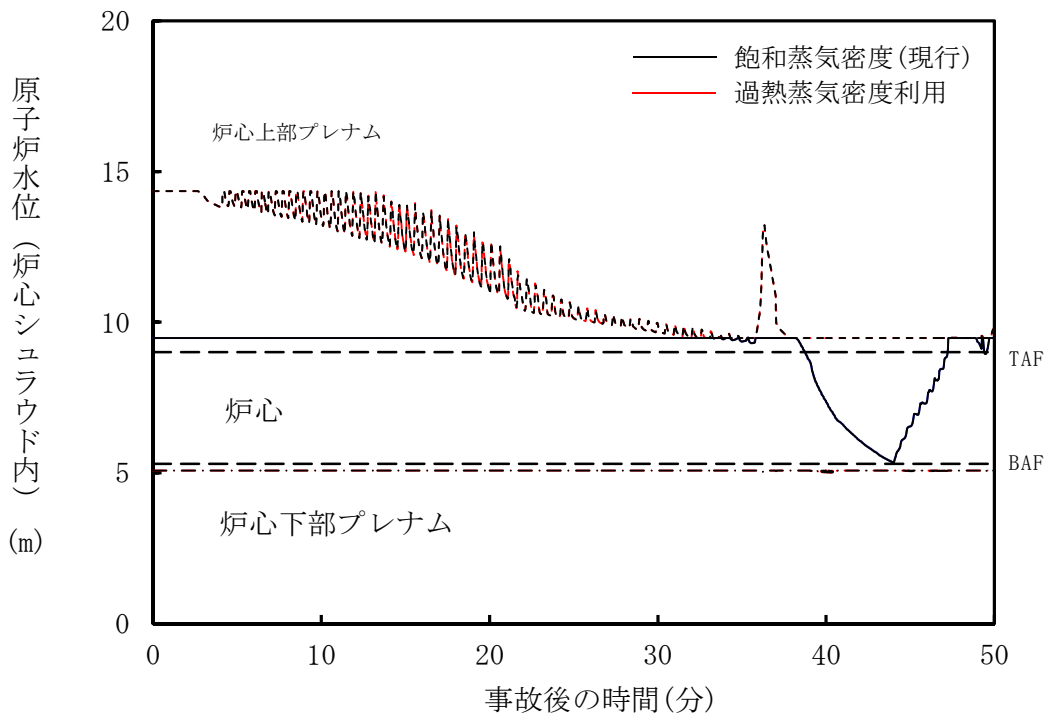
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，S A F E Rコードを適用することは問題ないと考える。



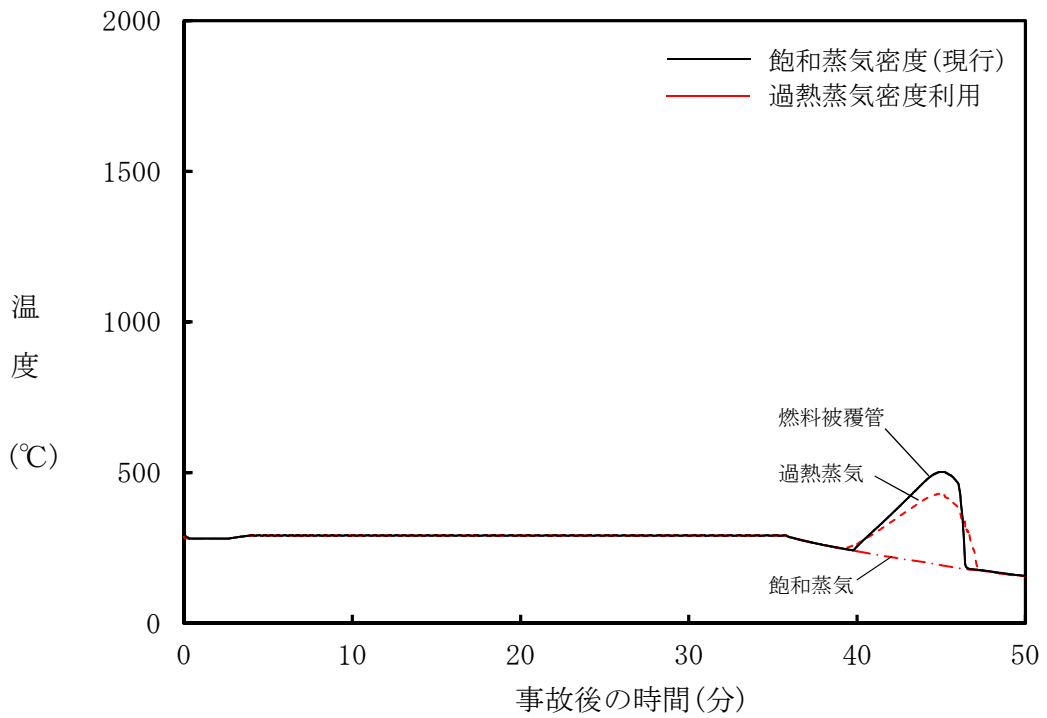
添付図 4-1 原子炉圧力変化の比較



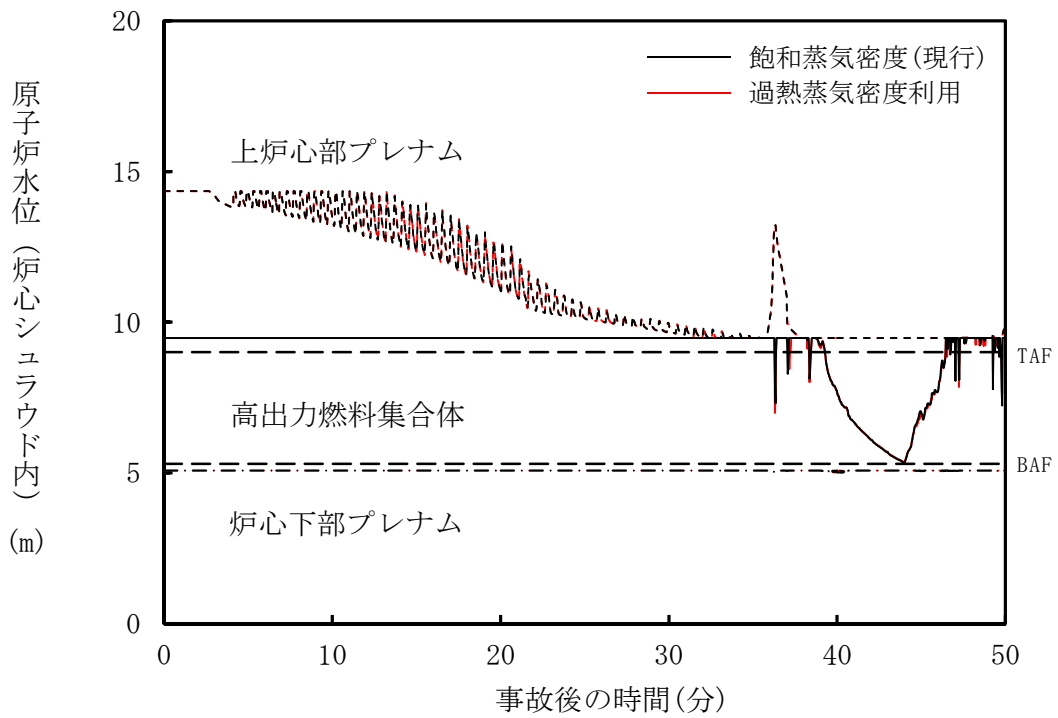
添付図 4-2 原子炉水位変化の比較



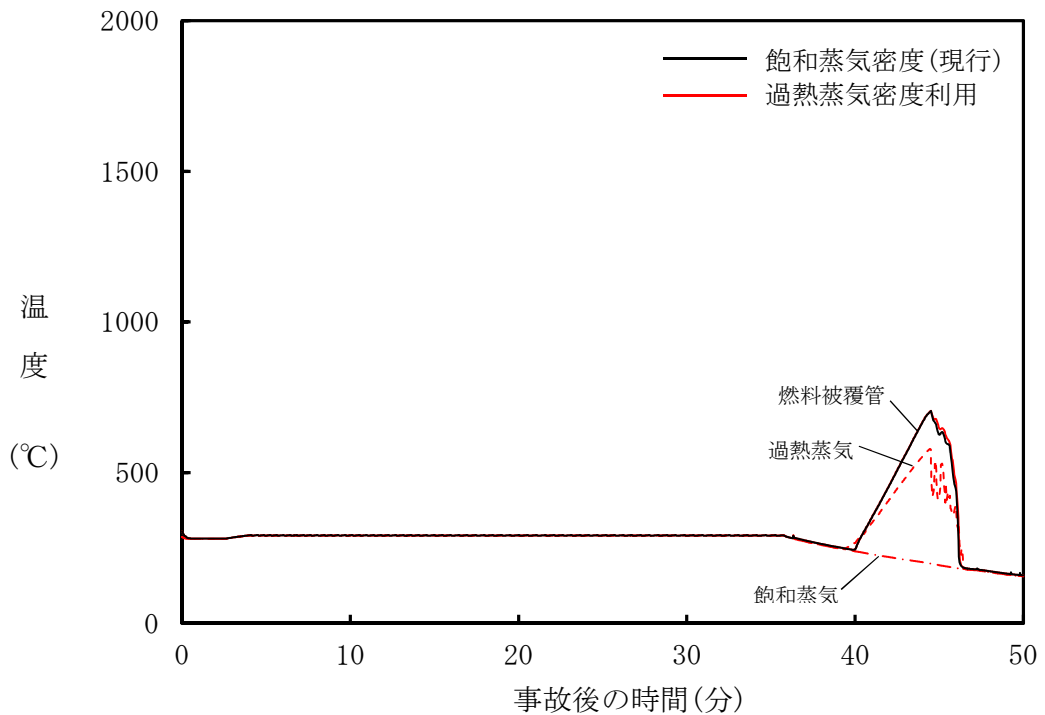
添付図 4-3 原子炉シュラウド内水位変化の比較（炉心）



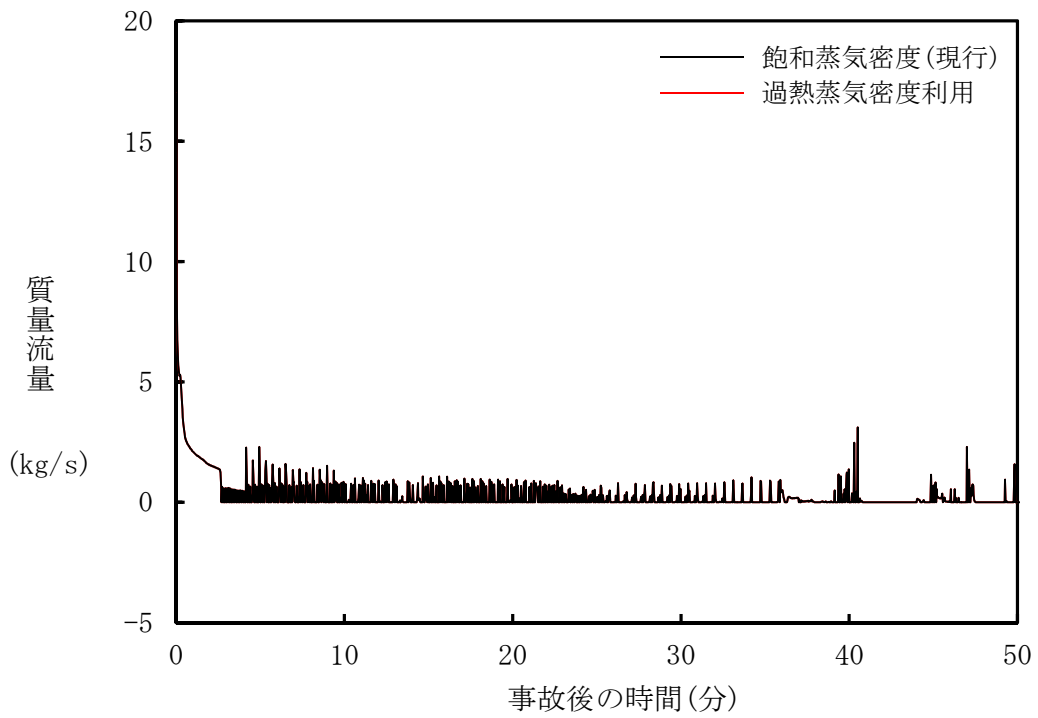
添付図 4-4 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（炉心）



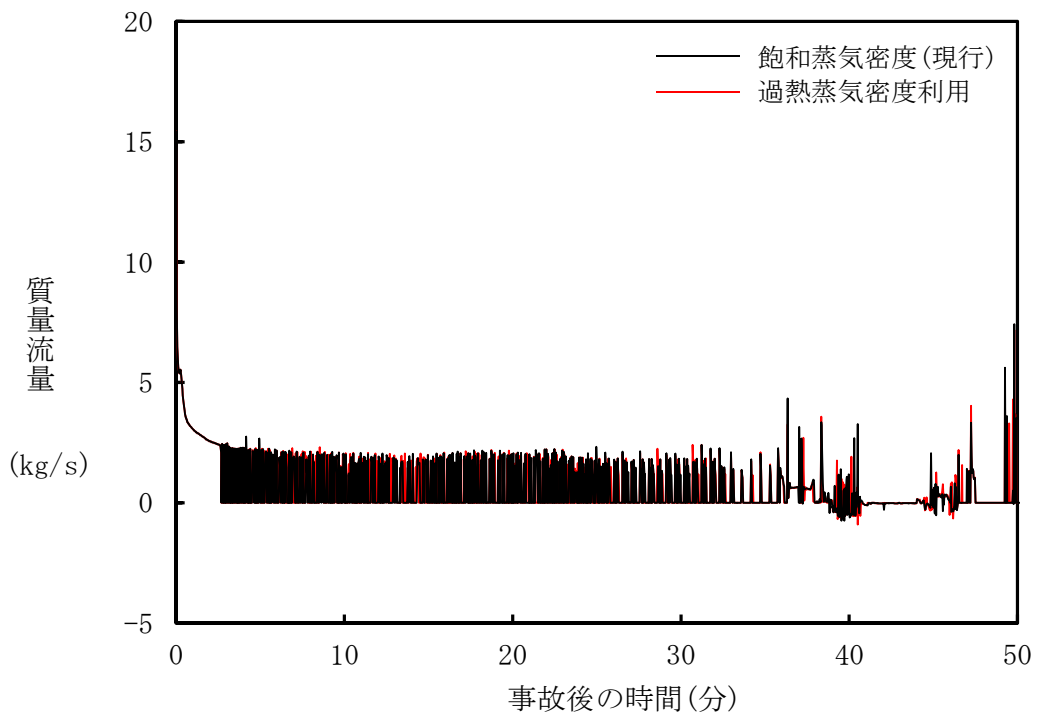
添付図 4-5 原子炉シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



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 L O C A 時注水機能喪失（中小 L O C A）時は、注水系として使用するの代替注水設備であり、E C C S 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 A B W R 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、原子炉減圧に伴う原子炉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 P C T 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 P C T 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 P C T 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合わせて実施した。主な解析結果を添付図 5-1～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 P C T 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 P C T 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 P C T 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 B W R 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。

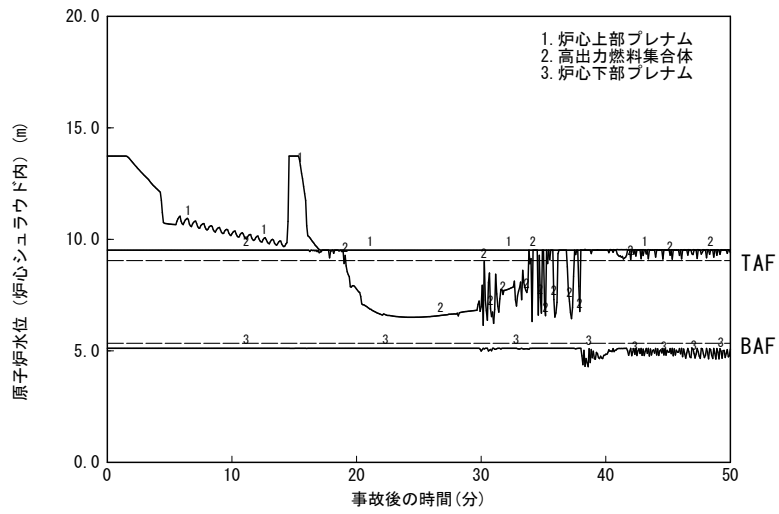
添付図5-5に原子炉水位（シュラウド内水位）変化、添付図5-6にPCT発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約1000℃となり、ベースケースの約969℃に対して約31℃上昇する結果となった。

3. まとめ

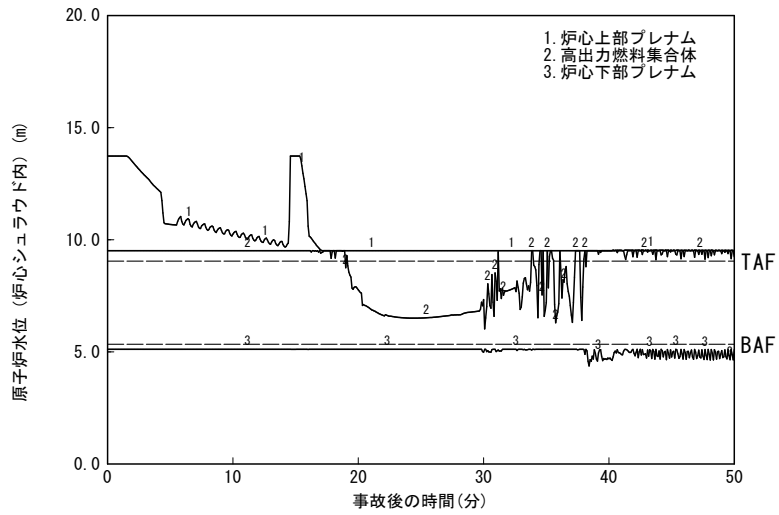
以上より、低圧代替注水設備のようなECCSと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては、噴霧流冷却熱伝達の不確かさ、また、解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると、全体として20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

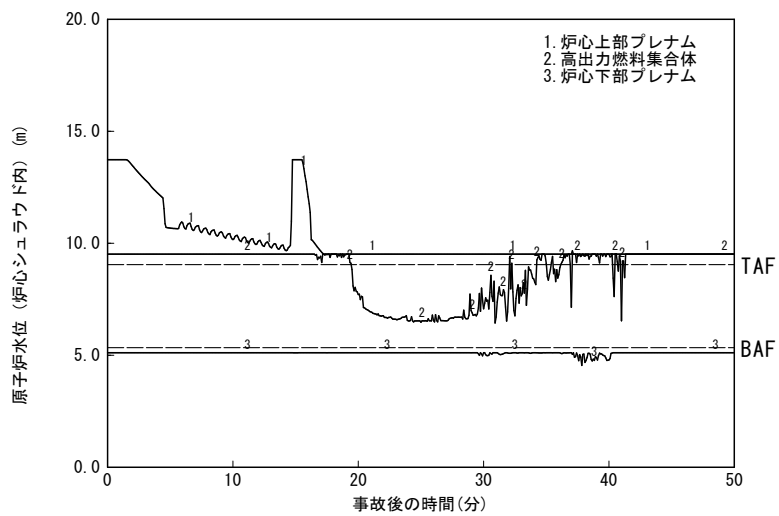
- (1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and Y. Nishi, “Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics,” 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21, 2015.



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

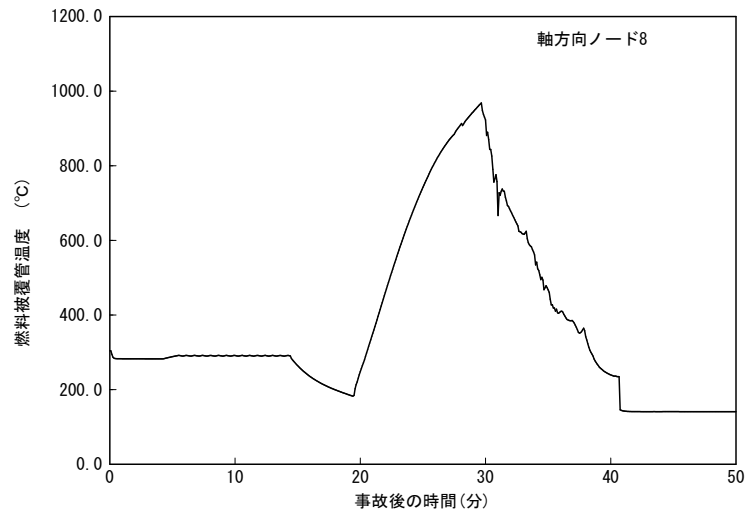


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

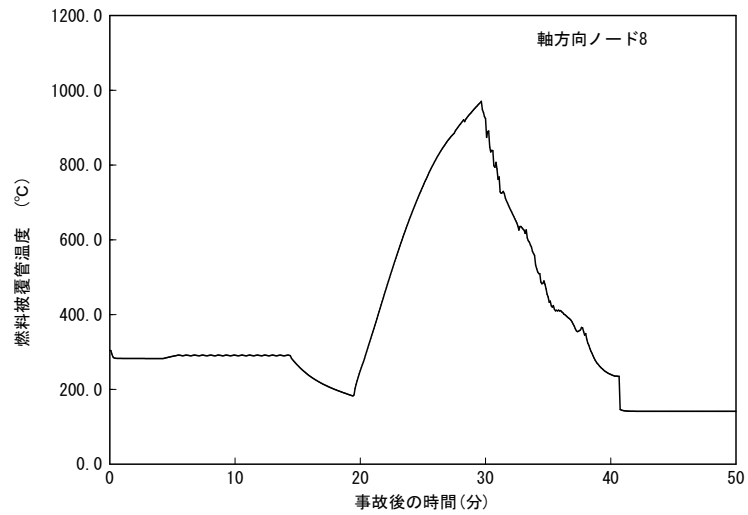


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

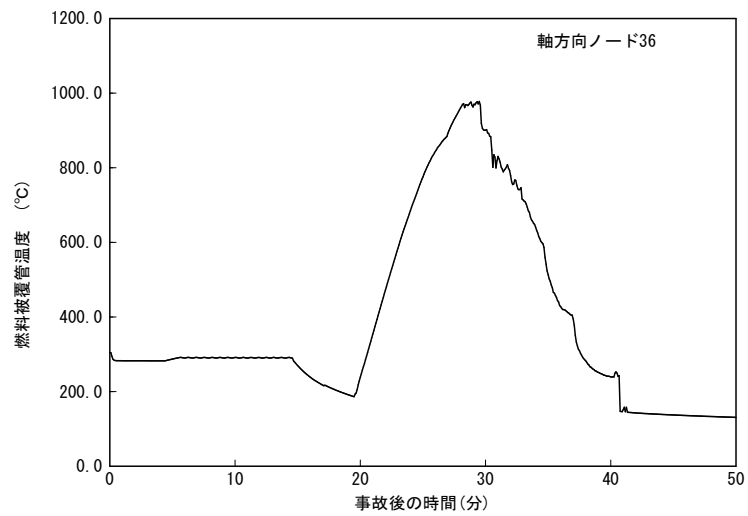
添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

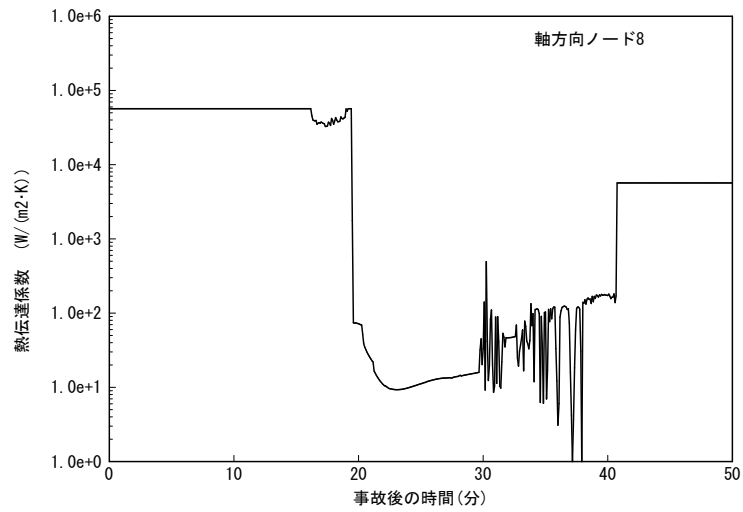


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

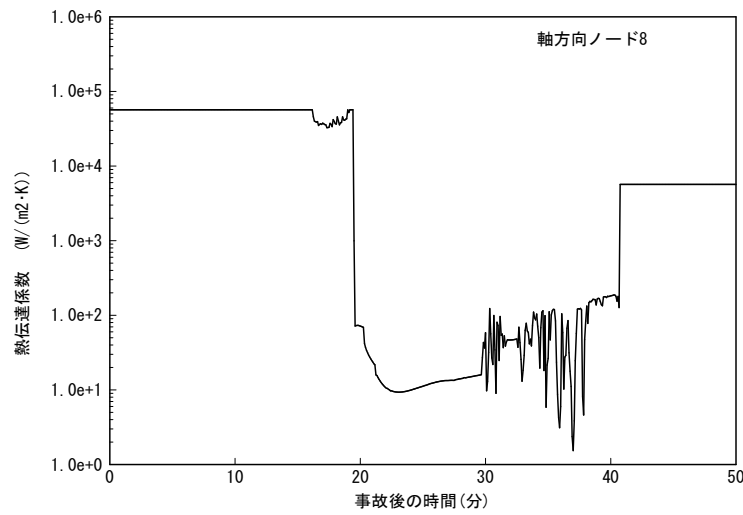


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

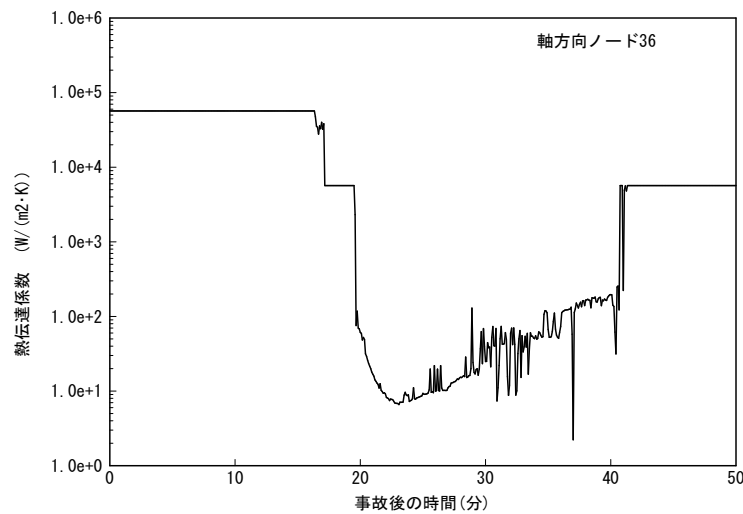
添付図 5-2 P C T 発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

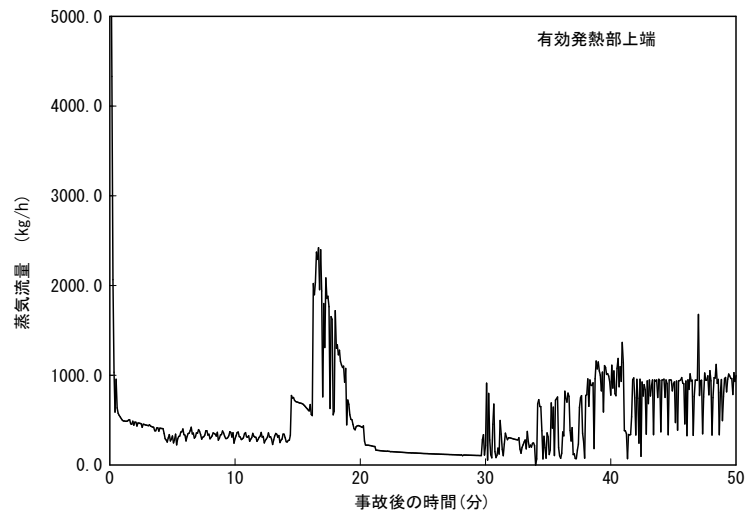


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

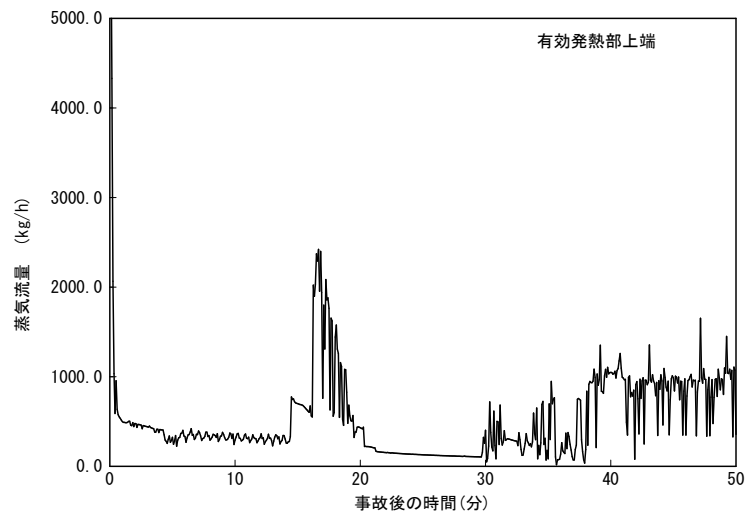


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

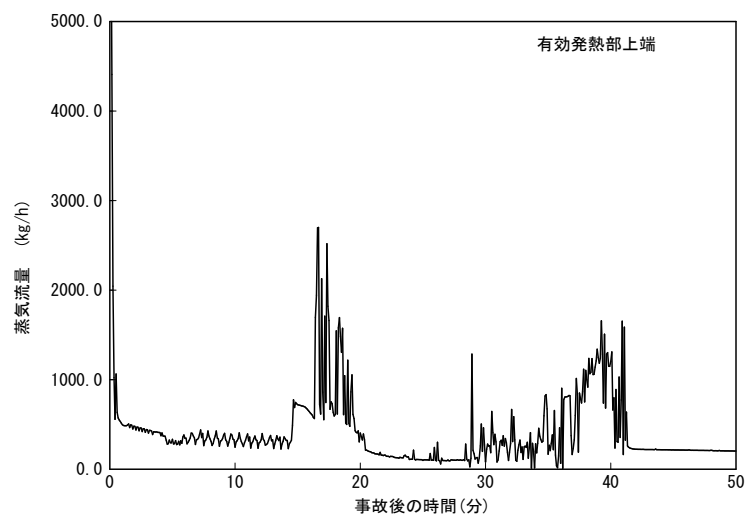
添付図 5-3 P C T 発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

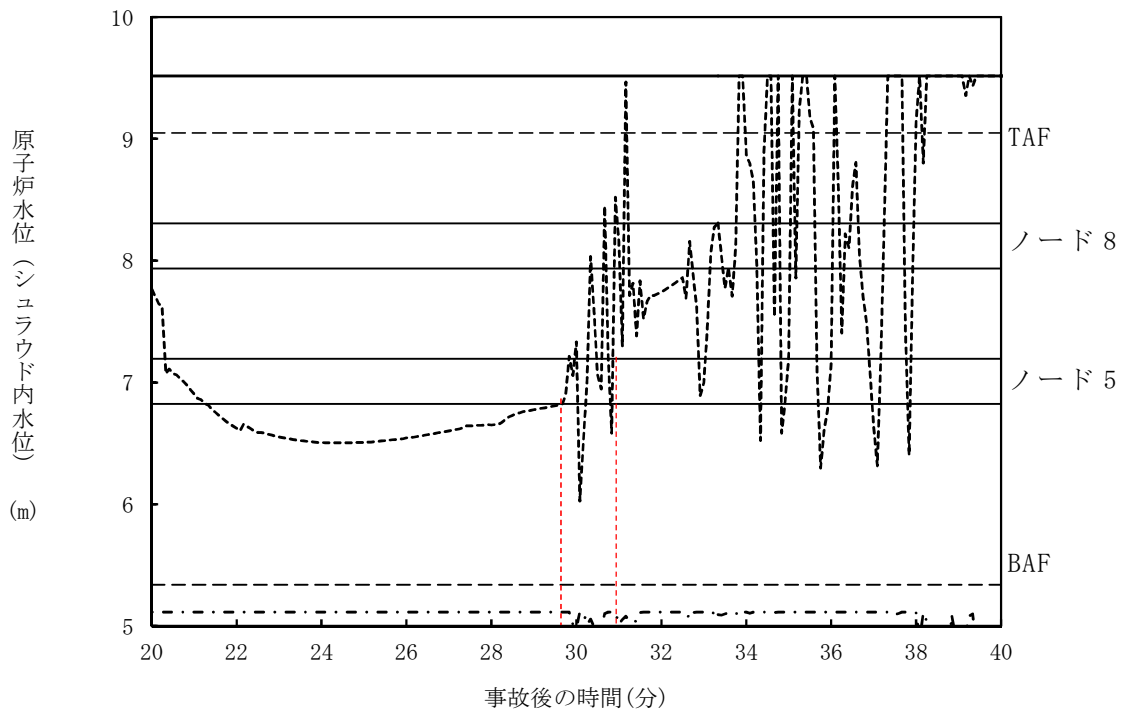


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

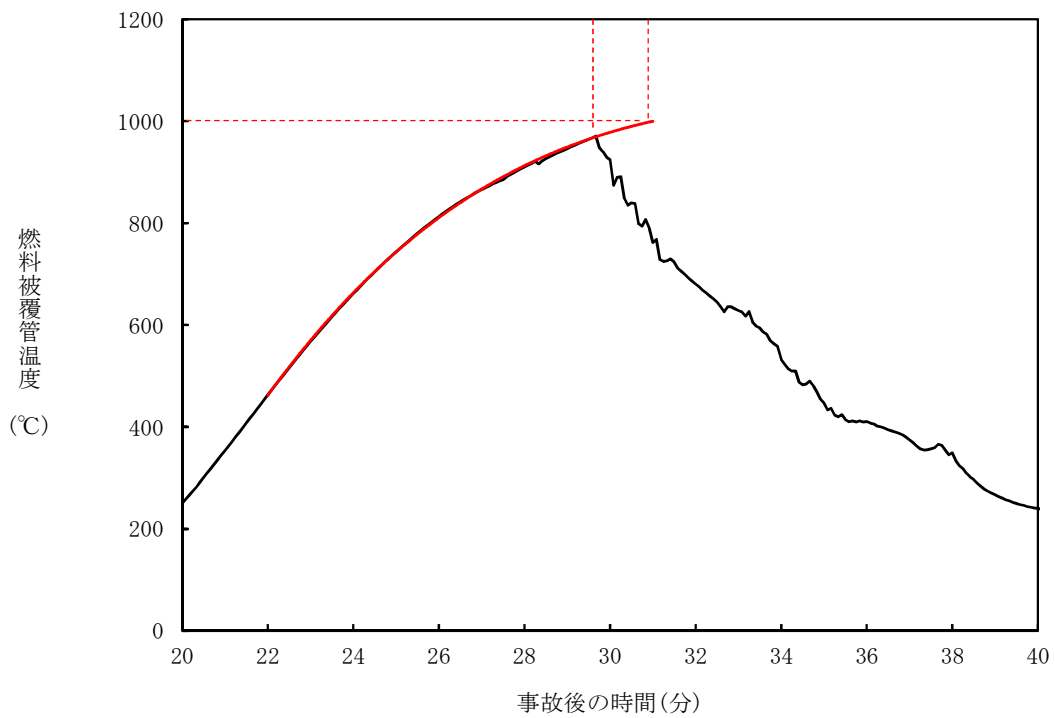


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

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（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 P C T 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原子炉隔離時冷却系（R C I C）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R C I C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、R C I C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、R C I C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、混合水が炉心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、さらに炉心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、R C I Cの注水流量、炉心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、R C I C注入水の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）及び炉心上部プレナム領域の順に示す。

R C I C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R C I C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、R C I C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）及び炉心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、未飽和水が炉心上部プレナム領域に到達して炉心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、R C I C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、R C I C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流れ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、R C I C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R C I C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

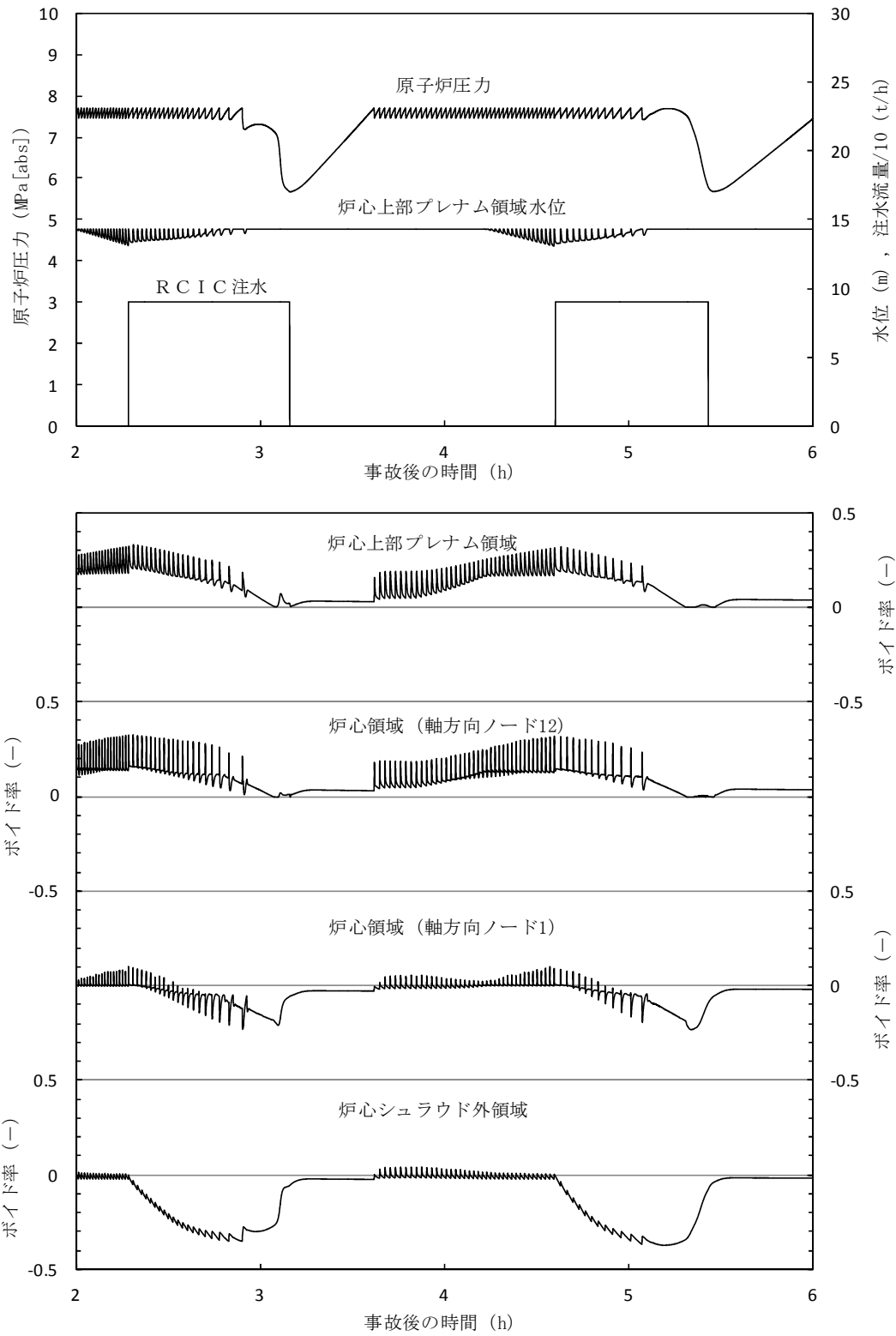
例えば、高圧・低圧注水機能喪失の評価では、逃がし安全弁を用いて原子炉減圧操作を行った後、低圧代替注水系により原子炉注水を行い、炉心露出により燃料被覆管温度が上昇した炉心を再冠水して冷却するが、上記にて説明した原子炉の圧力低下挙動は、炉心が過冷却となった時に発生する特異な挙動であり、炉心が露出するような炉心冷却が問題となる状態では過冷却状態とはならないため、発生するものではない。

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を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

S A F E Rでの解析では、R C I C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、炉心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 C I C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する。



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

第4部 SCAT

目 次

S C A T

1. はじめに	4-1
2. 重要現象の特定	4-2
2.1 事故シーケンスと評価指標.....	4-2
2.2 ランクの定義	4-2
2.3 物理現象に対するランク付け.....	4-4
3. 解析モデルについて.....	4-14
3.1 コード概要	4-14
3.2 重要現象に対する解析モデル.....	4-15
3.3 解析モデル	4-16
3.4 入出力	4-35
4. 妥当性確認	4-37
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法.....	4-37
4.2 ATLAS 試験	4-39
4.3 NUPEC BWR燃料集合体熱水力試験.....	4-52
4.4 実機解析への適用性.....	4-64
5. 有効性評価への適用性.....	4-65
5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の観点）	4-65
5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員操作の観点）	4-67
6. 参考文献	4-68
添付1 入力項目リスト	4-1-1
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	4-2-1
添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性	4-3-1
添付4 リウエットモデルの適用性	4-4-1
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	4-5-1
添付6 有効性評価における9×9燃料（A型）の代表性	4-6-1

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）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」と称す。）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」と称す。）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。

従って、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、または重要でない現象	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

制の効果表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ブ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様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、中性子寿命と言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 R E D Y 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エ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 R E D Y 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ることは、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REDDY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、さら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など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エ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。その後リウエ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-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オ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、炉内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概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ことが考えられる。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、沸騰遷移及びリウエ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〔原子炉压力容器〕

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R E D Y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）〔原子炉压力容器〕

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R E D Y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〔原子炉压力容器〕

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〔原子炉压力容器〕

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 [原子炉压力容器]

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 [原子炉压力容器]

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 [原子炉压力容器]

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) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む） [原子炉压力容器]

主蒸気隔離弁の誤閉止＋原子炉停止機能喪失の事象では、E C C S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、E C C S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R E D Y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 [原子炉压力容器]

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表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 [原子炉压力容器]

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表れ

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（RHR）によるサプレッション・プール冷却の効果が表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pray冷却〔原子炉格納容器〕

Spray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、Spray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・酸素発生〔原子炉格納容器〕

放射線水分解等による水素・酸素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	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
	物理現象	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	<u>H</u>
	(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	<u>M</u> *2
炉心（燃料）	(7)	燃料棒内温度変化	<u>H</u>
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>
	(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	<u>M</u>
	(15)	圧力損失	(L) *1
	(16)	三次元効果	<u>M</u> *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	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
	物理現象		評価指標 燃料被覆管温度
原子炉格納容器	(27)	冷却材放出	(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)	スプレー冷却	I
	(33)	放射線水分解等による水素・酸素発生	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、質量及びエネルギー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（MCPR）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エ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」と称す。）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」と称す。）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（CPR）、各ノードでの冷却材流量、クオリティ、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*) リウエットモデル
	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 リウエットモデル

* 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 S C A T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ー保存式, 及び気液混相の運動量保存式を適用
	ボイドモデル	 を適用した Zuber-Findlay の式
	サブクールボイドモデル	
	圧力損失モデル	
	被覆管表面熱伝達モデル	以下の熱伝達モードを考慮 <ul style="list-style-type: none"> ・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	G E X L 相関式を適用
	リウエットモデル	リウエットクオ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

S C A T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ー保存式、及び気液混相の運動量保存式の5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ー保存式を解くことでクォリティ、エンタルピー等を求める。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) エネルギー保存式

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha\rho_v h_v) + \frac{\partial}{\partial z}(G_v h_v) = Q_v + \alpha \frac{\partial P}{\partial t} + h_g \Gamma_g$$
$$\frac{\partial}{\partial t}[(1-\alpha)\rho_l h_l] + \frac{\partial}{\partial z}(G_l h_l) = Q_l + (1-\alpha) \frac{\partial P}{\partial t} - h_f \Gamma_g$$

なお、質量保存式及びエネルギー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,

$$G = G_l + G_v$$
$$\bar{\rho} = \rho_l(1 - \alpha) + \rho_g\alpha$$

記号は以下の通りである。

- 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 : エンタルピー
- 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



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、限界クオリティと沸騰長さの関係等に基づき整理されたG

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。

E X L 相関式を用いて判定する。リウエ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。G E X L 相関式を用いた沸騰遷移判定の詳細は④で、リウエ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。サブクール領域の单相流には 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°C 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、S C A T 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]

$$h = 0.023 \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \frac{k}{D_H}$$

(b) Jens-Lottes の式^[10]

$$h = \frac{Q/A}{\Delta T_{JL}}$$

$$\Delta T_{JL} = 60 e^{-\frac{P}{900}} \left[\frac{Q/A}{10^6} \right]^{1/4}$$

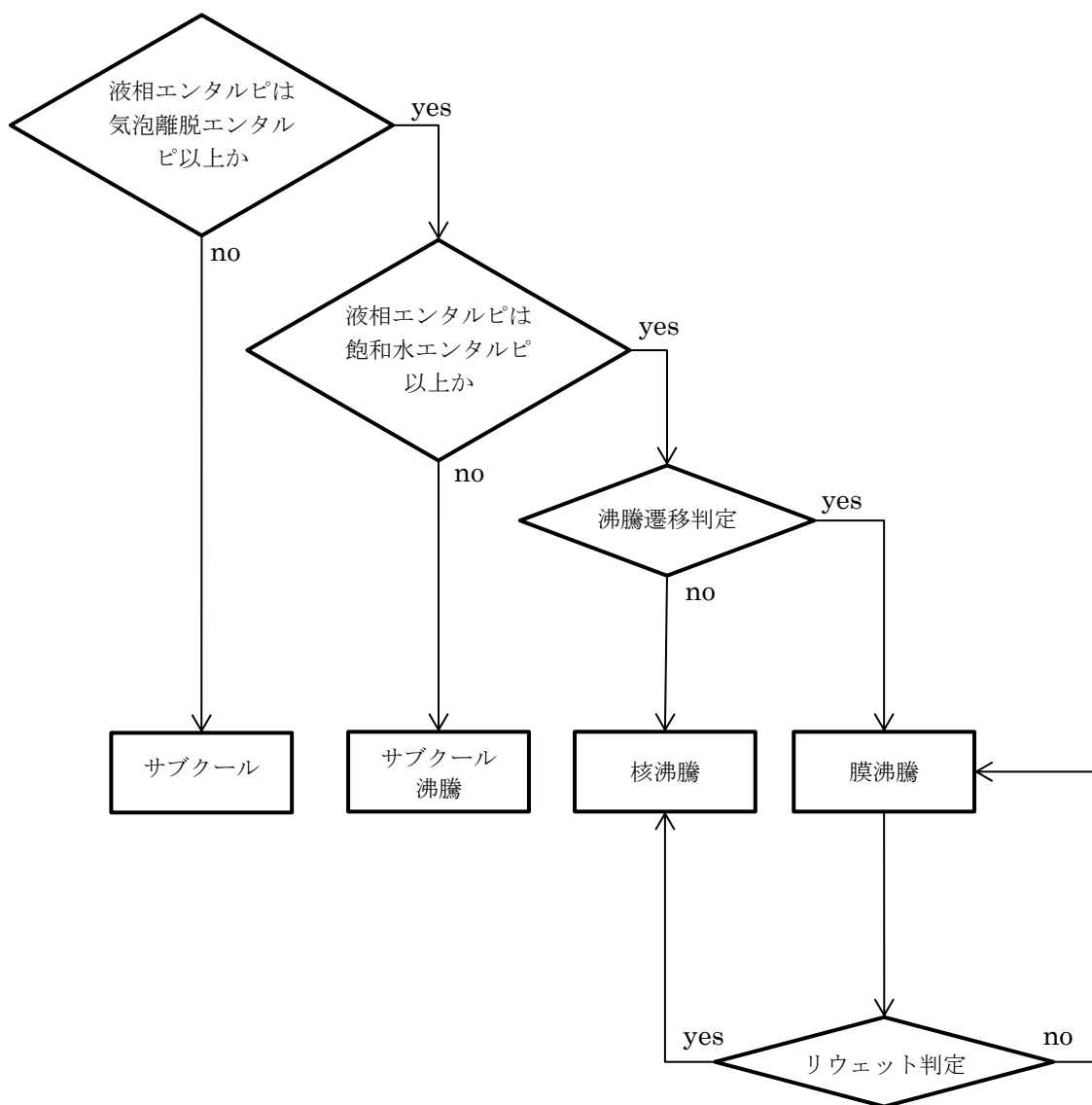
(c) 修正 Dougall-Rohsenow 式^{[8][11]}

$$h = 0.023 \left\{ \frac{GD_H}{\mu_{g,f}} \left[x_e + \frac{\rho_{g,s}}{\rho_{l,s}} (1 - x_e) \right] \right\}^{0.8} \text{Pr}_{g,f}^{0.4} \frac{k_{g,f}}{D_H}$$

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。

記号は以下の通りである。

- 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イ
- 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

リウエット判定：相関式 2 によるリウエット判定

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（SLMCPR）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。

$$X_C = f(L_B, D_Q, G, L, P, R)$$

記号は以下の通りである。

- 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。

- 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。
- (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。
- 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。
- (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。

燃料集合体断面平均クォリティ (X)

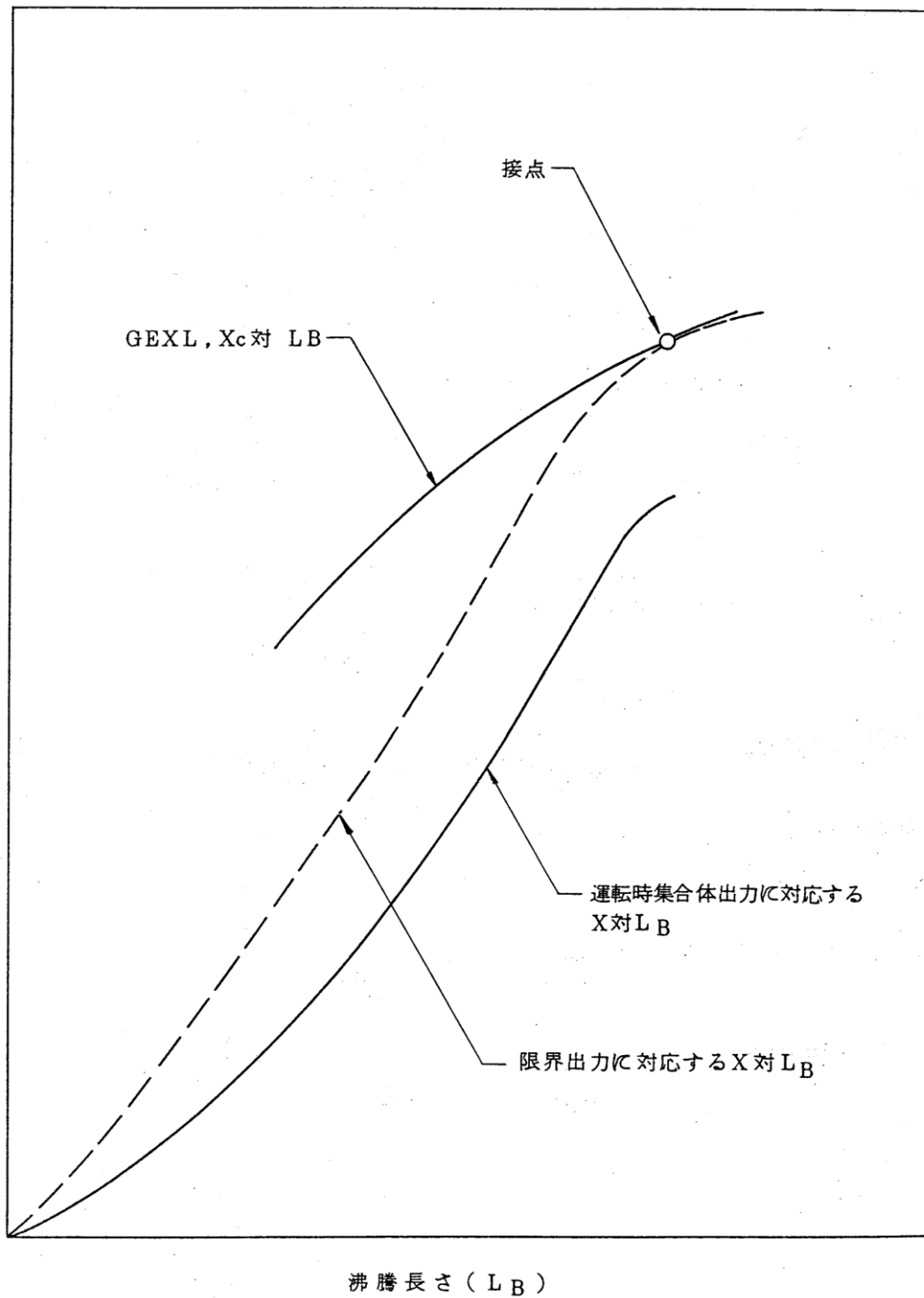


図 3-2 限界出力の評価手法^{[3][4]}

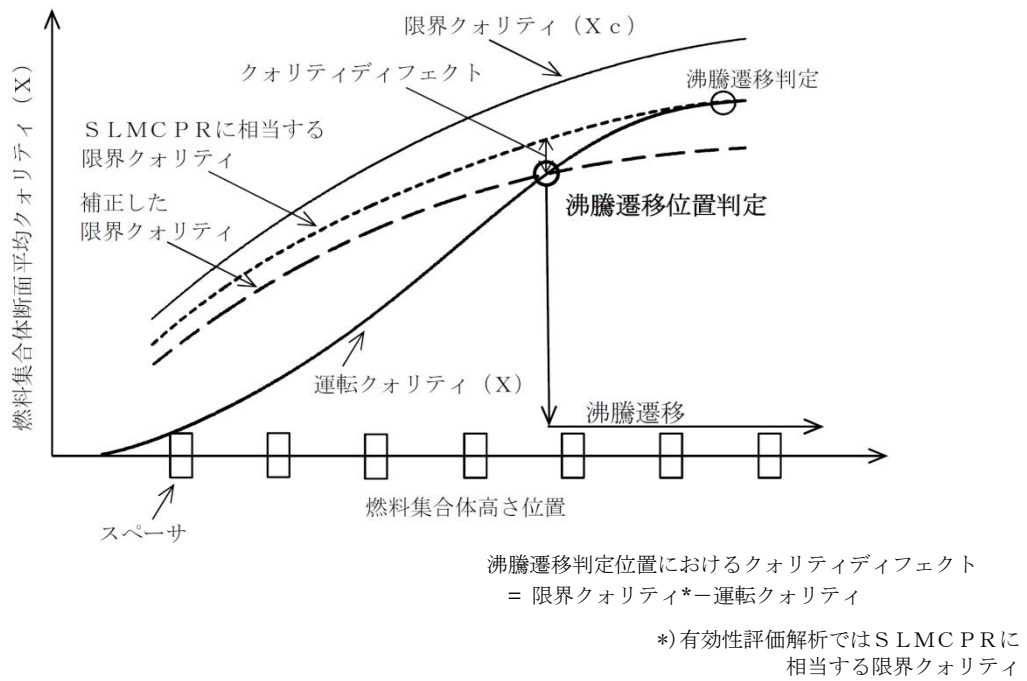


図 3-3 沸騰遷移位置判定の評価手法

⑤リウエットモデル

沸騰遷移後のリウエ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]}のリウエ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く評価する。そのため、相関式2をリウエ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オリティがリウエットクオリティを下回ったときにリウエットが発生するという考えに基づいている。実機的设计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エットクオリティは沸騰遷移を生じる限界クオリティに一致するが、過渡状態におけるリウエットクオリティは限界クオリティを下回る傾向にある。相関式2は、リウエット時点における流路断面平均クオリティと限界クオ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]}。

$$x_{\text{rewet}} = x_c + \Delta x$$

$$\Delta x = \left\{ 0.0635 \frac{D_w F h_{fg}}{u_{lf}^0} \left[\frac{G(x - x_c)}{q''} \right]_{t=t_m} - \frac{G_0}{G} \left(\frac{\Delta T_w - \Delta T_0}{\Delta T_0} \right) - \Delta t_0 \right\} \overline{\frac{dx}{dt}}$$

記号は以下の通りである。

- x_{rewet} : 燃料集合体内の流路で断面平均したリウエットクオリティ
- x_c : 燃料集合体内の流路で断面平均した限界クオリティ
- x : 燃料集合体内の流路で断面平均したクオリティ
- Δx : 過渡時におけるリウエットクオリティの限界クオリティからの偏差
- 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エット時刻までの 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

S C A T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、各々の燃料棒毎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 と図 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4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2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、熱容量など燃料ペレット及び被覆管の物性については、関係式も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－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

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_F C_F \frac{\partial T}{\partial t} - Q_g$$

(b) 燃料ペレット－被覆管ギャップ部

$$\left[K_F \frac{\partial T}{\partial r} \right]_{\text{燃料表面}} = H_g \Delta T_{\text{gap}}$$

(c) 燃料被覆管

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[r K_c \frac{\partial T}{\partial r} \right] = \rho_c C_c \frac{\partial T}{\partial t}$$

記号は以下の通りである。

- 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 S C A T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。

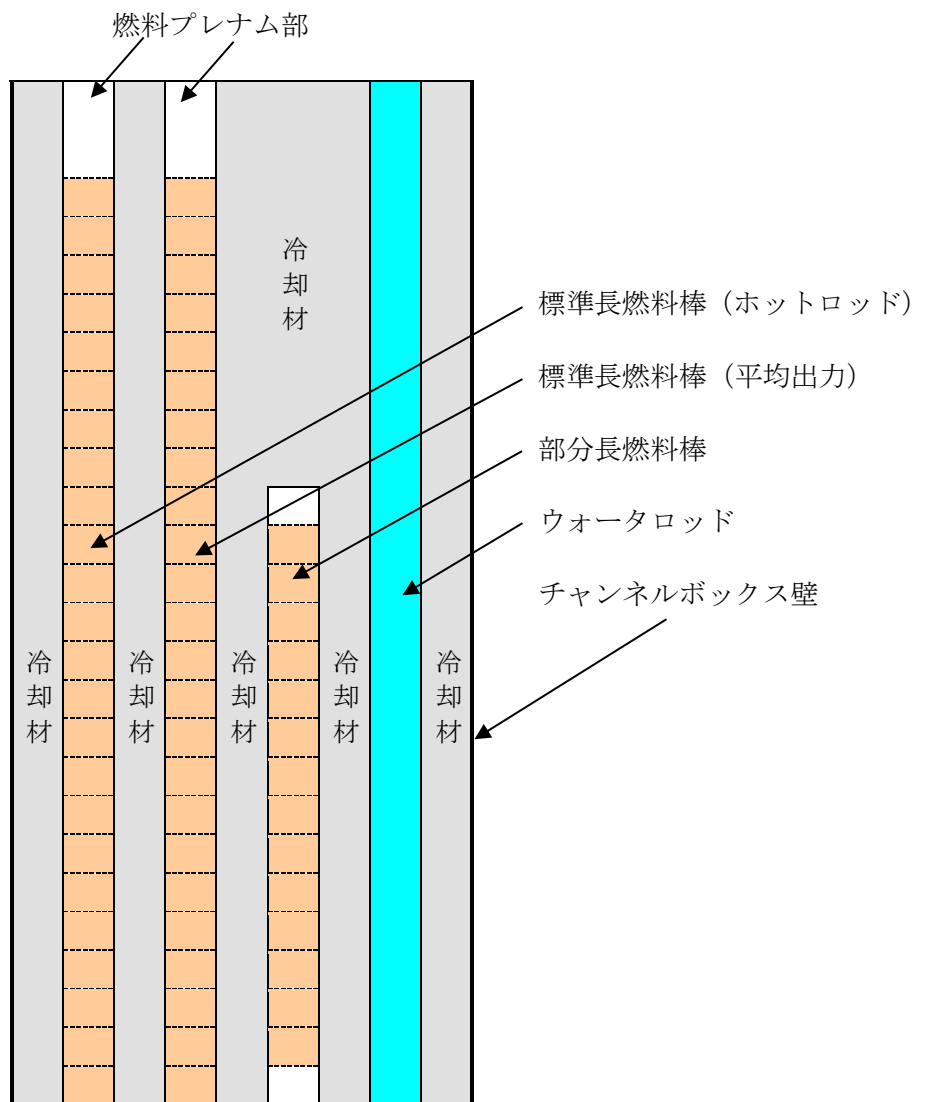


図 3-4 燃料集合体モデル (9×9燃料 (A型) の例)

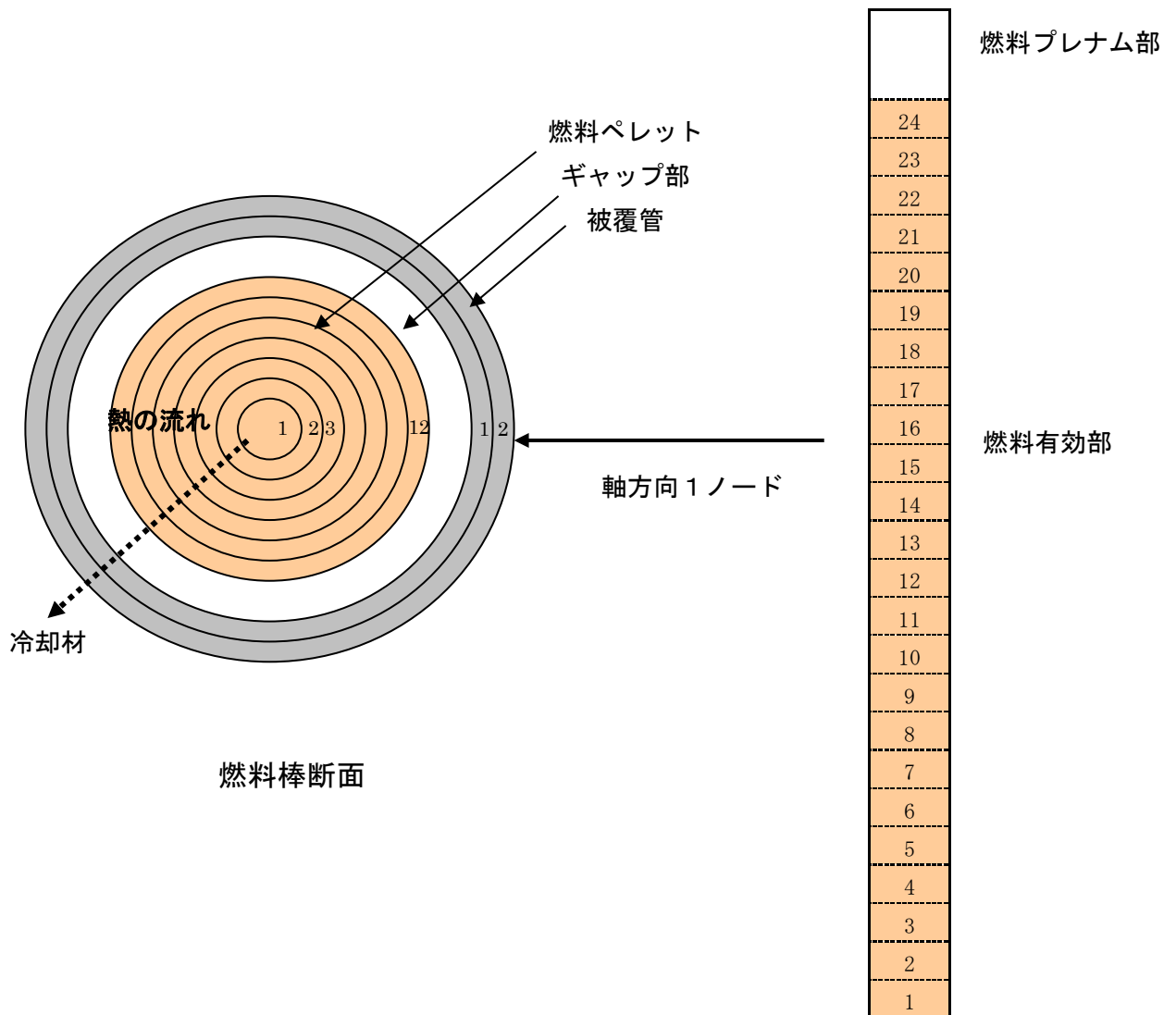


図 3-5 燃料棒モデル (9 × 9 燃料 (A型) の例)

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(OLMCPR)になるように初期バンドル出力と共に求められる。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-水反応量)
- ④クオリティ
- ⑤熱伝達係数

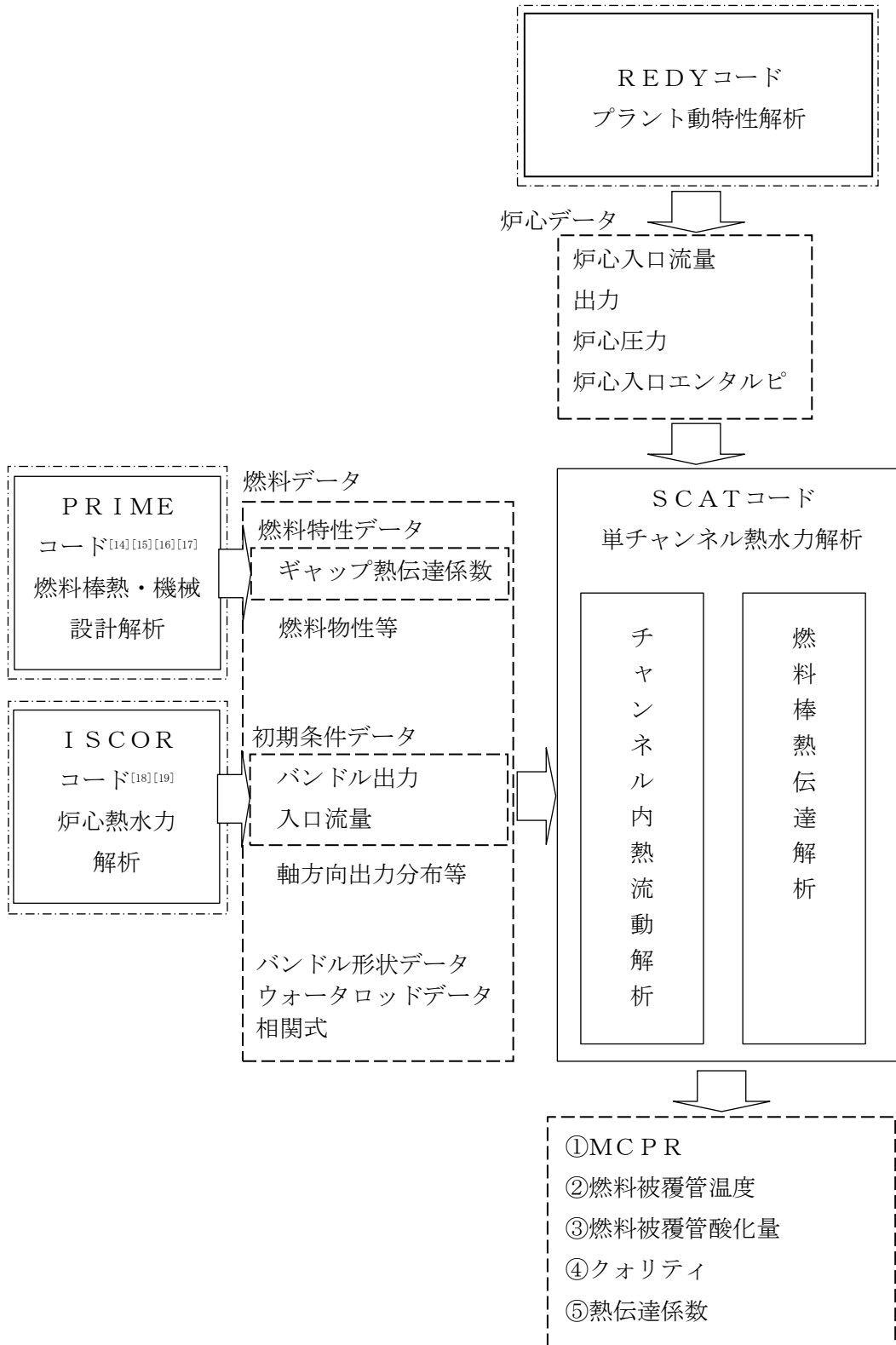


図 3-6 SCATコードの入出力

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下記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 集熱体熱水力試験
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 リウエットモデル	—	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 リウエットモデル	—	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。試験部は高温高压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、接続電極などから構成される。

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（ECPR）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から第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概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概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)で述べる東京電力柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉（KK-6/7）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（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言える。

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は、第1から第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、KK-6/7 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 mismatch 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に記載した通り、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 °C
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 °C)	500~530 °F (260~277 °C)
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)

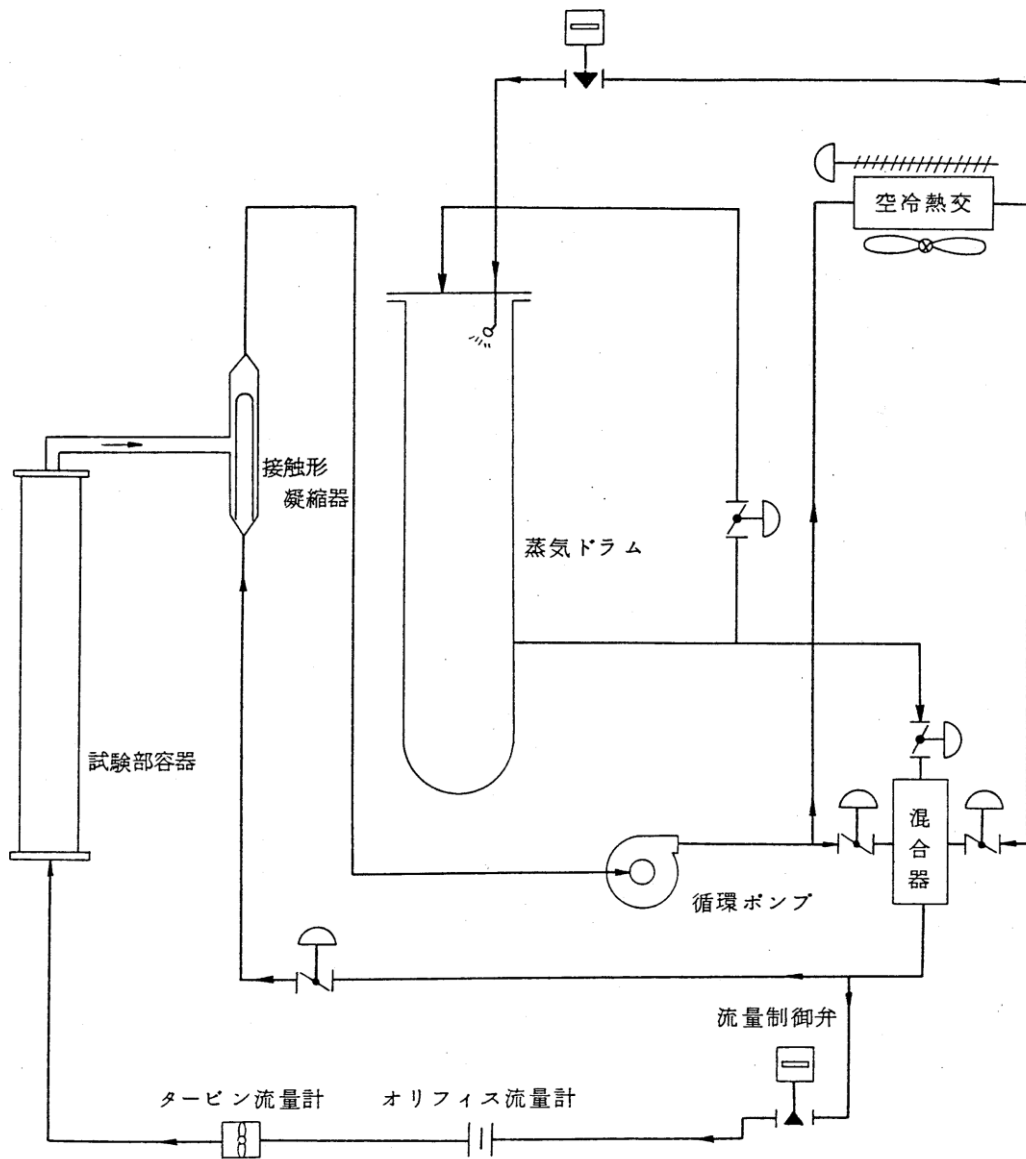


図 4-1 ATLASループ系統構成図^{[3][4]}

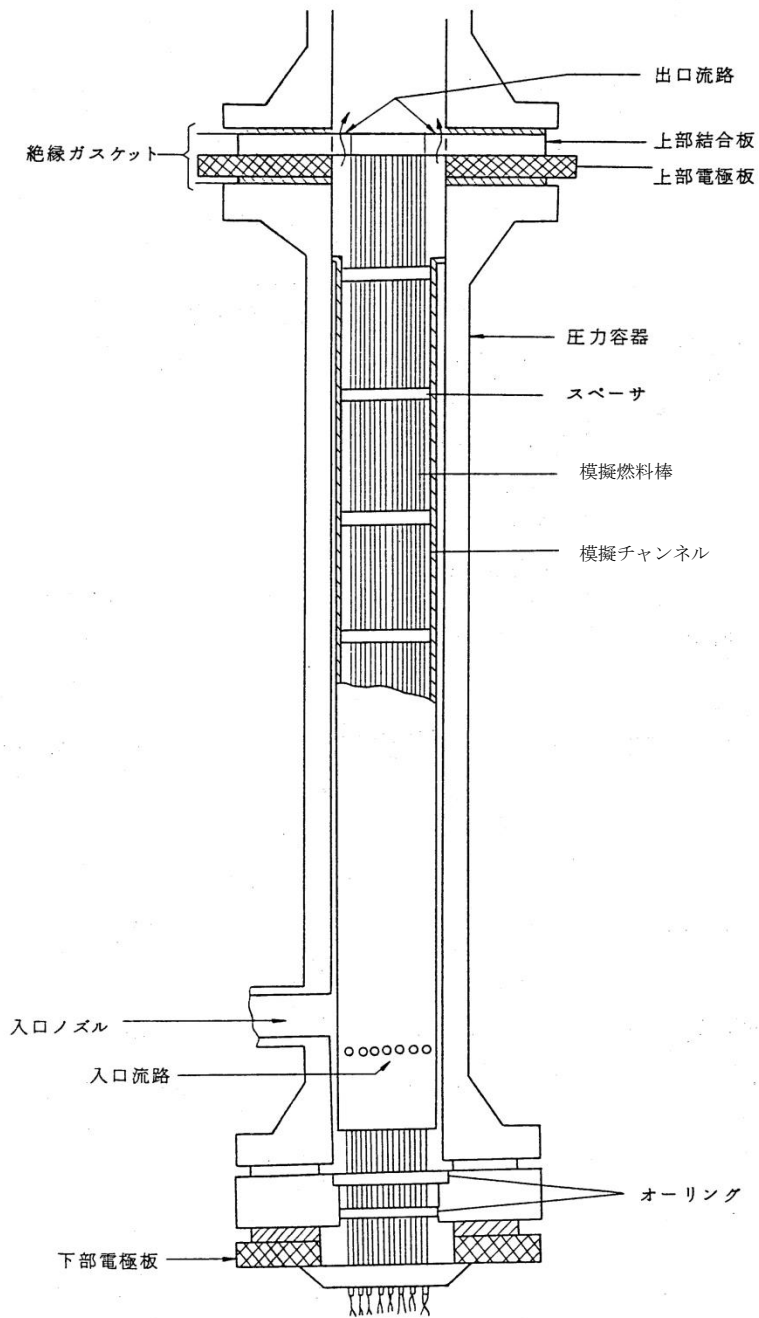


図 4-2 試験部^{[3][4]}

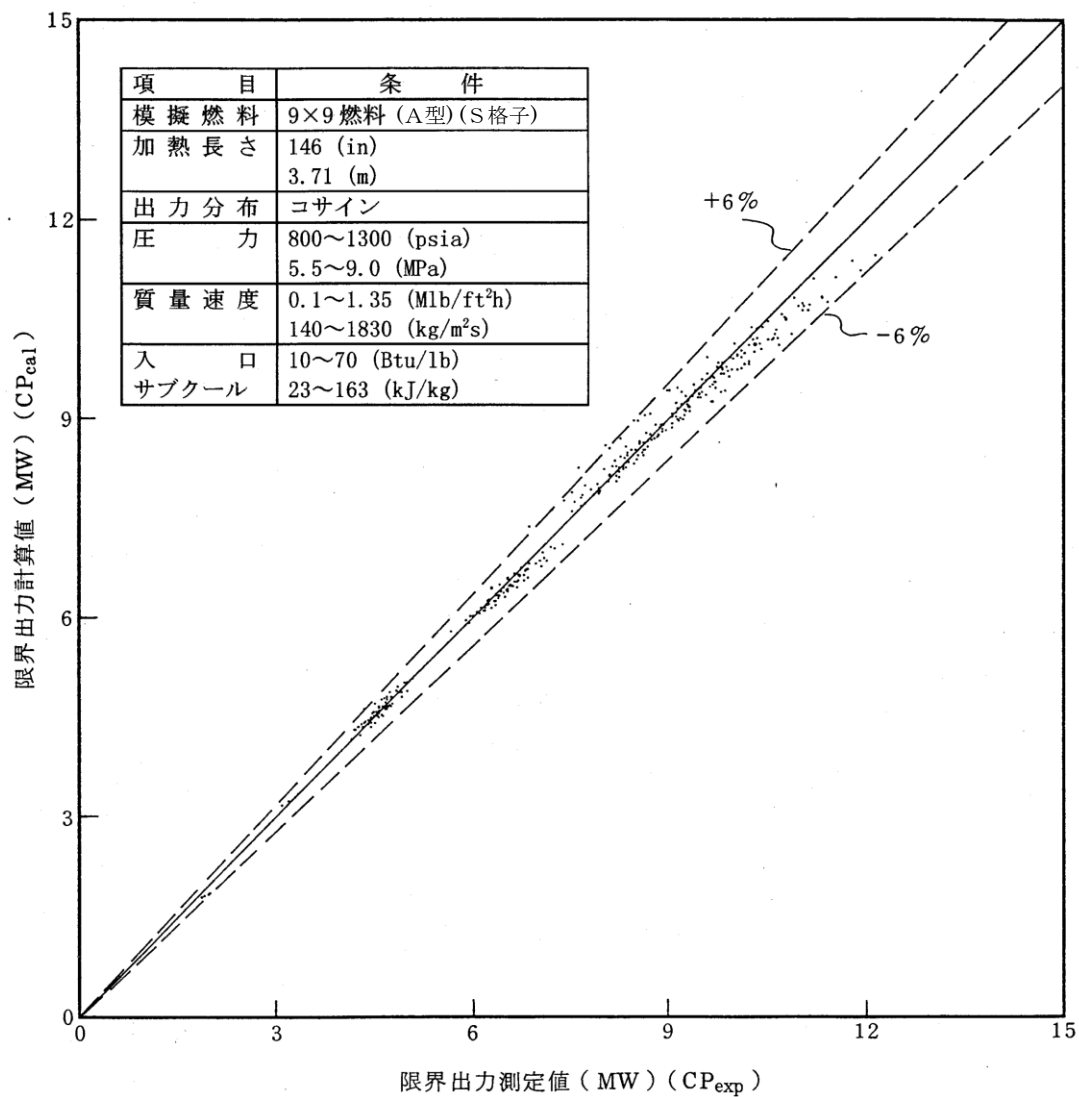


図 4-3 限界出力計算値と測定値の関係^{[3][4]}

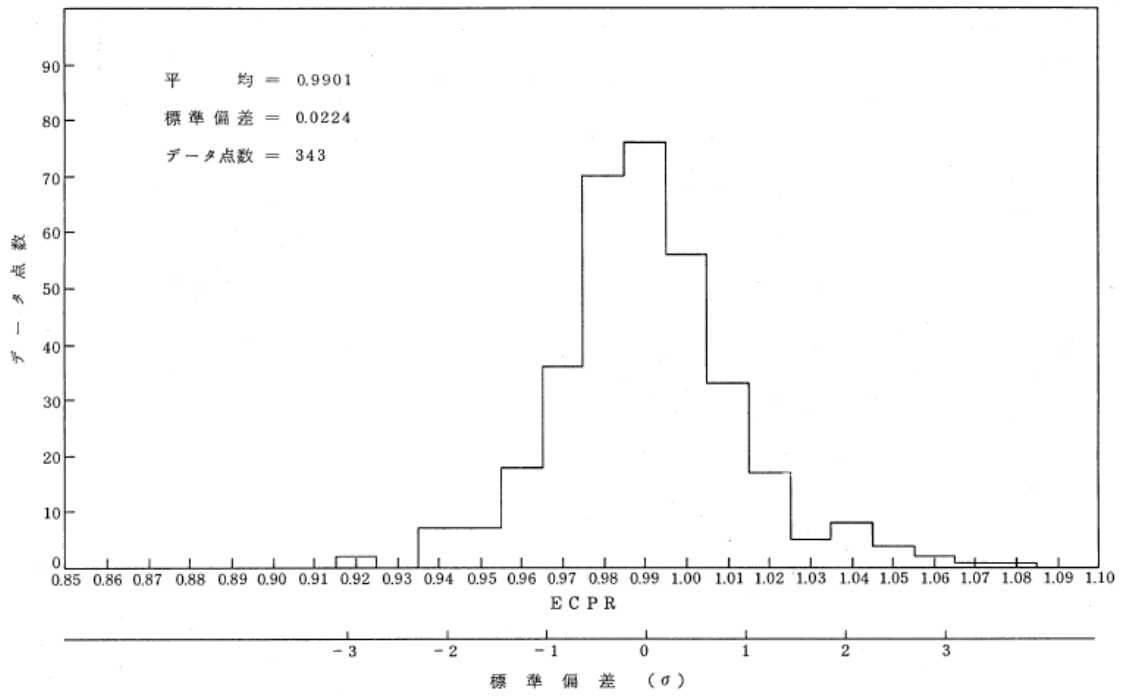


図 4-4 ECPRヒストグラム^{[3][4]}

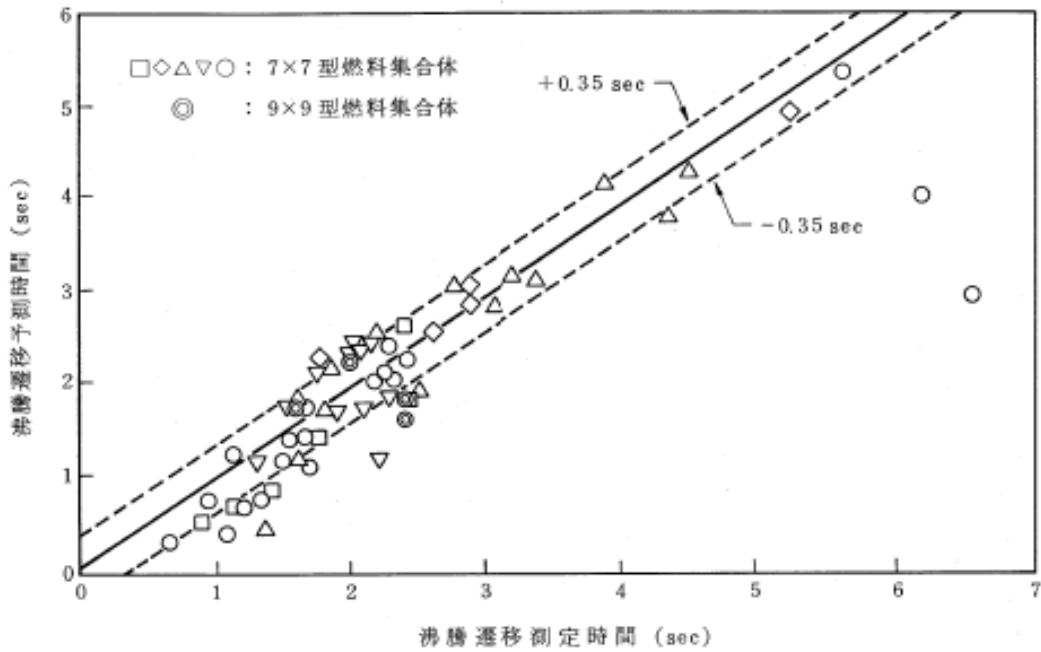


図 4-5 初期沸騰遷移予測時間対測定時間^{[3][4]}

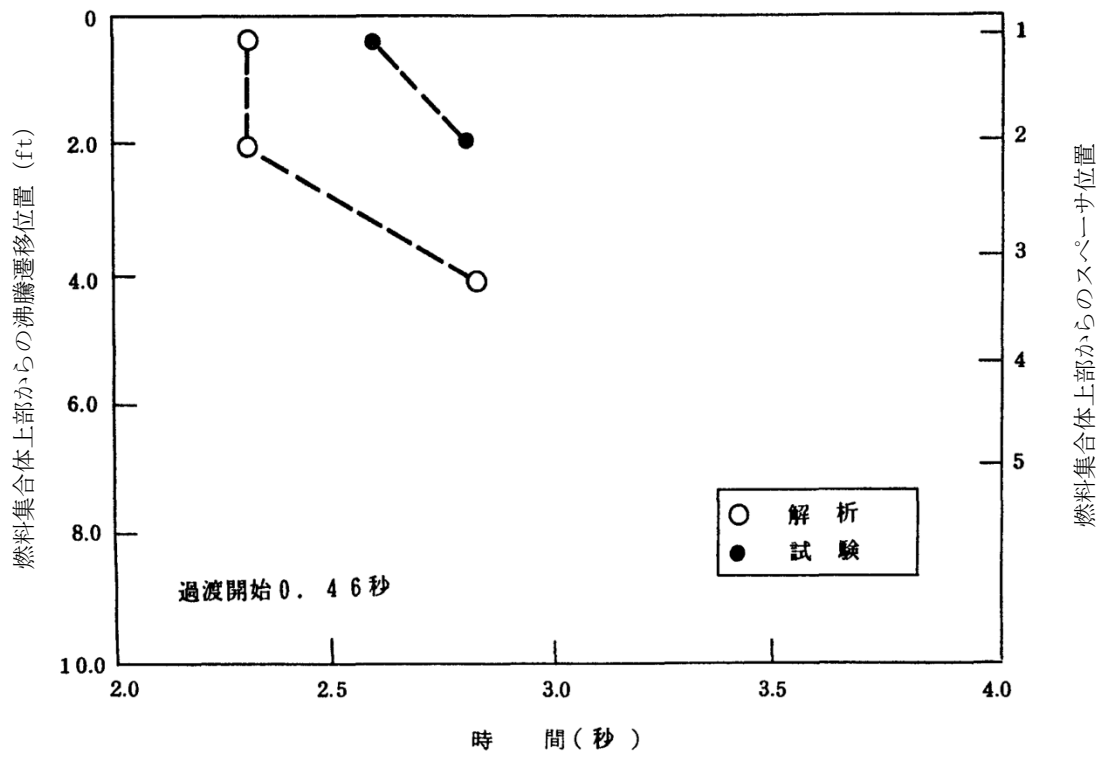


図 4-6 沸騰遷移位置の時間変化 (7 × 7 燃料) [6]

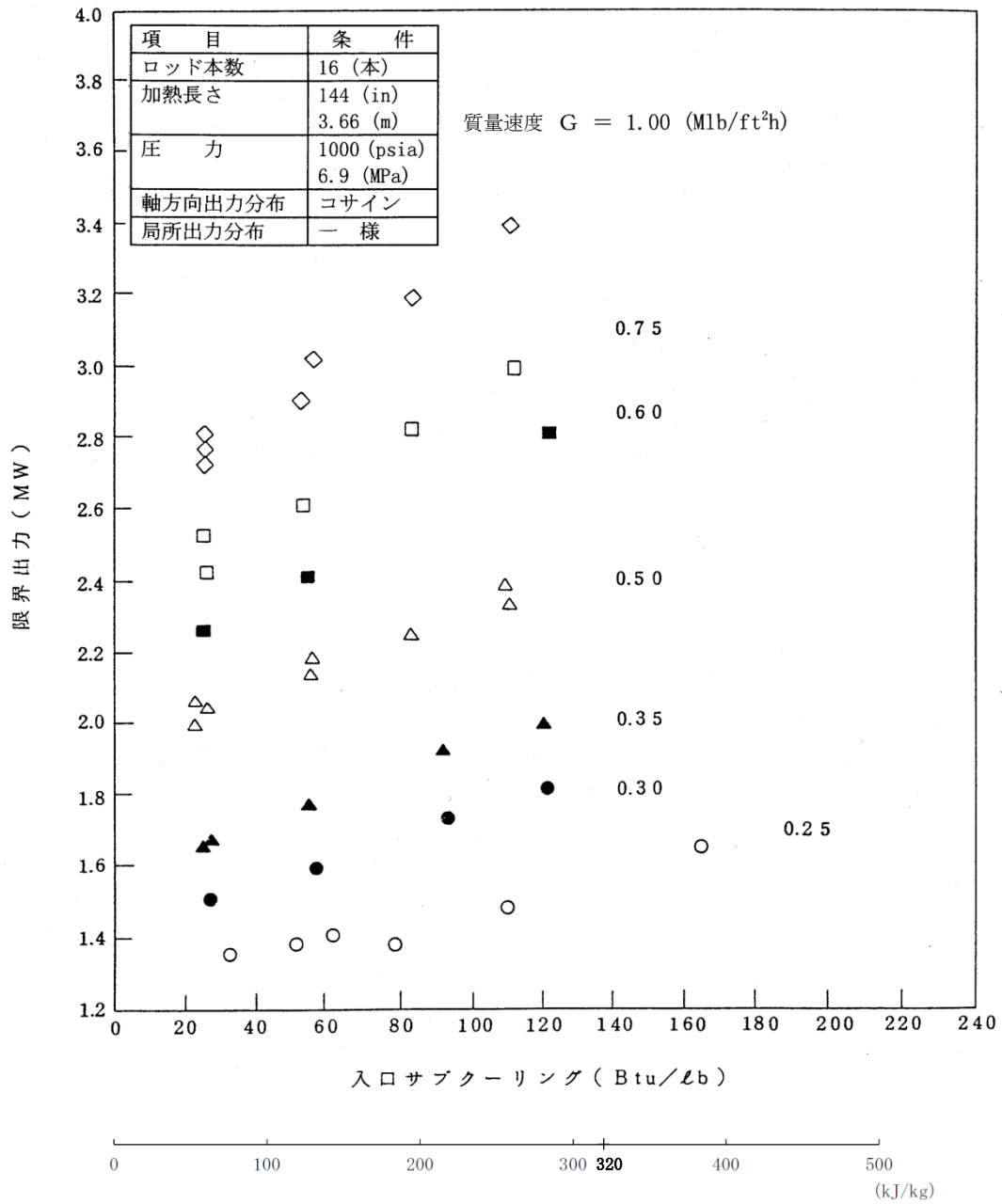


図 4-7 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係 (4 × 4 格子) [3][4]

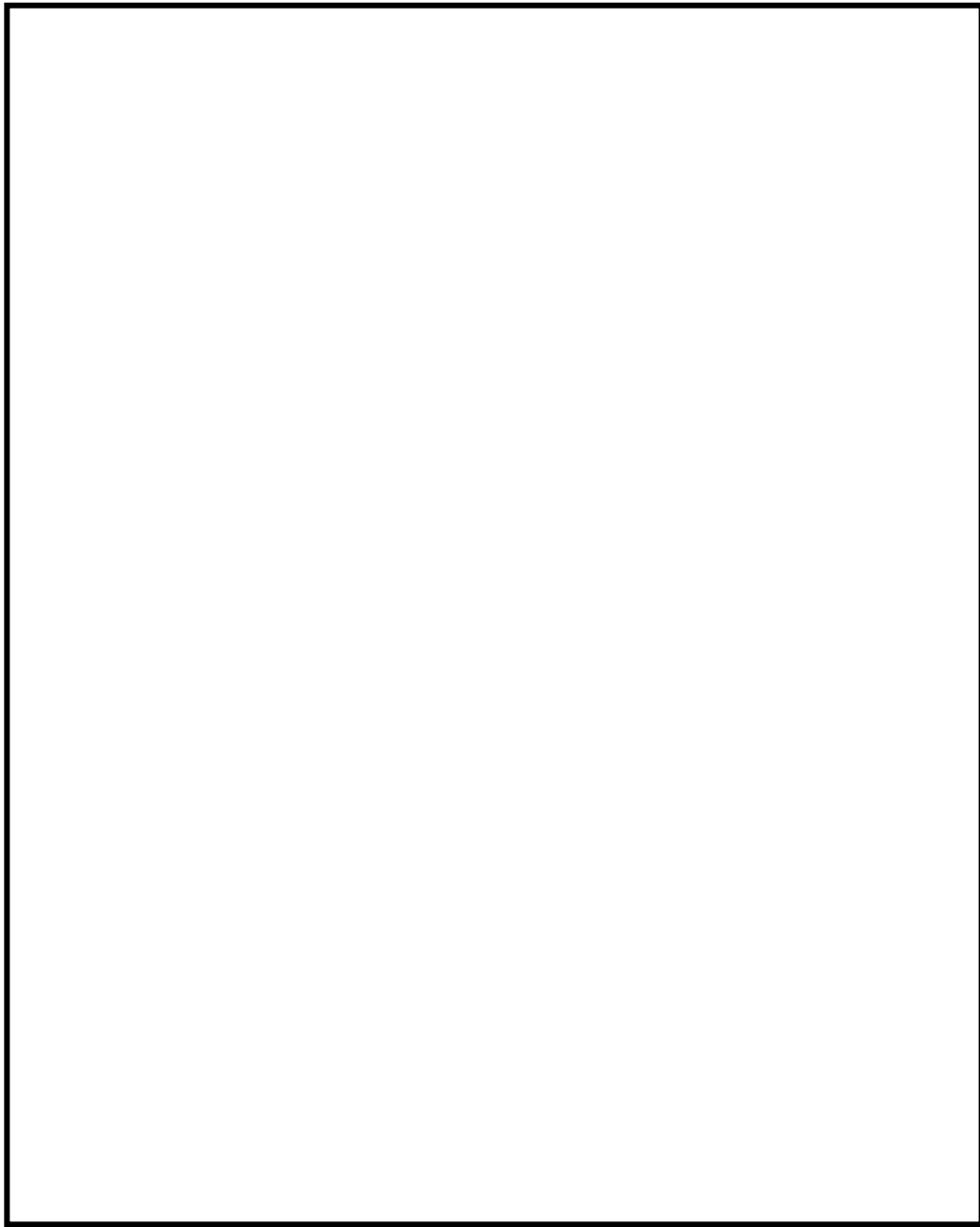


図 4-8 入口サブクーリングと限界出力測定値の関係（9×9燃料（A型））

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。

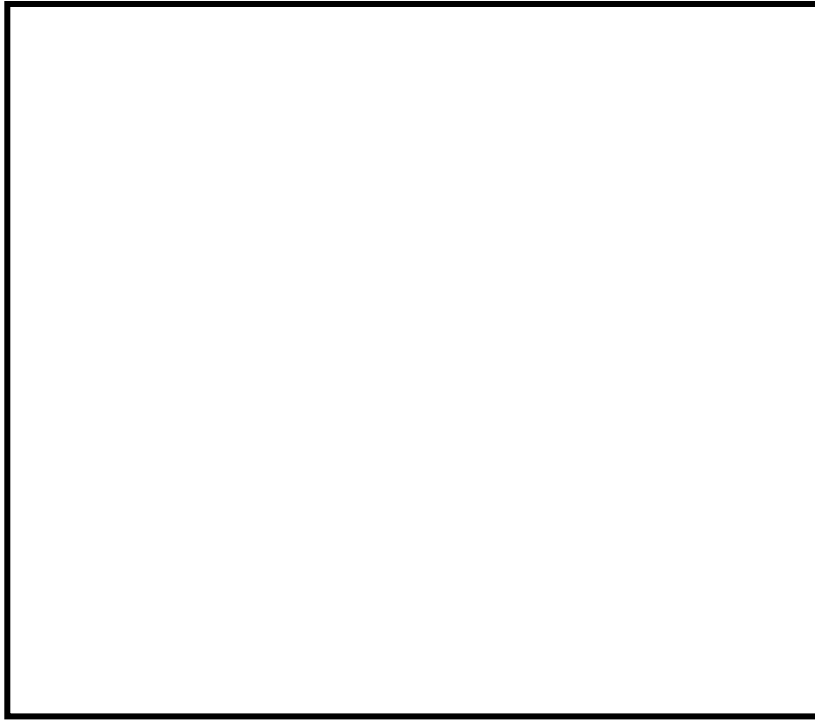


図 4-9 入口サブクーリングと限界出力計算値の関係例

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、リウエ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

東京電力柏崎刈羽原子力発電所6号及び7号炉（KK-6/7）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く評価するように、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、SLMCP R相当の限界クオリティで沸騰遷移するものとし、さら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オ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气流中の液滴を液膜流へ付着させる効果があると言われており、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初生することになり、極小位置より上流側のスペーサ間の領域では通常、沸騰遷移は初生しない。

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」と称す。)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などにより、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」と称す。）で初生する。このとき、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ンネル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などから、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、SLMCP R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オ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、1点近似炉心動特性評価時のボイド反応度の取扱いなど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オ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さらに上流側の第5スペーサ位置までと評価している。以

下では、この出力ー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。

出力ー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。これに追隨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、チャーレ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 G E X L 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なく、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、出力ー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、さらにリウエ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°C となる。実際には、熱流束は減少過程にあり、出力ー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 S C A T コードの燃料被覆管最高温度評価値（約 900°C）は、結果として保守側の評価と言える。第 4 スペー

サより下流側は、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無いと考えられる。

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ー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言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、中央ピークより下部に位置する第 5 から第 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）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。

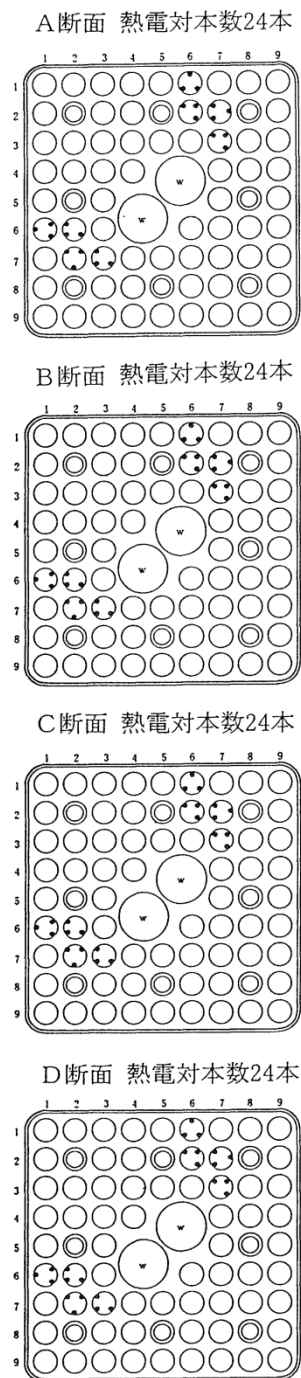
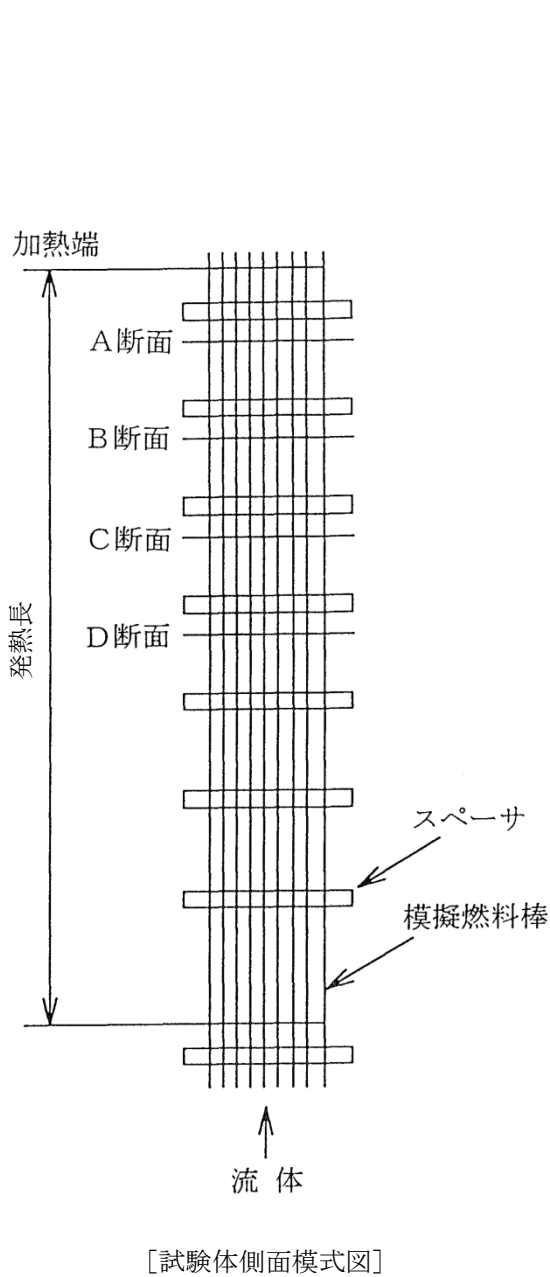
したがって、重要現象（気液熱非平衡）の不確かさの影響は修正 Dougall-Rohsenow 式に含まれると考えられる。

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)	74
・標準燃料棒	66
・部分長燃料棒	8
加熱長	
・標準燃料棒	約 3,710mm
燃料棒外径	φ 11.2mm
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]

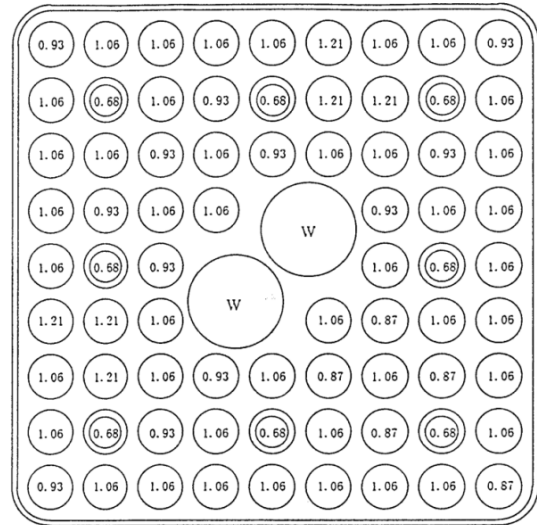
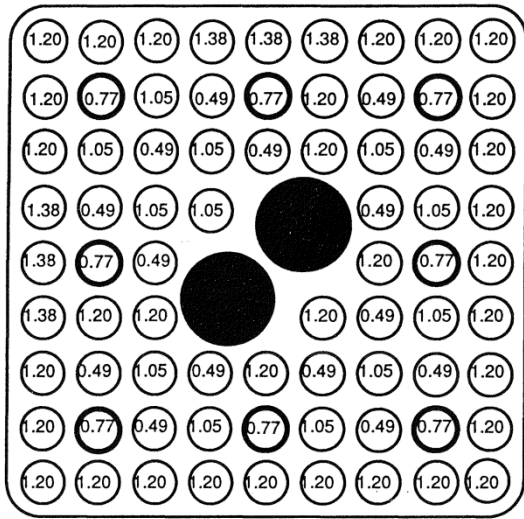
項目		出力上昇事象	流量減少事象
初期条件	圧力	約 7.2 MPa[abs]	
	流量	約 40 t/h	約 45 t/h
	入口サブクール	約 50 kJ/kg	
	出力	約 6~8 MW	







- : 標準燃料棒
- ◎ : 部分長燃料棒
- : 熱電対位置

[熱電対取付け位置]

図 4-10 試験体の例^[21]






 発熱ロッド 水ロッド 部分長ロッド
 内の数字は径方向出力比率を示す。

○内の数字は、(ロッド全出力での) 相対出力を示す。
 ◎は部分長を示す。
 Wは模擬ウォータロッドを示す。

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]

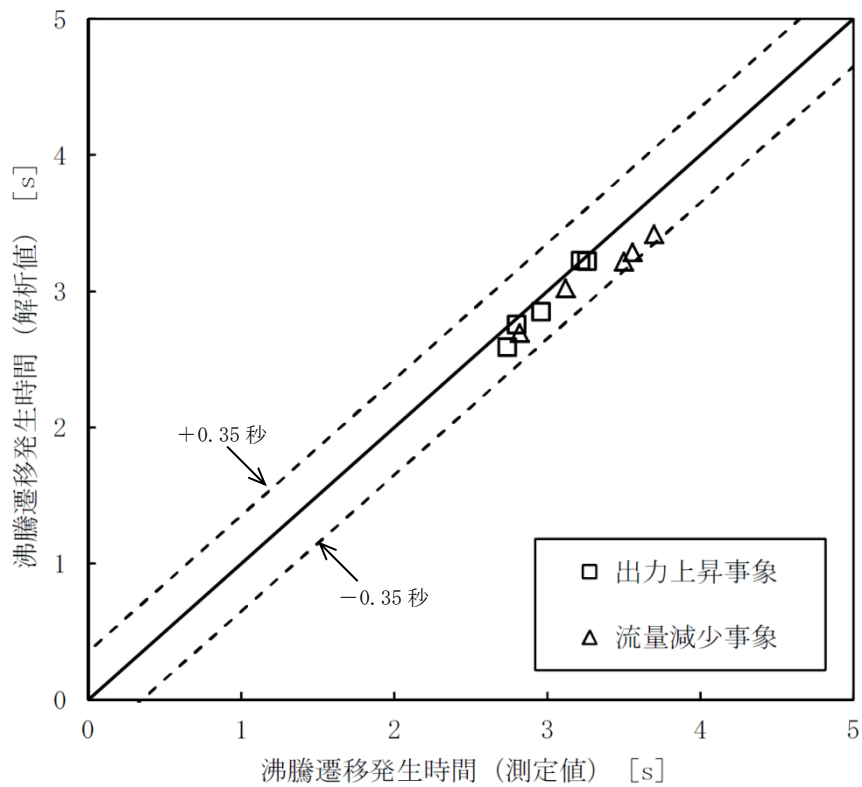


図 4-12 沸騰遷移発生時間の比較

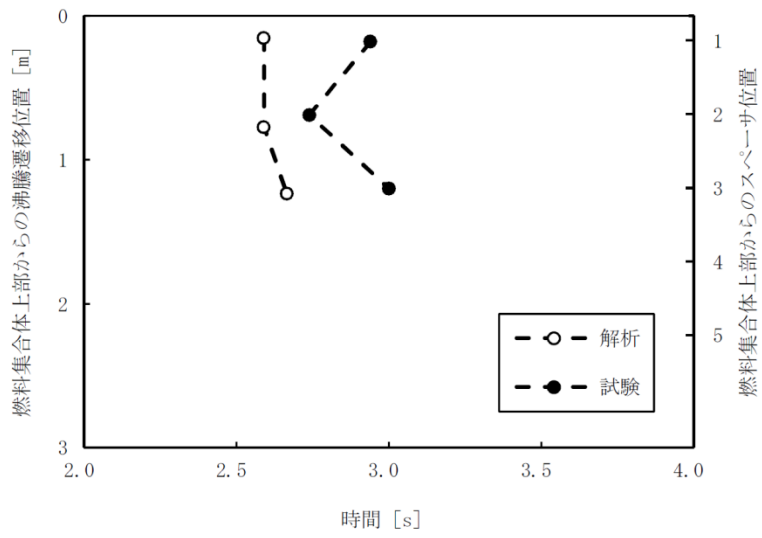


図 4-13 沸騰遷移位置の時間変化（出力上昇事象）

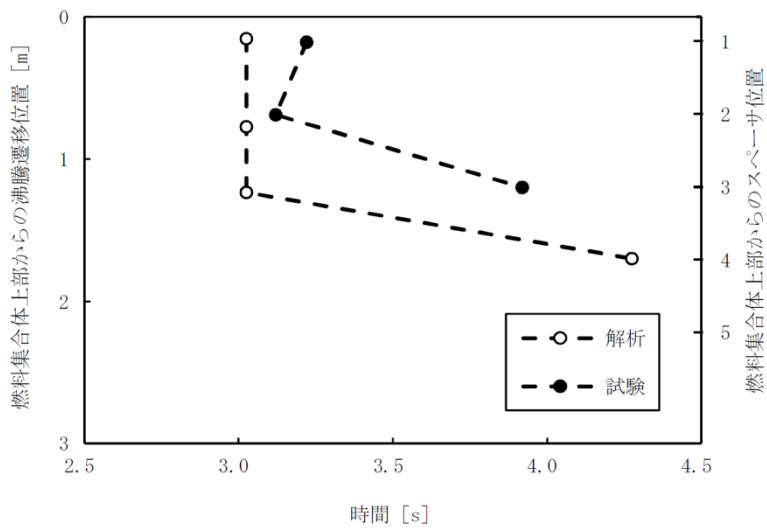


図 4-14 沸騰遷移位置の時間変化（流量減少事象）

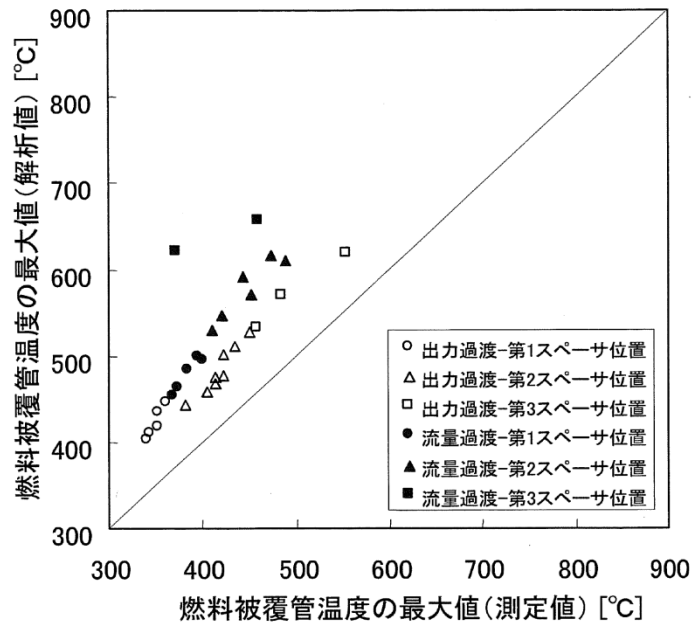


図 4-15 燃料被覆管温度の最大値の比較^[8]

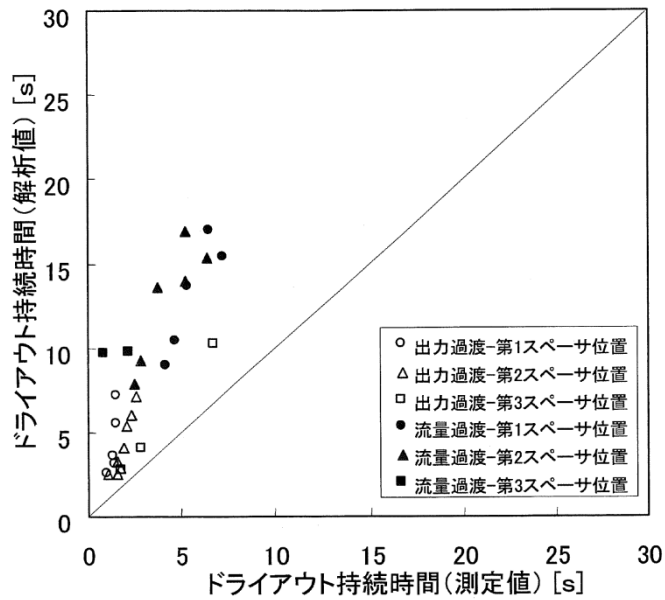


図 4-16 ドライアウト持続時間の比較^[8]

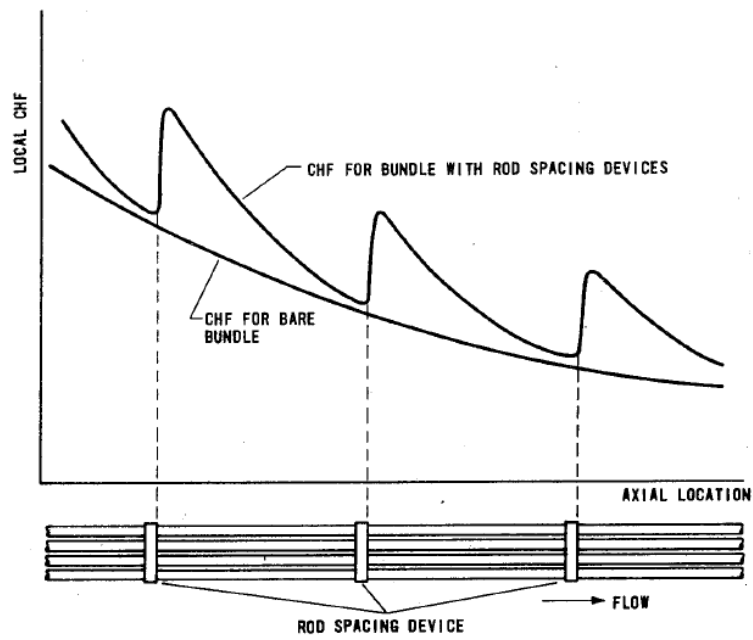


図 4-17 軸方向 CHF へのスペーサの影響^[26]

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。

従って、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°C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。

従って、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。従って、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, リウエットモデ 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SLMCP R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, リウエットモデ 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] 「沸騰水形原子力発電所 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エット相関式の開発」, 日本原子力学会論文誌, Vol.2-No.2, 121-129, 2003年6月
- [14] 「沸騰水形原子力発電所 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, H L R-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, T L R-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, H L R-006 訂 3, 平成 22 年 10 月
- [25] 「沸騰水形原子力発電所 三次元核熱水力計算コードの概要」, 株式会社東芝, T L R-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.

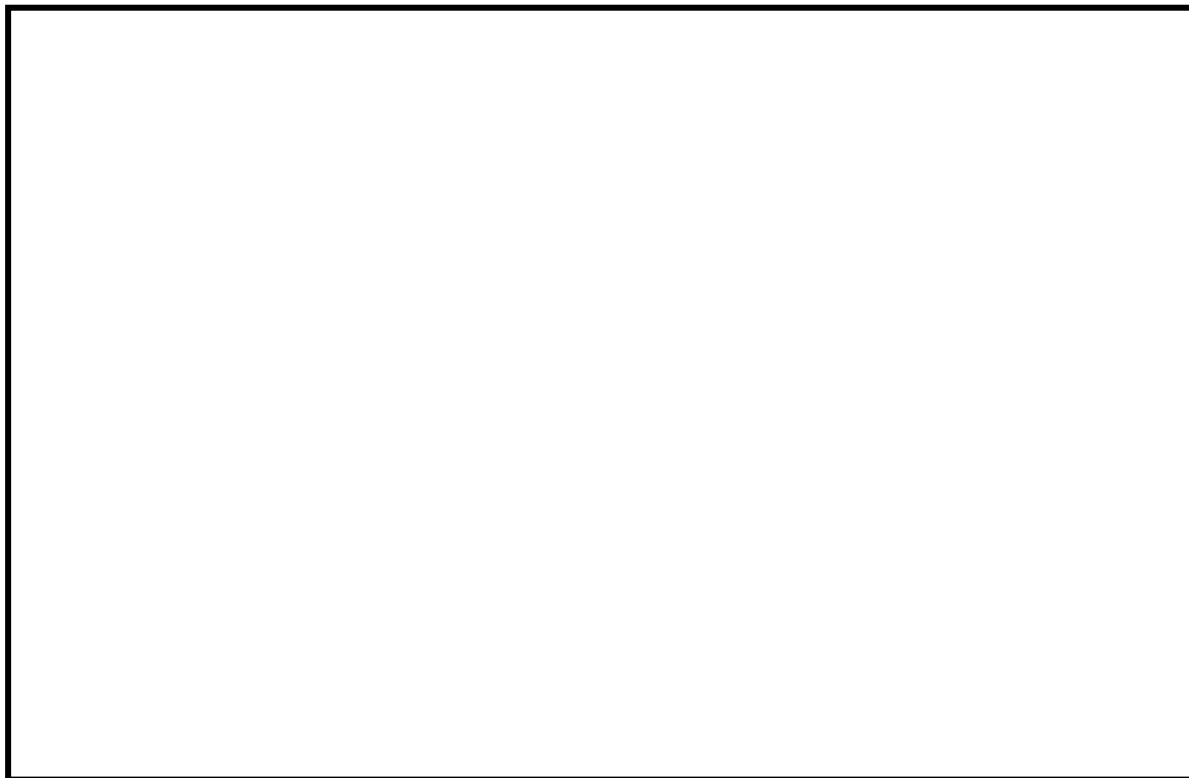
添付1 入力項目リスト

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，リウエット相関式等）
	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

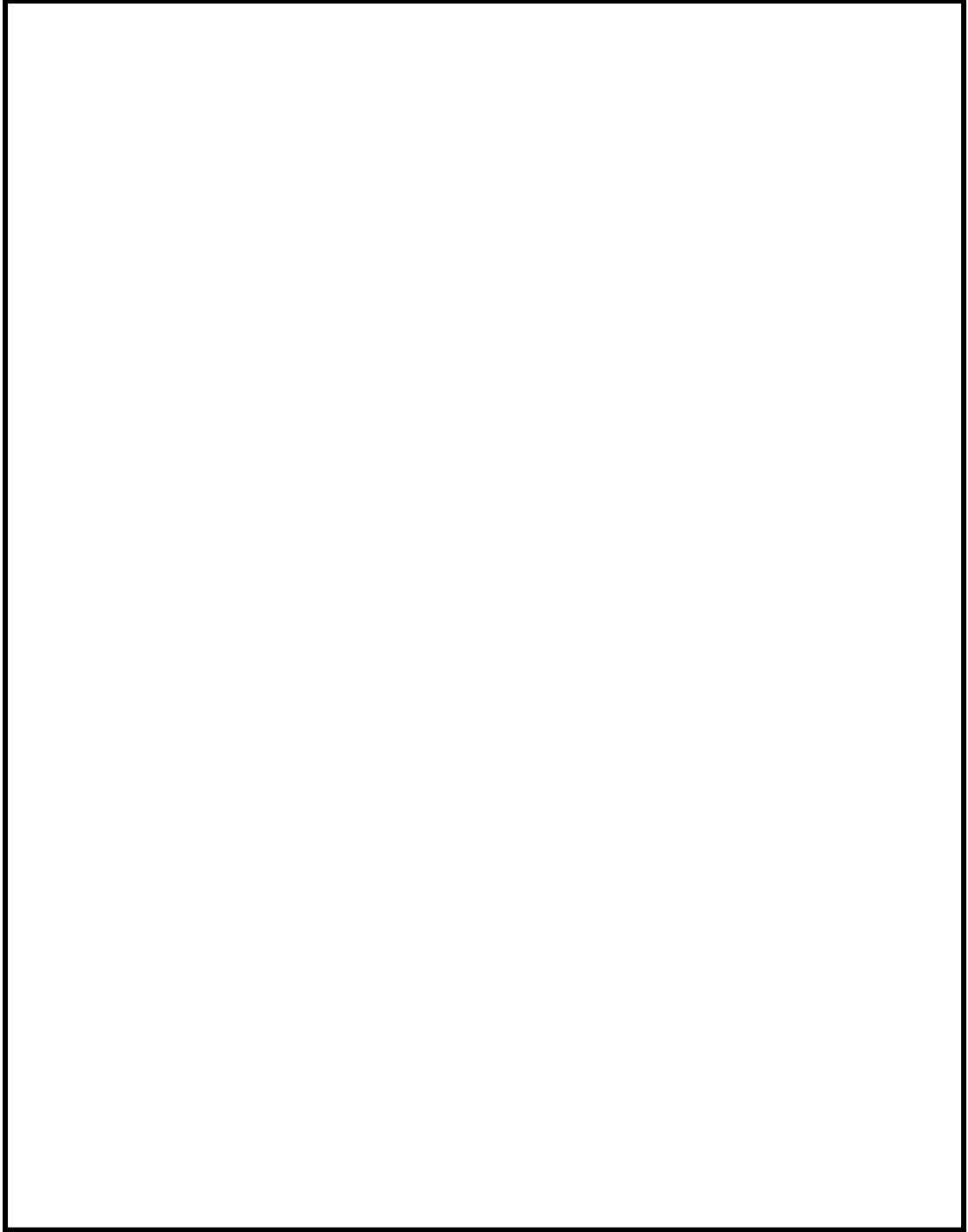
添付2 ボイドモデル，サブクールボイドモデル，圧力損失モデルの適切性

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。

4-2-1



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。

4-2-2

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より評価する修正 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°C 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。



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。

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エットする挙動となっており、解析値は測定値と同様、または上昇が緩やかになったところでリウエ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評価する傾向^{[2][3]}が影響しているものと考えられ、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評価することを確認した。

また、燃料被覆管温度を高め評価する保守性は、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 A BWR 及び BWR 5 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 7MPa[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°C 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°C 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°C 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°C 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毎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°C）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°C 程度を超える状態で有意となり、1,000°C 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、保守的な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 B T 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小さくなく、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 S C A T コードが無視していることと相まって、燃料被覆管温度を概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 (E C C S) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, H L R -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 (S A F E R)」, 株式会社東芝, T L R -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)

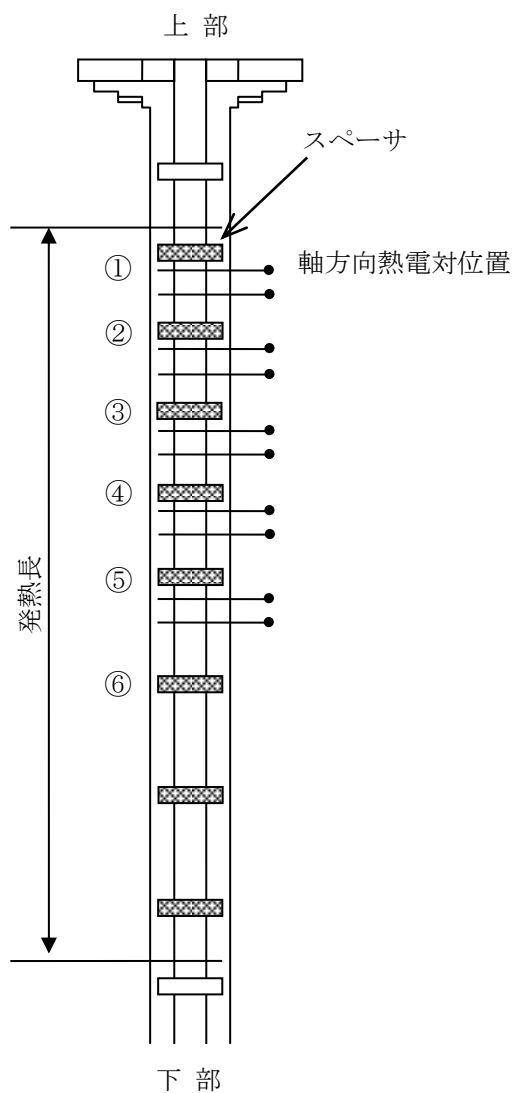
添付表 3-1 模擬燃料集合体の仕様

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 3710mm
燃料棒外径	
燃料棒ピッチ	
スペーサ個数	8 (丸セル型)

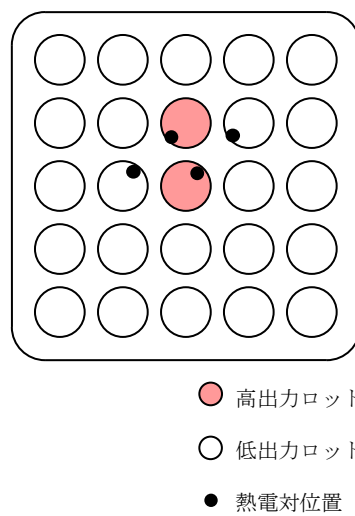
添付表 3-2 試験条件

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 60 kJ/kg
	出力	約 2.5 MW

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。

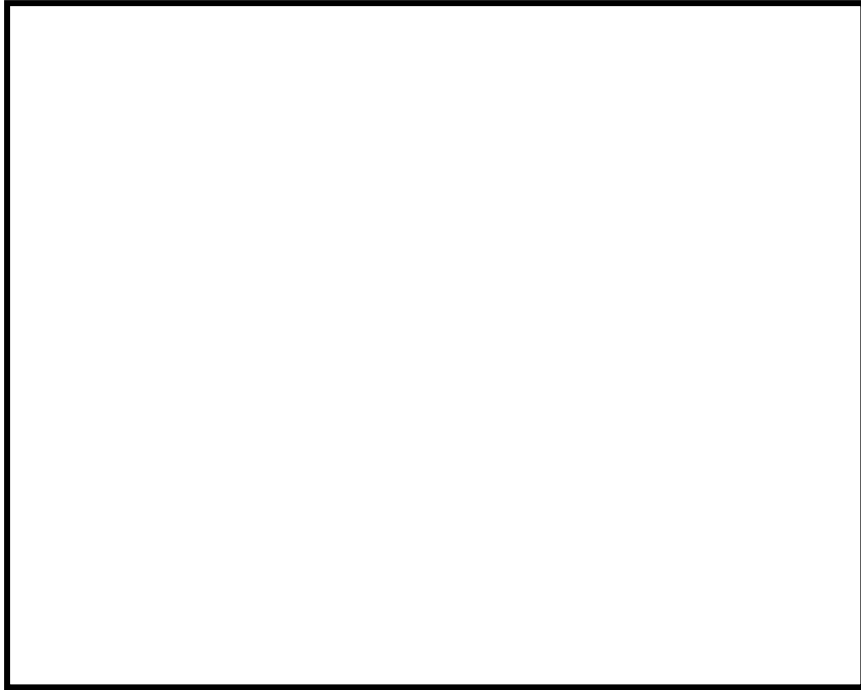


[試験体側面模式図]



[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。

4-3-8

添付4 リウエ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SLMCP R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°C程度までの試験結果を用いて、相関式2によるリウエ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によるリウエ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エット時刻は燃料被覆管温度に依存する。リウエット時刻を早めに予測すると、温度上昇の過程でリウエットする場合、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評価することから、相関式2はリウエ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エット時刻が遅ければ燃料被覆管温度を高め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ことが考えられる。

3. リウエ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ことが考えられるが、相関式2によるリウエ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、リウエ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、さら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によるリウエ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エット特性について

9×9燃料（A型）などにおいては、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」と称す。）の直上流位置（直下）で初生する。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」と称す。）に向けて後退する。一方、事象の収束などにより出力-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エットが生じるため、リウエ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」と称す。）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エ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によるリウエ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。

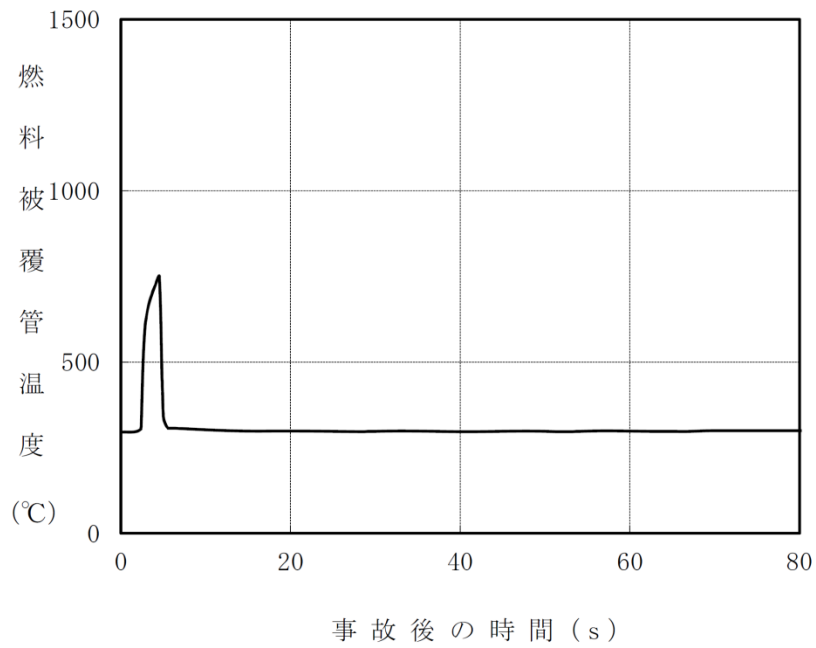
なお、相関式2を用いたPCT解析は本資料の「添付3 沸騰遷移後の被覆管表面熱伝達モデルの適用性」に示されるように燃料被覆管温度が800°Cに及ぶ実験に対しても概ね保守的であることが確認されているが、主蒸気隔離弁の誤閉止+原子炉停止機能喪失の事象においては前項「3. リウエット時刻の感度解析」における評価に従い、リウエットなしの極端な計算を実施することで、相関式2によるドライアウト持続時間の予測の不確かさの影響を排除した評価も実施しているため、スペーサ直上流位置だけでなく、スペーサ間のノード位置においても、PCTの上限值を押しえた評価がなされている。

5. まとめ

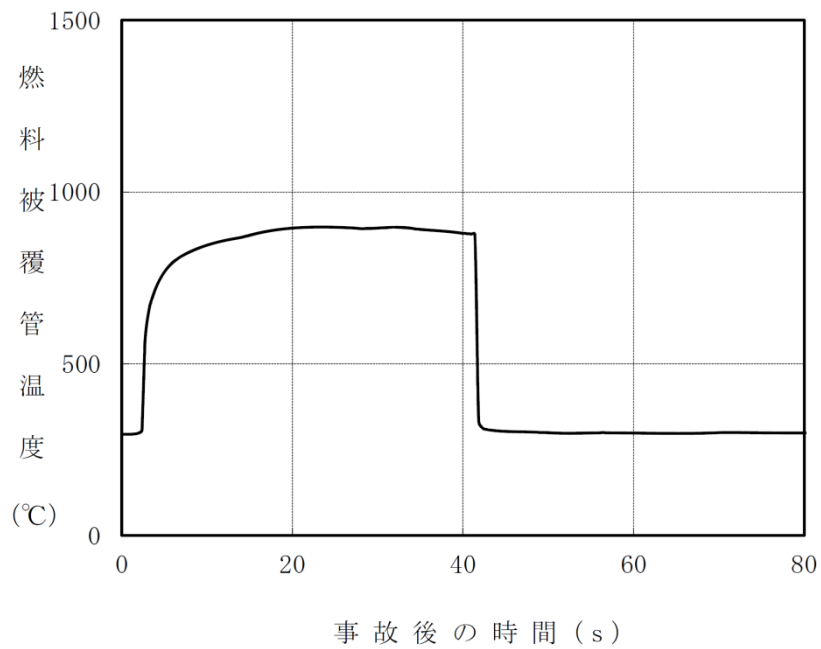
解析手法の保守性によって燃料被覆管温度を高め評価するため、相関式2はリウエット時刻を遅く予測する傾向となる。

また、リウエ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によるリウエ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 リウエ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SLMCP R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より評価する修正 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より評価している。

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によるリウエ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エ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によるリウエ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」と称す。）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、リウエ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ことが考えられる。また、PLR の存在により相関式 2 によるリウエ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、リウエ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。

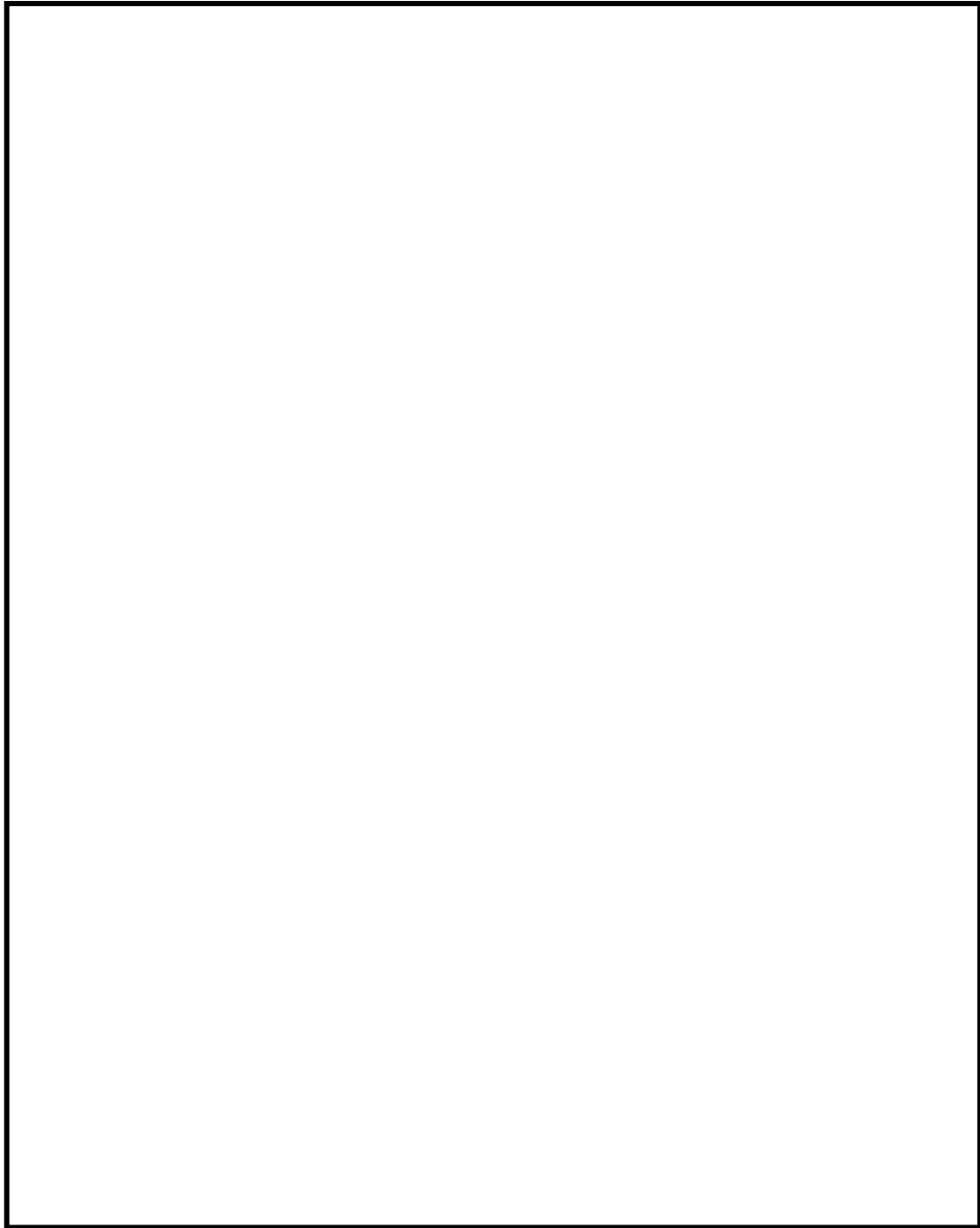
3. まとめ

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 によるリウエット時刻の予測は、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。

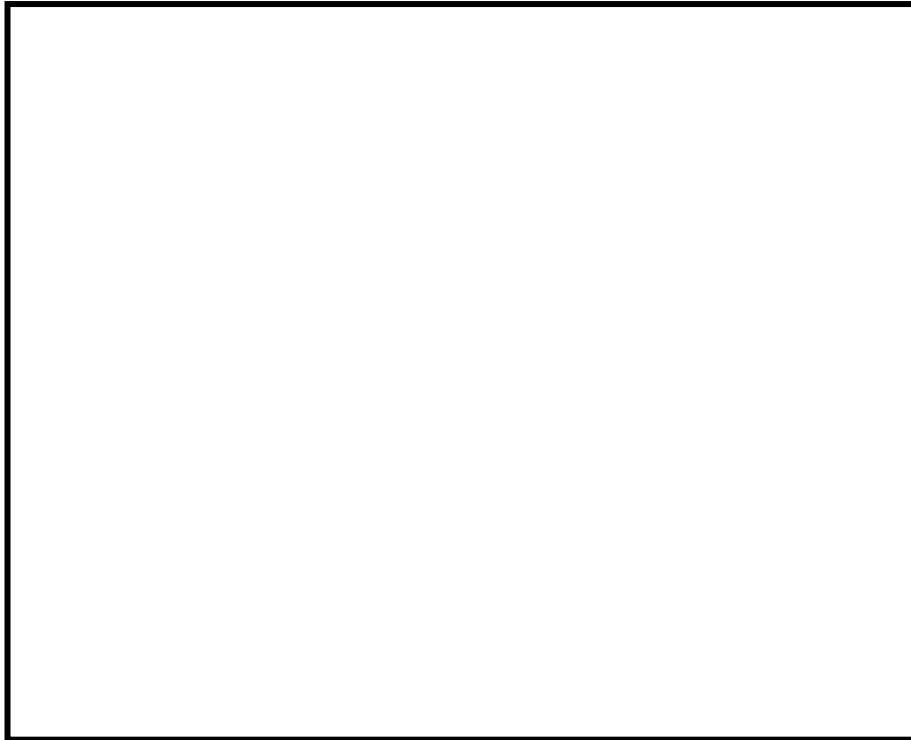
4. 参考文献

- [1] 共同研究報告書「高性能 9×9 燃料（A 型）のポスト B T 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 試験体の概略図および試験結果の例^[1]

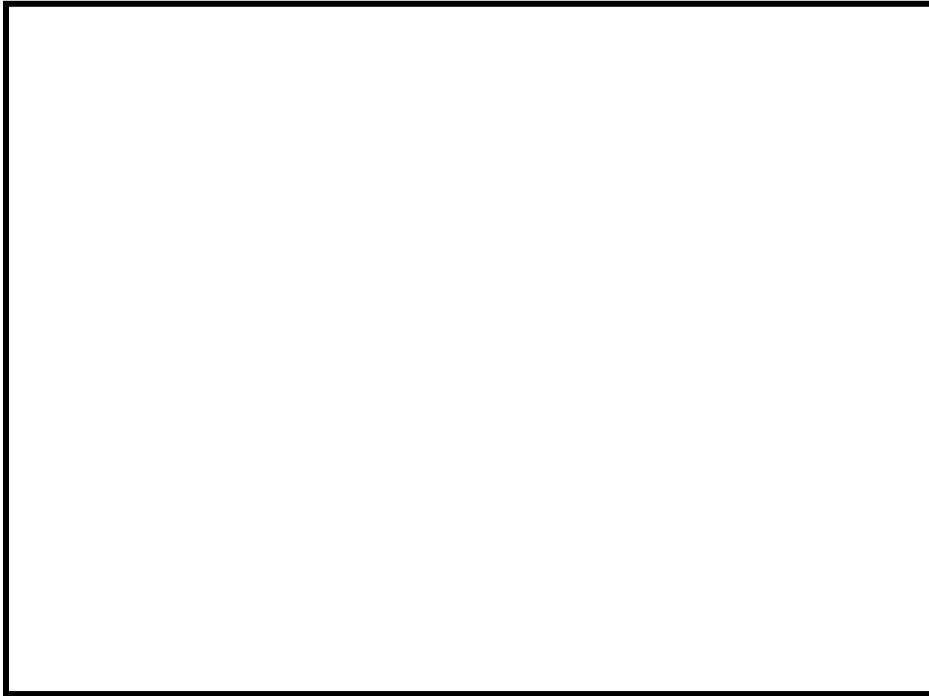
本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



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。

4-5-4



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。

4-5-5

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」と称す。) 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」と称す。) 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, サプレッションチェンバ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および流路面積と

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エ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エット相関式は、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、ペレットおよ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エ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、リウエ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によるリウエ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エ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 によるリウエ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	: BWR 5 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°C 低くなっている。これは(1)原子炉挙動で示した通り、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 M C P R 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チェンバ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言える。

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）	<ul style="list-style-type: none"> ・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）	<ul style="list-style-type: none"> ・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，リウエットモデル）（SCAT）
	燃料特性（ギャップ熱伝達係数，燃料物性等）	<ul style="list-style-type: none"> ・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）	<ul style="list-style-type: none"> ・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
サプレッションチェンバプール水温度 (°C)	約 127	約 127	200
燃料被覆管温度 (第1ピーク) (PCT) (°C)	約 914	約 1,004	1,200
燃料被覆管温度 (第2ピーク) (°C)	約 766	約 806	

Rev.13

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	5-3-1
2. 現象の概要	5-3-2
3. これまでの知見の整理.....	5-3-3
4. 評価モデルと不確かさに関する整理.....	5-3-6
5. 感度解析と評価	5-3-28
6. まとめ	5-3-40
付録	5-3-41
付録1 ドライ条件での MCCI 実験	5-3-41
付録2 注水を伴った MCCI 実験	5-3-48
付録3 溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル	5-3-73
付録4 溶融物の拡がり実験	5-3-90
付録5 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル	5-3-104
参考文献	5-3-106

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DESTAL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、注水が無いドライ条件での 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DESTAL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。

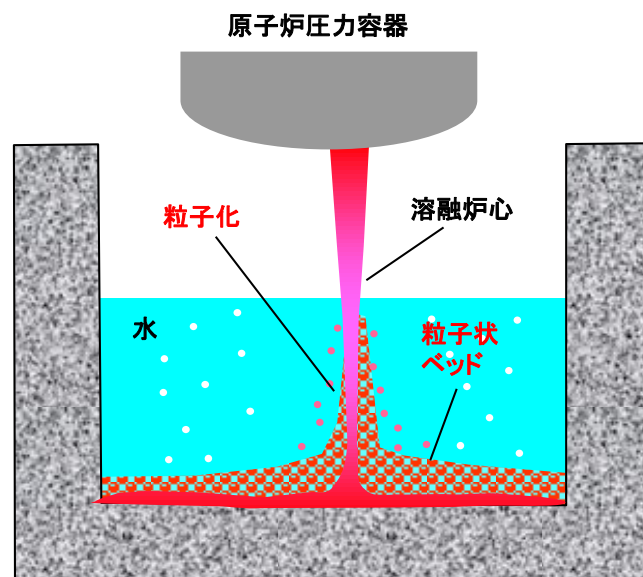


図1-1 ペDESTAL事前水張りによるデブリ粒子化の概念

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、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や一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生し、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 1500 K)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DESTALへ水張りをを行い、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DESTAL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DESTAL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DESTAL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（熔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、水中に熔融デブリを落下させ熔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DESTALでの熔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纏める。

・ドライ条件でのコンクリート侵食（付録1参照）

熔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、熔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1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、熔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、2次元コンクリート侵食挙動等を分離し、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、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、実験と実機条件とを関連づけるスケールリング則の提案^{[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。3次元の拡がり評価も行われており、比較的広いペDESTALをもつ ABWR(ペDESTAL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、熔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

- ・ 均質に熔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（熔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 1 次元熱伝導を解き温度分布を計算。
- ・ コンクリート熔融温度（入力値：1500K）以上で侵食開始。
- ・ 熔融炉心からの伝熱量と分解／熔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・CO₂の発生を考慮し、熔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、H₂およびCO発生を評価。反応熱は、熔融炉心の崩壊熱に加算される。

伝熱モデル

- ・ 熔融炉心ーコンクリート間の熱伝達； 熔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。熔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。熔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。

$$\text{床方向の熱流束} \quad q_d = h_d (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_d = h_{d0}(1 - f_s)^n$$

$$\text{壁方向の熱流束} \quad q_s = h_s (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs}$$

$$h_s = h_{s0}(1 - f_s)^n$$

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_d, h_s : 熔融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²-K]

h_{d0}, h_{s0} : 熔融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²-K]

f_s : 固化割合 [-]

n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 熔融プールの温度 [K]

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。

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

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(2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。
- ・ 上部クラストー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。

$$q_{chf} = F_{chf} h_{fg} \rho_g^{0.5} \{ \sigma g (\rho_l - \rho_g) \}^{0.25}$$

ここで、

q_{chf} : 熱流束 [W/m²]

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/m³]

ρ_l : 水の密度 [kg/m³]

σ : 表面張力 [N/m]

g : 重力加速度 [m/s²]

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/m²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。

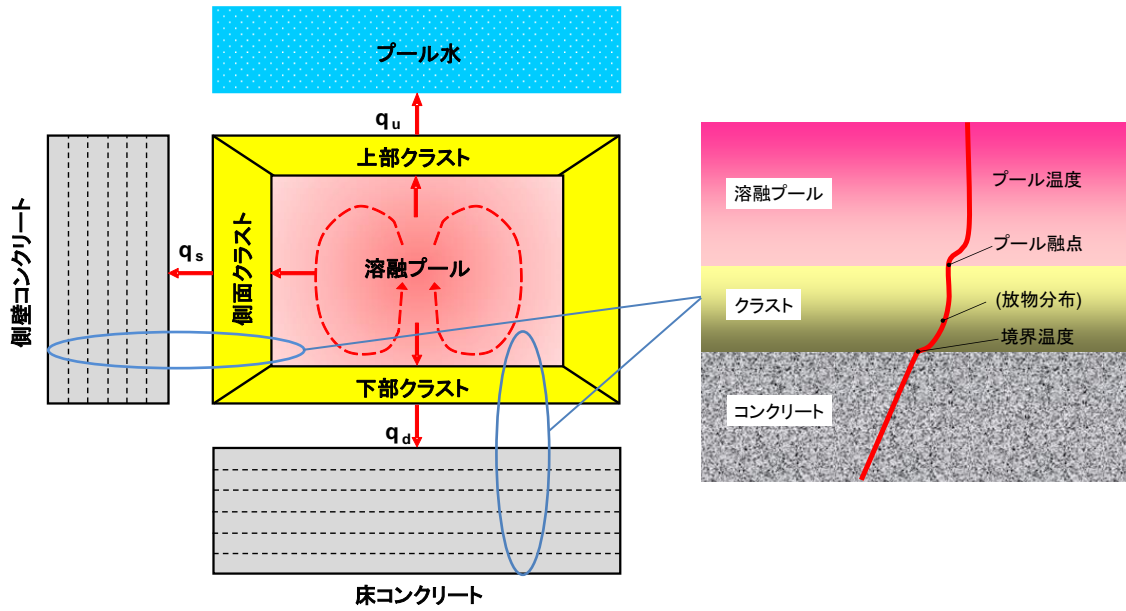


図 4-1 MAAP コードの MCCI 伝熱モデル概要

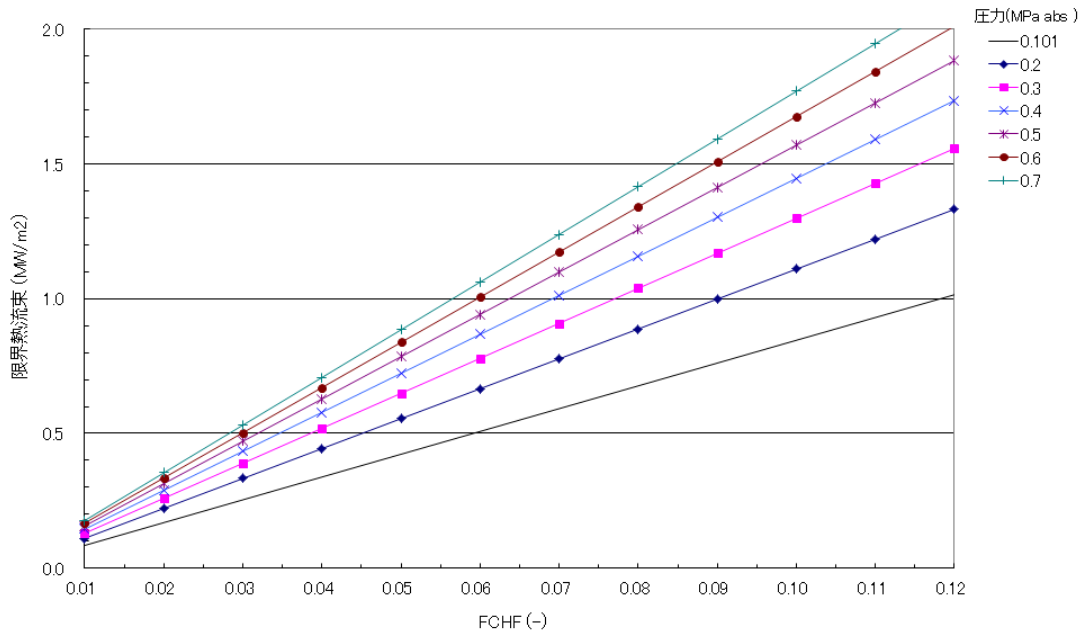


図 4-2 MAAP コードのデブリ上面の熱流束を与える F_{CHF} 入力と限界熱流束の関係

4.2 MCCI評価における不確かさの整理

MCCI の過程毎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 熔融物の落下・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熔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や下部ヘッドクリーブ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、熔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、下部プレナム内の熔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。

熔融炉心の落下量

評価モデル： 熔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および熔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熔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、熔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熔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、熔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熔融に至る。制御棒案内管は炉心重量を支持しているために、制御棒案内管の熔融が起こると、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、熔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。

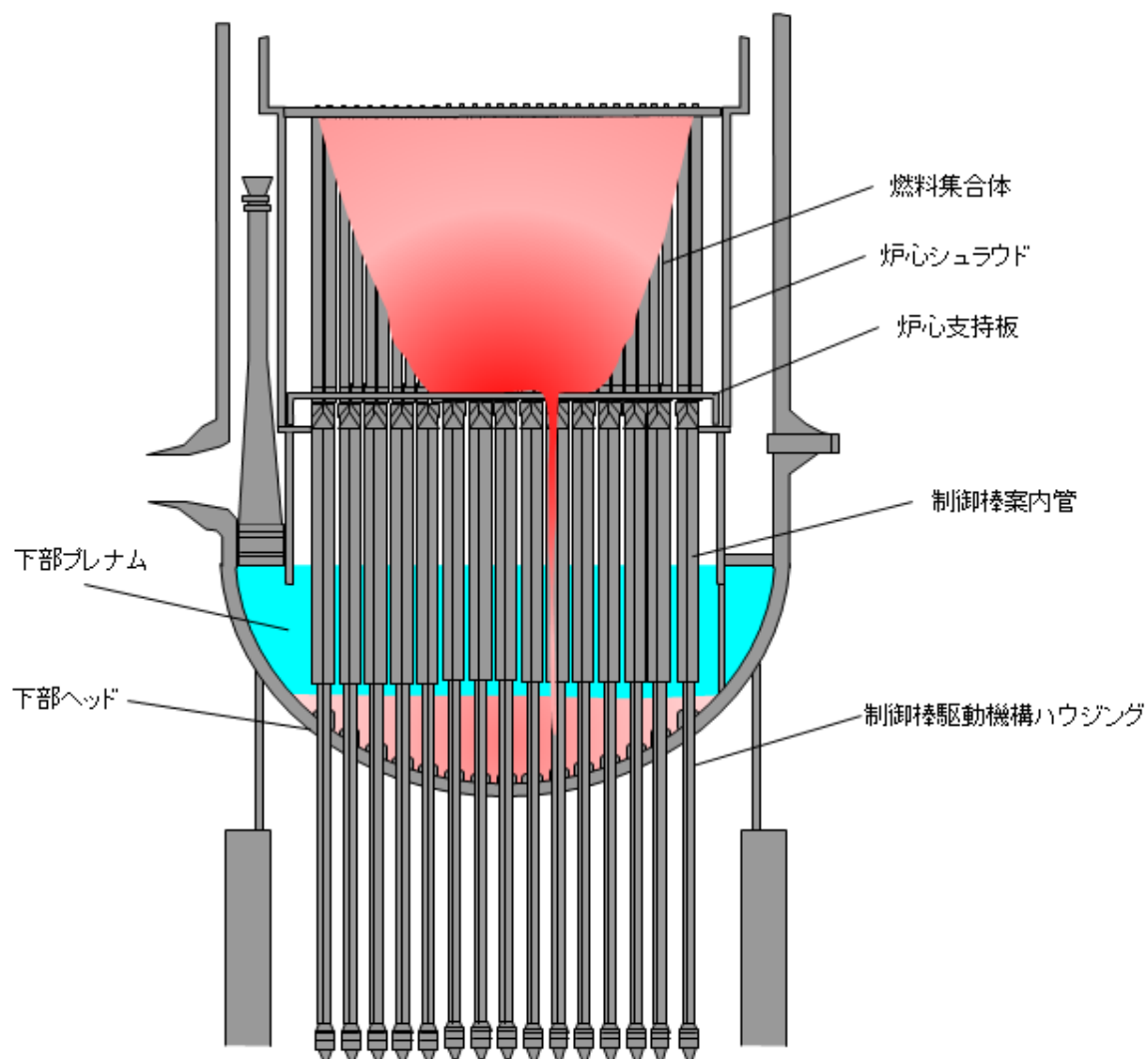


図 4-3 炉心部から下部プレナム内への溶融炉心の移行状態を示す模式図

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DESTAL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DESTAL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。

$$m_{ent} = E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} u_{dj} \quad (1)$$

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/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

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。

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_o \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool} \quad (2)$$

(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。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2} \quad (3)$$

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、水プールのサブ

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。

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。

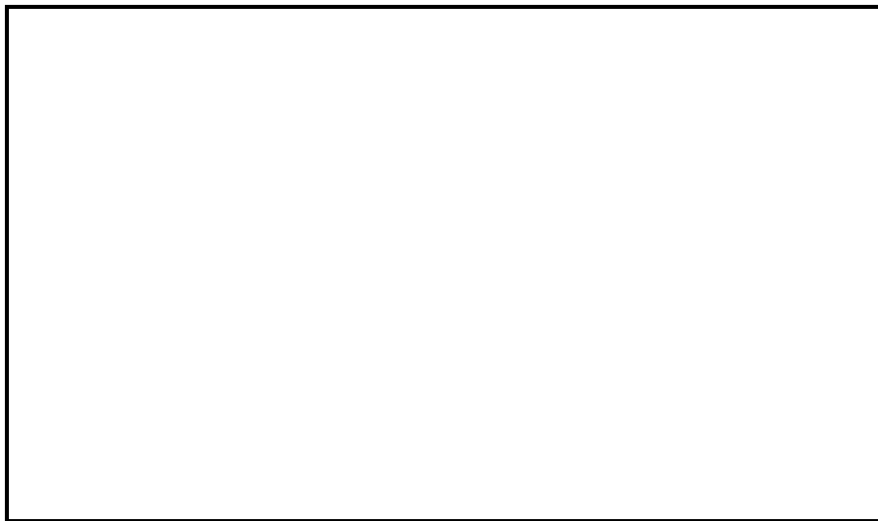


図 4-4 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ^[33]

(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DESTAL床面上に均一に拡がると仮定している。

評価条件： 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、水張りが無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DESTAL半径約 5.3m）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示されている^[40]（付録 4 (5)a 参照）。また、PULiMS 実験より妥当性が確認されているスケーリング則に 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DESTAL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、水張りをしていない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。ただし、溶融炉心の落下流量が小さい場合は、ペDESTAL落下後の溶融炉心の固化が促進され、拡がりが抑制される場合がある。

また、拡がり後の堆積形状については、DEFOR 実験^[16]の堆積形状が山状になっていることを考慮すると、必ずしも均一に堆積するとは限らないため、堆積形状には不確かさがあると考えられる。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。MAAP コードでは、均一堆積形状（円柱）として扱うが、不均一な堆積形状は、正確には模擬できない。ここでは、溶融炉心と水との伝熱面積が MCCI 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）以外の種々の堆積形状について、水への伝熱面積を比較した。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り、溶融炉心冷却の観点から保守的な扱いとなっている。また、不均一な堆積形状の方が、壁方向のコンクリートとの接触面積が小さくなるかゼロになり、壁方向のコンクリートへの伝熱が抑えられるため、侵食量は抑えられることになる。

以上の考察より、溶融炉心の拡がりの不確かさについては、拡がり距離や堆積形状の不確かさが想定される。特に拡がりが抑制され、床一面に拡がらない可能性を考慮すると、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DESTALの形状や事前水張りの深さに依るところが大きいいため、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。

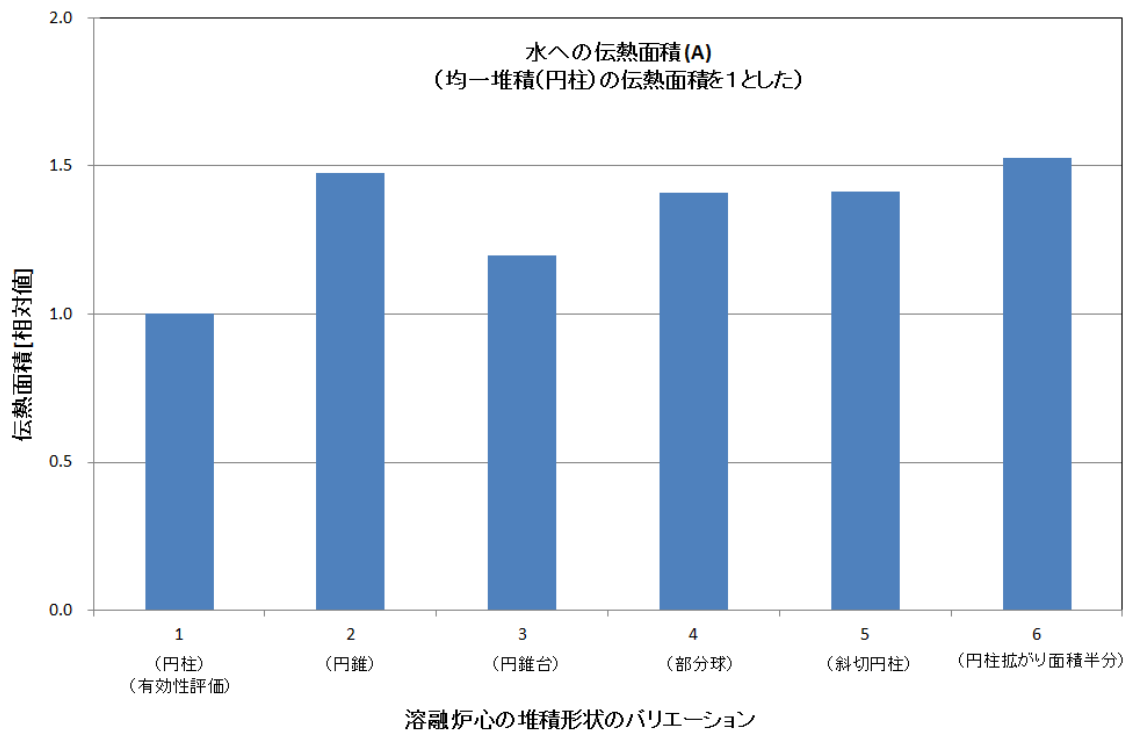
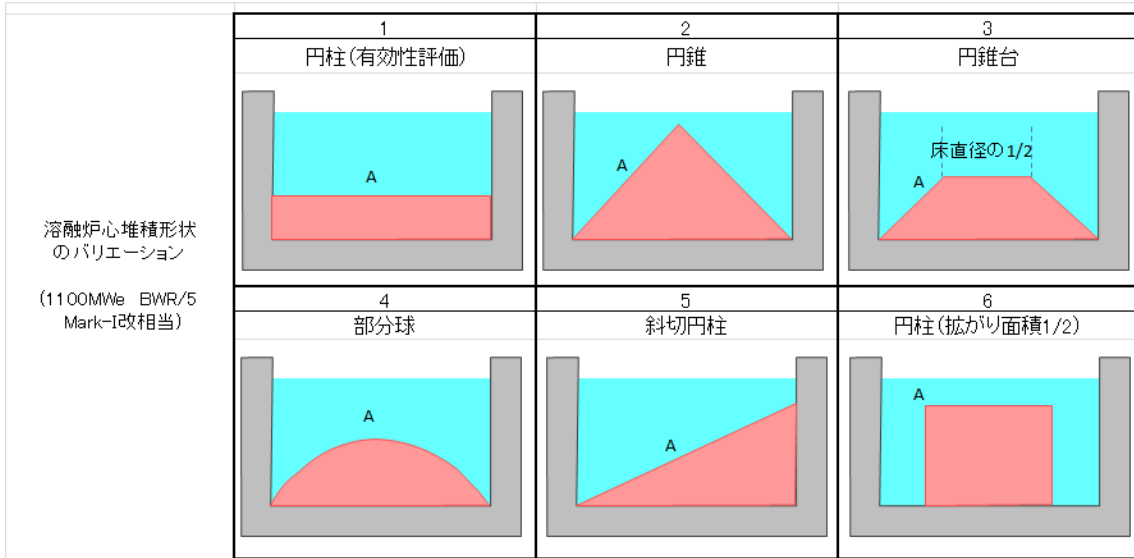


図 4-5 溶融炉心の堆積形状のバリエーションと水への伝熱面積の比較

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の係数 F_{CHF} を調整することにより評価可能である。

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、MAAP コードのデブリ上面から水への熱伝達のモデルパラメータである Kutateladze 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の評価を行う。ここでは、Lipinski 0-D モデル^[24]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^[33]、この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ・ ポロシティは、概ね 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, 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 800 kW/m² 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 800 kW/m² 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 800 kW/m² 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、ポロシテイの最も小さい 0.26 のケースで 800 kW/m² 程度のドライアウト熱流束となっている。

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/m² 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。また、デブリ上面熱流束の不確かさの下限値は、800 kW/m² 程度と考えられるため、粒子径やポロシテイ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/m² 一定を仮定した感度解析を実施する。

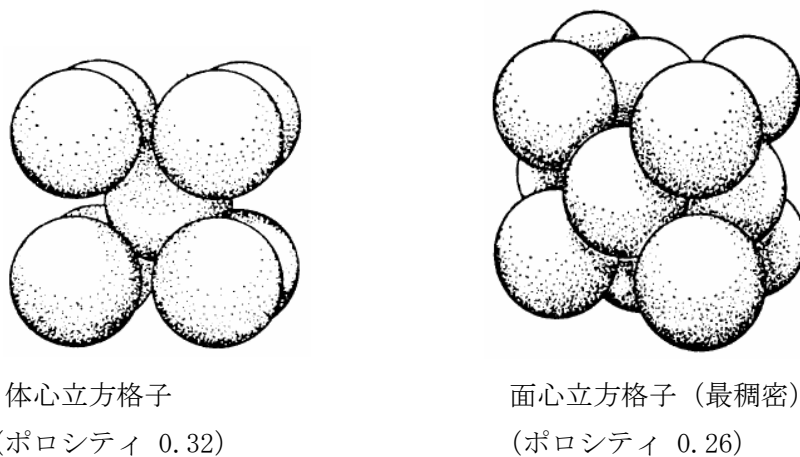


図 4-6 粒子の格子配列とポロシテイ

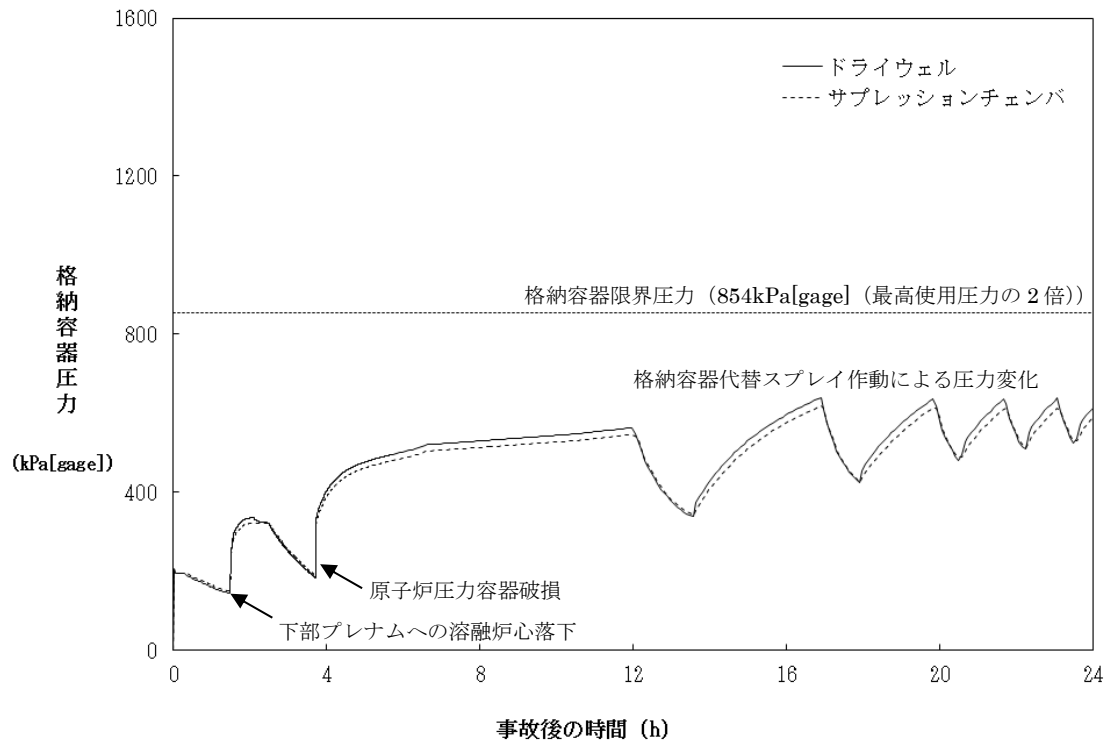


図 4-7a MCCI 評価時の格納容器圧力

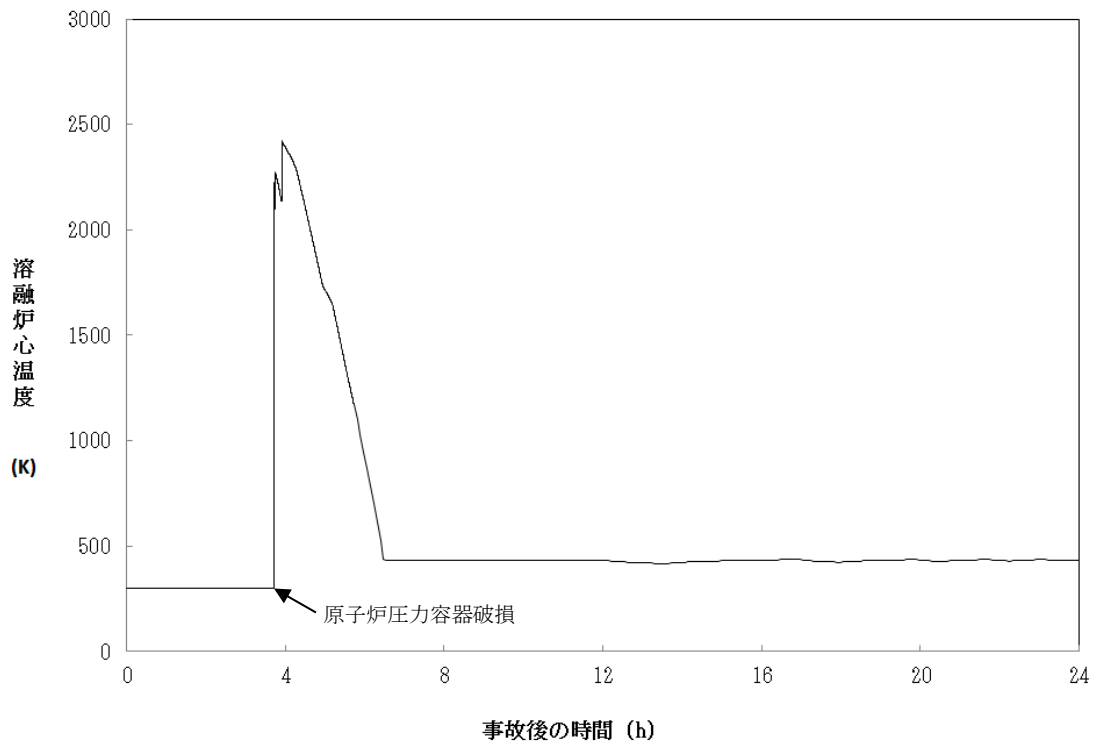


図 4-7b MCCI 評価時の溶融炉心温度

Lipinski 0-D モデル, 粒子径: 3mm, 粒子状ベッド高さ: 0.5m

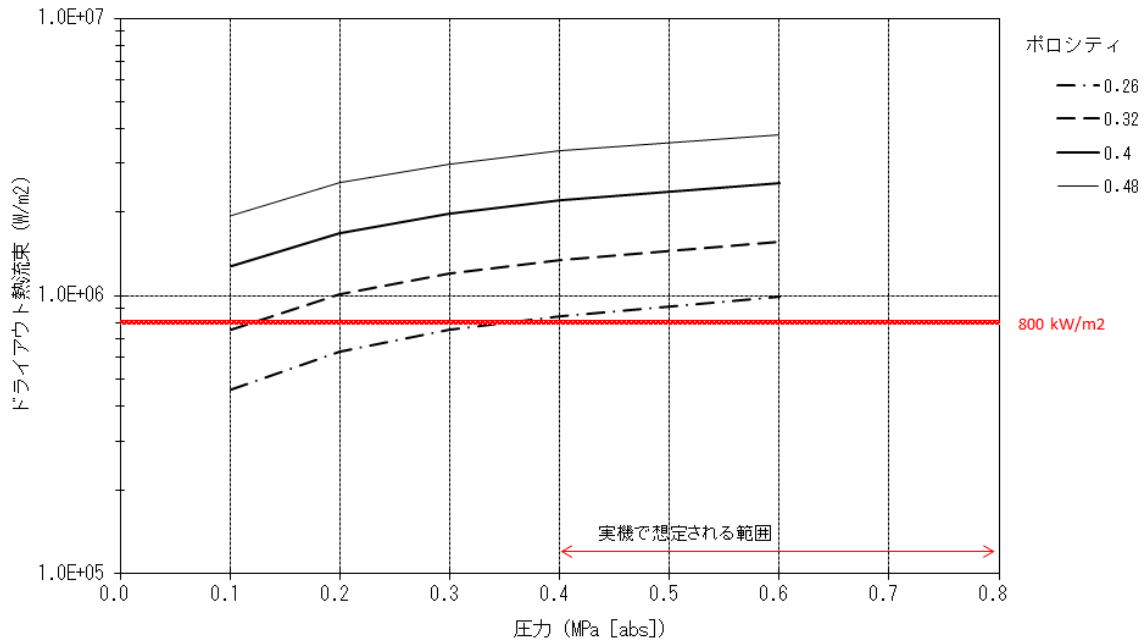


図 4-8a 圧力とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

Lipinski 0-D モデル, 圧力: 0.4 MPa(abs), 粒子状ベッド高さ: 0.5m

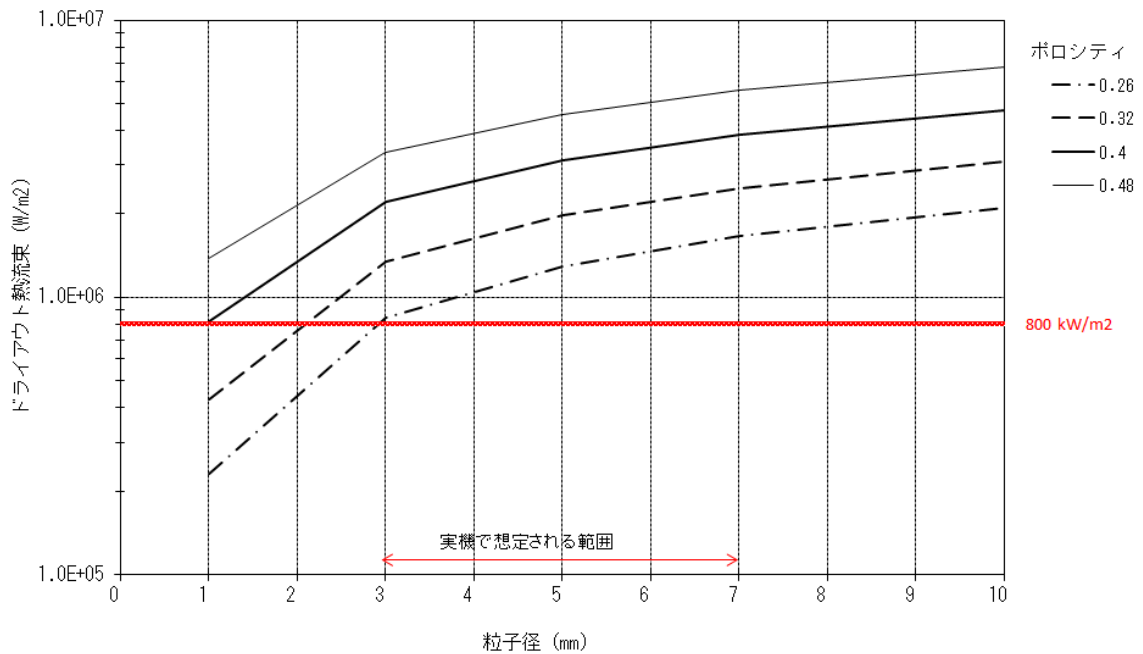


図 4-8b 粒子径とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

Lipinski 0-D モデル, 圧力: 0.4 MPa(abs)、粒子径: 3 mm

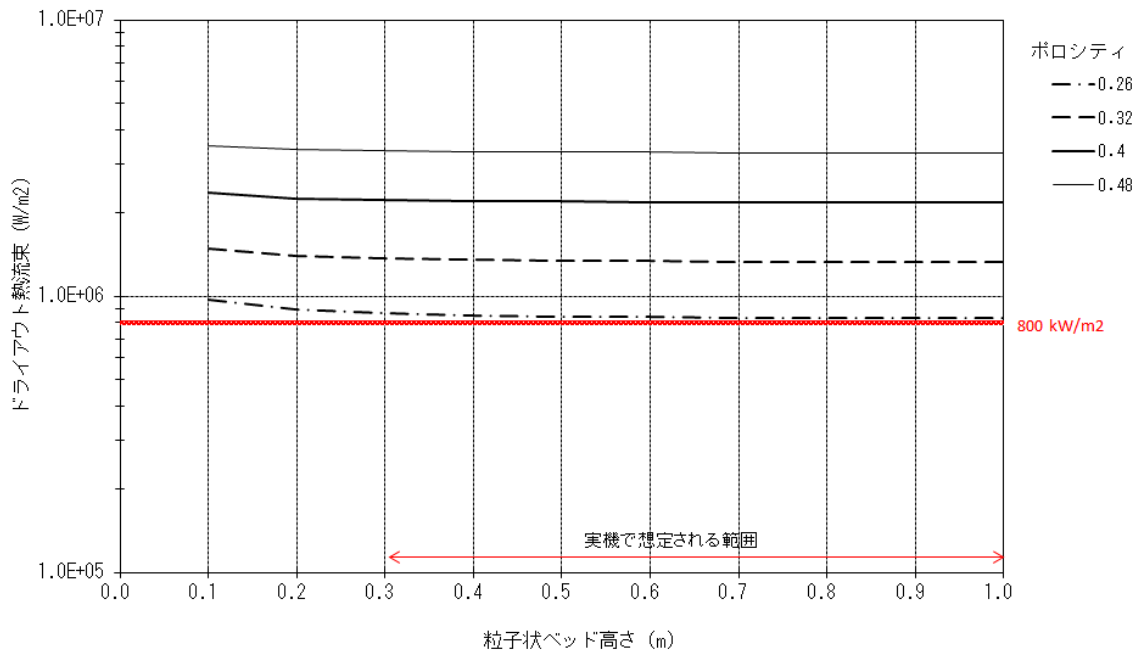


図 4-8c 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係 (Lipinski 0-D モデル)

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，未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・CO₂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H₂および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 SiO₂ が主体であるが，石灰岩系コンクリート（Limestone）では，CaCO₃ 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1次元侵食の実験や，BETA 実験の2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（1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概ね±20%程度の範囲にある。同様に BETA-V5.1 実験（2次元侵食）に対して確認した結果を同図に示すが，この場合も概ね±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

測侵食量の概ね±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2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、概ね 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)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
固相線温度 (K)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
比熱 (J/kg-K)	<input type="text"/>	<input type="text"/>
熔融潜熱 (J/kg)	<input type="text"/>	<input type="text"/>

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 ₂ O	1.80	0.0078
K ₂ O	5.39	0.68
Fe ₂ O ₃	6.26	1.20
Al ₂ O ₃	8.32	1.60
Cr ₂ O ₃	0.00	0.004
CO ₂	1.50	35.698
H ₂ O (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。

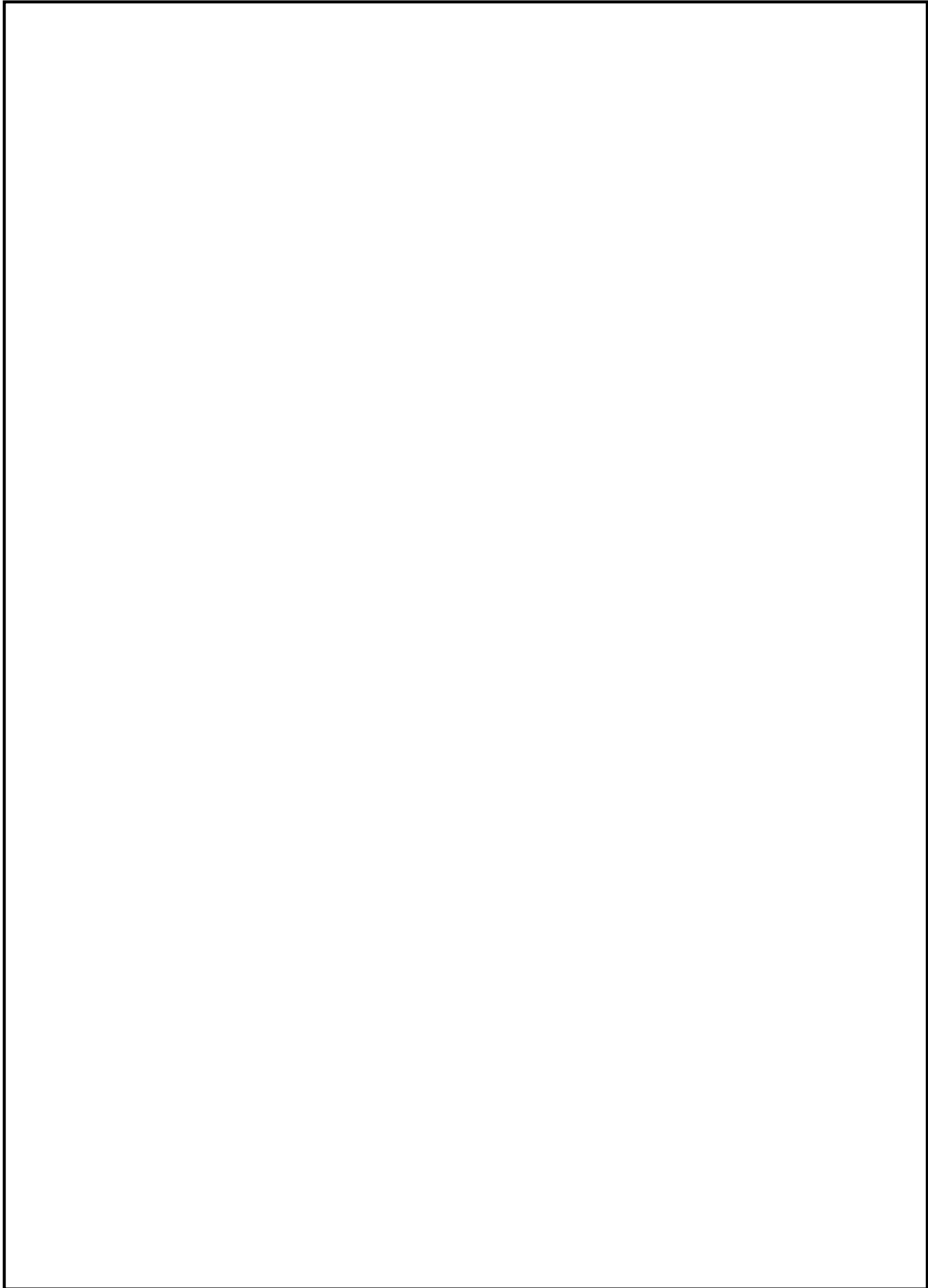


図 4-9 SURC-4 と BETA-V5.1 実験と MAAP4 コード予測の侵食量の比較^[23]

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。

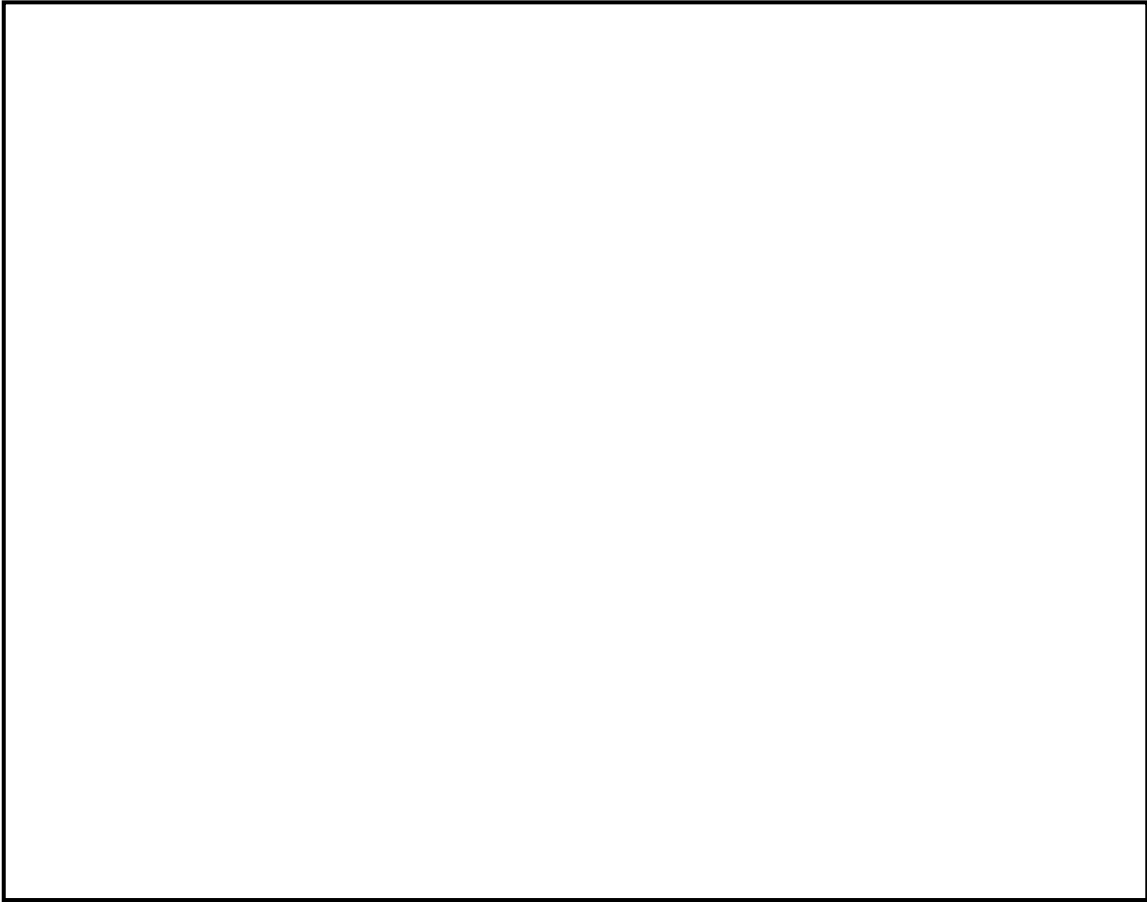


図 4-10 CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の侵食深さ^[12]

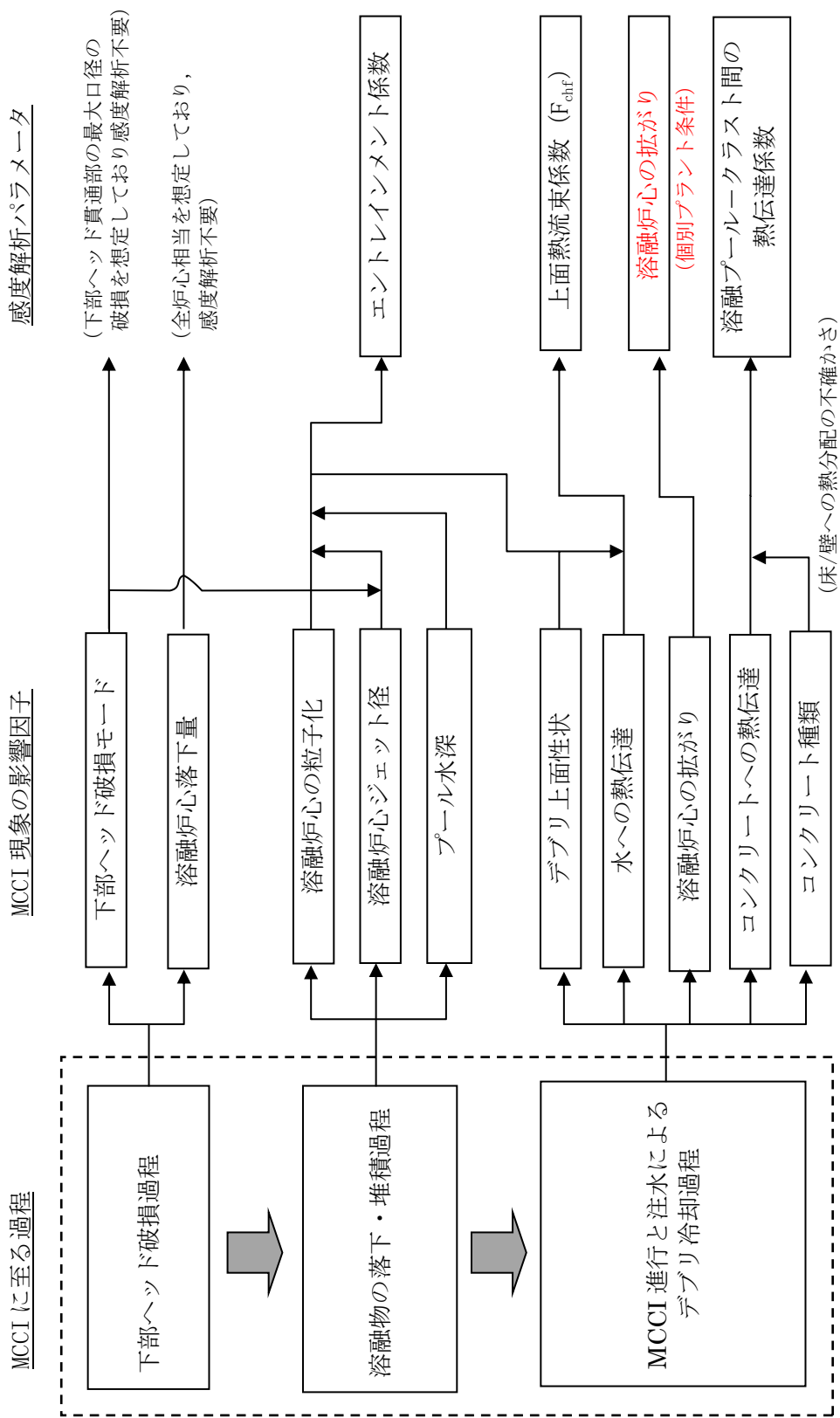
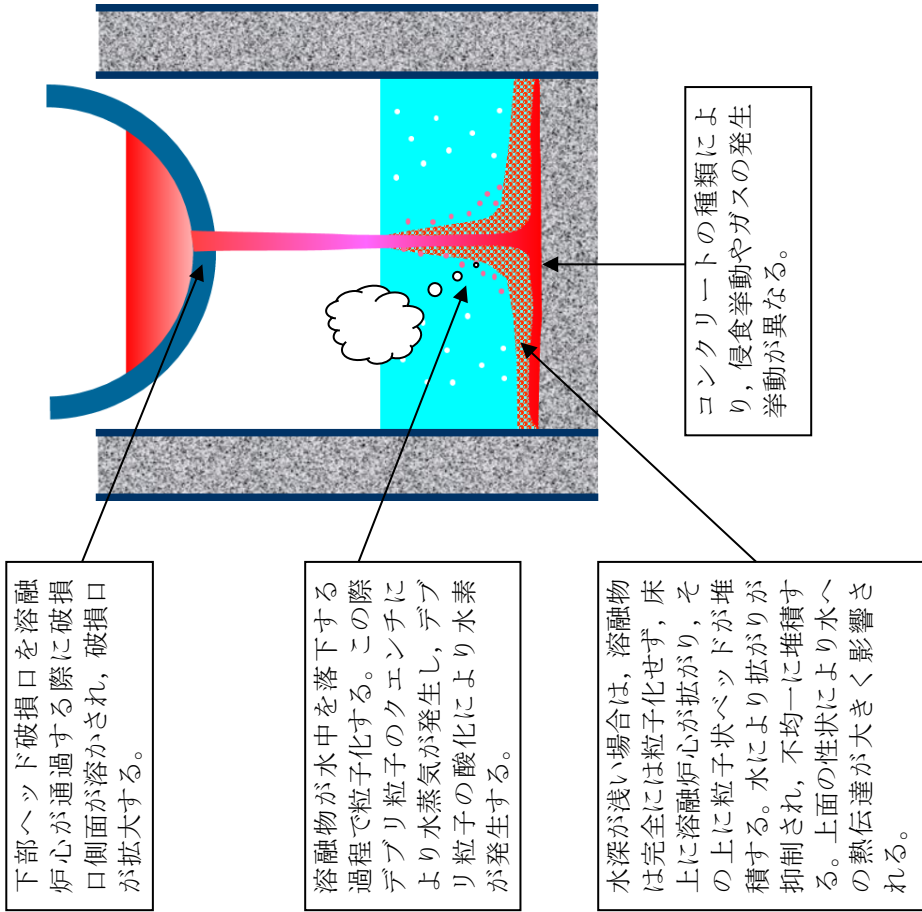


図 4-11 MCCI における不確かさに関する流れ図

実機で想定される現象



解析上の取扱い

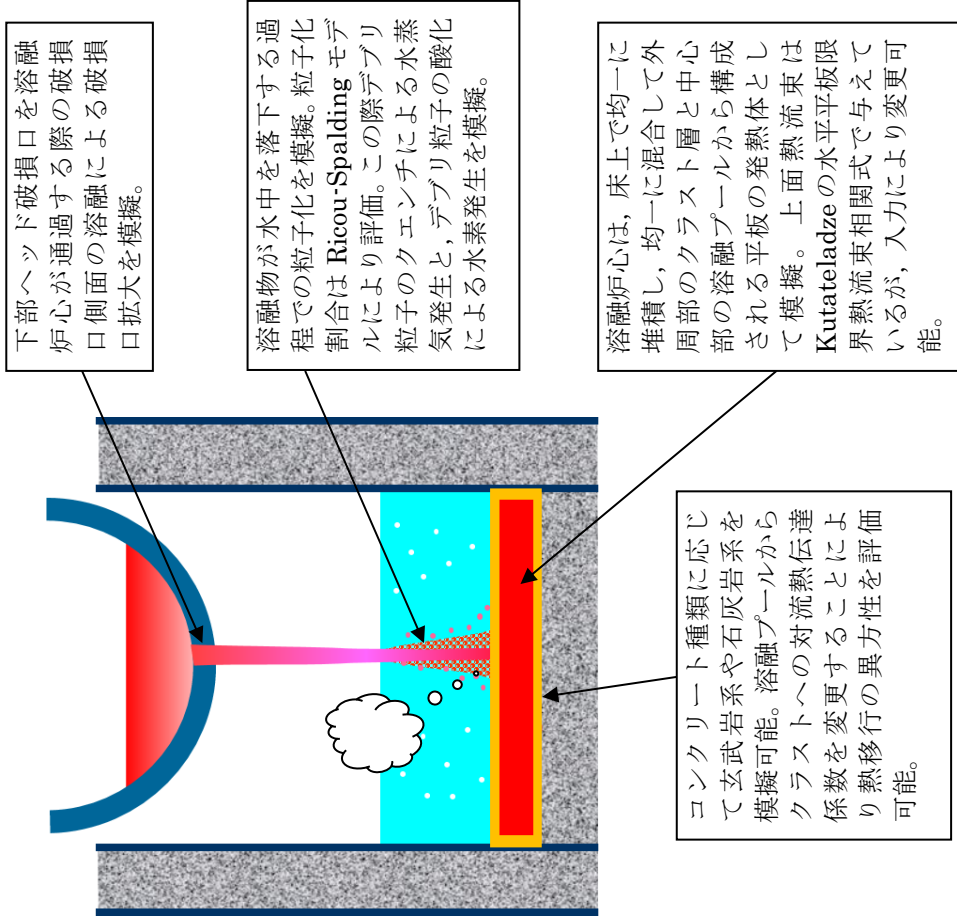


図 4-12 溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取扱いの比較

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DESTア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はなないため、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。
〔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DESTAL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BWR-5、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、BWR-5、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5-1-2b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/m²（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、熔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})	$F_{\text{CHF}}=0.1$ (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 5-3-2b 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 <input type="text"/> 壁方向 <input type="text"/>	(1) 床 : <input type="text"/> 壁 : <input type="text"/> (2) 床 : <input type="text"/> 壁 : <input type="text"/>	(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 5-4d 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、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)	<ul style="list-style-type: none"> ・エントレインメント係数: <input type="text"/> ・上面熱流束: 約 800kW/m² @ 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 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/> ・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: <input type="text"/>	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: <input type="text"/>	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 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/>	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 <input type="text"/> 壁 <input type="text"/>	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。」

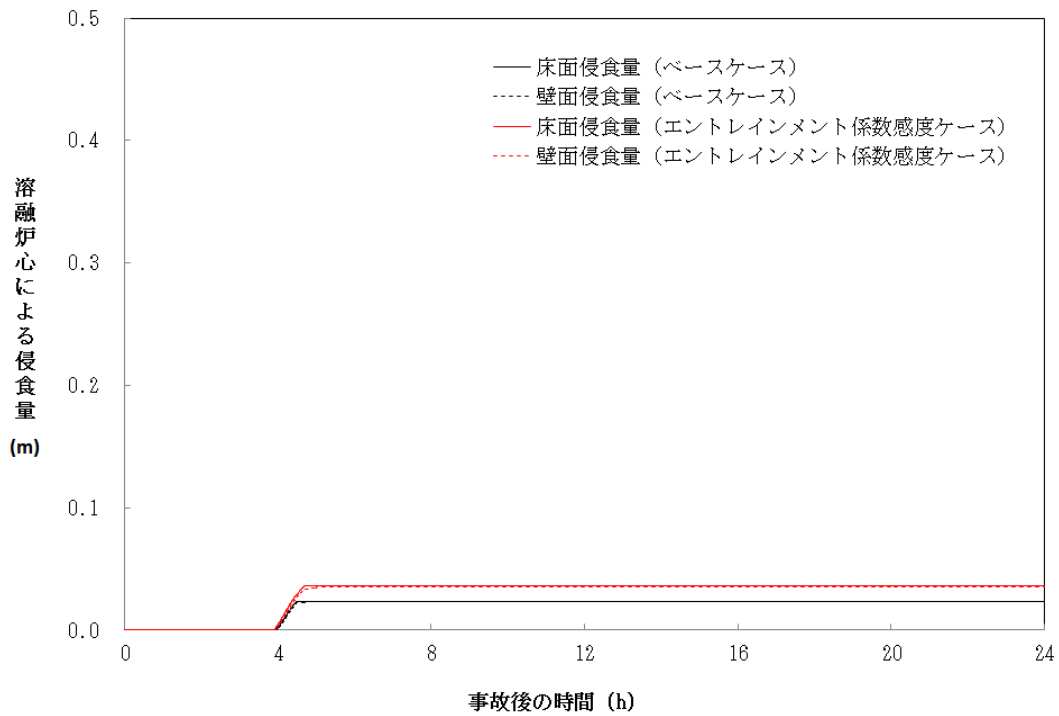


図 5-1-1a コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 ）

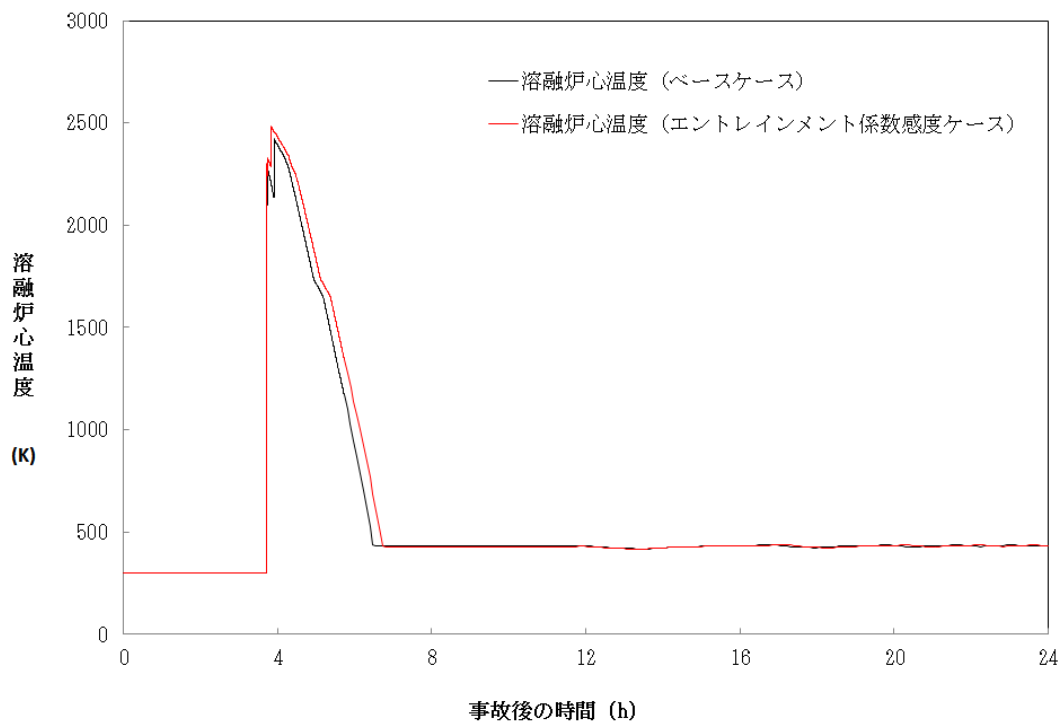


図 5-1-1b 溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 ）

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。

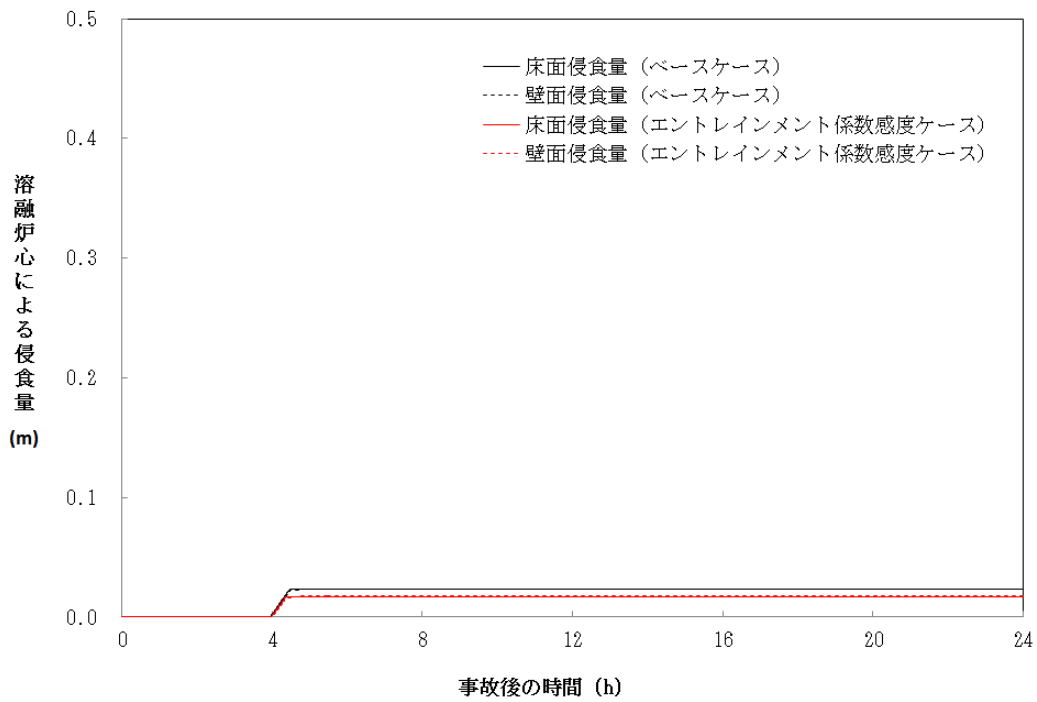


図 5-1-2a コンクリート侵食量の比較 (エントレインメント係数)

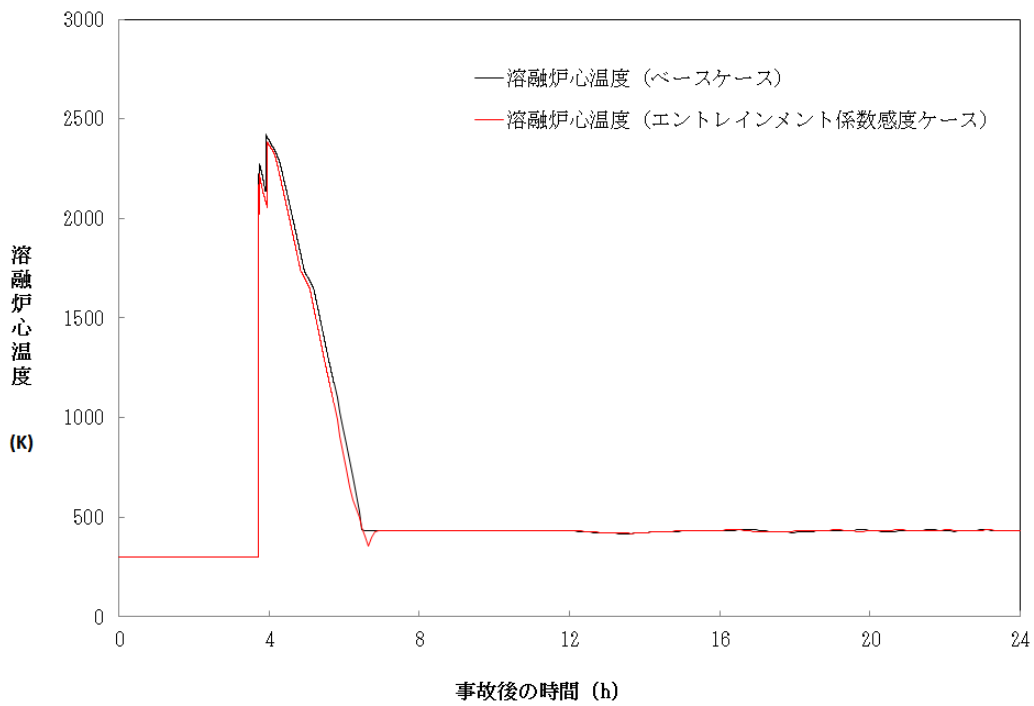


図 5-1-2b 溶融炉心温度の比較 (エントレインメント係数)

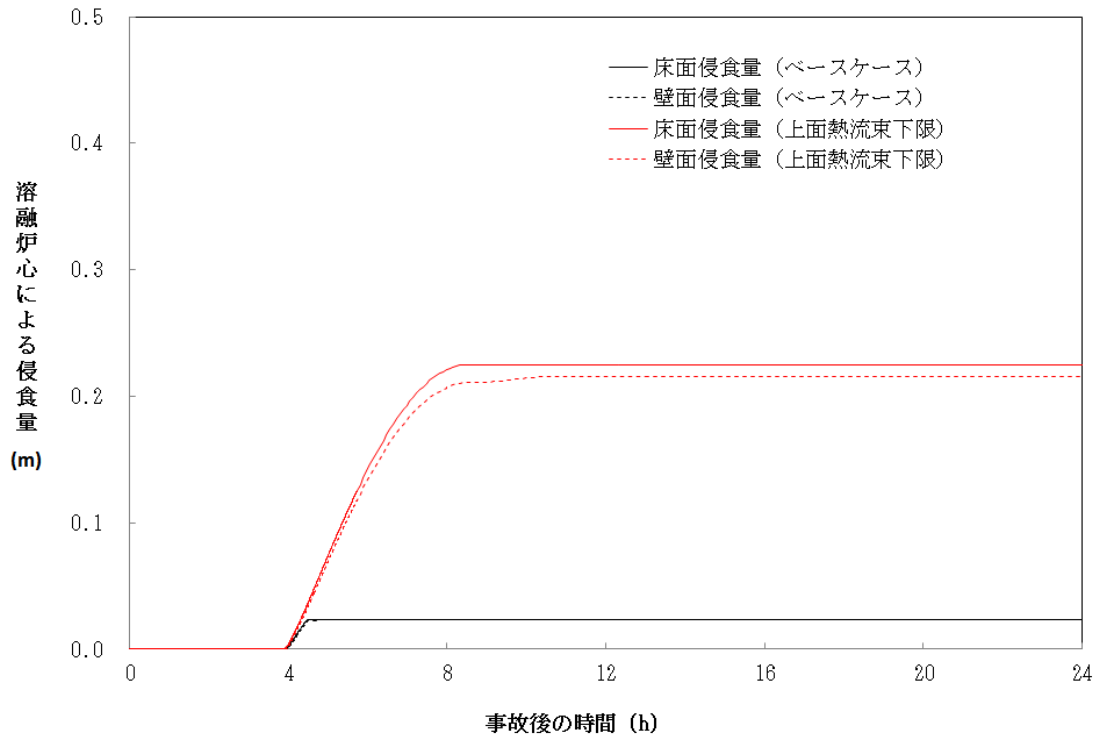


図 5-2a コンクリート侵食量の比較 (上面熱流束 800kW/m² 一定)

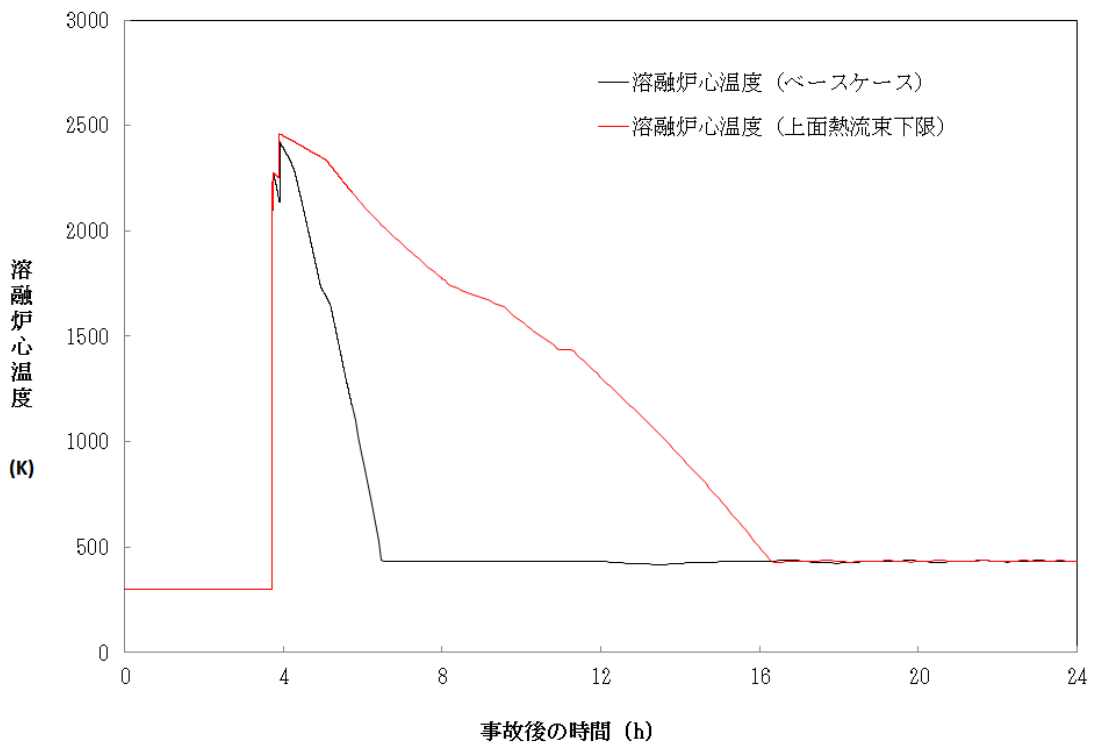


図 5-2b 熔融炉心温度の比較 (上面熱流束 800kW/m² 一定)

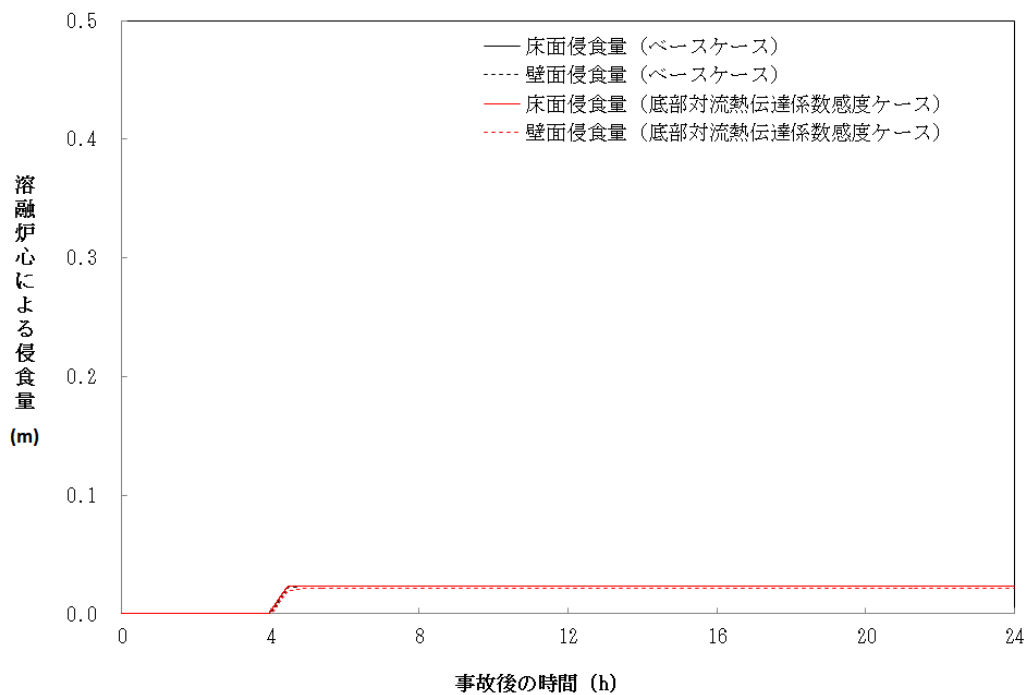


図 5-3-1a コンクリート侵食量の比較 (床方向対流熱伝達係数大)

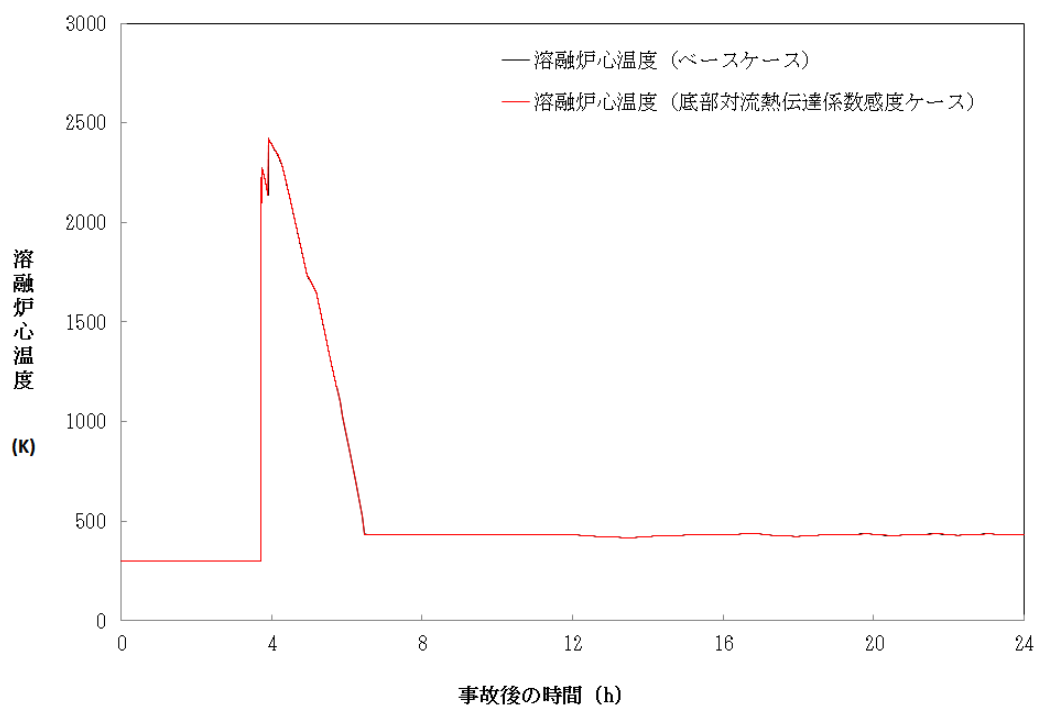


図 5-3-1b 溶融炉心温度の比較 (床方向対流熱伝達係数大)

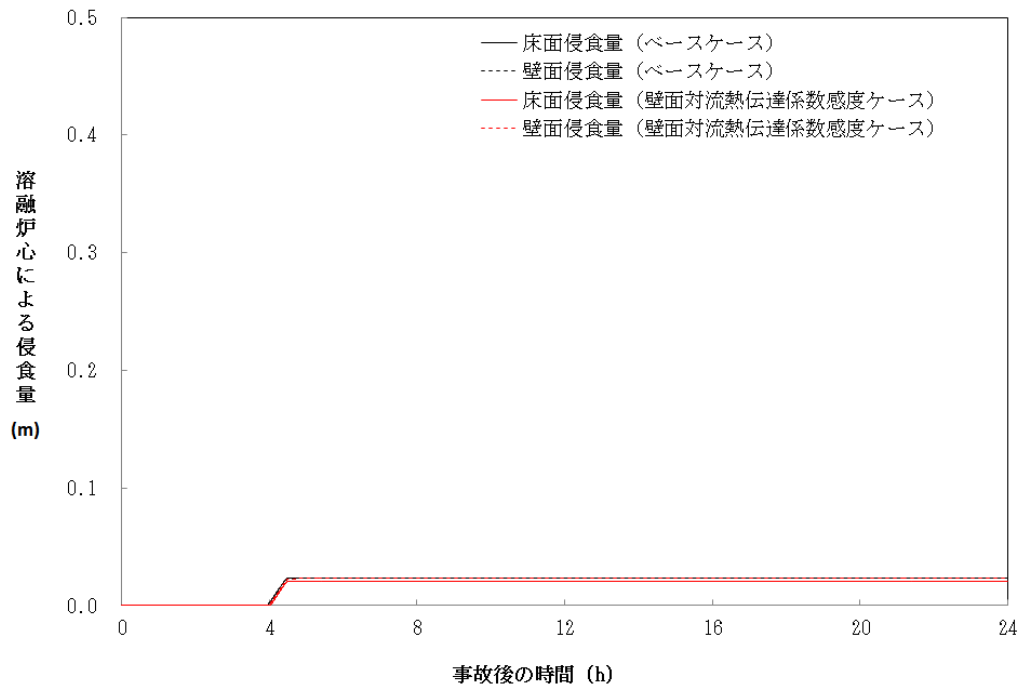


図 5-3-2a コンクリート侵食量の比較 (壁方向対流熱伝達係数大)

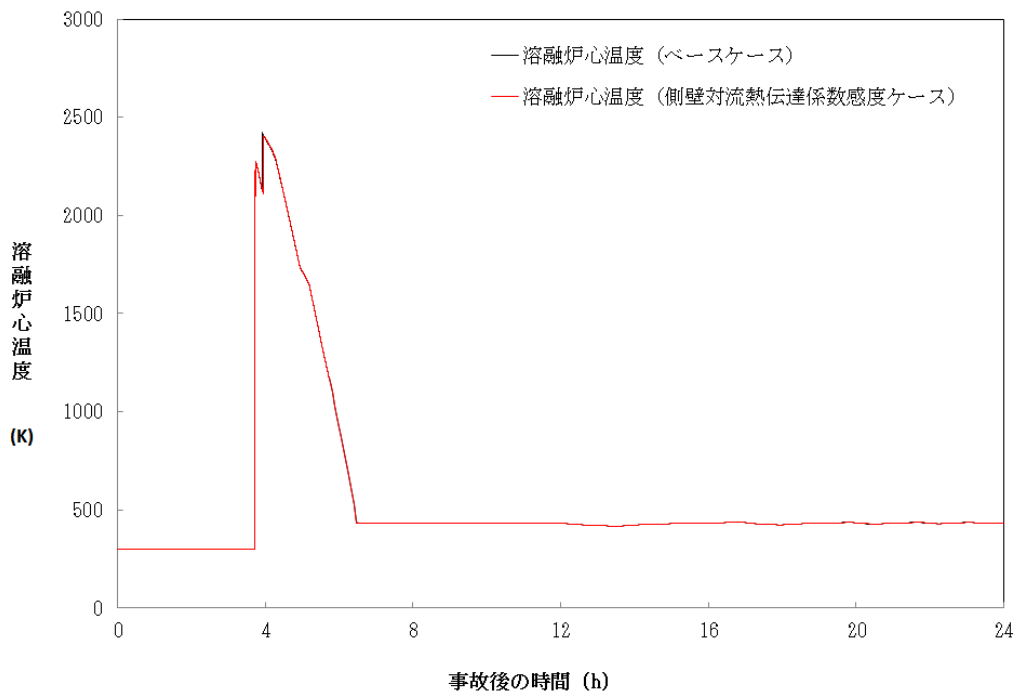


図 5-3-2b 溶融炉心温度の比較 (壁方向対流熱伝達係数大)

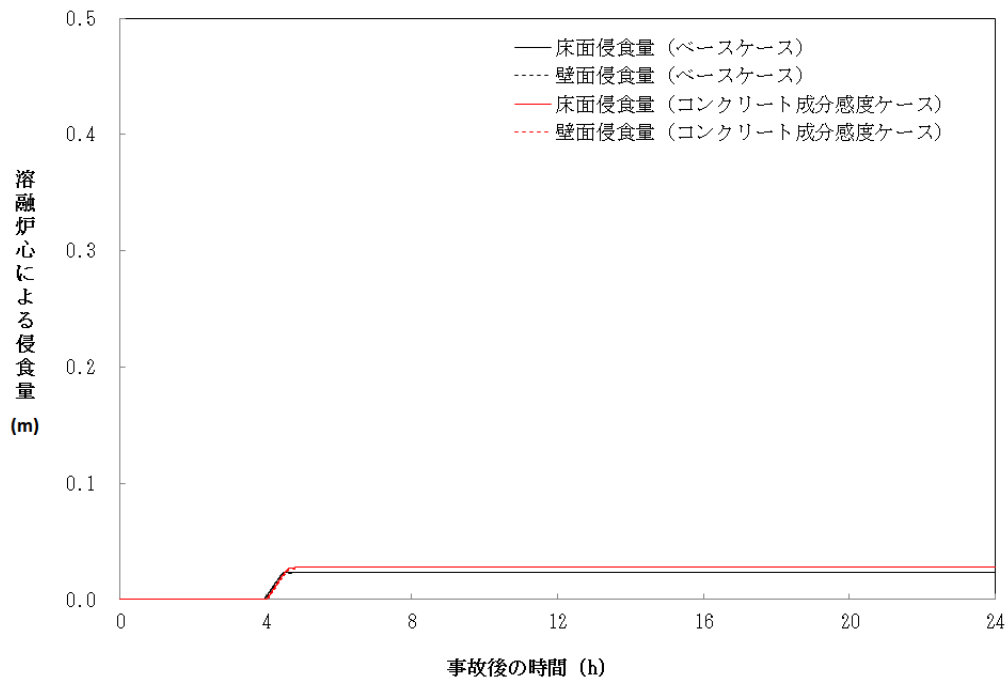


図 5-4a コンクリート侵食量の比較 (石灰岩系コンクリート)

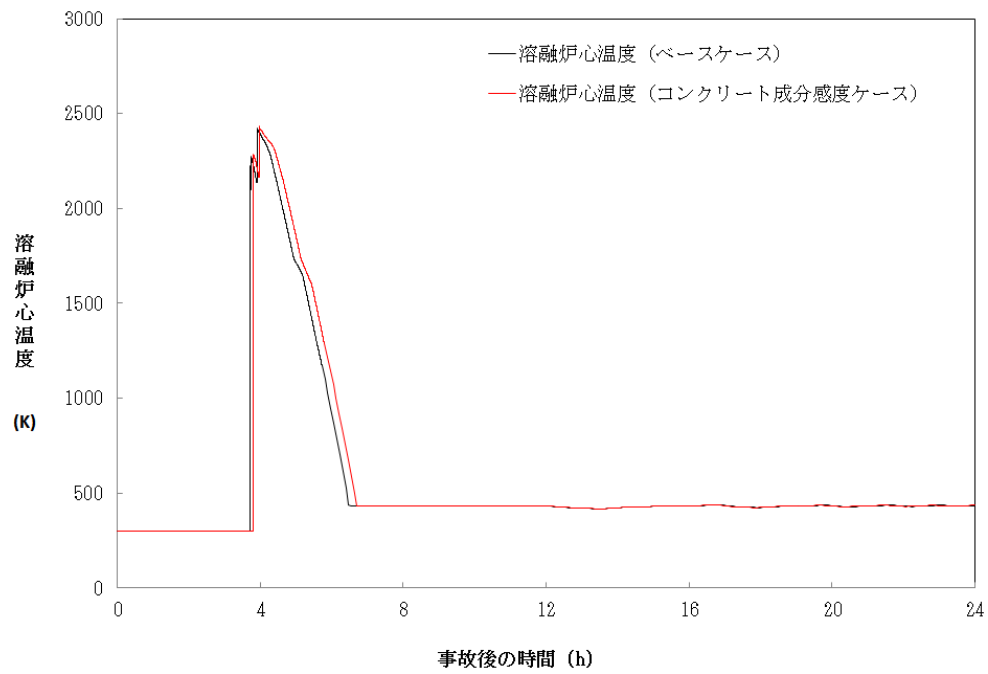


図 5-4b 溶融炉心温度の比較 (石灰岩系コンクリート)

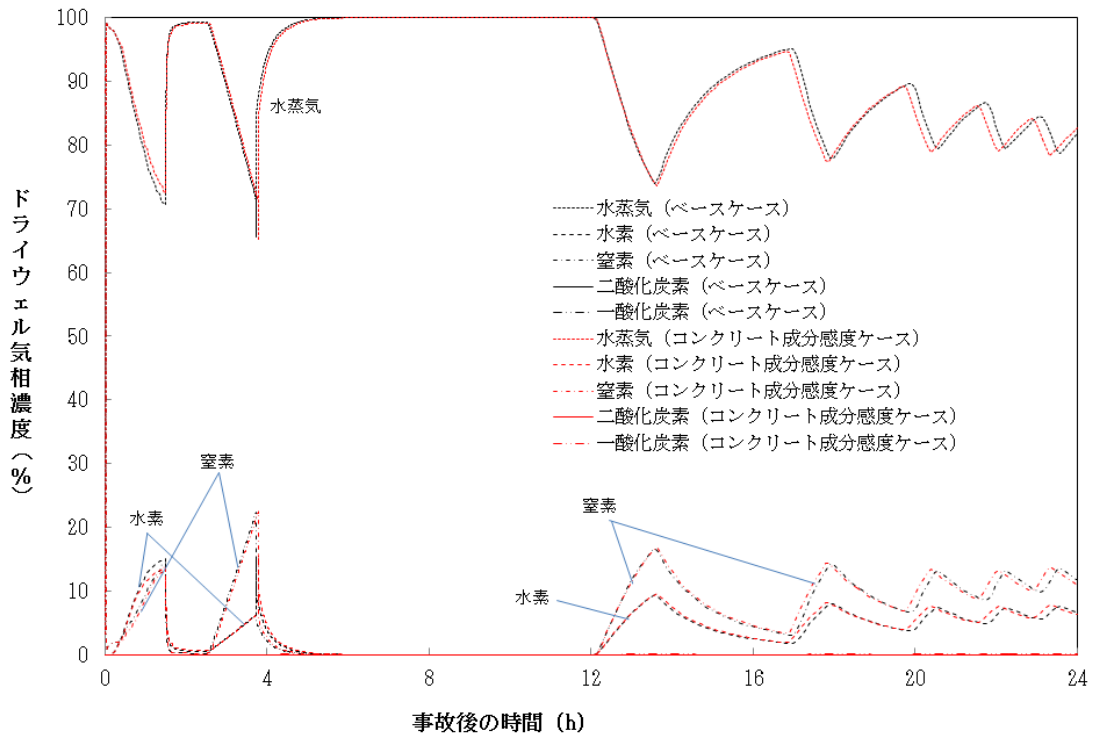


図 5-4c ドライウェルガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

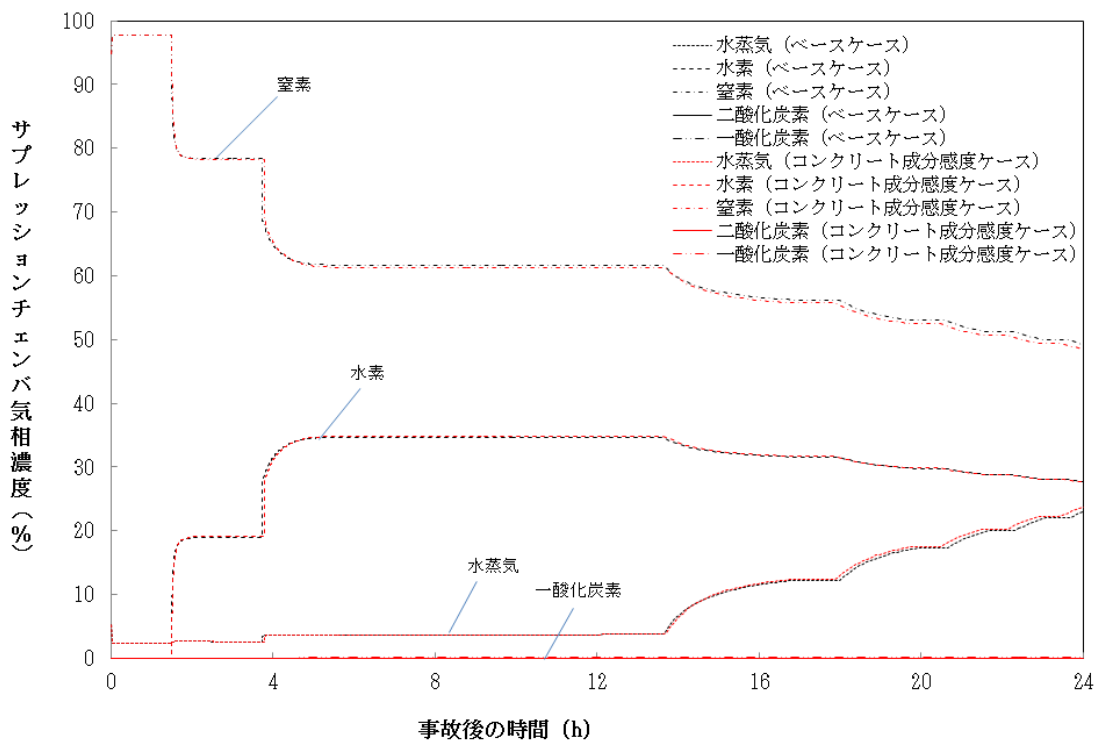


図 5-4d サプレッションチェンバガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

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、2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、未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。

BWR-5, 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、溶融プールの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。但し、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無かった。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

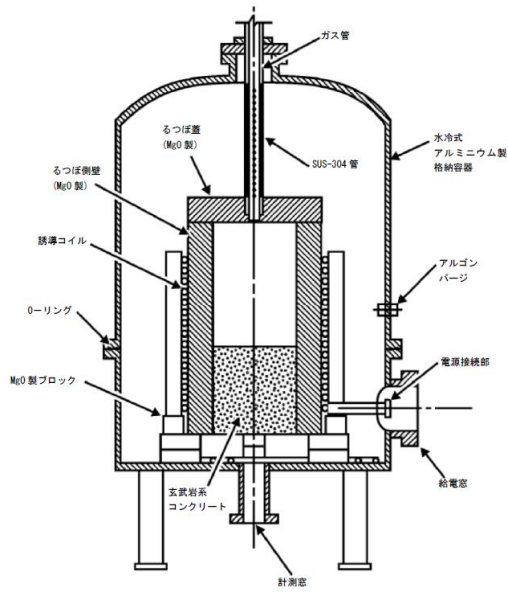
付録1 ドライ条件での MCCI 実験

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。

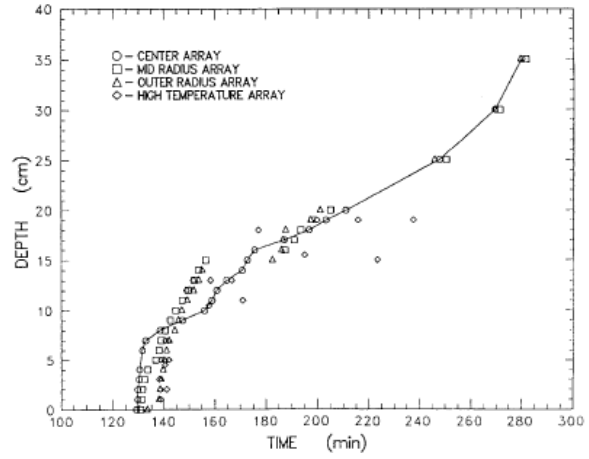
(1) SURC 実験 (米国 SNL) ^{[4][23][34]}

MCCI 時の伝熱、化学反応、ガスおよ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)。実験装置の概要を図付 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%) を誘導加熱して熔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図付 1-2 に示すが、侵食速度は 1 時間に 20cm 程度となっている。

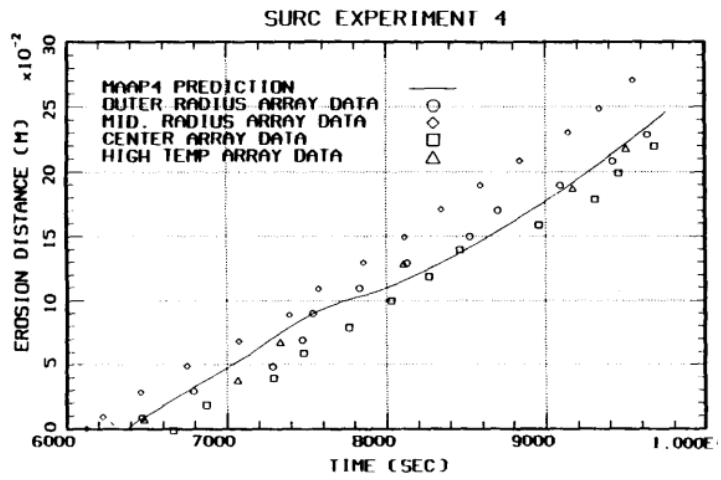
また、SURC-4 は、コード比較のための国際標準問題 (ISP-24) ^[5] に選定され、実験データと種々の解析の比較が行われている。200kg のステンレス鋼と模擬 FP (Te: 0.5 kg, La_2O_3 : 1.17 kg, CeO_2 : 1.23 kg, BaO : 1.1 kg) が、コンクリート侵食が開始するまで加熱され、侵食開始後 14 分経ってから約 0.5 秒間に追加的に 20kg のジルコニウムが溶融物に添加されている。SURC-4 のコンクリートの侵食深さの変化を図付 1-3 に示すが、侵食速度は約 55 分の時点で 24.5~27.5cm で、MAAP 解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。従って、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。



図付 1-1 SURC 実験装置^[23]



図付 1-2 SURC-2 実験の侵食深さ^[23]



図付 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]}

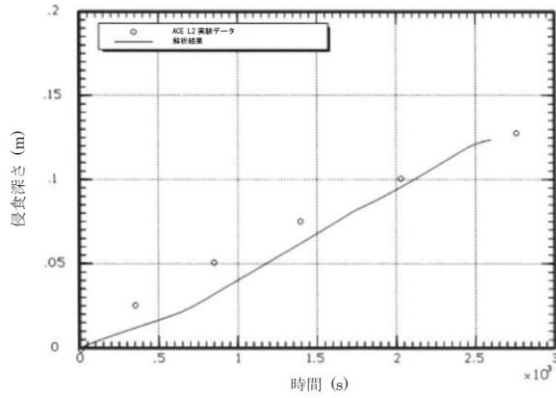
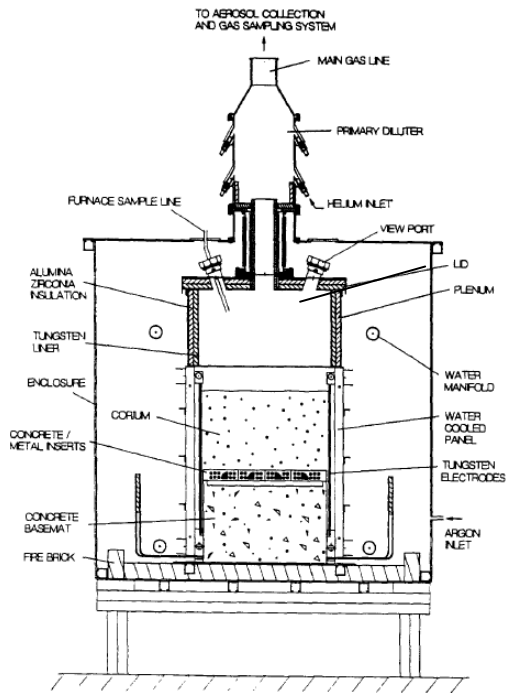
MCCI における熱水学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的に、国際プログラムとして ACE (Advanced Containment Experiments) 計画の一部として実施された。Phase-C で MCCI 時の FP エアロゾル放出の定量化の目的で実験が実施された。実験装置の概要を図付 1-4 に示す。実炉組成の約 300kg の模擬デブリを使用し、タングステン電極により直接通電により加熱し熔融させている。コンクリート侵食はベースマット中にある熱電対によりモニターされている。実験マトリックスを表付 1-1 に示すが、実験はコンクリートの種類や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 解析との比較を図付 1-5 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。

表付 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 ₄ C
L7	L/S	250	BWR	70	B ₄ C
L8	L/L	350/150 ^c	PWR	70	Ag, In

a. Concrete type: L/S: limestone/common sand
 S: siliceous
 L/L: limestone/limestone



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

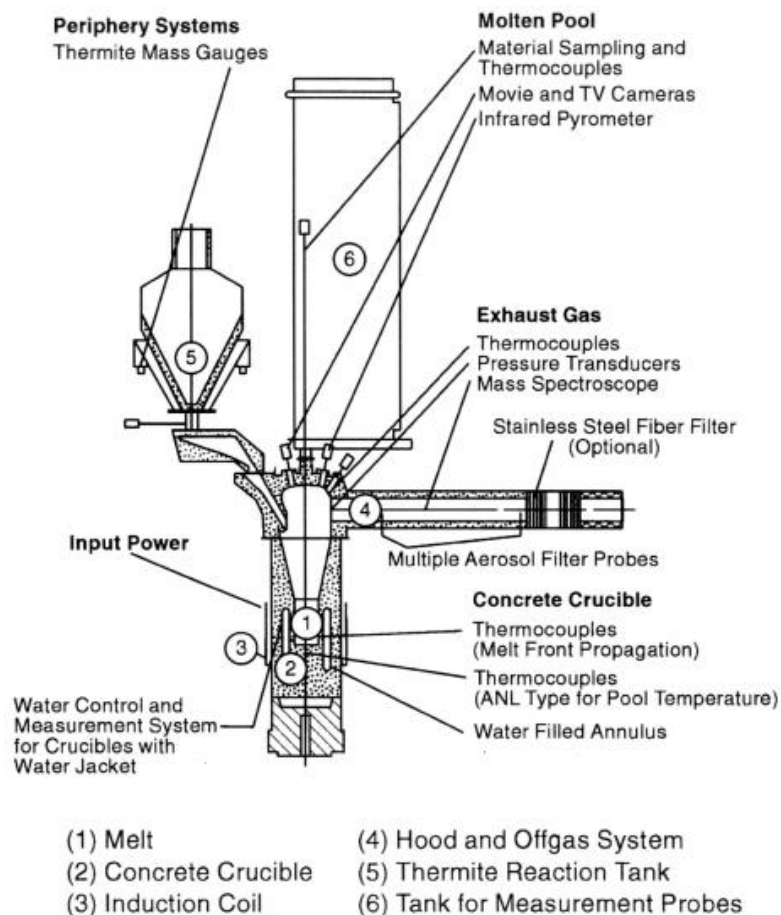
図付 1-4 ACE/MCCI 実験装置^[3]

図付 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。実験装置の概要を図付 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 2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) を表付 1-2 に示す。

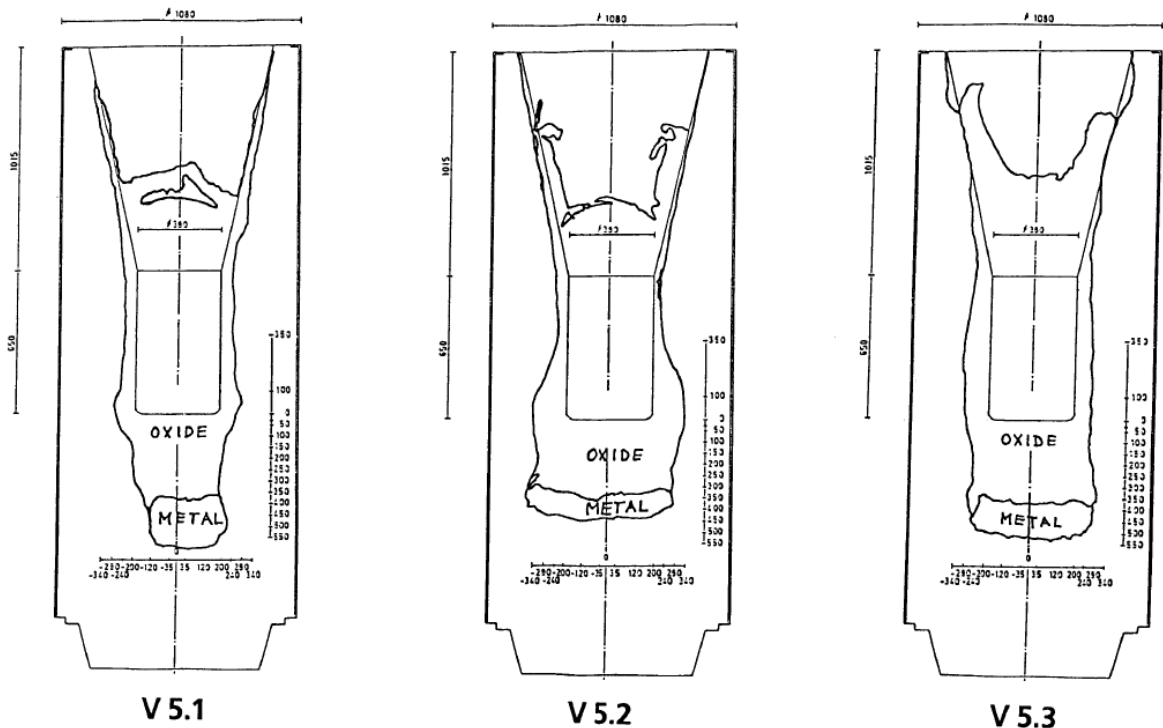
実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を、図付 1-7 に示す。壁方向よりは、床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され、Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較^[34]を図付 1-8 及び図付 1-9 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。この MAAP のベンチマーク解析により、2次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている。



図付 1-6 BETA 実験装置 [34]

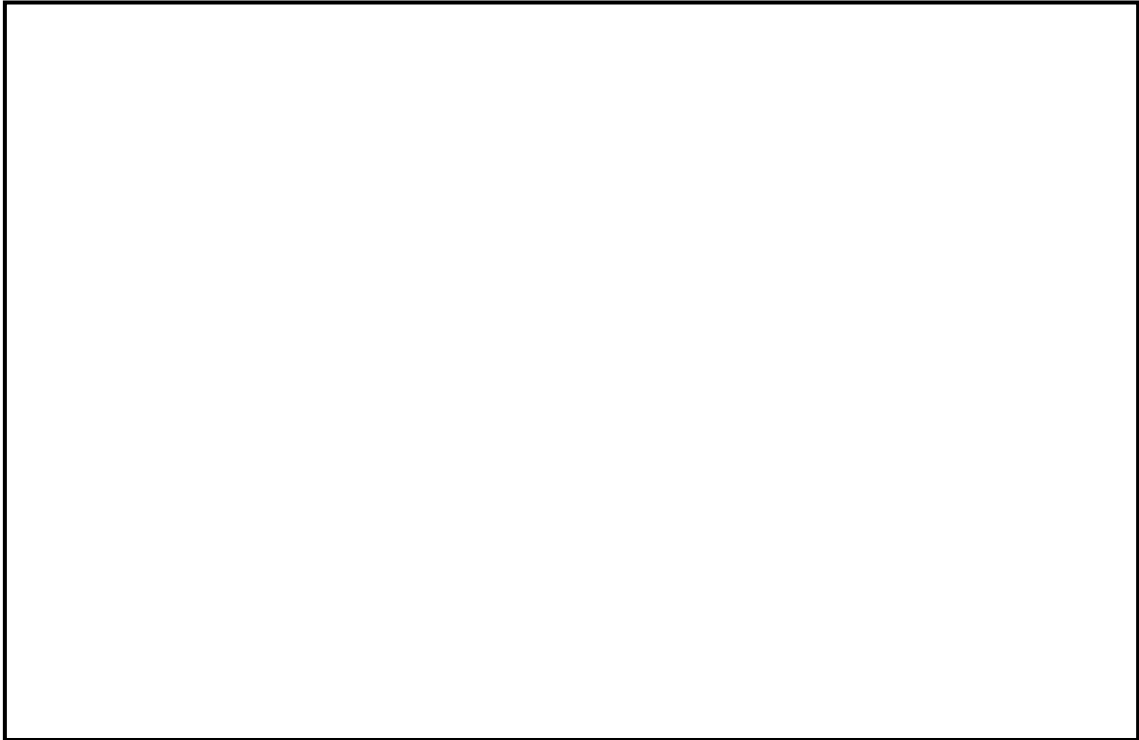
表付 1-2 BETA 実験マトリックス^[6]

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 ₂ O 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 ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	200 kW	BWR with B ₄ C 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 ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	800 kW	BWR with B ₄ C absorber, high power: Zr chemistry and related processes

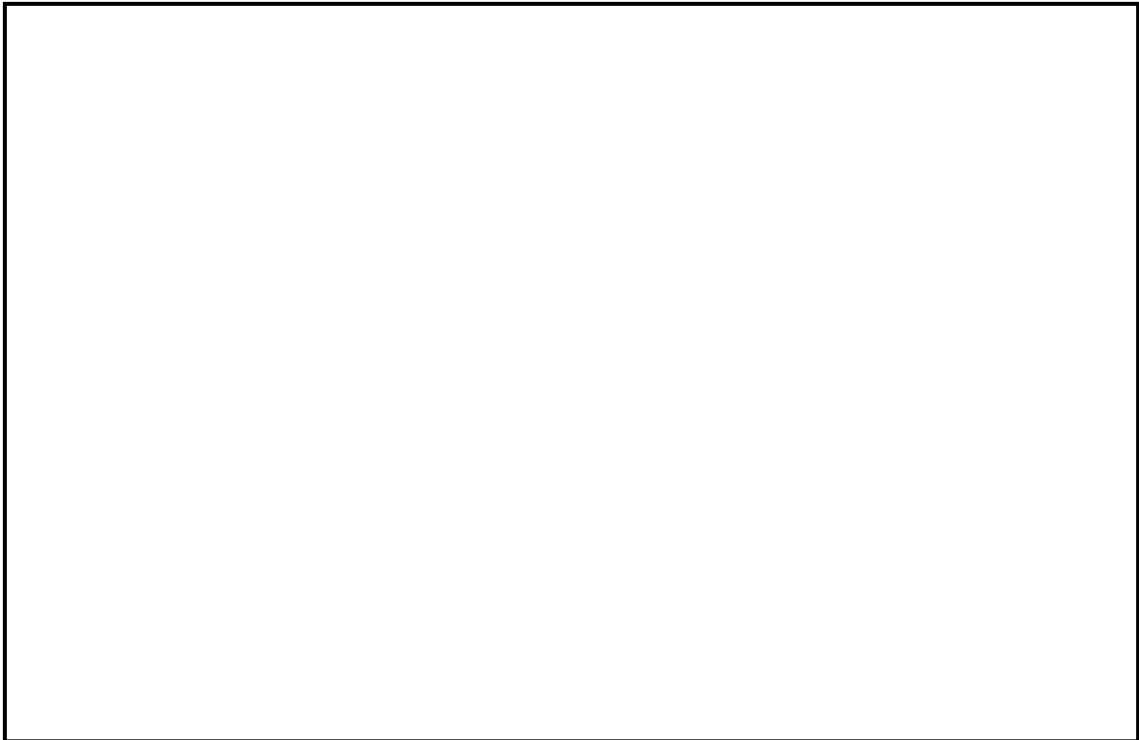


図付 1-7 BETA 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図^[6]

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。



図付 1-8 BETA-V5.1 実験と MAAP 解析の侵食深さの比較 ^[34]



図付 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。

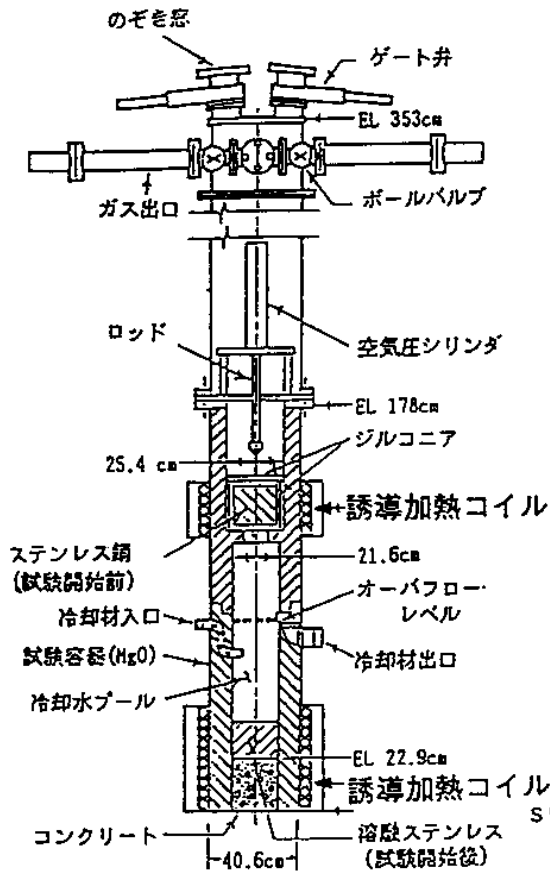
以下の実験の知見を示す。

- 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)）

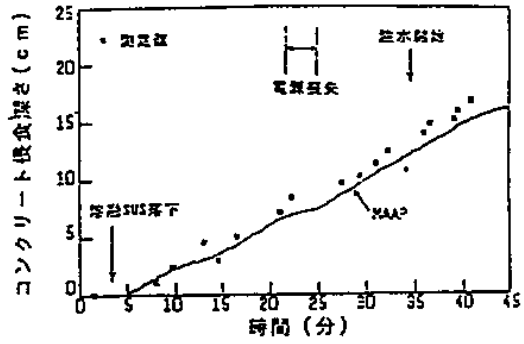
(1) SWISS 実験（米国 SNL）^[7]

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（図付 2-1 参照）。但し、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/m²程度であった（図付 2-2 参照）。

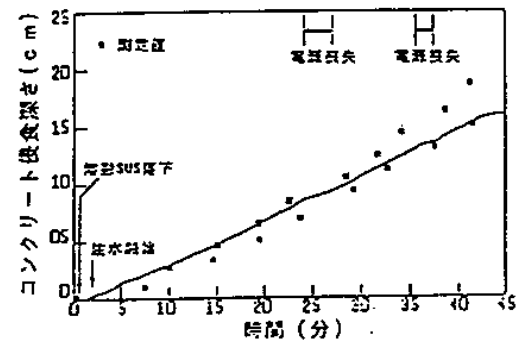
実験条件：45kgのSUSを内径21.6cmのコンクリート上に溶融させた状態で落下して注水を実施。比出力1.6kW/kg SUS



実験装置の概要 (SWISS実験)



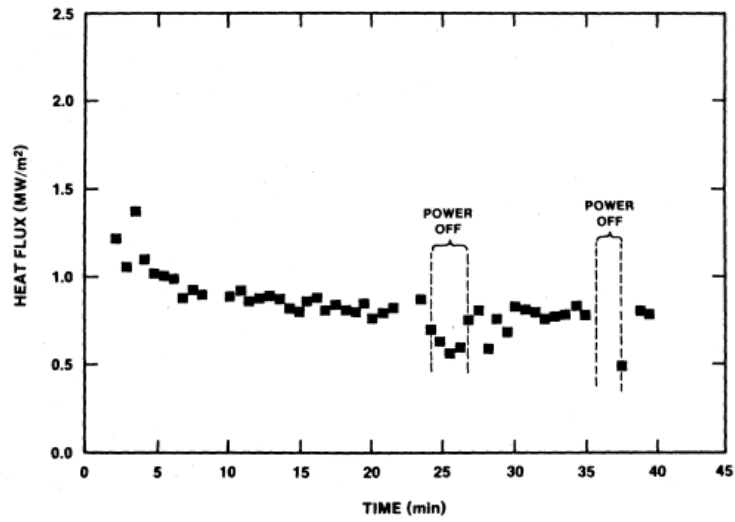
SWISS-1 実験におけるコンクリート侵食深さの比較



SWISS-2 実験におけるコンクリート侵食深さの比較

実験結果および解析結果の比較 (SWISS実験)

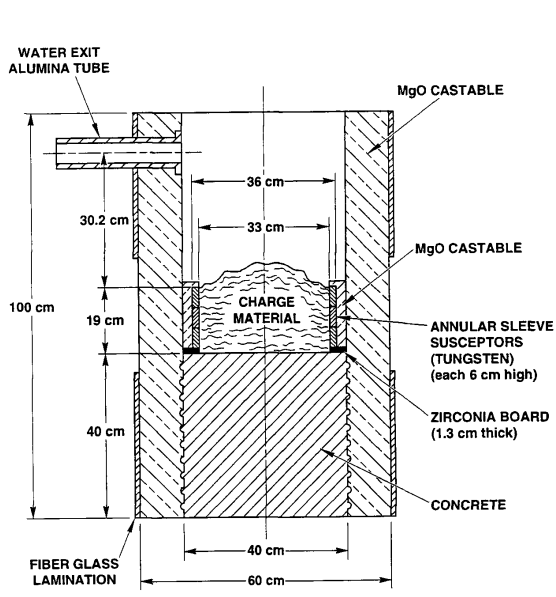
図付 2-1 SWISS 実験の実験装置とコンクリート侵食深さの実験と解析 (MAAP) の比較^[7]



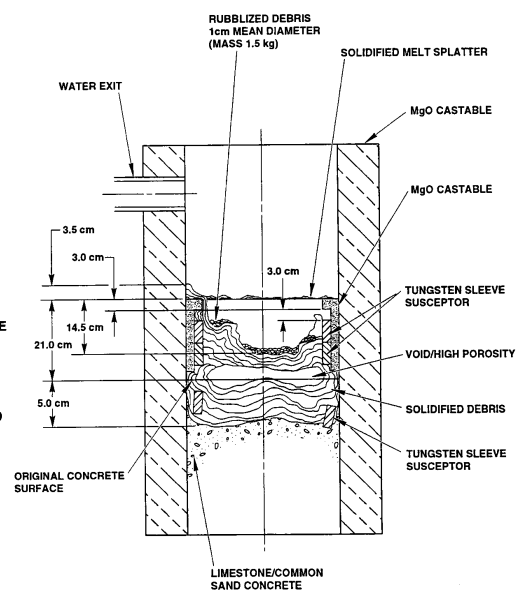
図付 2-2 SWISS-2 実験の水プールへの熱流束^[7]

(2) WETCOR 実験 (米国 SNL) ^[8]

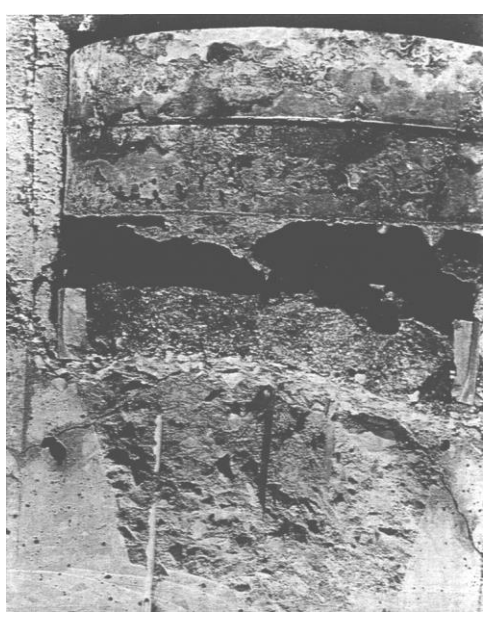
Al_2O_3 と CaO の酸化物混合溶融物 34 kg を用いてコンクリートとの反応中に注水し溶融物の冷却性を調べる実験が行われた (図付 2-3 参照)。SWISS 実験と同様の理由によりコンクリートの侵食が継続した。コンクリート侵食速度は SWISS 実験と比べて約 1/3 に低下している。水プールへの熱流束は溶融時に $520kW/m^2$ 程度、凝固時に $200kW/m^2$ 程度であった。



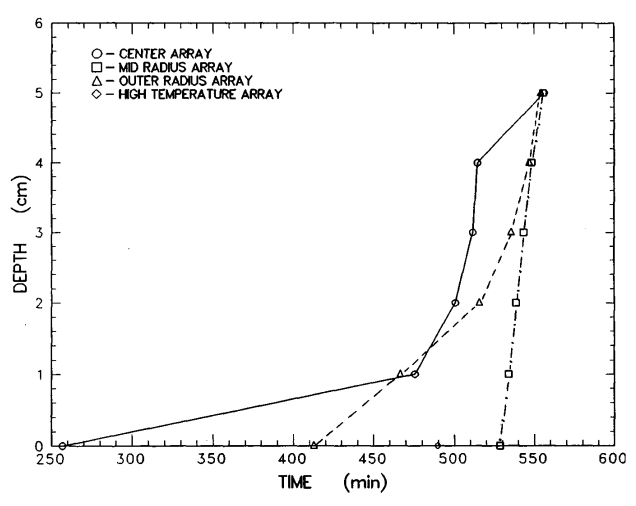
(実験装置の概要)



(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)

図付 2-3 WETCOR 実験結果^[8]

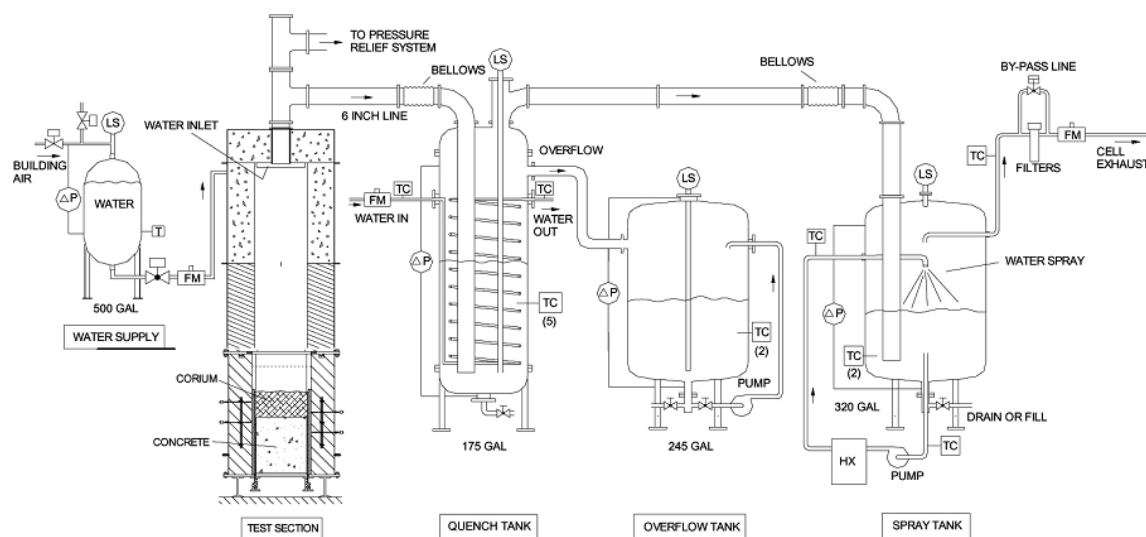
(3) MACE 実験 (米国 ANL) ^{[3][9][10][20]}

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。実験装置の概要を図付 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、その主要条件を表付 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。

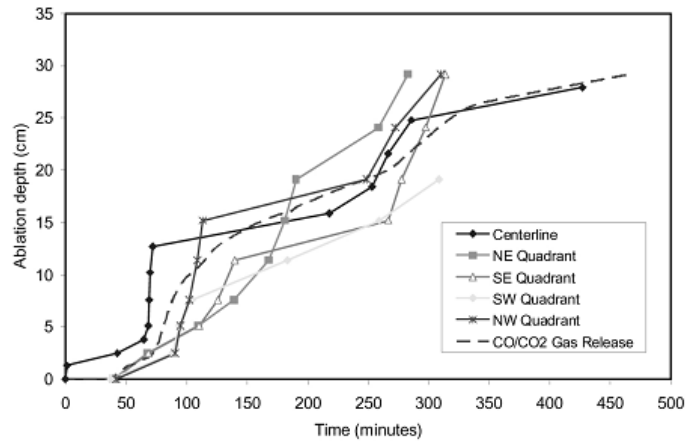
M3b と M4 の実験結果を図付 2-5 及び図付 2-6 に示す。いずれのケースもコンクリート侵食が継続する結果となっている。実験後の溶融炉心模擬物の固化状況を見ると、メルト上部に安定クラストが形成され側壁に固定化されており、クラスト下部に空洞が見られ、クラストと溶融物とが分離した状態になっている。メルトから冷却水への熱流束を見ると、注水直後の短期間は、大きい熱流束となっているが、安定クラストが形成されクラストと溶融物が分離したと想定される状況では、熱流束は低下している。安定クラストの形成とメルトとの分離によりクラストの下にあるデブリの冷却が阻害される結果となったと分析されている。しかしながら、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。

表付 2-1 MACE 実験の主要条件^[20]

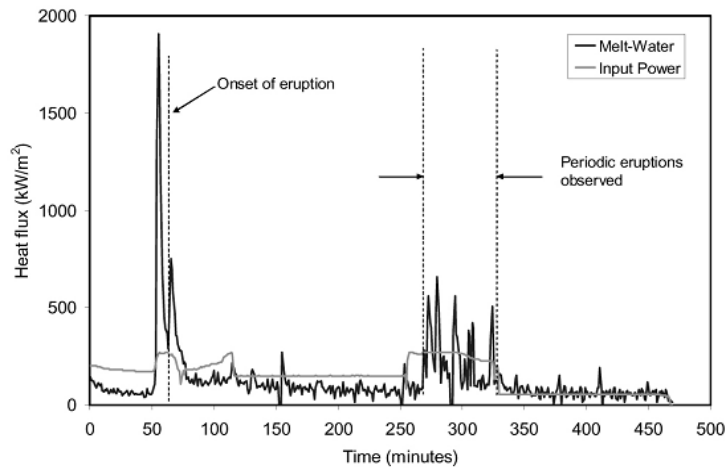
	M0	M1b	M3	M4
熔融炉心模擬物重量 (kg)	130	480	1800	480
コンクリート床 浸食開始時熔融炉心 模擬物組成(%)	UO ₂	56	65	57
	ZrO ₂	11	13	29
	Zr	4	3	-
	その他 (コンクリート 成分等)	29	19	14
熔融炉心模擬物深さ (m)	0.15	0.25	0.2	0.3
熔融炉心模擬物初期温度 (K)	2000	2350	2250	2280
熔融炉心模擬物初期発熱量 (kW)	100	130	300	130
コンクリートの種類	石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系
コンクリート床面積 (m ²)	0.3×0.3	0.5×0.5	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



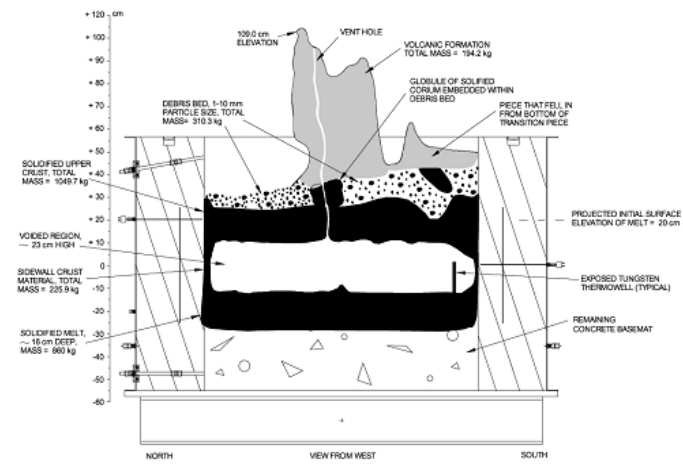
図付 2-4 MACE 及び OECD/MCCI 実験装置^[9]



(軸方向侵食データ)

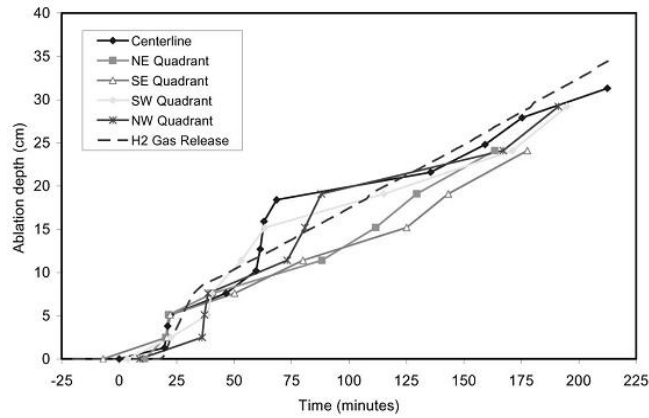


(メルトから水への熱流束)

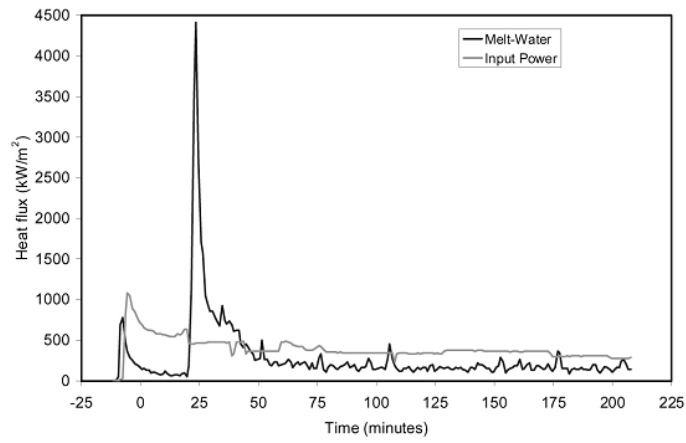


(実験後状態の模式)

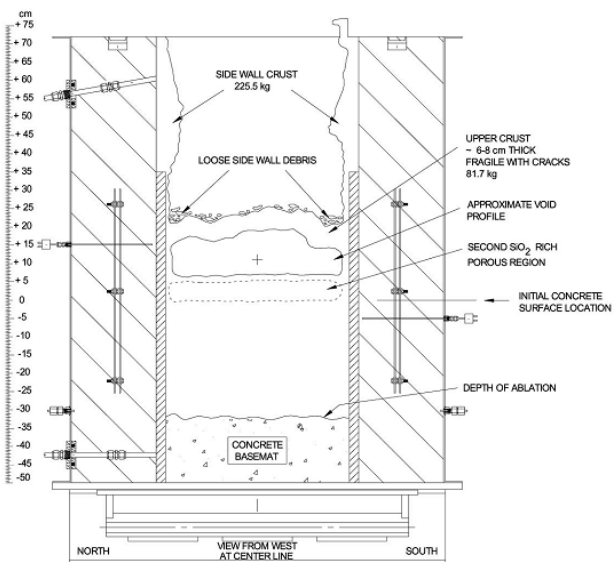
図付 2-5 MACE-M3b 実験結果^[10]



(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)

図付 2-6 MACE-M4 実験結果^[10]

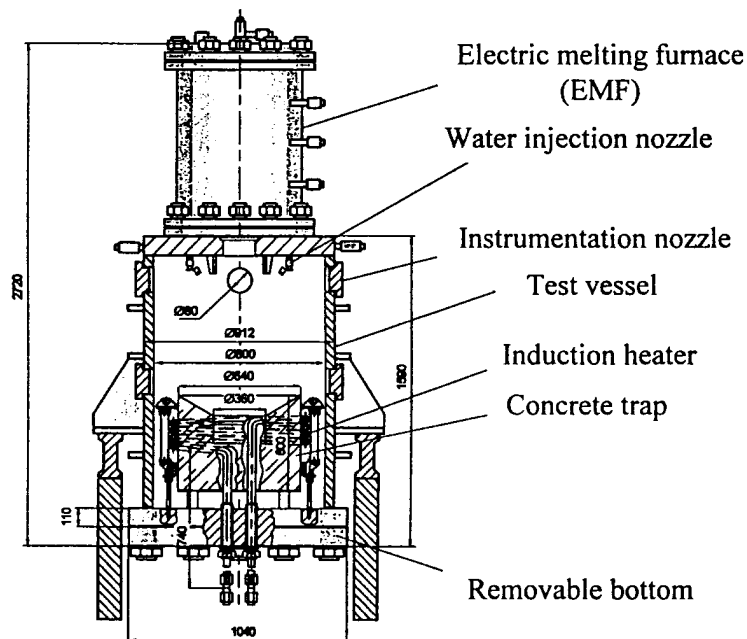
(4) COTELS 実験 (日本 NUPEC) [1][11]

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。図付 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、コリウムの高さや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、図付 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。

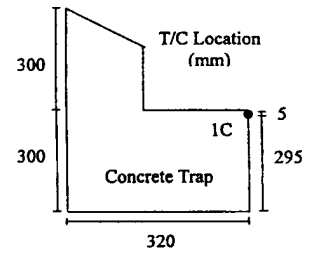
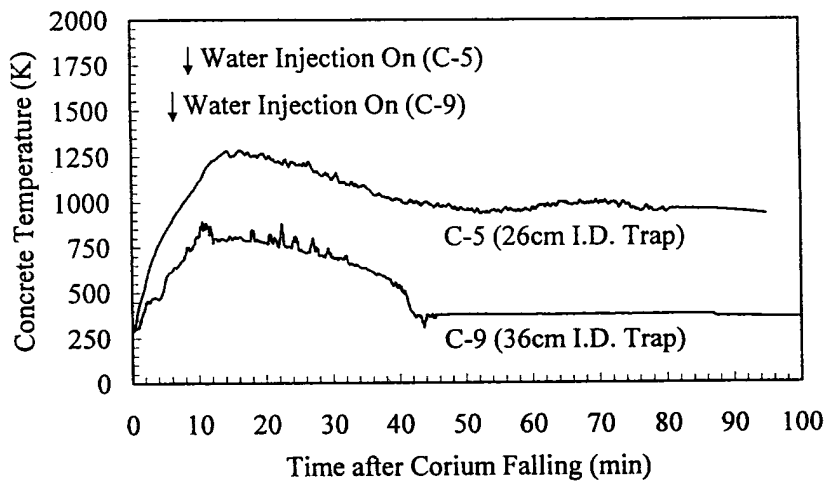
COTELS 実験では、いずれもデブリによるコンクリート侵食が生じているが、先行の SWISS, WETCOR, MACE とは異なり、コンクリート侵食は停止している。これは、以下の理由と分析されている。

- ・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

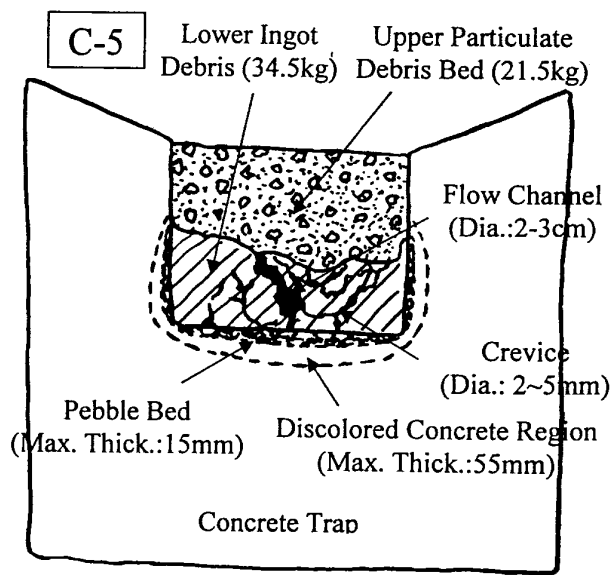
溶融物から水プールへの熱流束は水プールへの熱流束は $100\sim 650\text{kW/m}^2$ 程度であったが、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水がさらに高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。



図付 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)

図付 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 (図付 2-9 及び図付 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。実験装置の構造を図付 2-11 に示し、実験条件一覧を表付 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。更に、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図付 2-12 に示す。この実験結果およ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性を評価している。

③ 長期 2 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図付 2-13 に示し、実験条件一覧を表付 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（図付 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表付 2-4 に示す。CCI 実験のデブリ-水間の熱流束を図付 2-15 に示し、溶融物の平均温度を図付 2-16 に示す。また、実験後の侵食状態の模式図を図付 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。表付 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 2 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図付 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 2 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得る。
- ・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。

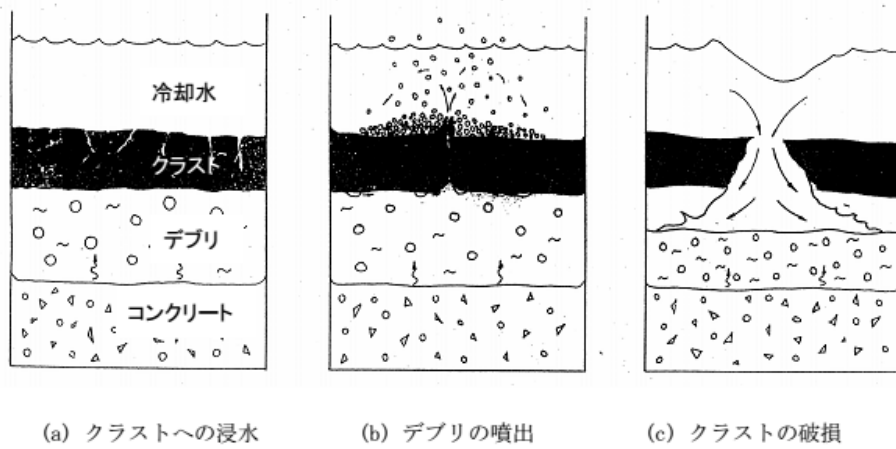
これらの知見は、CORQUENCH コード等に反映される予定である。

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]。

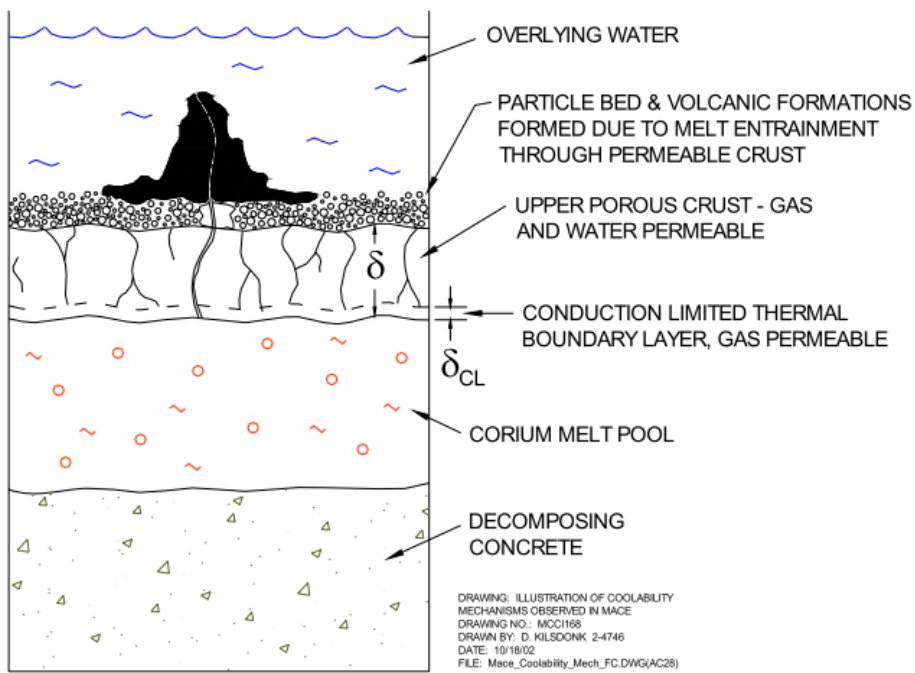
CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能のように、対流熱伝達係数として床方向と側壁方向ともに $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、固化効果項の指数 n に 0 が設定されている。ここで $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ は、実際の MCCI 時の対流熱伝達係数は、固化割合を考慮すると、完全液相状態の値よりも 1 桁程度小さい値（図付 2-19 において固化割合が 60%程度値）になることを考慮して設定されている。また、CCI-2 実験では、床方向と側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（図付 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（図付 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（図付 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 $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、側壁方向に $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 、 n に 0 が設定されている。ここで、 $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$ 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（図付 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（図付 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（図付 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概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。



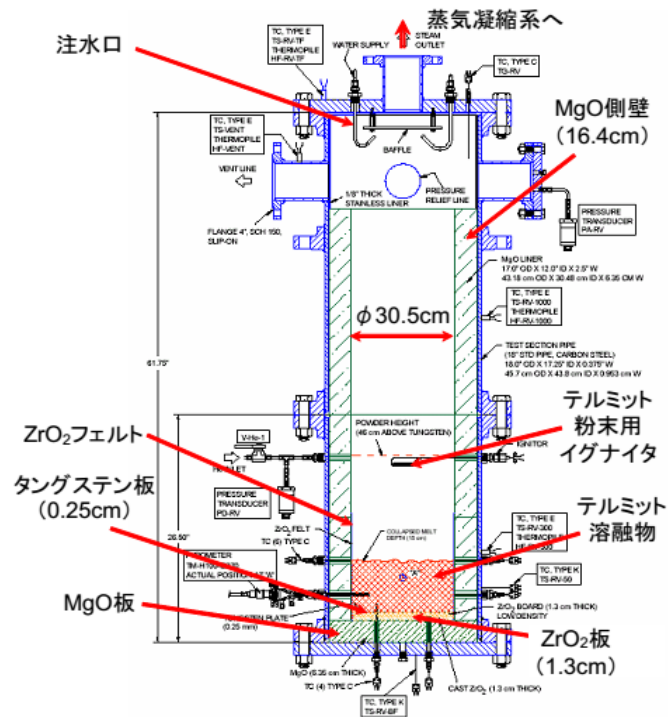
図付 2-9 想定されているデブリ冷却メカニズム^[38]



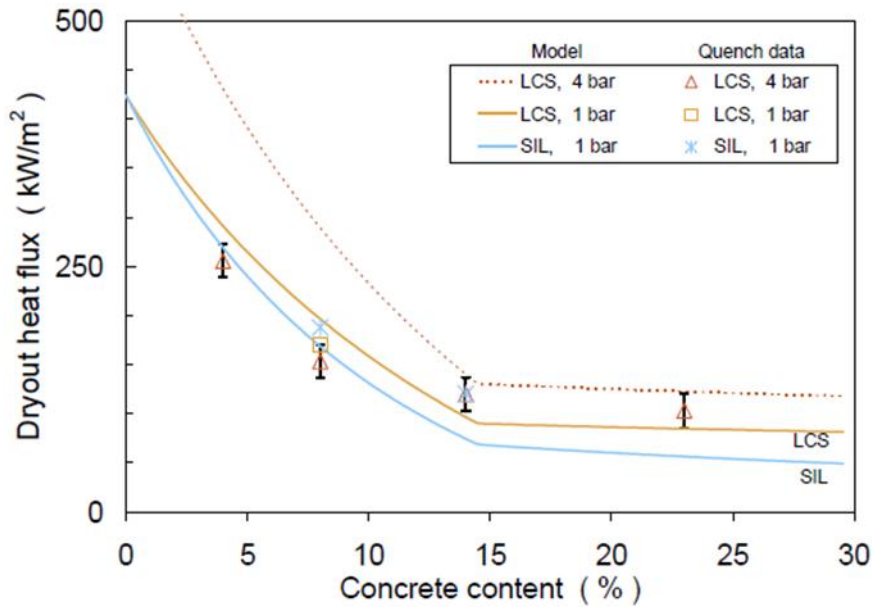
図付 2-10 想定されている火山型クラストの模式図^[12]

表付 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



図付 2-11 小規模浸水・クラスト強度実験 (SSWICS) 装置^[12]



図付 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]

表付 2-3 CCI 実験 (2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 °C	1880 °C	1950 °C
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 °C	2 lps/20 °C	2 lps/20 °C
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

^aSIL denotes siliceous concrete, LCS denotes Limestone/Common Sand concrete.

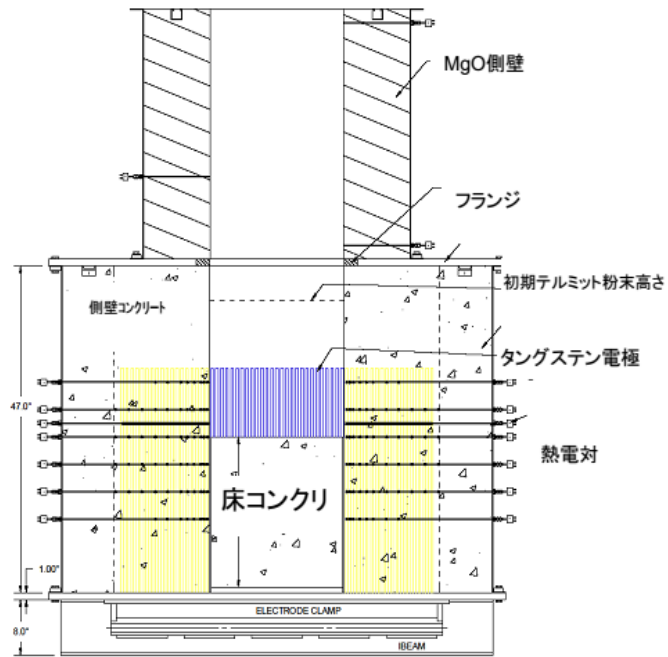
表付 2-4 CCI 実験に使用されたコンクリートの組成 [12]

Oxide	CCI-1 Wt%	CCI-2 Wt%	CCI-3 Wt%
Al ₂ O ₃	0.77	2.49	3.53
CaO	8.54	25.88	16.79
Fe ₂ O ₃	0.79	1.39	1.49
MgO	0.60	11.47	0.85
MnO	0.00	0.03	0.04
K ₂ O	0.12	0.55	0.81
SiO ₂	82.48	21.61	59.91
Na ₂ O	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 ₂ O, Free	1.808	3.255	2.293
H ₂ O, Bound	1.92	1.11	1.40
Total	98.48	98.47	98.19

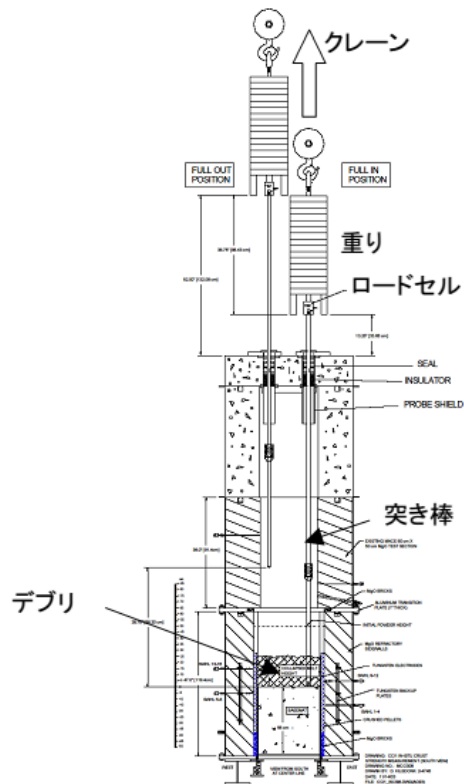
表付 2-5 CCI 実験の側壁方向／床方向の侵食率と熱流束の推定値 [12]

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)

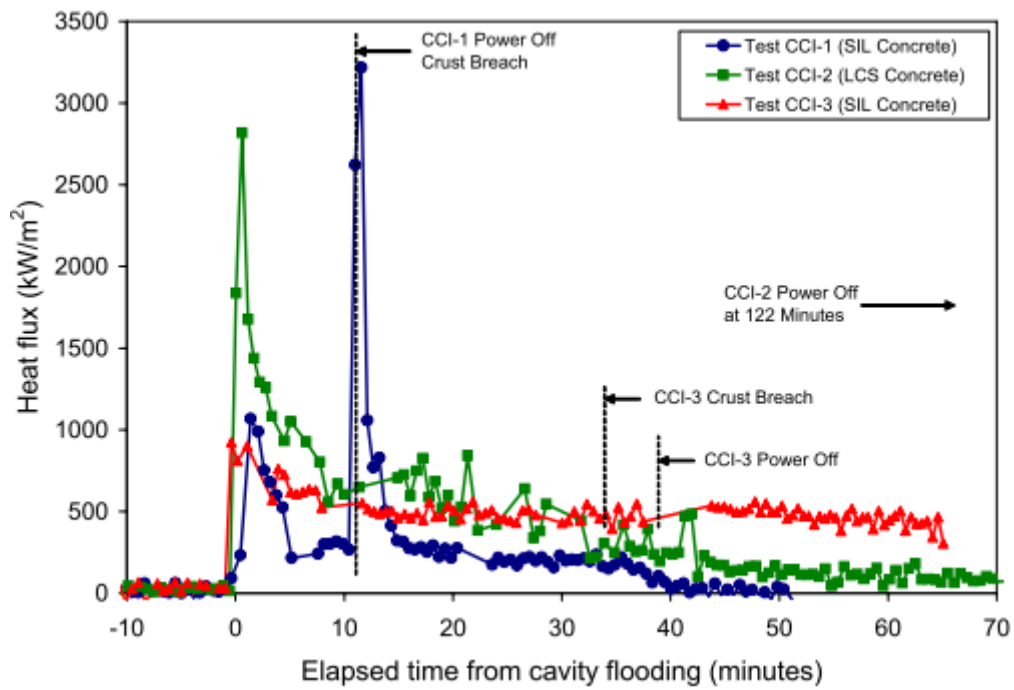
^aHeat flux ratio not evaluated for this test due to large asymmetry in lateral cavity erosion.



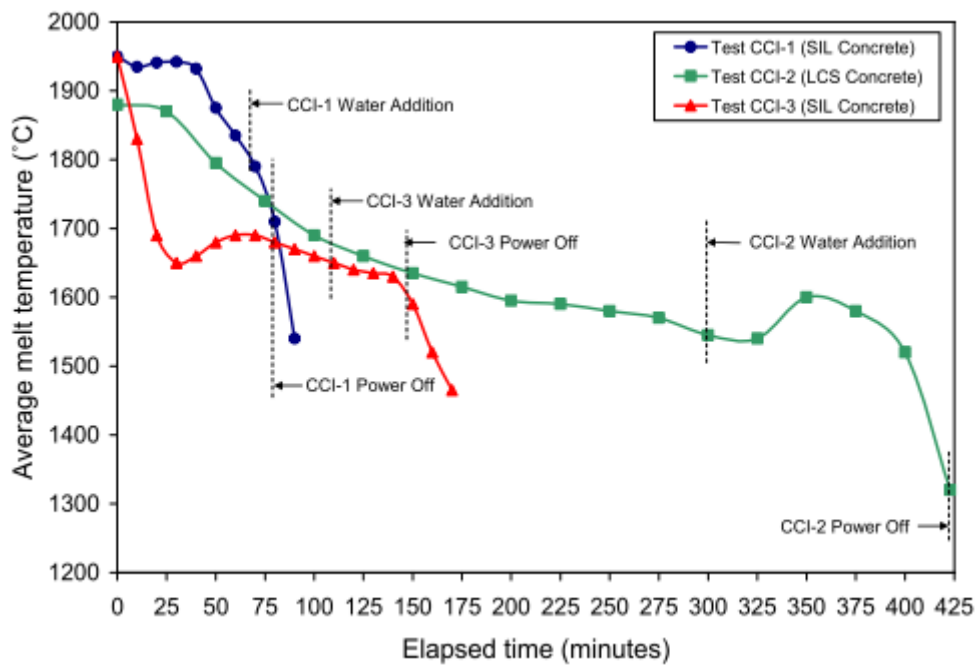
図付 2-13 CCI 実験のテスト部^[12]



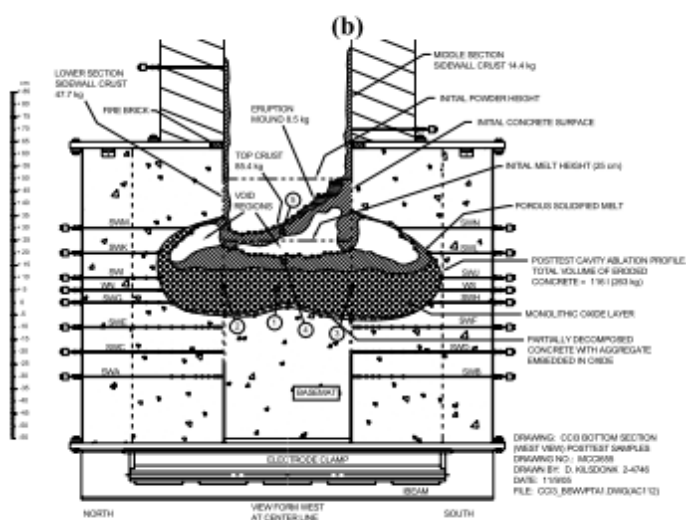
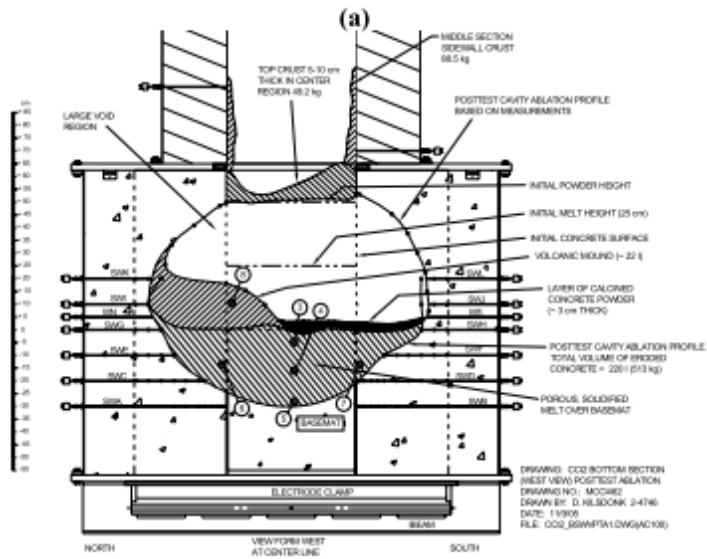
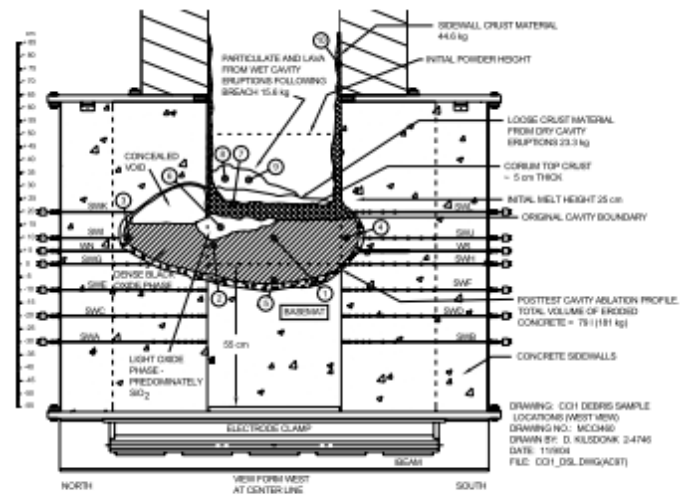
図付 2-14 長期 2 次元侵食実験におけるクラスト破壊／強度測定装置^[41]



図付 2-15 CCI 実験におけるデブリ-水間の熱流束 [12]



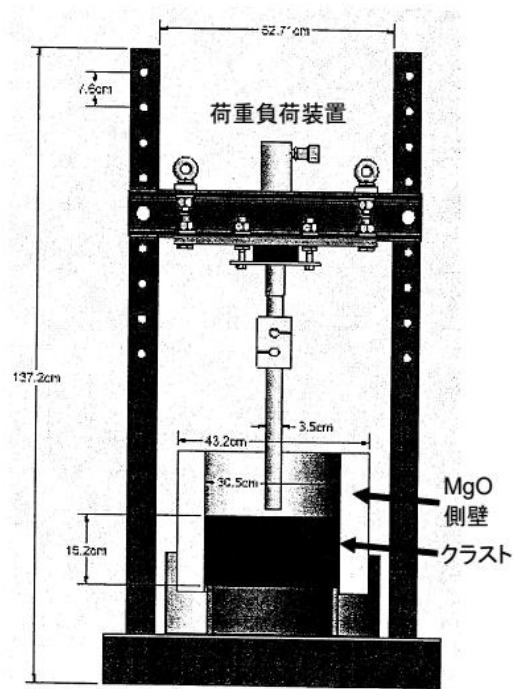
図付 2-16 CCI 実験における溶融物平均温度 [12]



(c)

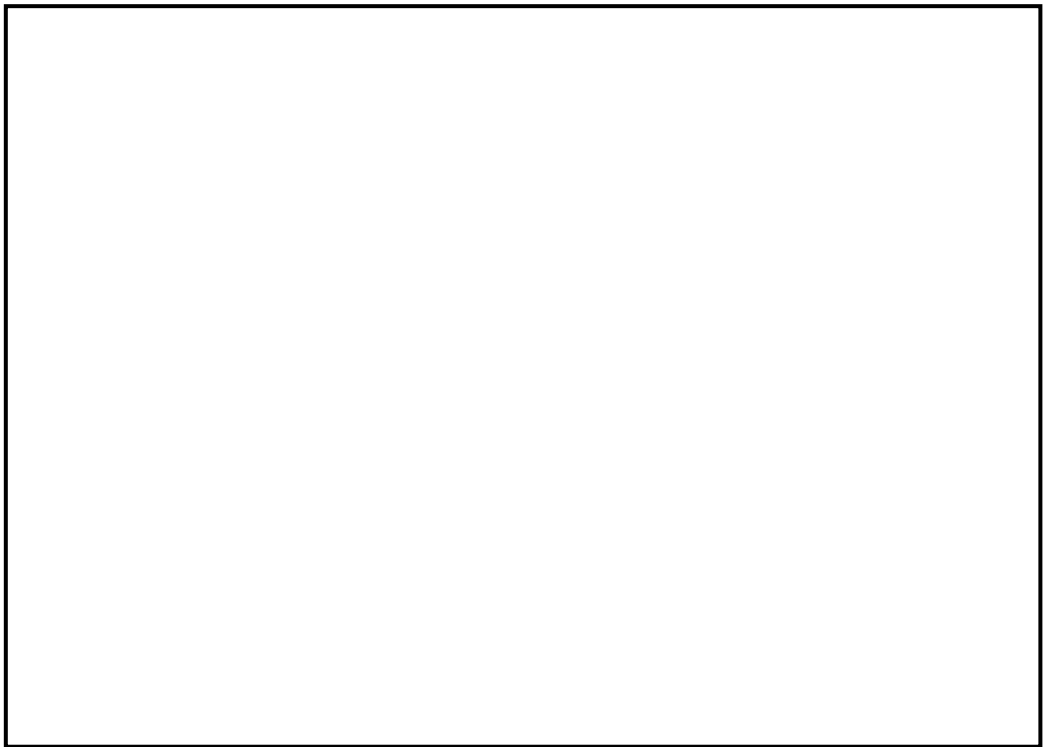
図付 2-17 CCI 実験における侵食状態の模式図 [12]

(a) CCI-1, (b) CCI-2, (c) CCI-3

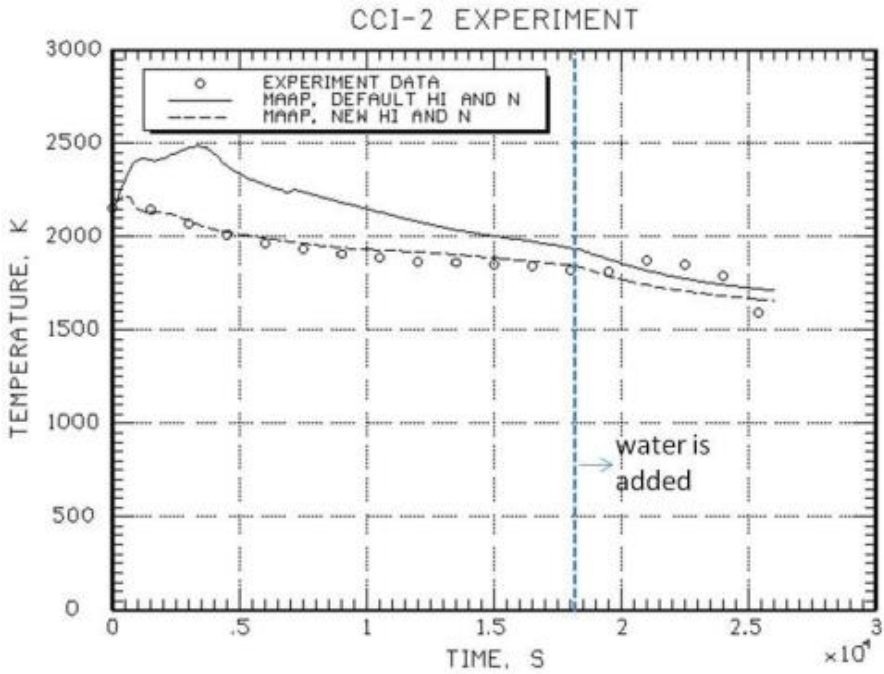


図付 2-18 クラスト浸水実験の実験後の低温クラスト強度測定装置^[38]

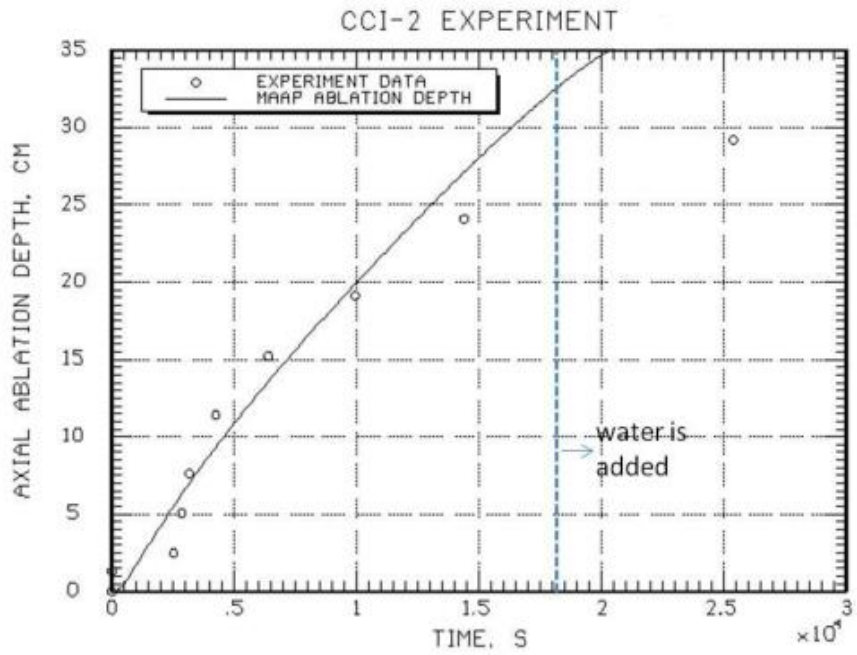
本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。



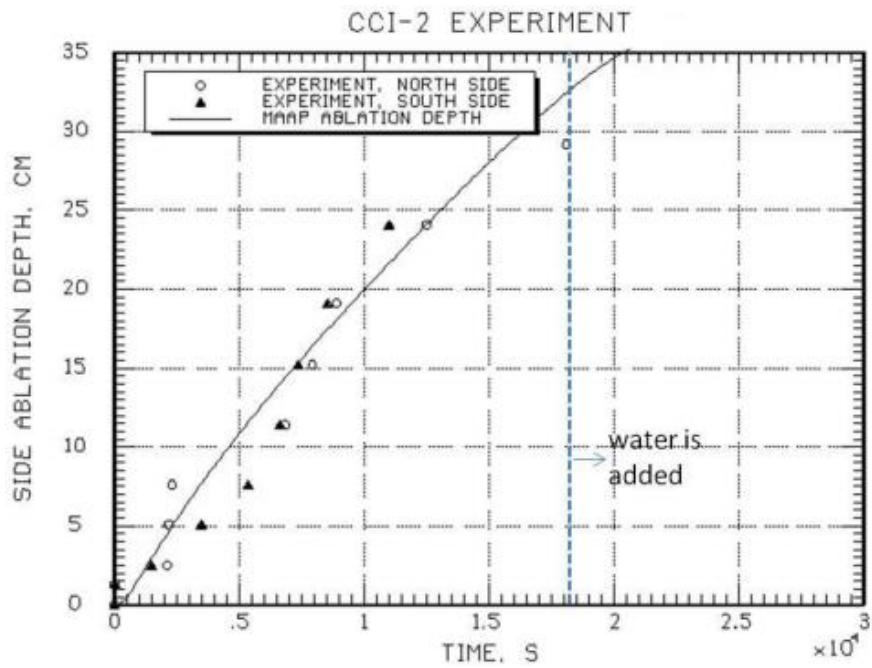
図付 2-19 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数



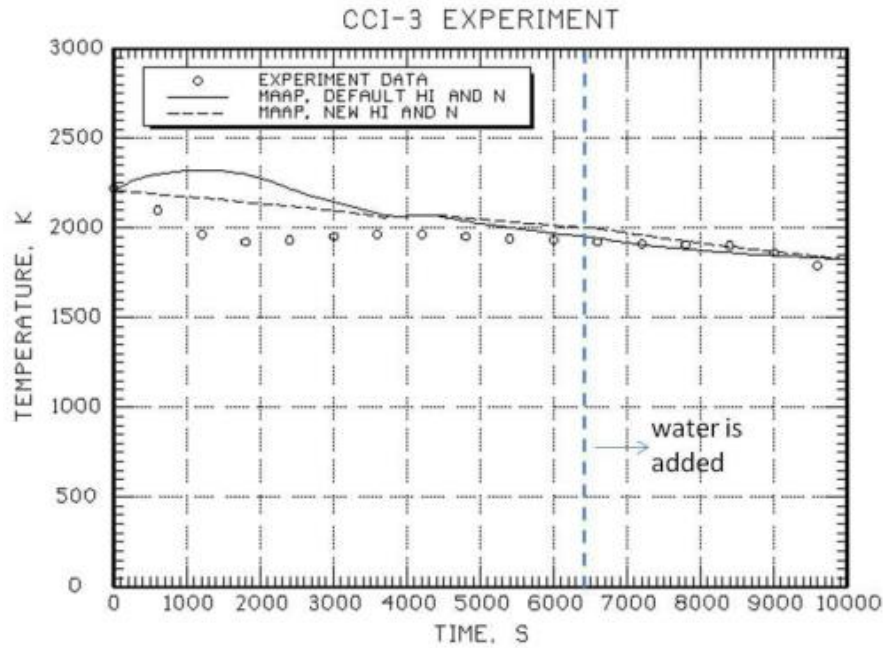
図付 2-20 CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]
(MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床方向 300W/m²-K, 側壁方向 300W/m²-K, n=0)



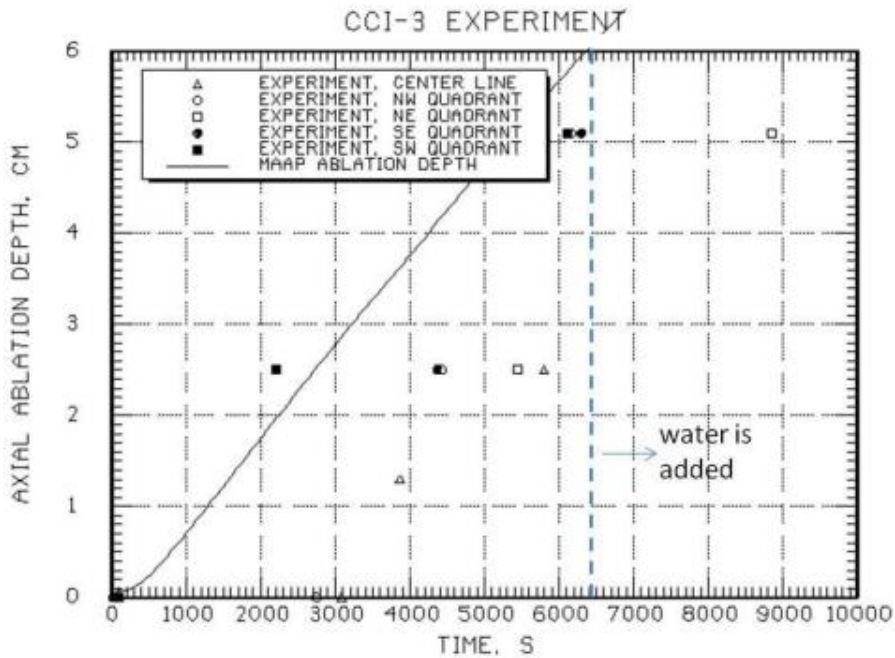
図付 2-21 CCI-2 実験の床方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



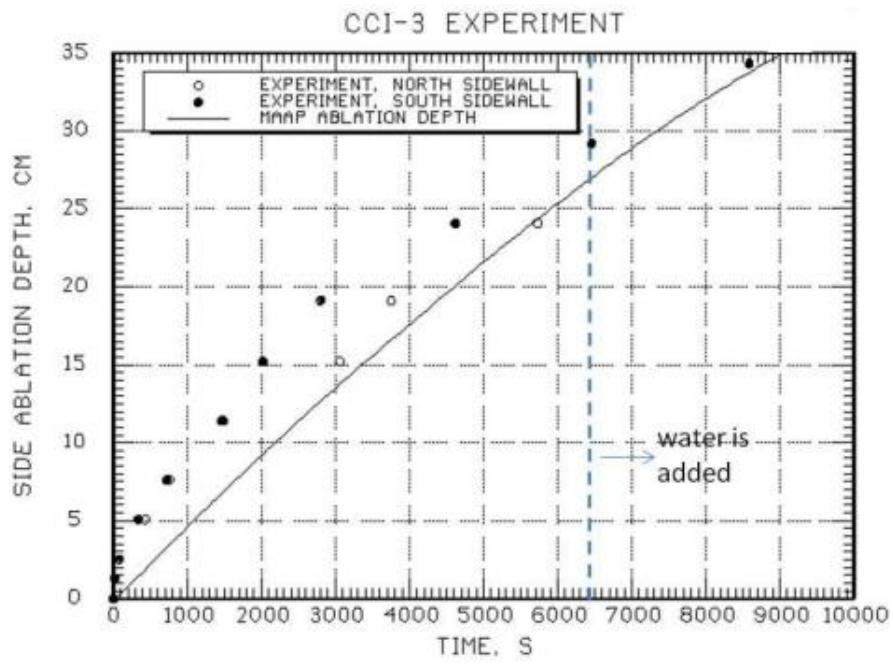
図付 2-22 CCI-2 実験の側壁方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



図付 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 $80\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, 側壁方向 $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, $n=0$)



図付 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]



図付 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、主に溶融燃料-冷却材相互作用 (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 相関式または 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 ; 1.5m³) である (図付 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%UO₂+20wt%ZrO₂) で実施され、テスト L11 のみが金属 Zr を含むコリウム (77wt%UO₂+19wt%ZrO₂+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 (表付 3-1 参照)。

実験からの主な知見は以下のとおりである。

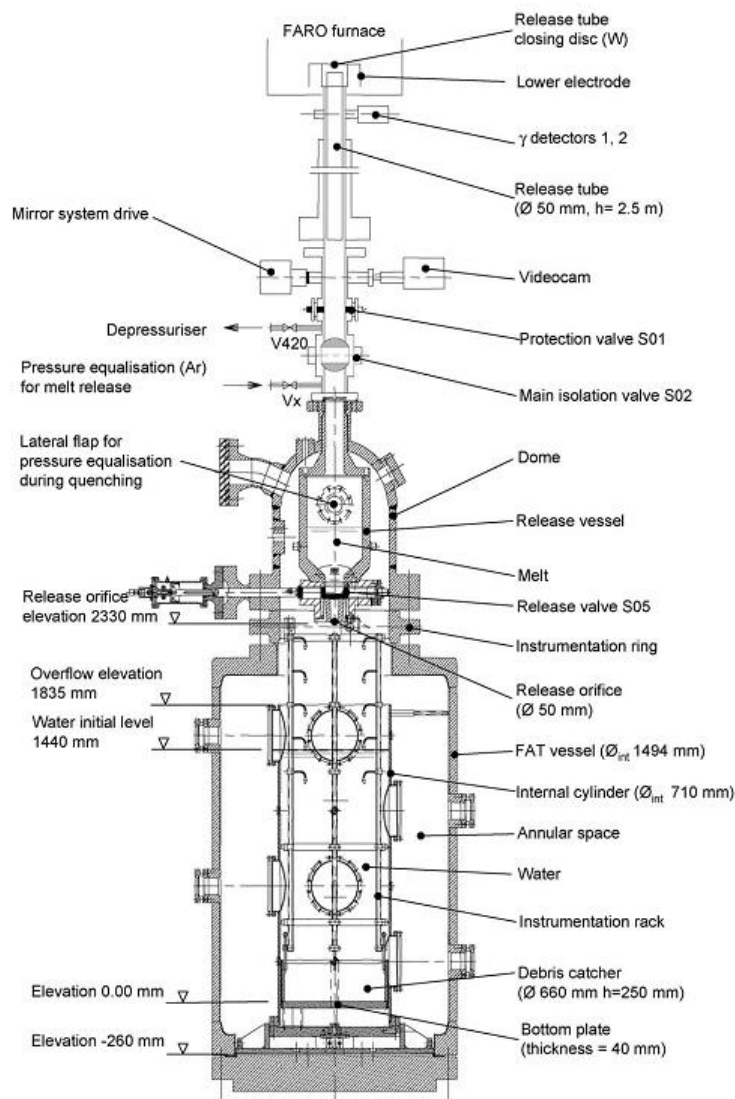
- ・ 高圧・飽和水実験、低圧・サブクール実験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していなかった。
- ・ いずれの実験においても、コリウムの一部が粒子化し、一部はパンケーキ状としてプール底部に堆積した。プール水中に設置した熱電対の測定結果より、一部のコリウムはジェット状でプール底面に衝突したと推定されている (図付 3-2 参照)。
- ・ 粒子化割合は、ほとんどの実験でプール水深に依存し、高圧飽和水実験の水深 1m 程度で落下コリウムの約 50%が粒子化したが、コリウムに少量の金属 Zr (4.1wt%) を添加した場合と低圧のサブクール水の実験では 100%近くが粒子化した (図付 3-3 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。

表付 3-1 FARO 実験マトリックス^[14]

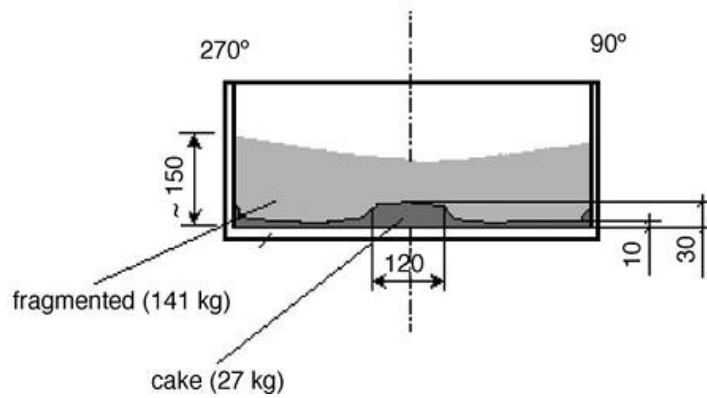
FARO LWR test series—main experimental conditions and debris data

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.% UO₂-20 wt.% ZrO₂; B: 77 wt.% UO₂-19 wt.% ZrO₂-4 wt.% Zr.



図付 3-1 FARO 実験装置 (L-27 実験) ^[14]



図付 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

図付 3-3 FARO/ L-33 実験後のデブリ取り出し段階毎のデブリ状態 [14]
(低圧, サブクール水)

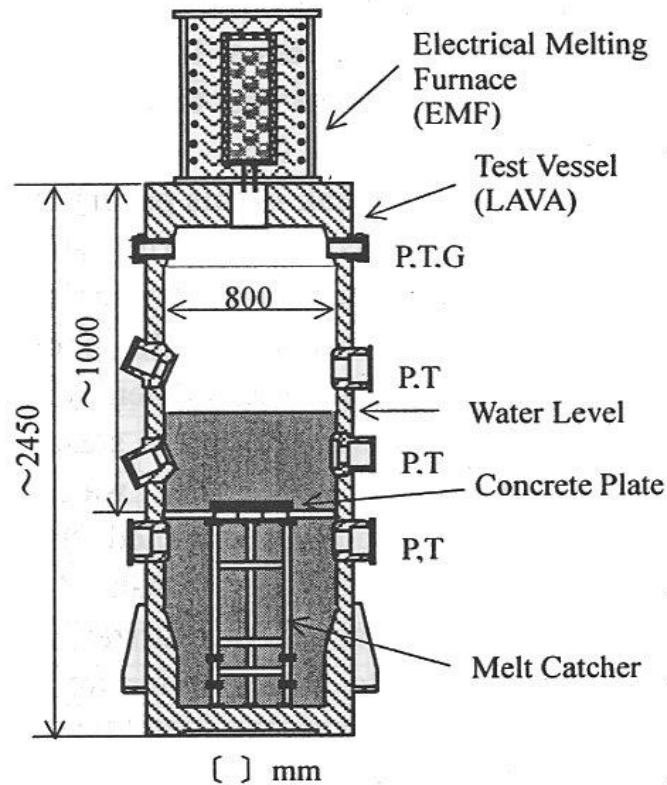
(2) COTELS-FCI 実験 (日本 NUPEC) ^{[1][15]}

本実験は、圧力容器外での FCI 挙動を調べるために実施された。UO₂ 混合物を溶融物として用い、その成分は炉内構造物のみならず、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。図付 3-4 に COTELS-FCI 実験装置の概要を示す。実験装置は、UO₂ 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、グラファイト製のつぼと高周波誘導加熱コイルにより構成されている。グラファイト製のつぼは最高温度 3200K で、60kg の UO₂ 混合物を加熱溶融可能である。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、UO₂ 混合物が溶融後、瞬時に直径 5 cm 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 3 cm 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表付 3-2 に示す。

表付 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
ピーク圧力, MPa	1.34	1.04	0.62	0.88	(*4)	1.83	0.92	3.85	1.08
インゴットコリウム, 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; UO₂:55wt%+Zr:25%+ZrO₂:5%+SS:15%



P: Pressure, T: Temperature,
G: Gas sampling line

図付 3-4 COTELS-FCI 実験装置^[15]

(3) DEFOR 実験 (スウェーデン KTH) ^[16]

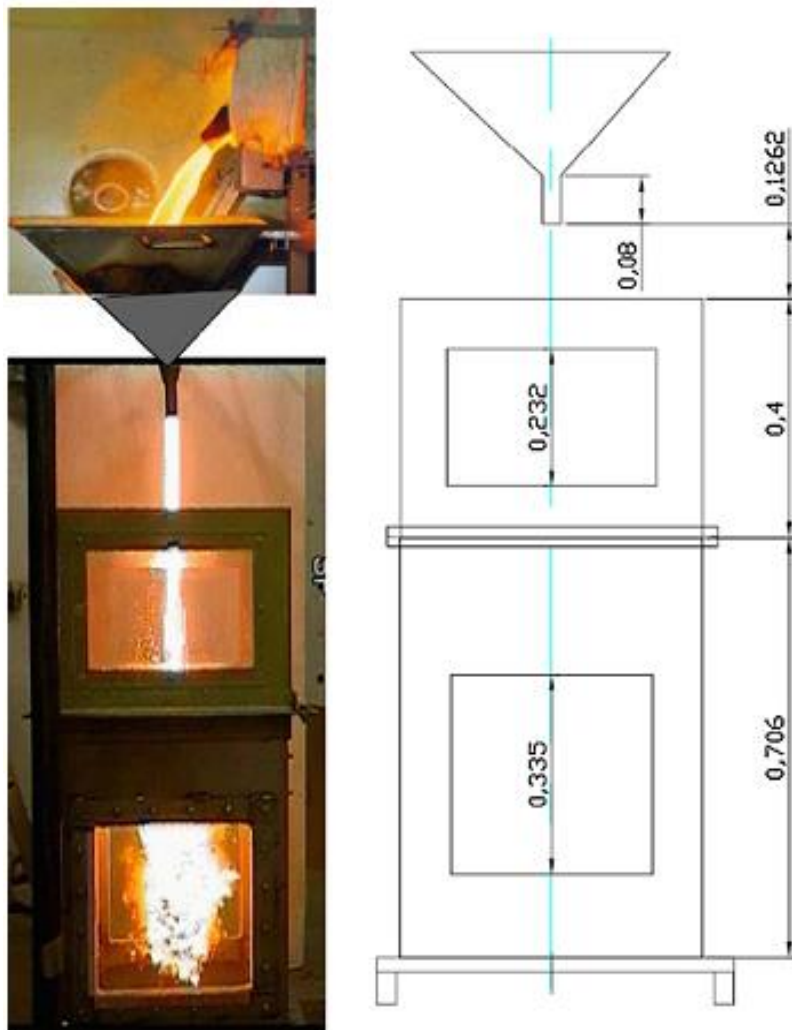
水張り時のデブリ冷却性を調べる目的で実施されている。溶融物の粒子化について、水サブクール、水深、メルト成分、過熱度等の影響を調べるために、溶融物の落下実験が実施されている。実験装置を図付 3-5 に示すが、上から、誘導加熱炉、メルト容器、冷却タンクより成り、冷却タンクはガラス張りで粒子化の観察が可能となっている。溶融物はメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下する。DEFOR-E 実験の実験マトリックスを表付 3-3 に示すが、6 ケースの溶融物は $\text{CaO-B}_2\text{O}_3$ (密度 2500kg/m^3) の酸化物が使用されており、1 ケースはより重量の大きい $\text{WO}_3\text{-CaO}$ (密度 $5000\sim 8000\text{kg/m}^3$) 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図付 3-6 に示すが、平均ポロシティは $0.55\sim 0.7$ 程度と大きい値が得られている。主な結果を表付 3-3 に併せて示す。

表付 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



図付 3-5 DEFOR-E 実験装置^[16]



DEFOR- E1



DEFOR- E4



DEFOR- E7

図付 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パ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2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（実験装置は図付 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。式の検証例を図付 3-8 に示す。

これをメルトジェットのブレイ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（図付 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/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

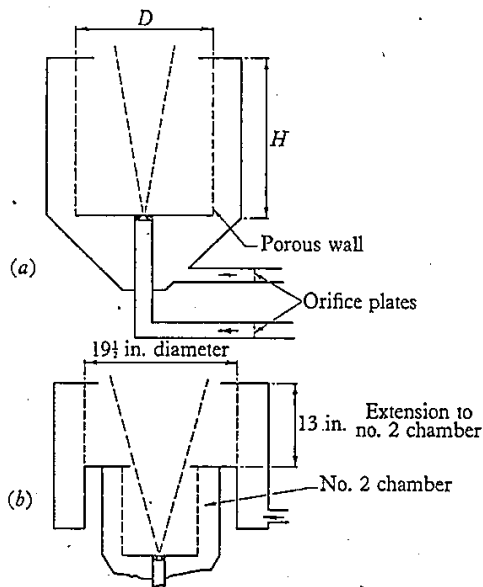


FIGURE 1. (a) Leading dimensions of three chambers.
(b) Dimensions of extension to no. 2 chamber.

No.	Entrainment chamber		
	1	2	3
<i>H</i> in.	8.7	13	3
<i>D</i> in.	5.8	8.9	8.9

図付 3-7 Ricou-Spalding のエントレイメント実験装置^[25]

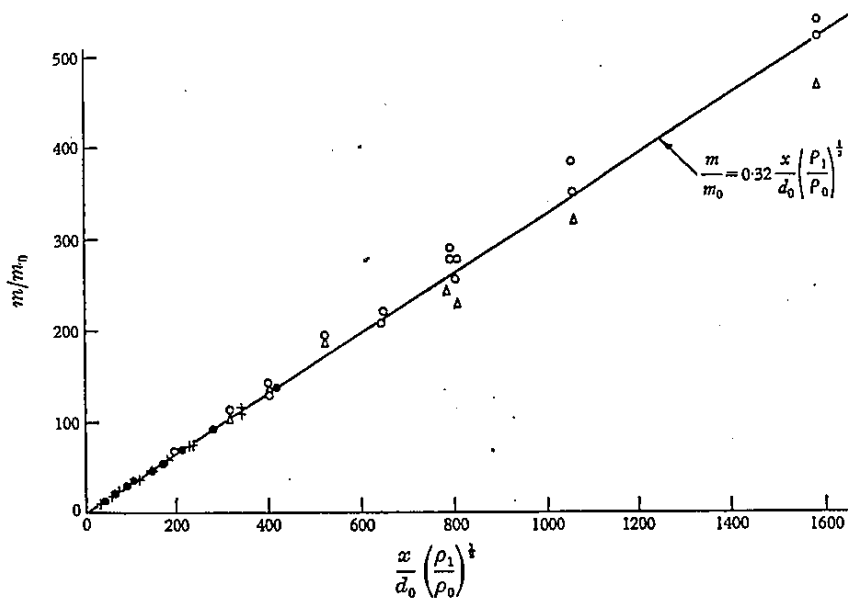


FIGURE 5. Entrainment rate for isothermal jets. Experimental results: (a) ●, air into air; (b) +, propane and carbon dioxide into air; (c), ○, hydrogen into air; (Δ, entrainment chamber inverted).

図付 3-8 Ricou-Spalding の相関式の検証例^[25]

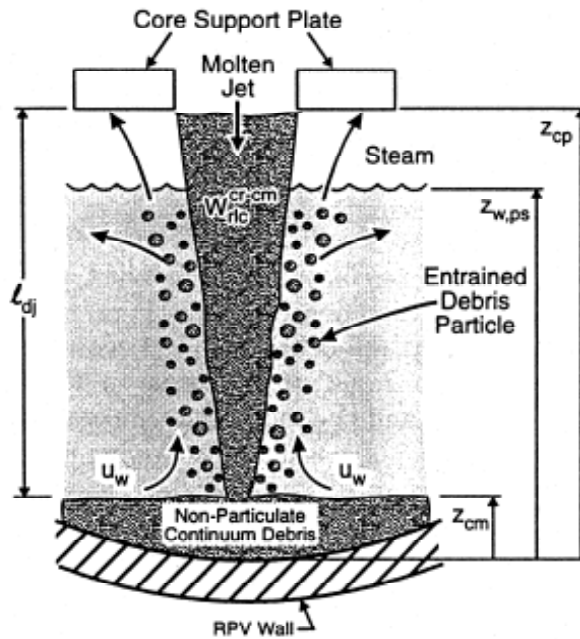


Fig. 3. Molten debris jet breakup and quenching.

図付 3-9 溶融デブリのジェットブレイクアップとクエンチの概念^[34]

b) Saito の相関式^[26]

フロン 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、ジェットのブレイクアップ長さに関する相関式を導出している。実験装置を図付 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、図付 3-11 に纏められ、それに基づき下記相関式が導かれた。

$$\frac{L}{D_j} = 2.1 \times \left(\frac{\rho_j}{\rho_c}\right)^{0.5} \times F_r^{0.5}$$

ここで、 F_r : フルード数 $= \frac{V_j^2}{(g \times D_j)}$

L : ジェットのブレイクアップ長さ [m]

D_j : ジェット直径 [m]

ρ_j : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_c : 冷却材密度 [kg/m³]

V_j : ジェット速度 [m/s]

g : 重力加速度 [m/s²]

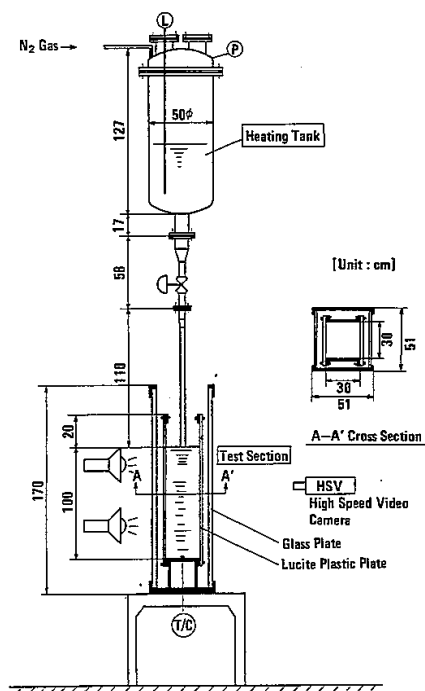


Fig. 1 JET-I experimental facility

図付 3-10 Saito らの実験装置^[33]

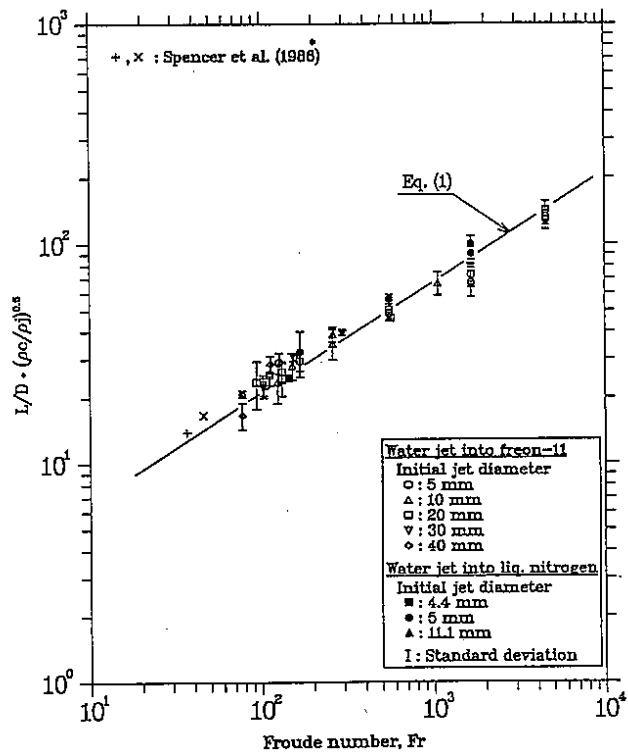


Fig. 8 Experimental correlation for jet mean penetration length

図付 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、ガスジェットの大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。

合わせて 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イ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

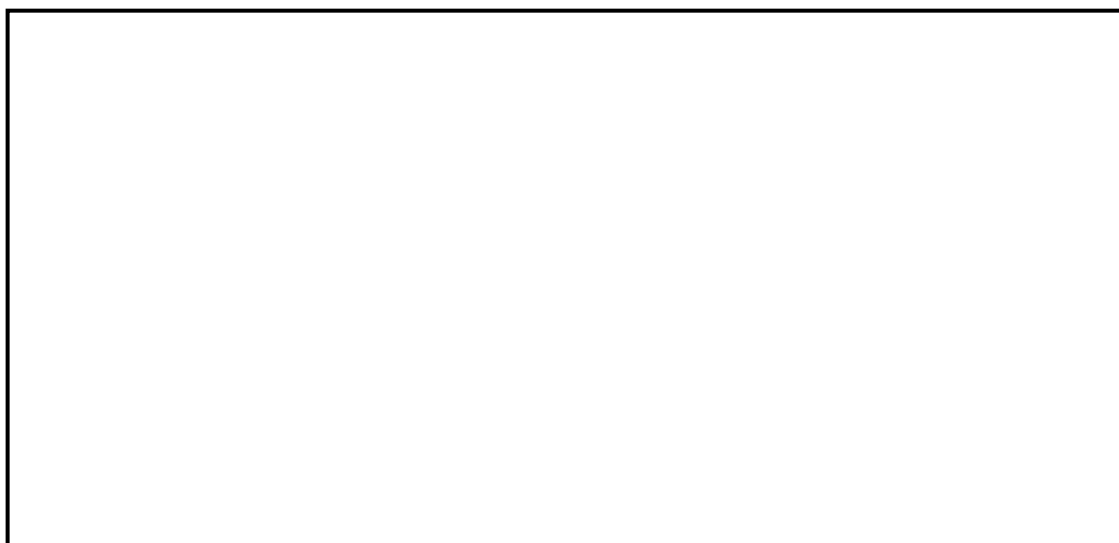
水中に鉛-ビスマスの溶融物を落下させた実験であり、密度や速度といった計算条件は表付 3-4 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を図付 3-12, 13 に示す。実験結果は、ジェットブレイクアップ長さとして記載されている水深を、粒子化割合 100%として記す。

Ricou-Spalding 相関式における係数 E_0 の値は、MAAP 推奨値 \square を使用することで、実験結果および Saito の相関式とよく一致する結果が得られている。

表付 3-4 ALPHA-MJB 実験の検証解析条件^[33]

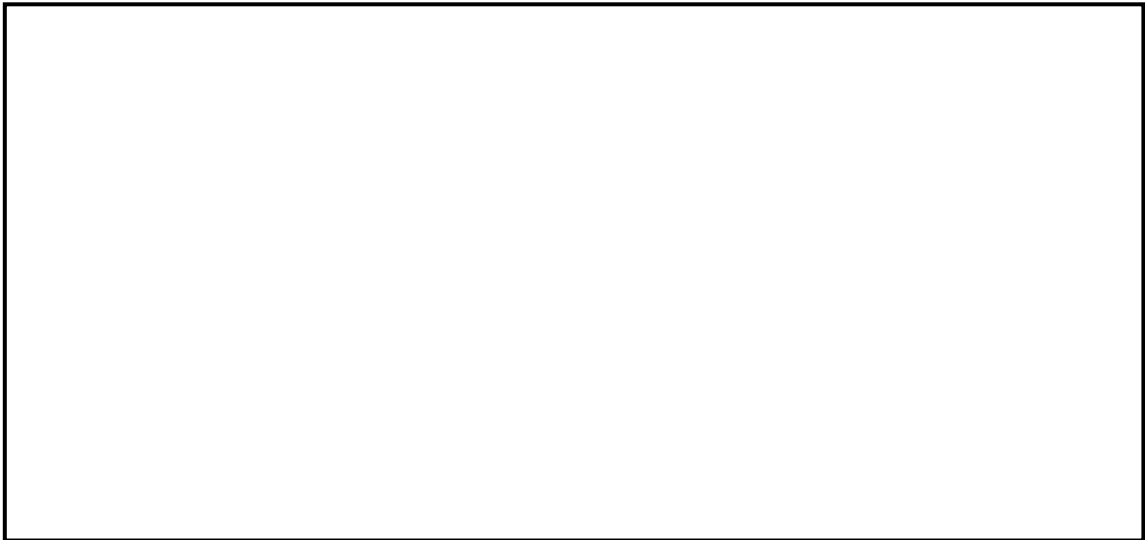
ケース	溶融物密度 (kg/m ³)	水密度 (kg/m ³)	ジェット径 (m)	ジェット速度 (m/s)
MJB01	10453	958	0.03	3.05
MJB02	↑	↑	0.021	2.86

(補足) 溶融物密度は鉛-ビスマス 500K での値を使用



図付 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。



図付 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、密度や速度等の条件は表付 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図付 3-14～19 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。

表付 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。



図付 3-14 FARO-L06 実験結果との比較^[33]

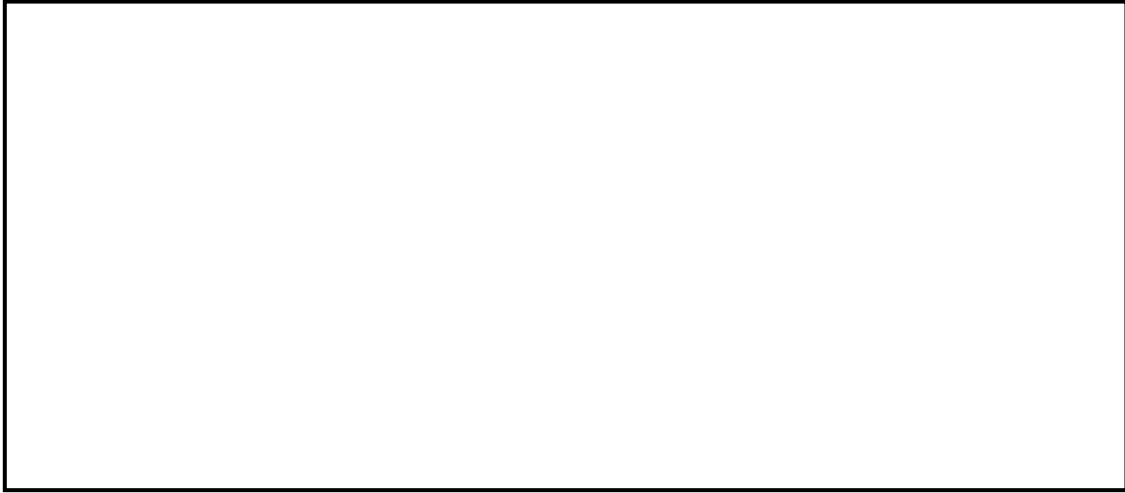


図付 3-15 FARO-L08 実験結果との比較^[33]

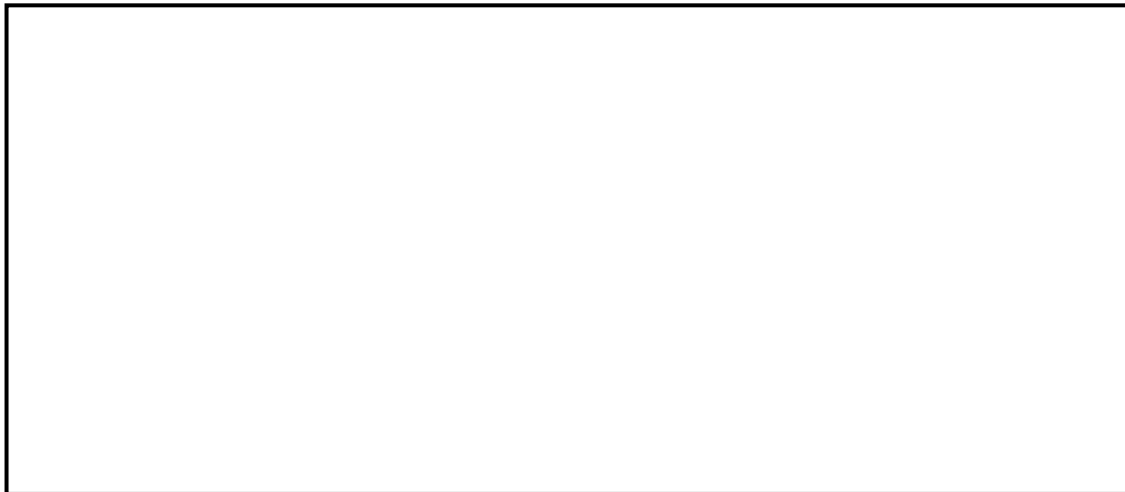


図付 3-16 FARO-L11 実験結果との比較^[33]

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。



図付 3-17 FARO-L14 実験結果との比較^[33]



図付 3-18 FARO-L19 実験結果との比較^[33]

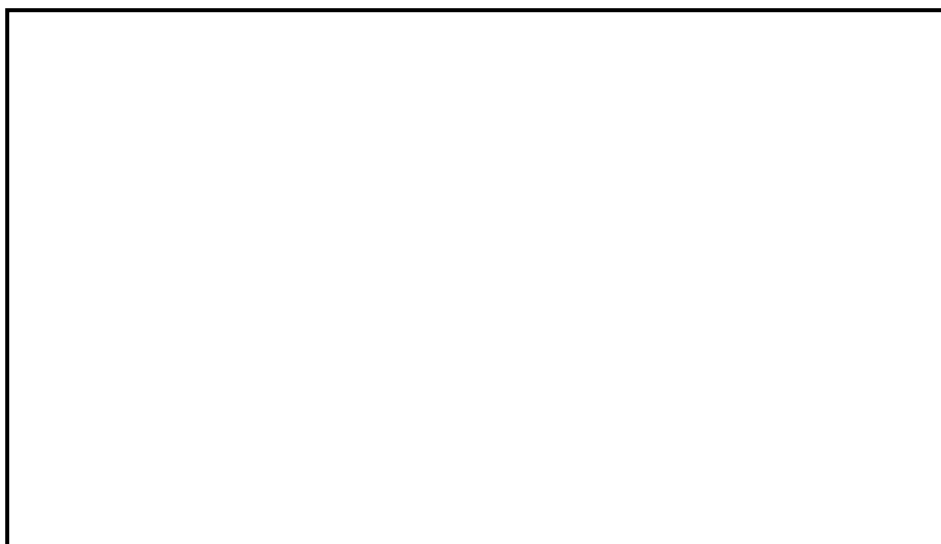


図付 3-19 FARO-L20 実験結果との比較^[33]

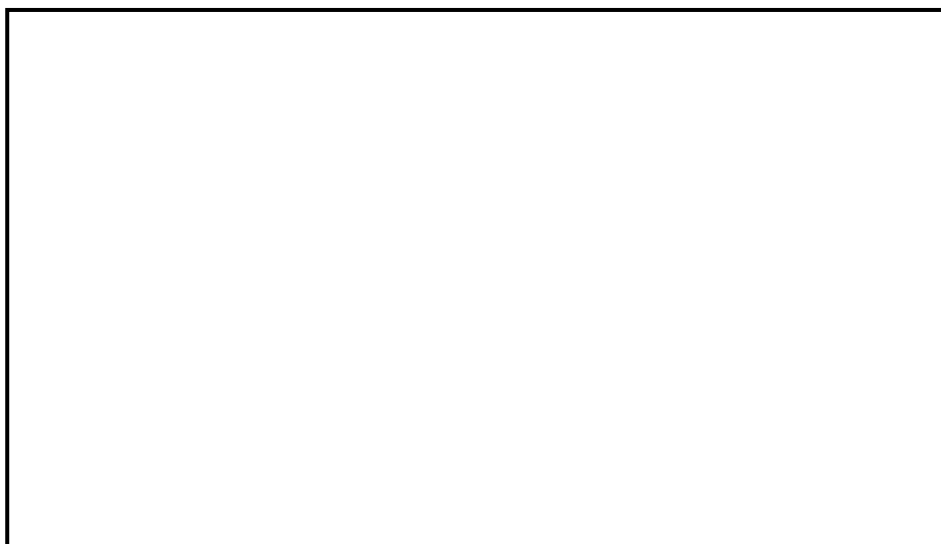
本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に
属しますので公開できません。

d) 格納容器ペDESTAL水張り水深に対する粒子化割合の評価^[33]

Ricou-Spalding の相関式ならびに Saito の相関式に基づき、大気圧飽和状態の水ブールを想定し、水深とジェット直径ならびに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図付 3-20~22 に示す。

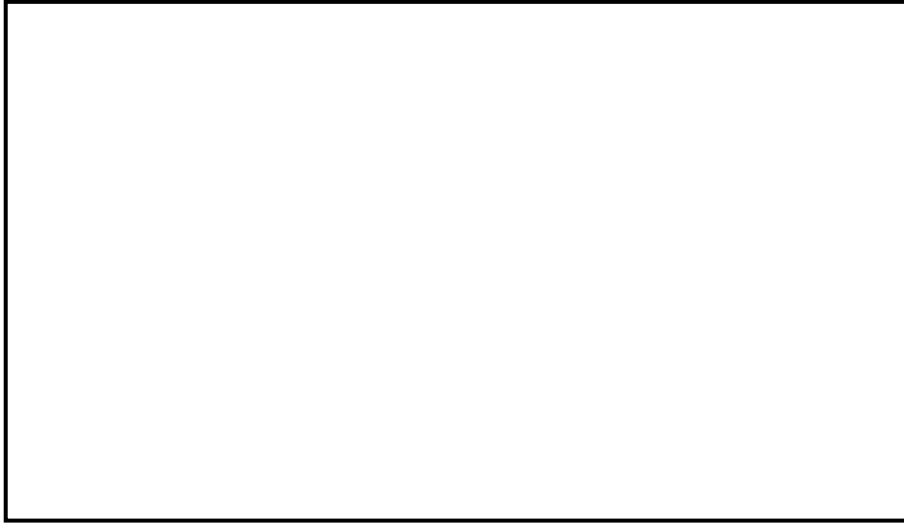


図付 3-20 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ^[33]



図付 3-21 Saito の相関式による粒子化割合のマップ ($V_j=5.0\text{m/s}$)^[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。



図付 3-22 Saito の相関式による粒子化割合のマップ ($V_j=10.0\text{m/s}$) ^[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、表付 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。

表付 4-1 溶融物拡がりに関する主な実験^[27]

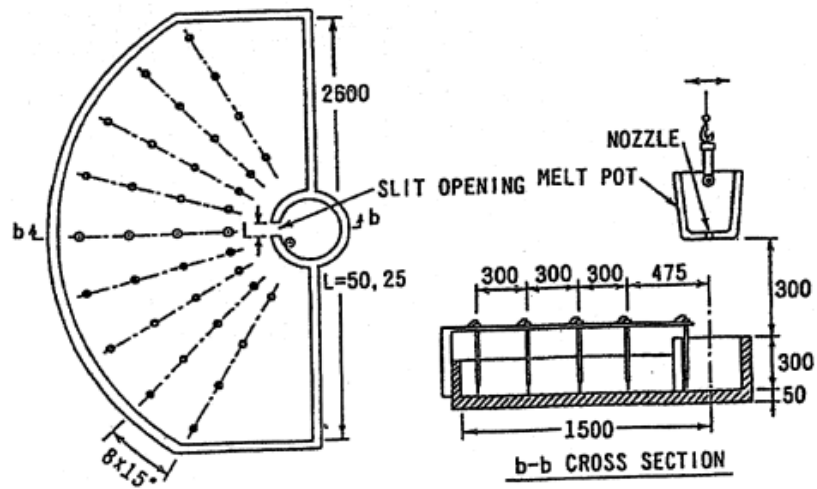
実験名	実施国	拡がり形状	溶融物	その他
BNL ^[18]	米国	2D	Pb	ドライ, ウエット
SPREAD ^[19]	日本	1D, 2D	ステンレススチール	ドライ, ウエット
CORINE ^[36]	フランス	2D	グリセロール他	ドライ, ウエット
VULCANO	フランス	2D	コリウム	ドライ
KATS ^[23]	ドイツ	1D, 2D	テルミット	ドライ, ウエット
COMAS	ドイツ	1D, 2D	コリウム	ドライ
ISPRA	EU JRAC	2D	コリウム	ドライ
S3E ^[27]	スウェーデン	1D, 2D	模擬物(ウッズメタル等)	ドライ, ウエット
PULiMS ^[21]		2D	模擬物(B ₂ O ₃ -WO ₃ 等)	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]}

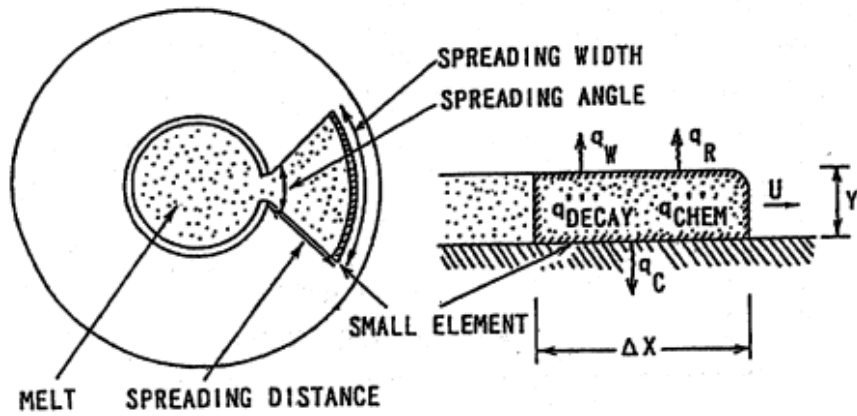
Mark-I 型格納容器のシェルアタックに関して ROAAM 手法による確率論的評価^[17]が行われており、その中で水張り時のデブリの拡がりの評価が行われている。溶融物拡がり挙動解析には、MELTS SPREAD コードが使用されている。溶融物の拡がり挙動には、溶融物落下流量、溶融物成分、溶融物過熱度が主に影響するとされている。

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、ドライ条件とウエ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。

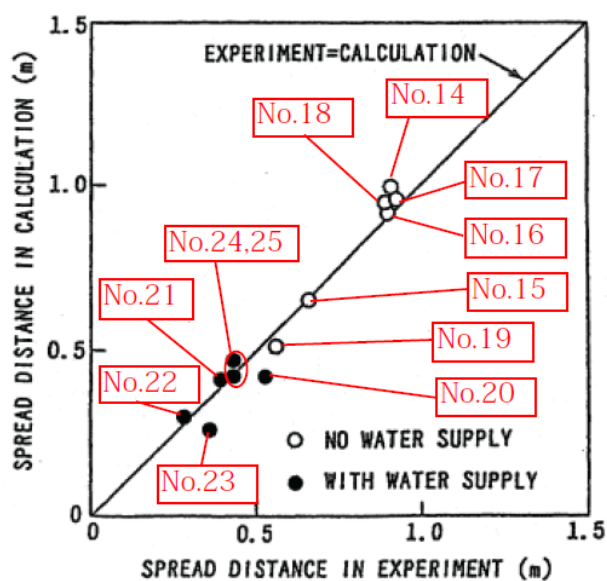
国内 BWR 産業界では、SPREAD 実験^{[19][20]}が実施されている。溶融物として約 2000K に加熱したステンレススチールを用い、溶融物落下流量、水深、溶融物過熱度等を変化させて、格納容器模擬試験体（1次元形状と2次元形状の2種類、2次元形状は図付 4-1 を参照）に放出し、溶融物の拡がり挙動に関する基礎的なデータを収集した。実験条件を表付 4-2 に示す。また、溶融物の拡がりを解析する SPREAD コードが開発されている。溶融物が重力で拡がると仮定し、熱源として崩壊熱及び化学反応を考慮し、床コンクリートや上面の水プールへの伝熱を考慮し、質量、運動量及びエネルギーのバランスを解くことにより、溶融物の移動速度と溶融物厚さを求めている。（図付 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。2次元体系に対する実験結果と解析結果の比較を図付 4-3 に示すが、よい一致が示されている。



図付 4-1 溶融物拡がり実験の試験体 (2次元形状) [20]



図付 4-2 SPREAD コードの概念図 [20]



図付 4-3 溶融物拡がり距離の実験値と解析値の比較 [20]

表付 4-2 SPREAD 実験条件 [19]

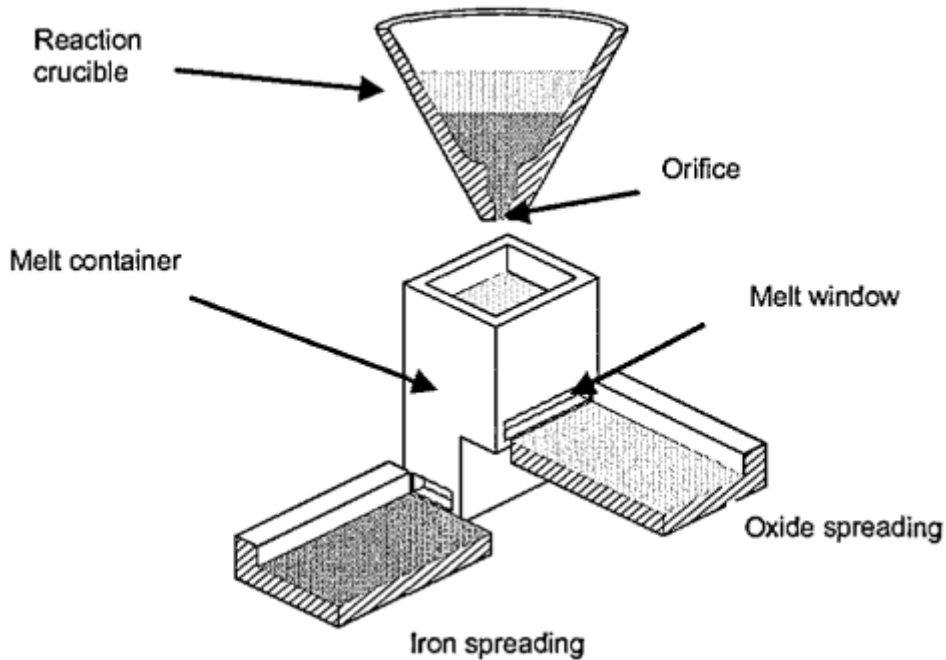
Test No.	Melt Mass (kg)	Super Heat (K)	Slit Width (m)	Floor Material	Nozzle Diam. (mm)	Water Depth (mm)	Water Added Position *
1	95.0	133	0.15	Concrete	70	0	-
2	7.5	77	↑	↑	↑	0	-
3	24.0	149	↑	↑	30	0	-
4	43.0	115	0.05	↑	↑	0	-
5	19.0	110	↑	↑	↑	0	-
6	66.0	107	↑	↑	↑	40	O/C
7	115.0	135	↑	↑	↑	0	-
8	66.0	112	↑	↑	↑	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。実験装置を図付 4-4 及び図付 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。実験条件を表付 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図付 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。



図付 4-4 KATS 実験装置の概要図^[29]



(1D)



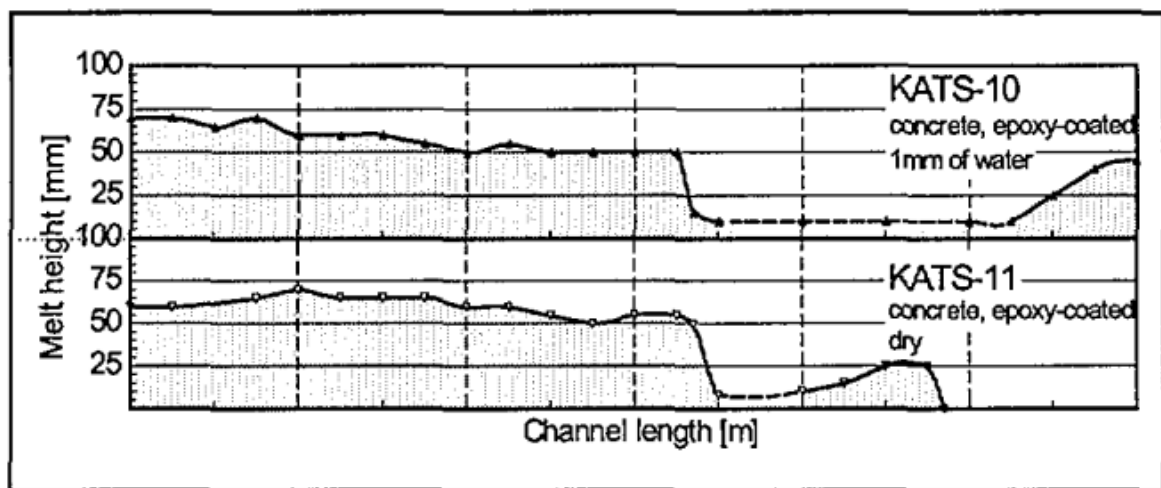
(2D)

図付 4-5 KATS 実験の 1D と 2D の拵り形状の写真^[30]

表付 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)	Temperature 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 (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



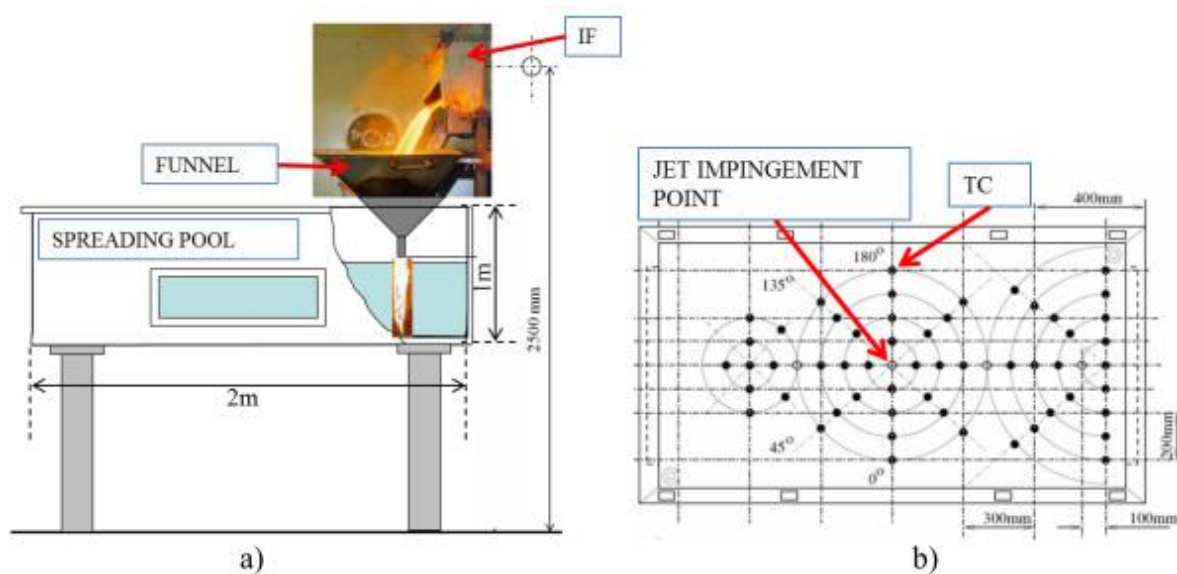
図付 4-6 KATS 実験の水の有無の影響 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [29]

(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-水, 塩 (NaNO₃-KNO₃) -パラフィン) で溶融物温度や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 Bi₂O₃-W₂O₃ 合金を流入させ、その拡がり挙動が観察された。実験装置を図付 4-7 に示し、実験条件を表付 4-4 に示す。水中へ流入した溶融

物の拡がりの様子を図付 4-8 に示す。また、固化したデブリ層の性状を図付 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、水また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）層で空隙は無く、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。



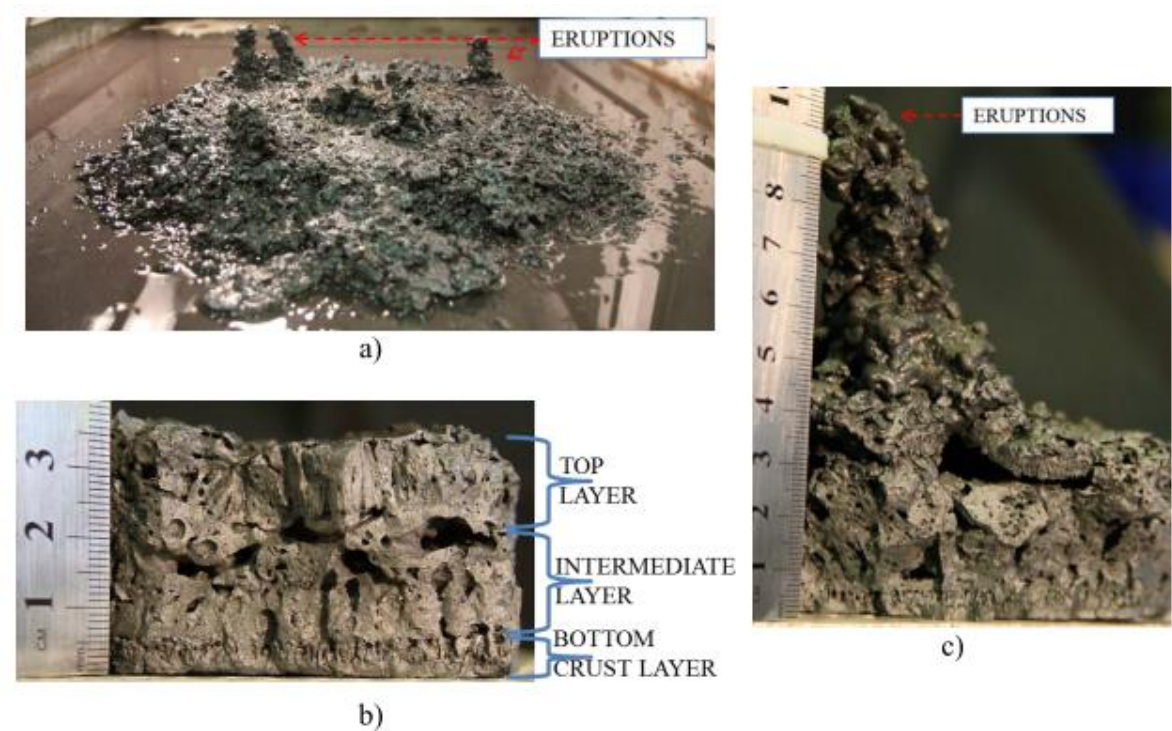
図付 4-7 PULiMS 実験装置の概要図^[21]

表付 4-4 PULiMS 実験条件^[21]

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O 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



図付 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]

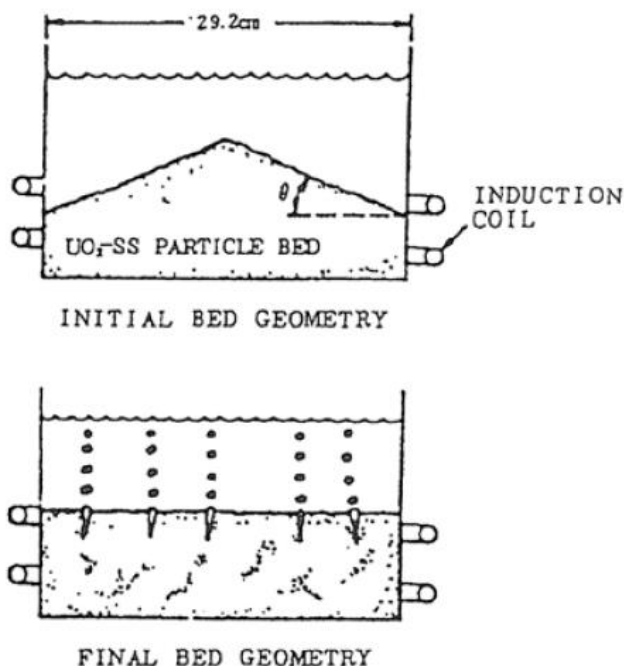


図付 4-9 PULiMS-E4 実験の固化デブリの性状写真 [21]

(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 0.2~1mm 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。図付 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。



図付 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]}

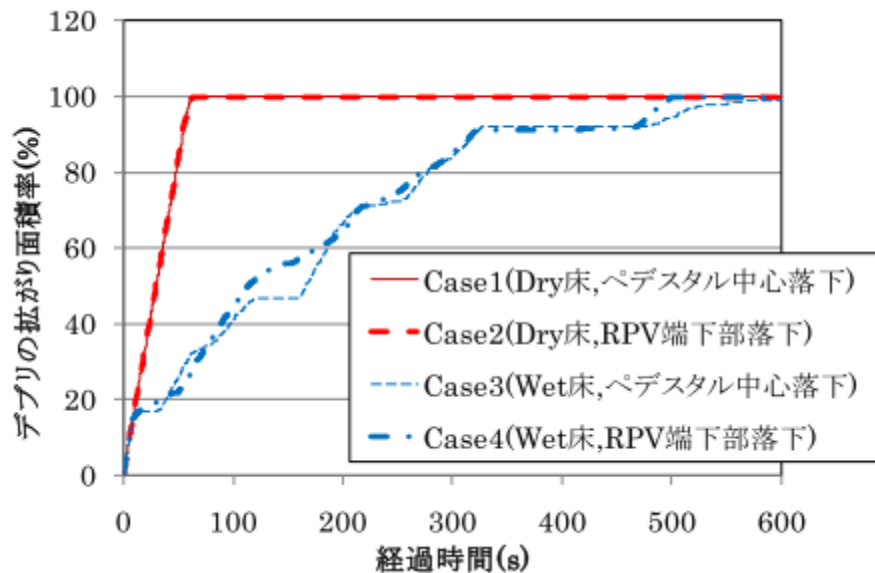
溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の解析コードが提案されている。主要なものを表付 4-5 に示す。これらの解析コードは、実験データを元に検証が行われている。また、実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案も行われている。^{[20][27][28]}

表付 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
MELTSREAD *	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) 3次元溶融物拡がり解析例

溶融物の拡がり挙動を3次元で評価した例もある。図付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。



図付4-11 ABWRを対象にした3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、障害物の無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、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2つのプロセスにより支配される。(図付4-12参照)

スケーリング則では、競合する2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。

障害物の無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。

$$L_v = C_v \cdot T^{1/2} \cdot N^{1/2} \quad (1)$$

また、拡がり距離 $r(t)$ 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。

$$\text{慣性力支配流れの場合} \quad r_i(t) = \beta_i \cdot t^{3/4} \quad (2)$$

$$\text{粘性力支配流れの場合} \quad r_v(t) = \beta_v \cdot t^{1/2} \quad (3)$$

ここで、

$$\delta_{cap} : \text{表面張力とバランスする厚さ} \quad (= 2\sqrt{\sigma/\rho_m g'})$$

C_v : 比例定数。PULiMS 実験より、 $C_v=1.30$ が得られている。

$$N : \text{粘性因子} \quad (= \frac{\tau_{conv,v}}{\tau_{conv,i}} \cdot \frac{\delta_v}{\delta_{cap}})$$

$$\beta : \text{拡がり係数} \quad \beta_i = 0.84(g' G)^{1/4}, \quad \beta_v = 0.67\left(\frac{g' G^3}{v}\right)^{1/8}$$

$$\tau_{solid} : \text{デブリ固化特性時間(s)} \quad (= \delta_{cap} \cdot \rho_m \cdot \frac{C_{p,m} \cdot \Delta T_{sup} + \eta \cdot H_f}{q''_{up} + q''_{dn} - q_v \cdot \delta_{cap}})$$

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(放射および対流熱伝達) (W/m²)

q''_{dn} : デブリ下面の熱流束(対流熱伝達) (W/m²)

q_v : 単位体積当たりの崩壊熱(W/m³)

H_f : デブリの熔融潜熱(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/m³) , ρ_w : 水の密度(kg/m³)

g : 重力加速度(m/s²) , v : デブリの動粘性係数(m²/s)

g' : 水中における重力加速度の補正 $(= g(\rho_m - \rho_w)/\rho_m)$ (m/s²)

$$V_{tot} : \text{デブリ体積(m}^3) \quad (= \frac{m(1-f_m)}{\rho_m}), \quad m : \text{デブリ質量(kg)}$$

$$G : \text{エントレインされなかった連続体デブリの体積流量(m}^3/\text{s)} \quad (= \frac{V_{tot}}{t_{rel}})$$

t_{rel} : 原子炉圧力容器からの熔融炉心放出時間(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/m³) (= $\rho_m(1 - \varepsilon_m)$), ε_m : デブリポイド分率(-)

(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、図付 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。

$$\tau_{conv,v} = \left(\frac{V_{tot} \cdot \tau_{solid}^{1/2}}{\pi \cdot \beta_v^2 \cdot \delta_{cap} \cdot C_v \cdot N^{1/2}} \right)^{2/3} \quad (4)$$

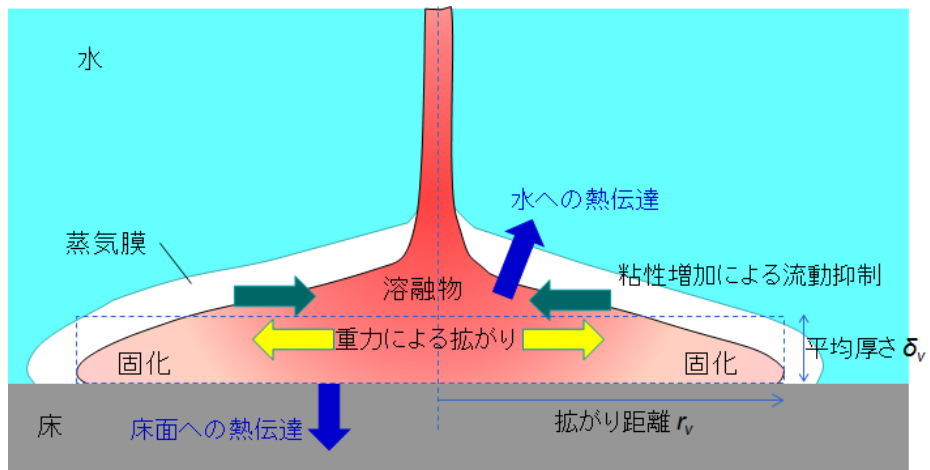
$$N = \left(\frac{V_{tot}}{\pi \delta_{cap}} \right)^{1/3} \frac{\beta_i^{4/3}}{\beta_v^2} \quad (5)$$

(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。

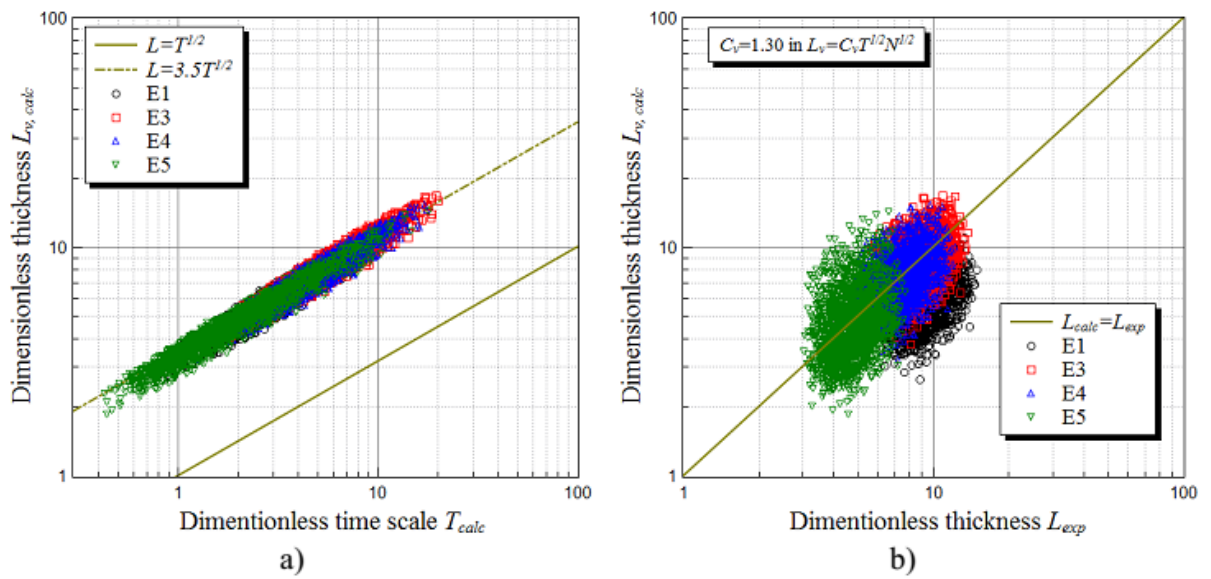
$$r_v(\tau_{conv,v}) = \beta_v \cdot \tau_{conv,v}^{1/2} \quad (6)$$

BWR の溶融物条件 (表付 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。図付 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 8500 kg/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DESTAL半径 (Mark-I 改の場合約 3.2m) を超えた拡がり半径を得る。

従って、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DESTAL床全面に拡がる結果となる。



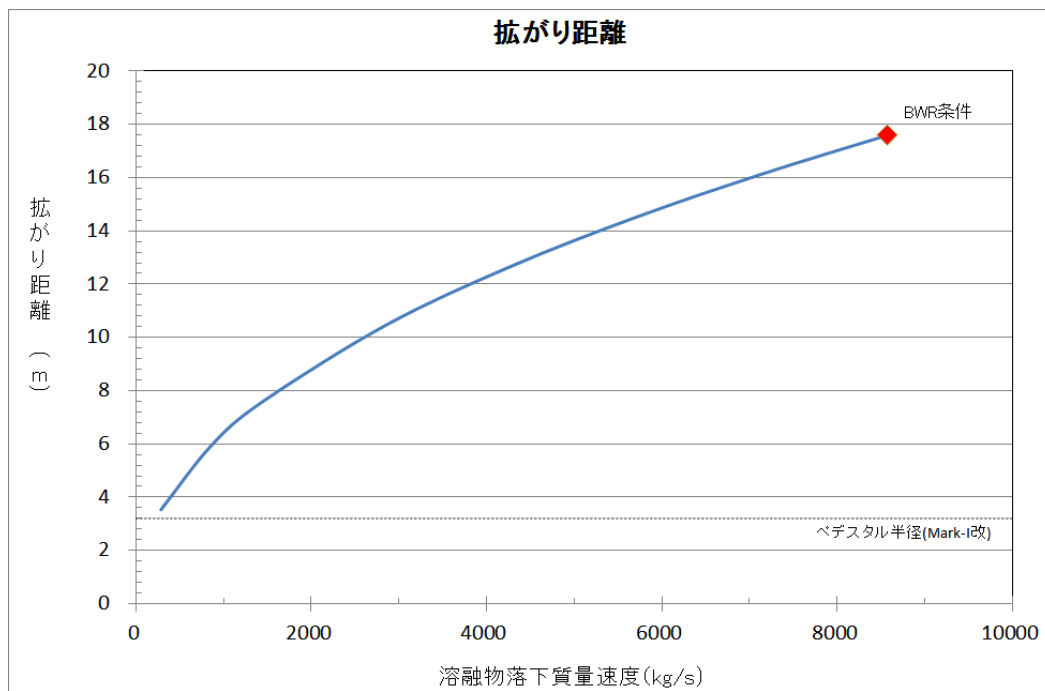
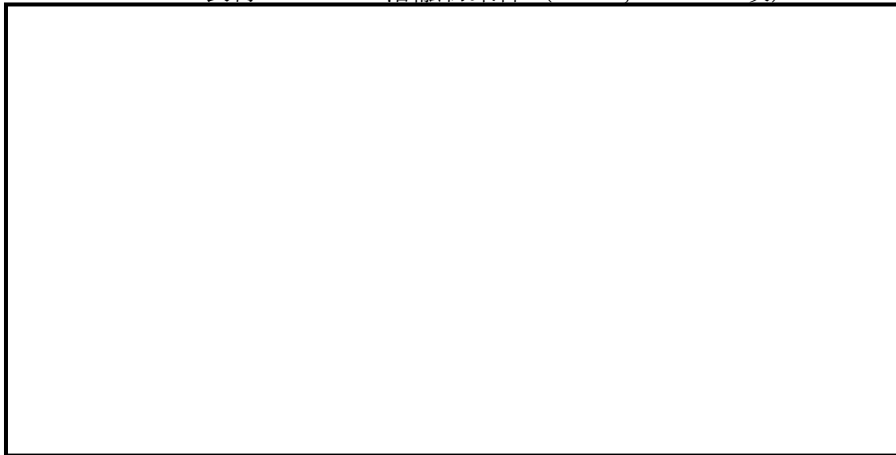
図付 4-12 溶融炉心の拡がりに関わる熱伝達及び流体力学的な力を示す模式図



図付 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。

表付 4-6 BWR 溶融物条件 (BWR-5, Mark-I 改)

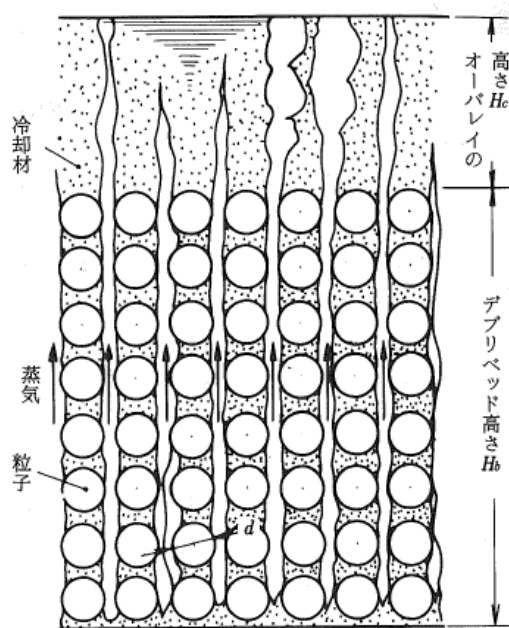


図付 4-14 溶融物落下質量速度と拡がり距離の関係 (PULiMS スケーリング則適用)

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図付 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、主に粒径、ポロシティ、堆積高さ、圧力に依存する。



図付 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、エネルギーの式と共に連立して解いた。

連続の式

$$\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$$

運動量の式 (気相)

$$\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$$

運動量の式 (液相)

$$-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$$

エネルギー式

$$\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$$

圧力の釣合⁽¹⁵⁾

$$\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma (\epsilon / 5 \kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$$

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

$\kappa_v, \kappa_l, \eta_v, \eta_l$: 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⁾。

$$\kappa = (d^2 / 180) \epsilon^3 / (1 - \epsilon)^2$$

$$\eta = (d / 1.75) \epsilon^3 / (1 - \epsilon)$$

$$\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$$

$$\eta_v = (1 - s)^3, \quad \eta_l = s^3$$

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。

$$q = \rho_v \Delta h_v u_1 \{ 1 + (u_2 / u_1)^2 \}^{1/2} - 1 \quad \dots(8.19)$$

$$u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

$$u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\} \right]^{1/2}$$

ドライアウト熱流束は、式(8.19)が s ($0 \leq s \leq 1$) に関して極大値をとる条件として求まる。

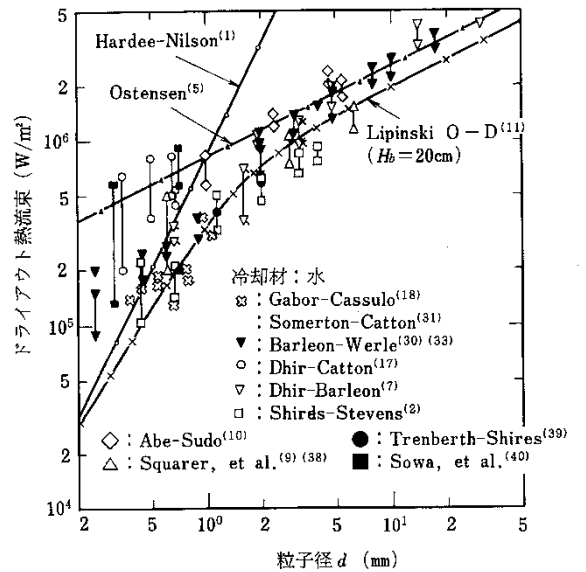


図8.6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

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, et 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 熔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).