

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

(第 5 部 M A A P)

添付 3 溶融炉心とコンクリートの
相互作用について

平成 27 年 10 月

東北電力株式会社

東京電力株式会社

中部電力株式会社

中国電力株式会社

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.....	5-3-26
6. まとめ	5-3-40
付録	5-3-42
付録1 ドライ条件での MCCI 実験	5-3-42
付録2 注水を伴った MCCI 実験	5-3-49
付録3 溶融物の水中落下時の粒子化実験と解析モデル	5-3-74
付録4 溶融物の拡がり実験	5-3-91
付録5 粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル	5-3-105
参考文献	5-3-107

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。

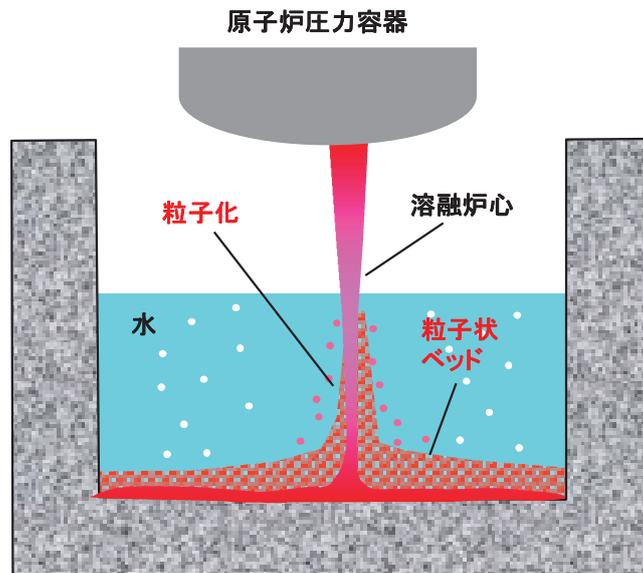


図1-1 ペDESTAL初期水張りによるデブリ粒子化の概念

2. 現象の概要

MCCI は、熔融炉心が原子炉压力容器下部を熔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、高温の熔融炉心によりコンクリートが加熱され熱分解し熔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熔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、落下した熔融物（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熔融温度(約 1500 K)以下にすることが必要となる。

国内 BWR では、原子炉压力容器破損前にペDESTALへ水張りをを行い、下部ヘッドが破損し熔融炉心が落下した際の熔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に落下した熔融炉心は、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熔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、熔融プール上に堆積し、粒子状ベッドを形成する。

ペDESTAL床に堆積した熔融炉心は、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、熔融炉心温度が固化温度を下回ると固化する。熔融炉心の冷却の過程では、中心に熔融プール(液相)、外周部にクラスト(固相)が形成される。熔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の熔融炉心と接触しているコンクリートは、熔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熔融し侵食される。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、熔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、熔融炉心から上部水プール、側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、熔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、熔融炉心上面からの除熱が十分でない場合は、コンクリートへの熱移行量が増え、コンクリート侵食量は大きくなる。この場合には、コンクリートへの熱伝達が重要となる。

3. これまでの知見の整理

本章では、MCCI に関する実験の概要及びそこで得られた知見に関して整理を行う。

MCCI に関する実験としては、水による冷却を伴わない実験として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) で実施された ACE 実験^{[2][3]}, 米国サンディア国立研究所 (SNL) で実施された SURC 実験^[4] (国際標準問題 ISP-24^[5]) 及び独カールスルーエ研究所 (KfK) で実施された BETA 実験^[6]がある (付録 1 参照)。水による冷却を伴う実験 (溶融物上に冷却水を注水した実験) としては, SNL で実施された SWISS 実験^[7]及び WETCOR 実験^[8], 米国電力研究所 (EPRI) の主催で実施された MACE 実験^{[2][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]}がある (付録 2 参照)。

また, 水中に溶融デブリを落下させ溶融物の粒子化を調べた実験としては, JRC-ISPRA にて実施した KROTOS 試験^[14]や FARO 試験^[14], NUPEC にて実施した COTELS-FCI 試験^[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 での溶融物の拡がり実験としては, 水による冷却を伴わないドライ条件での実験として, 国内 BWR を対象に BWR 産業界が実施した SPREAD 実験^{[19][20]}や, EPR を対象とした実験が複数実施されており, ウェット条件での実験については実施例が少ないが, 前述の SPREAD 実験や KTH の PULiMS 実験^[21], ANL にて不均質に堆積させたデブリベッドの拡がりを確認したセルフレベリング実験^[22]が行われている。

各実験の詳細は付録資料にて示す。以下に, 実機評価に関連する知見の概要を纏める。

・ドライ条件でのコンクリート侵食 (付録 1 参照)

溶融炉心に注水が行われない場合の侵食速度は, ACE 実験, SURC 実験及び BETA 実験で確認されている。また, MAAP コードによる実験解析が行われており, 解析で得られた侵食速度は実験結果と良く一致している (1 時間あたり 20cm 程度)^{[23][34]}。

・ウェット条件 (Top Flooding) でのコンクリート侵食 (付録 2 参照)

SWISS 実験, WETCOR 実験, MACE 実験では, 溶融デブリ上面へ注水をした場合 (Top Flooding) のコンクリート侵食実験が行われたが, 結果として, デブリ上面に安定なハードクラストが形成されてデブリ内への水の浸入を妨げ, コンクリート侵食が継続する結果が得られた。コンクリート侵食が停止しなかった主な原因は, デブリ模擬物上面に形成されたクラストが側壁 (側壁に耐火物を採用した 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 試験では, 溶融物の落下過程を含めて模擬した MCCI 試験が実施され, 結果として, 側壁侵食部に水が浸入し, コンクリート侵食が停止する結果が得られた。

実機スケールで安定クラストが形成されるか否かを解明するため, OECD/MCCI プロジェ

クトが行われ、クラスト強度、クラスト浸水、二次元コンクリート侵食挙動等を分離し、効果的に調べる試験が実施された。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 試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 試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、試験条件(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 混合物試験の平均的な粒子径は、溶融物量の多い FARO 試験では 2.6~4.8mm^[14]、COTELS 試験では 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 式^[25]や Saito 式^[26]等)。

- ・ 溶融物の拡がり (付録4 参照)

Mark-I のシェルアタックに関わる実験や評価^{[17][18][19][20]}により、初期水張りが、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 試験^[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リング則の提案^{[27][28]}が行われている。また、ドイツ・カールスルーエ研究センター(FZK)において KATS 実験^{[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を示されている^[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。熔融炉心から底部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。

$$\text{底部方向の熱流束} \quad q_a = h_a (T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd}$$

$$h_a = h_{a0}(1 - f_s)^n$$

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

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

ここで，

q_a, q_s : 底部方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

h_a, 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_{a0}, 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]

No. 審査・9-1 に
対するご回答

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。

No. 審査・9-1 に
対するご回答

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd} , X_{cs} : 底部及び側面のクラスト厚さ [m]

対流熱伝達係数 h_{d0} 及び h_{s0} は、BETA試験（二次元侵食試験）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。側面方向及び底部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。

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

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。

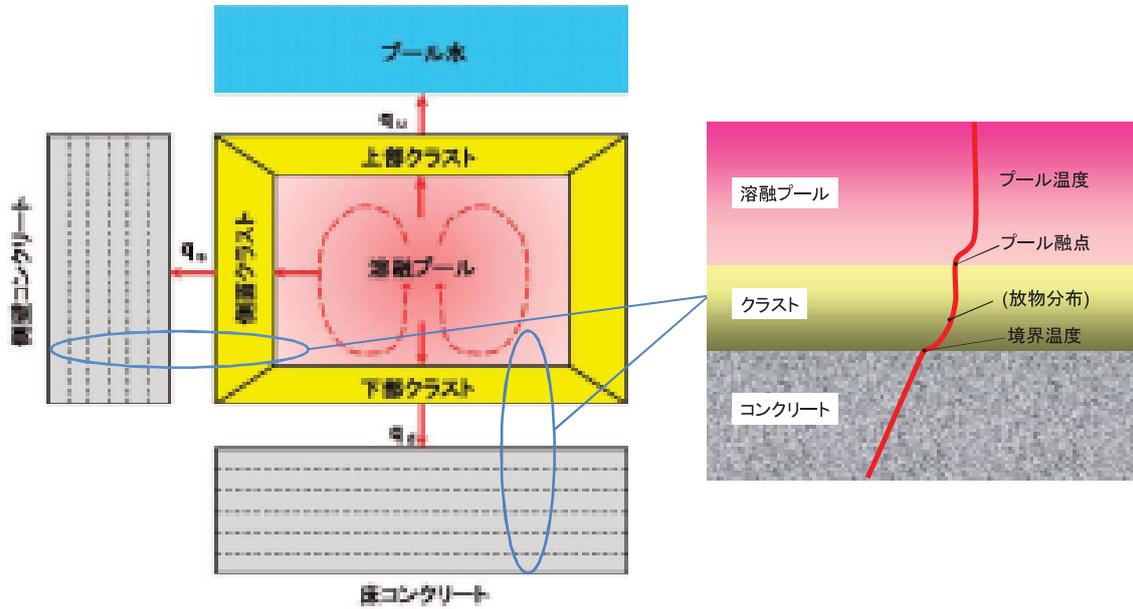


図 4-1 MAAP コードの MCCI 伝熱モデル概要

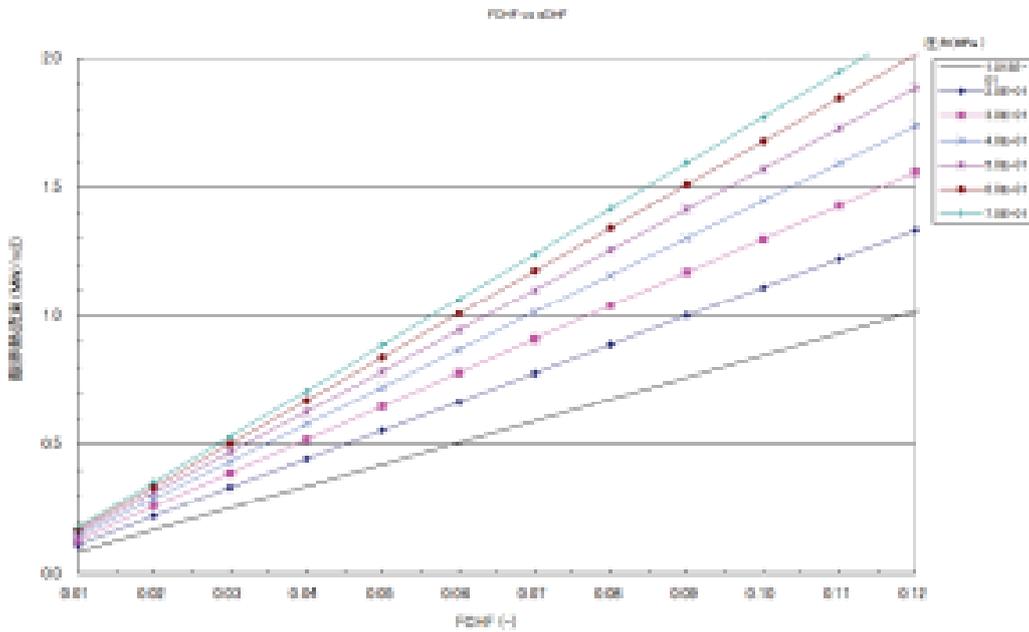


図 4-2 MAAP コードのデブリ上面の熱流束を与える F_{chf} 入力と限界熱流束の関係

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 溶融物の落下・堆積過程
- ③ MCCI 進行と注水によるデブリ冷却過程

各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさ要因を整理し、感度解析が必要なパラメータを確認する。

(1) 原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程

この過程の不確かさは、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量となる。それぞれについて、評価モデルと評価条件の考え方を示す。

下部ヘッド破損面積

評価モデル： MAAP コードでは、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損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、溶融物流出に伴う破損口の径方向侵食による拡大も考慮されている。

評価条件： MAAP 解析結果から、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損による制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も早く発生する。これにより約 15cm 径の破断口が下部ヘッドに開き、下部プレナム内の溶融炉心がペデスタルに落下することになる。他の下部ヘッド貫通部が破損してもこれ以上の破損サイズにはならないことから、制御棒駆動機構ハウジングの逸出が最も厳しい条件となっている。なお、制御棒駆動機構ハウジング溶接部が破損しても外部サポートが設置されている場合には、制御棒駆動機構ハウジングの逸出は起きにくいと考えられるため、この扱いは保守的である。

溶融炉心の落下量

評価モデル： 溶融炉心流出流量は駆動差圧として原子炉圧力容器内とペデスタルとの圧力差に水および溶融炉心の水頭圧を考慮して計算されている。

評価条件： MAAP 解析結果から、下部ヘッド破損前には全炉心相当の溶融炉心が下部プレナム内に堆積した状態になっている。この状態に至る前には、以下の過程が起こる。即ち、溶融炉心が炉心支持板から下部プレナムへ落下を開始すると、下部プレナム水により溶融炉心が冷却される。また、制御棒案内管内にも水が溜まっており、溶融炉心の冷却のヒートシンクになる（図 4-3 参照）。下部プレナムや制御棒案内管内の水が蒸発して喪失すると、制御棒案内管の温度が上昇し溶融に至る。制御棒案内管は炉心重量を支持しているために、制御棒案内管の溶融が起こると、炉心の支持機能が喪失し、全炉心が下部プレナムへ落下する。その後、制御棒駆動機構ハウジング溶接部の破損が起こり、溶融炉心の放

出が開始する。以上のような過程の結果、下部ヘッド破損時に、下部プレナム内に堆積している全炉心相当の溶融炉心が流出することになり、溶融炉心の落下流量としては、最も厳しい条件となっている。

以上に示したように、下部ヘッドの破損面積や溶融炉心の流出量について、いずれも最も厳しい条件が使用されているため、特に感度解析を行う必要はない。

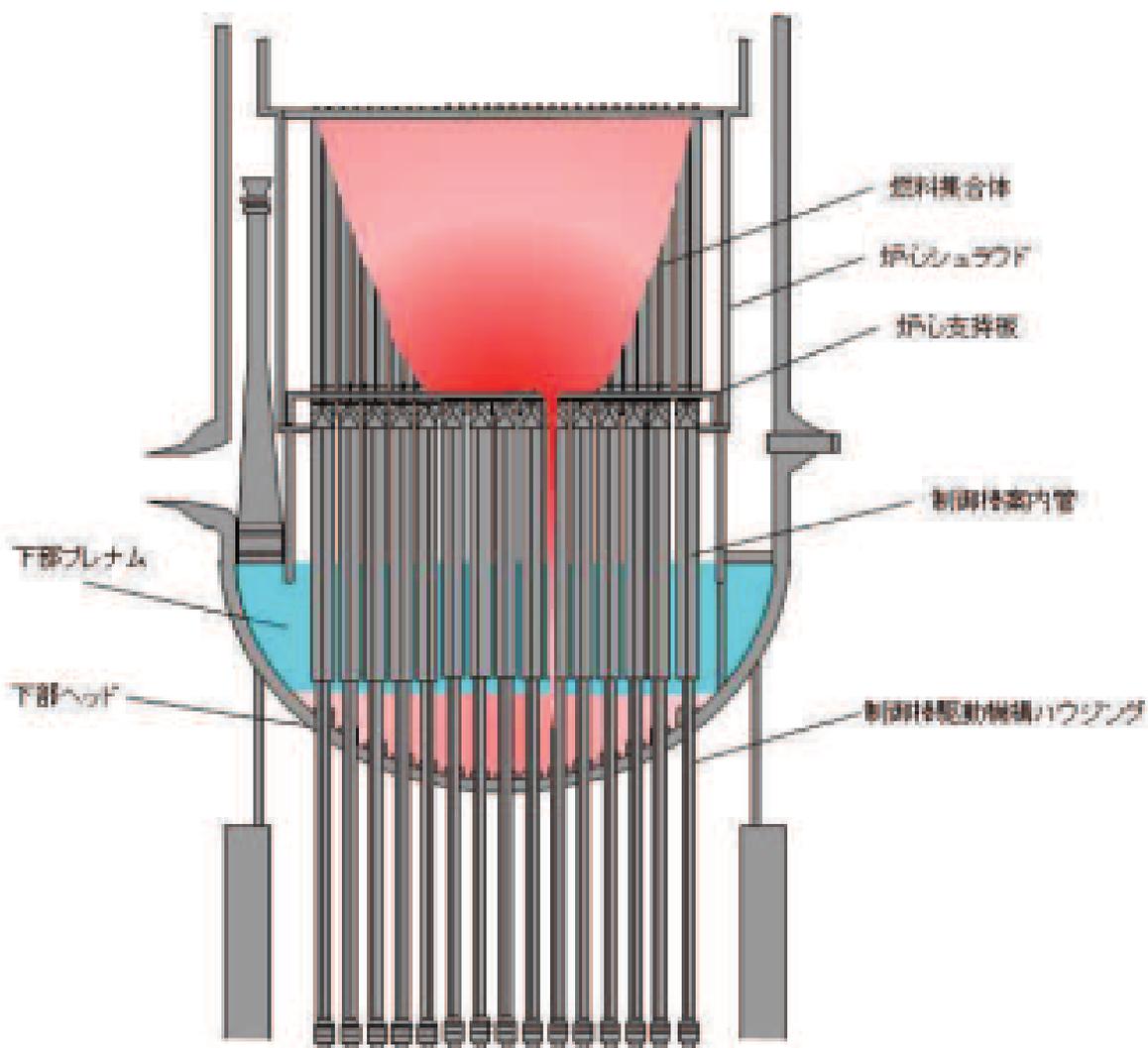


図 4-3 炉心部から下部プレナム内への溶融炉心の移行状態を示す模式図

本資料のうち、枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

(2) 溶融物の落下・堆積過程

この過程では、下部ヘッドが破損し、溶融炉心が事前水張りされたペ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。

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

(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。

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

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、初期デブリ直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 試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、推奨範囲は、～となっている。FARO 試験条件^[14]は、水プールの水深は 0.87～2.05m、水プールのサブクール度は 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

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。

件) の範囲で行われており、一方、実機条件では、水深は 2m 程度、水プールサブクール度は 0～数十 K、雰囲気圧力は 0.4MPa (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推奨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をしている。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、推奨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、推奨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 型格納容器のライナー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、水張りをしている場合でも溶融炉心は、床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に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。また、均一に拡がった方が、側壁に接する溶融炉心の堆積高さが高くなるため、側壁侵食を評価する観点から保守的な扱いとなっている。

以上より、MAAP コードの均一堆積の扱いは妥当と考えられ、不確かさも小さいと考えられるため、感度解析は行わない。

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 試験では、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。

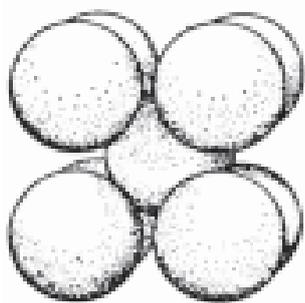
- ・ 粒子径は、これまでの実験等の知見により 3~7mm と報告されているため^[33]、この範囲を不確かさの範囲と想定する。
- ・ ポロシティは、概ね 0.3 以上が報告されているが^[33]、粒子の充填状態の幅を考慮して、0.26（面心立方格子、最稠密）、0.32（体心立方格子）、0.4（MAAP 標準値）、0.48（単純立方格子）の範囲を想定する（図 4-5 参照）。
- ・ 粒子状ベッドの堆積高さは、全炉心相当が落下した場合の堆積高さは 1m 以上となるが、破損口径の拡大を考慮しても 33%以上の粒子化が想定されるため、30cm 以上とする。
- ・ 圧力は、MCCI が発生する時間では格納容器圧力は 0.4MPa(abs)以上となっているため（図 4-6a, 図 4-6b 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。

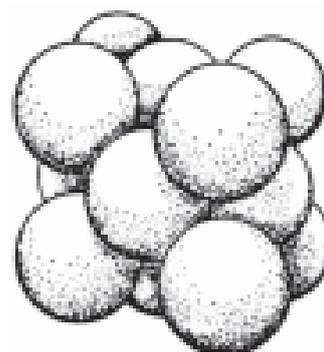
- ・ 図 4-7a にドライアウト熱流束の圧力依存性を示す。圧力が 0.4MPa(abs)以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m² 以上のドライアウト熱流束となる。この場合、大気圧状態では 400 kW/m² 程度となっている。また、ポロシティの最も大きい 0.48 のケースでは、大気圧状態では 2000 kW/m² 程度となっている。
- ・ 図 4-7b にドライアウト熱流束の粒子径依存性を示す。粒子径が 3mm 以上では、ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m² 以上のドライアウト熱流束となる。
- ・ 図 4-7c にドラ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

30cm 以上ではドライアウト熱流束はほとんど変化がなく，ポロシティの最も小さい 0.26 のケースでも 800 kW/m^2 以上のドライアウト熱流束となる。

以上の評価結果より，デブリ上面熱流束として 800 kW/m^2 を想定することは，粒子状ベッドの熱伝達の不確かさを考慮しても妥当と考えられる。但し，粒子径やポロシティ等の不確かさによる粒子状ベッドから水への熱伝達の不確かさの影響を確認するため，感度解析を実施する。



体心立方格子
(ポロシティ 0.32)



面心立方格子（最稠密）
(ポロシティ 0.26)

図 4-5 粒子の格子配列とポロシティ

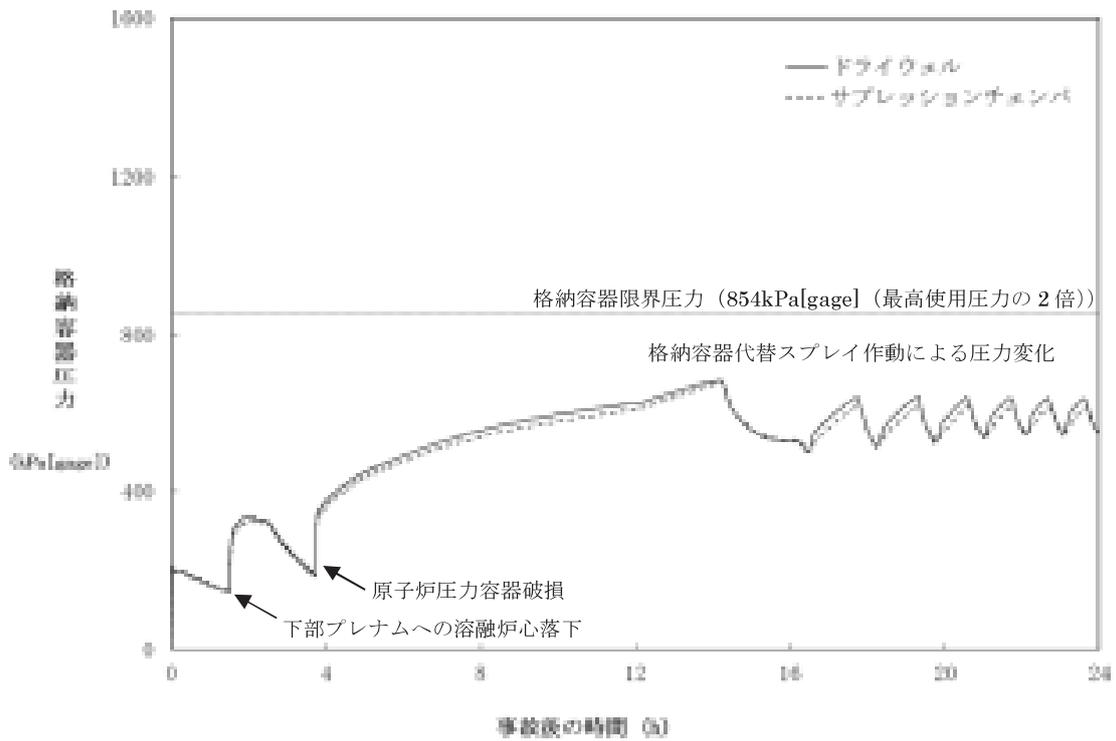


図 4-6a MCCI 評価時の格納容器圧力

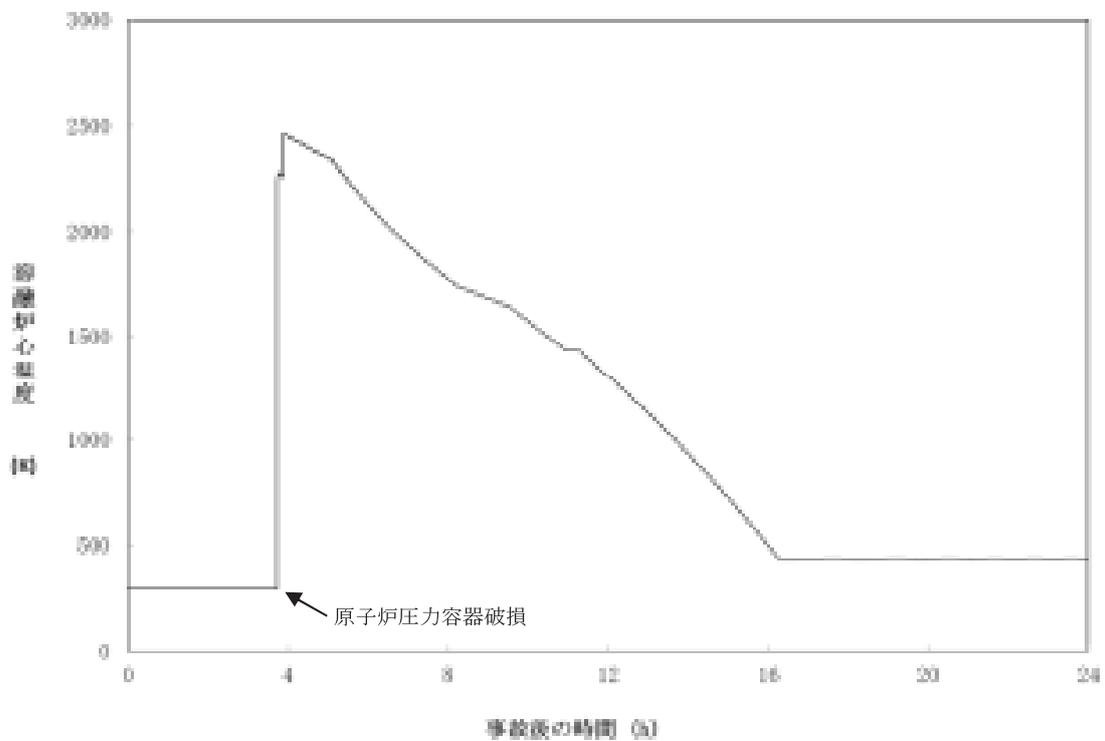


図 4-6b MCCI 評価時の溶融炉心温度

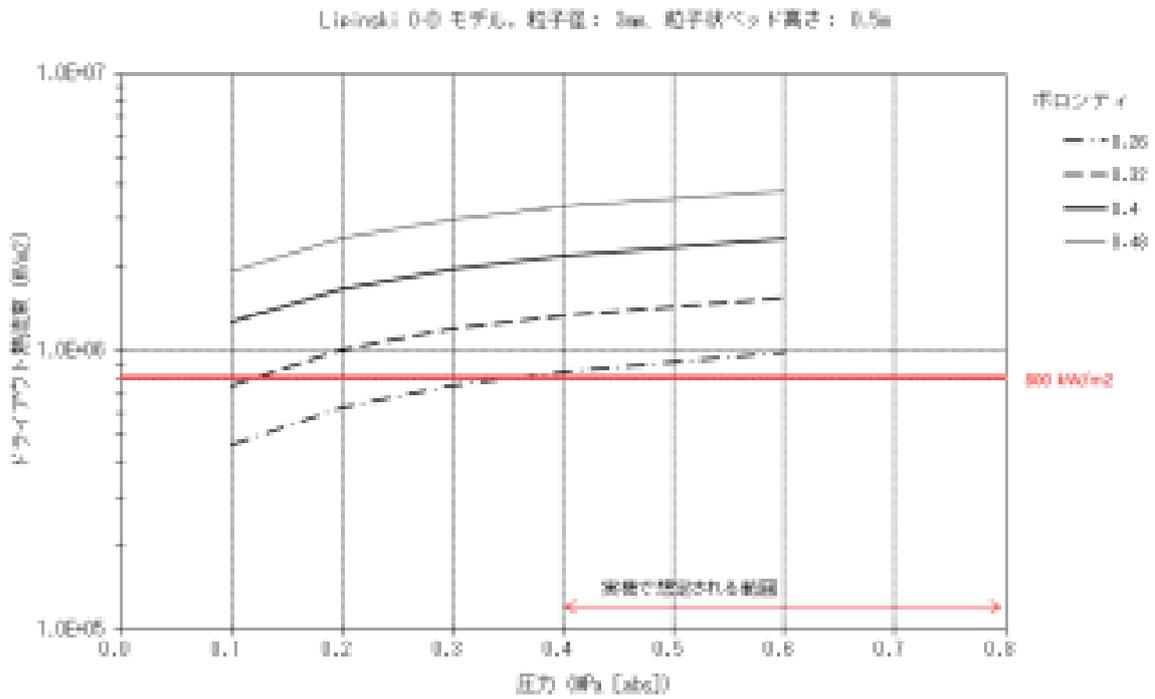


図 4-7a 圧力とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

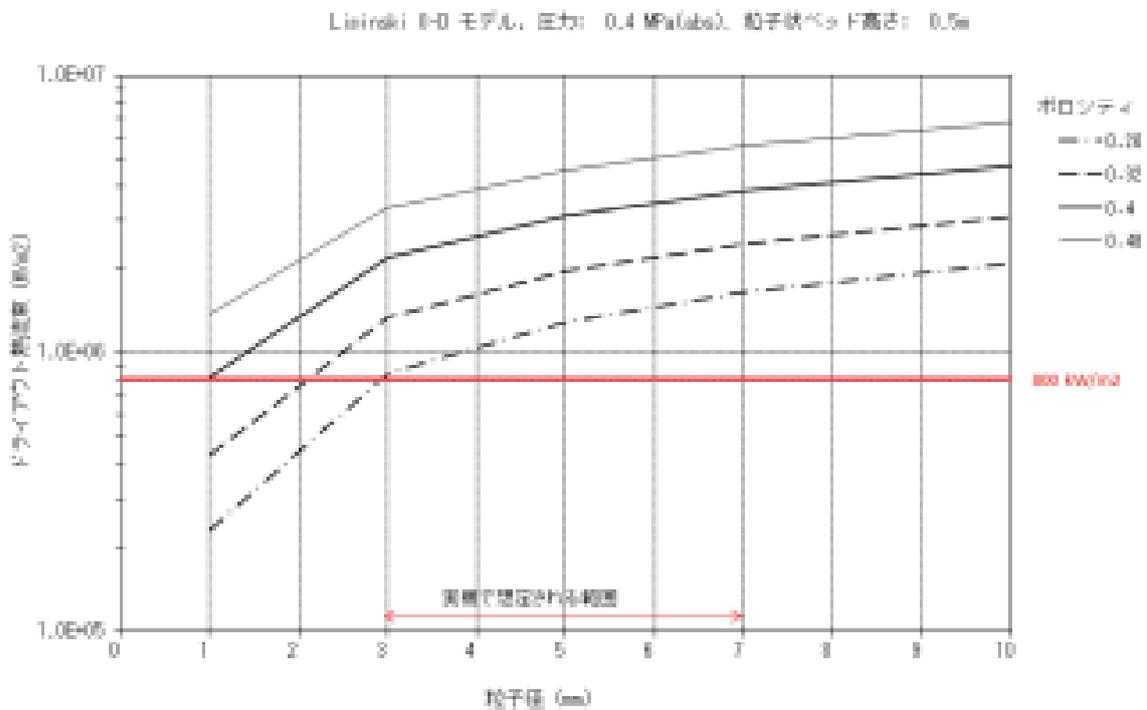


図 4-7b 粒子径とドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

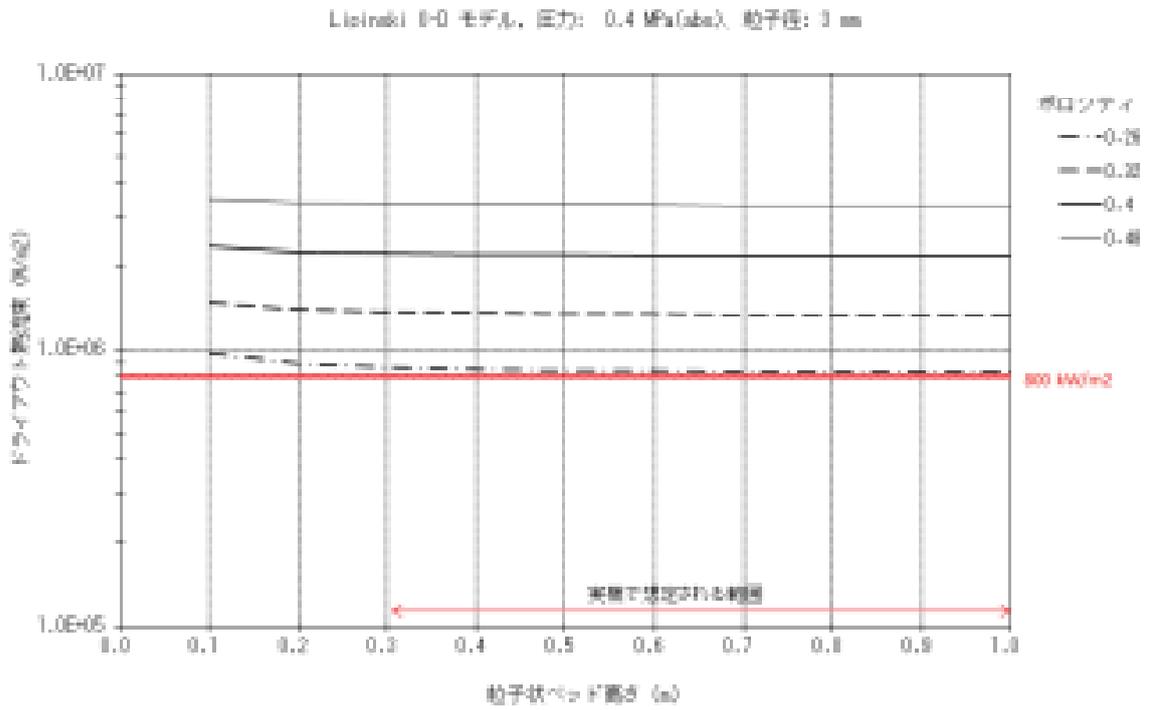


図 4-7c 粒子状ベッド高さ と ドライアウト熱流束の関係
(Lipinski 0-D モデル)

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 試験参照）と壁方向に大きく侵食する結果（付録2(5) OECD/MCCI 試験の CCI-1/3 試験参照）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 試験では、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 実験の二次元侵食の実験や、BETA 実験の二次元侵食のドライ実験に対して検証されている（付録1参照）。尚、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。尚、実験における侵食面での侵食深さのばらつきは、図4-8に示すようにMAAPコードによる予測侵食量に対して高々±20%程度の範囲にあり、この程度のばらつき範囲であれば、バウンダリ健全性への影響はないと考えられる。

OECD/MCCIプロジェクトのCCI-3試験で確認された玄武岩系コンクリートの侵食の異方性（付録2参照）に関して、上述のように明確な理解は得られていないが、CCI-3試験のMAAPコードベンチマーク解析^[35]が行われており参考とした。試験結果とMAAPベンチマーク解析結果の比較を図4-9a及び図4-9bに示すが、MAAPコードの溶融プールから壁方向と床方向

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。

への熱伝達係数を変更し、壁方向への熱配分が床方向の約 4 倍程度大きくなるように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。CCI-3 試験は、実験初期はドライ条件で MCCI を継続させ、途中より注水した試験であるためハードクラストが形成されており、有効性評価で想定している状態とは異なるものの、侵食異方性と熱分配の関係については参考となる。

以上の CCI-3 試験のベンチマーク解析を参考にして、ここでは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 4-10 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 4-11 に示す。

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)		
固相線温度 (K)		
比熱 (J/kg-K)		
溶融潜熱 (J/kg)		

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	0.078
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。

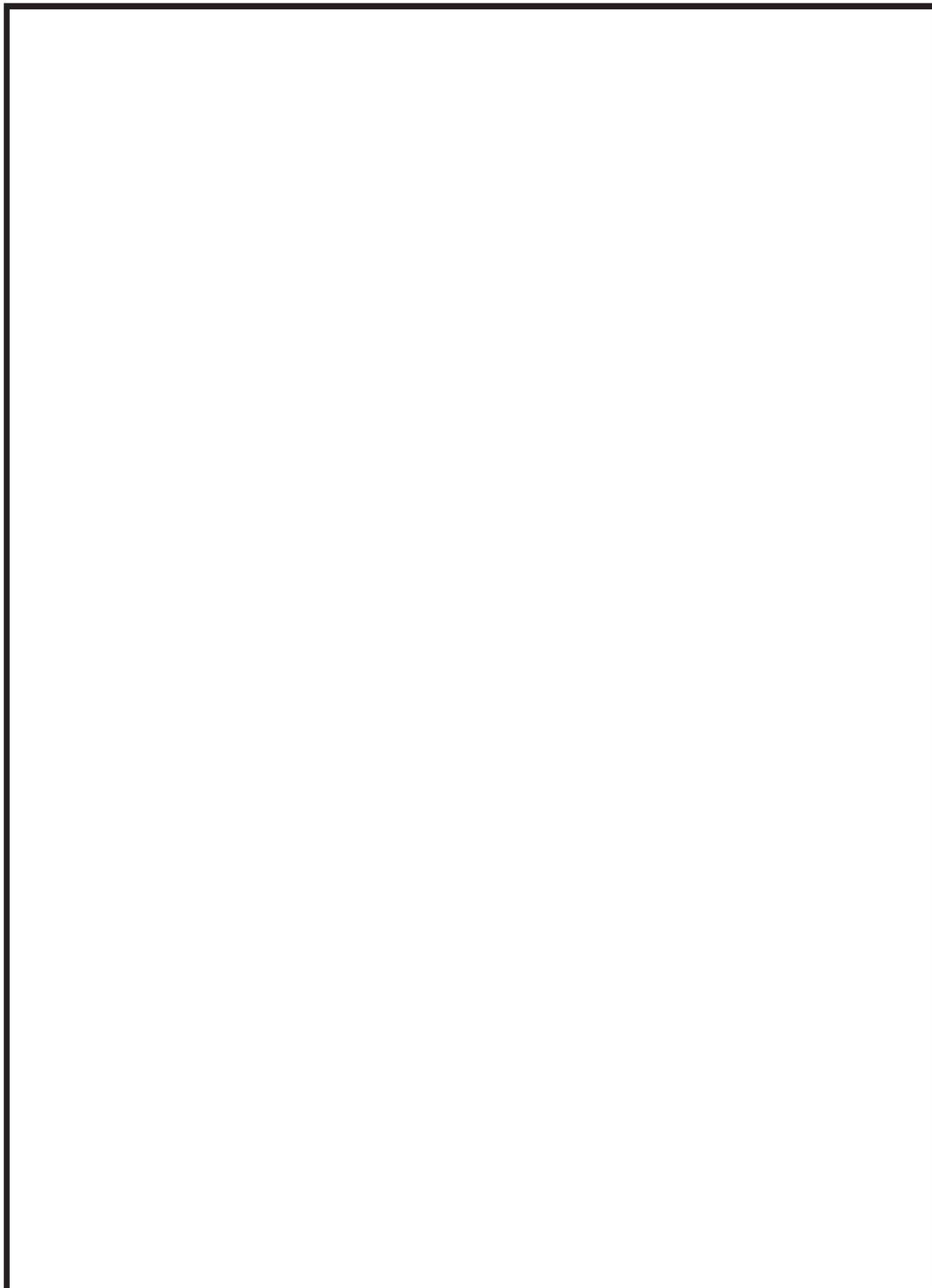


図 4-8 SURC4 と BETA V5.1 試験と MAAP4 コード予測の侵食量の比較^[23]

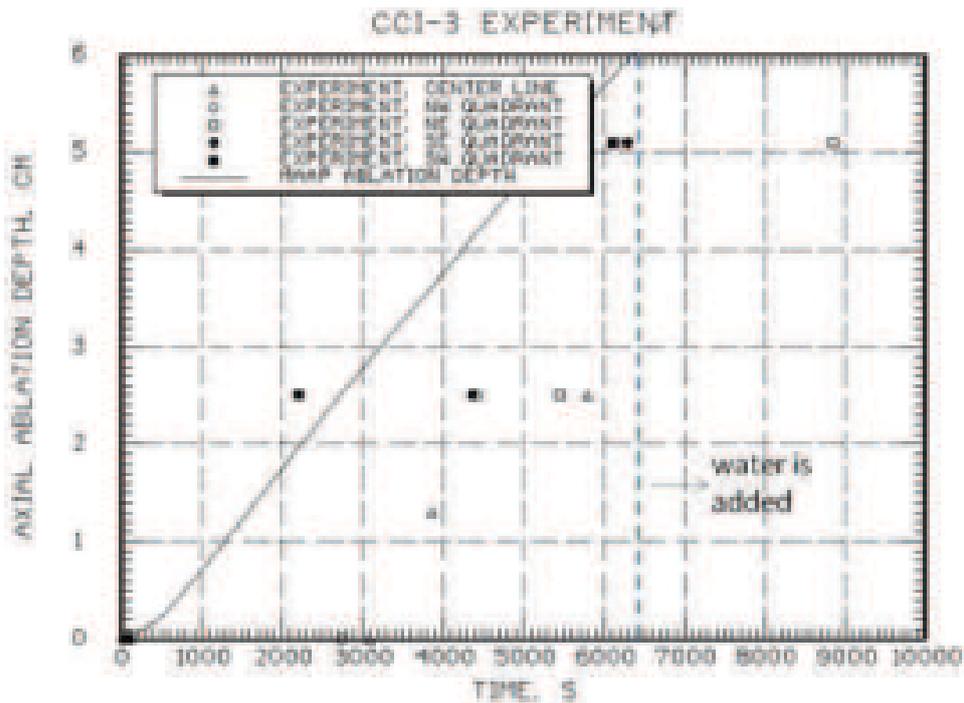


図 4-9a CCI-3 試験の床方向侵食の実験データと MAAP 解析結果（下記注参照）の比較^[35]

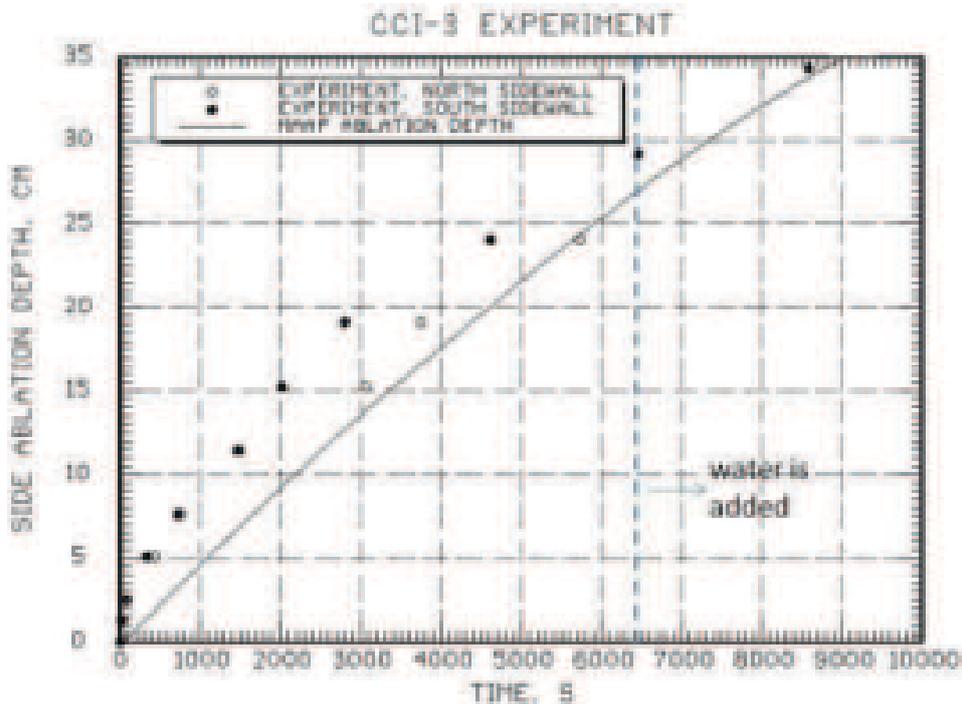


図 4-9b CCI-3 試験の壁方向侵食の実験データと MAAP 解析結果（下記注参照）の比較^[35]

(注) MAAP 解析において、熔融プールからクラストへの対流熱伝達係数を、床方向に $80 \text{ W/m}^2\text{-K}$ 、壁方向 $300 \text{ W/m}^2\text{-K}$ として、床方向の 3.75 倍程度の熱が壁方向へ移行しているとしている。

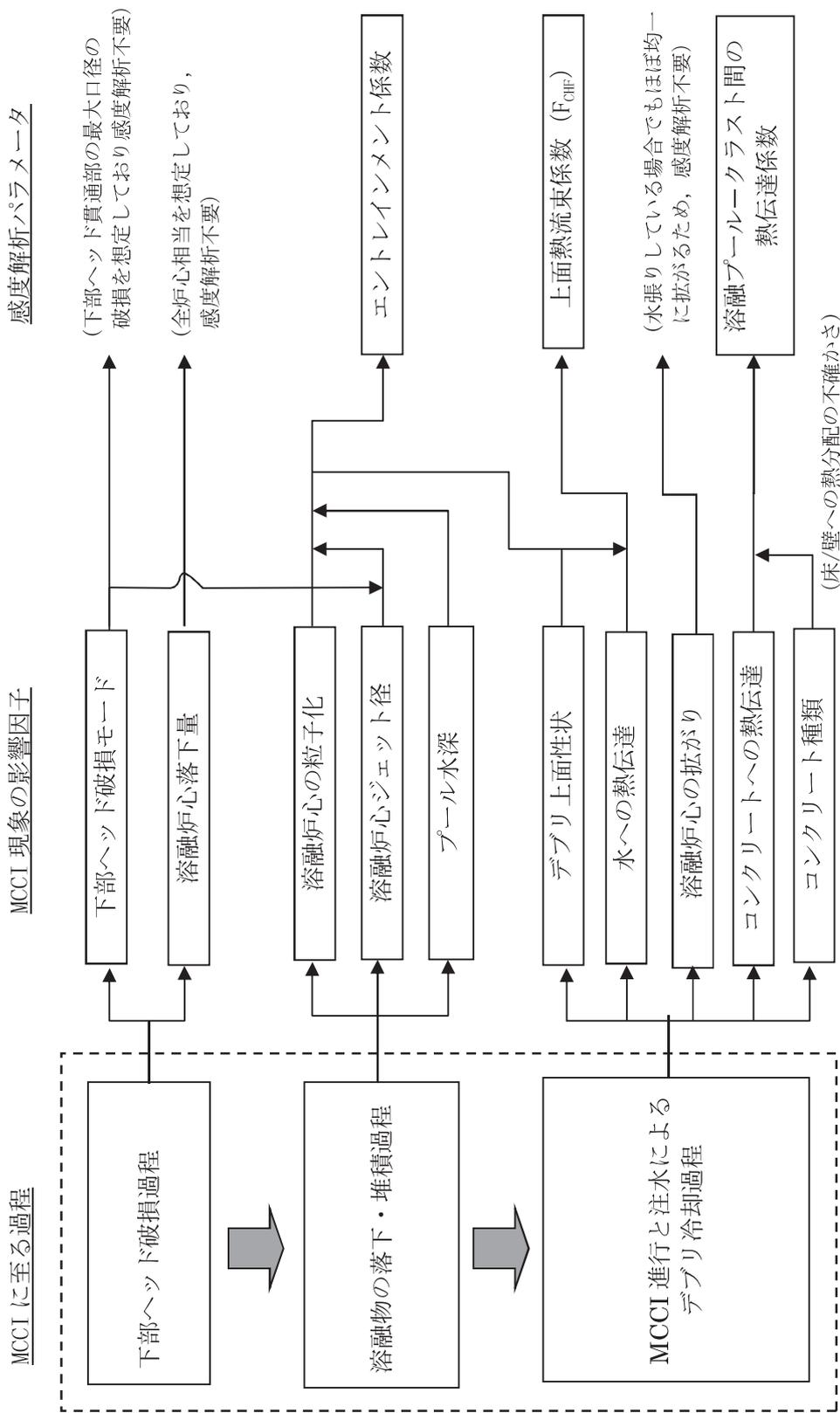
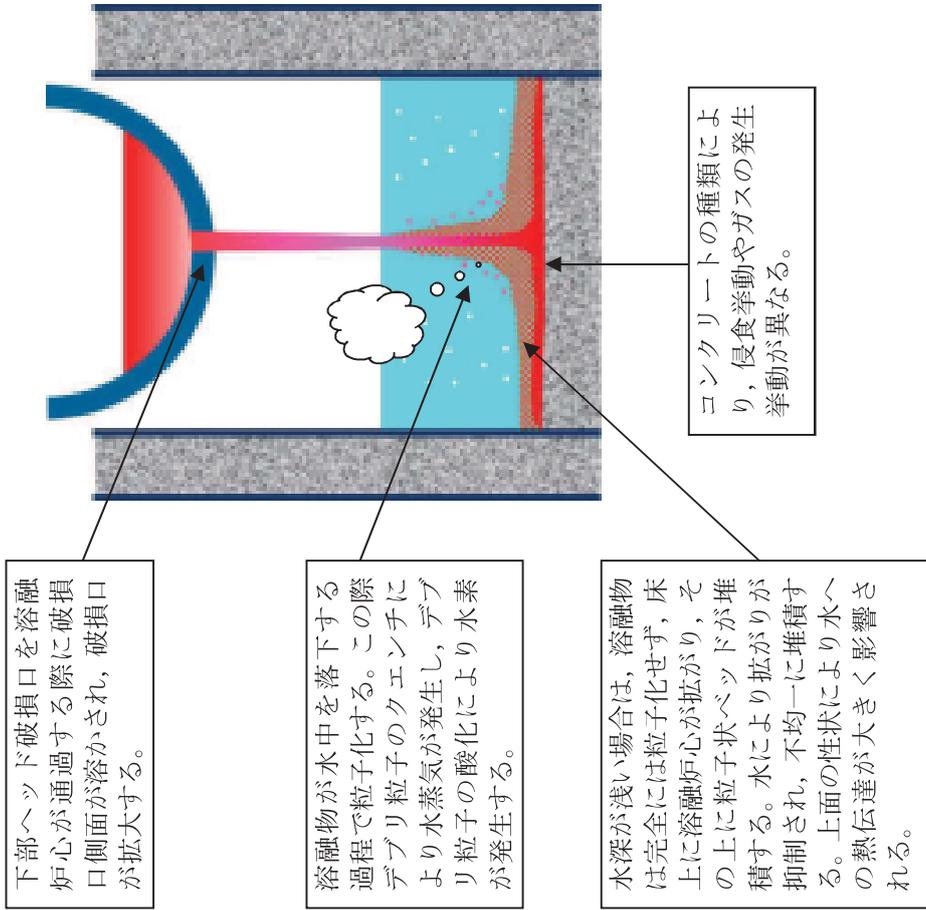


図 4-10 MCCI における不確かさに関する流れ図

実機で想定される現象



解析上の取扱い

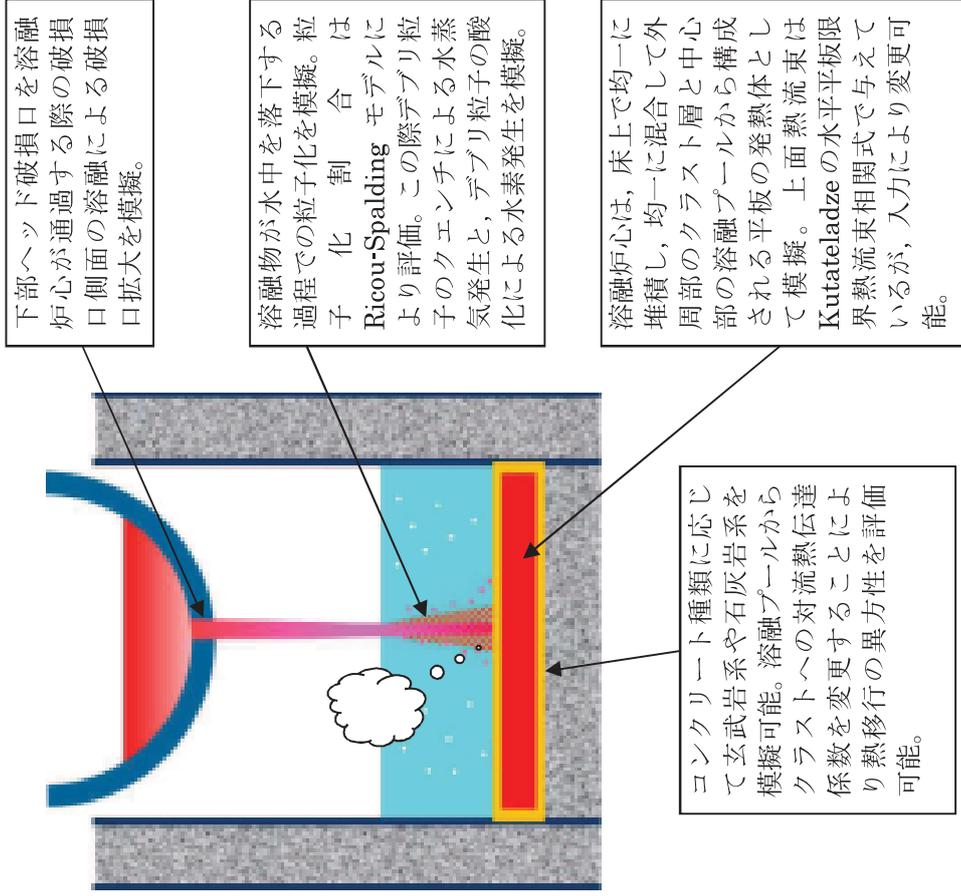


図 4-11 溶融炉心とコンクリートの相互作用における実機で想定される現象と解析上の取扱いの比較

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	ペデスタルの注水開始条件及び注水流量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要。
	エントレインメント係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、MAAP コードの推奨範囲内 (FARO 試験解析に基づく) 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	溶融物の拡がり挙動評価例 (ABWR) を参考に、水張りをしている場合でも想定している溶融炉心落下流量では、ほぼ全面に拡がる結果を得ているため、拡がりの不確かさは小さいと判断し、感度解析は行わない。
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状ベットの熱伝達の不確かさを考慮して保守的な熱流束 (0.8 MW/m^2) を想定	粒径やポロシティの不確かさを考慮して、感度解析を実施。
コンクリート種類 〔玄武岩系コンクリートの侵食の異方性〕	底部と側壁への熱分配	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、底部クラストへは <input type="text"/> 、側壁クラストへは <input type="text"/> を使用	底部と側壁の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3 試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。ノミナル条件をベース条件として、各パラメータの感度を調べた。

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 \square を設定しているが、感度解析ケースでは、MAAPコードのFARO試験解析を元に設定されている当該変数の推奨範囲のうち、最小値である \square と最大値である \square 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ノミナル条件と感度解析ケース

パラメータ	有効性評価	ノミナル条件 (ベースケース)	感度解析ケース	根拠
① エントレインメント係数	\square	同左	(1) \square (小) (2) \square (大)	(1) MAAP 推奨範囲*の最小値 (2) MAAP 推奨範囲*の最大値 *FARO 試験解析を元に設定

(2) 上面熱流束の感度解析

上面熱流束の小さい側の値として, 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, ポロシティの最も小さい 0.26 に対応した熱流束である 400kW/m² (大気圧) を選定し, 大きい側の値として, ポロシティの最も大きい 0.48 に対応した熱流束である 2000kW/m² (大気圧) を選定した。因みに, Kutateladze 式において, 大気圧で 400kW/m² となるように上面熱流束係数を調整した場合には, 4 気圧では, 684kW/m² 程度となる。感度解析ケースを表 5-2 に示す。上面熱流束の不確かさ幅の小さい側の値である 400kW/m² (大気圧) と大きい側の値である 2000kW/m² (大気圧) の解析結果を図 5-2-1a~図 5-2-2b 及び表 5-5 に示す。両方のケースとも熱流束の圧力依存性は考慮している。

上面熱流束が小さいと水への熱伝達量が減少するため, 溶融炉心の温度はベースケースより高めに推移し, コンクリートへの伝熱量も増加するため, 侵食量は増えている。上面熱流束が大きいと逆のことが起こり, 侵食量はほぼゼロになっている。

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 上面熱流束係数のノミナル条件と感度解析ケース

パラメータ	有効性評価	ノミナル条件 (ベースケース)	感度解析ケース	根拠
② 上面熱流束係数 (FCHF)	800kW/m ² 圧力依存性なし	FCHF=0.1 (default) 圧力依存性あり (約 800kW/m ² @ 1ata)	(1) 400kW/m ² @1ata 圧力依存性あり (最小) (2) 2000kW/m ² @1ata 圧力依存性あり (最大)	(1)Lipinski 0-D モデルによる評価(粒子径 3mm)において, ポロシティの最も小さい 0.26 のドライアウト熱流束 (2) ポロシティの最も大きい 0.48 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ノミナル条件と感度解析ケース

パラメータ	有効性評価	ノミナル条件 (ベースケース)	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; 底部クラスト 側壁クラスト	同左	(1) 底部 : <input type="text"/> 側壁 : <input type="text"/> (2) 底部 : <input type="text"/> 側壁 : <input type="text"/>	(1) 底部 : 側壁の 1/4 (CCI-3 試験反映) 側壁 : 推奨入力値 (2) 底部 : 推奨入力値 側壁 : 底部の 1/4 ((1)の逆とした。)

(4) ベースケース，有効性評価及び感度解析ケースの比較

ベースケースと有効性評価の比較を図 5-4a～図 5-4b 及び表 5-5 に示す。

ノミナルベースケースでは，コンクリート侵食量は 2.4cm（床面）程度であり，侵食に対して十分な裕度があることが確認された。

一方，有効性評価では，侵食量は 22.5cm（床面）程度と，ノミナルベースケースに較べて格段に厳しくなっている。この評価結果の保守的要因を感度解析結果より考察する。

不確かさのあるパラメータの感度解析より，上面熱流束の感度が，結果に支配的であることが確認された。有効性評価のコンクリート侵食量は，上面熱流束を最小とした感度解析ケース（400kW/m²@1ata，圧力依存性あり）とほぼ同程度のコンクリート侵食量となっている。このことから，有効性評価の保守性の要因は，上面熱流束を 800kW/m²（圧力に依存せず一定）に設定していることによるものであることが確認された。

また，実験で確認されている侵食面における侵食の不均一性を考慮しても，MAAP コードの予測値の±20%程度の範囲にあるため，侵食量はノミナルベースケースの侵食量 2.4cm に対して高々 2.9cm（2.4cm×1.2）程度と考えられ，有効性評価の保守性の範囲に含まれる。

No. 審査-9-2 に対するご回答

(5) 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 5-5a～図 5-5d 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	有効性評価	ノミナル条件 (ベースケース)	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
ノミナルベースケース	<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 (FCHF=0.1 デフォルト) 圧力依存性あり ・ 溶融プールからクラストへの熱伝達係数 底部 <input type="text"/> 側壁 <input type="text"/> ・ コンクリート組成: 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
②-1 上面熱流束 小	上面熱流束: 400kW/m ² @ 1ata 圧力依存性あり	床面: 25.8cm 壁面: 24.1cm
②-2 上面熱流束 大	上面熱流束: 2000kW/m ² @ 1ata 圧力依存性あり	床面: 0.0cm 壁面: 0.0cm
③-1 溶融プール熱伝達床方向大	溶融プール熱伝達: 底部 <input type="text"/> 側壁 <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: 底部 <input type="text"/> 側壁 <input type="text"/>	床面: 2.1cm 壁面: 2.4cm
有効性評価	<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: 800kW/m² @ 1ata 圧力依存性なし ・ 溶融プールからクラストへの熱伝達係数 底部 <input type="text"/> 側壁 <input type="text"/> ・ コンクリート種類: 玄武岩系 	床面: 22.5cm 壁面: 21.6cm
(参考解析) 石灰岩系コンクリート	石灰岩系コンクリート物性値	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。」

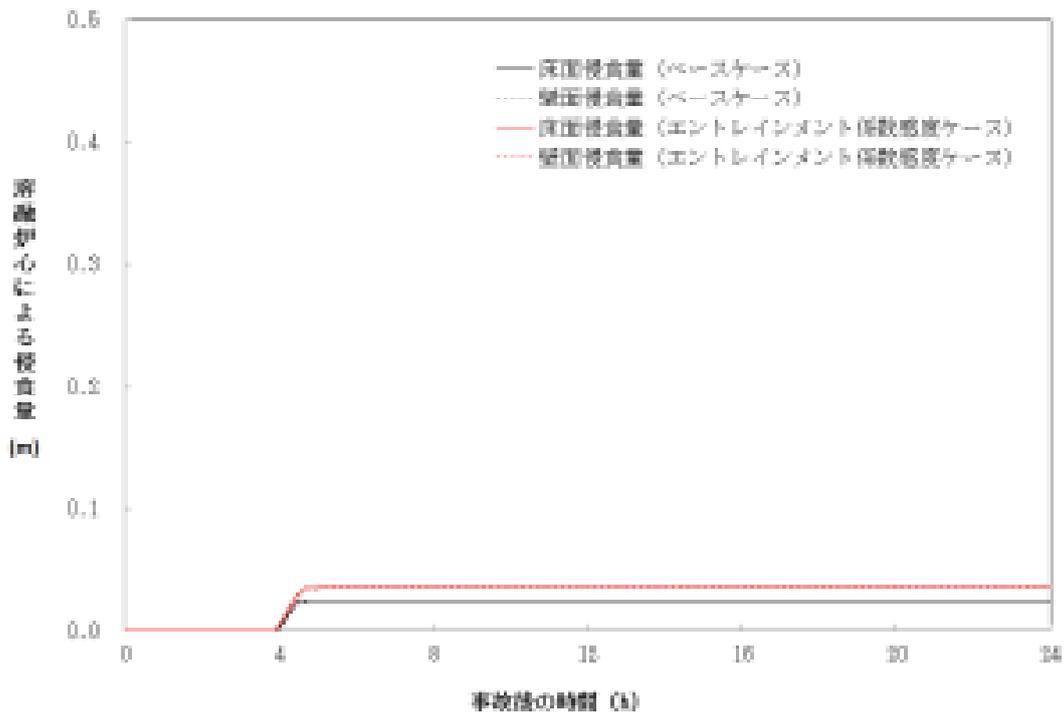


図 5-1-1a コンクリート侵食量の比較（エントレインメント係数 ）

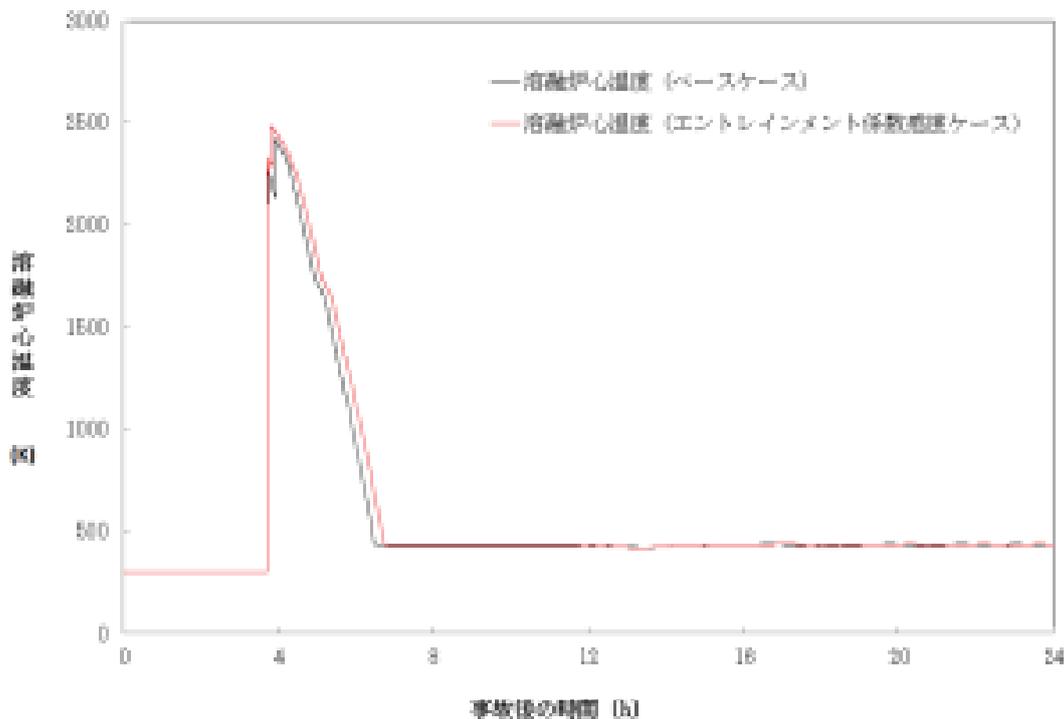


図 5-1-1b 溶融炉心温度の比較（エントレインメント係数 ）

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。

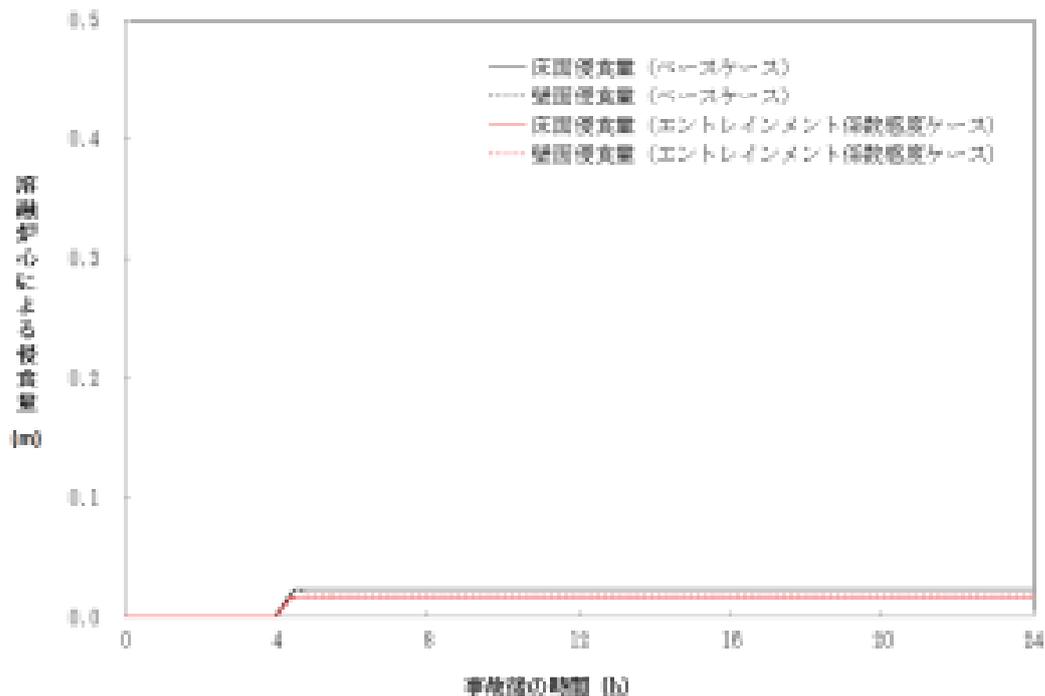


図 5-1-2a コンクリート侵食量の比較 (エントレインメント係数)

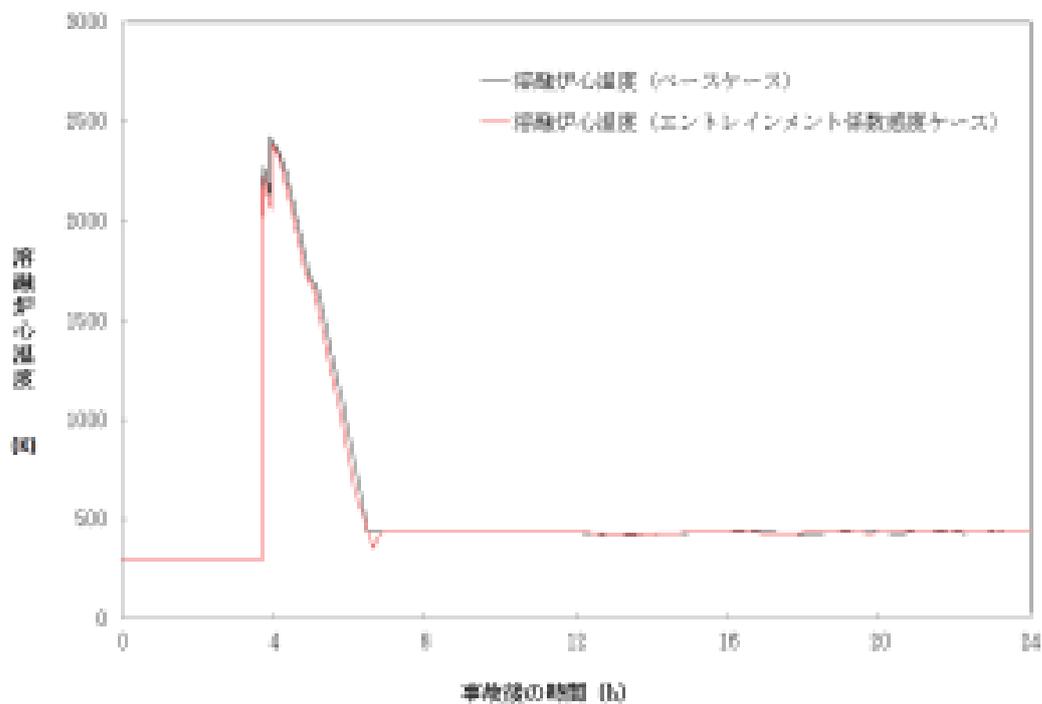


図 5-1-2b 溶融炉心温度の比較 (エントレインメント係数)

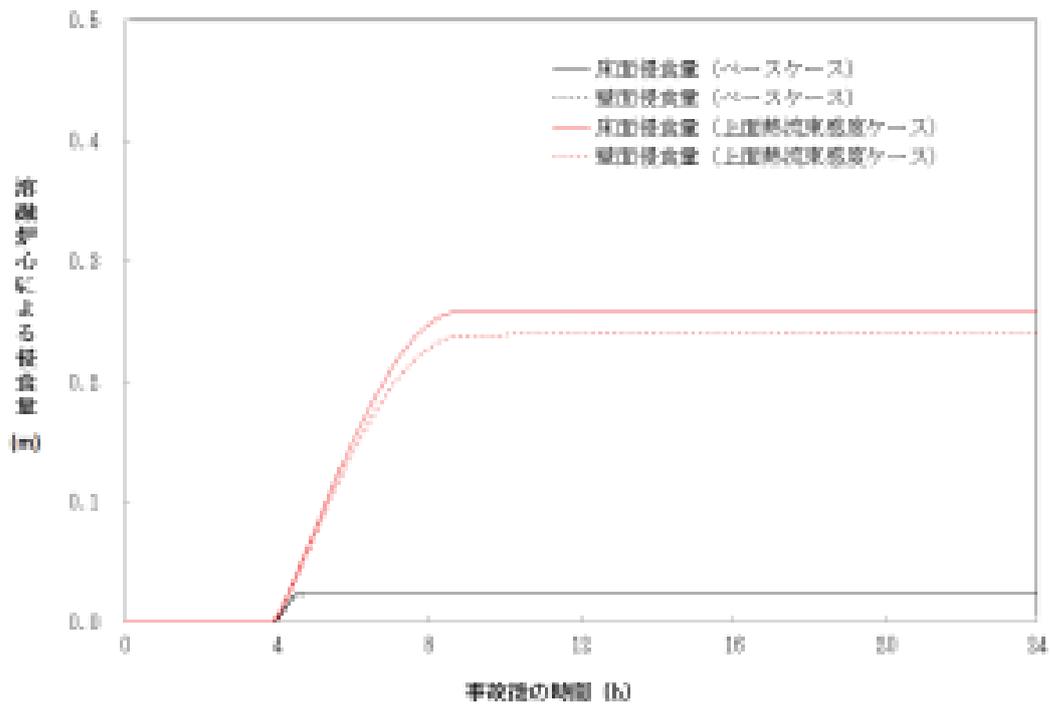


図 5-2-1a コンクリート侵食量の比較 (上面熱流束 400kW/m² @1ata)

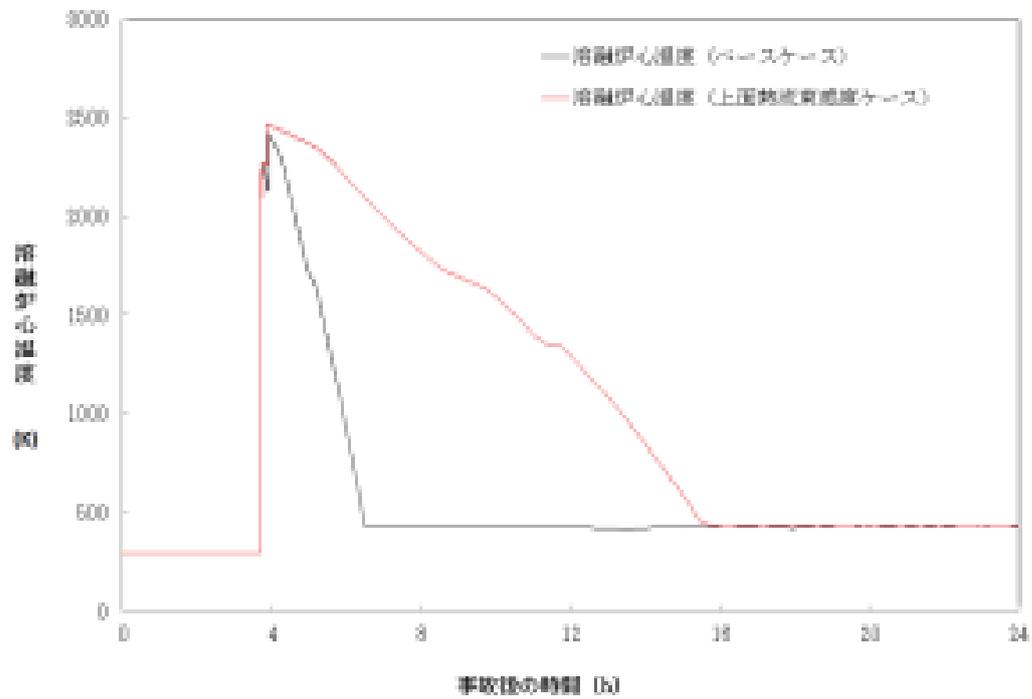


図 5-2-1b 溶融炉心温度の比較の比較 (上面熱流束 400kW/m² @1ata)

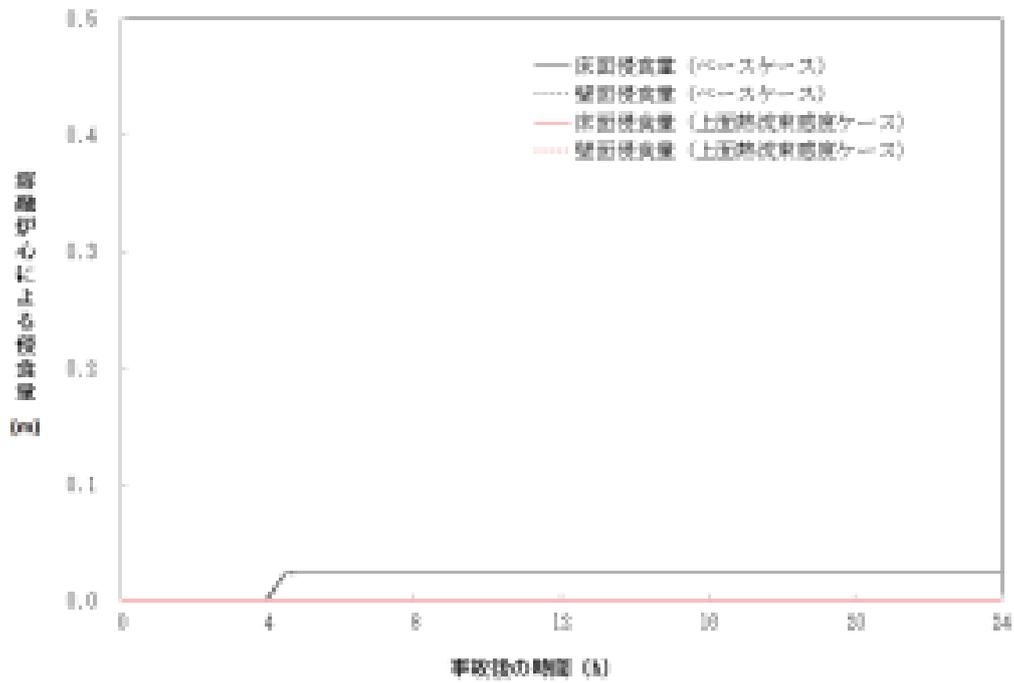


図 5-2-2a コンクリート侵食量の比較（上面熱流束 2000kW/m² @1ata）

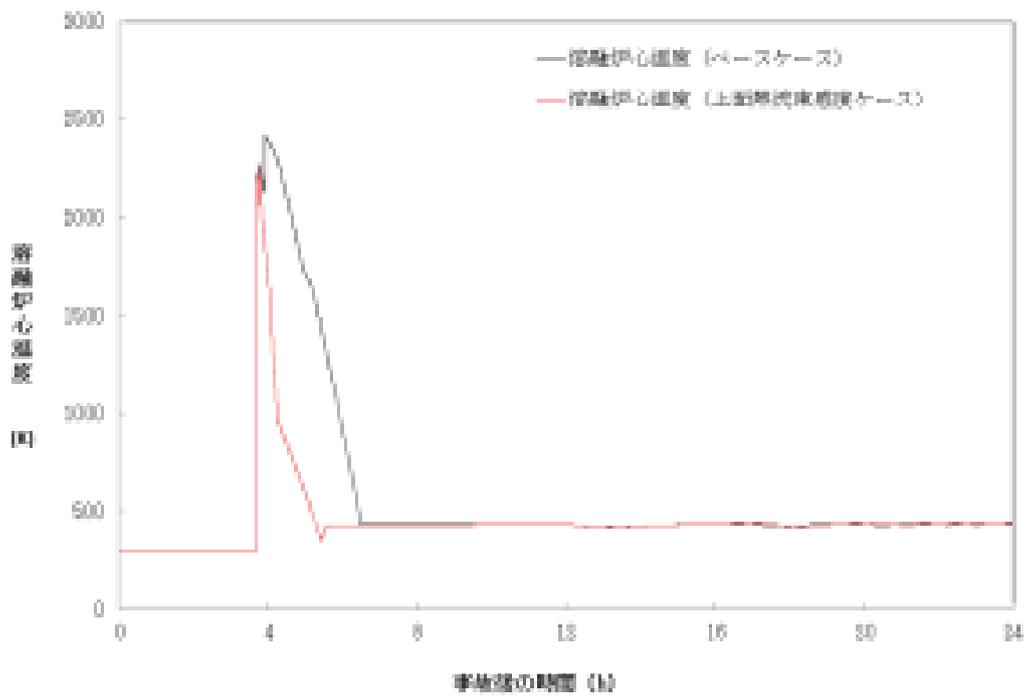


図 5-2-2b 溶融炉心温度の比較（上面熱流束 2000kW/m² @1ata）

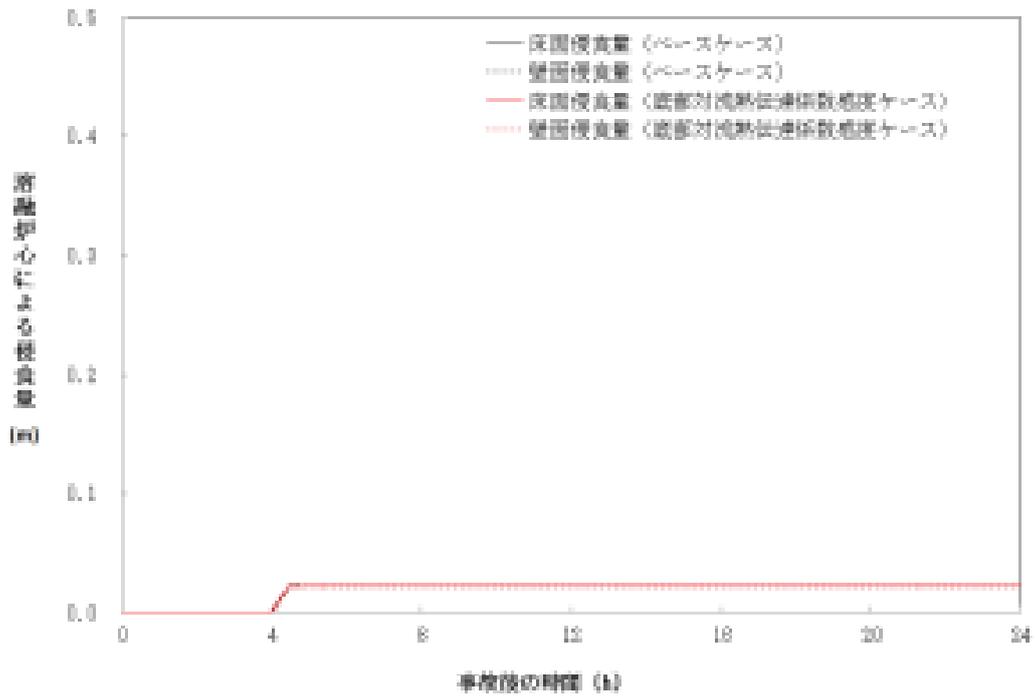


図 5-3-1a コンクリート侵食量の比較 (底部対流熱伝達係数大)

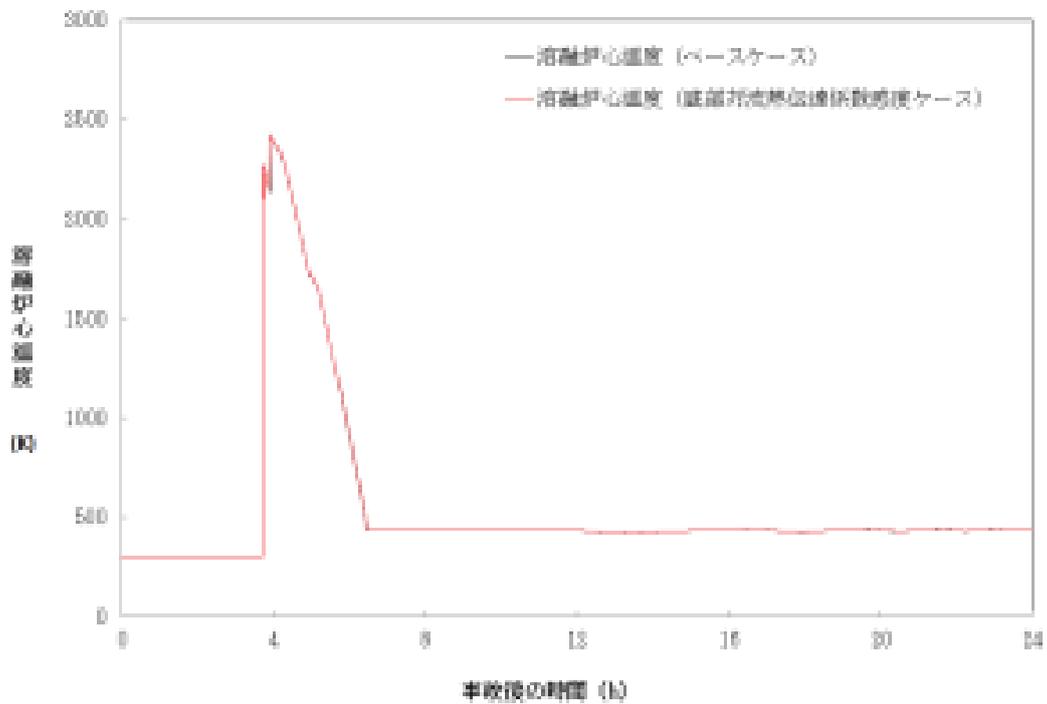


図 5-3-1b 溶融炉心温度の比較 (底部対流熱伝達係数大)

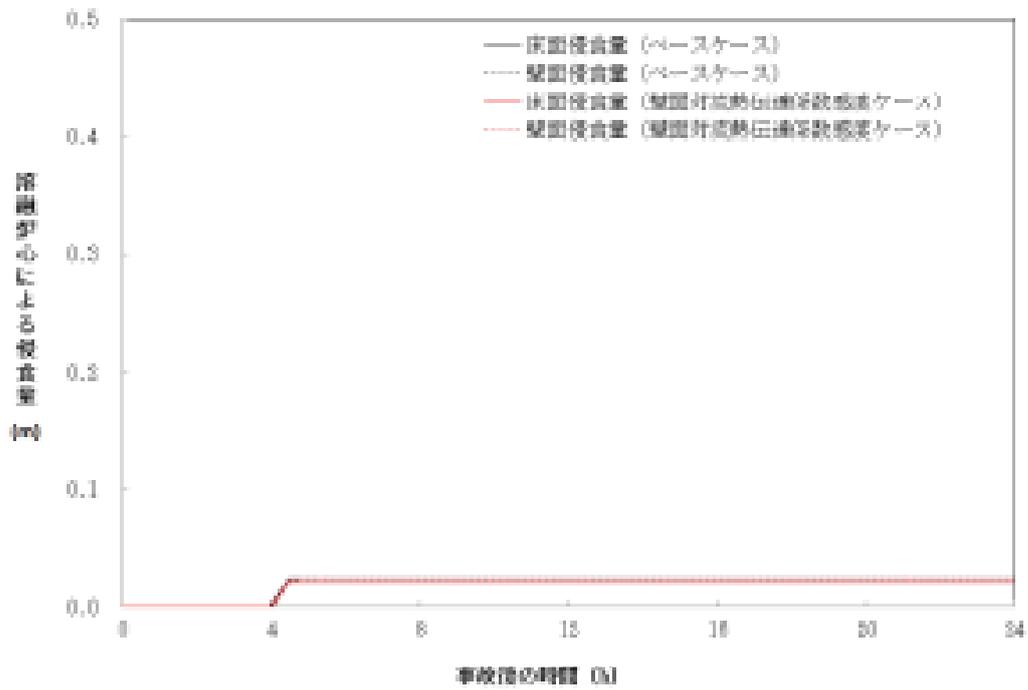


図 5-3-2a コンクリート侵食量の比較 (壁面对流熱伝達係数大)

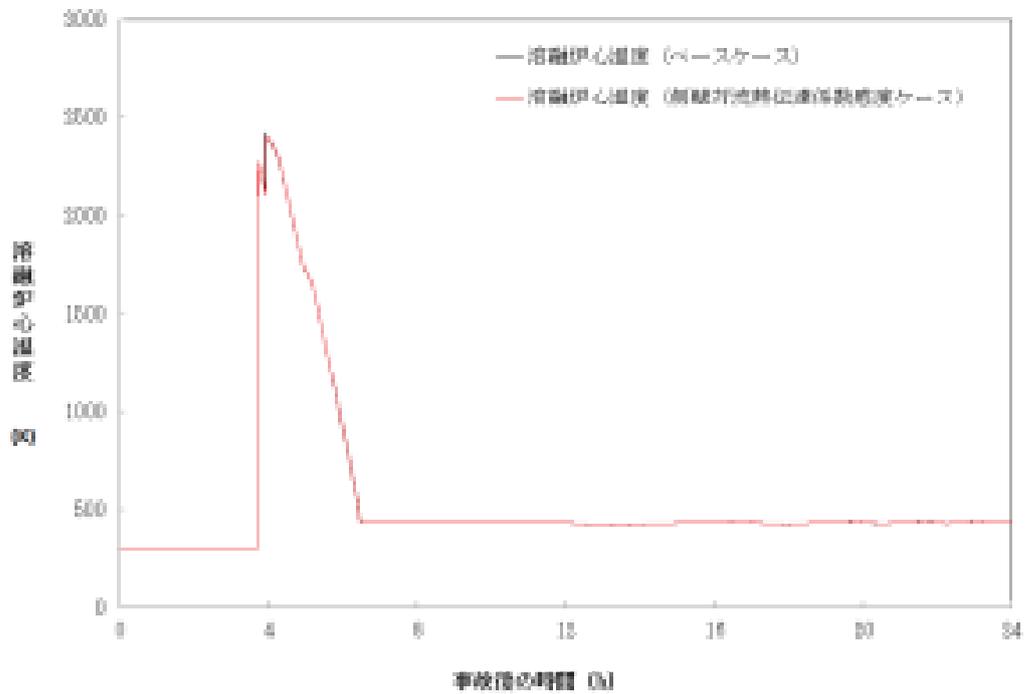


図 5-3-2b 溶融炉心温度の比較 (壁面对流熱伝達係数大)

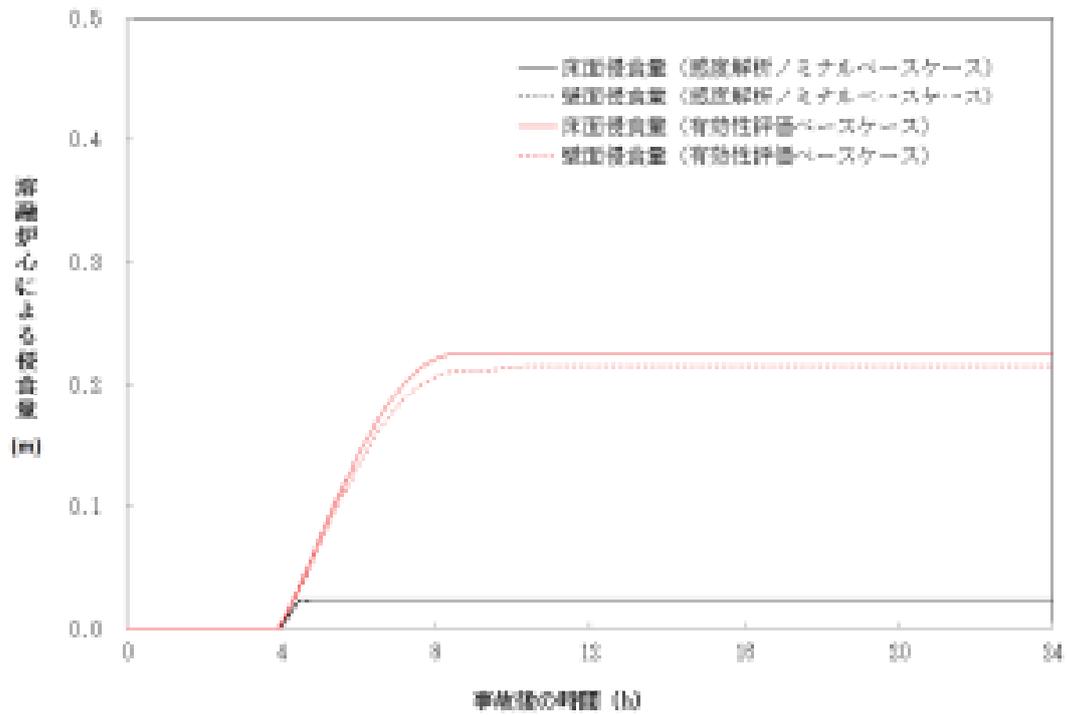


図 5-4a コンクリート侵食量の比較 (有効性評価とノミナルベースケース)

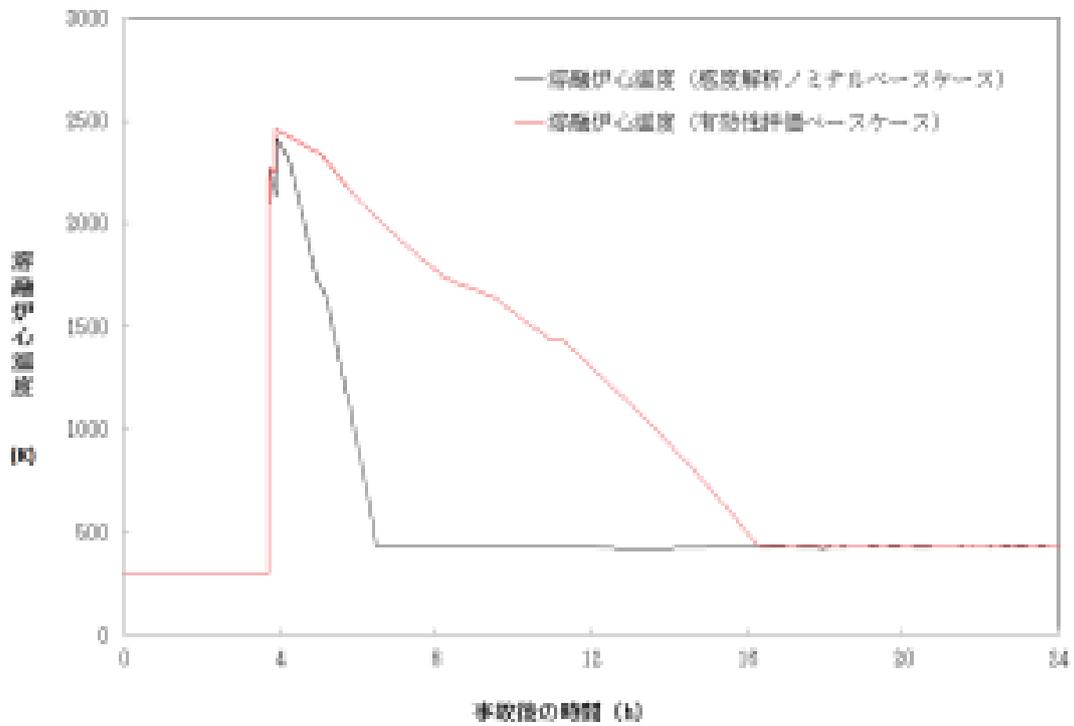


図 5-4b 溶融炉心温度の比較 (有効性評価とノミナルベースケース)

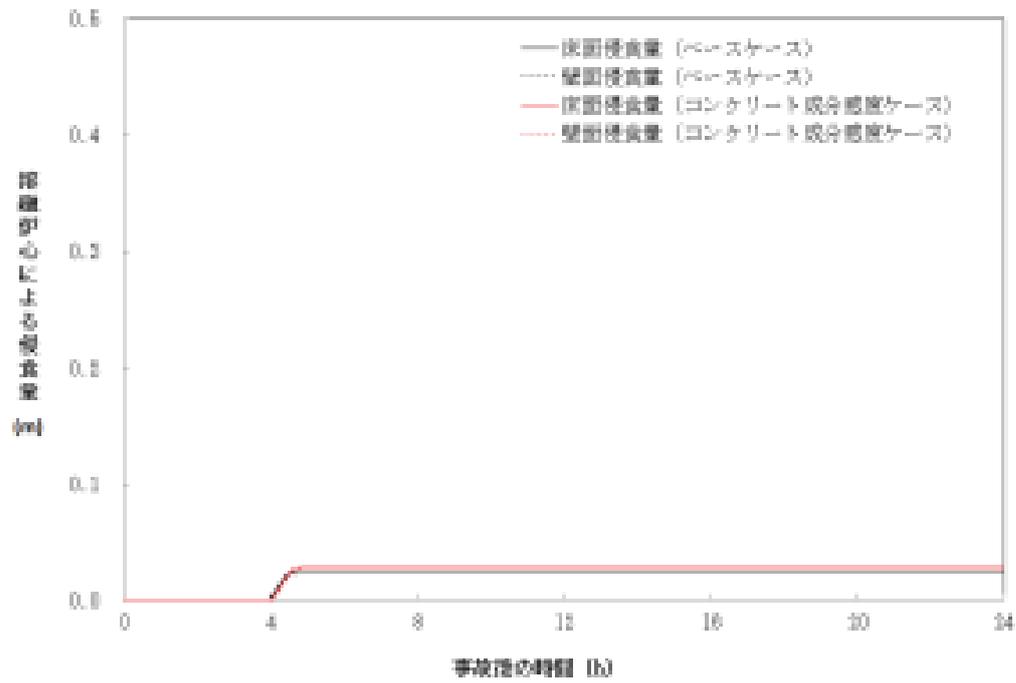


図 5-5a コンクリート侵食量の比較（石灰岩系コンクリート）

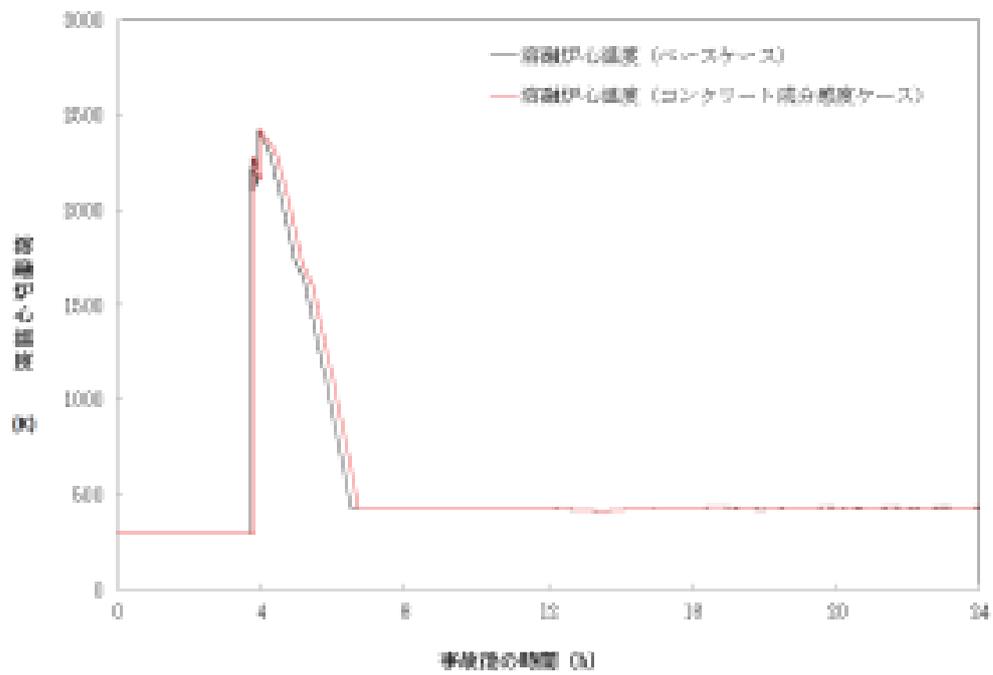


図 5-5b 溶融炉心温度の比較（石灰岩系コンクリート）

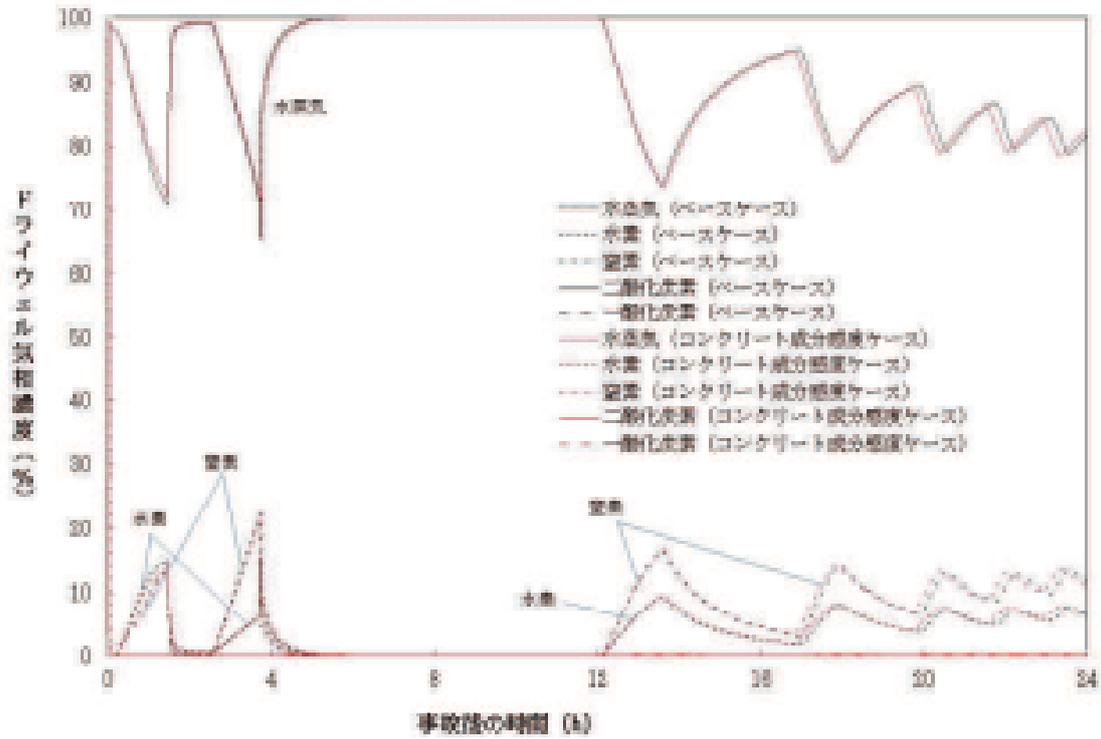


図 5-5c ドライウェルガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

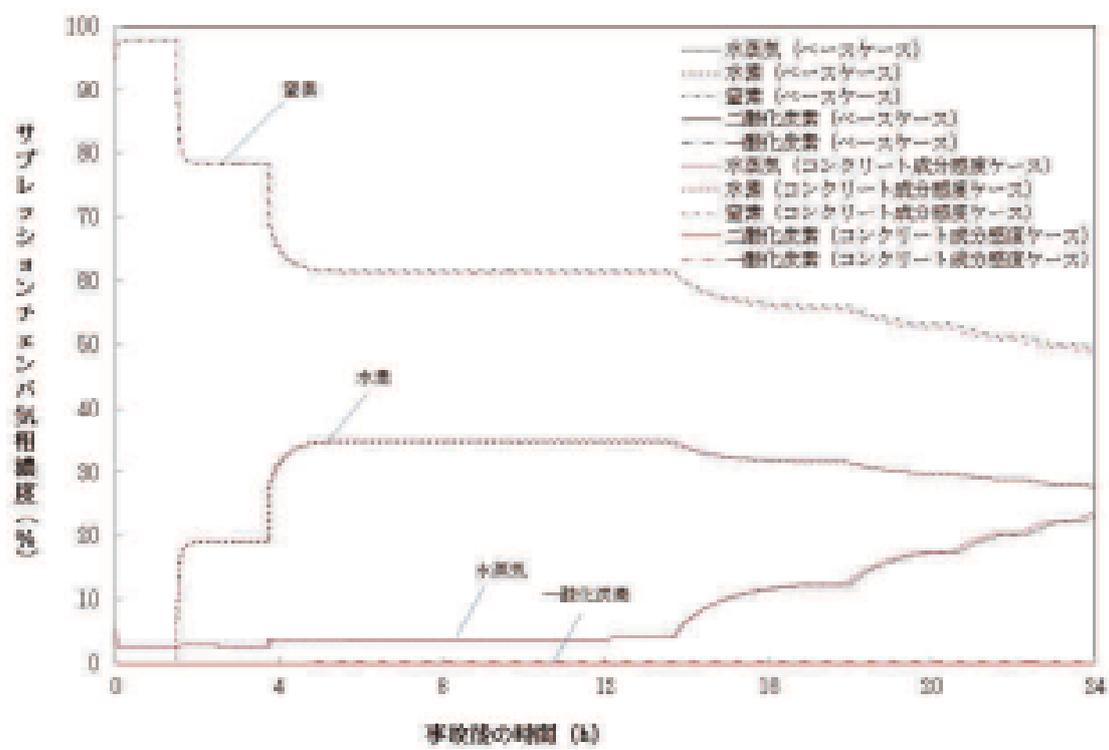


図 5-5d サプレッションチェンバガスモル分率 (石灰岩系コンクリート)

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次元侵食試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、溶融プールから底部と側壁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。有効性評価に使用している上面熱流束は、不確かさを考慮しても保守的な値が使用されていることが確認された。

コンクリート侵食の異方性の影響を確認するため、溶融プールから底部と側壁への熱分配の異方性として扱い、溶融プールから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。上面熱流束を最小とした感度解析ケースと有効評価がほぼ同程度のコンクリート侵食量となっていることから、有効性評価は、上面熱流束を保守的に設定 (800kW/m^2 , 圧力に依存せず一定) していることにより、保守的な侵食量を与える結果となっていることが確認された。

No.審査-9-2 に対するご回答

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 モデルの検証解析結果から、実験における侵食のばらつきが、MAAP コードの予測値の高々 $\pm 20\%$ 程度の範囲内に収まっていることから、侵食の不均一性を考慮しても有効性評価の保守性の範囲に収まっていることが確認された。

なお、他の条件を同一としコンクリートを石灰岩系コンクリートとした解析も参考に実施したところ、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。これらの試験は、実機における MCCI 継続の影響の検討に参考となる。

(1) SURC 試験 (SNL) ^[4]

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 回試験が実施された。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 試験では石灰岩系 (米国で使用されている)、SURC-2 試験では玄武岩系のコンクリートを使用) を入れた MgO 製の円筒容器に約 250kg の模擬デブリ (組成: UO_2 69%, ZrO_2 22%, Zr 9%) を誘導加熱して溶融させてコンクリートとの反応を継続させた。SURC-2 のコンクリートの侵食深さの変化を図付 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、試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。尚、SURC-4 試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、これは試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、試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。

(2) ACE 実験 (ANL) ^[3]

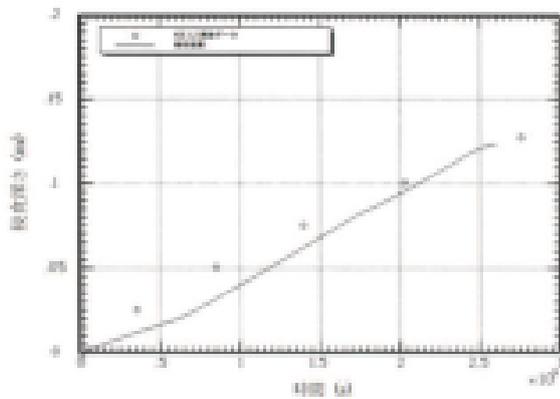
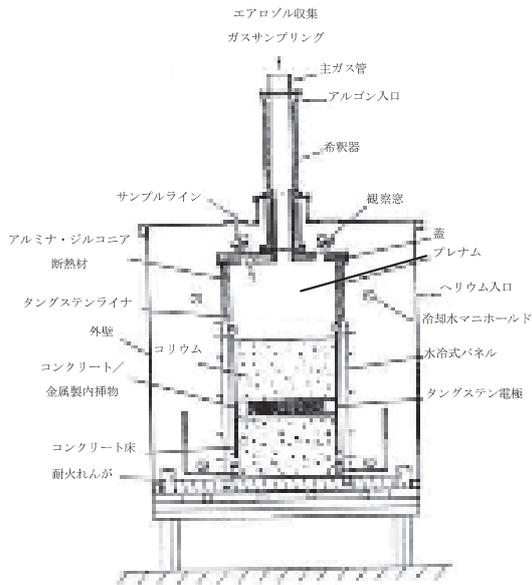
MCCI における熱水力学的及び化学的プロセスを検証し関連コードのデータベースを拡充することを目的に、国際プログラムとして ACE (Advanced Containment Experiments) 計画の一部として実施された。Phase-C で MCCI 時の FP エアロゾル放出の定量化の目的で試験が実施された。実験装置の概要を図付 1-4 に示す。実炉組成の約 300kg の模擬デブリを使用し、タングステン電極により直接通電により加熱し熔融させている。コンクリート侵食はベースマット中にある熱電対によりモニターされている。試験マトリックスを表付 1-1 に示すが、実験はコンクリートの種類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

L2 試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 試験マトリックス^[3]

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 ₂ C
L7	L/S	250	BWR	70	B ₂ C
L8	L/L	350/150 ^c	PWR	70	Ag, In

a. Concrete type: L/S: limestone/corncob meal
 S: siliceous
 L/L: limestone/siliceous



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

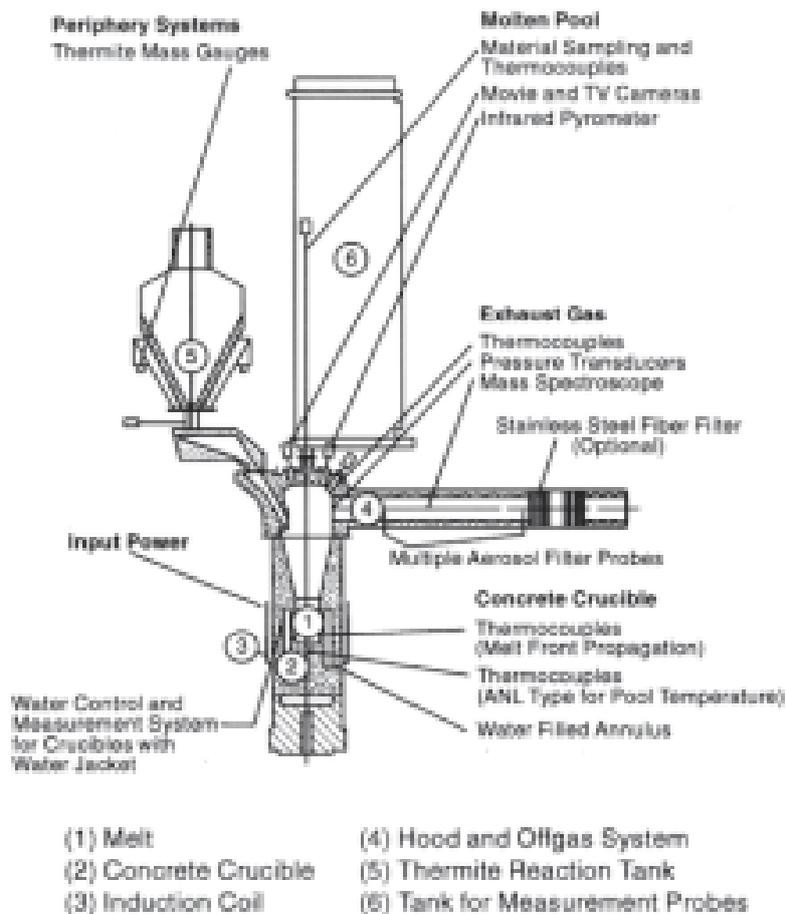
図付 1-4 ACE/MCCI 実験装置^[3]

図付 1-5 ACE-L2 試験と MAAP 解析の侵食深さの比較^[34]

(3) BETA 実験 (独 KfK) [6]

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。

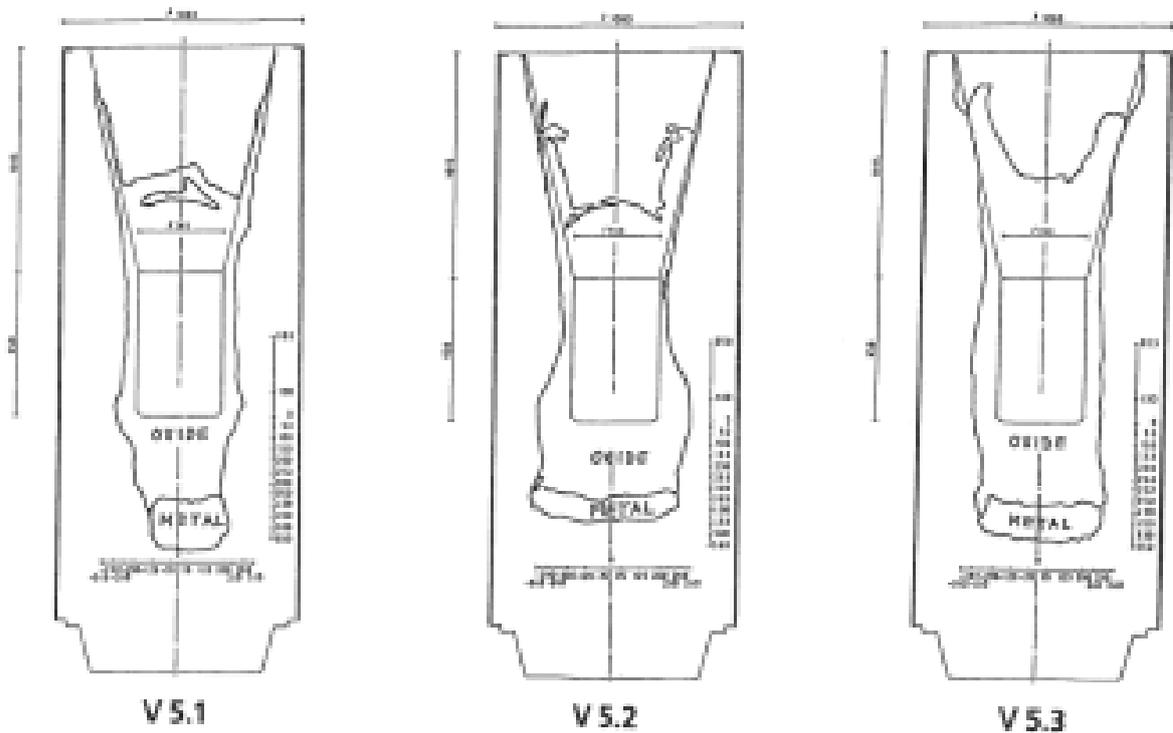
実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図を、図付 1-7 に示す。壁方向よりは、床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され、Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 試験と V5.2 試験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較^[34]を図付 1-8 及び図付 1-9 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。この MAAP のベンチマーク解析により、2次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている。



図付 1-6 BETA 実験装置 [34]

表付 1-2 BETA 試験マトリックス^[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 Zr ₇ -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 ₃ , 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 ₃ , 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 試験、原子力発電技術機構 (NUPEC) により実施された COTELS 実験がある。

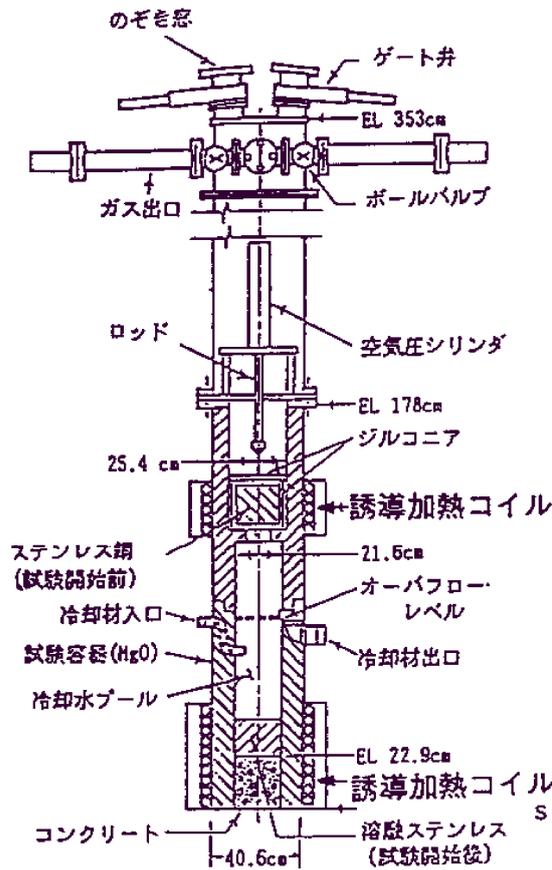
以下の実験の知見を示す。

- 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 試験（日本 原子力発電技術機構 (NUPEC)）
- ⑤ OECD/MCCI 試験（米国アルゴンヌ研究所 (ANL)）

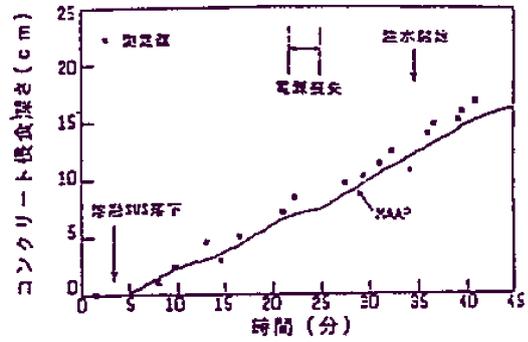
(1) SWISS 実験（米国 SNL）^[7]

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。試験結果 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、溶融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）。

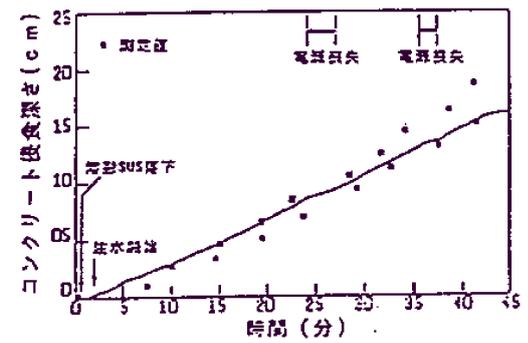
実験条件：45kgのSUSを内径21.6cmのコンクリート上に溶融させた状態で落下して注水を実施。比出力1.6kW/kg SUS



実験装置の概要 (SWISS実験)



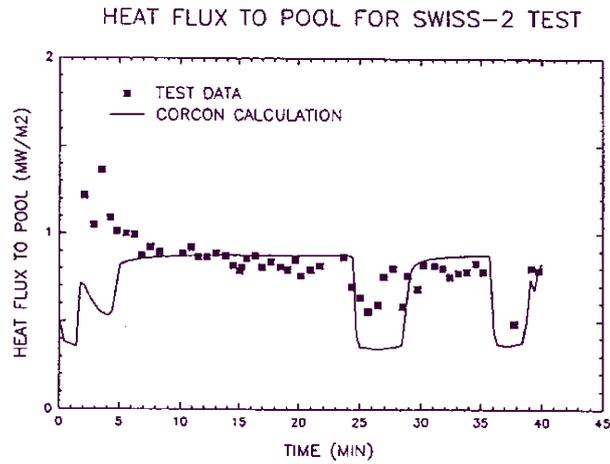
SWISS-1 実験におけるコンクリート侵食深さの比較



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)

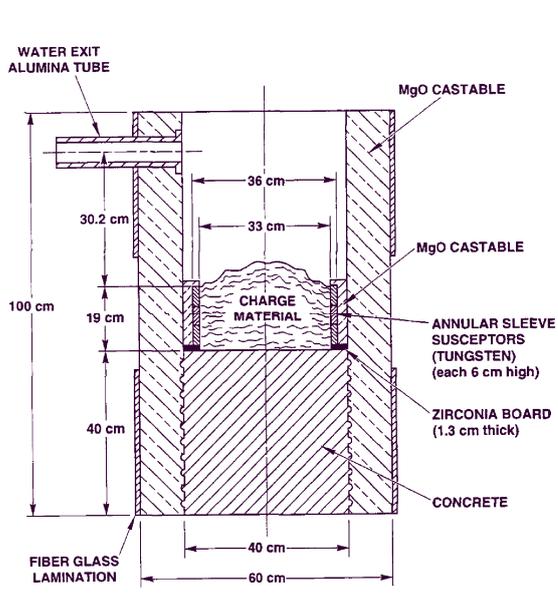
図付 2-1 SWISS 実験の実験装置とコンクリート侵食深さの実験と解析 (MAAP) の比較^[7]



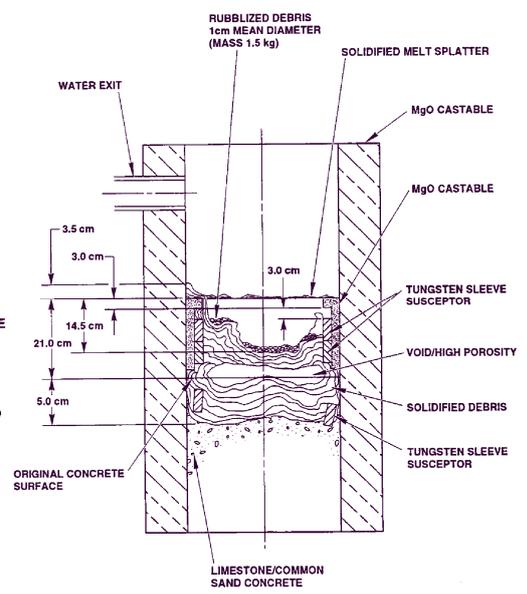
図付 2-2 SWISS-2 実験の水プールへの熱流束^[7]

(2) WETCOR 実験 (米国 SNL) ^[8]

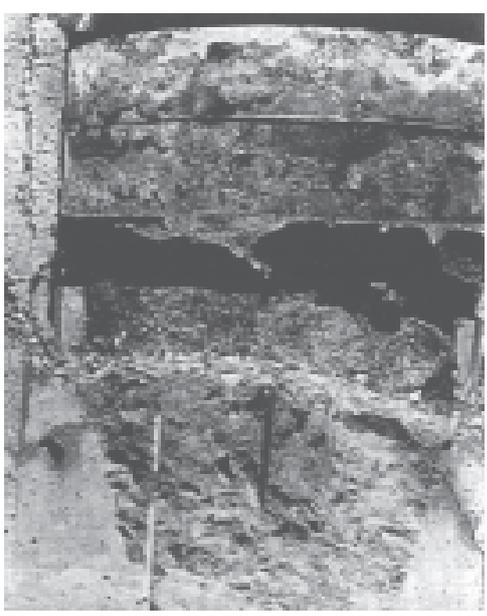
Al_2O_3 と CaO の酸化物混合溶融物 34 kg を用いてコンクリートとの反応中に注水し溶融物の冷却性を調べる実験が行われた (図付 2-3 参照)。SWISS 実験と同様の理由によりコンクリートの侵食が継続した。コンクリート侵食速度は SWISS 実験と比べて約 1/3 に低下している。水プールへの熱流束は溶融時に $520kW/m^2$ 程度、凝固時に $200kW/m^2$ 程度であった。



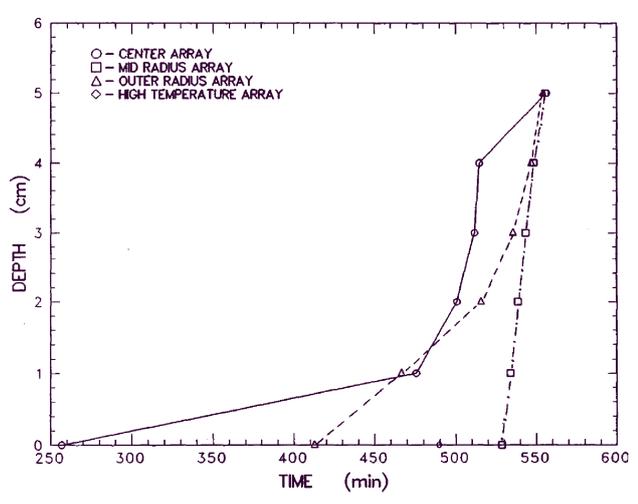
(実験装置の概要)



(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]

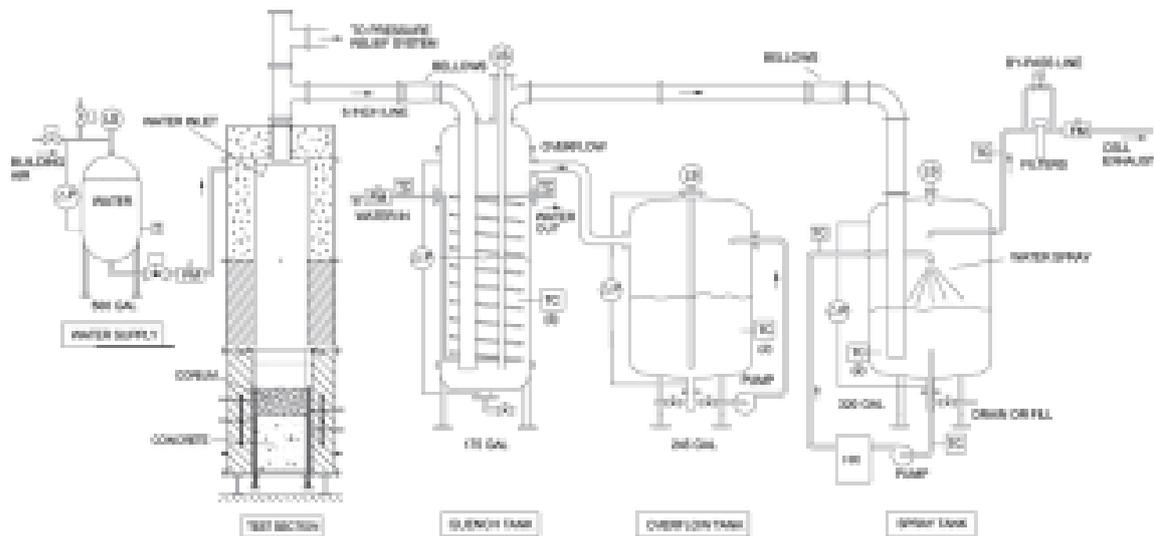
(3) MACE 実験 (米国 ANL) ^{[3][9][10]}

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。

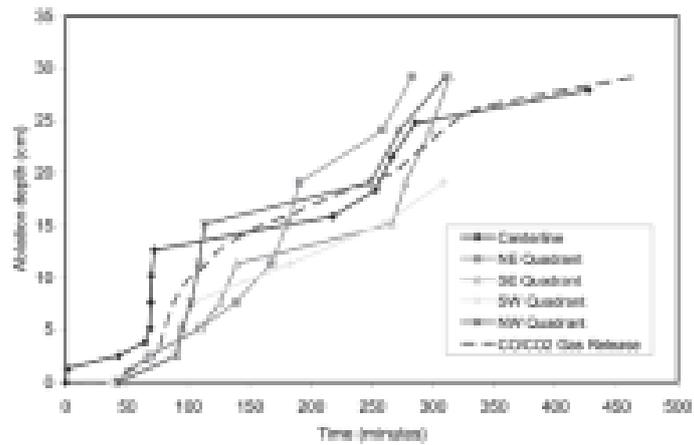
M3b と M4 の実験結果を図付 2-5 及び図付 2-6 に示す。いずれのケースもコンクリート侵食が継続する結果となっている。実験後の溶融炉心模擬物の固化状況を見ると、メルト上部に安定クラストが形成され側壁に固定化されており、クラスト下部に空洞が見られ、クラストと溶融物とが分離した状態になっている。メルトから冷却水への熱流束を見ると、注水直後の短期間は、大きい熱流束となっているが、安定クラストが形成されクラストと溶融物が分離したと想定される状況では、熱流束は低下している。安定クラストの形成とメルトとの分離によりクラストの下にあるデブリの冷却が阻害される結果となったと分析されている。しかしながら、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 試験の主要条件^[10]

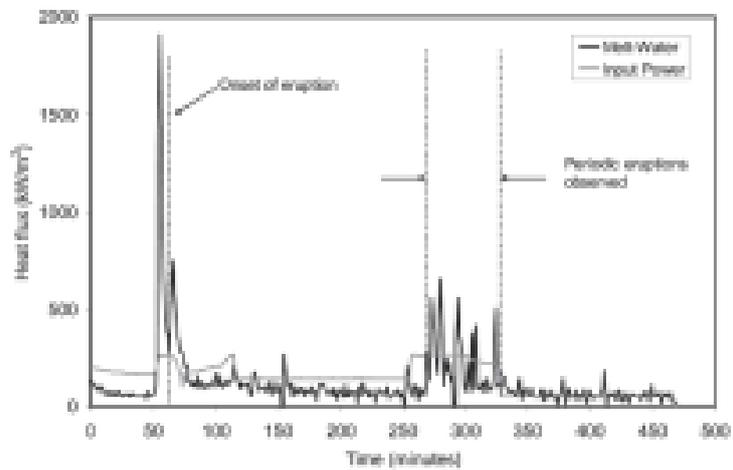
	M0	M1b	M3	M4	
熔融炉心模擬物重量 (kg)	130	480	1800	480	
コンクリート床 浸食開始時熔融炉心 模擬物組成(%)	UO ₂	56	65	57	57
	ZrO ₂	11	13	29	29
	Zr	4	3	-	-
	その他 (コンクリート 成分等)	29	19	14	14
熔融炉心模擬物深さ (m)	0.15	0.25	0.2	0.3	
熔融炉心模擬物初期温度 (K)	2000	2350	2250	2280	
熔融炉心模擬物初期充熱量 (kW)	100	130	300	130	
コンクリートの種類	石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系	
コンクリート床面積 (m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



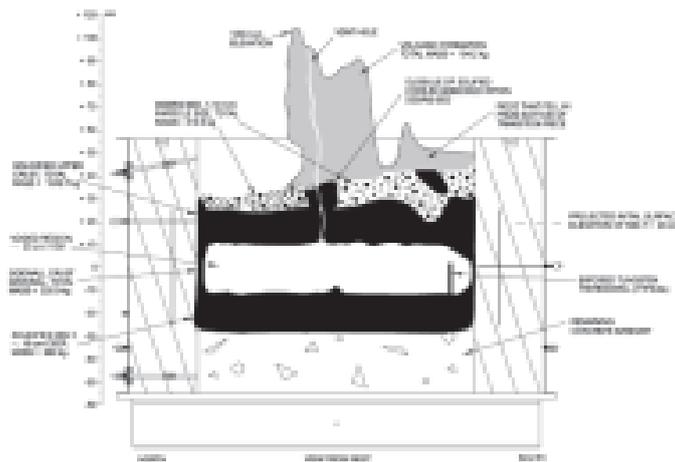
図付 2-4 MACE 及び OECD/MCCI 実験装置^[9]



(軸方向侵食データ)

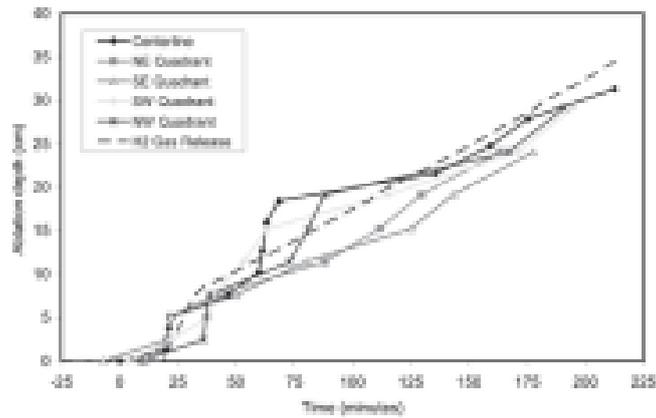


(メルトから水への熱流束)

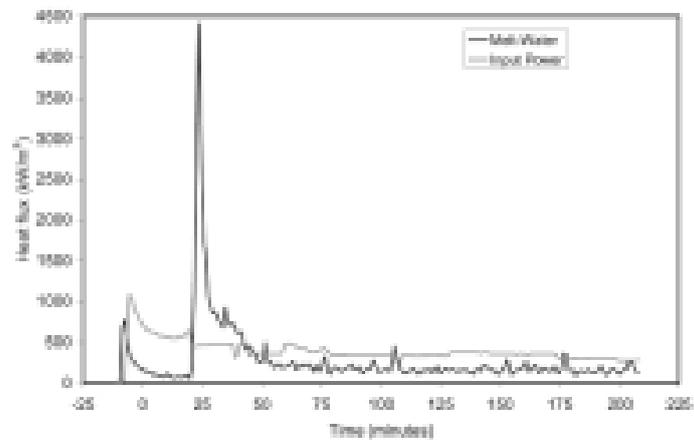


(実験後状態の模式)

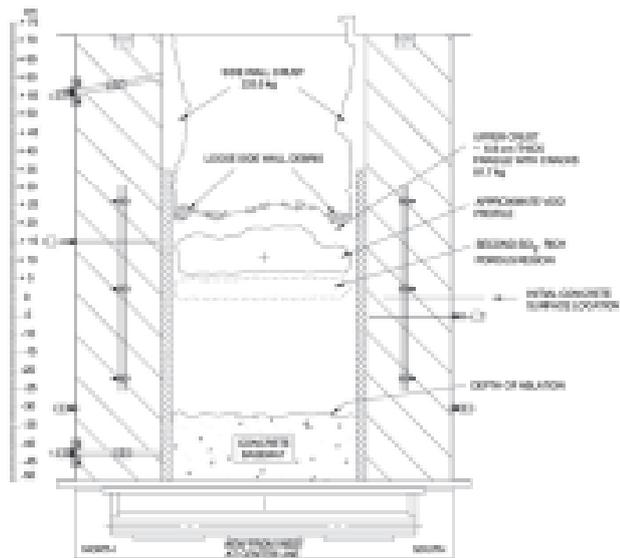
図付 2-5 MACE-M3b 試験結果^[10]



(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 試験結果^[10]

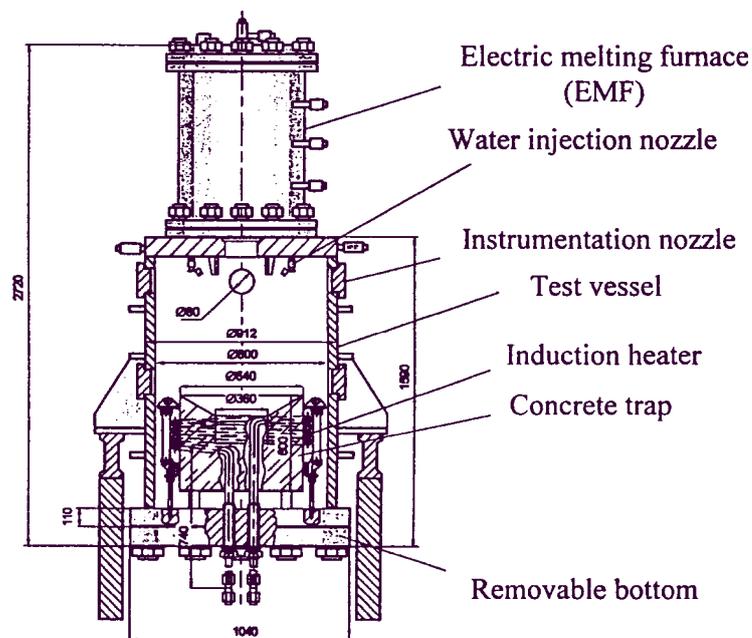
(4) COTELS 試験 (日本 NUPEC) [1][11]

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試験装置を示す。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試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。

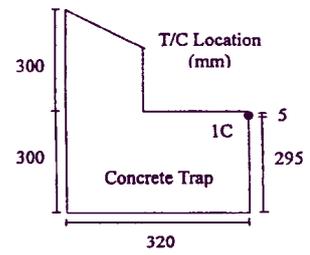
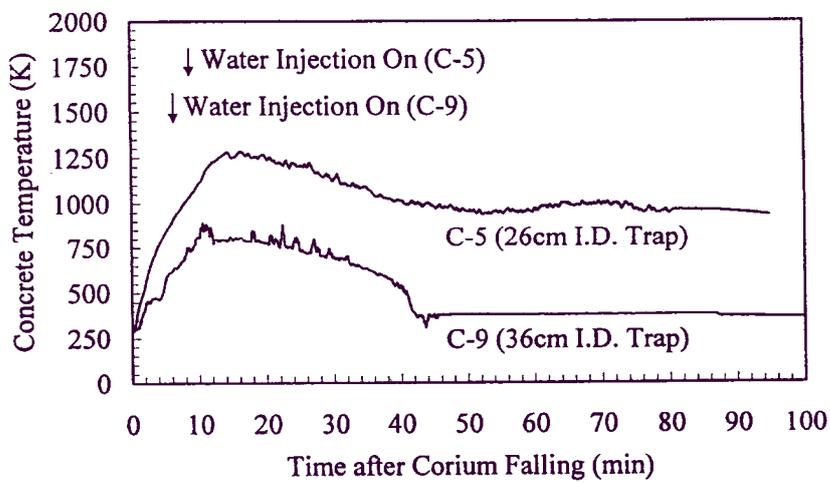
COTELS 試験では、いずれもデブリによるコンクリート侵食が生じているが、先行の SWISS, WETCOR, MACE とは異なり、コンクリート侵食は停止している。これは、以下の理由と分析されている。

- ・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

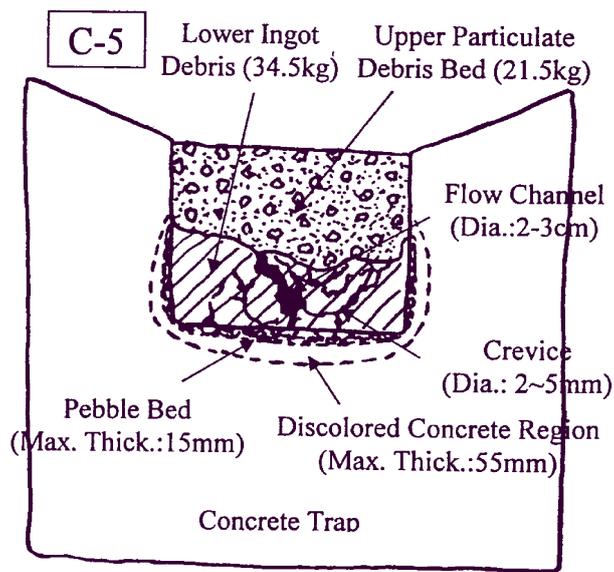
溶融物から水プールへの熱流束は水プールへの熱流束は $100\sim 650\text{kW/m}^2$ 程度であったが、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水がさらに高い除熱能力を有する可能性があることが示唆されている。



図付 2-7 COTELS 試験装置 (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)



(試験後のコリウム断面の模式図)

図付 2-8 COTELS C-5 試験の結果^[11]

(5) OECD/MCCI 試験 (ANL)^{[10][12][13]}

OECD/MCCI 試験は、MACE 実験や COTELS 試験の注水を伴う MCCI 試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、以下の試験が実施された。

① クラスト浸水・強度試験 (SSWICS 試験)

SSWICS 試験は、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。試験装置の構造を図付 2-11 に示し、試験条件一覧を表付 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試験である。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。試験結果より、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 試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。試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。この試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 100kW/m^2 となっている。

② 溶融物噴出試験 (MET 試験)

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。クラスト浸水試験と同様に、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。クラスト浸水試験との違いは、本試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試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試験 (CCI 試験)

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。試験装置のテスト部の構造を図付 2-13 に示し、試験条件一覧を表付 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試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

に到達した時点で試験を終了している。試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 2-17 参照）。コンクリート種類を変えて 3 回試験が行われている。CCI 試験のコンクリート組成を表付 2-4 に示す。CCI 試験のデブリ-水間の熱流束を図付 2-14 に示し、溶融物の平均温度を図付 2-15 に示す。また、試験後の侵食状態の模式図を図付 2-16 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 試験（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 試験（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 クラスト破損試験

本試験は上記①③の試験に付随して実施されており、①の SSWICS 試験で形成されたクラストの冷却後破損強度を調べる試験と、③の 2 次元侵食試験の間に高温状態で破損させる試験の 2 種の試験が行われている。

前者の試験では、クラスト浸水試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。低温クラスト破損試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、本試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 次元侵食試験では、注水前の高温状態で突き棒（lance）によりクラストが破損する荷重を測定し、注水後にも再度突き棒によりクラストが破損する荷重を測定している。これにより、現実に近い状態でのクエンチ前後のクラスト強度が確認され、クエンチ後は、クラスト強度が大きく低下することが確認された。

OECD/MCCI 試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 試験について、MAAP コードによりベンチマーク解析が行われている^[35]。

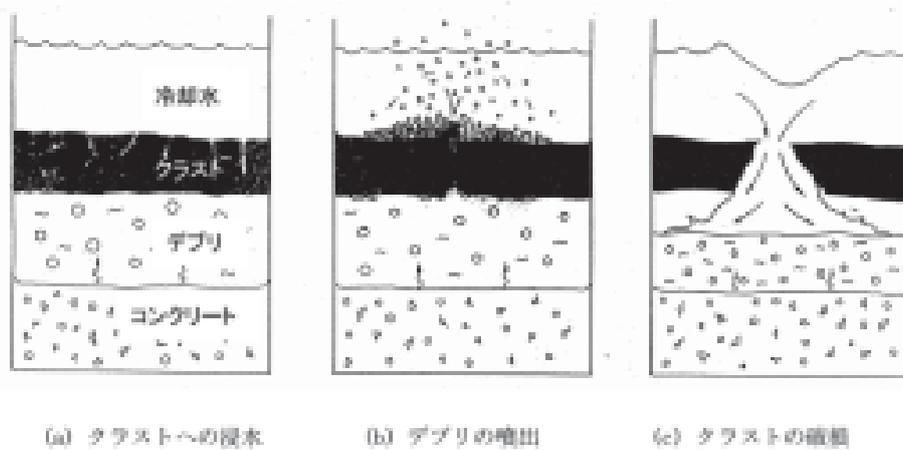
No.審査-9-1 に対するご回答

CCI-2 試験（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%程度の値）になることを考慮して設定されている。また、CCI-2 試験では、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。

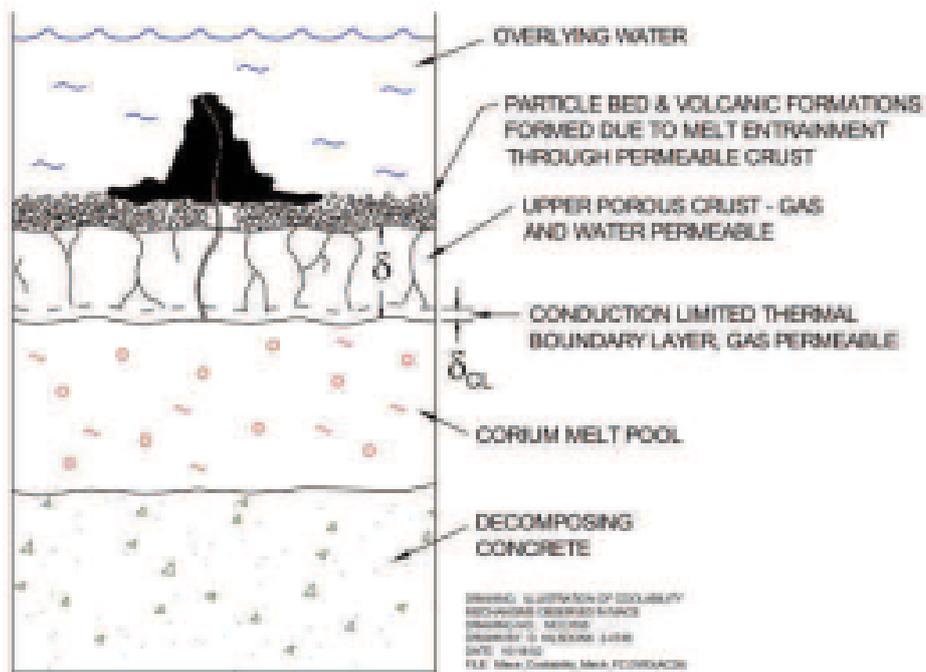
No.審査-9-1 に対するご回答

CCI-3 試験（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 試験では、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 試験を対象にした 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。



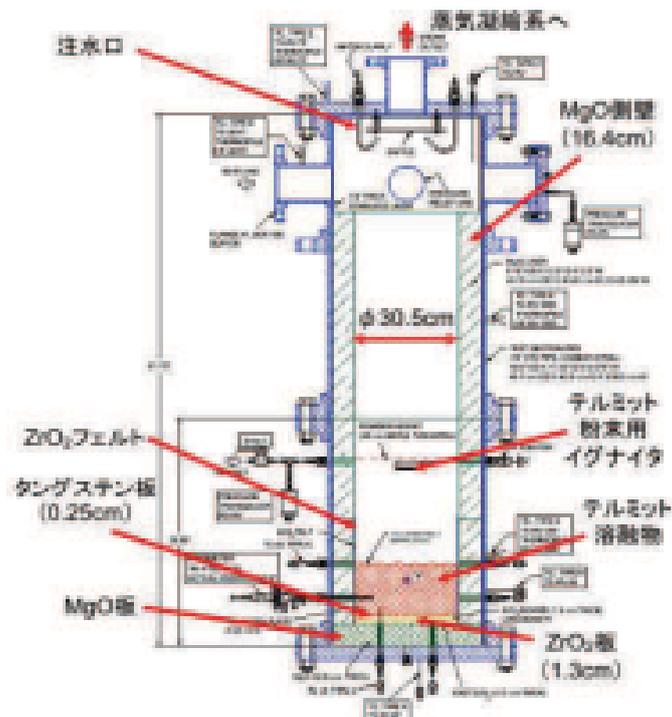
図付 2-9 想定されているデブリ冷却メカニズム^[38]



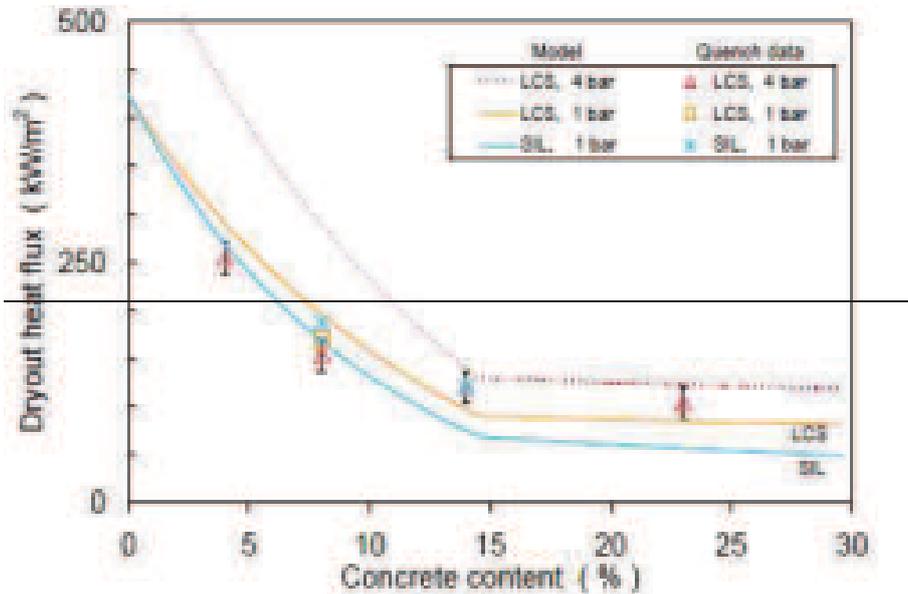
図付 2-10 想定されている火山型クラストの模式図^[12]

表付 2-2 SSWICS 試験 (デブリ冷却試験) 条件一覧^[12]

Parameter	Test Number							
	1	2	3	4	5	6	7	
Melt composition (wt % UO ₂ /ZrO ₂ /Ca/oxisulfate)	81/25/8/8	81/25/8/8	81/25/8/8	48/20/9/23	58/23/7/14	58/23/8/14	84/28/8/4	
Concrete type	LCS	SIL	LCS	LCS	LCS	SIL	LCS	
Melt mass (kg)	75	75	75	68	68	68	88	
Melt diameter / depth (cm)	38 / 15	38 / 15	38 / 15	38 / 15	38 / 15	38 / 15	38 / 15	
Basemat type	Insert	Insert	Insert	Insert	Insert	Insert	Insert	
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	199	612	215	194	
Water injection flowrate (lpm)	4	4	12	13	6	14	13	
Water injected (liters)	33	30	34	48	61	47	48	
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・クラスト強度試験 (SSWICS) 装置^[12]



図付 2-12 SSWICS 試験データと Lister/Epstein モデルのドライアウト熱流束の比較^[12]

表付 2-3 CCI 試験 (2次元コンクリート侵食試験) 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	Non-electrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Non-electrode walls: concrete Electrode walls: Inert	Non-electrode 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	DIH	DIH	DIH
Power supply operation prior to water addition	Constant (g) 150 kW	Constant (g) 120 kW	Constant (g) 120 kW
Criteria for water addition	1) 3.5 hours of operation with DIH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 3.5 hours of operation with DIH input, or 2) lateral/axial ablation reaches 30 cm	1) 3.5 hours of operation with DIH 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.

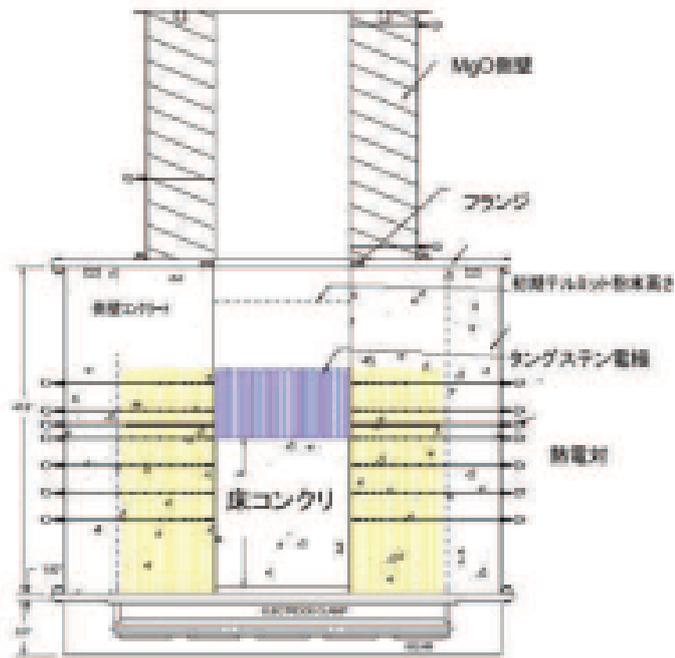
表付 2-4 CCI 試験に使用されたコンクリートの組成 [12]

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

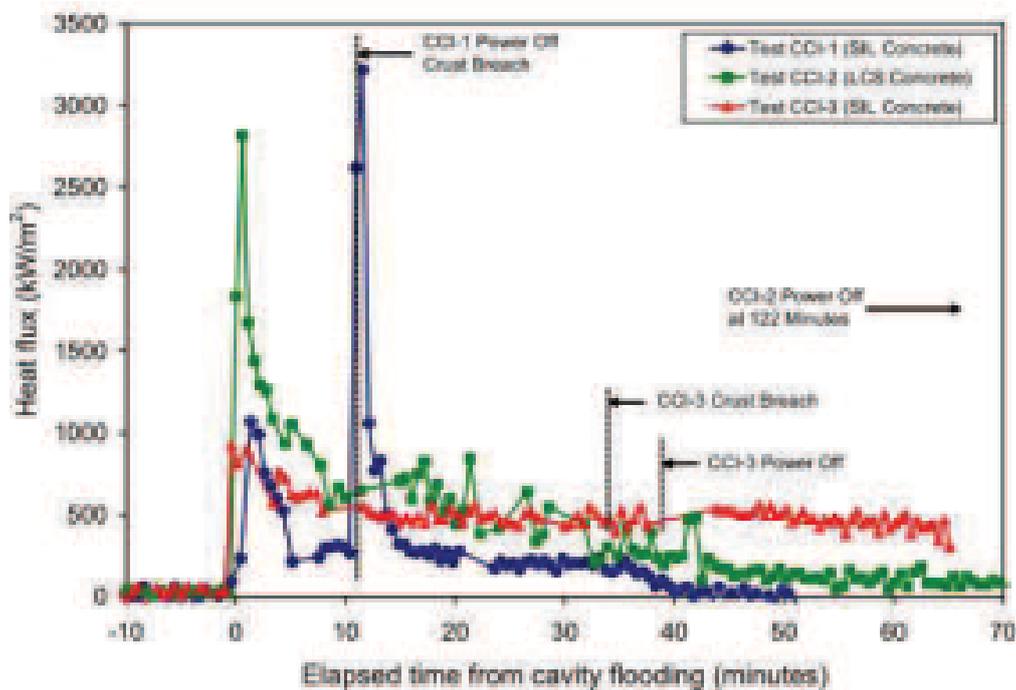
表付 2-5 CCI 試験の側壁方向/床方向の侵食率と熱流束の推定値 [12]

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	195	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)

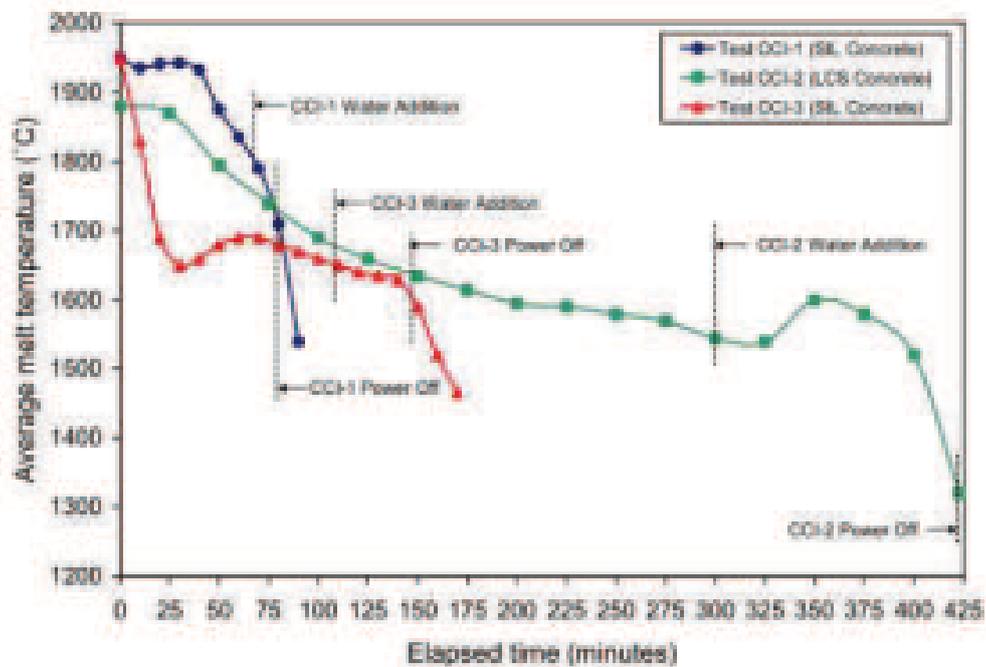
^aHeat flux ratio not evaluated for this test due to large asymmetry in lateral cavity erosion.



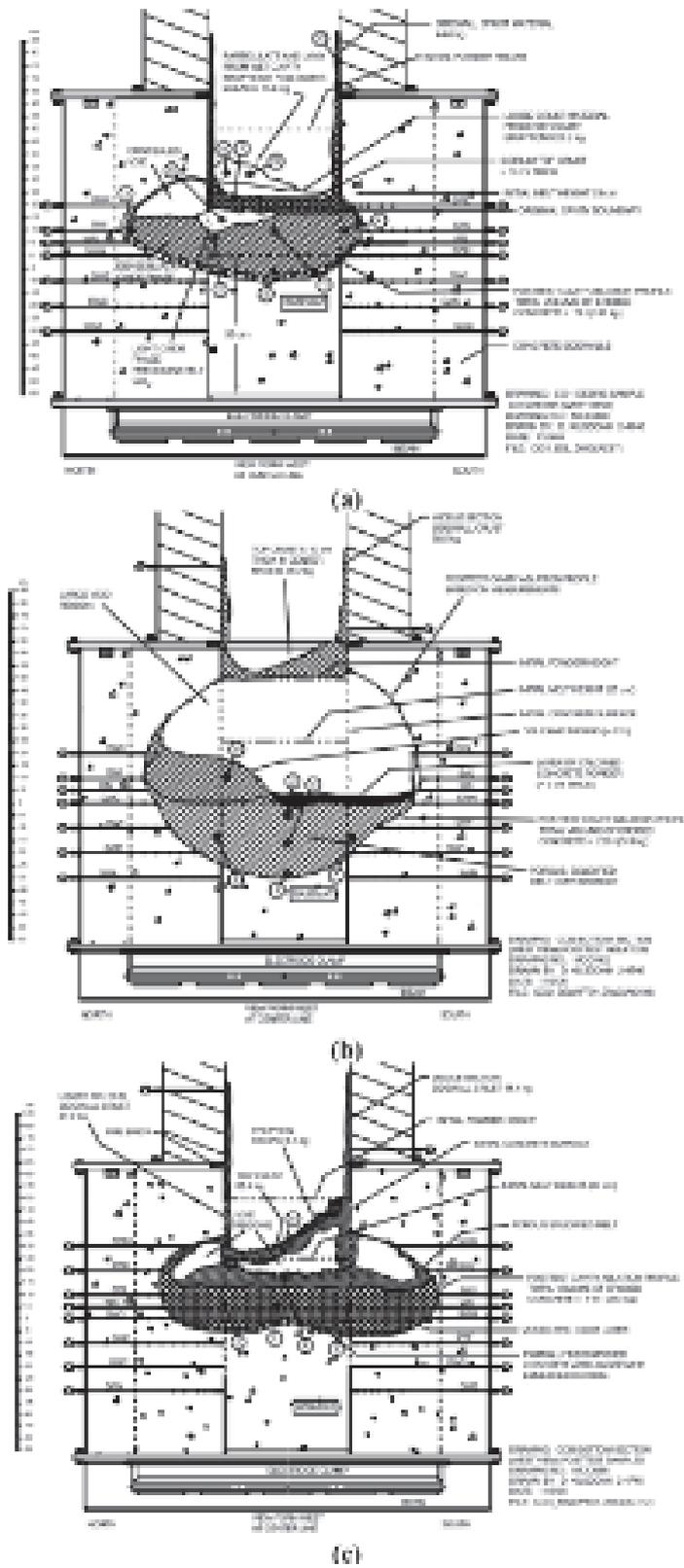
図付 2-13 CCI 試験のテスト部^[12]



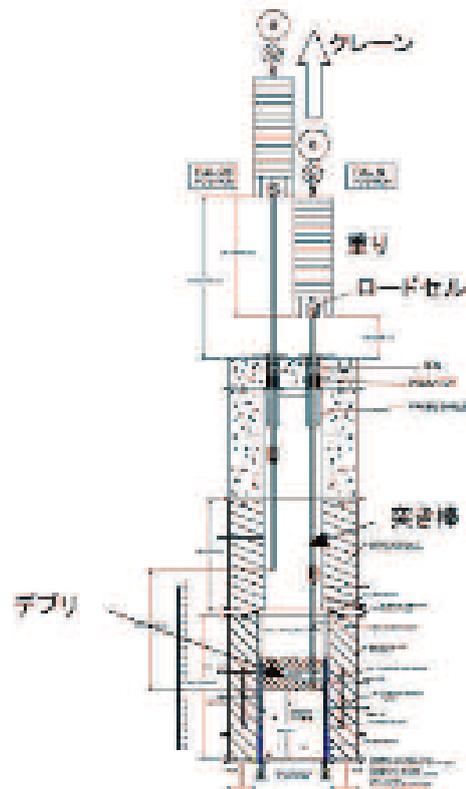
図付 2-14 CCI 試験におけるデブリ-水間の熱流束^[12]



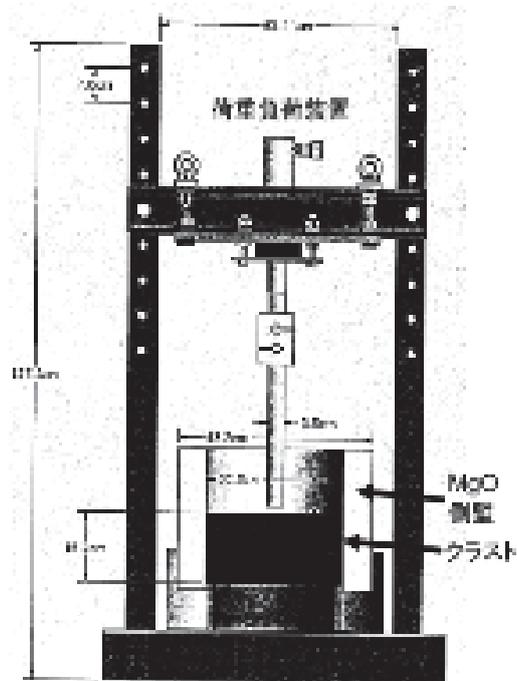
図付 2-15 CCI 試験における溶融物平均温度^[12]



図付 2-16 CCI 試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 2-17 長期 2次元侵食試験におけるクラスト破壊/強度測定装置^[12]



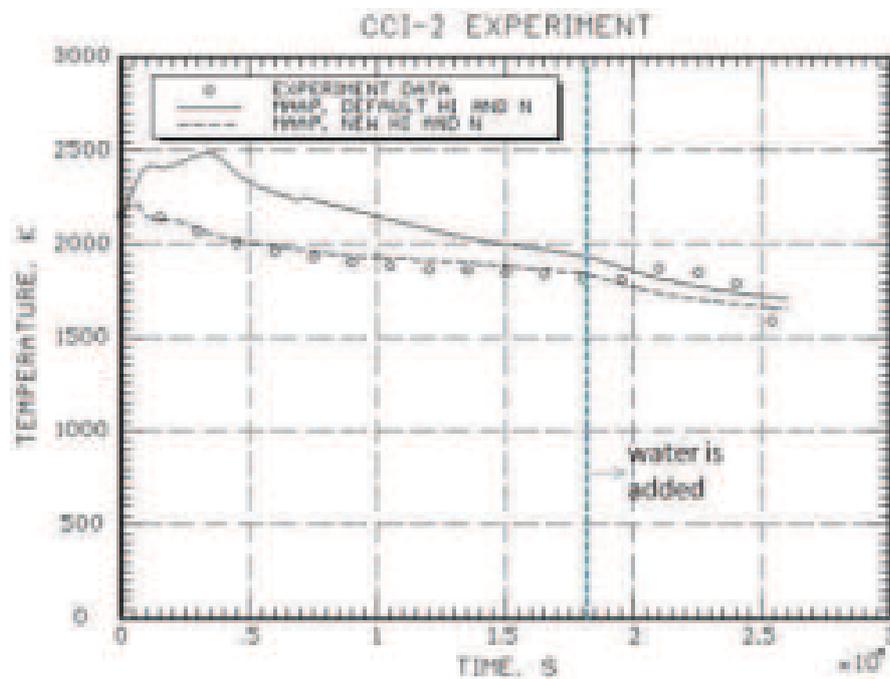
図付 2-18 クラスト浸水試験の試験後の低温クラスト強度測定装置^[12]

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。

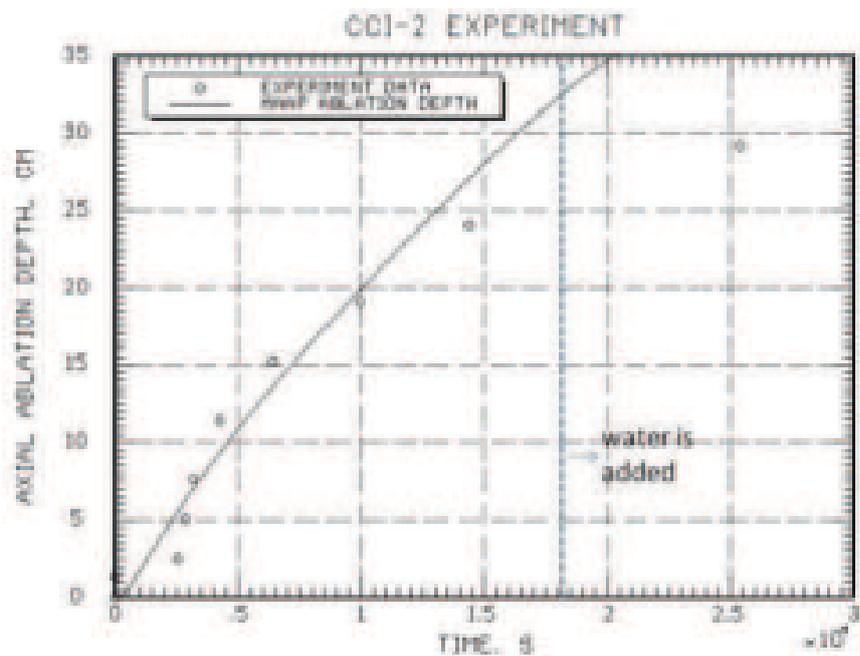
No.審査・9・1 に対するご回答



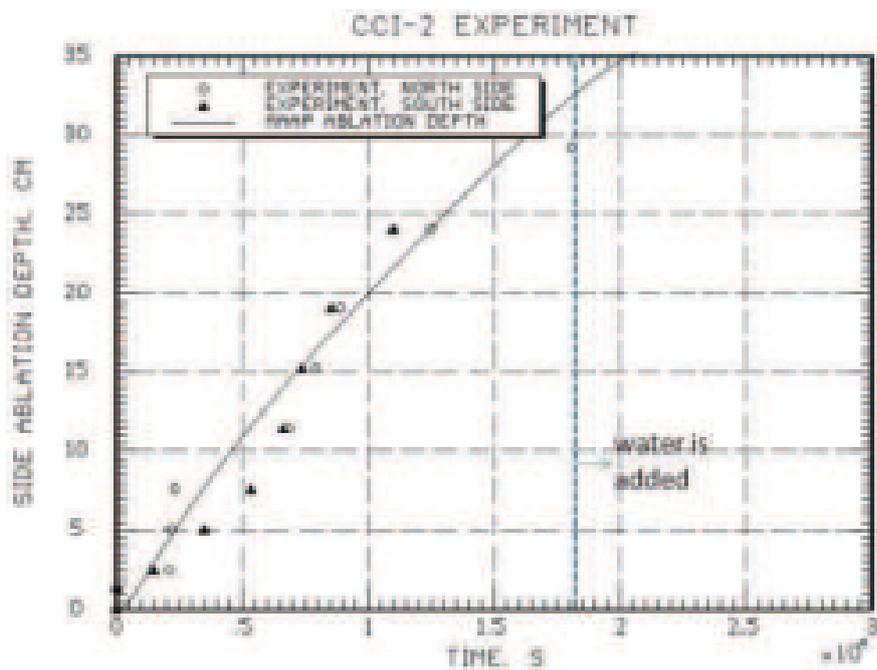
図付 2-19 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数



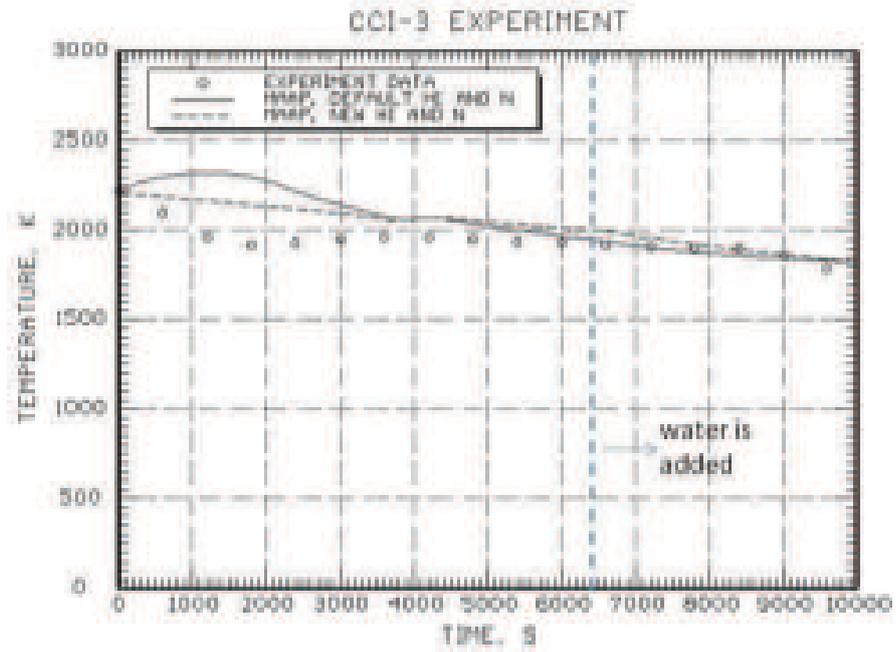
図付 2-20 CCI-2 試験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]
(MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床方向 $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, 側壁方向 $300\text{W}/\text{m}^2\text{-K}$, $n=0$)



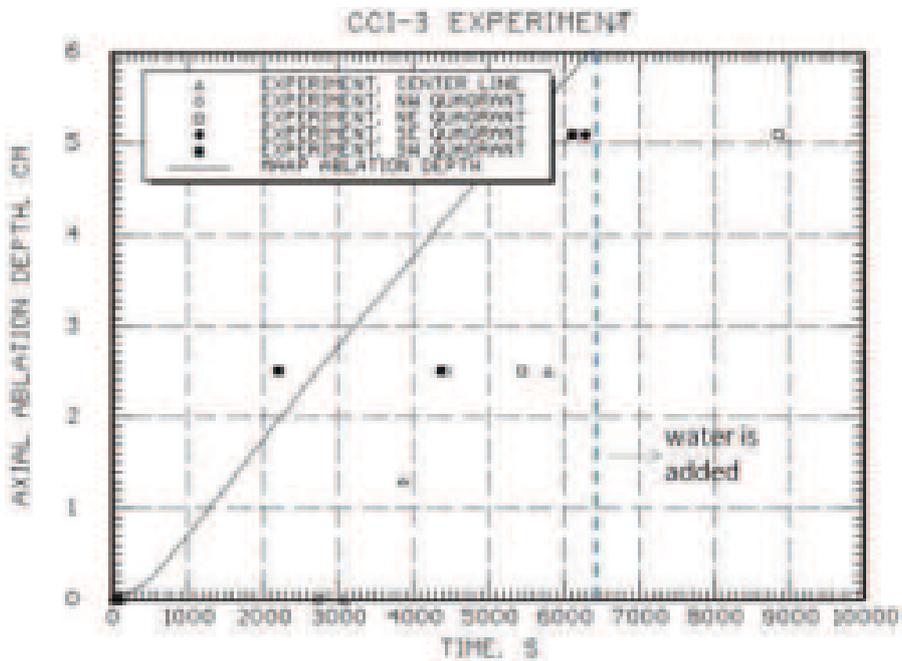
図付 2-21 CCI-2 試験の床方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



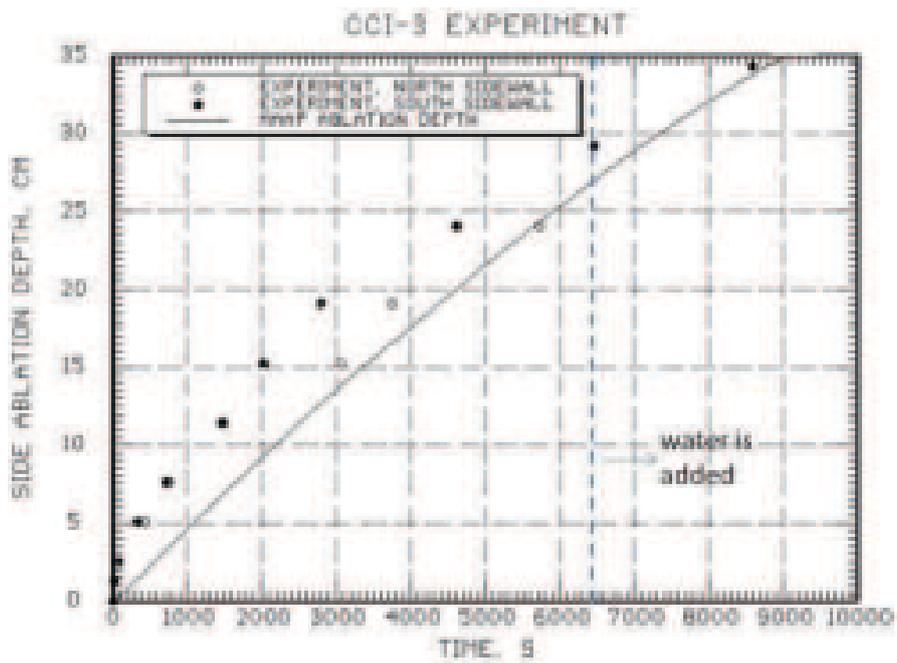
図付 2-22 CCI-2 試験の側壁方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較^[35]



図付 2-23 CCI-3 試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 試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 試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 試験 (イタリア JRC-ISPRA)
- ② COTELS-FCI 試験 (日本 NUPEC)
- ③ DEFOR 試験 (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 試験 (イタリア JRC-ISPRA) [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試験で、当初は高圧での試験を対象としてきたが、後に低圧での試験が3ケース実施された。高圧試験装置の構成は、FARO るつぼと試験容器 TERMOS (内径 ; 710mm, 体積 ; 1.5m³) である (図付 3-1 参照)。低圧試験装置では FAT と呼ばれる試験容器の中に TERMOS と同一内径の円筒容器が置かれ、観測窓が設置された。試験手順は原則的に高圧試験も低圧試験も同様で、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。高圧試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。ほとんどの試験は酸化物コリウム (80wt%U₂O₃+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%U₂O₃+19wt%ZrO₂+4wt%Zr) が用いられた。また、多くの試験は高圧・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。主な試験パラメータは、初期圧力 (0.2~5MPa)、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)。

試験からの主な知見は以下のとおりである。

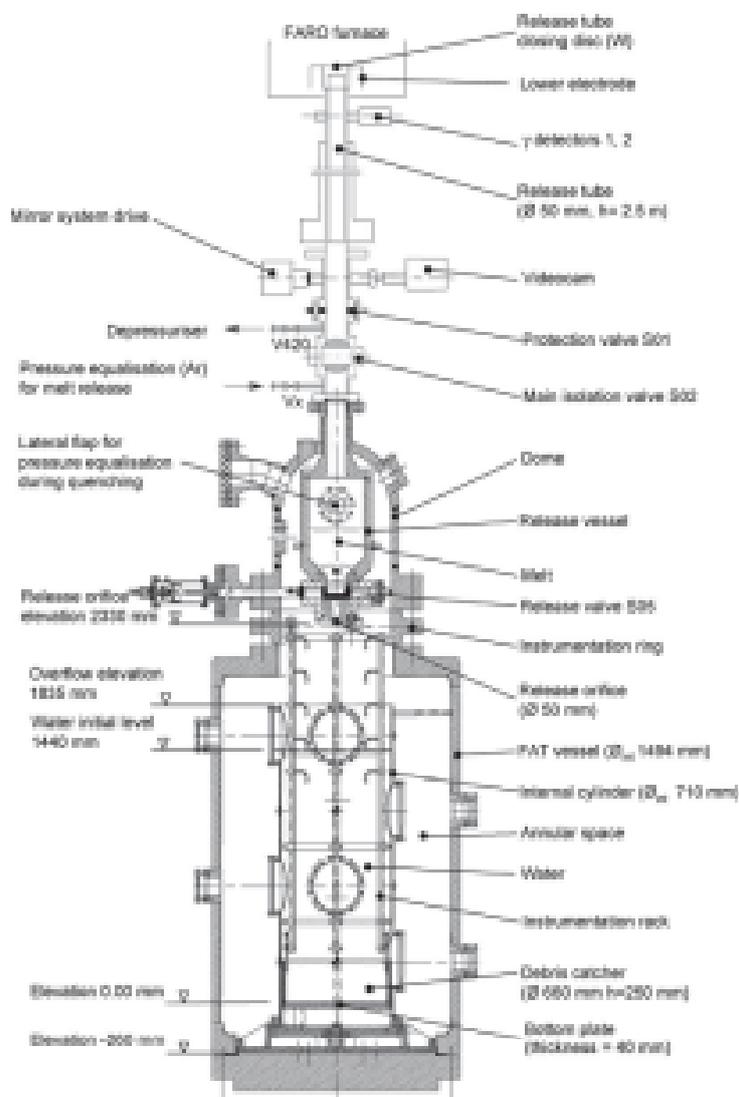
- ・ 高圧・飽和水試験、低圧・サブクール試験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していなかった。
- ・ いずれの試験においても、コリウムの一部が粒子化し、一部はパンケーキ状としてプール底部に堆積した。プール水中に設置した熱電対の測定結果より、一部のコリウムはジェット状でプール底面に衝突したと推定されている (図付 3-2 参照)。
- ・ 粒子化割合は、ほとんどの試験でプール水深に依存し、高圧飽和水試験の水深 1m 程度で落下コリウムの約 50%が粒子化したが、コリウムに少量の金属 Zr (4.1wt%) を添加した場合と低圧のサブクール水の試験では 100%近くが粒子化した (図付 3-3 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、試験パラメータ (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 試験マトリックス^[14]

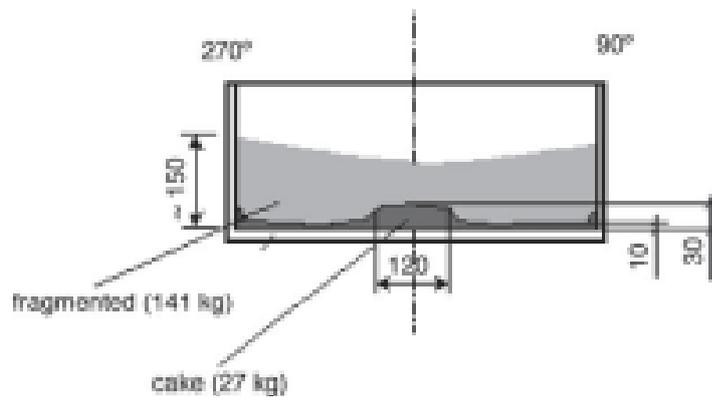
FARO LWR test series—main experimental conditions and debris data

Test	L-06	L-08	L-11	L-14	L-09	L-26	L-24	L-27	L-28	L-29	L-31	L-33
Experimental conditions												
Current composition ^a	A	A	B	A	A	A	A	A	A	A	A	A
Melt mass ^b (kg)	38	44	131	129	157	96	177	117	179	36	82	100 ^c
Melt temperature (K)	2923	3023	2823	3123	3073	3173	3023	3023	3092	3076	2998	3076
Melt release diameter ^d (mm)	300	300	300	300	300	300	300	300	30	30	30	30
Melt fall height in gas (m)	1.83	1.53	1.89	1.84	1.89	1.12	1.87	0.79	0.89	0.76	0.77	0.77
System pressure (MPa)	3	3.8	3	3	3	2	0.3	0.3	0.3	0.2	0.2	0.4
Gas phase	Steam/Air	Steam/Air	Steam/Air	Steam/Air	Steam ^e	Argon	Argon	Argon				
Water depth (m)	0.87	1.00	2.00	2.00	1.83	1.07	2.02	1.47	1.44	1.48	1.45	1.60
Water temperature (K)	334	336	333	337	336	486	423	424	424	297	291	293
Water subcooling (K)	0	12	2	0	1	0	0	1	1	97	100	124
Water Mass (kg)	128	245	608	621	330	600	719	536	417	492	481	625
Debris test data^f												
Final debris, water (kg, %)	6, 13	14, 32	6, 0	28, 36	77, 69	21, 22	27, 16	26, 23	77, 48	99, 100	6, 0	6, 0
Loose debris (kg, %)	12, 67	30, 68	146, 100	103, 84	83, 51	73, 78	141, 84	76, 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	3.8	3.6 ^g	3.8	-	3.4	3.6 ^g

^a A: 80 wt% UO₂-20 wt% ZrO₂; B: 77 wt% UO₂-18 wt% ZrO₂-4 wt% ThO₂



図付 3-1 FARO 試験装置 (L-27 試験)^[14]



図付 3-2 FARO L-24 試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 試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 試験 (日本 NUPEC) [1][15]

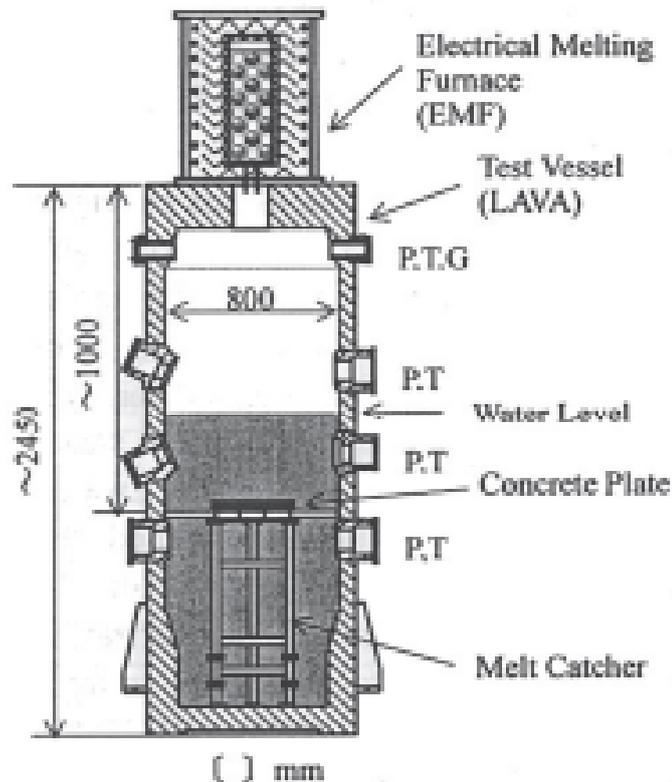
本試験は、圧力容器外での FCI 挙動を調べるために実施された。UO₂ 混合物を溶融物として用い、その成分は炉内構造物のみならず、圧力容器下部ヘッド内の下部構造物も考慮して設定されている。図付 3-4 に COTELS-FCI 試験装置の概要を示す。試験装置は、UO₂ 混合物を溶融させる電気炉とその下に溶融物と水との相互作用を調べるメルトレシーバより構成されている。電気炉は、グラファイト製のつぼと高周波誘導加熱コイルにより構成されている。グラファイト製のつぼは最高温度 3200K で、60kg の UO₂ 混合物を加熱溶融可能である。つぼ下部には、溶融物を落下させるための穴を設けるプラグ破壊装置が設置され、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、高さが可変のメルトキャッチャーが設置されており、メルトキャッチャーの高さを変化させることによりプール水深を変化させる試験を実施しており、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。試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 試験マトリックス^[1]

Run No.	A1	A4	A5	A6	A7	A8	A9	A10	A11
燃料組成(*1)	B	B	B	B	B	B	B	B	B
落下燃料量, kg	56.3	27.0	35.4	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
水サブプール度, 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
蒸圧, 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	3.83	1.08
心の燃料量, 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 試験装置^[15]

(3) DEFOR 試験 (スウェーデン KTH) ^[16]

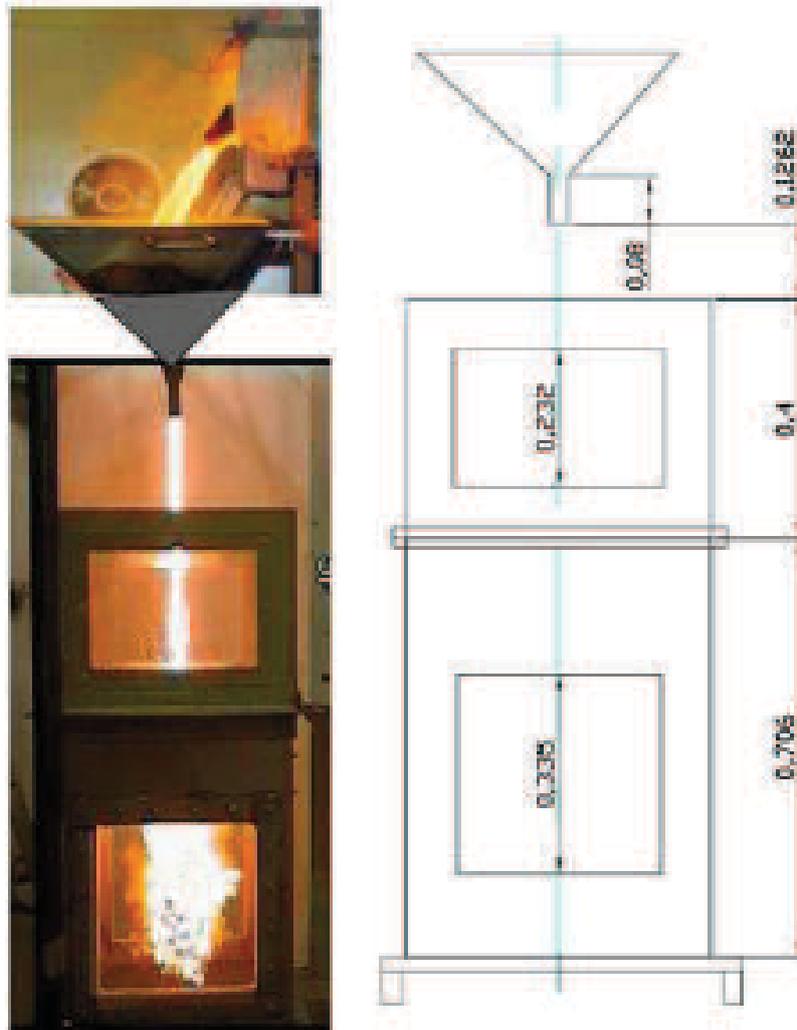
水張り時のデブリ冷却性を調べる目的で実施されている。熔融物の粒子化について、水サブクール、水深、メルト成分、過熱度等の影響を調べるために、熔融物の落下試験が実施されている。試験装置を図付 3-5 に示すが、上から、誘導加熱炉、メルト容器、冷却タンクより成り、冷却タンクはガラス張りで粒子化の観察が可能となっている。熔融物はメルト容器下部のノズルから重力落下により水中に落下する。DEFOR-E 試験の試験マトリックスを表付 3-3 に示すが、6 ケースの熔融物は $\text{CaO-B}_2\text{O}_3$ (密度 2500kg/m^3) の酸化物が使用されており、1 ケースはより重量の大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

試験結果より、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。試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 試験マトリックス^[16]

Experimental conditions and the measured porosity in the DEFOR-E tests

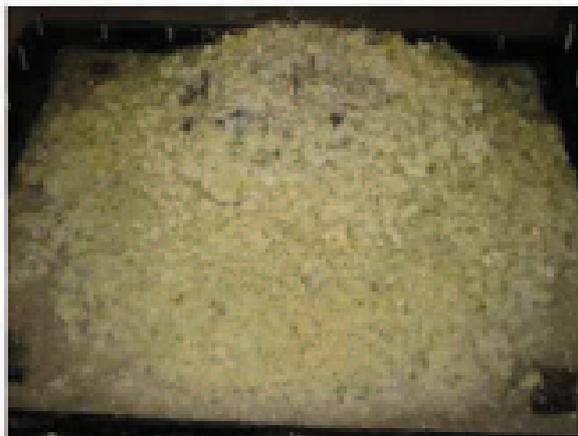
Parameter/property	No.						
	1	2	3	4	5	6	7
Melt volume, l	3.5	7.0	3.5	3.5	3.5	3.5	3.5
Melt initial temp., °C	1200	1300	1250	1250	1200	1200	1200
Coolant volume, l	103	103	103	100	100	103	103
Coolant initial temp., °C	11	11	85	15	83	88	7
Water pool depth, cm	85	85	85	40	40	85	85
Measured porosity, %	80	77	74	90	90	88	83



図付 3-5 DEFOR-E 試験装置^[16]



DEFOR-E1



DEFOR-E4



DEFOR-E7

図付 3-6 DEFOR-E 試験後のデブリ状態^[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]

Ricou-Spalding の相関式は、空气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（試験装置は図付 3-8 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 3-9 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 3-7 参照）。

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

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]

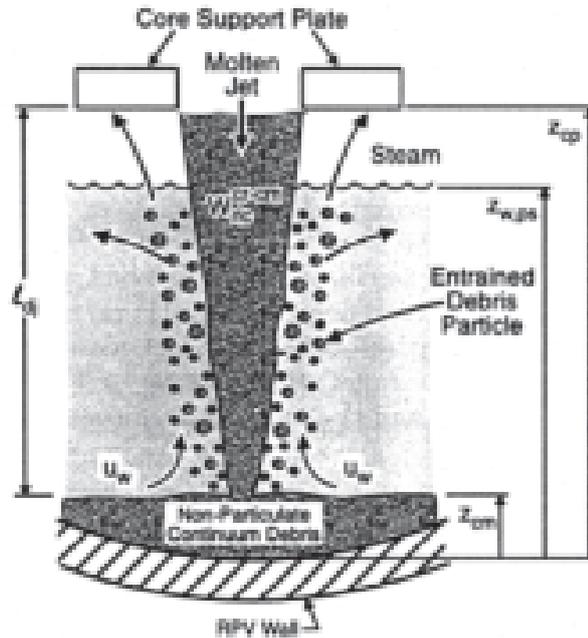


Fig. 3. Molten debris jet breakup and quenching.

図付 3-7 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]

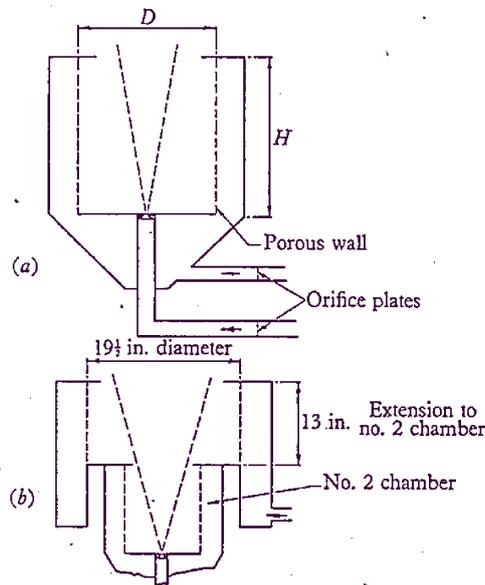


FIGURE 1. (a) Leading dimensions of three chambers.
(b) Dimensions of extension to no. 2 chamber.

Entrainment chamber			
No.	1	2	3
H in.	8.7	13	3
D in.	5.8	8.9	8.9

図付 3-8 Ricou-Spalding のエントレイメント実験装置^[25]

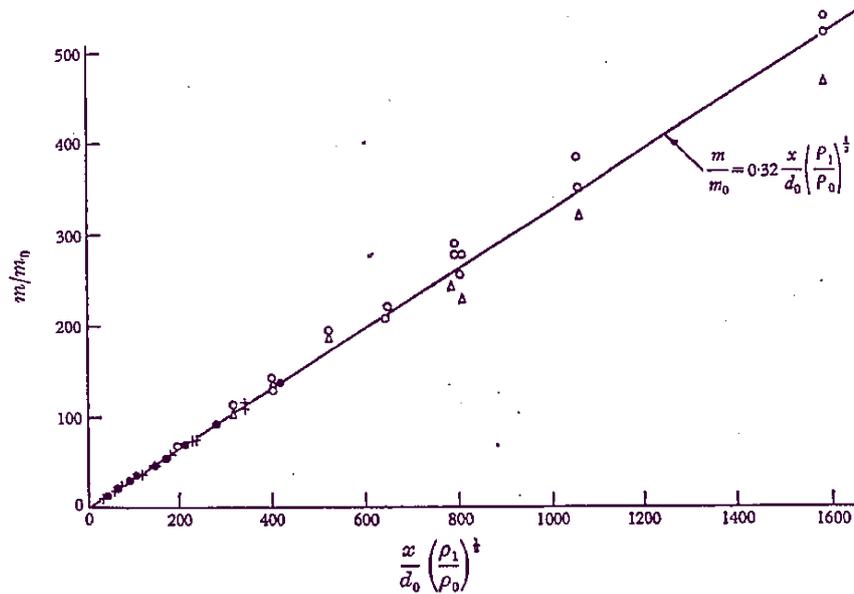


FIGURE 5. Entrainment rate for isothermal jets. Experimental results: (a) ●, air into air; (b) +, propane and carbon dioxide into air; (c), ○, hydrogen into air; (Δ, entrainment chamber inverted).

図付 3-9 Ricou-Spalding の相関式の検証例^[25]

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

D_j : ジェット直径

ρ_j : ジェット密度

ρ_c : 冷却材密度

V_j : ジェット速度

g : 重力加速度

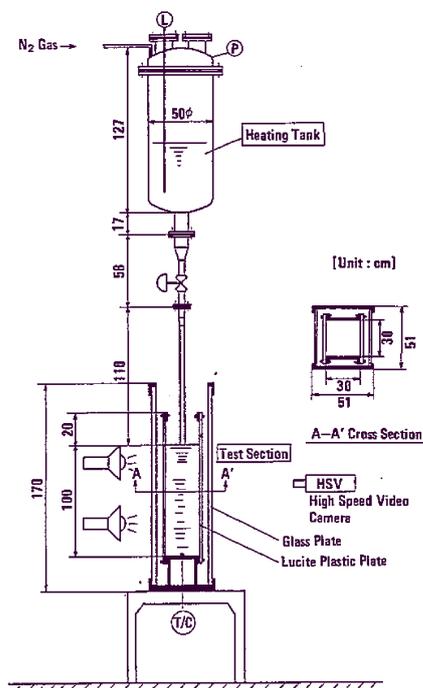


Fig. 1 JET-I experimental facility

図付 3-10 Saito らの実験装置^[26]

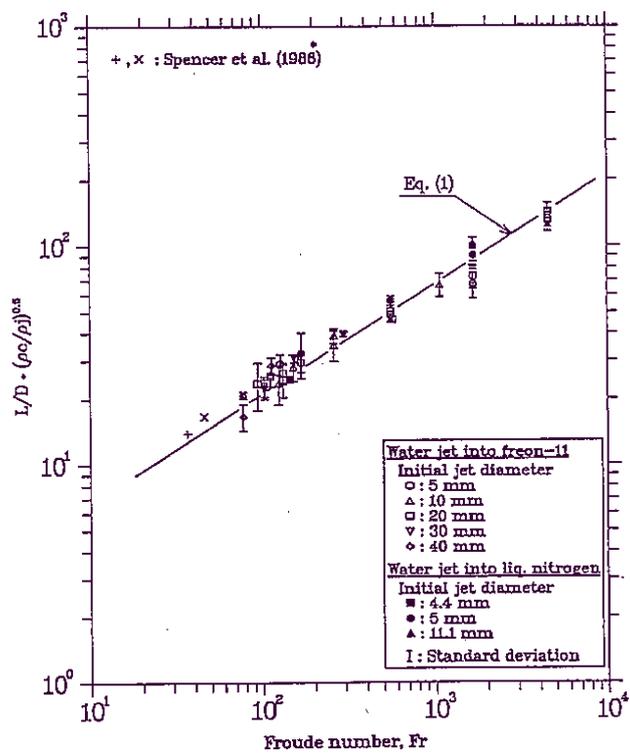


Fig. 8 Experimental correlation for jet mean penetration length

図付 3-11 Saito らの実験結果^[26]

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^[26]

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

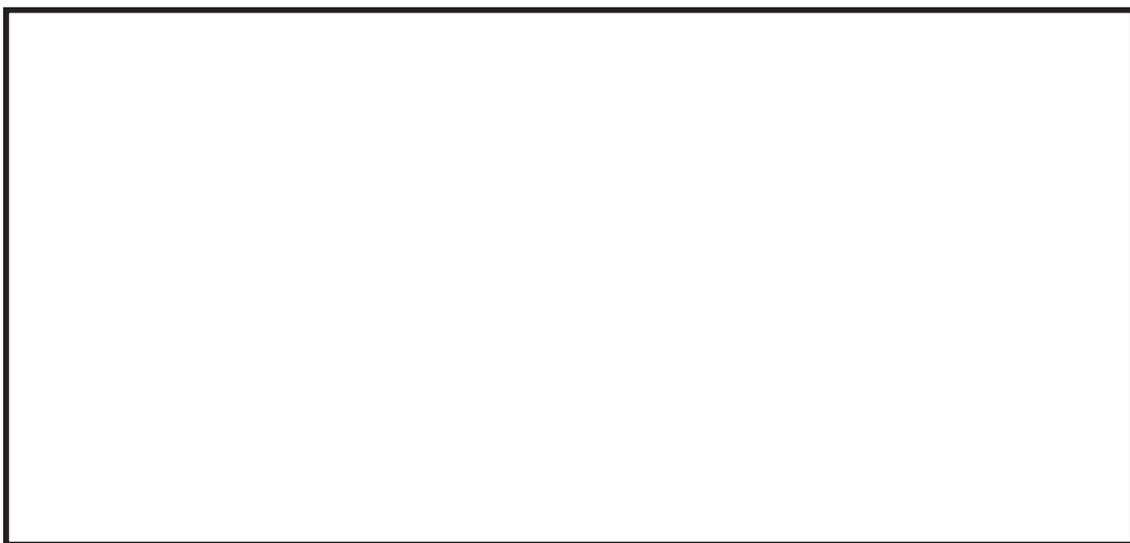
水中に鉛-ビスマスの溶融物を落下させた実験であり、密度や速度といった計算条件は表付 3-4 の値が用いられている。実験結果と計算結果の比較を図付 3-12, 13 に示す。実験結果は、ジェットブレイクアップ長さとして記載されている水深を、粒子化割合 100%として記す。

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

表付 3-4 ALPHA-MJB 試験の検証解析条件

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。尚、Ricou-Spalding 相関式における係数 C の値は が使用されている。

表付 3-5 FARO-TERMOS 試験の検証解析条件^[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-L19 実験結果との比較^[33]



図付 3-18 FARO-L14 実験結果との比較^[33]

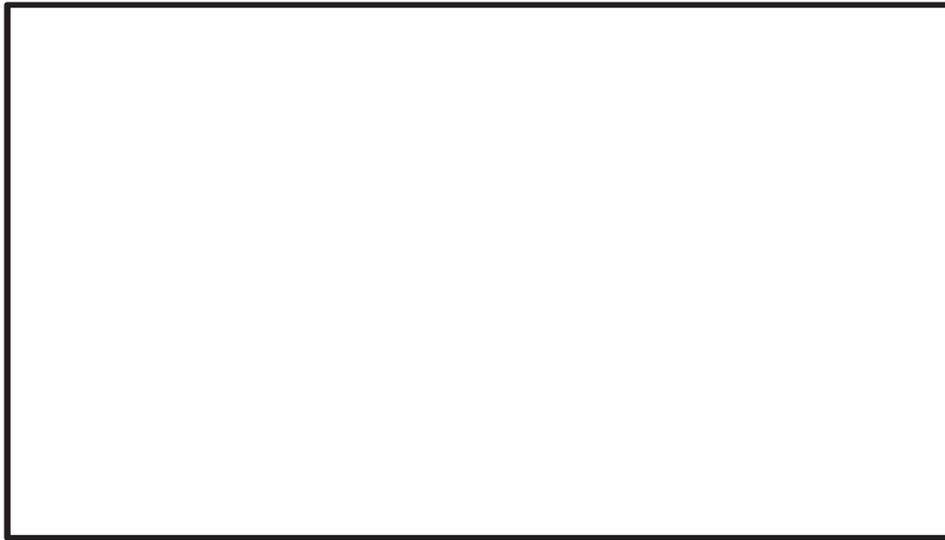


図付 3-19 FARO-L20 実験結果との比較^[33]

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プールを想定し、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 ら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 ら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^[24]

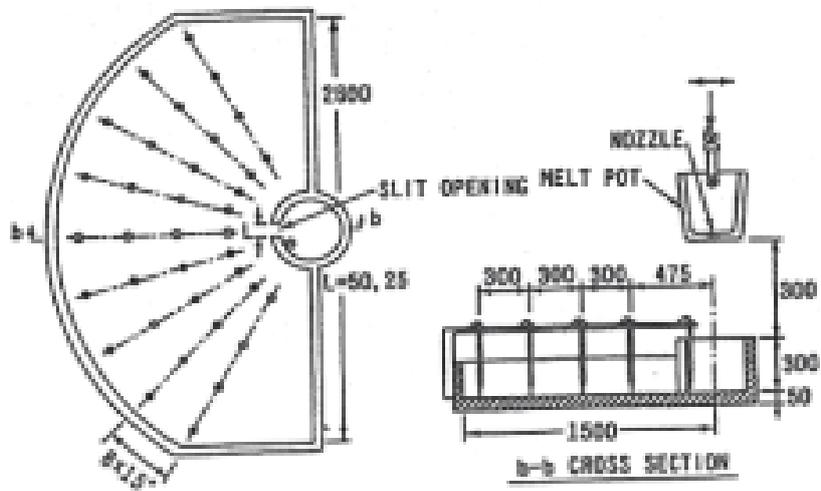
実験名	実施国	拡がり形状	溶融物	その他
BNL ^[23]	米国	2D	Pb	ドライ, ウエット
SPREAD ^[16]	日本	1D, 2D	ステンレススチール	ドライ, ウエット
CORINE ^[25]	フランス	2D	グリセロール他	ドライ, ウエット
VULCANO	フランス	2D	コリウム	ドライ
KATS ^[26]	ドイツ	1D, 2D	テルミット	ドライ, ウエット
COMAS	ドイツ	1D, 2D	コリウム	ドライ
ISPRA	EU JRAC	2D	コリウム	ドライ
S3E ^[22]	スウェーデン	1D, 2D	模擬物(ウッズメタル等)	ドライ, ウエット
PULiMS ^[18]		2D	模擬物(B ₂ O ₃ -WO ₃ 等)	ウエット

(1) Mark-I のシェルアタックに関わる実験と評価

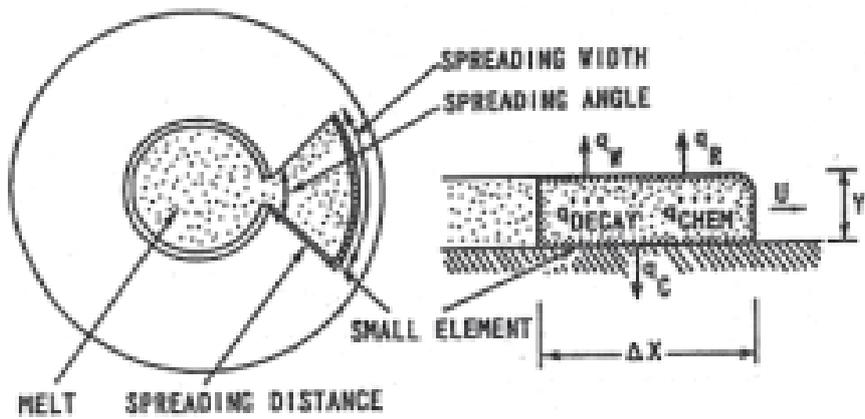
Mark-I のシェルアタックに関して ROAAM 手法による確率論的評価^[17]が行われており、その中で水張り時のデブリの拡がりの評価が行われている。溶融物拡がり挙動解析には、MELTS SPREAD コードが使用されている。溶融物の拡がり挙動には、溶融物落下流量、溶融物成分、溶融物過熱度が主に影響するとされている。

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。

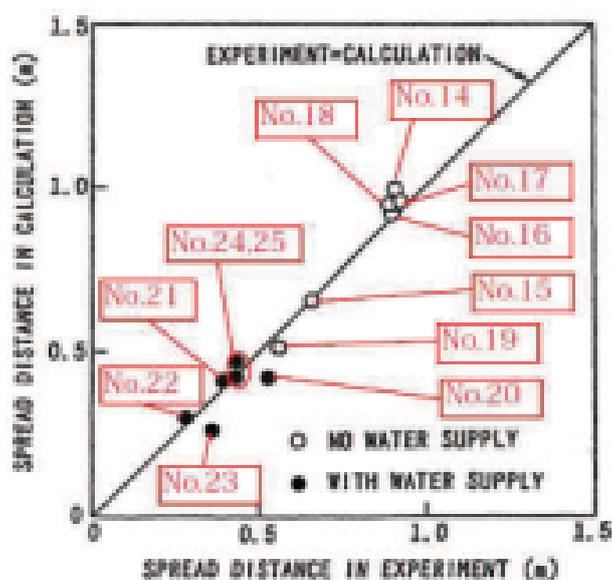
国内 BWR 産業界では、SPREAD 実験^{[19][20]}が実施されている。溶融物として約 2000K に加熱したステンレススチールを用い、溶融物落下流量、水深、溶融物過熱度等を変化させて、格納容器模擬試験体 (1 次元形状と 2 次元形状の 2 種類、2 次元形状は図付 4-1 を参照) に放出し、溶融物の拡がり挙動に関する基礎的なデータを収集した。実験条件を表付 4-2 に示す。また、溶融物の拡がりを解析する SPREAD コードが開発されている。溶融物が重力で拡がると仮定し、熱源として崩壊熱及び化学反応を考慮し、床コンクリートや上面の水プールへの伝熱を考慮し、質量、運動量及びエネ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。二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（二次元形状）^[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 [20]

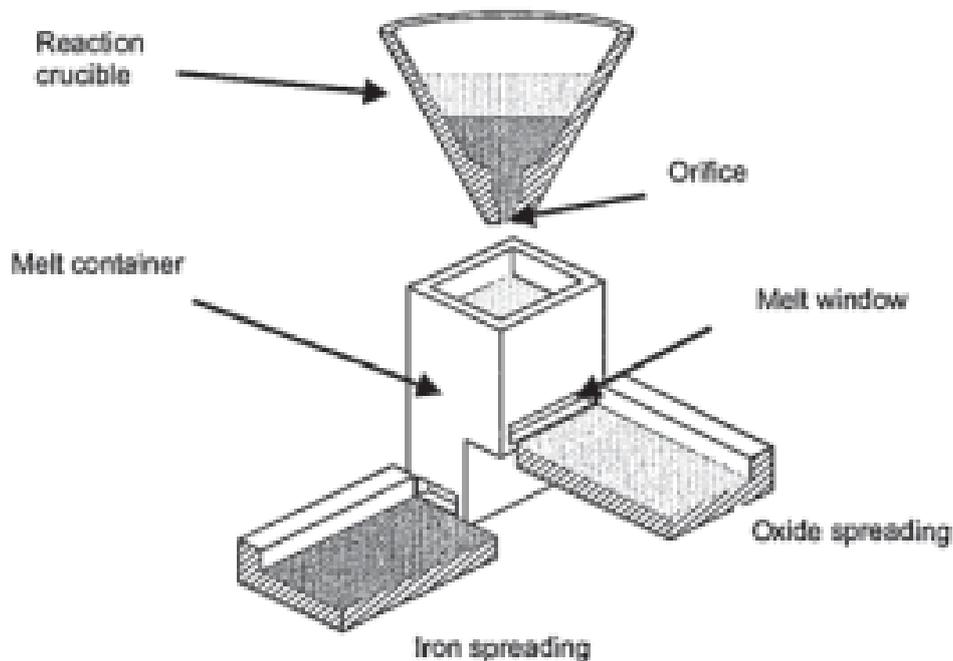
Test No.	Melt Mass (kg)	Super Heat (K)	Slit Width (m)	Floor Material	Nozzle Diam. (mm)	Water Depth (mm)	Water Added Position *
1	95.0	133	0.15	Concrete	70	0	-
2	7.5	77	↑	↑	↑	0	-
3	24.0	149	↑	↑	30	0	-
4	43.0	115	0.05	↑	↑	0	-
5	19.0	110	↑	↑	↑	0	-
6	66.0	107	↑	↑	↑	40	O/C
7	115.0	135	↑	↑	↑	0	-
8	66.0	112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

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試験が実施され、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。

ドイツ・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。試験装置を図付 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や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 の水張りをしており、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 試験装置の概要図^[29]



(1D)



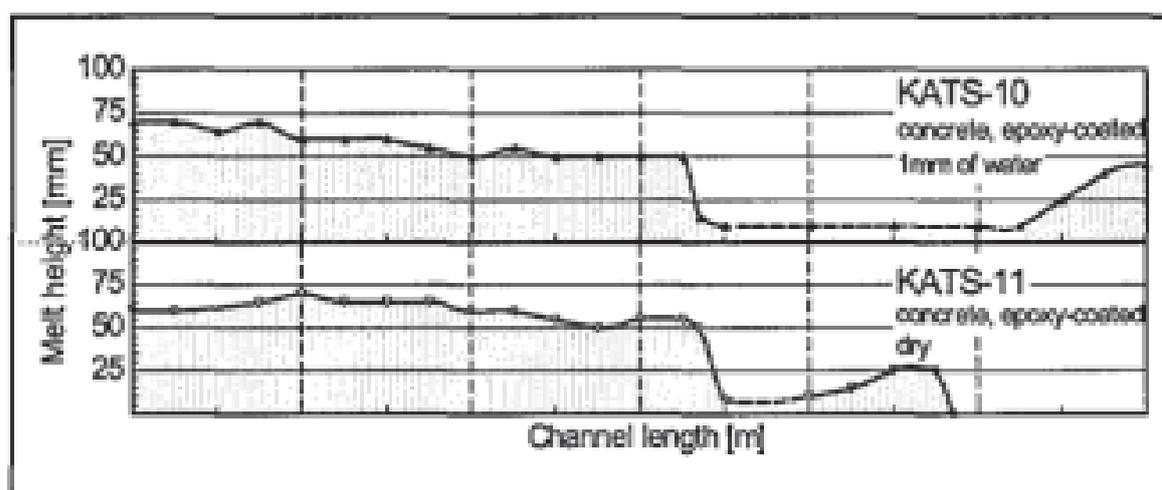
(2D)

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%)



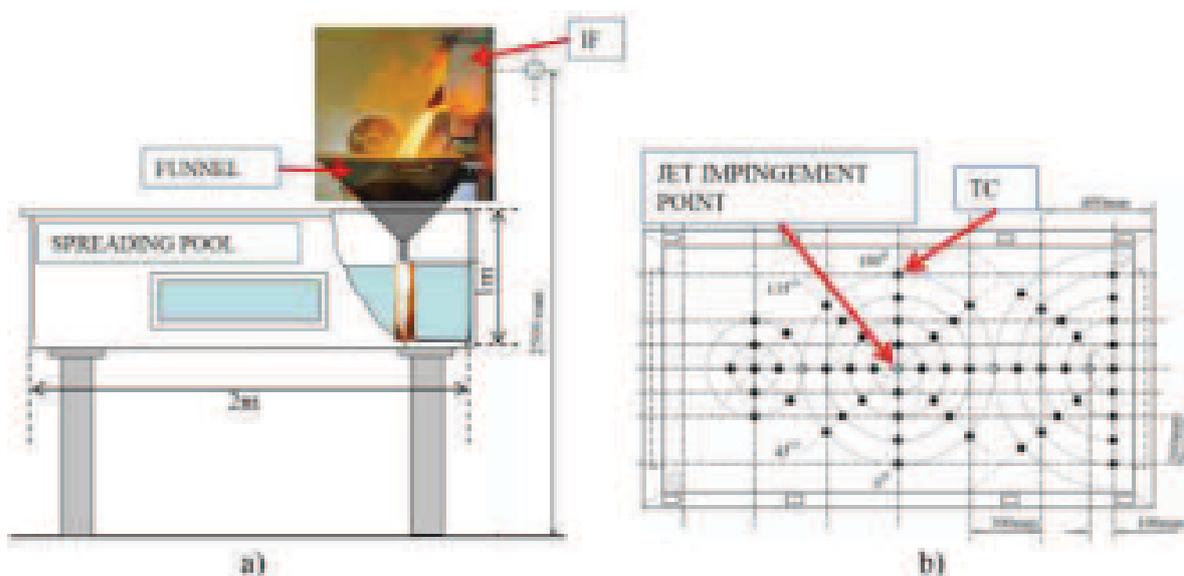
図付 4-6 KATS 実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[29]

(3) KTH の溶融物拡がり研究

スウェーデン KTH では、溶融物拡がりの小規模実験として、S3E 実験^[27]が行われている。種々の溶融物と冷却材の組合せ（例 ウッズメタルー水，塩 (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 試験^[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。



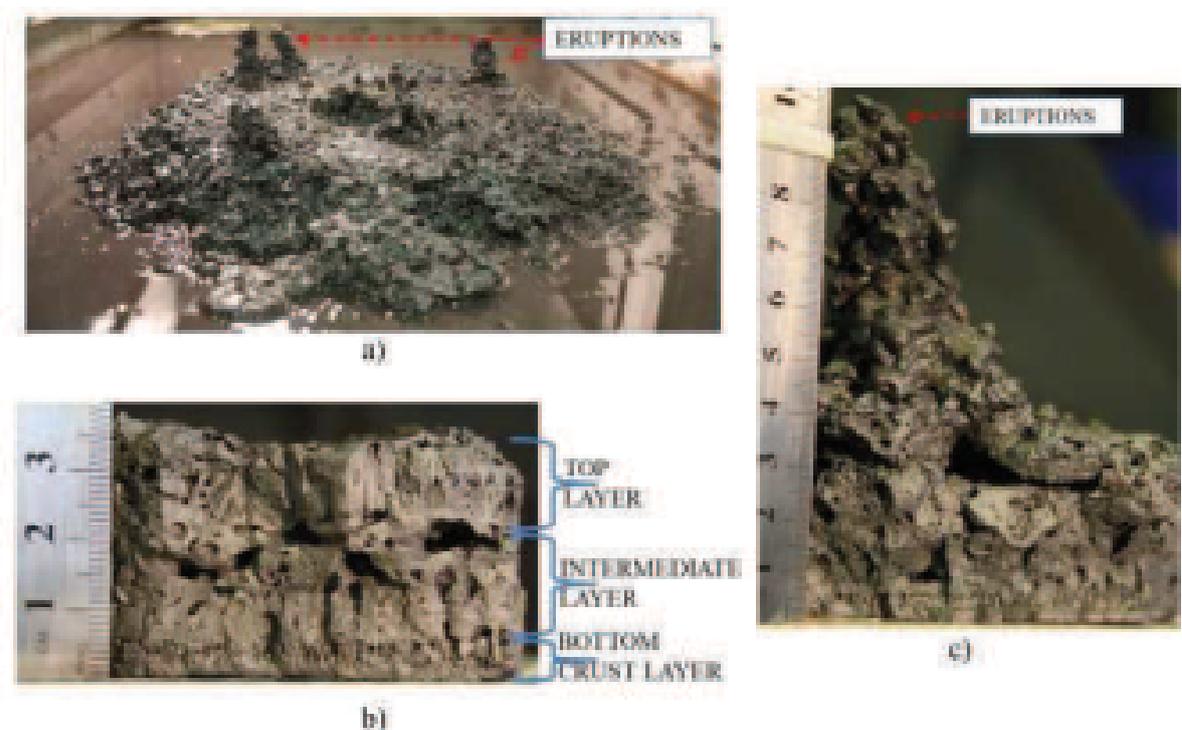
図付 4-7 PULiMS 実験装置の概要図^[21]

表付 4-4 PULiMS 実験条件^[21]

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	$\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$	$\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-CaO}$	$\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$	$\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$	$\text{ZrO}_2\text{-WO}_3$
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_{melt} , °C	870	1027	870	870	1231
T_{base} , °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]

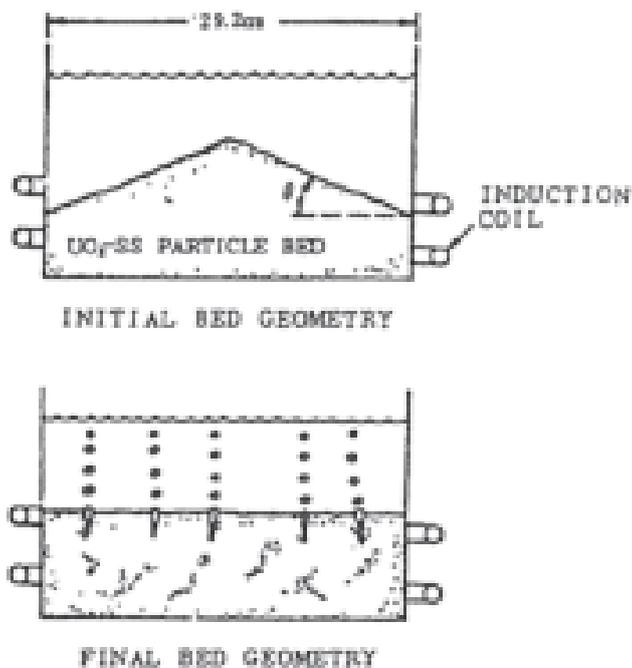


図付 4-9 PULiMS-E4 実験の固化デブリの性状写真 [21]

(4) 粒子状ベッドの拡がり

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

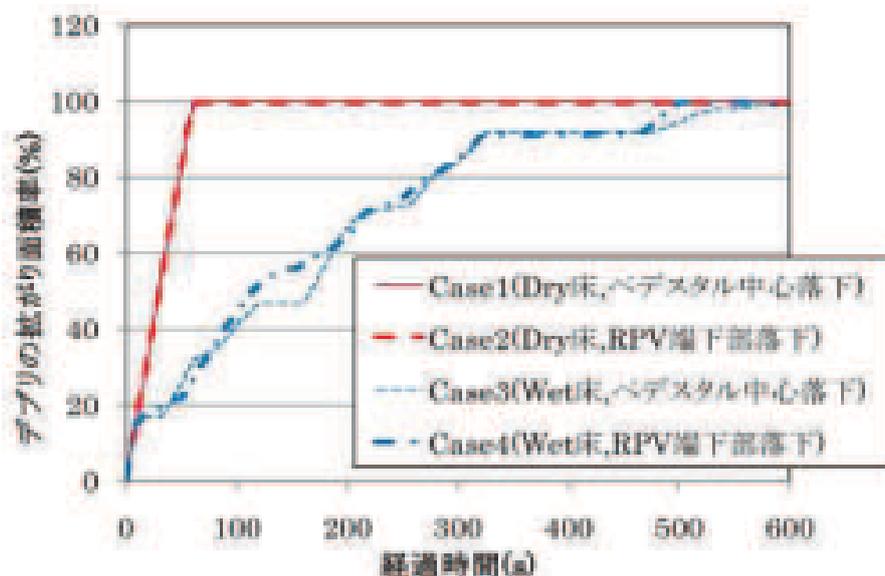
溶融物の拡がり挙動の解析のために、種々の解析コードが提案されている。主要なものを表付 4-5 に示す。これらの解析コードは、実験データを元に検証が行われている。また、実験と実機条件とを関連づけるスケーリング則の提案も行われている。 [20][27][28]

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 試験より、 $C_v=1.30$ が得られている。

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

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

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

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 : デブリの溶融潜熱 (J/kg) , η : 流動停止までの有効潜熱割合 (-)

σ : デブリ表面張力 (N/m) , ρ_m : デブリ密度 (kg/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溶融炉心放出時間 (s)

f_m : デブリ落下時のエントレイン割合 (-)

ρ'_m : 有効デブリ密度 (kg/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、溶融物の拡がりが早いほど、固化までの時間が長いほど、無次元時間は小さくなり、平均厚さが薄くなり、拡がり距離は大きくなる。このスケーリング則について、PULiMS 試験との比較が行われており、図付 4-13 に、試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。

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

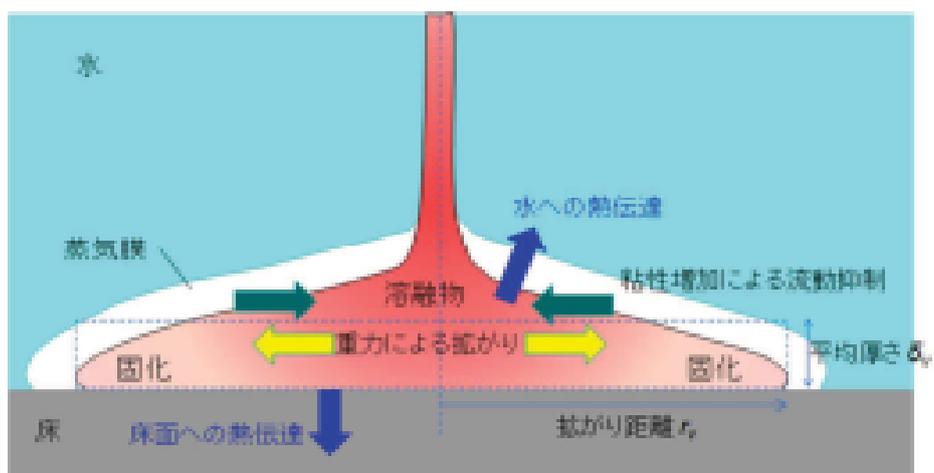
$$N = \left(\frac{V_{tot}}{\pi \delta_{cap}} \right)^{1/3} \frac{\beta_i^{4/3}}{\beta_v^2} \quad (5)$$

(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。

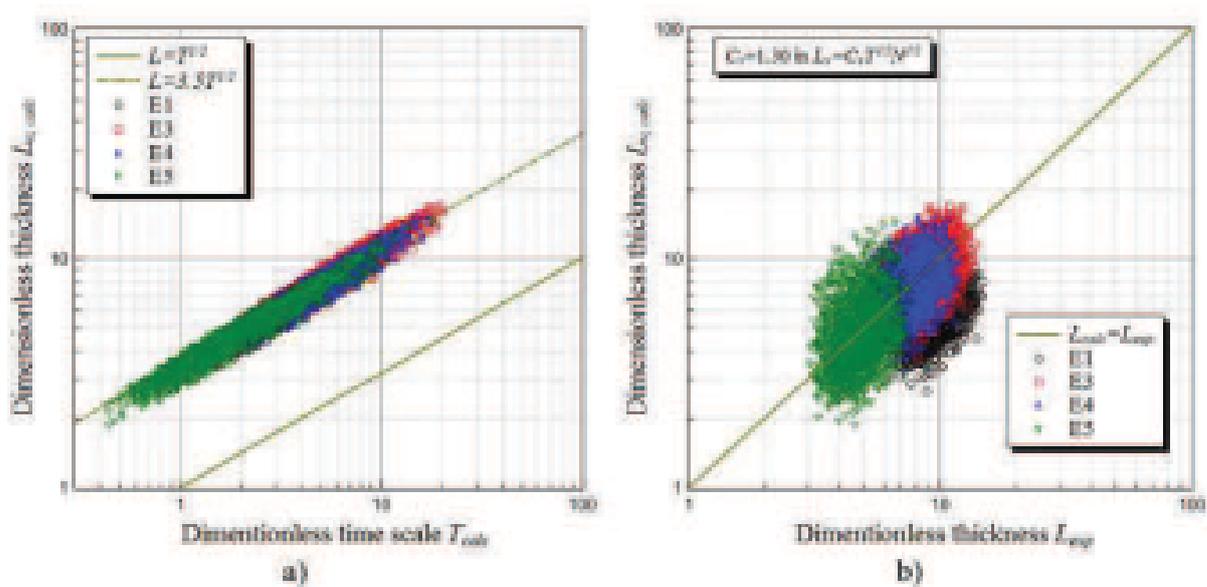
$$r_v(\tau_{conv,v}) = \beta_v \cdot \tau_{conv,v}^{1/2} \quad (6)$$

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。



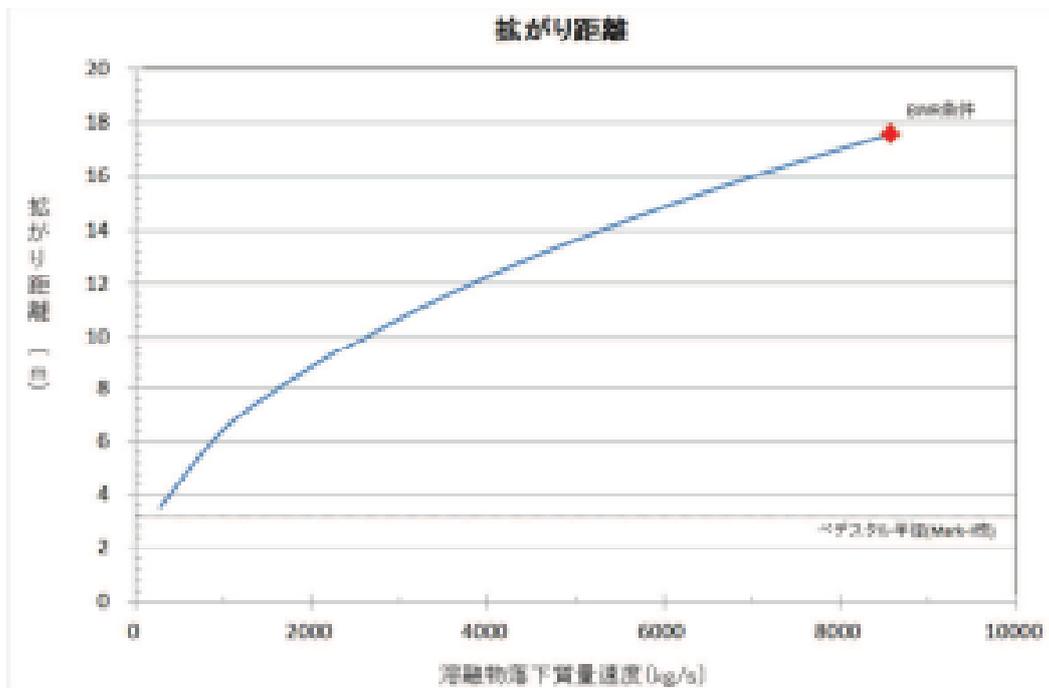
図付 4-12 溶融炉心の拡がりに関わる熱伝達及び流体力学的な力を示す模式図



図付 4-13 PULiMS 試験を対象にしたスケーリング則による評価と試験結果の比較

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)

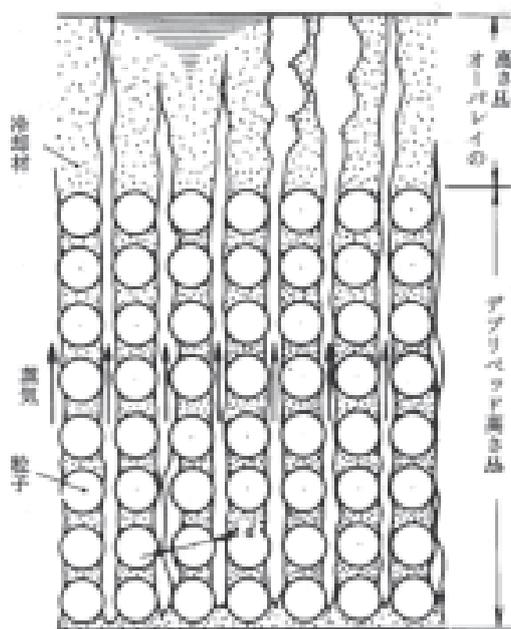


図付 4-14 溶融物落下質量速度と拡がり距離の関係 (PULiMS スケーリング則適用)

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]

Lipinski 0-D モデルについて (日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」より抜粋) [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⁾⁽¹⁶⁾

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

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⁾。

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

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

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

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

上述の関係を用いると、式(8.14)~式(8.18)からデブリベッド上面での熱流束 q ($=\dot{Q}H_b$) は下式で与えられる。

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

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

$$\left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$$

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

$$\left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}^{1/2}$$

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。

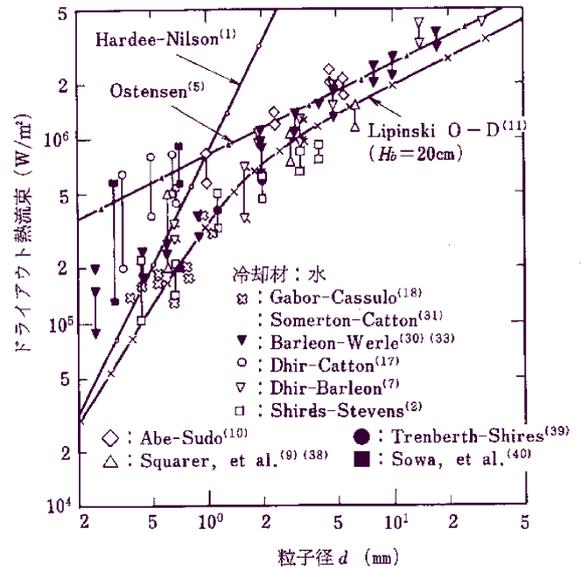


図8・6 冷却材が水の場合の理論式・半実験式と実験結果との比較

参考文献:

- [1] 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試験) に関する 総括報告書」 (2003).
- [2] EPRI, Technical Foundation of Reactor Safety, Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, Rev.1, 1022186 (2010).
- [3] B. R. Sehgal, et al., “ACE Project Phase C&D : ACE/MCCI and MACE Tests” , NUREG/CR-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 SURC-4 Experiment On Core-Concrete Interactions - Final Workshop Summary Report, ” CSNI89-155-vol.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) Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, 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”, Proc. 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, ” Proc. of OECD/CSNI 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, “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 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] 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," 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 Bed," "NUREG/CR-2646, SAND82-0765 (1982).
- [25] F. B. 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, et al., "Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water," NUTHOS-9, N9P0302, Taiwan (2012).
- [29] B.Eppinger, et al., "KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept,"
http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/32/068/32068804.pdf
- [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 Project Number 00046 Report, (2002)
- [32] 日本機械学会編, 「沸騰熱伝達と冷却: 第 8 章 デブリベッドの冷却」, 日本工業出版, 平成元年.
- [33] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
付録 7-4 溶融炉心の粒子化割合, 付録 7-5 粒子状物質ベッドの冷却性
付録 7-6 粒子状物質の粒子径
- [34] EPRI/FAI, MAAP4 Computer Code Manual (2007).
- [35] Q. Zhou, et al., "Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series," Proceedings of ICAPP 2014, ICAPP-14352, Charlotte, USA, (2014)
- [36] J. M. Vetea and R. Wittmaack., "CORINE Experiments and Theoretical Modeling", FISA-95 Proceedings, 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