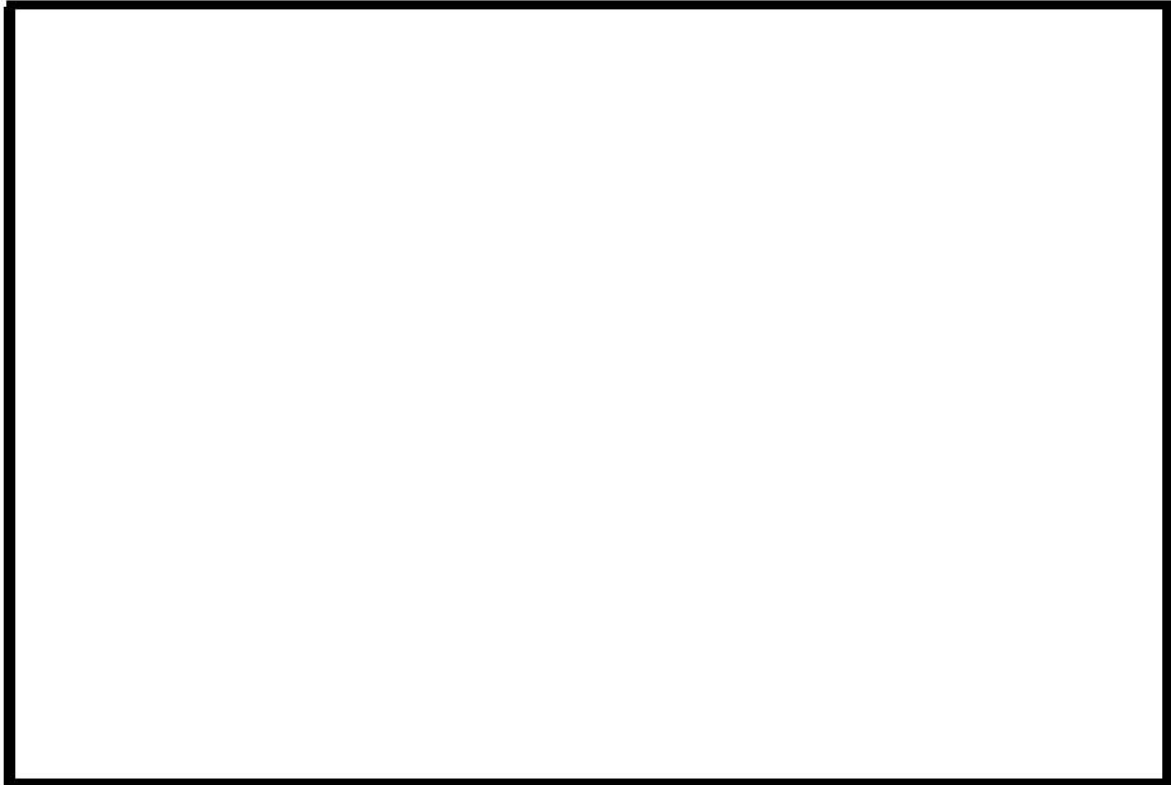




上記の仮定があるため解析結果と実験結果の比較には制限があるものの、ピーク圧力の上昇と圧力の上昇速度については比較可能である。

以下では、実験 L-06, L-08, L-11, L-14 と解析の比較について、圧力（付図 1-1～付図 1-4）、堆積デブリ質量（付図 1-5～付図 1-8）、及びデブリ粒子径（付図 1-9～付図 1-12）を示す。いずれの実験の圧力挙動も MAAP コードによる解析結果とよく一致した。



付図 1-1 L-06 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-2 L-08 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



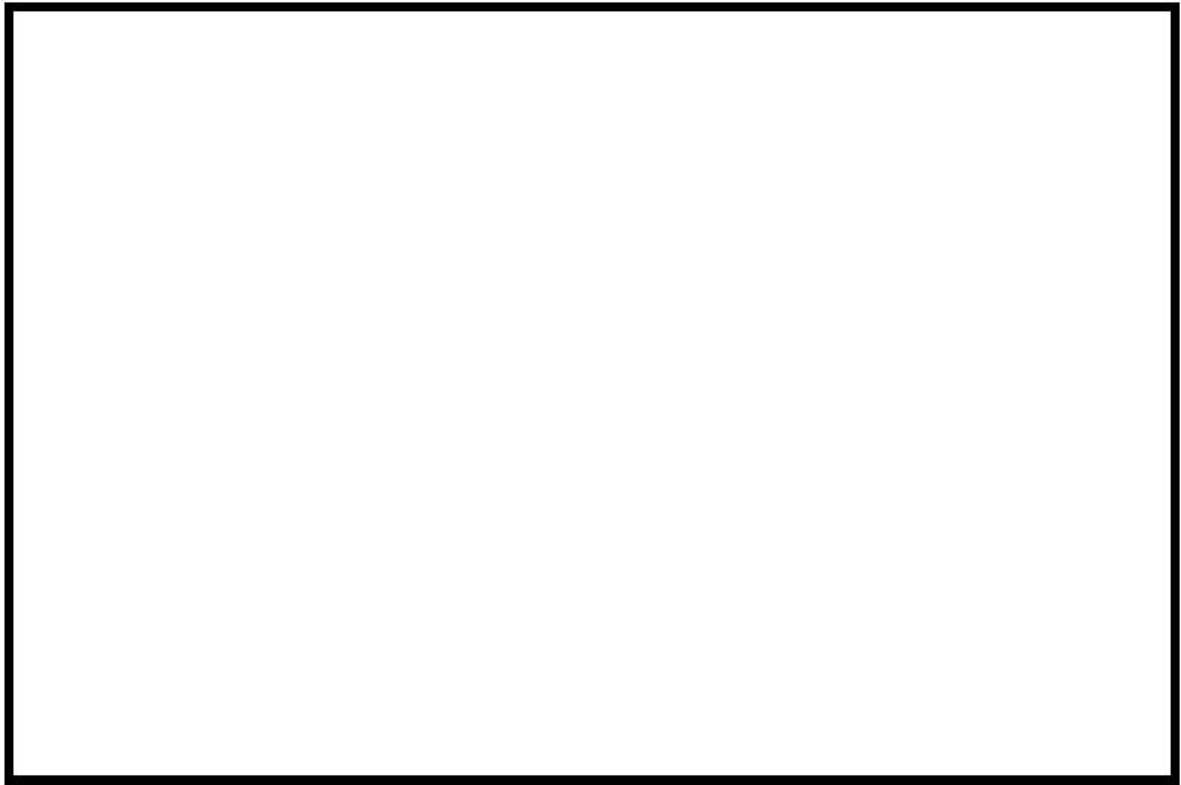
付図 1-3 L-11 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-4 L-14 実験結果と解析結果の比較 (圧力)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-5 L-06 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



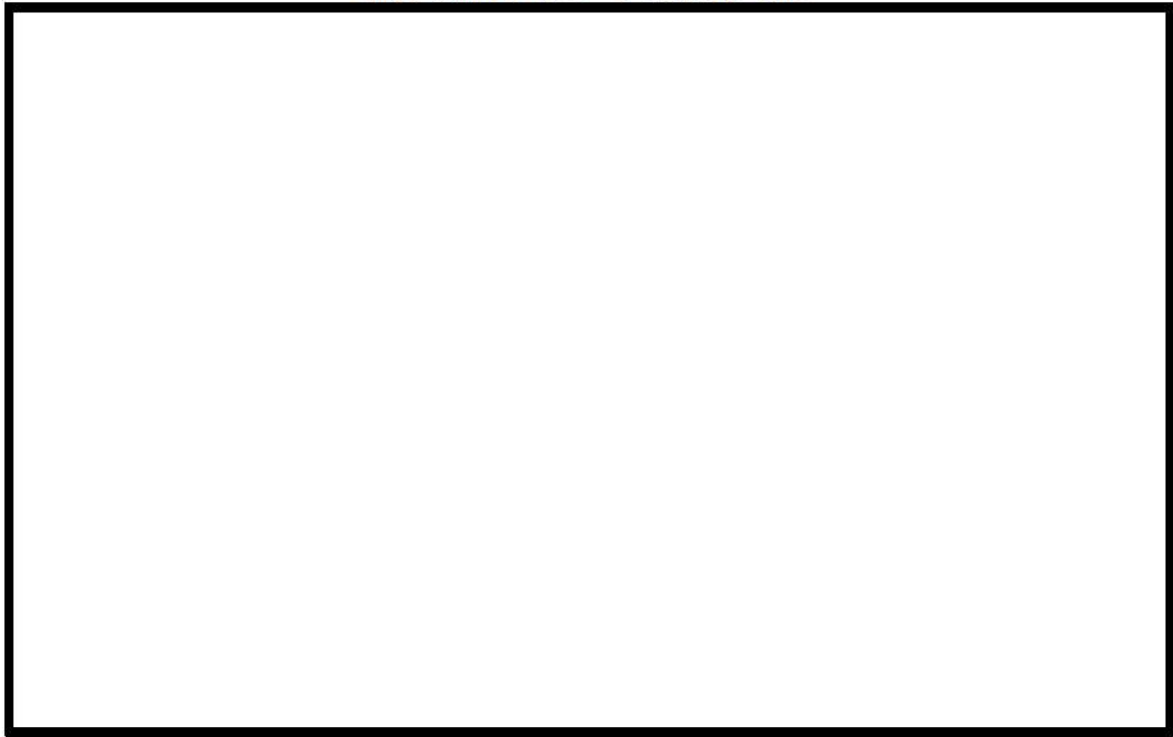
付図 1-6 L-08 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



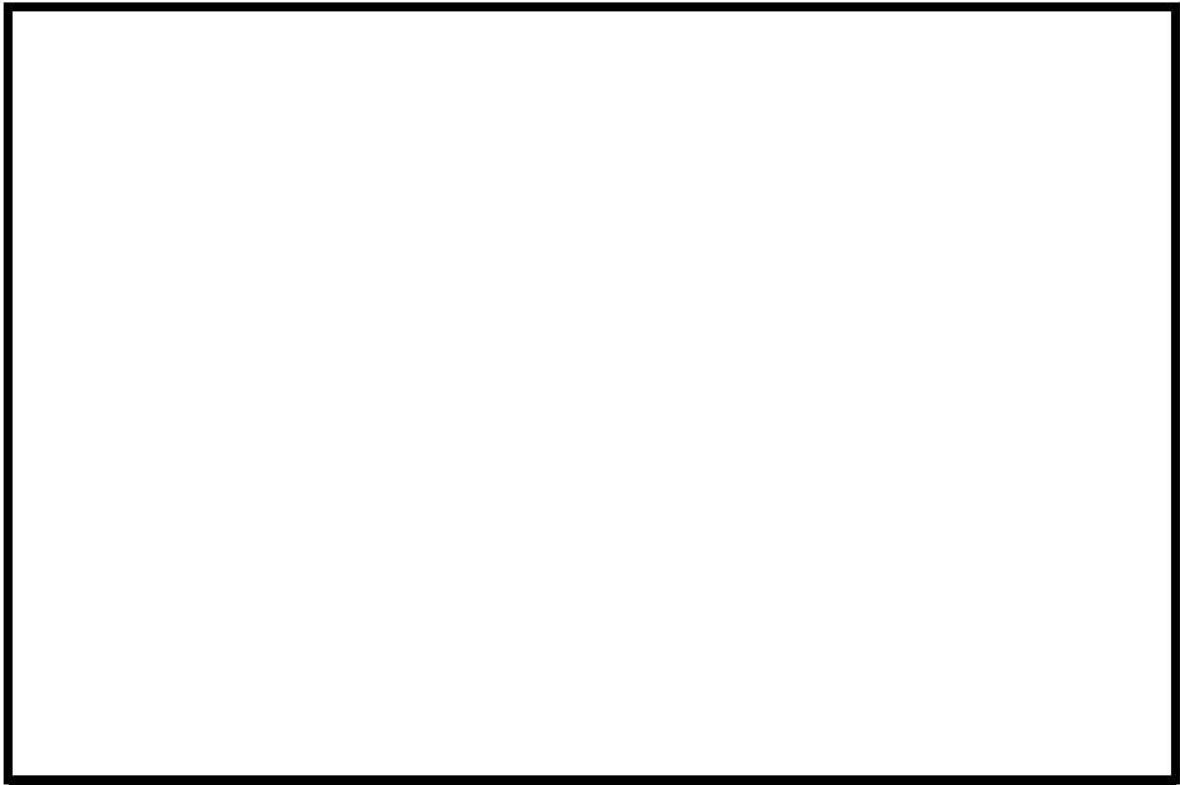
付図 1-7 L-11 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



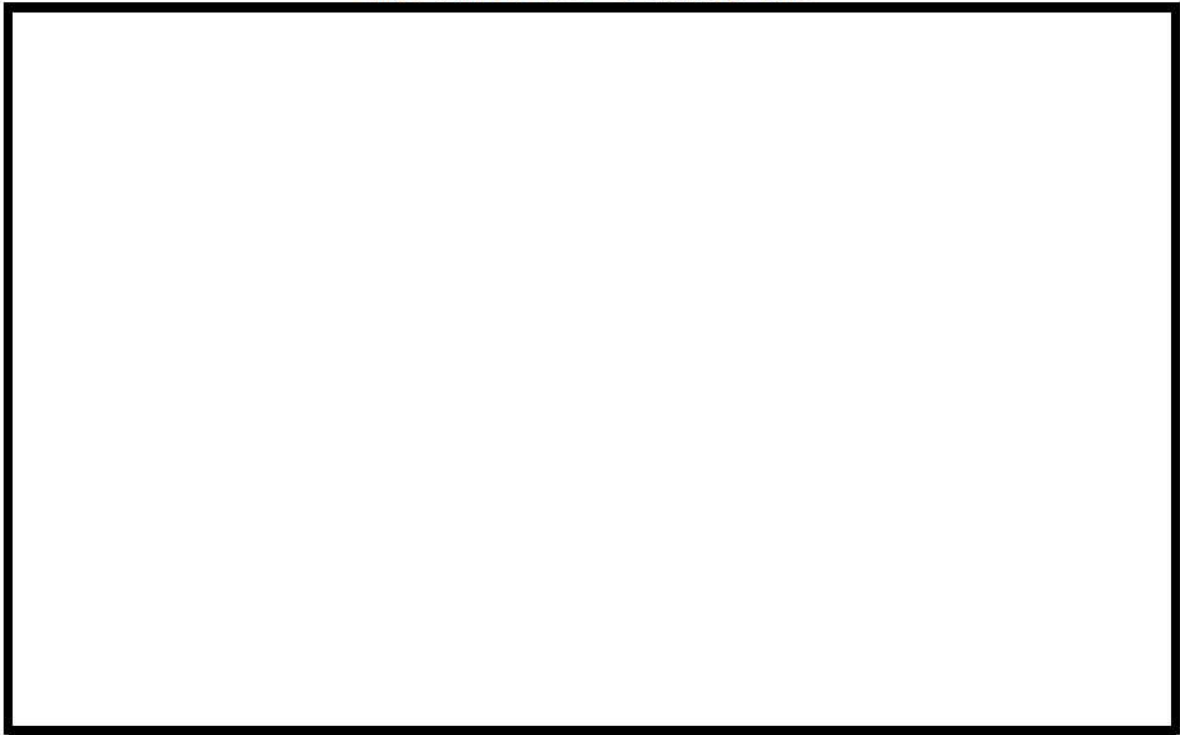
付図 1-8 L-14 実験結果と解析結果の比較 (堆積デブリ質量)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



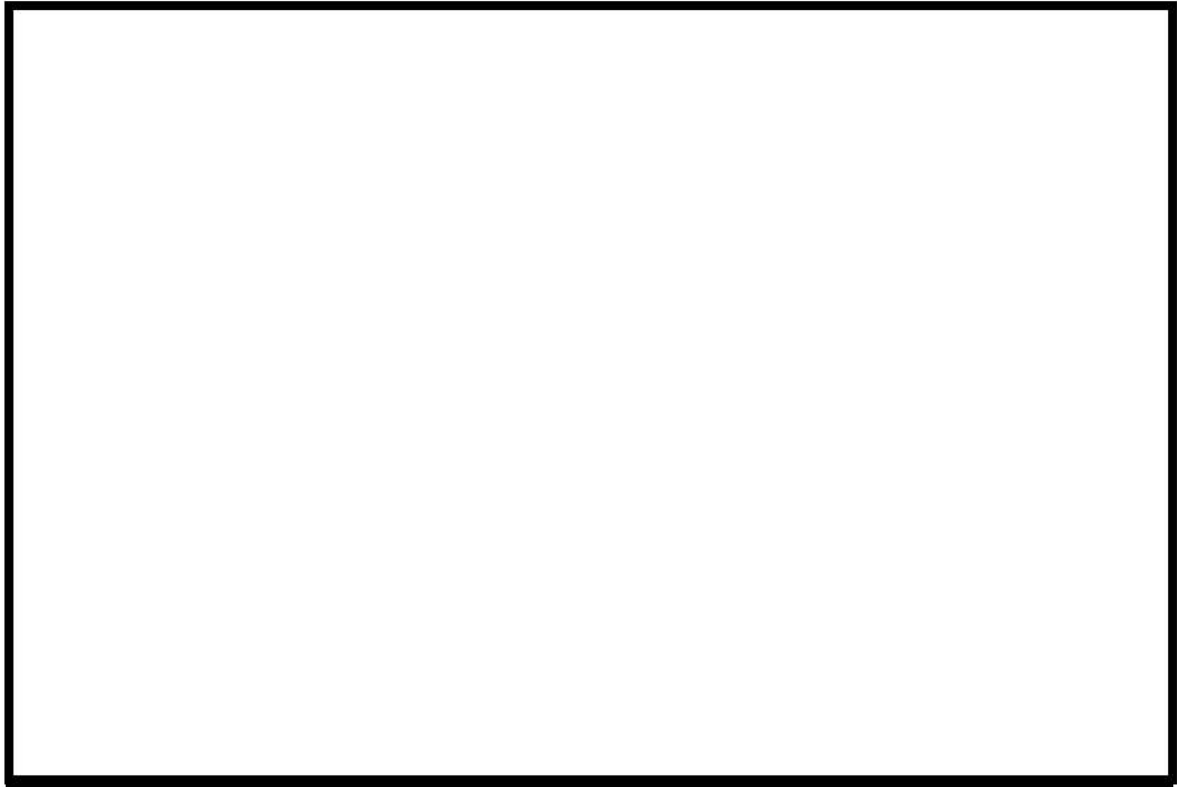
付図 1-9 L-06 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



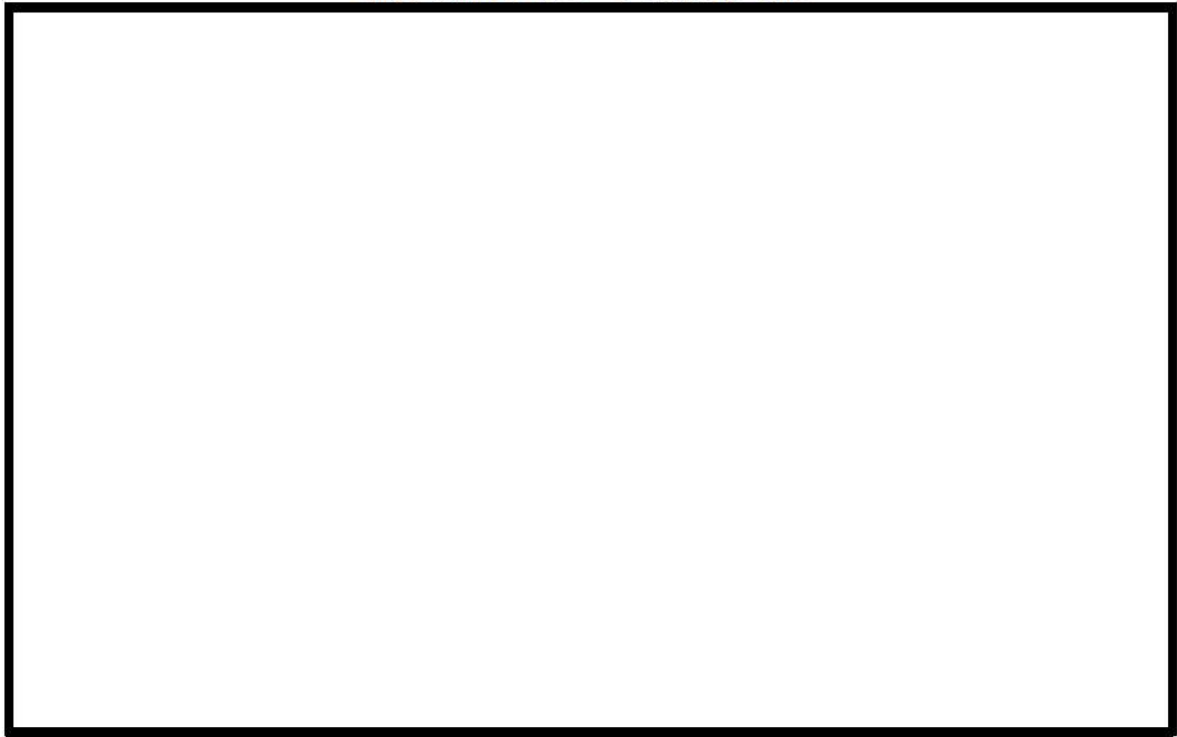
付図 1-10 L-08 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-11 L-11 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI



付図 1-12 L-14 実験結果と解析結果の比較 (デブリ粒子径)

出典 : MAAP4 User' s Manual, EPRI

(3)まとめ

MAAP コードでは、FCI に関わる圧カスパイク挙動はデブリジェットモデルで制御されており、その妥当性確認は FARO 実験とのベンチマーク解析によって行われている。FARO 実験結果の示す圧カスパイク挙動のピーク圧力、圧力上昇及びデブリ粒子径について、MAAP コードはよく再現されており、その妥当性が確認されている。

(第3部 MAAPコード)

添付3 溶融炉心とコンクリートの
相互作用について

目次

1	まえがき	3.3-3
2	現象の概要	3.3-3
3	知見の整理	3.3-3
3.1	MCCI 実験の概要	3.3-4
3.2	MCCI 実験の知見の整理	3.3-17
3.3	実機への適用性	3.3-19
4	評価モデルと不確かさに関する整理	3.3-66
4.1	MCCI 評価モデル	3.3-66
4.2	不確かさの整理	3.3-67
5	感度解析と評価	3.3-80
6	まとめ	3.3-122
添付 3-1	溶融炉心の水中での拡がり評価について	3.3-123
添付 3-2	粒子状ベッドの冷却性実験と解析モデル	3.3-134

1 まえがき

熔融炉心とコンクリートの相互作用 (MCCI: Molten Core Concrete Interaction, 以下、「MCCI」と称す。) に関しては、国内外において現象の解明や評価に関する多くの活動が行われてきているが、現在においても研究段階にあり、また、実機規模での現象についてほとんど経験がなく、有効なデータが得られていないのが現状であり、不確かさが大きい現象であると言える。

そこで、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。

2 現象の概要

重大事故時には、熔融炉心と原子炉下部キャビティ床コンクリートの接触によって、コンクリートが侵食され、ベースマット熔融貫通に至る可能性がある。このような熔融炉心とコンクリートの接触及びそれに伴って引き起こされる現象（コンクリートの侵食及び不揮発性ガスの発生）のことを、熔融炉心とコンクリートの相互作用 (MCCI) と呼ぶ。

国内 PWR プラントでは、炉心損傷検知後に、原子炉下部キャビティへの水張りを行うことにより、熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下した際の熔融炉心の冷却を促進することにより MCCI の防止及び緩和を行っている。原子炉下部キャビティに落下した熔融炉心は、原子炉下部キャビティ水との接触により、一部は粒子化して水中にエントレインされ、残りは原子炉下部キャビティ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、水と膜沸騰熱伝達し水中を浮遊するが、冷却が進むと膜沸騰状態が解消され、熔融プール上に堆積する。

原子炉下部キャビティ底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、原子炉下部キャビティ水及びコンクリートとの伝熱により冷却されるにつれて固化し、冷却が不足する場合には、中心に熔融プール（液相）、外面にクラスト（固相）を形成する。

コンクリートは、熔融炉心との熱伝達により加熱され、その温度が融点を上回る場合に融解する。このとき、ガス（水蒸気及び二酸化炭素）及びスラグが発生し、熔融炉心に混入され化学反応する。

3 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。

熔融物によるコンクリート侵食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 実験及び米国サンディア国立研究所 (SNL) で実施された SURC 実験（国際標準問題 ISP-24）がある。

水による冷却を伴う実験（熔融物上に冷却水を注水した実験）としては、米国サンデ

シア国立研究所 (SNL) で実施された SWISS 実験及び WETCOR 実験, 米国電力研究所 (EPRI) の主催で実施された MACE 実験, 原子力発電技術機構 (NUPEC) により実施された COTELS 実験, 米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) により行われた CCI 実験がある。

また, 水中に熔融炉心を落下させた実験としては, スウェーデン王立工科大学 (KTH) で実施された DEFOR 実験がある。

このように, MCCI 実験としては, 水プールに熔融物を落下させた条件での実験結果は DEFOR 実験のみでありサンプルが少ないため, FCI に関する実験的知見も加味して, 知見を整理する。

一方, 原子炉下部キャビティでの熔融物の拡がり実験としては, 水による冷却を伴わないドライ条件での実験としては, 国内 BWR を対象とした実験, EPR を対象とした実験が複数実施されているが, ウェット条件での実験については実施例が少ないが, 米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) にて不均質に堆積させた粒子ベッドの拡がりを確認したセルフレベルリング実験がある。

さらに, OECD-MCCI プロジェクトで実施されたクラスト強度試験 (SSWICS 試験) 結果に基づき, クラストのヤング率と破損応力を解析的に求める研究が JNES によりなされている。

以下, 各実験及び解析研究について概要を纏めるとともに, 知見を整理する。

3.1 MCCI 実験の概要

(1) ACE 実験¹

ACE 実験は, 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として, 国際的に支援された ACE (Advanced Containment Experiments) プログラムの一部として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) で実施されたものである。

実験装置を図 3.1-1 に示す。4方向の壁 (水冷式パネル) で囲まれた中には, コンクリートベースマット, コンクリートメタル挿入物, 熔融炉心が入っている。内側表面には 25 個のタングステン電極を備えた額縁型アセンブリがあり, それらは 4つのタングステンコイルで熔融炉心頂部付近に接続されて, 熔融炉心を加熱する。設備の大きさは 53.0cm×50.2cm である。長方形の 2 枚式の蓋 (水冷式) があり主ガス管に繋がっている。蓋には, エアロゾル収集ならびにガスサンプリング及び排気口用のポートが 1 つと, 熔融炉心監視用ポート (光学温度計とビデオカメラ付き) が 3 つ付いている。熔融炉心組成は UO_2 を含み粉末状で均一にブレンドされた状態である。ACE 実験のうち, PWR 向けに実施されたケース L2 及び L6 の熔融炉心組成及び

¹ OECD/NEA “Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions,” NEA/CSNI/R(92)10.

コンクリート成分を表 3.1-1 に示す。実験中、熔融炉心はタングステンの電極で加熱され熔融プールを形成する。コンクリート侵食はベースマットの中にある熱電対によりモニターされる。なお、本実験は、冷却水の注水を行わない、ドライ条件で行われたものである。

ケース L2 は、一部分酸化した PWR 燃料の熔融炉心とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験結果を図 3.1-2 に示す（本図では、MAAP コードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。実験における伝熱量は平均 220 kW、側壁への熱損失は平均 120 kW で、これらを境界条件として与えており、約 100 kW がコンクリートの加熱に寄与しており、垂直方向へのコンクリート侵食率の平均は 7.8 mm/分であった。侵食開始時の熔融プール温度は 2,400 K でその後もその温度を維持している。

ケース L6 は、制御棒の材質を含む一部分酸化した熔融炉心とケイ土系コンクリートとの相互作用に関する実験である。実験結果を図 3.1-3 に示す（本図では、MAAP コードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。本ケースでは、実験開始時の侵食率は低めであったが、徐々に上昇し、最終的な侵食深さは 40 分の時点で 13 cm に至っており、実験とほぼ同等の侵食深さに到達している。

(2) SURC-4 実験²

SURC-4 (Sustained Urania-Concrete Interaction-4) は米国サンディア国立研究所 (SNL) で行われた MCCI 実験の一つである。本実験は、コード比較のための国際標準問題 (ISP-24) に選定されている。実験装置の概念図を図 3.1-4 に示す。円筒状の反応るつぼがアルミの原子炉格納容器内に設置されている。アニュラス部とるつぼの蓋は MgO でできている。るつぼの大きさは、直径 60cm×高さ 100cm、MgO 製アニュラスと蓋の厚さは 10cm である。反応るつぼの床は厚さ 40cm の玄武岩系コンクリートであり、温度記録用の熱電対が設置されている。200kg のステンレス鋼 (約 Fe: 73 %, Cr: 19 %, Ni: 8 %) と模擬核分裂生成物 (FP) (Te: 0.5 kg, La₂O₃: 1.17 kg, CeO₂: 1.23 kg, BaO: 1.1 kg) は、コンクリート侵食が開始するまで加熱される。化学反応とガス放出の影響を観察するため、侵食開始後 14 分経ってから約 0.5 秒間に追加的に 20 kg のジルコニウムを熔融物に添加している。

実験結果を図 3.1-5 に示す（本図では、MAAP コードによるベンチマーク解析結果も掲載している）。観測されたコンクリート侵食深さは約 55 分の時点で 24.5~27.5cm である。

² “International standard problem No 24: ISP-24: SURC-4 experiment on core-concrete interactions,” NEA/CSNI-155, 1988.

(3) SWISS 実験³

SWISS 実験は、米国サンディア国立研究所 (SNL) において実施された熔融物とコンクリートの相互作用及び熔融物冷却に関する実験で、MCCI 挙動に及ぼす水プールの影響を調べることを目的として2回実施されている。

実験装置を図 3.1-6 に示す。コンクリートは、直径 20cm の石灰岩系コンクリート円板が使用されている。熔融物は 46kg のステンレス鋼 (SUS304) で、模擬 FP の量は 1.75kg である。これらは高周波加熱により加熱される (1.3~1.7W/g)。SWISS-1 実験では、コンクリート侵食が準定常となった時点 (侵食量 12cm) で熔融物上に注水し、SWISS-2 実験では、熔融物がコンクリートと接触した直後に注水している。

SWISS-1 実験及び SWISS-2 実験におけるコンクリート侵食の推移を図 3.1-7 に示す。両実験では、注水タイミングが異なっているが、コンクリートの侵食状況は同等な結果となっている。これは、熔融物の上面 (熔融物と水プールの界面) に強固なクラストが形成され熔融物の内部に水が浸入しにくくなっていたことと、熔融物の発熱が実機で想定されるよりも約 1 桁大きかったこと、さらに、100%ステンレス鋼であったため金属-水反応による発熱が加わったことが要因であると分析されている。熔融物から水プールへの熱流束は、SWISS-2 の結果より、約 0.8MW/m² であり (図 3.1-8 参照)、この値は限界熱流束の計算値よりも小さく、核沸騰による計算値に近いと分析されている。

(4) WETCOR 実験⁴

WETCOR 実験は、米国サンディア国立研究所 (SNL) で実施された MCCI 実験であり、熔融物として、Al₂O₃、CaO、SiO₂ の混合物を直接通電加熱したものをを用い、直径 0.4m の石灰岩系コンクリートとの反応中に注水し、熔融物の冷却性を調べた実験である。実験装置の概要を図 3.1-9 に示す。

WETCOR-1 実験結果では、熔融状態の部分が存在する期間にクラストを通して水へ伝熱した熱流束は 0.52±0.13MW/m²、入熱を停止し全体が固化した以降の熱流束は 0.25±0.08MW/m² 及び 0.20±0.08MW/m² であったことが報告されている。これらは表 3.1-2 に示すように、入熱期間の最後に相当する 557 分から 563 分での熱流束が 0.52±0.13MW/m²、582.4 分での熱流束が 0.25±0.08MW/m²、589.0 分での熱流束が 0.20±0.08MW/m² である。図 3.1-10 に入熱履歴を示すが、入熱終了は正確には 554.9 分である。注水開始は 529.0 分である。

³ “SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions with Overlying Water Pools,” NUREG/CR-4727, SAND85-1576

⁴ NUREG/CR-5907, “Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools,” Sandia National Laboratories, November 1993.

コンクリート侵食推移及び温度履歴を図 3.1-11~14 に示す。コンクリートの半径方向の中心部では試験開始後約 470 分から急速に侵食が早まり、注水開始までに 1~3cm 侵食されており、注水後も継続して、入熱終了の 555 分で 5~6cm となっている。中間部では 515 分までは侵食は起きていないが、555 分までは継続した。外周部では局所的には 410 分から侵食が開始し、注水時点で約 2cm になっている。溶融物温度を図 3.1-15 に示す。約 560 分までは約 1800K で一定となっているが、その後は緩やかに低下し、580 分頃には約 1500K まで低下している。

実験後の溶融物の固化状態及びコンクリート侵食状態を図 3.1-16 に示す。半径方向には場所により侵食挙動に違いがあるが、最終的には全体的に約 5cm の侵食深さになっている。もとのコンクリート表面であった位置には空洞が形成されており、その上にはクラストがブリッジ状に形成されている。クラスト厚さは場所により異なるが、外周部では 10 ± 1 cm、中心部で 3.8cm から 4.5cm であった。上記熱流束は中心部でのクラスト厚さ平均値として $4.2\text{cm} \pm 0.4\text{cm}$ として算出されたものである。クラストにはひび割れは生じていなかったことが報告されている。空洞の形成過程については文献に記載されていないが、注水開始時には激しい沸騰が起き、水プールが出来てから 40 秒間、メルト球体が水中を浮上し沈降する挙動が観察されている。この現象はクラストのギャップから水が入り、その突沸によりメルトが一時的に噴出したものと推定されている。注水後早期に堅固なクラストが形成され、侵食とともに空洞部が成長したことが推測できる。

以上より、水への熱流束 $0.2\text{MW}/\text{m}^2$ は、溶融炉心が完全固化し、温度も低下し、コンクリート侵食も進んでいない状態の値である。

(5) MACE 実験⁵

MACE 実験 (Melt Attack and Coolability Experiment) は、米国電力研究所 (EPRI) が主催する原子炉格納容器内溶融物冷却性に関する国際協力計画である。MACE 実験装置の概要を図 3.1-17 に示す。また、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、その主要条件は表 3.1-3 に示すとおりである。

MACE 実験では UO_2 , ZrO_2 , Zr といった実炉心模擬物に少量のコンクリート成分を付加した溶融物を使用している。M0 実験では $30\text{cm} \times 30\text{cm}$ のテスト部に 130kg の溶融物、M1b 実験では $50\text{cm} \times 50\text{cm}$ のテスト部に 480kg の溶融物を使っている。M0 実験では、テスト部の側壁にコンクリートを用い、横方向への侵食も可能としている。M1b 実験は MgO 製るつぼを用いており、下方向のみの侵食になる。

M0 実験での水プールへの熱流束測定結果を図 3.1-18 に示す。注水は侵食が 1.3cm

⁵ M. T. Farmer, et al., "Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments," OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, 1999.

となった時点、中心部で侵食開始から4分後に開始された。最初の3分間は $4\text{MW}/\text{m}^2$ あり、熱的には全体の融解熱に相当する程度の除熱が行われた。これにより、安定したクラストが形成され、その後30分は約 $0.7\text{MW}/\text{m}^2$ で推移し、さらにその後は徐々に低下して最後には $0.15\text{MW}/\text{m}^2$ まで低下した。図3.1-19に示すように、安定化クラストはタングステン電極に固着しており、最初にクラストが形成された高さに留まっていた。クラストと溶融物の間に空間が形成されたのが約30分後と推定されており、これにより30分以降の熱流束が低下したと考察されている。

M1b実験での水プールへの熱流束測定結果を図3.1-21に示す。注水は侵食が5.0cmとなった時点、中心部で侵食開始から14.7分後に開始された。最初は $4\text{MW}/\text{m}^2$ あり、30分間で徐々に約 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ まで低下している。この期間に約90kgが固化し、クラストを形成したと見積もられている。その後の30分間で約 $0.4\text{MW}/\text{m}^2$ に低下し、それ以降は入熱と同等の熱流束となっている。図3.1-22に示すように、クラスト厚さは約6cmであり、熱伝導だけではこれだけの熱流束を得られないため、クラストは透水性があると考察されている。クラストはるつぼ壁に固着し、9cm高さの空洞が形成されている。空洞の形成は50分頃と推定されている。よって、 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ より小さい熱流束はクラストが分離した形態での値である。図3.1-23に溶融物温度変化を示す。水への熱流束が $0.2\text{MW}/\text{m}^2$ で推移する期間は、おおむね溶融物温度が1500K前後となっている。

(6) COTELS 実験 (テスト B 及び C) ⁶

COTELS 計画は(財)原子力発電技術機構(NUPEC)が压力容器外の溶融炉心冷却特性を調べる試験であり、この計画のテスト B 及び C は、溶融物上に注水した際の FCI (テスト B) と MCCI (テスト C) を検討するための実験であり、テスト B と C は引き続き実施された一連の実験である。

実験装置を図3.1-24に、試験条件及び結果の一覧を表3.1-4に示す。溶融物の重量は60kgで UO_2 の融点より高い3200Kまで誘電加熱された。溶融物のタイプ A は TMI 事故の溶融物を模擬した組成、タイプ B は下部プレナムにより多くの金属が含まれることを想定し、金属の割合を増やした組成である。コンクリートトラップの内径は0.36mあるいは0.26mである。ここで、0.26mは他の実験(WETCOR, MACE-M0及びMACE-M1b)との比較のためアスペクト比(高さと直径の比)を0.5としたものである。コンクリートは国内プラントのセメント成分を模擬した玄武岩系コンクリートである。コンクリート内部には温度計測用の熱電対が配置されている。落下後の溶融物は、崩壊熱を模擬して誘電加熱され、75kWは崩壊熱の11倍に相当する。注水

⁶ Hideo Nagasaka, et al., "COTELS Project (3) : Ex-vessel Debris Cooling Tests," OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, 1999.

は、室温水を Jet もしくは Spray で 0.02~0.2kg/s の質量流量で試験開始 6~15 分後に行っている。

ケース 5a は、熔融炉心落下後の崩壊熱の模擬（誘電加熱）を行わず、注水も行わなかったケースであるが、約 2 割が粒子化している。これは、コンクリート侵食に伴って発生した気体により熔融炉心の粒子化が生じたと分析されている。粒子の径については、ケース 5a とケース 5 で同等の粒子径分布が確認されており、熔融炉心と水の相互作用ではなく、コンクリート侵食により発生した気体により粒子化が生じたものであると考えられている。

アスペクト比の観点では、図 3.1-25 にケース 5 とケース 9 のコンクリート温度の時間変化を示すが、アスペクト比が大きいケース 5 では、熔融炉心の全体量に対する上面の面積が小さいため、初期に熔融炉心の熱量がコンクリートに多く伝わっていることを示している。両ケースとも注水後 3~4 分でコンクリートの温度が低下に転じており、注水による冷却効果が確認でき、特に早めに注水したケース 9 では効果が高いことが分かる。さらに、注水が遅いケース 10 においてコンクリート侵食深さが最大となっていることから、水による冷却効果が確認できる。

固化した熔融炉心表面から水への熱流束は、SWISS, WETCOR, MACE の結果に近い 200~700 kW/m²であった。この結果は容器内圧力がほぼ一定状態の時の値とされている。なお、これらの熱流束は限界熱流束よりも低く、水が更に高い除熱能力を有する可能性があることを示唆している。実験レポートでは 0.2MW/m² 時における熔融炉心状態についての記述はないが、側壁コンクリートが侵食されてギャップが形成されたことで、熔融炉心冷却が促進され、コンクリート侵食が停止したと説明されている。図 3.1-26 に固化した熔融炉心の断面図を示す。熔融炉心下面にはコンクリートから分離した砂利がベッド状に堆積しており、熔融炉心底部からの冷却を促進したことが述べられている。また、その他に侵食が停止した要因としてさらに、アスペクト比が小さく水による冷却の効果があつたこと、塊状熔融炉心が侵食により落下する過程で生じたクレバスに水が入り込み冷却されたことなどが要因であると分析されている。

COTELS 実験の特徴は、側壁にクラストが固着しなかった点で他実験と比べて実機に近い状況となっており、コンクリート壁と熔融プールの境界に形成されたギャップが冷却を促進した点を実機解析への知見として参照できる。

(7) FARO 実験

欧州 JRC (Joint Research Center) のイスプラ研究所における実験であり、圧力容器内を対象に熔融物が水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生を調べることを目的として高圧条件での実験が行われてきたが、圧力容器外を対象とした低圧条件での実験も行われている。

実験装置の概要を図 3.1-27 に示す。実験手順は、高圧条件と低圧条件とで同様であり、るつぼ内で UO_2 混合物 (80wt% UO_2 + 20wt% ZrO_2 あるいは 77wt% UO_2 + 19wt% ZrO_2 + 4wt% Zr) を熔融させ、るつぼ底部のフラップを開放することにより、水プールに落下させる。実験条件は、表 3.1-5 に示すとおりであり、 UO_2 混合物は 18~176kg、水プールの水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K の範囲で変動させ複数のケースが行われている。また、高圧条件として 2~5.8MPa、低圧条件として 0.2~0.5MPa である。

熔融物の粒子化量については、水プールの状態によりその割合が変化している。原子炉容器内 FCI を模擬したケース (高圧条件かつ低サブクール度) では、水深 1m の場合で、熔融物の約半分が粒子化し、残りは熔融ジェットのまま水プール底に到達して堆積する結果となっている。一方、原子炉容器外 FCI を想定したケースとして、金属ジルコニウムを含む場合 (L-11) や低圧で高サブクール度の場合 (L-24~33)、では、ほとんどが粒子化する結果が得られている。

また、観測された粒子の径は 3.2~4.8mm であり、初期圧力、水深、サブクール度、熔融物落下速度への依存性は低いと報告されている。

(8) COTELS 実験 (テスト A)

COTELS 計画は (財) 原子力発電技術機構 (NUPEC) が圧力容器外の熔融炉心冷却特性を調べる試験であり、この計画の中で熔融物が水プールに落下したときの水蒸気爆発の発生有無を調べる実験として、カザフスタン国立原子力センター (NNC : National Nuclear Center) の施設を用いた実験が実施されている。

実験装置の概要を図 3.1-28 に、実験条件及び結果の一覧を表 3.1-6 に示す。この実験では、軽水炉のシビアアクシデント挙動解析結果に基づいて試験条件が設定され、具体的には、軽水炉のシビアアクシデントでは、原子炉容器内圧が低圧で破損するシーケンスが支配的であり、かつ、原子炉容器の破損として貫通部の破損を考慮している。また、LOCA を起因とするシーケンスが支配的であることから、原子炉格納容器床面の水プールは飽和水 (サブクール度 0~86K) とし、水深は 0.4~0.9m である。また、熔融物は、 UO_2 : 55wt%、 Zr : 25wt%、 ZrO_2 : 5wt%、SS : 15wt% の混合物であり、下部プレナム内の構造物も考慮して多くの金属成分を含むよう模擬したものである。この熔融物は、圧力ヘッド計装配管の径に相当する 5cm 径のジェットで水プールに落下させている。

粒子化量に関しては、水深 0.4m においても、ほとんど (90%以上) が粒子化しており、粒子径は多くのケースで約 6mm であったが、落下速度が速い場合には径が小さくなる傾向が確認されている。初期の圧力上昇幅と粒子径には相関があり、初期圧力上昇は粒子化した熔融物からの熱伝達が支配的であると報告されている。

(9) セルフレベリング実験⁷

この実験は、水プール中に不均質に堆積させた粒子ベッドが、内部の沸騰により拡散する様子を確認した実験である。

実験条件の一覧を表 3.1-7 に示す。実験は、水プール中に UO_2 , SUS, Cu の 0.2～1mm 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ものである。

図 3.1-29 に実験前後の粒子ベッド概念を示す。非均一の厚さに堆積された粒子ベッドは、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再堆積する過程でベッドの厚さが均一化されている。ここで、均一化に要した時間は約 2～3 分であると報告されている。

(10) DEFOR-A 実験^{8 9 10}

DEFOR (Debris Bed Formation) 計画は、スウェーデン王立工科大学で実施されており、種々の条件で水プールに模擬溶融物が投入された際の、溶融炉心の細粒化試験である。

なかでも DEFOR-A 試験は水深に応じた粒子化割合を調べることを目的にしたものである。試験装置を図 3.1-30 に示す。DEFOR-A 実験では、るつぼ型誘導炉により加熱された模擬溶融物を、ファンネル及びノズルを通じて大気圧条件の水タンクに注入する。ここでノズル径、即ちデブリジェット径は可変となっている（以下、実機に対しても、炉心あるいは下部プレナムから落下する溶融炉心の意味で「デブリジェット」を使用する）。水タンクのサイズは、断面が 0.5m×0.5m、高さが 2m であり、ノズル高さを差し引くと最大でタンクの床から放出口までの高さは 1.7m となっている。

次に、試験条件の一覧を表 3.1-8 に示す。ノズル高さは 1.7m（一部のケースは 1.62m）に設定され、模擬溶融物は深さ 1.5m 前後の水プールに注入される。また、溶融炉心キャッチャーの高さが水面から 0.6m, 0.9m, 1.2m, 1.5m と 4 段階に設定され、水面からの落下距離の影響も確認している。その他主要な試験条件として、模擬溶融物の過熱度は 78～206K、ジェット径は 10～25mm の範囲で設定している。ジェット径が太く、溶融物の過熱度が小さく、定性的にケーキ状溶融炉心が形成されやすいのは A8 試験である。

⁷ 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

⁸ P. Kudinov and M. Davydov "PREDICTION OF MASS FRACTION OF AGGLOMERATED DEBRIS IN A LWR SEVERE ACCIDENT", NURETH14-543

⁹ Pavel Kudinov, et al., "Fraction of Agglomerated Debris as a Function of Water Pool Depth in DEFOR-A Experiments".

¹⁰ Pavel Kudinov, et al., "Development of Ex-Vessel Debris Agglomeration Mode Map for a LWR Severe Accident Conditions," ICONE-17, Brussels, 2009.

次に、試験結果について述べる。A8 試験で一番水深が浅いキャッチャー 1 に形成されたケーキ状熔融炉心の様相を図 3.1-31 に示す。水深が浅いため、細粒化しても固化する前にキャッチャーに堆積することで、粒子化したものが結合した塊状になっている。水深が深いほど粒子の固化が進むため、図 3.1-32 に示すとおりケーキ状熔融炉心が少なくなる。ここで、塊状熔融炉心の概念図を図 3.1-33 に示す。デブリジェットがすべて粒子化及び固化された状態で熔融炉心キャッチャーまで到達した場合が(a)の状態であり、このとき固化した粒子間に空隙があるため、冷却性は阻害されない。(b)の状態は凝集を示しており、固化していないデブリ粒子が堆積することで凝集状態になる。また、(c)の状態はデブリジェットの一部が直接床に堆積する場合であり、空隙の無い状態で熔融物が堆積した状態である。(b)及び(c)は冷却水が堆積した熔融炉心の内部まで浸透しないため、冷却性が阻害される可能性がある。また、堆積形状として、山状に模擬熔融物が堆積した結果が得られている。試験結果からは、水深が深いほど、凝集物の発生割合は小さく、約 1.5m の水深があればほぼすべての模擬熔融物は固化した状態で堆積することが分かる(ケース A9 のみ、数%の凝集物が発生している)。水深が 1.5m よりも浅い場合に、ケース A7, A9 において他のケースよりも高い凝集割合が観測されているのは、ケース A7, A9 では模擬熔融物の過熱度が高いためである。結論としては、水深が数 m あれば、デブリ粒子をすべて固化できるとしている。

また、解析研究により図 3.1-34 に示すようなケーキ状熔融炉心の生成される条件マップが作成されており、そのモデルを実機スケールのジェット径に展開した場合の、堆積モードマップ(ジェット径対水深の図上での、凝集、固化の領域図)が示されている。実機での破損口径に相当する約 200mm のジェット径では、水深が約 9m の位置に凝集と固化の分岐点が存在することが分かる。

実機条件では、原子炉下部キャビティ水深は 1~2m、破損口径は数 10cm であり、堆積モードマップに当てはめると、ほぼすべての熔融炉心がケーキ状に堆積する。ケーキ状に堆積した場合、MAAP コードでモデル化している平板状の発熱体とは、水の浸透、表面形状等の点で性質が異なるが、これらの性質の相違は、平板状の発熱体における水-熔融炉心間の熱伝達係数として取り扱うことができる。

(1 1) CCI 実験^{11, 12, 13}

CCI (Core Concrete Interaction) 実験は、OECD MCCI プロジェクトの一環として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) にて行われており、コンクリート侵食が進んだ状

¹¹ M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project Final Report," 2006

¹² M. T. Farmer, et al., "OECD MCCI Project 2-D Core Concrete Interaction (CCI) Tests: Final Report," 2006

¹³ Q. Zhou, et al., "Benchmark of MCCI Model in MAAP5.02 against OECD CCI Experiment Series," 2014

態で注水した場合の溶融物の挙動の調査を目的としたものである。CCI 実験では、MCCI 進展後後期の注水による溶融炉心冷却性として、現象論的に4つのメカニズムに着目しており、それぞれバルク冷却、クラストのひび及び割れ目からの水浸入、溶融物の噴出、クラストの破損である。

CCI 実験装置を図 3.1-35 に示す。実験装置中に、断面 50cm × 50cm、高さ 55cm のるつぼがあり、その底部にコンクリートベースマットが敷かれている。ベースマットの上部には、溶融物を直接電気加熱により加熱するタングステン電極があり、溶融物は 120kW~150kW で加熱される。また、溶融物の温度を測定するための熱電対がコンクリート中に多数設置されている。その他、溶融物に注水するための給水系、MCCI により発生したガスの換気系等がある。さらに、実験装置に荷重負荷装置を設置し、注水後に形成されるクラストに荷重を与えて、クラストの機械的強度に関するデータを得ている（図 3.1-36 参照）。

次に、実験条件を表 3.1-9 に示す。実験は CCI1~3 の 3 回行われている。各実験について、溶融物の加熱後 5.5 時間が経過した時点、あるいはコンクリート侵食が 30cm 進んだ時点で注水を開始する。実験ケース間の主要な条件の違いとしては、コンクリート組成（CCI-2 が石灰岩系、CCI-1, 3 が珪岩質系）、直接電気加熱による加熱量（CCI-1 が 150kW、CCI-2, 3 が 120kW）である。CCI 実験のコンクリート組成を表 3.1-10 に示す。

図 3.1-37 に CCI-1, 2, 3 実験での水への熱流束、図 3.1-38 に溶融物の平均温度を示す。最初の 5 分間は限界熱流束に近い値となっており、CCI-1, 3 で約 1MW/m²、CCI-2 では 3MW/m² 近い値になっている。この違いとして、CCI-1, 3 では注水時点でクラストが形成されており、CCI-2 では注水時点でクラストが形成されておらず、溶融物と水が直接接触（バルク冷却）したためと推測されている。CCI-2 も、バルク冷却期間（約 5 分）の後に安定クラストが形成されている。

注水後 15-25 分はクラストが熱流束を律速する期間であり、平均化した熱流束を表 3.1-11 に示す。コンクリート分解時にガス発生量が多い石灰岩系コンクリートの場合（CCI-2）には 0.65MW/m²、ガス発生が少ない玄武岩系コンクリートの場合（CCI-1, 3）には 0.25MW/m² 及び 0.5MW/m² となっている。この違いから、クラスト形成段階でコンクリート分解ガスが多いほど、クラストのひび、割れ目及び空隙が大きくなると考察されている。これらの熱流束をクラスト熱伝導だけで伝えるには、クラスト厚さは約 3mm~7mm でなければならないが、測定結果ではクラスト厚さは 5cm~10cm となっており一桁厚い。よって、クラストからの水浸入が冷却を支配していること、水浸入パスとなるクラストの空隙はコンクリートからのガス発生が多いほど大きくなることが考察されている。

溶融物の噴出については、CCI-2 ではみられたが、CCI-1, 3 ではみられなかった。溶融物の噴出は、コンクリート分解ガスが放出されるときに巻き込まれると考えら

れており、ガス放出の少ない玄武岩系コンクリートの場合には起きなかったと推測されている。また、CCI-1 では注水から 10 分で入熱が終了したこと、CCI-3 では部分的にクラストが壁に固着したことも影響していると考えられている。

クラストの破損については、クラスト強度を計測した結果から、クラストは非常に弱いことが判明している。そして、CCI-1 実験からクラスト破損時には $3\text{MW}/\text{m}^2$ を超える熱流束が発生している。

以上より、CCI 実験結果で得られた $0.25\text{MW}/\text{m}^2$ という熱流束は、溶融物上にクラストが形成された状態にあり、かつ、クラストの空隙が小さい場合の値である。

最後に、実験後の侵食状態の模式図を図 3.1-39 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。CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）の場合、側壁方向と床方向は同程度と推定されているのに対し、CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）の場合、側壁方向の熱流束は、床方向より 4 倍程度大きいと推定されている。CCI-2, 3 実験に対しては、MAAP コードによりベンチマーク解析が行われている¹³。

CCI-2 実験（石灰岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、固化効果項の影響を除いて対流熱伝達係数のサーベイが可能のように、対流熱伝達係数として床面方向と壁面方向ともに $300\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、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 3.1-40 において固化割合が 60% 程度の値）になることを考慮して設定されている。また、CCI-2 実験では、床面方向と壁面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 3.1-41 参照）は、実験データと良く合っている。また、床面方向の侵食量は（図 3.1-42 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。壁面方向の侵食量は（図 3.1-43 参照）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 33cm 程度の侵食量となっている。

CCI-3 実験（玄武岩系コンクリート）のベンチマーク解析では、対流熱伝達係数として床面方向に $80\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、壁面方向に $300\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ 、 n に 0 が設定されている。ここで、 $80\text{W}/\text{m}^2/\text{K}$ は、CCI-3 実験では、床面方向の熱流束が壁面方向の 1/4 程度と推定されていることから、床面方向の対流熱伝達係数を壁面方向の 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 3.1-44 参照）は、より実験データに近くなっている。また、床面方向の侵食量は（図 3.1-45 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。壁面方向の侵食量は（図 3.1-46）、実験では注水前には 29cm 程度侵食されているのに対し、MAAP 解析では 27cm 程度の侵食量となっている。

CCI 実験を対象にした MAAP ベンチマーク解析により、対流熱伝達係数を適切に設定することにより侵食量がおおむね合うことが確認されている。また、侵食の異方性を扱うためには、床面方向と壁面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。しかしながら、この侵食の異方性はドライ条件の実験において発生しており、そのメカニズムの詳細は未だ解明されておらず、実機のウェット条件にて、この侵食の異方性が発生するかは不明である。また、ウェット条件である実機では、侵食が小さいため、異方性を保守的に考慮したとしても影響が軽微であることを確認している（添付資料 7.2.5.3 コンクリート侵食の侵食異方性について）。

(1 2) SSWICS 試験¹¹

SSWICS (Small Scale Water Ingression and Crust Strength experiments) 試験は、OECD MCCI プロジェクトの一環として米国アルゴンヌ国立研究所 (ANL) にて行われた試験であり、溶融物に上部より注水した場合の冷却性を調査している。試験装置を図 3.1-47 に示す。

SSWICS 試験では、クラストが冷却される過程で内部への浸水性があり除熱量の増加に寄与するものの、溶融物のコンクリート含有率が増加するとドライアウト熱流束が低下すると報告されている。溶融物とコンクリートの混合物のドライアウト熱流束の測定結果と、Lister-Epstein ドライアウト熱流束モデルの比較結果を図 3.1-48 に示す。試験結果と解析モデルの傾向はよく一致しており、コンクリート含有率が増加するにつれてドライアウト熱流束は減少し、約 15%で約 125kW/m²となり、それ以降は概ね一定となる。

また、SSWICS 試験ではクラストの強度試験も行っている。試験装置図を図 3.1-49 に示す。結果を図 3.1-50 に示すが、上部水プールにより冷却されたクラストの強度は、溶融物の理論密度と比較して約二桁弱いことが示されている。これは、クエンチの過程で形成されたクラストの亀裂のため、組成から考えられる強度より大幅に小さくなったものである。さらに、試験データから外挿すると、実機スケールではクラストは安定的には存在できないと推測されている。その結果、クラストの破損が断続的に繰り返され、クラストへの水の浸入及び溶融物の噴出による冷却が溶融物の冷却及びコンクリート侵食の停止に寄与するとされている。

(1 3) クラスト強度の JNES 解析研究¹⁴

OECD-MCCI プロジェクトで実施されたクラスト強度試験 (SSWICS 試験) 結果に基づ

¹⁴ Hideo Nagasaka, et al., " Failure Strength and Young' s Modulus Evaluation of Solidified Crust based on OECD-MCCI Test," MCCI Seminar 2010, Cadarache, 2010.

き、クラストのヤング率と破損応力を解析的に求めており、図 3.1-51, 52 に示す結果が得られている。

その値を実機サイズのクラストに適用し、実機スケールでのクラストの荷重を算出し、健全性を評価している。解析モデルは図 3.1-53 に示すものである。軸対象につき片持ち梁体系にて、クラストの直径と厚さはパラメータサーベイしている。熱応力解析では、クラスト内では崩壊熱 $1\text{W}/\text{cm}^3$ 、クラスト温度は一様で、上面と下面で 2000K の温度差を仮定する。

その結果、クラスト直径 $2\text{m}\sim 6\text{m}$ 、クラスト厚さ $20\text{cm}\sim 30\text{cm}$ 、コンクリート含有割合 23.6% 及び 41.9% の広い範囲において、クラストは自重と熱応力により、水圧が無くても破損するという結果が得られている。また、以下のように条件に応じた知見が整理されている。

- ①クラストが壁に接着し、下面に空間ができた場合
クラストは自重と熱応力で破損する。
- ②溶融物にクラストが浮いている場合
クラストは熱応力だけで破損する。
- ③クラストが壁に接着し、かつ溶融物上に一部浸っている場合
クラストは浮力と自重が釣り合うことになり、図 3.1-54 に示すようにクラストのアスペクト比に応じた水頭圧により破損する。

(14) PULiMS 試験¹⁵

スウェーデン王立工科大学 (KTH) では、水中での溶融物拡がり挙動を調べる PULiMS 試験を実施している。この実験は、浅い水プールへ溶融した $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-WO}_3$ 合金を流入させており、その拡がり挙動を調べている。図 3.1-55 に示すように、水中へ流入した溶融物は、瞬時に固化することなく、床上を拡がる様子が観察されている。

(15) BETA 試験^{16,17}

BETA 試験は、MCC I 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 3.1-56 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ろつぼに落下させて、る

¹⁵ A. Konovalenko, et al., "Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-coolant Interaction," NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, 2012.

¹⁶ H. Alsmeyer, et al., "BETA experiments on Zirconium Oxidation and Aerosol Release during Melt-Concrete interaction," Proceedings of the Second OECD (NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10, Karlsruhe, Germany (1992).

¹⁷ Electric Power Research Institute, MAAP4 User's Manual Volume 1-3 (1994).

つぼ内の溶融物は、誘導加熱により加熱している。ベースマット中にある熱電対により二次元のコンクリート侵食挙動が確認できるようになっている。溶融物として Zr を多く含む溶融物を用いた実験シリーズの実験マトリックス (V5.1~V5.3) を表 3.1-12 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 3.1-57 に示す。壁方向よりは、床方向の侵食量が大きくなっている。溶融物に含まれる Zr によりコンクリート成分の SiO_2 が還元され、Si や SiO の生成が確認されている。V5.1 実験と V5.2 実験のコンクリートの侵食深さの MAAP 解析との比較を図 3.1-58 及び図 3.1-59 に示すが、MAAP 解析結果とよい一致を示している。この MAAP のベンチマーク解析により、二次元侵食に関わるパラメータ設定の妥当性が判断されている

3.2 MCCI 実験の知見の整理

本項では、前項に示した国内外の MCCI 実験で得られた知見に関する整理を行う。

PWR プラントでの MCCI 現象については、次の 3 つの段階、

- ① 溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程
- ② 溶融炉心の冷却過程
- ③ コンクリートの侵食過程

で現象が進展していくことから、それぞれの段階ごとに知見を整理する。

①溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程

MCCI 実験としては、水プールに溶融物を落下させた条件での実験は DEFOR 実験のみでありサンプルが少ないため、FCI に関する実験的知見も加味して、溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程に関してまとめる。

○溶融炉心が冠水した原子炉下部キャビティに落下するとき、次の 3 通りの状態、即ち、溶融炉心がすべて細粒化及び固化されて床面に達する場合、液滴状の粒子が堆積して凝集物を形成する場合、溶融炉心がジェット状のまま床面に到達し、空隙なく溶融炉心が堆積する場合が考えられる。

○これらの現象について、DEFOR-A 実験では、水深が 1.5m の場合、1 ケースを除いて細粒化及び固化する結果が得られている（残りの 1 ケースも液滴のまま凝集する割合は数%）。また、FCI 実験 (FARO 及び COTELS) においては、FARO 実験では水深 1~2m の場合に溶融物のほとんどが細粒化、COTELS 実験では水深 0.4m の場合に溶融物の 90%以上が細粒化したという、DEFOR 実験と類似した結果が得られている。したがって、実験条件では、溶融炉心の水プール内の堆積過程においては、原子炉下部キャビティの水深が 1~2m 確保されていれば、大部分が細粒化及び固化した溶融炉心として堆積すると考えられる。一方、実機条件では、原子炉容器破損モードは計装用案内管溶接部破損が支配的であり、その後、溶融炉心が破損口を侵食し、デブリ

ジェット径は数十 cm に達する（例として 3 ループプラントの例を図 3.2-1 に示す）ため、水深が数 m 確保されていても細粒化する溶融炉心はわずかであり、相当量の溶融炉心が連続層として原子炉下部キャビティ床に堆積する。したがって、実機解析においては、エントレイン量、水深、デブリジェット径に関する不確かさを考慮して、評価する必要がある。

- 一方、原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がりに関しては、凝集した溶融炉心あるいは塊状の溶融炉心が水中で拡がる状況に関する知見は得られていないものの、上記のように溶融炉心の大部分が細粒化及び固化する場合、セルフレベリング実験の結果が適用でき、細粒化した溶融炉心が不均一に堆積する場合でも、崩壊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再堆積する過程で粒子ベッドの厚さが均一化される。
- 溶融物組成、質量、温度等の点で実機条件とは異なるものの、PULiMS 試験より、水中へ流入した溶融物は瞬時に固化することなく、床上を拡がる様子が観察されている。

②溶融炉心の冷却過程

- SWISS, MACE, WETCOR の各実験において、溶融物上に注水した結果、溶融物の上面に強固なクラストが形成され、これが、実験装置の壁面や電極などにより固定されることにより、水による溶融物の冷却効果を阻害し、溶融物が十分に冷却されない状態となった。これに対し、COTELS 実験では、上面クラストが壁に固定されることなく、注水後約 3~4 分で、コンクリート温度が抑制でき、水による冷却効果が高いことが示された。
- 溶融物から上面の水プールへの熱流束は、各実験で評価されており、その評価値は $200\sim 800\text{kW/m}^2$ であった。この値は、限界熱流束よりも低い値であり、COTELS 実験では、水が更に高い除熱能力を有する可能性があると結論付けている。また、MACE 実験では、注水初期に限られるが、 1000kW/m^2 を超える高い熱流束が観測されている。なお、WETCOR 実験、MACE 実験より、水への熱流束が約 0.2MW/m^2 となるのは、溶融炉心が完全固化し、温度も低下し概ね約 $1,500\text{K}$ となった時点である。
- CCI 実験では、注水初期には約 1MW/m^2 の限界熱流束に近い除熱が得られている。また、クラストが無い状態での冷却では 3MW/m^2 の熱流束が観測された。ただし、それらの高い熱流束は初期に限定され、それ以降は $250\sim 650\text{kW/m}^2$ の熱流束となっている。なお、約 250kW/m^2 の熱流束となるのは、溶融物上にクラストが形成された状態にあり、かつ、クラストの空隙が小さい場合の値である。
- DEFOR 実験より、堆積過程において粒子の凝集物、あるいは空隙の無い溶融物として堆積した場合、冷却性が悪化する可能性がある。また、堆積形状として山状に堆積

した場合は、水との接触面積が減少することにより冷却性能が悪化する可能性がある。

- SSWICS 試験より、コンクリート侵食が進み、熔融炉心中のコンクリート含有率が増加した場合、ドライアウト熱流束が低下する可能性がある。
- JNES 解析研究より、実機スケールでは熔融物上面に安定なクラストが形成されることは無いという結論が得られている。

③コンクリートの侵食過程

- 水による冷却を伴わない場合のコンクリート侵食速度は、ACE 実験（ケイ土系コンクリート）で 17～20cm/h，SURC 実験（玄武岩系コンクリート）で 26～30cm/h であった。
- SWISS, MACE, WETCOR の各実験において、熔融物の上面に強固なクラストが形成され、これが実験装置の壁面や電極などにより固定されることにより、水による熔融物の冷却効果を阻害したことから、コンクリートの侵食が継続する結果となっている。
- これに対し COTELS 実験では、上記実験のような上面クラストの固定は起こらず、注水後約 3～4 分で、コンクリート温度が抑制された。この要因として、粒子化した熔融炉心への浸水、側面コンクリートと熔融炉心の間への浸水、塊状熔融炉心に生じたクレバスへの浸水などにより冷却が促進されたこと、コンクリート侵食により生じた砂礫が、熔融物とコンクリートの間に溜まり、これが熱抵抗となり、コンクリートへの伝熱を抑制したことによると分析されている。また、早期の注水によりコンクリート侵食深さが小さくなっている。
- また、COTELS 実験では、コンクリート分解に伴って発生する気体により、熔融炉心が細粒化し、塊状熔融炉心の上に堆積する現象が確認されている。
- DEFOR 実験より、堆積過程において粒子の凝集物、あるいは空隙の無い熔融物として堆積した場合、水による冷却性が悪化し、よりコンクリートへの伝熱が増加する可能性がある。また、堆積形状として山状に堆積した場合は、コンクリートとの接触面積が減少することにより侵食量が増加する可能性がある。
- BETA 実験、CCI 実験より、玄武岩系コンクリートでは、侵食の床面方向と壁面方向に差異が発生することが確認された。BETA 実験では壁面方向への侵食はある時間で抑制され、CCI 実験では床面方向の侵食が抑制される結果となっている。

3.3 実機への適用性

小規模実験と実機では、スケールの違いによる安定化クラストの形成に違いがあると考えられているため、実験結果の実機への適用性について考察する。

熔融炉心の細粒化の挙動は水深とジェット径に依存するが、スウェーデン王立工科大学 (KTH) で得られた粒子化マップを参考にすると、実機条件では、ジェット径

に比べて水深が浅いため、ほとんど細粒化されずに熔融状態で床に到達すると考えられる。

また、小規模実験では熔融物上面に堅固なクラストが形成されると考えられている。さらに、クラストがうつばに接着して熔融物の間に空間が形成されるため、熔融物からクラストへの直接的な対流伝熱もしくは熱伝導が低下する現象も観測されている。

実機スケールにおけるクラスト強度について JNES にて解析研究が実施されており (3.2 参照)、実機では熔融物上面に上記のような安定なクラストが形成されることは無いという結論が得られている。

よって、実機では熔融炉心が熔融状態で拡がり、一方、上面にできるクラストは安定化しないため、熔融物と原子炉下部キャビティ水の直接接触により除熱されると考えられる。以上を踏まえ、実機での熔融炉心の堆積、冷却過程は以下のとおりになると考えられる。また、MCCI 実験での挙動、実機で想定される挙動の概念図を、図 3.3-1 及び図 3.3-2 に示す。

【熔融炉心落下時】

熔融炉心は完全には粒子化せず、床上を熔融炉心が拡がり、床面との間にケーキが形成される。ジェットの一部は粒子化して熔融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは水-熔融炉心間において比較的高い熱流束が維持される。(MACE 実験, CCI 実験より)

【熔融炉心落下後短期】

熔融炉心上面からクラストが形成されるが、自重あるいは熱応力によって破碎していく (JNES 解析研究より) ため、熔融物から水へ限界熱流束に近い伝熱となる。この時の現象は、小規模実験で熔融物へ注水を開始した時点と同等と考えられ、MACE 実験, CCI 実験では $1\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の値が観測されている。

【長期冷却時】

時間の経過とともに亀裂の入ったクラストが成長し、熔融炉心全体が固化する。下部のケーキの部分を除いて浸水性があり、その際の限界熱流束は、CCI 実験より約 $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ であると考えられる。熔融炉心全体が固化した後の挙動においては、熔融炉心固化物の熱伝導が律速となるが、ひび割れによる伝熱面積の増大と内部への水浸入により除熱が促進される。また、コンクリートと熔融炉心の境界にギャップが発生し、水がギャップへ浸入することで冷却が促進される。(COTELS 実験より)

熔融炉心が固化し安定化クラストが形成され、熔融炉心温度が約 1500K まで下がった場合の熱流束は約 $0.2\text{MW}/\text{m}^2$ と考えられる (WETCOR 試験, MACE 試験より)。

表 3.1-1 ACE 実験：溶融炉心組成及びコンクリート組成

Constituent (kg)	L2	L6
UO ₂	216	219
ZrO ₂	42.5	18.5
Zr	13.4	21.1
Zirc-4	-	1.8
Fe ₂ O ₃	-	-
NiO	-	-
Cr ₂ O ₃	-	-
SS-304	-	9.1
CaO	3.0	7.3
MgO	-	-
SiO ₂	20.9	16.9
BaO	0.8	0.79
La ₂ O ₃	0.6	0.6
SrO	0.5	0.5
CeO ₂	1.3	1.3
MoO ₂	0.9	0.94
SnTe	0.2	-
ZrTe ₂	-	0.2
Ru	-	0.38
B ₄ C	-	-
Ag	-	1.19
In	-	0.22

Constituent (kg)	L2	L6
SiO ₂	69	69
CaO	13.5	13.5
Al ₂ O ₃	4	4
K ₂ O	1.4	1.4
Fe ₂ O ₃	1.0	1.0
TiO ₂	0.8	0.8
MgO	0.7	0.7
Na ₂ O	0.7	0.7
MnO	0.03	0.03
BaO	0.02	0.02
SrO	0.02	0.02
Cr ₂ O ₃	0.01	0.01
H ₂ O + CO ₂	7.9	7.9
Concrete Type	S ¹	S ¹
TOTALS	99.1	99.08

※ コンクリートタイプ
S¹ : ケイ土系

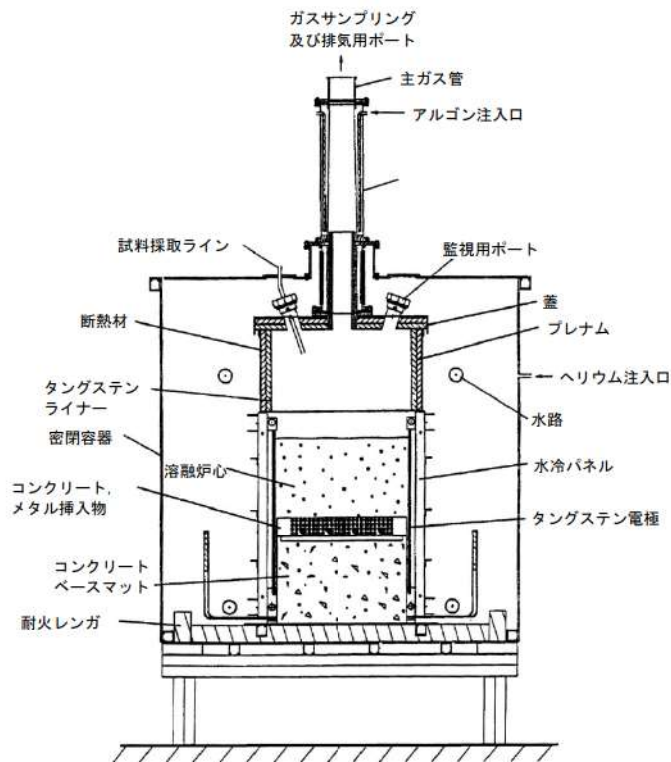
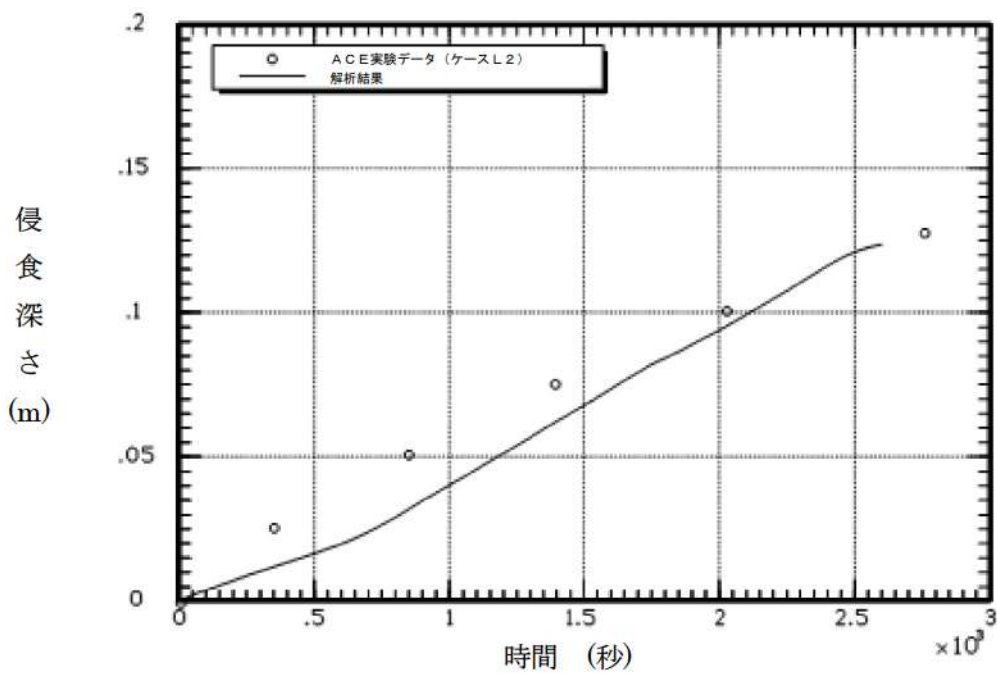
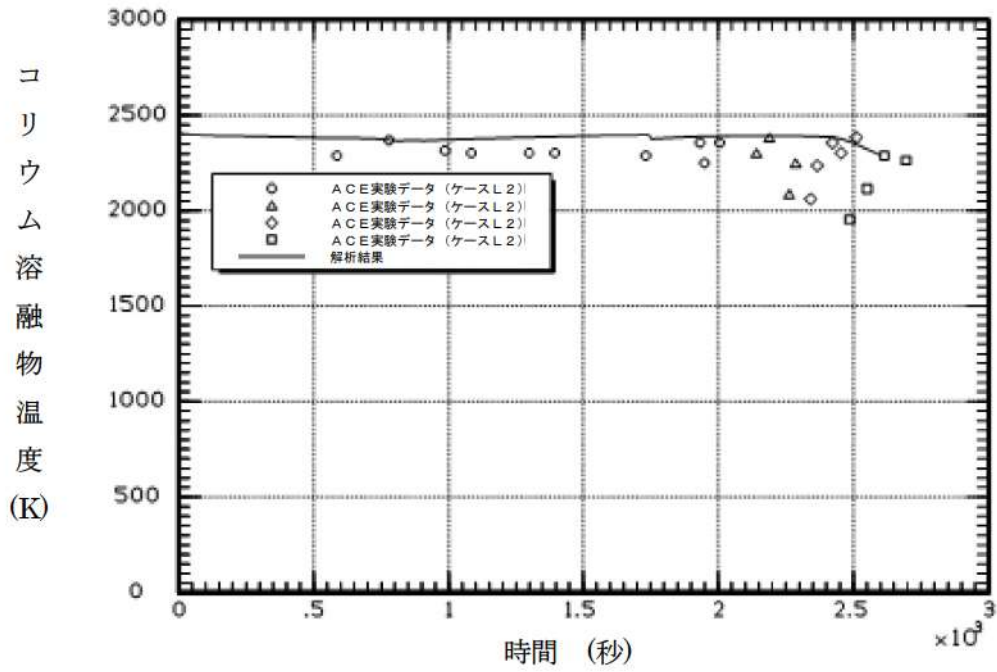
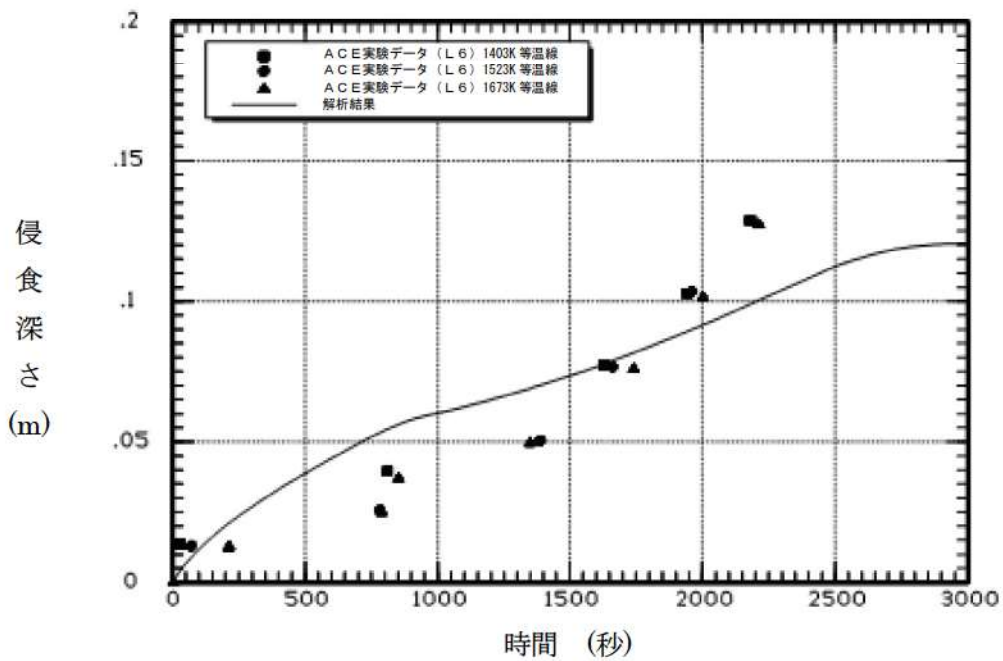
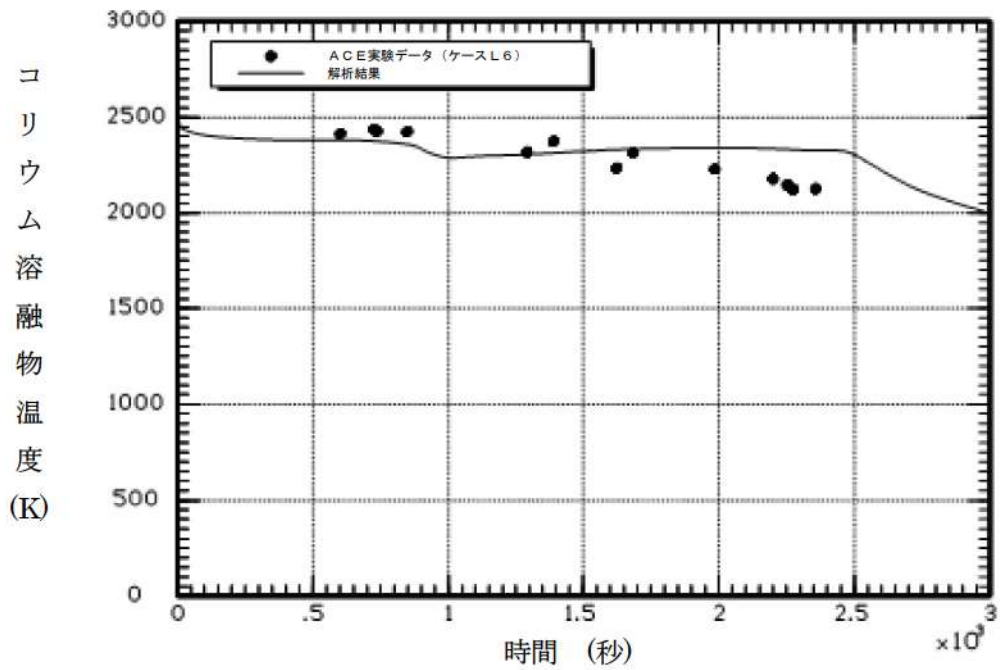


図 3.1-1 ACE 実験装置



出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-2 ACE 実験 (ケース L2)
 熔融炉心 : PWR 溶解物 (部分酸化)
 コンクリート : ケイ土系コンクリート

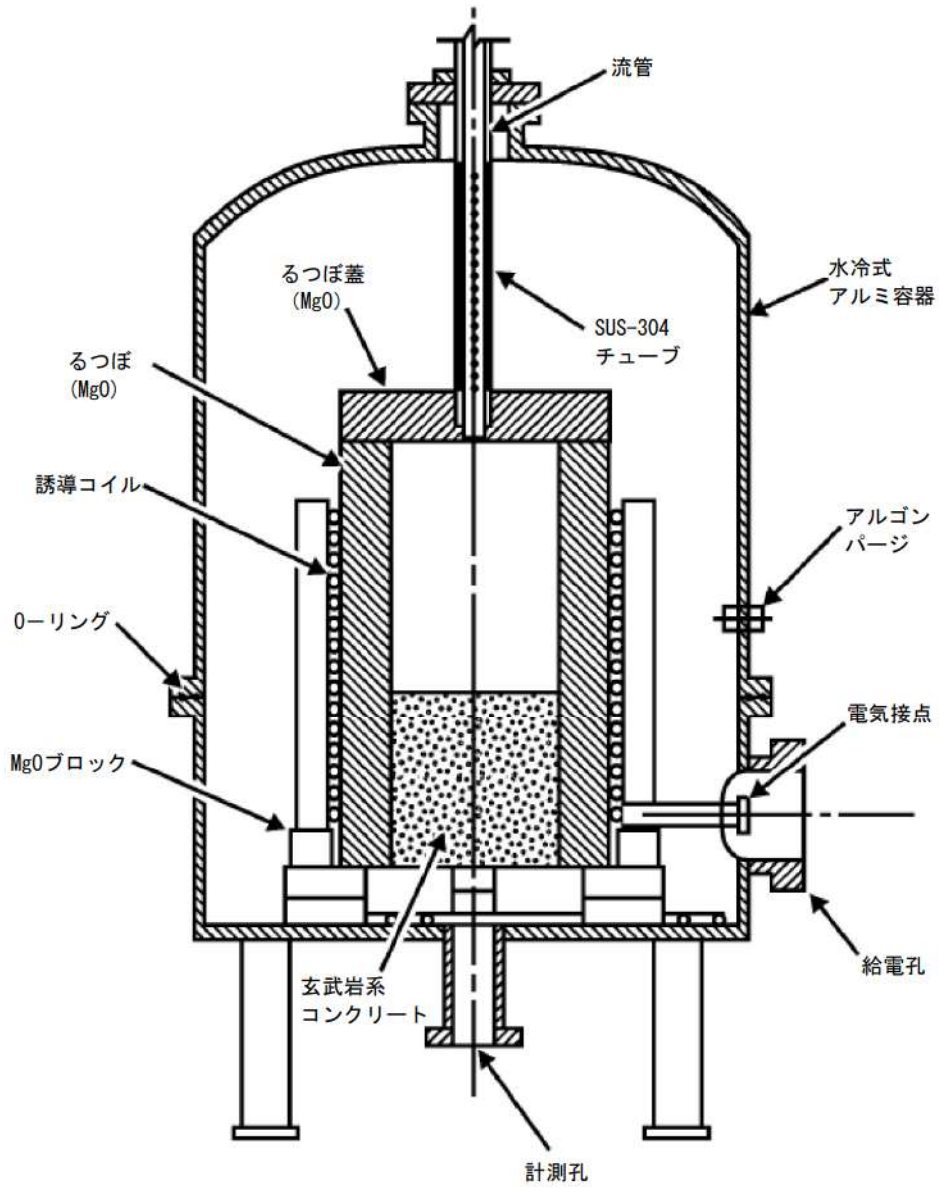


出典 : MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-3 ACE 実験 (ケース L6)

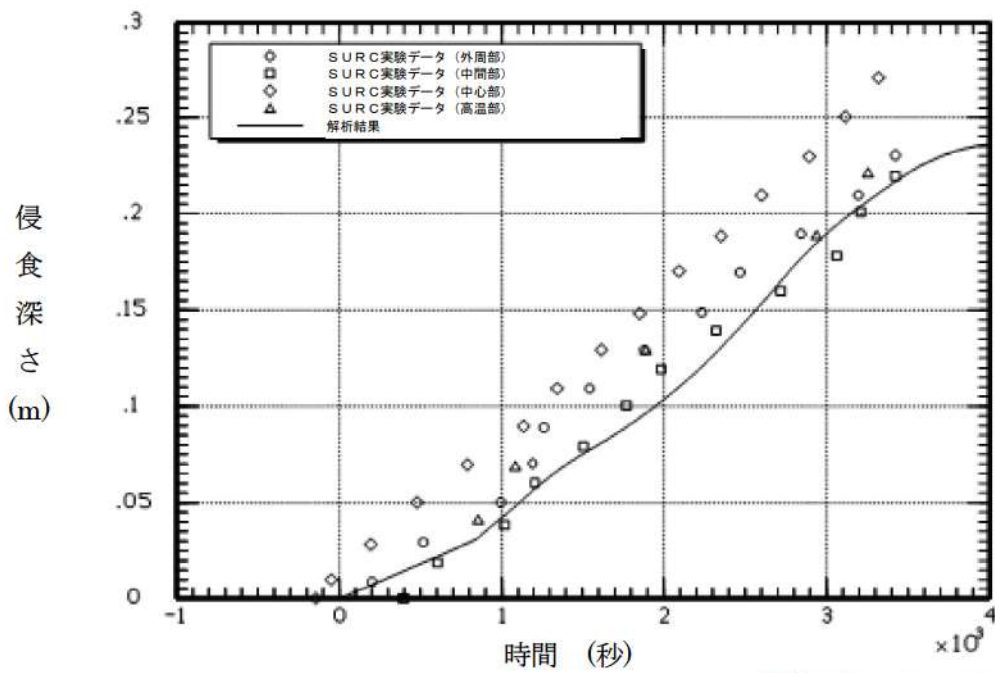
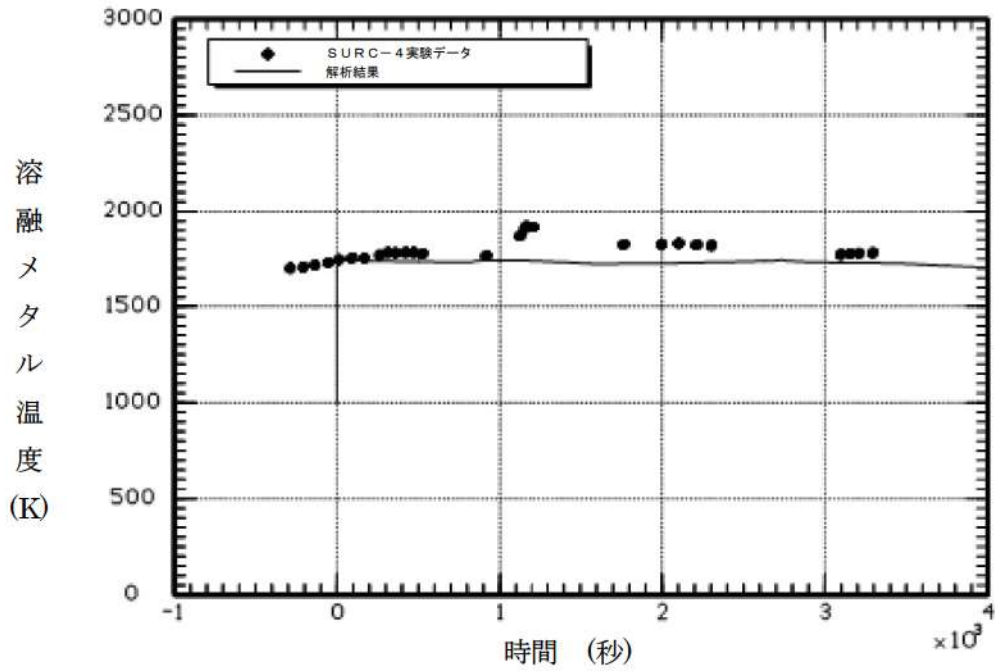
溶融炉心 : PWR 溶融物 (部分酸化, 制御棒材質を含む)

コンクリート : ケイ土系コンクリート



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-4 SURC-4 実験：実験装置



出典：MAAP4 User's Manual, EPRI

図 3.1-5 SURC-4 実験

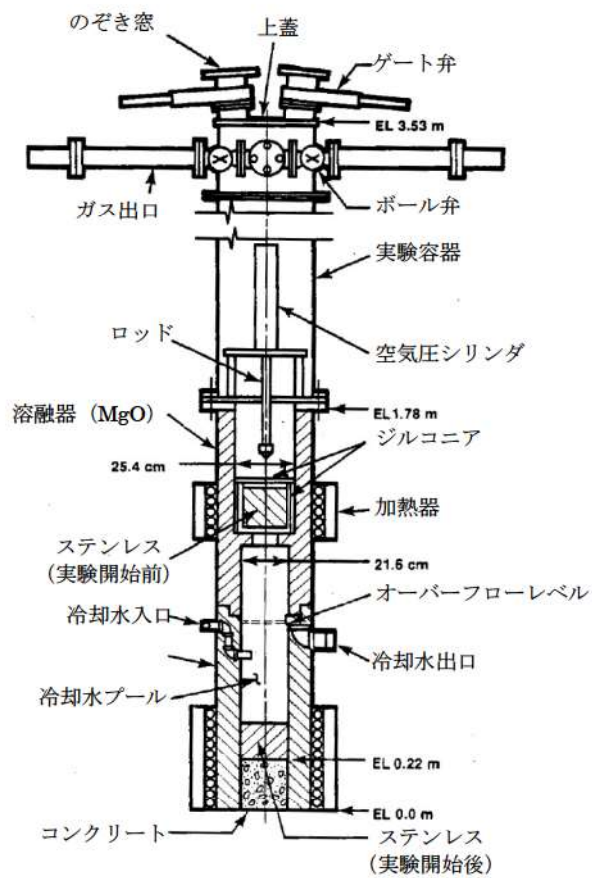


図 3.1-6 SWISS 実験装置概要

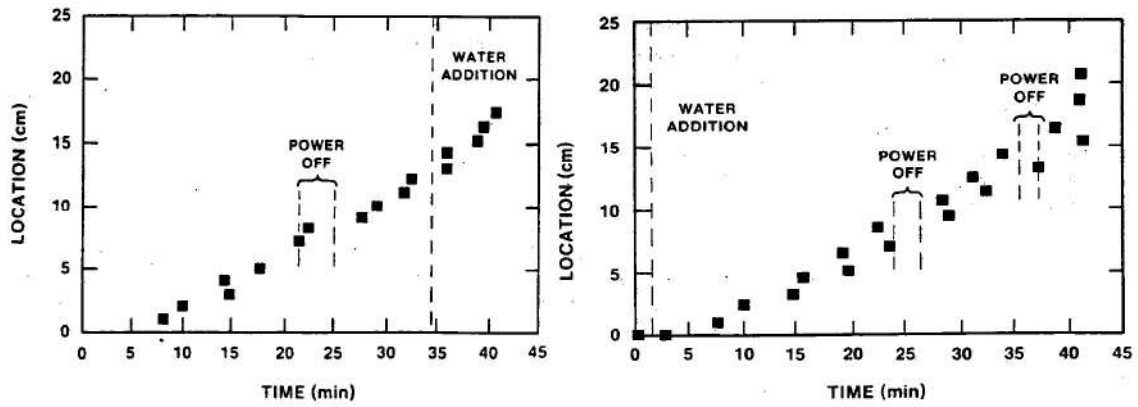


図 3.1-7 SWISS-1 及び SWISS-2 実験結果
(コンクリート温度が 1600K に到達した位置)

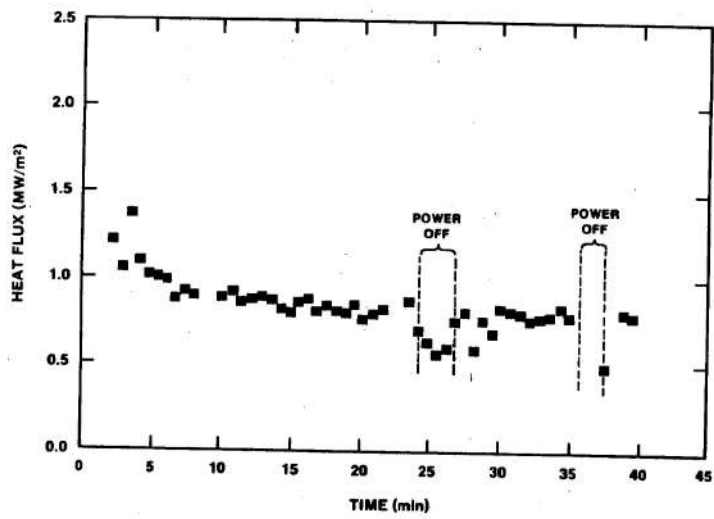


図 3.1-8 SWISS-2 実験結果 (溶融物から水プールへの熱流束)

表 3.1-2 WETCOR 実験 クラストから水への熱流束

Table 6.4 Heat fluxes to water through the thin portion of the crust

t (min)	Heat Transfer Rate (W)	Heat Flux Corrected for Varying Crust Thickness (MW/m ²)
557 to 563	22735 ± 4940	0.52 ± 0.13
582.4	10900 ± 3100	0.25 ± 0.08
589.0	8600 ± 3200	0.20 ± 0.08

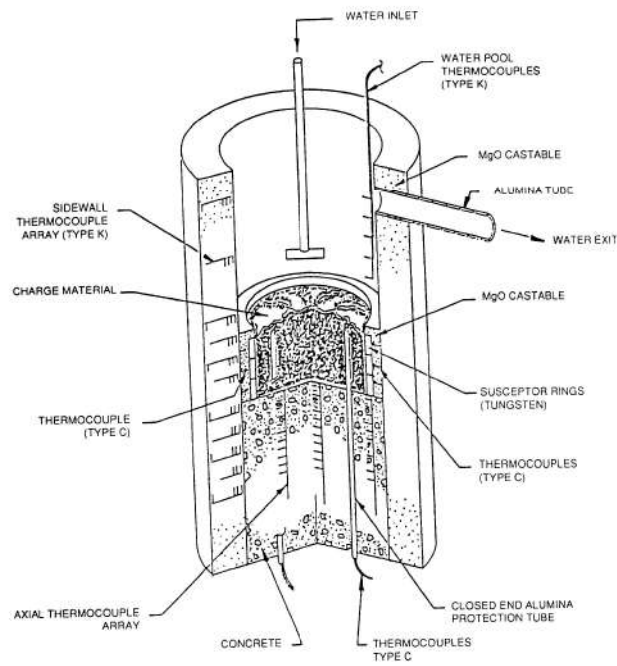


図 3.1-9 WETCOR 実験装置

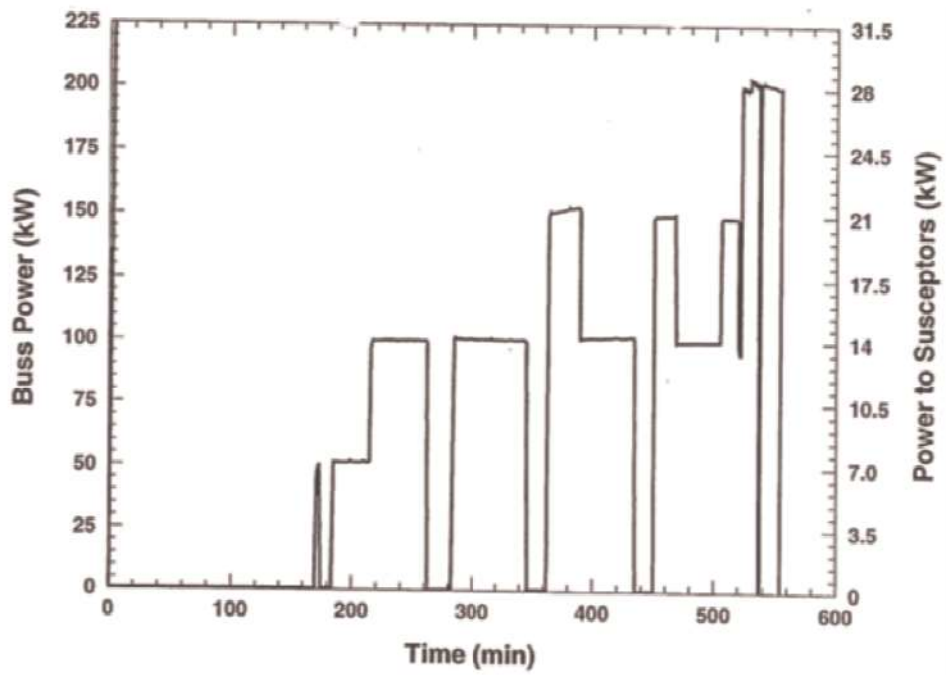


図 3.1-10 WETCOR 実験 メルト加熱履歴

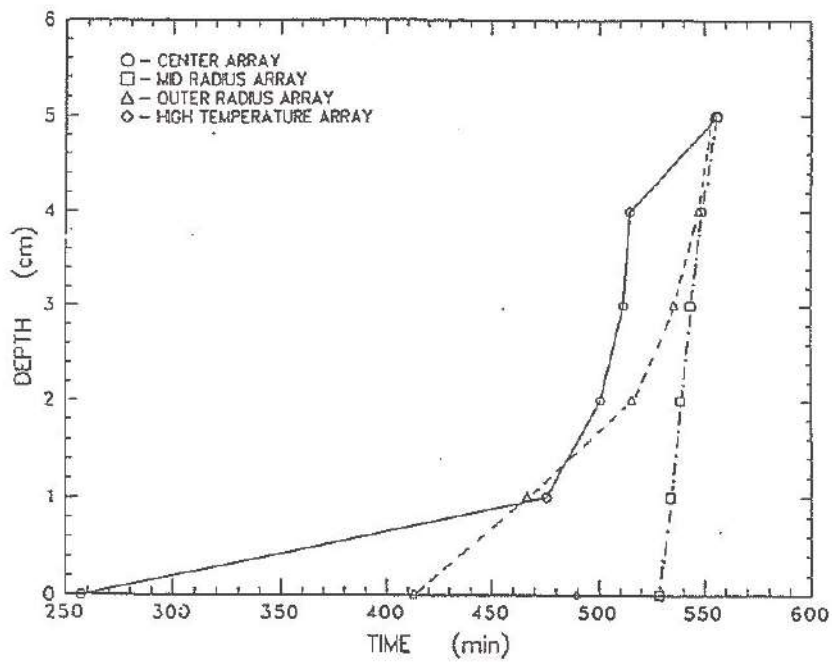


図 3.1-11 WETCOR 実験結果 (コンクリート侵食推移)

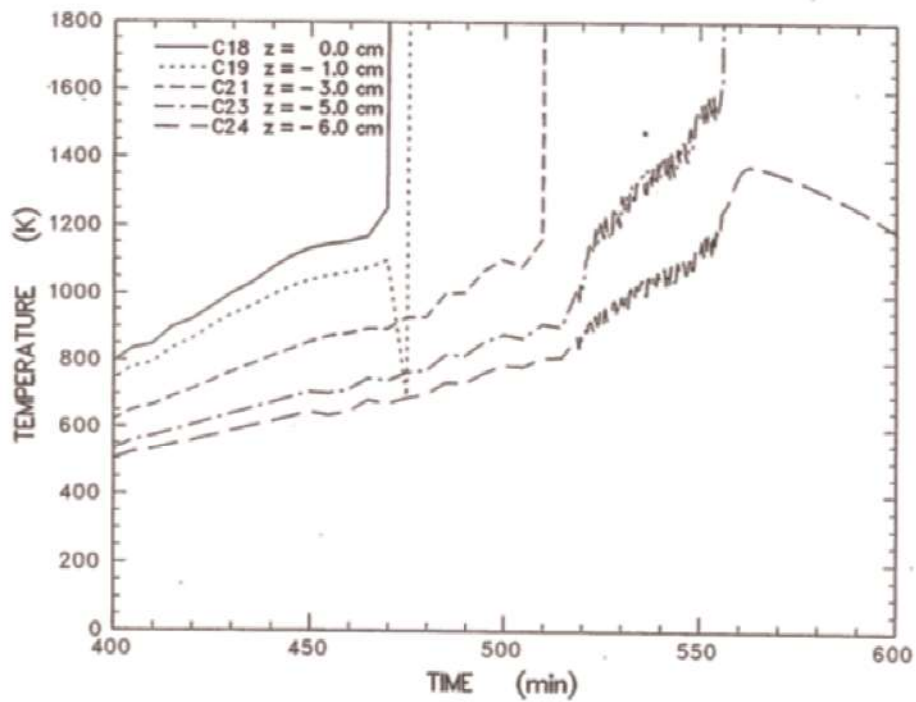


図 3.1-12 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (半径方向中心 $r=0\text{cm}$)

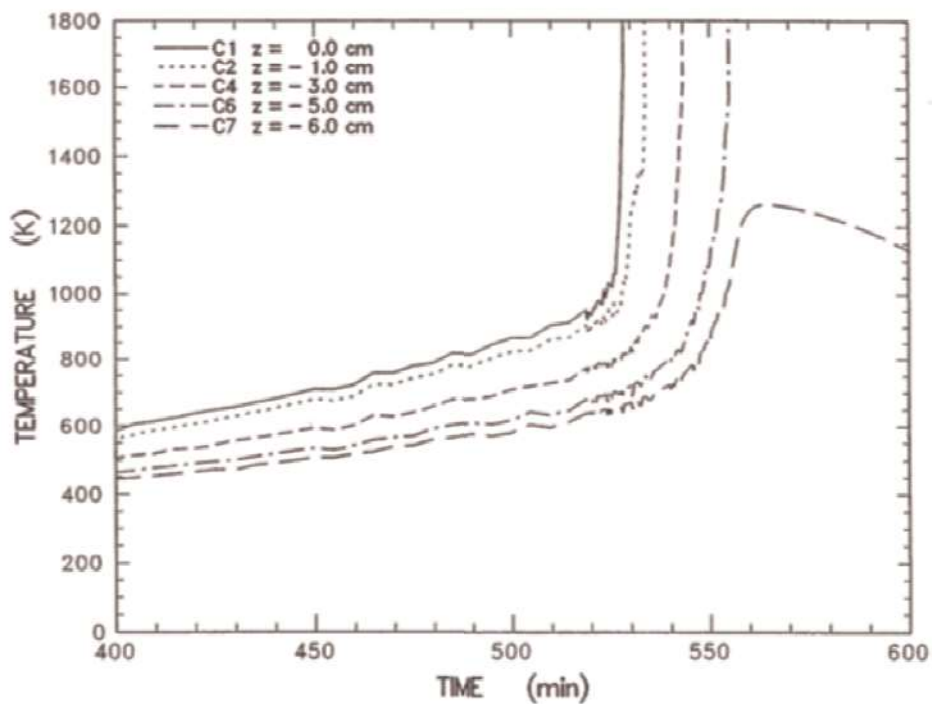


図 3.1-13 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (半径方向中間部 $r=10\text{cm}$)

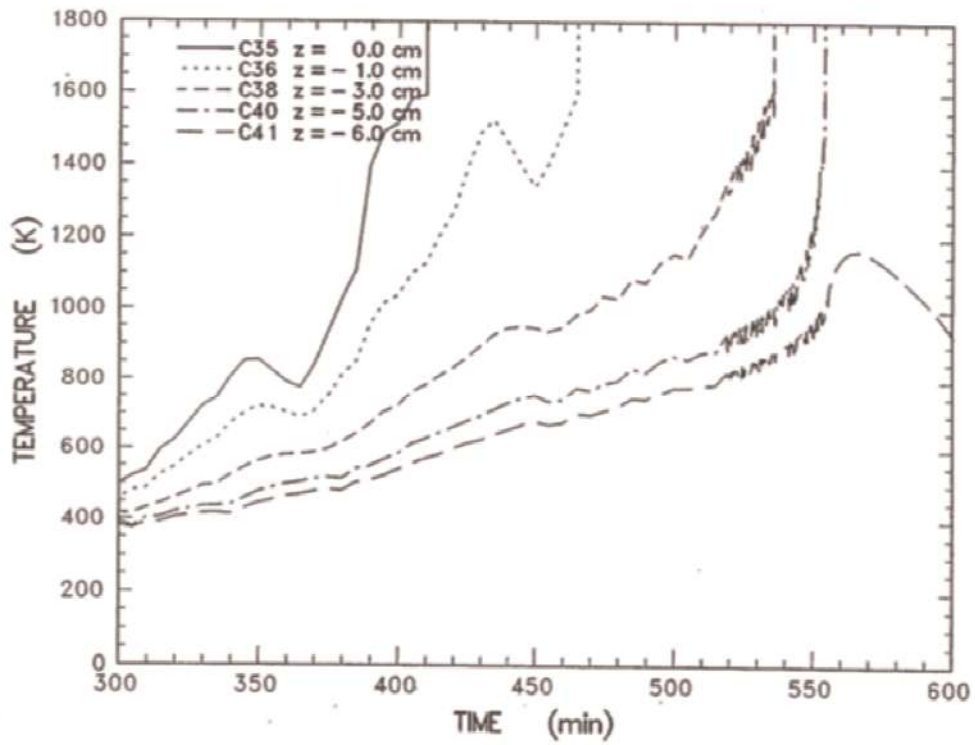


図 3.1-14 WETCOR 実験 コンクリート温度変化 (外周部 $r=15\text{cm}$)

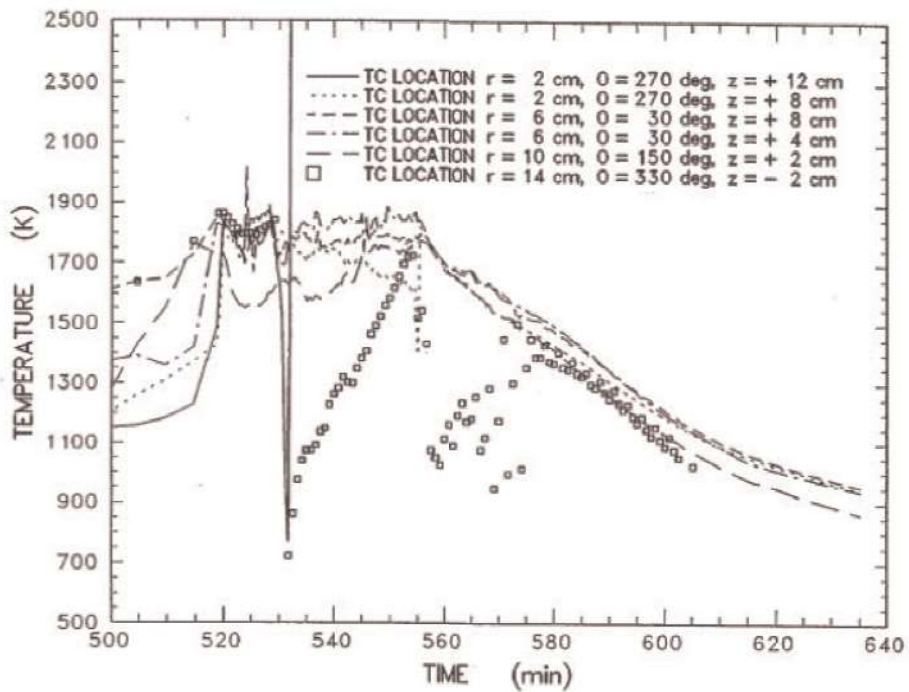


図 3.1-15 WETCOR 実験 メルト温度履歴

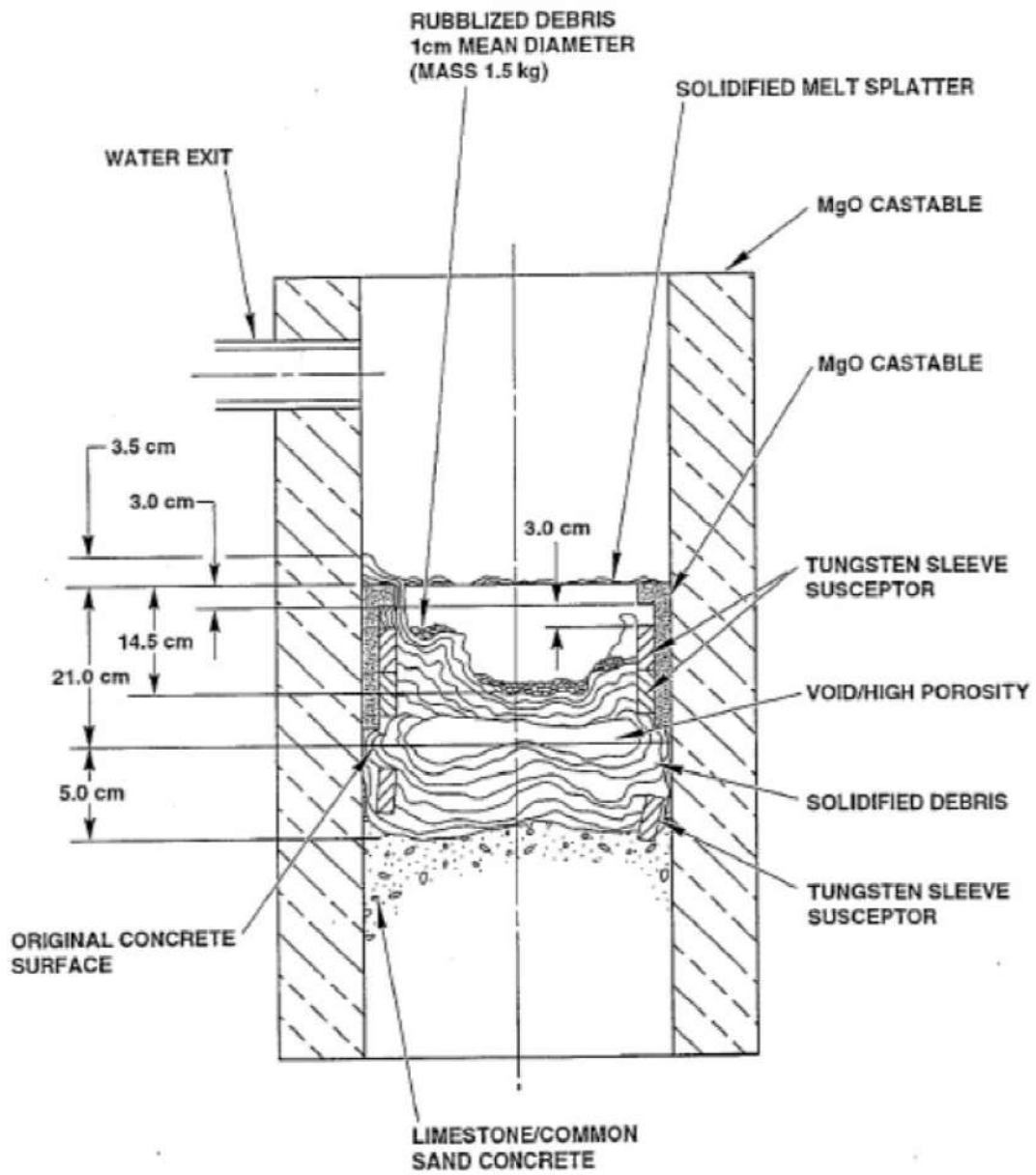


図 3.1-16 WETCOR 実験 試験後テスト部状態

表 3.1-3 MACE 実験条件一覧

	M0	M1b	M3	M4
熔融炉心模擬物重量 (kg)	130	480	1800	480
コンクリート床 浸食開始時熔融炉心 模擬物組成(%)	UO ₂	56	65	57
	ZrO ₂	11	13	29
	Zr	4	3	-
	その他 (コンクリート 成分等)	29	19	14
熔融炉心模擬物深さ (m)	0.15	0.25	0.2	0.3
熔融炉心模擬物初期温度 (K)	2000	2350	2250	2280
熔融炉心模擬物初期発熱量 (kW)	100	130	300	130
コンクリートの種類	石灰岩系	石灰岩系	石灰岩系	ケイ酸系
コンクリート床面積 (m ²)	0.3×0.3	0.5×0.5	1.2×1.2	0.5×0.5
コンクリート床の深さ (m)	0.35	0.55	0.55	0.55
水位 (m)	0.5	0.5	0.5	0.5

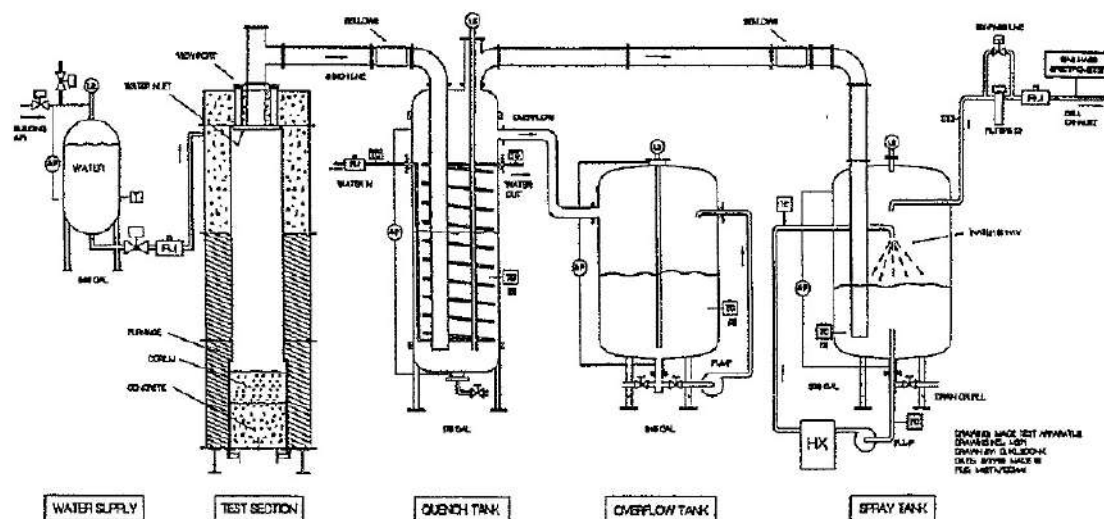


図 3.1-17 MACE 実験装置

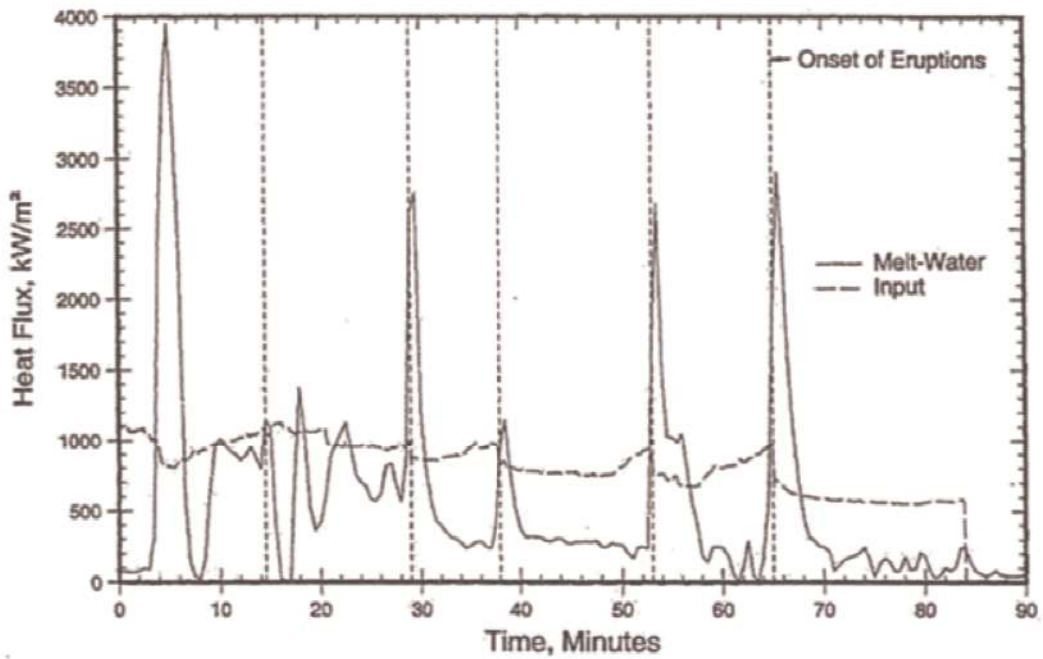


図 3.1-18 MACE-M0 実験での水への熱流束

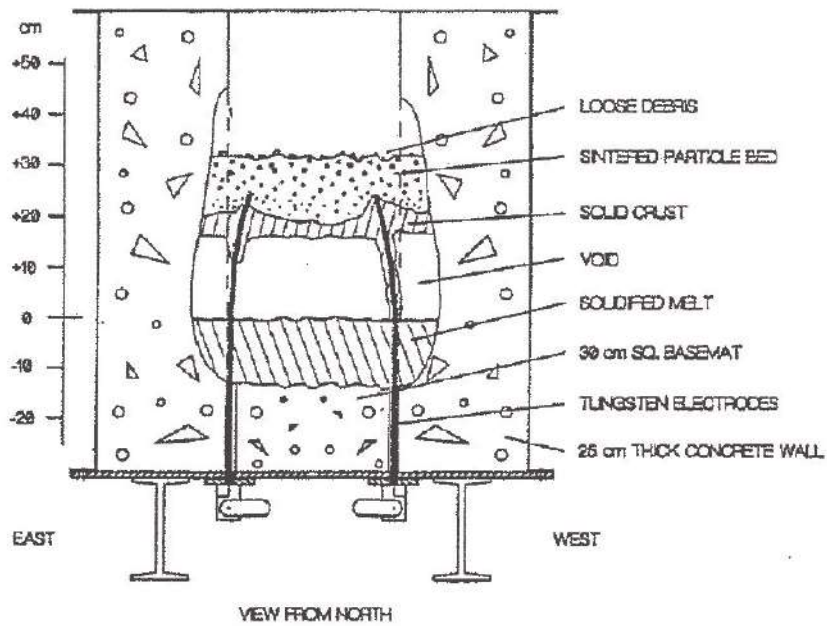


図 3.1- 19 MACE-M0 実験後の溶融炉心模擬物の状況

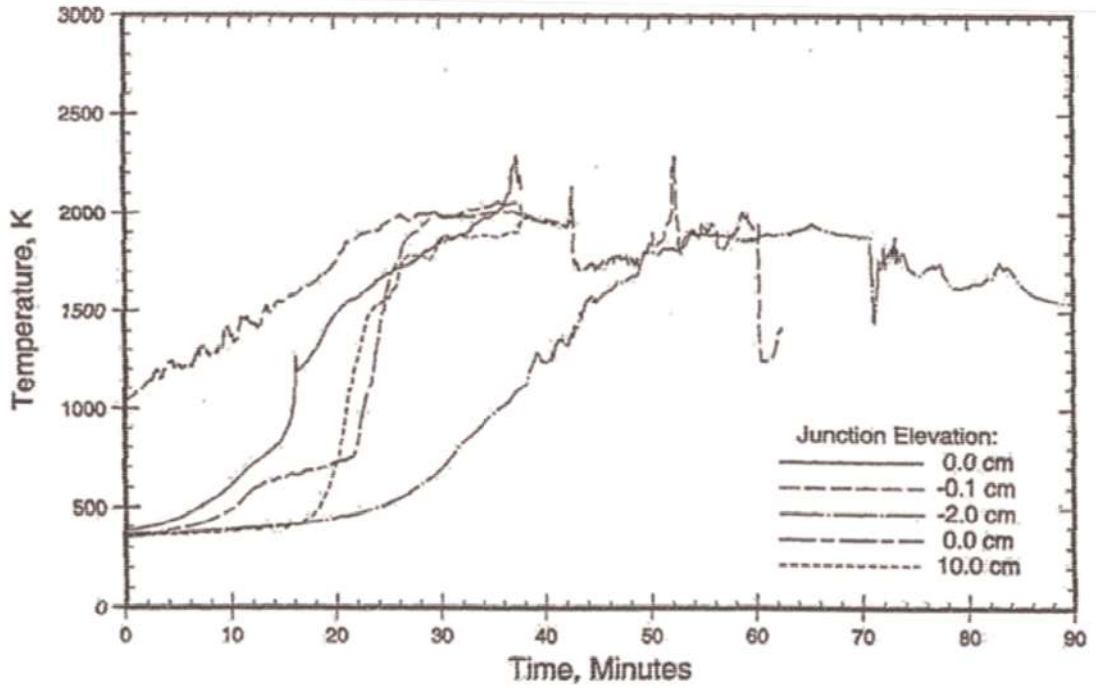


図 3.1-20 MACE-M0 実験での溶融物温度変化

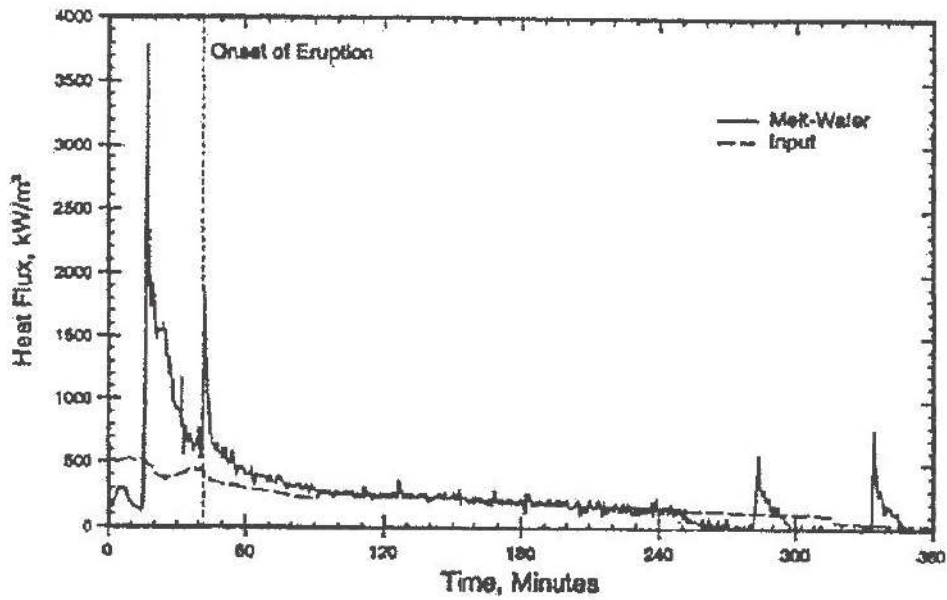


図 3.1-21 MACE-M1b 実験における溶融炉心模擬物から水プールへの熱流束

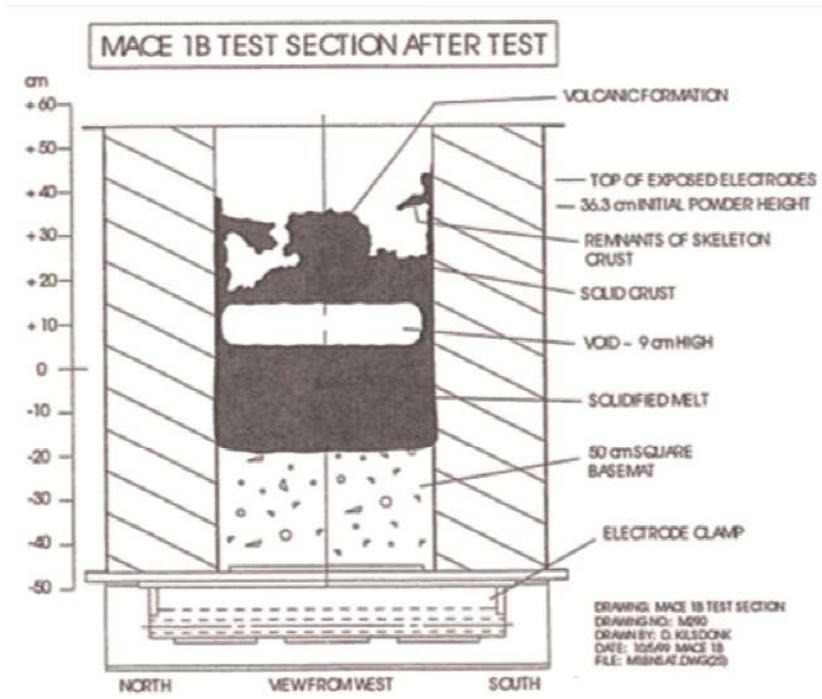


図 3.1-22 MACE-M1b 実験での実験後の溶融炉心の状態

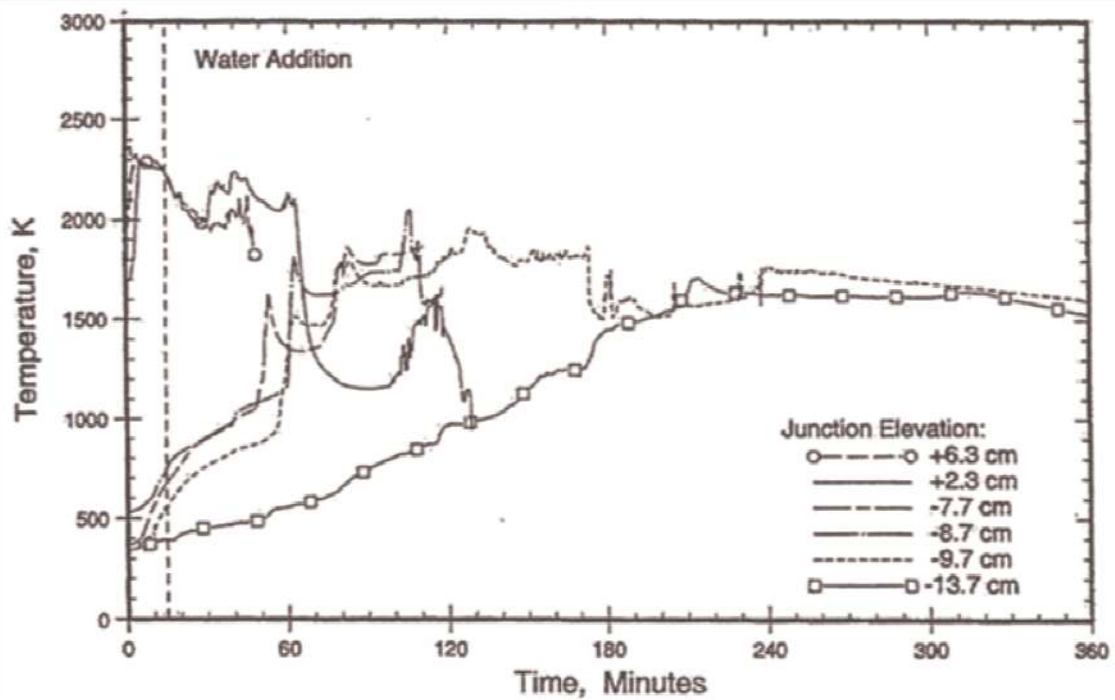


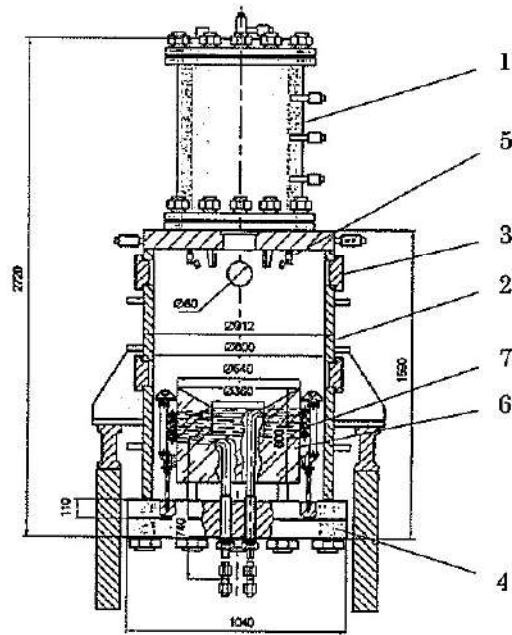
図 3.1-23 MACE-M1b 実験での溶融物温度変化

表 3.1-4 COTELS (B 及び C) 実験条件一覧

ケース (B 及び C)	5a	5	4	2	3	10	6	7	8	9
溶融物タイプ	B			A	B					
溶融物重量 (kg)	47	56	53	45	46	58	56	52	42	51
溶融物出力 (kW)	0	150	170	155	150	150	150	150	110-140	150
コンクリートトラップ径(m)	0.26			0.36						
注水条件	方式	—	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Jet	Spray
	質量流量 (kg/s)	—	0.02	0.04	0.03	0.03	0.03	0.04	0.03	0.04
	開始時刻 (min)	—	8	8	8	8	15	9	10	10
実験後の溶融物状態										
デブリ粒子重量 (kg)	9	21.5	19	35	33	48	—	—	—	—
(粒子化割合)	(19%)	(38%)	(34%)	(78%)	(72%)	(83%)				
粒子径 16mm 以上 (kg)	0	0	6	0	0	18	—	—	—	—
粒子径 16mm 以下 (kg)	6	21.5	13	32	33	30	—	—	—	—
平均粒子径 (mm)	0.6	0.8	2.2	1.5	1.0	0.4	—	—	—	—
溶融炉心重量 (kg)	38	34.5	37	10	13	10	53	52	42	51
実験後のコンクリート状態										
侵食量 (底面) (mm)	28	25	22	15	20	40	15	15	15	10
侵食量 (側面) (mm)	13	10	25	15	15	48	8	10	8	~0
砂礫深さ (mm)	12	15	21	18	15	15	10	12	12	5
変色深さ (mm)	40	55	65	40	34	35	32	35	30	20

溶融物タイプ: A: UO₂-78wt%, SUS-5wt%, ZrO₂-17wt%, Zr-0wt%

B: UO₂-55wt%, SUS-15wt%, ZrO₂-5wt%, Zr-25wt%



1:EMF, 2:Test vessel, 3:Instrumentation nozzle,
4:Removable bottom, 5:Water injection nozzle,
6:Concrete trap, 7:Induction heater

図 3.1-24 COTELS (B 及び C) 実験装置

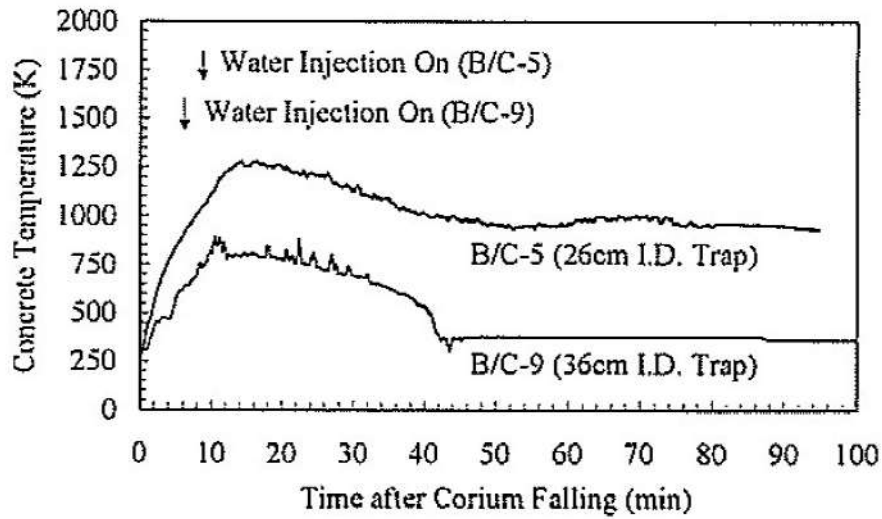


図 3.1-25 COTELS (B 及び C) 実験におけるコンクリート温度挙動

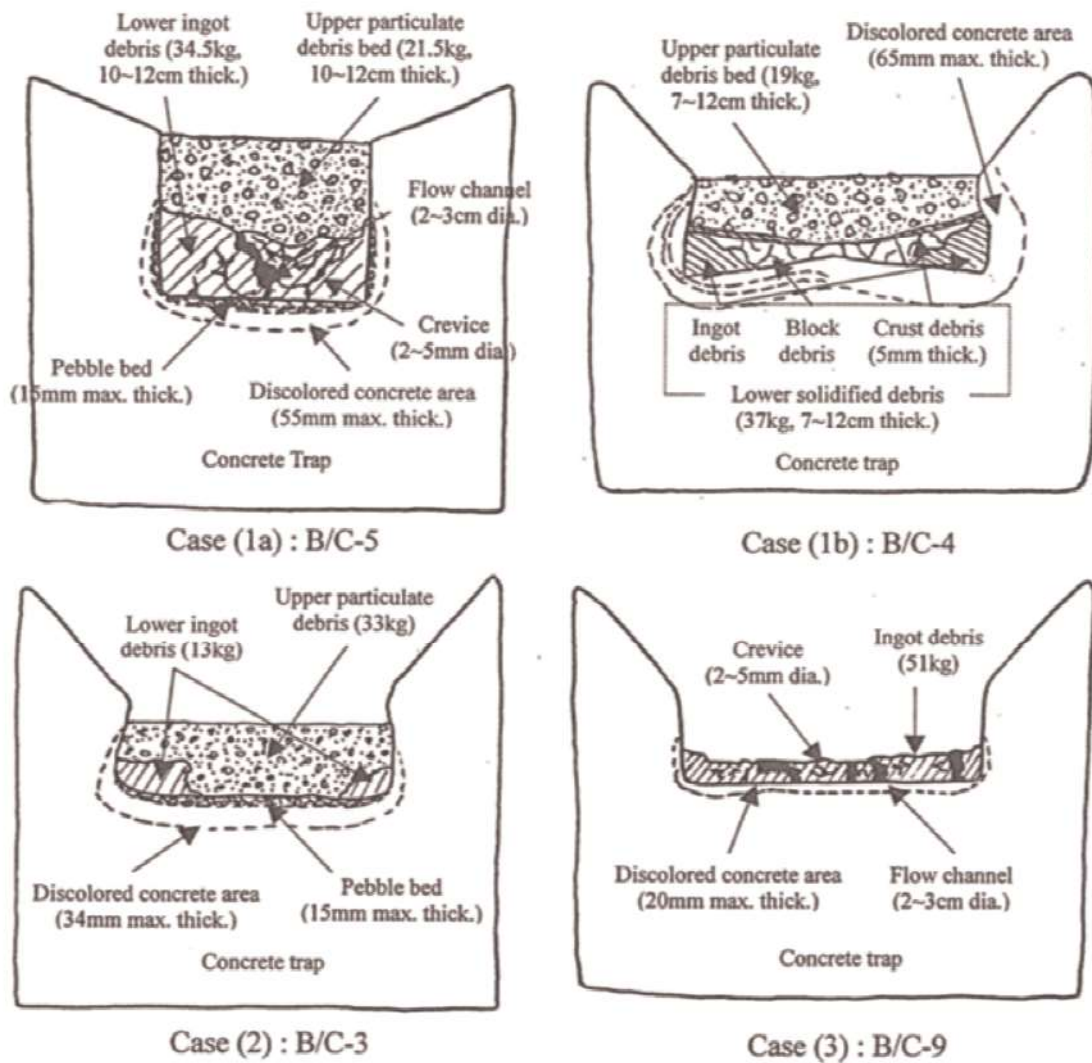


図 3.1-26 COTELS 実験での溶融物固化状態

表 3.1-5 FARO 実験条件及び結果一覧

実験 ID	UO ₂ 質量割合※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	溶融物落下径 mm	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
L-06	0.8	18	2,923	100	5	0.87	0	なし
L-08	0.8	44	3,023	100	5.8	1.00	12	なし
L-11	0.77	151	2,823	100	5	2.00	2	なし
L-14	0.8	125	3,123	100	5	2.05	0	なし
L-19	0.8	157	3,073	100	5	1.10	1	なし
L-20	0.8	96	3,173	100	2	1.97	0	なし
L-24	0.8	176	3,023	100	0.5	2.02	0	なし
L-27	0.8	129	3,023	100	0.5	1.47	1	なし
L-28	0.8	175	3,052	50	0.5	1.44	1	なし
L-29	0.8	39	3,070	50	0.2	1.48	97	なし
L-31	0.8	92	2,990	50	0.2	1.45	104	なし
L-33	0.8	100	3,070	50	0.2	1.60	124	なし

※ 0.8 の場合の組成は 80%UO₂+20%ZrO₂, 0.77 の場合の組成は 77%UO₂+19%ZrO₂+4%Zr。

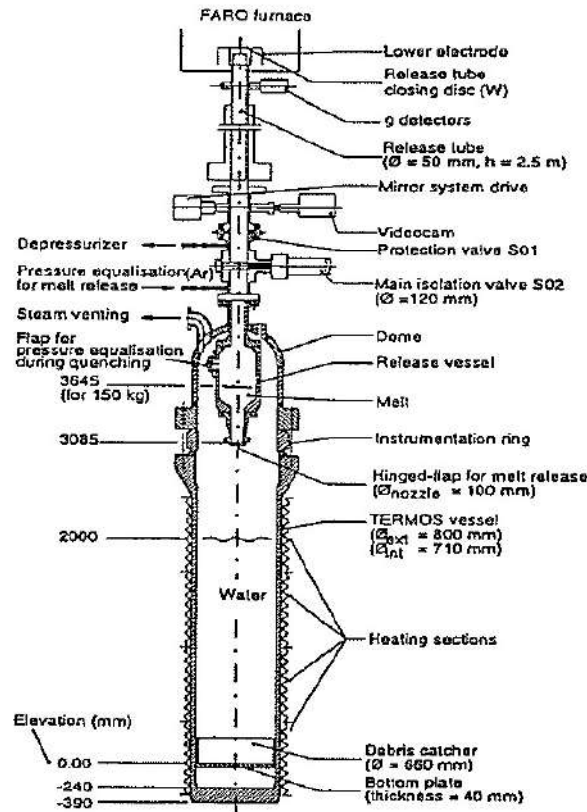
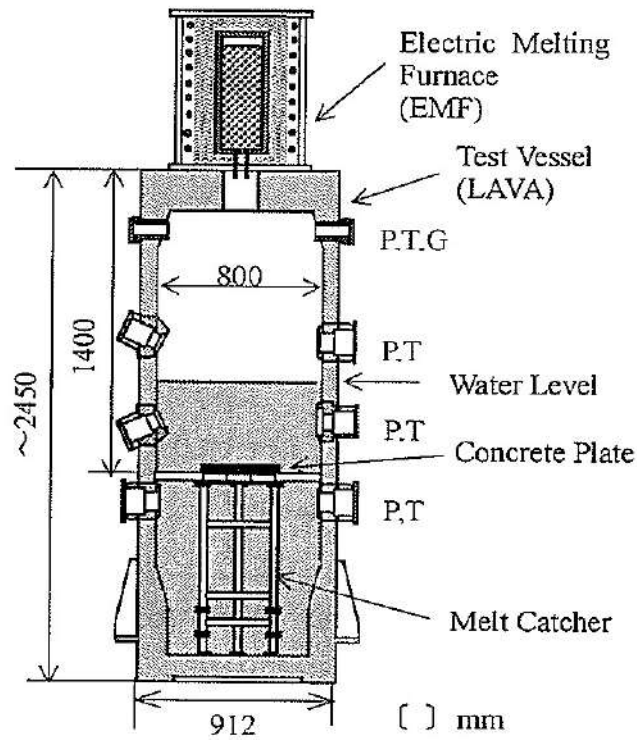


図 3.1-27 FARO 実験装置

表 3.1-6 COTELS (A) 実験条件及び結果一覧

実験 ID	UO ₂ 割合 ※	溶融物質量 kg	溶融物温度 K	雰囲気圧力 MPa	水深 m	サブクール度 K	水蒸気爆発
A-1	0.55	56.30	3,050	0.20	0.4	0	—
A-4	0.55	27.00	3,050	0.30	0.4	8	—
A-5	0.55	55.40	3,050	0.25	0.4	12	—
A-6	0.55	53.10	3,050	0.21	0.4	21	—
A-8	0.55	47.70	3,050	0.45	0.4	24	—
A-9	0.55	57.10	3,050	0.21	0.9	0	—
A-10	0.55	55.00	3,050	0.47	0.4	21	—
A-11	0.55	53.00	3,050	0.27	0.8	86	—

※ いずれも UO₂ : 55wt%, Zr : 25wt%, ZrO₂ : 5wt%, SS : 15wt% の混合物



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

図 3.1-28 COTELS (A) 実験装置

表 3.1-7 セルフレベリング実験条件一覧

Run	Container ID, cm	Bed Material	Generator, kw	Initial Height at Center, cm	Initial Height at Wall, cm	Final Height at Center, cm	Final Height at Wall, cm	Boiling Heat Flux, cal/sec·cm ²
1	11.4	590-840 μ SS	15	6.4	3.8	5.1	4.4	...
2	11.4	210-1000 + μ Cu	15	7.6	4.4	6.0	5.7	...
3 [*]	11.4	50-50 vol. % UO ₂ -SS	15	7.6	5.1	6.0	6.0	0.55
4	15.2	210-1000 + μ Cu	15	9.2	6.0	7.6	7.4	...
5	29.2	210-1000 + μ Cu	100	12.1	3.2	7.6	5.7	0.79
6 ^{**}	29.2	50-50 vol. % UO ₂ -SS	100	8.9	3.8	6.4	6.2	1.20

〔註〕

	Run 3 [*]	Run 6 ^{**}
傾斜角の変化(初期)	29.7°	19.3°
(2~3分後)	0.0°	0.8°

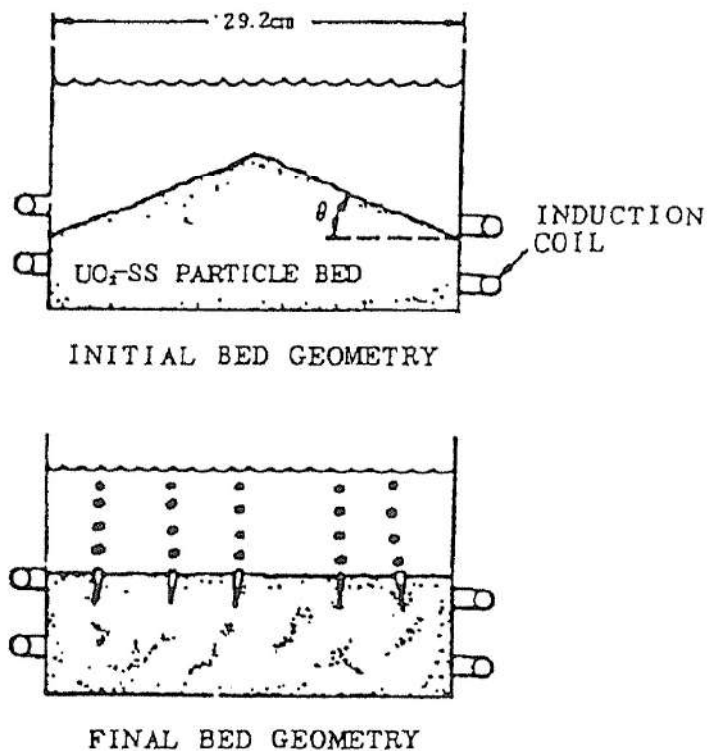


図 3.1-29 セルフレベリング実験における粒子ベッド概念

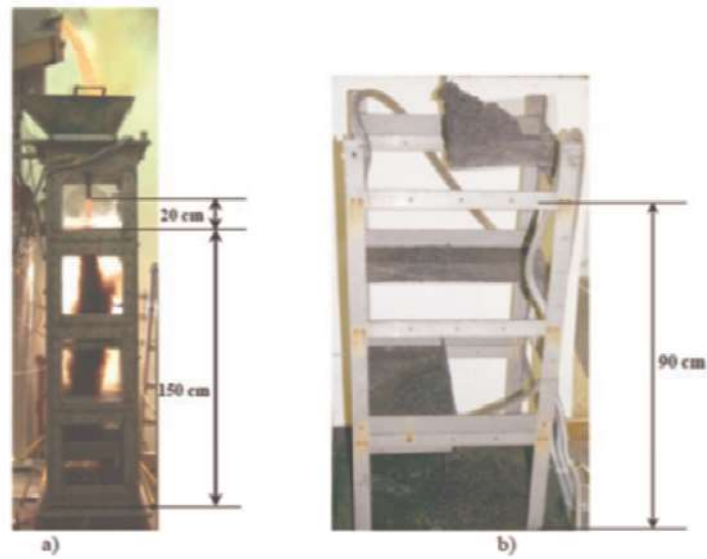


図 3.1-30 DEFOR 試験装置全体及び溶融炉心キャッチャー

表 3.1-8 DEFOR-A 実験の実験条件

	単位	A1	A2	A4	A5	A6	A7	A8	A9
溶融物温度	K	1,253	1,246	1,221	1,245	1,279	1,349	1,255	1,343
溶融物過熱度	K	110	103	78	102	136	206	112	200
ジェット初期径	mm	10	20	20	10	12	25	25	20
溶融物の注入時間	s	38	11	11	38	20	10	10	11
溶融物注入高さ	m	1.7	1.7	1.7	1.7	1.7	1.62	1.62	1.7
水面までの距離	m	0.18	0.18	0.2	0.18	0.18	0.2	0.2	0.18
水プール深さ	m	1.52	1.52	1.5	1.52	1.52	1.42	1.42	1.52
水プール初期温度	K	346	367	346	364	346	356	355	355
水プールサブクール度	K	27	7	27	9	27	17	18	18

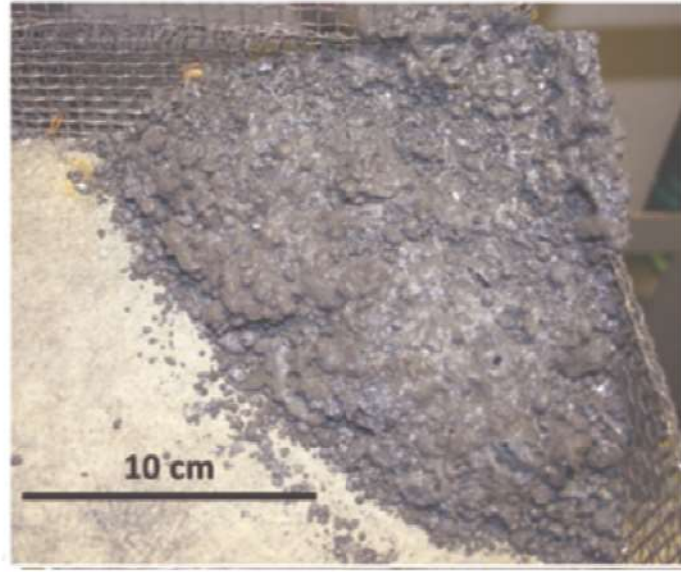


図 3.1-31 DEFOR-A8 キャッチャー 1 のケーキ状熔融炉心

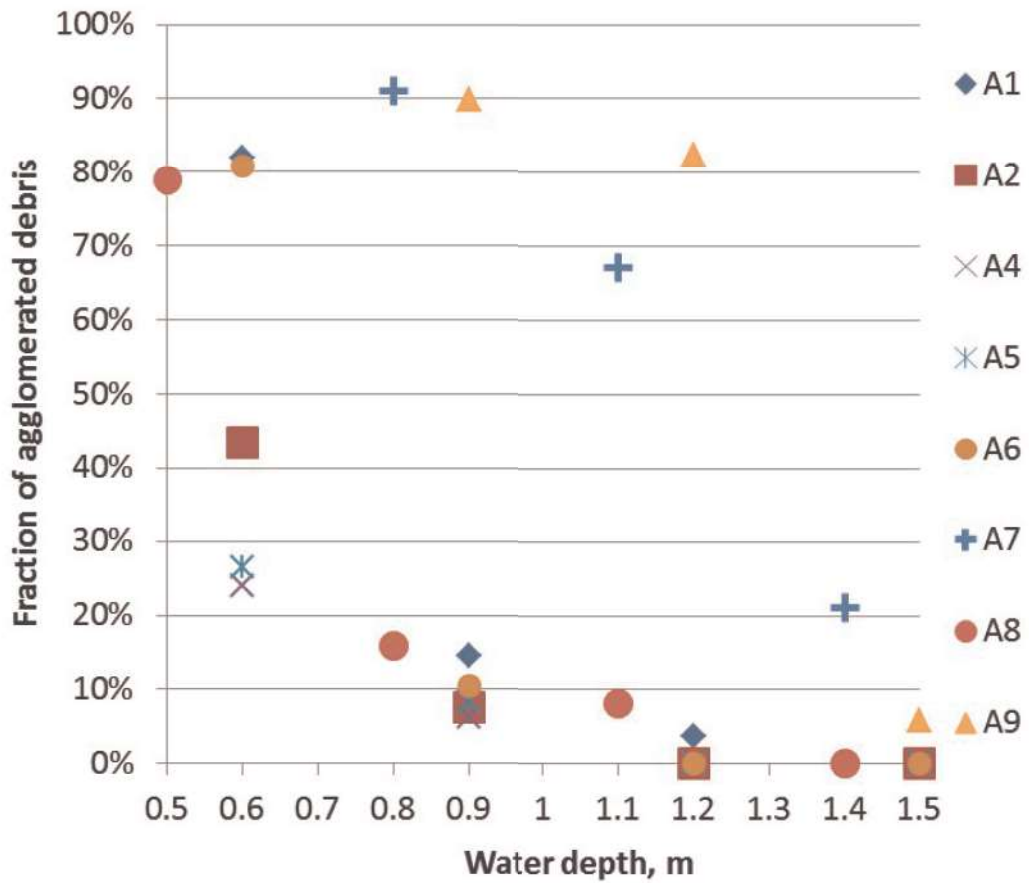


図 3.1-32 DEFOR-A 実験結果

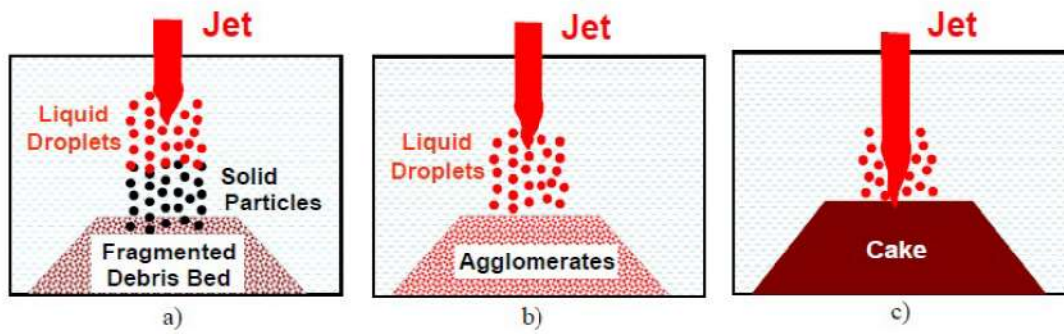


図 3.1-33 DEFOR 実験における溶融物凝集の概念図

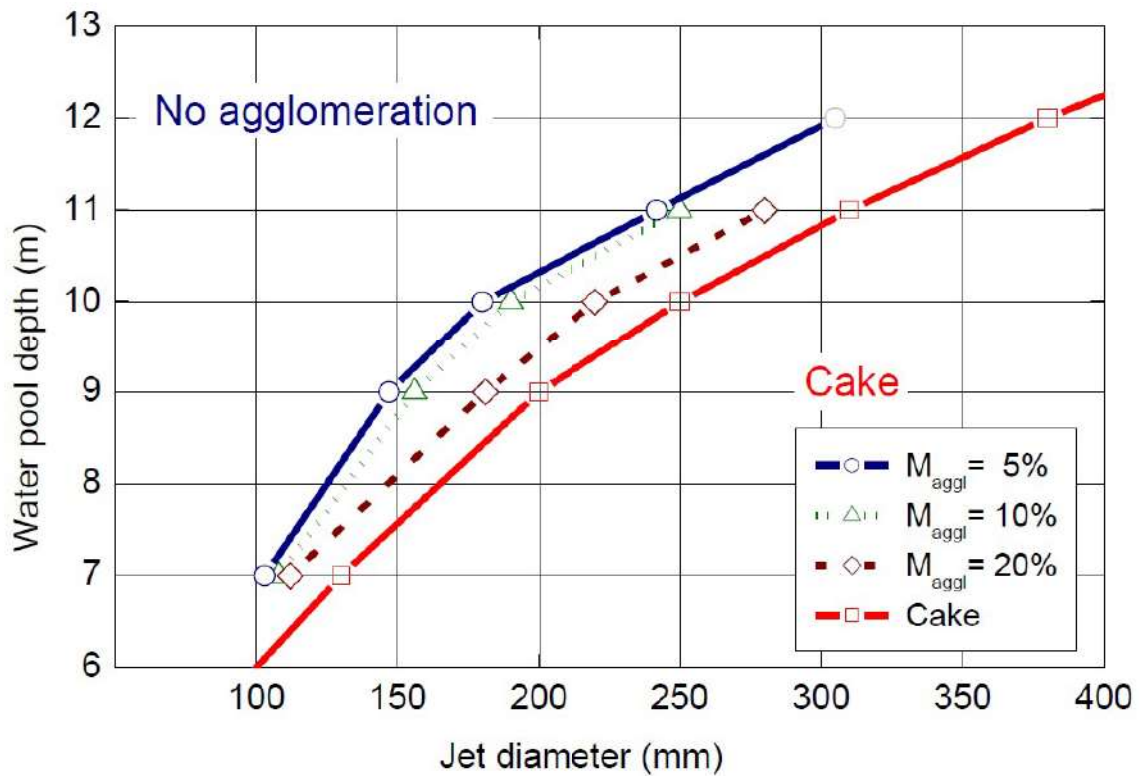


図 3.1-34 スウェーデン王立工科大学 (KTH) による凝集モードマップ

表 3.1-9 CCI 実験の主要実験条件

	CCI-1	CCI-2	CCI-3
溶融物	PWR+8% concrete	同左	PWR+15% concrete
コンクリートタイプ	珪岩質系	石灰岩系	珪岩質系
溶融物重量	400kg	同左	375kg
圧力	大気圧	同左	同左
初期溶融物温度	1,950℃	1,880℃	1,950℃
直接電気加熱量	150kW	120kW	120kW
注水条件	加熱後 5.5 時間ある いは 30cm 侵食	同左	同左
注水量, 温度	2 liters/秒, 20℃	同左	同左
注水停止条件	50cm±5cm	同左	同左

表 3.1-10 CCI 実験に使用されたコンクリートの組成

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 3.1-11 CCI 実験の 15-25 分における水への熱流束

Table 3-7. Debris-Water Heat Fluxes for CCI Tests Averaged Over the Time Interval 15-25 Minutes after Cavity Flooding.

Test	Concrete Type	Heat Flux (kW/m ²)	Concrete Gas Content (Wt %)	Crust Concrete Content (Wt %)	Note(s)
CCI-1	SIL (US)	250	4.6	22.3	Assumed heat transfer surface area: 0.25 m ² (PTE indicates that water did not penetrate sidewall crusts to cool the top surface of the corium interacting with the sidewalls).
CCI-2	LCS	650	34.1	69.4	Assumed surface heat transfer area: 0.50 m ² (PTE indicates that water was able to contact the entire melt upper surface area). Water ingress at the interface between the corium and concrete walls also contributed to cooling, but this effect has not been separated from the overall heat flux estimate.
CCI-3	SIL (EU)	500	13.5	47.8	See Note for Test CCI-1.

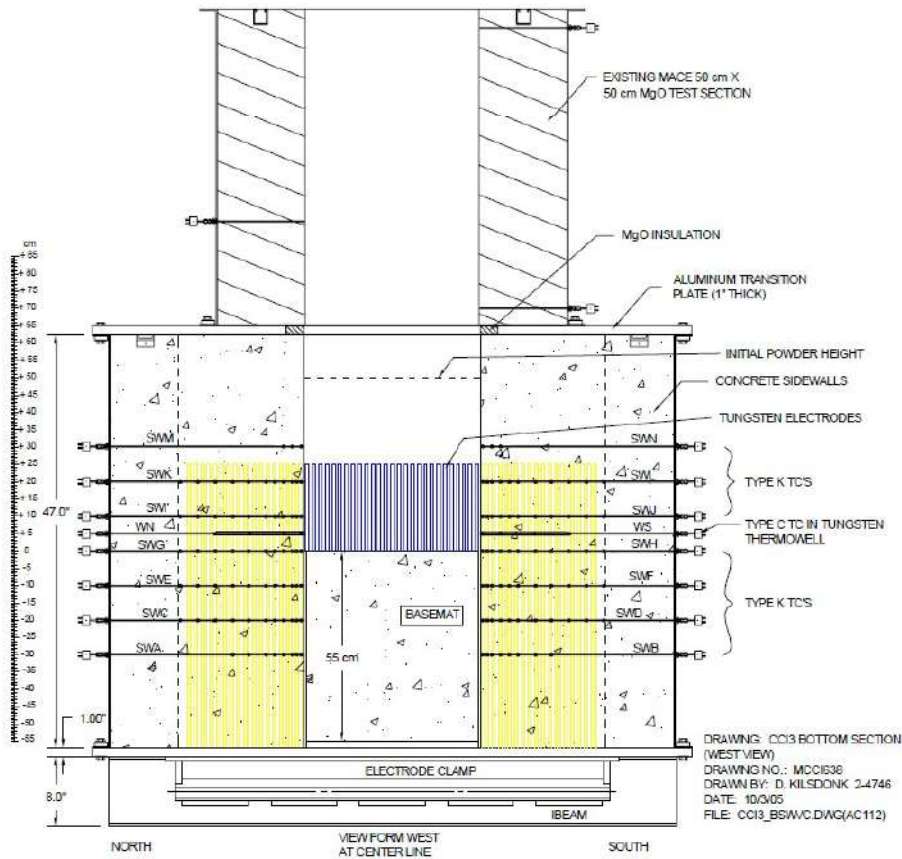


図 3.1-35 CCI 実験装置

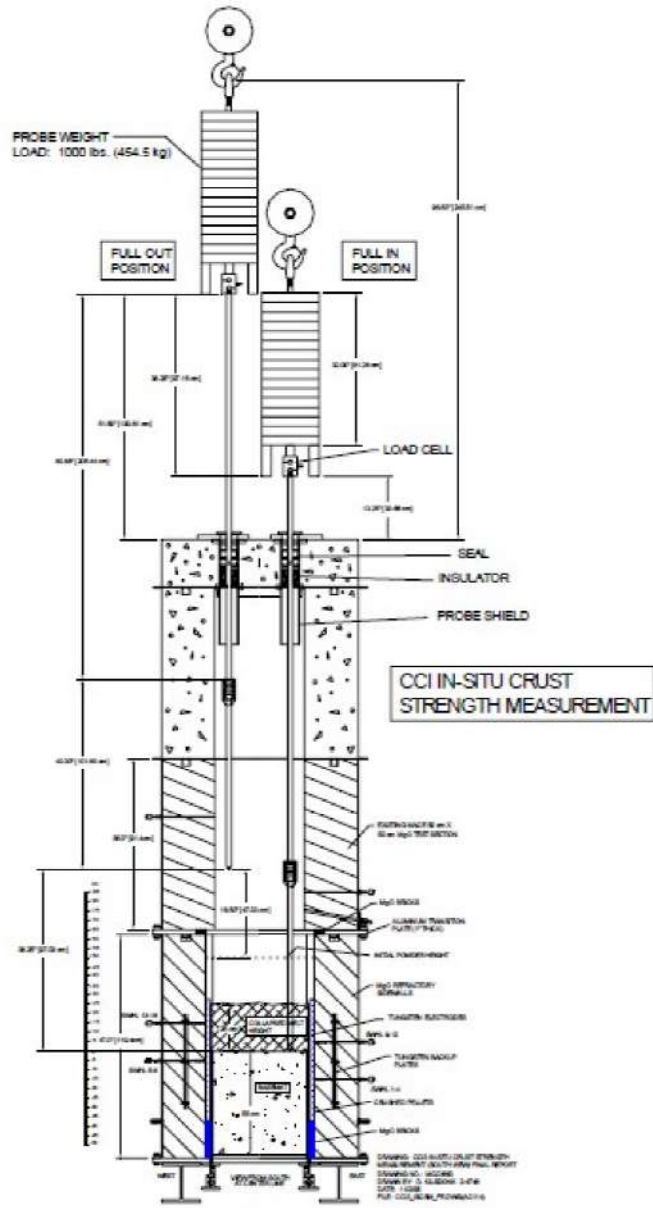


図 3.1-36 CCI 実験におけるクラスト破壊/強度測定装置

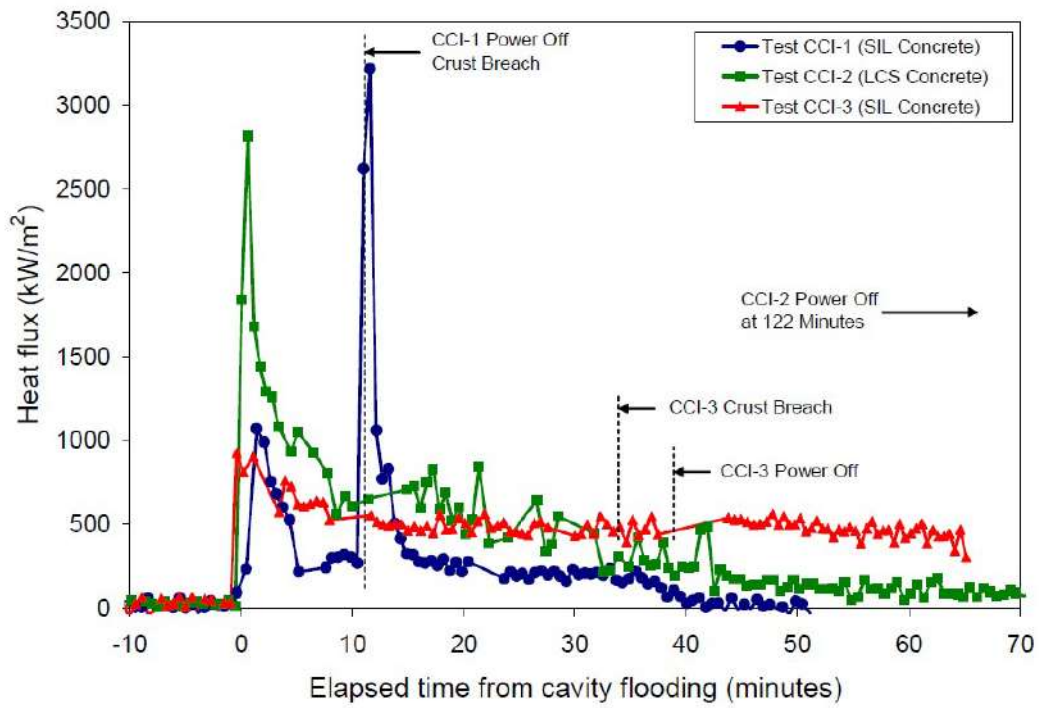


図 3.1-37 CCI 実験における水-溶融炉心間の熱流束

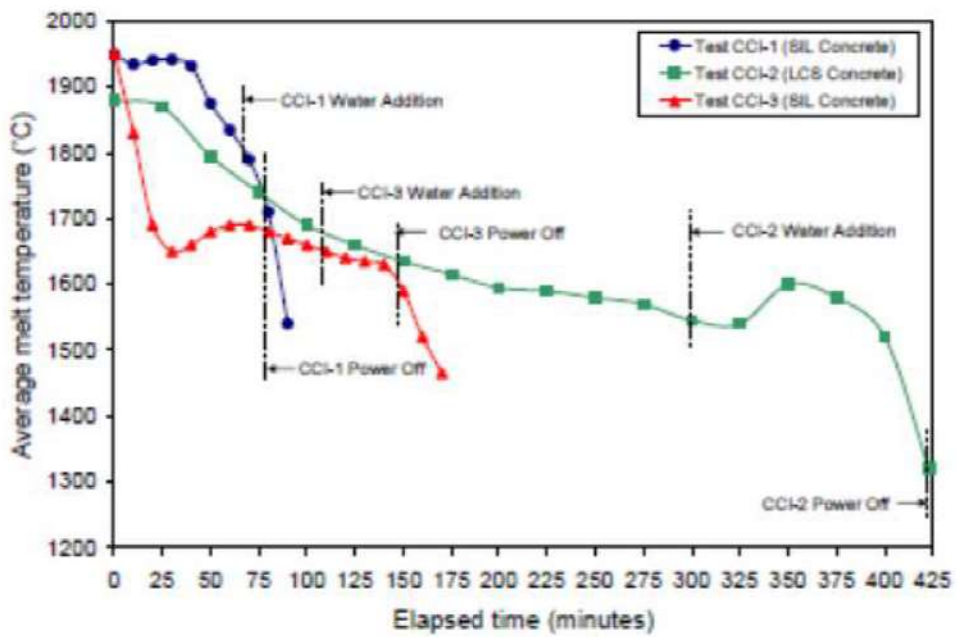


図 3.1-38 CCI 実験の溶融物平均温度変化

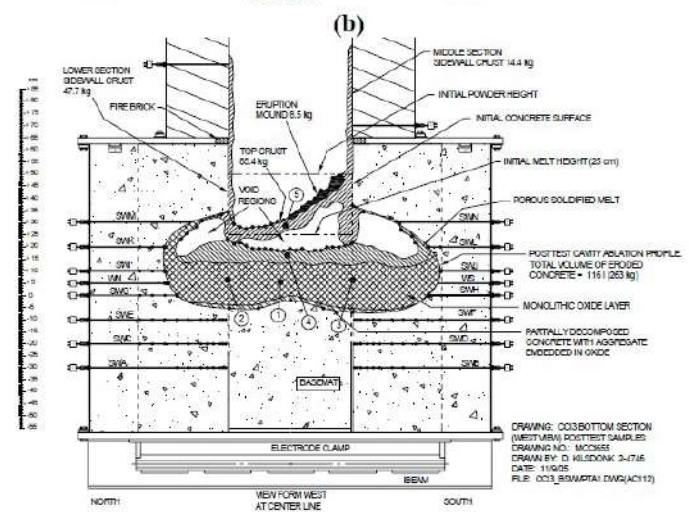
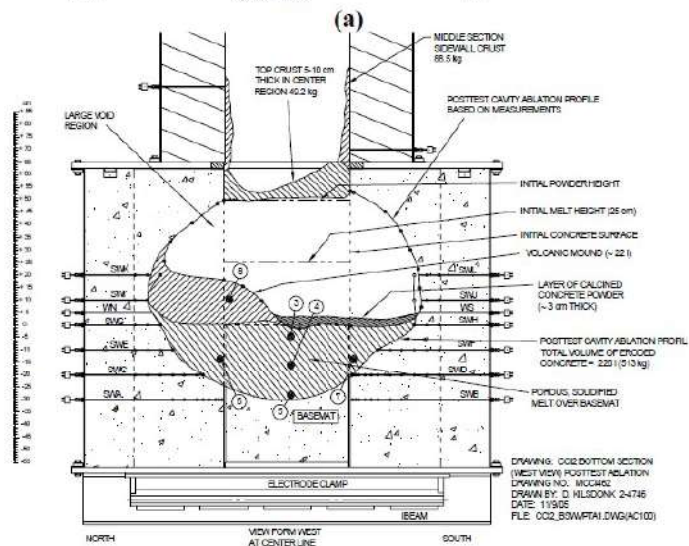
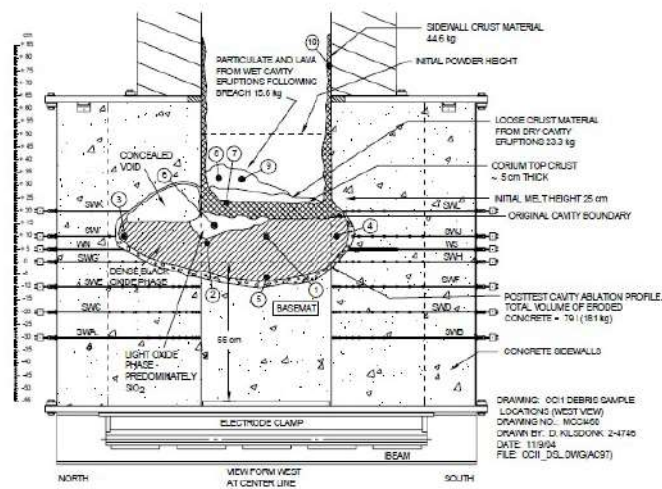


図 3.1-39 CCI 実験における侵食状態の模式図



図 3.1-40 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数

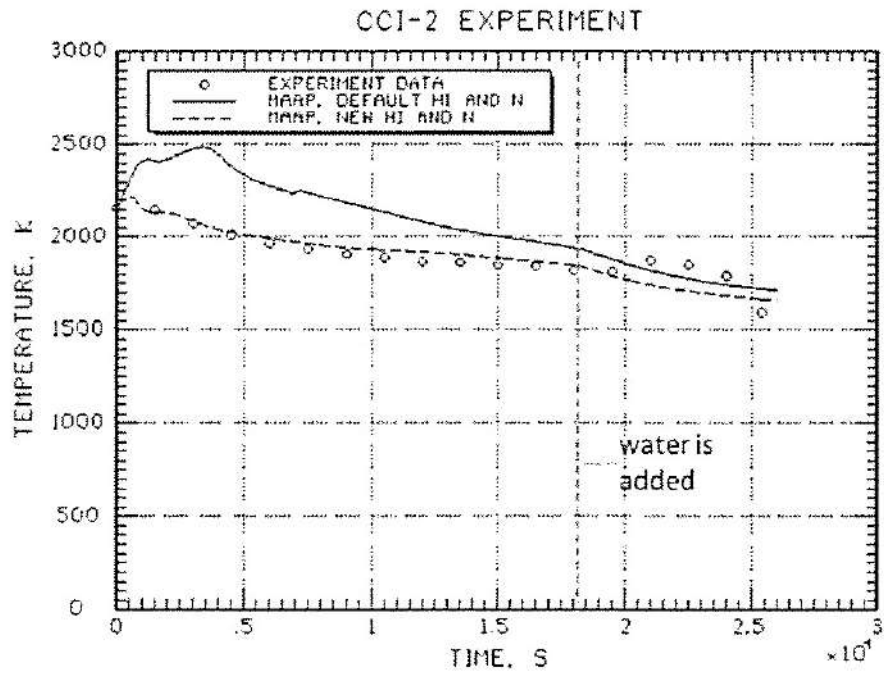


図 3.1-41 CCI-2 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較
 MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床面方向 $300\text{W/m}^2/\text{K}$, 壁面方向 $300\text{W/m}^2/\text{K}$, $n=0$)

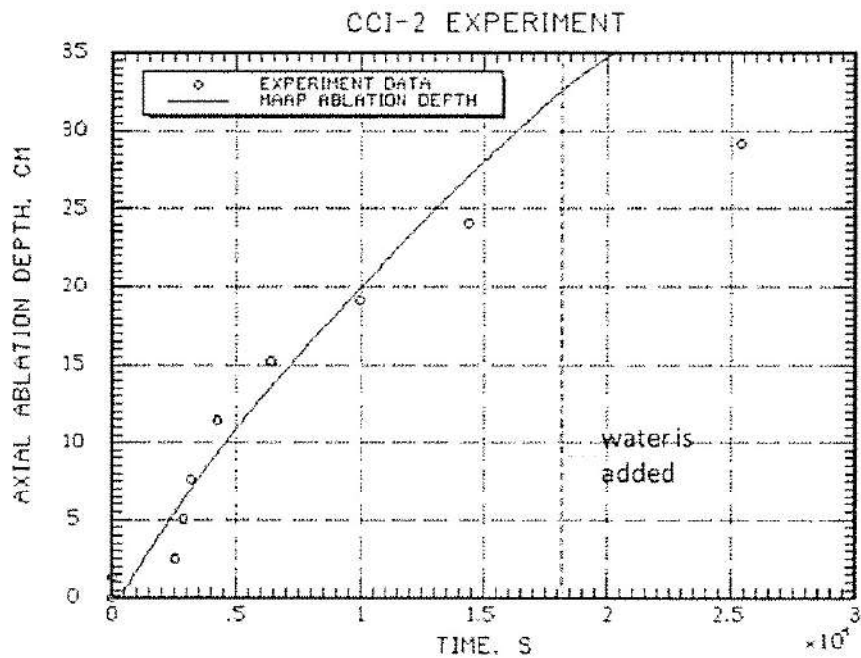


図 3.1-42 CCI-2 実験の床面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

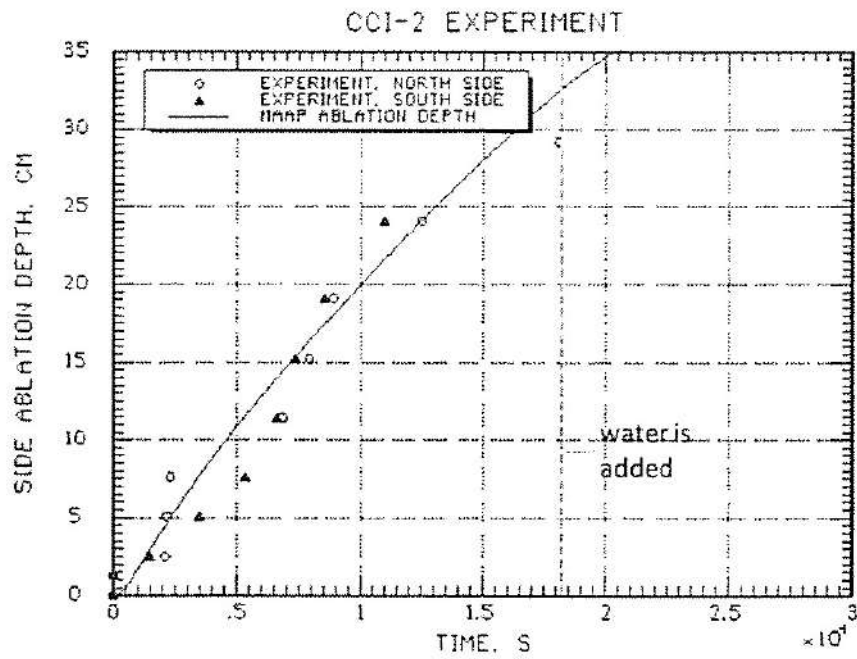


図 3.1-43 CCI-2 実験の壁面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

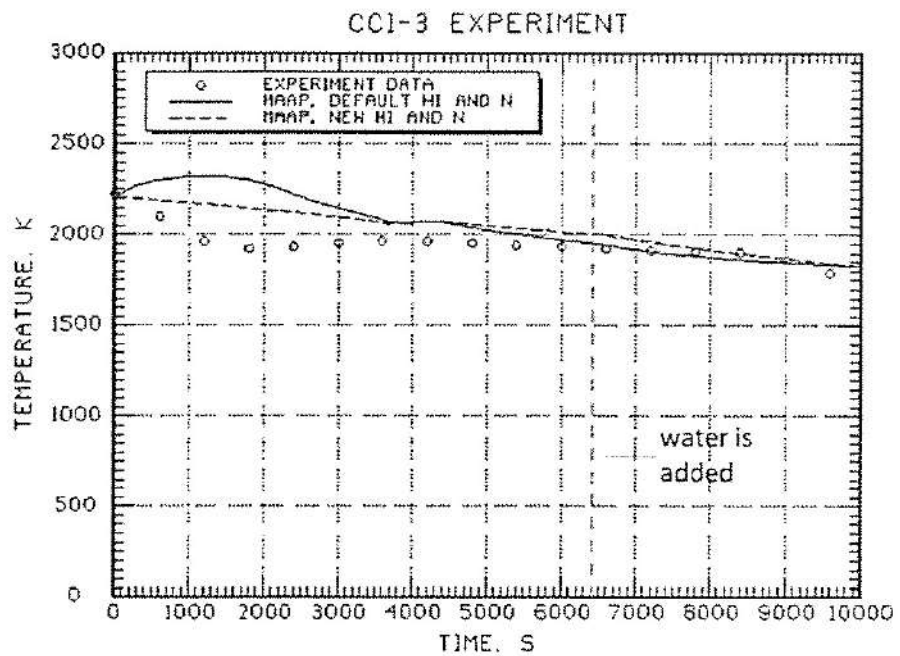


図 3.1-44 CCI-3 実験のコリウム温度の実験データと MAAP 解析結果の比較
(MAAP New 熱伝達係数 (破線) : 床面方向 80W/m²/K, 壁面方向 300W/m²/K, n=0)

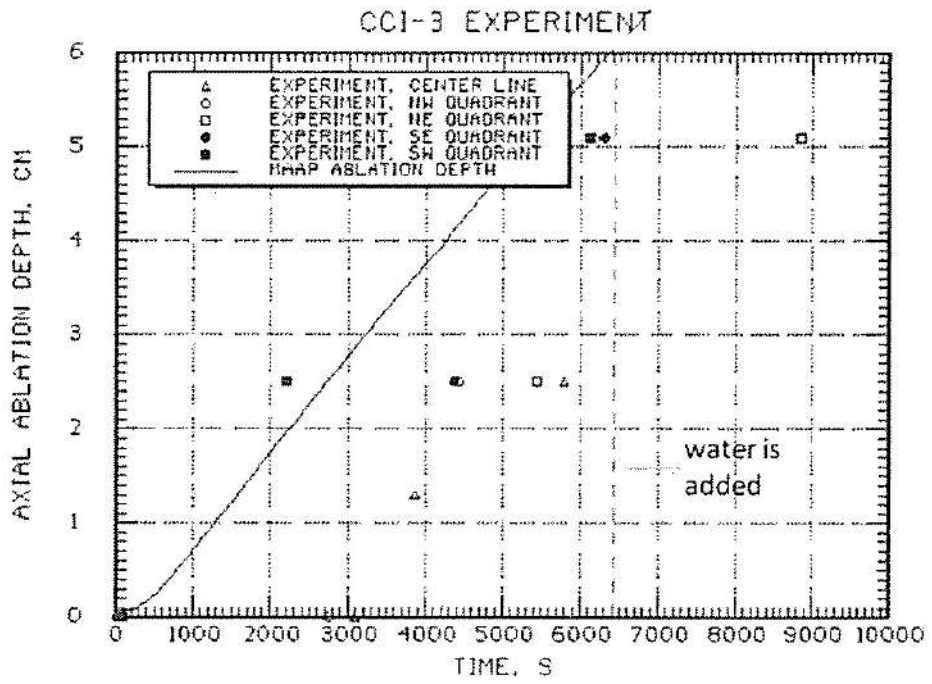


図 3.1-45 CCI-3 実験の床面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

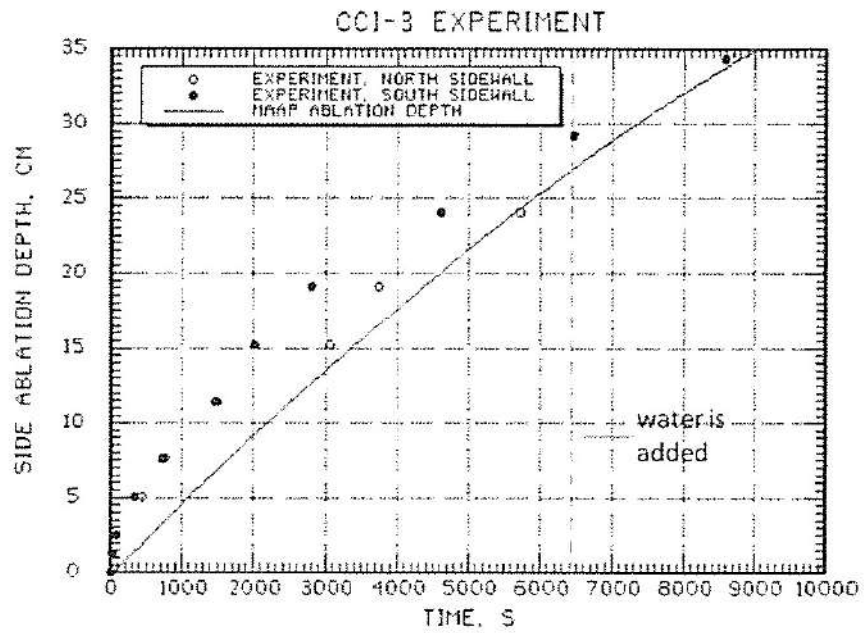


図 3.1-46 CCI-3 実験の壁面方向侵食の実験データと MAAP 解析結果の比較

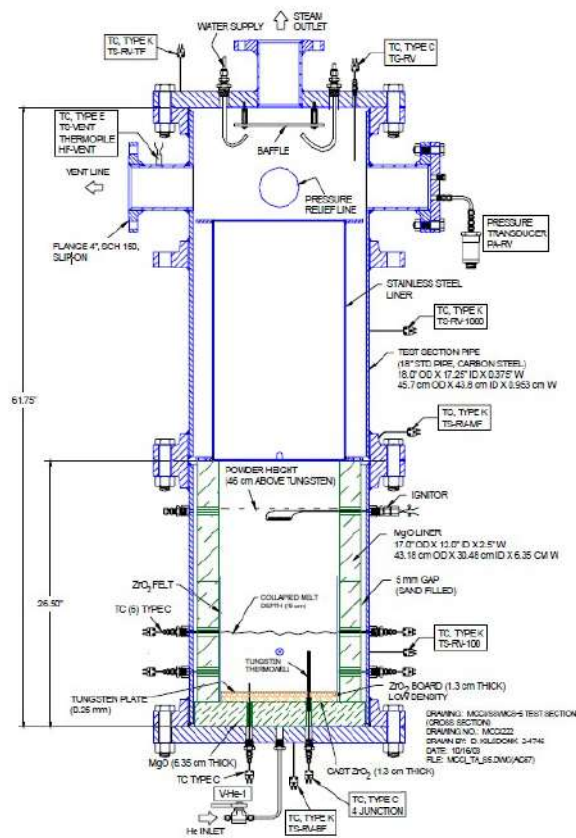


図 3.1-47 SSWICS 試験装置

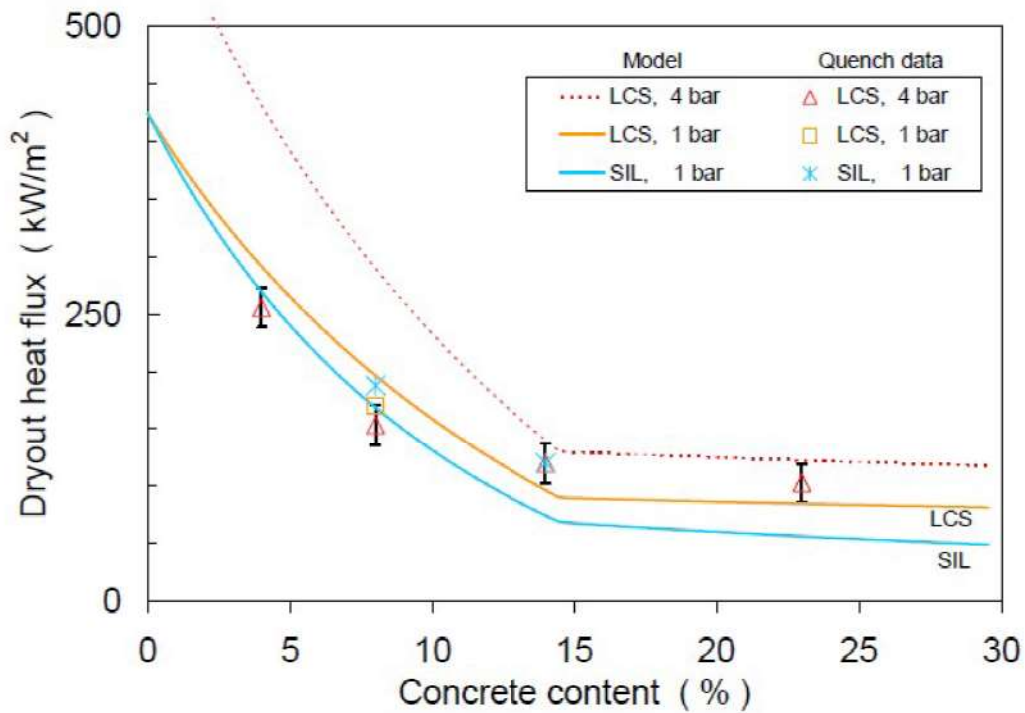


図 3.1-48 SSWICS 試験 ドライアウト熱流束の比較

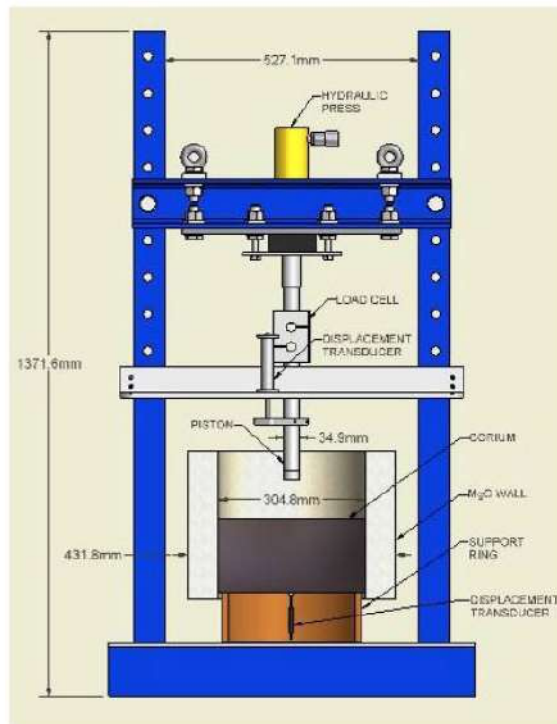


図 3.1-49 SSWICS 試験 強度試験の装置図

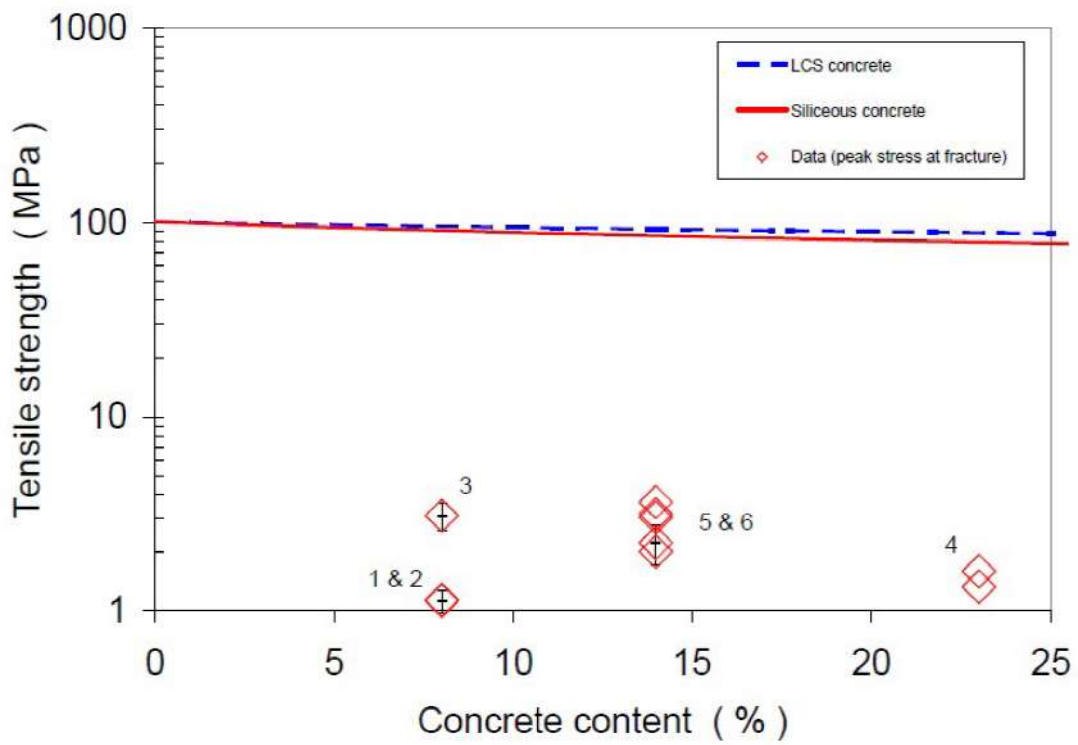


図 3.1-50 SSWICS 試験 強度試験結果

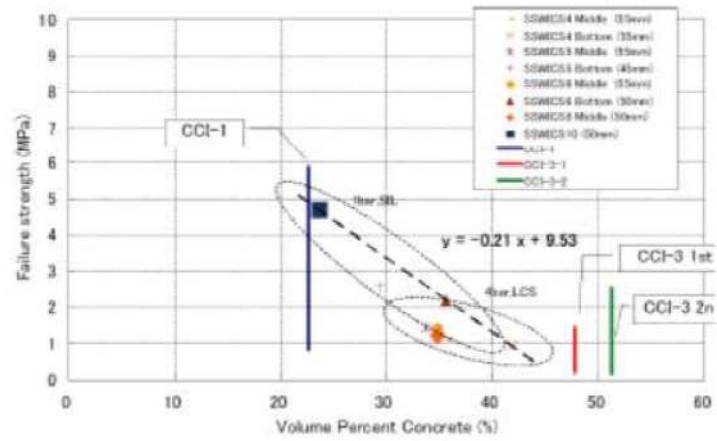


図 3.1-51 破損応力算出結果

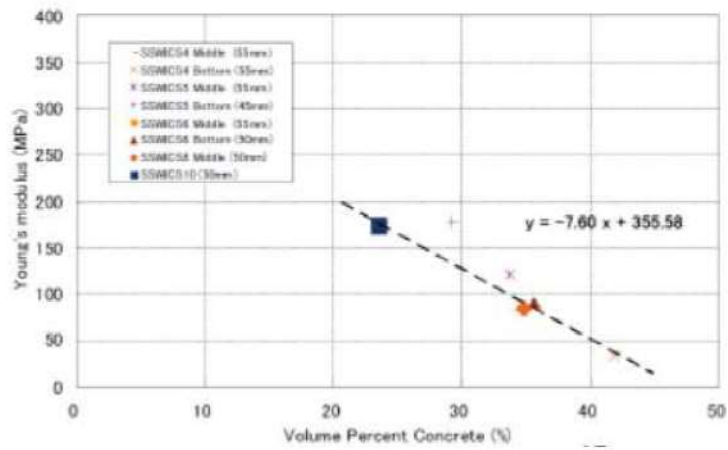


図 3.1-52 ヤング率算出結果

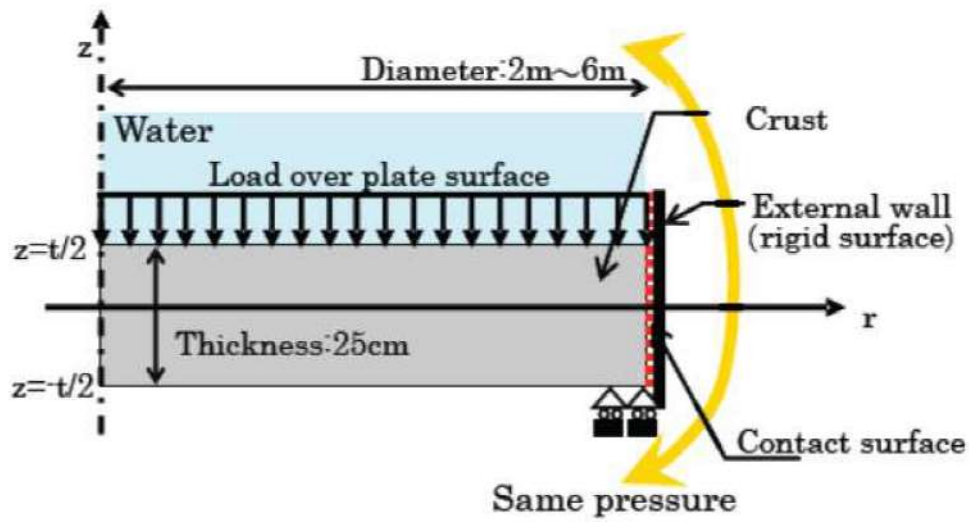


図 3.1-53 実機スケールのクラスト解析モデル

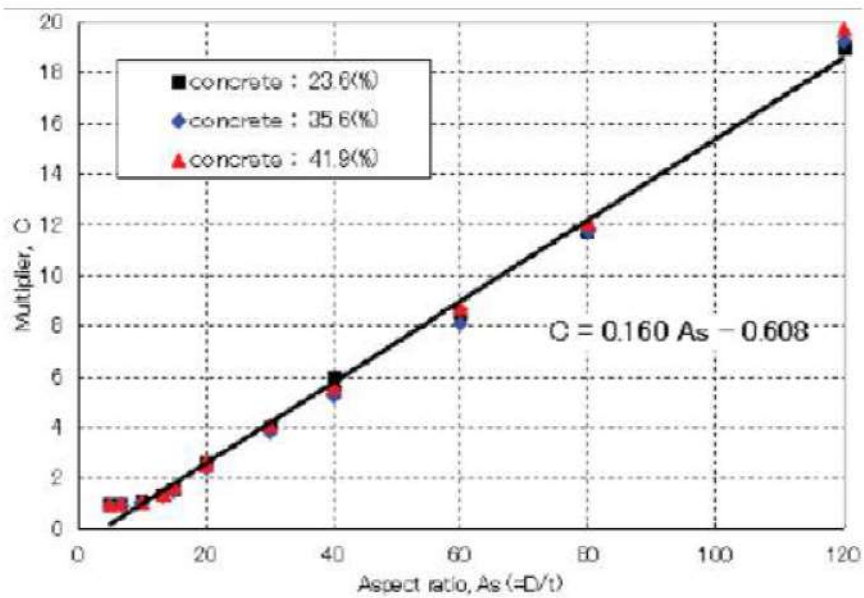
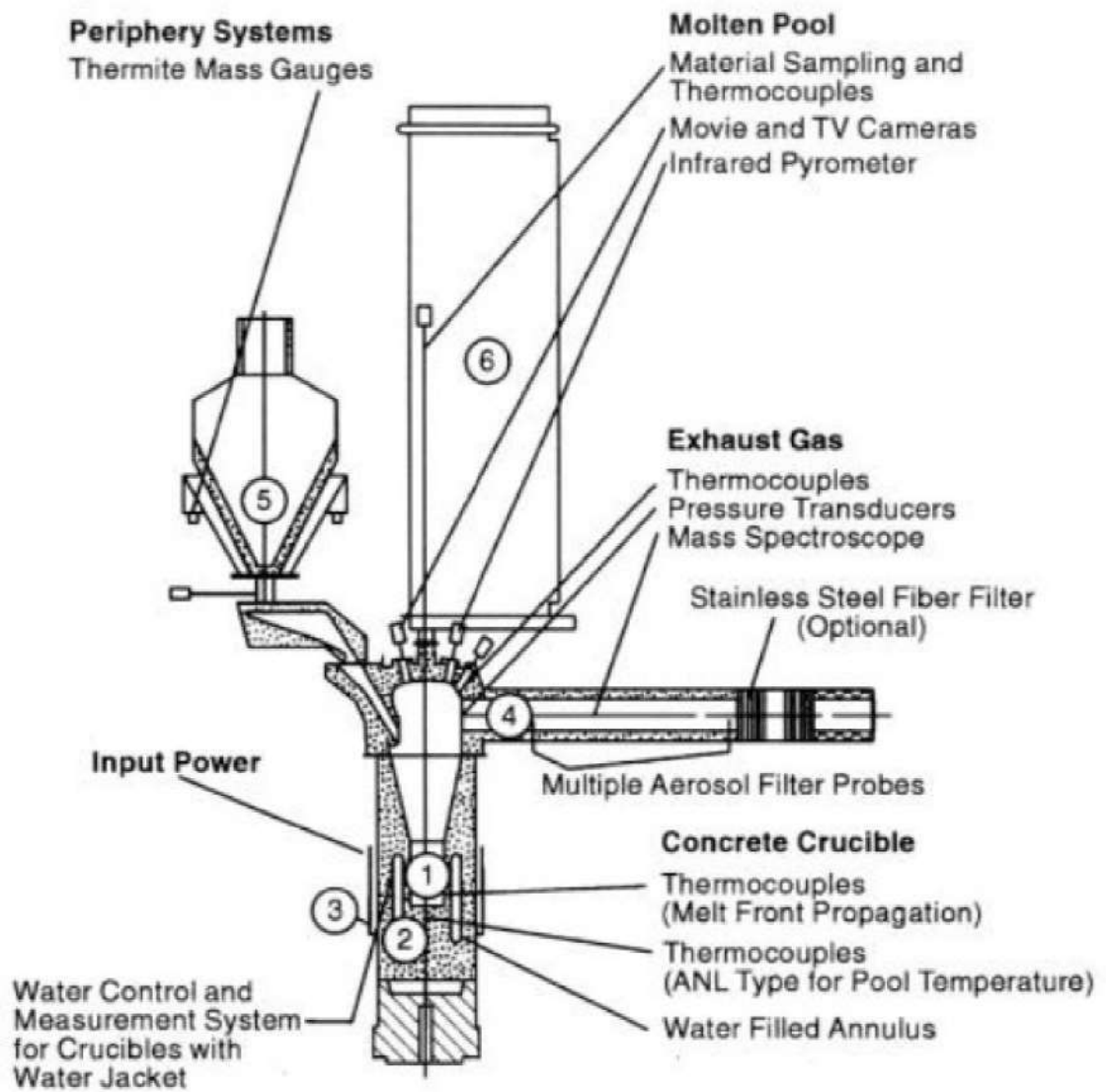


図 3.1-54 クラストの自重による応力分布



図 3.1-55 PULiMS-E4 試験での溶融物拡がり挙動



- | | |
|-----------------------|---------------------------------|
| (1) Melt | (4) Hood and Offgas System |
| (2) Concrete Crucible | (5) Thermite Reaction Tank |
| (3) Induction Coil | (6) Tank for Measurement Probes |

图 3.1-56 BETA 試驗 實驗裝置

表 3.1-12 BETA 試験 実験マトリックス^[6]

BETA Test	Initial Melt, ~ 2200 K	Fission Product Mock-ups and Additives	Planned Heating Power	Main Objectives
V 5.1	300 kg Fe+Cr+Ni 80 kg Zry-4 50 kg Al ₂ O ₃ + SiO ₂ +CaO	none	400 kW	PWR: Zr chemistry, consequences on erosion and aerosol release
V 5.2	as V 5.1	1 kg Mo, 0.5 kg ZrTe ₂ , 1.5 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	200 kW	BWR with B ₄ C absorber, low power: Zr chemistry and related processes
V 5.3	as V 5.1	1 kg Mo, 1 kg CeO ₂ , 1 kg BaO, 0.5 kg La ₂ O ₃ , 0.5 kg SrO, 6 kg B ₄ C in steel containers	800 kW	BWR with B ₄ C absorber, high power: Zr chemistry and related processes

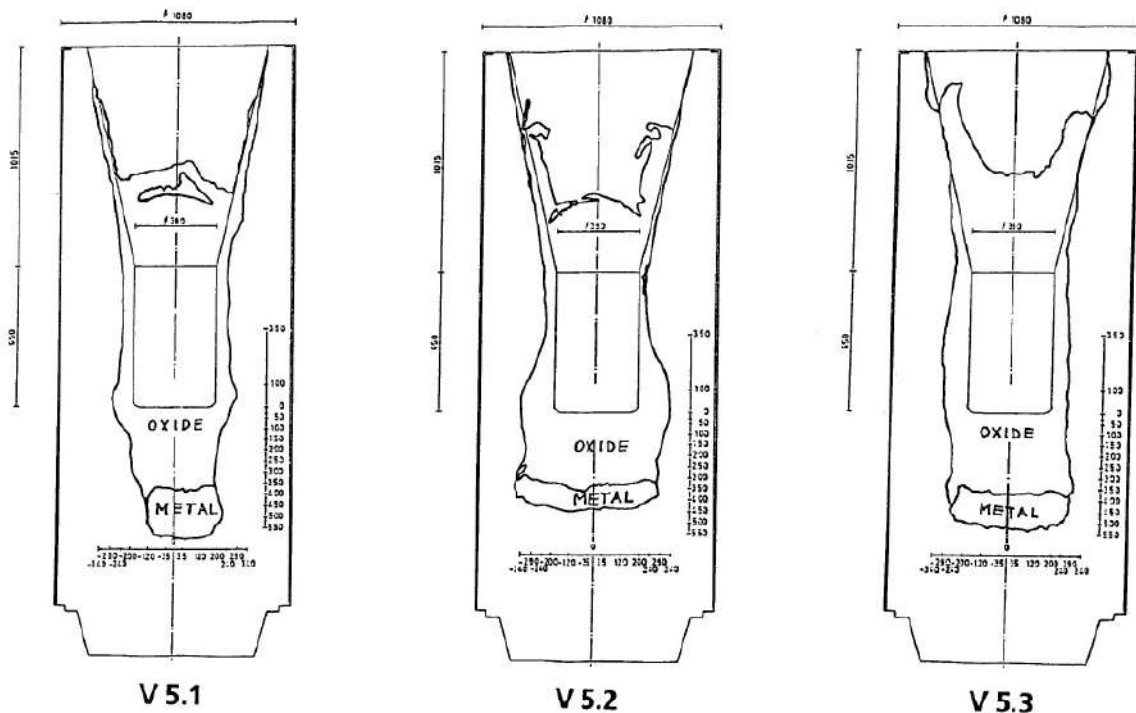


図 3.1-57 BETA 試験 実験後のコンクリート侵食状況を示す模式図



図 3.1-58 BETA 試験 V5.1 試験と MAAP 解析結果の侵食深さの比較

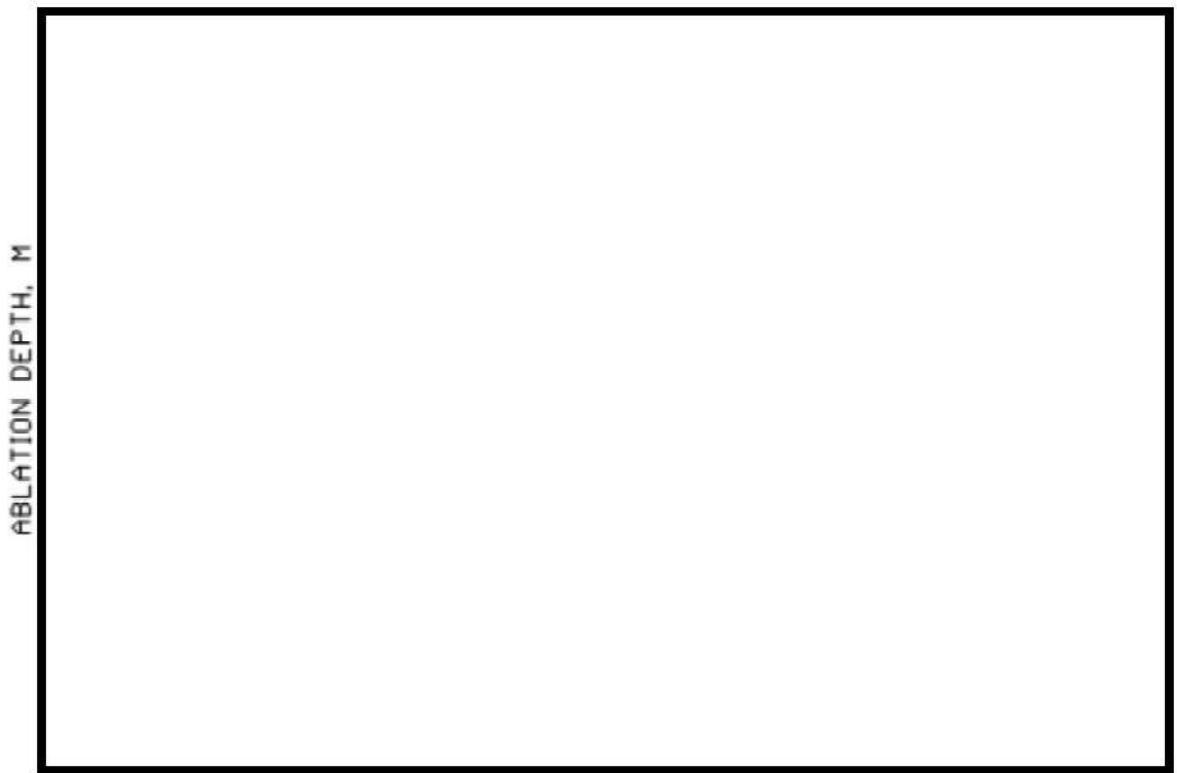


図 3.1-59 BETA 試験 V5.2 試験と MAAP 解析結果の侵食深さの比較

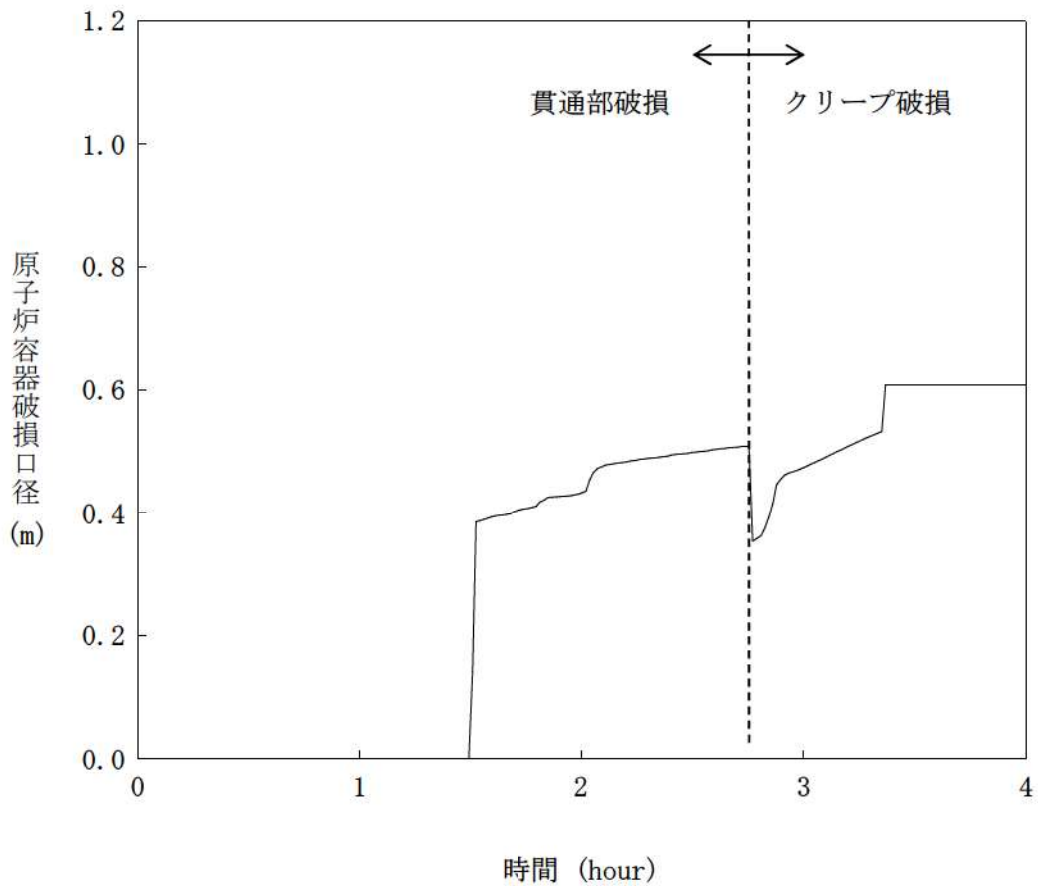
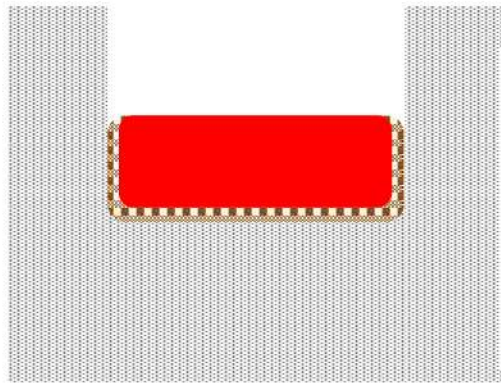


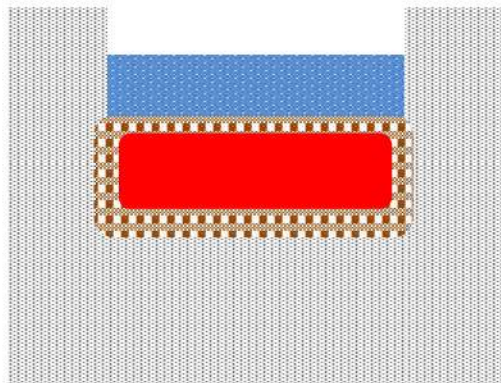
図 3.2-1 原子炉容器破損口径の拡がり (3 ループプラントの例)

注)

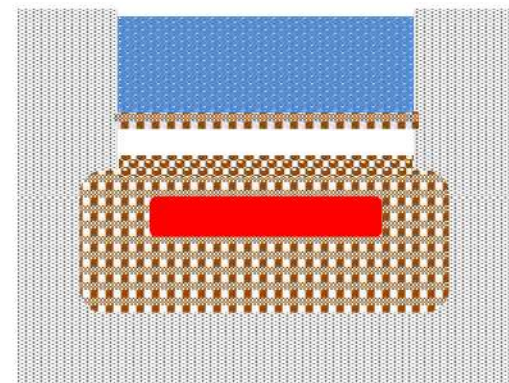
約 1.5 時間の時点で貫通部破損, 約 2.8 時間の時点でクリープ破損が生じており, クリープ破損以前は貫通部破損口径を, クリープ破損後はクリープ破損口径をプロットしている。



注水前：
 溶融物とコンクリートの中にクラストの形成が始まる。
 クラストにはコンクリート分解ガスが通過することで空隙が出来ている。

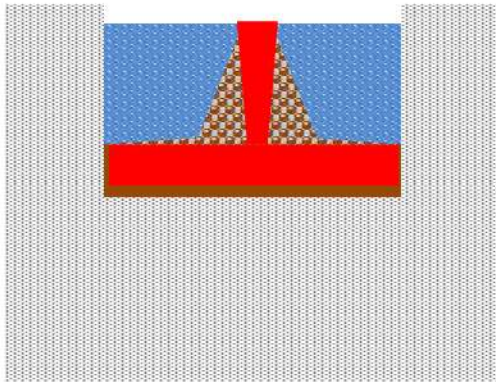


注水後短期：
 溶融物上面から水への激しい伝熱が起き、上面に厚いクラストが形成される。この期間の熱流束は最大約 3MW/m^2 となり、その後急速に低下し約 1MW/m^2 となる。



注水後長期：
 溶融物上面のクラストが側壁に固着し、溶融物との間に空間が生じる。水への熱流束は約 0.2MW/m^2 まで徐々に低下していく。
 クラストにはコンクリート分解ガスが通過することで空隙が出来、水やガスがある程度透過する。

図 3.3-1 MCCI 実験での挙動

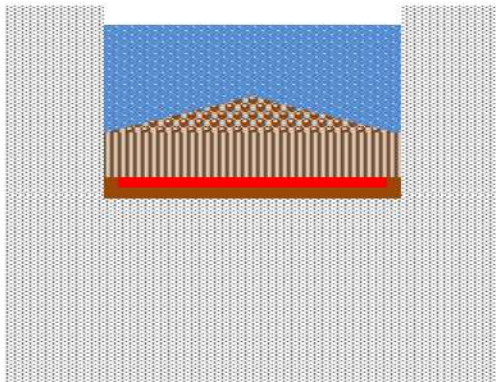


溶融炉心落下時：

溶融炉心は完全には粒子化せず，床上を溶融炉心が拡がり，床面との間にケーキが形成される。ジェットの一部は粒子化して溶融炉心上に降下する。クラストが形成されるまでは比較的高い熱流束が維持される。

< 3層状態 >

- ・粒子ベッド
- ・溶融炉心
- ・ケーキ

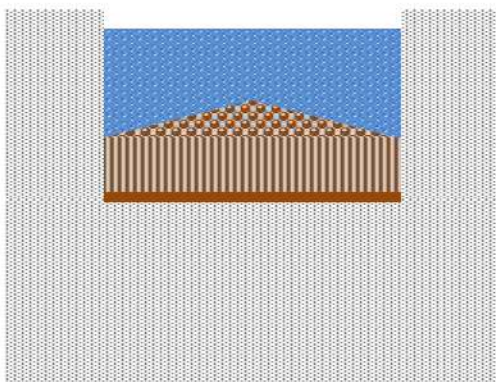


落下後短期：

溶融炉心上面からクラストが形成されるが，自重あるいは熱応力によって破碎していく。このため溶融炉心は急激に冷却されていく。

< 4層状態 >

- ・粒子ベッド
- ・破碎クラスト
- ・溶融炉心
- ・ケーキ



長期冷却時：

溶融物は破碎クラストとなって固化し，上下に粒子ベッドとケーキが存在する。破碎クラストは浸水性があることから，長期的にも冷却を維持できる。

< 3層状態 >

- ・粒子ベッド
- ・破碎クラスト
- ・ケーキ

図 3.3-2 実機で想定される挙動

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

以下に、MCC 伝熱モデルの概要を示す。

① 溶融プールモデル

- ・原子炉下部キャビティ床上に落下した溶融炉心（連続体及び粒子状）の質量とエネルギーは溶融プールに加算され瞬時に均質化すると仮定
- ・溶融プールは平板を仮定
- ・上部、下部及び側部クラストを考慮し、下方及び側方への侵食を考慮
- ・内部の溶融プールの温度は1点で模擬
- ・クラスト内の温度分布は崩壊熱を考慮して2次式で近似
- ・侵食したコンクリートと炉心溶融物との混合割合から液化及び固化温度を評価
- ・炉心材及びコンクリートの化学組成の化学平衡計算に基づき非凝縮性ガス（水素、一酸化炭素、二酸化炭素）の発生を評価
- ・溶融炉心内部の発生ガスによる溶融プールの伝熱挙動への影響は模擬しない

② 溶融プール伝熱モデル

- ・上部クラストから上部水プールへは Kutateladze の熱伝達相関式を考慮
- ・水がない場合は上部クラストから対流及び輻射熱伝達を考慮
- ・内部の溶融物から上部、下部及び側部クラストへは対流熱伝達を考慮

③ コンクリート侵食モデル

- ・コンクリートへは熱伝導で伝熱し、コンクリートの分解エネルギーを考慮
- ・コンクリート内部の温度分布を考慮

なお、溶融炉心から床方向及び側面方向のコンクリートへの熱流束を以下に示す。

$$\begin{aligned} \text{床面方向の熱流束} \quad q_d &= h_d(T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cd} \\ h_d &= h_{d0}(1 - f_s)^n \\ \text{壁面方向の熱流束} \quad q_s &= h_s(T_f - T_{F,m}) + q_v \cdot X_{cs} \\ h_s &= h_{s0}(1 - f_s)^n \end{aligned}$$

ここで、

q_{cd}, q_s : 床面方向及び壁面方向の熱流束 [W/m²]

h_{cd}, h_s : 溶融プールからクラストへの対流熱伝達係数 [W/m²/K]

h_{cd0}, h_{s0} : 溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数 [W/m²/K]

f_s : 固化割合 [-] n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 溶融プールの温度 [K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd}, X_{ss} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]

である。

対流熱伝達係数 h_{cd} 及び h_s は、BETA 実験のベンチマーク解析を元に、それぞれ [] と [] が、固化効果項の指数 n は、 [] が推奨されている。

また、クラストの厚さについては、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）により変化率が計算されている。側面方向及び床方向の溶融プールからの対流熱伝達係数が異なるため、下部クラストと側面クラストの厚さも異なる。

4.2 不確かさの整理

炉心溶融後、原子炉容器内の冷却水がドライアウトすることにより、原子炉容器下部プレナムに堆積している溶融炉心を冷却できない状態が継続すると、原子炉容器壁は溶融炉心からの伝熱によって温度が上昇し、計装用案内管の溶接部が破損する。その後、破損口より下部に残存している溶融炉心からの伝熱によって、原子炉容器底部がクリープ破損に至る。破損口から溶融炉心が流出する過程では、破損口が溶融拡大することによりデブリジェット径が拡大する。また、デブリジェットは落下過程でエントレインされ部分的に粒子化する。

MCCI は、原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心が周囲のコンクリートや原子炉下部キャビティ水と伝熱する過程でコンクリートが加熱され侵食を引き起こす現象である。国内 PWR プラントでは、コンクリート侵食を防止するために、炉心損傷検知後速やかに原子炉下部キャビティに水を張り、高温の溶融炉心を水中に落下させることによって細粒化及び固化を促進させる方策を採っている。図 4-1 に溶融炉心伝熱の想定される現象と解析上の取扱いとの比較概念図を示す。

コンクリート侵食に至る過程は、

- ① 溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程
- ② 溶融炉心の冷却過程
- ③ コンクリートの侵食過程

のように段階的に進展する。

以下、各過程での物理現象及び解析モデルに関し、不確かさの観点で整理する。また、表 4-1 に MCCI の不確かさに関する整理結果を、図 4-2 に以下について整理した流れ図を示す。

(1) 溶融炉心の原子炉下部キャビティへの堆積過程

原子炉容器が破損し、溶融炉心が原子炉下部キャビティへ落下し、原子炉下部キャビティ底に堆積するが、堆積のプロセスとしては、

- ・ エントレインされない溶融炉心が原子炉下部キャビティ底に堆積（溶融プール）
- ・ エントレインされたデブリ粒子が冷却されたのち溶融プール上に堆積

がある。これらの過程に関して不確かさを整理する。

エントレイン量（溶融炉心の細粒化量）

エントレインされたデブリ粒子は、水中に拡散しており、かつ、水との接触面積が大きいことから、塊状の溶融炉心に比べ、冷却が促進された状態であり、MCCI 現象においてコンクリートの侵食を促進する観点からは、エントレイン量が少ない方が、厳しいと言えるが、溶融プール上に堆積した状態では、溶融プール上面の伝熱を低下させる要因となる。

一方、原子炉下部キャビティ水量に関しては、水深が浅い方が、溶融炉心の細粒化量が小さくなる傾向がある。MAAP コードの解析モデルでは、原子炉格納容器内の流動は、ノード・ジャンクションモデルによって、ブローダウン水、スプレイ水等の原子炉下部キャビティへの流入量を計算し、原子炉下部キャビティの幾何形状に基づき、水位（水深）を計算している。即ち、原子炉格納容器形状とスプレイ開始のタイミング（事故シーケンス）で決まる。原子炉格納容器形状に関してはプラント設計データにより設定されることから不確かさは小さい。一方で、溶融炉心の落下時にも原子炉下部キャビティへの注水が継続した状態であることから、原子炉下部キャビティへの注水や溶融炉心の落下のタイミングによっては、原子炉下部キャビティ水深が変化し得ることから、事故シーケンスに基づく不確かさは存在すると考えられる。原子炉下部キャビティ水深が浅い場合には、細粒化量が少なくなる傾向になり、原子炉下部キャビティ床に堆積する溶融炉心のうち、十分に冷却されないまま液滴が凝集するかあるいは連続層として堆積する割合が増大する。水深が深い場合には、細粒化及び固化する量が多くなり、粒子ベッドとして堆積する割合が増大する。定性的には、前者の状態では、溶融炉心は冷却されにくくなるといえる。また、溶融炉心が段階的に原子炉下部キャビティに落下する場合、溶融炉心が落下するたびに、一部が細粒化し、残りが連続層として原子炉下部キャビティ床に堆積し、原子炉下部キャビティ内の水が蒸発して原子炉下部キャビティ水深が浅くなることを繰り返す。溶融炉心が段階的に

原子炉下部キャビティに落下することによる原子炉下部キャビティ水深の減少は、溶融炉心冷却の観点で厳しくなる。このように、原子炉下部キャビティ水深については不確かさが存在するため、代替格納容器スプレイの作動タイミングの感度を確認することによって、水深の不確かさの影響を把握する。

また、エントレイン量について、MAAP コードでは、Ricou-Spalding の式に基づき細粒化量を計算している。Ricou-Spalding モデルは、エントレインメント量（細粒化量）を流入流体の速度（ジェット速度）と両流体の密度比に関連させたモデルであり、液液混合問題において広く利用されている相関式である。Ricou-Spalding のエントレインメント則は、

$$m_{ent} = E_0 \cdot u_{jet} \cdot \sqrt{\frac{\rho_w}{\rho_{jet}}}$$

で表され、 m_{ent} はエントレインメント速度、 E_0 はエントレインメント係数、 u_{jet} はジェット速度、 ρ_w は静止側の流体密度、 ρ_{jet} は噴出側の流体密度である。上記エントレインメント則に示すように融体がエントレインする速度は、エントレインメント係数と落下速度に比例する。

エントレインメント係数 E_0 について、MAAP コードでは FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析によって、その範囲を設定しており、有効性評価の解析ではその中間的な値（最確値）を設定している。ここで、エントレインメント係数の最小値は最確値よりも約 \square 割小さく設定されているため、不確かさとしては約 \square 割を見込む。

一方、溶融炉心落下速度は、原子炉容器内外圧力差と溶融炉心の水頭から計算される。大破断 LOCA シーケンスでは、原子炉容器内外圧力差は小さくなく、不確かさも小さいと考えられるが、溶融炉心水頭については、原子炉容器の破損位置により不確かさがある。原子炉容器の破損位置は、原子炉容器下部プレナムのノード代表点で表されるため、溶融炉心上面から破損口までの高さとして 0.8m~1.2m、即ち約 3 割の不確かさ幅がある。溶融炉心落下速度は溶融炉心水頭の平方根に比例することから、落下速度の不確かさ幅は約 2 割となる。

次に、デブリジェット径は、Ricou-Spalding のエントレインメント則で使用されるパラメータではないものの、後述のとおり実機スケールではデブリジェット全体が細粒化するわけではなく、ジェット径の増加はエントレインメント割合の減少と等価であることから、エントレイン量の不確かさの一部として取り扱う。デブリジェット径は原子炉容器の破損口径と等価として扱われており、溶融炉心が破損口を通過する際に原子炉容器壁が侵食されて破損口が拡大するとデブリジェット径も大きくなる。デブリジェット径と細粒化量との関係を図 4-3 に示す。デブリジェットが円柱状態で水中に落下すると、水面下でデブリジェットの細粒化が進み、デブリジェットの先端が

逆円錐の形状となる。デブリジェット径が相対的に小さく、デブリジェットの先端が床に達しない状況では、すべての溶融炉心が細粒化される（図 4-3 (a)）。一方、実機においては原子炉容器の破損口が侵食によって拡大するため、デブリジェット径が相対的に大きく、すべての溶融炉心が細粒化されるわけではなく、デブリジェットの先端が床に達する（図 4-3 (b)）。実機では、最終的な破損口径は、初期径及び侵食の拡大幅によって決まり、侵食の拡大幅は破損口を通過する溶融炉心の量に依存する。

まず、初期径の不確かさとして、「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3部 MAAP コード） 添付2 溶融炉心と冷却水の相互作用について」の「5 感度解析と評価」において約 3 倍の不確かさを想定した場合、侵食後の原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約 1%拡大している。また、侵食の拡大幅の不確かさとして、「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3部 MAAP コード）」の「4.3.5 リロケーション」の結果から、リロケーションが早く進むことを想定した場合、原子炉容器貫通部の破損口径は、ベースケースと比較して約 3 割増加している。

以上より、エントレインメント係数、破損口径及び落下速度の不確かさはエントレインメント量の不確かさとしてまとめて考えることができ、不確かさの大きいエントレインメント係数を代表して感度を確認する。また、エントレインメント係数、落下速度、破損口径の不確かさを重畳させると、不確かさ幅は約 5 割となり、これについては「5 感度解析と評価（2）Ricou-Spalding のエントレインメント係数」にて考察する。

一方、堆積した状態のデブリ粒子に関しては、物理現象としては溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態となるが、MAAP コードの解析モデルでは、原子炉下部キャビティ底の溶融炉心は均一に混合する仮定であり、溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態としては取り扱っておらず、クラストと溶融プールから構成される平板状の発熱体として模擬しており、そのモデルの不確かさについては「溶融炉心の冷却過程」で取り扱う。溶融プールとデブリ粒子が成層化した状態では、溶融プールから原子炉下部キャビティ水への伝熱の点で影響があり、不確かさが存在する（感度解析に関しては、後述の「溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱」にて整理する）。

溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面への拡がり

溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面への拡がりについては、水がないドライ状態では、溶融させたステンレス鋼により溶融炉心を模擬した実験より均一に拡がるという知見が得られている。国内 PWR プラントでは、炉心損傷検知後に、原子炉下部キャビティへの水張りを行うことから、溶融炉心は冷却され表面にクラストを形成しつつ拡がることとなる。クラストは、溶融炉心の相変化時（固化時）の収縮によりクラックが生じ、溶融炉心の自重によってクラストは崩壊して、拡がっていくが、ドライの

状態に比べて、拡がりが増加されることも報告されており、今後、知見の拡充が必要である。

MAAP コードの解析モデルでは、原子炉下部キャビティ底に落下した溶融炉心は均一に混合された状態を仮定し、原子炉下部キャビティ床面への拡がりについては、拡がり面積を入力条件として与えている。重大事故の緩和策の有効性評価では、原子炉下部キャビティ床全面に均一に拡がることを前提として評価している。これは、米国の新設炉に対する電力要求では炉心出力から原子炉下部キャビティ床面積を求める要求があり、そこでは溶融炉心が床全面に均一に拡がることを前提にした考え方が採用されており、本有効性評価においても同様の考え方に則っている。しかしながら、上述のとおり、ウェットな状態での溶融炉心の原子炉下部キャビティ床面への拡がり面積については、DEFOR 実験において堆積形状が山状になるという結果が得られているものの拡がりの観点で詳細に研究がなされているものではなく、知見の拡充が必要であり、現象として不確かさがある。よって、原子炉下部キャビティ床面への拡がりについての感度を確認する。

(2) 溶融炉心の冷却過程

原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心は、高温かつ崩壊熱による発熱状態であるが、周囲のコンクリート及び原子炉下部キャビティ水との伝熱により冷却される。前述のとおり、溶融炉心は一部が細粒化し、残りは連続層として原子炉下部キャビティ床に堆積するが、MAAP コードでは、原子炉下部キャビティに堆積した溶融炉心は、クラストと溶融プールから構成される平板状の発熱体として模擬される。

溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の伝熱

溶融炉心から原子炉下部キャビティ水への伝熱は、溶融プールの表面に形成されるクラストに、原子炉下部キャビティ水によって亀裂が入り、その中に原子炉下部キャビティ水が浸入することによって行われる。

MAAP コードの解析モデルでは、クラストから水への伝熱は沸騰熱伝達として扱っており、その熱流束は Kutateladze の式を用いて計算される。Kutateladze の式は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）における限界熱流束に関する整理式で、溶融炉心により加熱されることにより発生する水蒸気の上昇速度とプール水の落下速度のつり合う伝熱量を限界熱流束とする式である。Kutateladze の式は、

$$\frac{q}{L\rho_v} = C_k \left[\frac{\sigma g(\rho_L - \rho_v)}{\rho_v^2} \right]^{1/4}$$

で表される。 q は熱流束、 L は蒸発の潜熱、 σ は表面張力、 g は重力加速度、 ρ_L 及び ρ_v は液体及び蒸気の密度である。ここで、 C_k は係数であり、Kutateladze は 0.16 を、Zuber は 0.12~0.16 の範囲、あるいは、 $\pi/24$ (=0.131) を与えている。係数 C_k については、

経験的に決定する必要があることから、有効性評価の解析では、米国サンディア国立研究所 (SNL) で実施された溶融物とコンクリートの相互作用及び溶融物冷却に関する実験である SWISS 実験において報告されている溶融体から水プールへの熱流束が 0.8 MW/m^2 であることに基づき $C_K = 0.1$ としている。また、実機条件においては、強度評価によってクラストは破損すると評価されており、上面水プールと溶融炉心が直接接触することによって、高い熱流束が維持されるといえる。

Kutateladze の式を原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心に対する限界熱流束の式として用いる場合、本来平板に適用する相関式を山状に堆積するクラストや粒子ベッドに適用することになるため、MAAP コードモデルには不確かさが存在する。クラストと水の界面は、諸外国での実験で示されているように、クラストに亀裂を生じており、そこに水が浸水することが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストと水の接触面が大きくなり、溶融炉心の冷却は促進されることから、クラストの亀裂に関しては、不確かさの観点では問題とならない。また、クラストの表面形状に凹凸が生じる可能性については、伝熱面積が大きくなるから、不確かさの観点では問題とならない。また、上面クラストの温度低下については、溶融炉心が冷却される方向であり、これについても不確かさの観点では問題とならない。一方、前述のとおり、溶融プール上にデブリ粒子が堆積することにより、クラストと水の接触が阻害され、溶融炉心の冷却が悪くなることも考えられる。解析モデルでは、このプロセスは模擬されず、熱伝達が悪化することから、不確かさが存在する。これらの不確かさとは、溶融炉心の冷却の悪化（熱伝達係数の低下）であるから、熱伝達係数の感度を確認する。

また、細粒化時の熱伝達については、デブリ粒子の顕熱及び潜熱から水プールへの伝熱が計算され、その伝熱量は膜沸騰及び輻射熱伝達によって計算される。デブリ粒子からの熱量は水蒸気生成と水の温度上昇に変換される。デブリ粒子から水への熱伝達については、細粒化割合と相関があることから、この不確かさについては「エントレインメント係数」の中で整理する。

溶融炉心とコンクリートの伝熱

原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心は、下側のコンクリート床と側面のコンクリート壁と伝熱する。溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、溶融プールからクラストへの伝熱とコンクリートへの伝熱に分けられる。

溶融プールとクラストとの間は、対流熱伝達によって伝熱される。対流熱伝達は、溶融プールのバルク温度と融点温度の差及び溶融プールと炉心クラストとの間の熱伝達係数から計算される。また、クラスト内の温度分布は、溶融炉心とクラストの境界からコンクリート表面への熱流束を用いて、準定常の1次元熱伝導方程式を解くことで計算される。溶融炉心からコンクリート床及び側壁に対する熱流束は、溶融炉心プ

ールから下部及び側部クラストへの伝熱と、クラスト内での発熱によるものである。

溶融プールとクラストとの間の熱伝達については、溶融プール内の状態（固化燃料の割合）に関する不確かさや対流の不確かさが存在する。溶融プールとクラストとの間の熱伝達が大きい場合には、クラストが溶融し、コンクリートへの伝熱量が増大するため、コンクリート侵食がしやすくなる傾向となる。ただし、有効性評価の状態、即ち、原子炉下部キャビティへ注水した状態においては、溶融炉心からの除熱は、溶融炉心と温度差が大きい、冷却水側（上面）が支配的になることから、不確かさは存在するものの、影響としては小さいものとする。

クラストとコンクリートの間の熱伝達については、ACE 実験及び SURC 実験に対するベンチマーク解析の結果から実験データと同等の侵食深さが MAAP コードにより模擬できていることから、溶融炉心からコンクリートへの伝熱は、適切に模擬できていると判断する。しかしながら、溶融炉心とコンクリートの接触に関しては MAAP コードでは、理想的な平板で密着した状態で取り扱っていることから、接触面積に不確かさが存在する。接触面積が小さいとコンクリートへの伝熱量が小さくなることが考えられ、解析モデル上はその影響を考慮していないことから、不確かさを有すると言えるが、その場合、クラストとコンクリートの接触面が小さくなり、コンクリート侵食が抑制されることから、接触面積に関しては、不確かさの観点で問題とならない。

(3) コンクリートの侵食過程

前項で述べたとおり、溶融炉心の冷却過程において、溶融炉心からクラストへの伝熱があり、クラスト内部の1次元の熱伝導方程式を解き、コンクリート表面温度を計算している。コンクリートへの熱流束が十分大きく、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に侵食が発生する。コンクリートが融解すると、ガス（水蒸気及び二酸化炭素）が発生し、溶融プールに侵入して金属との化学反応が発生し、反応熱が発生するとともに、生成された非凝縮性ガスが原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器内を加圧する要因となる。また、コンクリートのスラグも溶融プールに侵入し、ウラン及びジルコニウム等との混合物となる。スラグが混入することにより、溶融炉心の融点が低下する傾向となる。

コンクリートの組成

コンクリートには主に玄武岩系のコンクリートと石灰岩系のコンクリートがある。コンクリート組成が異なると、コンクリート侵食挙動にも違いが生じる。玄武岩系のコンクリートの特徴はSiの含有量が多い。一方、石灰岩系のコンクリートの特徴はCa、CO₂が比較的多く含まれていることである。しかしながら、コンクリート組成については、物性値が把握できており、不確かさに対する感度解析は不要である。

表 4-1 MCCI の不確かさに関する整理結果 (1/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
原子炉下部キャビティへの注入量	ブローダウン水、スプレイ水等が原子炉下部キャビティに回り込み、原子炉下部キャビティ水深が決まる。	ノード・ジャンクションモデルに従い、原子炉下部キャビティに流れ込む水量が評価される。	原子炉下部キャビティ水深 (5. (1) にて感度解析実施)
エントレインメント係数	デブリジェット径が大きいため、水中に落下する溶融炉心の内、エントレインメント部分はジェットの表面近傍に限られると想定される。	逆円錐型のデブリジェットに対して、Ricou-Spalding 相関式によって評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
デブリジェット径	破損口を侵食しながらデブリジェットが流出すると想定される。	ジェット径は初期破損口径から破損口の侵食を考慮して評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
溶融炉心落下速度	破損口径、原子炉容器内外圧力差、重力から決まると想定される。	落下速度は、破損口径、原子炉容器内外圧力差、重力から評価される。	エントレインメント係数 (5. (2) にて感度解析実施)
堆積したデブリ粒子	連続層として原子炉下部キャビティ床面に堆積した溶融炉心の上に粒子状ベッドが堆積すると想定される。あるいは、連続層の溶融炉心の中に巻き込まれると想定される。	連続層の溶融炉心と区別なく、平板状の発熱体として評価される。	水-溶融炉心間の熱伝達係数 (5. (4) にて感度解析実施)
溶融炉心の拡がり及び堆積形状	溶融炉心が過熱度を持ち断続的に原子炉下部キャビティ床に落下すること等から、原子炉下部キャビティ床面積相当に拡がると想定される。	床面積全面に一樣に拡がるとして、原子炉下部キャビティ床面積設計値を入力する。	溶融炉心の拡がり面積 (5. (3) にて感度解析実施)

表 4-1 MCCI の不確かさに関する整理結果 (2/2)

影響因子	実機での実現象	解析上の取扱い	感度解析条件
水と熔融炉心の伝熱	実機スケールでは、熔融炉心の上面に形成されるクラストには亀裂が生じ、熔融プールと水が直接接触することで冷却が促進すると想定される。	平板状の発熱体に対して、Kutateladze の相関式によって評価される。	水一熔融炉心間の熱伝達係数 (5. (4) にて感度解析実施)
上面クラストの亀裂、表面形状及び温度低下	実機スケールでは、熔融炉心の上面に形成されるクラストには亀裂が生じ、クラスト温度が低下すると想定される。クラスト表面で凹凸も生じると想定される。	平板状の発熱体に対して、Kutateladze の相関式によって評価される。	MCCI を促進する取扱いのため、感度解析不要
熔融プールと下面及び側面クラスト間の伝熱	熔融プール内の対流によって下面及び側面クラストへ伝熱すると想定される。	対流熱伝達相関式によって評価される。	原子炉下部キャビティ注水あり条件では MCCI への影響が小さいため、感度解析不要
下面クラストとコンクリートの接触面積	下面クラスト内の熱伝導によってコンクリートへ伝熱すると想定される。	境界温度と熱伝導方程式によって評価される。	MCCI を促進する取扱いのため、感度解析不要
コンクリート組成	コンクリートが分解温度に達すると吸熱量に応じて侵食を開始し、その過程で組成に応じて非凝縮性ガスが放出されると想定される。	コンクリートが分解温度に達すると吸熱量に応じて侵食を開始し、その過程で組成に応じて非凝縮性ガスが放出されるものとして評価される。	物性値が把握できており、感度解析不要

実機で想定される現象

計算モデルの扱い

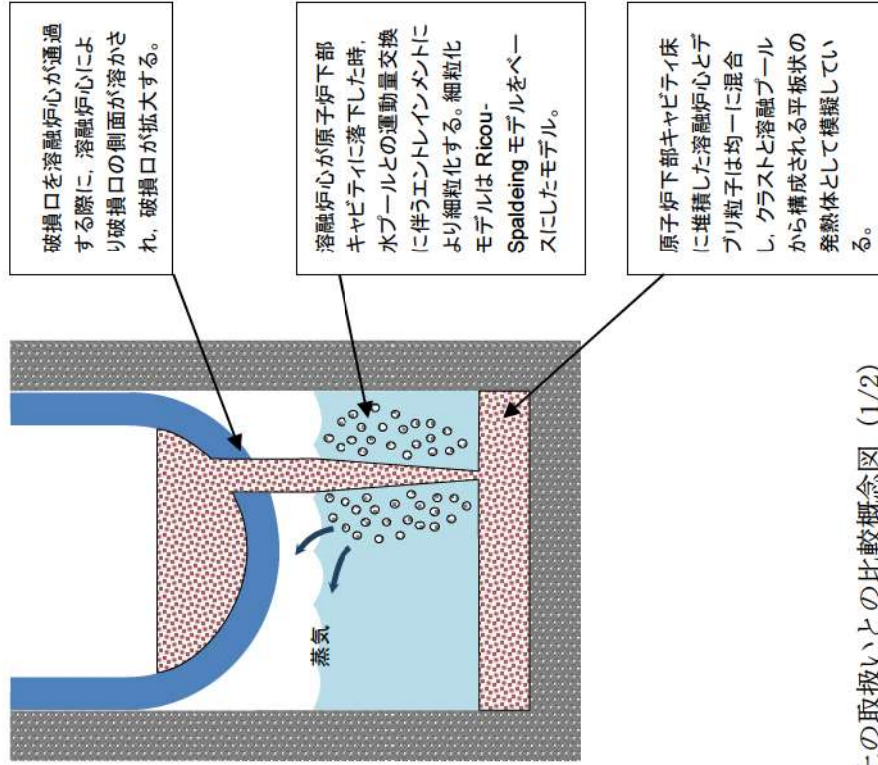
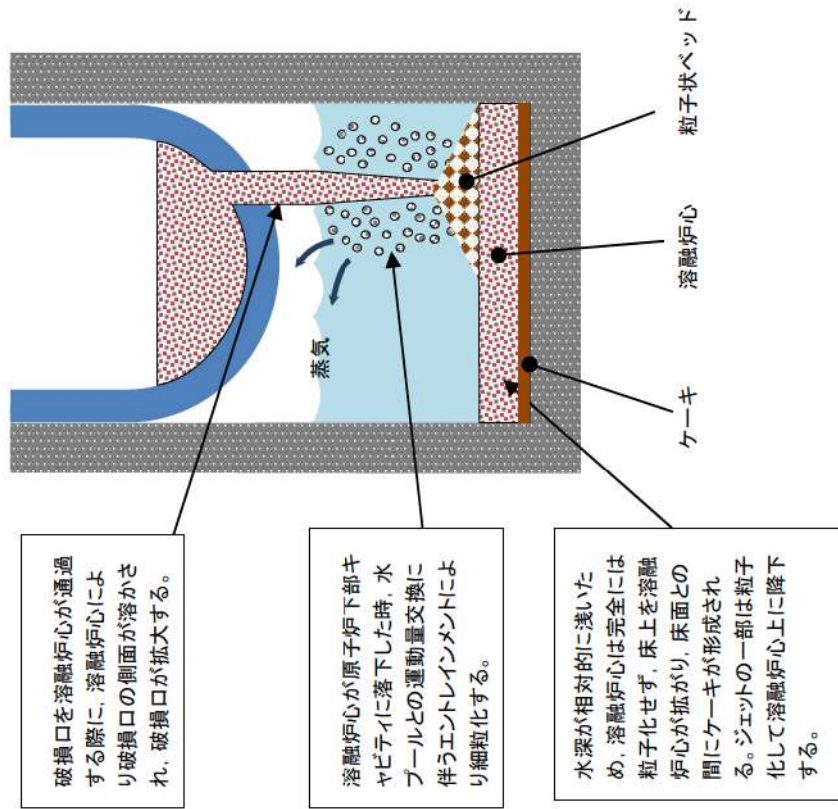
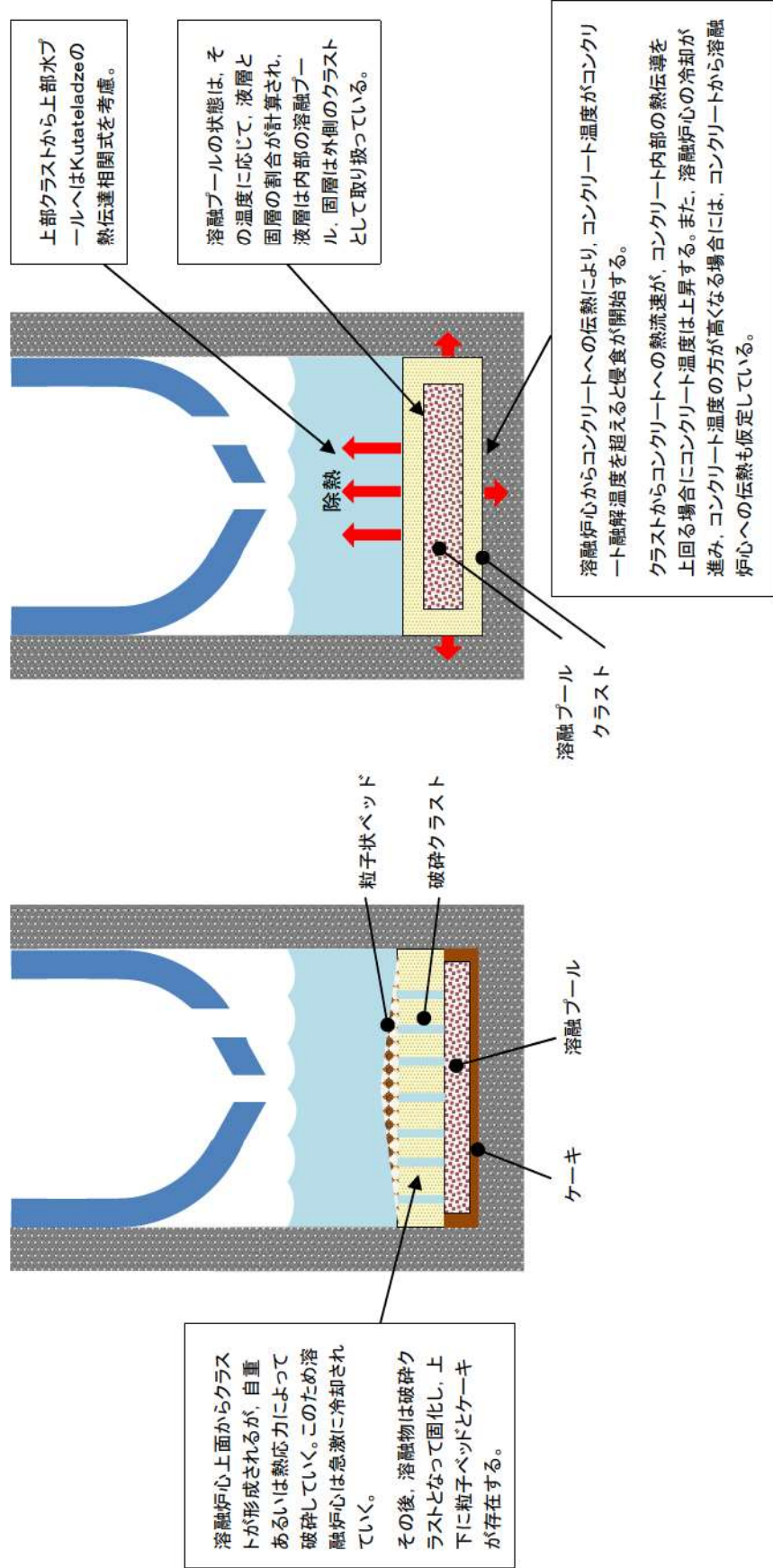


図 4-1 溶融炉心伝熱の想定される現象と解析上の取り扱いとの比較概念図 (1/2)

原子炉下部キャビティでの溶融炉心挙動

実機で想定される現象

計算モデルの扱い



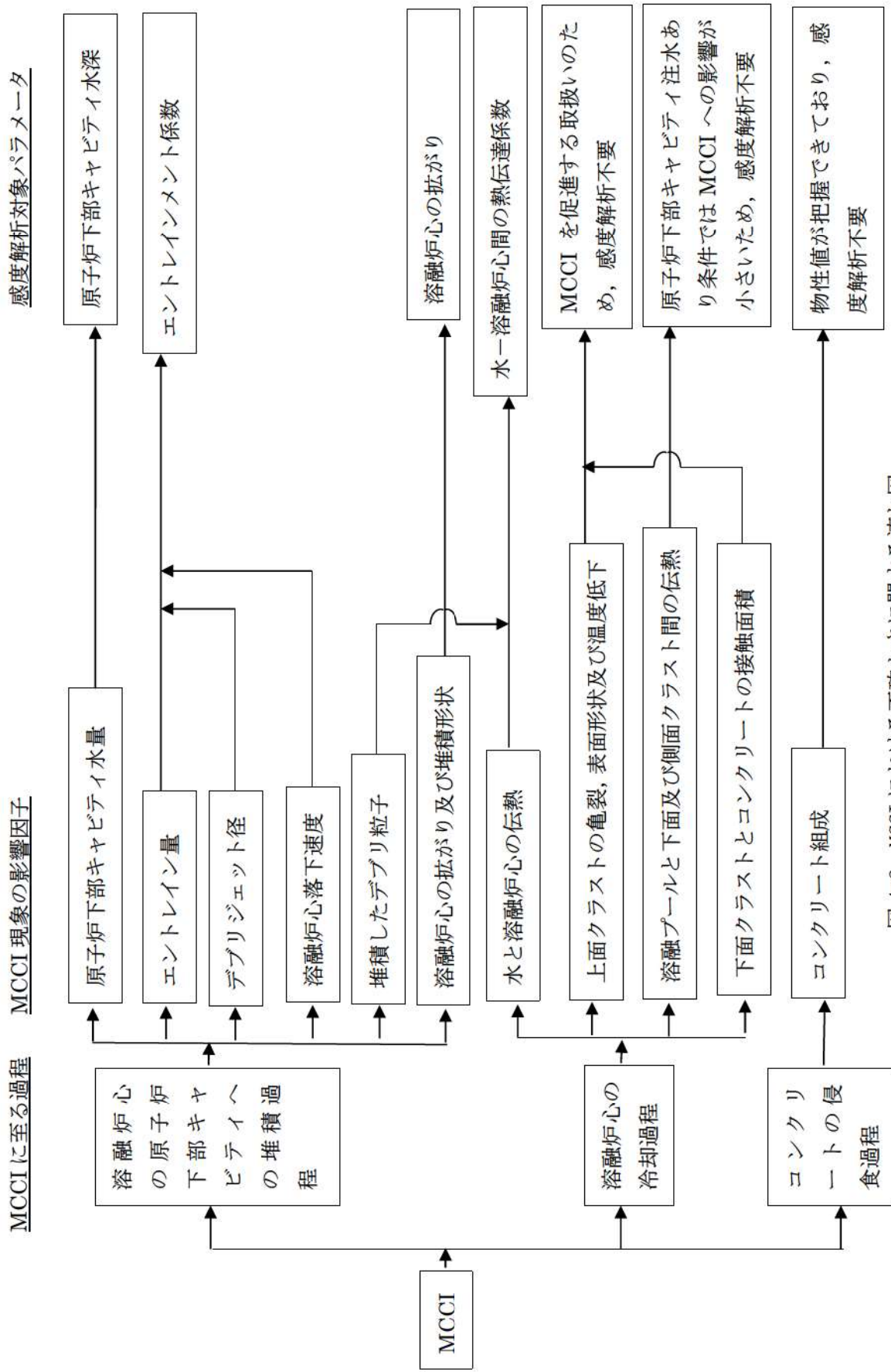
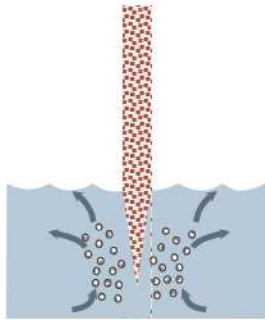
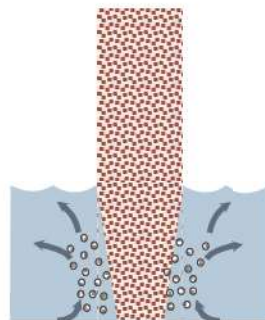


図 4-2 MCCI における不確かさに関する流れ図



(a) デブリジェット径が
小さい場合



(b) デブリジェット径が
大きい場合

水中に落下したデブリジェットは細粒化し、逆円錐状となる。ジェット径が大きい場合、細粒化されずに床に到達する割合が増大する。一方、ジェット径が小さい場合、ジェットは床に到達するまでに全量が細粒化する。

図 4-3 デブリジェット径と細粒化量の関係

5 感度解析と評価

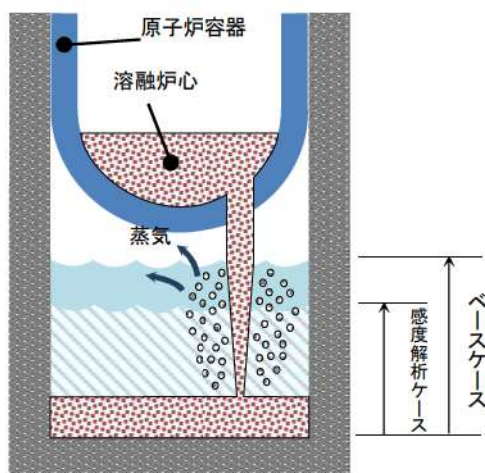
前章において抽出したパラメータに関して感度解析によりその影響程度を把握した。感度解析のベースケースは、3ループプラントの「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗+CV スプレイ注入失敗」である。

(1) 原子炉下部キャビティ水深

解析条件

ベースケースでは、炉心損傷検知後 30 分で代替格納容器スプレイを実施することとしている。感度解析ケースでは、代替格納容器スプレイ作動のタイミングがベースケースよりも 30 分遅くなることを想定する。この場合、原子炉下部キャビティへの注水も遅れ、原子炉下部キャビティ内での溶融炉心冷却に影響を与える可能性がある。

項目	代替格納容器スプレイ作動	設定根拠
ベースケース	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として設定
感度解析ケース	ベースケース+30 分	ベースケースより更に 30 分遅くなることを想定



解析結果

図 5-1-1～5-1-9 に、原子炉下部キャビティ水深の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は炉心溶融後 30 分以降に現れる。代替格納容器スプレイ作動のタイミングがベースケースに比べて 30 分遅くなったことにより、原子炉容器破損時点の原子炉下部キャビティ水深がベースケースに比べて約半分に減少する。しかしながら、原子炉容器が破損し、溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下して以降は、ベースケースと感度解析ケースで大きな違いはなく、コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm、感度解析ケースが約 4mm となっ

た。

デブリジェット径は原子炉容器破損口径に相当し、原子炉容器破損後に溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下するのに対応して、原子炉容器下部ヘッドが侵食して破損口径が拡大していく。事故発生後約 2.8 時間には原子炉容器の 2 回目の破損が生じ、その破損口から溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下し、破損口径が拡大していく。この現象については、ベースケースと感度解析ケースで大きな違いはない。破損口径は、溶融炉心による侵食により 40~60cm まで早期に拡大する。また、原子炉下部キャビティ水位は、原子炉容器破損以降、0.5~2m の範囲にある。この水位及びジェット径を DEFOR 実験の知見 (図 3.1-34) に適用する。原子炉下部キャビティ水位が図の範囲外であるものの、外挿すると、実機ではデブリジェットはほぼケーキ状に堆積することが分かる。

評価

原子炉下部キャビティ水深のコンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

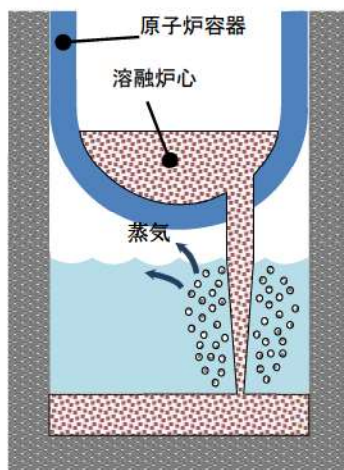
(2) Ricou-Spalding のエントレインメント係数

解析条件

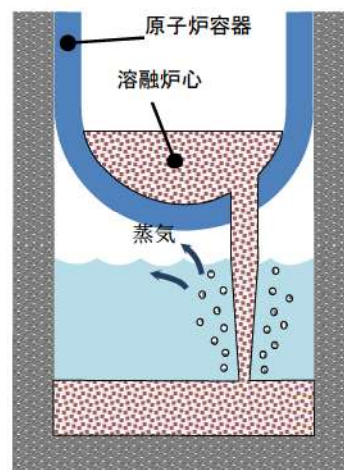
エントレインメント係数はベースケースでは [] を設定しているが、感度解析ケースでは、原子炉下部キャビティ底に直接落下する塊状の溶融炉心を多くして、コンクリートが加熱されやすくなるよう、MAAP コードの当該変数の推奨範囲 ([] ~ []) のうち最も小さい値、即ち、細粒化割合が小さく評価される値である [] を設定する。なお、推奨範囲とは、FCI の大規模実験に対するベンチマーク解析において検討された範囲のことである。FCI の大規模実験の条件として、水プール的水深は 0.87~2.05m、水プールのサブクール度は飽和~124K、雰囲気圧力条件は 2~5.8MPa (高圧条件)、0.2~0.5MPa (低圧条件) を考慮している。一方、溶融炉心が原子炉下部キャビティへ落下する時点の特徴的な条件では、原子炉下部キャビティの水位は 1~2m、原子炉下部キャビティ内の冷却水のサブクール度は数十℃、雰囲気圧力は 0.2~0.3MPa (abs) であり、実験条件は有効性解析の特徴的な条件を包絡する。したがって、実験で検討された範囲に対して感度を確認すれば十分といえる。なお、デブリジェット径については、実験条件と実機条件に差があり、実機条件の方が、径が大きい。このため、実機条件では細粒化される溶融炉心は一部であり、残りの大部分は連続層のまま原子炉下部キャビティ床に堆積すると考えられる。実験ではジェット径に対して水深が深いため、ジェットの先端が床に到達せず、ほとんどすべての溶融炉心が細粒化されており、この条件に対してエントレインメント係数の幅が評価されている。したがって、実機条件のように、ジェット径に対する水深が浅い場合には、エン

トレインメント係数はより小さく評価されると考えられるが、デブリジェット径が大きいこととエントレインメント係数が小さいことは等価といえるため、デブリジェット径の不確かさはエントレインメント係数の不確かさとして評価する。また、熔融炉心の過熱度が大きい場合には、冷却されずに原子炉下部キャビティ床に堆積し、凝集状態になるが、このような状況についてもエントレインメント係数が小さい場合に相当し、熔融炉心の過熱度の不確かさもエントレインメント係数の不確かさとして評価することができる。

項目	エントレインメント係数	設定根拠
ベースケース	□	当該変数推奨範囲の最確値
感度解析ケース	□	当該変数推奨範囲の最小値



ベースケース



感度解析ケース

エントレインメント係数を小さく設定し、原子炉下部キャビティ底に直接落下する塊状の熔融炉心を多くする。

解析結果

図 5-2-1～5-2-10 に、エントレインメント係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下する時点（1.5 時間）での原子炉格納容器圧力の上昇は、感度解析ケースの方がわずかに小さいことから、熔融炉心の細粒化量が少なく、塊状のまま原子炉下部キャビティに落下する熔融炉心の量が増加していることが分かる。熔融炉心のエントレインメント割合を比較すると、ベースケースでは約 0.2 であるのに対して、感度解析ケースでは、約 0.1 となっている。したがって、熔融炉心のうち、大半は連続層として原子炉下部キャビティ床に堆積し、落下中

に細粒化する溶融炉心は一部であると言える。また、図 5-2-10 に表示しているエントレインメント割合は溶融炉心の落下中の値であり、床面に堆積する粒子状ベッドの割合は、DEFOR 試験の結果から、更に小さくなると考えられる。なお、MAAP コードでは、細粒化された溶融炉心は連続層の溶融炉心と混合された状態で原子炉下部キャビティ床に堆積し、溶融炉心とクラストからなる平板上の発熱体として模擬している。

溶融炉心と水の熱流束を比較すると、約 1.5 時間以降は、ベースケースと感度解析ケースとでピーク値は同等であるが、感度解析ケースでは、高い熱流束の継続時間がわずかに長く、溶融炉心の冷却に要している結果となっている。次のピークについては、ベースケースと感度解析ケースとで大きく異なり、感度解析ケースにおいて高いピークが表れているが、これは、エントレインメント係数を小さくすることで、細粒化されずに塊状のまま原子炉下部キャビティ床に到達した溶融炉心が多くなっていることによる。以下、同様の傾向となっている。なお、水と溶融炉心間の熱流束が約 1.3MW/m^2 の時間帯と約 0.5MW/m^2 の時間帯に分かれているのは、時間帯によって原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心の保有熱が異なるためである。熱流束が大きい（約 1.3MW/m^2 ）時間帯は、溶融炉心が多量に落下した後であり、その時間帯では、溶融炉心の保有熱は大きく、限界熱流束相当の熱流束が発生する。その後、溶融炉心が冷却、固化したクラストの状態になると、温度が周辺の水プールと同程度まで低下するため、除熱量は崩壊熱に制限され、熱流束は約 0.5MW/m^2 まで小さくなる。MAAP コードの解析モデルでは、クラストから水への伝熱は沸騰熱伝達として扱っており、熱流束は Kutateladze の式を用いて計算され、その係数として 0.1 を使用している。溶融炉心と水との間の熱伝達の不確かさ、あるいは熱伝達相関式の不確かさが存在し、熱伝達が悪化する場合には、大きい保有熱を持つ溶融炉心は冷却されにくくなり、コンクリート温度が高く維持されることが予想される。熱伝達の不確かさについては、「(4) 水-溶融炉心間の熱伝達係数」において考察する。

一方、溶融炉心とコンクリートの熱流束についても、水との熱伝達の場合と同様であり、溶融炉心の冷却に時間を要することから、コンクリートへの熱流束がわずかに大きい、長時間継続することはないため、コンクリートの侵食深さへの影響はわずかであり、継続的なコンクリート侵食が発生する状況ではない。コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm、感度解析ケースが約 4mm となった。なお、溶融炉心とコンクリートとの間の熱伝達については、基本的には溶融炉心側からコンクリート側に熱が流れるが、熱が逆向きに流れることもある。これは、コンクリート表面温度は溶融炉心が落下した後に急激に上昇し、その後、溶融炉心が上面の水に冷却されるためコンクリート表面温度も低下するが、その際一時的にコンクリート表面温度と溶融炉心の温度が逆転する場合があり、そのときに溶融炉心とコンクリートとの熱流束が負の値となるためである。MAAP コードの解析モデルでは、溶融プールとクラストの界面は対流熱伝達を仮定する。クラスト内部は 2 次関数の温度勾配を持つと仮定し、ク

ラストとコンクリートの界面がコンクリート表面温度となる。コンクリート内では、深さ方向に1次元の熱伝導方程式により温度分布を持つ仮定としている。溶融炉心とコンクリートの間の熱伝達には不確かさが存在するが、接触面積が小さくなる場合には、コンクリートへの伝熱量が小さくなり、コンクリート侵食は抑制される方向となるため、不確かさの観点では問題とならない。

また、ジェット径及び落下速度の不確かさについては、「4. 不確かさに関する整理」に記載したとおり、エントレインメント係数の不確かさと重畳させると約5割の不確かさがあり結果を厳しくする方向である。これについて、約□割の不確かさ幅で感度を確認した結果、溶融炉心のエントレインメント割合については感度が出ているものの、他のパラメータについては、水-溶融炉心間の限界熱流束の継続時間が若干長くなっている以外は、感度はほとんど現れない。これは、本事故シーケンスでは、溶融炉心に対するエントレイン割合が比較的小さいことにより、粒子状の溶融炉心からの除熱量が小さくなるためである。したがって、水-溶融炉心間の限界熱流束の感度としてはわずかであることから考察すると、約5割の不確かさを考慮した場合にも、その不確かさが有効性評価に与える影響は小さいと言える。

評価

エントレインメント割合のコンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価の結果に与える影響は小さいと言える。

(3) 溶融炉心の拡がり面積

解析条件

溶融炉心の拡がり面積には不確かさがあり、拡がり面積が小さい場合にコンクリートへの熱流束が大きくなる。溶融炉心の落下過程において、冷却が進むと、拡がり面積が小さくなり、冷却されないと拡がり面積が大きくなる傾向となる（添付3-1）。

したがって、拡がりの形態として、以下の2ケースを考える。

ただし、水中での溶融物の拡がりの挙動については、これまで実験による知見も少なく、複雑であることから、以下の2ケースについては、実現象の不確かさを網羅するという観点で条件を設定した。したがって、本ケースの条件設定は、極端な条件として設定したものであり、現実的に起こりうるものではないと考える。

- ・ 落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
- ・ 落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

まず、落下時に冷却されずに高温のまま床に到達するケースでは、評価上、最初の原子炉容器破損による溶融炉心の落下により、原子炉下部キャビティ床面に約47 m²

の広さで拡がり、原子炉下部キャビティ床面積とほぼ同等となる。その後、断続的に溶融炉心が落下するため、溶融炉心は床全面を超えて拡がると考えられるが、実際は原子炉下部キャビティ壁により拡がりには制限されるため、溶融炉心の拡がり面積としては原子炉下部キャビティ床一面を設定する。これは、ベースケースの設定と同等である。溶融炉心が床全面に拡がる場合、溶融炉心は原子炉下部キャビティ側面と接触する。溶融炉心は外周部にクラストを形成し、内部に溶融プールが存在する形態として扱う。溶融プールから側面クラスト内面へは対流熱伝達により伝熱し、側面クラストへは厚さ方向に2次関数の温度勾配を持つものとし、側面クラスト外面にてコンクリートへ熱伝導により伝熱する。コンクリート内部でも側面深さ方向に1次元の熱伝導方程式による温度分布を持つ。そして、コンクリート表面温度がコンクリートの融点を超えると侵食が開始する。

一方、落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、溶融炉心は原子炉下部キャビティ床全面に拡がらずに、局所的に堆積する結果が得られている。このケースでは、落下過程において溶融炉心が冷却されやすくなるよう設定しており、固化による流動抵抗の増加によって、拡がりが小さくなっている。

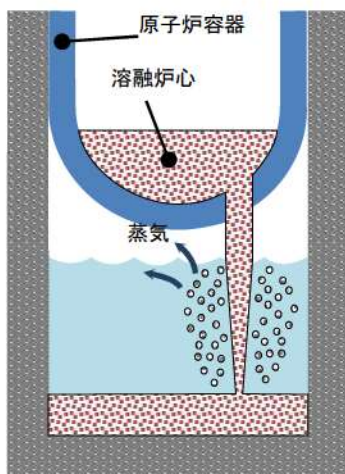
本ケースは以下の点から極端な条件で局所的に溶融炉心が堆積するよう想定しており、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において、溶融炉心と原子炉下部キャビティ水との接触により、溶融炉心から原子炉下部キャビティ水への伝熱が発生する。本ケースにおいては、溶融炉心の過熱度分がすべて伝熱されると仮定し、溶融炉心の融点まで冷却するよう条件を与えているが、実際は、溶融ジェット径が約0.5mと大きいいため、落下過程で冷却されずに過熱度を保ったまま原子炉下部キャビティ床に到達する溶融ジェットの割合が大きいと考えられる。

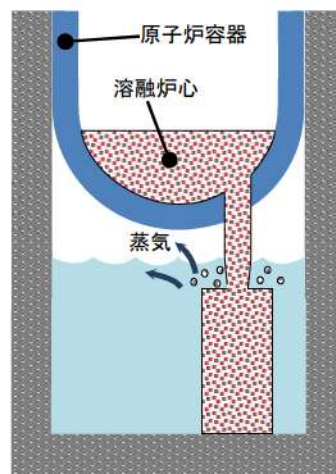
落下時に細粒化などにより冷却が進むケースにおいては、落下時に冷却されずに高温のまま床に到達するケースと同様、溶融炉心の質量を約50t (MAAPコードにおける1回目の原子炉容器破損による溶融炉心落下量相当)で、拡がり面積を算出しており、原子炉下部キャビティ床上に落下した溶融炉心は、この拡がり面積で堆積するよう仮定している。しかし、実際は原子炉容器破損以降、溶融炉心は断続的に原子炉下部キャビティへ落下することから、拡がりに寄与する溶融炉心量は更に大きくなり、拡がり面積は大きくなると考えられる。なお、本ケースでは溶融炉心の堆積高さが原子炉下部キャビティ水面より高くなった場合は、原子炉下部キャビティ水面より高い部分については、原子炉下部キャビティ水による冷却がないことから溶融状態のままであり、固化しないと考えられることから、溶融炉心の堆積の高さとしては原子炉下部キャビティ水深までとし、それ以降の堆積は横に拡がる設定とし、具体的には、溶融炉心の拡がり面積の初期値として、原子炉下部キャビティ床面積の約1/10を与えた。

MAAP コードでは、水-熔融炉心間の伝熱は熔融炉心の上面のみ計算する。しかし、熔融炉心が局所的に堆積する場合には、その側面も水と接触するため、側面からの除熱にも期待できる。そこで、上面に加えて側面からの除熱効果を考慮するため、熔融炉心形状として円柱を想定し、側面を伝熱面積に加える。計算上の取扱いとしては、局所的に堆積した床面積を水への伝熱計算に使われる上面の面積とし、熔融炉心の落下量に応じて側面分の伝熱面積が増える分を上面の伝熱量の増分として考慮する。即ち、上面に側面を加算した面積に相当する比率を、上面から水への伝熱量の比率として設定する。

項目	熔融炉心の拡がり面積	設定根拠
ベースケース	原子炉下部キャビティ床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床全面とする
感度解析ケース	原子炉下部キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	落下時に細粒化などにより冷却が進む



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 5-3-1～5-3-9 に、熔融炉心の拡がり面積の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。熔融炉心と水の熱流束については、感度解析ケースの方が、 $1\text{MW}/\text{m}^2$ を超える[※]高い値が継続する結果となっている。これは、熔融炉心の拡がり面積を制限したことで、熔融炉心と水の接触面積が小さくなり、その結果熔融炉心の単位時間当たりの除熱量が小さくなったことで、熔融炉心の冷却に時間を要しているためである。

また、感度解析ケースの方が、熔融炉心の冷却が遅くなっていることから、熔融炉心とコンクリートの熱流束については、高い値が継続しているため、コンクリート侵食が進み、コンクリート侵食深さはベースケースが約 3mm であるのに対して、感度解析ケースでは約 18cm となった。

評価

熔融炉心の拡がり面積が制限された場合の解析を実施し、コンクリート侵食に対する感度を確認した。熔融炉心の拡がり面積が制限された場合、コンクリート侵食が約 18cm となった。ただし、本感度解析は、極端な条件で局所的に熔融炉心が堆積するように設定しており、実機条件よりも厳しい条件を与えるものである。

※水-熔融炉心間の熱流束の上限値として設定している $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ は大気圧下での条件であり、原子炉格納容器圧力は大気圧より大きいことから、熱流束も大きくなる。

(4) 水-熔融炉心間の熱伝達係数

解析条件

水と熔融炉心の熱伝達には、Kutateladze 相関式型の限界熱流束モデルを使用しており、ベースケースでは、水による冷却を伴った熔融炉心とコンクリートの相互作用に関する実験に基づき大気圧条件で $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ に相当する値を使用している。

なお、熔融炉心が原子炉下部キャビティ水に落下する際は、熔融炉心と原子炉下部キャビティ水の間で熱伝達が行われ、それにより熔融炉心が冷却されるとともに、原子炉下部キャビティ床に堆積する際に熔融炉心表面にクラストが形成されると考えられている。したがって、熔融炉心落下直後は熱流束が比較的高い状態が持続され、この間に熔融炉心の保有する熱は原子炉下部キャビティ水によって除熱される。その後、熔融炉心表面にクラストが形成された状態になると、熱流束は低下してくる。

また、CCI 実験においても、熔融物への注水直後は高い熱流束が確認され、その後クラストが冷却されて熱流束も低下する結果が得られているとともに、クラストが自重及び原子炉下部キャビティ水の水頭などによる破損により、原子炉下部キャビティ水と直接接触することで再び高い熱流束が得られている。さらに、実機スケールの現象ではクラストにひび割れが生じることが文献¹⁸で示されており、高温の熔融炉心と上面水プールが再度直接接触して、高い熱流束が生じる現象が継続的に発生すると判断できる。

¹⁸ M. T. Farmer et al., “Status of the Melt Coolability and Concrete Interaction (MCCI) Program at Argonne National Laboratory”, Proc. of ICAPP’ 05, Korea, (2005)

本パラメータについては、実験で観測された最大の熱流束を考慮したケース、実験で観測されたクラスト形成時の熱流束を考慮したケース、バルク冷却時、クラスト全体固化時、コンクリート混入時の各フェーズを考慮したケース、実験で観測された安定クラスト形成後に更に温度が低下した時点を検討した実機条件としては仮想的なケースの4ケースの感度解析を実施する。

感度解析ケース1では、CCI実験において観測されている初期のバルク冷却期間中の熱流束である $3\text{MW}/\text{m}^2$ を適用する。なお、常に高い熱流束が維持されるのではなく、溶融炉心の温度が低下した場合には、熱流束は崩壊熱を除去できる熱流束に制限される。

感度解析ケース2では、上記の原子炉下部キャビティへの落下直後の高い熱流束や、クラストの破損による内部の溶融炉心と原子炉下部キャビティ水との直接接触を考慮せず、CCI-2及びCCI-3実験において初期のピークを除外した熱流束である $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ を選定する。

ここで、以下の理由によりCCI-1実験については、感度解析の条件設定の際の検討対象から除外することとした。

CCI実験では、コンクリート侵食開始後に注水しており、クラストと溶融物の間に空洞が形成されている。これは、実験のような小スケールでは壁と壁の間でクラストが強固につながり、クラストブリッジが形成され、その下でコンクリート侵食により溶融物の液位が低下するためである。一方、実機スケールではクラストの自重及び水の水頭によりクラストが破損し、本実験のような空洞は生じないと考えられる。CCI-1実験はクラストの形成後、約10分の時点でクラスト破損が生じ、熱流束が約 $3\text{MW}/\text{m}^2$ まで再上昇しているが、これはクラストと溶融物の間に形成された空洞の影響が大きく現れたケースであり、クラストが破損するまでは空洞の形成により熱流束が小さく、クラストが破損した後に破損箇所から水が流入し、高温の溶融物と水が直接接触することによって熱流束が大きくなったものである。実機スケールでは、このような空洞は形成されないと考えられるため、感度解析の条件設定の際の検討対象から除外することとした。

感度解析ケース3では、次のように熱流束を設定する。

まず、溶融炉心内部が溶融状態の場合、クラストは破損、浸水を繰り返し、安定したクラストは形成されないと考えられる。したがって、部分的にも溶融炉心から水へ、高い熱流束での伝熱となると考えられる。この時の現象は、小規模実験で溶融物へ注水を開始した時点と同等と考えられ、MACE実験、CCI実験では $1\text{MW}/\text{m}^2$ 以上の値が観測されている。溶融炉心の落下直後は、高温の溶融炉心と原子炉下部キャビティ水の直接接触により、更に高い熱流束が得られると考えられるが、本感度解析では、内部に溶融部が存在する間の熱流束として、一律に $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ を適用する。

次に、溶融炉心全体が固化した後の挙動においては、原子炉下部キャビティへの落

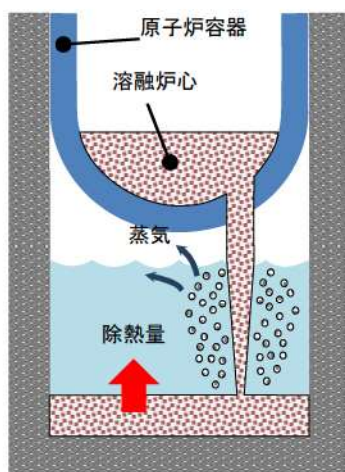
下直後の高い熱流束や、クラストの破損による内部の熔融炉心と原子炉下部キャビティ水との直接接触を考慮せず、CCI-2 及び CCI-3 実験において初期のピークを除外した熱流束である $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ を選定する。

次に、コンクリート混入がある場合のドライアウト熱流束については、SSWICS 実験において確認されており、コンクリートの混入割合が約 15% に達した場合にドライアウト熱流束は約 $0.125\text{MW}/\text{m}^2$ となっている。15% までの間は、ドライアウト熱流束はほぼ直線的に低下しており、コンクリート混入割合が約 15% 以上の場合には、ドライアウト熱流束はほぼ一定となっている。本感度解析では、コンクリート侵食量に応じて、上記の SSWICS 実験において確認された熱流束を使用する。

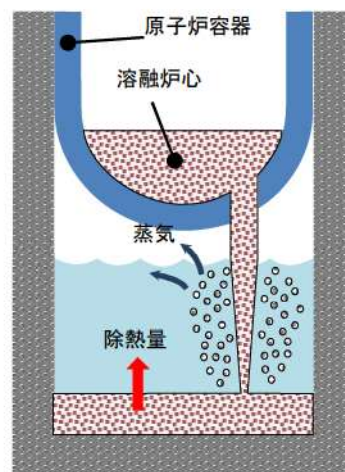
感度解析ケース 4 では、WETCOR, MACE, CCI 実験においてクラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束である $0.2\text{MW}/\text{m}^2$ を適用する。これについて、熔融炉心は、熔融状態で原子炉下部キャビティ水と直接接触するため、熔融炉心落下直後は高い熱流束が得られると考えられるが、本感度解析は熔融炉心落下直後から、安定化クラスト形成後の熱流束を仮定しているという点で、仮想的なケースであると言える。

項目	Kutateladze 係数	設定根拠
ベースケース	0.1 (0.8 MW/m ² 相当 (注))	水による冷却を伴った溶融炉心とコンクリートの相互作用に関する実験に基づく値
感度解析ケース 1	0.375 (3MW/m ² 相当 (注))	CCI-2 実験で初期ピークを模擬した熱流束値
感度解析ケース 2	0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 (注))	CCI-2,3 実験で初期ピーク値を除外した熱流束値
感度解析ケース 3	溶融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 (注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 (注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 (注))	溶融物存在時はベースケースと同様。全体固化時は感度解析ケース 2 と同様。コンクリート混入時は SSWICS 実験での熱流束値
感度解析ケース 4	0.025 (0.2 MW/m ² 相当 (注))	WETCOR, MACE, CCI 実験においてクラスト全体が固化して温度が低下した状態の熱流束値

(注) 大気圧条件



ベースケース



感度解析ケース

解析結果

図 5-4-1～5-4-10 に、水-溶融炉心間の熱伝達係数の感度解析結果を示す。

ベースケースと感度解析ケースで、本パラメータの影響は原子炉容器破損以降に現れる。

まず感度解析ケース1について考察する。感度解析ケース1では、溶融炉心と水の熱流束について、瞬間的に $2\text{MW}/\text{m}^2$ 以上となる場合があり、ベースケースの限界熱流束（約 $1.3\text{MW}/\text{m}^2$ ）に比べて高く、限界熱流束の継続時間はベースケースよりも短くなっている。感度解析ケースでは、溶融炉心落下時の高い熱流束を考慮しているため、溶融炉心温度の低下が顕著であり、コンクリートの侵食深さは 0mm となった。

感度解析ケース2では、溶融炉心と水の熱流束について、感度解析ケースでは限界熱流束の値は約 $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ （大気圧で $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ 相当）とベースケースより低く、限界熱流束の持続時間はベースケースより若干長く、約20分となっている。感度解析ケースでは、溶融炉心落下直後の高い熱流束を考慮していないことから、溶融炉心温度の低下が緩やかになっており、コンクリートと溶融炉心間の熱伝達もより長時間継続したため、コンクリートの侵食深さはベースケースに比べて増加したものの有意ではなく、約 7mm となった。

感度解析ケース3では、溶融炉心と水の熱流束について、初期はベースケースと同様であるが、全体固化後は約 $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ （大気圧で $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ 相当）とベースケースより低く、限界熱流束の持続時間はベースケースより長くなっている。感度解析ケースでは、溶融炉心落下直後の高い熱流束を考慮していないことから、溶融炉心温度の低下が緩やかになっており、コンクリートと溶融炉心間の熱伝達もより長時間継続したため、コンクリートの侵食深さはベースケースに比べて若干増加したものの有意ではなく、約 3mm となった。

感度解析ケース4では、溶融炉心と水の熱流束について、約 $0.3\text{MW}/\text{m}^2$ で推移しており、ベースケースの限界熱流束（約 $1.3\text{MW}/\text{m}^2$ ）に比べて低い値となっている。これは、Kutateladze 係数を小さくしたことで、溶融炉心から水への熱流束が小さく評価された結果であり、感度解析ケースでは概ね一定の熱流束が継続している。溶融炉心とコンクリートの熱流束については、最初のピーク値が最も高く、この時点で最もコンクリートが熱せられており、感度解析ケースでは、 $0.1\text{MW}/\text{m}^2$ 前後の熱流束が継続している。その結果、コンクリートの侵食深さはベースケースの解析結果である約 3mm に比べて増加し、約 20cm となった。崩壊熱は時間の経過に伴い減衰し、水による除熱量は前述のとおり概ね一定の値が維持されるため、その結果、約8時間の時点でコンクリート表面温度は融点を下回りコンクリート侵食は停止する。

評価

水-溶融炉心間の熱流束に対する感度解析を実施し、コンクリート侵食に対する感度を確認した。感度解析ケース1, 2, 3においては、有意なコンクリート侵食には至らず、その不確かさが有効性評価の結果へ与える影響は小さい。一方、溶融炉心落下

直後から、安定化クラスト形成後の熱流束を仮定した条件のケース4では、コンクリート侵食が有意に進む結果となった。ただし、本ケースは、前述のとおり、溶融炉心落下直後の高い熱流束の状態を無視した仮想的なケースであり、現実的に起こり得るものではないと考える。

(5) 感度解析パラメータの組合せ

MCCI は、原子炉下部キャビティ底に堆積した溶融炉心が周囲のコンクリートや原子炉下部キャビティ水と伝熱する過程でさまざまなパターンの不確かさが考えられること、また直接的な実験例が少なく知見が不十分であることから「4. 不確かさに関する整理」にて抽出したパラメータの組合せを考慮し、感度解析を実施する。

解析条件

解析条件の設定に当たっては、「5 感度解析と評価（3）溶融炉心の拡がり面積」において設定した条件に則り、溶融炉心の拡がりの形態に着目し、拡がりのケースとして以下の2ケースとなるよう各パラメータを組み合わせた感度解析を実施した。

- ・ 落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
- ・ 落下時に細粒化などにより冷却が進むケース

感度解析の組合せとして、「落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース」では、細粒化が進みにくくなるよう設定するため、エントレインメント係数を推奨範囲の最小値とし、溶融炉心の拡がり面積としては、原子炉下部キャビティ床面積を設定した。

一方、「落下時に細粒化などにより冷却が進むケース」では、細粒化が進みやすくなるよう設定するため、エントレインメント係数は推奨範囲の最大値とし、溶融炉心の拡がり面積としては、「5 感度解析と評価（3）溶融炉心の拡がり面積」で設定した面積とした。

なお、水深については不確かさの範囲では結果への影響が小さいため、ベースケースの値を使用する。また、水-溶融炉心間の熱流束については、両ケースとも不確かさとして重畳させることとし、現実的な不確かさの幅を確認する観点から、「5 感度解析と評価（4）水-溶融炉心間の熱伝達係数」の感度解析ケース3の熱流束を使用する。

以上から、パラメータの組合せとして次表の2ケースを考える。

項目	パラメータ	設定値	設定根拠
ベース ケース	代替格納容器 スプレイ作動	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最確値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ 床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床 全面とする
	Kutateladze 係数	0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注))	水による冷却を伴った溶融炉 心とコンクリートの相互作用 に関する実験に基づく値
感度解析 ケース 1	代替格納容器 スプレイ作動	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最小値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ 床面積の 1/1	原子炉下部キャビティ区画床 全面とする
	Kutateladze 係数	溶融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	CCI 実験, SSWICS 実験に基づ く熱流束を設定
感度解析 ケース 2	代替格納容器 スプレイ作動	炉心溶融後 30 分	運転員等操作余裕時間として 設定
	エントレイン メント係数	□	当該変数推奨範囲の最大値
	溶融炉心の 拡がり面積	原子炉下部キャビティ床面積の約 1/10 から落下量に応じて拡大	落下時に細粒化などにより冷 却が進む
	Kutateladze 係数	溶融物存在時 0.1 (0.8 MW/m ² 相当 ^(注)) 全体固化時 0.0625 (0.5 MW/m ² 相当 ^(注)) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125 MW/m ² 相当 ^(注))	CCI 実験, SSWICS 実験に基づ く熱流束を設定

(注) 大気圧条件

解析結果

図 5-5-1～5-5-9 に、本感度解析の結果を示す。

感度解析ケース 1 は、熔融炉心落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースであり、水-熔融炉心間の熱流束は、ベースケースでは、熔融炉心が原子炉下部キャビティに落下する毎に、大気圧条件相当で $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ であるのに対して、感度解析ケース 1 では、最初の落下時に大気圧条件相当で $0.8\text{MW}/\text{m}^2$ に達するものの、その後は瞬時に全体が固化するため、大気圧条件相当で $0.5\text{MW}/\text{m}^2$ となる。このため、熔融炉心温度、コンクリート表面温度はベースケースよりも高温の期間が若干長く維持される。その結果、コンクリート侵食深さはわずかに増加する程度であり、ベースケースが約 3mm、感度解析ケース 1 が約 4mm となった。なお、感度解析ケース 1 では、原子炉下部キャビティでの水素生成量がベースケースに比べてわずかながら減少した。具体的には、ベースケースでは MCCI による水素発生量が約 3kg、細粒化によるジルコニウム-水反応による水素発生量が約 18kg であるのに対して、感度解析ケース 1 では、MCCI による水素発生量が約 4kg、細粒化によるジルコニウム-水反応量による水素発生量が約 11kg となった。これは、感度解析ケース 1 においてエントレインメント係数を小さくしたことから、細粒化によるジルコニウム-水反応量が少なくなったためである。

感度解析ケース 2 は、熔融炉心落下時に細粒化などにより冷却が進むケースであり、水-熔融炉心間の熱流束について、ベースケースに比べて、熔融炉心の拡がり面積を制限したことで、熔融炉心と水の接触面積が小さくなり、その結果、熔融炉心の単位時間当たりの除熱量が小さくなったことで、熱流束が高く維持される時間が長くなっている。また、熔融炉心温度、コンクリート表面温度もベースケースに比べて高温の期間が長く維持され、特にコンクリート表面は融点温度に達している期間が長く、この間にコンクリート侵食が継続する。その後、コンクリート表面温度の低下に伴い、コンクリート侵食は停止する。その結果、コンクリート侵食深さは約 19cm となったが、原子炉下部キャビティ底面からのコンクリート厚さは数メートルあり、侵食深さは十分小さいことを確認した。最終的な原子炉格納容器内の水素濃度は約 6vol% (ドライ条件換算) にとどまり、水素処理装置 (原子炉格納容器内水素処理装置 (PAR) 及び格納容器水素イグナイタ (イグナイタ)) による処理が可能なレベルに収まっている結果となっている。感度解析ケース 2 においては、コンクリート侵食深さが増加したことにより水素発生量は約 53 kg となり、また、エントレインメント係数を大きくしたことにより、細粒化によるジルコニウム-水反応量が大きくなり、水素発生量は約 23 kg となった。表 5 に水素発生量の内訳を示す。表 5 に示すとおり、MCCI による水素発生は原子炉容器破損後 30 分に顕著であり、その後、コンクリート侵食の停止に伴い水素発生も停止する。その結果、水素発生量としては、MCCI により約 6% 増加しており、原子炉容器内及び原子炉容器外で反応するジルコニウム量を足すと、全

炉心内のジルコニウム量の約 37.9%が水と反応する結果となっている。これについて、MCCI により発生する水素は、すべてジルコニウムに起因するものであることを確認した。また、追加発生となる水素については、水素処理装置（PAR 及びイグナイタ）を使用することで処理が可能である。

表5 水素発生量の内訳

時刻		RV 破損前	RV 破損後 30 分	RV 破損後後期
		1.5 時間	2.0 時間	10 時間
原子炉 容器内	Zr	257.6kg (29.2%)	257.6kg (29.2%)	257.6kg (29.2%)
	ステンレス	21.4kg (2.4%)	21.6kg (2.5%)	22.9kg (2.6%)
	小 計	279.0kg (31.6%)	279.3kg (31.6%)	280.5kg (31.8%)
原子炉 容器外	Zr	0.0kg (0.0%)	11.9kg (1.3%)	23.46kg (2.7%)
	ステンレス	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)
	小 計	0.0kg (0.0%)	11.9kg (1.3%)	23.46kg (2.7%)
MCCI	Zr	0.0kg (0.0%)	47.5kg (5.4%)	53.0kg (6.0%)
	ステンレス	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)	0.0kg (0.0%)
	小 計	0.0kg (0.0%)	47.5kg (5.4%)	53.0kg (6.0%)
合 計	Zr	257.6kg (29.2%)	317.1kg (35.9%)	334.1kg (37.9%)
	ステンレス	21.4kg (2.4%)	21.6kg (2.5%)	22.9kg (2.6%)
	小 計	279.0kg (31.6%)	338.7kg (38.4%)	356.9kg (40.4%)

※ () 内は全炉心 Zr 量の 100%が反応した場合の水素発生量 (約 882.6kg) に対する割合を示す。

評価

感度解析パラメータの組合せを考慮した場合、熔融炉心落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースでは、コンクリート侵食に対する感度は小さく、その不確かさが有効性評価へ与える影響は小さい。熔融炉心落下時に細粒化などにより冷却が進むケースでは、コンクリート侵食は約 19cm となった。ただし、本感度解析は、熔融炉心の拡がり面積として、極端な条件で局所的に熔融炉心が堆積するよう設定していることから、実機条件よりも厳しい条件を与えたものである。

「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。」

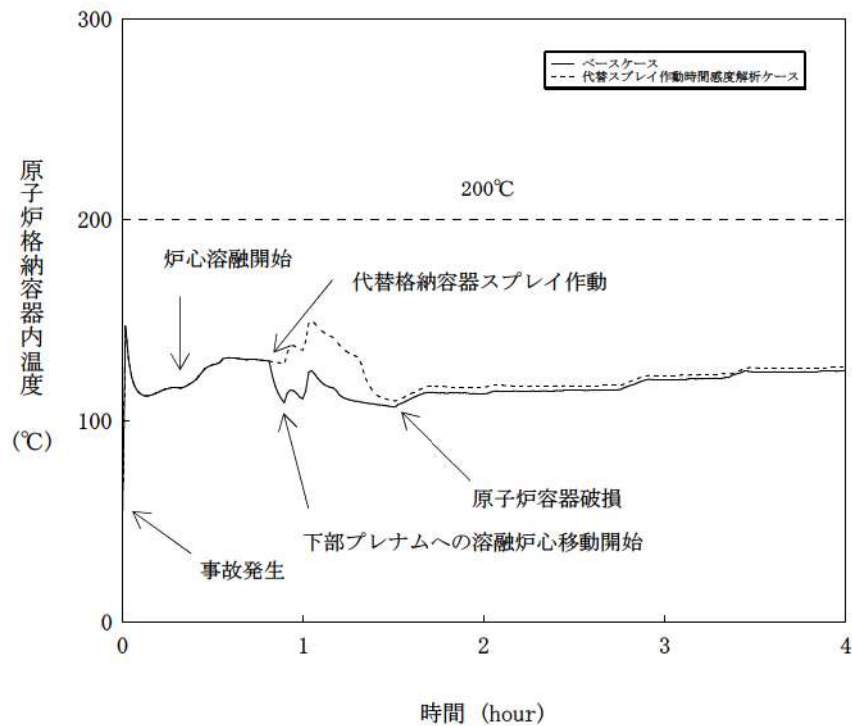


図 5-1-1 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（1）

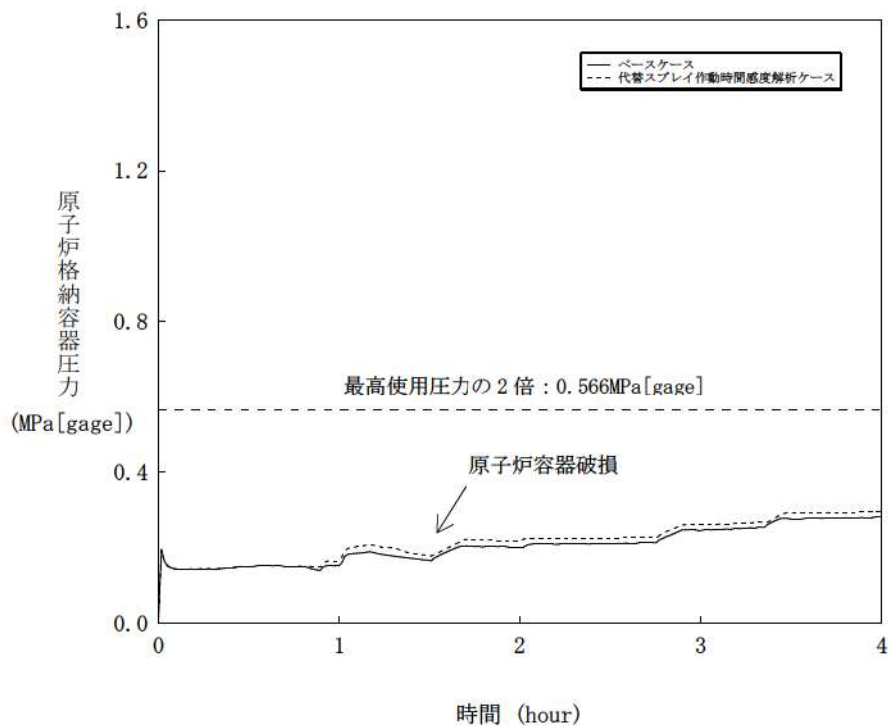


図 5-1-2 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析（2）

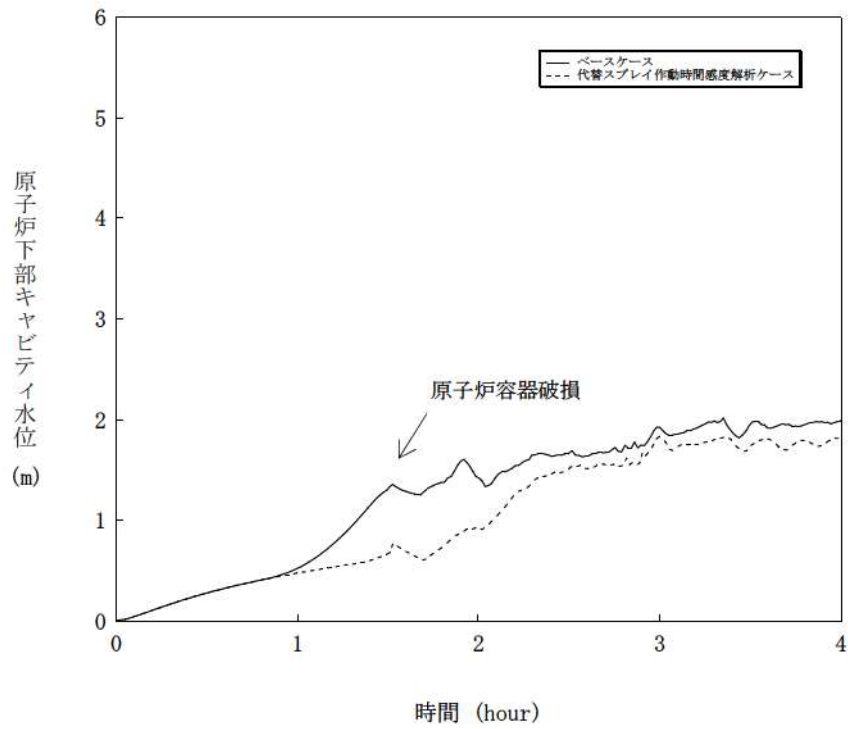


図 5-1-3 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (3)

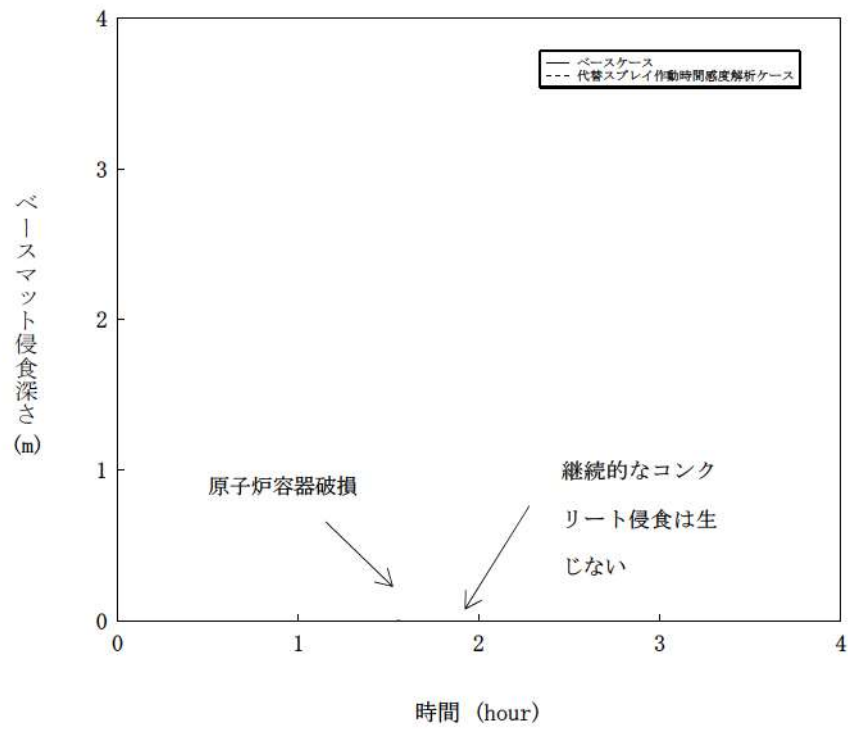


図 5-1-4 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (4)

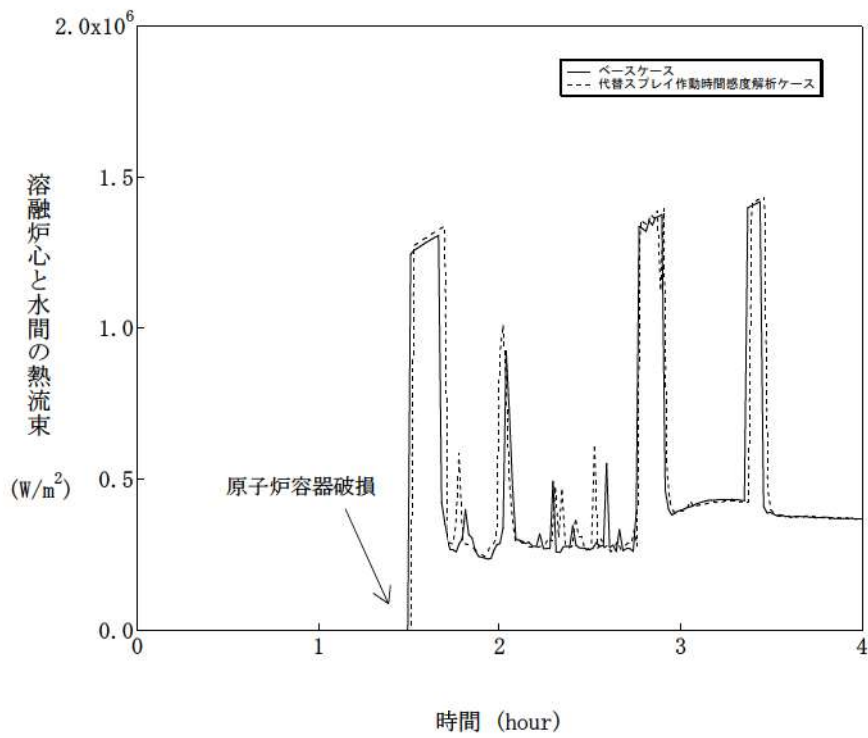


図 5-1-5 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (5)

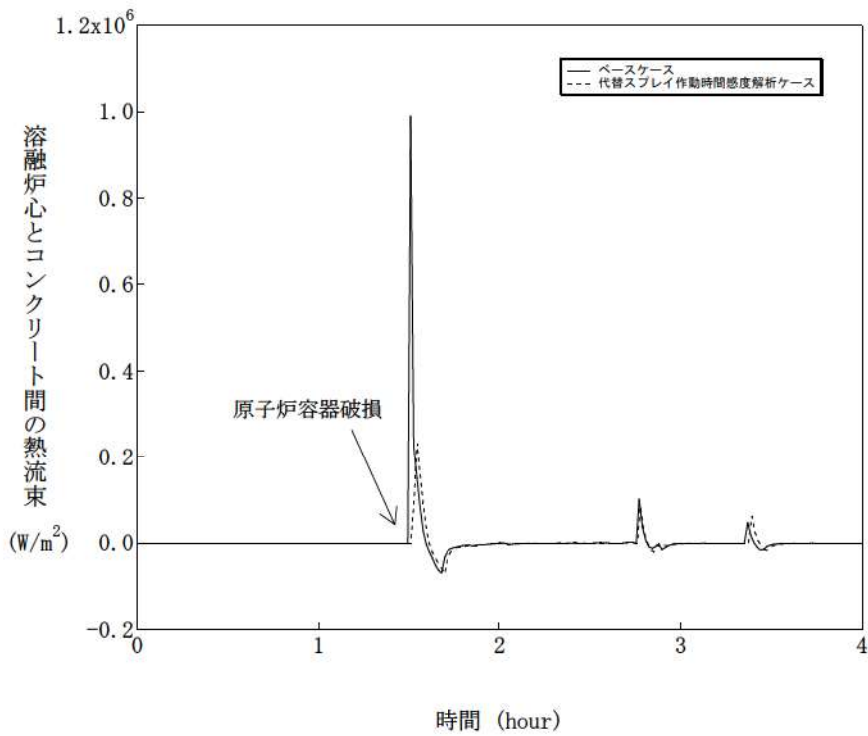


図 5-1-6 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (6)

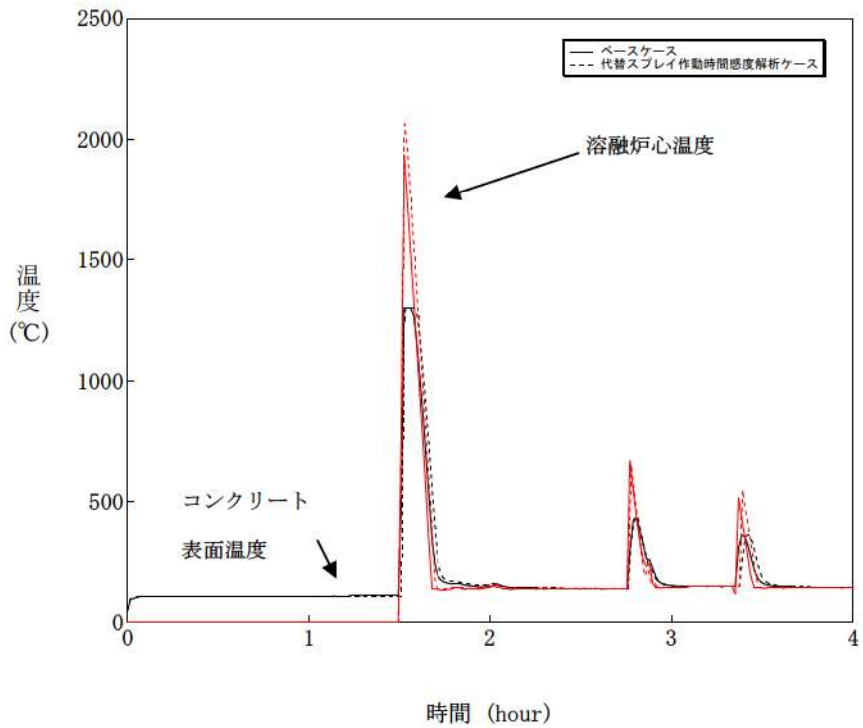


図 5-1-7 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (7)

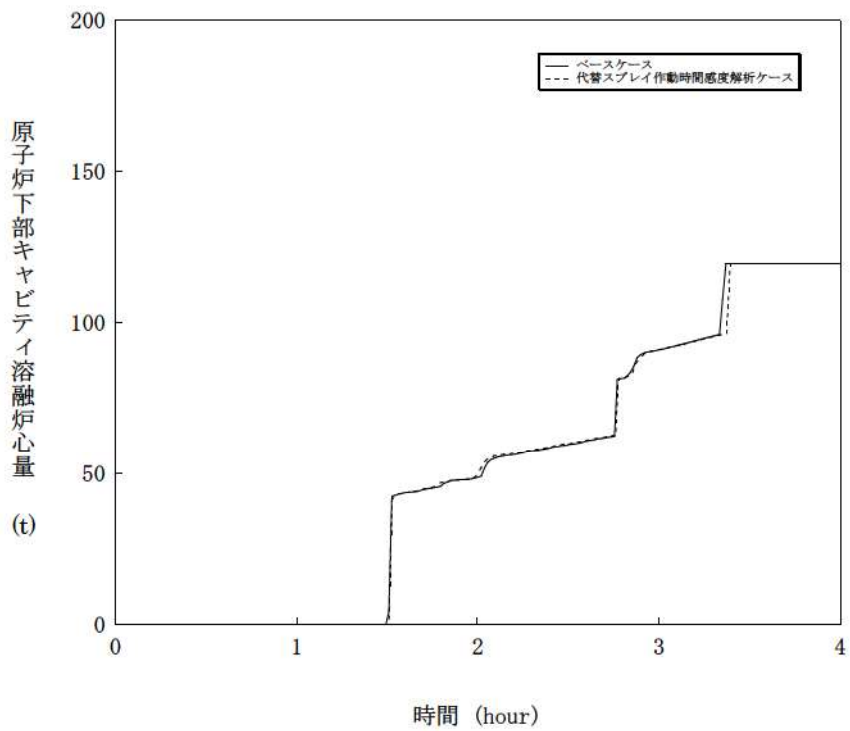


図 5-1-8 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (8)

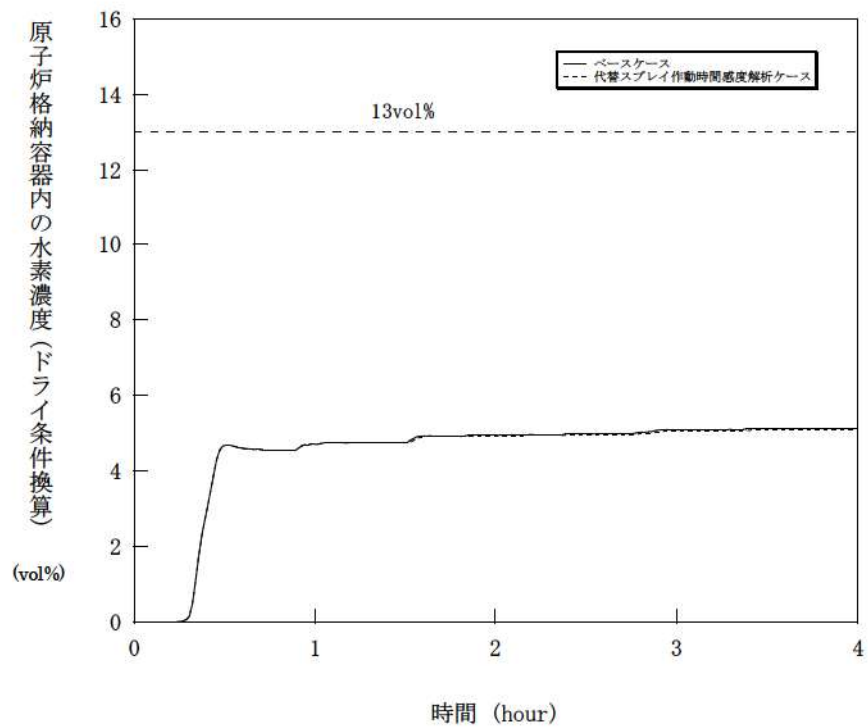


図 5-1-9 代替格納容器スプレイ作動時刻感度解析 (9)

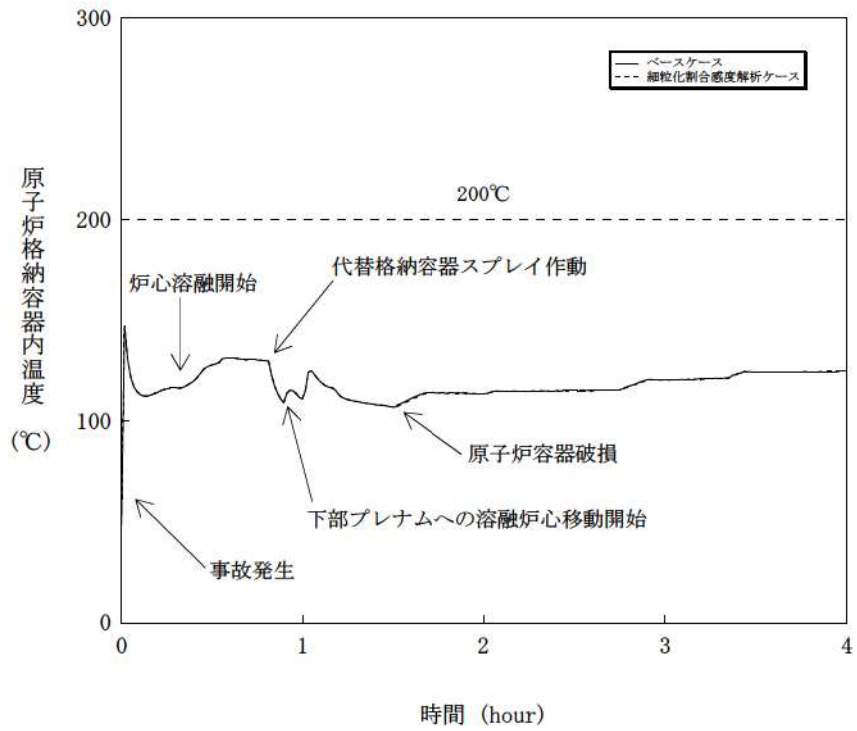


図 5-2-1 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (1)

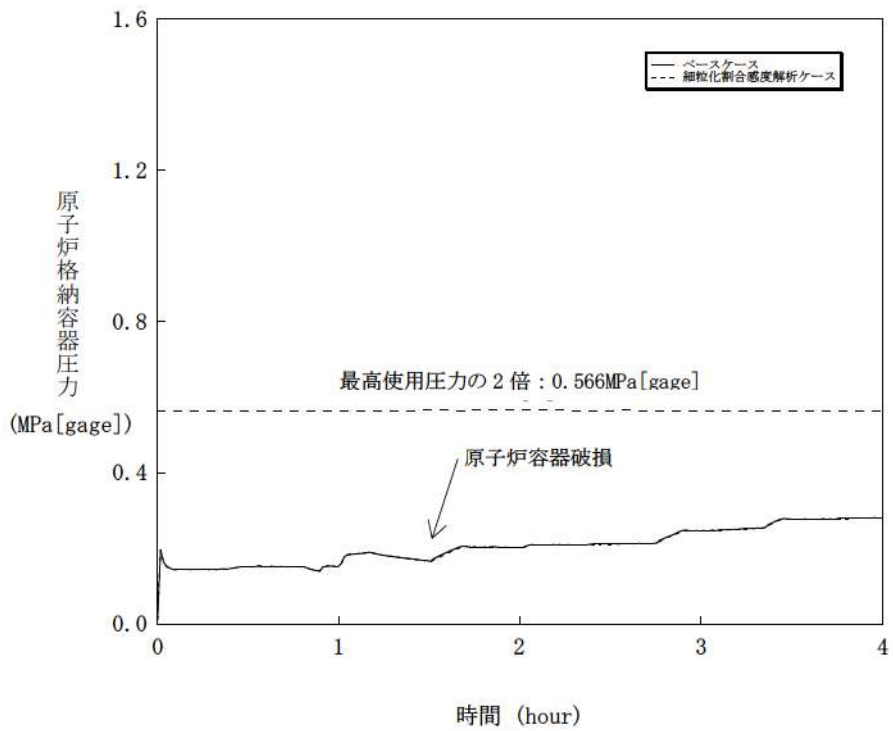


図 5-2-2 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (2)

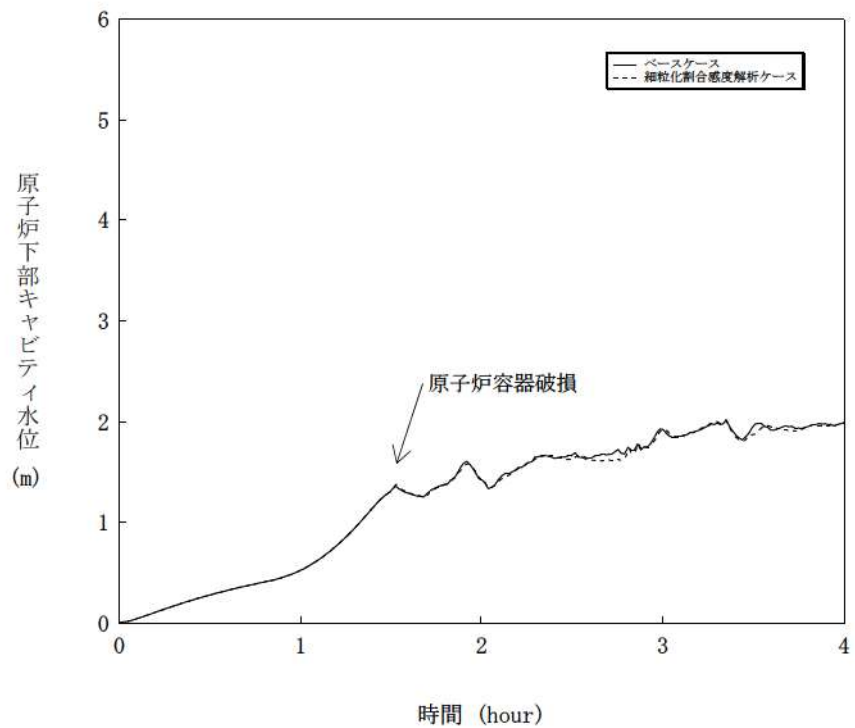


図 5-2-3 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (3)

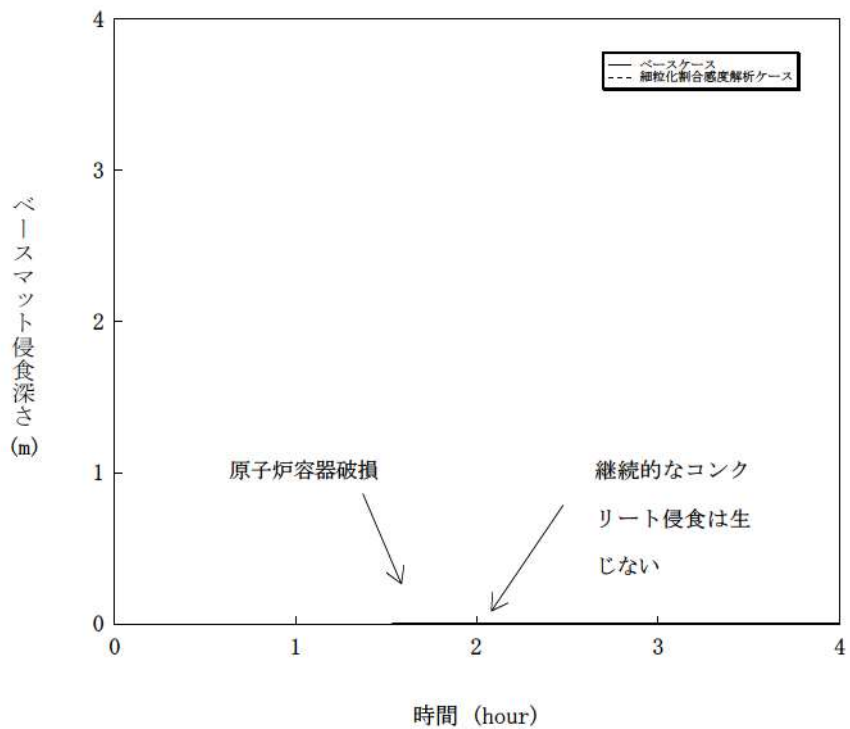


図 5-2-4 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (4)

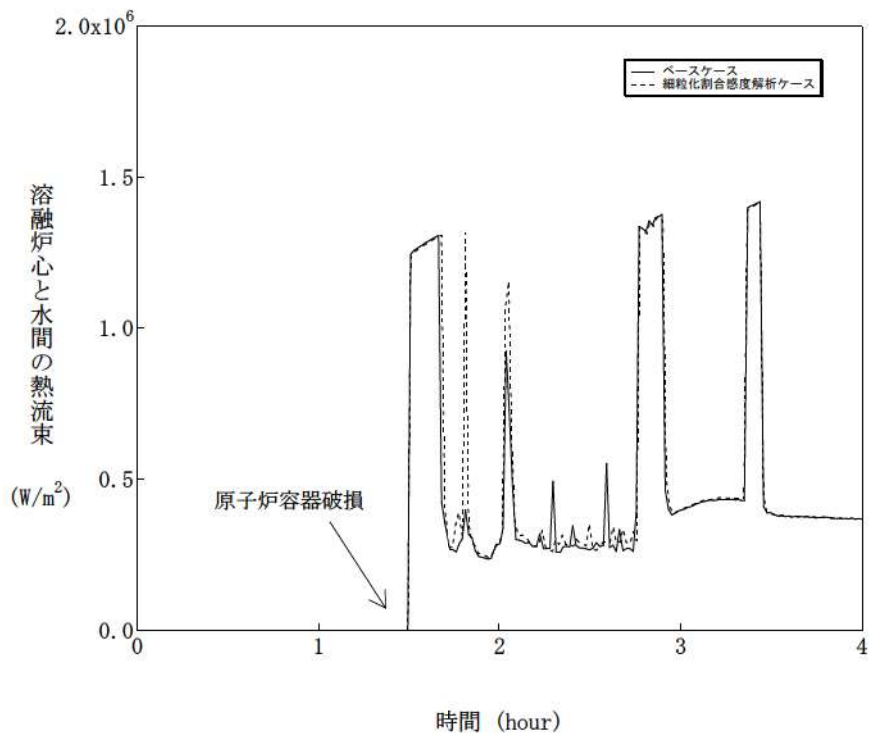


図 5-2-5 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (5)

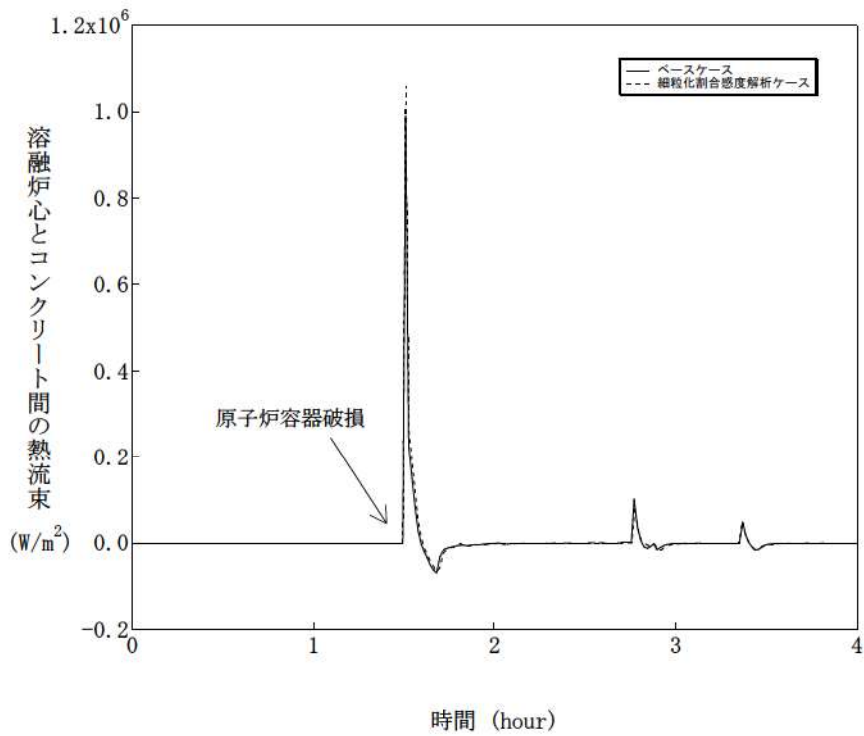


図 5-2-6 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (6)

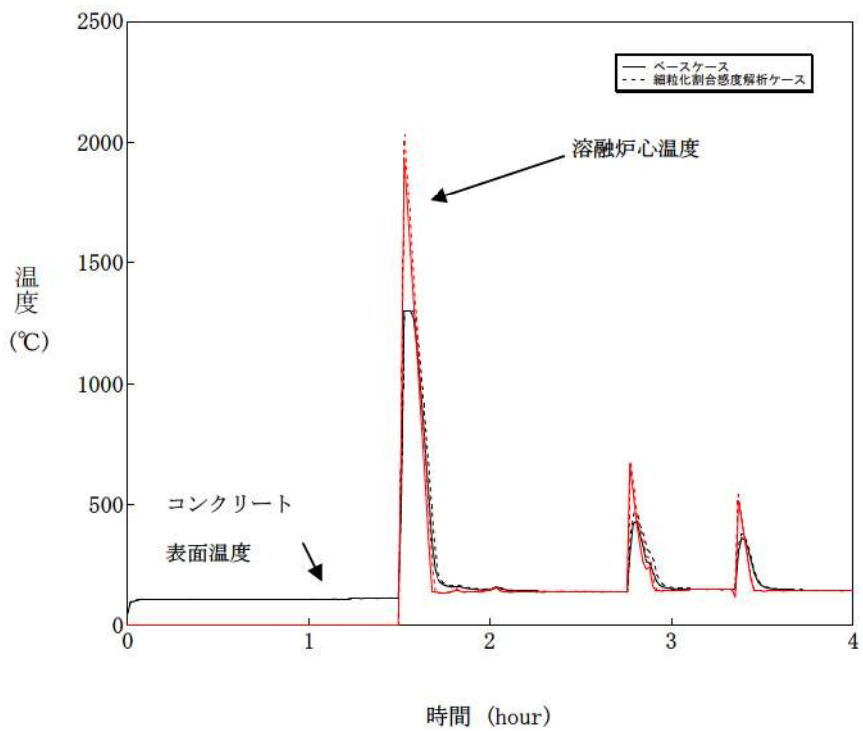


図 5-2-7 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (7)

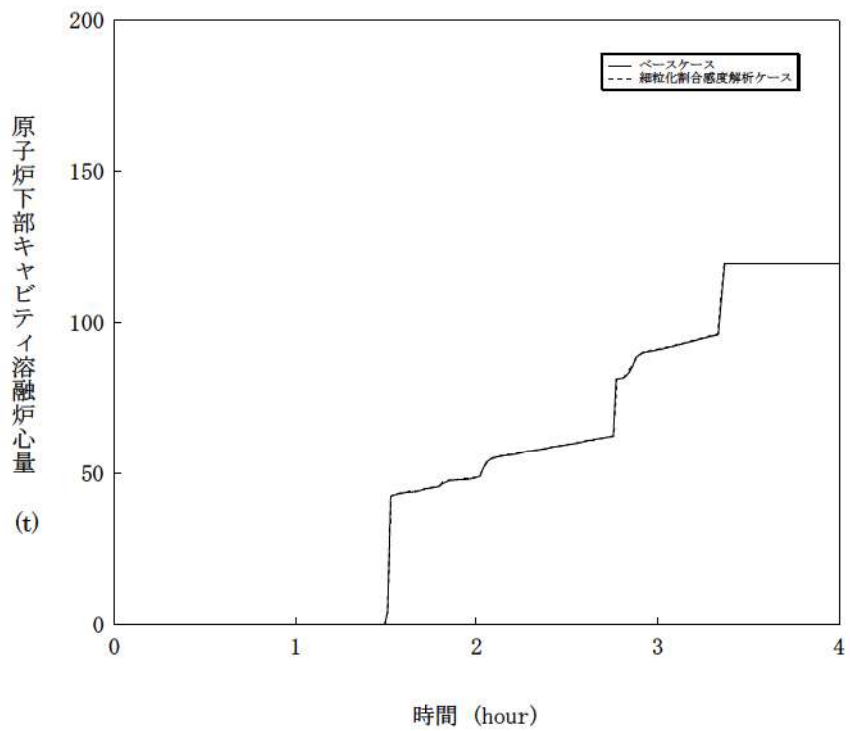


図 5-2-8 熔融炉心の細粒化割合感度解析 (8)

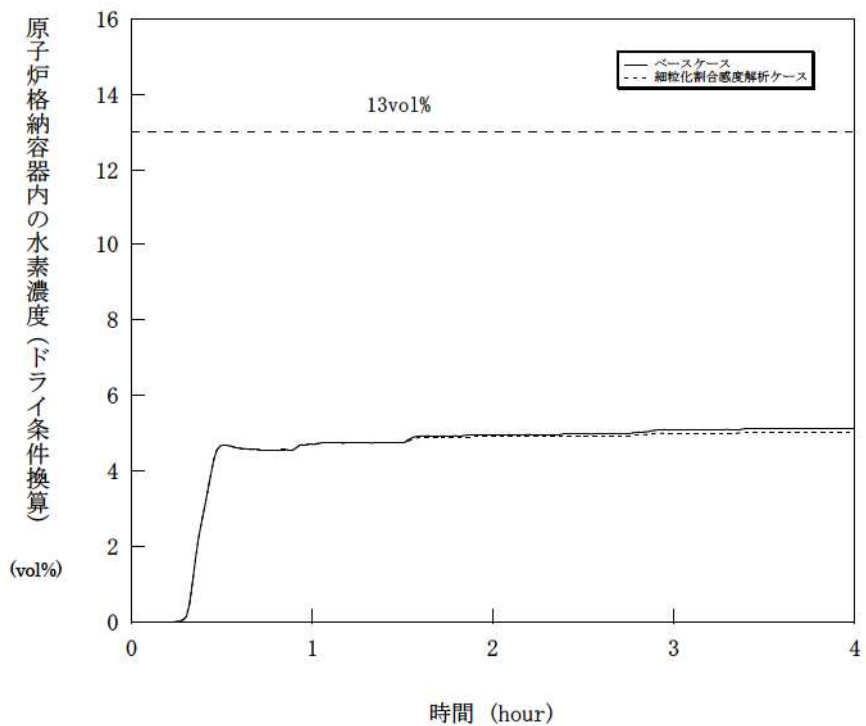


図 5-2-9 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (9)

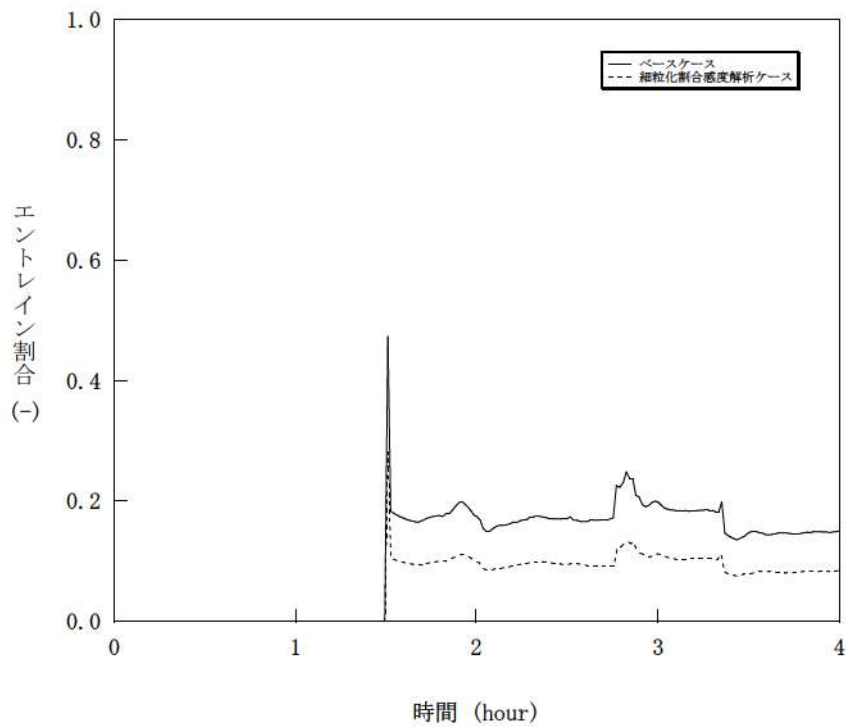


図 5-2-10 溶融炉心の細粒化割合感度解析 (10)

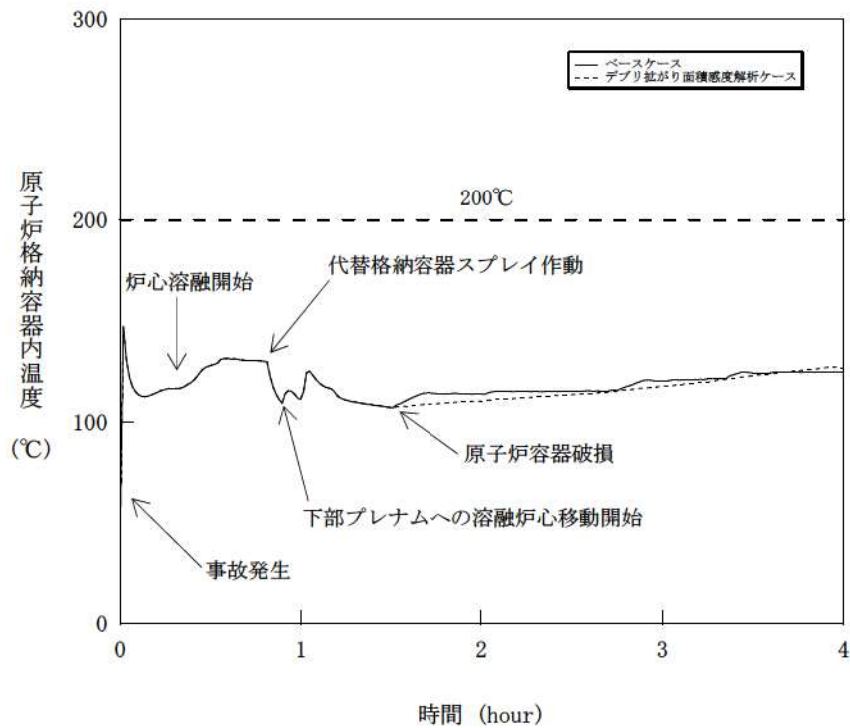


図 5-3-1 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (1)

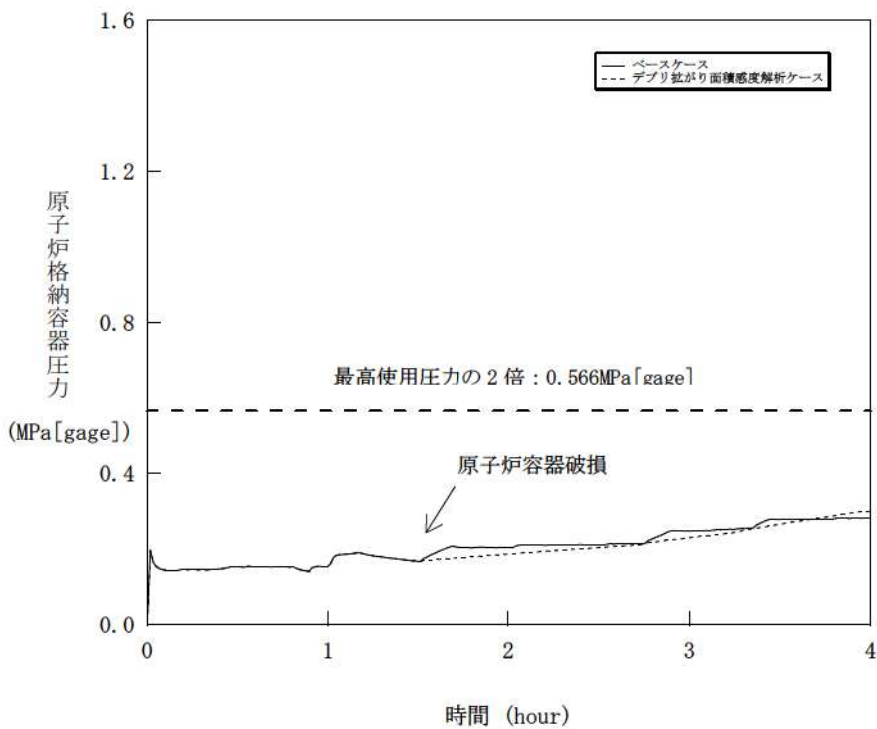


図 5-3-2 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (2)

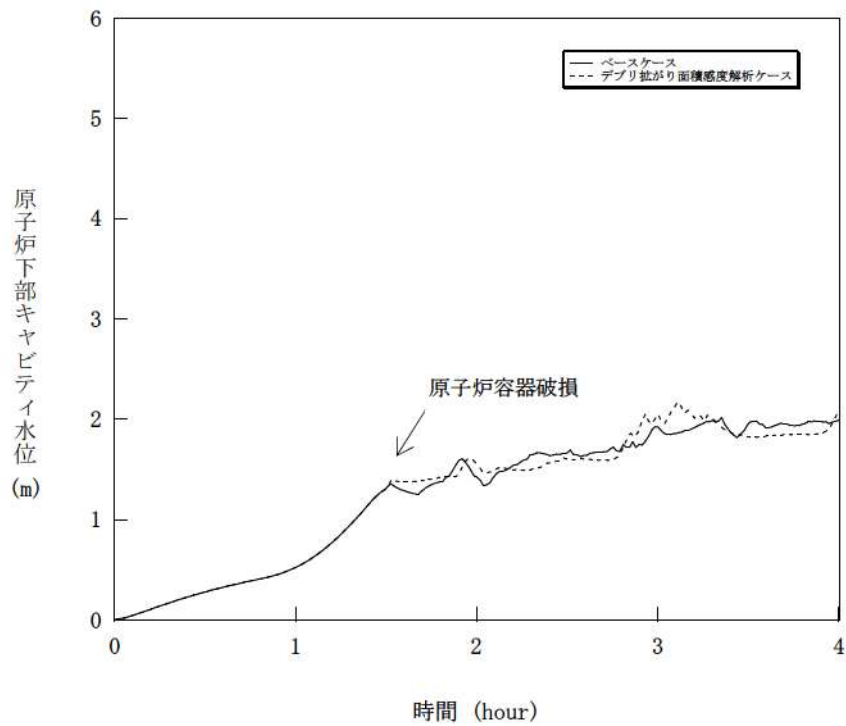


図 5-3-3 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (3)

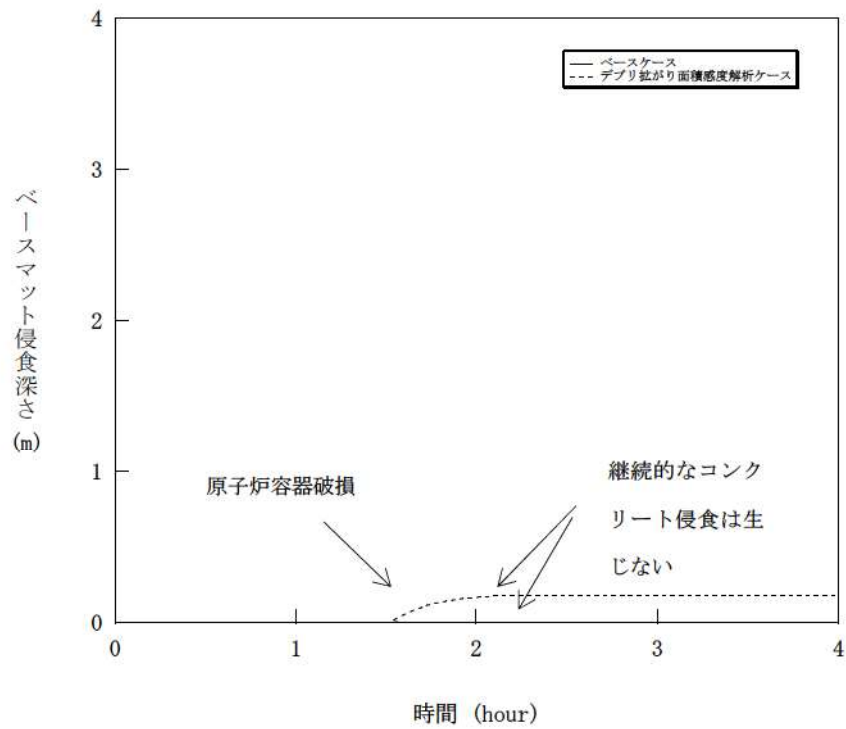


図 5-3-4 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (4)

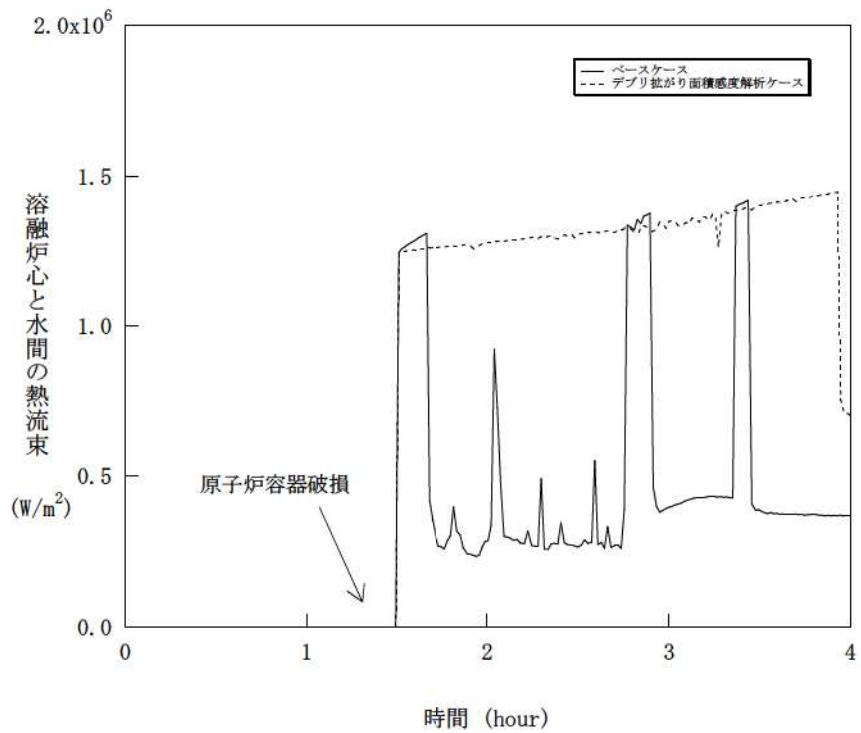


図 5-3-5 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (5)

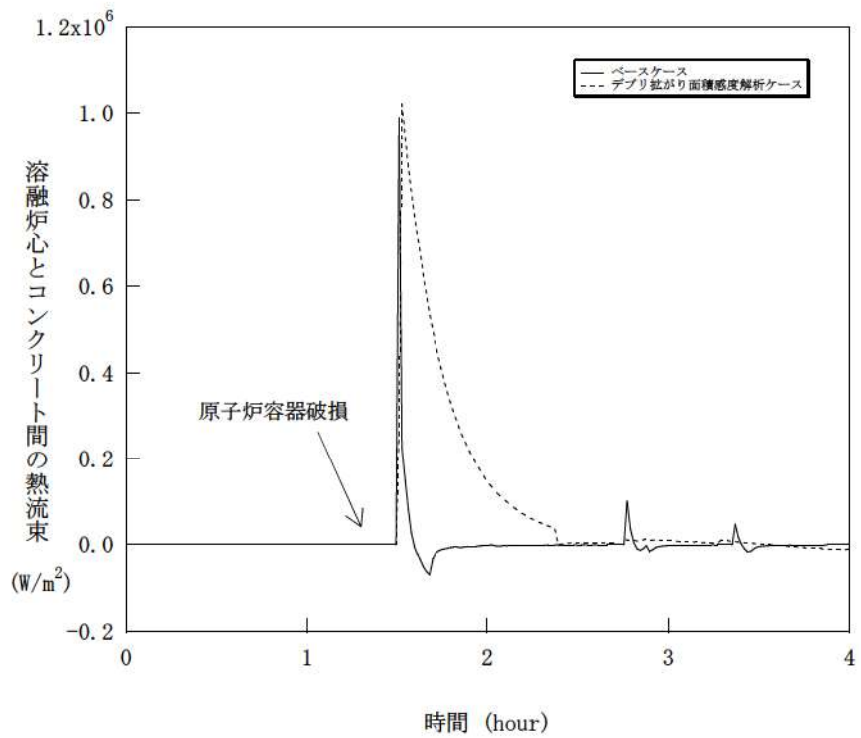


図 5-3-6 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (6)

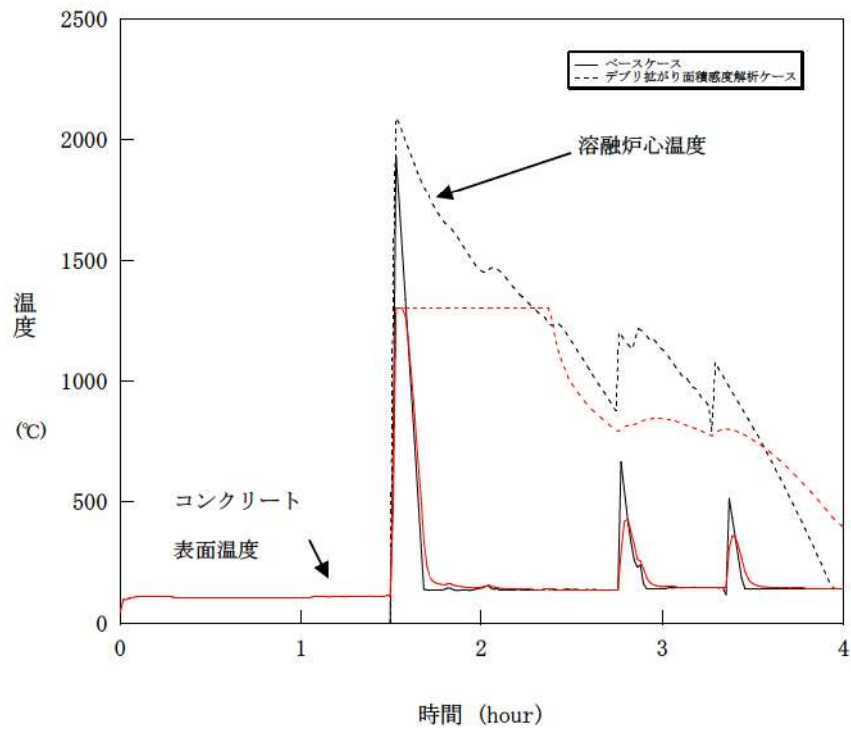


図 5-3-7 融融炉心の拡がり面積感度解析 (7)

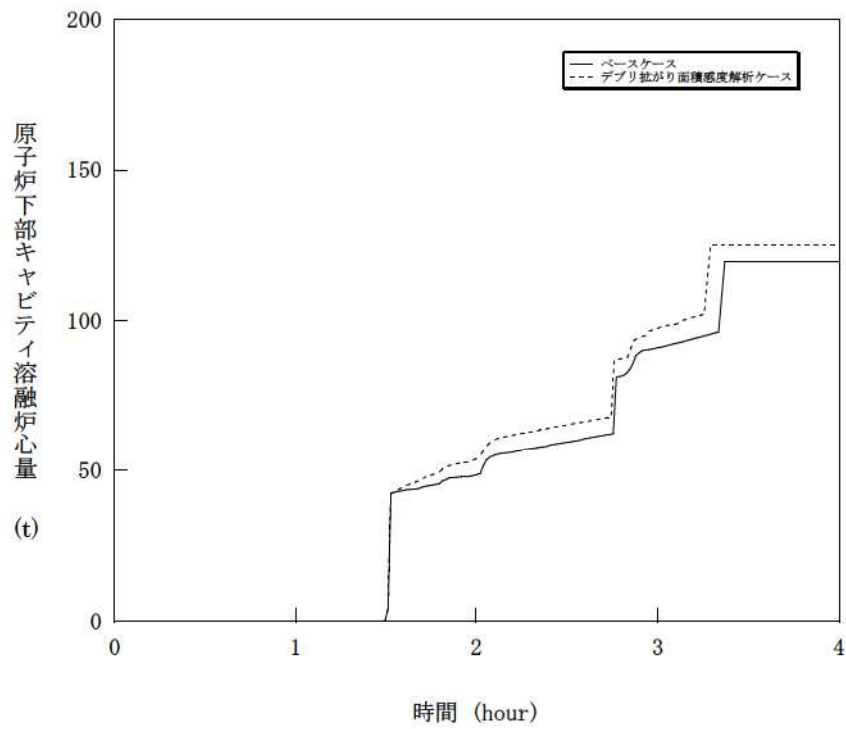


図 5-3-8 融融炉心の拡がり面積感度解析 (8)

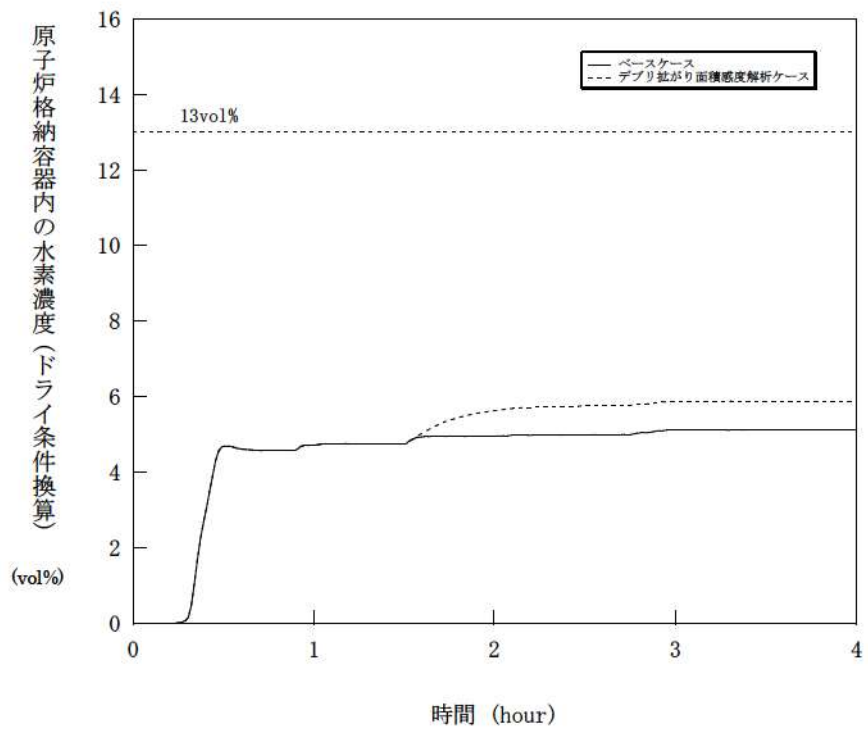


図 5-3-9 溶融炉心の拡がり面積感度解析 (9)

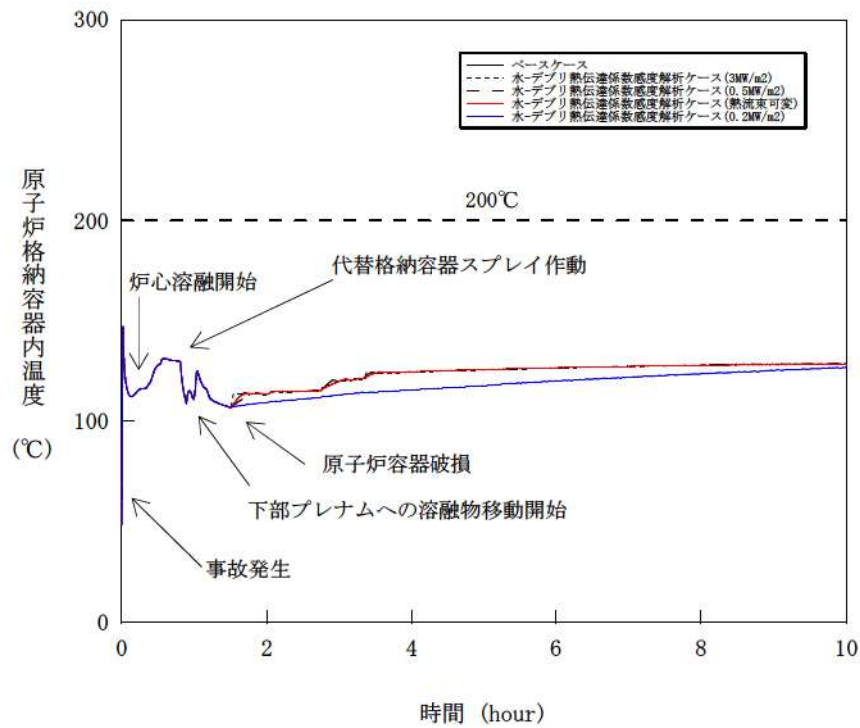


図 5-4-1 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (1)

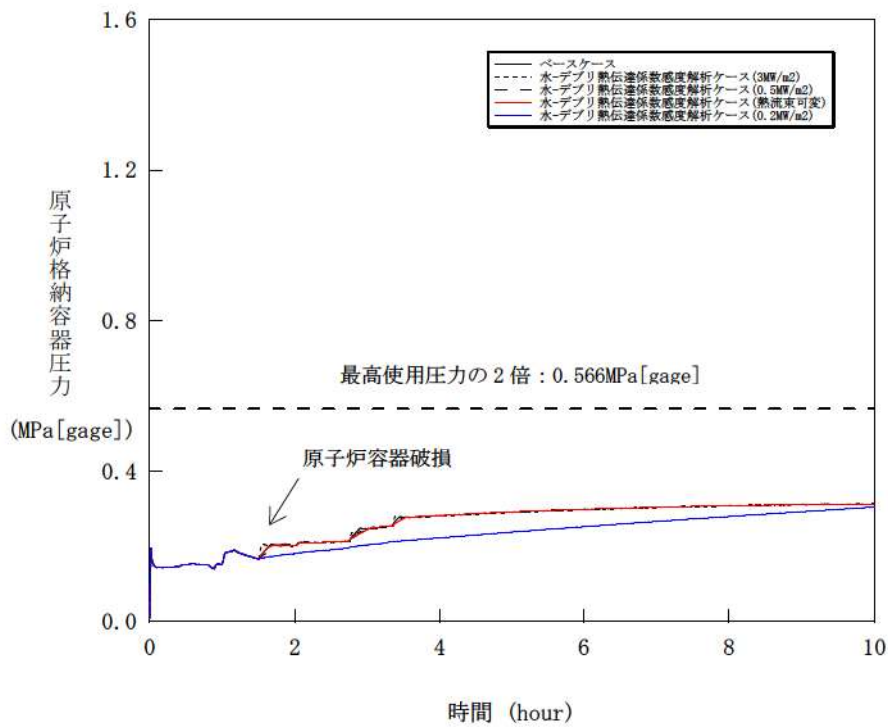


図 5-4-2 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (2)

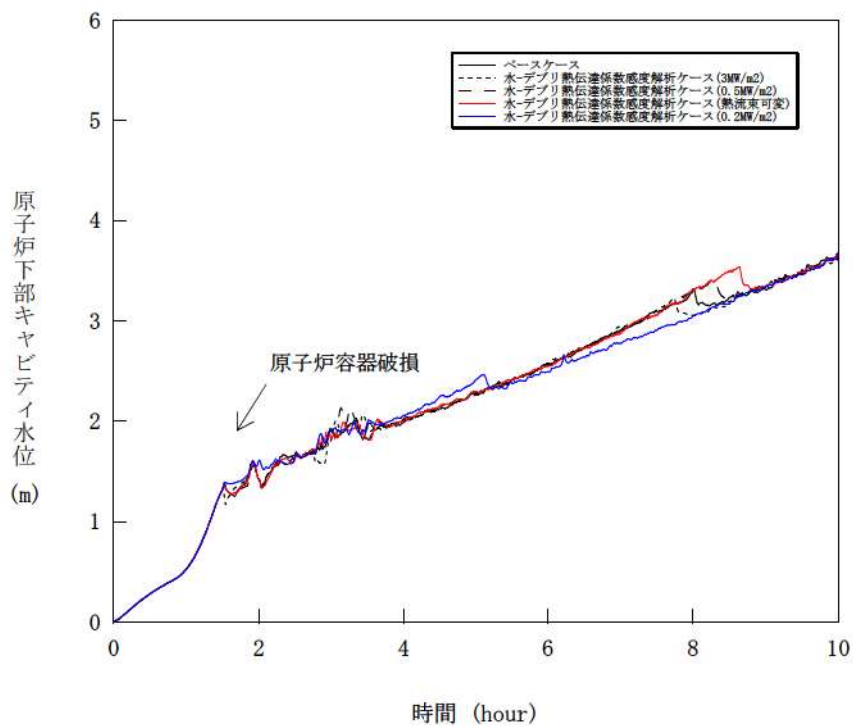


図 5-4-3 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (3)

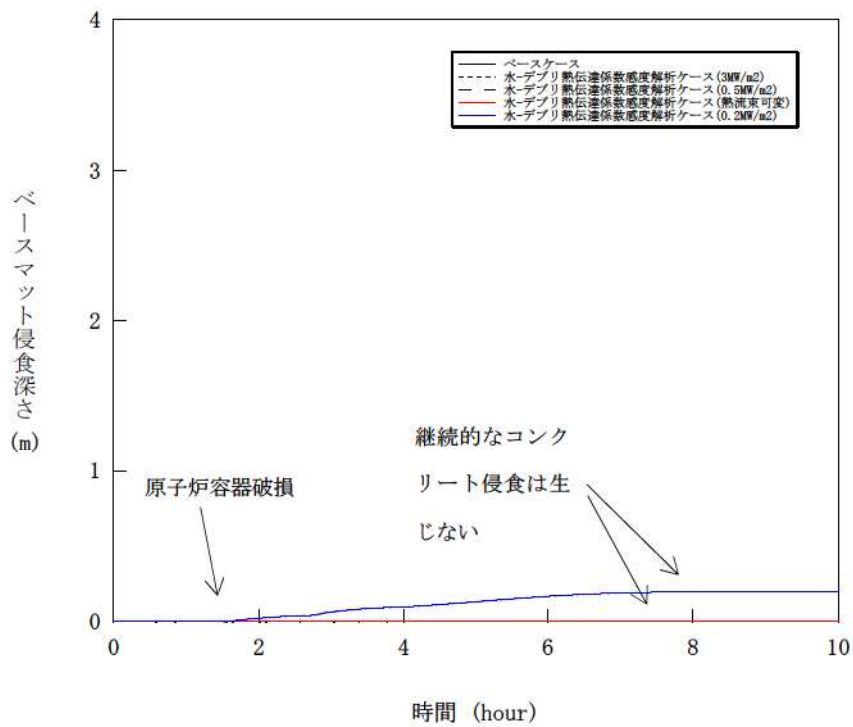


図 5-4-4 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (4)

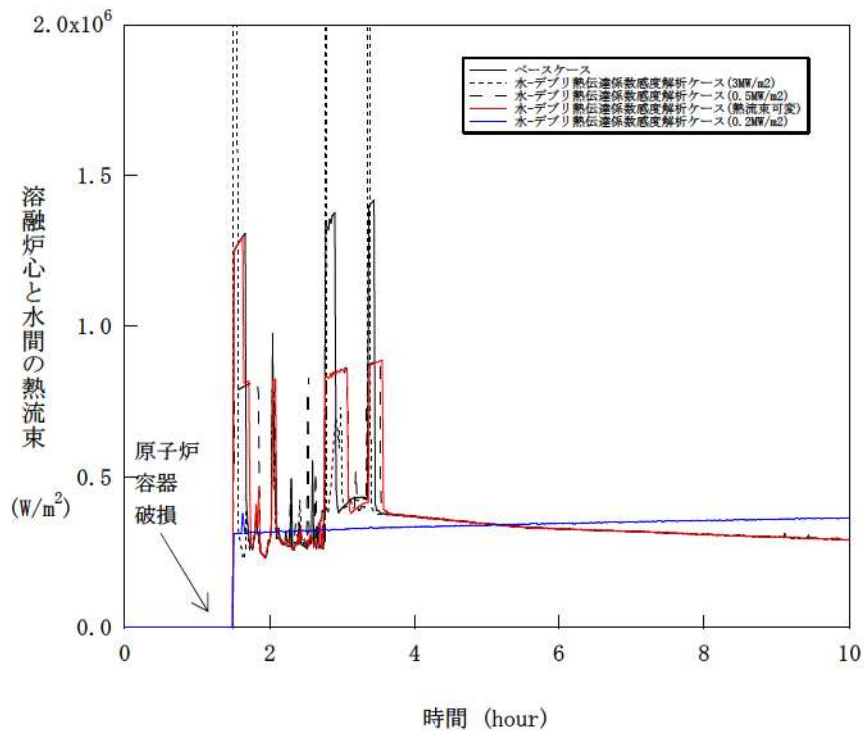


図 5-4-5 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (5)

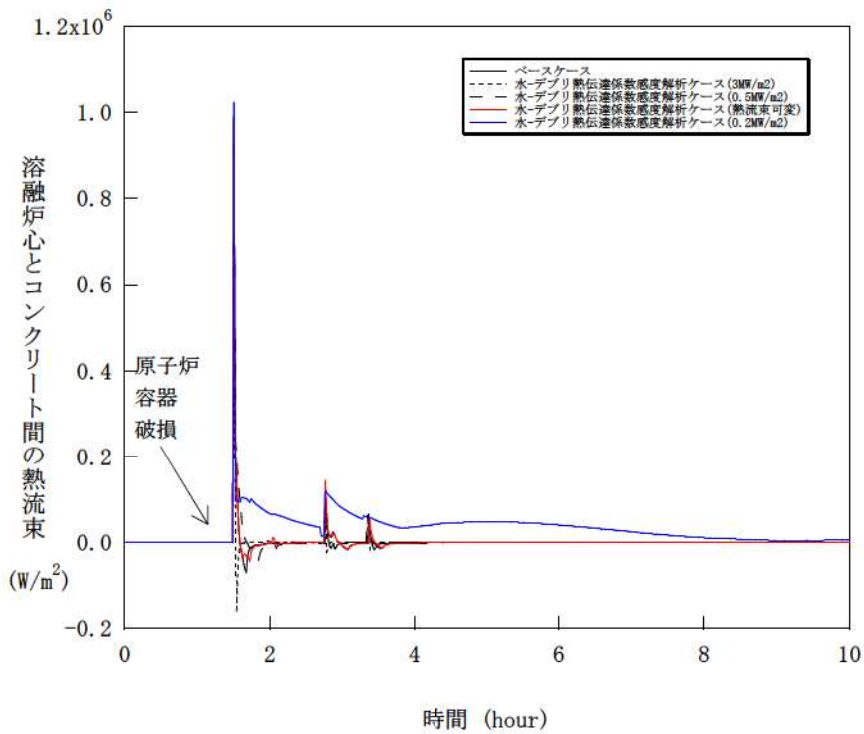


図 5-4-6 水-熔融炉心間の熱伝達係数感度解析 (6)

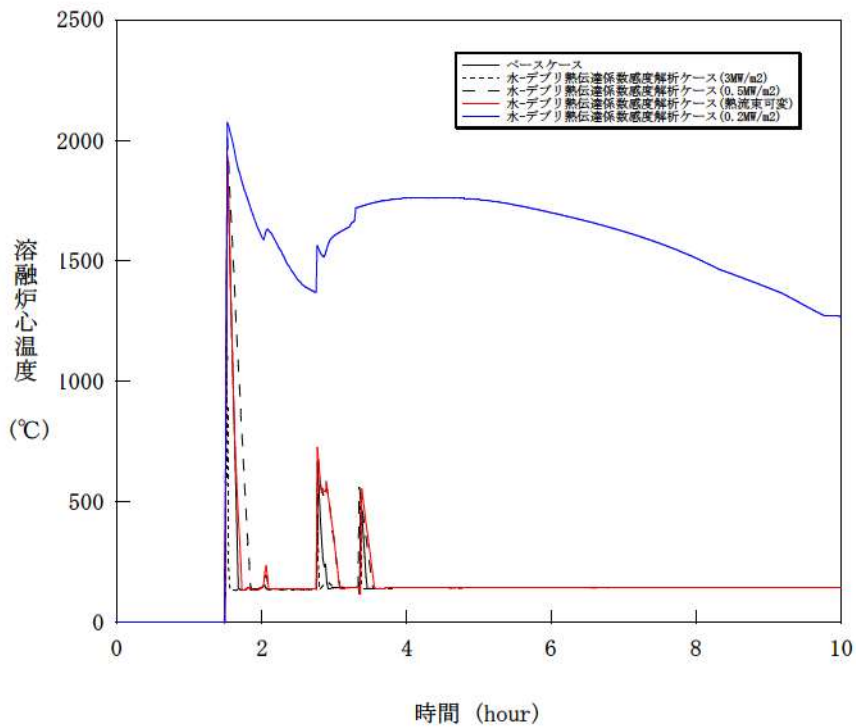


図 5-4-7 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (7)

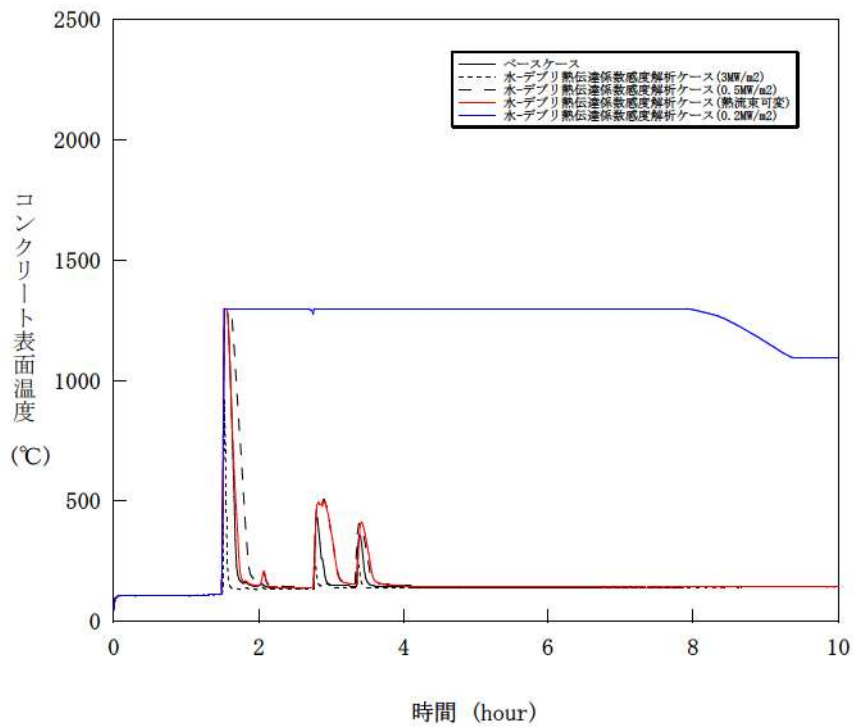


図 5-4-8 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (8)

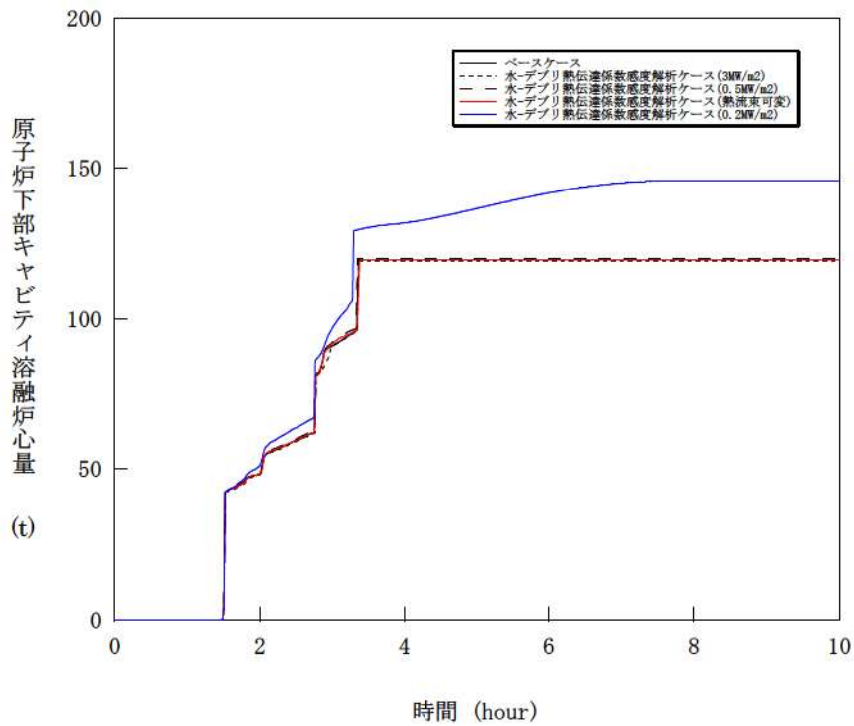


図 5-4-9 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (9)

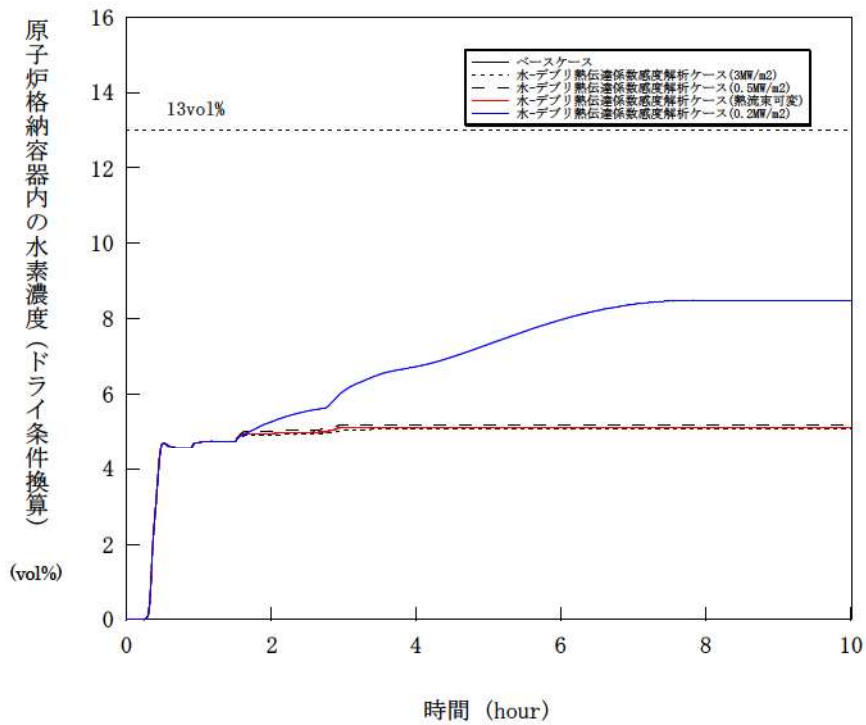


図 5-4-10 水-溶融炉心間の熱伝達係数感度解析 (10)

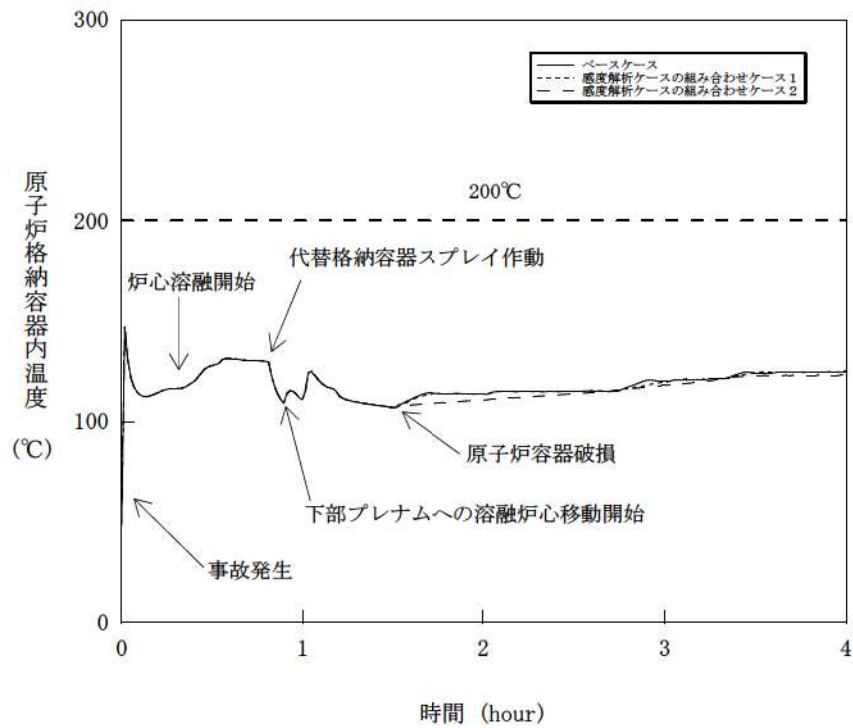


図 5-5-1 感度解析ケースの組合せ (1)

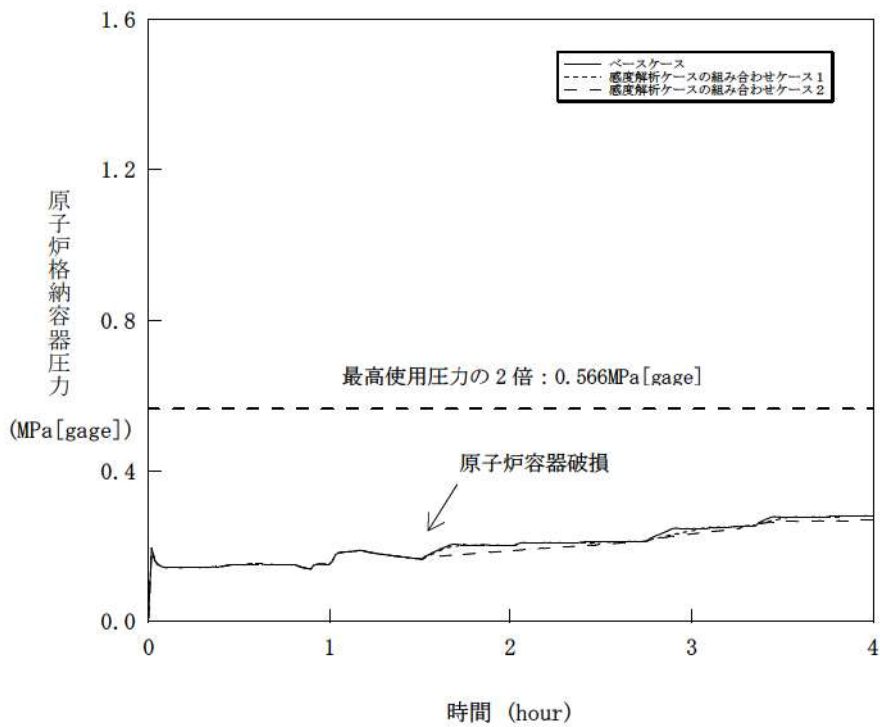


図 5-5-2 感度解析ケースの組合せ (2)

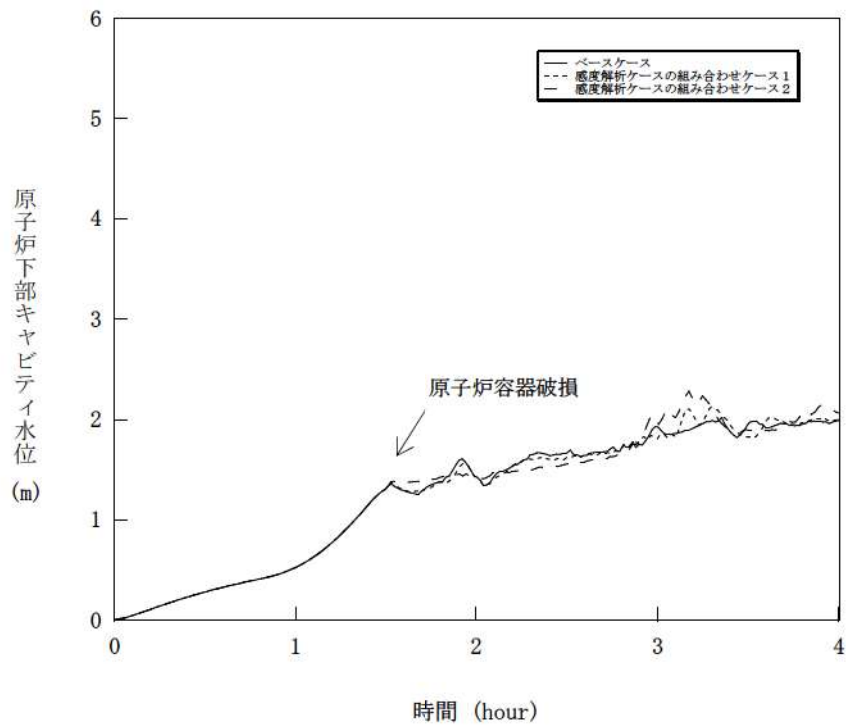


図 5-5-3 感度解析ケースの組合せ (3)

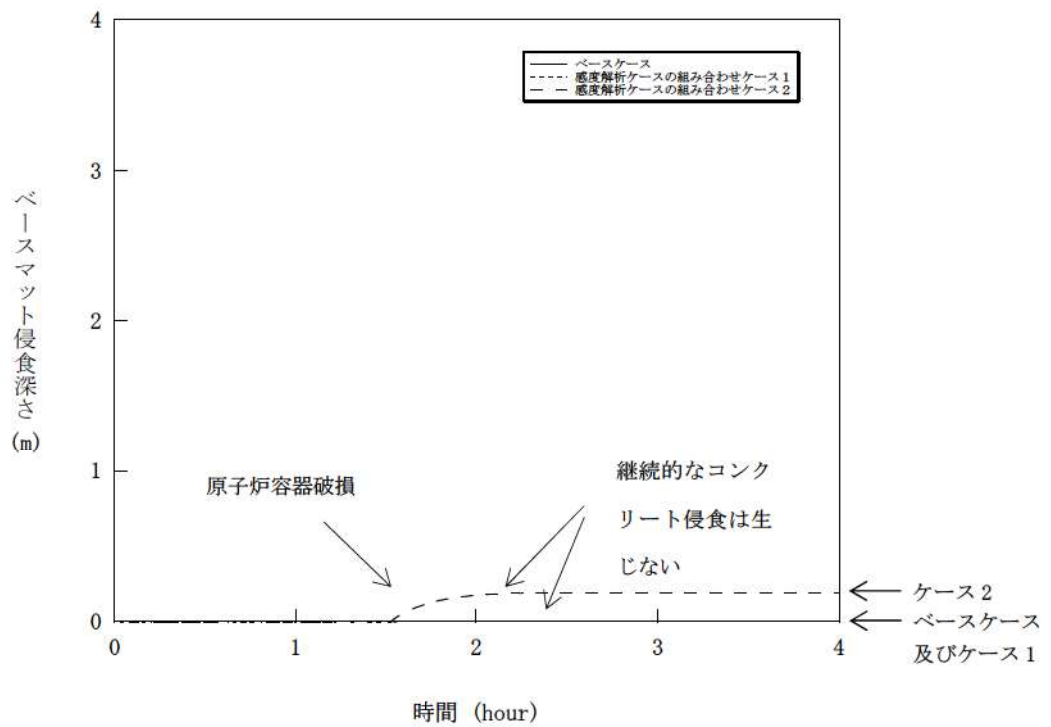


図 5-5-4 感度解析ケースの組合せ (4)

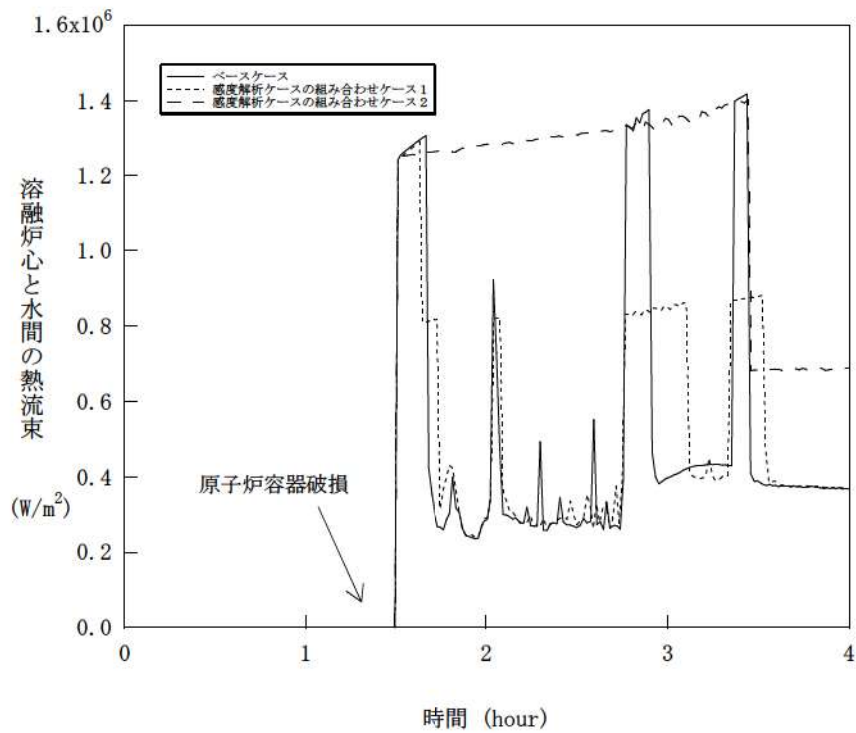


図 5-5-5 感度解析ケースの組合せ (5)

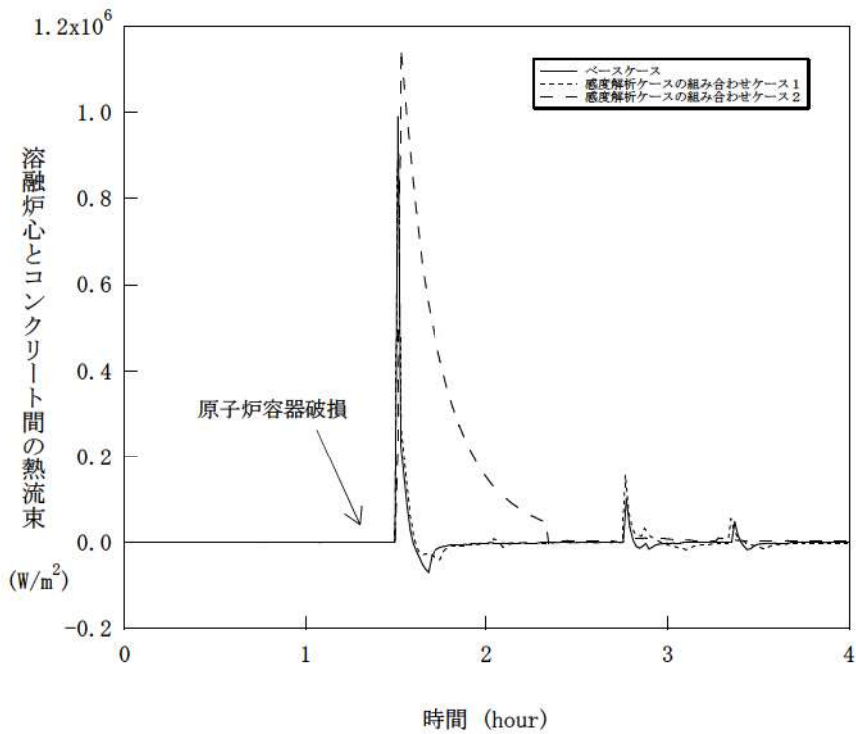


図 5-5-6 感度解析ケースの組合せ (6)

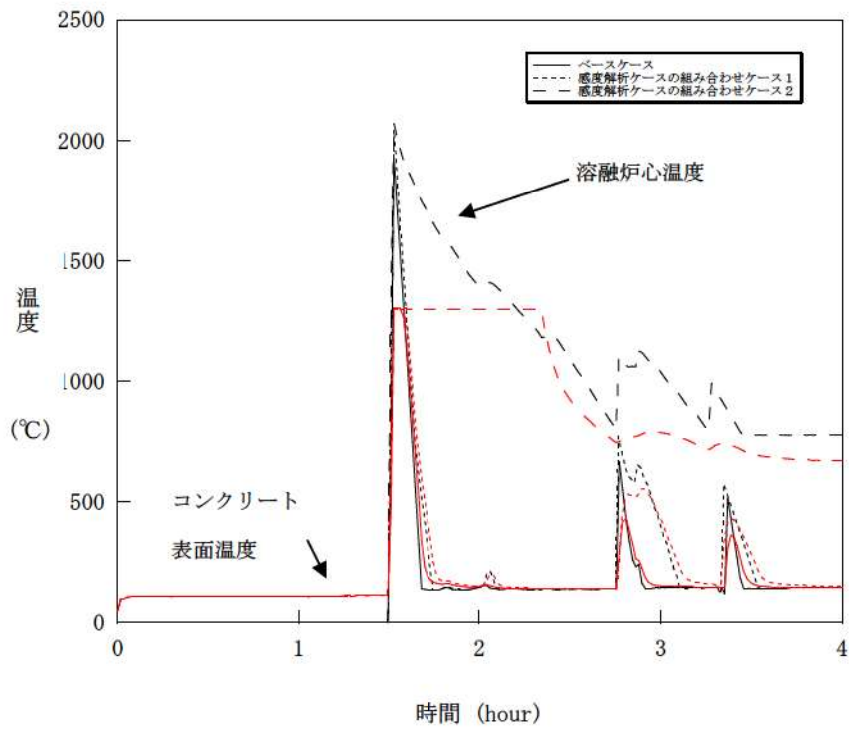


図 5-5-7 感度解析ケースの組合せ (7)

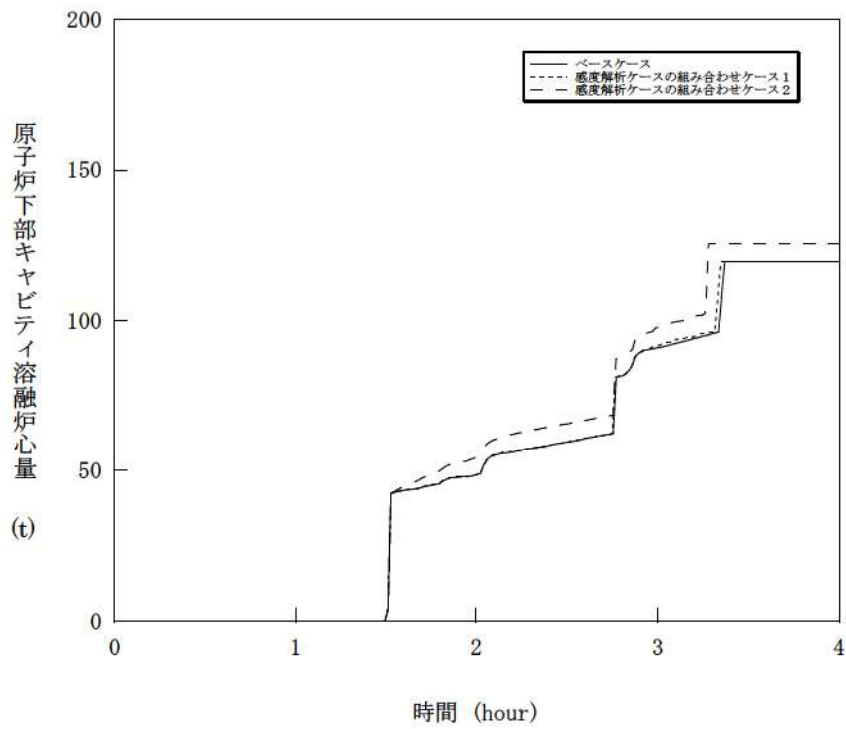


図 5-5-8 感度解析ケースの組合せ (8)

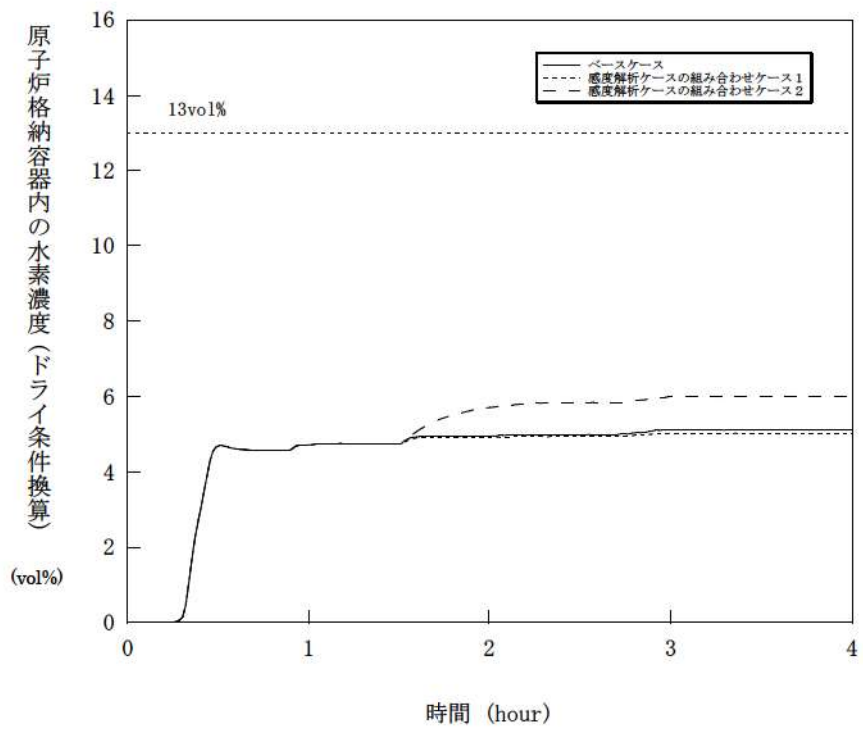


図 5-5-9 感度解析ケースの組合せ (9)

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不確かさの要因の分析を行い、不確かさへの影響する項目を抽出した。これらの項目を対象に感度解析を行いコンクリート侵食への影響を確認した。

- ・原子炉下部キャビティ水深
- ・Ricou-Spalding のエントレインメント係数
- ・溶融炉心の拡がり
- ・水-溶融炉心間の熱伝達係数

感度解析の結果、原子炉下部キャビティ水深、Ricou-Spalding のエントレインメント係数及び水-溶融炉心間の熱伝達係数については、コンクリート侵食深さへの感度は小さく、重大事故対策の有効性評価の結果に影響は与えないことを確認した。

溶融炉心の拡がりについては、溶融炉心が過熱度を持ち連続的に原子炉下部キャビティ床へ落下すること等から、原子炉下部キャビティ床面積相当に拡がると考えられるが、溶融炉心が原子炉下部キャビティ水中に落下した際に冷却が進み局所的に堆積するよう仮定して解析を行った場合でも、コンクリート侵食は約 18cm にとどまる結果となった。

感度解析パラメータを組み合わせた場合の感度解析でもコンクリート侵食は約 19cm となったが、原子炉下部キャビティ底面のコンクリート厚さは数メートルであり、侵食深さは十分小さいことが確認できた。この規模のコンクリート侵食が発生する場合でも、原子炉格納容器内の水素濃度は約 6vol% (ドライ条件換算) にとどまり、水素処理装置 (PAR 及びイグナイタ) による処理が可能なレベルに収まっている結果となっている。また、MCCI により発生する水素は、すべてジルコニウムに起因するものであることを確認した。

以上のことから、物理現象を踏まえた不確かさを考慮すると、コンクリート侵食については、溶融炉心の拡がりが影響を与えることが明らかとなった。一方、厳しい条件を組み合わせた場合においても、最終的にコンクリート侵食が停止し得ることから、原子炉下部キャビティ水による溶融炉心の冷却の効果も確認できた。しかしながら、この分野は複雑な多成分及び多相熱伝達現象であり知見が不十分であること、また直接的な実験例が少ないことから、今後も継続して検討を進め、知見の拡充に努めることが重要であると考えられる。

添付 3-1 熔融炉心の水中での拡がり評価について

1. はじめに

熔融炉心が原子炉下部キャビティ水中に落下した場合、実機条件では水深に対するジェット径が相対的に大きいため、落下過程において熔融炉心の一部は細粒化するものの、その大部分が連続層として水中に堆積すると考えられる。本資料では、水中での熔融炉心の拡がり挙動について説明し、実機に適用した場合の評価について説明する。

2. 水中での拡がり挙動に関する実験的知見と考察

スウェーデン王立工科大学 (KTH) では、水中での熔融物拡がり挙動を調べる PULiMS 試験^[1]を実施している。この実験では、浅い水プールへ熔融した $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-W}_2\text{O}_6$ 合金を流入させ、その拡がり挙動を観察した。水中へ流入した熔融物は、水との熱伝達により徐々に固化し、ある程度床上を拡がる結果となった。固化した熔融炉心層は3層を形成し、熔融炉心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 (図 2.1)、水又は蒸気が存在していた可能性がある。3層の最下層は薄い 1.5~2mm のケーキ (クラスト) 層で空隙無し、中間層は割れ目や細長い孔を含む。最上部は不規則な構造で高多孔性である。

スウェーデン王立工科大学 (KTH) において実施された S3E 実験^[2]では、熔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いる。熔融物の流れにより、この多孔質層が持ち上げられ、質量流量 (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。

米国 Brookhaven National Laboratory において実施された BNL 実験^[3]においては、熔融物の過熱度と水深が、熔融炉心拡がり挙動において重要であると結論付けられている。熔融物の拡がりは、水への熱伝達による熔融物の温度の挙動と、熔融物の流体力学的挙動により制限されると結論付けられている。

日立製作所において実施された SPREAD 実験^[4]では、固化割合が約 55% になった場合に熔融物の拡がりには停止しており、熔融物の拡がりには落下質量流量と熔融物の過熱度に影響されるとされている。

ドイツのカールスルーエ研究センター (FZK) において実施された KATS 実験^[5]では、熔融物の放出速度が比較的大きい場合は、拡がり挙動は大きな影響を受けない (冷却水が無い場合と同様な拡がりになる) とされている。

CEA/DRN/DTP で行われた CORINE 実験^[6]では、低融点合金を模擬物質として使用して、底

部でのクラスト形成を防止するために底部を熱くした試験が実施された。その結果、先端が著しく速く進展したことが示され、底部クラストによる減速効果が示された。

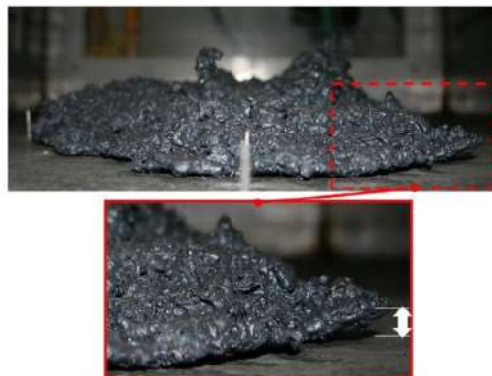


Figure 40: The melt spread in PULiMS-E1 experiment (side view). The volatile particle detris have been removed while solidified core of the melt remained intact.

図 2.1 PULiMS 試験において水中に落下させた溶融物

上記の水中での拡がり実験に対する実験条件を表 2.1 に整理する。

上記知見等により、実機における水中における溶融炉心拡がり挙動及び形状は以下のとおりと考えられる。

① 原子炉下部キャビティでの溶融炉心の拡がり挙動について

原子炉下部キャビティ水中での溶融炉心の拡がり挙動は、溶融炉心の過熱状態及び溶融炉心の落下質量流量に影響される。原子炉下部キャビティ水中への溶融炉心落下後、溶融炉心の温度が高い状態では、固化割合が小さいため粘度が低く、拡がる速度は速くなる。その後、原子炉下部キャビティ水との熱交換により、溶融炉心の固化割合が増加するに従って、粘度が高くなることにより流動性が低くなり、溶融炉心の拡がりは減速され、その後停止する。

② 原子炉下部キャビティでの溶融炉心の形状について

原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心については、原子炉下部キャビティ水に落下する過程において、細粒化した溶融炉心が固化せずに接着すること、あるいはクラストが破碎することなどにより、多孔質層のクラストを形成する。溶融炉心は多孔質層を持ち上げそれと共に移動する場合や、上部クラストの下を移動する場合がある。溶融炉心層とコンクリートの間は、全面が密着しているわけではなく、部分的に密着せずにギャップが形成されている。これにより、側方から溶融物の下面へ水が浸入することによる冷却の可能性がある。

表 2.1 実験条件の整理

	PULIMS 実験 (Sweden)	S3E 実験 (Sweden)	BNL 実験 (USA)	SPREAD 実験 (Japan)	CORINE 実験 (France)	KATS 実験 (Germany)
実験装置の特徴	2D	1D, 2D	1D, 2D	1D, 2D	2D (19° 円分)	1D, 2D
溶融物材	Bi2O3-WO3, 水 B2O3-CaO, 水	ウッドメタル, 水 NaNO3-KNO3, オイル	鉛, 水	Steel, 水	低融点合金, 水	Iron, 水 Oxide, 水
溶融物体積, 質量	2.7~3 m ³	3~19 liters	~1 liters	1~15 liters	~50 liters	140~160kg
溶融物融点	870~1027°C	80~120°C 280~364°C	不明 (鉛の融点: 327.46°C)	1,584~1,625K	不明	2,450K
溶融物の流入方法	ジェット 直径 20mm	底部流入口*	底部流入口*	底部流入口*	底部流入口*	底部流入口*
水深	0.2m	4.5~7.5cm	不明	不明	不明	1cm

*) 非ジェット形状の底部からの流入

3. 水中での拡がり挙動の概要及び相関式

(1) 水中での溶融炉心拡がり挙動の概要

下部プレナムから流出した溶融炉心は、水中に落下する過程において一部が細粒化し、大部分は液体の状態で原子炉下部キャビティ床に堆積する。原子炉下部キャビティ床に堆積した溶融炉心は、重力の影響で拡がるが、原子炉下部キャビティ水及び床面で除熱されることで固化が進み、やがて拡がり停止する。

PULiMS 実験により得られた知見より、原子炉下部キャビティ内での最終的な溶融炉心の拡がりの大きさは、以下のパラメータにより決定されると考えられる。

- ・ 拡がり駆動力

溶融炉心と水との密度差により、溶融炉心には水中を拡がる駆動力が生じる。

- ・ 拡がり抑制力

床面上に形成されたクラストによる減速効果が働くこと、及び溶融炉心の固化が進むことにより、溶融炉心の粘度が増加し、溶融炉心の拡がりを抑制する力が生じる。

上記のとおり、溶融炉心の拡がりの大きさは、溶融炉心と水の密度差による拡がりの駆動力の時間スケールと、溶融炉心の固化の時間スケールとの競合によって決まり、固化が早ければ拡がりが抑制され、あまり拡がらずに固化してしまい、固化が遅くなれば、拡がりは大きくなる傾向となる。図 3.1 及び図 3.2 に以上の挙動の模式図を示す。

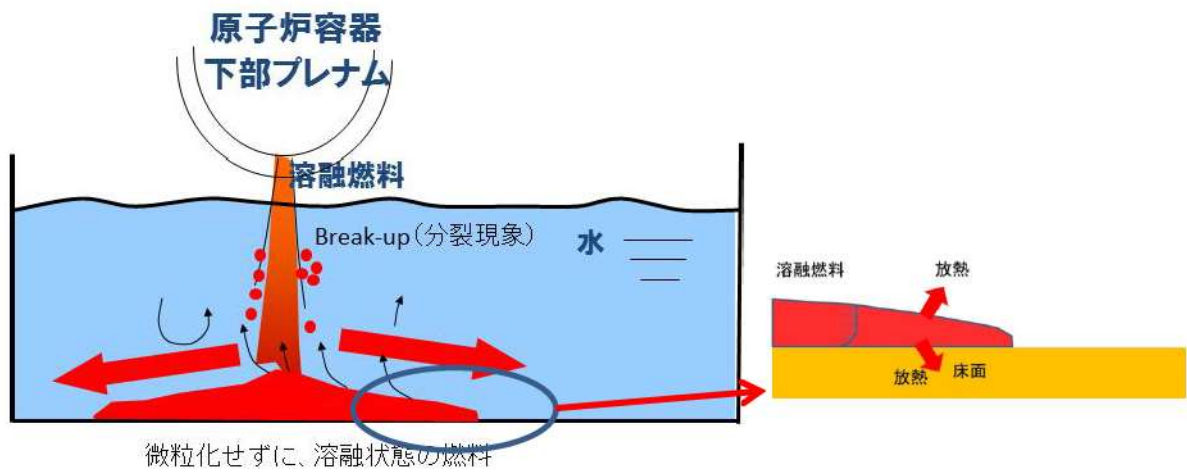


図 3.1 熔融炉心の落下から拡がりに至る挙動

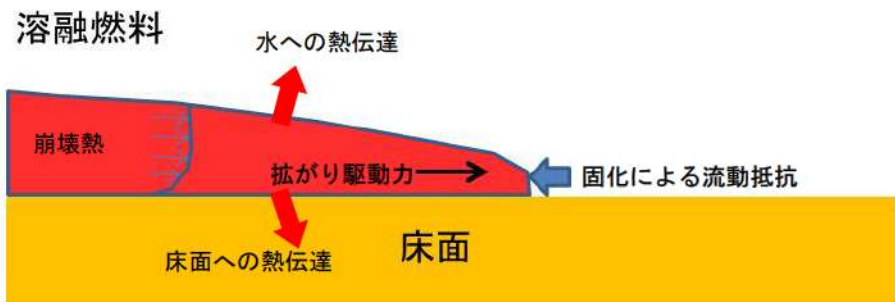


図 3.2 熔融炉心の拡がりに係る熱伝達及び流体力学的挙動

(2) 水中での溶融炉心拡がり長さと言間の相関式^{[7][8][9]}

文献[7]では、溶融炉心の水中での拡がり挙動を以下のとおり定式化している。

液相として床に堆積した溶融炉心が拡がる際の最終的な厚さ δ_{sp} は溶融炉心拡がり無次元時間 T から (1) の相関式で表される。

$$\frac{\delta_{sp}}{\delta_{cap}} = CT^{0.5}N^{0.5} \quad (1)$$

δ_{sp} : 溶融炉心の最終厚さ

δ_{cap} : 表面張力による最小厚さ ($= 2\sqrt{\sigma/\rho_m g}$)

C : 比例定数

T : 溶融炉心拡がり無次元時間 ($= \tau_{conv}/\tau_{solid}$)

N : 重力-慣性力支配流れの時 1, 重力-粘性力支配流れの場合 $= \left(\frac{V_{cor}}{\pi\delta_{cap}}\right)^{1/2} \frac{\beta_v^{4/3}}{\beta_v^2}$

τ_{conv} : 溶融炉心拡がり特性時間 (s) $= \left(\frac{r_{sp}}{\beta_v}\right)$

τ_{solid} : 溶融炉心固化特性時間 (s) $= \delta_{cap} \rho_m \frac{C_{p,m} \Delta T_{sup} + \eta H_f}{q_{up} + q_{dn} - q_v \delta_{cap}}$

(1) 式より、溶融炉心の拡がる際の最終的な厚さが算出され、この値と溶融炉心の落下量から、溶融炉心の拡がり長さ (拡がりの直径) が算出できる。

また、拡がり長さ $r_v(t)$ と拡がり時間 t の関係は(2)式より表されるため、拡がり時間は(2)式で算出することができる。

$$r_v(t) = \beta_v t^{0.5} \quad (2)$$

β_{iv} : デブリ広がり係数 $\beta_v = \left(\frac{gC^2}{v}\right)^{0.125} \beta_i = 0.84(gC)^{0.25}$

r_{sp} : 幾何的に可能な最大拡がり径 (m)

ΔT_{sup} : 溶融炉心過熱度 (K)

$C_{p,m}$: 溶融炉心比熱 (J/kg/K)

q_{up} : 溶融炉心上面の熱流束 (放射及び対流熱伝達) (W/m²)

q_{dn} : 溶融炉心下面の熱流束 (対流熱伝達) (W/m²)

q_v : 単位体積当たりの崩壊熱 (W/m³)

H_f : 溶融炉心の溶融潜熱 (J/kg)

η : 有効潜熱割合(-)

σ : 溶融炉心表面張力(N/m)

ρ_m : 溶融炉心密度(kg/m³)

ρ_w : 水の密度(kg/m³)

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

g : 重力加速度(m/s²)

ν : 溶融炉心の動粘性係数 (m²/s)

V_{tot} : 溶融炉心体積(m³) = $\frac{m(1-f_m)}{\rho_m}$

m : 溶融炉心質量(kg)

G : エントレインされなかった連続体溶融炉心の体積流量(m³/s) = $\frac{V_{tot}}{t_{rel}}$

t_{rel} : 原子炉容器からのデブリ放出時間(s)

f_m : 溶融炉心落下時のエントレイン割合(-)

ρ_m^i : 有効溶融炉心密度(kg/m³) = $\rho_m(1 - \varepsilon_m)$

ε_m : 溶融炉心ボイド率(-)

この相関式は、最終的な溶融燃料の拡がり時の厚さ δ_{sp} が、無次元時間（溶融炉心の拡がり時間÷溶融炉心が固化するまでの時間）の平方根に比例することを意味している。溶融炉心の拡がりが遅い、又は固化するまでの時間が短い場合には、無次元時間 T は大きくなり、結果として、拡がり時の最終的な厚さ δ_{sp} が大きく、結果として拡がり面積は小さくなる。逆に、溶融炉心の拡がり早い、又は固化までの時間が長い場合には、無次元時間 T は小さくなり、溶融炉心の厚さが薄くなるため、拡散が進む方向となる。

さらに、上記の拡がりモデルについては、PULiMS 試験との比較により、その妥当性が示されており、図 3.3 に示すとおり、実験で得られたデータと評価モデルとの比較が実施され、概ね一致している。

実機評価においては、各入力パラメータに対する実機での条件を適切に与えることにより、拡がり挙動について解析を実施する。

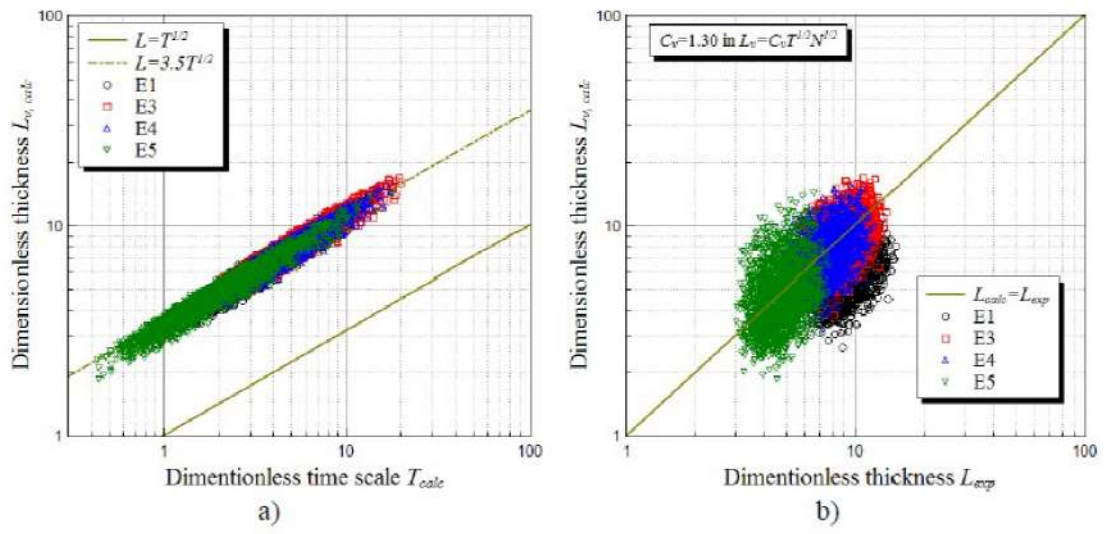


図 3.3 拡がりモデルと PULiMS 試験結果との比較

4. 実機評価

これまでの実験の知見から、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において冷却されず高温のまま床に到達する場合には、熔融炉心の拡がりは大きくなり、反対に、熔融炉心が落下時に細粒化などにより冷却が進む場合には、熔融炉心の拡がり小さくなると考えられる。図 4.1 及び図 4.2 にそれぞれの場合の模式図を示す。感度解析では、これらのケースに対する熔融炉心の拡がり面積を算出し、MAAP コードの解析の入力条件とする。

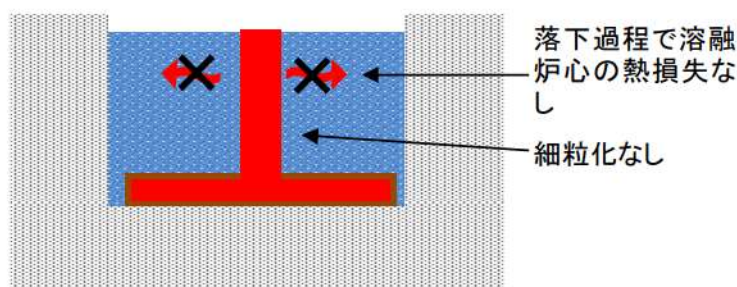


図 4.1 落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース
(熔融炉心からの除熱が進まず、固化割合が小さいため拡がりが大きくなる。)

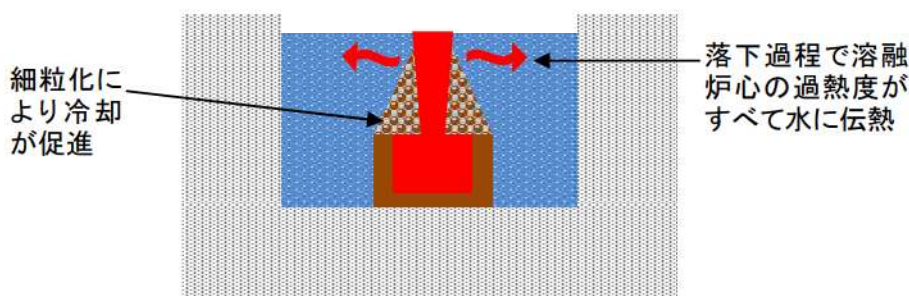


図 4.2 落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
(熔融炉心からの除熱が進み、固化割合が大きくなるため拡がり抑制される。)

表 4.1 に 1 回目の原子炉容器破損時の熔融炉心落下条件について示す。また、表 4.2 に落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケースと落下時に細粒化などにより冷却が進むケースの細粒化割合と過熱度の熱損失をまとめたものである。

前者のケースでは、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの落下過程において、熔融炉心の冷却が進まないような条件として、細粒化無しとし、また、落下過程における熔融炉心-原子炉下部キャビティ水間の熱伝達による熔融炉心の熱損失も無しとしている。

一方、後者のケースでは、デブリジェットが原子炉下部キャビティ床に到達するまでの

落下過程において、溶融炉心の冷却が進むような条件として、細粒化割合は Saito の相関式を用い、また、溶融炉心の熱損失については、溶融炉心の過熱度分がすべて水と熱交換するとしている。

評価結果を表 4.3 に示す。拡がり直径については、前者のケースで約 7.7m、後者のケースで約 1.5m となった。

表 4.1 溶融炉心放出時のパラメータ

項目	値
メルト質量 [kg]	48,600
放出時間 [s]	100
メルト温度 [K]	2,554.05
冷却水温度 [K]	408.05
メルト密度 [kg/m ³]	8,463.1
冷却水密度 [kg/m ³]	931
ジェット径 [m]	0.4
ジェット粘性係数 [Pa*s]	10.5
ジェット表面張力 [N/m]	1
メルト比熱 [J/kg/K]	484.6
冷却水比熱 [J/kg/K]	4,280
単位質量当たりの崩壊熱 [W/kg]	264.2
固化温度 (Tsol) [K]	2,308.25
液化温度 (Tliq) [K]	2,308.25
メルト融解熱 [J/kg]	326,415

表 4.2 各ケースに対する主な入力パラメータ

	落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース	落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
メルト細粒化割合 [-]	0.0	0.66
ジェット冷却による過熱度の熱損失 [K]	0	245.8

表 4.3 溶融炉心の拡がり評価結果

	落下時に冷却されず高温のまま床に到達するケース	落下時に細粒化などにより冷却が進むケース
拡がり直径 [m]	約 7.7	約 1.5
拡がり面積 [m ²]	約 47	約 1.8

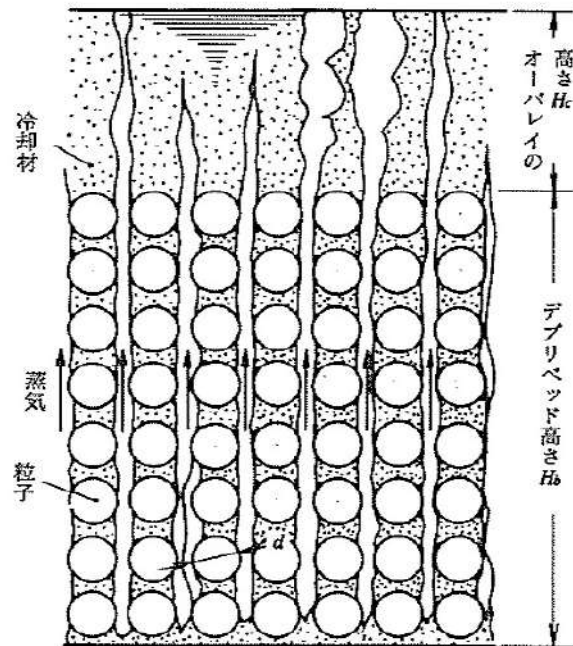
5. 参考文献

- [1] Pavel Kudinov, et al., " Experimental Results on Pouring and Underwater Liquid Melt Spreading and Energetic Melt-Coolant Interaction," The 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] Sehgal, B.R., Dinh, T.N., Green, J.A., Konovalikhin, M.J., Paladino, D., Leung, W.H., Gubaidulin, A.A., " Experimental Investigation of Melt Spreading in One-Dimensional Channel" , RIT/NPS Research Report for European Union EU-CSC-1D1-97, 86p., 1997.
- [3] Greene, G.A., Finrock, C., Klages, J., and Schwarz, C.E., " 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).
- [4] Suzuki, H., 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).
- [5] Fieg, G., et al., " Simulation Experiments on the Spreading Behavior of Molten Core Debris" , Proceedings of the 1996 National Heat Transfer Conference, in the session " Fundamental Phenomena in Severe Accidents" , Houston, Texas, August 3-6, 1996, HTC-Vol.9, pp.121-129.
- [6] Alsmeyer H., et al., " Overview on the Results of the RCA Project on Molten Core - Concrete Interactions" , FISA-95 Proceedings, Luxemburg, EUR 16896 EN, pp.231-255 (1996).
- [7] Konovalenko A. and Kudinov P., "Development of Scaling Approach for Prediction of Terminal Spread Thickness of Melt Poured into a Pool of Water," Proceedings of The 9th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-Hydraulics, Operation and Safety (NUTHOS-9), Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, N9P0302, 2012.
- [8] Dinh, T.N. Konovalikhin, M. J., Sehgal, B. R., " Core melt spreading on a reactor containment floor" , Progress in Nuclear Energy, 36(4), pp. 405-468, (2000).
- [9] Maxim J.K., Investigations on Melt Spreading and Coolability in a LWR Severe Accident, Doctoral Thesis, Royal Institute of Technology Stockholm, 2001.

添付 3-2 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。また、TMI-2 事故以降は、軽水炉を対象とした研究も進められている。

デブリベッド冷却に関する研究の主要な焦点の一つは、デブリベッドの冷却限界が、崩壊熱を上回るかどうかであり、判断基準のパラメータはデブリベッドのドライアウト熱流束と考えられている。発熱する粒子状ベッドの内を流下する冷却水と上昇する蒸気の対向二相流がデブリベッド内で形成される。粒子状デブリベッドの流動状態の模式図を付図 2-1 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（付表 2-1 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 コード内でも乱流域に対する Lipinski 0-D モデルが粒子状ベッドの冷却の評価に使用されている。Lipinski 0-D モデルでは、ドライアウト熱流束は、主に粒子径、ポロシティ、堆積高さ、圧力に依存する。



付図 2-1 粒子状ベッド冷却の流動モデル

出展：日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」日本工業出版（平成元年）

付表 2-1 Lipinski 0-D モデルについて

出展：日本機械学会編「沸騰熱伝達と冷却」日本工業出版（平成元年）

モデル	実験との比較
<p>c. Lipinskiの0-Dモデル</p> <p>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。</p> <p>連続の式</p> $\rho_v U_v = \rho_l U_l \quad \dots(8.14)$ <p>運動量の式（気相）</p> $\rho_v U_v^2 / \eta \eta_v + \mu_v U_v / \kappa \kappa_v + \rho_v g = \Delta P_v / H_b \quad \dots(8.15)$ <p>運動量の式（液相）</p> $-\rho_l U_l^2 / \eta \eta_l - \mu_l U_l / \kappa \kappa_l + \rho_l g = \Delta P_l / H_b \quad \dots(8.16)$ <p>エネルギー式</p> $\rho_v U_v \Delta h_v = \dot{Q} H_b \quad \dots(8.17)$ <p>圧力の釣合⁽¹⁵⁾</p> $\Delta P_v - \Delta P_l = \sigma(\epsilon/5\kappa)^{1/2} \quad \dots(8.18)$ <p>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）</p> <p>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⁾。</p> $\kappa = (d^2/180)\epsilon^3/(1-\epsilon)^2$ $\eta = (d/1.75)\epsilon^3/(1-\epsilon)$ $\kappa_v = 1 - 1.11s, \quad \kappa_l = s^3$ $\eta_v = (1-s)^3, \quad \eta_l = s^3$ <p>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。</p> $q = \rho_v \Delta h_v u_1 \left\{ 1 + (u_2/u_1)^2 \right\}^{1/2} - 1 \quad \dots(8.19)$ $u_1 = \frac{90(1-\epsilon)}{1.75d} \left\{ \frac{\mu_v}{\rho_v(1-1.11s)} + \frac{\mu_l}{\rho_l s^3} \right\} / \left\{ \frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right\}$ $u_2 = \left[\frac{d\epsilon^3(\rho_l - \rho_g)g}{1.75(1-\epsilon)} \left\{ 1 + \frac{6\sigma(1-\epsilon)}{\epsilon d(\rho_l - \rho_g)gH_b} \right\} \right] / \left[\frac{1}{\rho_v(1-s)^3} + \frac{1}{\rho_l s^3} \right]^{1/2}$ <p>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。</p>	<p>ドライアウト熱流束 (W/m²)</p> <p>粒子径 d (mm)</p> <p>冷却材：水</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ : Gabor-Cassulo⁽¹⁸⁾ □ : Somerton-Catton⁽³¹⁾ ▽ : Barleon-Werle⁽³⁰⁾⁽³³⁾ ◇ : Dhir-Catton⁽¹⁷⁾ ▽ : Dhir-Barleon⁽⁷⁾ □ : Shirds-Stevens⁽²⁾ ◇ : Abe-Sudo⁽¹⁰⁾ ● : Trenberth-Shires⁽³⁹⁾ △ : Squarer, et al.⁽⁹⁾⁽³⁸⁾ ■ : Sowa, et al.⁽⁴⁰⁾ <p>Hardee-Nilson⁽¹¹⁾ Ostensen⁽⁵⁾ Lipinski O-D⁽¹¹⁾ ($H_b=20\text{cm}$)</p>

(第4部 GOTHIC コード)

目次

－ 第4部 － GOTHIC コード －

1. はじめに	4-3
2. 重要現象の特定	4-4
2.1 事故シーケンスと評価指標	4-4
2.2 ランクの定義	4-4
2.3 物理現象に対するランク付け	4-5
3. 解析モデルについて	4-9
3.1 コード概要	4-9
3.2 重要現象に対する解析モデル	4-11
3.3 解析モデル	4-12
3.4 ノード分割	4-27
3.5 入出力	4-35
4. 検証, 妥当性確認	4-36
4.1 重要現象に対する検証, 妥当性確認方法	4-36
4.2 NUPEC試験解析	4-40
4.3 構造材凝縮熱伝達モデルの感度検討	4-71
4.4 熱伝達試験との比較	4-74
4.5 熱伝導解析解との比較	4-76
4.6 PAR特性検証	4-77
4.7 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証	4-99
4.8 実機解析への適用性	4-100
5. 有効性評価への適用性	4-120
5.1 不確かさの取扱いについて (評価指標の観点)	4-120
5.2 不確かさの取扱いについて (運転員等操作の観点)	4-121
6. 参考文献	4-123
添付1 解析コードにおける解析条件	4-125
添付2 PANDA試験	4-126
添付3 代替格納容器スプレイポンプの攪拌効果について	4-133

1. はじめに

本資料は、格納容器損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）のうち、水素燃焼解析において適用している GOTHIC (Generation of Thermal-Hydraulic Information for Containments) Ver. 7*（以下、「GOTHIC コード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・GOTHIC コードの解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性評価
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

* GOTHIC Code, Version 7.2a-p5 Windows 2000/XP (with associated GOTHIC Documentation), EPRI Palo Alto, CA, EPRI Product 1013072, 9-Feb-2006

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

GOTHIC コードが適用される、格納容器破損防止対策における格納容器破損モードについて、具体的な事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

(1) 水素燃焼

格納容器損傷防止に係る格納容器破損モードである水素燃焼では、事故時の原子炉格納容器内の熱流動ならびに原子炉及び原子炉格納容器内で発生する水素の拡散・混合挙動を評価する。

水素燃焼において想定する重要事故シーケンスとして、大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）を想定する。事象初期においては1次冷却系からの破断流による原子炉格納容器内への質量エネルギー放出が顕著であり、原子炉格納容器内の圧力・温度上昇が見られる。また、破断流の一部は、スプレイ及びそれに伴う凝縮、構造材表面における蒸気凝縮に伴い、液相が形成されサンプへの流入に至る。

炉心は、ECCS の炉心注入失敗により、冷却能力が長期的に不足するため、燃料が高温状態に至り、溶融する。燃料の過熱過程において水素が発生し、破断口から原子炉格納容器内に放出される。溶融した燃料は原子炉容器を貫通し原子炉下部キャビティに落下し、原子炉格納容器内には原子炉内のジルコニウム-水反応で生成された水素が大量に放出される。また、原子炉格納容器内における放射線水分解・金属腐食及び溶融炉心・コンクリート相互作用などによっても水素が発生する。

発生した水素は、原子炉格納容器内に設置された水素処理設備により処理され、原子炉格納容器内の水素濃度の増加が抑制される。この過程において、原子炉格納容器内部の圧力及び温度は、原子炉格納容器気相部における質量エネルギーにより変動する。

評価指標は原子炉格納容器内の水素濃度であり、審査ガイド（参考文献1）に示されるとおり、原子炉格納容器内の水素濃度がドライ条件に換算して 13vol%以下又は酸素濃度が 5vol%以下であれば爆轟は防止できると判断される。

2.2 ランクの定義

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

表 2-1 ランクの定義

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

2.3 物理現象に対するランク付け

水素濃度を評価指標とした物理現象とランクの関係を表 2-2に示し、以下に説明する。表 2-1の定義に従い、物理現象に対してランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出した。

2.3.1 区画間・区画内の流動

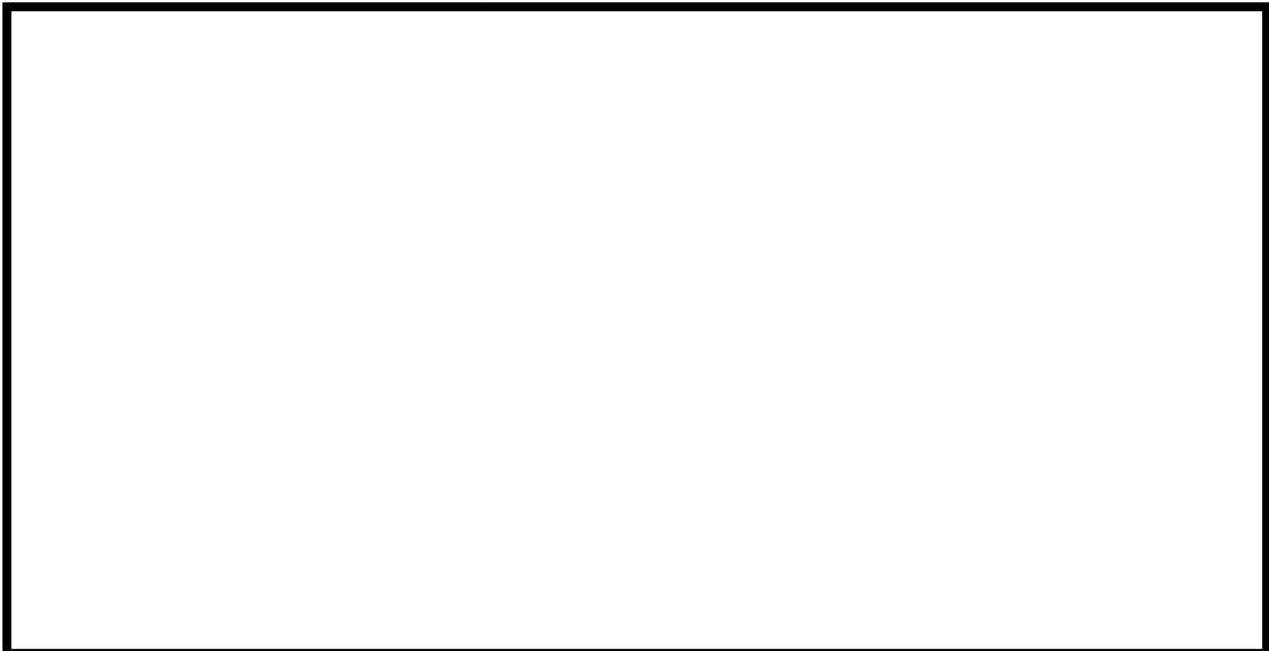




2.3.2 気液界面の熱伝達



2.3.3 構造材との熱伝達及び内部熱伝導



2.3.4 スpray冷却



2.3.5 水素発生



2.3.6 水素処理



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 格納容器破損防止対策の有効性評価（水素燃焼）のランク

		水素燃焼
分類	物理現象	評価指標
		水素濃度
原子炉格納容器	(1) 区画間・区画内の流動	H
	(2) 気液界面熱伝達	L
	(3) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導	H
	(4) スpray冷却	H
	(5) 水素発生	H (GOTHIC コードでは計算しないため「I」)
	(6) 水素処理	H

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

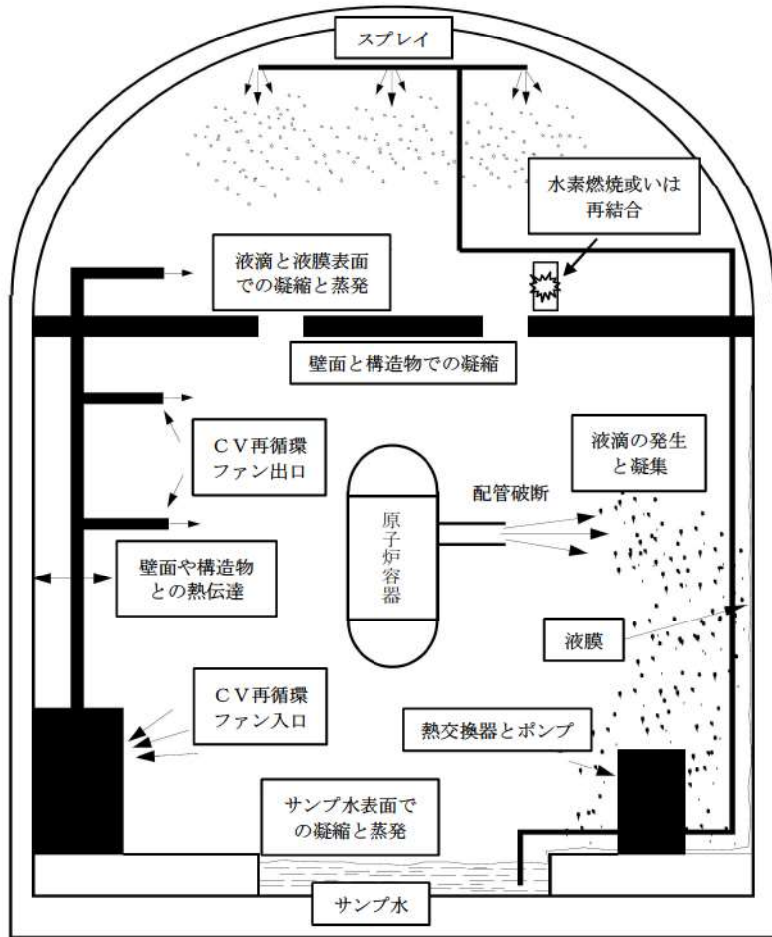
GOTHIC コードは、原子力発電プラントの格納システムの事故解析を主目的に、米国 NAI (Numerical Applications Inc.) により開発された汎用熱流動解析コードである (参考文献 2)。

コードは質量、エネルギー及び運動量の 3 保存則を気相・液相・液滴相の各流体場に適用し、状態方程式、熱伝導方程式、各種構成式及び相関式などを解くことにより流体、構造材の相互作用、機器の作動を考慮した過渡解析が可能である。流体場においては各種ガス組成の考慮が可能である。空間はノードとして模擬され、それらはパスにより接続される。ノードは集中定数系、或いは有限差分法で分割する分布定数系による模擬が適用可能である。

また、ポンプ、バルブ、スプレイ、ファン、空調機器、熱交換器、イグナイタ、PAR 等の機器設備の作動及び制御に対しても組み込みのコンポーネントモデルにより模擬可能である。

これらにより、想定した事故シーケンスに従って原子炉格納容器 (CV) 内の水素を含む流体の過渡状態が計算される。

GOTHIC コードによる解析モデルを図 3-1 に示す。また、以下にコードの構成要素の概要を示す。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Technical Manual, Figure 2-1

図 3-1 GOthic コードモデル概念図及びサンプルモデル

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章で示した現象のうち、評価目的に対し影響が大きいと判断した重要現象（表 2-2において「H」に分類された物理現象）について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

重要現象	必要な解析モデル
区画間・区画内の流動	保存式モデル 流動を模擬する構成式及び相関式 非凝縮性ガスの輸送モデル ノーディングスキーム（空間離散化）
構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル 熱伝達モデル（自然及び強制対流，輻射，凝縮） 熱伝導モデル
スプレイ冷却	多相流モデル 界面積モデル 界面熱伝達モデル（凝縮では相変化アナログを考慮）
水素処理	PAR 特性モデル イグナイタによる水素燃焼モデル

3.3 解析モデル

GOTHIC コードの主要な解析モデルを以降に示し、その概要を表 3-2に纏める。

表 3-2 GOTHIC コードのモデル一覧

項目	モデル
基本式	<ul style="list-style-type: none"> ・気相，液相，液滴からなる 3 相の流体場 ・質量保存則，エネルギー保存則，運動量保存則 ・各種構成式・相関式及び状態方程式 ・沸騰・凝縮など多相状態の変化（二相流況，相間摩擦，物質輸送，熱伝達など） ・気相には蒸気及びガス組成を考慮
数値解法	<ul style="list-style-type: none"> ・陰解法，半陰解法，陽解法から選択（実機・検証解析では半陰解法を使用）
区画間・区画内の流動	<ul style="list-style-type: none"> ・離散化モデル（パス及びジャンクションでノード間を接続） ・集中定数系では気液分離と気相部における液滴の存在を模擬する流況モデルを適用 ・分布定数系では二相流況をすべてモデル化
構造材との熱伝達及び内部熱伝導	<ul style="list-style-type: none"> ・自由対流（McAdams），強制対流熱伝達（Dittus-Boelter）及び混合領域をモデル化 ・輻射モデル ・凝縮モデル（実験相関式或いは熱・物質伝達のアナロジ） ・熱伝導モデル
スプレイ	<ul style="list-style-type: none"> ・液滴径・流量，温度 ・流動様式モデル ・自由対流（McAdams），強制対流熱伝達（Dittus-Boelter）及び混合領域モデル ・相変化（物質伝達）は界面を定義しアナロジにより計算
水素処理	<ul style="list-style-type: none"> ・PAR 特性を組込関数として模擬 ・イグナイトによる水素燃焼モデル

3.3.1 区画間・区画内の流動

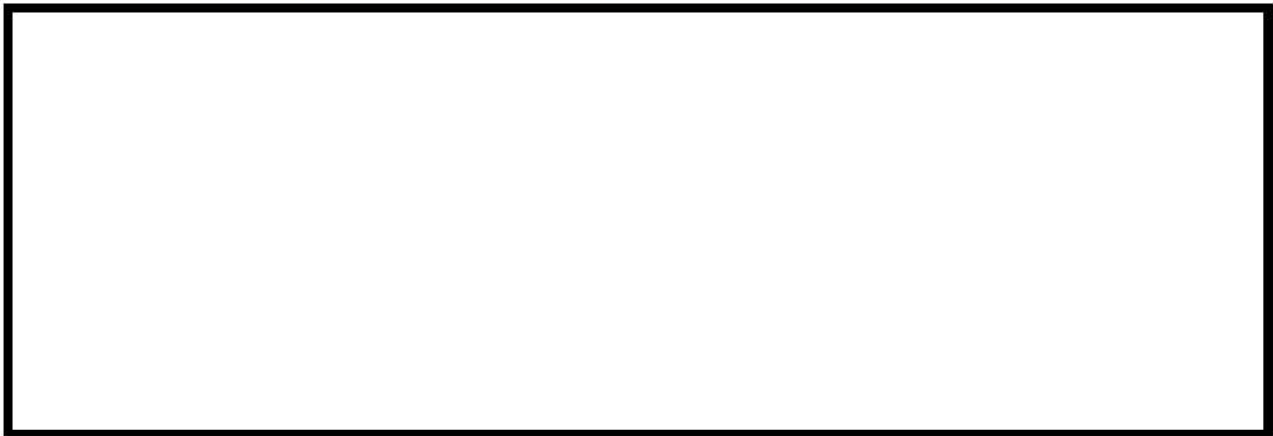
原子炉格納容器内の区画・区画内の流動を適切に模擬するため，原子炉格納容器を適切にノード分割する。流動計算で取り扱われる流体は各種ガス組成及び蒸気を含む気相，液相及び液滴相となり，これら各相に対して質量，エネルギー，運動量の保存式を各種の構成式及び相関式と合わせて数値的に解き，原子炉格納容器内の流動を模擬する。流体の各相に対しては非平衡状態の模擬が可能であり，多相の流況及び界面状態，相間の相互作用が考慮される。また，これら流体に合わせ，アイス及びミストも考慮することが可能である。

(1) 空間に対するモデル

ノードモデルには集中定数系モデル，ノードを有限差分法で分割する分布定数系モデルがある。

集中定数系ノードでは、熱水力学的諸量がノード平均として扱われ、流体各相のノード間の質量、エネルギー及び運動量の伝ばは、ノード間接続の流路面積、慣性長及び流動抵抗を考慮したパスにより模擬される。ノード内の流体が二相となる場合、ノード内の床面側に液相が、天井側に気相が存在する Pool/Drop 流動様式となる（図 3-2参照）。また、ノード内に構造材等のヒートシンク、破断口等の境界条件を設定することができる。

分布定数系ノードでは、ノードを複数のサブノードに分割することで流体の熱水力学的諸量の空間変化が詳細に模擬される。ノード内の質量、エネルギー及び運動量の空間変化は、サブノードに分割されたメッシュ構造体系で、有限差分法により求められる。また、乱流を考慮した多次元のモデル化が可能である。分布定数系ノードでは、図 3-2に示される流動様式が考慮され、流動様式に応じた界面熱伝達等を表す構成式、構造材表面の熱伝達等を表す相関式により二相流れが模擬される。分布定数系ノードはパスにより集中定数系ノードと接続することができる。



(2) 気液界面の熱伝達

PWR の重大事故等発生時において、原子炉格納容器内で水素が発生するような状態で考慮されるべきである流体間の熱・物質伝達に関する相互作用を図 3-3に示す。流体は液相（水）・気相（蒸気）・液滴の三相による流体場を想定している。流体間では、液相・気相間、液滴・気相間において凝縮・蒸発・沸騰・フラッシング等が、液滴相・液相間では、デポジット・ディエントレイン・凝集等が考えられる。構造材表面では流体との熱・物質伝達の相互作用が計算され、構造材表面を介して流体の相や保有エネルギーに変化が及ぶ。これらの相互作用のうち、流体間の界面における熱・物質伝達に関し、GOTHIC コードにおけるモデルと取扱いを示す。

流体の相間における相互作用は、空間における流況を判断した上で界面積・状態量等から判断される。流況（Flow Regime）を識別することにより、相間（液相・気相間、液滴・気相間）の熱伝達及び抗力が作用する界面積が定義される。集中定数系ボリュームでは Pool/Drop 流動様式が、分布定数系においては図 3-2に示される流動様式が考慮される。液相・気相間、液滴・気相間の熱・物質伝達モデル概念図を図 3-4に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

流体が相変化を伴う場合、それによる輸送量は界面に対し作用する。この界面に対し、相間の物質伝達、熱伝達、運動量などの輸送量は、界面の両面における質量エネルギーバランスから算出される。

蒸気の凝縮に対しては、熱及び物質伝達間のアナログを考慮する機構論的なモデルにより伝達量が計算される。伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_{vl} = H_{vl}A_{vl}(T_{ll} - T_v) + \Gamma_l h_{vs}$$

$$Q_{ll} = H_{ll}A_{vl}(T_{ll} - T_l) + \Gamma_l h_l$$

H_{vl}, H_{ll} : 熱伝達係数

Γ_l : 相変化質量

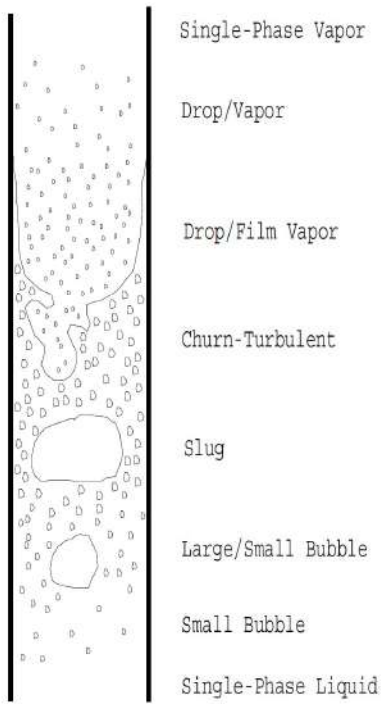
h_{vs}, h_l : エンタルピー

A_{vl} : 界面積

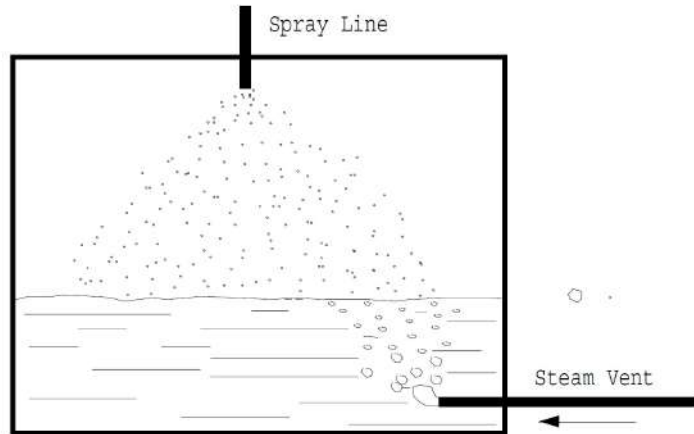
T_v, T_l, T_{ll} : 温度

(3) まとめ

このように原子炉格納容器内の空間を適切にノード分割した上で、気液界面の熱伝達や後述する構造物との熱伝達を表記する構成式・相関式と合わせて流体の保存式を解くことで、区画間・区画内の流動が模擬される。



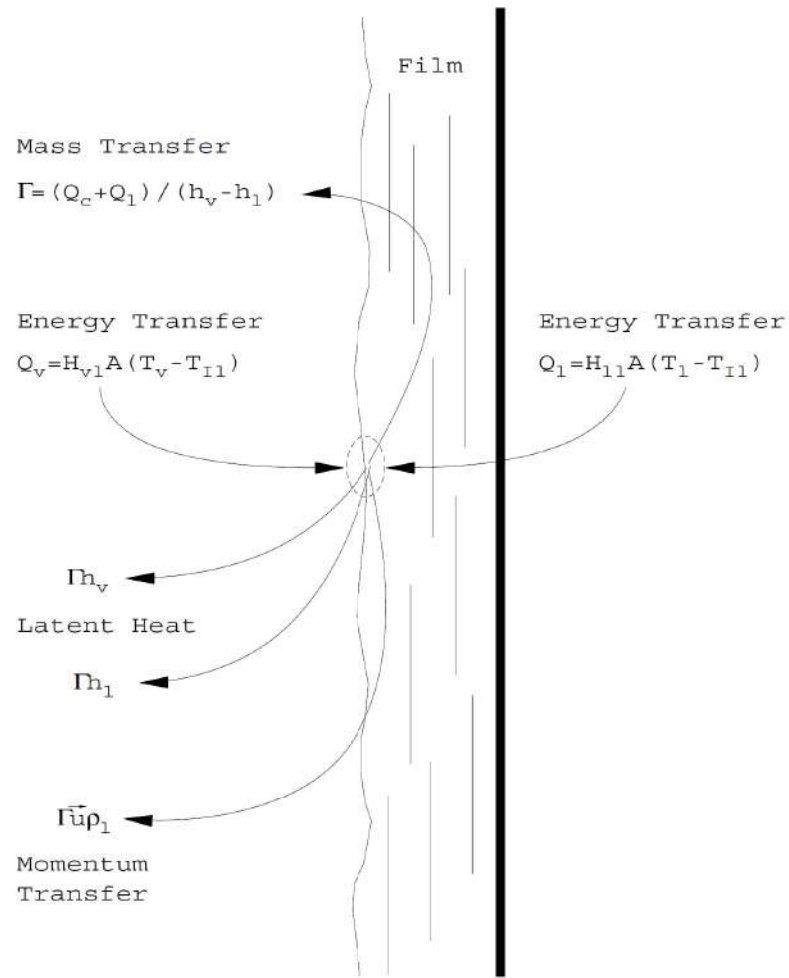
分布定数系における Flow Regime



集中定数系における Flow Regime

出典 : EPRI Product 1013072, GOthic Technical Manual, Figure 8-1 and 8-3

図 3-2 二相流モデル



出典：EPRI Product 1013072, GOETHIC Technical Manual, Figure 8-6

図 3-3 界面伝達モデル

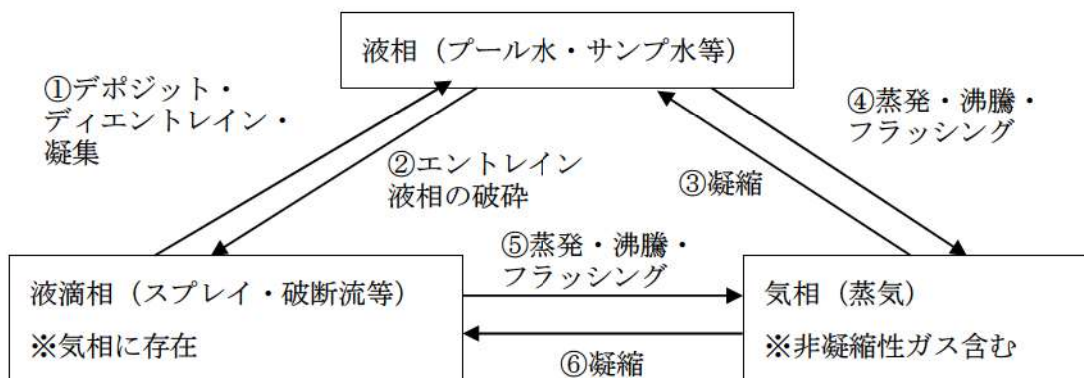


図 3-4 流体間の相互作用 (界面における熱・物質伝達)

3.3.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される(図 3-5参照)。以下に、GOTHIC コードに具備される代表的な熱伝達モデルを示す。

- ・単相熱伝達 (McAdams (参考文献3) : 自由対流, Dittus-Boelter (参考文献4) : 強制対流)
- ・輻射熱伝達 (壁面-気相, 壁面-壁面, Stefan-Boltzman (参考文献3) 式に基づく)
- ・凝縮熱伝達 (内田 (参考文献5)・田上 (参考文献6), Gido-Koestel (参考文献7), Diffusion Layer Model (参考文献8))

熱伝達モデルにより、凝縮伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_{cond} = \lambda_t \lambda_{wv} H_{cond} A_{cn} \Delta T_{cond}$$

H_{cond} : 凝縮熱伝達係数

λ_t : 強制関数

λ_{wv} : 接触表面割合

A_{cn} : 伝熱面積

ΔT_{cond} : 温度差

なお、構造物表面での伝熱量は以下のとおりとなる。

$$Q_w = Q_{cond} + Q_{conv_p} + Q_{conv_l} + Q_{rad}$$

熱構造材表面の凝縮は、気体の流動強度と境界部分の密度差、非凝縮性ガスの存在など気体組成・状態量、表面の液膜の状況に影響を受ける。コードでは、実験相関式或いは構造材表面の液膜濡れの影響を考慮する機構論的モデルを用いてこれら影響が考慮される。

事故時に原子炉1次冷却系から冷却材が放出されると原子炉格納容器内に蒸気が広がるが、構造材はヒートシンクとなり表面で蒸気凝縮が作用し、上昇する原子炉格納容器圧力及び温度の抑制に寄与する。一方、格納容器スプレイによる冷却、再循環ユニットによる気相部の自然対流冷却が開始されると、構造材表面にある液相が再蒸発を始める。これら冷却材-構造材熱伝達は、これらに対応するための上記の凝縮及び対流熱伝達モデルにより模擬される。以下に構造材表面の凝縮熱伝達モデルの概要を示す。

(1) 田上ブローダウン式 (参考文献6)

日本で実施した Safe Project (参考文献9) において、1区画の閉空間に対する大破断 LOCA ブローダウン(二相放出)を想定し得られた実験相関式である。対象となる区画の自由体積、放出エネルギー積分値、放出期間の関数により、ブローダウン時のピーク凝縮熱伝達係数を定義する。な

お本式をベースにした修正田上相関式が、日本国内の設置許可申請書添付十における原子炉格納容器健全性評価及び長期内圧評価に使用されている。

(2) 直接凝縮モデル

構造材表面における直接凝縮モデルを示す。なお、本節で示す凝縮モデルは、濡れ面における凝縮膜が継続的に落下することで、気相と構造材との接触性が確保される状態を仮定している。

① 内田相関式 (参考文献 5)

熱構造材との熱流束が過度に大きい、或いは過度に少ない場合を除いて適用可能である。対象となる領域の蒸気・非凝縮性ガスの比のべき乗により凝縮熱伝達係数を定義する。過熱状態に対しては適用しないものとする。本式をベースにした修正内田相関式が整備されており、LOCA を想定した設計基準事故 (DBA) の解析で、修正田上相関式と組み合わせて使用されている実績がある。

② Gido-Koestel 相関式 (参考文献 7)

熱・物質伝達のアナログにより、熱構造材表面における凝縮に伴う物質伝達を算出、これにより等価的な熱伝達係数を定義する。気相が過熱・飽和いずれの状態においても適用可能である。表面の凝縮膜による伝熱促進を組み込んでおり、液膜厚さ・流速が考慮される。

(3) Diffusion Layer Model (参考文献 8)

Diffusion Layer Model (DLM) は、熱・物質伝達のアナログを用いて凝縮率と顕熱伝達率を計算する。このモデルは開発元 (NAI) の検証により、最適な熱伝達予測であることが確認されている。うち、DLM-FM は構造材近傍の気相におけるミストの発生及び構造材表面の液膜擾乱効果を考慮することで、最確評価が可能である。

GOTHIC コードの実験検証においては、例えば NUPEC 試験解析などで DLM-FM を使用している。他のモデル検証解析を以下に示す。

- ・ 内田試験
- ・ Wisconsin 大学 大気圧試験 (参考文献 10)
- ・ Wisconsin 大学 加圧試験 (参考文献 10)
- ・ Wisconsin 大学 Flat Plate Tests (参考文献 11)
- ・ Debhi 試験 (参考文献 12)
- ・ CVTR 試験 (参考文献 13)
- ・ BFMC 試験 (参考文献 14, 15, 16)
- ・ HDR 試験 (参考文献 16, 17)
- ・ ヌッセルト理論 (参考文献 18)

(4) 膜状凝縮モデル (Film)

原子炉格納容器内の壁面のような熱構造物とは異なり、液相で浸されている濡れ面（配管内部など）に対しては、膜状凝縮モデルを適用する。このモデルでは膜状凝縮のみならず、周辺の流体との单相熱伝達及び沸騰も模擬可能である。凝縮のモデルは内田と Gido-Koestel の組み合わせ、或いはそれらの最大値が適用される。

その他、GOTHIC コードによるモデル化で考慮される事項は以下のとおりである。

- ・ 溶融炉心による輻射は、ソースタームとして境界条件で考慮する。
- ・ 原子炉格納容器外面での大気との熱伝達の影響は模擬しない。
- ・ ヒートシンクモデルは、表面における流体及び空間からの伝熱を内部の熱伝導モデルに渡す。

原子炉格納容器本体及び構造物内部の伝熱は平板体系（場合によっては円柱或いは円筒）により模擬される。即ち、構造物の厚さ方向に離散化された体系において1次元熱伝達方程式が数値的に解かれ、構造物内の温度分布が求められる。熱伝導の計算においては、厚さ方向に分割した層ごとの密度、熱伝導率及び比熱が入力データとして与えられる。厚さの分割は、計算における温度拡散の強度に従い設定する。

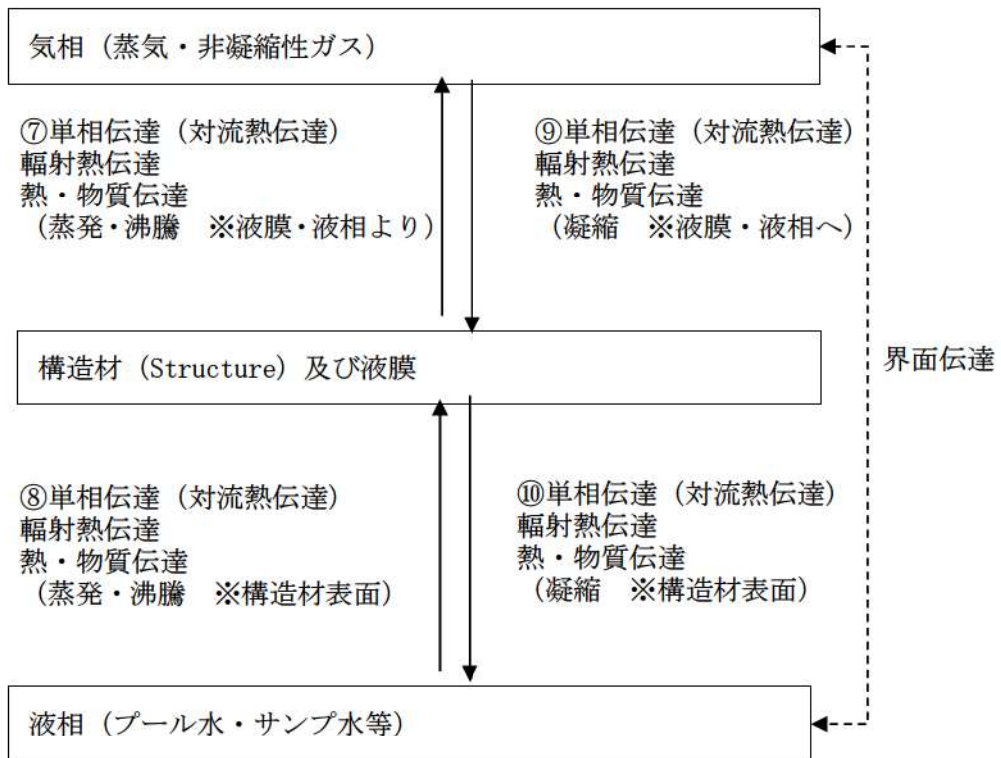


図 3-5 流体と構造物の相互作用 (構造材表面における熱及び物質伝達)

3.3.3 スpray冷却

3.3.1章(2)における気液界面の熱伝達のうち原子炉格納容器内の全体的な圧力に大きく影響するスプレイ冷却は、分散液滴を考慮する3流体モデルを採用することから、スプレイ液滴を独自の流体場として、質量、エネルギー及び運動量の保存則において考慮する。スプレイの模擬に当たっては、ノミナルパラメータ(液滴径及び流量、温度)が入力により与えられる。スプレイモデルが設定されるノードでは、設定されたスプレイ液滴がノード内に分散すると仮定され、通常、重力に従って落下する動きとなる。また、パスを用いてスプレイ液滴の流れ方向を定義することもできる。スプレイによる流体の冷却及び凝縮は、気液界面の熱伝達、流体の相変化は、相間の運動量交換とともに、界面積、界面熱伝達、界面抗力からなる構成式により模擬される。構成式について、集中定数系ボリュームではPool/Drop流動様式が、分布定数系においては以下に示される流動様式が考慮される。

- Pool
- Small Bubble
- Large/Small Bubble
- Churn-Turbulent
- Film/Drop
- Single Phase Vapor

流動様式はノードのボイド率等に判定され、また、同様にパスに対しても適用される。相間の自由対流熱伝達、強制対流熱伝達及び混合領域に対しては以下のモデルが適用される。

- Dittus-Boelter
- McAdams
- それらの混合効果

蒸気の凝縮においては、熱及び物質伝達間のアナログを考慮する機構論的なモデルが具備されている。また、コードは3流体を考慮することから、対向流及び気相中の分散液滴を陽にモデル化することができる。

3.3.4 原子炉格納容器内の水素発生

実機プラントの解析では、水素の発生源として以下を考慮する。

- 炉内でのジルコニウム-水反応による水素発生
- 原子炉格納容器内での熔融炉心による水素発生
- 原子炉格納容器内での放射線水分解による水素発生
- 原子炉格納容器内での金属腐食による水素発生
- 原子炉格納容器内でのヒドラジン分解による水素発生

いずれについても、MAAPコードによる解析結果に基づいて時刻歴の水素発生量が評価され、境

界条件として GOTHIC コードに与える。発生する水素は、3 ループプラントの場合、大破断 LOCA + ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）において、以下の区画に放出されるものとしている。MAAP コードと GOTHIC コードで水素放出先のノード分割が異なる場合は、ノードの体積による重みで放出量を分割している。

< 炉内及び溶融炉心による水素発生 >

- ・ 破断口が存在する区画（蒸気発生器室）
- ・ 加圧器逃がしタンクのラプチャディスクが存在する区画（蒸気発生器室）
- ・ RV 破損口存在区画（原子炉下部キャビティ）

< 放射線水分解，金属腐食，ヒドラジン分解による水素発生 >

- ・ オペレーションフロア以下の各区画

なお、境界条件は時系列による水素の放出質量流量、圧力及び温度である。流量に対しては後述するように補正を行っている。適用する圧力及び温度は、炉心から発生する水素に対しては MAAP コードの計算結果によるもの、それ以外については発生量算出の時点で参照した MAAP コードによる計算結果を使用している。

3.3.5 水素処理

実機プラントの解析では、水素処理設備の特性を模擬し水素の再結合若しくは燃焼を化学的に解いた上で熱及び流動の観点から周辺領域への影響を考慮した計算体系とする。具体的には、水素処理設備が広域な原子炉格納容器ドーム部に設置される場合には、3 次元的なノード分割を考慮した上で、水素処理設備の設置位置を定義する。また、下部区画等の 1 次元的或いは限定された範囲で等方的な流動が予想される位置に設置される場合は、単一の評価ボリューム内で水素処理設備による効果を考慮し、それが周囲に与える影響についてはボリューム間を接続するパスにより模擬される。

以降に、水素処理設備である PAR、水素燃焼設備となるイグナイタについて説明する。

(1) PAR による水素処理

PAR の性能評価式は製造元より提示されており、実証試験において試験結果との相関関係の確認が行われている。水素処理速度は再結合率の性能評価式に基づき、PAR 設置場所における水素及び酸素の体積比、圧力の関数となる。触媒の反応度は温度に依存するが、触媒温度は水素濃度に、ガス温度は圧力に依存するため、評価式はこれらを含む形となる。また、PAR の入口流量は、触媒温度（水素濃度に依存）と圧力によるため、入口流量を直接的なパラメータとする必要がないが、水素処理速度は圧力条件に制約される。水素の再結合率に係る性能評価式を以下に示す。

$$\gamma = \eta \cdot \min(X_{H_2}, 2 \cdot X_{O_2}, 8.0) \cdot (A \cdot P + B) \cdot \tanh(X_{H_2} - 0.5)$$

ここで、

γ : 再結合率 (g/s)

η : 1.0 ($X_{O_2} > X_{H_2}$)

X_{H_2} : 水素体積比 (vol%)

X_{O_2} : 酸素体積比 (vol%)

P : 圧力 (MPa)

A, B : 係数

A 及び B は試験結果に基づき設定される係数となる。

また、PAR では水素の再結合により、以下のように量論的に化学反応熱が発生するが、この発生熱は GOTHIC コードにおいて考慮される。



GOTHIC コードでは、PAR が設置されるノードの水素及び酸素の体積比、圧力が性能評価式の入力として与えられ、性能評価式に基づいて再結合率、即ち、ノード内の水素処理速度が計算される。計算された水素処理速度に基づき発生する化学反応熱量が計算され、当該ノードの雰囲気への熱源として考慮される。

(2) イグナイタによる水素燃焼

GOTHIC コードに組み込まれるイグナイタモデルについて説明する。イグナイタへ通電されると、その表面部が 900℃まで上昇することで、周囲空気温度を水素の自己発火温度である約 560℃まで上昇させ、イグナイタ周囲の水素を自己燃焼させる。イグナイタ周囲の水素が燃焼することで、さ

らにその周囲の水素も火炎伝ばによって燃焼し、瞬時に原子炉格納容器内の水素濃度を低下させる効果が期待できる。

GOTHIC コード内において水素燃焼を模擬する場合、対象となるボリュームの種別に応じ適用される燃焼モデルが異なる。集中定数系においては HECTR コードと同様なモデルを使用する。これは、ガスの状態がクライテリアに適合した場合に、対象区画における一定割合の水素が燃焼するとし、パスを経由して隣接区画に燃焼が伝ばするものとする Discrete Burn Model と、外からの水素供給に基づき燃焼が継続する Continuous Burn Model による。Discrete Burn Model はイグナイタによる着火で区画燃焼が生じるとする。Continuous Burn Model では、イグナイタによる燃焼判定によらず自然着火のみの模擬に対し使用するが、パスを経由した隣接区画への燃焼伝ばは評価されない。分布定数系においては、機構論的な燃焼モデルが適用される。これは、対象セルの気相成分（水素及び酸素濃度）及び乱流要素により層状或いは乱流燃焼のうち最大のものが生じるとするものである。

図 3-7に水素濃度に応じたイグナイタによる一般的な火炎伝ば挙動を示す。水素濃度が 4vol% から可燃限界に入り、約 4vol%から 6vol%では火炎は上方伝ばのみ、約 6vol%から 8vol%では上方と水平に伝ば、約 8vol%以上で下方伝ばも起きる。このため、水素濃度が約 8vol%未満ではイグナイタより高い領域が燃焼し、8vol%以上では区画全体に火炎が広がる。水素濃度が低い場合には、火炎は上方にしか伝ばしないが、水素濃度が高まるにつれて水平方向への火炎伝ばが生じ、ついには下方への火炎伝ばが生じることを示している。

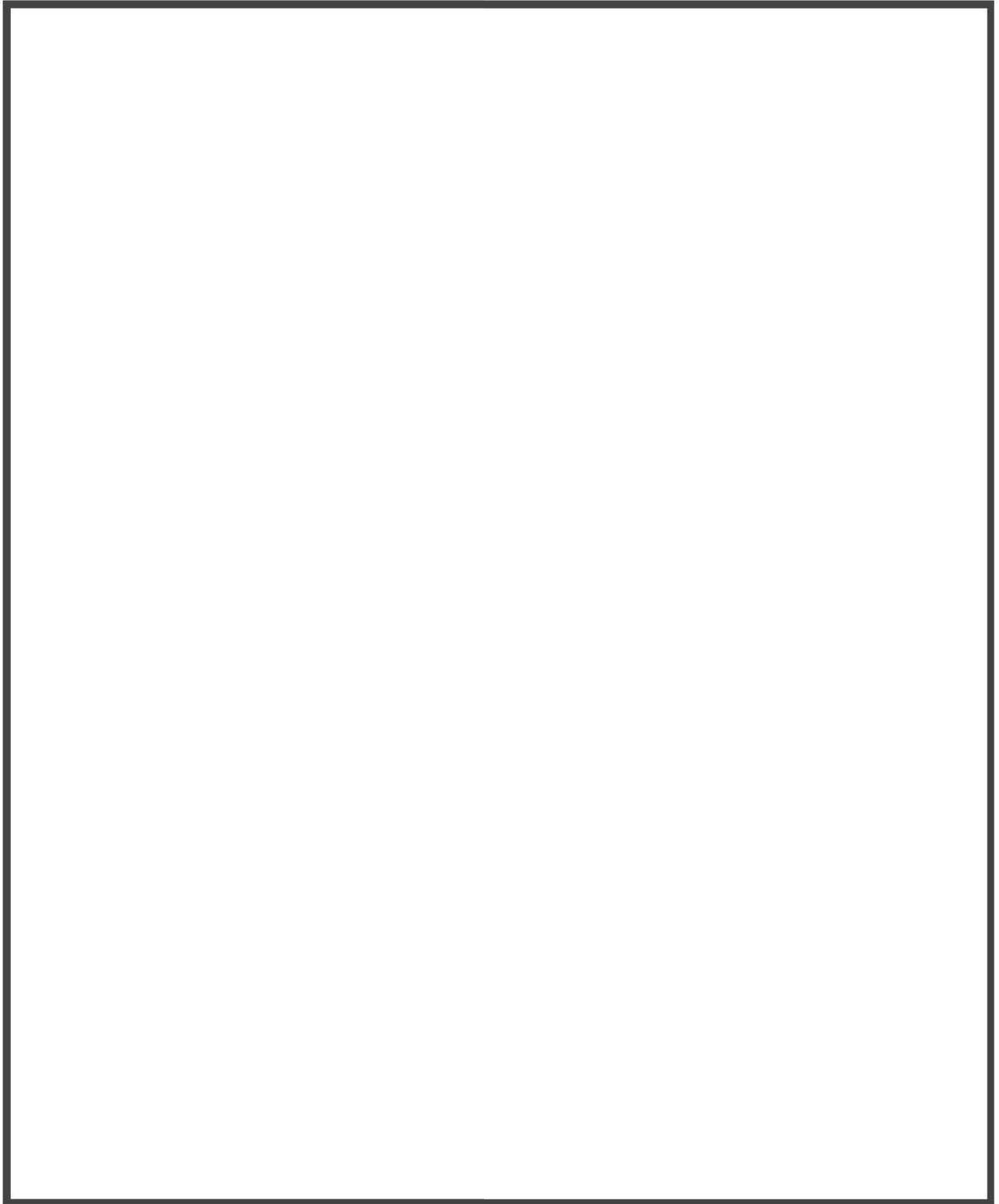
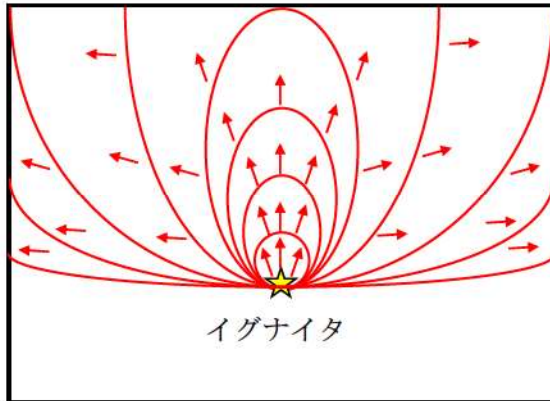


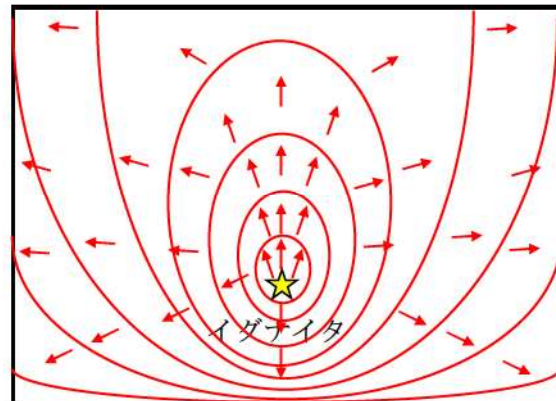
図 3-6 PAR 組み込みロジック

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(6vol% ≤ 水素濃度 < 8vol%)



(8vol% ≤ 水素濃度)



[補足] 火炎伝ばの方向

- 4vol% ≤ 水素濃度 < 6vol% : 上方のみ
- 6vol% ≤ 水素濃度 < 8vol% : 上方・水平
- 8vol% ≤ 水素濃度 : 上方・水平・下方

図 3-7 イグナイタによる水素燃焼挙動

3.4 ノード分割

有効性評価における実機プラントのノーディングスキームは、形状、模擬する物理現象の強度、数値計算上の必要条件により基本的な分割を定める。



GOTHIC コードによる空間の模擬に対し適用する解法には集中定数系及び分布定数系があり、それらの比較を表 3-3に示す。集中定数系で考慮できるものは、基本的に分布定数系によっても模擬可能である。

プラントノーディングを図 3-8から図 3-11に示す。なお、ノード分割は想定される物理現象及びその模擬の要否、数値計算上の扱い等によって検討すべきものであり、解析により得られる結果がこの分割方針により大きく変わることがないようにする必要がある（表 3-4参照）。

また、想定する事故シーケンスによって支配的な現象が異なる場合などは、その模擬の必要性に応じて分割手法を見直す必要が生じることがある。

解析では、原子炉からの冷却材と水素の放出源としてループ室の破断口に境界条件が設定される。また、原子炉容器の破損による放出についても同様に、境界条件として原子炉下部キャビティに設定される。これ以外で、放射線水分解及びヒドラジン分解、原子炉格納容器内の金属腐食に伴う水素発生に関しても、それぞれの箇所において境界条件により模擬している。同様に水素の重要事故シーケンスとして想定される事象では格納容器スプレイに期待することから、スプレイモデルを設定し、原子炉格納容器ドーム部の各ノードに境界条件として設定される。実機解析全体の評価の流れ及びインプット及びアウトプットの関係を図 3-12に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 3-3 集中定数系と分布定数系の比較

項目	集中定数系ノード	分布定数系ノード
特徴	ノード内の物理諸量を平均値として表す。他ノードとの流体の伝ばはパスにて模擬され、移流慣性はパスで考慮されるが、ノード内では瞬時に一様に拡散及び混合する。	ノード内をサブノードに詳細分割し、ノード内の物理諸量の空間及び時間変化を模擬。集中定数系ノードとパスで接続することができる。流体の対流及び乱流を模擬することができる。
適用例	原子炉格納容器下部区画	原子炉格納容器ドーム部
保存式	質量保存則 エネルギー保存則 運動量保存則 (いずれも流体場である気相、液相及び液滴相に対し考慮)	質量保存則 エネルギー保存則 運動量保存則 (いずれも流体場である気相、液相及び液滴相に対し考慮)
流動様式	Pool/Drop	Pool, Small Bubble, Large/Small Bubble, Churn-Turbulent, Film/Drop, Single Phase Vapor
構造材と流体の熱伝達	流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される。	流体と構造物表面との間の、単相、輻射、凝縮熱伝達が考慮される。
乱流モデル	使用しない	k-ε モデルなど
数値解法	ノードーパス	有限体積における差分法 (スタッガード格子)

表 3-4 ノード分割の考え方

対象区画	ノード分割の考え方
全体的な考え方	
原子炉格納容器 ドーム	
下部	
水素処理設備	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

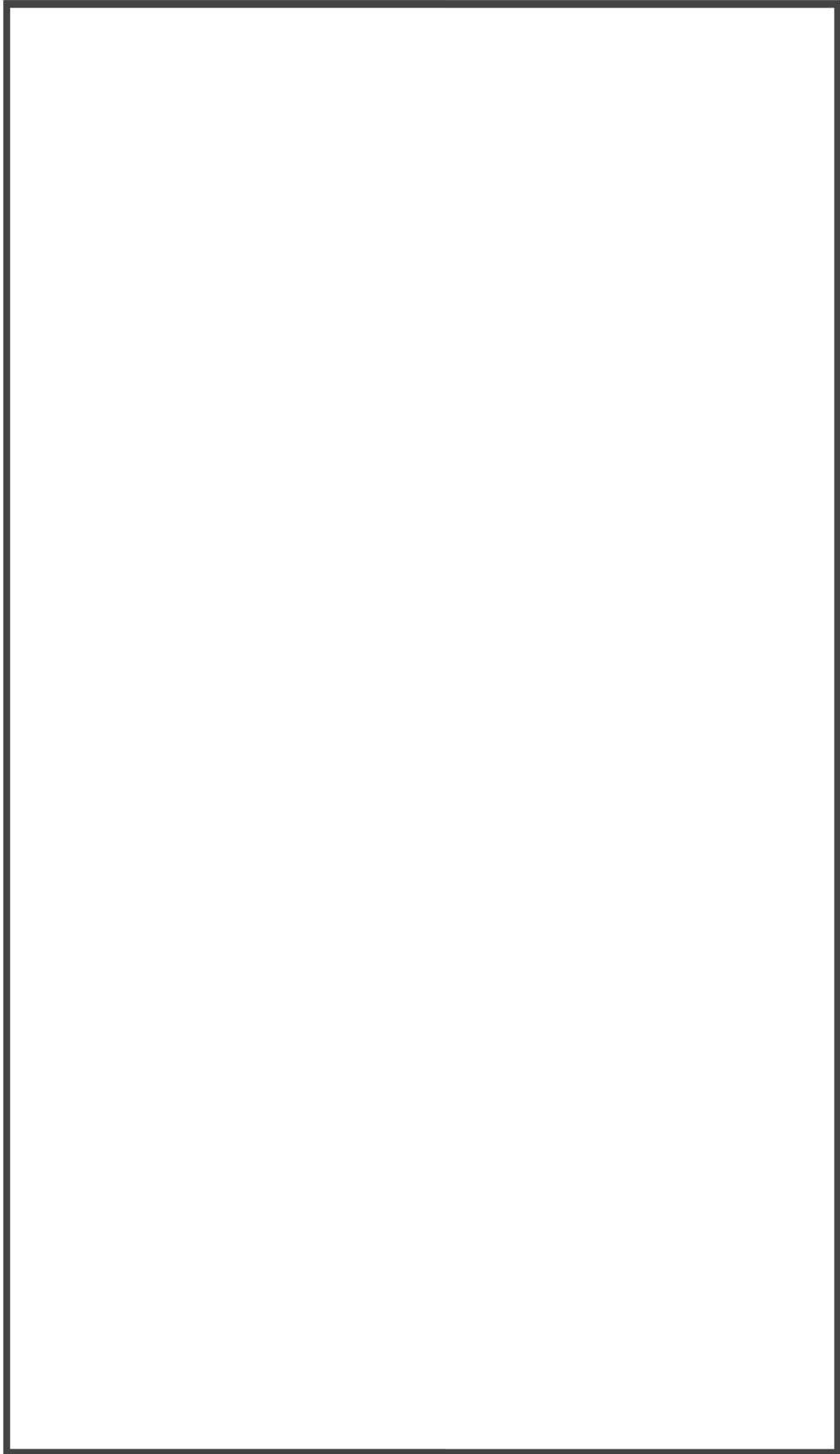


図 3-8 GOTHIC コードによる水素濃度評価解析ノード図と実機プラントの対応 (3ルーブプラントの例)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

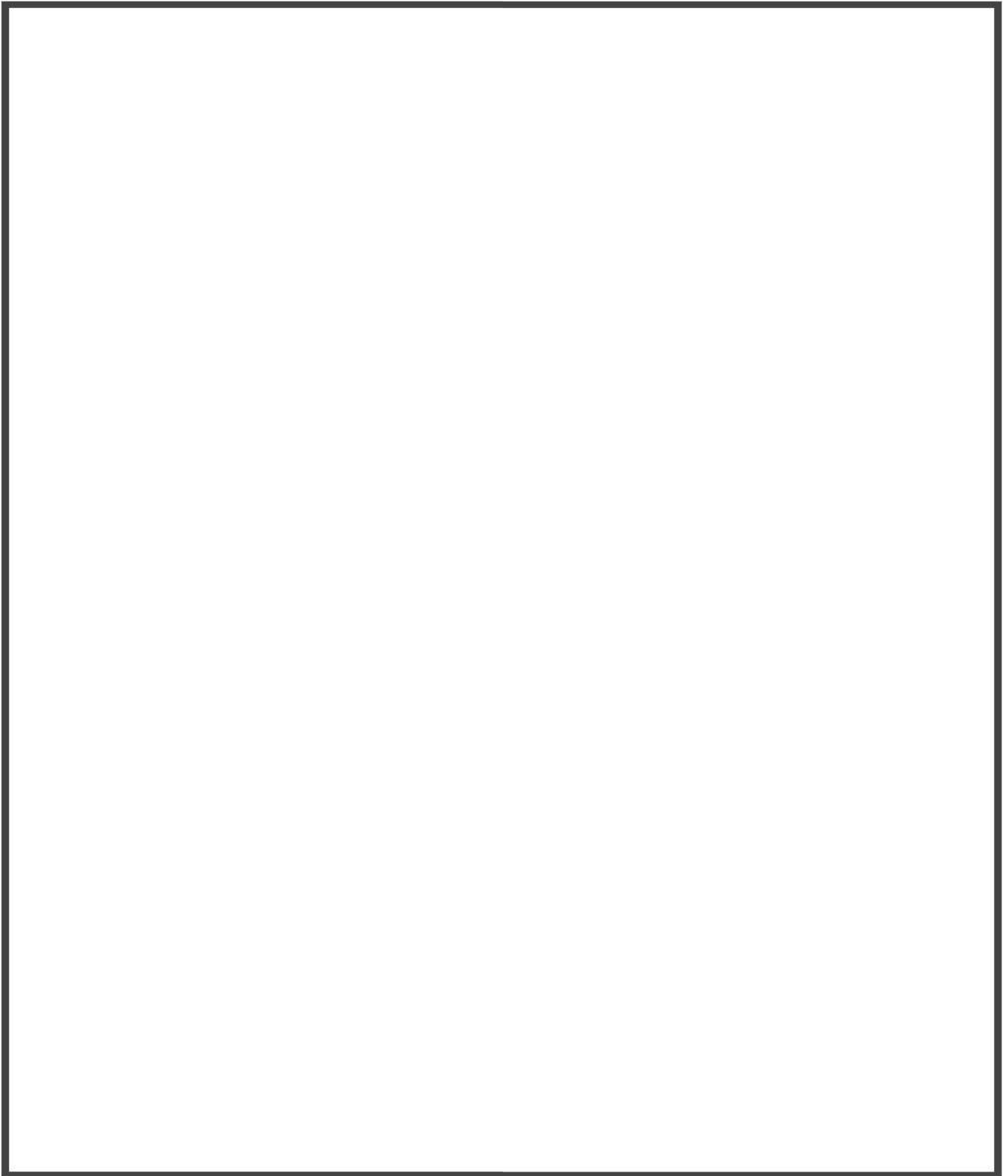


図 3-9 GOTHIC コードによる水素濃度評価解析ノード図 (代表 3 ループプラント)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

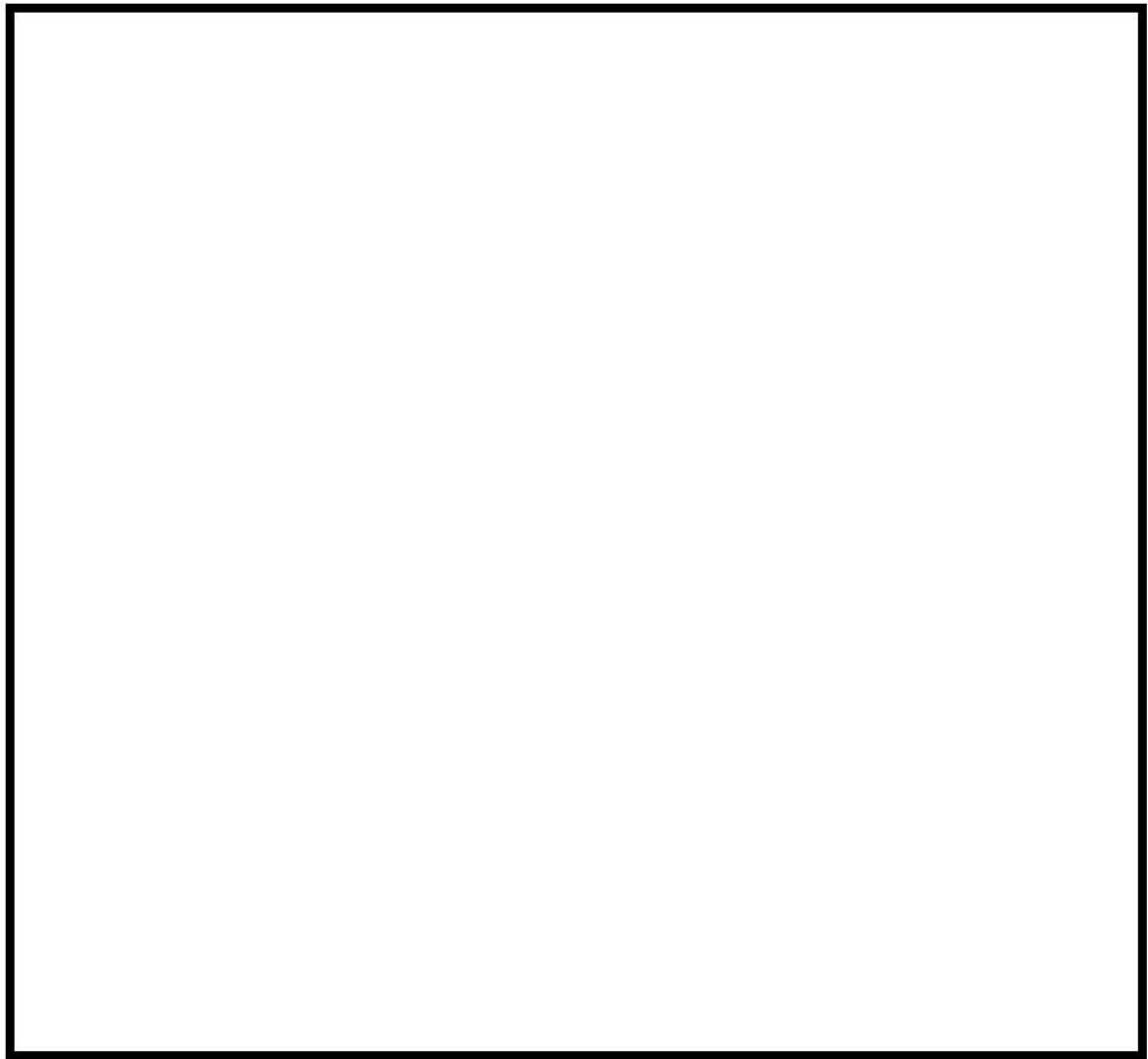


図 3-10 GOTHIC コードによる原子炉格納容器ドーム部ノーディング例
(代表 3 ループプラント)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

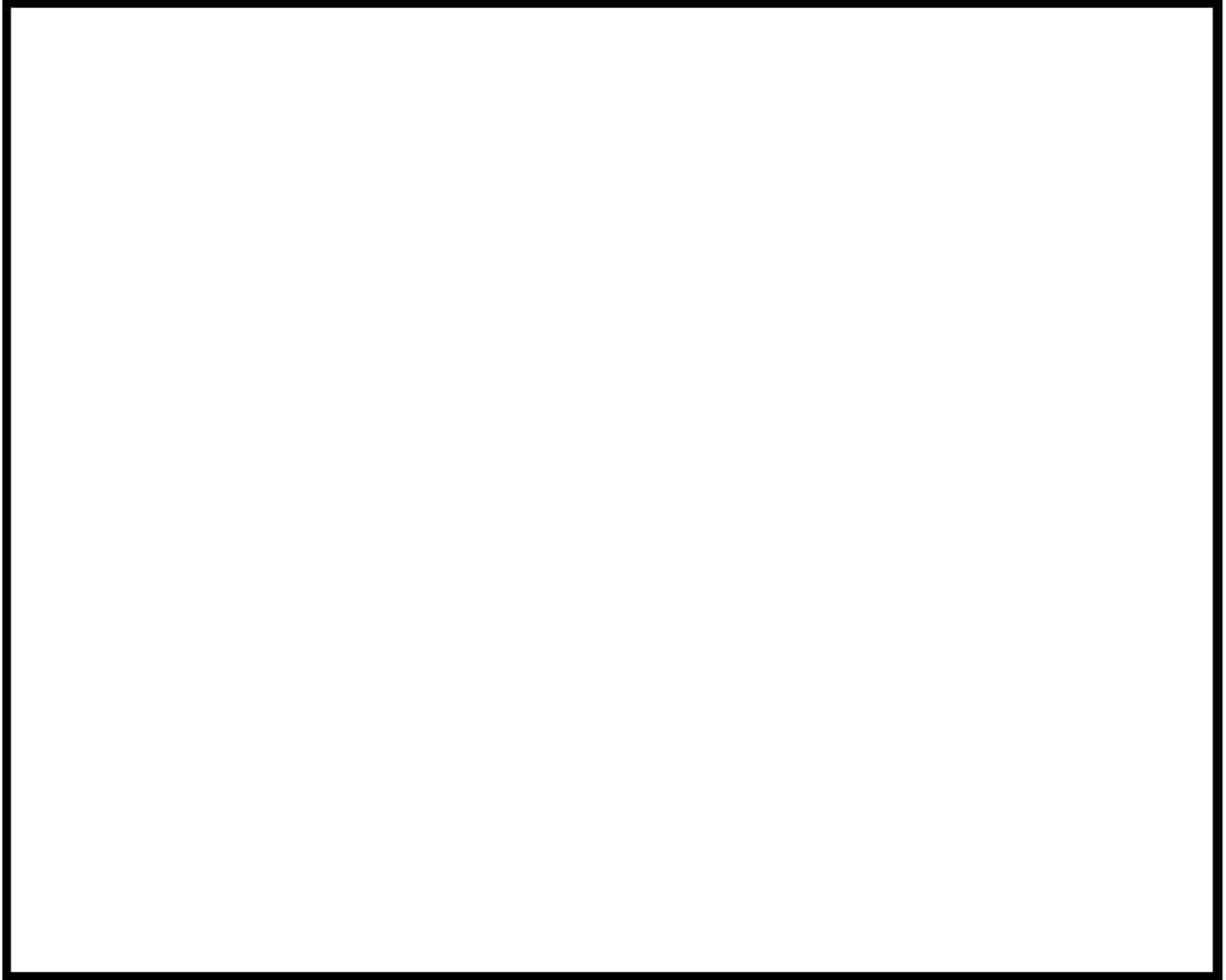


図 3-11 GOTHIC コードによる原子炉格納容器ドーム部ノーディング例
(代表 3 ループプラント) 付番詳細

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

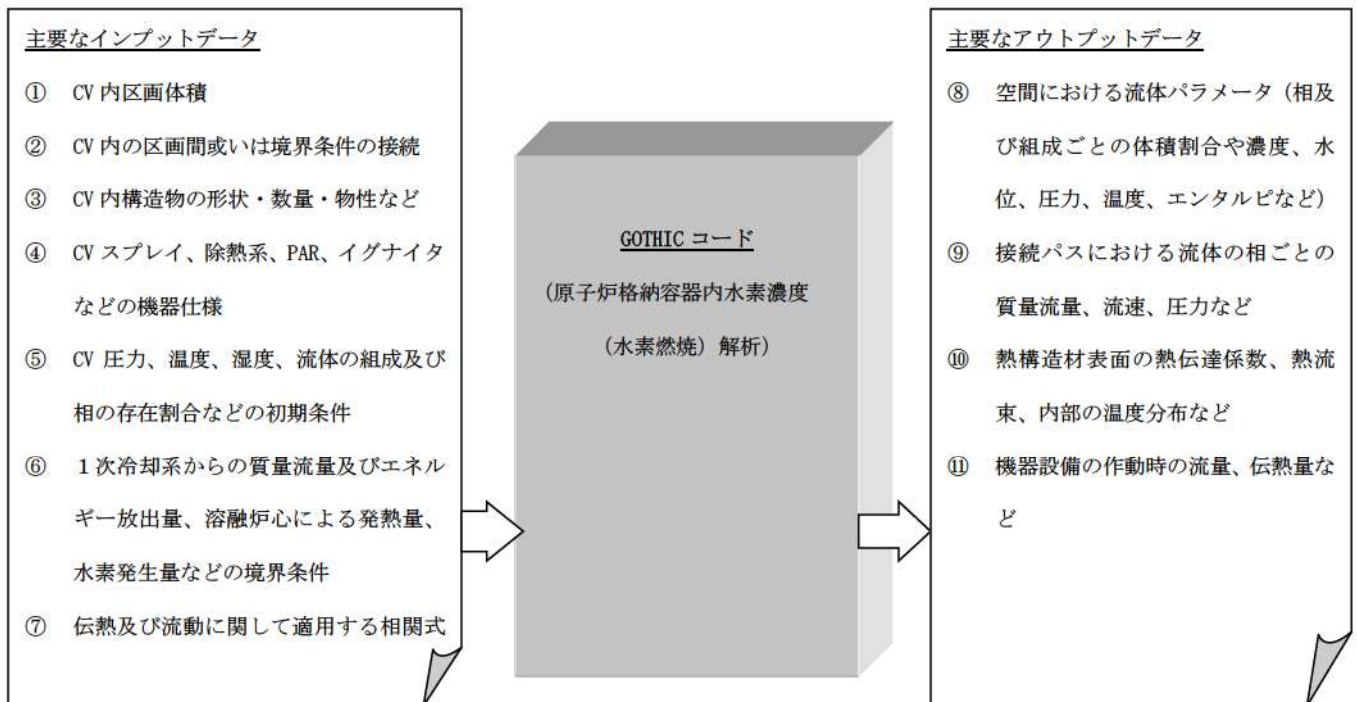
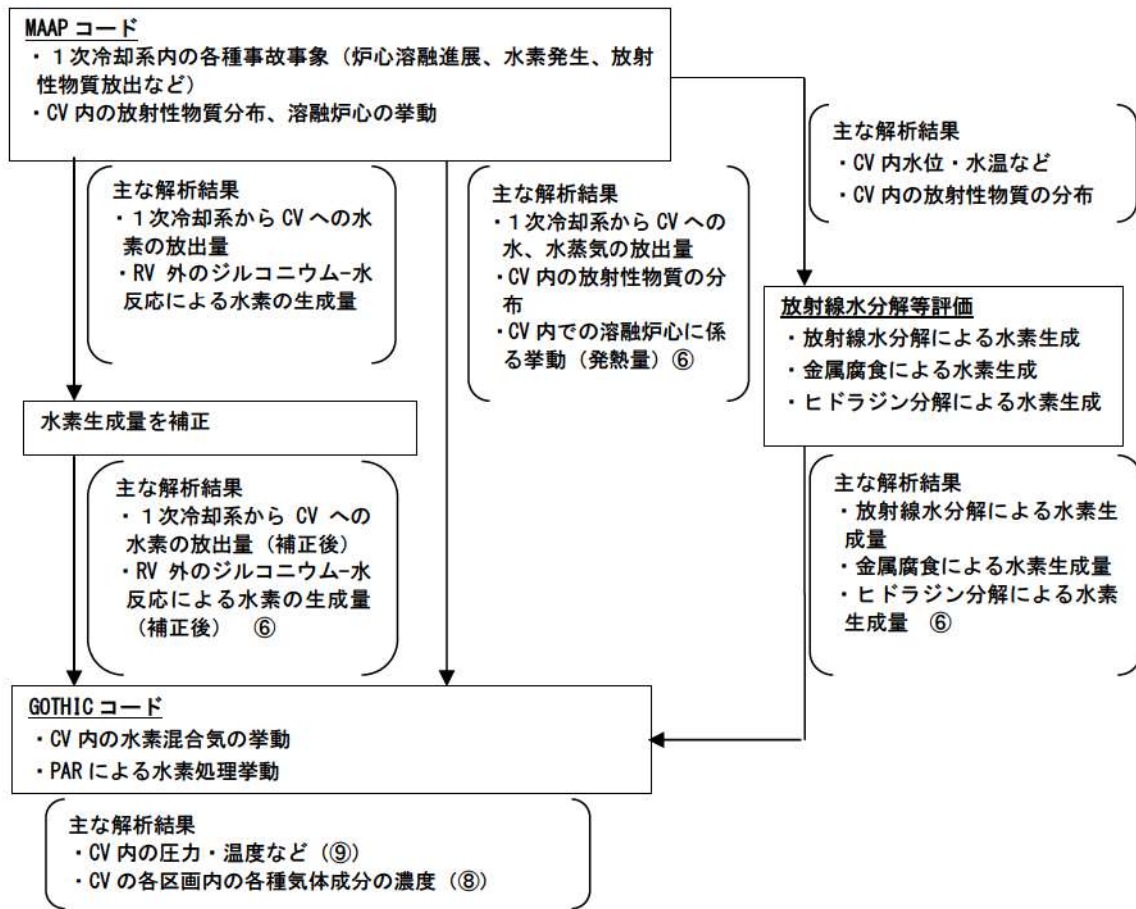


図 3-12 実機プラントにおける原子炉格納容器内水素濃度評価の概要

3.5 入出力

GOTHIC コードによる水素濃度評価の入出力を図 3-12に示す。また、主要なインプットデータは以下のとおり構成される。インプットデータの元となる「原子炉格納容器関連データ」、「事象収束に重要な機器及び操作」等を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① CV 内の区画体積及びそれに係る諸元（高さ、水力等価径など）
- ② CV 内の区画間或いは境界条件の接続に係る諸元（断面積、水力等価径など）
- ③ CV 内構造物の形状、数量及び物性など
- ④ CV スプレイ、除熱系、PAR、イグナイタなどの機器仕様
- ⑤ CV 内圧力、温度、湿度、流体の相及び組成の存在割合などの初期条件
- ⑥ 1 次冷却系からの質量流量及びエネルギー放出量、溶融炉心による発熱量、水素発生量などの境界条件
- ⑦ 伝熱及び流動に関して適用する相関式及び流体場に対し有効とする項目の指定（熱伝達相関式、流動様式など）

上記をインプットデータとして過渡解析を実施し、以下のアウトプットデータを得る。

- ⑧ 空間における流体パラメータ（相及び組成ごとの体積割合や濃度、水位、圧力、温度、エンタルピなど）
- ⑨ 接続パスにおけるパラメータ（流体の相ごとの質量流量、流速、圧力など）
- ⑩ 熱構造材の熱的パラメータ（表面の熱伝達係数、熱流束、内部の温度分布など）
- ⑪ 機器設備の作動パラメータ（流量、伝熱量など機器の諸量に係るものと作動状況など）

4. 検証, 妥当性確認

GOTHIC コードの水素分布解析に対する適用性を以降に示す。

4.1 重要現象に対する検証, 妥当性確認方法

GOTHIC コードの評価マトリックスを表 4-1に示す。表 4-1では, 評価対象となる現象のうち「H」ランクとなるものを列挙している。各実験解析及び実機解析の内容について要約を 4.1.1 章から 4.1.5章に示す。なお, 水素生成については, MAAP コードによる解析結果に基づいて, 時系列の境界条件として GOTHIC コードに与えられることから, GOTHIC コードの妥当性確認の対象外とする。

表 4-1 評価マトリックス

		NUPEC 試験解析 M-7-1	NUPEC 試験解析 M-4-3	熱伝導解析との比較※	熱伝導解析との比較	PAR 特性検証	イグナイタによる 水素燃焼モデルの検証	関連モデル
区画間・区画内の流動	構造材との熱伝達及び内 部熱伝導	図 4-8 ～ 図 4-12	図 4-13 ～ 図 4-16	—	—	—	—	保存式モデル 流動を模擬する構成式及び相 関式 非凝縮性ガスの輸送モデル ノーディングスキーム (空間離 散化モデル) 多相流モデル 熱伝達モデル (自然及び強制対 流, 輻射, 凝縮) 熱伝導モデル
		—	—	—	—	—	—	多相流モデル 界面熱伝達モデル (凝縮では相 変化アナロジを考慮)
スプレー冷却		—	—	—	—	—	—	多相流モデル 界面熱伝達モデル (凝縮では相 変化アナロジを考慮)
水素処理		—	—	—	—	図 4-32 図 4-33 図 4-44 図 4-48	表 4-7	PAR 特性モデル イグナイタによる水素燃焼モ デル

※ 複数の試験による凝縮熱伝達モデルの実験検証。

4.1.1 NUPEC 試験解析

NUPEC 試験は、実機プラントの重大事故等時に発生する水素の代替としてヘリウムガスを用いた非凝縮性ガスの拡散及び混合挙動に関する総合効果試験である。ここでは、水素燃焼評価に対する重要事故シーケンスとなる大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ）を想定し、評価で重要となる区画間・区画内の流動、構造材との熱伝達及び内部熱伝導、スプレイに係るモデルを中心としたコードの水素濃度予測に係る性能について検証を行い、GOTHIC コードが実機プラントの解析に適用できることを確認する (Test M-7-1)。また、NUPEC 試験ではスプレイなし条件 (Test M-4-3) でも実験がなされており、これらに対するコードの適用性についても確認し、スプレイ及び蒸気放出が評価結果に与える影響を検討する。

4.1.2 熱伝達試験との比較

構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係るモデルのうち、実機プラント解析に用いられる構造材表面の熱伝達モデルについて、解析予測と各種試験データとの比較を行った。実機プラントの解析では Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守性を考慮することで、ウェット条件に換算した水素濃度を保守的に見積もるアプローチを採用する。ここでは、広範囲にわたり適用される内田モデルの試験データに対するバラつきを確認する。

また、前述の NUPEC 試験解析では、コードの流動に係る模擬性を適切に評価することから、より最適予測性の高い Diffusion Layer Model FM (DLM-FM) を適用している。各種試験に対する同モデルの予測性能についても確認する。

4.1.3 熱伝導解析解との比較

構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係るモデルのうち、内部熱伝導に係るモデルについて検証した。具体的には、コードによる数値計算が解析解を適切に再現することを確認し、同モデルがコード内に適切に組み込まれていることを検証する。

4.1.4 PAR 特性検証

水素処理設備のうち、重大事故等対策として設置される PAR について、設備製造元が供給する水素処理性能評価式が、コードに適切に組み込まれていることを検証する。

PAR の特性が適切にコードに組み込まれている点に対しては、理論値とコードの予測値を比較する。

また、実機プラント解析に際し、空間の分割手法などの点から PAR の性能曲線の適用可否に対しては、THAI 試験においてノード分割を変更した実験解析により検証を行う。

4.1.5 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証

水素処理設備のうち、イグナイタによる水素燃焼モデルについて、コード内モデルの妥当性検証を示す。

4.2 NUPEC 試験解析

NUPEC で実施された原子炉格納容器挙動試験（参考文献 19, 20）では，原子炉格納容器内で形成される非凝縮性ガスと空気の密度差による自然循環試験，放出水蒸気及び格納容器スプレイによる可燃性ガス濃度分布及び混合挙動試験などの 35 試験が実施された。実機で想定される非凝縮性ガスは水素となるが，本試験では代替ガスとしてヘリウムを用いている。NUPEC 試験と他機関で実施された試験との比較を図 4-1（参考文献 20）に示す。

ここでは，重要事故シーケンスとなる LOCA 時の ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）を想定した Test M-7-1 を選択する。Test M-7-1 は OECD/NEA の ISP35 に採用されており，海外 10 か国，15 機関にて確認解析が実施されている。また，スプレイを仮定しないシーケンスとなる Test M-4-3 についても解析を実施し，スプレイ有無がコード予測性に与える影響について確認する。

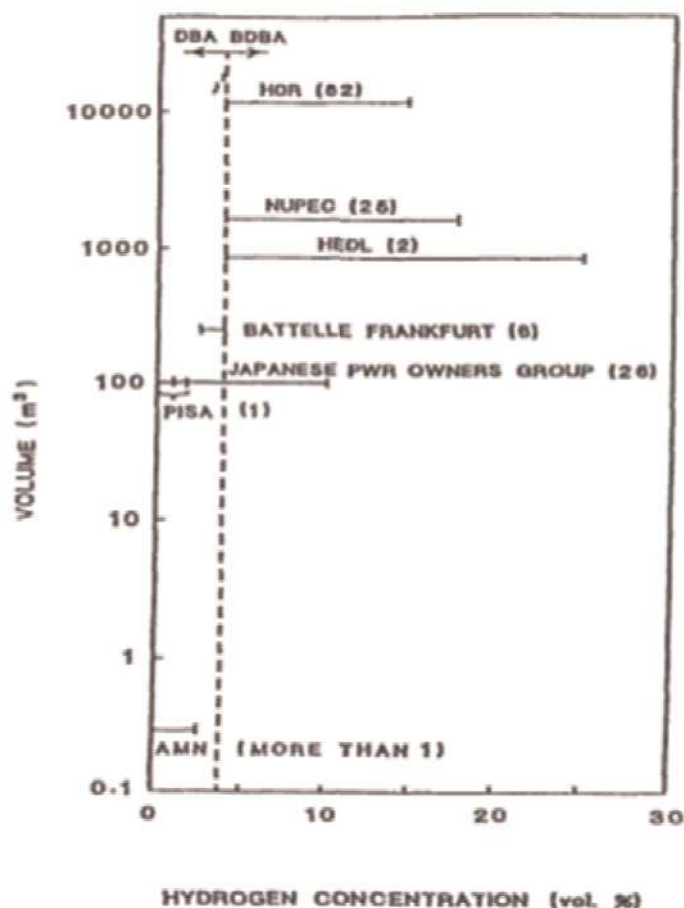


図 4-1 濃度分布及び混合挙動試験の規模と水素濃度範囲

4.2.1 NUPEC 試験設備

NUPEC 試験設備の概要図を図 4-2及び図 4-3に示す。また、原子炉格納容器スケール設備、ガス放出設備等の主要な試験設備を以下に示す。

(1) 原子炉格納容器

原子炉格納容器はドライ型4ループPWRの1/4規模であり、4ループ相当の区画が模擬されている。自由体積は1,300m³である。

(2) ガス放出設備

試験は安全性の観点から水素ガスの代わりにヘリウムガスが使用されている。

(3) 格納容器スプレイ

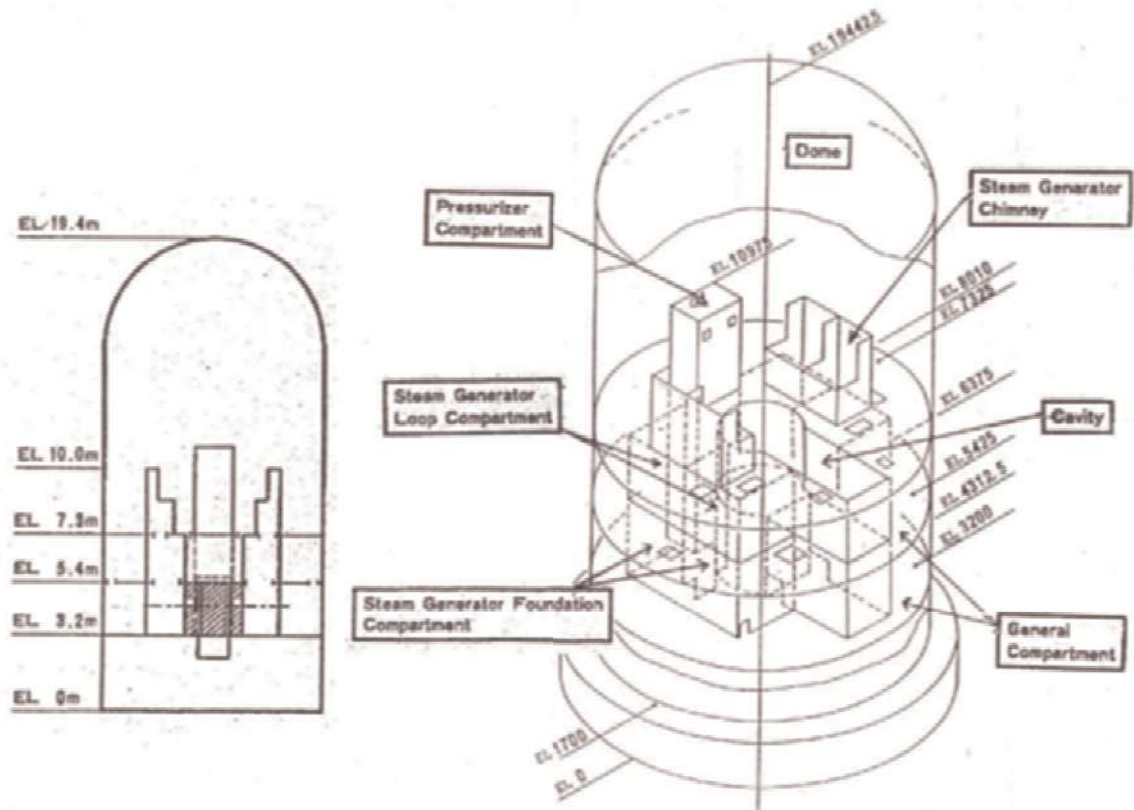
原子炉格納容器全体をカバーするため合計21個のスプレイノズルが設置されている。スプレイ液滴径は約0.75mmである。

(4) 蒸気供給設備

配管破断時の放出蒸気を模擬するため蒸気供給設備を設けている。

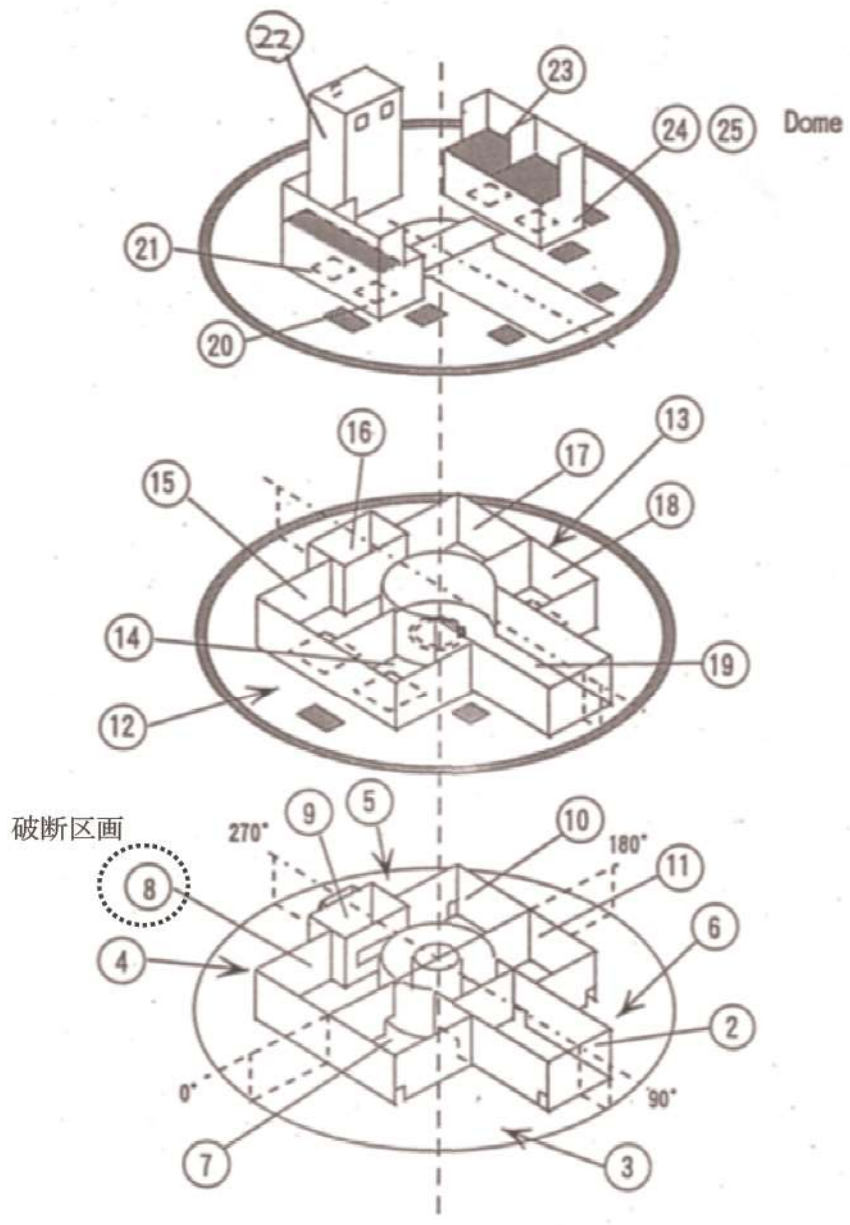
(5) 計測設備

ヘリウム濃度、雰囲気温度、圧力、原子炉格納容器壁面温度、区画壁面温度が計測されている。ヘリウム濃度は、図4-4(参考文献19)に示すとおり、原子炉格納容器内の5か所(原子炉格納容器ドーム頂部(赤線, EL. 19.4m)及び原子炉格納容器ドーム上部4か所(青線, EL. 16.7m))に設置されたサンプリングチューブにより計測される。圧力は区画間圧力損失が微少であることから原子炉格納容器ドーム部の圧力を代表して測定している。区画壁面温度及び空間温度は熱電対により計測している。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 16-1

図 4-2 NUPEC 試験設備の概要図



出典：EPRI Product 1013072, GOTHIC Qualification Report, Figure 16-2

図 4-3 NUPEC 試験設備内部区画の概要図

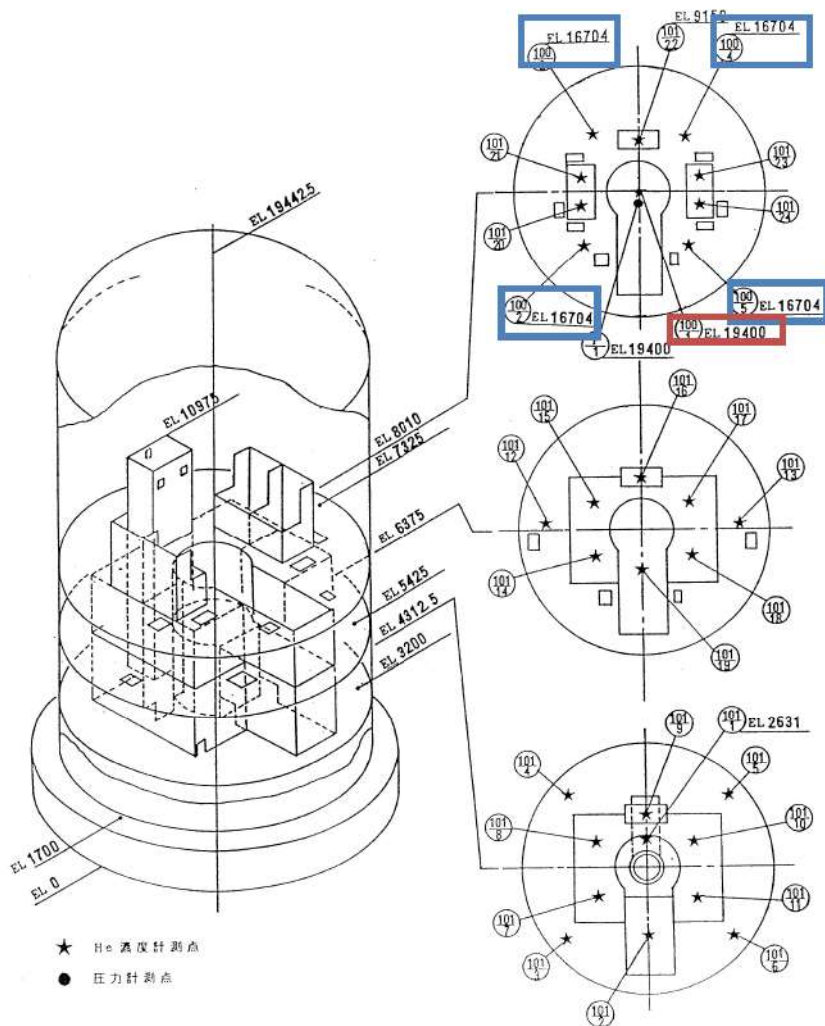
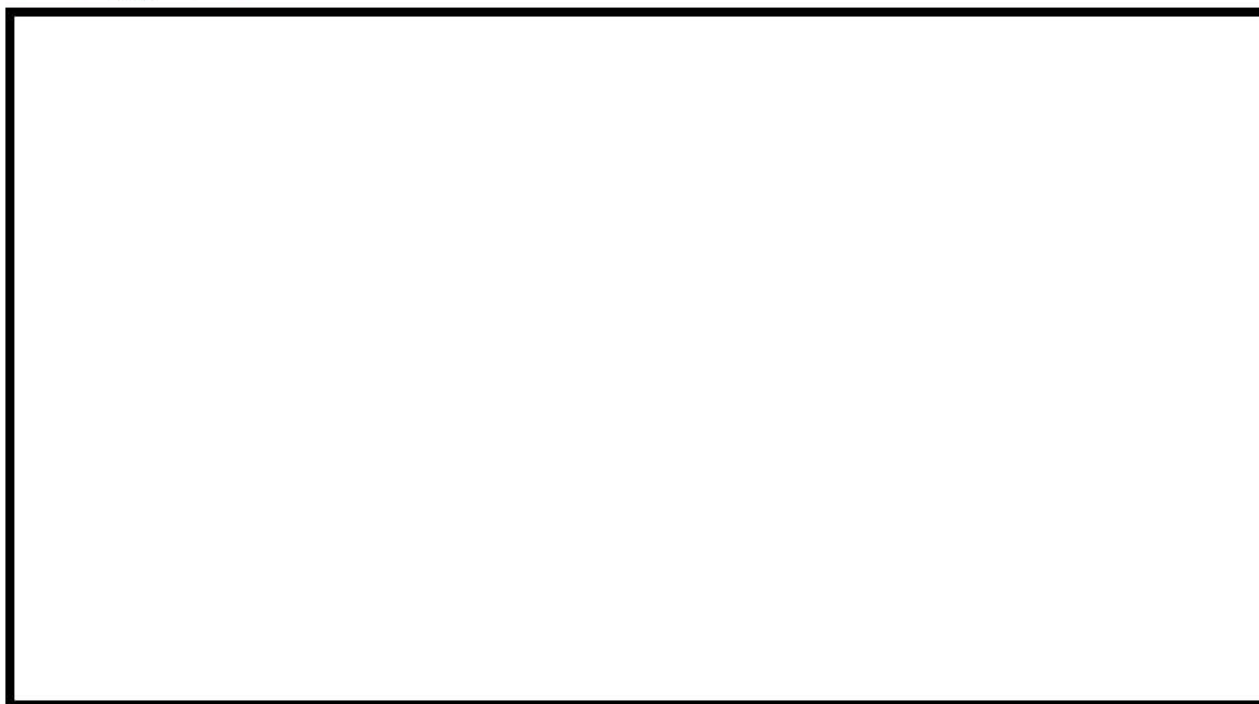


図 4-4 ヘリウム計測位置

4.2.2 解析モデル



GOTHIC コードによる NUPEC 試験施設のノード分割モデルを図 4-5に, 原子炉格納容器ドーム部の分割を図 4-6に示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

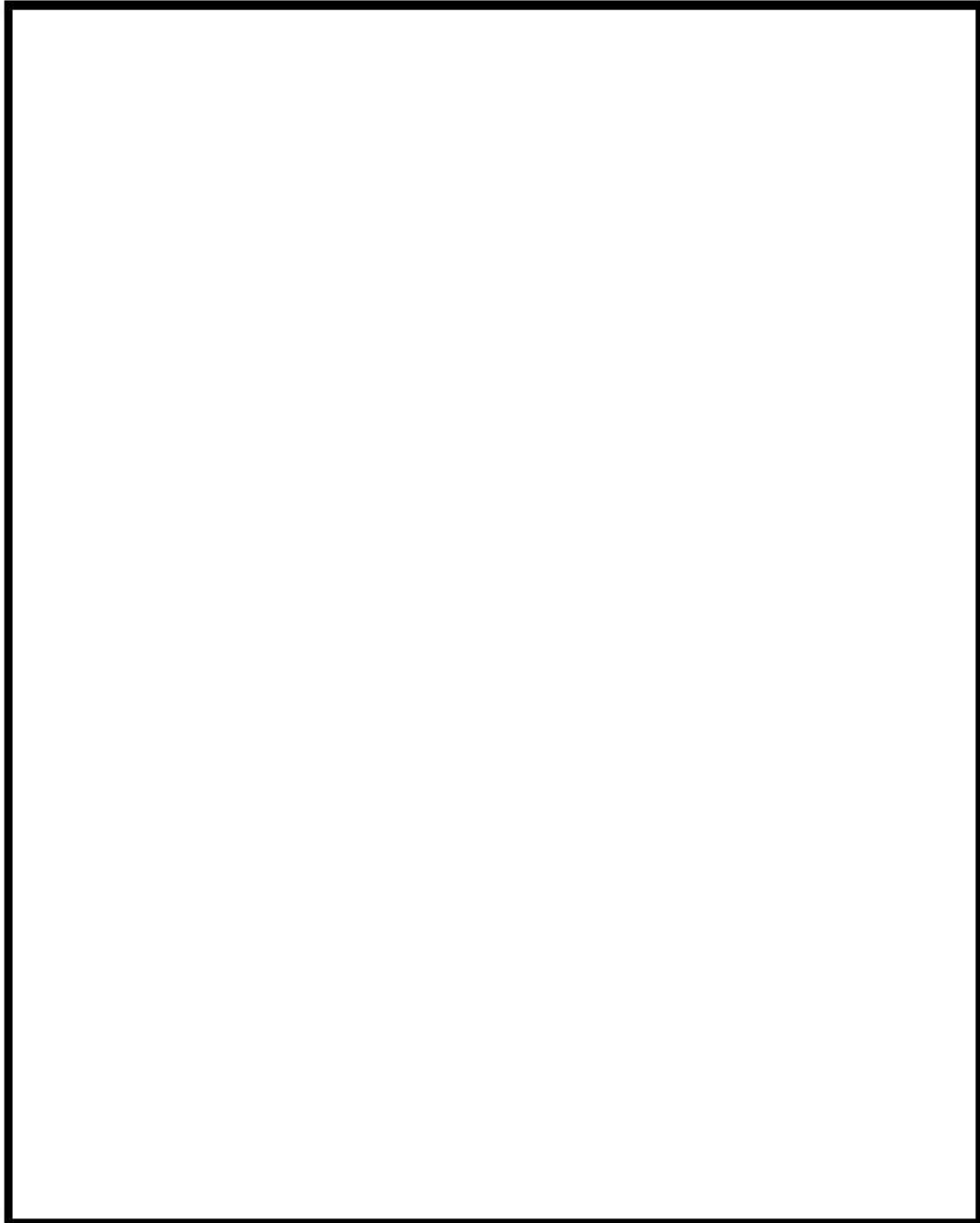


図 4-5 NUPEC 試験 (Test M-7-1) の GOTHIC コードによるノード分割モデル

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

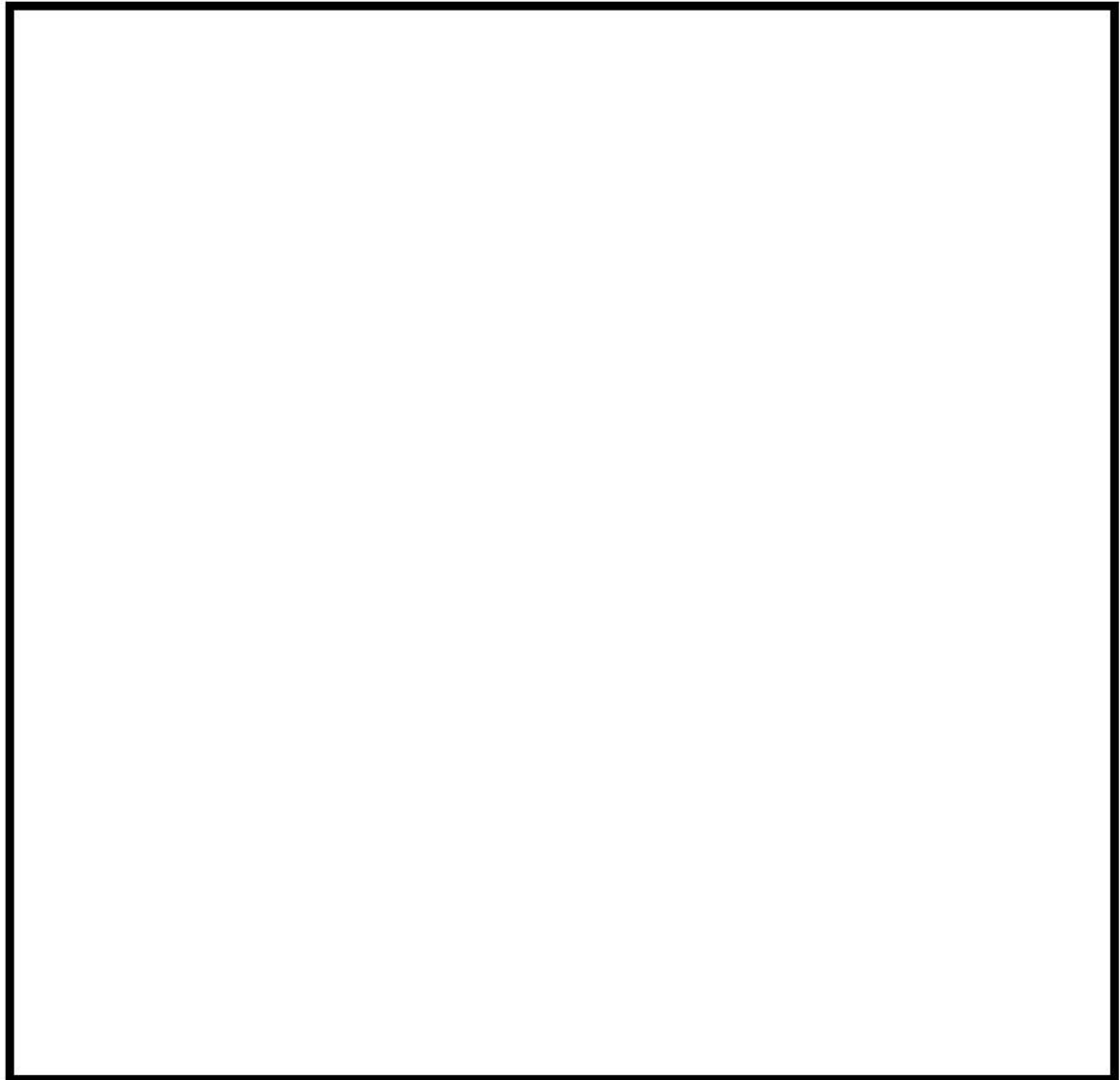


図 4-6 原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度測定位置と実験解析におけるノード分割

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.2.3 解析結果

NUPEC 試験の実験解析結果を示す。

4.2.3.1 Test M-7-1 (スプレイ及び蒸気放出あり)

(a) 試験条件

Test M-7-1 の試験条件を表 4-2に示す。試験は蒸気発生器下部での配管破断を想定し、原子炉格納容器下部から水蒸気及びヘリウムを放出すると同時に、格納容器スプレイを作動させる。初期温度設定のため蒸気放出による事前加熱を行った後、ヘリウム及び蒸気の放出、格納容器スプレイの作動を同時に行っている。ヘリウム及び蒸気の放出、格納容器スプレイの運転は30分間行われ、ヘリウムの放出は試験開始から15分間で0.03kg/sまで放出量を増加させたのち、以降の15分間で0.0kg/sまで放出量を減少させている。蒸気の放出は試験開始から30分間で0.08kg/sから0.03kg/sまで放出量を減少させている。格納容器スプレイは30分間19.4kg/s一定の放出である(図4-7参照)。

(b) 解析結果

(1) 原子炉格納容器圧力

GOTHIC コードによる原子炉格納容器圧力の評価結果を図4-8に試験データと比較する。原子炉格納容器圧力は試験開始から10分後に約125kPaまで低下したのち、緩やかに上昇する。これは、格納容器スプレイの蒸気凝縮による圧力低下と、ヘリウム放出により非凝縮性流体が増加して熱伝達率が低下することによる圧力低下抑制効果の複合的な結果及び、ヘリウム及び蒸気放出による圧力上昇効果によるものであると考えられる。解析結果もこれら複合的な挙動をよく予測しており、試験と良好に一致している。

(2) 原子炉格納容器内温度

原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度比較を図4-9に示す。試験結果としては、原子炉格納容器ドーム部頂部(EL. 19.4m)と原子炉格納容器ドーム上部4か所(EL. 16.7m)で最も温度の低い結果を示しており、その温度差は最大で5℃程度に留まる。解析結果として、原子炉格納容器ドーム部頂部付近のノードと原子炉格納容器ドーム上部近傍ノードでの雰囲気温度を同図に比較するが、試験データ程の温度差は現れない。即ち、解析結果は試験データに対して5℃程度の不確かさが残る。しかし、解析結果は原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度の時間変化を良好に予測しており、コードは事象進展を適切に模擬していることが確認できる。

(3) 原子炉格納容器内のヘリウム混合（水素混合挙動）

配管からの放出位置上部（図 4-3におけるノード 21）及び原子炉格納容器ドーム部（図 4-3におけるノード 25）におけるヘリウム濃度の時間変化の比較を、各々、図 4-10及び図 4-11に示す。また、各蒸気発生器室及び外周部下部のヘリウム濃度に対して図 4-12に示す。

ヘリウムは破断流と同じく、放出位置（ノード 8）から上方に放出され、その上部領域（ノード 21）を抜けて原子炉格納容器ドーム部（ノード 25）に到達する。この過程において、想定破断区画の上部から別ループの蒸気発生器室（ノード 17）に横流れが生じ、そこから上方の蒸気発生器煙突部（ノード 23）に至り原子炉格納容器ドーム部に放出される。

原子炉格納容器ドーム部においてはヒートシンク及びスプレイによる冷却により、他の 2つの蒸気発生器室上部及び外周部を經由し下降流が生じる。蒸気発生器室上部（ノード 20 及び 24）からループ室（ノード 11 及び 7）に達した流れは、蒸気及びヘリウムによる上昇流に巻き込まれる形で想定破断区画（ノード 8）に再び集約される。原子炉格納容器ドームから外周部上部に向かう下降流はその下部区画（ノード 3～6）に達したのち、ループ室（ノード 7, 8, 10, 11）に流れ込み、再び放出流量とともにノード 8 から上昇する。このように、破断口からの蒸気放出とスプレイによる循環流が形成され、原子炉格納容器ドーム部での水素濃度の成層化、また、原子炉格納容器の上部と下部の有意な水素濃度差は発生していない。

解析では、図 4-10に見られるように、放出位置上部（ノード 21）のヘリウム濃度が試験に比べ、900 秒以降一時的に低めに推移している。900 秒時点においては、放出されるヘリウム流量が減少に転じており、ヘリウム濃度の変曲点として現れる主因と考えられる。この時、試験ではノード 21 の濃度の変曲は顕著ではなく、解析結果は測定値と比較してヘリウム濃度を過小評価する傾向にある。解析においては、破断区画から上部区画へ向かう上昇流におけるヘリウムのプルームが崩れたような挙動が得られているものと考えられる。このため破断ループの蒸気発生器区画内でヘリウムが拡散し、破断区画及びその上部に位置する区画（いずれも区画 21 の下部に位置）において、隣接する A ループ蒸気発生器等の隣接区画へのヘリウムの分散が多めに評価され、即ち、解析が破断区画から上方のみならず周辺へのヘリウムの移流を試験より大きく評価していることを示唆している。

図 4-11に原子炉格納容器ドーム部の 5 か所に設置されたヘリウム濃度の計測結果（図 4-4、参考文献 20 参照）と、当該位置での GOTHIC コードによる評価結果を示す。格納容器スプレイによる拡散効果があり、原子炉格納容器ドーム部ではヘリウム混合が促進され、試験終了時にはほぼ完全な混合状態となる。図 4-12のヘリウムの濃度の応答から分かるように、破断区画に放出されたヘリウムは、蒸気発生器室を經由して原子炉格納容器ドーム部

ム部に流入し、ここでスプレイ及びヒートシンクによる凝縮により、流体は破断区画と分離された蒸気発生器室及び外周区画を下降する。このように、破断口からの蒸気放出と原子炉格納容器ドーム部での蒸気凝縮が駆動力となり、原子炉格納容器内を循環する流れが形成され、ヘリウムは原子炉格納容器内で均一に混合される。

GOTHIC コードは原子炉格納容器内の各区画全体にわたり、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測しており、原子炉格納容器内の流動ならびにヘリウム拡散を良好に再現していることが分かる。なお、破断区画であるノード8におけるヘリウム濃度は、解析結果と測定結果において差異が生じている。この原因として破断区画で放出される蒸気が検出器へ与える影響が考えられる。

表 4-2 NUPEC 試験条件 (Test M-7-1)

試験ケース	Test M-7-1
<u>初期条件</u>	
原子炉格納容器ドーム部圧力	139.7 kPa
原子炉格納容器ドーム部温度	66.4 °C
原子炉格納容器ドーム部湿度	100 %
外気温度	11 °C
<u>気相 (ヘリウム及び蒸気) 放出</u>	
ヘリウム放出流量	0.0-0.03-0.0 kg/s
蒸気放出流量	0.08-0.03 kg/s
放出ヘリウム温度	14 °C
放出蒸気温度	165 °C
放出期間	30 min
放出位置	D ループ 蒸気発生器基礎区画
<u>スプレイ</u>	
スプレイ流量	19.4 kg/s (70 m ³ /h)
スプレイ水温	40 °C
放出期間	30 min
スプレイ液滴径 (平均液滴径)	0.75 mm
スプレイノズル個	21 個
放出位置	原子炉格納容器ドーム部

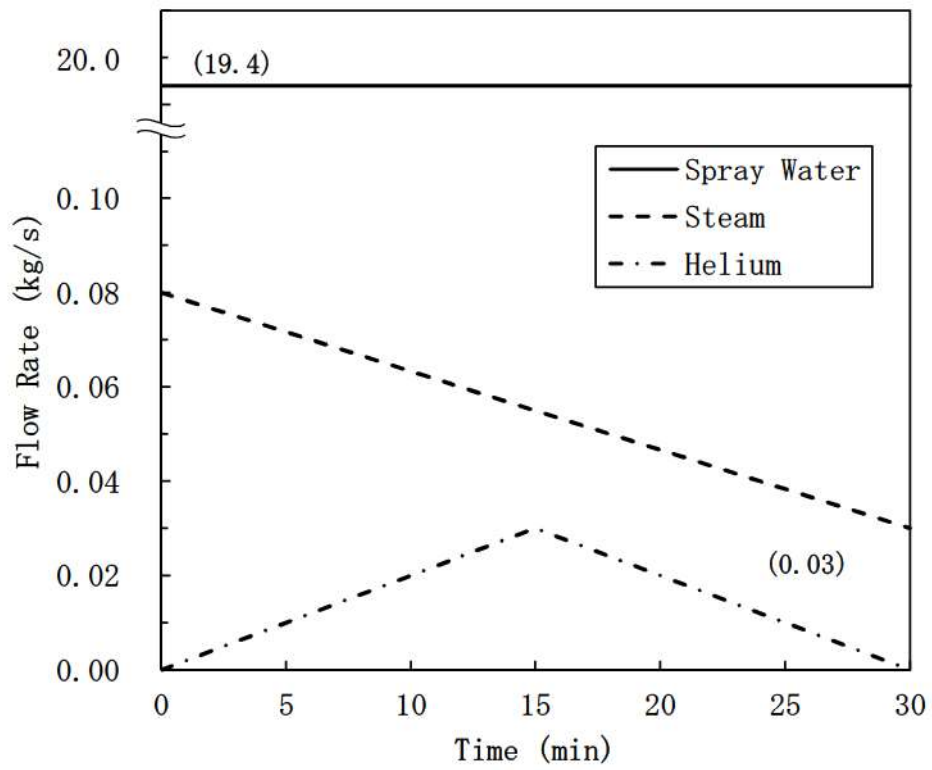


図 4-7 供給流体の流量条件 (Test M-7-1)

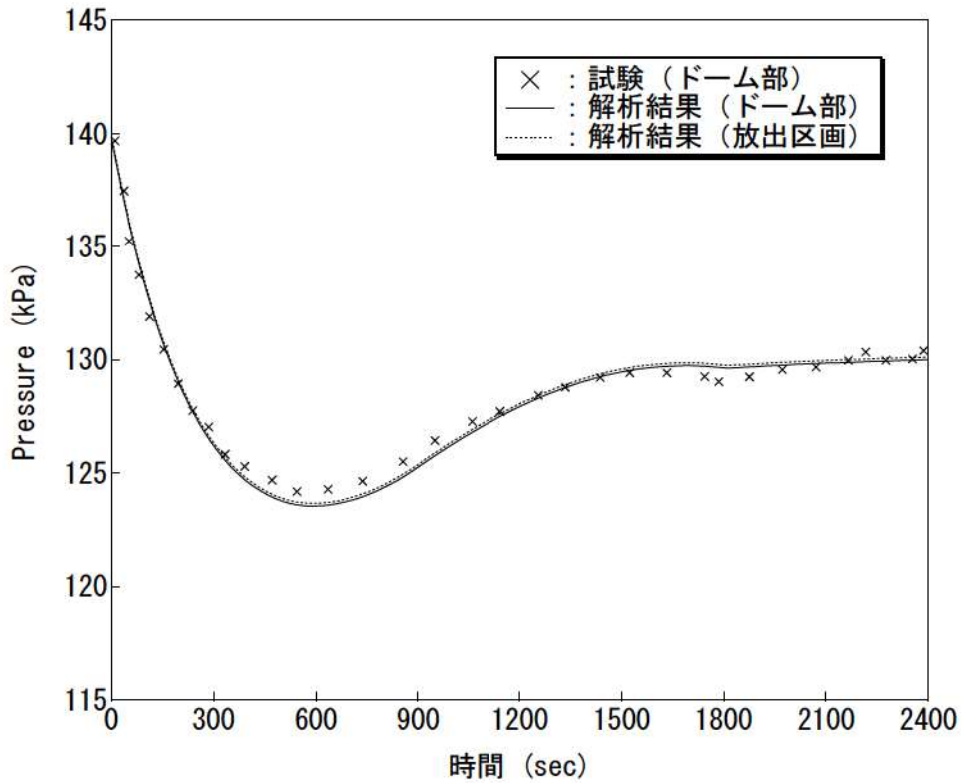


図 4-8 原子炉格納容器圧力 (Test M-7-1) (ノード 25)

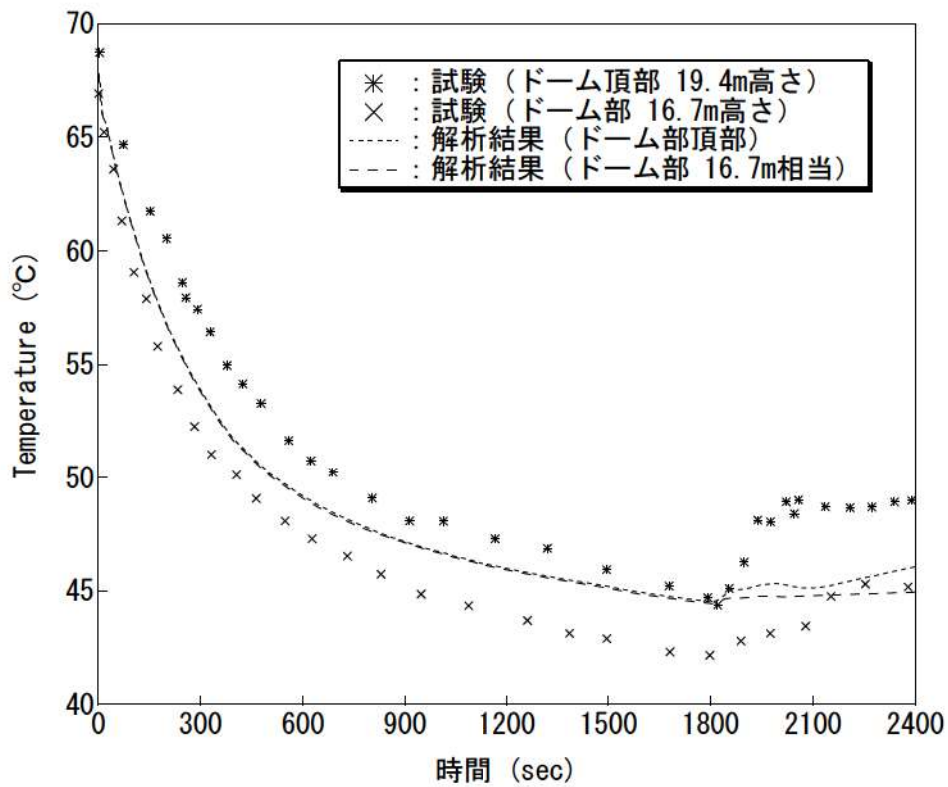


図 4-9 原子炉格納容器ドーム部雰囲気温度 (Test M-7-1) (ノード 25)

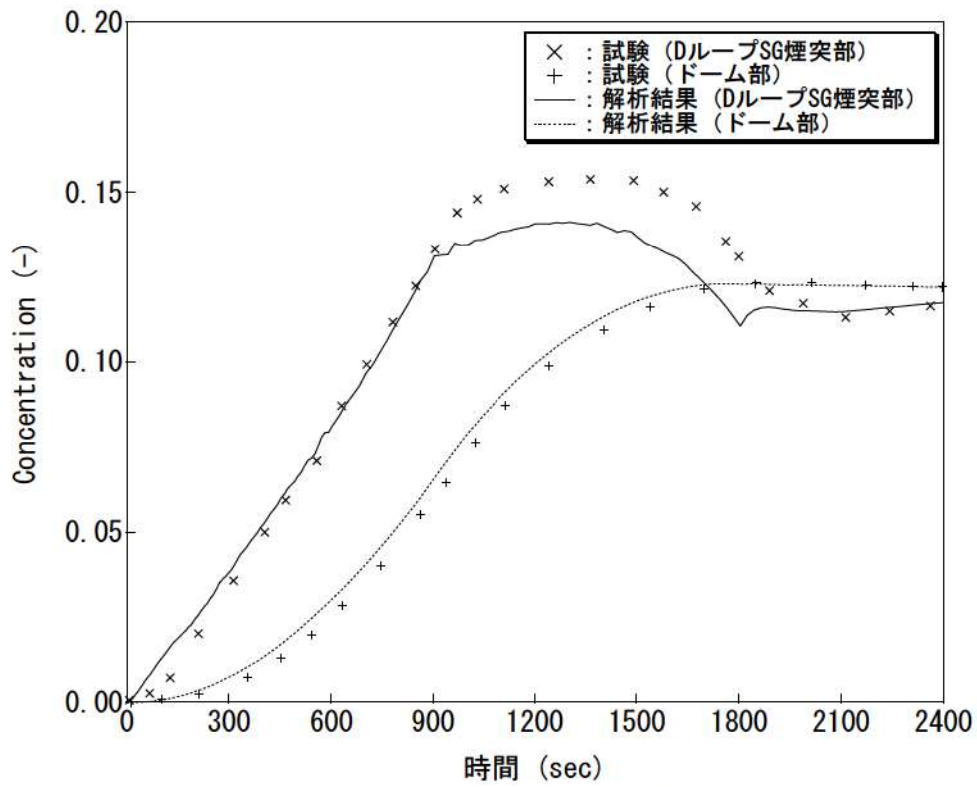
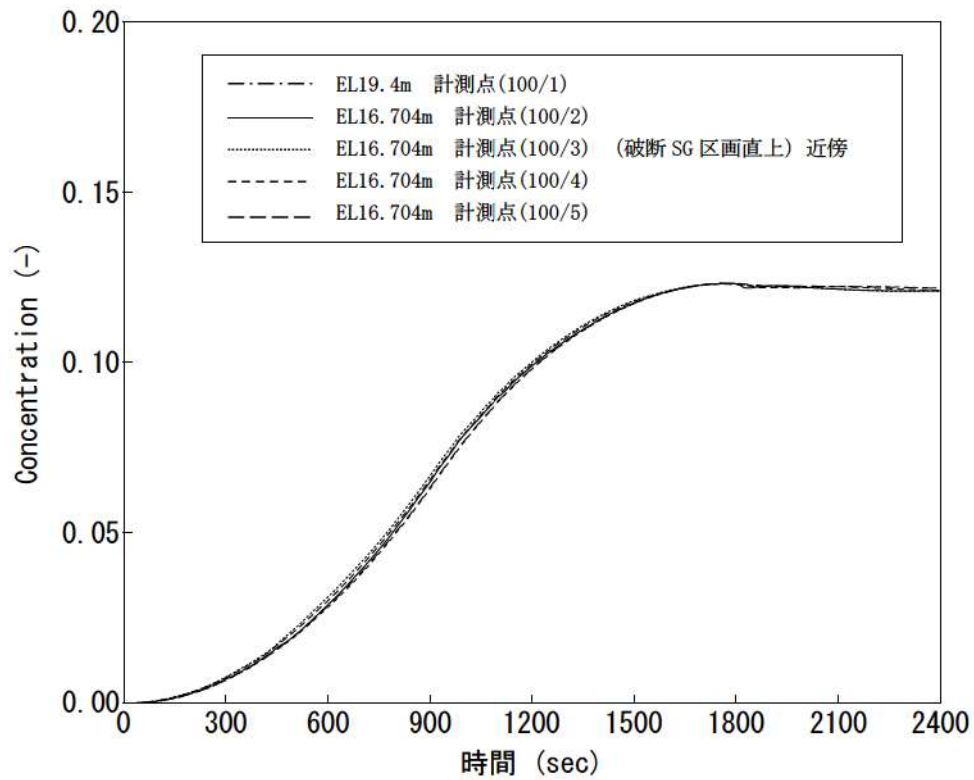
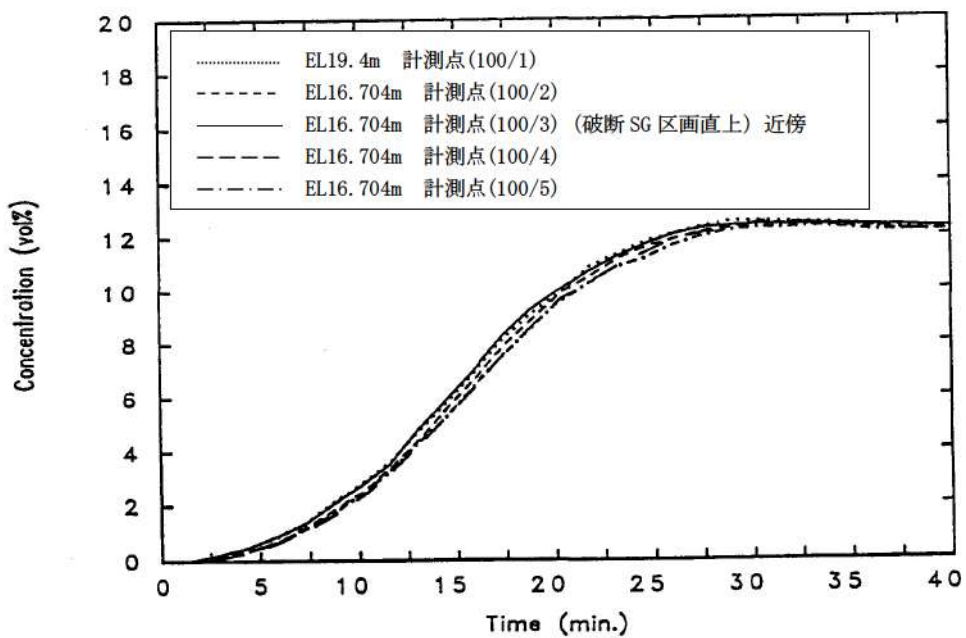


図 4-10 ノード 21, ノード 25 ヘリウム濃度 (Test M-7-1)



(a) 解析結果



(b) 試験データ

図 4-11 原子炉格納容器ドーム部へリウム濃度 (Test M-7-1) (ノード 25)

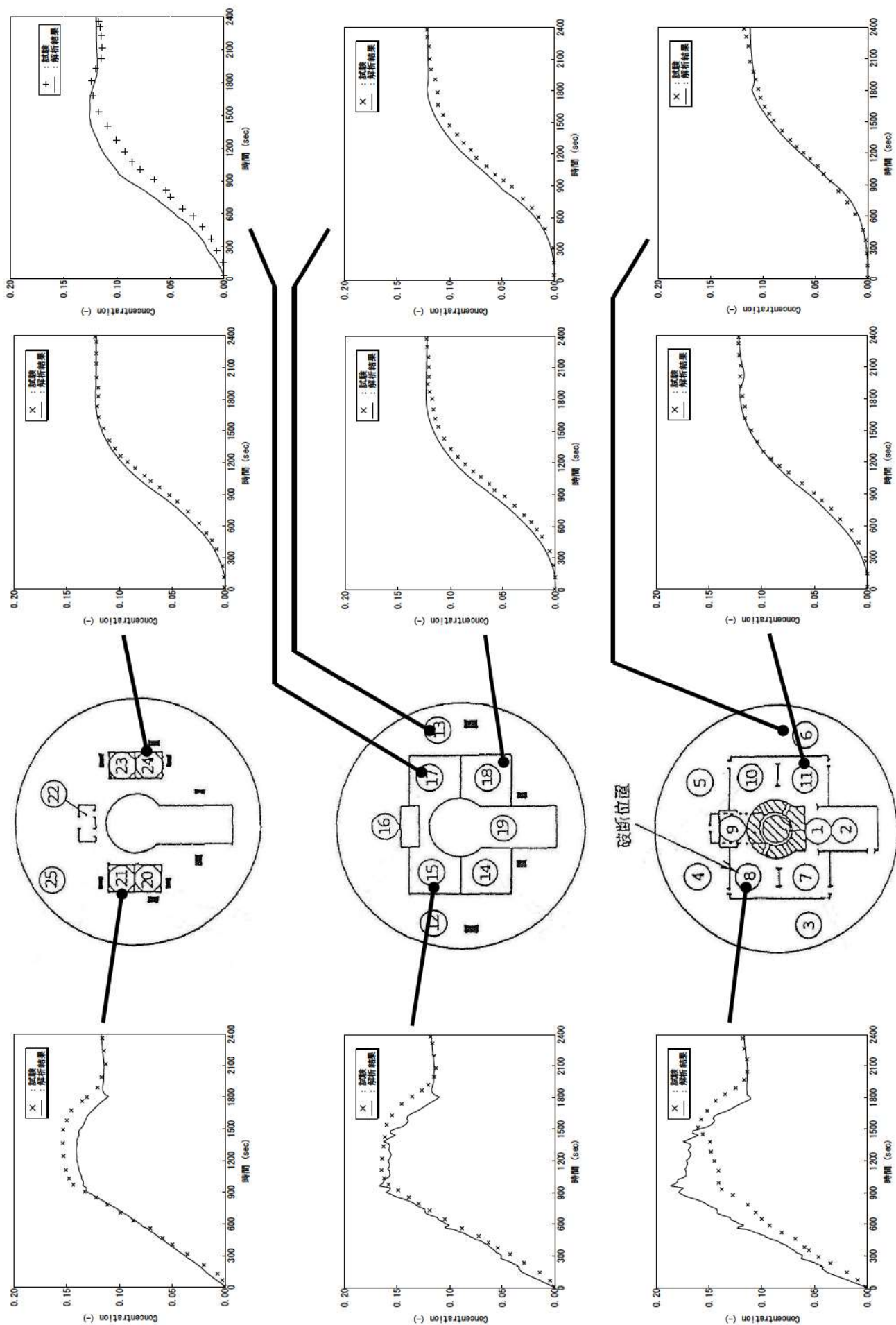
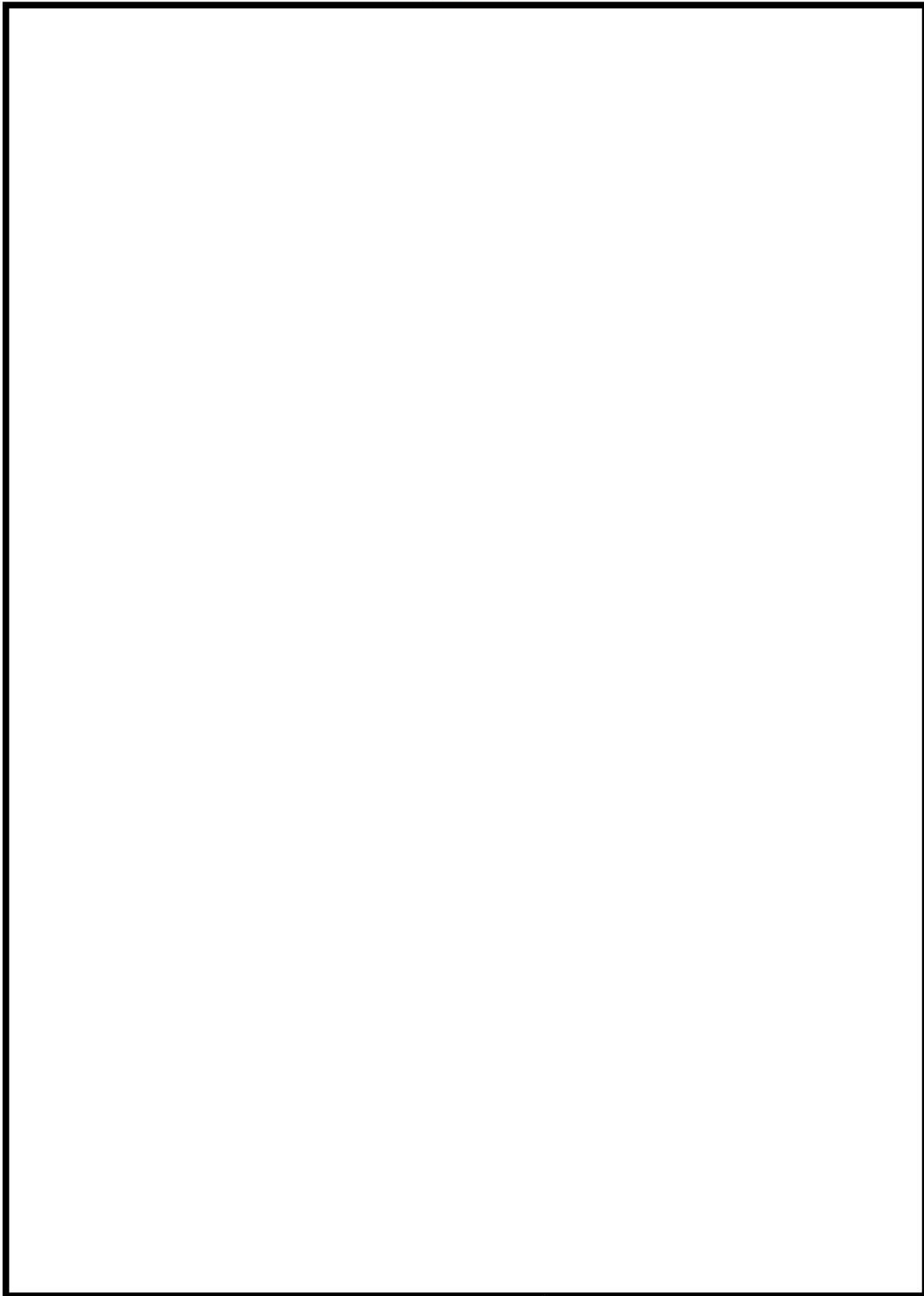


図 4-12 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (Test M-7-1)

4.2.3.2 Test M-4-3 (スプレーなし及び蒸気放出あり)





枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-3 NUPEC 試験条件 (Test M-4-3)

試験ケース	Test M-4-3
<u>初期条件</u>	
原子炉格納容器ドーム部圧力	101kPa (大気圧)
原子炉格納容器ドーム部温度	28℃
原子炉格納容器ドーム部湿度	—
外気温度	—
<u>気相 (ヘリウム及び蒸気) 放出</u>	
ヘリウム放出流量	0.027 kg/s
蒸気放出流量	0.33 kg/s
放出ヘリウム, 蒸気温度	115 ℃
放出期間	30 min
放出位置	D ループ 蒸気発生器基礎区画
<u>スプレー</u>	
スプレー流量	—
スプレー水温	—
放出期間	—
スプレー液滴径 (平均液滴径)	—
スプレーノズル個	—
放出位置	—

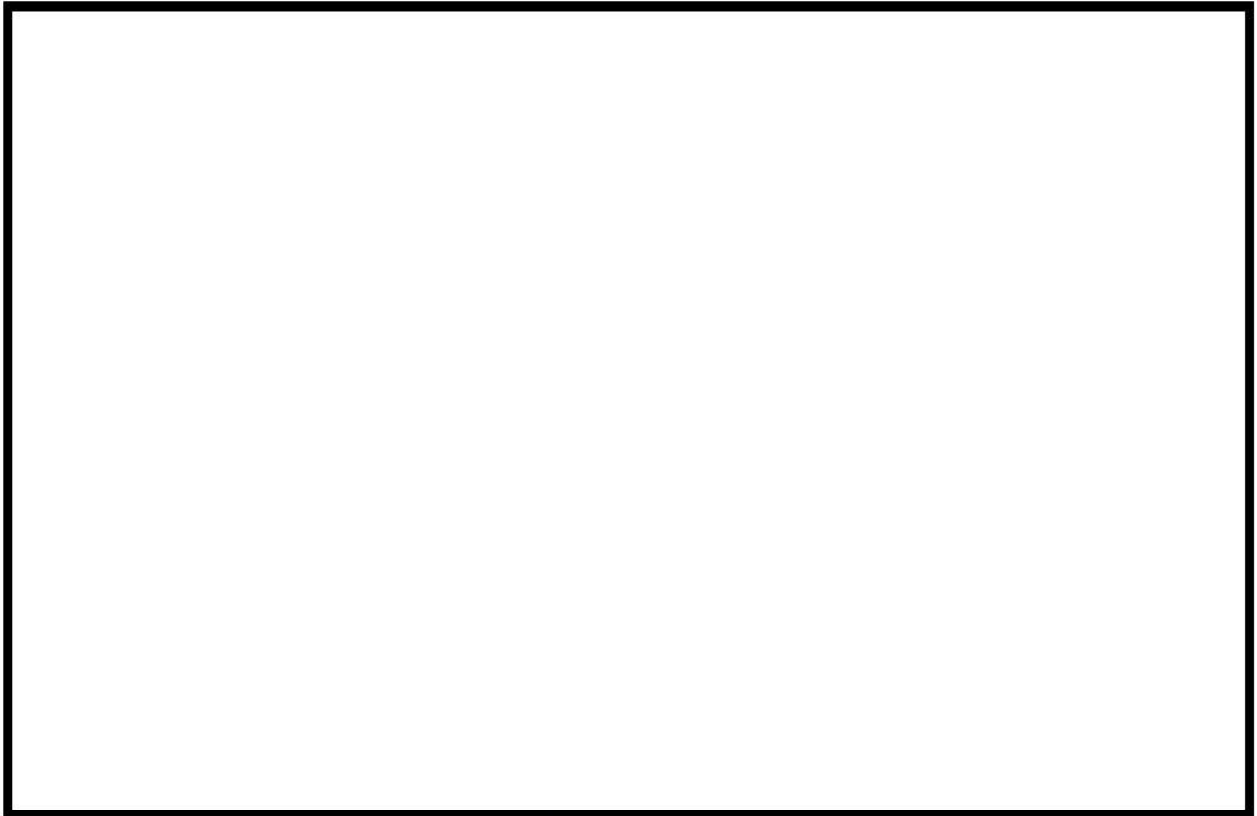


図 4-13 原子炉格納容器圧力 (Test M-4-3) (ノード 25)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

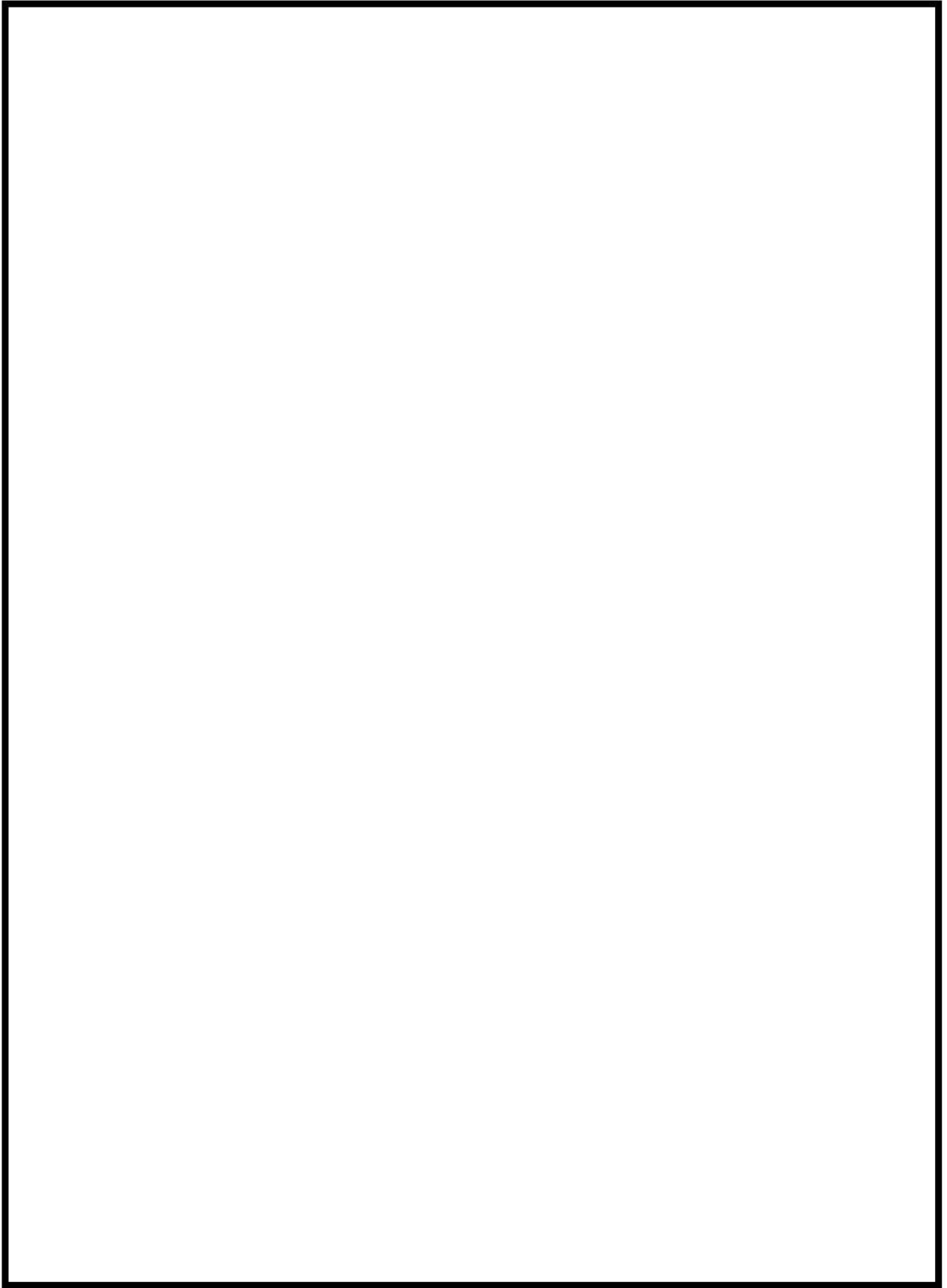


図 4-14 原子炉格納容器ドーム部雰囲気気温度 (Test M-4-3)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

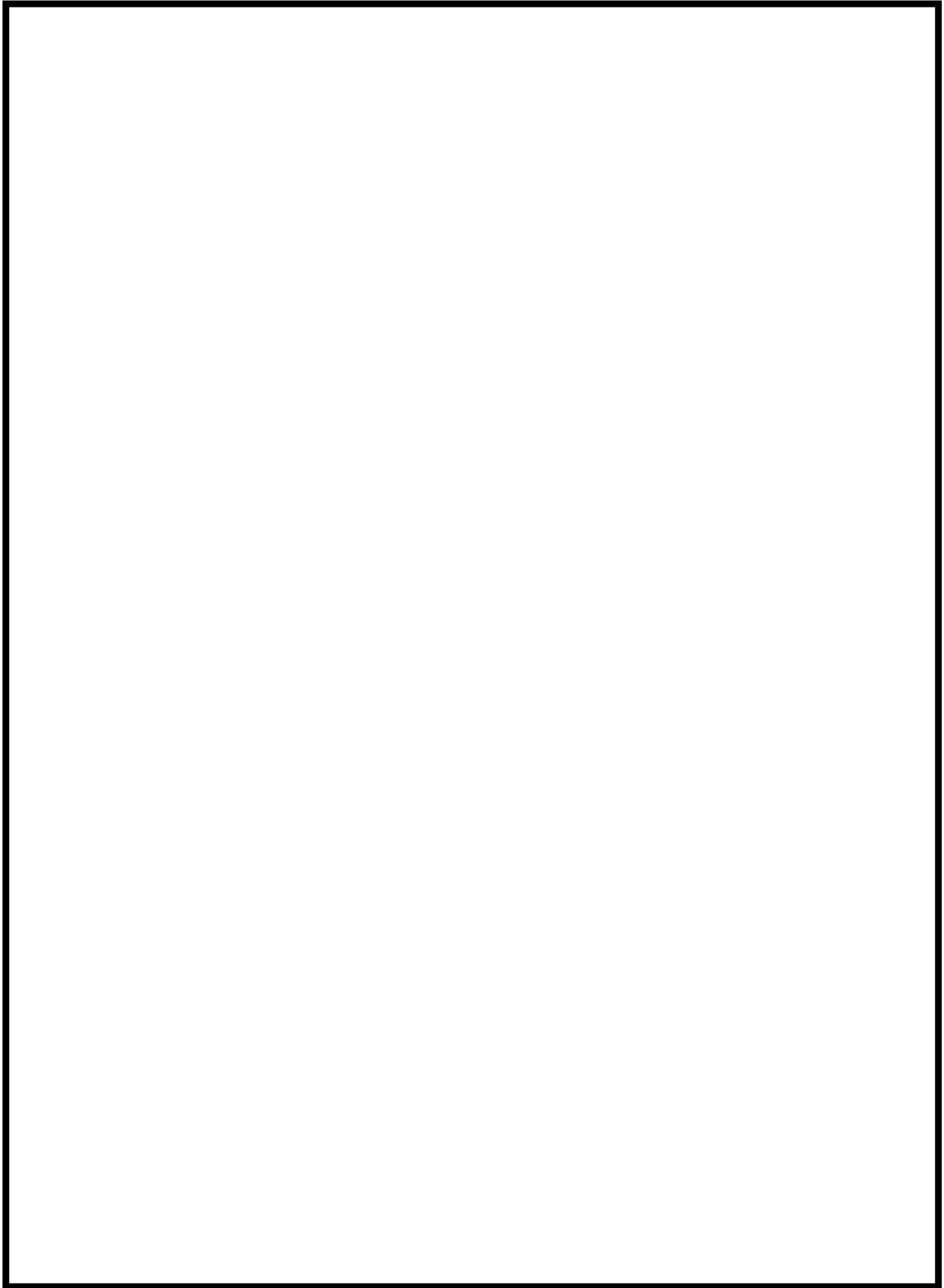


図 4-15 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度 (Test M-4-3)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

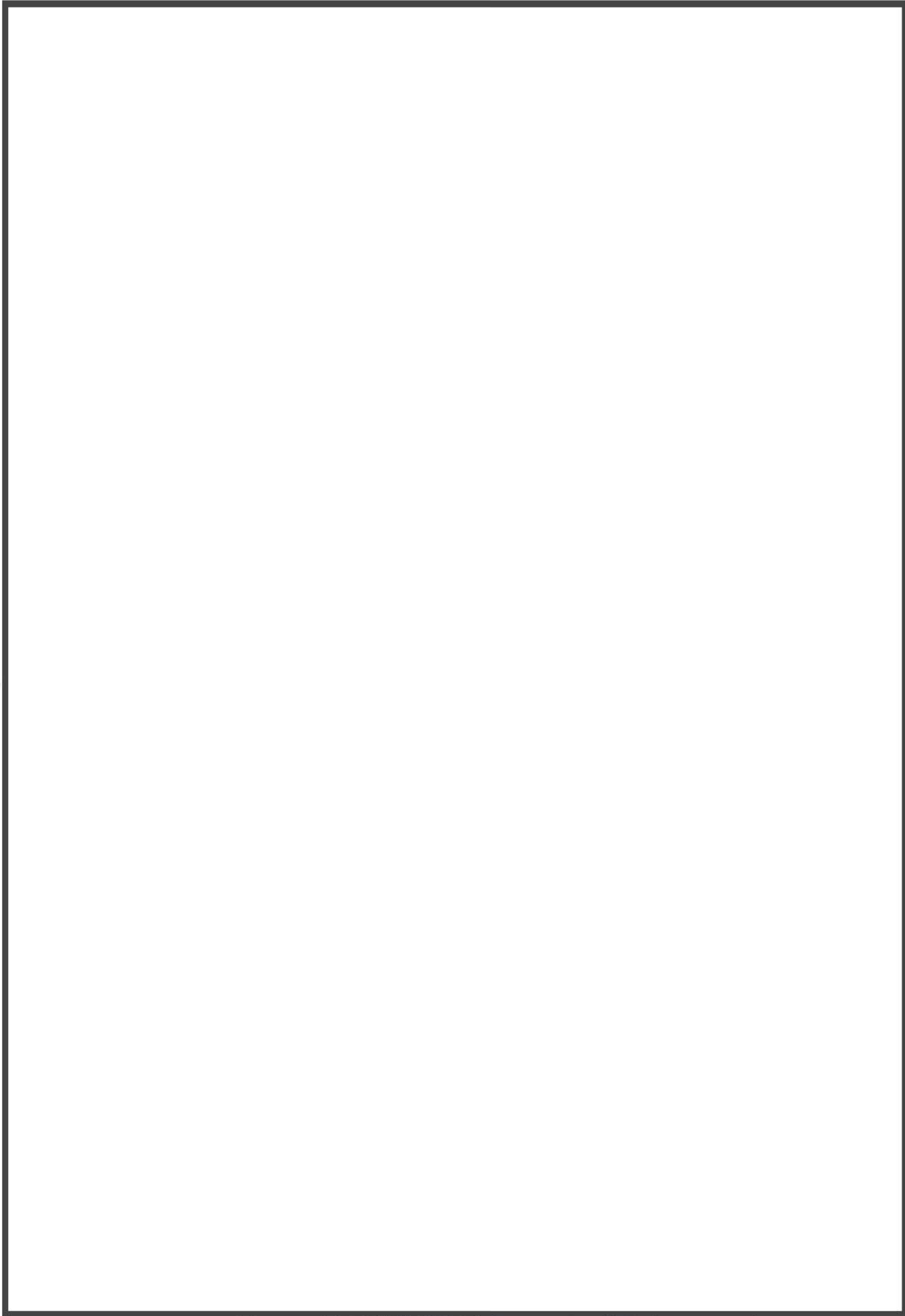


図 4-16 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (Test M-4-3)

4.2.4 NUPEC 試験におけるヘリウム濃度の検討

NUPEC 試験におけるヘリウム濃度の測定は、熱伝導度検出器を使用したガスクロマトグラフィーにより測定されている。サンプリングは、区画の中央部でスプレイ水等の影響を受けにくい測定方法が取られている。計測誤差については表 4-4 (参考文献 20) のとおりであり、ヘリウム濃度計測値に大きな誤差はない。

ただし、蒸気及びヘリウムを下部区画から放出するという点において同様に実施された Test M-4-3 (Test M-9-2) と Test M-7-1 の破断区画及び破断区画上部の区画におけるヘリウム濃度の比較において、ヘリウム濃度の挙動に有意な差が見られた。したがって、計測誤差以外にもヘリウム濃度の測定に影響を及ぼす要因があると考えられる。

表 4-4 ヘリウム濃度計測誤差について

Quantity	location	σ value	Unit
Temperature	Each compartment and walls	0.2	°C
Pressure	Dome top	1079 (0.011)	Pa (kg/cm ²)
	Helium, steam primary circuit	2648 (0.027)	Pa (kg/cm ²)
	Differential pressure of He,steam	132 (13.5)	Pa (mmH ₂ O)
He concentration	Each compartment	0.01x[Vol%]+0.002	Vol%

4.2.4.1 Test M-7-1における区画8のヘリウム濃度の差異について

NUPEC 試験 Test M-7-1 において破断区画及び破断区画上部のヘリウム濃度の挙動のうち、破断区画（区画 8）のヘリウム濃度と破断区画上部（区画 15 等）のヘリウム濃度を比較すると、破断区画の方が破断区画上部に比べて高い濃度、若しくは同程度の濃度となっている。しかしながら、Test M-7-1 では図 4-17（参考文献 20）に示す試験結果のとおり、試験開始後 10 分（600 秒）以降から破断区画（区画 8）のヘリウム濃度よりも破断区画上部（区画 15）のヘリウム濃度が高くなっている。Test M-7-1 では 600 秒以降においても破断区画でヘリウム及び蒸気を放出しており（図 4-18（参考文献 20））、破断区画よりも破断区画上部のヘリウム濃度が高くなるというのは考えにくい。Test M-7-1 における破断区画の測定値が異なる挙動を示す理由として以下が推察される。

- a) 破断区画（区画 8）のヘリウム計測位置は、ヘリウム及び蒸気放出位置に近い。Test M-7-1 では蒸気放出を含む試験となるため、破断区画においてはサンプリングの際に蒸気凝縮による液相を採取してしまい、成分分離が不完全又は、熱伝導度を計測する際の測定に影響が出ている可能性がある。

上記のとおり、Test M-7-1 の破断区画のヘリウム濃度については、破断区画のヘリウム計測の不確かさに起因して測定値に差異が生じている可能性がある。ここで、図 4-19 に破断区画（区画 8）の試験結果と解析結果の比較図に破断区画上部（区画 15）の試験結果を追加した図を示す。解析結果は破断区画上部（区画 15）に比べてもヘリウム濃度を高めに予測しているが、試験結果においても試験開始後 5 分までは破断点のヘリウム濃度の方が高い。この傾向から、破断区画（区画 8）が破断区画上部（区画 15）よりヘリウム濃度が高い、或いは同程度であると仮定すると、解析結果とほぼ同程度のヘリウム濃度となると考えられる。

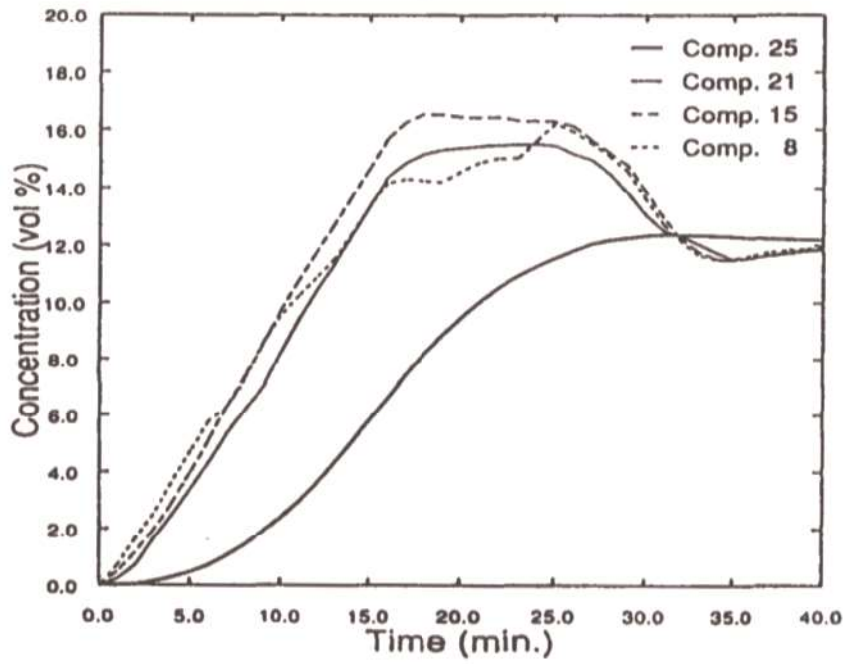


図 4-17 ヘリウム濃度 (Test M-7-1)

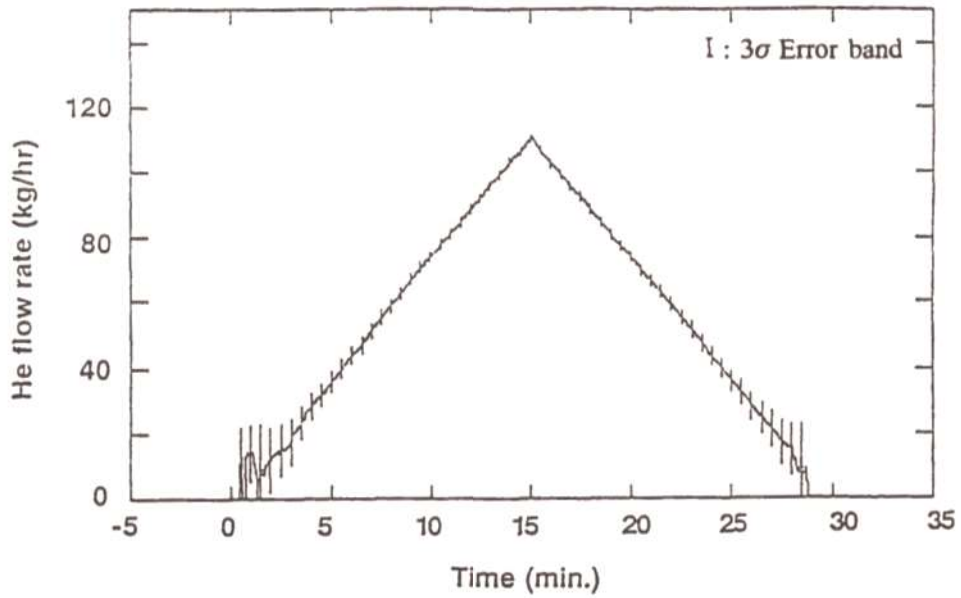


図 4-18 ヘリウム放出量 (Test M-7-1)

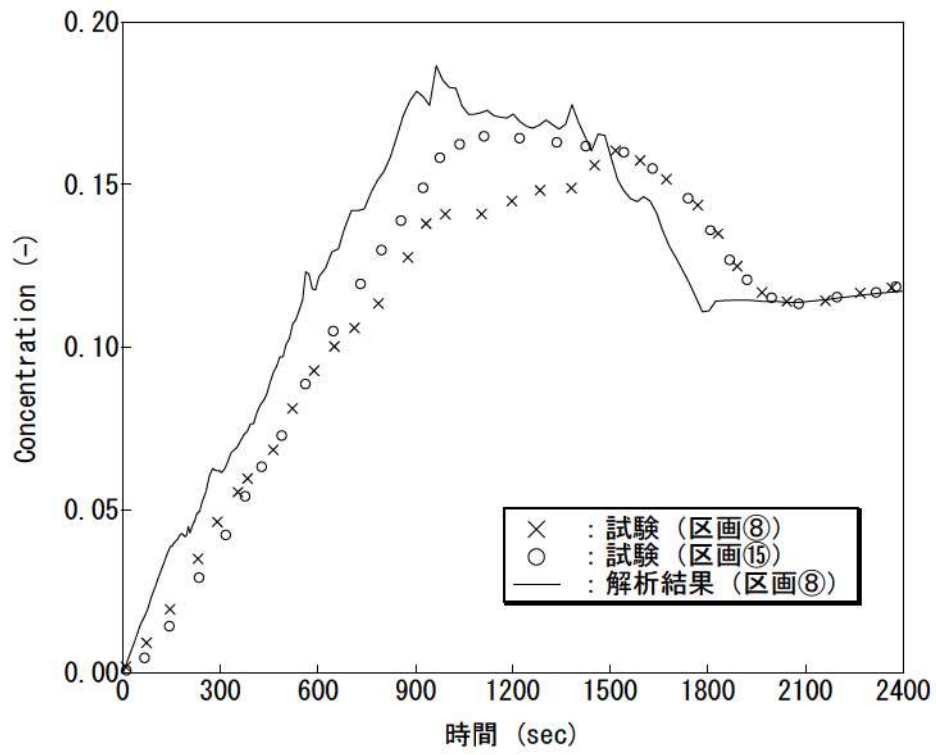


図 4-19 ヘリウム濃度比較 (Test M-7-1)

4.2.4.2 Test M-4-3 の下部区画のヘリウム濃度について

NUPEC 試験 Test M-4-3 においては解析結果のヘリウム濃度に比べ、試験結果のヘリウム濃度が全体的に高い傾向である。図 4-20 に計測グラフからの読み取り流量 (約 0.32kg/s) と試験レポートの蒸気放出量記載値 (0.33kg/s) を示す。解析では試験レポートの蒸気放出量記載値 (0.33kg/s) を使用している。このために、破断流における蒸気量を相対的に多く仮定している GOTHIC コードでは、ヘリウム濃度を試験より低く評価していると思われる。

Test M-4-3 に対する計測点の代表性確認試験として、ヘリウム放出、蒸気放出量、及び放出区画が同条件となる試験 Test M-9-2 が行われている。図 4-21 に、全体的な挙動に対し支配的である原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度を比較すると、Test M-4-3 のヘリウム濃度が全体的に高くなっている。Test M-9-2 で実測の蒸気放出量は 0.33kg/s であり、Test M-4-3 に対し実施した GOTHIC コードの解析と同じ破断蒸気流量である。また、Test M-9-2 は Test M-4-3 と初期温度が異なるが、初期温度はヘリウム濃度に対し有意な影響がないことから、破断蒸気流量の整合性の観点を重視し、Test M-4-3 として実施した GOTHIC コードの解析と Test M-9-2 の試験結果を以降に比較する。

破断区画 (区画 8)、破断区画上部 (区画 15)、及び原子炉格納容器ドーム部における解析結果と試験結果 (Test M-4-3, Test M-9-2) との比較を図 4-22～図 4-24 に示す。解析結果はヘリウム濃度を全体的に低めに予測しているが、Test M-9-2 と一致する傾向となり、また、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測している。次に、下部区画のヘリウム濃度に対し Test M-9-2 との比較を図 4-25 に示す。破断区画及び破断蒸気発生器区画において GOTHIC コードによる予測がやや過小評価となっているが、隣接する外周部では良好な一致或いはわずかに過大傾向である。したがって、GOTHIC コードは再現試験となる Test M-9-2 に対し原子炉格納容器内のヘリウム分布を適切に予測しているものと判断できる。

以上により、Test M-4-3 の解析では、試験計測値に不確かさが残るものの、解析結果が Test M-9-2 と一致する傾向であり、過渡から平衡に至るまでのヘリウム濃度の時間変化を良好に予測していることから、GOTHIC コードは区画間の熱的挙動及びヘリウム拡散挙動を適切に評価できているといえる。



図 4-20 NUPEC Test M-4-3 の放出蒸気流量

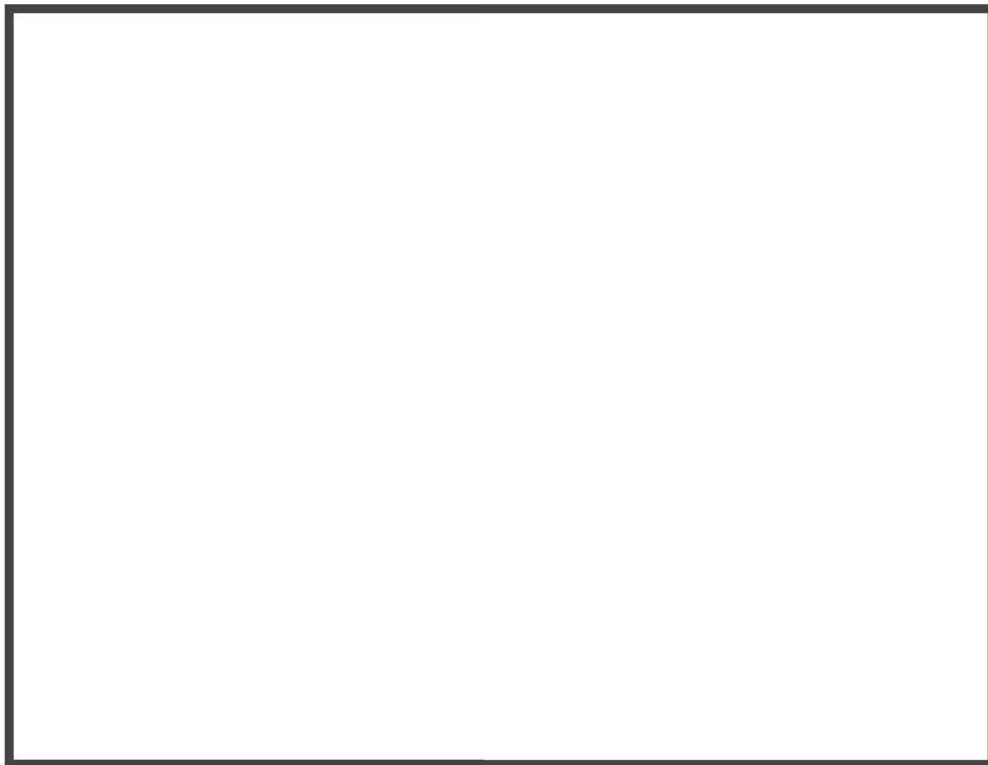


図 4-21 ヘリウム濃度比較 (Test M-4-3, Test M-9-2)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

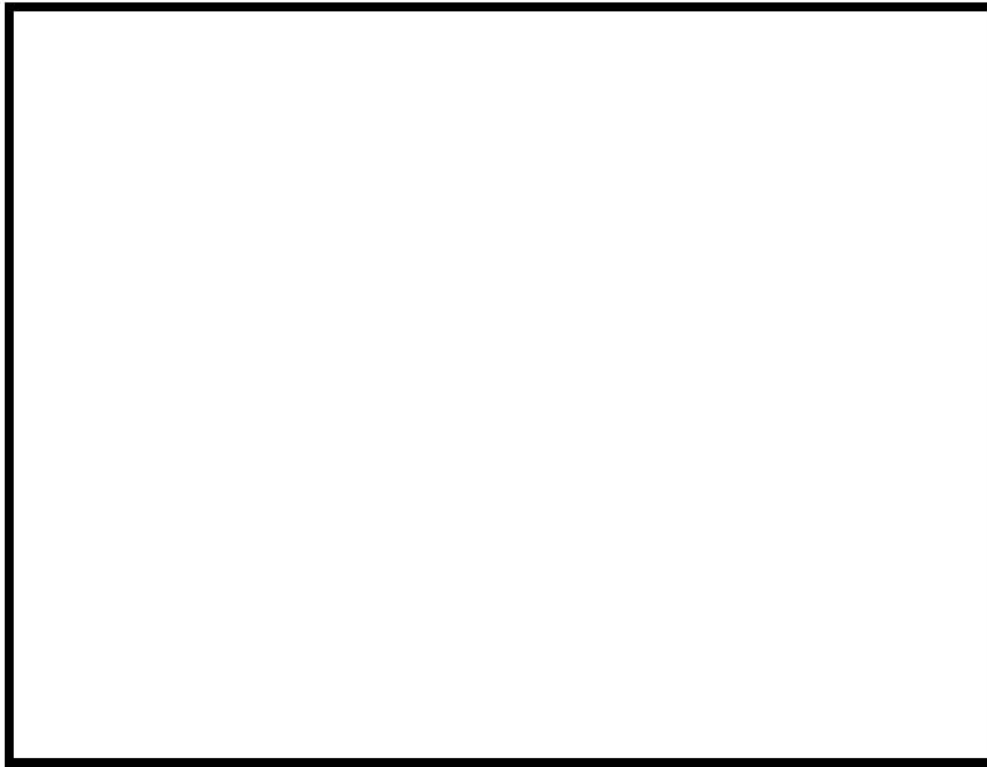


図 4-22 破断区画（区画⑧）へリウム濃度



図 4-23 破断区画上部（区画⑮）へリウム濃度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



図 4-24 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

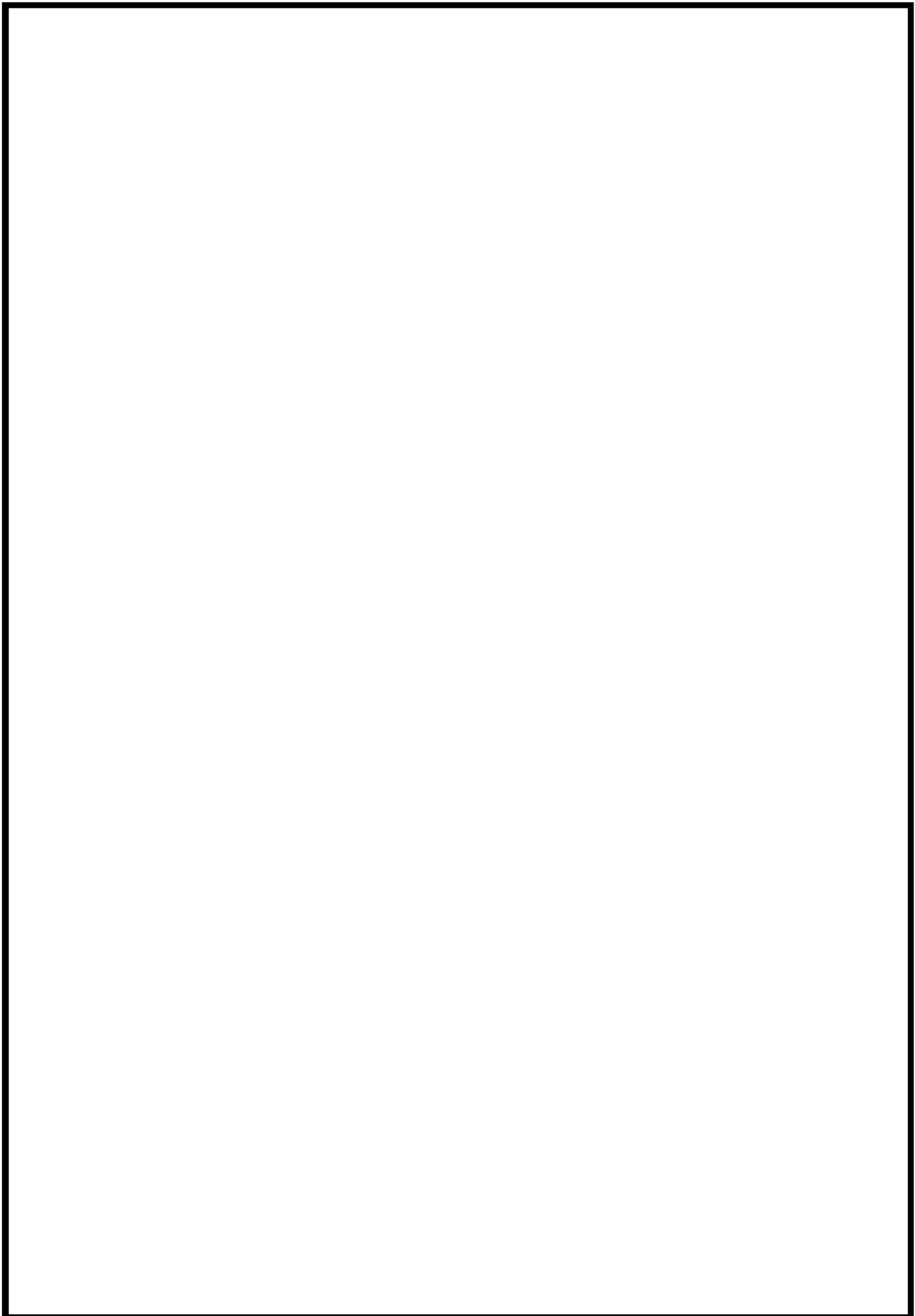


図 4-25 原子炉格納容器内各部のヘリウム濃度 (解析：M-4-3、試験結果：M-9-2)

4.3 構造材凝縮熱伝達モデルの感度検討

4.3.1 NUPEC 試験解析における構造材凝縮熱伝達モデルの感度解析について

NUPEC 試験解析では主として原子炉格納容器内の流動，非凝縮性ガスの拡散及び混合挙動のコード予測性を検討するため，構造材への熱伝達についてはより最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用する。一方，実機プラントの解析では，原子炉格納容器内での構造材ヒートシンク効果による蒸気凝縮を大きめに見積り，ウェット換算水素濃度を高めに予測するためにより保守的な構造材熱伝達モデル（Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守ファクタとして を乗じる）を適用する。ここでは，NUPEC 試験のうち代表ケースとなる Test M-7-1 を対象に，適用する構造材熱伝達を実機プラントモデルとした場合の感度影響について確認する。なお，これら凝縮熱伝達モデルについては 3.3.2 章にて説明する。

原子炉格納容器ドーム部の圧力，雰囲気温度及びヘリウム濃度について，ベースケース（DLM-FM モデル）と感度ケース（Gido-Koestel モデルと内田モデルの最大値に保守ファクタとして を乗じる）を，図 4-26 ～ 図 4-28 に比較する。感度ケースでは構造材への凝縮熱伝達が大きくなることから圧力が低下する傾向になるが，その低下量はわずかである。これは，原子炉格納容器雰囲気の除熱にはスプレー冷却と構造材ヒートシンクが寄与するが，前者がより支配的となることから構造材の凝縮熱伝達モデルの影響が相対的に軽微となるためである。同様に，原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃度についてもモデル間の差異は小さい。

以上より，NUPEC 試験解析では，実機プラント解析で用いる構造材の凝縮熱伝達モデルについて，より最適評価性の高い DLM-FM モデルを用いているが，水素燃焼の重要事故シーケンスとして選択される「大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレー成功）」に対してはその影響が軽微であるものと判断される。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

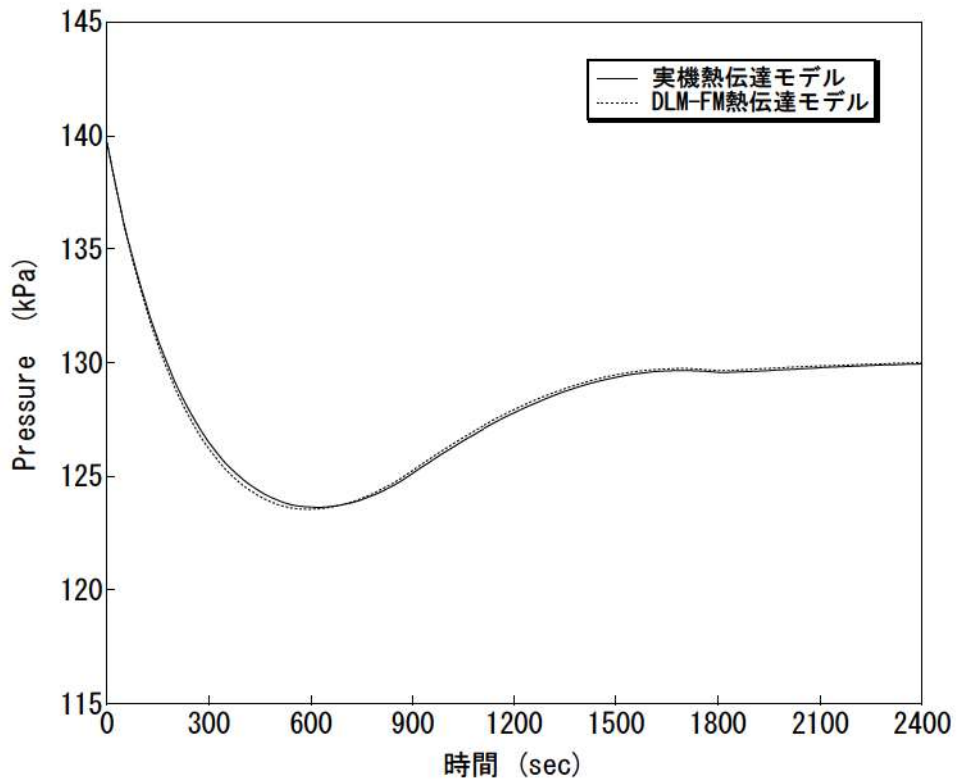


図 4-26 原子炉格納容器圧力 (Test M-7-1, 構造材熱伝達モデル感度ケース)

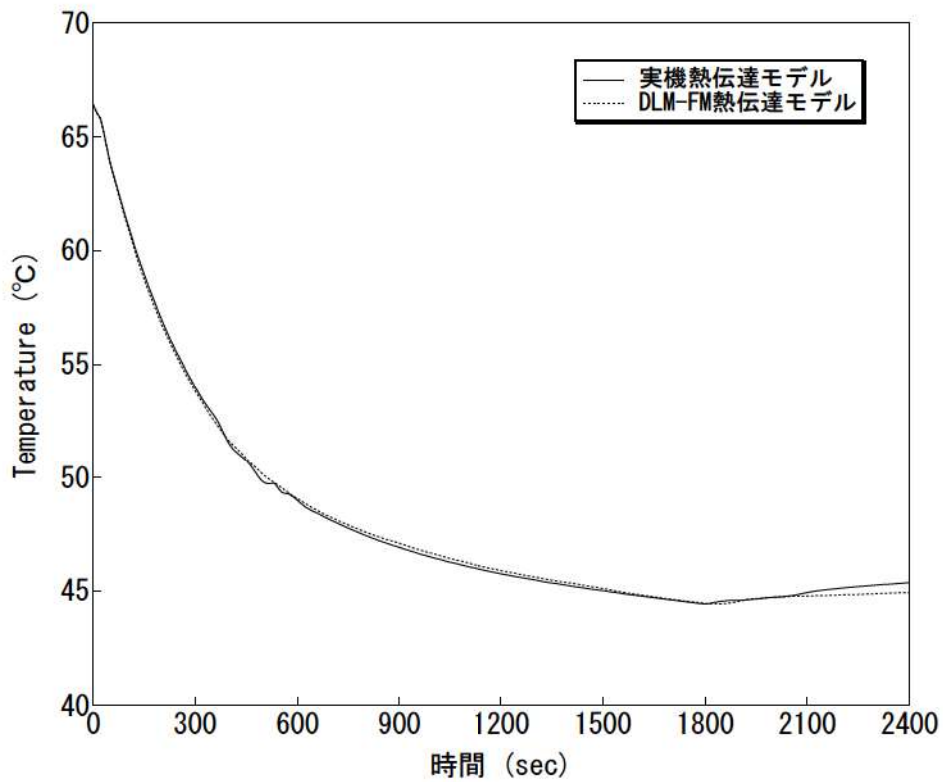


図 4-27 原子炉格納容器ドーム部雰囲気温度 (Test M-7-1, 構造材熱伝達モデル感度ケース)

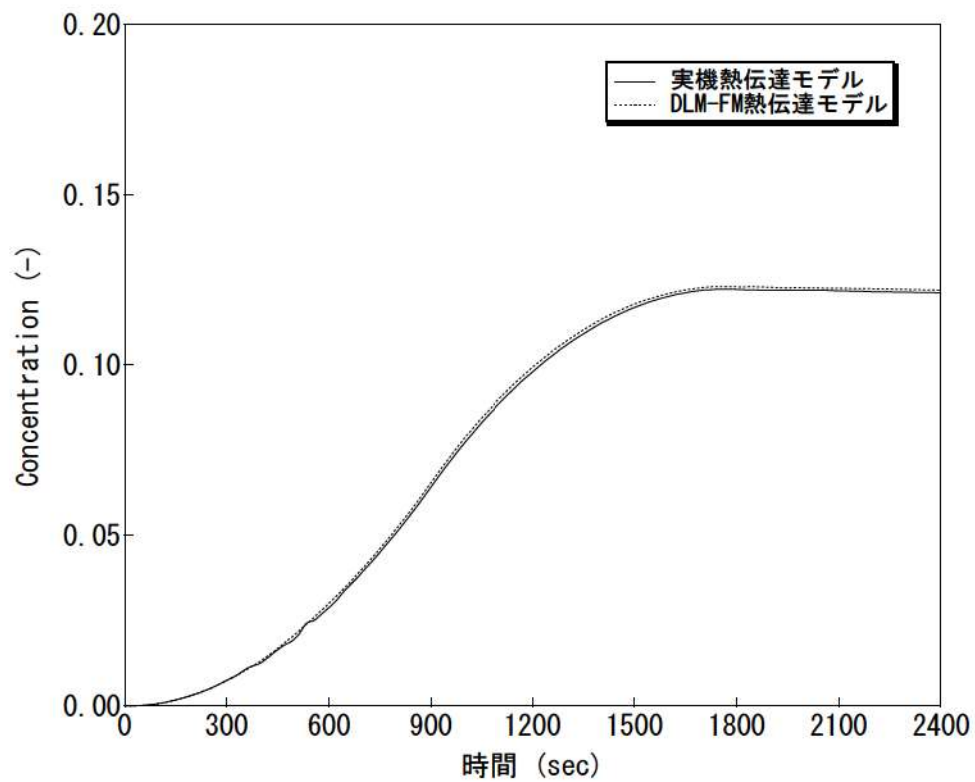


図 4-28 原子炉格納容器ドーム部ヘリウム濃度 (Test M-7-1, 構造材熱伝達モデル感度ケース)

4.4 熱伝達試験との比較

実機プラントにおける重大事故等対策の有効性評価ではGido-Koestel（参考文献7）と内田（参考文献5）の最大値に保守性を考慮した凝縮熱伝達係数を適用している。これは、当該モデルの安全解析等への使用実績が多く、また保守的に凝縮係数を大きくすることで蒸気凝縮を促進させ、ウェット水素濃度を保守的に評価するためである。

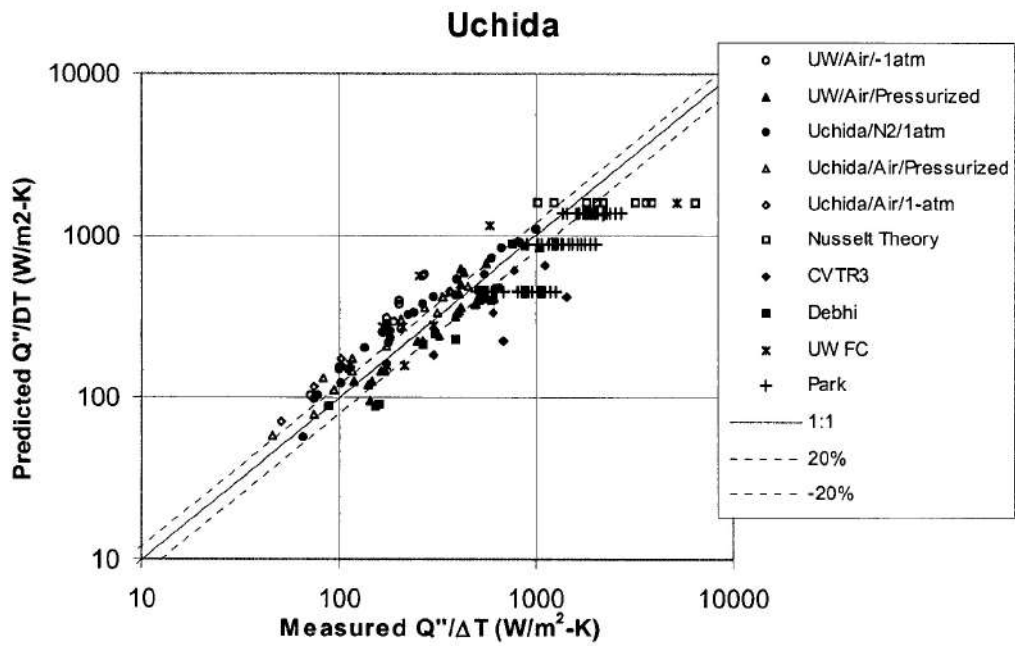
Gido-Koestel モデルは、対流による熱及び物質伝達のアナログに基づく凝縮に加え、構造材表面液膜の流れによる伝熱促進効果を考慮している。このため、非凝縮性ガスの存在下、かつ飽和あるいは過熱環境においても適用可能である。スプレー起動により原子炉格納容器内の雰囲気は飽和に近づき、当該条件下で使用実績の高い内田による凝縮熱伝達が適用される。実機プラントの解析では、特に空間体積の大きな原子炉格納容器ドーム部でスプレーが継続することから、内田による飽和凝縮モードが支配的となる。内田モデルによる予測と実験データとの比較を図 4-29に示す。このうち、実機解析において見られるオーダーは $10^1 \sim 10^3$ (W/m²-K) のオーダーであり、過熱状態などにより極端な逸脱を含む試験を除けば、誤差はおおむね±40%程度に収まる。

実機プラントの解析では、上記モデルによる凝縮熱伝達係数に を乗じることで凝縮を過大に仮定し、ウェット水素濃度を高めに評価することを指向している。これは原子炉格納容器内の雰囲気と構造材に温度差が生じる期間に有効となる。ただし、有効性評価のシナリオではスプレーが継続してこれによる凝縮が支配的となること、また、長時間の評価となり、特に原子炉格納容器ドーム部については雰囲気と構造材が熱平衡に漸近することからその影響は限定的である。

一方、凝縮熱伝達モデルとして最適評価性の高い Diffusion Layer Model FM (DLM-FM) が GOTHIC コード内に内蔵されている（参考文献8）。同モデルは、構造材表面の液膜の擾乱及び構造材表面近傍の気相部におけるミストの存在を考慮することで予測精度を向上させている。図 4-30に、各種の実験におけるヒートシンク表面の凝縮レートの測定値対 DLM-FM の予測値を示す。凝縮レートの予測は、測定値に対し高い精度で合致しており、95%以上が±20%の予想精度に含まれていることから、その最適評価性は十分に高い。

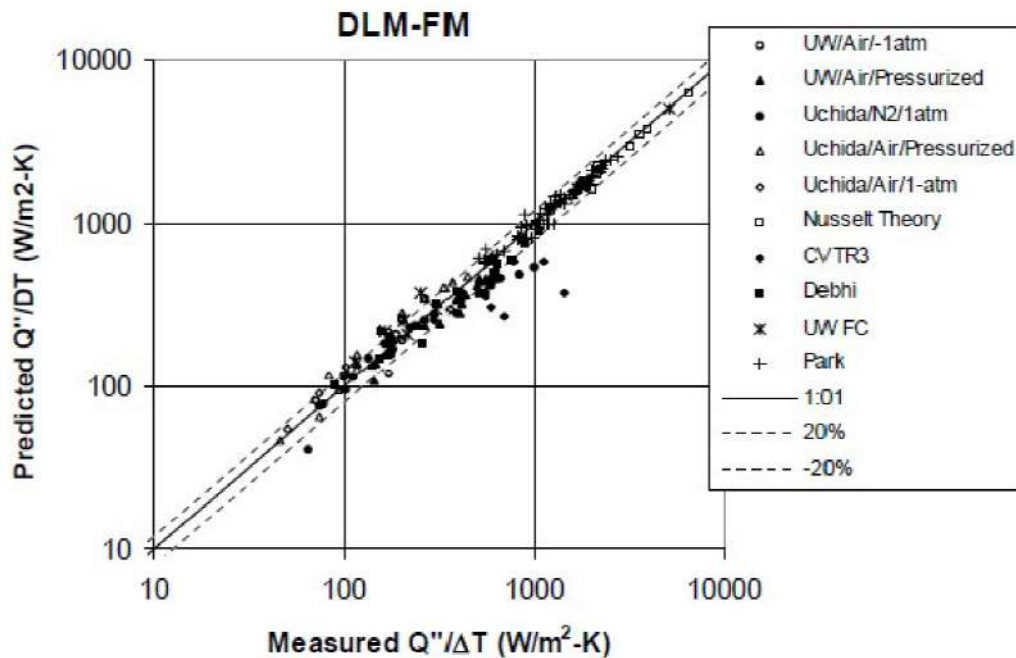
なお、NUPEC 試験検証においては、構造材表面の凝縮熱伝達係数として DLM-FM モデルを適用している。これは、同試験ではスプレー冷却が支配的となるが、ヒートシンクとなる構造材との熱授受が気相の対流挙動に与える影響は無視できるものではないため、最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用してヒートシンク伝熱に係る不確かさを小さくすることで、流動に係るコードモデルの適用性を評価するためである。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 5-42

図 4-29 内田凝縮相関式の実験予測特性



出典：EPRI Product 1013072, GOthic Qualification Report, Figure 5-40

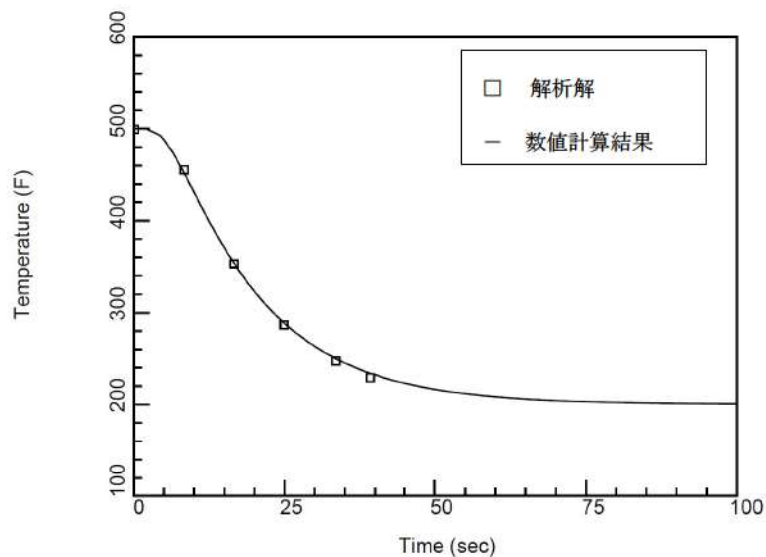
図 4-30 DLM-FM の実験予測特性

4.5 熱伝導解析解との比較

コード開発元により、1次元熱伝導に対する解析解と GOTHIC コードによる複数の形状（平板、円柱、円筒）による熱構造材の温度変化の予測に対し比較が行われている（参考文献 21）。これは、熱構造材の片面に一定の熱流束を与え、もう片面を温度一定とするものである。この仮定により、熱構造材の温度履歴及びプロファイルが解析解として得られる。図 4-31に、評価条件及び解析解と数値計算結果の比較を示す。数値計算結果は良好に解析解と一致している。

これより、GOTHIC コードに組み込まれる伝熱モデルが適切に構造材内部の熱伝導を解くことが検証された。

- ・ 熱伝導率 = $k = 12$. Btu/hr-ft-R
- ・ 比熱 = $c_p = 0.1$ Btu/lbm-R
- ・ 密度 = $\rho = 400$. lbm/ft³
- ・ 円柱直径 = 2. in ※円柱の場合。
- ・ 初期温度 = 500. F
- ・ 流体温度 = 200. F



出典：EPRI Product 1013072, GOTHIC Qualification Report, Figure 4-8

図 4-31 1次元熱伝導モデルと解析解の比較

4.6 PAR 特性検証

4.6.1 PAR による水素処理性能評価式の組み込み

水素処理設備となる PAR について、製造元が供給する水素処理に係る性能評価式が GOTHIC コードに適切に組み込まれていることを以下に検証する。

PAR の水素処理に関する性能評価式は3.3.5節にて説明したとおりである。同性能評価式を GOTHIC コードに組み込み、コードが計算する水素の再結合率（ここでは水素処理速度と同義とする）を、想定される事故時環境の範囲で理論値と比較し、その誤差が十分に小さいことを検証している。解析では一定の区画を定義し、その雰囲気における酸素及び水素の体積比と圧力を定義する。同区画の水素濃度（体積比）を連続的に増加させ、コードで計算される水素処理速度と性能評価式で得られる値とを比較する。圧力条件 1.5bar 及び 4.0bar において、GOTHIC コードによる組み込み計算結果と性能曲線による値の比較を図 4-32及び図 4-33に示す。結果を統計処理した理論値対予測を比較した結果、GOTHIC コードに組み込まれる性能評価式は理論値に対し、誤差 0.3%以内という結果により良好に再現していることが確認でき、PAR の水素処理に関する特性式は GOTHIC コードに適切に組み込まれていることが検証された。

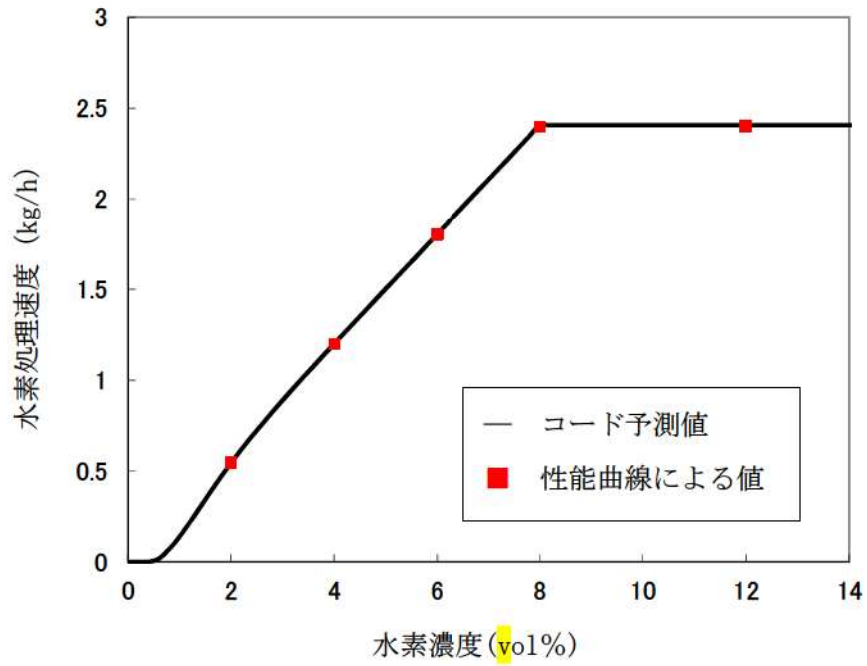


図 4-32 1.5bar における PAR 性能曲線組み込み結果

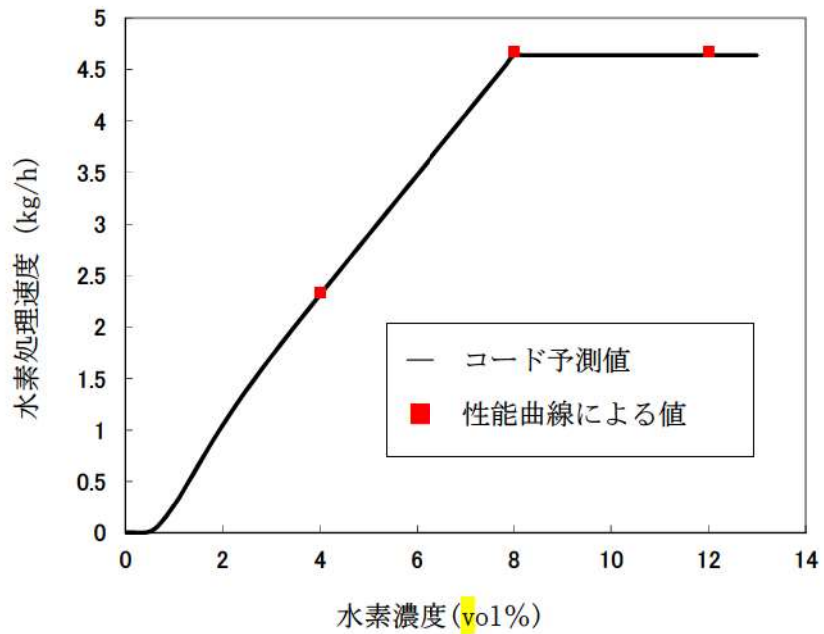


図 4-33 4.0bar における PAR 性能曲線組み込み結果

4.6.2 THAI 試験

有効性評価に使用する PAR の性能評価式は THAI 試験(参考文献 22)において検証されている。THAI 試験のうち、HR 試験はドイツ連邦経済技術省の後援により、ドイツエッシュボルンの Becker Technologies GmbH (ドイツの委託研究工学及びプラント製造会社) により THAI 格納容器試験設備で行われた。うち、容器内に PAR のみを設置し、水素を流入させることで PAR による水素処理性能及び容器内の流体状況を計測した HR-3 試験に対し、GOTHIC コードにより実験解析を行う。これにより、有効性評価における PAR 模擬及び空間分割手法の妥当性を示す。

4.6.2.1 THAI 試験条件及び設備

THAI 試験のうち、HR-3 試験の試験条件を表 4-5 に示す。試験は、水素放出時における PAR による水素処理能力及び水素放出を停止し自然循環による処理能力を確認している。試験で使用した圧力容器、水素処理設備及び各種計測設備、水素放出条件を以下に示す。また、THAI 試験と実機プラントとの条件比較を表 4-6 に示す。

(1) 圧力容器

HR 試験シリーズで使用した圧力容器を図 4-34 及び図 4-35 に示す。これは総体積 60m^3 、高さ 9.2m、直径 3.2m のステンレス鋼製容器である。最高許容圧力は 180°C において 14bar である。

(2) 水素処理設備及び計測設備

HR-3 試験では、圧力容器内部に AREVA 社の商用 PAR が取り付けられている。また、水素濃度及び温度の計測位置を図 4-36 に示す。

(3) 水素放出

表 4-5 に示すように、HR-3 試験では 4 つの時間帯により水素の放出状況が異なる。PAR が作動開始するまでは試験容器に低流量の水素を放出する。PAR 作動後は水素注入量を試験条件に切り替え、水素濃度及び水素再結合割合が増加する様子を測定する (Phase 1)。PAR 入口の水素濃度がおよそ 5.8vol% に到達したことを確認すると水素注入を一度中断して、PAR の処理による水素濃度の減少を測定する (Phase 2)。水素処理により、PAR 入口の水素濃度がおよそ 0.75vol% に到達後、再び水素注入を開始し、自然発火に至るまで水素濃度を上昇させたのち (Phase 3)、水素放出を停止する (Phase 4)。水素注入流量の変化を図 4-37 に示す。

4.6.2.2 実験結果と PAR 性能評価式との比較

試験容器内部に温度計及び水素体積比計を配置し、試験容器内の温度や水素体積比の分布を確認している。PAR の入口及び出口に設置した水素体積比計、PAR 入口部の流速計等の測定パラメータ

より試験時の PAR 単体の水素除去割合 (g/s) を求め、試験時の試験容器内の計測圧力を入れた PAR 性能評価式による水素除去割合 (g/s, kg/h) との比較を行った結果、図 4-38のとおりよく一致する結果が得られた。

4.6.2.3 GOTHIC コードによる解析結果と試験との比較

(1) 解析モデル

THAI 試験の実験解析を、実機における水素燃焼解析において適用している GOTHIC コードにより実施した。

GOTHIC コードによる THAI 試験設備のモデル化は、試験容器を 1 区画の集中定数系ノードにより模擬する 1 区画評価と (図 4-39)、多区画分割による多区画評価を実施した (図 4-40)。

なお、いずれの評価においても構造材への熱伝達については、最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用する。PAR モデルは、試験装置の再現として適切な高さに配置し、水素の再結合率は AREVA 社より提供された相関式を入力条件として与える。境界条件は容器下部の水素放出位置に設定し、試験条件に設定されたデータを与える。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

(2) 解析結果

A. 1 区画模擬による解析結果

① 圧力

容器圧力の解析結果と試験データとの比較を図 4-41に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考えられる。しかし、試験では開始 92 分後に水素の燃焼による急激な圧力上昇が、また、92 分後以降においては試験データと比較して解析結果の圧力が高めに推移する傾向となっている。この原因として、試験においては Phase 3 で PAR の自然発火が生じているのに対し、解析においては水素の燃焼を模擬しないことから、解析では急激な圧力上昇は見られないこと、また容器内に存在する非凝縮性気体が多く残ることから圧力が下がらないものと考えられる。

② 温度

容器内の各高さ位置における雰囲気温度の解析結果と試験データとの比較を図 4-42に示す。解

析では PAR の排気が PAR 設置区画内に一様に拡散するよう模擬し、影響は軽微であるが区画における水素濃度を過小評価することで、水素処理量及び処理に伴う発熱を過小評価する傾向にある。また、燃焼を模擬しないことから容器内の発生熱量は少なく評価されるものの、結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験においては開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により、容器上部で急激な温度上昇が見られるが、解析では水素の燃焼を模擬していないことからこの挙動は見られない。

解析は容器を 1 区画で模擬していることから、解析結果はおおよそ試験結果の平均温度を再現することとなるが、試験では容器下部は水素処理による発熱の影響を受けにくいことから解析結果に比べて低い傾向を示している。

③ 水素濃度

容器内の各高さ位置における水素濃度の解析結果と試験データの比較を図 4-43 に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験においては開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により水素濃度が減少するのに対し、解析では水素の燃焼を模擬していないことから、開始 92 分以降においては水素濃度が解析結果の方が試験データに比べて高く推移することとなる。また、その傾向については図 4-44 から確認でき、解析結果は試験結果と比較して、PAR による水素処理量の積分値が少なく、一方容器内に残留している水素量を多く予測する。

B. 多区画模擬による評価

① 圧力

容器圧力の解析結果と試験データとの比較を図 4-45 に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測しており、解析結果と試験データの差異の原因については 1 区画模擬での議論と同様である。

② 温度

容器内の各高さ位置における雰囲気温度の解析結果と試験データとの比較を図 4-46 に示す。下部サンプル区画と水素放出区画を除いて解析結果は試験データに比べ全体的に低い温度傾向となっている。その原因としては、解析では PAR の排気が PAR 設置区画に一様に拡散するよう模擬し、影響は軽微であるが区画における水素濃度を過小評価することで、PAR による水素処理量及び処理に伴う発熱を過小評価する傾向にある。また、Phase 3 以降で見られる水素の燃焼を模擬していないことから発生熱量を少なく予測する。さらに、区画分割を実施したことにより、各所の対流熱伝達に基づくヒートシンクによる除熱が過大に評価されることによるものと考えられる。これは 1 区画模擬による結果と比較することでも推測が可能である。なお、1 区画模擬での議論と同様、試験では開始 92 分後 (Phase 3) に水素の燃焼により、容器上部で急激な温度上昇が見られるが、解析で

は水素の燃焼を模擬していないことからこの挙動は見られない。

③ 水素濃度

容器内の各高さ位置における水素濃度の解析結果と試験データの比較を図 4-47に示す。解析結果は試験の挙動を概ね良好に予測していると考ええる。

試験では水素注入を停止する期間（Phase 2 及び Phase 4）において、水素供給領域及び内部シリンダに水素が滞留している。これは、下部水素供給領域からの水素供給及び PAR により発生する上昇流れと、上部領域の下降流れとが拮抗することで、下部の水素供給領域を介さずに中間領域の外周部のみで循環流れが発生してしまうためであると考えられる。



水素濃度の過渡変化としては 1 区画模擬での議論と同様、試験においては開始 92 分後（Phase 3）に水素の燃焼により水素濃度が減少するのに対し、解析では水素の燃焼を模擬していないことから、開始 92 分以降においては水素濃度が解析結果の方が試験データに比べて高く推移することとなる。その傾向は図 4-48からも確認でき、解析結果は試験結果と比較して、PAR による水素処理量の積分値が少なく、一方容器内に残留している水素量を多く予測する。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-5 HR-3 の試験条件

--

表 4-6 THAI 試験条件と実機プラント条件の比較

体系	THAI 試験条件 (HR-3)	3 ループプラント	コメント
PAR		実機向け PAR	
PAR 設置位置		蒸気発生器煙突部(原子炉格納容器ドーム部), 外周部	
PAR 台数		5 台	
再結合率		約 1.2kg/h/台	
容器(体積)		約 67,400m ³ (原子炉格納容器体積)	
圧力		0.4MPa[gage]未満	
温度		50~約 140°C	
水素濃度		平均 13vol%未満	
蒸気濃度		0~100%	
スプレイ		10.6g/s/m ³ (NaOH 含む)	
水素放出量		770kg	

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

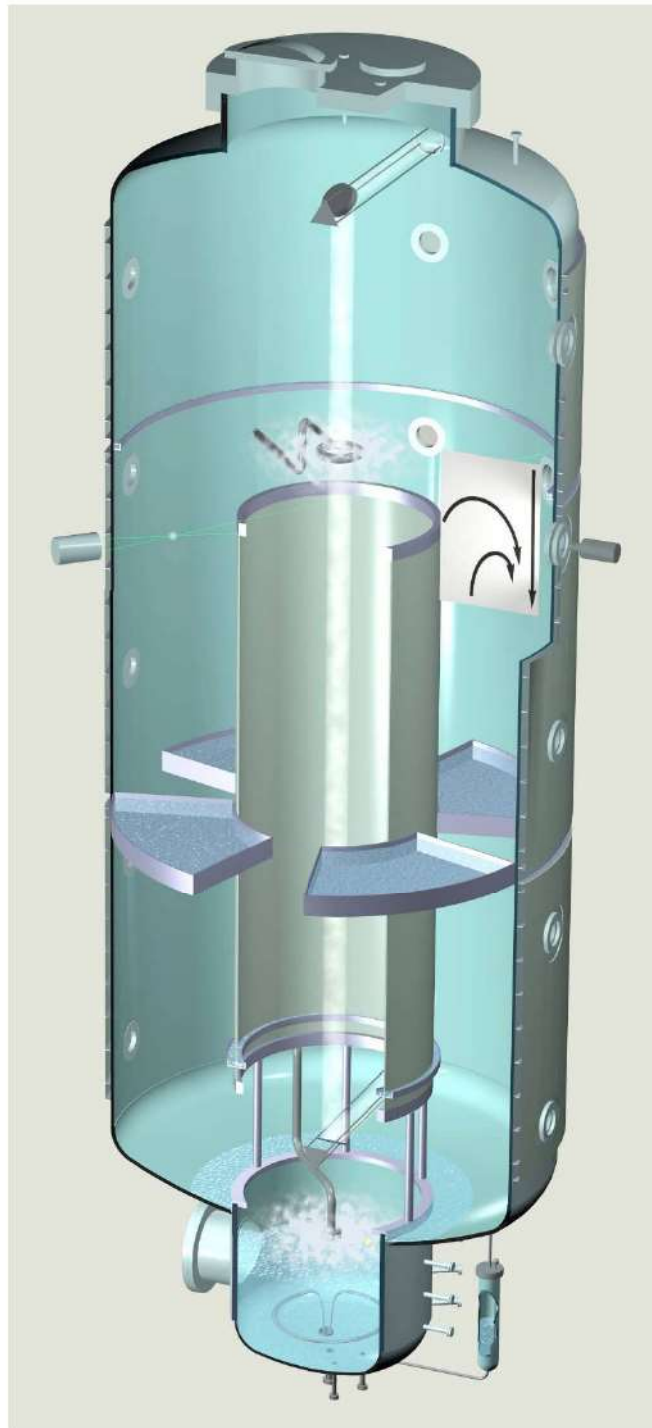


図 4-34 HR 試験設備概要

注：内部の円筒の上半分及び付随する水平板は，HR-3 試験では取り外されている。

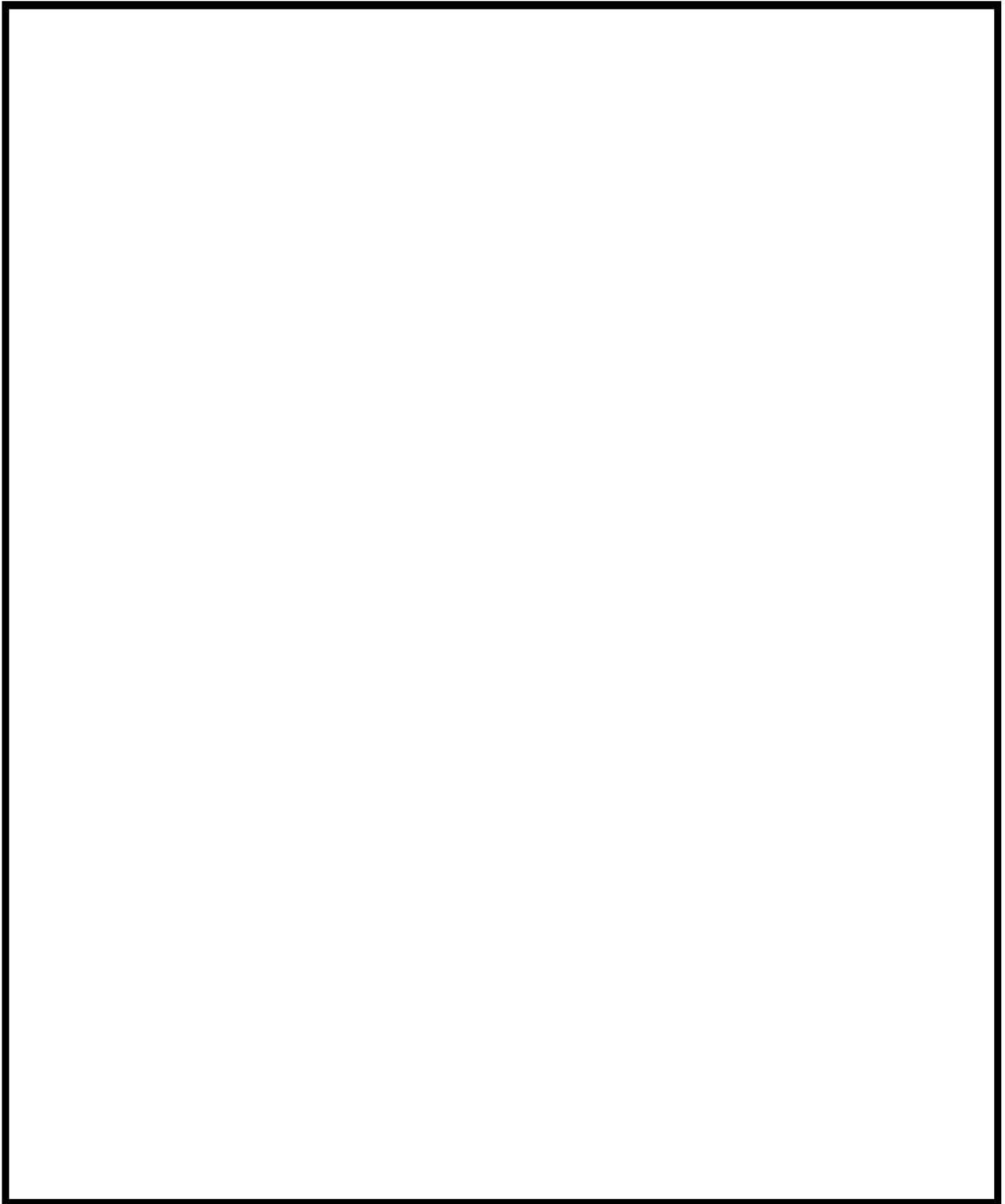


図 4-35 HR 試験設備寸法

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

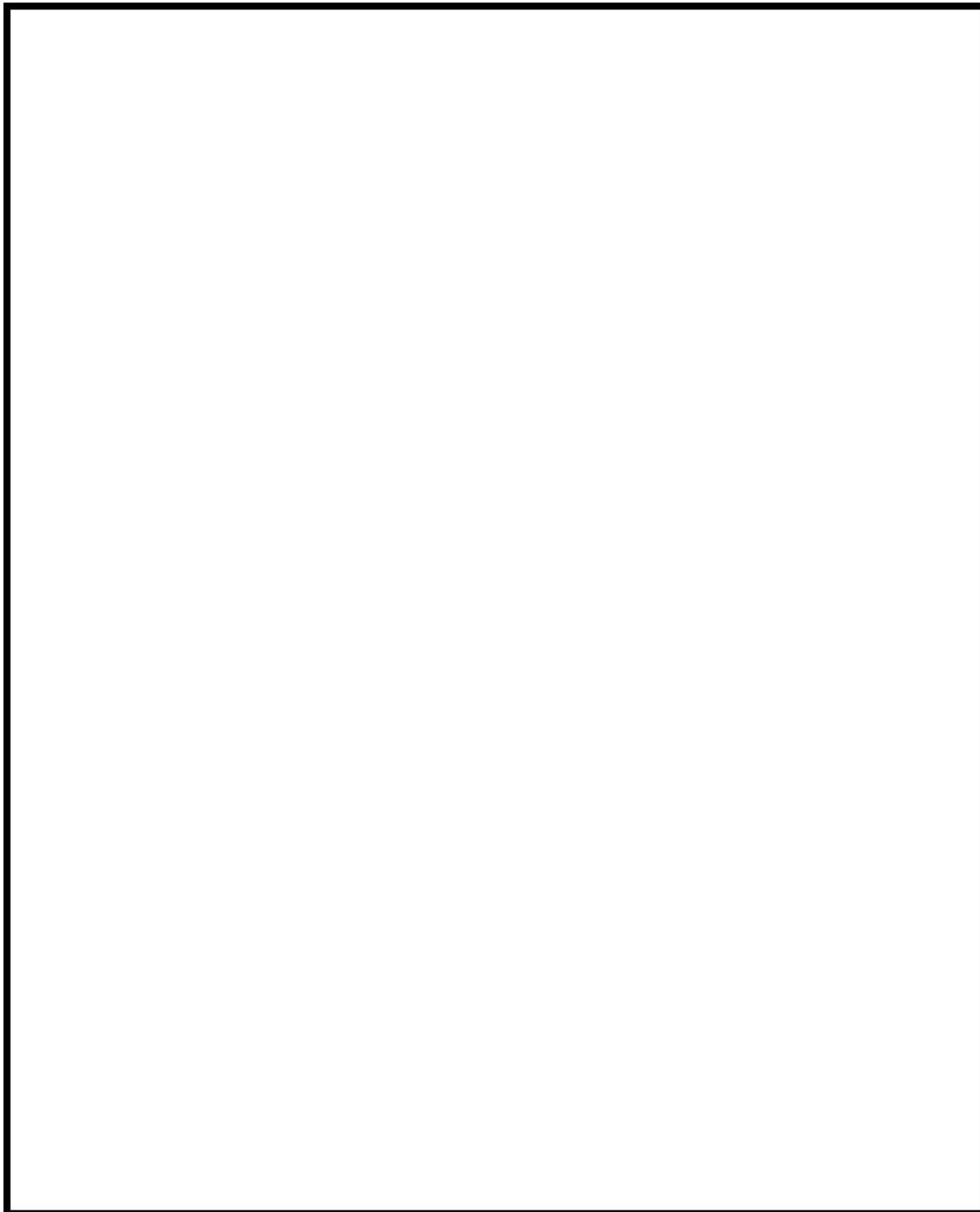


図 4-36 THAI 試験装置及び水素濃度計及び温度計の設置場所

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

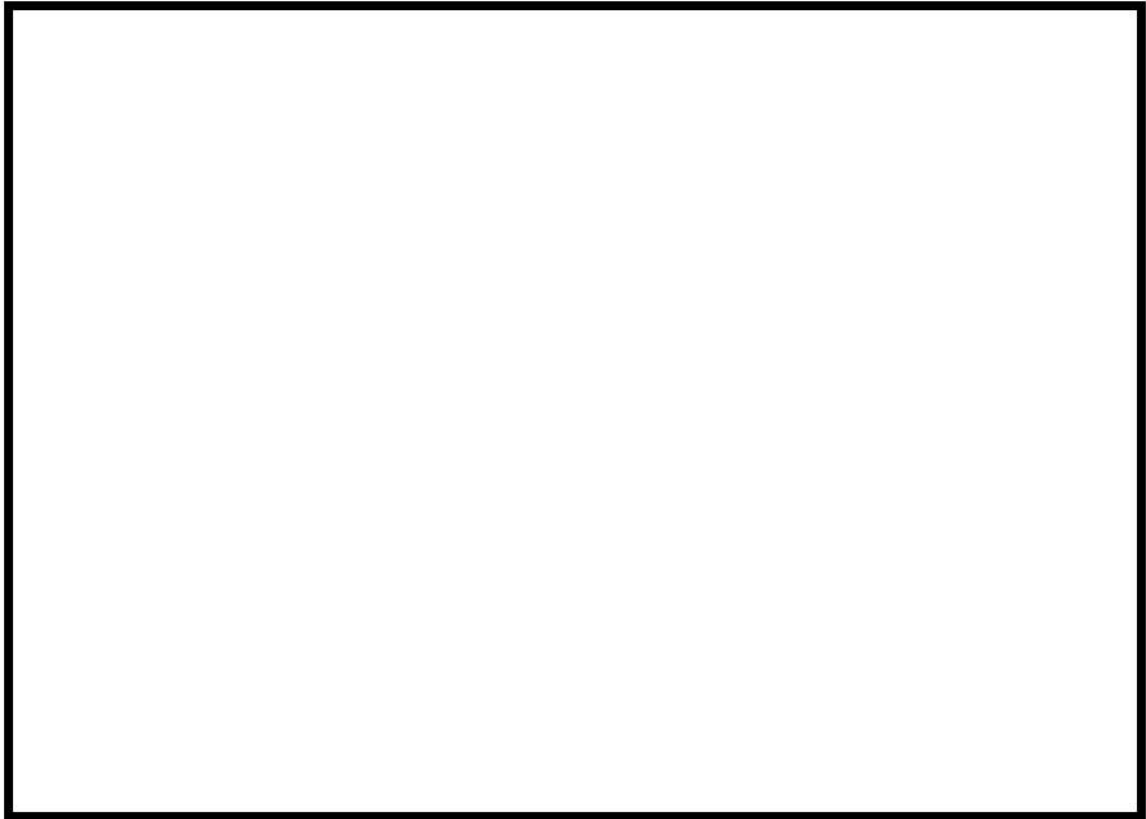


図 4-37 HR-3 試験水素注入流量

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

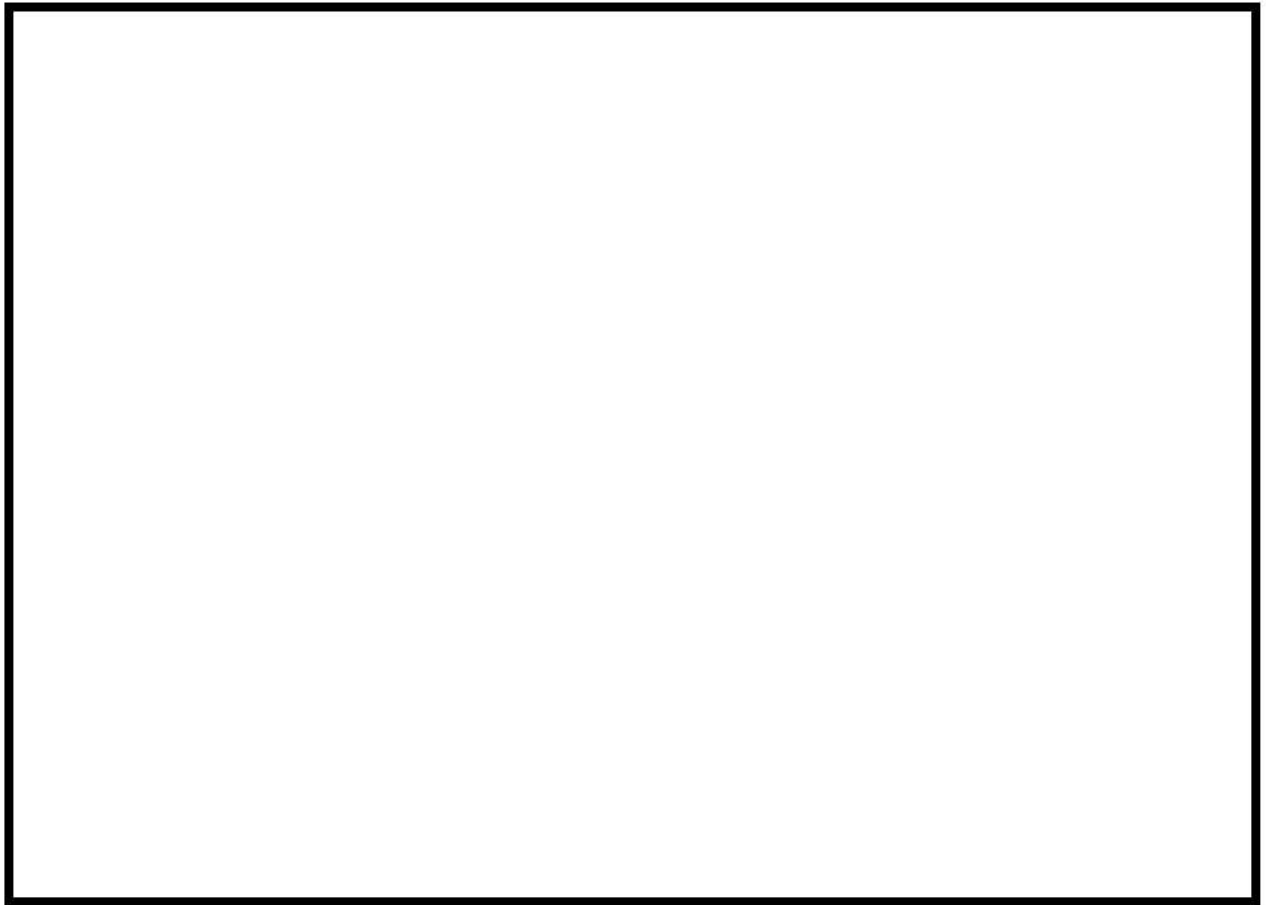


図 4-38 水素除去率の評価式と試験の比較

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

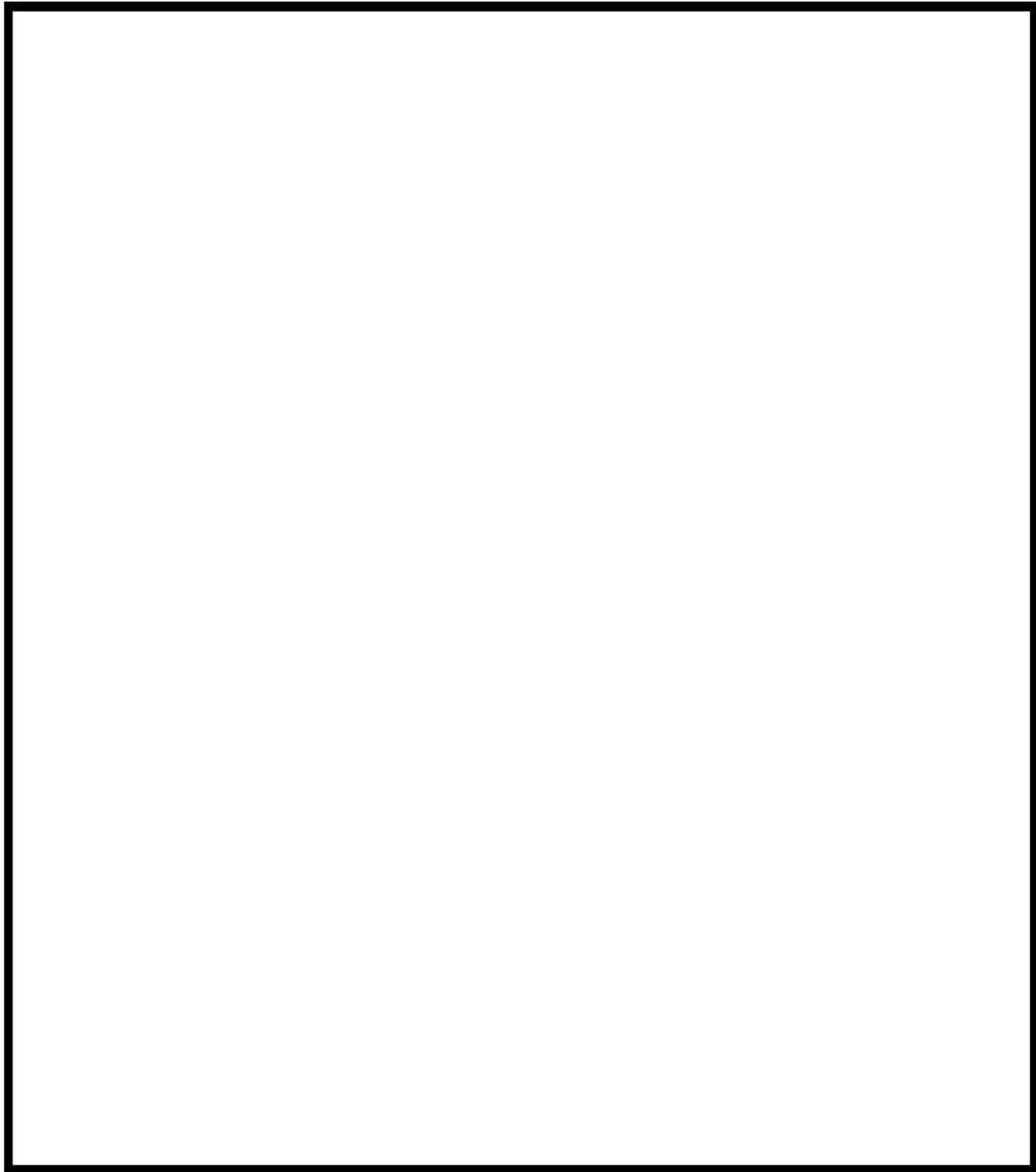


図 4-39 THAI 試験 (HR-3) の GOTHIC コードによるノーディング (1 区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

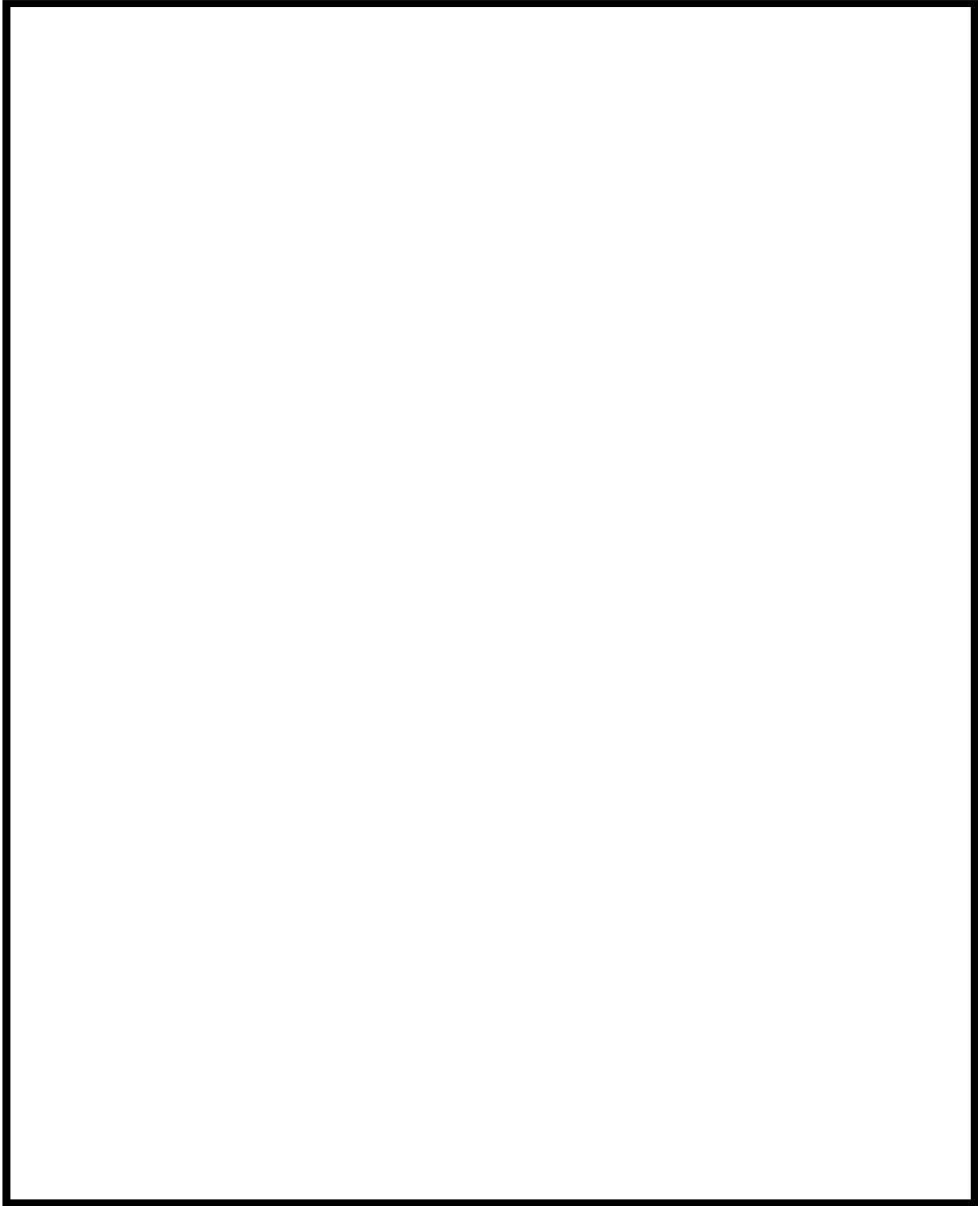


図 4-40 THAI 試験 (HR-3) の GOTHIC コードによるノーディング (多区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

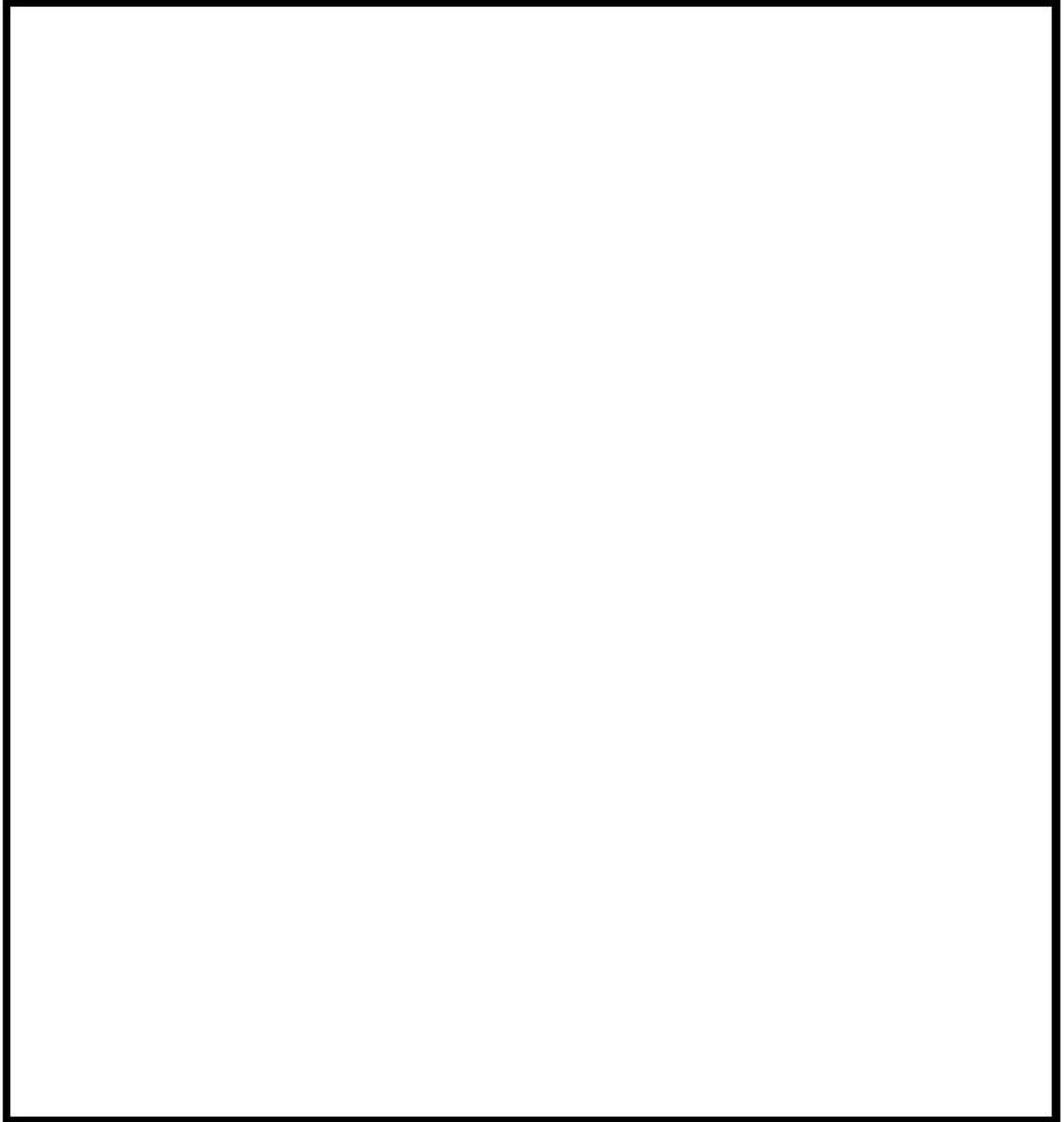


図 4-41 容器内圧力比較（1区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

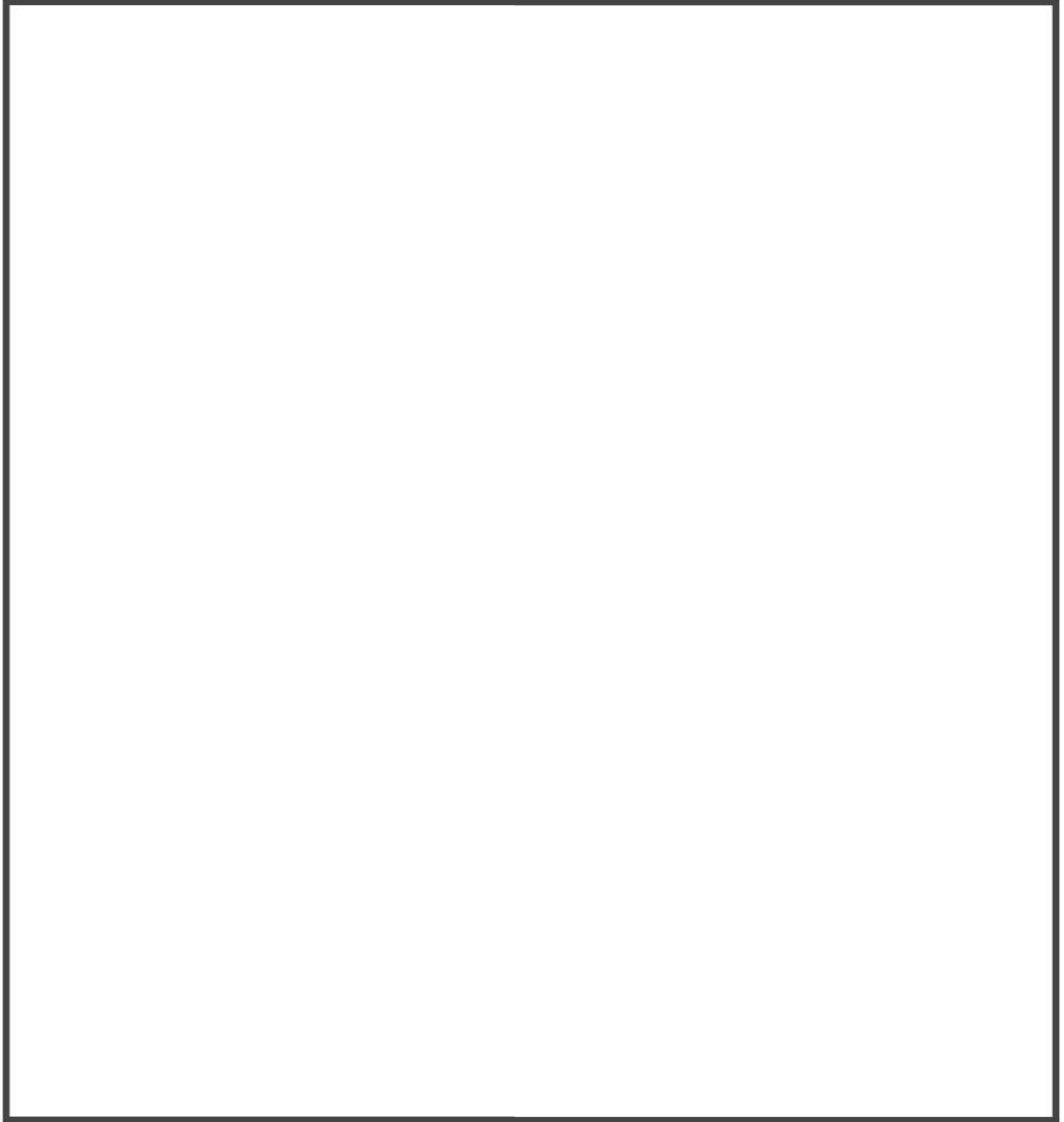


図 4-42 容器内温度分布比較（1区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

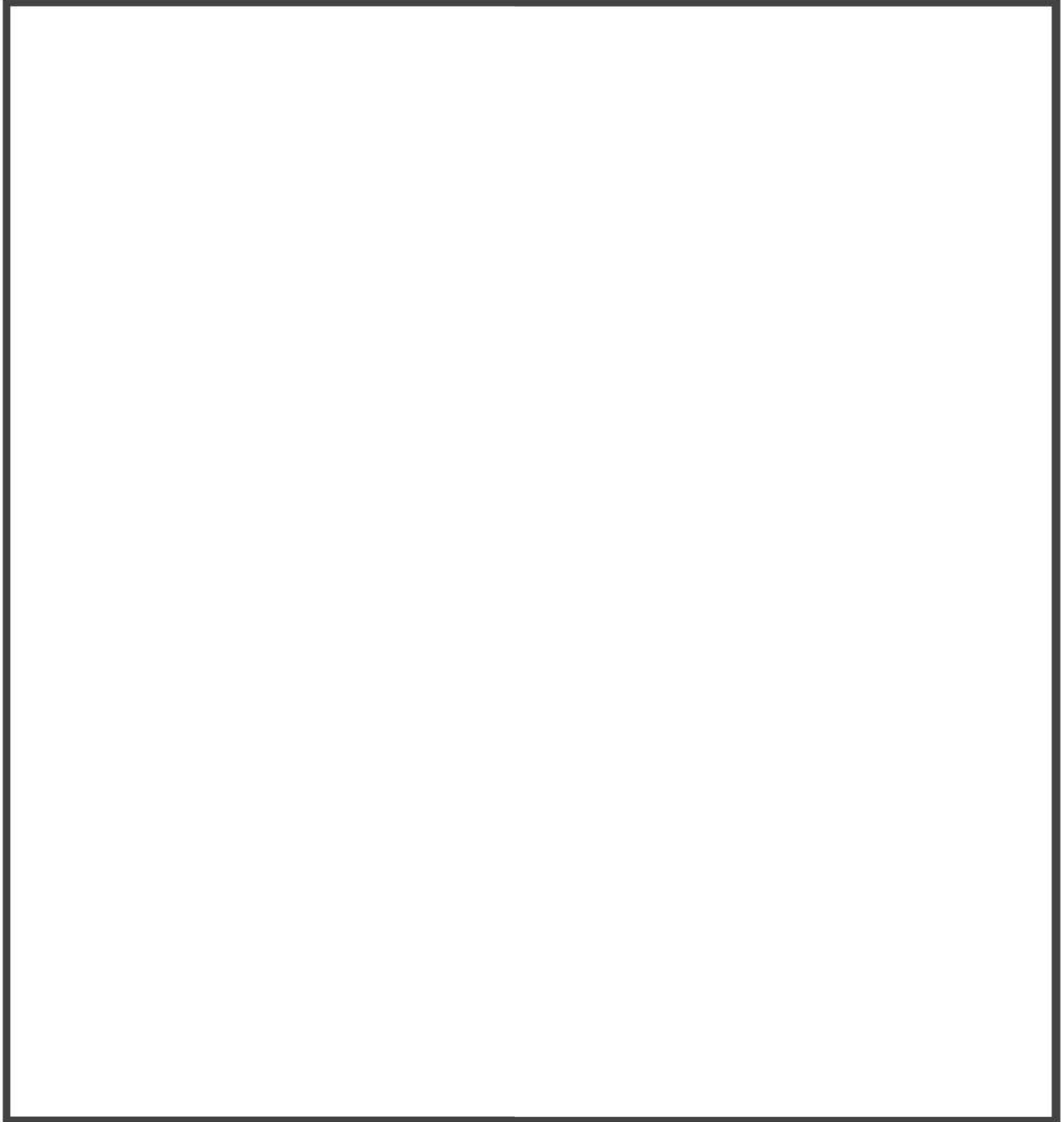


図 4-43 容器内水素濃度分布比較（1区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

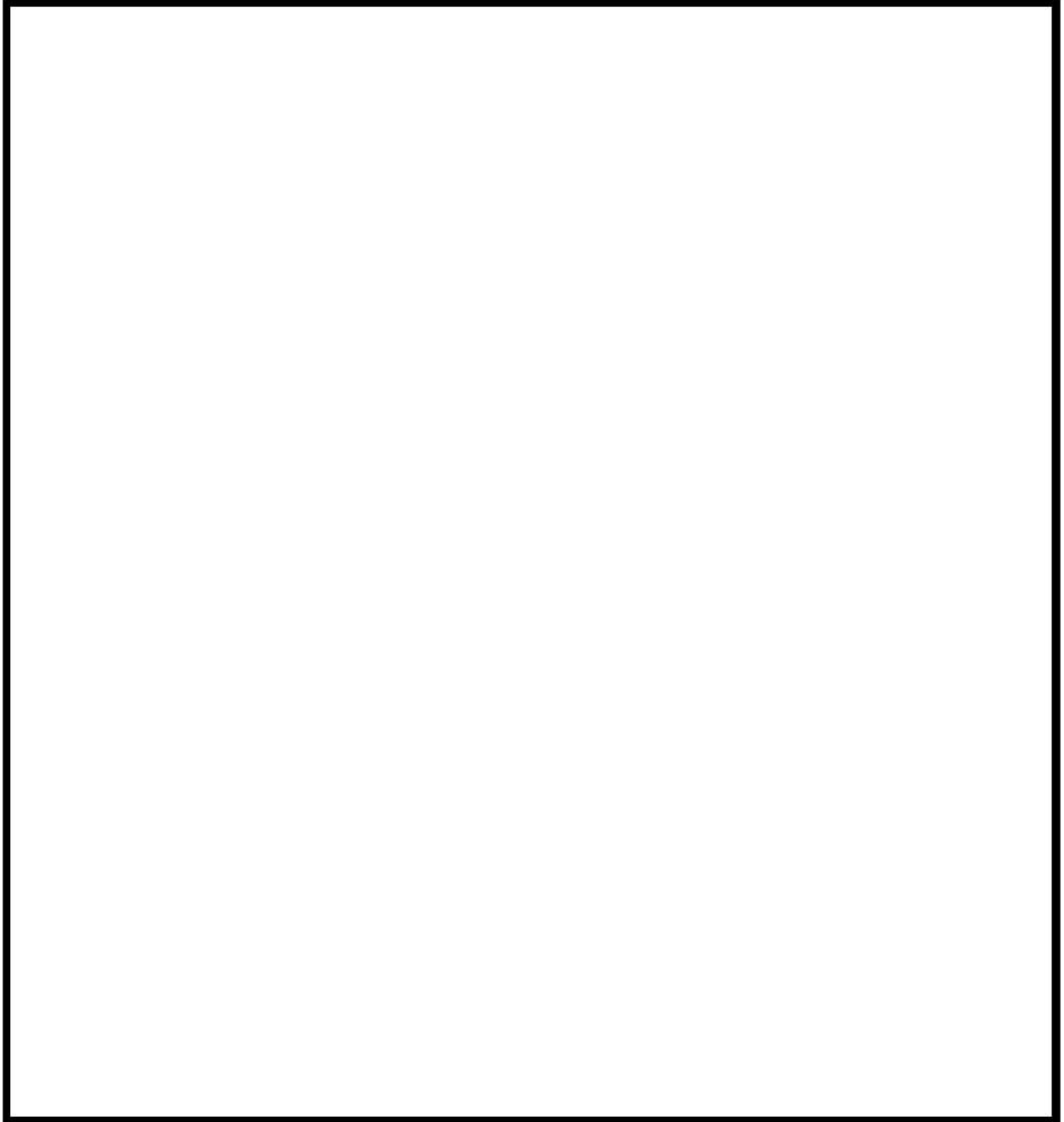


図 4-44 水素処理量の比較（1区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

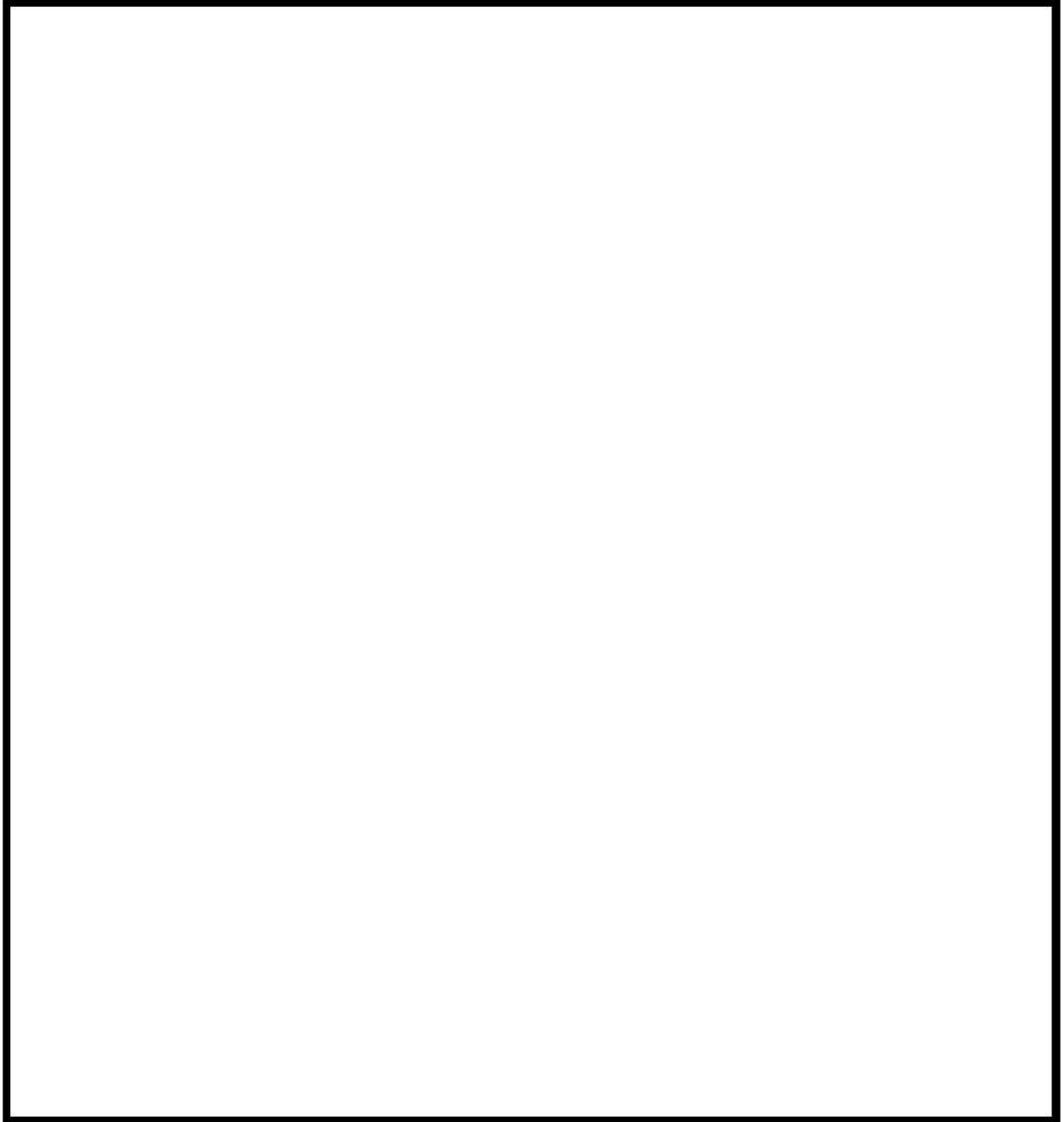


図 4-45 容器内圧力比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

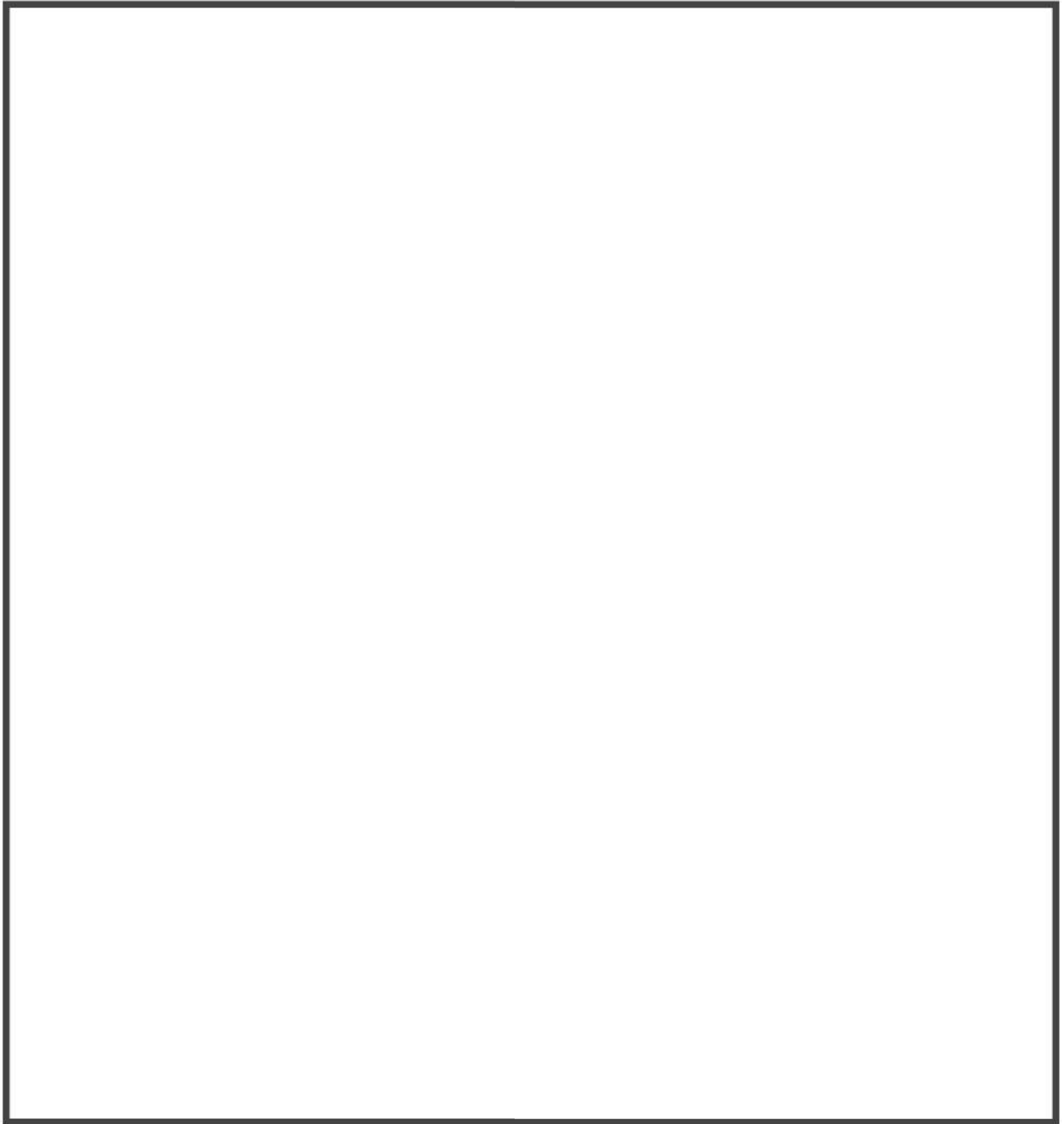


図 4-46 容器内温度分布比較 (多区画模擬)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

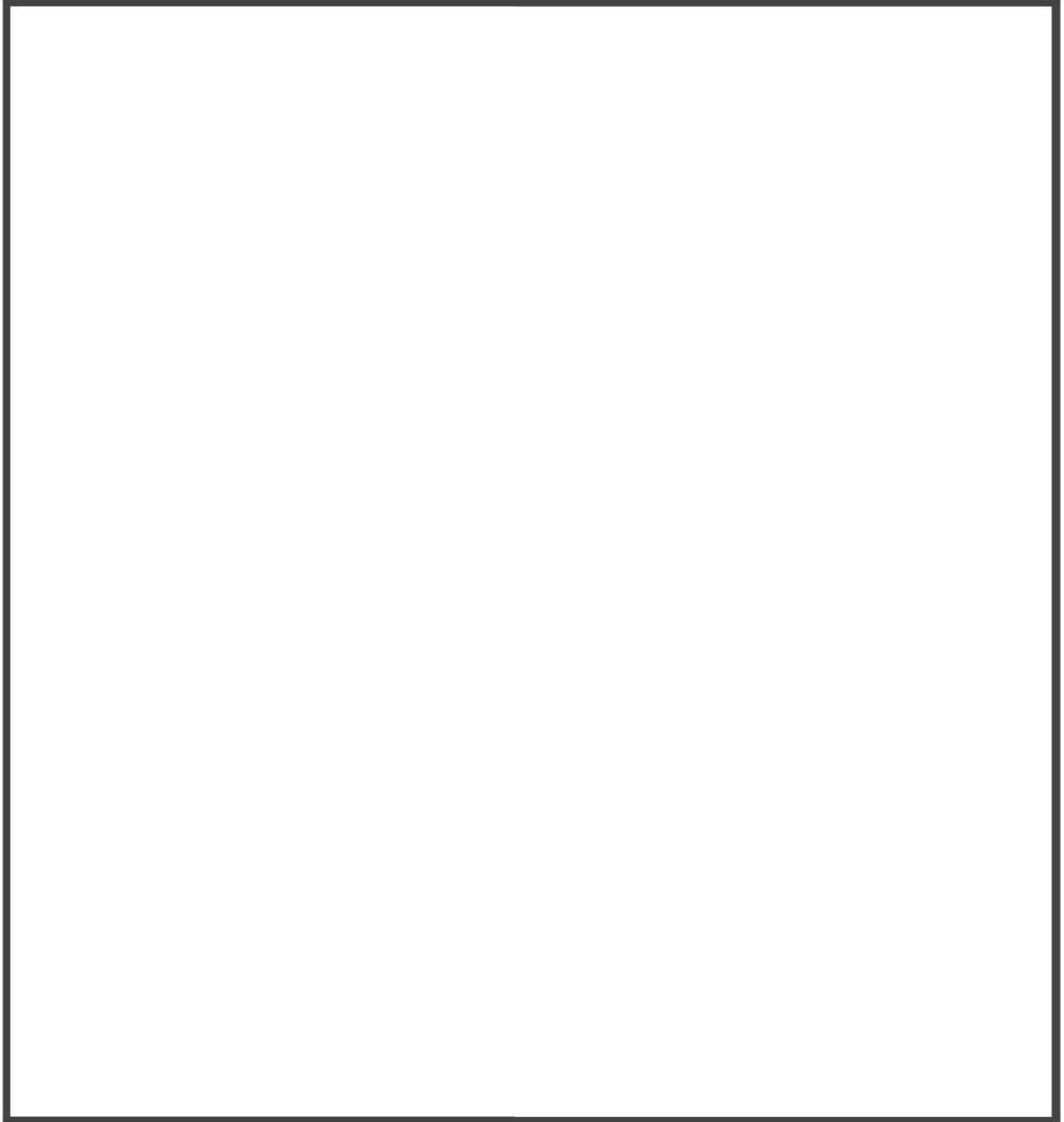


図 4-47 容器内水素濃度分布比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

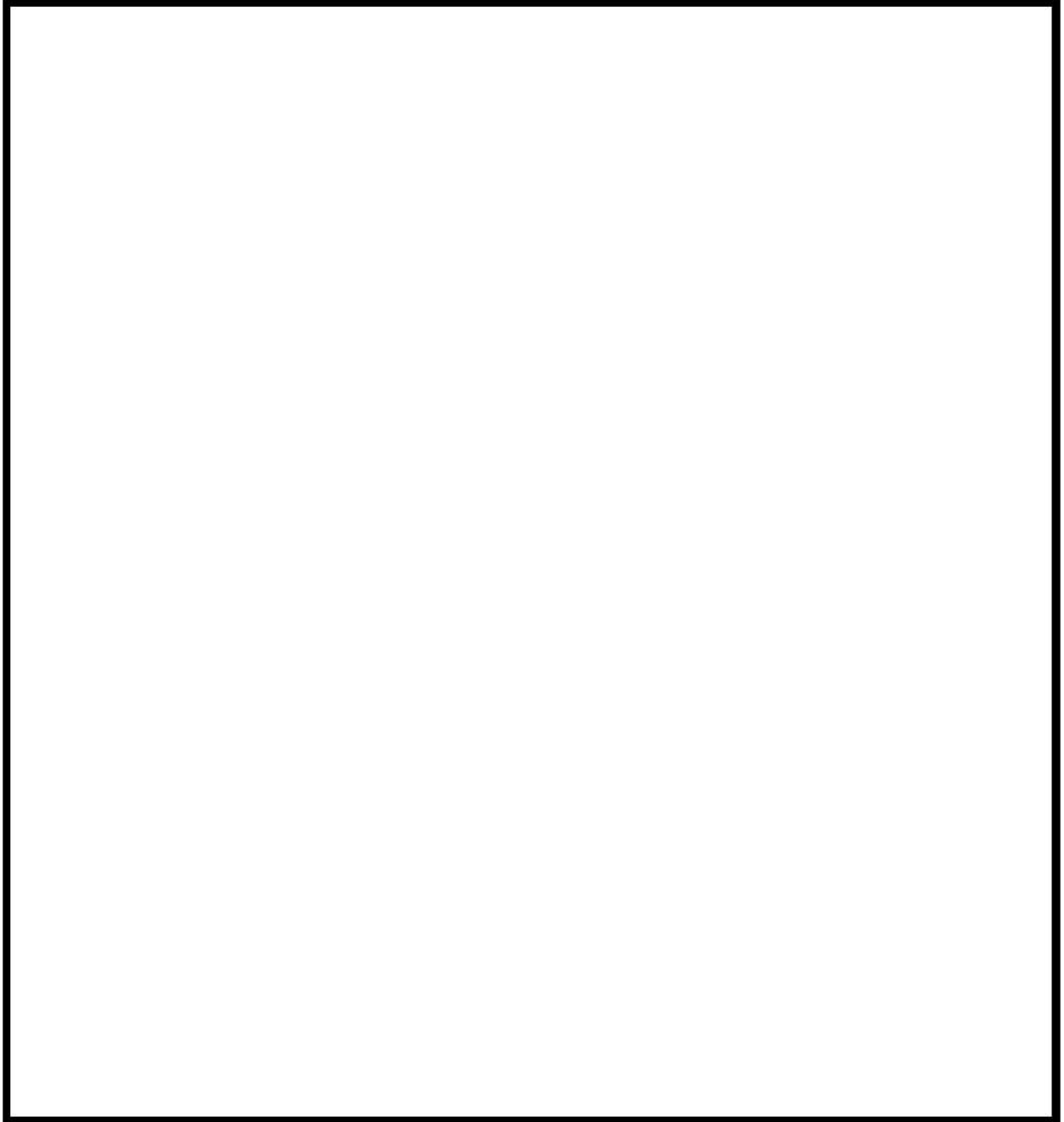


図 4-48 水素処理量の比較（多区画模擬）

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.7 イグナイタによる水素燃焼モデルの検証

水素処理設備となるイグナイタについて、コード開発元が供給する水素処理に係る燃焼モデルが適切に組み込まれていることを以下に検証する。

GOTHIC コードに具備されている燃焼モデルは、コード開発元となる NAI により水素燃焼に関して熱バランスを考慮することで得られる解析解と比較することで検証されている。表 4-7に解析解とコードの予測の結果を比較して示す。GOTHIC コードに組み込まれている3つの燃焼モデルは、解析解と比べ温度に対し最大約1%、圧力に対し最大約0.5%の差であり適切にモデル化されていることが分かる。

表 4-7 解析解と GOTHIC コード予測の結果比較



枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.8 実機解析への適用性

妥当性確認の結果より、実機解析にてモデル化が必要となる現象に対する GOTHIC コードの適用性を検討する。

4.8.1 区画間・区画内の流動

(1) 実験解析による実機適用性検討

原子炉格納容器内の、破断区画に放出される 1 次冷却材及び水素の流動と、各区間及び原子炉格納容器ドーム部内での水素の拡散及び混合挙動は、流体挙動を模擬するための質量、エネルギー及び運動量の保存式に加え、各種の構成式及び相関式、非凝縮性ガスの輸送モデルが支配要素となる。これら関連するモデルの総合的な実機プラント解析への適用性について、NUPEC 試験 Test M-7-1 データを用いて検証した。同試験の試験条件は、重要事故シーケンスとして選択される LOCA 時の ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）に相当し、GOTHIC コードは原子炉格納容器圧力の時間変化、雰囲気温度及びヘリウム（水素）濃度の時間及び空間変化を良好に再現している。これにより、GOTHIC コードは水素を含む流体の原子炉格納容器内の混合挙動を適切に模擬できるものと判断できる。

また、スプレイ有無の影響についても Test M-4-3 試験を用いたコード適用性の検討を実施した。スプレイがないことにより原子炉格納容器ドーム部での蒸気凝縮、蒸気及びヘリウムの均一拡散及び混合の影響が弱まる。しかし、Test M-7-1 と同様に、試験では原子炉格納容器ドーム部内での水素濃度の成層化、また、上下区画間の有意な水素濃度差は生じず、原子炉格納容器全体にわたりヘリウムは均一に混合していることが確認された。また、GOTHIC コードは、スプレイの有無にかかわらず、原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃度、また、原子炉格納容器内の各区画の水素濃度を良好に予測する。即ち、スプレイの有無にかかわらず、コードは原子炉格納容器内の流動を適切に模擬できるものと判断できる。

なお、NUPEC 試験 Test M-7-1 では、破断口の直上に存在する蒸気発生器室出口部のヘリウム濃度に対し、GOTHIC コードが過小評価する傾向が確認された。これは、試験では区画内で蒸気及びヘリウムを上方に放出していることから解析でも同様の境界条件を設定しているが、区画内での流体の異方性に対する模擬が、隣接する区画に対し多めの流量を与えることでやや損なわれているものと考えられる。

しかし、水素燃焼の重要事故シーケンスとして選定される事象では、配管の両端破断を想定しており、破断口からの蒸気及び水素が区画内に満たされるように放出を仮定するのが適切であると考えられる。これは、破断口となるループ室に隣接する比較的狭い原子炉下部キャビティや外周区画への水素の流入を増やす傾向となり、過渡的にこれら局所の水素濃度を高めることとなる。また、同試験解析では実機プラント解析で重要となる原子炉格納容器ドーム部の雰囲気温度及びヘリウム濃

度を良好に模擬している。これは、破断区画からの流れの異方性について実験と解析では差異が見られるものの、原子炉格納容器内の構造上、結果として複数の経路を経て原子炉格納容器ドーム部に流入する全体の流れをコードが適切に模擬している。したがって、NUPEC 試験 Test M-7-1 に見られた蒸気発生器室解析予測の誤差が実機プラント解析に与える影響はないものと判断できる。

また、ループ数が異なるプラントにおいても、破断口から流出する冷却材や水素は原子炉格納容器内の各区画を通過し、液相は床面に、蒸気及び水素は上部区画に流入する基本的な流動は共通である。ループ数が異なることにより、冷却材や水素の移流の駆動力、凝縮等の熱的变化の度合いが異なるが、GOTHIC コードは NUPEC 試験の Test M-7-1 及び Test M-4-3 という異なる事象進展に対して適切な予測を与えている。これは、コードの能力と模擬手法が適切であることを示しており、ループ数が異なることによる原子炉格納容器内の流動の差は、コードにより十分に模擬されるものと判断できる。

(2) 原子炉格納容器ドーム部のノード分割の妥当性

実機プラントの解析への適用に係る不確かさの一つとして、解析におけるノーディングが挙げられる。PWR プラントと NUPEC 試験装置規模及びノーディングの比較を表 4-8及び表 4-9に示す。

NUPEC 試験解析では原子炉格納容器を、 により一つのボリュームを 分割している。NUPEC 試験 Test M-7-1 について、ノーディングの分割数による解析結果への影響評価を実施するため、原子炉格納容器ドーム部を 1 区画とした集中定数系による解析を実施した。

NUPEC 試験 Test M-7-1 における原子炉格納容器ドーム部の温度分布の試験測定値及び、Test M-7-1 を対象とし、原子炉格納容器ドーム部を による 分割した GOTHIC コードによる実験解析結果を図 4-9に示す。試験結果と試験測定値を比較すると、GOTHIC コードの予測は試験に対し最大 5℃程度の誤差が見られるものの、原子炉格納容器内の温度挙動を適切に再現している。また、ヘリウム濃度に対する試験測定値と GOTHIC コードの予測結果の比較を図 4-11に示す。原子炉格納容器内のヘリウム濃度の挙動についても、良好に一致している。

次に、Test M-7-1 の実験解析について、原子炉格納容器ドーム部の分割を 1 区画とした集中定数系による解析を実施した。原子炉格納容器ドーム部の温度の比較を図 4-49に、原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度の比較を図 4-50に示すが、試験測定値及び上記の 分割した解析結果と比較しても大きな差異が見られていない。この理由としては、原子炉格納容器ドーム部において比較的溫度分布が小さく、局所温度による熱構造材の除熱効果の影響が小さいためであると考えられる。

Test M-7-1 のように原子炉格納容器ドーム部の温度分布が比較的小さい場合においては、上記の原子炉格納容器ドーム部の温度及びヘリウム濃度等の結果から、原子炉格納容器ドーム部の空間の分割により定義される各セルのバルク温度の変化による解析結果への影響は小さいと考えられる。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

実機プラントの有効性評価で想定するシーケンスは、大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）であり、NUPEC 試験 Test M-7-1 の結果を踏まえても、破断流による流れの形成及び格納容器スプレイ、水素処理設備の作動等によって、原子炉格納容器ドーム部における混合が良好であることが予想される。

したがって、上記の NUPEC 試験 Test M-7-1 の原子炉格納容器ドーム部分割を変えた場合の評価結果を踏まえれば、原子炉格納容器ドームの分割を [] による [] 分割とした場合において、構造材との凝縮計算に使用する原子炉格納容器ドーム部各セルのバルク温度を使用しても、有効性評価結果に与える影響は小さいと考える。

なお、壁面との熱伝達を有限体積における数値計算モデルで評価する際は、その壁面が存在する有限体積の代表温度を定め、壁面の表面温度との温度差により伝熱量を定義する。したがって、セルのサイズを詳細にすると局所的な温度分布が再現され、場所ごとの伝熱量が異なる場合がある。しかし、評価対象とする空間全体の温度分布を適切に模擬できる程度のセルサイズが選択されていれば、壁面近傍において温度勾配が生じた場合も、伝熱量の増加により温度差が縮小すること、境界層に対して主流からの流れ込みが発生することにより補償的な作用が生じる。このため、結果的に局所的な温度分布があっても壁面に対する総量としての伝熱量は保存され、評価結果に与える影響は小さくなる。なお、GOTHIC コードにおいて使用可能な熱伝達モデルは、一般的に壁面近傍において見られる温度勾配の影響外にある主流の温度計測結果から導かれており、極端に詳細なセルサイズを要求するものではない。

また、NUPEC 試験においては表 4-10に示すように破断箇所、流量及び破断流組成及びスプレイの有無を変えた様々な条件により、水素の代替気体であるヘリウムの分布挙動が測定されている。

表 4-10に示すように、蒸気発生器基礎部及び加圧器逃がしタンクといった原子炉格納容器下部区画からの放出時においては流量及び破断流組成、スプレイの有無にかかわらず濃度成層化現象は確認されず、原子炉格納容器内は概ね一様に混合している。また、加圧器気相部破断のように破断位置が原子炉格納容器内の上部に位置し、さらに格納容器スプレイ等の循環流がないケースで試験が行われた Test M-8-1 では、破断位置より上方に熱成層化が生じ、これにより原子炉格納容器ドーム部の高さ方向及び下部区画との間で濃度差が生じるといった濃度成層化現象が確認されたものの、Test M-8-1 と破断箇所及び流量及び破断流組成について概ね同様の条件であり、スプレイがある場合の試験として Test M-8-2 では、原子炉格納容器ドーム部においては Test M-8-1 と異なり濃度成層化現象は確認されなかった。

上記の破断箇所、流量及び破断流組成、スプレイの有無を変えた様々な条件で実施している NUPEC 試験の知見から、以下のとおり推測される。

- ・原子炉格納容器下部区画からの放出においては、放出量及びスプレイの有無にかかわらず原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化現象は観察されない。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

- ・原子炉格納容器上部区画からの放出においては、スプレーがない場合において濃度成層化現象が観察されたが、スプレーがある場合においてはスプレーによる原子炉格納容器内の攪拌効果により濃度成層化現象は観察されなかった。これはスプレーに伴う水素の拡散及び混合が促進されるためと考えられる。実機プラントにおいては、本設の格納容器スプレーポンプよりも流量の少ない代替ポンプによる格納容器スプレーを実施することがあるが、代替ポンプによる格納容器スプレーが、事故時の原子炉格納容器冷却に必要な液滴径は確保されており、また原子炉格納容器内の水素攪拌に必要な流量についても確保できていると評価される(添付3参照)。したがって、原子炉格納容器内における水素拡散及び混合の観点からも、代替ポンプによる格納容器スプレーが、本設スプレーと同様に原子炉格納容器全体における動的な攪拌効果及び蒸気凝縮による原子炉格納容器内の攪拌効果が期待できるといえる。

したがって、上記の NUPEC 試験の結果を踏まえると、実機解析においても多くのケースにおいて原子炉格納容器ドーム部の温度分布については概ね一様となると考えられることから、実機においても原子炉格納容器ドーム部のノーディングの差により解析結果において大きな差異が生じないと予測されるため、実機解析において原子炉格納容器ドーム部を[]により一つのボリュームを[]分割としていることは妥当であると考ええる。

(3) 濃度成層化が生じる場合における原子炉格納容器ドーム部のノード分割について

(2)においては原子炉格納容器内の混合が十分になされている場合の原子炉格納容器ドーム部のノード分割について考察を行なったが、原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化が発生する場合について考察を実施する。

原子炉格納容器ドーム部において濃度成層化が確認された NUPEC 試験のケースとして、NUPEC Test M-8-1 が挙げられる。Test M-8-1 は加圧器気相部破断を想定した試験であり、本試験において加圧器室内で発生したヘリウム及び水蒸気は加圧器室上端の開口部を經由して原子炉格納容器ドーム部へ直接放出されることから、原子炉格納容器ドーム部のヘリウム濃度が顕著に高くなることが同試験の特徴である。この挙動を GOTHIC コードで模擬するためには、加圧器室開口部から原子炉格納容器ドーム部への流れを適切に模擬する必要があり、原子炉格納容器ドーム部の分割を[]による[]分割とし、検証解析を行った。なお、原子炉格納容器ドーム部の分割の概要を図 4-51に示す。

上記のとおり原子炉格納容器ドーム部について分割をした際の原子炉格納容器のヘリウム濃度及び温度の GOTHIC コードによる解析結果と試験結果の比較を図 4-52及び図 4-53に示す。

原子炉格納容器のヘリウム濃度については図 4-52に示すように、原子炉格納容器上下部の濃度差については、試験結果で確認される顕著な濃度差の予測には至らないものの、下部区画と比較して原子炉格納容器ドーム部でよりヘリウム濃度が高くなる傾向は再現することができた。また、破断位置より上部においてヘリウムは高い濃度で均一になる傾向、即ち原子炉格納容器ドーム部にお

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

ける成層化の傾向についても再現することができた。

原子炉格納容器の温度については図 4-53に示すように、原子炉格納容器のドーム部における温度測定点、蒸気発生器煙突部及び下部区画の温度を再現することができ、また原子炉格納容器ドーム部がその他の区画に比べ温度が高くなる傾向についても再現することができた。

以上の結果から、水素成層化するようなケースについても原子炉格納容器ドーム部のノード分割を細かくすることで、GOTHIC コードにより十分に再現可能である。

したがって、実機解析のノーディングについては基本的には格納容器ドーム部を [] [] により一つのボリュームを [] 分割とすることで、水素濃度挙動等については十分に確認することができると考えられる。一方で水素成層化が懸念される場合については、流体の流れを再現するために、より細かいノーディングにより原子炉格納容器ドーム部を分割すれば良いと考えられる。

なお、濃度成層化が確認された試験として PANDA 試験もあるが、PANDA 試験は 2つの圧力容器が配管で接続された特殊な試験体系（ESBWR を想定）であり、接続配管で接続された別の DW に放出区画からヘリウムが移動して成層化が発生している（添付 2 参照）。しかし、PWR の原子炉格納容器においては PANDA 試験装置のような構造の箇所は存在しないため、このようなメカニズムによる成層化は考えられない。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-8 PWR と NUPEC 実験装置の比較

項目 \ プラント	2 ループ	3 ループ	4 ループ	NUPEC
プラント熱出力	1, 650 MWt	2, 652 MWt	3, 411 MWt	—
スプレイ系 (全能力)	2 トレイン	2 トレイン	2 トレイン	1 トレイン
原子炉格納容器内自由体積	42, 400 m ³	67, 900 m ³	73, 700 m ³	1, 300m ³

表 4-9 NUPEC 実験解析 (Test M-7-1) 及び 3 ループプラント解析の空間分割

	NUPEC実験解析	3 ループプラント
原子炉格納容器ドーム部		
下部		

() 内は原子炉格納容器内空間のセル数を示す。

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

表 4-10 NUPEC 試験条件比較

試験条件	Test NO.	試験条件												成層化	
		CV初期温度 (°C)		ヘリウム放出		水蒸気放出		スプレイ水				ヘリウム、水蒸気放出位置			
		流量 (kg/s)	時間 (min)	流量 (kg/s)	時間 (min)	ヘリウム、水蒸気温度 (°C)	温度 (°C)	流量 (kg/s)	時間 (min)						
CV 内ヘリウム濃度分布・混合試験 放出水蒸気による濃度分布・混合試験	M-2-2	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし
	M-2-3	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	—	—	—	加圧器逃がしタンク	なし
	M-4-1	RT	0.027	30	0.04	30	68	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし
	M-4-3	RT	0.027	30	0.33	30	115	—	—	—	—	—	—	蒸気発生器基礎部	なし
スプレイによるヘリウム濃度分布・混合試験	M-5-1	RT	0.027	30	—	—	—	—	—	—	RT	5 (18m ³ /h)	30	加圧器逃がしタンク	なし
	M-7-1	(初期) ~70	0.0 ↓ 0.03 ↓ 0.0	0 ↓ 15 ↓ 30	0.08 ↓ 0.03 ↓ 0.0	0 ↓ 15 ↓ 30	~110	(初期) 40	19.4 ↓ 19.4 (70m ³ /h)	0 ↓ 30	蒸気発生器基礎部	なし			
上部破断による混合試験	M-8-1	RT	0.027	30	0.33	30	115	—	—	—	—	—	—	加圧器逃がし弁(加圧器室)	有り
	M-8-2	(初期) ~70	0 ↓ 0.033 ↓ 0	0 ↓ 15 ↓ 30	0.08 ↓ 0.03 ↓ 0	0 ↓ 15 ↓ 30	90	40	19.4 ↓ 19.4 (70m ³ /h)	0 ↓ 30	加圧器逃がし弁(加圧器室)	なし			

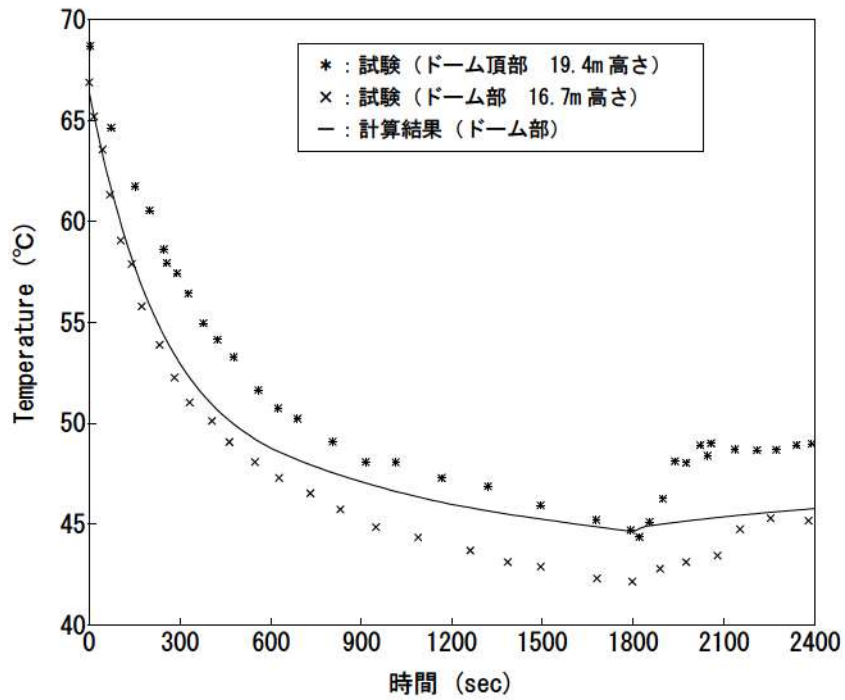


図 4-49 解析結果（原子炉格納容器ドーム部1区画模擬） 原子炉格納容器ドーム部温度分布 (Test M-7-1)

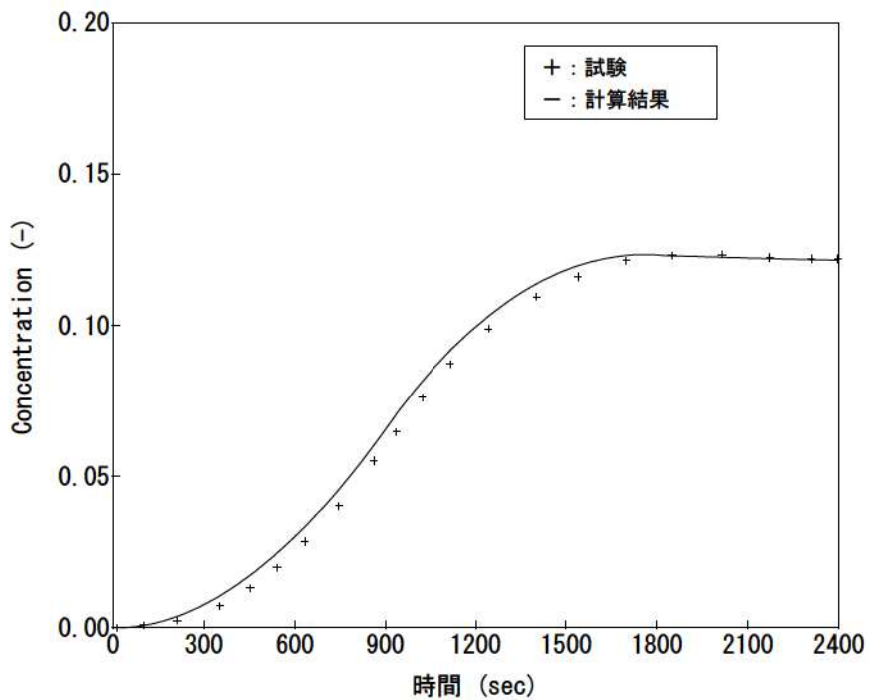


図 4-50 解析結果（原子炉格納容器ドーム部1区画模擬） 原子炉格納容器ドームヘリウム濃度 (Test M-7-1)

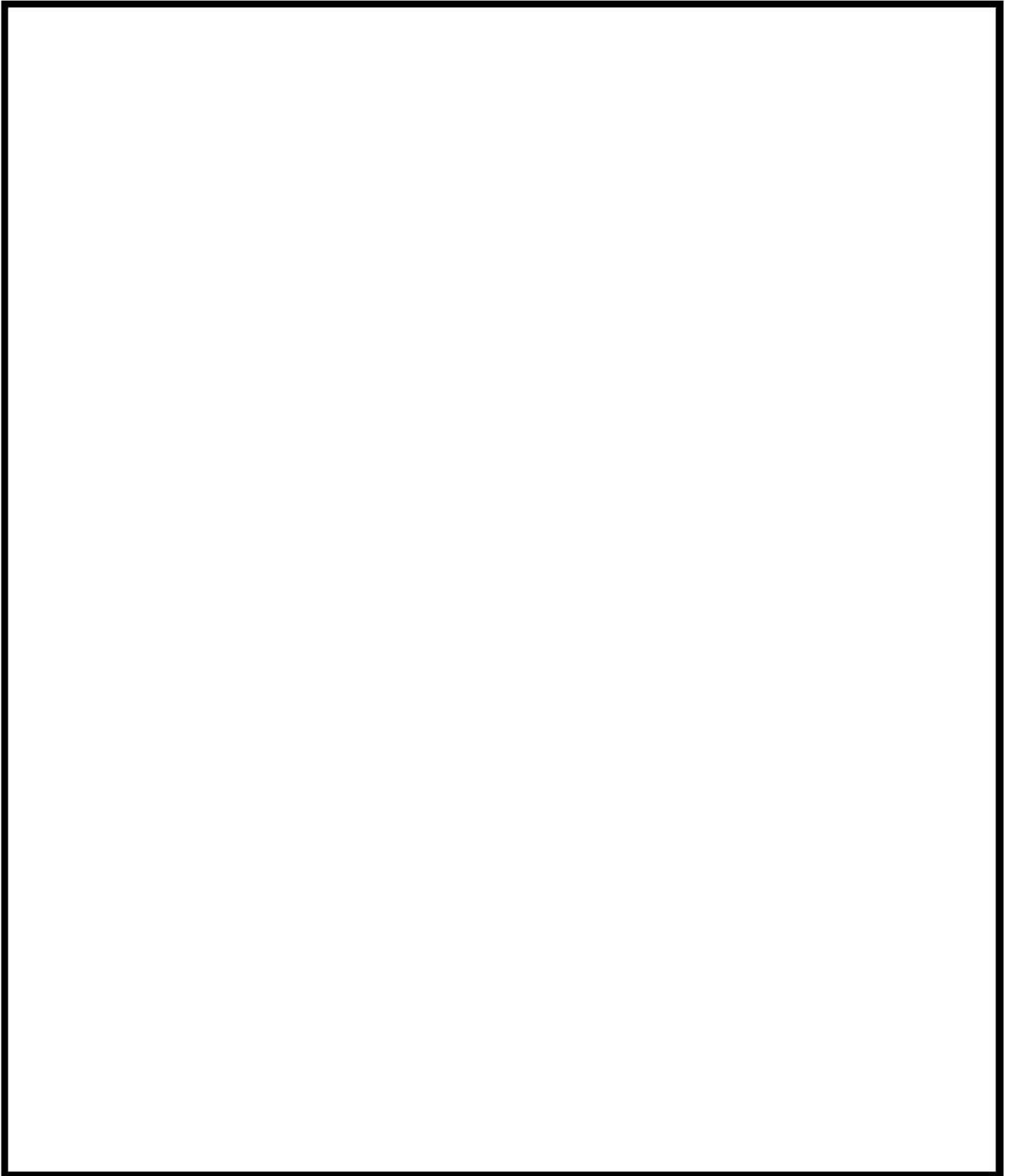
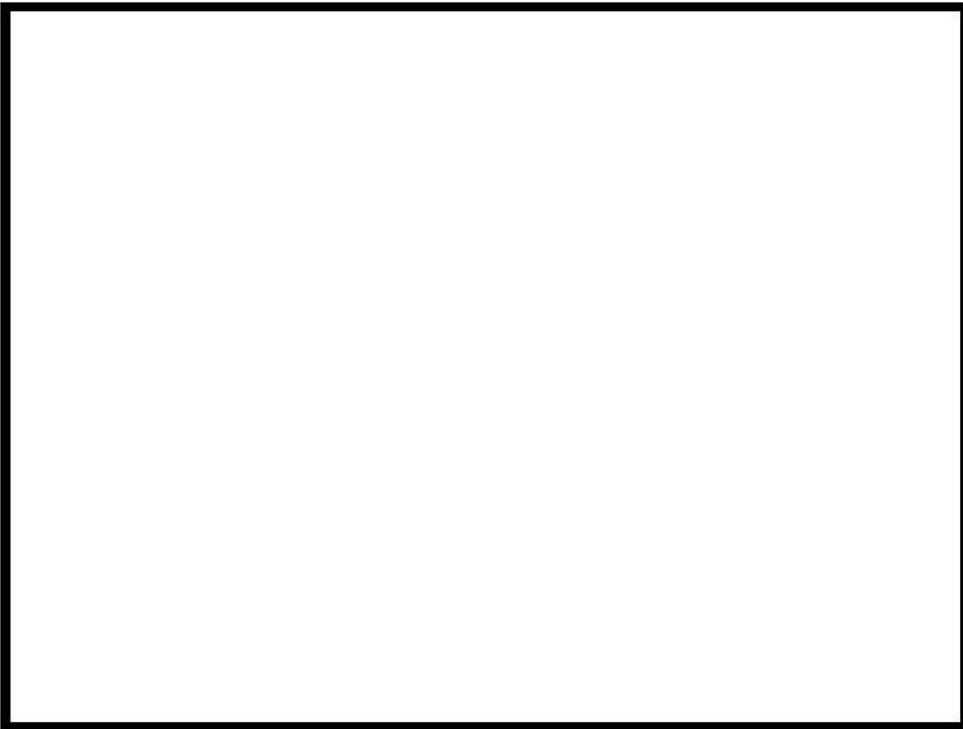


図 4-51 Test M-8-1 原子炉格納容器ドーム部ノーディング図

枠囲いの内容は、機密に属します
ますので公開できません。



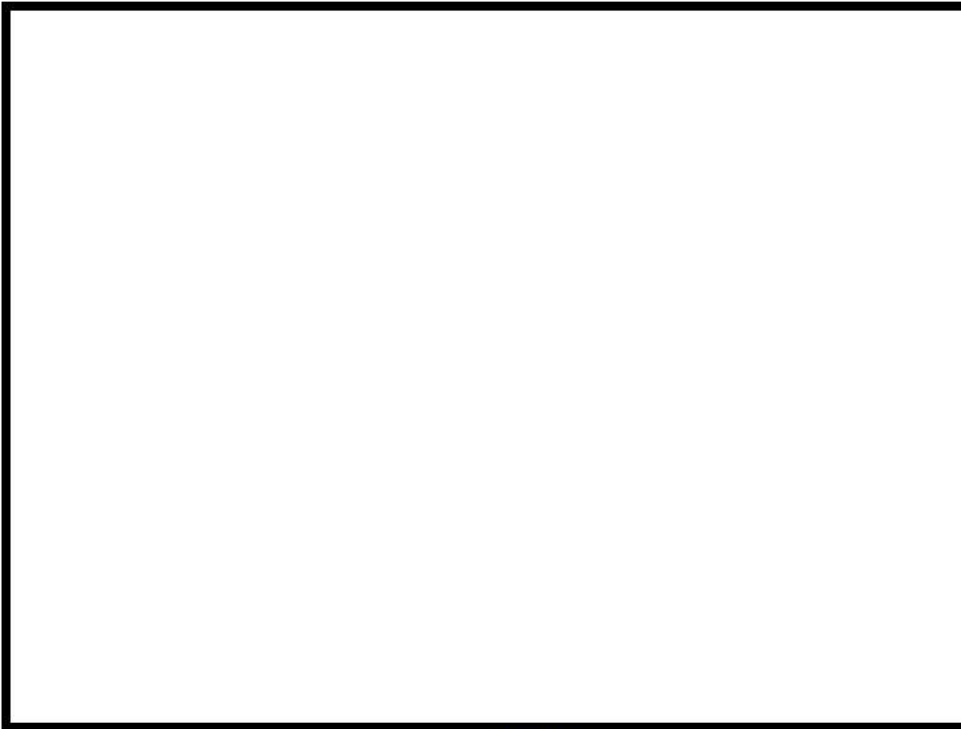
(a) 試験結果



(b) 解析結果

図 4-52 原子炉格納容器ドームヘリウム濃度 (Test M-8-1)

枠囲いの内容は、機密に属しますので公開できません。



(a) 試験結果



(b) 解析結果

図 4-53 原子炉格納容器内温度分布 (Test M-8-1)

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので公開できません。

4.8.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

(1) 熱構造材との熱伝達

実機解析に用いられる熱構造材表面、界面に対する熱及び物質伝達の挙動は、上記の NUPEC 試験検証解析結果により、適切に原子炉格納容器圧力及び温度を予測し、さらに、流動モデルと相まって、水素の拡散及び混合挙動を適切に模擬されることが確認された。また、実機プラント解析に適用される熱伝達モデルの中でも、水素濃度に影響する凝縮熱伝達でも主要となる内田モデルについて、各種の試験データとの比較からモデルの予測特性を確認した。同モデルのバラつきを包絡する大きい凝縮熱伝達を実機プラント解析に適用することで蒸気凝縮を促進し、ウェット条件での水素濃度を大きく評価することを指向している。構造材の凝縮熱伝達を大きくすることの影響は、雰囲気と構造材に温度差が生じる期間に有効となるが、有効性評価のシナリオではスプレイが継続してこれによる凝縮が支配的となること、また、原子炉格納容器ドーム部については雰囲気と構造材が熱平衡に漸近する期間が長いことからその影響は限定的である。

NUPEC 試験について、実機プラント解析に用いる構造材凝縮熱伝達モデルを適用した感度を 4.3.1 章で確認したが、その影響は小さい。また、NUPEC 試験解析で用いた DLM-FM モデルを実機プラント解析に適用した場合の感度評価を示すが、原子炉格納容器圧力、温度及び水素濃度に与える影響は小さいことを以下のとおり確認している。

(2) 実機プラント解析における構造材凝縮熱伝達モデルの感度解析について

実機プラントにおける水素燃焼について重要事故シーケンスとして選定される“大破断 LOCA+ECCS 注入失敗（格納容器スプレイ成功）”に対し、構造材の凝縮熱伝達係数としてより最適評価性の高い DLM-FM モデルを適用した場合の感度影響について以下に確認する。対象は 3 ループ PWR プラントであり、ベースケースの構造材凝縮熱伝達モデルでは Gido-Koestel と内田の最大値に を乗じている。

図 4-54 及び図 4-55 に原子炉格納容器ドーム部の圧力及び雰囲気温度について、ベースケースと感度ケースの比較を示す。同様に図 4-56 及び図 4-57 に原子炉格納容器平均のドライ換算及びウェット換算の水素濃度を示す。

図 4-54 及び図 4-55 より、構造材凝縮熱伝達モデルが原子炉格納容器圧力及び温度に与える影響が小さいことが示される。これは、当該シーケンスではスプレイ冷却が有効に作用するため、原子炉格納容器からの除熱に占める構造材ヒートシンクの影響が小さいためである。また、ドライ及びウェット換算の原子炉格納容器平均の水素濃度にもケース間の差異は見られない。このように、構造材の凝縮熱伝達に保守的なモデルを用いても重要事故シーケンスに対する重大事故等対策有効性評価の結果に大きく影響しないことが分かる。

枠囲いの内容は、商業機密に属
しますので公開できません。

上記のように長時間に渡る事故シーケンスの評価では、原子炉格納容器の構造材と雰囲気温度が熱平衡状態に漸近し、温度差がつきにくくなることから、熱伝達モデルの差異が現れにくい。しかし、原子炉1次冷却系からの蒸気放出が著しく増加する、また、スプレイ停止が生じた場合の直後等、構造材と雰囲気が熱的に非平衡な状態に遷移する一時的な期間、熱伝達モデルの差異が現れてくる。特に、実機プラント解析に適用する凝縮熱伝達を大きく評価するモデルでは、蒸気凝縮が進み、ウェット換算の水素濃度が大きく評価される傾向になる。

したがって、有効性評価に対する感度解析ではその効果が表れにくいものの、実機プラントの解析では凝縮熱伝達を大きく評価するモデルを採用している。

以上より、構造材との熱伝達は、原子炉格納容器内の雰囲気と構造材の温度差が著しくなる期間にのみ影響が現れ、事故後の緩やかな過渡条件下ではモデル差の影響は小さい。したがって、個別効果的に検証されたモデルに対して、そのバラつきを包絡する大きい凝縮熱伝達を適用すれば、有効性評価結果に大きな歪を与えることなくウェット換算の水素濃度を保守側に予測できる。

(3) 構造材の内部熱伝導

解析解との比較により、GOTHIC コードは構造物内の熱伝導を精度よく解くことが確認できた。また、NUPEC 試験解析では原子炉格納容器の構造材を実機と同様にモデル化しているが、前述のとおり、コードは原子炉格納容器圧力、温度及びヘリウム（水素）の挙動を良好に予測している。このことから、構造材内部の熱伝導モデルは十分に実機に適用できるものである。

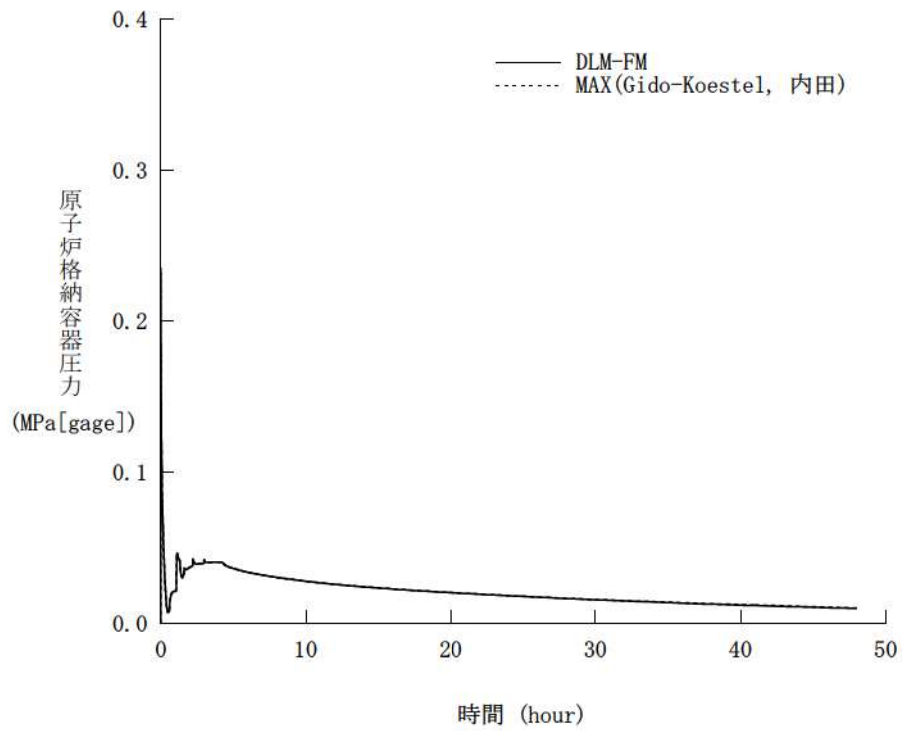


図 4-54 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器圧力)

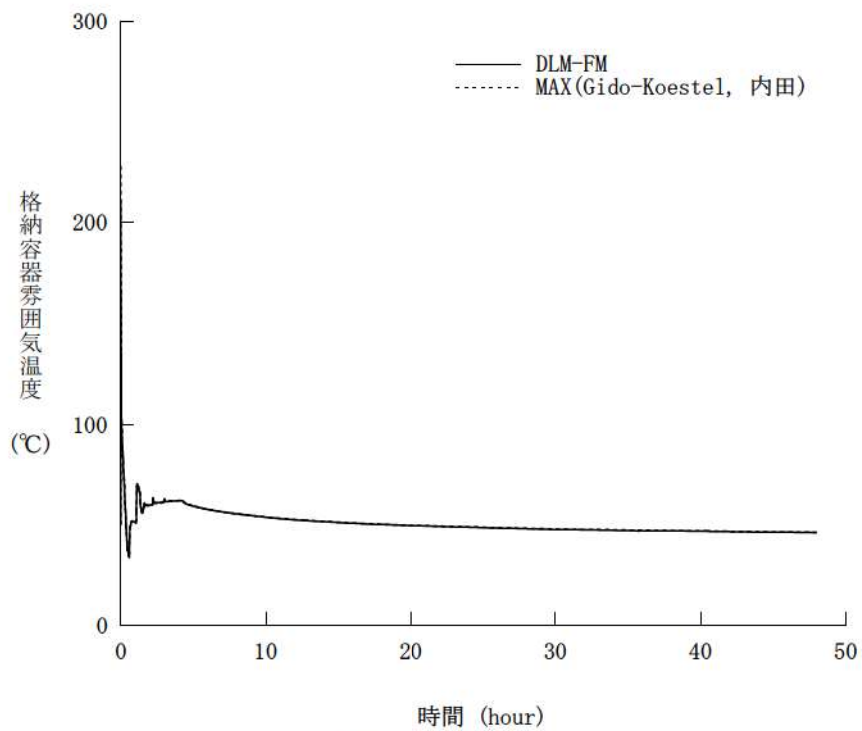


図 4-55 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器内温度)

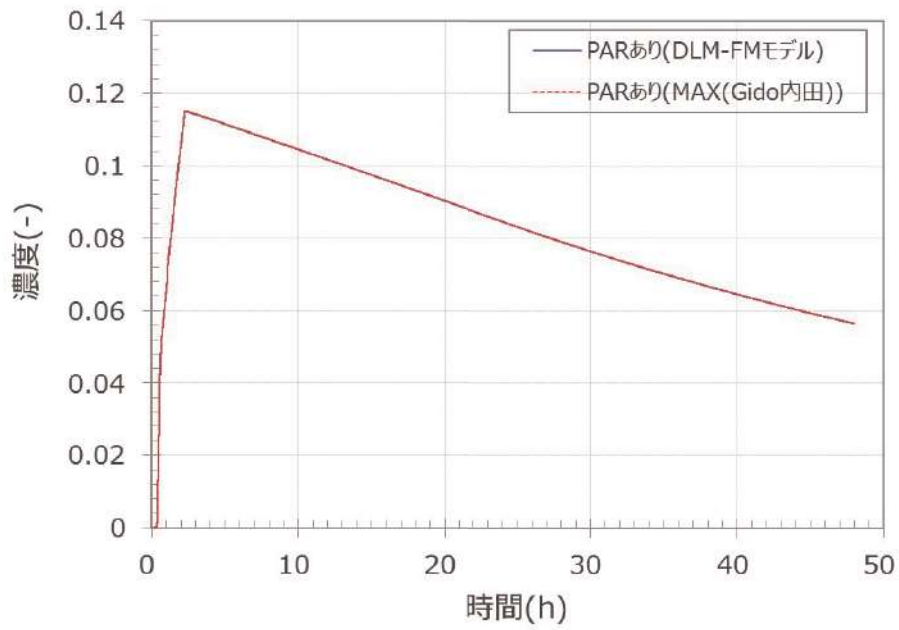


図 4-56 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器平均水素濃度, ドライ換算)

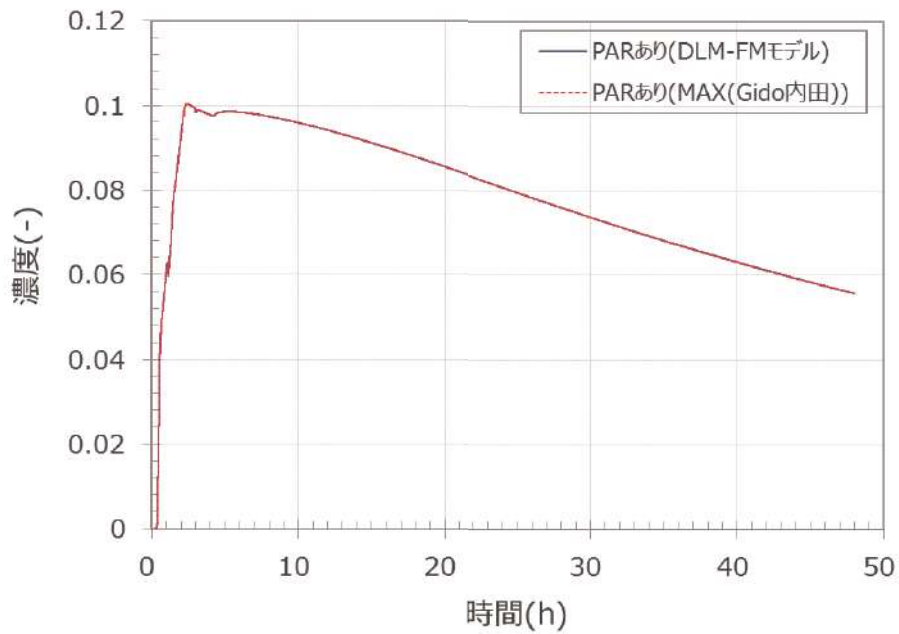


図 4-57 構造材凝縮熱伝達モデル感度 (原子炉格納容器平均水素濃度, ウェット換算)

4.8.3 スpray冷却

Sprayによる原子炉格納容器圧力及び温度挙動に与える影響、また、原子炉格納容器ドーム部における蒸気凝縮と水素の拡散及び混合挙動の予測が重要となるが、NUPEC 実験解析において、Spray冷却の有無を含めて、GOTHIC コードはこれを適切に模擬できることが確認された。コードは、Spray水と流体との質量、エネルギー及び運動量交換を直接的に模擬できる3流体モデルを採用しており、Spray特性として液滴径、流量及び温度が設定されれば、これらSprayによる効果は適切に模擬される。したがって、Sprayに係る流体モデルは実機プラント解析にも十分に適用できる。

4.8.4 水素処理

4.8.4.1 PARによる水素処理モデルの実機適用性検討

水素処理設備であるPARについては、GOTHIC コードにその特性モデルを組み込む。これは製造元により整備された性能評価式が含まれ、水素処理（再結合）に関する理論評価値との比較により検証した。また、THAI 試験 HR-3 による検証解析を実施し、実機への適用性を以下のとおり検討した。

(1) 実機条件と試験条件の比較

実機条件と試験条件について表 4-5及び表 4-6に記載する。表 4-6のとおり、圧力、温度及び水素放出量については実機条件と試験条件は同等である。

(2) PAR 単体によるスケーリング効果

PAR は同一規格の触媒プレート（幅 290mm、高さ 140mm の両側に触媒が付いている薄板）を複数枚同じ間隔（10mm）で並べ、下方から水素を含むガスが通り抜ける時の触媒反応で水素を処理するものである。ここで、THAI 試験の PAR と各プラントにおいて設置した PAR の触媒プレートは実機で使用しているものと同じ規格であり、設置する間隔も同じである。したがって、触媒プレート間で形成される流路断面形状が同じとなるため、水素濃度が同じであれば触媒の発熱によって触媒プレート間に生じる上昇流の流速も同じとなる。このため、PAR の触媒反応を律する拡散現象も同等と考えられ、いずれの PAR も触媒との相互作用は同じとなる。

(3) PARによる水素処理に伴う水素濃度の局所的な濃度分布の影響

A. THAI 試験において見られた水素滞留現象の実機プラントにおける発生可能性

THAI 試験における水素の濃度分布（主に容器内シリンダ下部における滞留）は、水素放出及

び PAR による上昇流と下降流が拮抗してしまうことにより発生すると考えられる。THAI 試験装置のように系のサイズが小さく空間分割が少ない空間においては、各部の断面積及び水力等価径が小さいことから気相部の流動に対する自由度が低い。そのような系であるシリンダに対しては、上部の圧力が高いことから垂直方向上向き的一次元的な流れが阻害されていると推測される。

しかし、実機プラントにおいては、事故時において下部区画に放出された水素は各ループ室間或いは外周部の周回流などの平面方向における区画間の流れに加え、蒸気発生器区画と原子炉格納容器ドーム部、外周部と原子炉格納容器ドーム部の上昇及び下降流により原子炉格納容器内の巨視的な流れにより拡散していくことから気相部の流動に対する自由度が高いといえる。また、PWR の原子炉格納容器は区画間の循環を生じさせる思想に基づいた配置設計がなされており、特に原子炉格納容器ドームと下部区画の垂直方向の接続には多様性が存在するため、水素の滞留が生じるような流況は見られにくい。したがって、実機プラントは THAI 試験と比較すると、上記のように空間的な特性が異なることから、試験と同様な水素の滞留が発生することは考えにくい。

B. PAR 排気による PAR 入口における水素濃度への影響

濃度分布の観点では、試験体系が小さい場合は PAR 出口からの排気により PAR 入口近傍における局所的な濃度分布が生じることで、PAR 入口における水素濃度の測定値と、実際に PAR に流入する水素濃度との間に差異が生じることが考えられる。しかしながら、THAI 試験は 60m³ の試験容器を用いており、試験に用いた PAR の発熱によるガス流量は約 0.07m³/s（試験における実測値と設備形状に基づく）であり、1 秒間あたりのガス処理量は試験容器全体の約 1/1,000（体積比）であるため、PAR 出口からの排気が PAR 入口近傍における局所的な濃度分布に影響を与えることは考えにくい。

以上より、THAI 試験体系においても実機体系においても、PAR 排気に伴う水素濃度の局所的な濃度分布による影響は小さいといえる。

(4) PAR 内を上昇する流量の影響

PAR 内を上昇する流量が大きい方が水素処理は増加する。一方で、PAR 内の流量が大きいと、触媒表面の除熱が促進され、触媒温度の低下に伴う処理効率低下が考えられる。THAI 試験における PAR 触媒表面温度は、水素濃度 4vol% 時において約 600°C（試験実測値）まで上昇しているが、この場合に PAR 出口で生じる上昇流は高々 1m/s 程度（試験実測値）である。一方、触媒温度を有意に低下させるような PAR 内を通過する強制対流は、単相を仮定すると計算上では数十 m/s 程度である。実機プラントに設置する PAR は、処理蒸気が上部側面から放出される設計であり、原子炉格納容器内の対流により PAR 内が強制対流となるような状況は起こりえず、触媒温度の低下に伴い水素処理効率が低下することはない。

また、水素燃焼により PAR 及び周辺の流体状況に変化が及んだ場合も、水素処理性能に不可逆

的な変化が生じていることは図 4-38からは特段認められない。

(5) 水素濃度分布に伴う GOTHIC コードによる評価への影響

GOTHIC コードで用いられている PAR の性能評価式は PAR 入口における水素体積比ではなく、PAR を配置している区画の水素体積比を処理量計算の入力としているため、PAR 入口近傍において水素濃度分布が生じるような体系であれば、実際の水素処理量と評価値の間に差異が生じる (PAR 排気を再び吸い込むため、定性的には水素濃度がやや過小に評価される)。

しかしながら、(3) で示したとおり、実機においても THAI 試験体系においても PAR 入口近傍の局所における水素濃度分布の影響は小さいと考えられ、GOTHIC コードにおいて区画における水素体積比を入力と用いても、影響は軽微であると考えられる。

また、(4) において示したように、原子炉格納容器内部の対流が PAR の水素処理能力を低下させる状況は考えにくく、GOTHIC コードにより PAR の作動を模擬する際、設置区画における流れの状態が影響を及ぼすことはないと言える。

なお、解析においては燃焼を模擬していないため、PAR において燃焼が生じるような場合においては、水素処理量を小さく見積もるため、解析結果は保守的な水素濃度を与えることとなる。

(6) GOTHIC コードによる PAR の空間設置模擬手法による影響

GOTHIC コードによる実機プラントの評価では、PAR を比較的大きな体積の分布定数系セル或いは集中定数系ボリュームに設置している。これにより、PAR 出入口における局所的な濃度分布は PAR が存在する有限体積内で一様となり、その結果 PAR 排気によって体積内の水素濃度が低く計算されるため、影響は軽微であるものの計算上は水素処理量が定性的に低下する傾向となる。ただし、THAI 試験における解析体系を 1 区画及び多区画により模擬した際において、水素処理量に大きな差が見られなかった。このことから、実機解析の結果に対しても PAR が設置される有限体積ボリュームの大きさにより有意な感度がないと判断できる。

以上の考察から、THAI 試験より得られた検証結果を実機に適用すること及び実機体系における PAR 設置空間模擬手法は妥当であると考えられる。

4.8.4.2 イグナイタによる水素燃焼の実機適用性

同じく、イグナイタにより発生する水素燃焼の評価に対しては、燃焼が想定される空間に対してコードの内部モデルを適用する。このモデルは、コード開発元により解析解との比較を行うことで妥当性が検証されている。

個別効果的なモデル組込みの検証に限られるものの、水素処理設備は、周辺の水素再結合を評価するものであることから、①設備の特性が適切に模擬され、また、②その効果を考える区画若しくはノードに対し実プラントでの設備配置を適切に考慮することにより、実機プラントの水素濃度評

価は適切に行える。

4.8.5 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果より得られた不確かさについても、実機 PWR の有効性評価解析に適用できると言える。重要現象に対する GOTHIC コードの不確かさを表 4-11に示し、実機解析における不確かさの取扱いを 5 章にて述べる。

表 4-11 重要現象に対する不確かさ

分類	重要現象	解析モデル	検証, 妥当性確認	不確かさ
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動	保存式, 流動を模擬する構成式及び相関式	NUPEC 試験 Test M-7-1 NUPEC 試験 Test M-4-3	ヘリウム濃度のコード予測性から, モデル不確かさが各区画の水素濃度予測に与える影響は約 2.4%と推定
		非凝縮性ガスの輸送モデル		
		ノーディングスキーム		
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル	NUPEC 試験 Test M-7-1 NUPEC 試験 Test M-4-3	区画間・区画内の流動と同じ
		熱伝達モデル	熱伝達試験との比較	流動に影響する凝縮熱伝達モデルについて±40%程度
		熱伝導モデル	熱伝導解析解との比較	不確かさはない
	スプレイ	多相流モデル	NUPEC 試験 Test M-7-1	区画間・区画内の流動と同じ
		界面積モデル		
		界面伝達モデル		
	水素処理	PAR 特性モデル	PAR 特性検証 THAI 試験 HR-3	実規模試験に基づき, 製造元が供給する水素処理に係る性能評価式を使用(組込誤差約 0.3%) THAI 試験再現性より, 水素処理量を少なく予測する傾向となる。
イグナイトによる水素燃焼モデル		イグナイトによる水素燃焼モデルの検証	コード開発元による解析解との比較により, 圧力で 0.5%, 温度で 1%	

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した試験解析をふまえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の視点と運転員等操作の視点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1に纏めた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

5.1.1 区画間・区画内の流動

原子炉格納容器の水素濃度に影響する重要モデルの一つとなる区画間・区画内の流動及びスプレイ冷却について、NUPEC 試験解析を行うことで、コードが現象を適切に予測できることが確認された。実機プラントの重大事故等対策の有効性評価で想定するシナリオは、大破断 LOCA を起因事象としたスプレイ継続を仮定するシーケンスとなることから、原子炉格納容器内の流体の攪拌が大きく、水素濃度は均一化する傾向にある。NUPEC 試験は同様のシーケンスを模擬したものであり、その傾向が実験的にも確認され、かつコードもこの傾向を適切に予測している。NUPEC 試験検証解析では、原子炉格納容器内の各区画で測定されたヘリウム濃度のピーク値に対し、解析予測のバラつきは約 2.4%（測定誤差の大きい破断区画及びループ室を除く。含めた場合約 4.4%）となる。

5.1.2 構造材との熱伝達及び内部熱伝導

また、構造材との熱伝達及び内部熱伝導のうち、水素濃度評価に影響する凝縮熱伝達モデルについては、コードに組み込まれるモデルと試験データとのバラつきを評価し、その不確かさを同定した。実機プラント解析への適用においては、その不確かさを包絡するよう凝縮熱伝達モデルを設定し、ウェット条件換算の水素濃度を保守的に予測するアプローチとしている。原子炉格納容器内流動ならびに水素濃度に影響する凝縮熱伝達モデルについて、実機プラント解析で用いるモデルは約 40%の不確かさを有する。これを包絡的する実機プラント解析用のモデルと、不確かさが約 20%となり最適評価性の高い DLM-FM モデルを NUPEC 検証解析及び実機プラント解析に適用し、両者を比較したとしてもヘリウム濃度及び水素濃度に与える影響は無視できる程度であることを確認している。

5.1.3 水素処理

水素処理設備となる PAR については、製造元が供給する水素処理特性モデルが GOTHIC コードに組み込まれることを検証した。実機プラント解析では、PAR 設置位置を考慮した原子炉格納容器ノーディングとし、設備周辺の水素濃度等の環境が適切に考慮されるようモデル化している。THAI 試験を対象とした実験解析より、水素処理量は定性的に小さく見積もることとなり、特に PAR において燃焼が生じる場合においてその傾向は顕著に現れる。実機プラント解析においては水素処理量

を、小さく見積もるため、水素濃度の解析結果については保守的な値となる。また、イグナイタによる水素燃焼モデルに対しては、コード開発元により解析解との比較が行われており、その誤差はごく軽微であり水素濃度の評価値に与える影響が無視できる程度であると言える。

なお、NUPEC 検証解析において、GOTHIC コードは、破断区画からの経路の一部で局所的かつ過渡的な水素濃度の変化を過小評価する可能性があることが確認された。これは試験装置では蒸気及び非凝縮性ガスが上方放出となり流れの異方性が大きく、ヘリウム流量が減少に転じた際、側面に隣接する区画への流れをコードが過大に予測するためである。これは、実機プラント解析においては、原子炉 1 次冷却系からの水素の流出が減少する際に、広大な原子炉格納容器ドーム部への経路において水素濃度を過小評価する傾向となるが、側面に隣接する相対的に狭い原子炉下部キャビティや外周区画への水素の流入を一時的に過大に予測する傾向となることを示している。また、このように放出口から原子炉格納容器ドーム部に至るまでの水素の流れに差異が見られたとしても、スプレイの有無にかかわらず、原子炉格納容器ドーム部の水素濃度は適切に予測できることが NUPEC 試験解析にて確認されている。以上より、NUPEC 試験解析で見られた一時的かつ局所的なヘリウム濃度の予測の不確かさは、実機プラントの重大事故等対策有効性評価に影響を与えるものではないと判断できる。

以上、解析コードの凝縮熱伝達モデル、流動ならびにスプレイ冷却に係るモデルが有する不確かさが、原子炉格納容器内の各区画の水素濃度に与える影響は限定的であり、また、実機プラントの評価上、最も重要となる原子炉格納容器ドーム部の水素濃度をコードは良好に予測することができるものと判断される。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転員等操作の観点）

GOTHIC コードによる水素燃焼解析は、MAAP コードによって検討された事象進展を反映することにより実施する。したがって、運転員等操作の設定は MAAP コードのものを受け継ぐ。

水素分布評価の観点から運転員等操作に反映される項目はない。

表 5-1 重要現象に対する不確かさの取扱い

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉格納容器	区画間・区画内の流動	保存式, 流動を模擬する構成式及び相関式	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	ヘリウム濃度のコード予測性から, モデル不確かさが各区画の水素濃度予測に与える影響は約 2.4%と推定
		非凝縮性ガスの輸送モデル		
		ノーディングスキーム		
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	多相流モデル	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	区画間・区画内の流動と同じ
		熱伝達モデル	流動に影響する凝縮熱伝達モデルについて±40%程度	モデル感度解析により水素濃度への影響は無視できることを確認
		熱伝導モデル	解析解と一致	なし
	スプレイ	多相流モデル	NUPEC 検証解析より水素濃度に与える影響を推定	区画間・区画内の流動と同じ
		界面積モデル		
		界面伝達モデル		
	水素処理	PAR 特性モデル	実規模試験に基づき, 製造元が供給する水素処理に係る性能評価式を使用 (組込誤差約 0.3%) THAI 試験再現性より, 水素処理量を常に少なく予測する傾向となる。	燃焼が生じる水素濃度範囲においては, 水素処理量を少なく予測する傾向となる。
イグナイタによる水素燃焼モデル		イグナイタの水素燃焼モデルの検証により推定	コード開発元による解析解との比較により, 圧力で 0.5%, 温度で 1%	

6. 参考文献

- [1] 原子力規制委員会「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」原規技発第 13061915 号, 平成 25 年 6 月 19 日制定
- [2] 三菱 PWR 格納容器損傷に係る重要事故シーケンスへの GOTHIC コードの適用性について, MHI-NES-1057 改 0, 三菱重工業, 平成 25 年
- [3] McAdams, W. H., Heat Transmission, Third Edition, McGraw-Hill, New York, 1954.
- [4] Dittus, F. W., and L. M. K. Boelter, University of California, Publ. Eng., 2, 443, 1930.
- [5] Uchida, H., A. Oyama and Y. Togo, Evaluation of Post-Incident Cooling Systems of Light Water Power Reactors, U. of Tokyo, International Conference on Peaceful Uses of Atomic Energy, New York, 1965.
- [6] Tagami, T., Interim Report on Safety Assessments and Facilities Establishment Project in Japan for Period Ending June 1965 (No. 1), unpublished work, 1965.
- [7] Gido, R. G., and A. Koestel, Containment Condensing Heat Transfer, Second International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics, Santa Barbara, CA, January, 1983.
- [8] Electric Power Research Institute, “GOTHIC Containment Analysis Package Technical Manual version 7.2a(QA)”, EPRI Product 1013072, NAI 8907-06 Rev.16, January 2006
- [9] 凝縮熱伝達相関式に関わる SAFE プロジェクト報告書
- [10] MH Anderson, “Steam Condensation on Cold Walls of Advanced PWR Containments”, PhD Dissertation, University of Wisconsin, Madison, 1998
- [11] I Huhtiniemi, A Pernsteiner and ML Corradini, “Condensation in the Presence of a Noncondensable Gas: experimental Investigation”, Dept. of Nuclear Engineering and Engineering Physics, University of Wisconsin, Madison, Wisconsin, April 1991.
- [12] AA Debhi, “The Effects of Noncondensable Gases on Steam Condensation Under Turbulent Natural Convection Conditions”, Ph. D. Thesis, Department of Nuclear Engineering, MIT, 1991.
- [13] RC Shmitt, GE Bingham and JA Norberg, “Simulated Design Basis Accident Tests of the Carolinas Virginia Tube Reactor Containment – Final Report”, Idaho Nuclear Corporation, Idaho Falls, Idaho, prepared for the US Atomic Energy Commission, UC-80, December 1970.

- [14] Investigation of the Phenomena Occurring within a Multi-Compartment Containment after Rupture of the Primary Cooling Circuit in Water-Cooled Reactors, Technischer Bericht BF RS 50-32-C13-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, July, 1976, (German).
- [15] Investigation of the Phenomena Occurring within a Multi-Compartment Containment after Rupture of the Primary Cooling Circuit in Water-Cooled Reactors, Technischer Bericht BF RS 50-32-C15-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, July, 1976, (German).
- [16] Die Containment-Versuchsanlage (C-und D-Versuche), Detailbericht BF-RS 50-21-1, Battelle-Institute e. V., 6000 Frankfurt am Main 90, Am Romerhof 35, Postfach 900160, March, 1978, (German with English Summary). Design Report for the HDR Containment Experiments V21.1 to V21.3 and V42 to V44 with Specification for the Pre-Test Computations, Report No. 3.280/82, January, 1982.
- [17] PHDR 38-83, Test V44, May, 1983.
- [18] W. Nusselt, Z. VDI, 60, P. 541-569, 1916
- [19] 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 「溶接部等熱影響部信頼性実証試験 (原子炉格納容器) に関する報告書 (平成 4 年度)」, 平成 5 年 3 月
- [20] NUPEC, “Final Comparison Report on ISP-35: NUPEC Hydrogen Mixing and Distribution Test (Test M-7-1) ”, CSNI Report NEA/CSNI/R(94)29, December, 1994.
- [21] Electric Power Research Institute, “GOTHIC CONTAINMENT ANALYSIS PACKAGE QUALIFICATION REPORT Version 7.2a(QA)”, EPRI Product 1013072, NAI8907-09 Rev9, January 2006.
- [22] Reactor Safety Research Project 150 1326 OECD-NEA THAI Project(contract 18 July 2007) Quick Look Report Hydrogen Recombiner Tests HR-1 to HR-5, HR-27 and HR-28 (Tests without steam, using an Areva PAR)

添付1 解析コードにおける解析条件

表 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
原子炉格納容器関連データ	区画データ	自由体積
		底部高さ
		区画高さ
		初期圧力
		初期温度
	区画間データ	底部高さ
		開口高さ
		断面積
		水力等価径
		圧力損失
	ヒートシンク（伝熱面， 表面積，厚さ，材質の物 性，初期温度）	原子炉格納容器ドーム部及びリングガータ
		原子炉格納容器シリンダ部
		原子炉格納容器コンクリート
		スチールラインドコンクリート
		雑鋼材（炭素鋼）
雑鋼材（ステンレススチール）		
雑鋼材（銅フィン及びチューブ）		
配管（ステンレススチール（内部に水有））		
配管（ステンレススチール（内部に水無））		
配管（炭素鋼（内部に水有））		
配管（炭素鋼（内部に水無））		
境界条件データ	破断流	圧力
		温度（或いはエンタルピ）
		流量
境界条件データ	水素	圧力
		温度（或いはエンタルピ）
		流量
境界条件データ	溶融炉心及び核分裂生 成物による発熱	発熱量
事象収束に重要な機 器及び操作関連	PAR	□及び□
	スプレイ	□ 流量 温度

枠囲いの内容は、商業機密に属しますので
公開できません。

添付2 PANDA 試験

濃度成層化発生については OECD/CSNI で実施された PANDA 試験において、成層化事象が発生していると報告されている。以下では PANDA 試験の概要及びその実験解析結果について示す。

(1) PANDA 試験装置 (参考文献1)

PANDA 試験装置は、ESBWR(Economic Simplified Boiling Water Reactor)の格納容器と安全系を実機の1/40にスケールダウンしたものである。付図2-1に示すように、PANDA 試験装置は6つの大型圧力容器から構成されている。

一つは蒸気生成を目的とした原子炉容器(RPV)である。RPVは出力系として2本の主蒸気ラインにてドライウェル(DW)と接続されている。RPVへの入力ラインは受動的格納容器冷却(PCC)ドレンラインと重力駆動冷却系(GDCS)ドレンラインである。

2つのDWは高さ8mの円筒型容器であり、各々が大口径の接続配管で接続されている。DWの出力はDWの頂部とPCC熱交換器の上部ドラムと接続するPCCフィードラインである。

2つのWWは高さ10.11mの円筒型容器であり、約4mの水位で水が満たされ、各々が2本の大口径の配管で気相部と液相部で接続されている。WWはPCCベントライン経由でPCC熱交換低ドラムと、2本の圧力均衡ライン経由でGDCS気相部と各々接続されている。

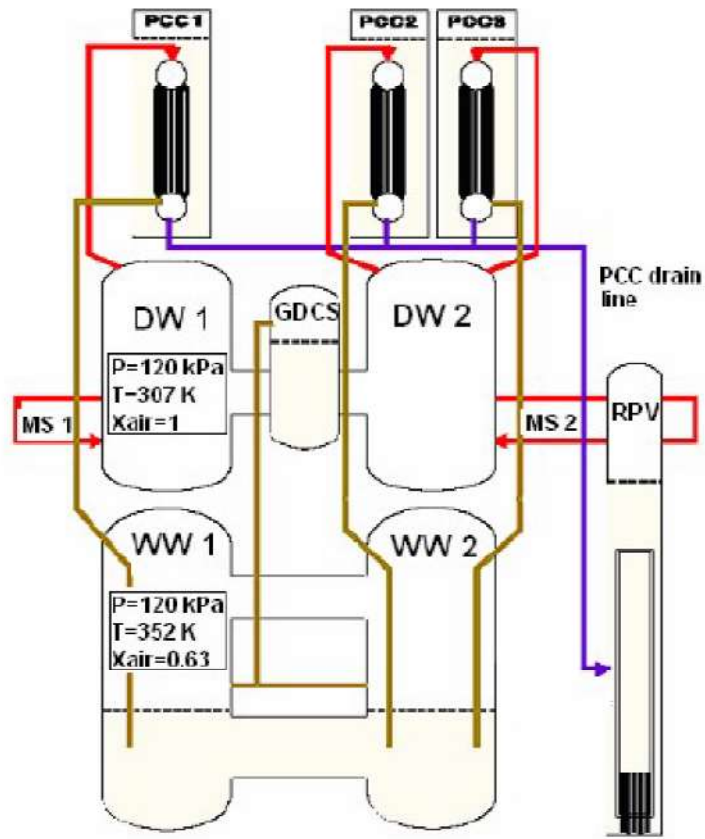
(2) PANDA 試験概要 (参考文献2)

PANDA 試験は、PANDA 試験装置のうち、内径0.9mの連結管で接続された直径4m、高さ8m、容積90m³の円筒型圧力容器2体からなるドライウェルを対象として、放出ジェット流や自然対流、水素成層化等の事故時の格納容器内の諸現象を対象とした、自由区間における混合気体の3次元挙動及び多区画形状容器内における移行、混合、濃度分布の3次元挙動の詳細を把握し、緩和系の効果や、解析コードの検証のためのデータの提供を目的としている。

LOCA等を想定した1次冷却系からの高速ジェット吹き出し流及び緩やかな吹き出し流(プルーム)の2種類のパターンを中心に以下の5つのシリーズからなる計25ケースの試験が実施された。

- ・水平ジェット流試験(水蒸気及び空気系) Test-1~4
- ・水平ジェット流試験(水蒸気及びヘリウム系) Test-5~8
- ・器壁近傍のプルーム挙動試験 Test-9~17
- ・自由空間中のプルーム挙動試験 Test-18~24
- ・総合試験(水蒸気、ヘリウム及び空気系) Test-25

上記の試験のうちヘリウム濃度の成層化が確認された総合試験であるTest25については、実験解析と共に以降で説明する。



付図 2-1 PANDA 試験装置

(3) PANDA 試験解析

NAI(Numerical Applications Inc.)社と PSI(Paul Scherrer Institut)により執筆された文献(参考文献3)において、PANDA 試験の Test 25 に対し GOTHIC コードによる再現解析が実施されている。本解析は、PANDA 試験 Test 25 における配管で接続されたタンク(付図 2-2)間の蒸気及びヘリウムの移流に起因する蒸気の熱成層ならびにヘリウムの成層化に対して、詳細なセル分割を採用することで GOTHIC コードが再現性能を有することを確認するものである。対象となる試験設備と条件を付表 2-1 及び付表 2-2 に示す。

対象となる試験では空気が満たされたタンク(DW)の片側に、内部の上向きノズルを経てヘリウム及び水蒸気が放出され、配管で接続された別のタンクへの移流などを含む挙動が観測されている。注入される気体は、2時間までは過熱蒸気とヘリウムの混合気体、以降は過熱蒸気のみである。

タンク形状を模擬し、詳細メッシュにより実施した再現解析は過渡挙動を比較的良好に再現している。片側のタンク(注入ノズルあり)においては、時間経過に伴いヘリウムがタンク上部に滞留することにより、上向きのプルームがタンク上端に至らず下方向に向けて流れ方向を変える様子が見られる。これに伴い隣接するタンクへの気体の流れ込みが増加し、隣接するタンクにおいてもヘリウムの存在割合が増加する。隣接タンクにおいては、蒸気及びヘリウム混合気体の流入に対し、壁面での凝縮が見られる。このため、タンク上部にヘリウムが滞留し、中～下部エレベーション近傍では混合気体の割合が高くなる(付図 2-3)。

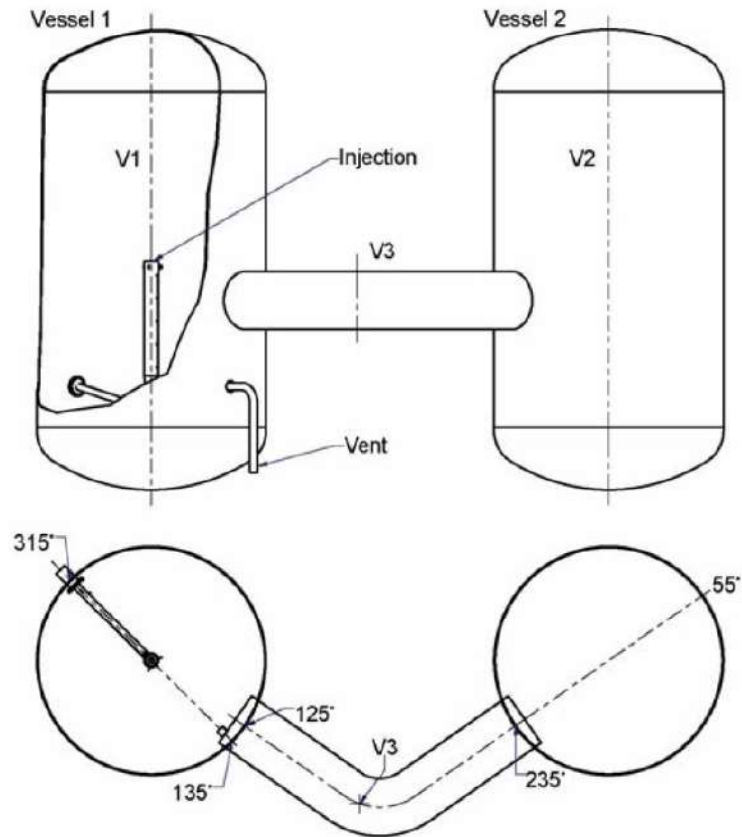
タンク上部では凝縮により蒸気成分が少なくなっており、ヘリウムも同時に冷却されて密度に変化が起き、下降流が発生する。しかしながらこの効果は過渡的であり、拡散による分布強度と相まって、タンク内のヘリウムは均質な拡散に向かう。時間経過に伴い、蒸気成分の減少、成分間の温度の平衡が進む。破断流が継続しているため、タンク 1 及び 2 共にヘリウムは上部に滞留したままとなる。結果的に、タンク 1 の上部に微量のヘリウムが、タンク 2 の上半分においては顕著に成層化したヘリウムが見られる(付図 2-4)。

付表 2-1 Test 25 試験条件

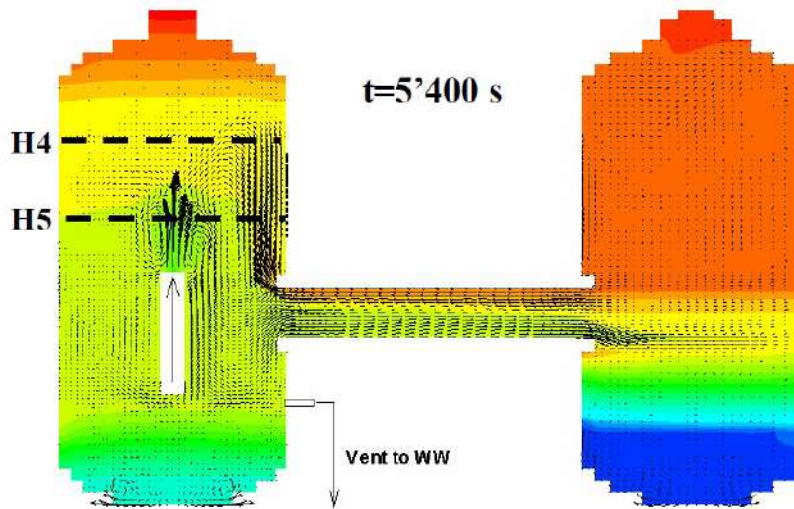
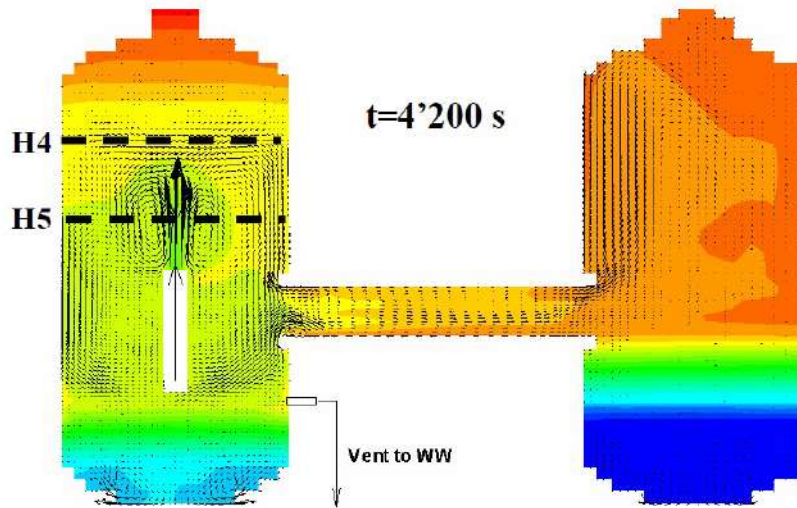
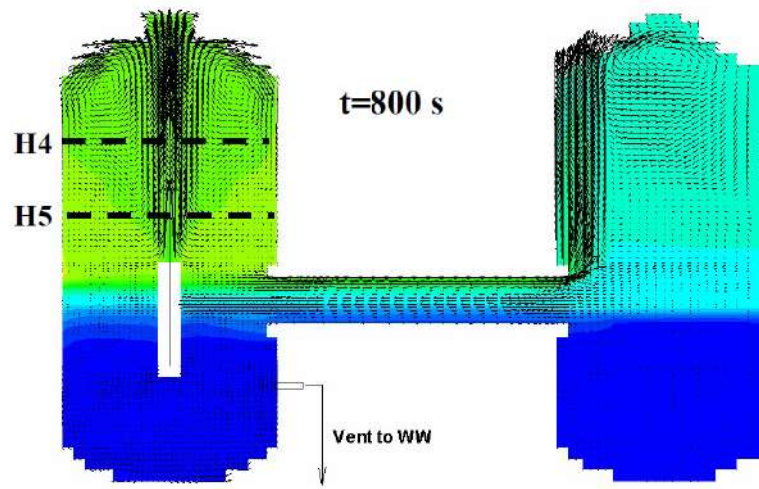
Test	Flow	Pipe diameter (m)	Fluid injected
Phase1 ~2 hours	垂直上方ジェット	0.2	過熱蒸気及びヘリウム混合
Phase2 2 hours~	噴水状, のち垂直上方ジェット	0.2	過熱蒸気

付表 2-2 Test 25 解析条件

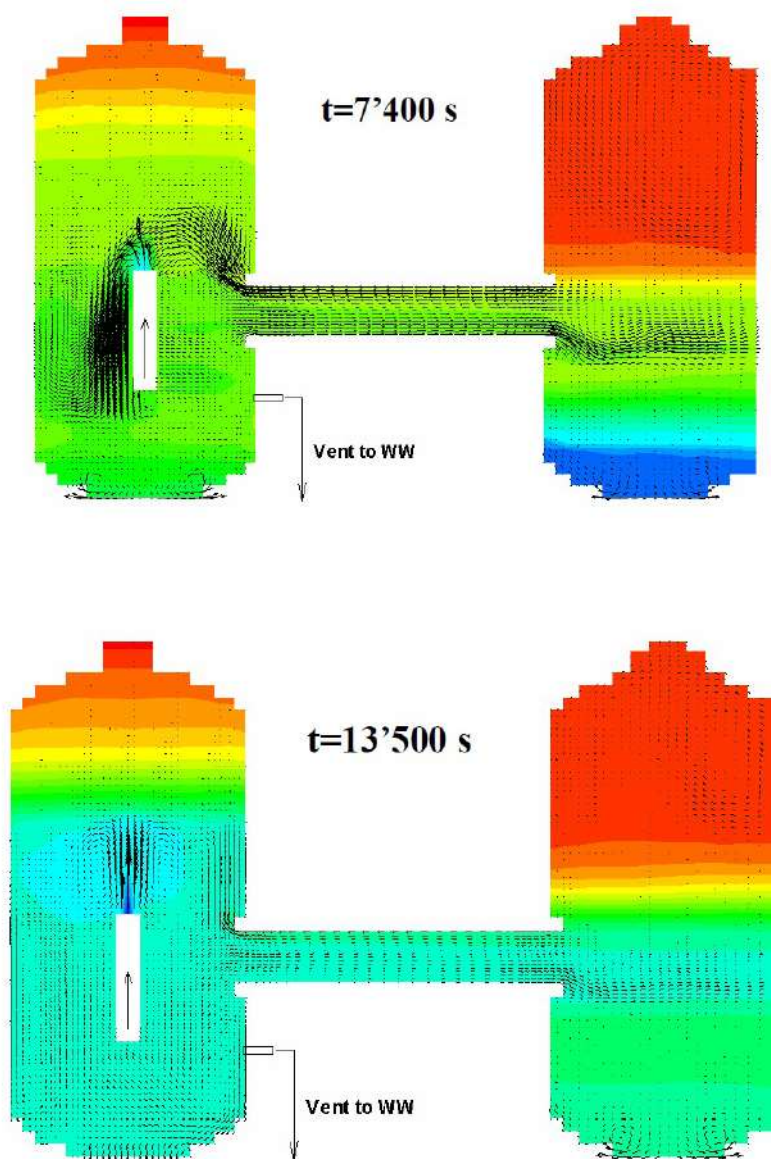
メッシュ	形状	タンク 1	接続配管	タンク 2	壁面熱伝達
詳細	シリンダー 半球 (ドーム)	21 19 50	15 5 10	13 15 48	・自然及び強制対流 ・Direct (DLM-FM)



付図 2-2 3種ガス混合試験 (Test25) 装置体系



付図 2-3 ヘリウムモル分率と流速(Phase1)



付図 2-4 ヘリウムモル分率と流速(Phase2)

(参考文献)

- [1] Analysis of OECD/CSNI ISP-42 Phase A PANDA Experiment Using RELAP5/mod3.3 and GOthic 7.2a Codes (International Conference Nuclear Energy for New Europe 2009)
- [2] アクシデントマネジメント 知識ベース整備に関する報告書=格納容器内多次元流動解析手法の検証と自然対流冷却 AM 策への適用 (JNES/SAE06-057 H18 年 8 月)
- [3] SIMULATIONS OF BASIC GAS MIXING TESTS WITH CONDENSATION IN THE PANDA FACILITY USING THE GOthic CODE (Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering ICONE16)

添付3 代替格納容器スプレイポンプの攪拌効果について

(財)原子力発電技術機構による平成11年度「格納容器内水素挙動解析評価に関する報告書」(参考文献1)では、重大事故等発生による水素成層化時における代替格納容器スプレイでの攪拌効果について検討がなされている。概要を以下にまとめる。

(1) 解析モデル概要

同検討では、INSPAT/CVコード(α -FLOWコードの非圧縮性流体解析モジュールに液滴、液膜モデル及びコンパートメントモデルを追加したコード)を用いて、原子炉格納容器上部での水素成層化状態におけるスプレイの攪拌挙動が解析されている。

解析は付図3-1に示されるとおり、原子炉格納容器の上部コンパートメントを対象に、約22,000メッシュに空間分割したモデルにより解析が実施される。解析の初期条件としては以下のとおり。

- ・水素は上部に滞留(上部にモル分率1.0, 下部は大気条件(平均モル分率約0.21))
- ・初期圧力: 0.3MPa(定格使用圧力の約1/2)
- ・初期温度: 400K(飽和温度相当)
- ・代替格納容器スプレイポンプ流量: 120m³/h/台(本設スプレイ定格流量の約1/10)

(2) 解析結果

混合挙動に関するスプレイ流量の依存性を付図3-2に示すが、スプレイ流量が本設スプレイ流量の1/10となった場合においても、混合までの時間は長くなる傾向とはなるが、スプレイ開始から120秒後には原子炉格納容器内の水素モル分率の分布の標準偏差が 10^{-2} にまで低下し、水素は原子炉格納容器内で混合することが確認される。

(3) 結論

原子炉格納容器のドーム部で水素が滞留(成層化)した場合のスプレイによる水素濃度分布の攪拌について、INSPAT/CVコードを用いた解析により評価した。スプレイ流量が低下すると攪拌効果も遅れる傾向となるが、代替格納容器スプレイポンプとして想定される流量(本設スプレイ流量の約1/10)とした場合においても、スプレイ開始後の120秒程度で水素濃度が均一化することが確認された。