

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。

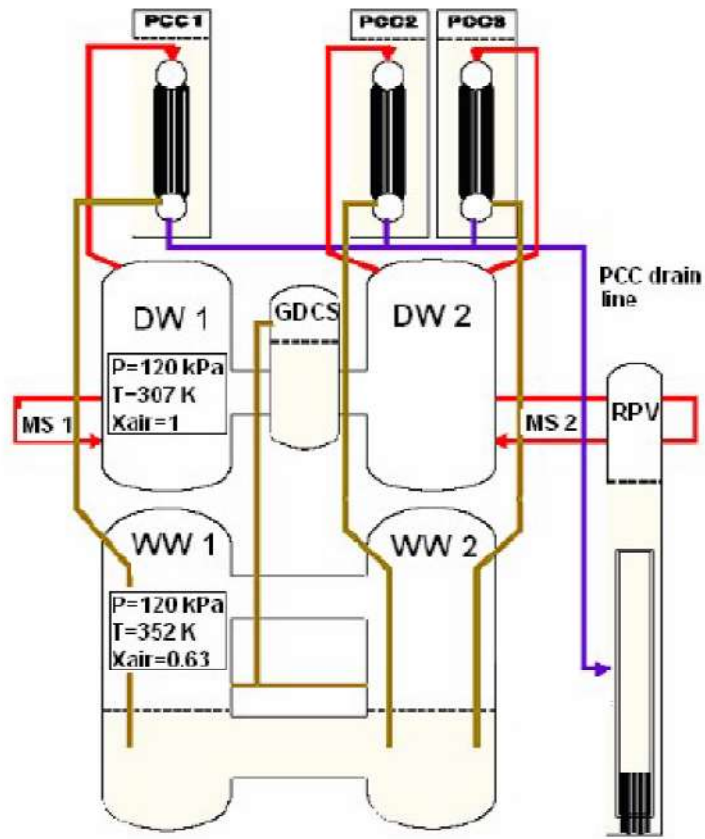
(2) PANDA 試験概要 (参考文献2)

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)。

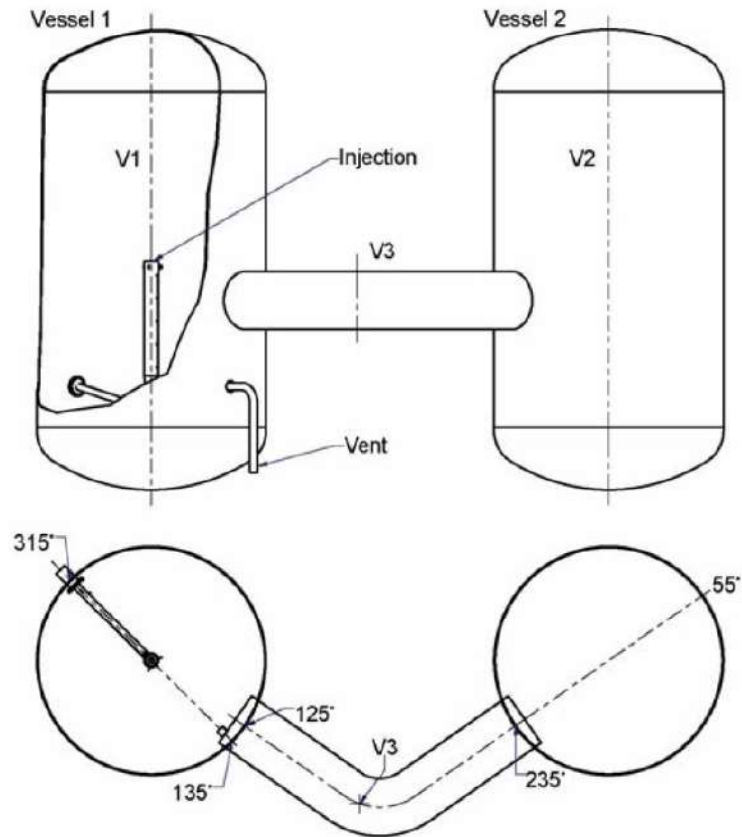
タンク上部では凝縮により蒸気成分が少なくなっており、ヘリウムも同時に冷却されて密度に変化が起き、下降流が発生する。しかしながらこの効果は過渡的であり、拡散による分布強度と相まって、タンク内のヘリウムは均質な拡散に向かう。時間経過に伴い、蒸気成分の減少、成分間の温度の平衡が進む。破断流が継続しているため、タンク 1 及び 2 共にヘリウムは上部に滞留したままとなる。結果的に、タンク 1 の上部に微量のヘリウムが、タンク 2 の上半分においては顕著に成層化したヘリウムが見られる(付図 2-4)。

付表 2-1 Test 25 試験条件

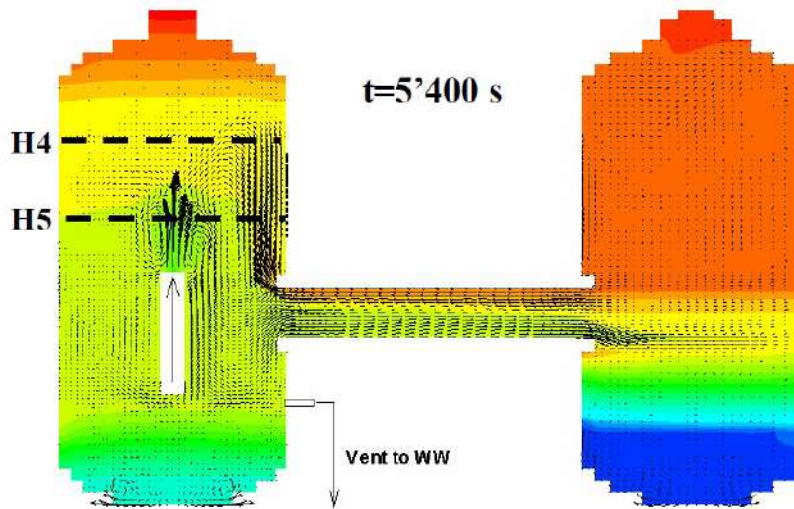
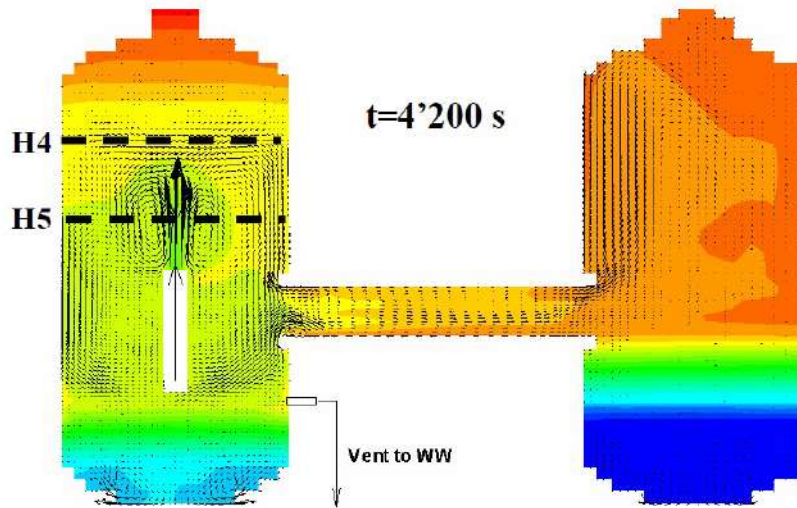
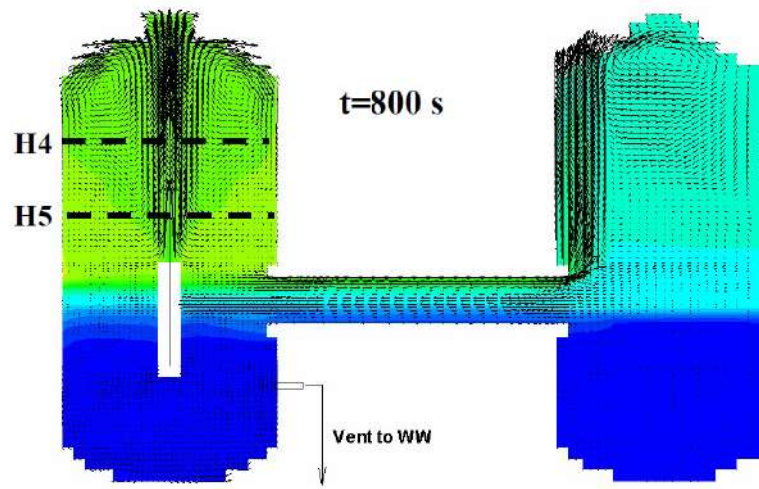
| Test | Flow | Pipe diameter (m) | Fluid injected |
|--------------------|-----------------|-------------------|----------------|
| Phase1 ~2 hours | 垂直上方ジェット | 0.2 | 過熱蒸気及びヘリウム混合 |
| Phase2 2 hours~ | 噴水状, のち垂直上方ジェット | 0.2 | 過熱蒸気 |

付表 2-2 Test 25 解析条件

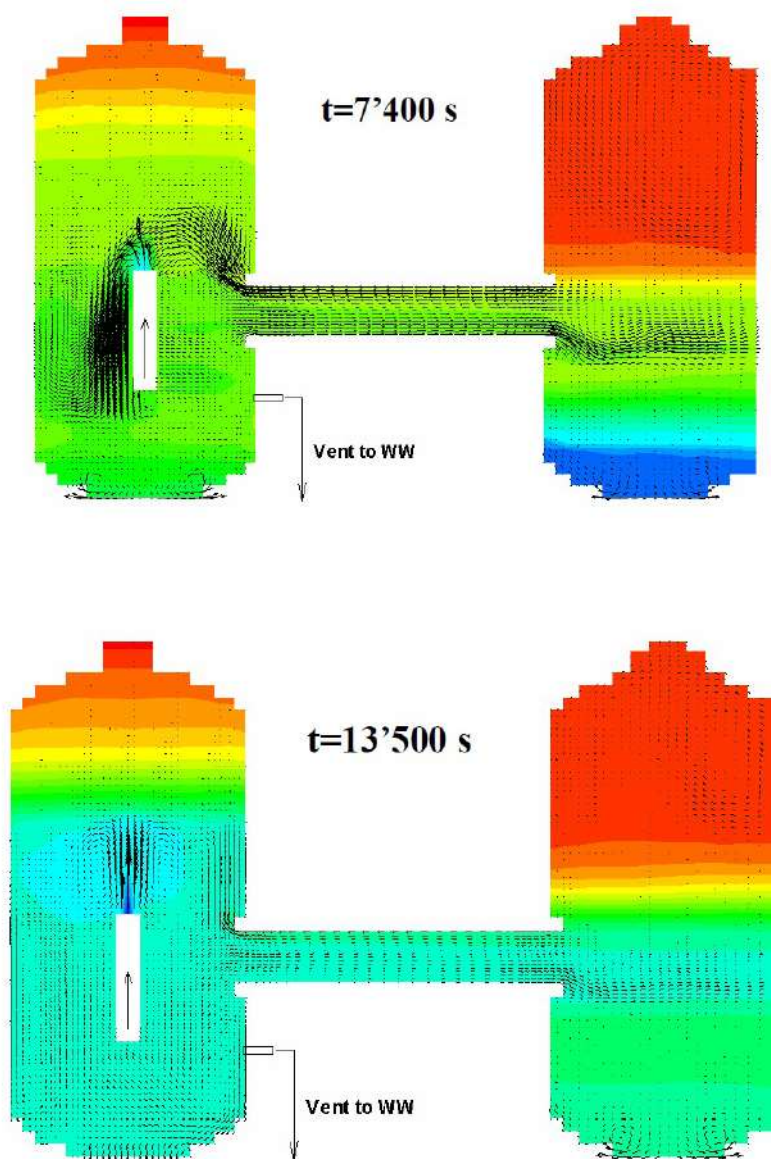
| メッシュ | 形状 | タンク 1 | 接続配管 | タンク 2 | 壁面熱伝達 |
|------|-------------------|----------|---------|----------|-------------------------------|
| 詳細 | シリンダー 半球 (ドーム) | 21 19 50 | 15 5 10 | 13 15 48 | ・自然及び強制対流 ・Direct (DLM-FM) |



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。

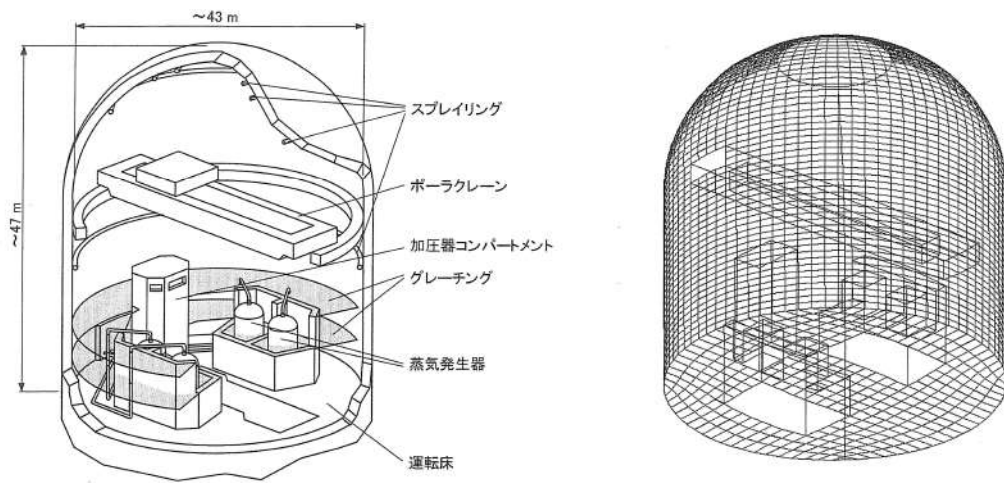
- ・水素は上部に滞留(上部にモル分率1.0, 下部は大気条件(平均モル分率約0.21))
- ・初期圧力: 0.3MPa(定格使用圧力の約1/2)
- ・初期温度: 400K(飽和温度相当)
- ・代替格納容器スプレイポンプ流量: 120m³/h/台(本設スプレイ定格流量の約1/10)

(2) 解析結果

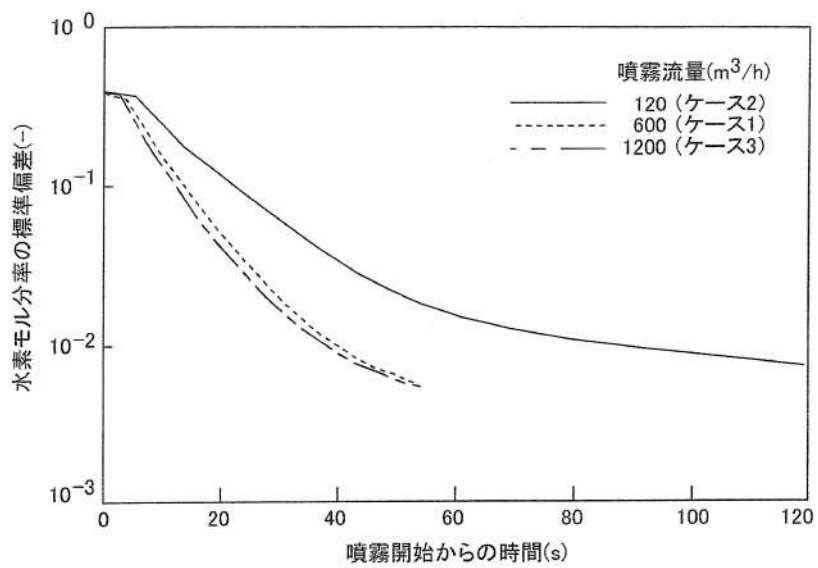
混合挙動に関するスプレイ流量の依存性を付図3-2に示すが、スプレイ流量が本設スプレイ流量の1/10となった場合においても、混合までの時間は長くなる傾向とはなるが、スプレイ開始から120秒後には原子炉格納容器内の水素モル分率の分布の標準偏差が 10^{-2} にまで低下し、水素は原子炉格納容器内で混合することが確認される。

(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。



付図 3-1 原子炉格納容器概略構造と解析メッシュ



付図 3-2 水素モル分率の時間変化のスプレー流量依存性

(参考文献)

- [1] (財)原子力発電技術機構, 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」(平成 12 年 3 月)

(第5部 COCO コード)

目 次

－ 第5部 COCOコード －

| | |
|------------------------------------|------|
| 1. はじめに | 5-3 |
| 2. 重要現象の特定 | 5-4 |
| 2.1 事故シーケンスと評価指標 | 5-4 |
| 2.2 ランクの定義 | 5-5 |
| 2.3 物理現象に対するランク付け | 5-6 |
| 3. 解析モデルについて | 5-8 |
| 3.1 コード概要 | 5-8 |
| 3.2 解析モデル | 5-8 |
| 3.3 入出力 | 5-11 |
| 4. 妥当性確認 | 5-14 |
| 4.1 重要現象に対する妥当性確認方法 | 5-14 |
| 4.2 CVTR試験 | 5-15 |
| 4.3 実機解析への適用性 | 5-20 |
| 5. 有効性評価への適用性 | 5-22 |
| 5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点） | 5-22 |
| 5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点） | 5-22 |
| 6. 参考文献 | 5-23 |
| 添付1 解析コードにおける解析条件 | 5-24 |
| 添付2 CVTR Test-3 測定温度について | 5-25 |
| 添付3 NUPEC試験（M-3シリーズ）について | 5-27 |

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、COCO Ver.1（以下、「COCO 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
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

COCO コードが適用される、炉心損傷防止対策における重要事故シーケンスグループについて、具体的な重要事故シーケンス、及びその事象の推移と評価指標について記述する。

2.1.1 炉心損傷防止対策のシーケンスグループ

(1) 全交流動力電源喪失 (RCP シール LOCA が発生する場合)

全交流動力電源喪失は、原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により外部電源が喪失するとともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、重要度が特に高い安全機能を有する構築物、系統及び機器の交流電源が喪失する事象を想定する(全交流動力電源喪失発生)。

その後、全交流動力電源喪失による原子炉補機冷却水系の機能喪失に伴い、1次冷却材ポンプシール部へのシール水注入機能及びサーマルバリアの冷却機能が喪失し、1次冷却材ポンプシール部からの冷却材喪失に至り、ECCS 等による冷却材の補給が行われない場合には炉心損傷に至る。また、原子炉格納容器内に1次冷却材が放出されることから、原子炉格納容器内の圧力及び温度が上昇し格納容器スプレイ等の除熱手段が作動しない場合には格納容器破損に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、タービン動補助給水および主蒸気逃がし弁を用いた2次冷却系強制冷却があり、1次冷却系を冷却及び減圧し、蓄圧注入を促進させることで事故初期の炉心冷却を確保することができる。また、代替交流電源の確立後は、燃料取替用水タンクを水源とした代替炉心注入手段により、炉心損傷を防止することができる。また、格納容器破損防止策としては、再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却を実施することで、原子炉格納容器内の圧力及び温度の上昇を抑制する事ができる。

COCO コードによる評価は、原子炉格納容器の健全性に問題がない事を確認することが目的であることから、評価指標は「原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度」である。

(炉心冷却能力については M-RELAP5 コードによる解析で確認する)

(2) 原子炉補機冷却機能喪失

(1) 全交流動力電源喪失と同様である。

2.2 ランクの定義

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

表2-1 ランクの定義

| ランク | ランクの定義 | 本資料での取り扱い |
|-----|---------------------------|---|
| H | 評価指標に対する影響度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、検証及び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、検証及び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

原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価指標とし、表 2-1 の定義に従い評価指標に対する影響度合いに応じて、事故シーケンスグループに対して抽出された物理現象について、表 2-2 のとおりランク付けを行い、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要事象として抽出した。

なお、COCO コードを適用する事故シーケンスとしては「全交流動力電源喪失」時及び「原子炉補機冷却機能喪失」時の格納容器健全性評価である。両シーケンスに対する炉心冷却性確認のための解析は M-RELAP5 コードで実施しているが、解析としては共通である。したがって、本資料中では「全交流動力電源喪失」を代表として記載するものとする。

2.3.1 原子炉格納容器関連

(1) 放出質量流量，放出エネルギー流量（1次冷却系からの冷却材放出）



(2) 気液界面の熱伝達



(3) 構造材との熱伝達及び内部熱伝導



(4) 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却



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 各物理現象に対して重要度の分類

| 分類 | 物理現象 | 評価指標 |
|-----------------------------|---------------------------|-----------------------------|
| | | |
| | | 全交流動力電源喪失 (原子炉補機冷却機能喪失) |
| | | 原子炉格納容器圧力 原子炉格納容器内温度 |
| 原子 炉 格 納 容 器 | 放出質量流量・放出エネルギー流量 | H (COCO コードでは計算しないため「I」) |
| | 気液界面熱伝達 | L |
| | 構造材との熱伝達及び内部熱伝導 | H |
| | 格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却 | H (COCO コードでは計算しないため「I」) |

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

COCO コード(Ref. [1])は, LOCA 時の原子炉格納容器内の圧力, 温度変化の評価を主目的に, 米国 Westinghouse 社により開発された原子炉格納容器内圧解析コードであり, 原子炉格納容器内を気相系と液相系に大別し, 各系内では状態は一樣とし, 各々の系について質量及びエネルギー保存則を解く。

気相部の蒸気については過熱及び飽和状態, 液相部の水については飽和及び未飽和状態を模擬することができ, どの状態にあるかは圧力, 流体温度を内蔵された蒸気表に照らして蒸気及び水の状態を判別して, 対応した状態方程式を用いる。また, 原子炉格納容器スプレイ設備等の減圧系のみならず, 原子炉格納容器内構造物との間の熱の授受もモデルとして組み込まれている。

3.2 解析モデル

COCO コードの評価モデル図を図 3-1 及び図 3-2 に示す。

3.2.1 ノード

対象とする流体としては空気, 蒸気を取扱い, 空気は理想気体として取扱う。ノードは単一であり, ノードの中は空気-蒸気混合相と液相の 2 相に分離し, 各相内の温度, 圧力は均一であるとして取扱う。ノード内の状態量は次の 4 区分に分けて模擬する。

- (i) 過熱蒸気とサブクール水
- (ii) 飽和蒸気とサブクール水
- (iii) 過熱蒸気と飽和水
- (iv) 飽和蒸気と飽和水

3.2.2 保存則

原子炉格納容器内の空気-蒸気混合相, 液相の温度, 圧力は質量保存式, エネルギーの保存式, 体積方程式, 状態方程式等を数値解法により解き求めている。

<質量保存則>

$$\frac{dM_a}{dt} = \sum (m_a)_v$$

$$\frac{d[M_{s1} + M_{w1}]}{dt} = \sum (m_s)_i + \sum [(m_s)_v - m_C + m_B] \quad \dots \textcircled{1}$$

$$\frac{d(M_{w2})}{dt} = \sum (m_w)_i - m_R + m_{SP} + m_C - m_B$$

ここで,

M_a : 空気質量
 $(m_a)_v$: 空気ベント流量
 M_{s1} : 蒸気質量 (蒸気相)
 M_{w1} : 水質量 (蒸気相)
 $(m_s)_i$: 放出質量流量 (蒸気相)
 $(m_s)_v$: 蒸気ベント流量
 m_c : 凝縮質量流量
 m_B : 沸騰質量流量
 M_{w2} : 水質量 (液相)
 $(m_w)_i$: 放出質量流量 (液相)
 m_R : 格納容器再循環サンプル取水流量
 m_{SP} : 格納容器スプレイ流量

サンプル水がサブクール水の場合には沸騰質量流量 $m_B=0$ となり、蒸気が過熱状態の場合には凝縮質量流量 $m_c=0$ となる。

質量保存則は原子炉格納容器内の空気、蒸気、水に対し各々考慮している。①式の右辺は各相への質量の収支を表すが、破断流の他、蒸気相に対しては凝縮による減少、格納容器再循環サンプル水の沸騰による増加も考慮している。また、水 (液相) に対しては、さらに格納容器再循環サンプルからの再循環時の取水による減少、格納容器スプレイ水による増加も考慮している。

<エネルギー保存則>

$$\frac{d(M_i h_i)}{dt} - V \frac{dP}{dt} = \sum(m_i h_i) + \sum Q \cdots \textcircled{2}$$

但し、 M_i : 原子炉格納容器内の各相質量 (i = 空気 - 蒸気, 液相)

h_i : エンタルピー (i = 空気 - 蒸気, 液相)

t : 時間

V : 原子炉格納容器有効体積

P : 圧力

m : 原子炉格納容器内の質量流量

Q : 熱量

エネルギー保存則は原子炉格納容器内の空気 - 蒸気相、水 (液相) に対し各々考慮している。②式の右辺の第1項は、原子炉格納容器内各相への放出エネルギー流量である。右辺の第2項は原子炉格納容器減圧装置 (スプレイ系, 空調系), ヒートシンク, 再循環運転に起因して流出入する熱量である。

<体積方程式>

$$V = V_{as} + V_{\ell} \cdots \textcircled{3}$$

但し、 V : 原子炉格納容器有効体積
 V_{as} : 空気-蒸気相体積
 V_{ℓ} : 液相体積

原子炉格納容器体積は一定であるので、原子炉格納容器内の空気-蒸気相体積と液相体積の合計が保存される。

3.2.3 ヒートシンク

原子炉格納容器本体及び内部構造物は平板として模擬され、表面熱伝達係数は修正田上-内田の式が内蔵されている。全交流動力電源喪失時の格納容器健全性評価においては内田の式を適用している。

ヒートシンクとしての原子炉格納容器本体及び構造物内部の温度は厚み方向の分布を考慮し、縦、横方向の分布は一定であるとする。ヒートシンクの温度分布は、一般的な1次元熱伝導方程式(④式)を厚さ方向に分割して解く事により求める。但し、内表面及び外表面については雰囲気との熱伝達も考慮する。

$$\rho C_p \frac{dT}{dt} = \frac{d}{dX} \left[k \frac{dT}{dX} \right] \cdots \textcircled{4}$$

但し、 ρ : 密度
 C_p : 定圧比熱
 T : 温度
 t : 時間
 k : 熱伝導率
 X : 厚さ方向位置

3.2.4 その他

工学的に必要とされる以下の項目を選択模擬して評価することができる。

- ① 格納容器スプレイによる除熱量計算
- ② 格納容器空調装置による除熱量の計算
- ③ 格納容器再循環サンプル水温度、格納容器スプレイ冷却器、余熱除去冷却器、原子炉

補機冷却水冷却器間の熱平衡量の計算とこれらによる空気-蒸気混合相、液相からの除熱量の計算

- ④ ノードへの空気の添加，除去の影響
- ⑤ 外気との熱伝達（太陽熱，輻射，対流）の影響

3.3 入出力

COCO コードによる評価の入出力を図 3-1 に示す。また，主要なインプットデータは以下の通り構成される。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」，「境界条件データ」を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉格納容器の自由体積
- ② 原子炉格納容器内構造物の形状，数量，物性，初期温度など
- ③ 格納容器スプレイ，減圧系の特性及び作動パラメータ
- ④ 原子炉格納容器圧力，温度，湿度などの初期条件
- ⑤ 破断流（放出質量流量及び放出エネルギー流量）（全交流動力電源喪失時の評価で M-RELAP5 コードの計算結果を入力）

上記をインプットデータとして，原子炉格納容器内圧解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉格納容器圧力変化
- ② 原子炉格納容器内温度変化
- ③ 格納容器再循環サンプル水の温度変化
- ④ 熱構造体（ヒートシンク）温度

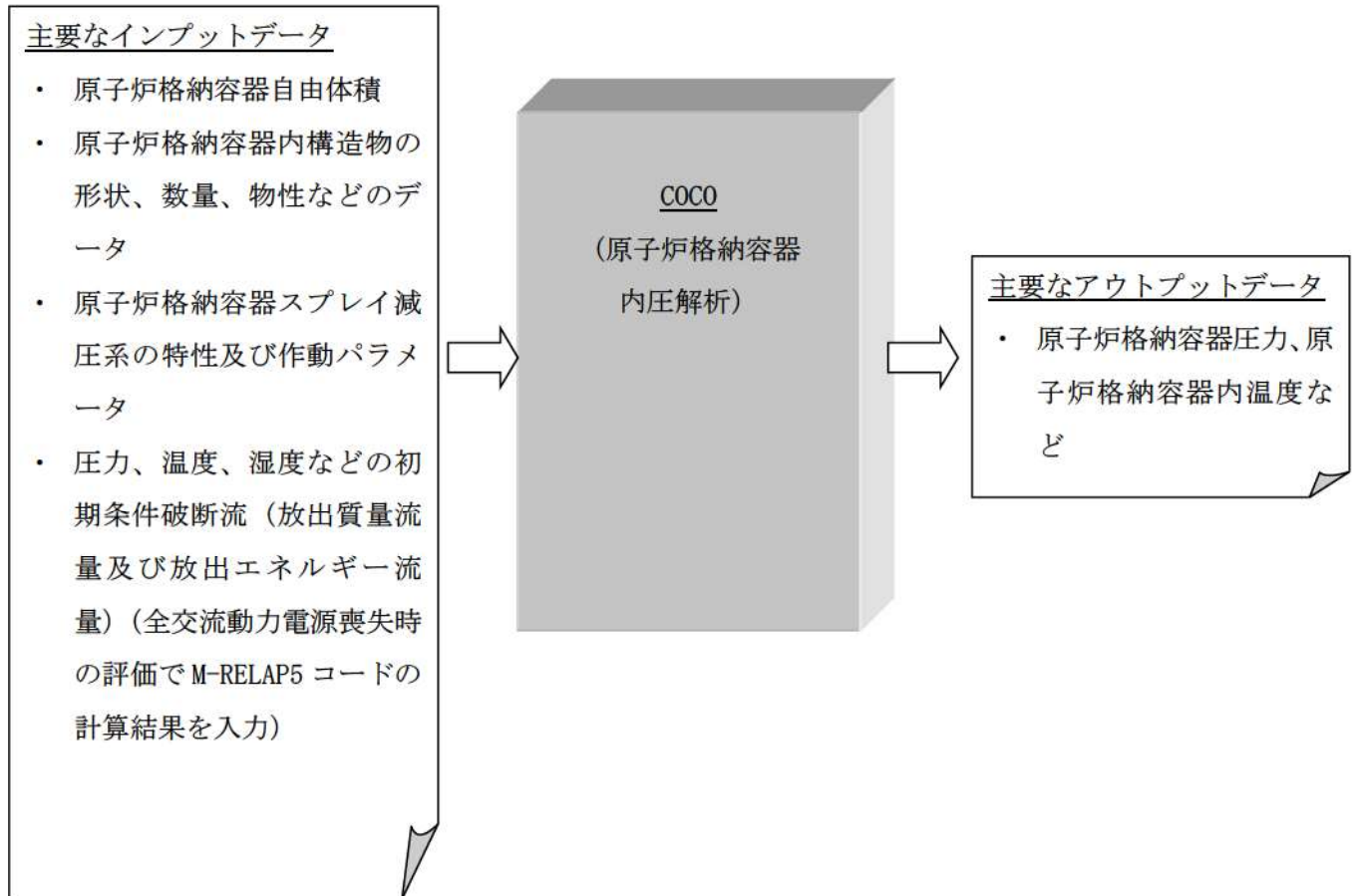


図 3-1 COCO コードモデル

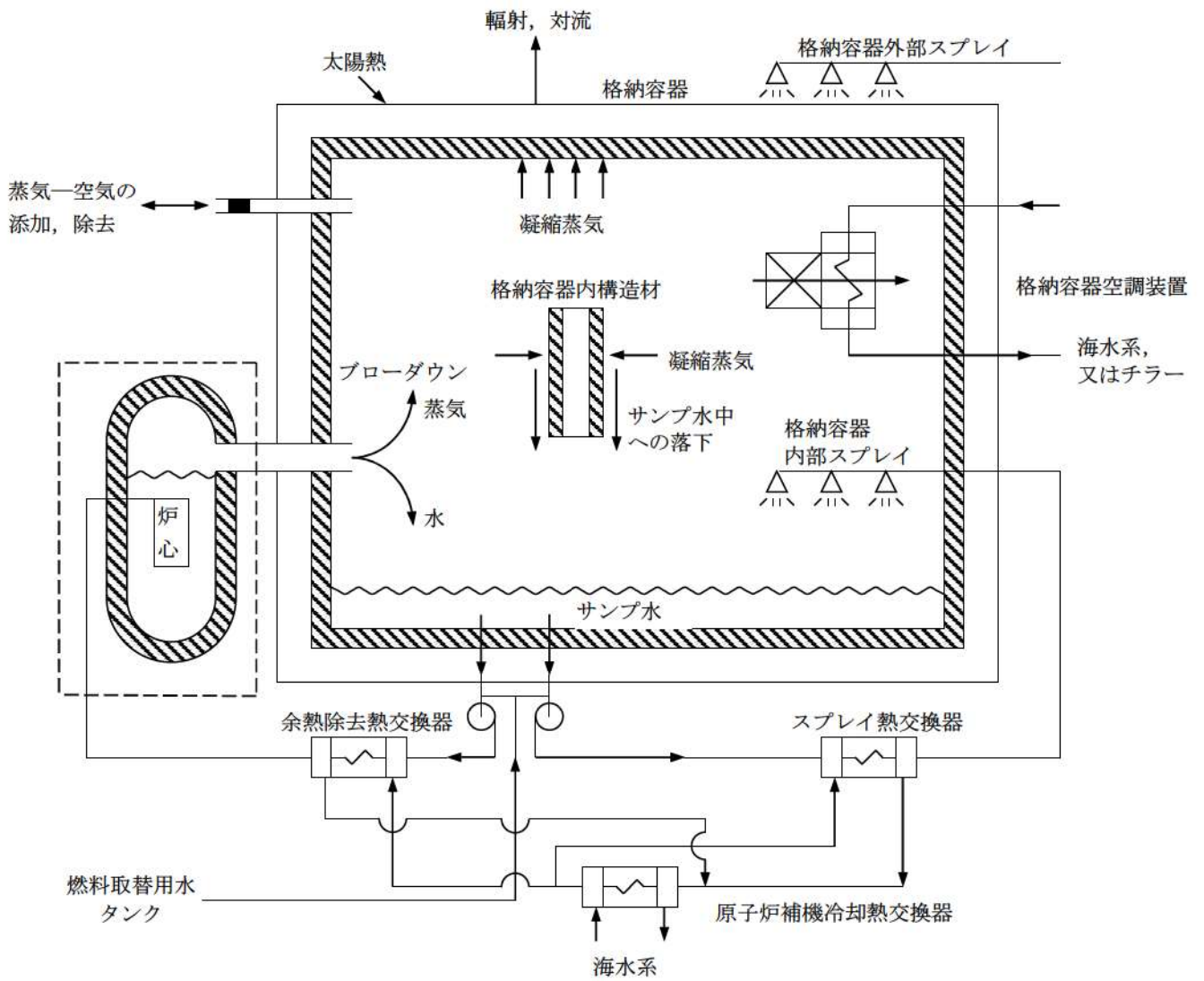


図 3-2 COCO コードモデル概念図

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

COCO コードの原子炉格納容器健全性評価への適用性検証のため、CVTR (Carolina Virginia Tube Reactor) 実験解析を実施した。CVTR 実験は設計基準事故 (DBA) を模擬した総合試験であるが、前述の通り、重要となる原子炉格納容器への放出質量流量及び放出エネルギー流量に対する原子炉格納容器の除熱性能を確認するための試験データとして採用する。対象とした実験ケースは Test-3 であり、一定時間の蒸気放出後、格納容器スプレイを作動させずに蒸気の凝縮及び自然対流による減圧挙動を観測したケースである。

また、表 4-1 に「H」ランクとして抽出された重要現象とその妥当性確認方法を示す。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

| 分類 | 物理現象 | CVTR Test-3 実験解析 | 関連モデル |
|-------------|---------------------|---------------------|-------------------------------|
| 原子炉格 納容器 | 構造材との熱伝達 及び内部熱伝導 | 図 4-3 図 4-4 | ヒートシンク熱伝達モデル ヒートシンク内熱伝導モデル |

4.2 CVTR 試験

実験は 1969 年に U. S. Atomic Energy Commission's Water Reactor Safety Program の一部として実施された。このプロジェクトの目的は、CVTR 格納容器を用いて発電用原子炉の安全評価に直接適用可能な情報を得ることにあつた。(Ref. [2])

4.2.1 試験装置の概要

(a) 格納容器

格納容器は鉄筋コンクリート製で、平らな底板のあるシリンダ構造物に半円球ドームをかぶせた構造になっている。自由体積は約 6,400m³である。

(b) 蒸気注入設備

試験で用いる蒸気は、格納容器近隣にある石炭火力発電所より供給される。

(c) 格納容器スプレイ

格納容器の減圧用散水スプレイシステムが DBA 模擬実験のために設置された。スプレイノズルは格納容器をカバーできるように配置されている。

(d) 計測設備

CVTR 試験では格納容器内圧力、格納容器内空気温度、格納容器壁面温度などが計測されている。

4.2.2 試験条件 (Test-3)

初期格納容器圧力：大気圧

初期格納容器温度：約 27 (°C)

注入質量流量：45 (kg/sec)

エネルギー注入流量：3×10⁴ (kcal/sec)

蒸気注入終了時刻：166.4 (sec)

格納容器スプレイ：作動無し

4.2.3 試験結果 (Test-3)

最高圧力：1.27 (kg/cm²G)

最高圧力発生時刻：163 (sec)

最高温度：113 (°C)

最高温度発生時刻：163 (sec)

4.2.4 解析結果

図 4-1 に COCO コードの解析モデル概念図を、図 4-2 に CVTR 格納容器構造の概略図を

示す。COCO コードでは、原子炉格納容器内部の熱的状态を単一ノードで模擬し、その内部で空気-飽和蒸気混合相と液相の2相に分離し各相内の圧力、温度は均一であるとして扱われる。

ヒートシンク表面の熱伝達モデルとしては修正内田の式を使用している。なお、本モデルは全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用しているモデルと同様である。なお、解析においては外部との熱伝達を考慮せず、断熱扱いとしている。また、自由体積やヒートシンクデータについては特に保守性を考慮せずに As Built データを使用している。

COCO コードを用いた検証解析の結果を図 4-3、図 4-4 に示す。図 4-3 に示すように、原子炉格納容器圧力については解析結果が実験結果（原子炉格納容器最高圧力）を上回って推移していることが確認できる。また、原子炉格納容器内温度については、解析結果が測定位置を勘案して算出した CVTR 実験装置の平均温度を上回って推移していることが確認できる。これは修正内田の式がヒートシンク表面の熱伝達を過小評価していることを示しており、これにより試験結果に対してピーク圧力は約 1.6 倍、ピーク温度は約 40° F（約 20°C）それぞれ高めの解析値を得ている。

従って、放出された蒸気がヒートシンク表面で凝縮するような事象に対して、熱伝達モデルとして修正内田の式を使用した COCO コードによる解析は原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高めに評価しているといえる。

表 4-2 CVTR と実機 PWR の比較

| | CVTR | PWR プラント(注 1) |
|---------------------------|--------|-------------------------|
| 格納容器自由体積(m ³) | 6,400 | 約 42,000～約 73,000 |
| 放出質量流量 (kg/sec) | 45 | 約 85～5 (注 2) |
| 放出エネルギー流量 (kcal/sec) | 30,000 | 約 27,000～1,000 (注 2) |

(注 1) 代表 2, 3, 4 ループプラント

(注 2) 全交流動力電源喪失事象における 24 時間までの解析結果

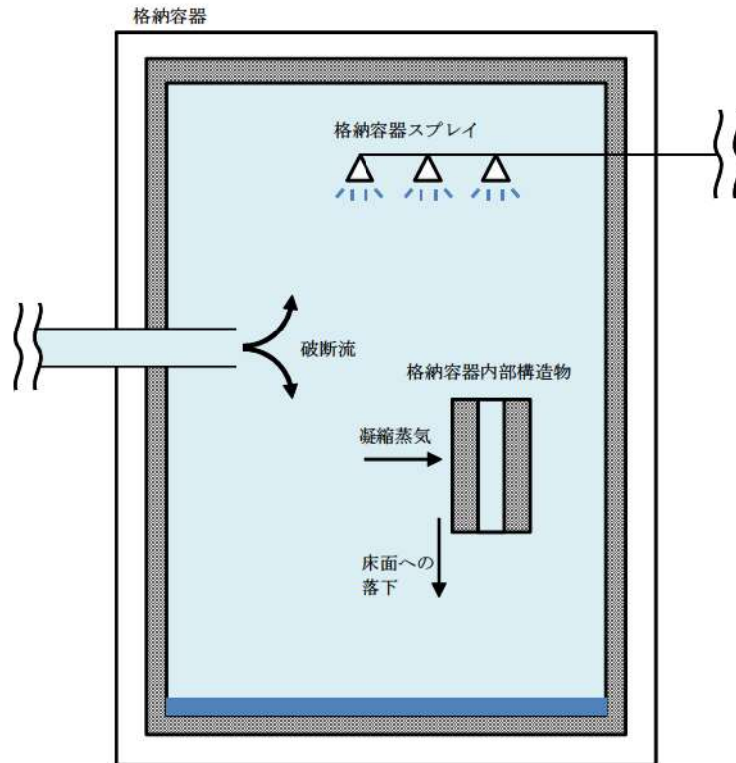


図 4-1 COCO コード解析モデル概念図

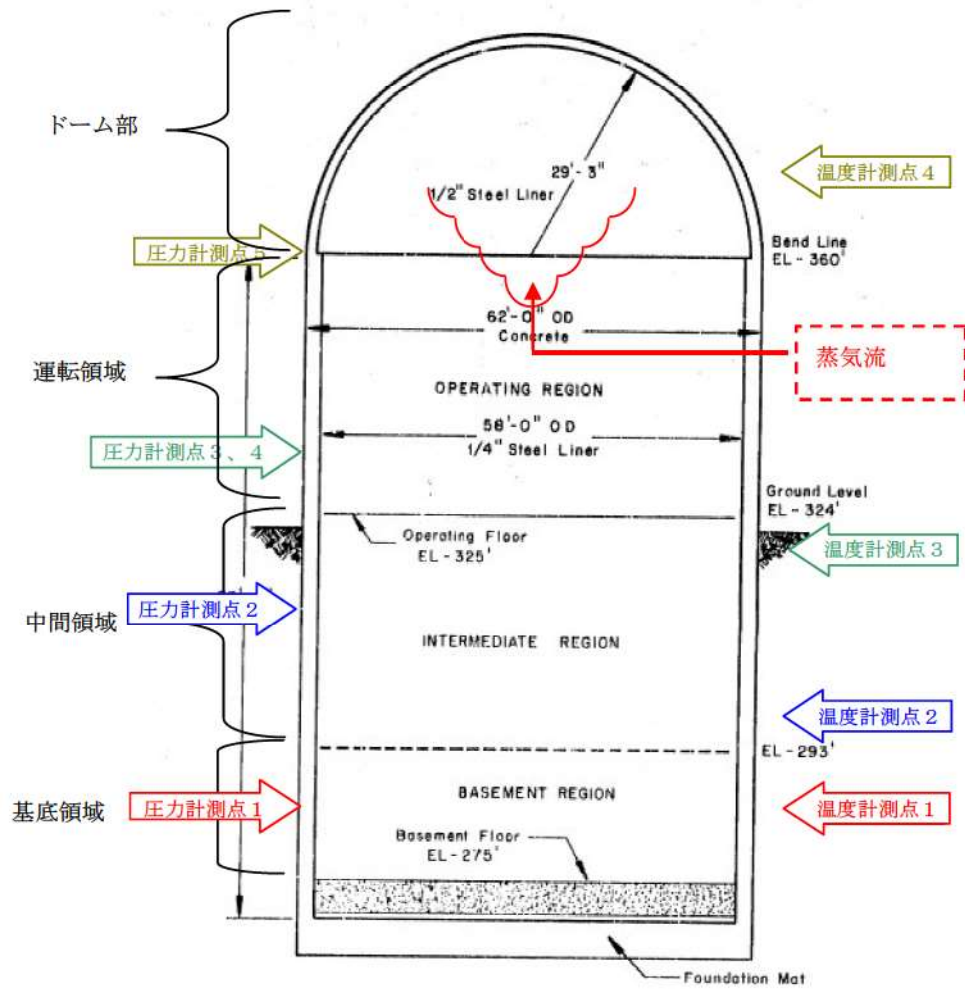


図 4-2 CVTR 格納容器構造概要図

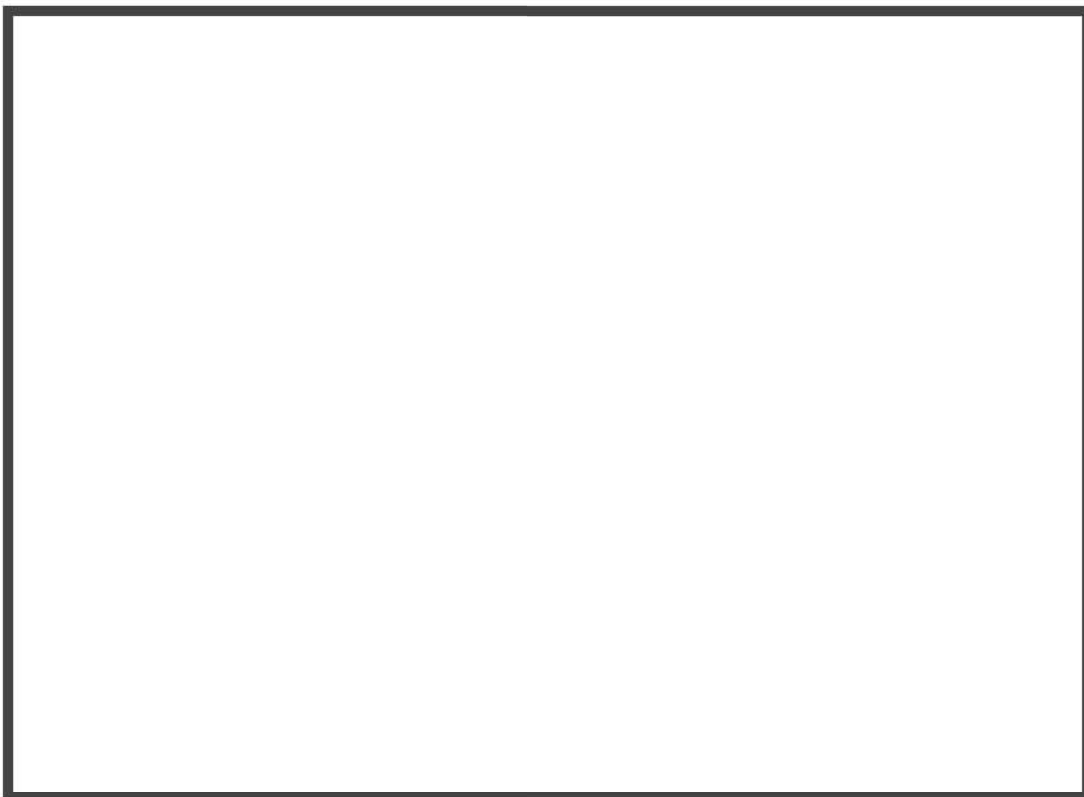


図 4-3 CVTR 実験 (Test-3) 圧力変化

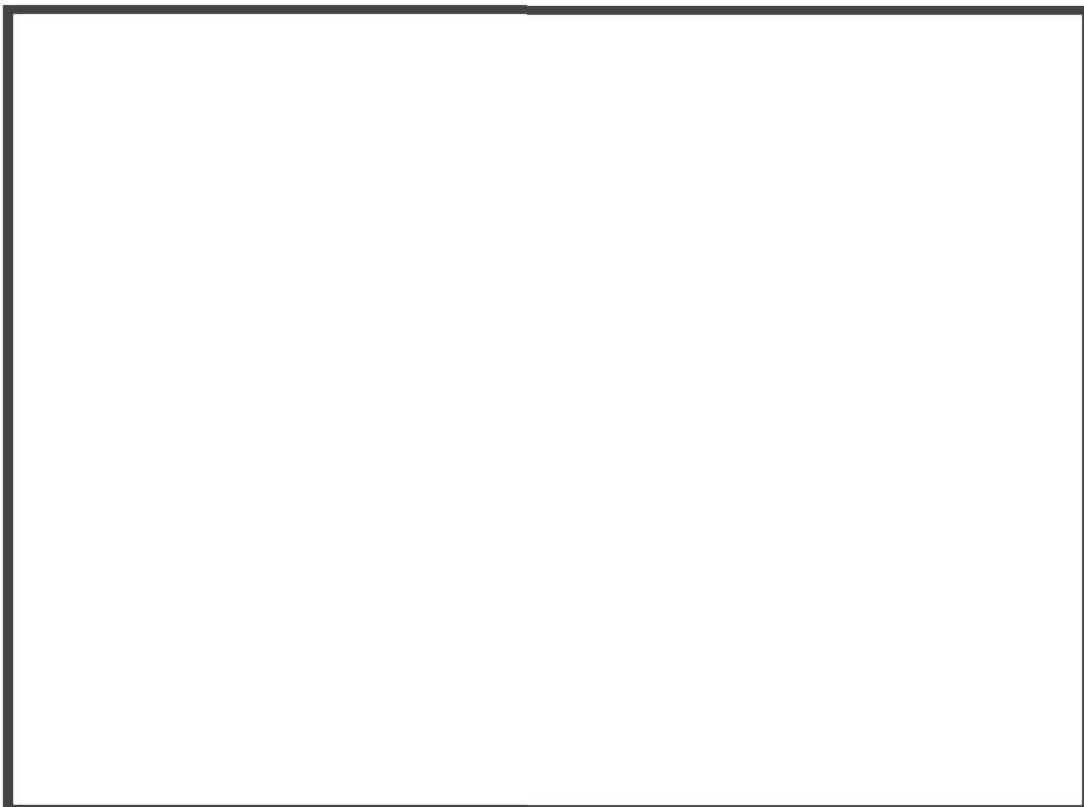


図 4-4 CVTR 実験 (Test-3) 温度変化

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。

4.3 実機解析への適用性

COCO コードを使用した実機解析で対象とする事故シーケンスは全交流動力電源喪失であり、RCP シール部の破損により 1 次冷却材が原子炉格納容器内に放出され、原子炉格納容器内圧、雰囲気温度が上昇する状況を COCO コードにより解析評価を実施している。内圧及び温度の上昇を抑制する効果としては原子炉格納容器内の構造物によるヒートシンク効果しか期待できないため、検証解析としては CVTR 試験 Test-3 を選定している。この試験は 4.2 で述べたとおり、格納容器内に蒸気を一定時間放出させて、その後ヒートシンク効果により減圧及び冷却させており、内圧及び温度の抑制効果として、ヒートシンクにのみ期待している点が全交流動力電源喪失事象と類似している。CVTR 試験装置と実機 PWR の比較を表 4-2 に示す。自由体積は実機 PWR に対して 1/10 程度であるが、放出質量流量及び放出エネルギー流量については、実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」のそれらとほぼ同等である。この点が、実験検証と実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の条件の大きな違いであるものの、添付 3 に示す漏えい量の小さい NUPEC 試験の知見(Ref. [3][4])から、COCO コードを実機 PWR における「全交流動力電源喪失時」の原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に用いることは妥当であるといえる。

また、ヒートシンク表面における熱伝達の不確かさについては、熱伝達モデルとして修正内田の式を適用することで、格納容器圧力についてはピーク圧力を約 1.6 倍高く、格納容器雰囲気温度については約 40° F (約 20°C) 高めに評価することを確認している。したがって、CVTR 試験 Test-3 で妥当性が確認された COCO コードを実機 PWR の「全交流動力電源喪失」時の原子炉格納容器健全性解析に使用することは妥当である。

CVTR 検証解析では、格納容器自由体積やヒートシンク物量として最適値を使用しているが、格納容器圧力及び温度を高めに予測している。この過大評価の傾向はヒートシンク表面の凝縮熱伝達を小さく見積もることによるが、特にドーム部についてフルスケール規模に外挿すると、自由体積、即ち熱源となる蒸気量に対してヒートシンクとなる壁面の割合が相対的に小さくなることから、過大評価傾向は緩和される傾向になるものと考察される。しかし、熱伝達による凝縮を小さく予測するモデルであること、さらには実機 PWR の解析では不確かさを考慮して自由体積やヒートシンク物量がそれぞれ小さく設定されることから、実機 PWR の原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度を高めに評価されると判断できる。

実機の「全交流動力電源喪失」事象に対する有効性評価解析では事故後 24 時間までの解析を実施しており、CVTR 実験や NUPEC 試験よりも長期間となるが、放出された蒸気が原子炉格納容器内の構造物(ヒートシンク)との熱伝達により凝縮することで原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度の上昇を抑制するという現象は事象発生直後から長期に至るまで継続する。したがって、CVTR 実験に対する検証解析や NUPEC 試験の結果から得られる COCO コードの実機解析への適用性は、長期にわたる有効性評価解析に対しても当てはまると判断

できる。

また、COCO コードによる解析は原子炉格納容器を単一ノードとした原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度等の解析であることから、ループ数が異なるプラントにおいても適用が可能である。

以上より、COCO コードは実機の「全交流動力電源喪失」への適用性を有するとともに、本章の検証及び妥当性確認によりヒートシンク熱伝達モデル及びヒートシンク内部熱伝導モデルの不確かさについても、実機の「全交流動力電源喪失」に適用できるといえる。

5. 有効性評価への適用性

4章にて議論した実験解析を踏まえ、COCOコードでHランクとした物理現象の不確かさについては、下記の通りである。

構造材との熱伝達については修正内田の式を用いることで、熱伝達率を小さく見積もることができ、評価指標である原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価できることが確認された。

以下においては、COCOコードを用いて評価を実施する重要事故シーケンスにおいて評価指標の視点及び運転員等操作の視点から、上記の不確かさがどのような影響を与えるか考察を行った。

5.1 不確かさの取り扱いについて（評価指標の視点）

COCOコードが適用される重要事故シーケンスは炉心損傷防止対策における「全交流動力電源喪失（RCPシールLOCA）」である。本事象では、1次冷却材ポンプシールからの1次冷却材漏えいが発生し、漏えいに伴い質量及びエネルギーの放出が生じるが、原子炉格納容器内のヒートシンクによる除熱により、圧力及び雰囲気温度の上昇が抑制される。従って、1次冷却系からの放出質量流量及び放出エネルギー流量と原子炉格納容器内ヒートシンクによる吸熱が重要な物理現象となり、COCOコードではプラント過渡解析コードであるM-RELAP5コードで計算される放出質量流量及び放出エネルギー流量を境界条件として与え、原子炉格納容器内のヒートシンク量やヒートシンク表面の熱伝達係数を小さく設定（修正内田の式を適用）することで、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を高め評価することができる。

5.2 不確かさの取り扱いについて（運転員等操作の観点）

本事象における運転員等操作としては、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力まで上昇した時に、格納容器再循環ユニットに通水を実施して格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度の上昇を抑制することであるが、最高使用圧力に到達するまでには十分な時間余裕があるため、不確かさが運転員等操作に影響を与えることはない。

6. 参考文献

- [1] 三菱PWR原子炉格納容器内圧評価解析手法, MHI-NES-1016, 改0 三菱重工業, 平成12年
- [2] R. C. Schmitt, et al., “Simulated Design Basic Accident Tests of The Carolinas Virginia Tube Reactor Containment”, TID-4500, Dec. 1970
- [3] 財団法人 原子力発電技術機構, 原子炉格納容器信頼性実証試験 可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験 (最終試験報告書), 平成5年3月 (非公開資料)
- [4] 独立行政法人 原子力安全基盤機構 (財団法人 原子力発電技術機構), 「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

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 | 原子炉格納容器内自由体積 | |
| | 初期温度 | |
| | 初期圧力 | |
| | ヒートシンク（伝熱面，表 | 原子炉格納容器ドーム部およびリングガータ |
| | 面積，厚さ，材質の物性， | 原子炉格納容器シリンダ部 |
| | 初期温度) | 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・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）） | |
| | 検出器等（アルミニウム） | |
| 境界条件データ | 破断流 | |
| | 放出質量流量 | |
| | 放出エネルギー流量 | |

添付2 CVTR Test-3 測定温度について

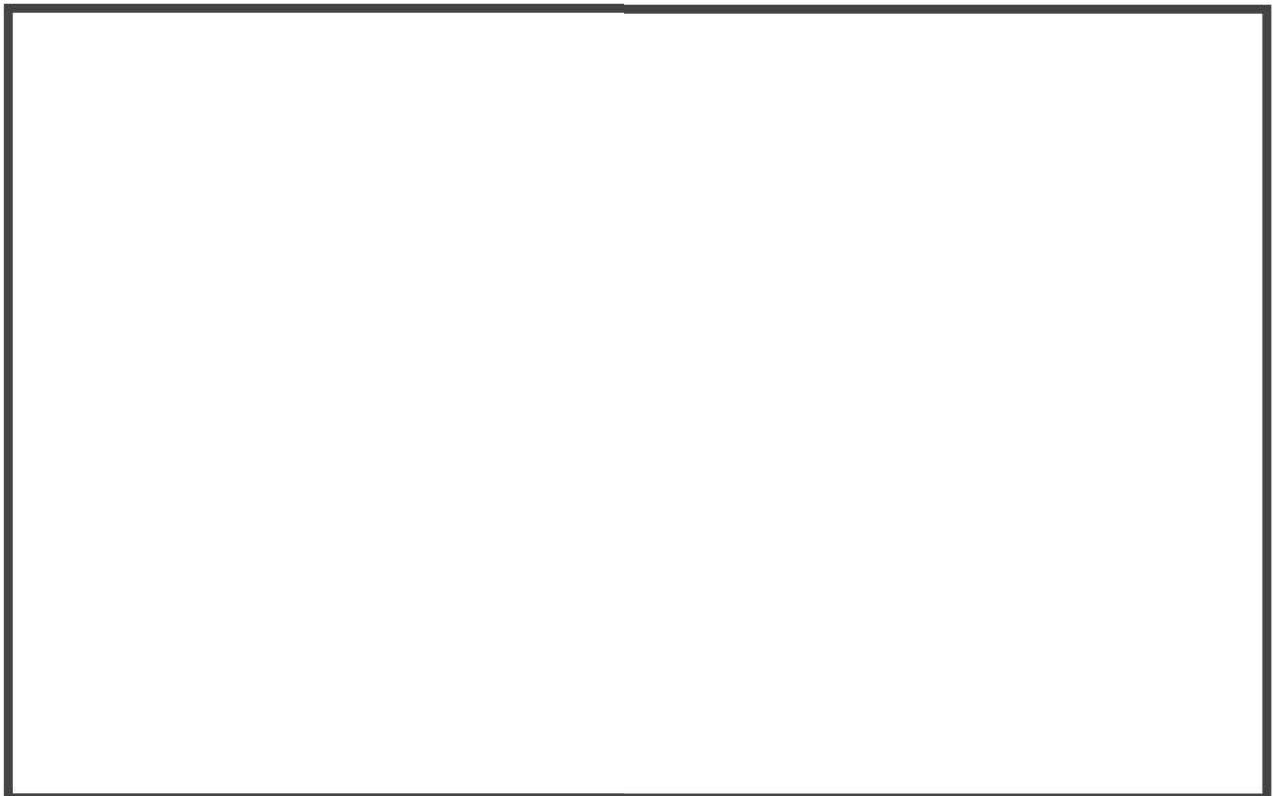
CVTR 試験では、4カ所の異なる高さ位置に温度計を設置して温度測定を実施している。
(Ref. [2])

付図 2-1 に 4カ所での測定値と COCO コードでの解析値を示す。Test-3 試験では格納容器の上部に直接蒸気を放出しているため、上部の温度が高くなりやすい傾向にある。放出蒸気によって暖められた空気-蒸気の混合気体が拡散することで下部の温度も上昇しているが均一に混ざるには至っていない。

一方、COCO コードでは解析体系を 1 ノードで扱うため、算出された温度は系全体の平均温度となる。COCO コードによる解析結果と試験結果を比較するために、試験結果の平均値を算出した。平均温度の算出方法は次項に示す。

この平均温度と比較して COCO コードの解析結果は全解析期間にわたって高めの温度を予測していることから、全交流動力電源喪失時の原子炉格納容器健全性評価で使用している熱伝達モデル(修正内田の式)を使えば試験結果を高めに予測できるといえる。

なお、本試験では高温蒸気を格納容器の上部に放出しているため、密度差による対流が起こりにくい状況であると考えられるが、PWR プラントにおける SBO 時 RCP シール LOCA の事象では格納容器の下部に高温の 2 相流体が放出され、蒸気が密度差によって原子炉格納容器上部に拡散すると考えられるため、Test-3 のような広い空間における顕著な温度分布は生じないと考えられる。



付図 2-1 CVTR Test-3 測定温度と COCO コードの解析結果の比較

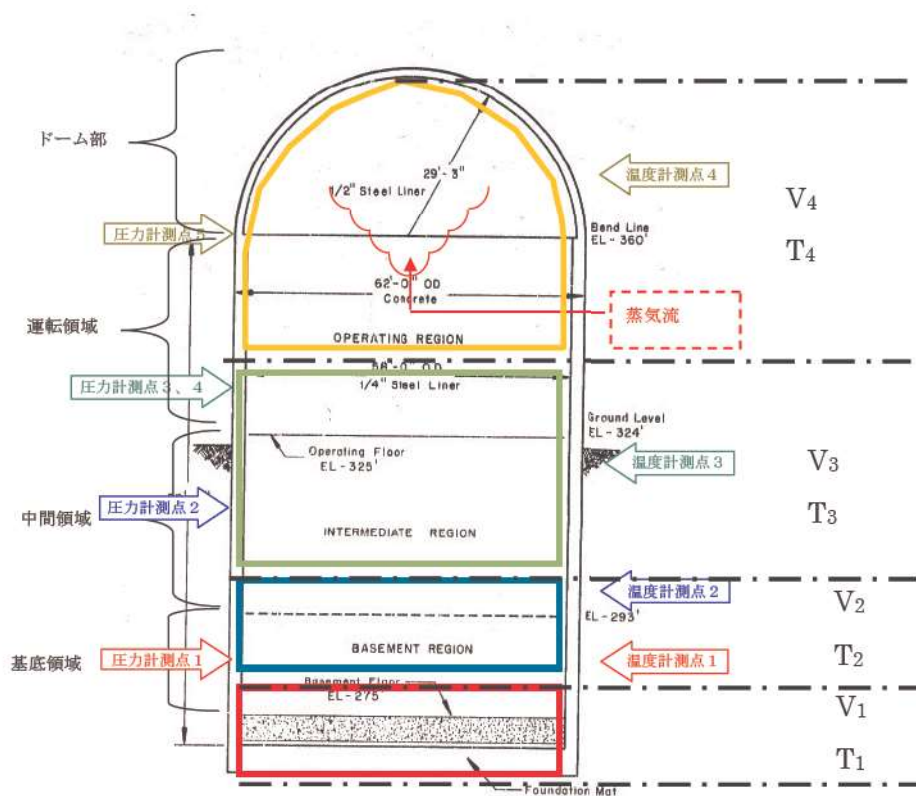
<平均温度の算出方法>

各測定点（高さ）の担当範囲の境界を測定点の中間高さとして、担当範囲の体積を求めて、各測定点の担当体積に応じた重みを掛けて平均温度を算出した。

$$T_{avg} = \frac{T_1 \times V_1 + T_2 \times V_2 + T_3 \times V_3 + T_4 \times V_4}{V_1 + V_2 + V_3 + V_4}$$

V_i : 測定点 i の担当する体積

T_i : 測定点 i における測定温度



付図 2-2 平均温度算出のための体積区分

添付3 NUPEC 試験 (M-3 シリーズ) について

(財)原子力発電技術機構 (NUPEC) において昭和 62 年～平成 4 年に実施された可燃性ガス濃度分布・混合挙動試験であり、炉心損傷事故時における格納容器内水素の濃度分布と混合挙動及び格納容器内水素の燃焼挙動を把握するとともに、放出蒸気等による水素燃焼抑制効果も併せて確認し、また格納容器内の放射性物質の捕集特性の把握ならびに格納容器の耐圧機能限界の把握を行い、格納容器の健全性について総合的評価を実施したものである。

一連の試験の中で、格納容器内に水蒸気のみを放出した試験が実施されており (M-3 シリーズ)、ここではこの試験結果を参照して COCO コードの実機解析への適用の妥当性について確認する。

<試験の概要>

(1) 格納容器

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おり、自由体積は 1,300m³である。付図 3-1 に試験設備の概要図を示す (Ref. [4])。

(2) 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。

(3) 計測設備

雰囲気温度、圧力、格納容器壁面温度、区画壁面温度が計測されている。圧力は区画間圧力損失が微小であることから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。

<試験条件 (M-3 シリーズ) >

放出水蒸気による格納容器内循環確認試験として、格納容器内に水蒸気のみを流入させて、各区画内温度分布、圧力計測を実施している。

M-3-1～4 の各試験条件を付表 3-1 に示す (Ref. [4])。

<試験結果 (M-3 シリーズ) >

試験結果を付図 3-2～5 に示す (Ref. [3])。ドーム部及び一般部について複数の高さ位置について温度が計測されているが、いずれの試験においてもドーム部については各測定位置で顕著な温度差は認められない。これは放出水蒸気により格納容器内循環が発生しており、ドーム部において温度成層化していない事を示している。

<COCO コードの実機解析への適用性>

本試験は水蒸気の放出量として実機の「全交流動力電源喪失」時相当若しくはそれよりも

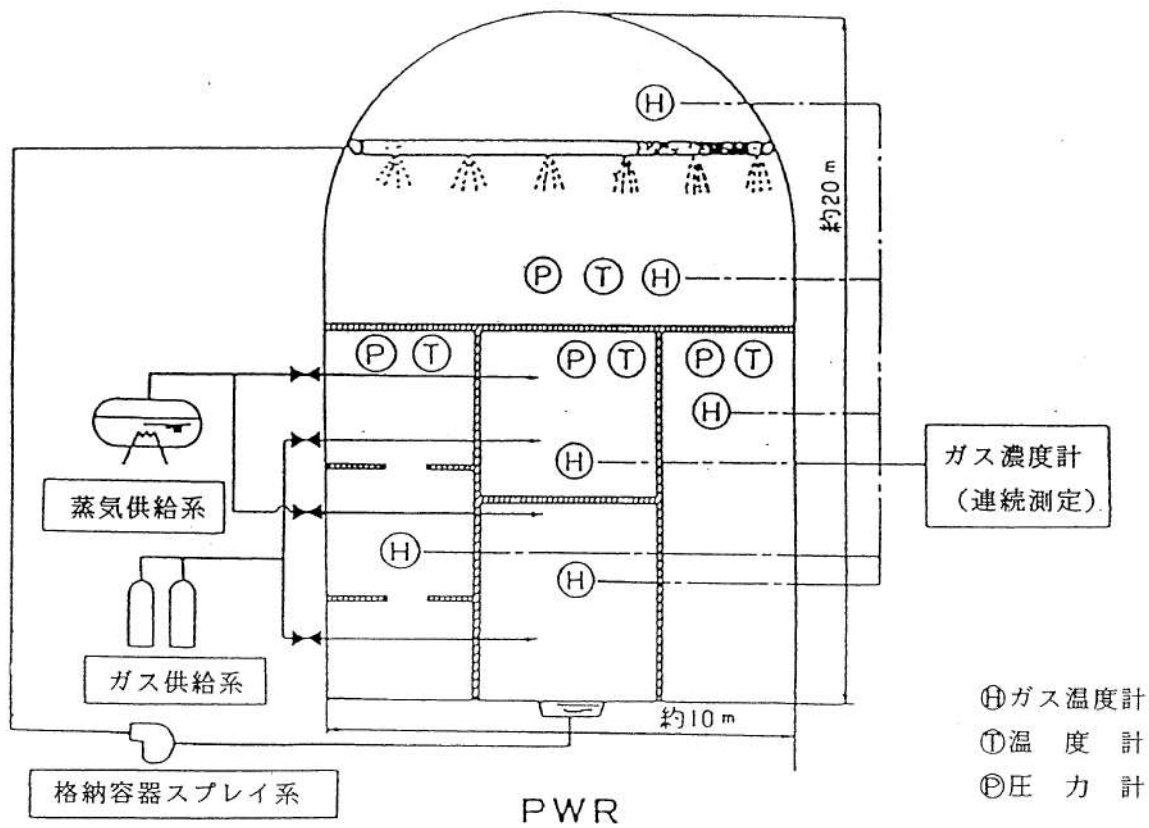
少ない条件において試験を実施している。本試験結果からもドーム部においては有意な温度成層化は認められていない。したがって、本試験のように小さい漏えい量においても原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価する場合に原子炉格納容器内を1ノードで模擬するCOCOコードを用いることは妥当であるといえる。

付表 3-1 NUPEC 試験の試験条件 (M-3 シリーズ)

| Run No. | 格納容器初期温度 (°C) | 水蒸気放出 | | | 放出位置 | 格納容器自由体積 (m ³) |
|-------------------|---------------|---------------------------|----------|----------------------|------------------|----------------------------|
| | | 流量 (kg/sec) | 時間 (min) | 気体温度 (°C) | | |
| M-3-1 | 室温 | 0.08 | 30 | 105 | SG ループ室 下部基礎部 | 1,300 |
| M-3-2 | 室温 | 0.33 | 30 | 128 | SG ループ室 下部基礎部 | |
| M-3-3 | 82 | 0.33 | 30 | 130 | SG ループ室 下部基礎部 | |
| M-3-4 | 室温 | 0.33 | 30 | 128 | 加圧器逃し タンク | |
| (参考) 実機 PWR (注 1) | 約 50°C | 約 85~5 (二相放出) (注 2) | — | 約 300 (1次冷却系初期温度) | SG ループ室 下部 | 約 42,000~ 約 73,000 |

(注 1) 代表 2, 3, 4 ループの「全交流動力電源喪失事象」における解析条件及び解析結果

(注 2) NUPEC 試験における水蒸気放出量を実機の規模に換算した場合、約 19~3kg/sec



付図 3-1 NUPEC 試験設備概念図



付図 3-2 NUPEC 試験 (M-3-1) 試験結果

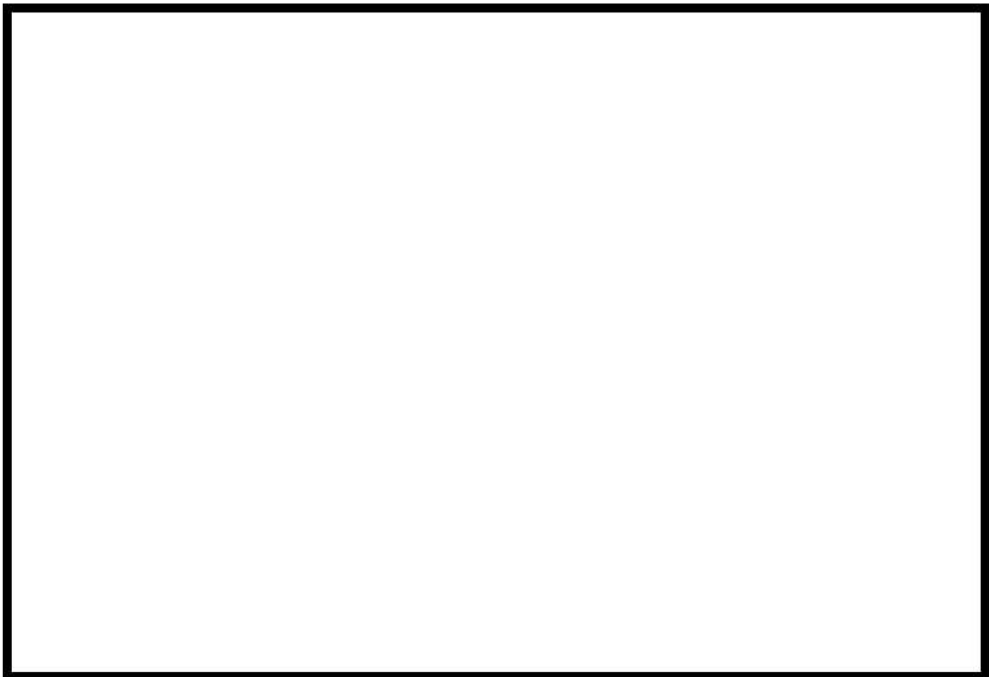


付図 3-3 NUPEC 試験 (M-3-2) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。



付図 3-4 NUPEC 試験 (M-3-3) 試験結果



付図 3-5 NUPEC 試験 (M-3-4) 試験結果

枠囲いの内容は、非公開資料(Ref. [3])の内容ですので公開
できません。

JASMINE コード

目次

| | |
|--|---------|
| 1. はじめに | 参考 1- 3 |
| 2. 使用実績及び解析モデルについて | 参考 1- 3 |
| 2.1 使用実績 | 参考 1- 3 |
| 2.2 解析モデル | 参考 1- 6 |
| 2.2.1 背景 | 参考 1- 6 |
| 2.2.2 解析モデルの構成 | 参考 1- 6 |
| 2.2.3 解析モデルの説明 | 参考 1- 9 |
| 2.3 入出力 | 参考 1-21 |
| 2.3.1 入力例 | 参考 1-22 |
| 2.3.2 出力例 | 参考 1-28 |
| 3. 解析結果の例示 | 参考 1-28 |
| 4. 水蒸気爆発実験への適用例 | 参考 1-30 |
| 4.1 粗混合実験解析 | 参考 1-30 |
| 4.1.1 解析条件 | 参考 1-30 |
| 4.1.2 解析結果 | 参考 1-34 |
| 4.2 爆発実験解析 | 参考 1-36 |
| 4.2.1 解析条件 | 参考 1-36 |
| 4.2.2 解析結果 | 参考 1-41 |
| 5. 参考文献 | 参考 1-48 |
| | |
| 添付 1 水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価における エネルギー変換効率の比較について | 参考 1-49 |

1. はじめに

格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用」では、発電用原子炉の運転中に LOCA が発生するとともに、ECCS 注水機能、格納容器スプレイ再循環機能等の安全機能の喪失が重畳する。このため、緩和措置がとられない場合には、溶融炉心と原子炉容器外の水が接触し、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され原子炉格納容器破損に至る可能性がある。

この原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用による水蒸気爆発事象発生の可能性は、これまでの知見からも極めて低いと考えられる。しかしながら、水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し、ペDESTAL 等の原子炉格納容器の構造部材の支持機能に対する影響を確認しておくことは、格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。

本資料では、水蒸気爆発の現象を評価する解析コードである JASMINE コードについて、以下の内容をまとめる。

- ・使用実績及び解析モデル
- ・実験結果とのベンチマーク

2. 使用実績及び解析モデルについて

2.1 使用実績

水蒸気爆発解析コード JASMINE (JAEA Simulator for Multiphase INteractions and Explosions) ^[1] は、日本原子力研究開発機構 (以下「JAEA」という。) にて開発された水蒸気爆発の現象を評価する解析コードであり、水蒸気爆発の粗混合過程及び伝播膨張過程 (爆発過程) における伝熱流動現象のシミュレーションを行うことができる。

表 2-1 に JASMINE コードの主な適用実績を示す。JASMINE コードは、FARO 及び KROTOS における各種実験結果とのベンチマークにより水蒸気爆発時の挙動を適切に模擬できることが確認されている他、SERENA 実験解析への適用^[2]、炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率評価への適用実績^[3]がある。

(1) 格納容器破損確率評価への適用

BWR 及び PWR モデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を、水蒸気爆発の解析コードである JASMINE コードと確率論的手法を組み合わせ、評価した事例が文献^[3]にて示されている。

PWR モデルプラントを対象とした原子炉下部キャビティ内水蒸気爆発解析の概要は以下のとおりである。

既存の確率論的安全評価より、頻度の高いプラント損傷状態で原子炉下部キャビティ冠水の可能性があるものとして「小破断 LOCA, 早期炉心損傷, 格納容器スプレイ作動」, 「小破断 LOCA, 後期炉心損傷, 格納容器スプレイ作動」, 「小破

断 LOCA, 早期炉心損傷, 格納容器スプレイ不作動」, 「小破断 LOCA, 後期炉心損傷, 格納容器スプレイ不作動」が選定され, 事故解析コードによる解析等に基づき原子炉容器破損時の原子炉格納容器内熱水力条件及び熔融炉心条件が設定されている。

解析体系は二次元円筒座標系であり, 径方向 18×軸方向 36 セルの解析格子で原子炉下部キャビティ周辺が模擬されている。爆発解析では, 体系の中心軸上で底から 2 番目のセルに爆発源を置き, トリガリングを与えている。

JASMINE コードは炉外水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために用いられている。評価の入力条件である水蒸気爆発の初期・境界条件, 及び解析モデルに含まれるパラメータは, それぞれの不確かさを表す確率分布関数で与えられ, JASMINE 解析により, その不確かさを伝播させ, 水蒸気爆発による負荷の確率分布が評価される。負荷を示す指標としては, プール水に与えられる運動エネルギーのピーク値, 壁面の力積の飽和値がそれぞれ評価され, 水蒸気爆発による負荷の累積確率分布が評価されている。

(2) SERENA 実験解析への適用

国際協力プロジェクトとして実施されている最新の OECD-NEA/SERENA 実験データを用いて, JASMINE コードを用い, SERENA 実験 TROI 装置体系を対象にメッシュモデルを作成し, 試験体系内での粗混合過程及び微細化過程における熱流動解析が実施^[2]されている。

SERENA 実験 FARO 装置は炉容器と圧力容器の 2 つに大別され, 試験時には, 炉容器内で融解した熔融デブリが開放弁及びノズルを通じて圧力容器内に設置された試験容器に流入する。試験容器は, 直径 600mm, 高さ 1.5m の円筒容器であり, 水面高さが 1 m となるように水が溜められている。解析体系は, 圧力容器, 圧力容器内の試験容器, メルト流入位置としてノズルが考慮されており, 試験容器形状が軸対称形状であることから, 二次元軸対称としてモデル化されている。

表 2-1 JASMINE コードの主な適用実績

| | | |
|---|-------|---|
| 1 | 研究名称 | 軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価 |
| | 解析実施者 | JAEA |
| | 実施時期 | 2007 年 11 月 |
| | 研究概要 | BWR 及び PWR モデルプラントにおける炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率を評価した。水蒸気爆発による負荷の確率分布を評価するために、ラテン超方格サンプリング (LHS) による確率論的手法を用い、その中で水蒸気爆発コード JASMINE コードを物理モデルとして使用した。評価対象は BWR Mark-II 型のペDESTAL 及び圧力抑制プール、PWR のキャビティにおける水蒸気爆発である。 |
| 2 | 研究名称 | 改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討 |
| | 解析実施者 | 独立行政法人 原子力安全基盤機構 |
| | 実施時期 | 平成 21 年度 |
| | 研究概要 | FCI 解析コード JASMINE Ver. 3 を用いて、SERENA 実験体系を対象にメッシュモデルを作成し、容器内熱流動解析を実施することによりその適用性について検討を実施。また作成したモデルを適用して感度解析を実施し、模擬溶融デブリ及びプール水の温度、プールの形状、模擬溶融デブリの組成について水蒸気爆発に対する影響を確認した。 |

2.2 解析モデル

2.2.1 背景

図 2-1 で示すとおり，水蒸気爆発は，熱的デトネーションモデル^[4]において，4つの段階があると考えられている。それぞれの過程に関する現象を以下に示す。

- ・粗混合 低温冷却材内で高温の融体が粗い粒子として分散（細粒化）し，混合しながら蒸気膜によって断熱されている状態。（タイムスケール：0.1秒～数秒）
- ・トリガリング 蒸気膜の不安定化による急速な冷却材の蒸発及び溶融した液滴の微細化の開始
- ・伝播 衝撃波の伝播に伴う溶融液滴の微細化及び急速な熱伝達が生じる状態。（タイムスケール：数ミリ秒単位）
- ・膨張（爆発） 冷却材の蒸発と，周囲に負荷を生じさせる可能性のある混合物の膨張（爆発）

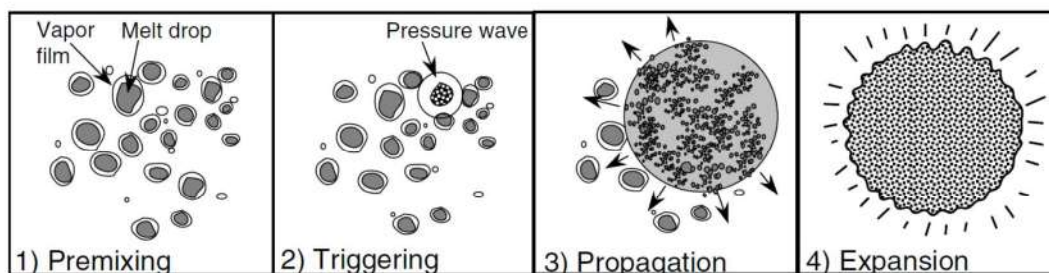


図2-1 水蒸気爆発の現象論的な4つの段階^[1]

上で示した現象論的な4つの段階の仮定に基づくと，水蒸気爆発による発生エネルギーの評価は，通常次の2ステップを通して行われる。

- ・冷却材と粗混合状態にあり，続く爆発過程に関与し得る高温液体がもつ内部エネルギーの評価
- ・伝播と膨張（爆発）の過程を介する力学的エネルギーの評価

2.2.2 解析モデルの構成

原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（以下「FCI」という。）で想定される現象と JASMINE コードの概念と構成を図 2-2 に示す。JASMINE コードは溶融炉心挙動モデルと冷却材の多相流動モデルの2つで構成される。溶融炉心モデルは融体ジェット，融体プール，融体粒子の3つのサブモデルを含む。冷却材の熱水力挙動を扱う多相流動モデルは，日本原子力研究所（JAERI）で開発された ACE-3D コード^[5]の修正版である。

JASMINE コードは，粗混合過程と爆発過程の2段階に分けて水蒸気爆発の全過程

を解析する。初めに、流動体系や流入する溶解物に関する初期・境界条件を与えることで粗混合過程が解析され、次に、解析時刻における粗混合計算の出力データに、爆発モデルオプションの指定を与えることで、爆発過程、即ち伝播と膨張過程が解析される。

粗混合過程と爆発過程の物理特性を表 2-2 にまとめる。

表 2-2 粗混合過程及び爆発過程の物理特性

| | 粗混合 | 爆発（伝播，膨張） |
|-----------|-------------|---------------|
| 物理特性 | | |
| 支配的な物理過程 | 重力（浮力）による対流 | 衝撃波の伝播 |
| 時間スケール | 0.1-10 s | 0.1-10ms |
| 融体サイズスケール | 1-10mm | 1-100 μ m |

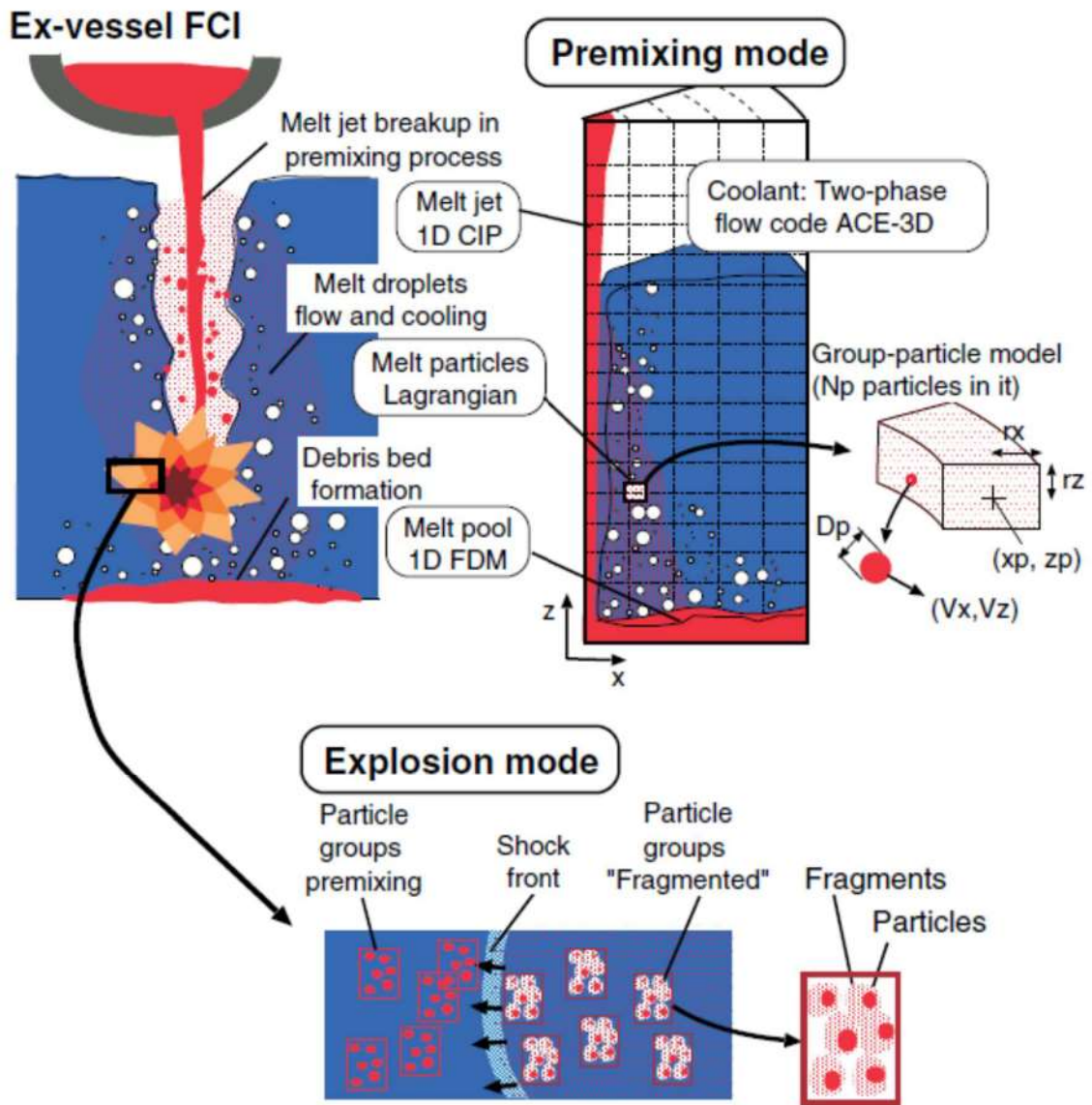


図 2-2 JASMINE コードの概念と構成 [1]

2.2.3 解析モデルの説明

(1) 融体ジェットモデル

融体ジェットに対しては、Z方向一次元の質量、内部エネルギー及び運動量保存則が解かれる。融体ジェット表面からの液滴の発生（融体ジェットからの質量エントレインメント）は、ジェット分裂長に対する実験相関式と融体ジェットの質量保存則に基づき求められる。図2-3は、融体ジェットがプール水で侵食され、下方に進むに従ってジェット直径が減少する様を表している。ジェットが完全に消失する水深をジェット分裂長 L_{brk} と呼ぶ。

ジェット分裂長は、Bond 数 $Bo_J > 50$ の条件では Taylor 型相関式^[6]が用いられ、それ以外の場合は Saito らの相関式^[7]によって次のとおり算出される。

$$\frac{L_{brk}}{D_{ji}} = \begin{cases} 10 \left(\frac{\rho_J}{\rho_l} \right)^{1/2} & Bo_J = \frac{\rho_J g D_{ji}^2}{\sigma_J} \geq 50 \\ 2.1 \left(\frac{\rho_J}{\rho_l} \right)^{1/2} \left(\frac{V_{ji}^2}{g D_{ji}} \right)^{1/2} & Bo_J = \frac{\rho_J g D_{ji}^2}{\sigma_J} < 50 \end{cases} \quad (2.2-1)$$

ここで、 ρ_J と ρ_l はそれぞれジェットと水の密度、 σ_J はジェットの表面張力、 D_{ji} は水面でのジェットの直径、 V_{ji} は水面でのジェット流速、 g は重力加速度である。

融体液滴発生量、すなわち質量エントレインメントに対応する体積エントレインメント流量 (V_e) は、ジェット直径が水深とともに線形的に減少するという仮定で計算される。

$$V_e = \frac{V_J}{2} \left(\frac{D_{ji}}{L_{brk}} \right) \sqrt{\frac{H_{pl}}{\max(L_{brk}, H_{pl})}} \quad (2.2-2)$$

ここで、 H_{pl} はプール深さ、 V_J はジェットの流速である。

質量エントレインメント流量 \dot{m}_e は、次のように求められる。

$$\dot{m}_e = C_{ent} \rho_J V_e \quad (2.2-3)$$

ここで、 C_{ent} は定数である。定数 C_{ent} を 1 として設定した場合、ジェットは実験に基づく相関式によって決定されたジェット分裂長で崩壊する。 C_{ent} を大きくするにつれ、ジェット分裂長は短くなる。

本融体ジェットモデルでは、ジェットからの伝熱は、表面積と冷却水内の移動時間のどちらにおいても、融体粒子や融体プールの場合と比較して小さいので、現在のところ考慮されていない。したがって、ジェットから冷却水への熱流束は 0 と設定される。

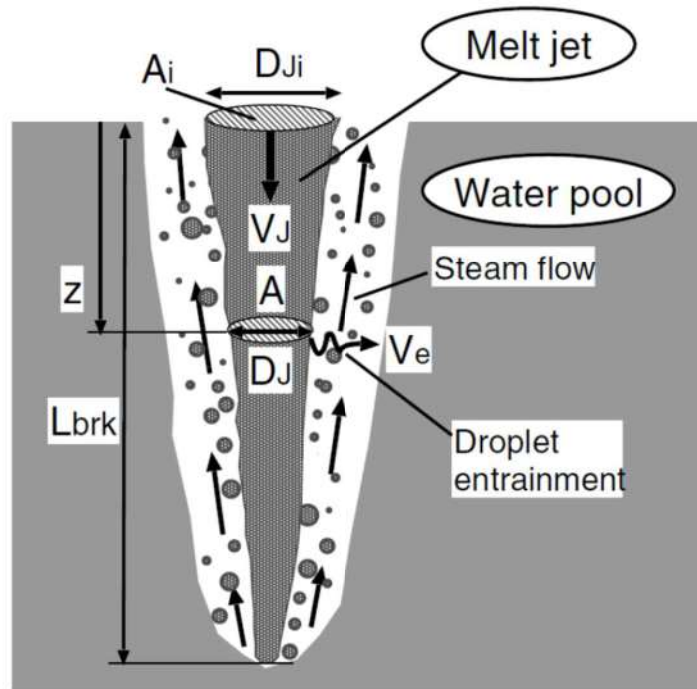


図 2-3 ジェット分裂モデルの概要 [1]

(2) 融体プールモデル

ジェット又は粒子群が底面に到達する際には、連続した融体を形成する可能性がある。図 2-4 に、融体プールモデルの模式図を示す。融体プールモデルの概要を以下に示す。

- X方向一次元の質量，エネルギー及び運動量保存則を解く。
- ジェットや粒子群から加わった融体質量を考慮する。
- 融体プール表面における二相流及び床との摩擦影響は無視する。
- 融体プール端の凝固を取り扱う。
- 二相流と融体プール間の伝熱を考慮する。(図 2-5)
- 流動様式が気泡流以外，すなわち核沸騰，膜沸騰状態となって気相体積が増加することによる熱流束緩和効果（ボイド効果）は，ベース熱流束にボイド率の関数としての係数を乗じることで考慮する。

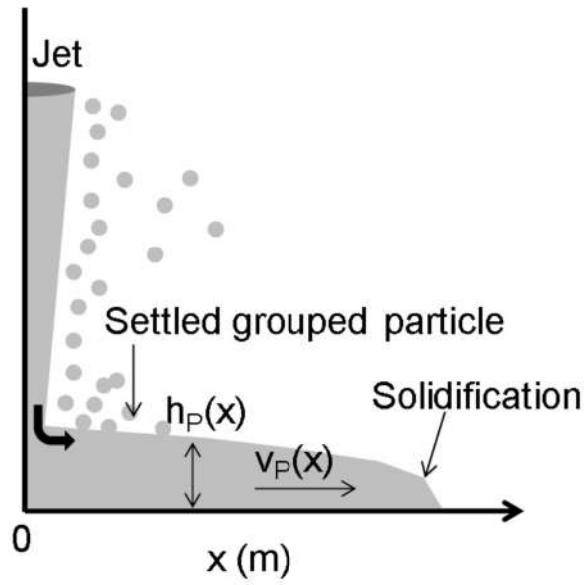


図 2-4 融体プールモデル模式図^[1]

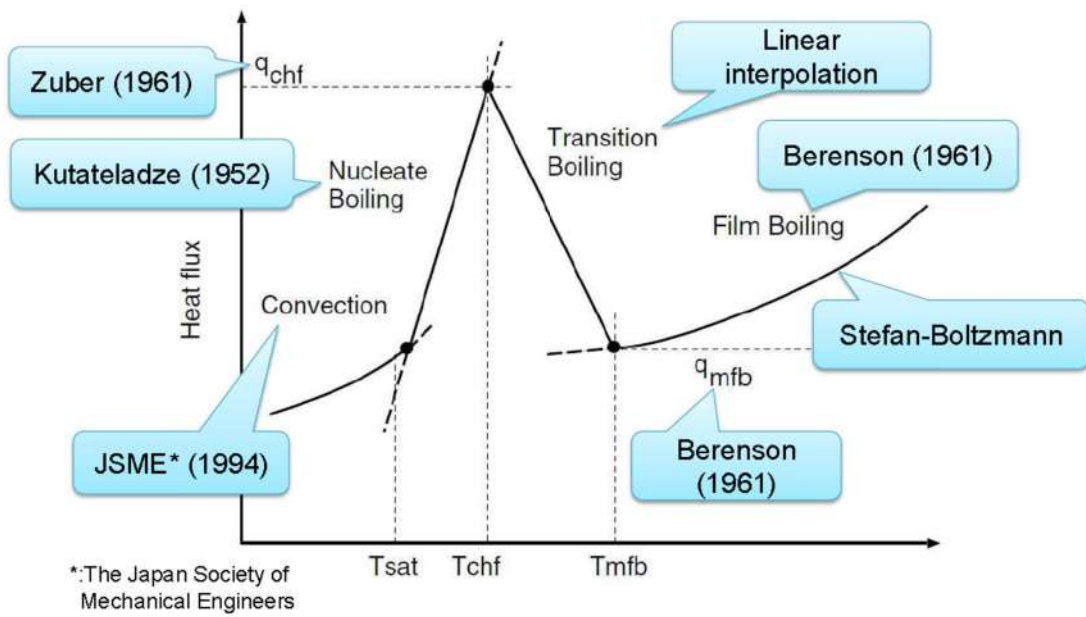


図 2-5 各沸騰状態において用いられる伝熱モデル (融体プール)

(3) 融体粒子モデル

実機体系のような大規模シミュレーションを可能とするために、グループ化された粒子（粒子群）の概念が導入された。図 2-6 に融体粒子モデルの概要図を示す。融体粒子モデルの概要を以下に示す。

- “粒子群”とは、同じ特性を持ち、X-Z 平面上の有限な空間を占める粒子のグループである。
- 粒子群の実際の形状、回転、拡散特性のような属性は無視される。
- それぞれの粒子群の代表粒子の動きやヒートバランスは、ラグランジュ方程式によって計算される。
- ジェット表面から粒子群が離れる前に、一定量以上の粒子を蓄える“前粒子群”概念が導入されている。前粒子群の融体ジェット表面からの放出基準を以下に示す。
- 粒子群質量 > 0 ，かつ下記に示す少なくとも 1 つの状況に該当すること。
 - 粒子数が N_{per} の値を超える。
 - 前粒子群の X 方向のサイズが、格子の X 方向サイズの 4 分の 1 より大きい。
 - 前粒子群の X 方向の外側のエッジ位置が最初のセル境界を超える。
 - 存続時間が時間制限値 n_{max} を超える。

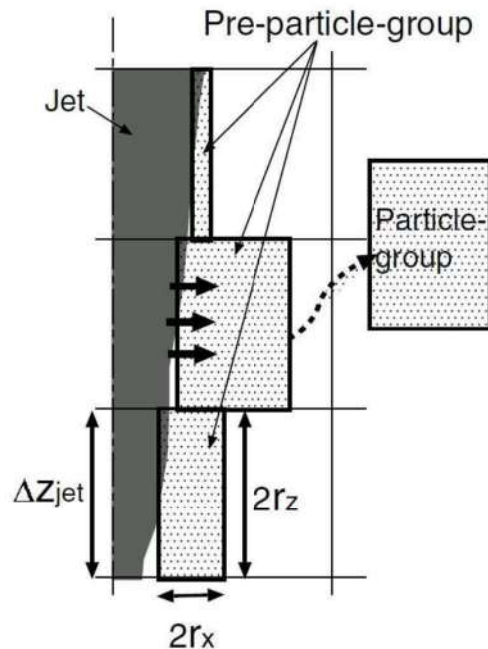


図 2-6 融体粒子モデル概要図 [1]

次に、粒子群の取り扱い手法について説明する。

図 2-7 に、物理的に非現実的な状況の発生を回避するために設けられた粒子群間のインターフェースにおける三つのモデルを示す。これらのモデルの特徴を以下に示す。

1. 接触する二つの粒子群の粒子の体積割合の総和が融合制限 $\alpha_{\text{pack}} (=0.6)$ 以上となる場合は、二つの粒子群は減衰係数 0.5 の条件で反発する。
2. 上記の条件を満たさず、かつ二つの接する粒子群が同じような特性を持つ場合、すなわち温度、粒子径、速度が 20%以内の差で一致する場合は、それらは融合して一つの粒子群となる。
3. 上記二つの条件を満たさない場合、二つの粒子群は干渉を起こさずにすり抜ける。

図 2-8 に、解析体系の境界において粒子群に適用する取扱い条件を示す。

1. 粒子群が中心境界に到達した場合、境界内側へ弾性衝突する。
2. 粒子群が頂部又は側部の境界に達した際は、減衰係数 0.1 の条件で境界内側へと反発する。
3. 粒子群が底へ到達した際、デブリプールと粒子群のどちらかが溶融している場合には粒子群はデブリプールと融合する。そうでない場合には、粒子群は冷え固まったデブリプール上に堆積し、デブリベッドを形成する。

図 2-9 に粒子に対する抗力係数の評価条件を示す。抗力係数は球体に対する一般的な評価式を用いる。

融体粒子に対する伝熱モデルの概要を以下に示す。

- ・粒子表面における熱伝達率は、図 2-10 に示す相関式により評価される。粒子が固化するかどうかは、その粒子の表面温度により判断される。
- ・粒子群周囲のボイド及び床への粒子群堆積に伴う伝熱効果の劣化の影響が考慮される。

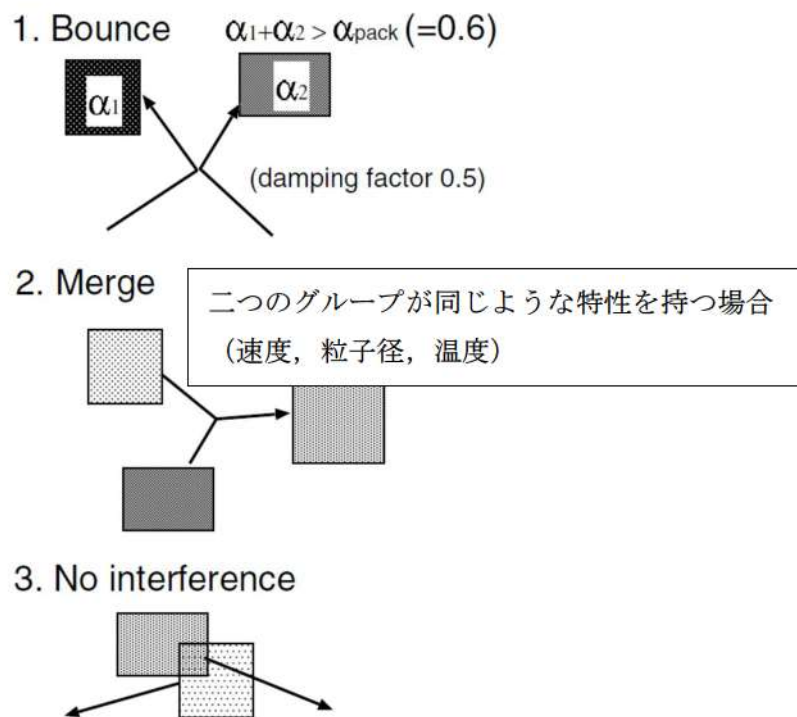


図 2-7 粒子群間のインターフェースモデル [1]

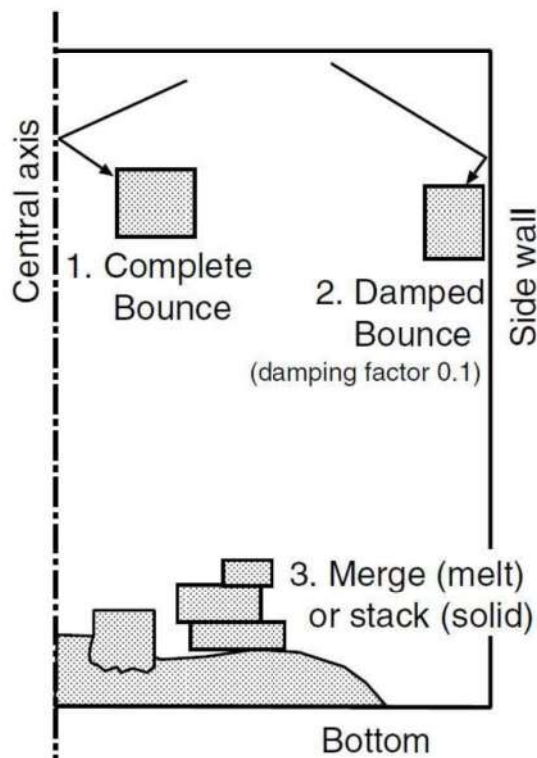


図 2-8 粒子群の境界での取扱い [1]

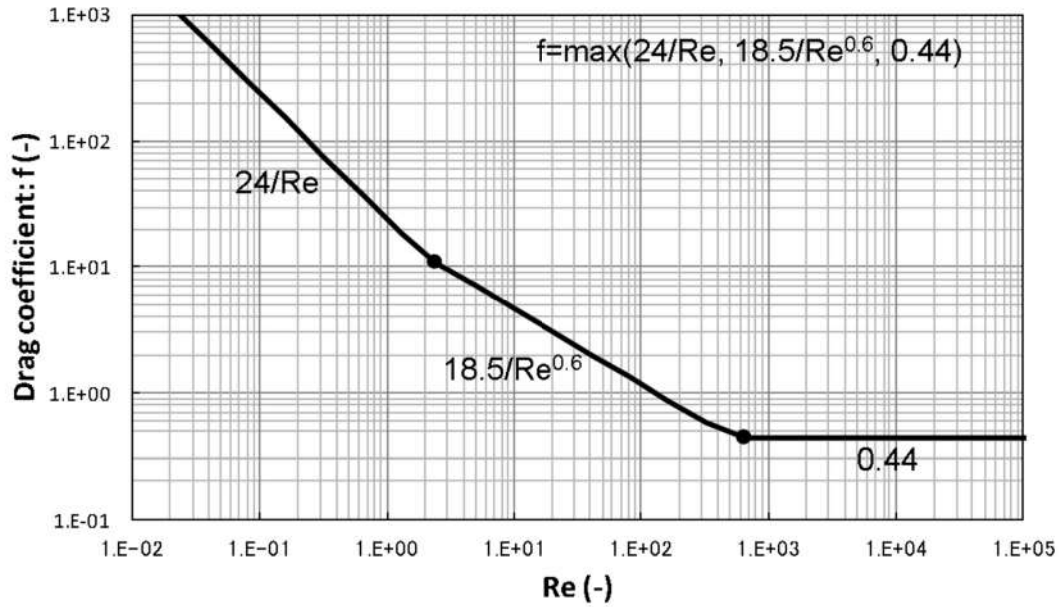


図 2-9 融体粒子の流体抗力係数

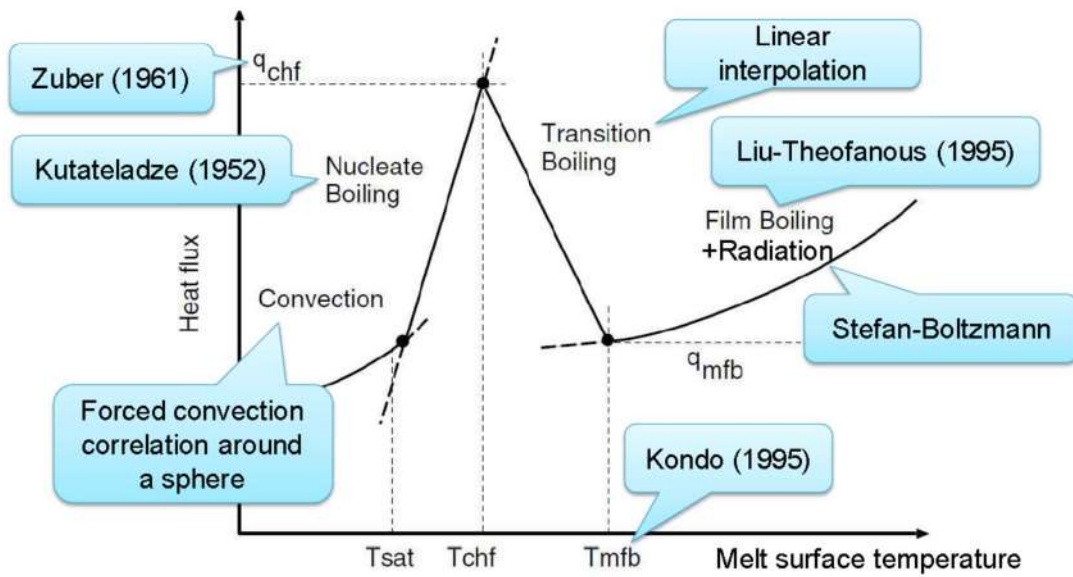


図 2-10 各沸騰状態において用いられる伝熱モデル (粒子群)

(4) トリガリングモデル

JASMINE コードを用いた解析では、粗混合計算結果を爆発計算に引き継ぐ際に、トリガリングと呼ばれる爆発のきっかけをユーザーが任意のタイミングで与えることにより、爆発解析を実施する。トリガリングモデルの特徴を以下に示す。

- ・局所的な圧力上昇と瞬時のガス膨張によりトリガリングを与える。
- ・圧力伝播は微細化を誘発する。

(5) 微細化モデル

爆発過程は以下の概念を基本としてモデル化されている。

- ・粗混合で発生した粒子が衝撃波、即ち周囲冷却材の極端に大きな相対速度に晒されると、流体力により粒子表面の融体が微細化する。
- ・微細化粒子は μm オーダーで熱放出が非常に早く、瞬時に水を蒸発させることで、衝撃波を増幅させる。熱放出は微細化粒子の発生率に依存する。

上記過程を評価するために、図 2-11 に示す粒子群モデルにおいて、融体モデル構成要素として”微細粒群”が追加された。

微細粒群は粒子群から発生した微細化粒子の集合体である。微細粒群は以下のように扱われる。

- ・微細化粒子の発生：

微細化粒子質量は母粒子群から水力的な相互作用により分離される。質量保存則は次のように表せる。

$$\frac{dm_p}{dt} = -\dot{m}_f \quad (2.2-4)$$

$$\frac{dM_f}{dt} = n_p \dot{m}_f \quad (2.2-5)$$

ここで、 m_p は粒子群中の一粒子の質量、 m_f は一粒子から生成する微細粒群の質量、 M_f は粒子群全体から生成する微細粒群の質量、 n_p は粒子群の粒子数である。一粒子からの微細化率 \dot{m}_f は構成式(2.2-7)により与えられる。

- ・伝熱とエネルギー保存：

微細化粒子表面の熱伝達率は非常に大きいと考えられることから、微細化粒子内の熱伝導が、この過程における伝熱量の律速となる。微細化粒子の外部の熱伝達率は非常に大きいと考えられ、定常状態でのいかなる伝熱式もこの特異に過度的な状況には適用できない。微細化粒子の単位質量当たりの熱放出量 \dot{q}_f を用いて、微細化粒子のエネルギー保存は以下のように表せる。

$$\frac{de_f}{dt} = e_p \frac{n_p m_f}{M_f} - q_f \quad (2.2-6)$$

ここで、 e_f と e_p は微細化粒子と粒子群の粒子の比内部エネルギーである。母粒子（粒子群の粒子）の比内部エネルギーは爆発過程では一定であると仮定する。

微細化粒子の主要な作用は急速熱放出で、運動論的な観点は重要ではないことから、微細化粒子に対する運動方程式は解かず、微細化粒子は母粒子群に付随すると仮定する。

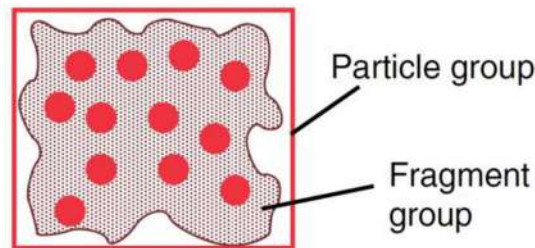


図 2-11 粒子群と微細粒群 [1]

一融体粒子からの微細化率 m_f は以下のように求める。

$$m_f = C_{frg} \frac{1}{t_b^*} \frac{\pi}{6} D_p^2 v_r (\rho_c \rho_p)^{1/2} \quad (2.2-7)$$

$$t_b^* = \begin{cases} 1 & \text{: Carachario setal. model} \\ 18.7/Bo^{1/4} & \text{: Yuen etal. model} \end{cases} \quad (2.2-8)$$

$$Bo = \frac{3}{16} \frac{C_D \rho_c D_p v_r^2}{\sigma_p} \quad (2.2-9)$$

$$t_b = t_b^* \sqrt{\frac{\rho_p D_p}{\rho_c v_r}} \quad (2.2-10)$$

ここで、 t_b は分裂時間、 t_b^* は分裂の無次元時間、 D_p は粒子径、 v_r は粒子と冷却材間の相対速度、 ρ_c と ρ_p は冷却材と融体粒子の密度、 σ_p は融体粒子の表面張力である。抗力係数 C_D はニュートン域の値 0.44 を使用する。 C_{frg} は実験定数である。

(6) 二相流モデル

JASMINE コードにおける二相流モデルは、二相流コード ACE-3D [6] を基に開発された。二相流モデルの特徴を以下に示す。

- ACE-3D は円筒座標系の三次元保存方程式を解くことができるが、JASMINE コ

ードでは二次元座標系での計算機能が適用されている。

- 水、蒸気、非凝縮性ガスの質量及び内部エネルギー方程式が解かれる。対して、運動量方程式においては、蒸気と非凝縮性ガスは平衡状態であると仮定して、水、混合性ガスの質量及び内部エネルギー方程式を解く。
- 融体プールと融体粒子、微細化粒子からの伝熱を扱うことができる。
- 水-ガス間の熱伝達係数（図 2-12 参照）は、TRAC-PF1 コードの気泡流と液滴流のモデルを採用。
- 二相間の相対速度が終端速度に等しいと仮定（図 2-13 参照）。
- 水滴/気泡径は臨界 We 数を用いて評価。臨界 We 数は、水滴は 4.0、気泡は 7.5（図 2-13 参照）。
- 抗力係数は融体粒子の場合とほぼ同じ（図 2-14 参照）。
- 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(a)に示す。図 2-15(a)において f_{htint} , $f_{hilkill}$, $f_{higkill}$ は粗混合解析にて冷却材の蒸発を制御するパラメータである。 f_{htint} は、融体からの放熱量のうち、冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を示す。 $f_{hilkill}$, $f_{higkill}$ は、それぞれサブクール水と気液界面の熱伝達係数、過熱蒸気と気液界面の熱伝達係数の乗数である。
- 微細化粒子から二相流への伝熱量分配機構を図 2-15(b)に示す。 K_{ev} は爆発解析にて微細化粒子からの放熱量のうち、冷却材の蒸発に直接寄与する熱量の割合を表す。

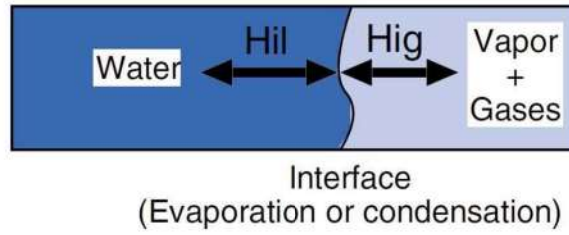


図 2-12 水とガスの界面における熱伝達 [1]

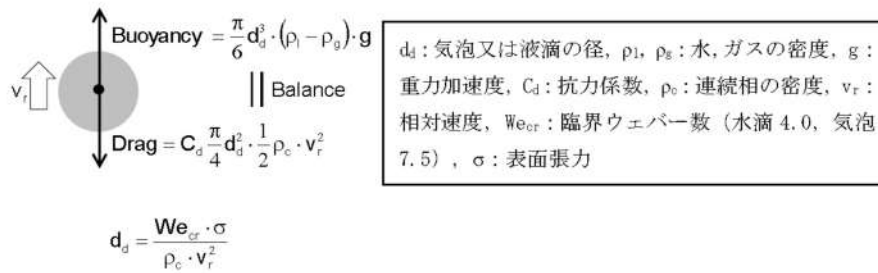


図 2-13 水滴及び気泡における力のつり合い

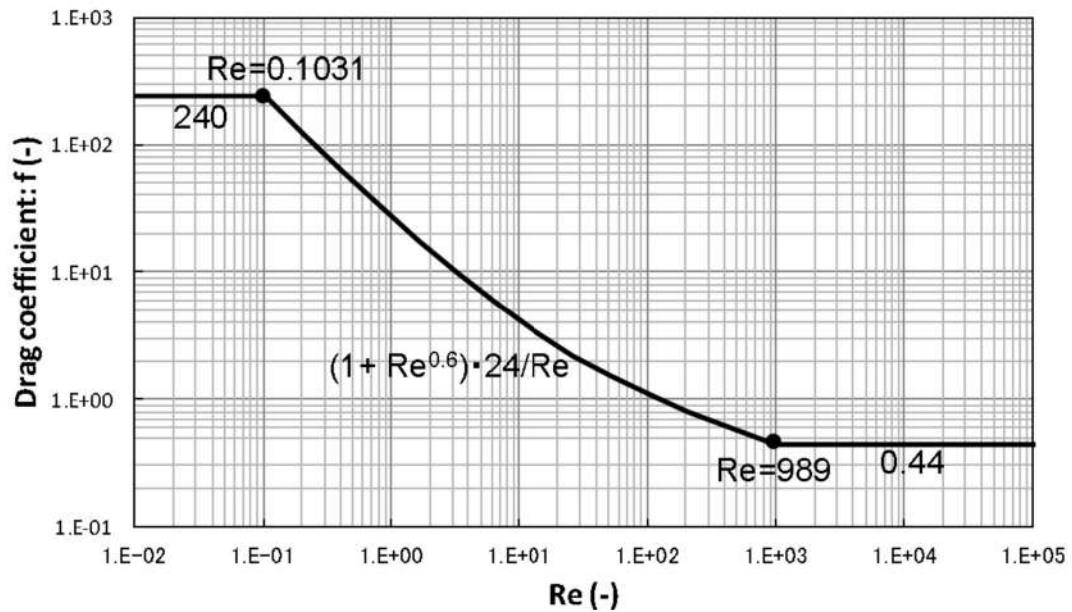
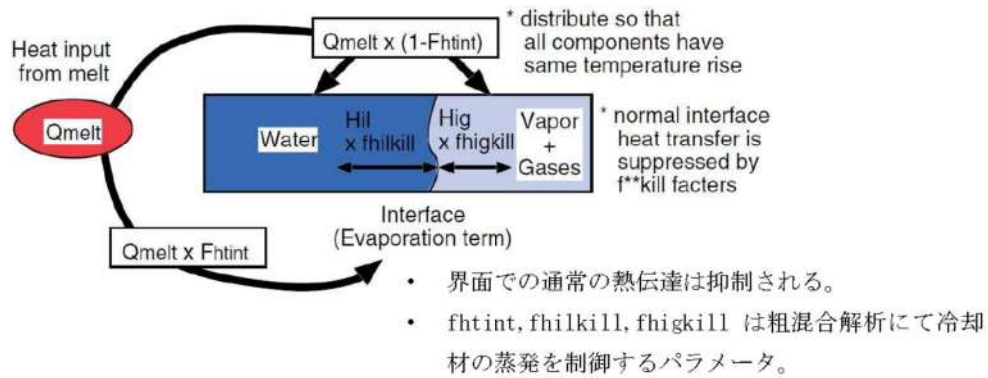
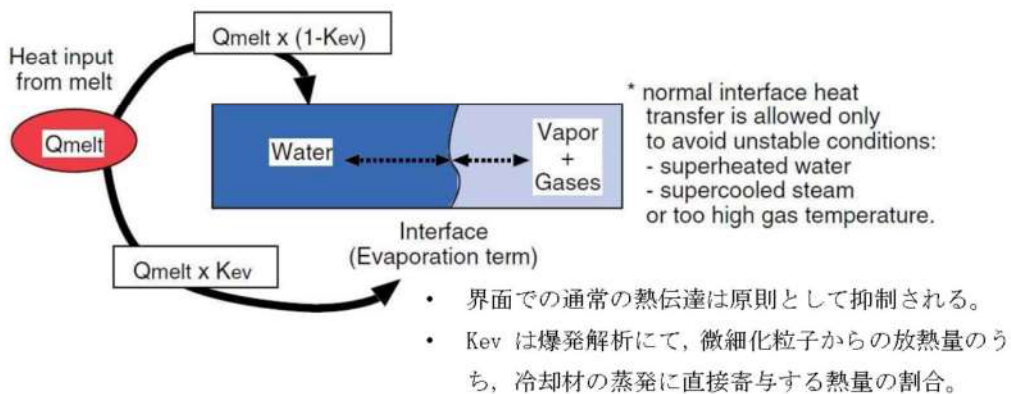


図 2-14 水滴及び気泡の流体抗力係数



(a) 融体粒子から二相流への伝熱量分配機構 [1]



(b) 微細化粒子から二相流への伝熱量分配機構

図 2-15 二相流への伝熱量分配機構 [1]

2.3 入出力

本章では、JASMINE コードによる水蒸気爆発解析時の入出力例を示す。

図 2-16 に水蒸気爆発解析のフロー図を示す。幾何形状等のプラント固有条件や事象進展解析 (MAAP) に基づく溶融燃料条件等に基づき JASMINE コードの入力条件の設定を行う。

JASMINE 解析の評価結果は、水蒸気爆発時の原子炉格納容器の健全性評価を実施するための構造応答評価コードの負荷条件として用いられる。水蒸気爆発負荷を直接受け渡す場合には、動圧を含めた壁面での圧力履歴が構造応答評価コードに引き渡される。

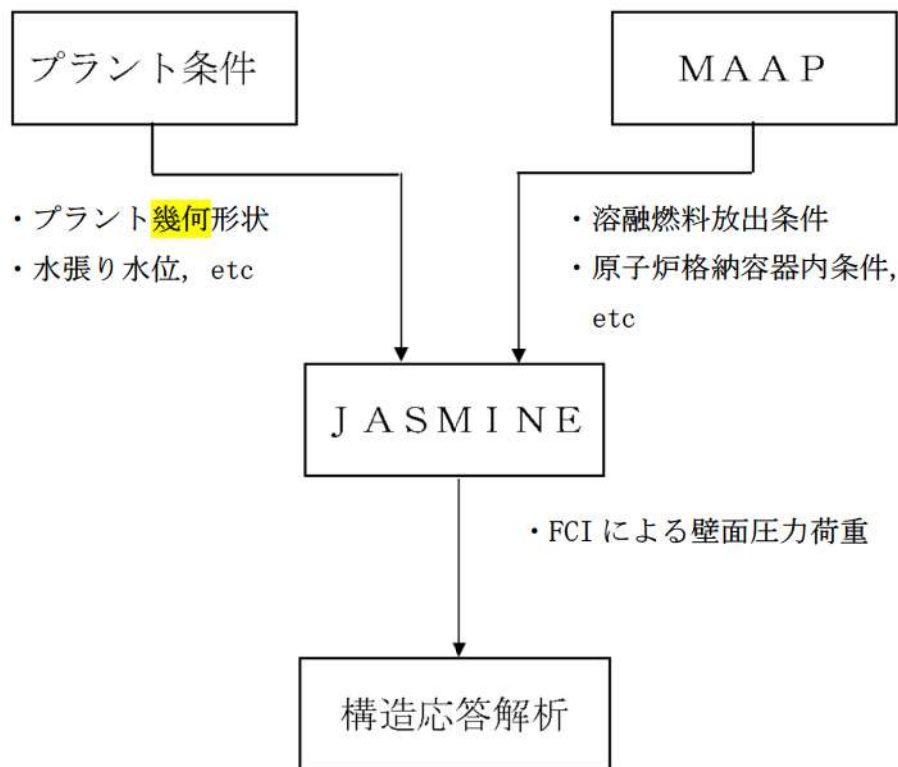


図 2-16 水蒸気爆発解析の流れ

2.3.1 入力例

(1) 計算体系の幾何形状

計算領域は、図 2-17 に示すとおり、円筒座標系における角度 θ のセクターとして定義され、体積は X-Z 平面のグリッドとして離散化される。

原子炉容器破損時における原子炉下部キャビティ領域での水蒸気爆発解析を実施する場合、計算体系を原子炉容器、原子炉下部キャビティ壁面、床面で形成される原形状の中からモデル化することができる。

X-Z 平面でのメッシュ分割は、JASMINE コードの制限値【X方向(=30)、Z方向(=40)】以内で任意に設定することができ、原子炉下部キャビティ領域について、ベッセル、原子炉下部キャビティ空間（液相、気相）、原子炉下部キャビティ壁面等を定義することが可能である。図 2-18 にメッシュ分割の例を示す。

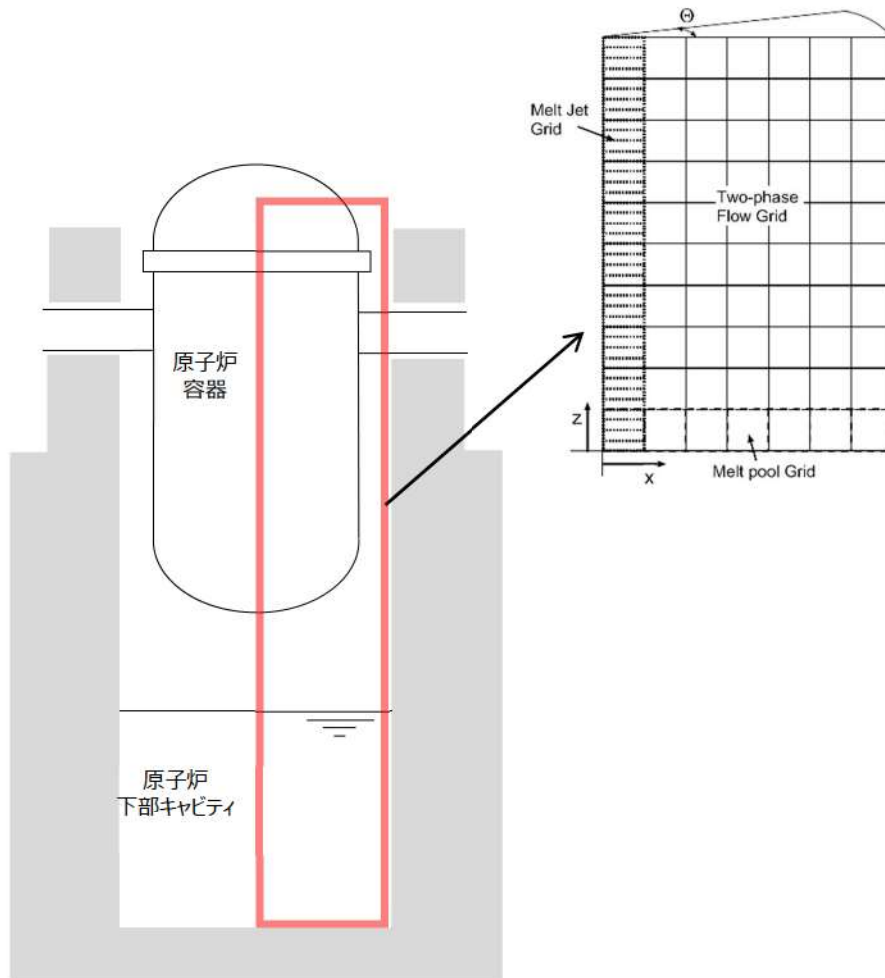


図 2-17 計算体系の幾何形状の例

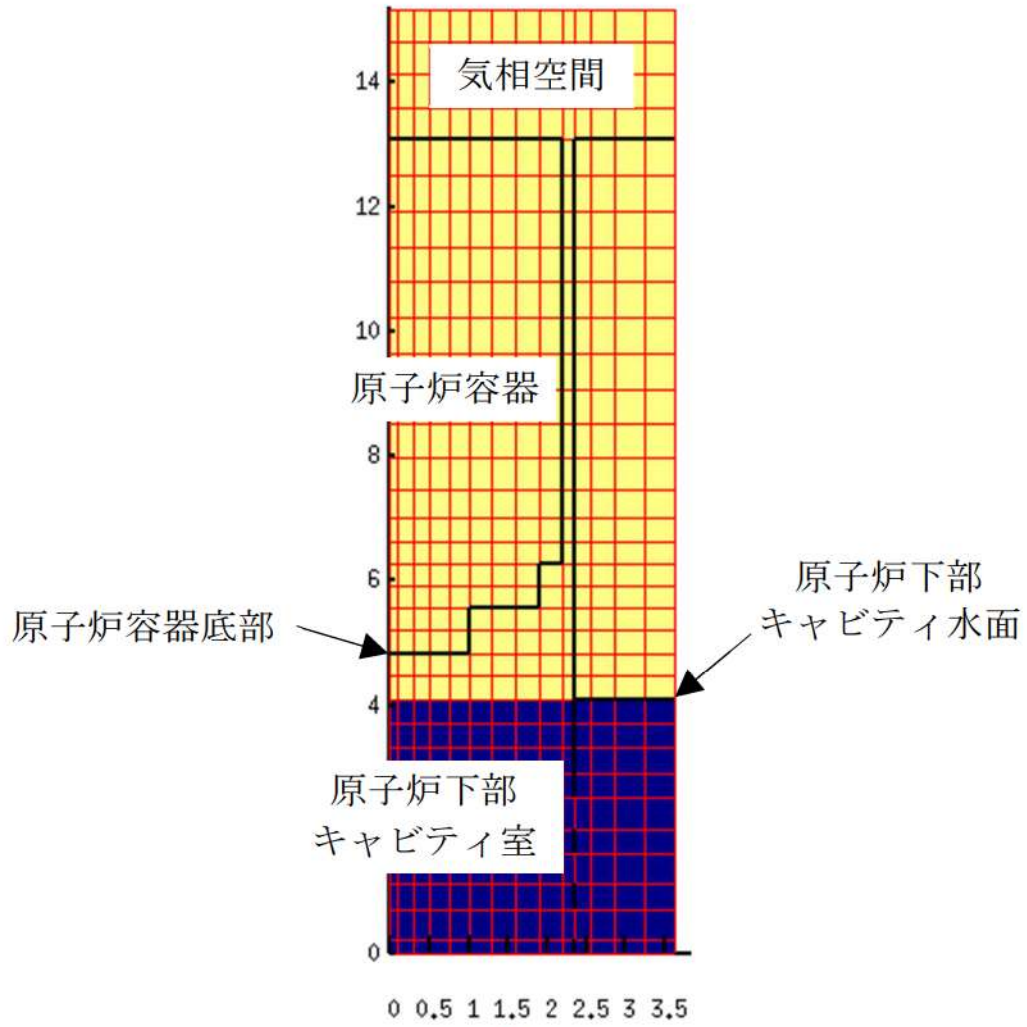


図 2-18 JASMINE 解析のメッシュ分割の例

(2) 溶融炉心物性値

溶融炉心物性値については、溶融コリウムの物性値ライブラリ (jasmine.corium, jasmine.corium2, jasmine.corium3) が、JASMINE コードに付属されており、ユーザーは目的に応じてこれらを活用することができる。各物性値ライブラリの主要な特性は以下のとおりである。表 2-3 に jasmine.corium2 の物性値を例示する。

jasmine.corium : FARO/KROTOS 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=80/20wt\%$)

jasmine.corium2 : FARO/KROTOS 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=80/20wt\%$), 融点, リキダス, ソリダスを実機相当条件に設定

jasmine.corium3 : TROI 実験条件 ($UO_2/ZrO_2=70/30wt\%$)

(3) 主要入力値

表 2-4 に(1), (2)以外の主要な入力例を示す。

(4) 入力条件の設定の考え方

入力条件は、表 2-4 に示された入力条件の例で示すように、代表的な水蒸気爆発実験を最適に再現するために設定した入力値をベースとし、水蒸気爆発事象に伴う不確かさを踏まえて、以下の保守性を考慮して設定している。なお、評価結果に対して各々が相互に影響し得る条件については、総合的に保守性が担保できることを考慮した設定としている。

- ・メルト放出速度：メルト放出速度は、破損口にかかるデブリ堆積圧等の圧力から計算される。メルト放出速度としては、原子炉容器（以下「RV」という。）の低圧破損時に溶融デブリが下部プレナムに堆積した場合を想定した値を設定。
- ・メルト放出口径：粗混合融体質量を保守的に評価するために、RV 底部の計装案内管口径 0.038m の値を保守的に丸めて として設定。
- ・粗混合時液滴径：既存の FCI 実験 (KROTOS, FARO, TROI, CCM) のザウター平均粒径は 0～3mm 程度^[8]とされている。一般に粗混合時液滴径が大きい程、粒子から冷却材への伝熱が低下して粒子が固化しにくくなり、冷却材ボイド率も低下することで、粗混合融体質量が大きい傾向があると考えられ、このような傾向は、トリガリング位置を底部、トリガリングタイミングを粗混合融体質量がピークとなる条件において、感度解析により確認されている。上述のトリガ条件を前提として、爆発の強度が大きくなりやすい条件として、上述のザウター平均粒径を包絡する を設定。

: 枠囲みの内容は機密情報に属
しますので公開できません。

- ・トリガリング位置：爆発に関与し得る融体の質量が最大に近く，爆発の強度が大きくなりやすい条件として，中心軸上の底部から軸方向7セル目を選定。
- ・トリガリングタイミング：水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。

表 2-3 JASMINE 解析における物性値

| No. | 項目 | 物性値 | 備考 |
|-----|-------|----------------------|-----------------------------------|
| 1 | 融点 | [K] | 組み込みライブラリ (jasmine.corium2) に基づく値 |
| 2 | 固相線温度 | [K] | |
| 3 | 液相線温度 | [K] | |
| 4 | 固相密度 | [kg/m ³] | |
| 5 | 液相密度 | [kg/m ³] | |
| 6 | 液相比熱 | [J/(kg・K)] | |
| 7 | 固相比熱 | [J/(kg・K)] | |
| 8 | 熔融潜熱 | [J/kg] | |
| 9 | 熱伝導率 | [W/(m・K)] | |
| 10 | 粘性係数 | [Pa・s] | |
| 11 | 表面張力 | [N/m] | |
| 12 | 輻射率 | [-] | |

□：枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

表 2-4 JASMINE 解析における主な入力条件の例 (1/2)

| No. | 入力 | 値(定義) | 単位 | 備考 |
|-----|-------------|-----------------------------|-------|--|
| 1 | 初期圧力 | | [Pa] | MAAP 解析結果に基づき設定。 |
| 2 | プール水温 | | [K] | MAAP 解析結果に基づき設定。 |
| 3 | 落下メルト総重量 | | [kg] | コードへは「5メルト放出速度」として入力。 |
| 4 | メルトジェット温度 | | [K] | MAAP 解析によると下部プレナム内の溶融デブリの酸化物層の過熱度は約 <input type="text"/> であることから、溶融デブリの融点は jasmine 付属のメルトの物性値パッケージ jasmine.corium2 のリキダス <input type="text"/> に、過熱度 <input type="text"/> に対して保守的に 10K を考慮した値を設定。 |
| 5 | メルト放出速度 | | [m/s] | MAAP 解析に基づく RV 破損時の落下メルト総重量約 <input type="text"/> までのデブリ流入速度の最大値を設定。 |
| 6 | メルト放出口径 | | [m] | RV 底部の貫通部（計装案内管）口径 0.038m を保守的に丸めて <input type="text"/> を設定。 |
| 7 | プール水深 | | [m] | MAAP 解析結果に基づき設定。原子炉容器底部から原子炉下部キャビティ床面までの水深は約 5m。 |
| 8 | 粗混合時液滴径 | | [m] | 大規模 FCI 実験結果 (FARO, COTELS 等) の粒径分布から代表粒子径として設定。 |
| 9 | 爆発後粒子径 | 0.00005 | [m] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |
| 10 | ブレイクアップ係数 | 1.0 | [-] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |
| 11 | 液滴速度ファクタ | 5 | [-] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |
| 12 | トリガリング位置 | 原子炉下部キャビティ円筒部の中心、底からから 2.7m | [m] | トリガ位置には中心軸上の底部から軸方向 7セル目を選定。これは爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件を選定したものである。 |
| 13 | トリガリングタイミング | 粗混合融体質量の最初のピークとなる時刻 | [sec] | 水蒸気爆発により発生する運動エネルギーが最も大きくなると考えられる条件として設定。 |
| 14 | トリガ閾値 | 5×10^5 | [Pa] | マニュアルによるトリガ圧力の設定範囲 500kPa-10MPa より、500kPa を設定。 |

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

表 2-4 JASMINE 解析における主な入力条件の例 (2/2)

| No. | 入力 | 値 (定義) | 単位 | 備考 |
|-----|-----------------------|-----------------------------------|-------|--|
| 15 | フラグメンテーションモデル | Caracharios (1983)モデル | [-] | - |
| 16 | フラグメンテーション条件 | 粒子温度の平均温度が融点以上 | [-] | - |
| 17 | フラグメンテーション係数 | 0.35 | [-] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |
| 18 | フラグメンテーション時間 | 10^{-3} | [sec] | |
| 19 | 蒸発に用いられるエネルギー割合 | 融体の寄与 : 0.02 フラグメント放熱の寄与 : 0.7 | [-] | |
| 20 | フラグメンテーションにおけるボイド緩和係数 | ボイド率 0.3~0.75 でカットオフ | [-] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |
| 21 | トリガ点圧力 | 2×10^6 | [Pa] | ピーク圧力よりも低くかつトリガ閾値圧力 500kPa よりも十分大きい圧力として設定。 |
| 22 | トリガ点ガス割合 | 粗混合解析結果の引き継ぎ | [-] | トリガ気相割合は, 粗混合解析結果に基づきトリガ発生時点でのトリガセルでの気相割合を設定。 |
| 23 | トリガ点ガス温度 | 1000 | [K] | 文献 ^[1] 記載の JAEA が実施した検証解析に用いられる条件を採用。 |

2.3.2 出力例

JASMINE 解析は、「粗混合過程」と「爆発過程」の2段階に分かれている。それぞれの解析における主要な出力を以下に示す。

(1) 粗混合過程

- ・放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量

粗混合解析は、爆発解析の初期条件を評価するために実施する。重要な物理量は、粗混合過程において溶融状態で水中に分散した融体の質量であり、この物理量に基づきトリガリングタイミングを設定する。

JASMINE コードではこの物理量を定量化する指標として、粗混合融体質量（ボイド率 0.75 以下の領域に存在し、温度が融点以上の融体質量）の時間変化を出力することができる。爆発の強度が大きくなるように粗混合融体質量が最初にピークとなったタイミングでトリガリングタイミングを設定する。

(2) 爆発過程

- ・流体の運動エネルギーの時間変化

流体の運動エネルギーを用いて構造健全性評価を実施する場合には、水蒸気爆発発生時にトリガセルから周囲へ圧力波が伝播し、その発生エネルギーの大部分が流体の運動エネルギーに変換されると想定し、全領域の流体の運動エネルギーの時間変化からその最大値を設定することが考えられる。

3. 解析結果の例示

本項では、泊発電所3号炉における JASMINE 解析結果例を示す。

評価条件はそれぞれ以下の通りである。

- ・評価体系：図 2-18
- ・主な評価条件：表 2-3, 表 2-4

(1) 粗混合過程

放出されたメルト及び粗混合領域におけるメルト粒子の全質量を図 3-1 に示す。

図 3-1 により、粗混合融体質量が最初にピークとなる約 0.6 秒後にてトリガリングタイミングを設定している。

(2) 爆発過程

流体の運動エネルギーの時間変化を図 3-2 に示す。図 3-2 より、流体の運動エネルギーのピーク値約 2MJ が水蒸気爆発時に発生するエネルギーと設定することができる。

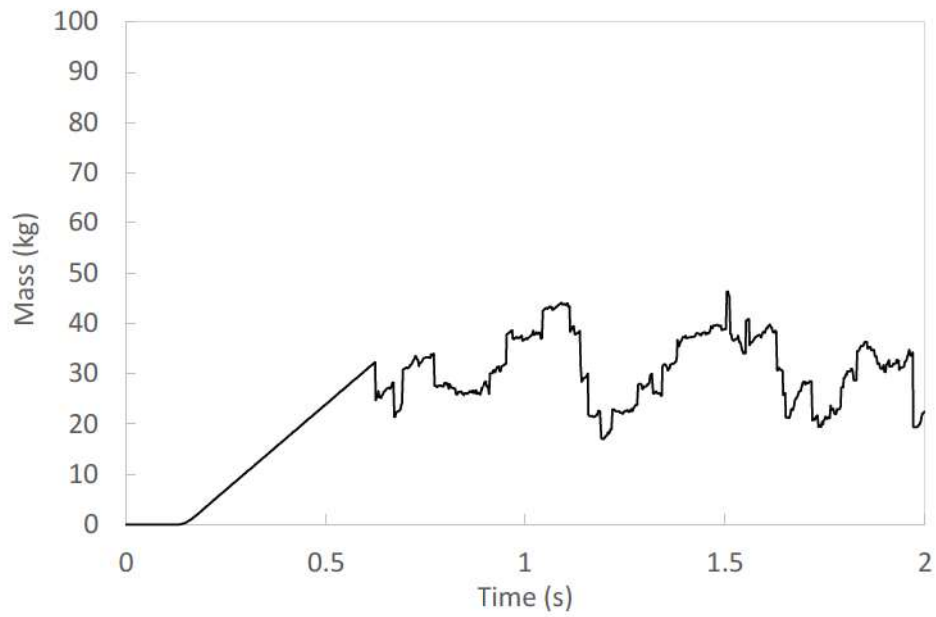


図 3-1 粗混合融体質量（温度が融点以上かつボイド率 0.75 以下の領域に存在する融体質量）の時間的推移

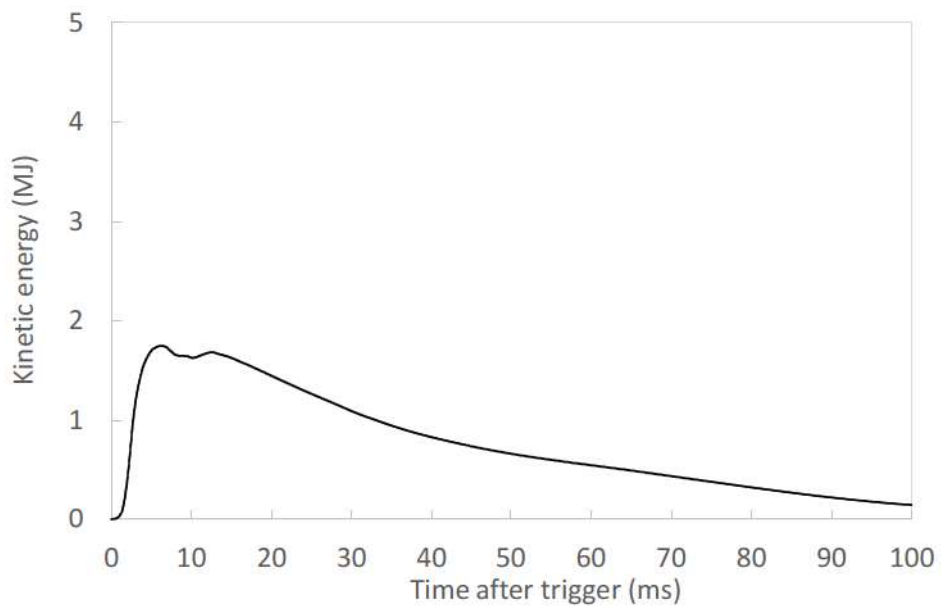


図 3-2 流体運動エネルギーの時間的推移

4. 水蒸気爆発実験への適用例

4.1 粗混合実験解析

粗混合に関するモデルの機能を確認するため、及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため、JRC-Ispra 研究所で実施された FARO 実験に関するシミュレーションを、JAEA が実施している^[1]。FARO 実験では、熔融燃料としてウラン(UO₂ と ZrO₂ の混合物)を使用し、これらを水プールに落下させたときの、融体ジェット分裂やクエンチ時の加圧および水蒸気発生によるプール水位上昇等のデータが得られている。FARO 実験における実験装置の概要を図 4-1 に示す。JASMINE コードにおけるベンチマークでは、サブクール度、圧力、ジェット径等のパラメータの異なる 3 種類の実験ケースを選択している。これらの実験では水蒸気爆発が発生せず、かつ粗混合状態が確認できたため、粗混合に関するベンチマーク実験として選定された。以下に各ケースの特徴を簡単に述べる。

L14 ケース : デブリの温度は 3073K, 水位は 2.05m, サブクール度は 1 K と小さく, 圧力は高圧 (5MPa) であり, ジェット径は 92mm と大きい。雰囲気ガスは蒸気である。

L28 ケース : デブリの温度は 3053K, 水位は 1.44m, サブクール度は 1 K と小さく, 圧力は低圧 (0.51MPa) であり, ジェット径は 44mm と小さい。雰囲気ガスは蒸気である。

L31 ケース : デブリの温度は 2990K, 水位は 1.45m, サブクール度は 104K と大きく, 圧力は最も低圧 (0.22MPa) であり, ジェット径は 48mm と小さい。雰囲気ガスはアルゴンである。

4.1.1 解析条件

ベンチマーク対象の実験ケース (L14, L28, L31) の実験条件及びそれぞれのベンチマーク解析条件を表 4-1 に示す。また, 実験装置を模擬した解析モデルを図 4-2 に示す。

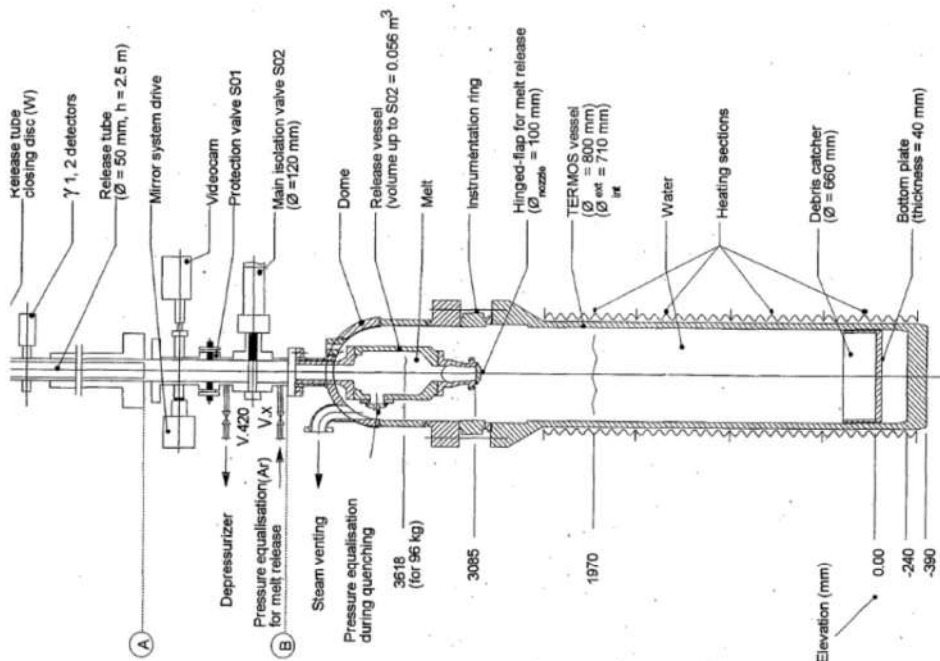
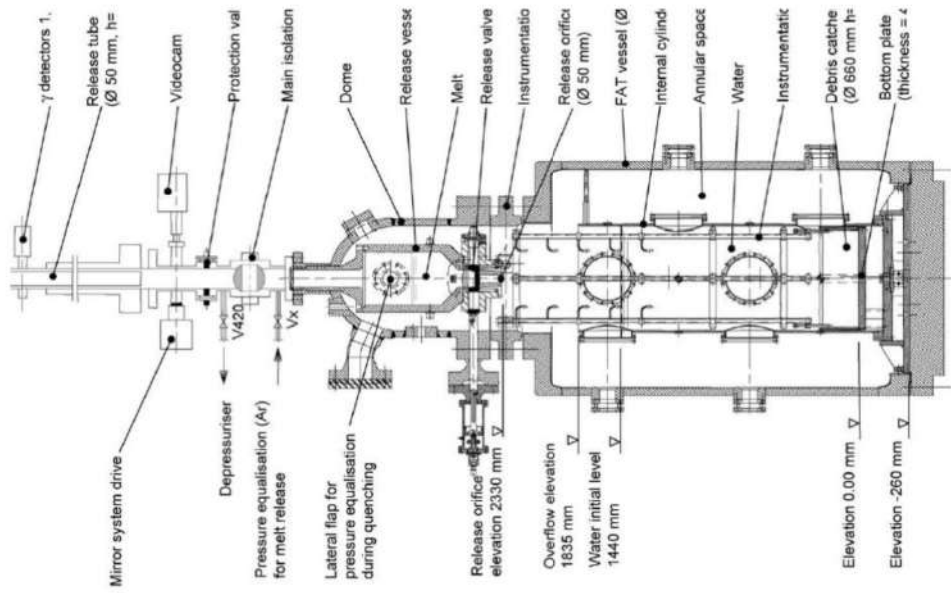
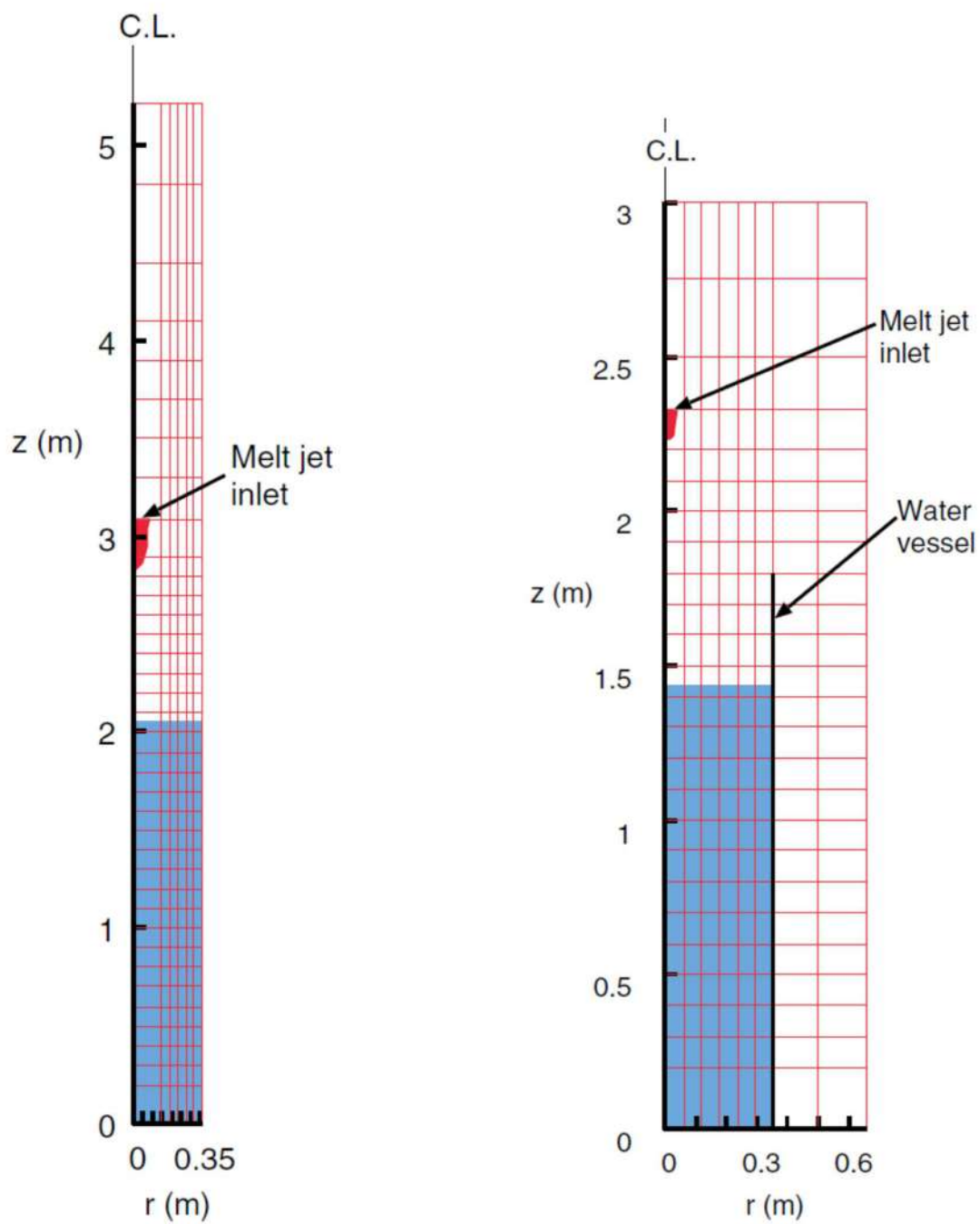


図 4-1 FARO 実験装置 [9], [10]

表 4-1 FARO 実験 (L14, L28 及び L31) の実験条件及び解析条件

| | L14 | L28 | L31 |
|---|--|------------|-----------|
| Melt | | | |
| Material | Corium ($T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850(K)$, 80wt% UO_2 -20wt% ZrO_2) | | |
| Released mass (kg) | 125 | 175 | 92 |
| Temperature (K) | 3073 | 3053 | 2990 |
| Jet diameter at inlet (mm) | 92 | 44 | 48 |
| Water | | | |
| Temperature (Subcool) (K) | 537 (1) | 424 (1) | 291 (104) |
| Pool depth (m) | 2.05 | 1.44 | 1.45 |
| Water vessel diameter (m) | 0.71 | 0.71 | 0.71 |
| Cover gas | | | |
| Atmosphere | Steam | Steam | Argon |
| Initial pressure (MPa) | 5.0 | 0.51 | 0.22 |
| Cover gas volume(m ³) | 1.26 | 3.53 | 3.49 |
| Results | | | |
| Pressure rise at plateau (MPa) | 2.5 | 1.2 | 0.04 |
| Level swell (m) | ~1.4 | ~0.6 | ~0.3 |
| Agglomerated mass (kg) | 20 (16%) | 77 (44%) | 0 |
| Debris mean dia. ^{a)} (mm) | 5.0 | 3.0 | 3.3 |
| Analytical | | | |
| Grid (Water pool zone) | 6×37(6×20) | 8×25(6×14) | |
| Central column radius (m) | 0.15 | 0.10 | 0.10 |
| Time step (ms) | | ~0.5 | |
| Jet initial velocity(m/s) | 3.0 | ~3.0 | ~2.7 |
| Jet flow-in duration(s) | 0.80 | 5.2 | 2.5 |
| Melt particle dia.(const.)(mm) | 5.0 | 3.0 | 3.0 |
| Jet break-up length model ^{b)} | Taylor type, $C_{ent} = 1$ | | |
| Surface temperature drop model | Use | | |
| N_{pcr} ^{c)} | 1000 | | |
| n_{hist} ^{c)} | 1000 | | |
| F_{htint} ^{d)} | 0.02 | | |

a) mass median diameter b) see 2.2.1 c) see 2.2.3 d) see 2.3.2

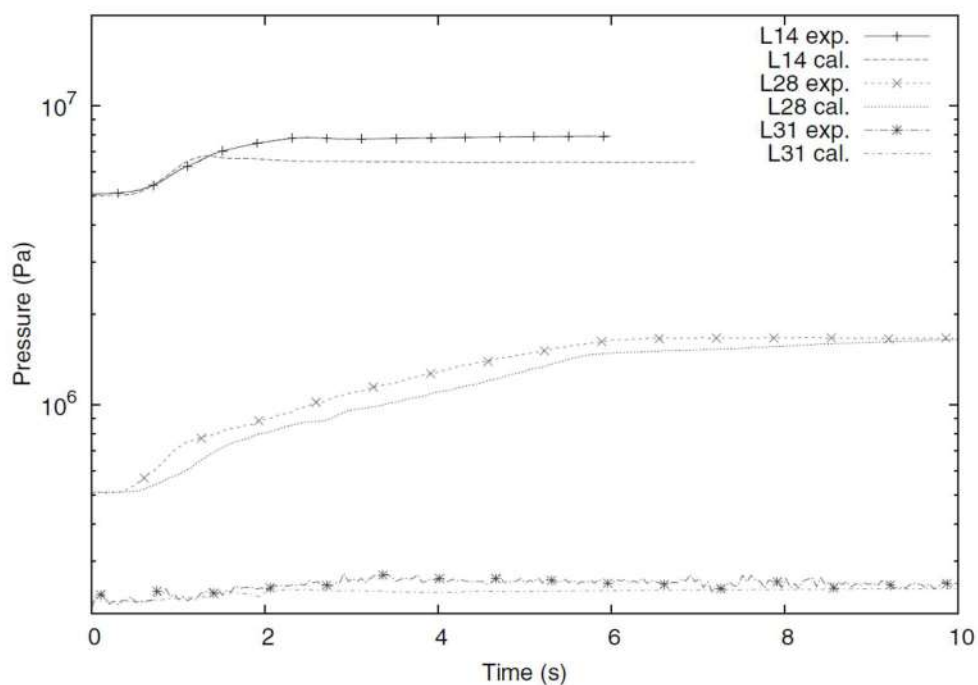


出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA¹⁰⁾

図 4-2 FARO L-14 (左) 及び FARO L28, L31 (右) の解析モデル

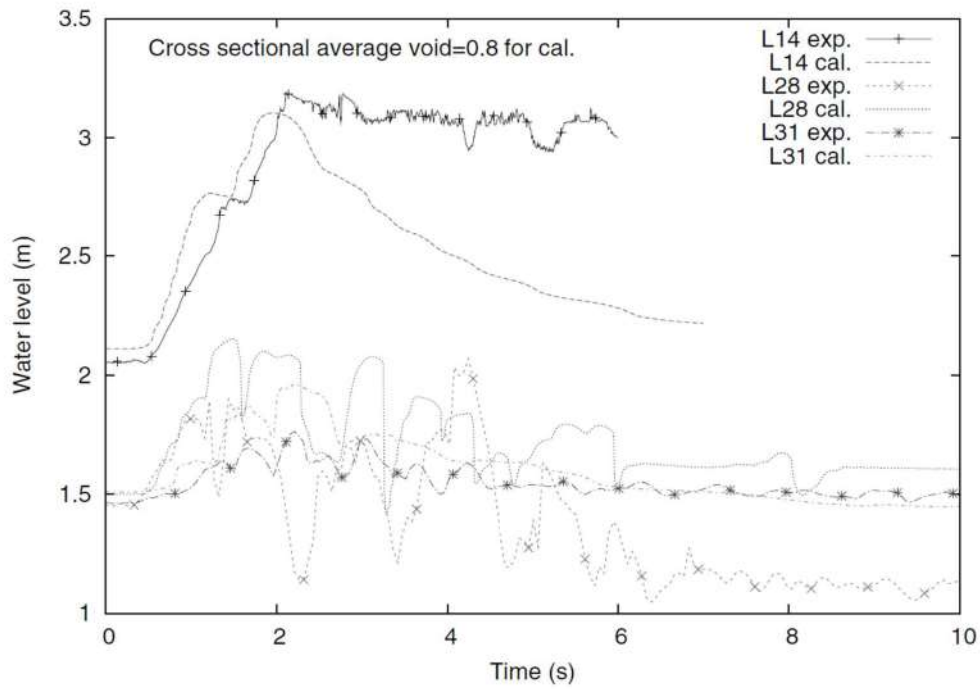
4.1.2 解析結果

圧力履歴の解析結果を図 4-3 に、プール水位挙動の解析結果を図 4-4 に示す。図において、exp. が実験結果で、cal. が解析結果である。全体として実験結果はおおむね良く再現されている。詳細にみると、圧力がやや低めに評価されているのに対し、特に低圧実験（L28 と L31）において水位は高めに評価されている。



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA^[1]

図 4-3 圧力履歴比較



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-4 プール水位挙動比較

4.2 爆発実験解析

爆発に関するモデルの機能を確認するため、及び実験を最適に再現することを目的としたパラメータ調整のため、JRC-Ispra 研究所にて実施された実験のうち、FCI に伴うエネルギーの発生が確認された KROTOS-44, 42 実験及び FARO-L33 実験に加え、エネルギーの発生が確認できなかった KROTOS-37 実験についても解析対象として選定した。これらの検証解析は、JAEA にて実施されている。^[1]

KROTOS 実験では、1～3 kg 程度の溶融アルミナ又はコリウム (UO_2 と ZrO_2 の混合物) を円柱形状の水槽に落下させ、圧縮アルゴンガスによる圧力パルスによってトリガがかけられている。FARO 実験は、大規模スケールの実験であり、100kg の溶融コリウムを水プールに落下させ、起爆装置からの圧力パルスによってトリガがかけられている。これらの実験結果から、各位置での圧力過渡変化及び微細化粒子の粒子径分布に関するデータに対する検証を実施した。

4.2.1 解析条件

解析条件を表 4-2 に、KROTOS 及び FARO 実験の解析メッシュモデル図を、図 4-5 に示す。水蒸気爆発解析では粗混合過程と爆発過程の 2 つの過程を解析する。粗混合過程では、計算モデルを調整することで実験結果を適切に模擬することが可能である。具体的には、ジェット分裂長の相関式と調整係数は、同等の状況で水蒸気爆発が発生しない場合のジェット分裂長を再現できるよう選択される。

トリガ時刻における全体のボイド率等の実験パラメータの一致性を確認し、粗混合過程の解析結果が妥当であることを確認した。そして、それらの結果を爆発過程の初期条件に設定した。

爆発解析では融体物質やその他の実験条件に関係なくモデルパラメータの値を一定とする。これらは、解析値が KROTOS のアルミナ実験での圧力パルス、水蒸気爆発により発生した微細化粒子の質量分率と一致するように設定している。爆発過程でのモデルパラメータの調整にアルミナを用いた実験を採用した理由を以下に示す。図 4-6 に、KROTOS 実験のアルミナとコリウムの総質量、融体質量及びボイド率 0.75 以下の融体質量についての比較結果を示す。アルミナでは粗混合過程において常に溶融状態であり、過度に水蒸気が発生することはない。そのため、理想的な粗混合条件（融体物質の大部分が固化せず、水と十分に混合されている）が達成できている。一方、コリウムではトリガ時刻における融体の大部分が固化あるいは高ボイド率領域に含まれているため、水蒸気爆発に寄与する融体量はわずかとなる。この相違は物質の物理的特性や初期温度に関係する。アルミナはコリウムと比較して、融点、初期温度及び密度が低く、潜熱が大きい。そのため、液滴径が大きくなり、融体が冷却されるまでに要する時間が長くなる。また、アルミナの融体温度が低く、体積当たりの表面積が小さいため、水への熱伝達は小

さくなる。これらの理由により、コリウムではアルミナほど大規模な水蒸気爆発は発生しない。以上より、理想的な粗混合状態が得られるアルミナを用いた実験のほうが、爆発過程の微細化モデルパラメータの調整には適切と考えられる。

外部トリガは、中心底部のセルに与える。外部トリガ条件は、KROTOS では、実験で使ったガス室の条件（ 15cm^3 、 14MPa 、 pV =約 220kJ ）から設定する。また、FARO-L33 では、起爆エネルギー 1kJ と等価な体積と圧力（ 28.6cm^3 、 35MPa ）から設定する。

表 4-2 KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33 の実験条件及び解析条件

| | | K44 | K42 | K37 | L33 |
|-------------------------|---|---------------------------|---------|----------------------|-------------------------|
| Melt | Material | Alumina ^{a)} | | Corium ^{b)} | |
| | Released mass (kg) | 1.50 | 1.54 | 3.22 | 100 |
| | Temperature(K) | 2673 | 2465 | 3018 | 3070 |
| | Jet release dia. (mm) | 30 | | | 48 |
| | Free fall height(m) | 0.44 | | | 0.77 |
| Water | Temperature(Subcool) (K) | 363(10) | 293(80) | 296(77) | 294(124) |
| | Depth (m) | 1.105 | | | 1.62 |
| | Vessel diameter (m) | 0.20 | | | 0.71 |
| Cover gas | Atmosphere | Steam | Argon | | |
| | Pressure (MPa) | 0.10 | | | 0.41 |
| | Cover gas volume(m ³) | 0.290 | | | 3.496 |
| Premixing results | Level swell (cm) | 12 | 3 | 30 | 9 |
| | Jet break-up length (m) | ~0.3 | | ~0.8 | ~1.1 |
| Explosion results | Pressure peaks (MPa) | ~50 | ~50 | NA ^{c)} | ~6 |
| | Half height width (ms) | ~1.5 | ~1 | NA ^{c)} | ~3 |
| | Debris <0.106mm (%) | 47 | 31 | 1.4 | ~8 ^{d)} |
| Analytical conditions | Time step (μ s) | ~2 | | | |
| | Jet initial velocity(m/s) | 3.0 | | | ~2.9 |
| | Jet flow-in duration(s) | 0.270 | 0.255 | 0.191 | 2.6 |
| | Melt Particle dia.(mm) | 10 | | 2 | 3 |
| | Jet break-up length model ^{e)} | S: $C_{ent} = 2.5$ | | S: $C_{ent} = 1.7$ | T: $C_{ent} = 1$ |
| | Surface temperature drop model | Use | | | |
| | N_{pcr} ^{f)} | 100 | | | 1000 |
| | n_{hist} ^{f)} | 500 | | | 1000 |
| | External trigger | 14.8MPa-15cm ³ | | | 35MPa-29cm ³ |
| | Trigger time (s) | 0.9 | | 0.5 | 1.12 |
| | C_{frg} ^{g)} | 0.35 | | | |
| | d_{frg} (μ m) ^{g)} | 50 | | | |
| | $t_{triglifc}$ (ms) ^{g)} | 1.0 | | | |
| | p_{trig} (MPa) ^{g)} | 0.2 | | | 0.5 |
| Fragmentation criterion | $T_{av} \geq T_{mp}$ | | | | |
| K_{ev} ^{h)} | 0.7 | | | | |

a) $T_{melt} = 2300(K)$ b) $UO_2(80)-ZrO_2(20)$ (wt%), $T_{sol}/T_{liq} = 2830/2850(K)$

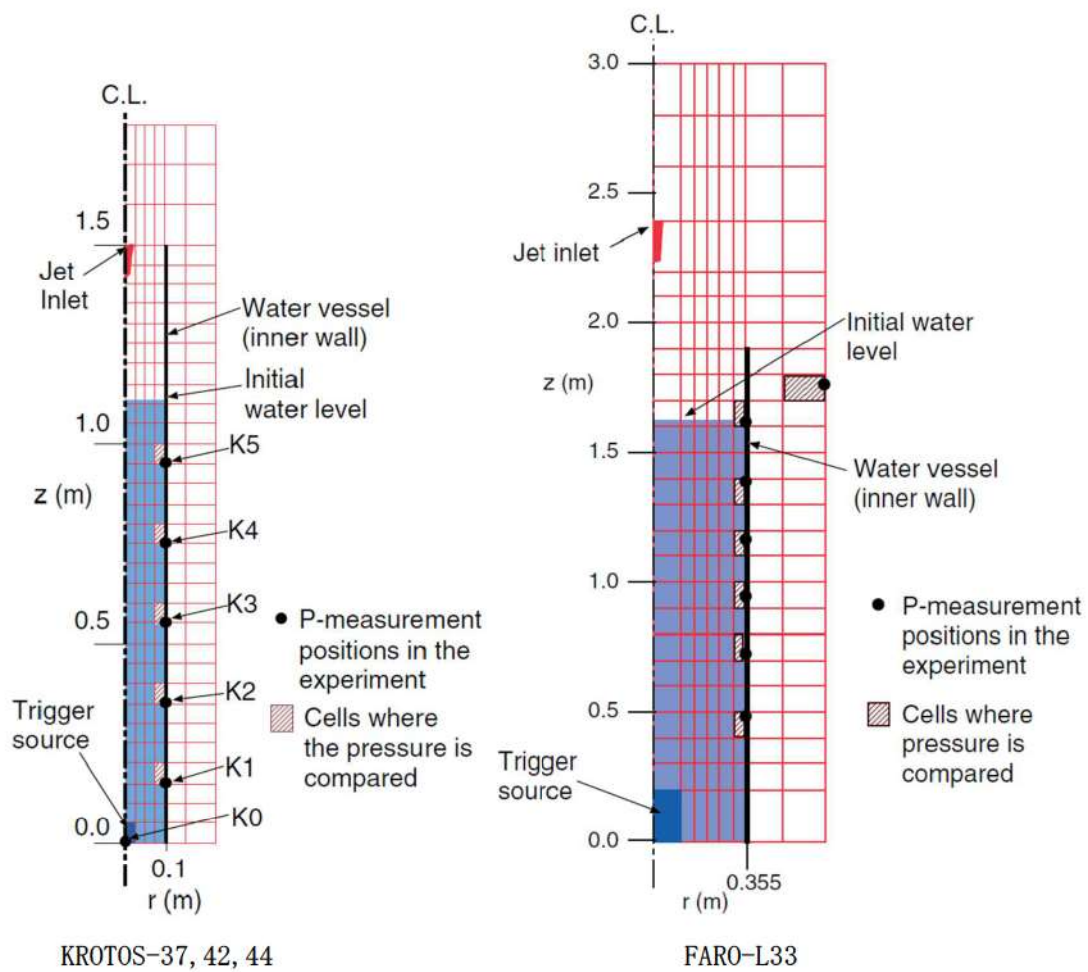
c) Reportedly “no propagating energetic explosions” [37].

d) Extrapolated from the size distribution reported in [41]. The ratio to the melt mass in the system at the triggering time, ~40kg, is ~20%.

e) S: Saito et al. correlation, T: Taylor type correlation (see 2.2.1)

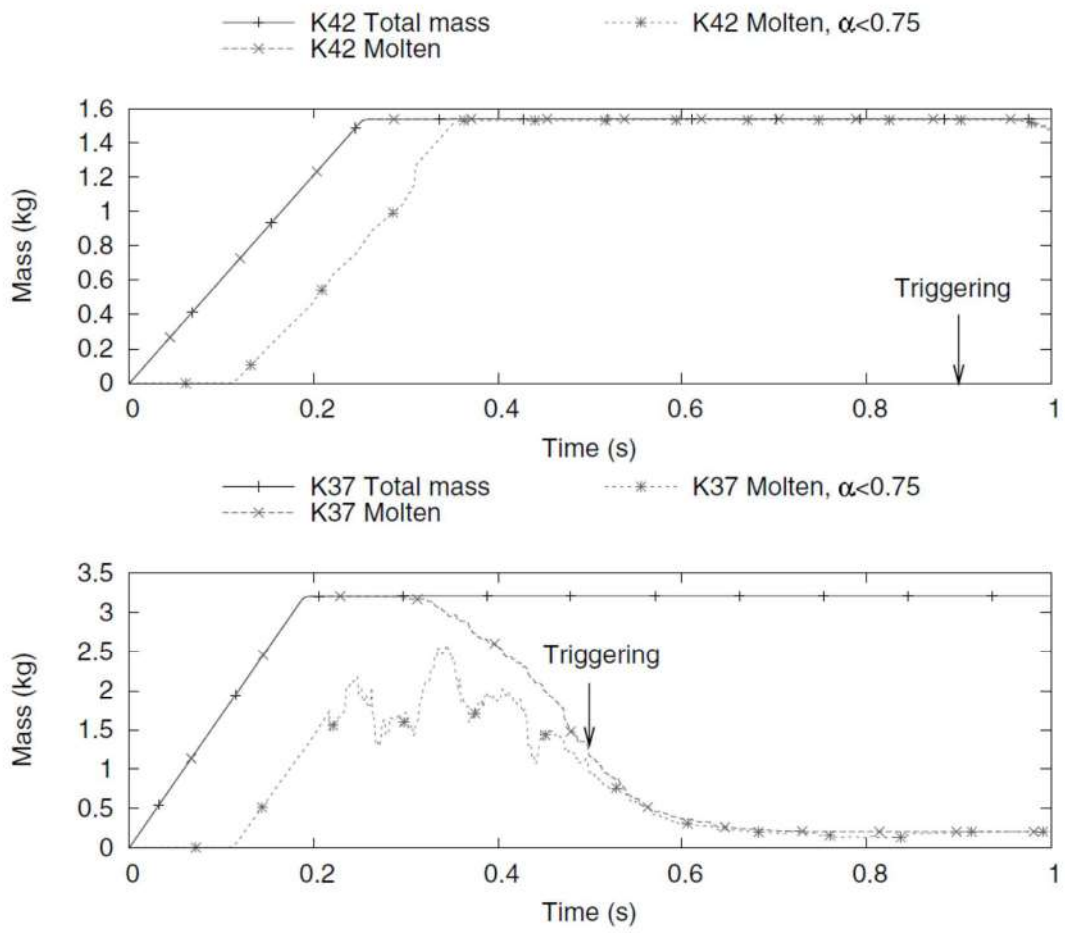
f) see 2.2.3 g) see 2.2.4 h) see 2.3.2

出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA¹⁾



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-5 解析モデル (KROTOS-37, 42, 44 及び FARO-L33)



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-6 粗混合過程での融体質量
(上：アルミナ (K42) ，下：コリウム (K37))

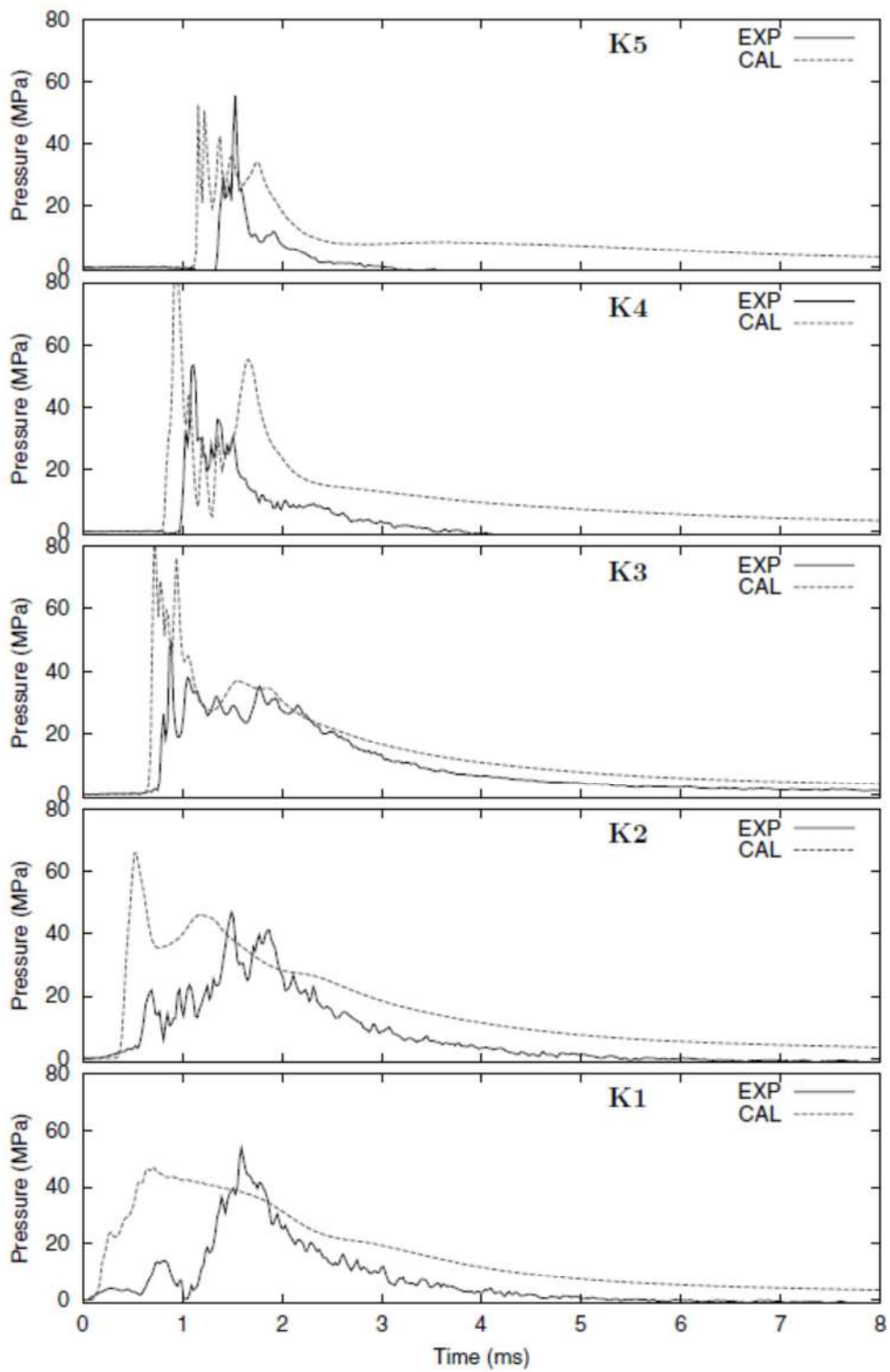
4.2.2 解析結果

図 4-7 及び図 4-8 に、KROTOS のアルミナ実験 (KROTOS-44, 42) における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較を示す。解析結果は実験結果とよく一致していることが確認できる。また、水のサブクール度が相違する KROTOS-44, 42 の解析・実験結果の傾向が一致していることより、サブクールの影響は小さいものと考えられる。

図 4-9 に、KROTOS のコリウム実験 (KROTOS-37) の解析結果を示す。この実験では水蒸気爆発が生じていないことが報告されている。解析では、トリガリング圧力パルスは爆発源に近い底部の K1 及び K2 のみで局所的にピークとなるが、それ以外の測定点ではピーク値はない。また、K1 及び K2 のピーク値を過ぎるとそれ以降は減衰している。

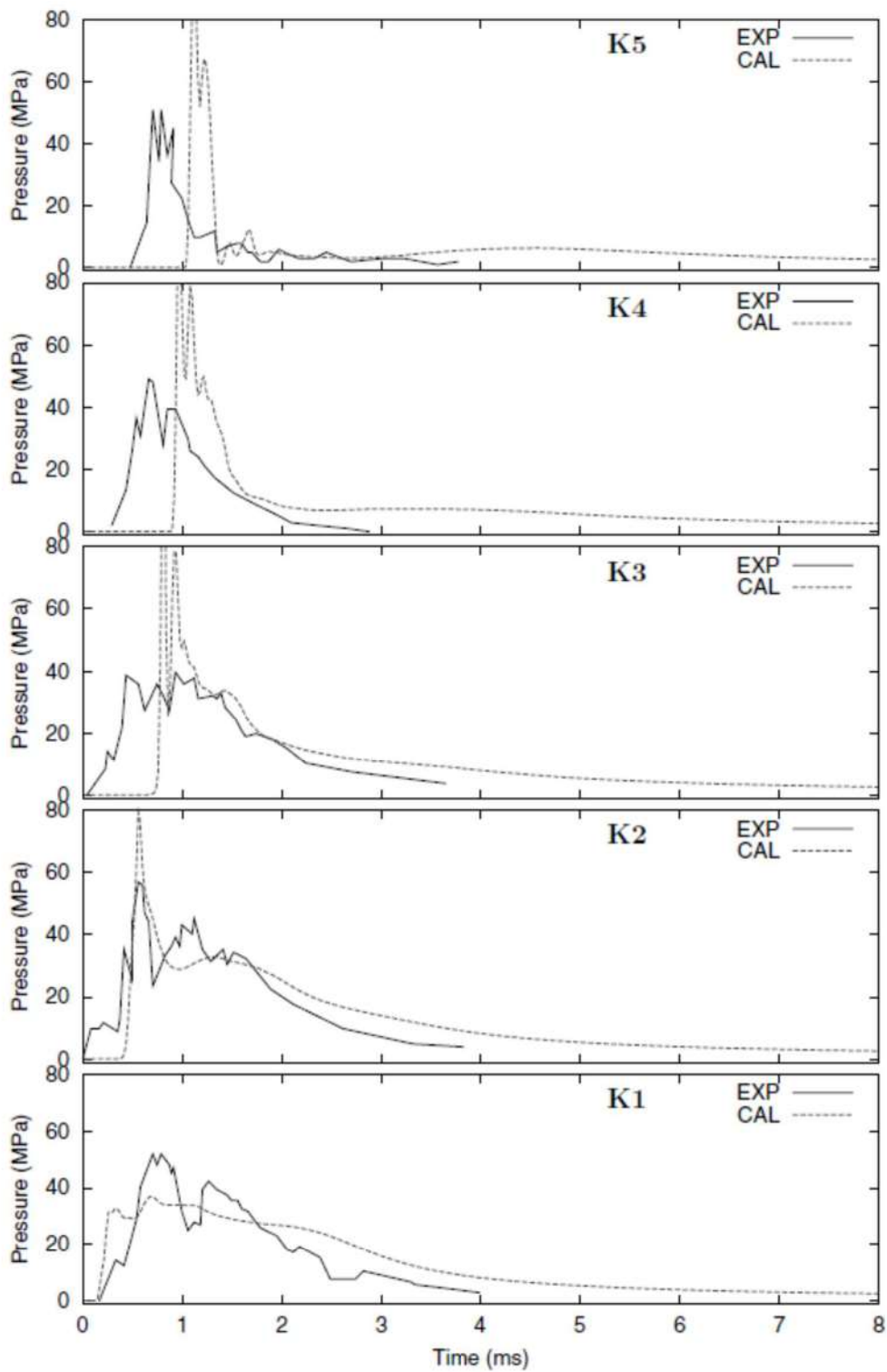
図 4-10 に、FARO-L33 における垂直に位置した各測定点での圧力履歴の実験結果と解析結果の比較図を示す。図 4-10 より、圧力パルスの傾向が良く一致していることがわかる。なお、水面近傍である $Z=1615\text{mm}$ での圧力挙動について、実験結果では大きな圧力上昇は確認されておらず、解析結果との差異が生じているが、これは解析による爆発時の水位挙動と実験結果との相違が圧力伝播挙動に影響している可能性が考えられる。図 4-11 及び図 4-12 に、KROTOS 実験 (44, 42, 37) 及び FARO 実験 (L33) の流体運動エネルギーの解析結果と実験結果の比較図を示す。KROTOS のアルミナ実験 (44, 42) と FARO-L33 において、解析結果と実験結果はよく一致していることがわかる。KROTOS-37 では流体運動エネルギーが小さくなっており、これは実験において、水蒸気爆発が生じていない事実と一致している。

一般的に、水蒸気爆発により粒子径 0.1mm より小さい微細化粒子が発生する。解析では、この粒子径を $50\ \mu\text{m}$ としている図 4-13 及び図 4-14 に、KROTOS 実験 (44, 42) 及び FARO 実験 (L33) の微細化粒子の質量分率の比較結果を示す。実験と解析で粒子径が異なる為、正確な比較はできないが、解析結果の微細化粒子の質量分率は実験結果と同程度となることが確認できる。



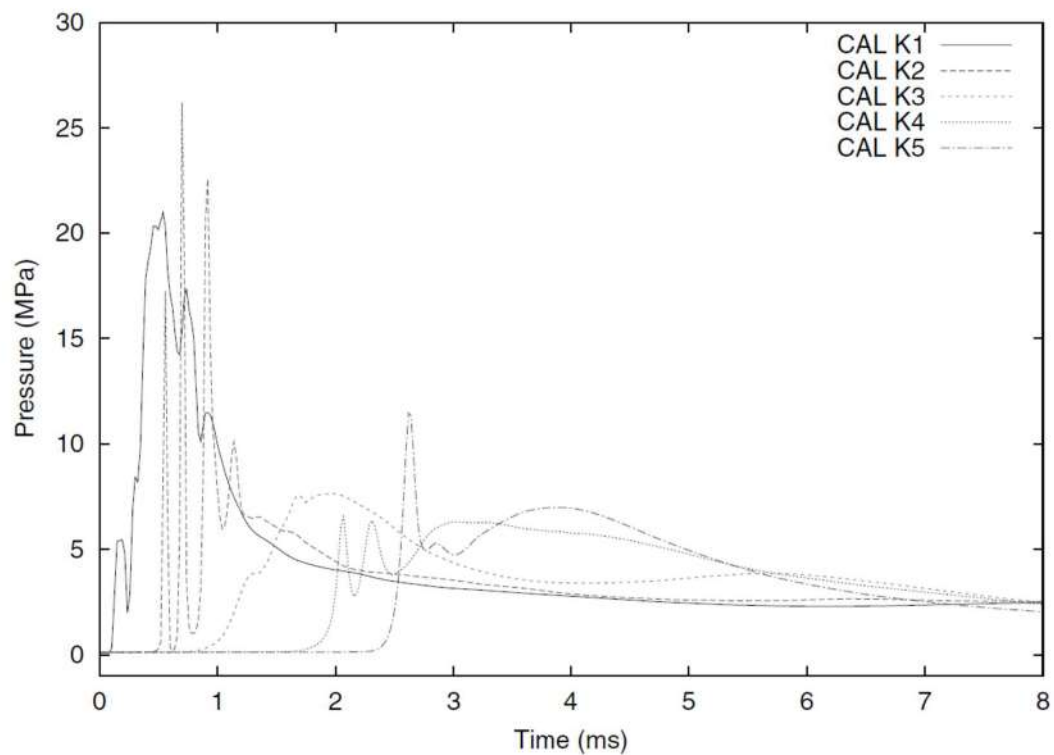
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁽¹⁾

図 4-7 圧力履歴 (KROTOS-44)



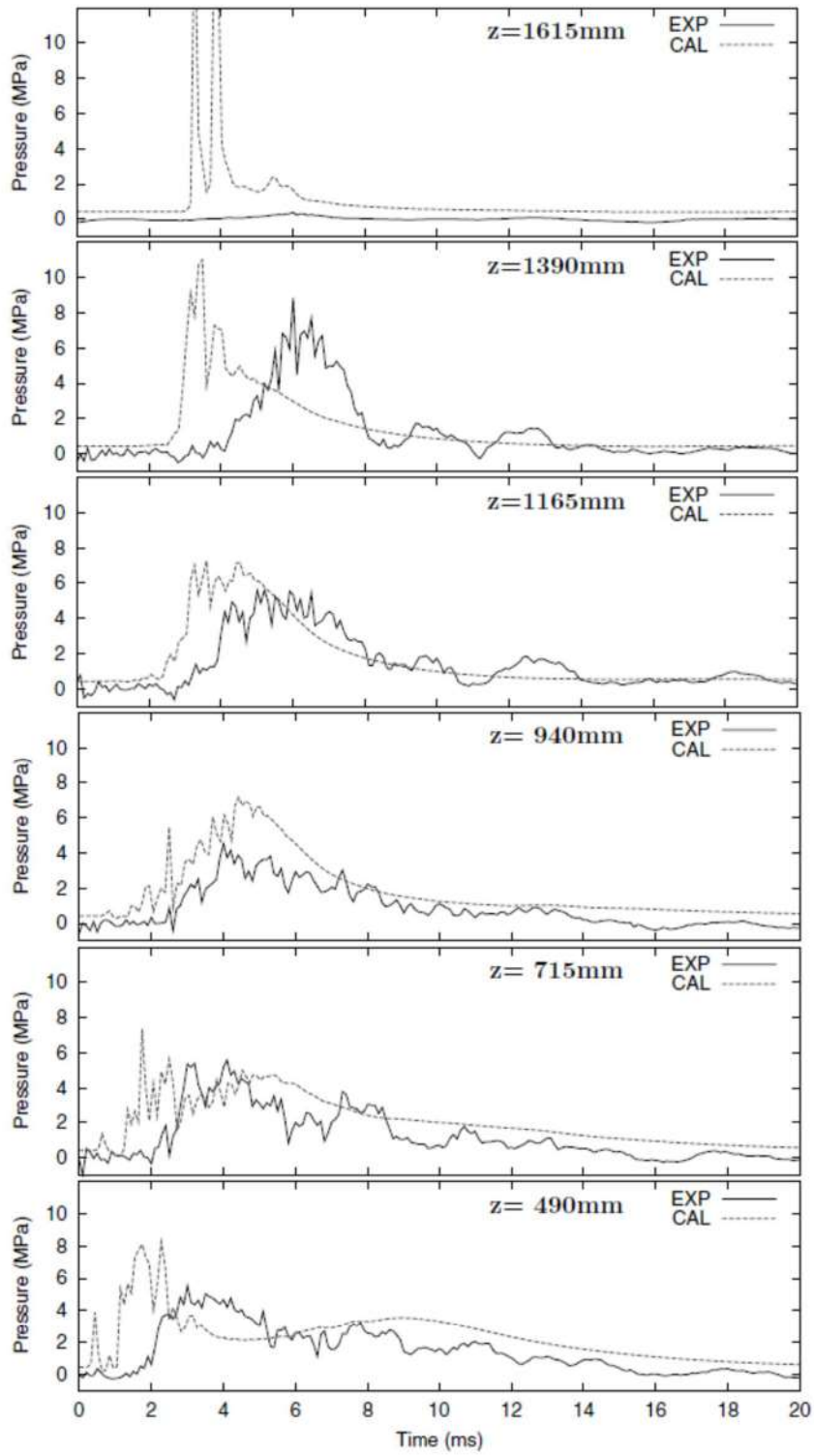
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁴⁾

図 4-8 圧力履歴 (KROTOS-42)



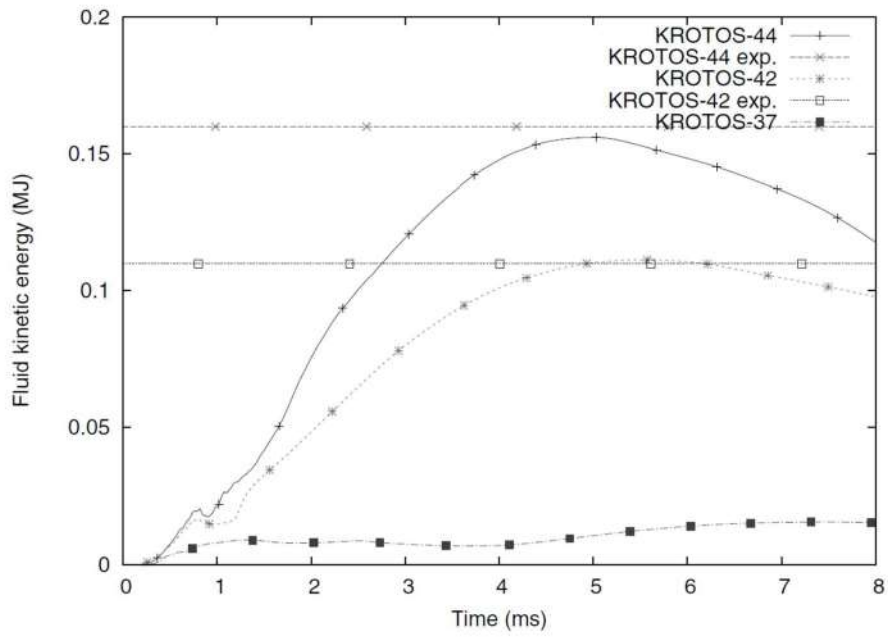
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA¹¹

図 4-9 圧力履歴 (KROTOS-37)



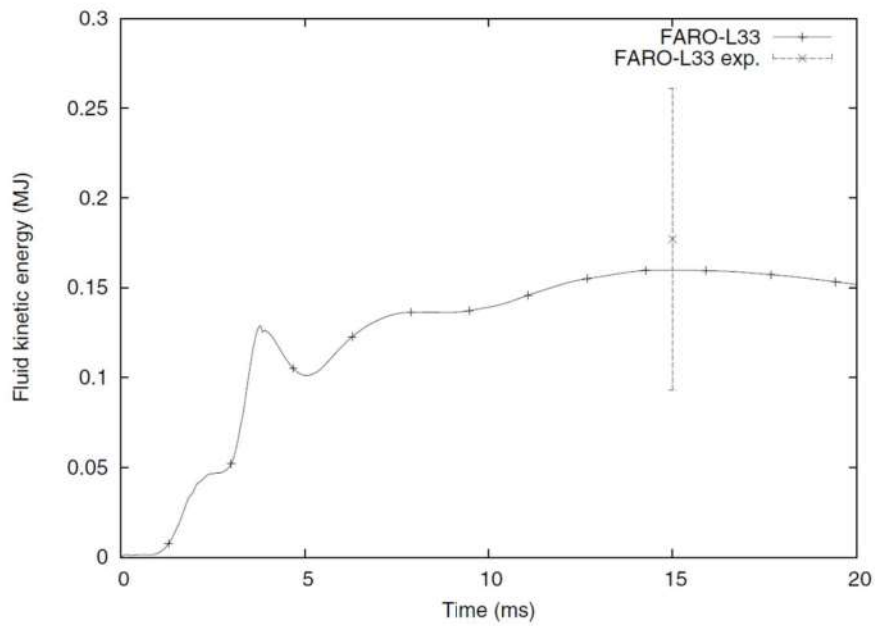
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁴

図 4-10 圧力履歴 (FARO-L33)



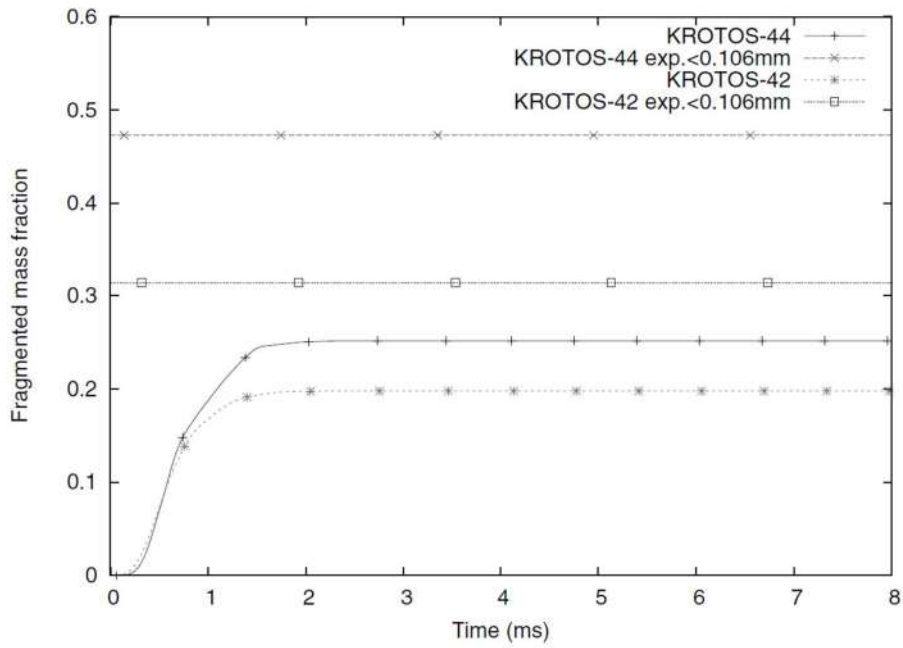
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁶⁾

図 4-11 流体運動エネルギー (KROTOS)



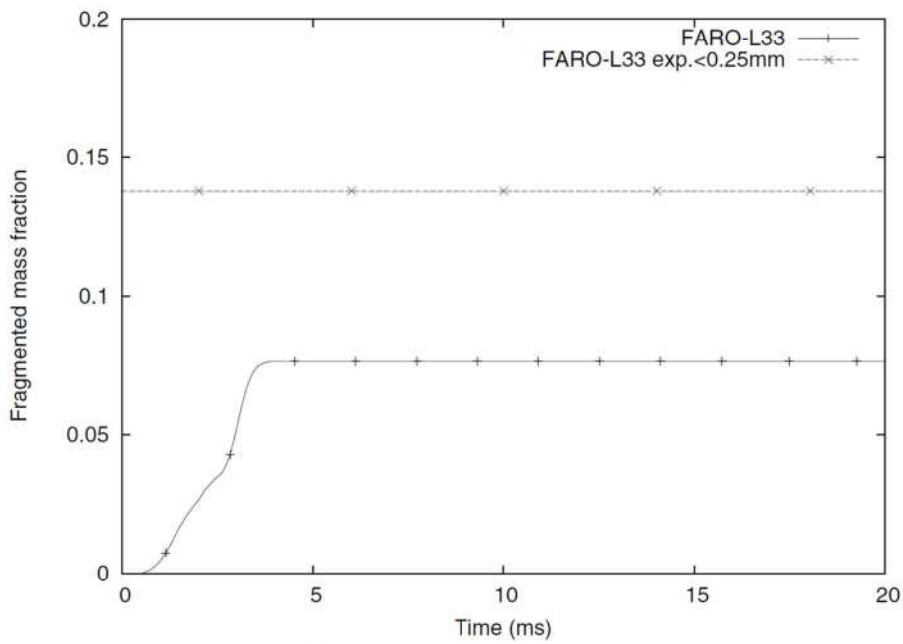
出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁶⁾

図 4-12 流体運動エネルギー (FARO-L33)



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁶⁾

図 4-13 微細化粒子の質量分布 (KROTOS)



出典：Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA⁶⁾

図 4-14 微細化粒子の質量分布 (FARO-L33)

5. 参考文献

- [1] K. Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.
- [2] 改良型軽水炉のシビアアクシデント対策に係る検討, 独立行政法人 原子力安全基盤機構, 平成 21 年度
- [3] 森山 清史 他, 軽水炉シビアアクシデント時の炉外水蒸気爆発による格納容器破損確率の評価, 日本原子力研究開発機構, JAEA-Reserch-2007-072.
- [4] S. J. BOARD, R. W. HALL, R. S. HALL, Detonation of fuel coolant explosions, Nature254, 319-321, 1975.
- [5] 大貫 晃 他, 多次元二流体モデル構成方程式評価用コード ACE-3D の開発, JAERI-Data/Code 96-033, 1996 年 11 月
- [6] G. I. Taylor. The dispersion of jets of metals of low melting point in water. G. K. Batchelor, editor, The scientific papers of Sir Geoffrey Ingram Taylor, vol. 3 Aerodynamics and the mechanics of projectiles and explosion, pp. 304-305. Cambridge University Press, Cambridge, 1963.
- [7] M. Saito, K. Sato, S. Imahori, Experimental study on penetration behaviors of water jet into freon-11 and liquid nitrogen, ANS Proc. National Heat Transfer Conference, Houston, U. S., vol. 3, pp. 173--183, 1988.
- [8] R. Meignen, et al, The challenge of modeling fuel-coolant interaction: Part I -Premixing, Nucl. Eng. Des. 280 511-527, 2014.
- [9] A. Annunziato, et al, FARO TEST L-14 ON FUEL COOLANT INTERACTION AND QUENCHING Comparison Report, Volume I: Analysis of the Results, OECD/CSNI International Standard Problem 39, 1998.
- [10] D. Magallon, Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nuclear Engineering and Design 236, 1998-2009, 2006.

添付1 水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較について

1. はじめに

水蒸気爆発時の発生エネルギーを議論するうえで、デブリの持つ熱エネルギーが機械的エネルギーに変換されるエネルギー変換率は重要なパラメータであり、各研究機関で実施された水蒸気爆発実験においても、実験時に確認されたパラメータに基づきエネルギー変換率が評価されている。また、水蒸気爆発解析において、粗混合過程、爆発過程の解析モデルの妥当性を確認するためのベンチマークの一つとして、実験時に確認されているエネルギー変換率との比較が実施されている。

本資料では、水蒸気爆発実験と実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率の比較結果をまとめる。

2. 水蒸気爆発実験でのエネルギー変換効率

(1) エネルギー変換効率について

一般的には以下の式①によりエネルギー変換率は評価されている。

$$\textcircled{1} \text{エネルギー変換効率 (\%)} = \text{機械的エネルギー} / \text{デブリの持つ熱エネルギー} \times 100$$

機械的エネルギー：試験容器内の温度、圧力挙動からの評価、構造材への荷重評価等より機械的エネルギーを評価

デブリの持つ熱エネルギー：落下させる全デブリ質量、温度、比熱からデブリの持つ保有エネルギーを評価

上式①に基づくエネルギー変換率は、粗混合過程と爆発過程の二つのプロセスが影響するパラメータとして扱う必要がある。粗混合過程は、落下デブリ質量に対して、デブリ注入速度、プール水位等といった実験条件が、粗混合融体質量に大きく影響する。一方、爆発過程は、粗混合粒子の微細化から爆発的な伝熱挙動といった物理現象であるため、体系等の実験条件の影響は低いと考えられる。

したがって、以下の式②により定義されたエネルギー変換率を用いることで、実験条件の影響を小さくできると考える。

$$\textcircled{2} \text{エネルギー変換効率 (\%)} = \text{機械的エネルギー} / \text{粗混合融体の持つ熱エネルギー} \times 100$$

粗混合融体の持つ熱エネルギー：温度がデブリ融点以上かつボイド率 0.75%以下の領域に存在する融体質量のエネルギー

(2) TROI 実験におけるエネルギー変換効率

UO₂ デブリを用いた水蒸気爆発実験において、比較的高いエネルギー変換率が確認されている TROI 実験を対象に式②でエネルギー変換率を評価した結果を表1に

示す。

表1 TROI 実験におけるエネルギー変換効率

| | TS1 | TS2 | TS3 | TS4 | TS6 | 備考 |
|----|-------|-------|-------|-------|-------|-----------|
| 式① | 0.12% | 0.28% | 0.22% | 0.35% | 0.66% | 参考文献[1]より |
| 式② | 0.36% | 0.81% | 0.54% | 1.25% | 2.49% | 参考文献[2]より |

3. 実プラントの水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率との比較

実プラントの水蒸気爆発評価結果に基づき式①と式②より算出したエネルギー変換効率を表2にまとめる。

ここで、TROI 実験並びに実プラントの条件におけるジェット分裂長を評価した結果、TROI 実験 (TS1～TS4, TS6) の実験条件におけるジェット分裂長は約1m であり、プール水位は1m であるため、TS1～TS4, TS6 はプール底部到達までにジェットがほぼ完全に分裂すると推測される。また、泊3号の水蒸気爆発評価におけるジェット分裂長は、約1.4m であり、原子炉下部キャビティに4.1m の水張りがされている場合、原子炉下部キャビティ床面到達までにジェットが完全に分裂されることが推定される。

したがって、実験条件の影響の小さい式②によるエネルギー変換効率で比較を行うと、TS1～TS4, TS6 にて確認されたエネルギー変換効率を泊3号の水蒸気爆発評価が上回る結果となることが確認できた。

上記より泊3号の水蒸気爆発評価においては、同等の条件の実験と比較するとエネルギー変換効率は保守的な結果を与えていることが確認できた。

表2 泊3号の水蒸気爆発評価におけるエネルギー変換効率

| | 水位 4.1m |
|----|---------|
| 式① | 約 2.5% |
| 式② | 約 3.3% |

4. 参考文献

- [1] NEA/CSNI/R (2014) 15, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions
- [2] 堀田, 森田, 梶本, 丸山. 「JASMINE Version 3 による溶融燃料-冷却材相互作用 SERENA2 実験解析」, 日本原子力学会和文論文誌 (2017)

LS-DYNA コード

目次

| | |
|---|---------|
| 1. はじめに | 参考 2- 3 |
| 2. 適用対象事象及び適用実績 | 参考 2- 3 |
| 3. 解析モデルと解析結果の例示 | 参考 2- 4 |
| 3.1 計算要素 | 参考 2- 5 |
| 3.2 境界条件 | 参考 2- 6 |
| 3.3 材料モデル | 参考 2- 8 |
| 3.4 衝撃圧力の設定方法 | 参考 2-13 |
| 3.5 解析フロー | 参考 2-14 |
| 3.6 入出力 | 参考 2-15 |
| 3.7 解析結果の例示 | 参考 2-16 |
| 4. 解析結果の検証 | 参考 2-24 |
| 5. 参考文献 | 参考 2-31 |
| | |
| 添付 1 反射波の考慮について..... | 参考 2-32 |
| 添付 2 原子炉下部キャビティ構造応答評価における判定基準について | 参考 2-39 |

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止に関する重大事故対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）において、格納容器破損モード「原子炉压力容器外の溶融燃料 - 冷却材相互作用」（以下、「FCI」と称す。）に対して参考として示した水蒸気爆発の発生を仮定した場合の原子炉格納容器の健全性への影響評価に適用するコードのうち、LS-DYNA コードについて、

- ・適用対象事象及び適用実績
- ・解析モデルと解析結果の例示
- ・解析結果の検証

に関してまとめたものである。

なお、JASMINE コードの計算結果をインプットする必要があるが、この JASMINE コードに対する説明は別資料（解析コード（JASMINE）説明資料（参考資料））にて行う。

2. 適用対象事象及び適用実績

LS-DYNA コードは、原子炉容器外において FCI による水蒸気爆発の発生を想定した場合、原子炉容器の支持構造物である原子炉下部キャビティ壁への荷重を評価し、その健全性を確認することを目的として使用する。

（1）適用対象事象

シビアアクシデント発生時に原子炉容器の破損を想定する場合、溶融炉心・コンクリート相互作用の緩和策として、原子炉格納容器下部への水張りが実施される。原子炉容器から溶融炉心が落下した場合において、この原子炉格納容器下部の冷却水と溶融炉心の接触による水蒸気爆発事象発生の可能性は、これまでの知見からも極めて低いと考えられる。しかしながら、水蒸気爆発が発生した場合についても考慮し、原子炉格納容器の健全性に対する影響を確認しておくことは、原子炉格納容器下部への水張り等の格納容器破損防止対策の適切性を確認する上でも有益な参考情報になると考える。

この炉外における FCI による水蒸気爆発発生時の評価は、水蒸気爆発解析コード JASMINE により実施し、水蒸気爆発現象に伴う流体の圧力及び運動エネルギー並びに融体デブリの振る舞いを評価する。

LS-DYNA コードでは、この JASMINE コードによって得られた評価結果に基づき、水蒸気爆発発生時の原子炉下部キャビティ壁に作用する圧力履歴を入力条件として与え、原子炉下部キャビティ壁の構造応答を評価する。

（2）適用実績

LS-DYNA コードは、ローレンスリバモア国立研究所（LLNL）で開発された DYNA3D コードに基づき、リバモアソフトウェアテクノロジー社（LSTC）が開発した汎用有限要素解析コードである^[1]。

DYNA3D コードは、重量物の構造材衝撃問題を対象として開発されており、衝撃波による非線形動的応答評価を目的とするため、陽解法による解析を採用している。LS-DYNA コードは、自動車の衝突安全解析への適用を目的として開発されており、DYNA3D と同様に、衝撃問題に対して陽解法を適用する。

LS-DYNA コードは、自動車製造分野への適用を主目的として開発されているが、時間と共に接触条件や構造物形状が変化するような非線形解析が可能であり、衝撃や爆発的燃焼による圧力伝播、構造物の塑性歪み、健全性の解析に対応している。このため、自動車産業に限らず、航空宇宙、防衛、電気機器、建設・土木分野等にも応用されており、原子炉容器外において水蒸気爆発が発生した際の原子炉下部キャビティ壁への荷重応答評価にも適していると言える。

原子力分野における爆発、爆轟及び飛来物の衝突に伴う衝撃荷重の構造材応答評価に LS-DYNA コードを適用した例について概要を以下に示す。

a. 竜巻飛来物の衝突による原子力施設防護対策評価^[2]

この研究は原子力発電所施設等における竜巻防護施設の鋼板試験体に竜巻飛来物の一つである鋼製パイプを衝突させる鋼板貫通試験に対して、LS-DYNA コードによる試験模擬解析を実施している。耐貫通防護設計評価手法として、解析で得られた、飛来物の衝突荷重により鋼板に生じる相当塑性ひずみと SA ガイドラインで提案されている局所的な破損のひずみ制限値を比較する手法が有用であることが確認されており、LS-DYNA コードによる耐貫通性能問題への適用が可能であるとの知見が得られている。

b. 原子力発電施設等に係る構造物の爆発衝撃挙動解析^[3]

この研究では、原子力発電所施設等での爆発衝撃荷重に対する構造物の堅牢性を評価するための解析モデルを構築する目的で実施されており、水中爆轟バブル挙動解析手法の確立と地中に設置された構造物の衝撃荷重に対する挙動評価手法の確立を主課題として検討されている。LS-DYNA コードによるこれらの課題に対する評価の結果、水中爆轟バブル挙動については、必要な時間スケールでの解析が適切に実施できることが確認され、地中構造物に対する堅牢性評価については、試験結果とトレース解析の比較から、爆発衝撃問題に対する解析モデルが構築可能であるとの知見が得られている。

3. 解析モデルと解析結果の例示

LS-DYNA コードは、構造物などの大変形応答を解析するための非線形動的構造解析ソフトウェアであり、静的問題から準静的な塑性加工問題、波動の伝播を考慮するような衝撃問題などの解析が可能である。時刻歴応答解析では、時間積分に中央差分によ

る収束計算が不要な陽解法を用いて解析するため、落下・衝突のような非線形性の強い問題でも解が発散せず、安定して解が得られる。

また LS-DYNA コードの使用実績としては、自動車・航空宇宙・造船などの産業で製品の安全性対応や高品質化などに幅広く活用されている。

陽解法の特徴は、着目している要素の隣接する過去の要素情報しか現在の状態に影響を与えないということである。したがって衝撃解析では、波動の伝搬速度である音速 c が重要な意味を持っており、いま着目する要素（要素サイズ Δe ）で、音速 c の影響による現象を陽解法で安定に実行するためには、時間積分の刻み幅（ Δt ）に Courant 条件と言われる制約がある。

$$\Delta t = \frac{\Delta e}{c}$$

ここで連続体が構造体の場合、ヤング率 E 、密度 ρ とすると、構造体内での音速 c は、

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

である。FCI 時の構造応答解析で取扱う連続体のおよその音速 c は、鋼材で 5000m/s、コンクリートで 3400m/s である。

LS-DYNA コードでは、時間積分の刻み幅 Δt を、すべての要素で決定される時間増分の中で最小のものを自動的に用いている。

3.1 計算要素

LS-DYNA コードでは、構造物を記述する一般的な手法として Lagrange 要素を用いる。また、原子炉下部キャビティの 3 次元的な幾何形状をモデル化するために Solid 要素、Shell 要素を用いる。各要素の概要を以下に示す。

(a) Lagrange 要素

物質の位置、速度、圧力などの物理量の時間変化と共に座標が変形する。境界面が移動または変形しても、メッシュが追従するので主として固体に対して適用性がある。

(b) Solid 要素

標準的な三次元体積要素。8 節点 6 面体 Solid 要素や 6 節点 5 面体 Solid 要素などがある。

(c) Shell 要素

三次元モデルでは、3 節点あるいは 4 節点の薄板シェル要素として、板厚方向の寸法がそれ以外の寸法よりもきわめて小さい構造物をモデル化するのに使用される。二

次元モデルでは、平面ひずみ要素や軸対称要素などに使用される。

構造材の各メッシュ分割は、原子炉下部キャビティ壁の壁厚方向、周方向及び高さ方向に十分に解析精度を確保できるサイズとする。

固体の連続体の挙動を記述する基礎式としては、連続の式（質量保存則）・運動方程式（運動量保存則）・エネルギー保存式の3式が必要となる。この3式と物質の性質を表現するための材料構成式とが連立して解かれることにより、連続体の運動、すなわち、固体の移動、変形を求めることができる。数値解法上は、有限要素法による空間の離散化・中心差分に基づく、陽解法と呼ばれる極めて微少な時間幅で数値的に積分する方法が用いられている。

3.2 境界条件

原子炉容器を支持する原子炉下部キャビティ壁の構造を考慮して、解析モデルは三次元体系とする。図3-1に示すように原子炉下部キャビティ底部は十分厚い基礎コンクリートであること、及び側面は十分な広がりを持つ平面であることから、図3-2に示す構造応答解析時の拘束条件として、原子炉下部キャビティの底面は鉛直方向拘束とし、側面は完全拘束とする。

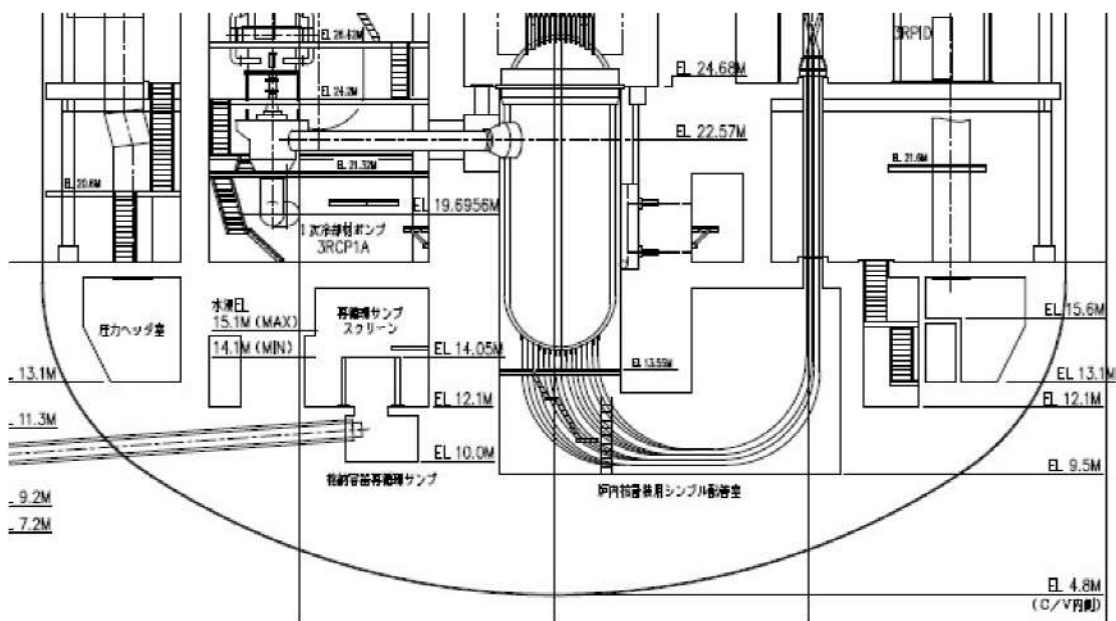


図 3-1 原子炉下部キャビティの構造

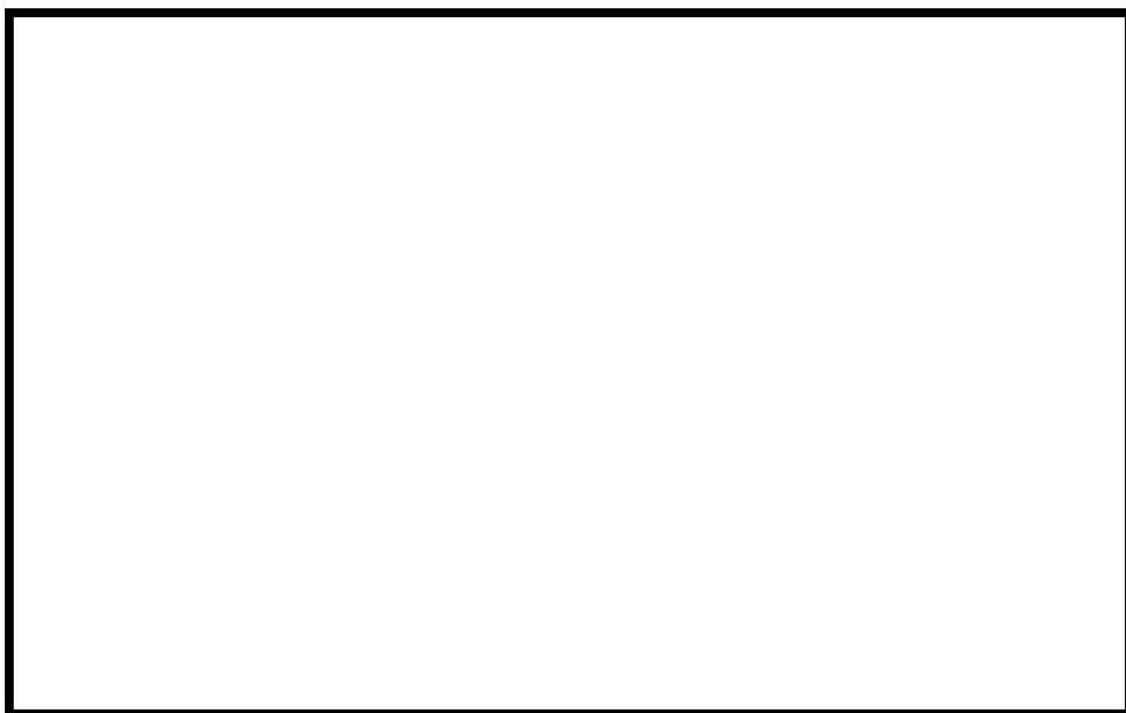


図 3-2 構造応答解析時の拘束条件

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

3.3 材料モデル

3.3.1 計算体系

今回の評価では三次元モデルを用い、1/1体系で評価を実施している。本評価では、鉄筋及びコンクリートをモデル化している。

3.3.2 構造材モデル

構造材の変形を考慮する際、構造材メッシュの変形を考慮する必要がある。メッシュ自体の変形を考慮する場合、粒子の集まりが時間とともに、どのように動いていくか（メッシュ点がどのように動いていくか）に着目する Lagrange 手法を用いるのが適当である。以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。なお、鉄筋には、縦方向と横方向それぞれの断面積をピッチで除した等価板厚の Shell モデルを採用し、コンクリートの Solid モデルとカップリングする構成とする。

表 3-1 要素プロパティ一覧

| 部位 | 要素 |
|--------|---------------------|
| コンクリート | Lagrange 要素 (Solid) |
| 鉄筋 | Lagrange 要素 (Shell) |

3.3.3 材料モデル

表 3-2 と表 3-3 に鉄筋とコンクリートの材料特性を示す。表 3-1 の設定に基づき、解析にあたっては個別プラントの密度、ヤング率、降伏応力等を入力する。

構造材に力が掛かることで応力が発生する。この応力により構造材に歪みが発生する。このときの応力歪み曲線をコンクリート及び鉄筋について図 3-3 及び図 3-4 に示す。なお、コンクリートに関しては、引張・圧縮の軟化挙動を考慮した非線形材料モデル (KCC モデル^[4]) を適用する。

表 3-2 鉄筋の材料特性

| 項目 | 設定 |
|---------|---|
| 構成則 | 等方硬化則 |
| 破壊則 | — (入力では考慮せず、解析結果を見て判断) |
| 密度 | 個別プラントの設計強度による値 (建屋強度設計により部位毎に異なる材料を使用) 例：SD390, 345 (部位の使い分けについては図 3-9 を参照) |
| ヤング率 | |
| 降伏応力 | |
| 塑性ひずみ特性 | |

表 3-3 コンクリートの材料特性

| 項目 | 設定 |
|---------|---|
| 構成則 | 引張・圧縮の軟化特性を考慮した非線形材料モデル (KCC モデル) |
| 破壊則 | — (入力では考慮せず、解析結果を見て判断) |
| 密度 | 個別プラントの設計強度による値 (建屋強度設計により部位毎に異なる材料を使用) 例：Fc24, 36 (部位の使い分けについては図 3-9 を参照) |
| ヤング率 | |
| 降伏応力 | |
| 塑性ひずみ特性 | |

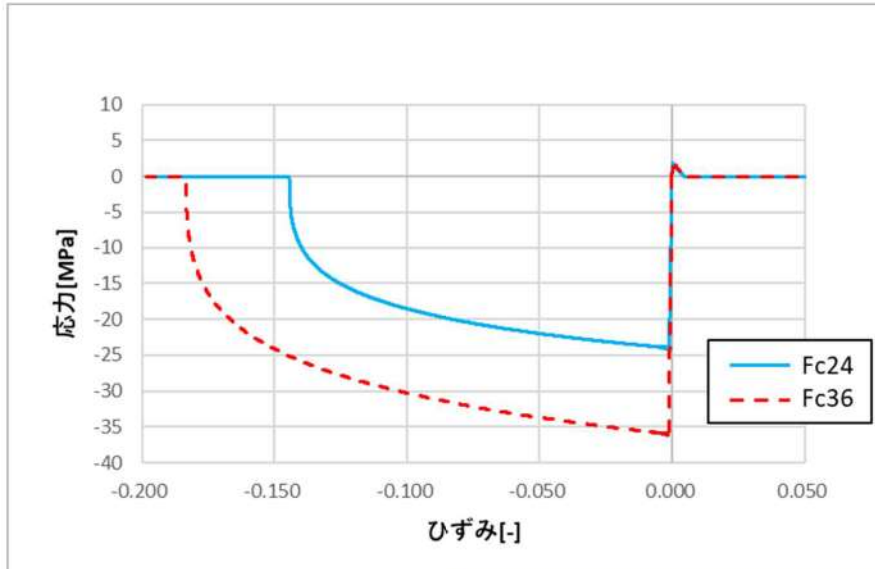


図 3-3 コンクリートの応力歪み曲線 (設計基準強度 F_c : 24MPa/36MPa)

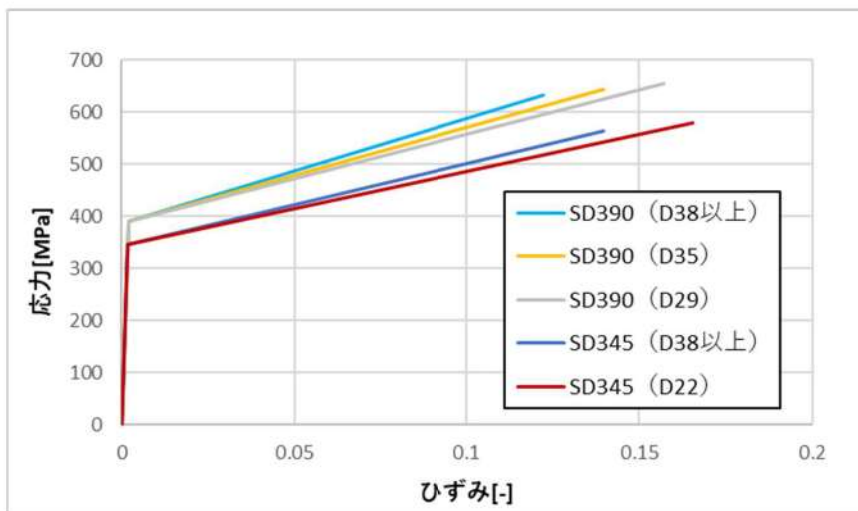


図 3-4 鉄筋の応力歪み曲線

3.3.4 メッシュ分割

図 3-5～図 3-6 に各部のメッシュ分割について示す。原子炉下部キャビティの構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるように、高さ方向及び壁厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として要素幅 mm 程度で基本的な要素数を設定する。なお、LS-DYNA コードでは三次元の構造材を模擬するため、構造材の形状に則してより詳細な要素幅も考慮している。以下に各要素のメッシュ分割例を示す。

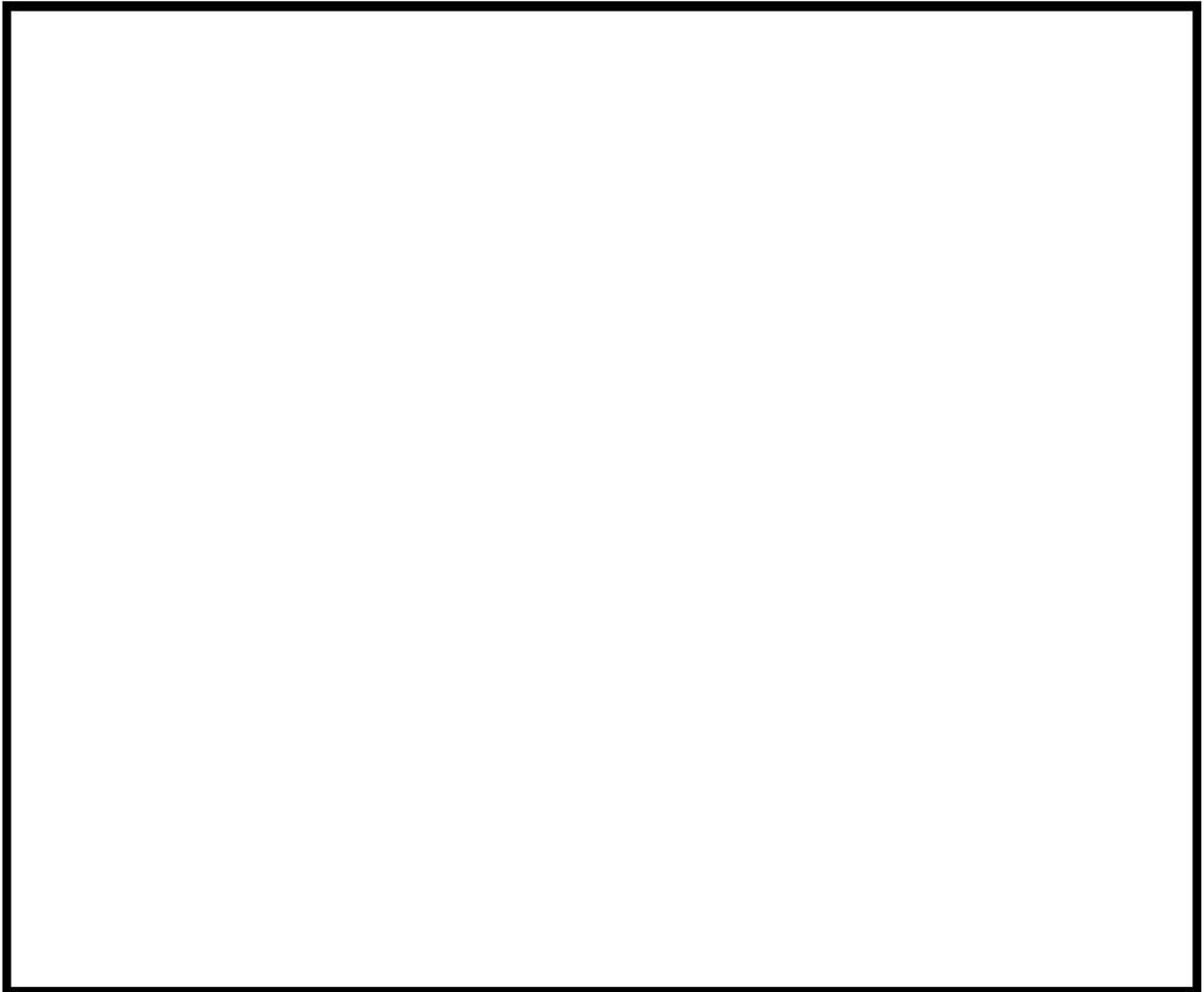


図 3-5 コンクリート部のメッシュ例

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。



図 3-6 鉄筋部のメッシュ例

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

3.4 衝撃圧力の設定方法

LS-DYNA コードでは、JASMINE コードの解析結果から出力された原子炉下部キャビティ壁に対する高さ方向の圧力履歴分布を、対応する高さ位置における各要素に境界条件として入力する。

なお、JASMINE コードでは、原子炉下部キャビティを2次元軸対称の円筒形モデルで模擬しているが、LS-DYNA コードではトンネル部を含めた実機と同等の躯体形状にてモデル化しているため、トンネル部に差し掛かる範囲は圧力入力範囲をトンネル部側面まで拡張する。下図 3-7 に JASMINE コードのセルと LS-DYNA コードの要素の対応を示す。

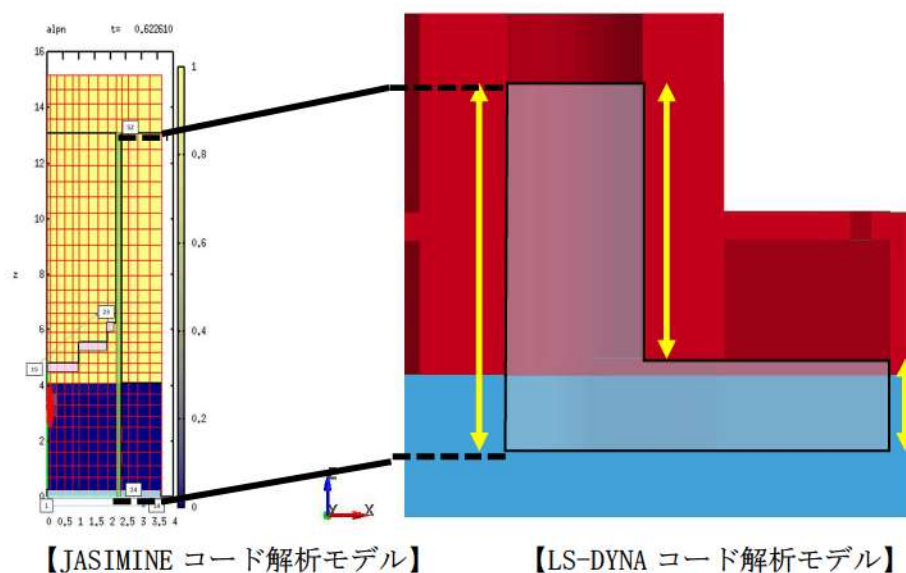


図 3-7 JASMINE コードのセルと LS-DYNA コードの要素の対応

3.5 解析フロー

LS-DYNA コードの入力は、JASMINE コードの解析結果である原子炉下部キャビティ壁の衝撃圧力時刻歴を入力条件として引き継ぎ、解析を実施する。

解析フローを図 3-8 に示す。

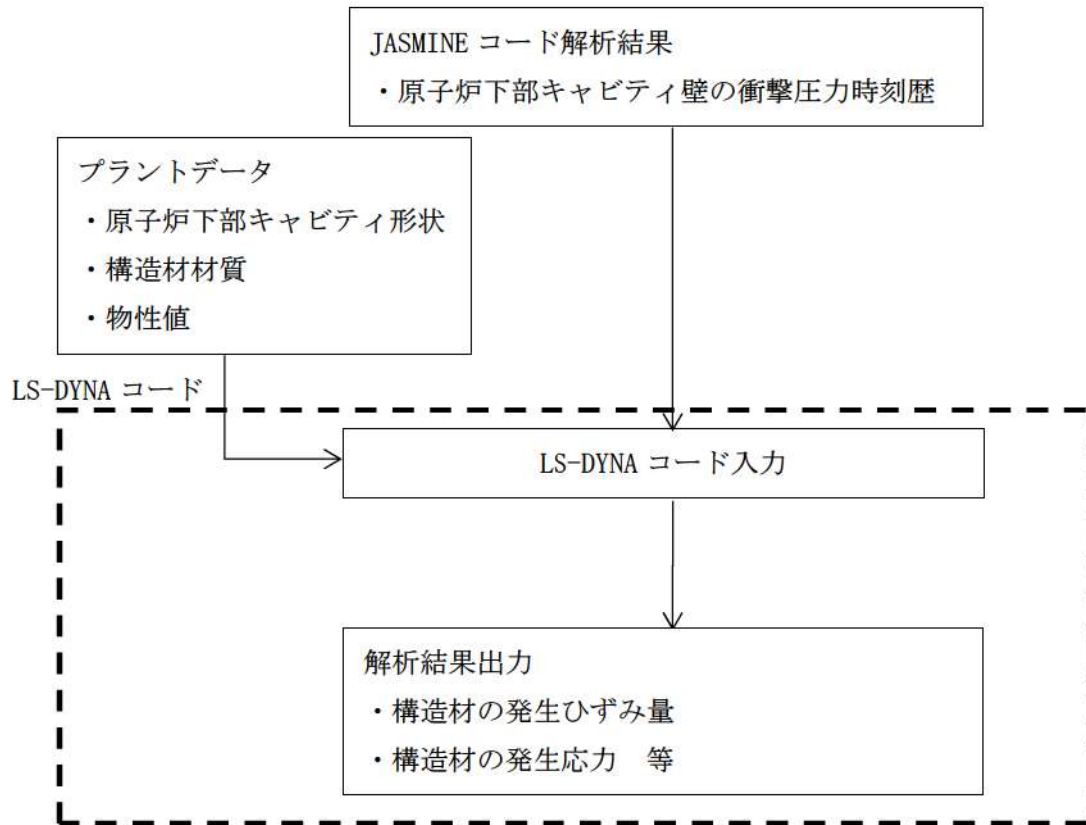


図 3-8 LS-DYNA コード解析フロー図

3.6 入出力

LS-DYNA コードの主要な入出力は図 3-8 に示した解析フロー図にも示されるとおりである。LS-DYNA コードのインプットデータは以下のとおり構成される。

- ① 原子炉下部キャビティ構造物の幾何形状
- ② 各構造物に対する拘束条件
- ③ 構造物の物性値
- ④ 構造材のメッシュデータ
- ⑤ 構造材の要素タイプ
- ⑥ 原子炉下部キャビティ壁の衝撃圧力時刻歴（JASMINE コードによる評価結果に基づく）

上記をインプットデータとして、水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し、以下の主要なアウトプットデータを得る。

- ① 構造材の発生ひずみ量
- ② 構造材の発生応力

3.7 解析結果の例示

代表プラントの解析入力条件と解析結果について例示する。

(1) 解析モデル及び境界条件

LS-DYNA コードによる解析モデルについて図 3-9 に示す。この図に示す通り、コンクリート及び鉄筋を模擬している。拘束条件については、図 3-9 に示すようにコンクリート底面は Z 方向のみ拘束とし、側面部は完全拘束されているとした。模擬する部位毎の要素タイプと要素数について、表 3-4 に示す。

表 3-4 要素分割の詳細

| 部位 | 要素 | 要素数 |
|--------|---------------------|-----|
| コンクリート | Lagrange 要素 (Solid) | |
| 鉄筋 | Lagrange 要素 (Shell) | |

(2) 材料物性

代表プラントの原子炉下部キャビティの構成材料（コンクリート及び鉄筋）の密度，ヤング率，ポアソン比を表 3-5 に示す。また，これらの構成材の応力歪み曲線については，図 3-3 及び図 3-4 に示すとおりである。

表 3-5 原子炉下部キャビティの構成材料の物性値

| 材料 | 密度 (g/cm ³) | ヤング率 (Pa) | ポアソン比 |
|--------|-------------------------|--|-------------------|
| コンクリート | 2.35 ^{*1} | 2.27E+10 (Fc24) ^{*1} 2.59E+10 (Fc36) ^{*1} | 0.2 ^{*1} |
| 鉄筋 | 7.85 ^{*2} | 2.05E+11 ^{*1} | 0.3 ^{*3} |

* 1 : 鉄筋コンクリート構造計算規準^[5]による。

* 2 : JIS G 3193^[6]による。

* 3 : 鋼構造設計規準^[7]による。

□ : 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

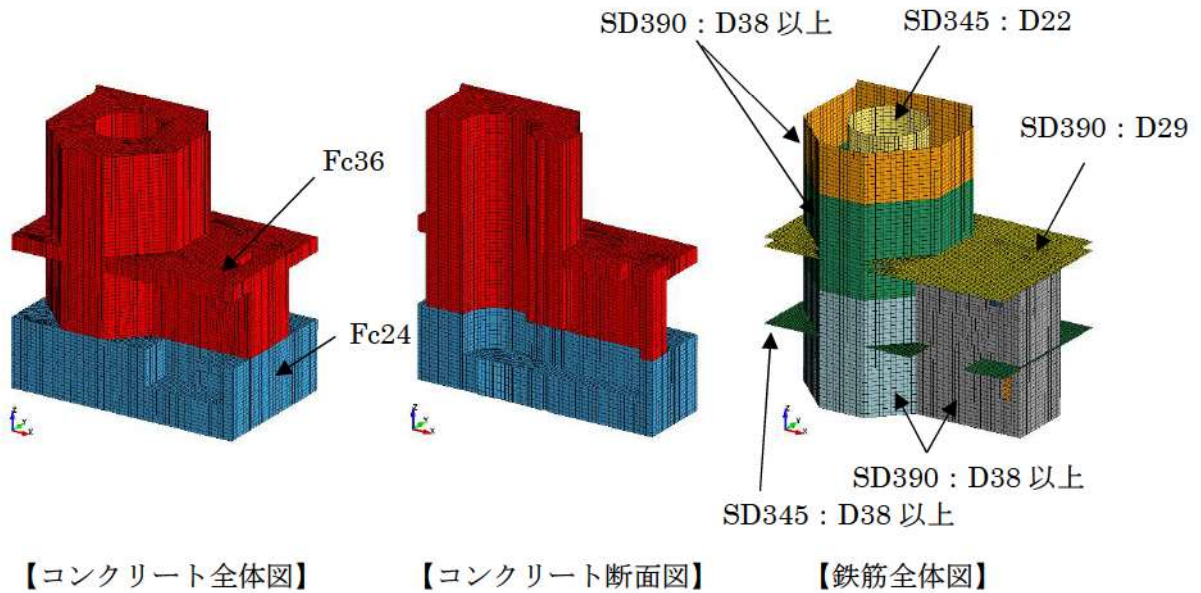
(3) 衝撃圧力の条件

JASMINE コード解析結果より引き継ぐ原子炉下部キャビティ壁の衝撃圧力時刻歴を図 3-10 に示す。

(4) 解析結果

(1) ～ (3) の入力条件に基づき、解析を実施した結果について、爆発発生から 0.2 秒後までの鉄筋の相当塑性ひずみの最大値分布を図 3-11 に、コンクリートのせん断ひずみの最大値分布及び最大値発生位置でのせん断ひずみの時刻歴を図 3-12 及び図 3-13 にそれぞれ示す。また、コンクリートの最小主ひずみの最小値分布及び最小値発生位置での最小主ひずみの時刻歴を図 3-14 及び図 3-15 にそれぞれ示す。

平板に近い構造である基礎板に比べ、原子炉下部キャビティは自立した長尺構造であり、基礎板との接続部にて地震荷重に耐えるため高強度の材料が必要となっている。また、鉄筋についても上記に応じて部位毎に使用部材を設定している。



【コンクリート全体図】

【コンクリート断面図】

【鉄筋全体図】

図 3-9 代表プラントの LS-DYNA コードの解析モデル

□ : 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

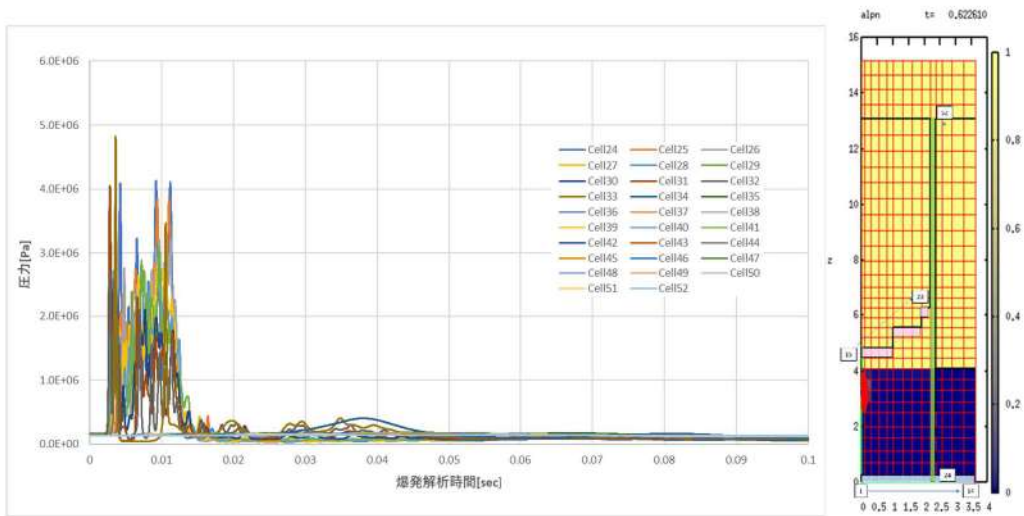


図 3-10 原子炉下部キャビティ壁の衝撃圧力時刻歴

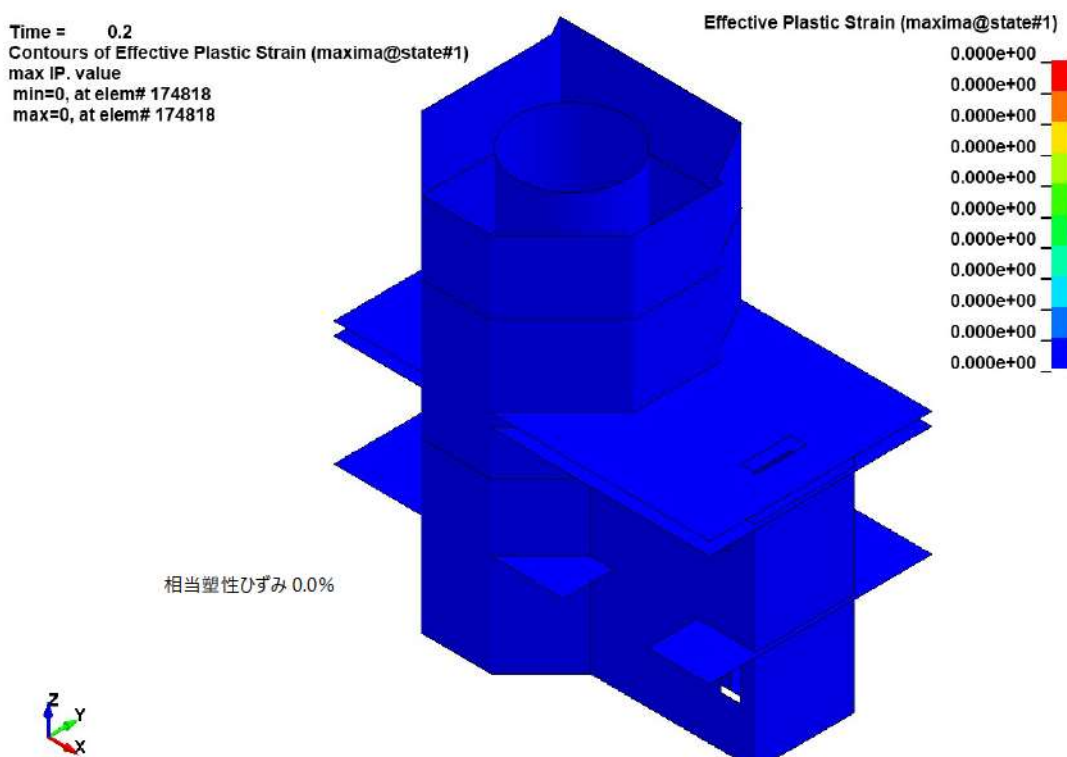
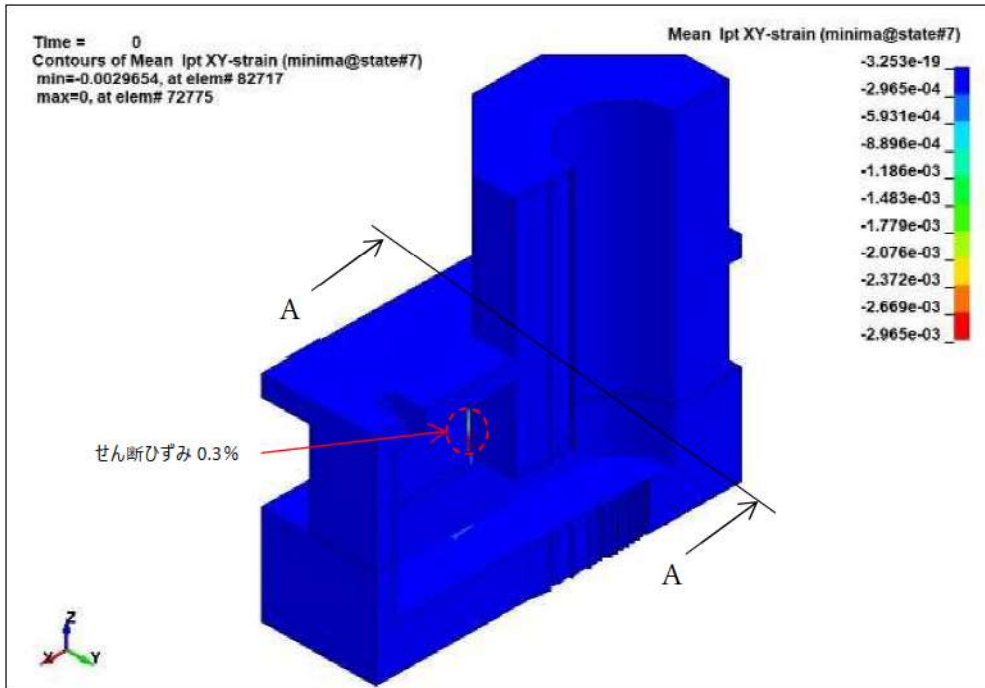
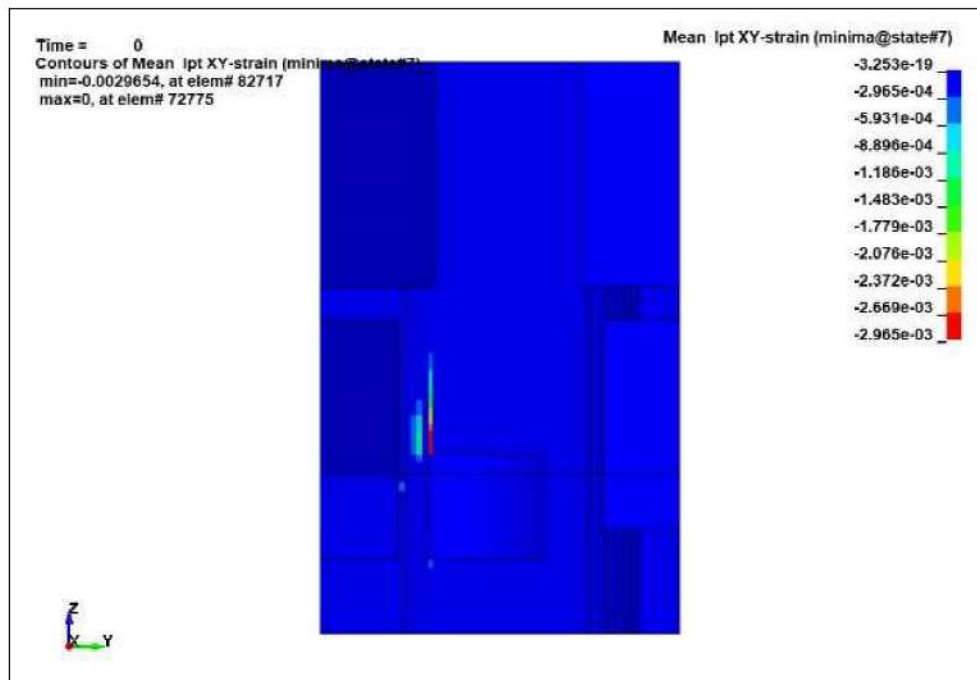


図 3-11 爆発発生から 0.2 秒後までの鉄筋の相当塑性ひずみの最大値分布



(a) 最大発生箇所 (絶対最大値評価)



(b) A-A 断面

図 3-12 爆発発生から 0.2 秒後までのコンクリートのせん断ひずみの最大値分布

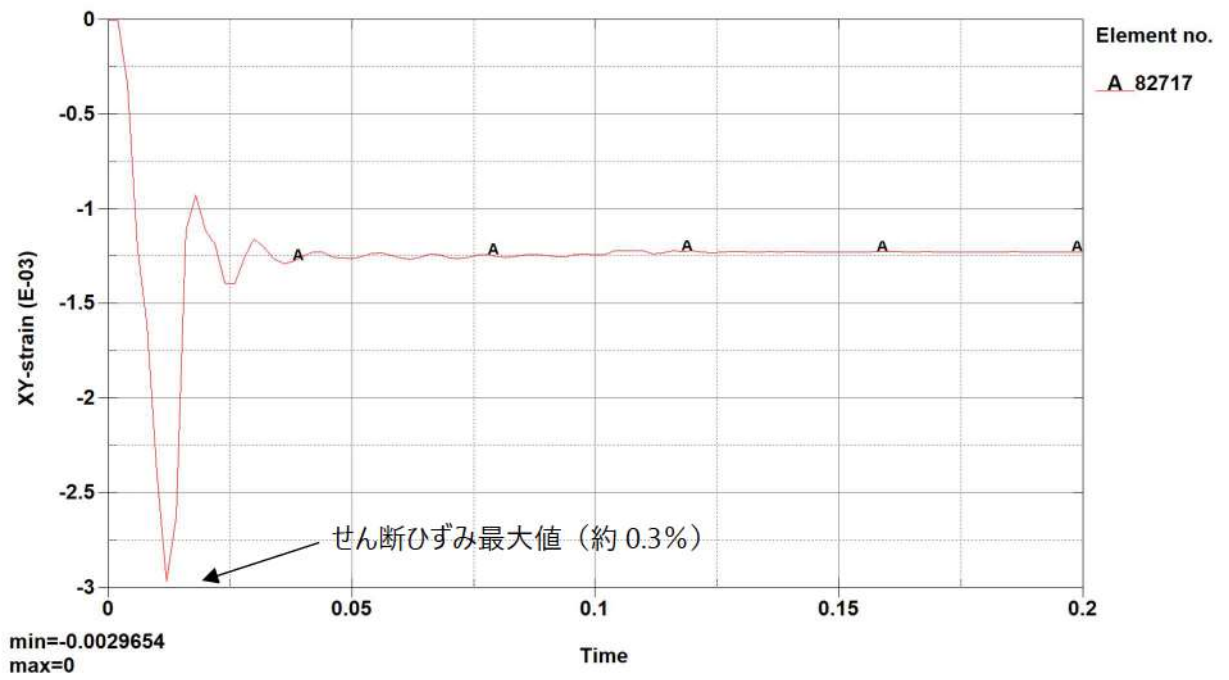
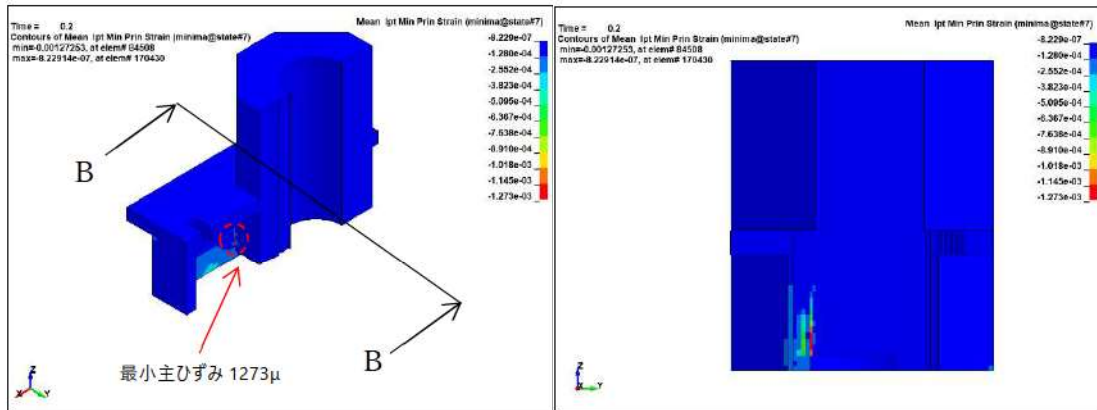


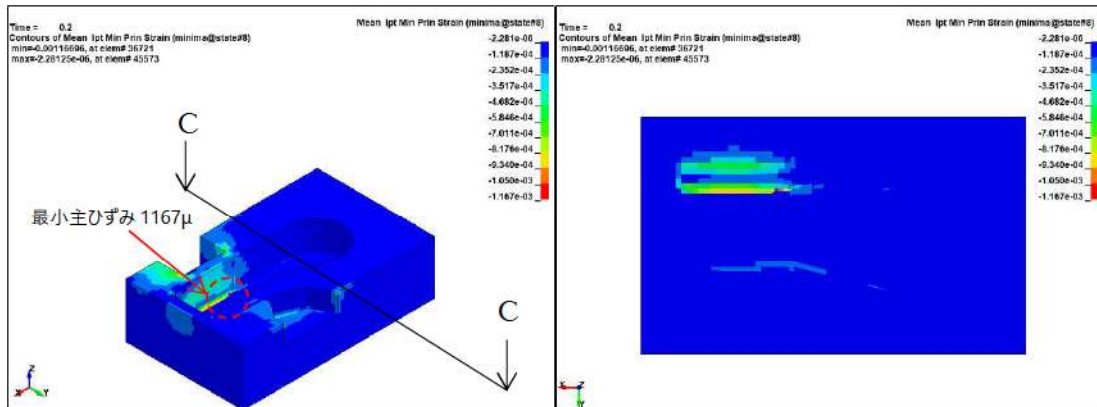
図 3-13 コンクリートのせん断ひずみ最大値発生位置でのせん断ひずみの時刻歴



(a) 最小値発生箇所

(b) B-B 断面

【上部コンクリート】

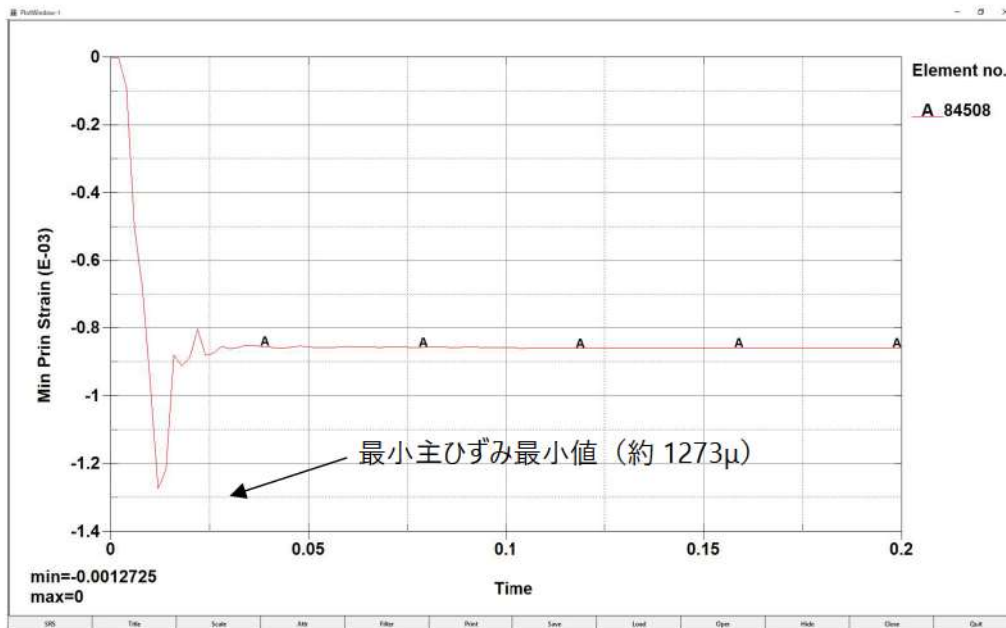


(a) 最小値発生箇所

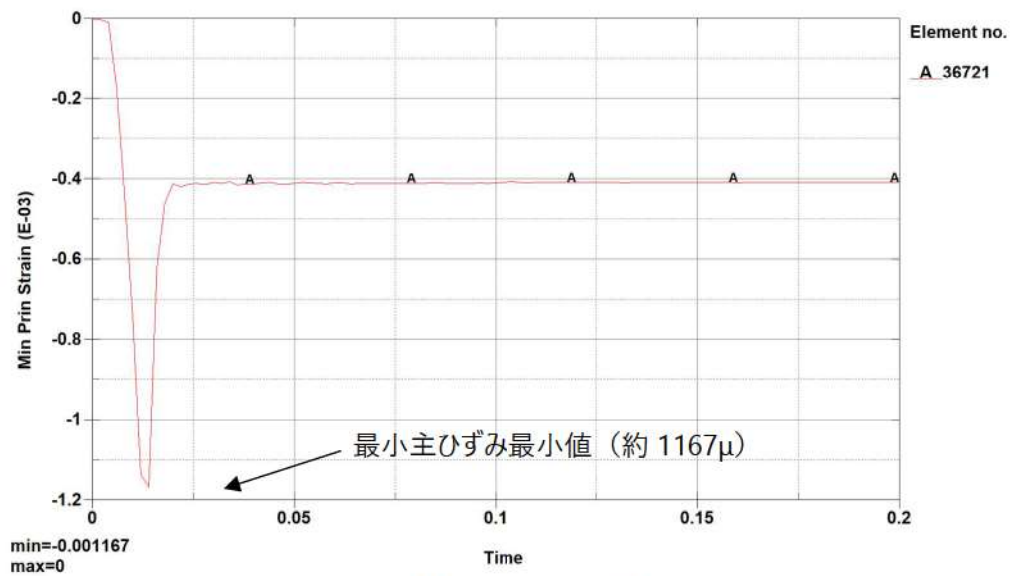
(b) C-C 断面

【下部コンクリート】

図 3-14 爆発発生から 0.2 秒後までのコンクリートの最小主ひずみの最小値の分布
(上：上部コンクリート，下：下部コンクリート)



【上部コンクリート】



【下部コンクリート】

図 3-15 コンクリートの最小主ひずみ最小値発生位置での最小主ひずみの時刻歴
(上：上部コンクリート，下：下部コンクリート)

4. 解析結果の検証

本章では、LS-DYNA コードを用いた解析解と試験結果の比較検証結果を示す。LS-DYNA コードを用いた原子炉下部キャビティ壁の構造応答解析では、鉄筋の弾塑性挙動やコンクリートが一部破損するような挙動を評価するため、検証には同様の事象が発生する山口らの鉄筋コンクリート製ロックシェッド模型への重錘落下試験の結果^[8]を用いる。

(1) 試験との比較

山口らの試験におけるロックシェッド模型及び重錘の概略図を図 4-1 に示す。原子炉下部キャビティ壁と同条件となるように、ロックシェッド模型はコンクリートをソリッド要素、鉄筋を等価板厚のシェル要素でモデル化し、ソリッド要素でモデル化した重錘の落下高さに相当する入力エネルギーに対するコンクリートの挙動を試験結果と比較する。解析モデル図を図 4-2 に示す。

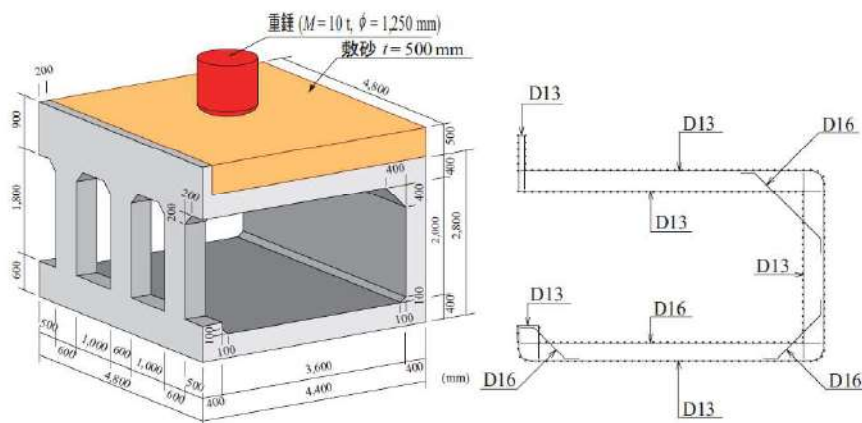


図 4-1 ロックシェッド模型及び重錘の概略図

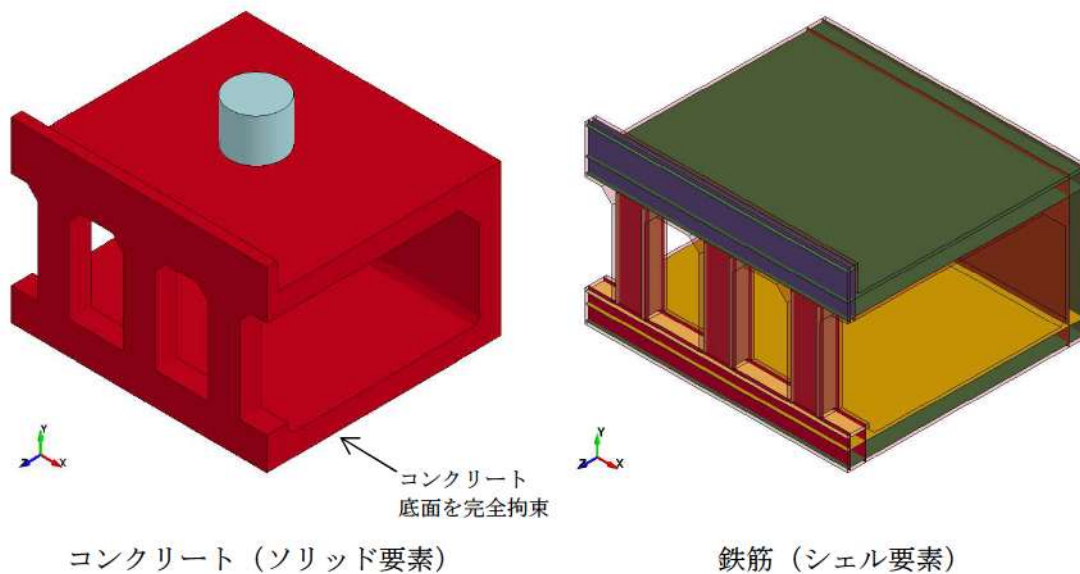


図 4-2 解析モデル図

(a) コンクリートに作用する最大衝撃力と最大変位

鉄筋コンクリートの落下高さに対応する入力エネルギーに対する最大衝撃力とコンクリートの最大変位の比較を図4-3に、衝撃力と変位の時刻歴の比較を図4-4にそれぞれ示す。試験と解析結果は概ね一致しており、解析結果は試験結果より保守的な値となっている。

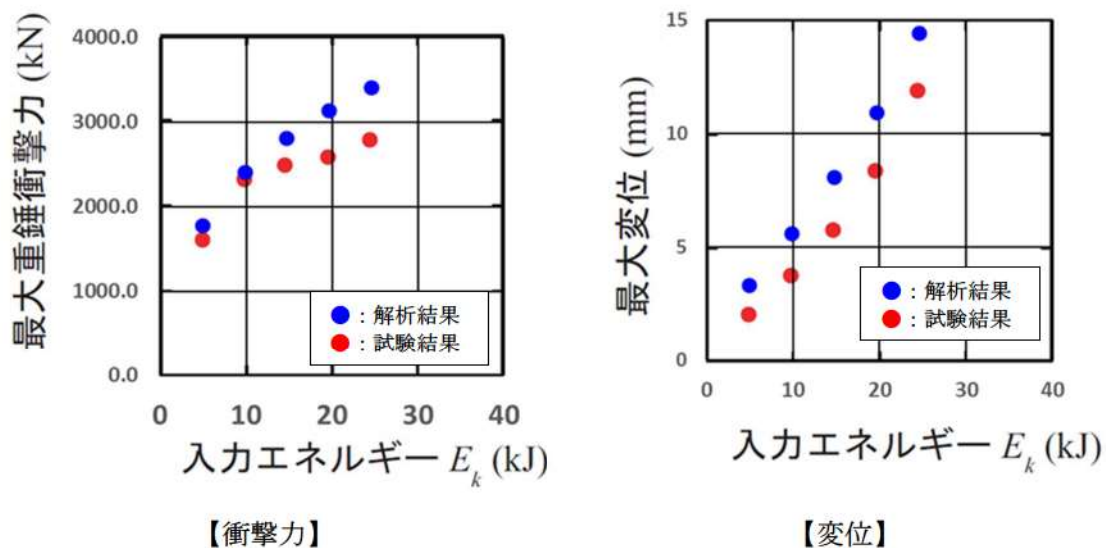
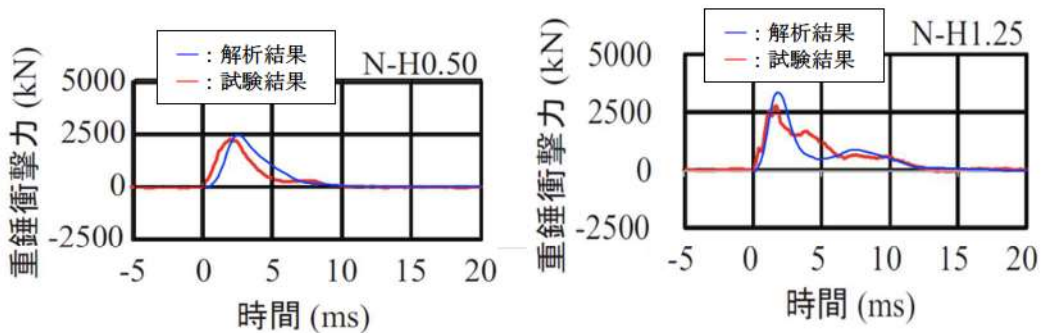
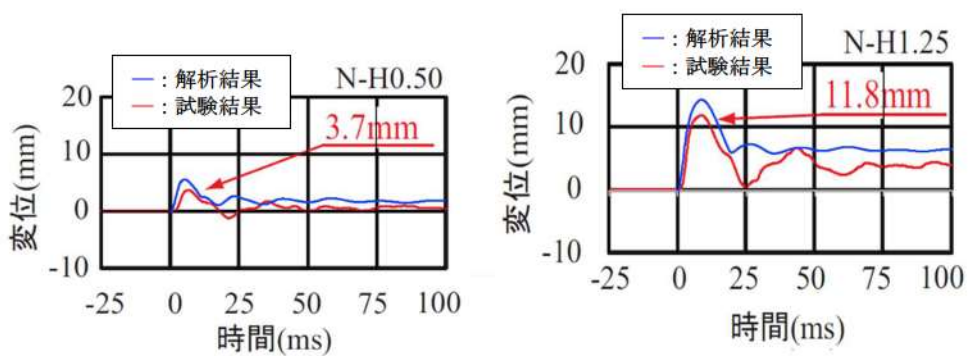


図 4-3 衝撃力と変位の最大値の試験結果と解析結果の比較



【衝撃力】

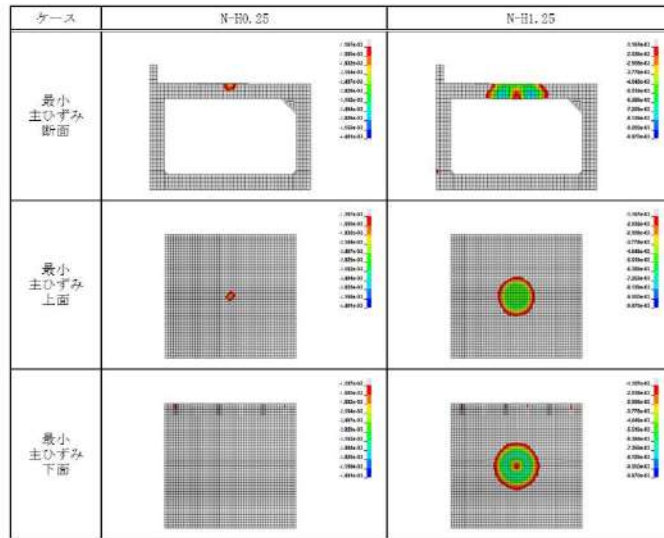


【変位】

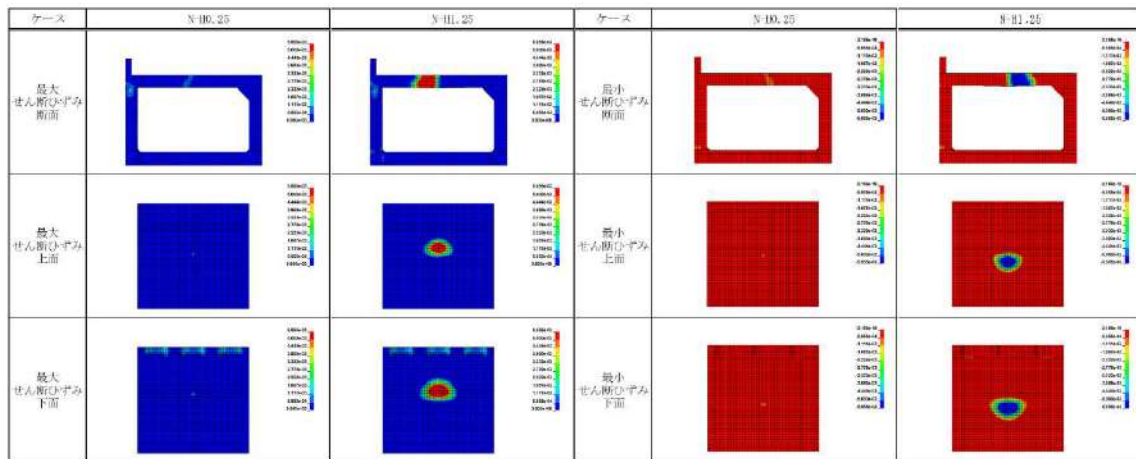
図 4-4 衝撃力と変位の時刻歴の試験結果と解析結果の比較

(b) コンクリートに作用する最大衝撃力と最大変位

ロックシェッド模型頂版コンクリートの上面と下面におけるひずみの分布を図 4-5 に示す。最小主ひずみの分布では、着色した圧縮強度を超えるひずみ発生箇所、最大及び最小せん断ひずみ分布では、赤色または青色で着色した絶対値が許容せん断ひずみ 0.5%を超える範囲に、コンクリートの損傷が発生すると考えられる。これらは図 4-6 に示す試験結果の押し抜きせん断破壊の範囲と概ね一致しており、衝撃荷重に対する問題に LS-DYNA コードを用いることは妥当である。



【最小主ひずみ】



【最大せん断ひずみ】

【最小せん断ひずみ】

図 4-5 ロックシェット模型頂版コンクリートのひずみ分布

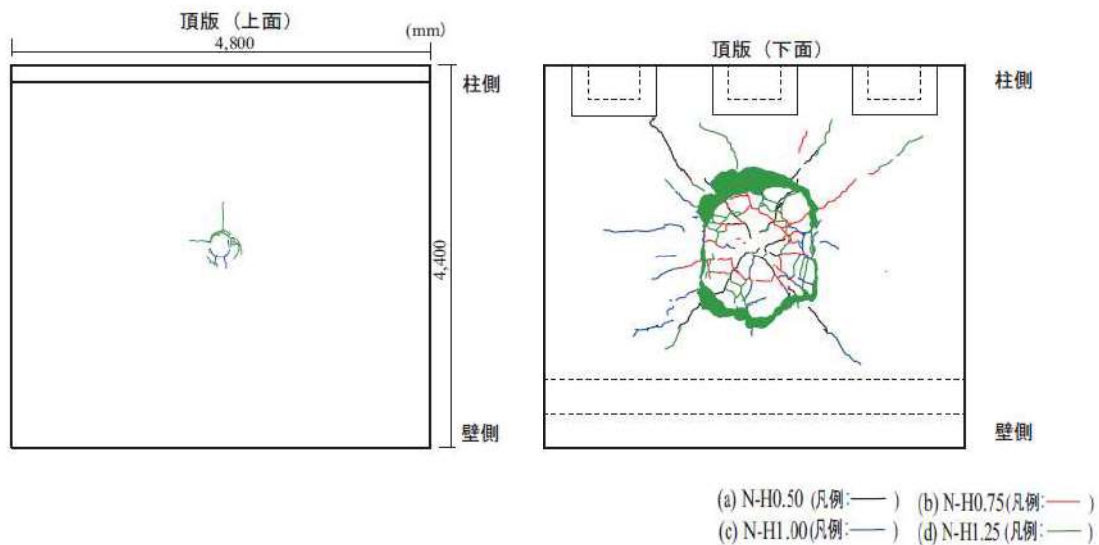


図 4-6 試験のひび割れ状況

(2) メッシュ分割の感度解析

ロックシェッド落錘試験との比較解析では、構造体を模擬する Lagrange Solid 要素及び Lagrange Shell 要素の要素幅を、 に設定している。

ここで、設定したメッシュ分割が適切なのかを確かめるために、試験との比較解析モデルにてメッシュ分割数の異なる二つのモデルに対して落錘試験の解析を行い、解析結果を比較した。図 4-7 に検討した解析モデルの概要、図 4-8 に解析結果の比較を示す。図 4-8 に示すように、落錘試験との比較解析時に設定した要素サイズ（モデル 1）と各要素辺長さを 1/2 としたモデル（モデル 2）の衝撃力と変位の時刻歴、及び最小主ひずみ分布は概ね一致しており、解析結果に対して影響を与えるような大きな差は無く、 でメッシュ分割は妥当である。

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

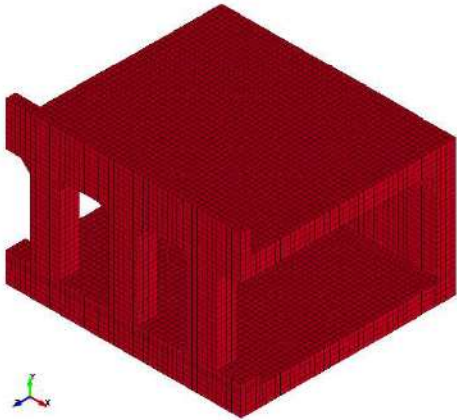
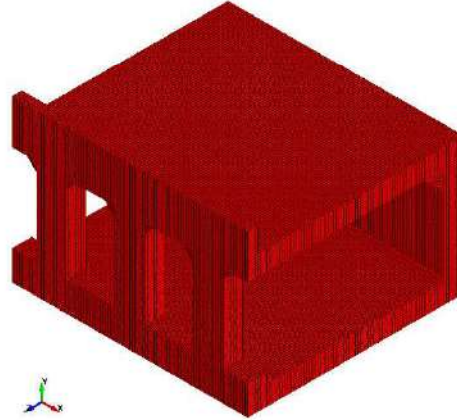
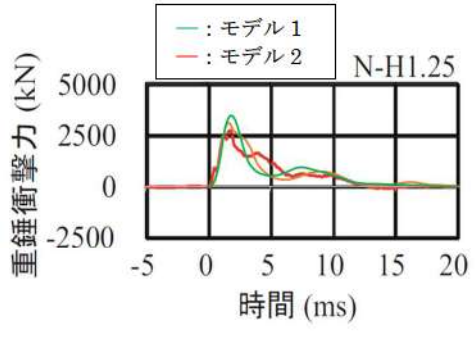
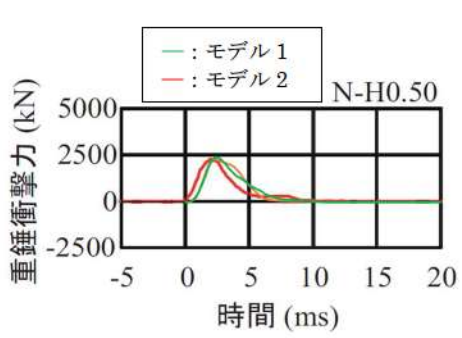
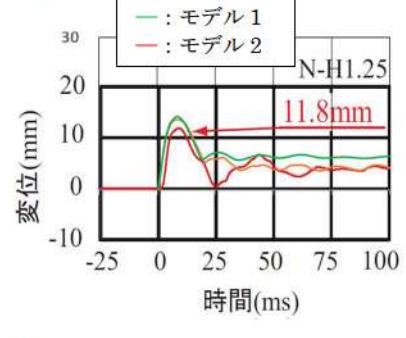
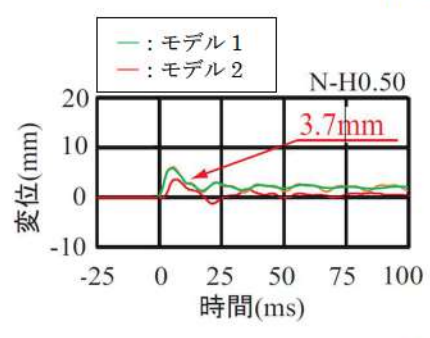
| | モデル1 | モデル2 |
|-------|---|--|
| 要素幅 | | |
| 解析モデル |  |  |

図 4-7 要素サイズの比較検討に用いた解析モデルの概要

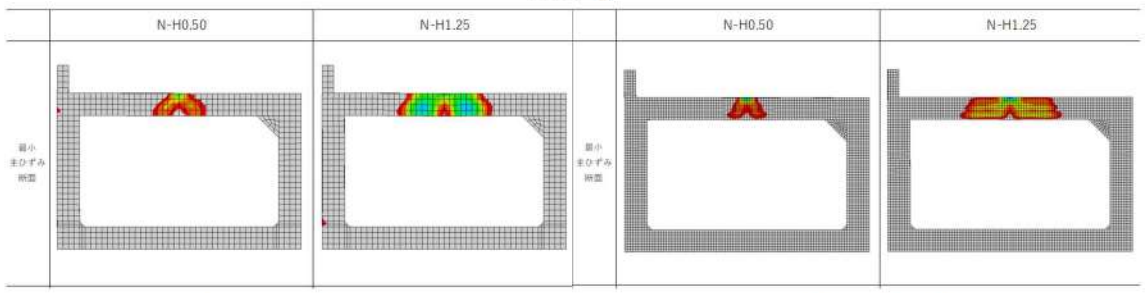
: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。



【衝撃力】



【変位】



【モデル 1】

【モデル 2】

【最小主ひずみ分布】


図 4-8 要素サイズの異なるモデルの解析結果の比較

5. 参考文献

- [1] Livermore Software Technology Corporation, LS-DYNA KEYWORD USER' S MANUAL VOLUME I, 2007
- [2] 「竜巻飛来物の衝突による原子力施設防護対策評価手法」, 2019年, 電力中央研究所
- [3] 「原子力発電施設等に係る建造物の爆発衝撃荷重挙動解析」, 平成20年11月, 原子力安全基盤機構
- [4] “Use and Validation of the Release III K&C Concrete Material Model in LS-DYNA”, Technical Report TR-11-36.5, 2011, Crawford, J. E., Wu, Y., Choi, H. J., Magallanes, J. M., Lan, S.
- [5] 「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説 ー許容応力度設計法ー」, 1999, (社) 日本建築学会
- [6] 「熱間圧延鋼板及び鋼帯の形状, 寸法, 質量及びその許容差」, JIS G 3193:2019, 日本産業規格
- [7] 「鋼構造設計規準 ー許容応力度設計法ー」, 2005, (社) 日本建築学会
- [8] 「敷砂緩衝材の有無によるRC製ロックシェッド模型(2/5)の重錘落下衝撃実験」, 2011年5月, 山口 悟, 西弘明, 今野 久志, 岸 徳光

添付1 反射波の考慮について

LS-DYNA コードは非線形動的構造解析ソフトウェアであり、時刻歴応答計算では陰解法を採用した有限要素法解析ツールとは異なり、収束計算を必要としない陽解法を採用しているため、特に爆発荷重・衝撃荷重のような非線形性の強い問題を扱うことが可能である。

今回の FCI 時の原子炉下部キャビティ壁の構造応答は、構造体を模擬する Lagrange 要素（要素幅約  mm）を設定し解析している。

Lagrange 要素の幅は、原子炉下部キャビティ壁の構造応答の観点から、爆発荷重に対する変形挙動を精度よく模擬できるように、壁厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として設定したものである。

なお、一般的に陽解法では、荷重等の伝播速度と要素サイズから自動的に時間刻みを計算することで、解析の精度を確保している。

したがって、今回の解析体系においても、要素サイズ、時間刻みは適切に設定されており、構造体内部での圧力伝播や反射の影響については適切に模擬できているものと考えている。

ここで、反射波の影響確認を目的として、単純な Lagrange 要素のモデルにパルス状の荷重を負荷した場合の構造物内部の応力履歴を調査した。解析体系と荷重条件を添付図 1-1 に示す。

添付図 1-1 に示す条件で圧力波の伝播挙動を解析した結果として、代表点の Lagrange 要素の応力時刻歴を抽出した結果を添付図 1-2 に、時刻毎の応力分布を添付図 1-3 に示す。添付図 1-2 に示す通り、圧力波の進行と反射の影響により、要素が受ける応力の時刻歴は圧縮応力と引張応力が周期的に変動しており、境界面で圧力波の反射が考慮されていることを確認した。

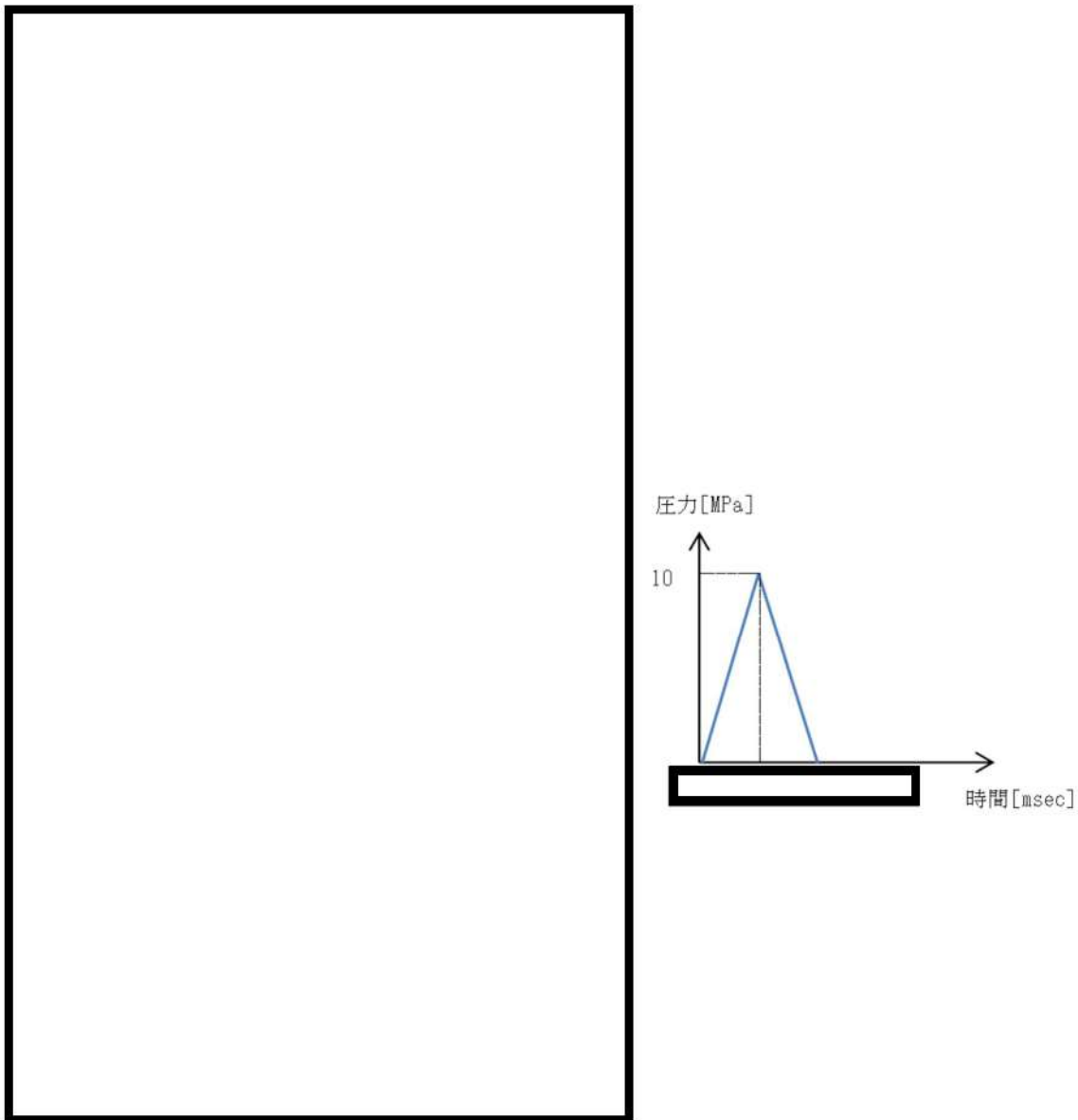
また、同様のモデルを用いて反射波の重畳の効果についても確認した。解析モデルと荷重条件を添付図 1-4 に示す。添付図 1-4 に示す条件で圧力伝播挙動を解析した結果として、圧力測定点の Lagrange 要素の圧力時刻歴を抽出した結果の比較を添付図 1-5 に示す。

添付図 1-5 に示す通り、ケース 1 とケース 2 の入力を重ね合わせたケース 3 の解析結果は、ケース 1 とケース 2 の解析で得られた個々の圧力波形の重ね合わせとして表現されていることが確認された。これにより、LS-DYNA コードでは圧力伝播と反射、及び反射波の重畳が適切に模擬されていることを確認した。

また、添付図 1-6 に 3 章に示す原子炉下部キャビティ構造解析において原子炉下部キャビティ外側壁面に負荷される圧力荷重の時刻歴を示す。

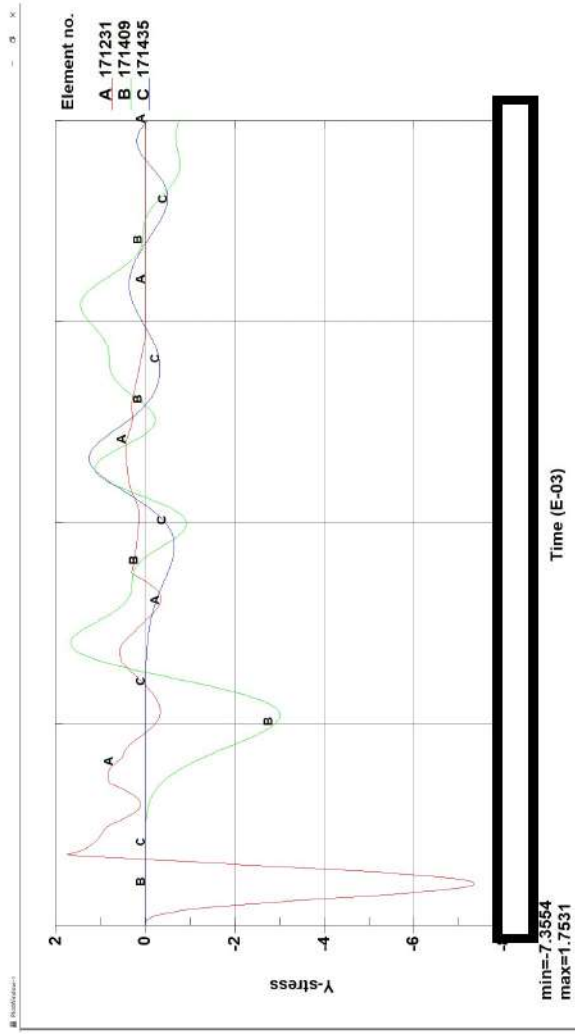
今回の解析対象である水蒸気爆発は、高い圧力の荷重がごくわずかな時間（ミリ秒単位）で作用する事象であり、爆発エネルギーの開放直後の圧力波による発生応力が支配的となると考えられる。実際の解析評価においても、添付図 1-6 に示したように、水蒸気爆発によって生じる圧力波の爆発初期のピークによる圧力が、以降の反射波による圧力ピー

クに比べて大きく、爆発初期の圧力波が構造応答評価に対して支配的となることを確認できる。



添付図 1-1 解析モデルと荷重条件

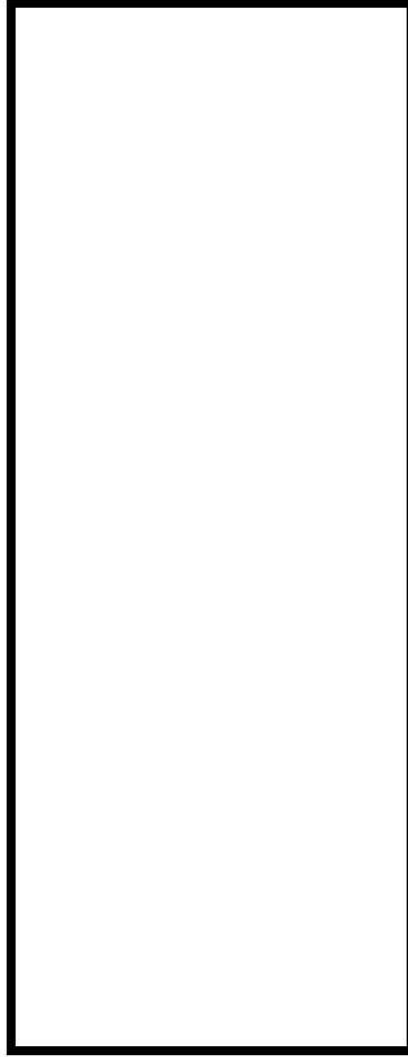
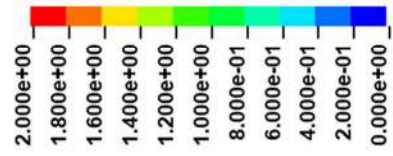
: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。



添付図 1-2 Lagrange 要素の代表点における応力場の履歴

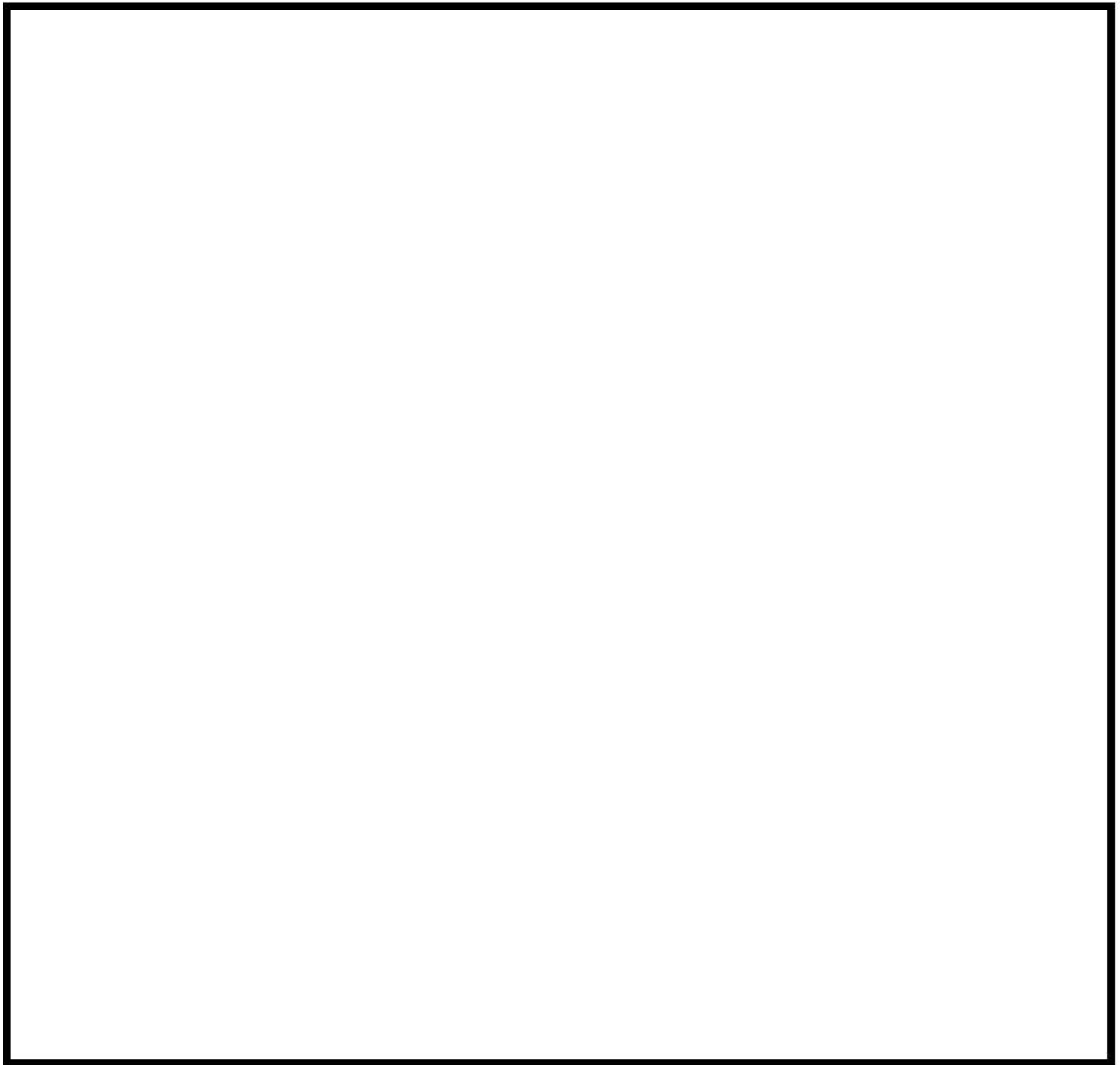
: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

応力値 (MPa)



添付図 1-3 応力場分布の推移

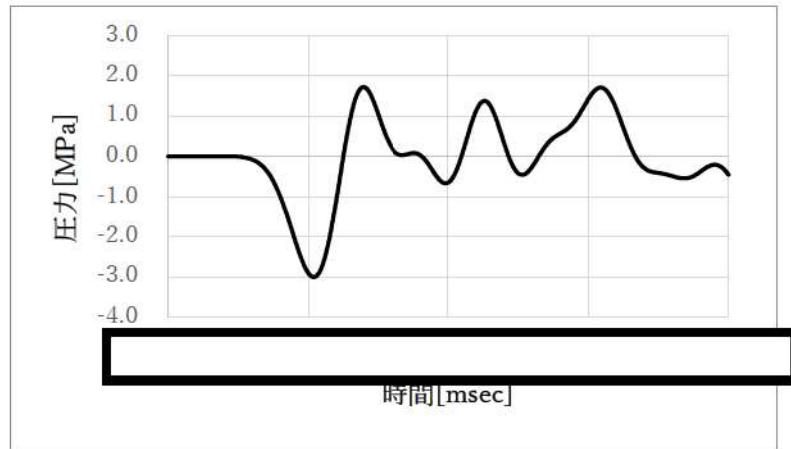
□ : 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。



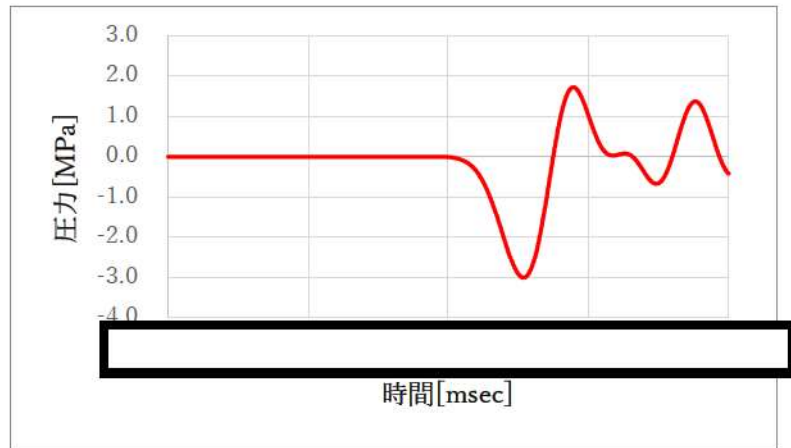
添付図 1-4 解析モデルと荷重条件

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

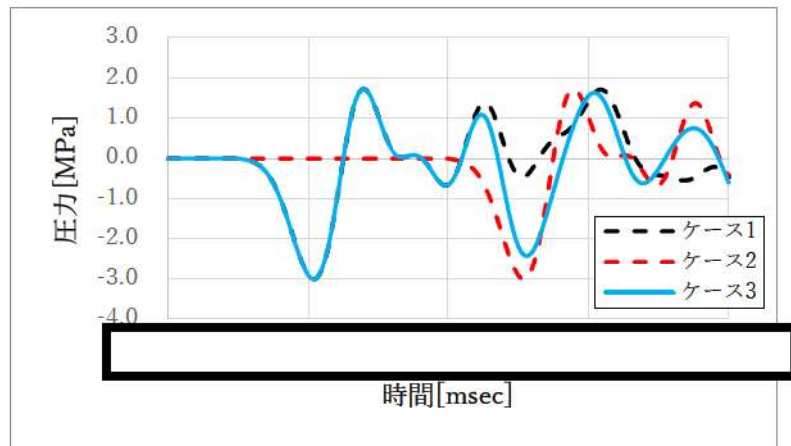
<ケース 1>



<ケース 2>



<ケース 3>



添付図 1-5 各ケースの圧力履歴

□ : 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。



添付図 1-6 圧力によって原子炉下部キャビティ外側壁面に作用する荷重

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

添付2 原子炉下部キャビティ構造応答評価における判定基準について

1. 原子炉下部キャビティ壁の支持機能について

炉外 FCI の水蒸気爆発評価においては、爆発による衝撃荷重により、原子炉下部キャビティ壁が原子炉容器等を支持する機能を損なわないことが健全性の判断基準となる。

2. 許容ひずみについて

鉄筋コンクリート構造の破壊モードとしては、引張側の鉄筋が破断する曲げ引張破壊、コンクリートにせん断力が作用し脆性的に破壊されるせん断破壊、及び圧縮側のコンクリートが圧壊する曲げ圧縮破壊が考えられ、鉄筋コンクリートの健全性は、爆発荷重によって生じるひずみを各破壊モードにおける許容値と比較評価し、構造が全体的に崩壊する挙動とならないことをもって確認する。

曲げ引張破壊モードにおいては、JSME S NX3-2015^[1]で示される破断ひずみを真値に換算した値 11.9%を鉄筋の相当塑性ひずみの許容ひずみとして採用する。

せん断破壊モードにおいては、NEI07-13^[2]で示される許容せん断ひずみ 0.5%をコンクリートのせん断ひずみの許容ひずみとして採用する。

曲げ圧縮破壊モードにおいては、コンクリートが圧縮強度に達するひずみ ($Fc24:1114\mu$, $Fc36:1349\mu$) をコンクリートの最小主ひずみの許容ひずみとして採用する。

3. 代表的な解析結果と判断基準に対する傾向の確認

今回の評価結果を添付表 3-1 に示す。曲げ引張破壊モードにおいては、原子炉下部キャビティ壁の鉄筋に塑性ひずみは発生しておらず、許容ひずみ 11.9%を超過していない。また、せん断破壊モードにおいては、コンクリートのせん断ひずみが最大 0.3%に達しているものの、許容せん断ひずみ 0.5%を超過していない。曲げ圧縮破壊モードについては、最小主ひずみが下部コンクリートで最大 1167μ に達しており、許容ひずみ 1114μ を超過しているものの、添付図 3-1 に示す通りトンネル内壁及び階段室の表層に限定されており、全断面では許容値を超過していない。

以上より、コンクリートは表層部の限定された範囲以外の部分が許容値である圧縮強度相当のひずみ以内であり、鉄筋には塑性ひずみが発生しておらず弾性範囲内であることから、水蒸気爆発による衝撃荷重により原子炉下部キャビティ壁の鉄筋コンクリート構造が全体的に崩壊する挙動とはならず、構造健全性が維持され原子炉格納容器の健全性が保たれると判断できる。

4. 参考文献

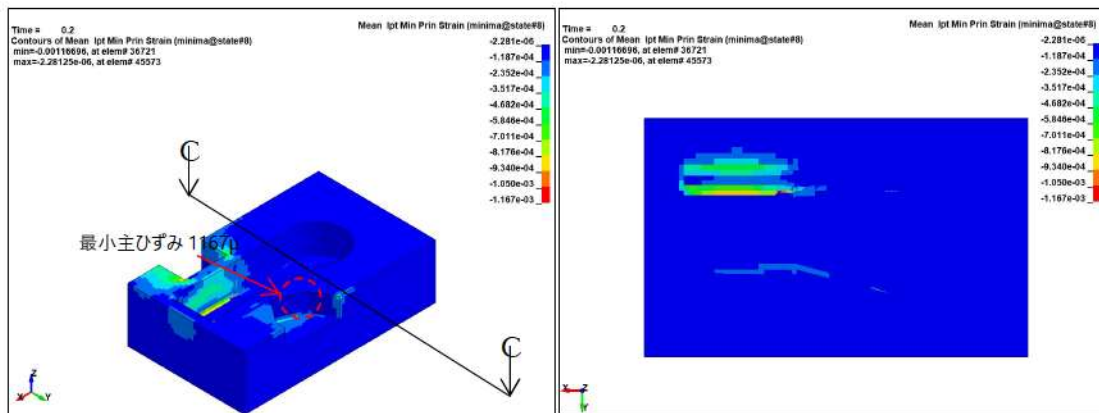
[1] 「シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン (PWR プレストレスコンクリ

ート製格納容器編)」、日本機械学会, JSME S NX3-2015, 2015年9月

[2] “Methodology for Performing Aircraft Impact Assessments for New Plant Design”, Nuclear Energy Institute(NEI), NEI07-13(Rev. 8P), 2011.4

添付表 3-1 LS-DYNA 解析結果

| 部位 | 評価パラメータ | 発生値 | 許容値 |
|--------|----------------------|--------------------------------------|----------------------------------|
| 鉄筋 | 塑性ひずみ | 0% | 11.9% |
| コンクリート | せん断ひずみ | 0.3% | 0.5% |
| | 最小主ひずみ (下部(Fc24)) | 1167 μ (トンネル内壁及び 階段室の表層のみ) | 1次遮蔽壁全断面で1114 μ 以上とならないこと |
| | 最小主ひずみ (上部(Fc36)) | 1273 μ | 1次遮蔽壁全断面で1349 μ 以上とならないこと |



(a) 最小値発生箇所

(b) C-C 断面

添付図 3-1 爆発発生から 0.2 秒後までのコンクリートの最小主ひずみの最小値の分布

| | |
|-------------|---------------|
| 泊発電所3号炉審査資料 | |
| 資料番号 | SAE10 r. 5. 0 |
| 提出年月日 | 令和5年10月31日 |

泊発電所3号炉
重大事故等対策の有効性評価

付録4 原子炉格納容器からの漏えいに関する
エアロゾル粒子の捕集効果の設定について

令和5年10月
北海道電力株式会社

原子炉格納容器からの漏えいに関する
エアロゾル粒子の捕集効果の設定について

目 次

| | 頁 |
|---|----|
| 1. はじめに | 1 |
| 2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路 | 1 |
| 2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所 | 2 |
| 3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見 | 11 |
| 3.1 NUPEC 試験概要 | 18 |
| 3.2 NUPEC 試験結果 | 21 |
| 4. NUPEC 試験の実機への適用性 | 24 |
| 4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察 | 26 |
| 4.2 シール材の差異に対する考察 | 33 |
| 4.3 圧力条件に対する考察 | 41 |
| 4.4 蒸気条件に対する考察 | 41 |
| 4.5 破損時と健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する 考察 | 41 |
| 5. まとめ | 48 |

1. はじめに

重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価においては、原子炉格納容器の限界温度、限界圧力を下回る領域において、最高使用圧力に応じた設計漏えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。

ここで、原子炉格納容器からのエアロゾル粒子の漏えいは、原子炉格納容器フランジのシール部や電線貫通部のシール部において重大事故等時の条件下で漏えい孔が生じた場合、これを主たる経路として発生すると考えられる。

漏えい経路は非常に狭く複雑な形状を示すことから、エアロゾル粒子が捕集される効果が期待される。

本資料は、重大事故等時の PWR の原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を表す除染係数（以下「DF」という。）に関し、「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書（原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月）」（以下「NUPEC 総括報告書」という。）で報告されている放射性物質捕集特性試験の実機への適用性の確認及び適用可能な DF についてまとめたものである。

2. 原子炉格納容器の構造と原子炉建屋への漏えい経路

PWR の原子炉格納容器は鋼製円筒型格納容器（鋼製 CV）及びプレストレストコンクリート製格納容器（PCCV）といった種類があり、その構造は前者が鋼鉄製の容器、後者が鉄筋コンクリートの表面を鋼材でライニングした構造であるかの違いはあるが、そのバウンダリ部は溶接又はガスケット等でシールされており、放射性物質を閉じ込めるための気密性の高い構造となっている。

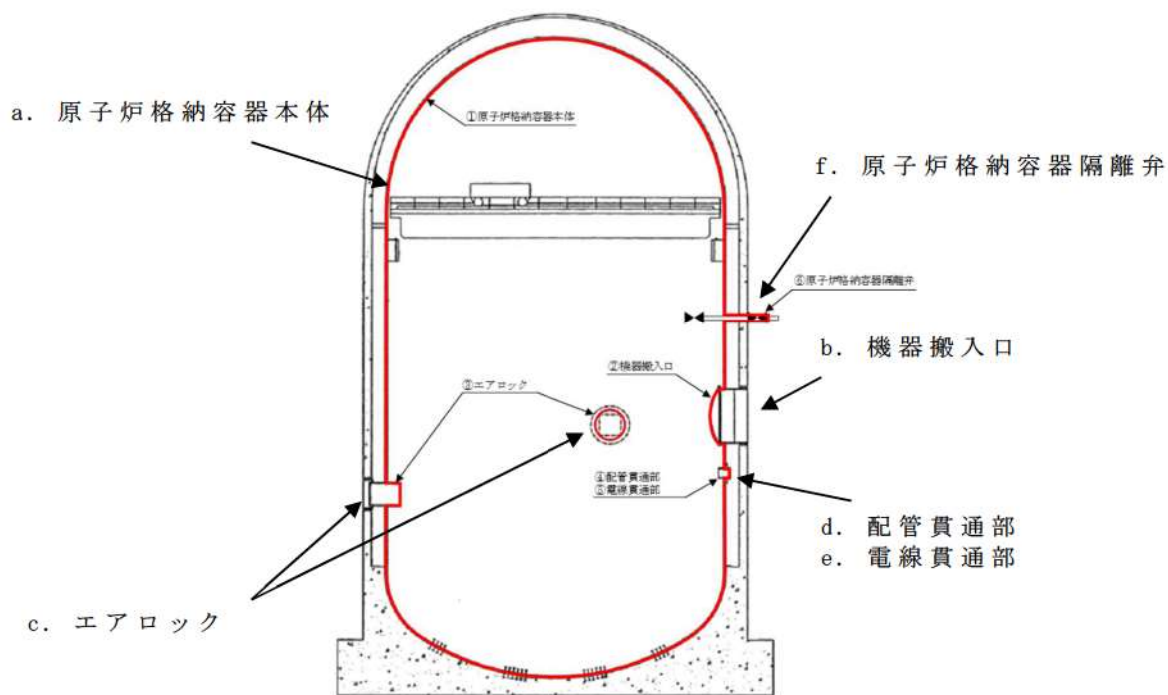
そのため放射性物質が原子炉格納容器外へ放出される際には、これらのガスケット等のシール部から漏えいするものと考えられる。以下に実機の構造と漏えい想定箇所について泊発電所3号炉で採用している鋼製CVで示す。

2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所

原子炉格納容器の構造から漏えい箇所を想定するにあたり、鋼製CVの概要図を図2-1に示す。

原子炉格納容器バウンダリの構成部について、重大事故等時における放射性物質の閉じ込め機能を喪失させる要因（以下「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う以下の要因が想定される。

原子炉格納容器バウンダリの構成部を機能喪失要因別に分類し表2-1に示す。



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- a. 原子炉格納容器本体（一般部及び局部）
- b. 機器搬入口
- c. エアロック
- d. 配管貫通部
- e. 電線貫通部
- f. 原子炉格納容器隔離弁

図 2-1 PWR（鋼製 CV）の原子炉格納容器の概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

表 2-1 PWR の原子炉格納容器（鋼製 CV）バウンダリの構成部における機能喪失要因（泊発電所 3 号炉の場合）

| 構成部 | | 機能喪失要因 | |
|---------------|---------|--------|---------------------|
| | | 構造部 | シール部 |
| a. 原子炉格納容器本体 | 一般部及び局部 | 延性破壊 | — |
| b. 機器搬入口 | 蓋 | 座屈 | — |
| | フランジ | 延性破壊 | — |
| | ボルト | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形, 高温劣化 |
| c. エアロック | 隔壁 | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形, 高温劣化 |
| d. 配管貫通部 | 貫通配管 | 延性破壊 | — |
| | スリーブ | 延性破壊 | — |
| | 端板 | 延性破壊 | — |
| | 閉止フランジ | 延性破壊 | シール能力不足による漏えい |
| | 閉止板 | 延性破壊 | — |
| | 伸縮継手 | 疲労破壊 | — |
| | 短管 | 圧壊 | — |
| e. 電線貫通部 | 本体及び端板 | 延性破壊 | — |
| | モジュール | — | エポキシ樹脂付着力低下, Oリング変形 |
| f. 原子炉格納容器隔離弁 | 耐圧部材 | 延性破壊 | — |
| | シール部 | — | 変形 |

上記の原子炉格納容器バウンダリの構成部のうち、構造部については鋼材で構成されており連続構造であることから漏えいが生じる可能性は極めて低いと考えられる。

一方、シール部については、シール材と鋼材を密着させることによりシールしており、連続構造ではないことから、漏えいが生じる可能性は否定できない。

ここで、各構成部のシール部はその構造及び漏えいのメカニズ

ムから、以下の三つに分類できる。(泊発電所3号炉を例に主なシール部の構造を図2-2から図2-6に示す。)

- ① フランジ構造のシール部 (b. 機器搬入口, c. エアロック, d. 配管貫通部)
- ② 電線貫通部のシール部 (e. 電線貫通部)
- ③ 原子炉格納容器隔離弁のシール部 (f. 原子炉格納容器隔離弁)

重大事故等環境下での原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の設定という本資料の目的に照らすと、前記①から③のうち原子炉格納容器の気相部から原子炉格納容器外への漏えいが評価の対象となる。本資料で適用している実機想定試験でのエアロゾル粒子の捕集効果は、フランジ構造や電線貫通部のシール部の漏えい経路において測定したものであり、原子炉格納容器全体の漏えい率に相当する大きな経路のものとなっている。

さらに、原子炉格納容器隔離弁のシール部は、以下の a. ~ d. のような配管構成等であり、原子炉格納容器隔離弁漏えい率試験^{*1}の実績も踏まえると、フランジ構造や電線貫通部のシール部からの漏えいに着目することが適切である。

- a. 液相に接続する配管 (封水の効果を期待できる)
- b. 原子炉格納容器の内外で閉じた系を構成する配管
- c. 気相に接続する配管のうち事故時に閉となる隔離弁を持つ配管 (原子炉格納容器の限界温度及び圧力に対する健全性を確認した二つの隔離弁を設けている)
- d. 気相に接続する配管のうち事故時に開となる隔離弁を持つ配管 (計装等) (原子炉建屋への漏えい経路となり得る計器等)

と配管の取り合い部は、シール材を使用しており、また少数かつ小口径である)

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

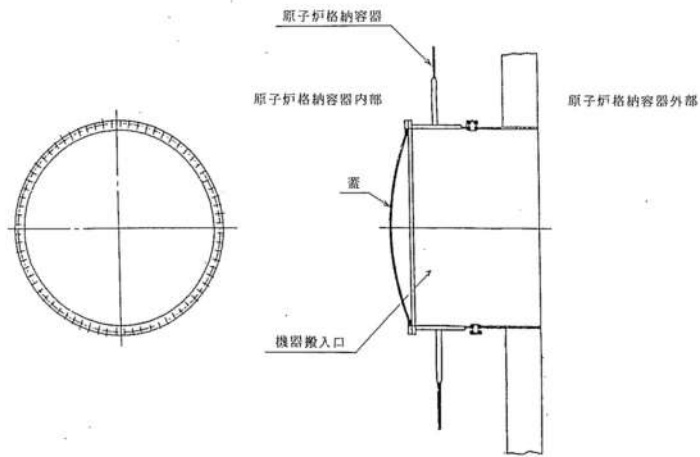


図 2-2 機器搬入口概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

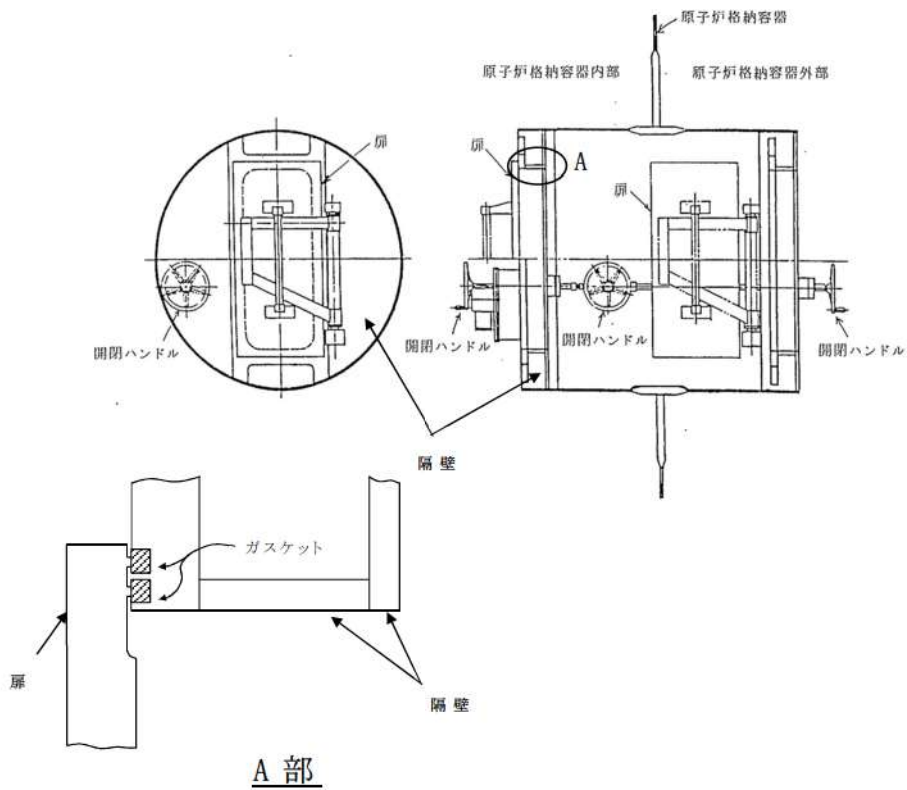


図 2-3 エアロック概略図
(泊発電所 3 号炉の場合)

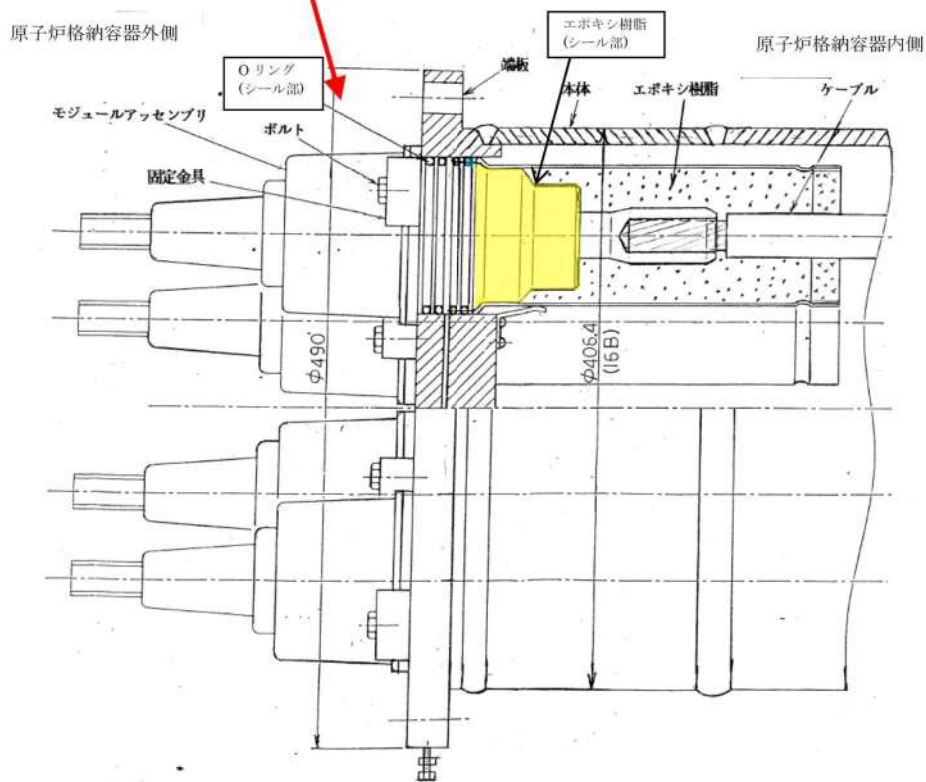
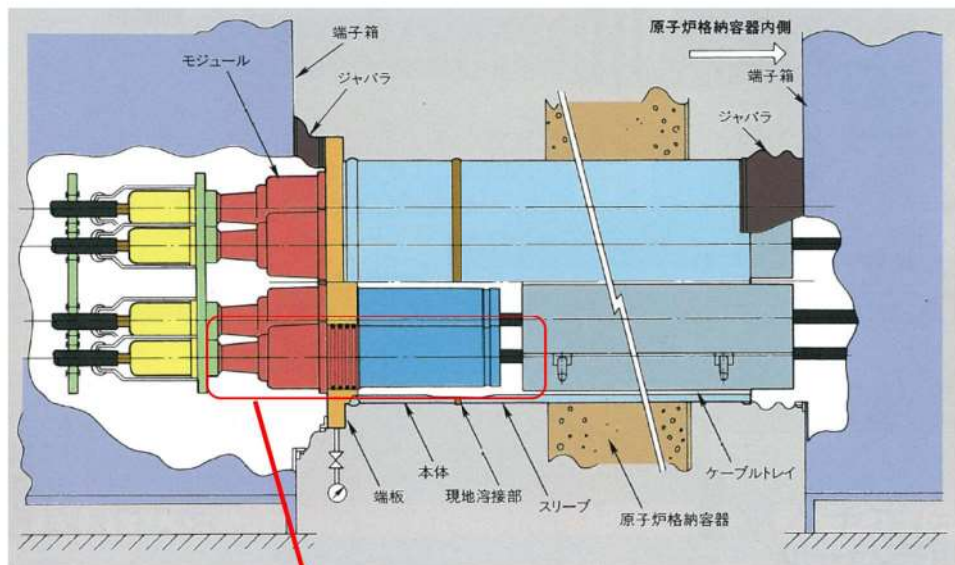


図 2-4 電線貫通部（モジュラー型／高電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

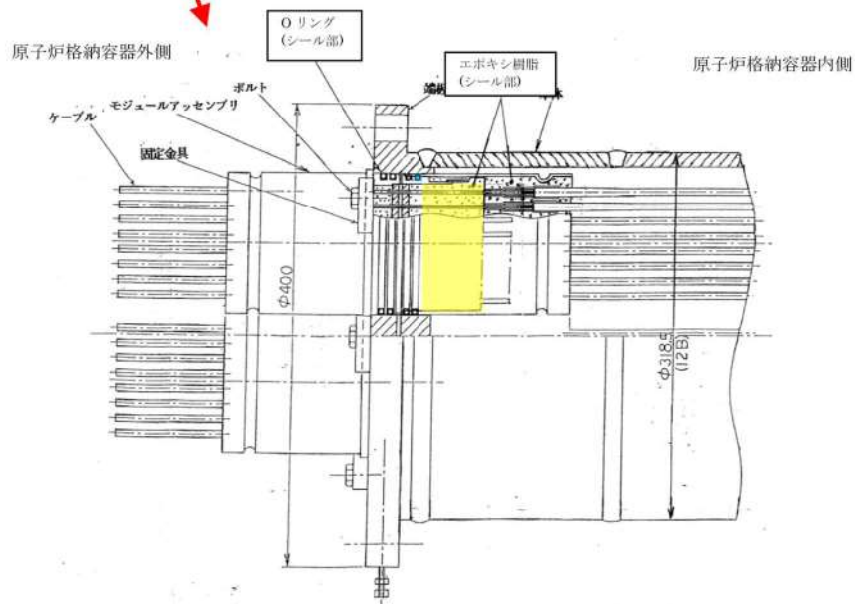
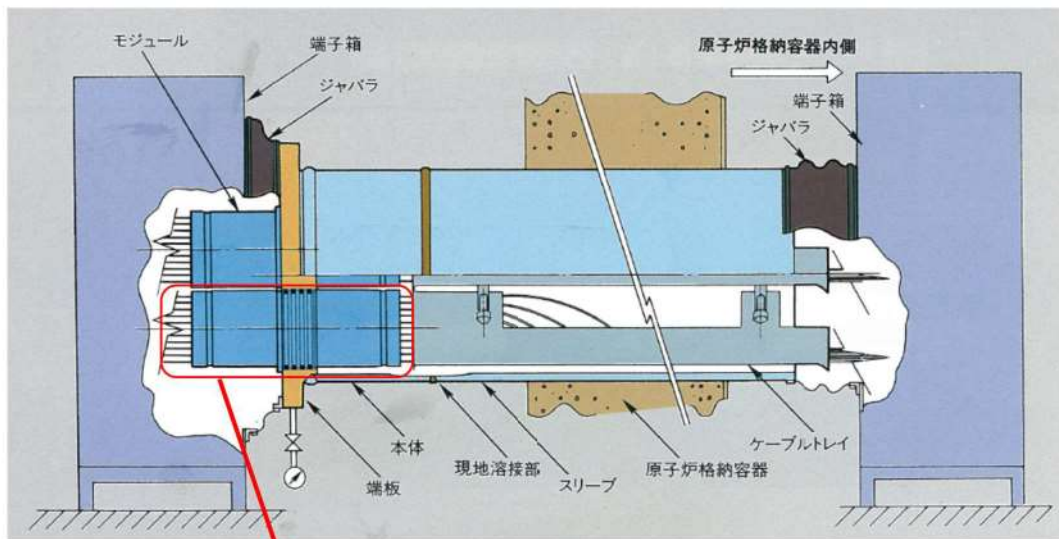


図 2-5 電線貫通部（モジュラー型／低電圧）シール部概要図
（泊発電所 3 号炉の場合）

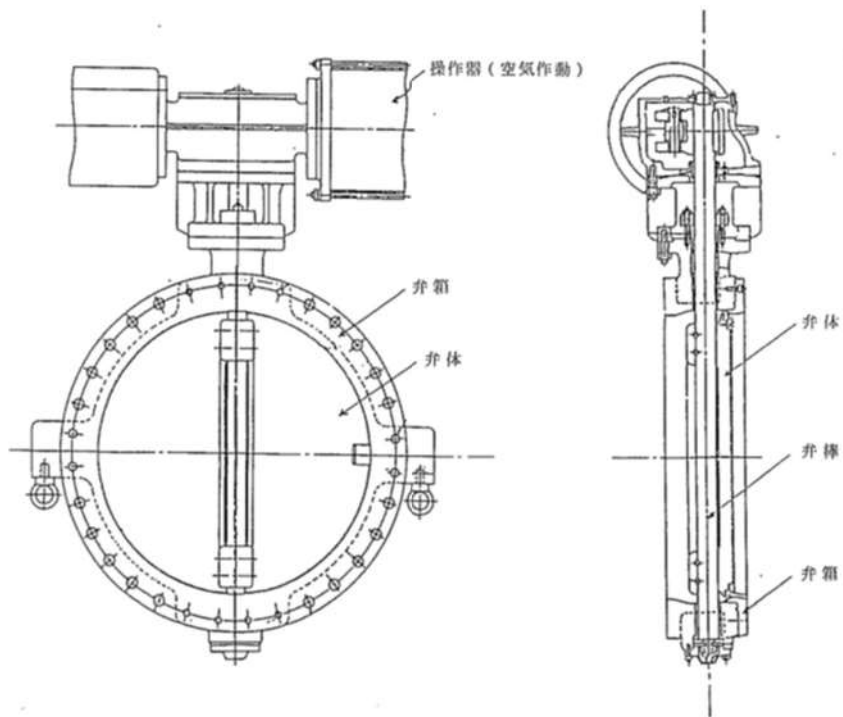


図 2-6 空調用バタフライ弁 (例)

(泊発電所 3 号炉の場合)

3. 漏えい経路におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見

漏えい経路を通るエアロゾル輸送の理論的及び実験的研究に関しては、米国サンディア国立研究所報告書「SAND2009-1701」^{※1}において文献が調査されている。ここではエアロゾルによる流路の閉塞に関する実験データをレビューしてエアロゾル輸送を予測するための簡易モデルを提唱した「Morewitz, et al.の研究」^{※2}をはじめ、毛細管やスロットなどでの小規模実験、コンクリートクラックや原子炉格納容器貫通部からの漏えい試験などが報告されている。

また、軽水炉のシビアアクシデント安全研究分野でのヨーロッパ及び各国の研究結果をまとめた「Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology」^{※3}においても核分裂生成物の輸送と放出についていくつかの試験データが報告されている。原子炉格納容器からの漏えいに係るエアロゾルの捕集特性に関連する試験を表 3-1 にまとめる。

これらの試験はその目的に応じ様々な条件下において漏えい経路でのエアロゾルの捕集効果、蒸気の凝縮やエアロゾルによる閉塞効果が確認されている。また、近年ではコンクリートクラックを通るエアロゾル輸送をモデル化する研究^{※4}が進められており、エアロゾルの捕集には、原子炉格納容器内部の圧力や温度などの熱水力学的特性や亀裂の幾何学的特性、エアロゾルの濃度や粒径分布等が考慮すべきパラメータとされている。

重大事故等時に原子炉格納容器貫通部に漏えいが生じた場合の漏えい部でのエアロゾル捕集効果については、実機と同様の貫通部を用いた試験は行われていなかった。そのような背景から、旧原子力安全・保安院の委託事業「原子炉格納容器信頼性実証事業」

において、原子力発電技術機構により「放射性物質捕集特性試験※⁵」（以下「NUPEC 試験」という。）が行われ、原子炉格納容器のフランジや電線貫通部のシール部の実機模擬試験体を用いて実証試験が実施された。

以上のことから、原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果を検討する本資料においては、実機の原子炉格納容器貫通部のシール部からの漏えいに着目し重大事故等時の環境下を想定して実験を行った NUPEC 試験について確認することとした。

表 3-1 原子炉格納容器からの漏えい経路でのエアロゾル粒子の捕集特性に関する試験

| 試験名 | 概要 | 試験体 | 主な条件 | 得られた知見と適用性の考察 |
|---|-------------------------------------|--|--|--|
| CSE 試験 ^{*6,7} (米国) (1964年～1970年) | 原子炉格納容器内の自然捕集、スプレイ経路での漏えい量の減衰を評価 | 1000MWe 級 PWR 格納容器 1/5 モデル 漏えい経路 (ステンレス鋼管 (直径 4.57mm), ニードル弁で構成) (図 3-1 参照) | 約 250°F (121°C), 約 50psia (0.345 MPa) Cs, I 等エアロゾル 通気時間 10～120 分 | <ul style="list-style-type: none"> 捕集の程度は漏えい経路の幾何学的形状、材料並びに FP の化学的・物理的形態に依存すると の知見が得られた。 DF10 から 100 程度と評価されているが、漏えい 経路の形状、規模、材質、エアロゾル除去効果 が今回検討の対象とする原子炉格納容器貫通部 と異なるため適用できない。 |
| Nelson らの試験 ^{*8} (米国) (1975年) | 毛細管を通るエアロゾルの閉塞までの時間を評価 | 様々なサイズの毛細管 直径 0.52～1.57mm, 長さ 4.9～7.6cm (図 3-2 参照) | NaOH 等エアロゾル エアロゾル濃度 20g/m ³ | <ul style="list-style-type: none"> 高濃度で生成された大きな粒子が閉塞に効果的 であるとの知見が得られた。 エアロゾル濃度と毛細管サイズによる閉塞まで の時間に着目しており DF は評価していないため 適用できない。 |
| Morewitz らの試験 ^{*2} (米国) (1978年) | 複雑な流路を通るエアロゾル輸送試験から簡易モデルを提案 | 幅 0.79～1.25mm の複雑 流路 (図 3-3 参照) | Na ₂ Ox, Na ₂ CO ₃ エアロゾル UO ₂ エアロゾル等 エアロゾル濃度 ～数百 g/m ³ | <ul style="list-style-type: none"> 高濃度では閉塞までの時間が非常に短い (数 秒) との知見が得られた。 閉塞までの時間とリーク量に着目しており DF は評価していないため適用できない。 |
| NUPEC 試験 ^{*5} (日本) (1989年～1997年) | 重大事故等時の原子炉格納容器貫通部の漏えい及びエアロゾル捕集特性を評価 | 電気配線貫通部及びフ ラージ・ガスケットの シール部を損傷させ漏 えい経路を設定 | 100～200°C ドライ条件 0.11～0.60 MPa [gage] CsI エアロゾル エアロゾル濃度 10～ 300mg/m ³ 通気時間 4～5 時間 | <ul style="list-style-type: none"> DF10～1000 以上 (低電圧モジュールとフレンジ・ ガスケットの DF の違いは漏えい経路の形 状の速いによる) であり、重大事故等時の環 境下での実規模模擬試験による定量的な知見が得 られた。 本資料での適用性を 4. で確認する。 |
| IRSN 試験 ^{*4,9} (欧州) (2000 年代) | 亀裂の入ったエアロゾル挙動を評価 | コンクリート壁 (幅 128cm×高さ 75cm×厚さ 10cm) にせん断応力に より亀裂を発生 (図 3-4 参照) | フルオレセイン粒子を異 なる粒径で実験 (60nm, 0.8, 1.1, 4.1μ m) | <ul style="list-style-type: none"> 粒径を変化させた実験結果から狭隙部では慣性 沈着や乱流沈着が作用するとの知見が得られ た。 コンクリートラックでの沈着モデルに着目し ており DF は評価していないため適用できな い。 |
| COLIMA 試験 ^{*10} (欧州) (2008年) | シビア条件下でのエアロゾル捕集量を評価 | 円筒形コンクリート (直径 15cm×高さ 30cm) を分割・亀裂 (幅 0.5mm 範囲 13cm 長さ 30cm) を設定 (図 3-5 参照) | 110°C ドライ条件 コリウム由来エアロゾル (I, Cs, Te 等) 通気時間約 5～10 分 | <ul style="list-style-type: none"> 入口からの距離に応じ堆積物の組成を分析。ほ とんどのエアロゾルが亀裂の始まり 10cm 以 内 で捕集されたとの知見が得られた。 捕集率 95% (DF20) と評価されているが、漏えい 経路の形状、規模、材質が今回検討の対象とす る原子炉格納容器貫通部と異なるため適用で きない。 |

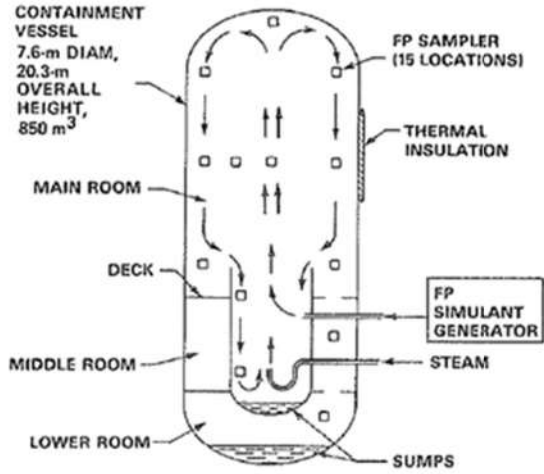


Fig. 3. Schematic arrangement for FP transport tests.

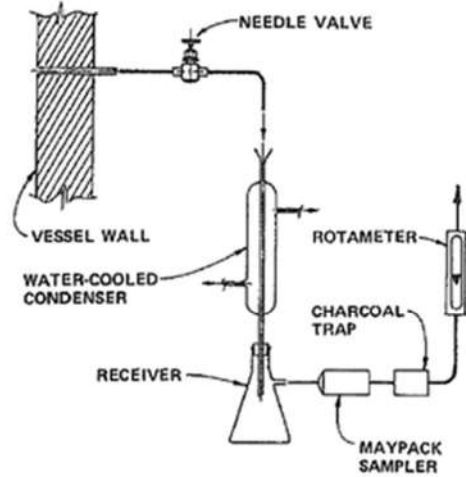


Fig. 9. Sampling train used to collect leaked FPs.

図 3-1 CSE 試験体系とサンプリング装置^{※6}

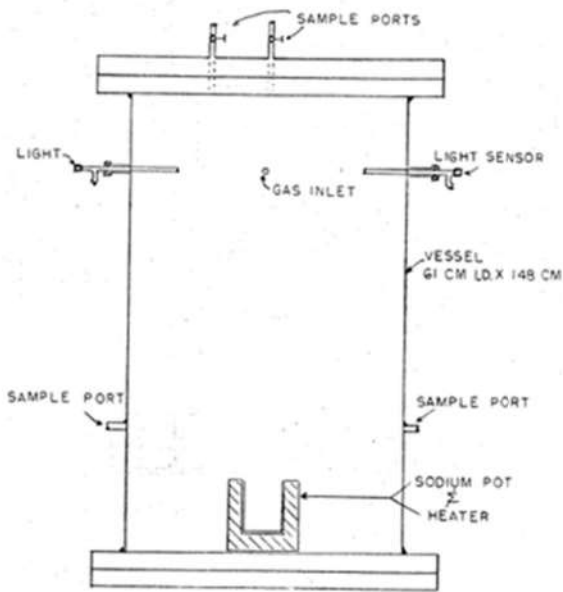


FIGURE 1. TEST VESSEL

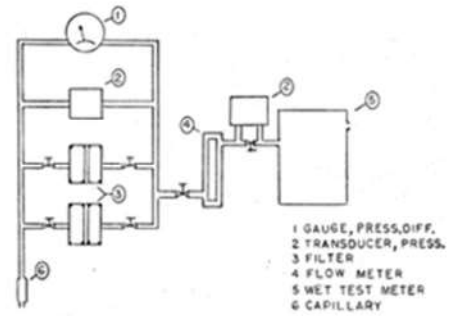


FIGURE 2. SAMPLE MANIFOLD

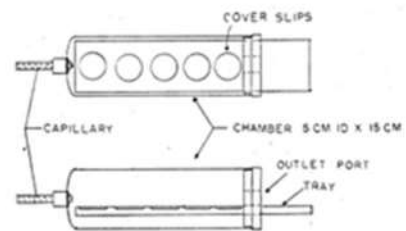


FIGURE 3. FALLOUT CHAMBER

図 3-2 Nelson らの試験体系とサンプリング装置^{※8}

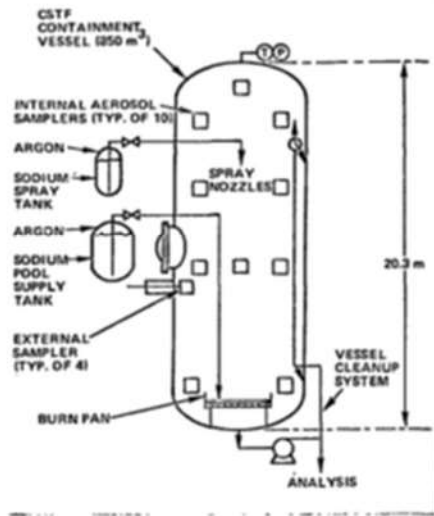


Figure 5. Schematic of Experimental Equipment for CSTF

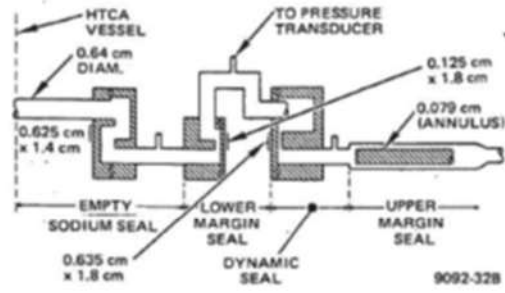


Figure 4. Multiple Band Leak Path

図 3-3 Morewitz らの試験体系と漏えい経路^{※2}

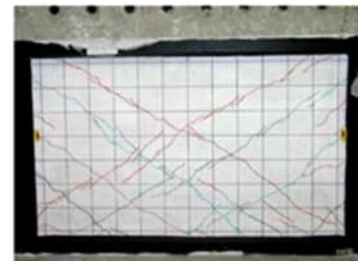
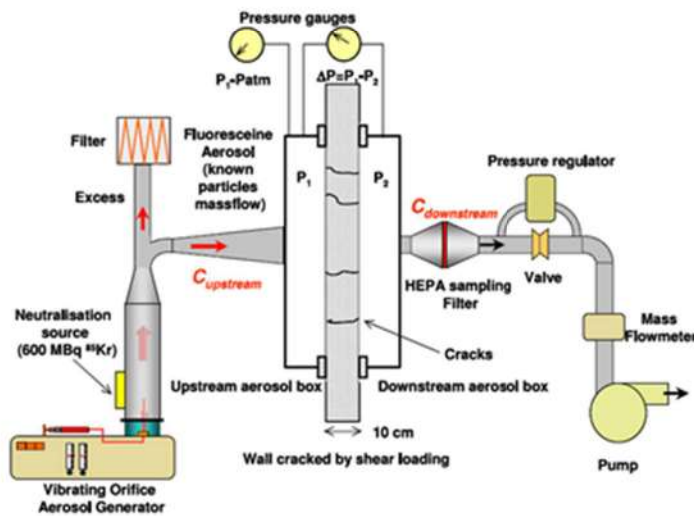


Fig. 7 - The cracks network reproduced in IRSN test.

図 3-4 IRSN 試験体系とコンクリートサンプル^{※4}

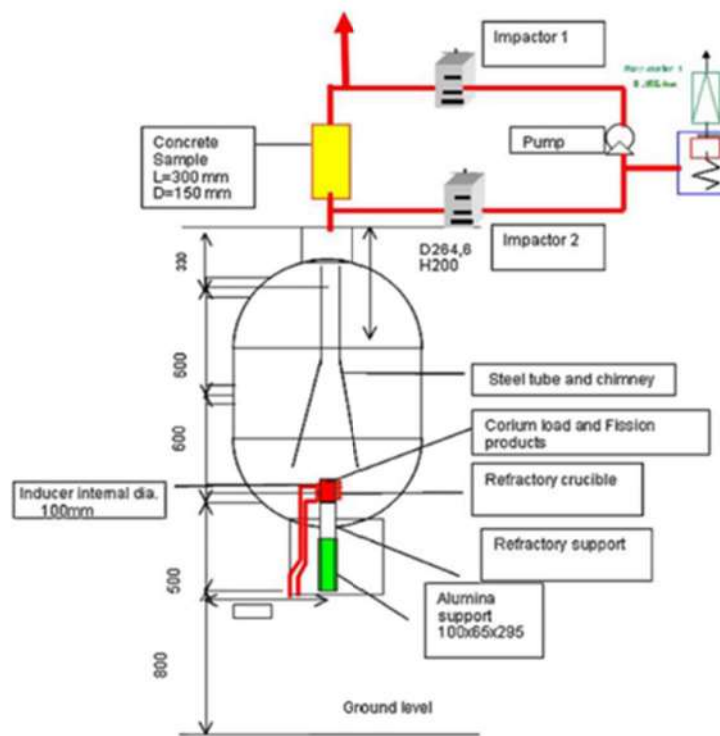


Fig. 1. Schematization of the test COLIMA on the concrete crack sample.

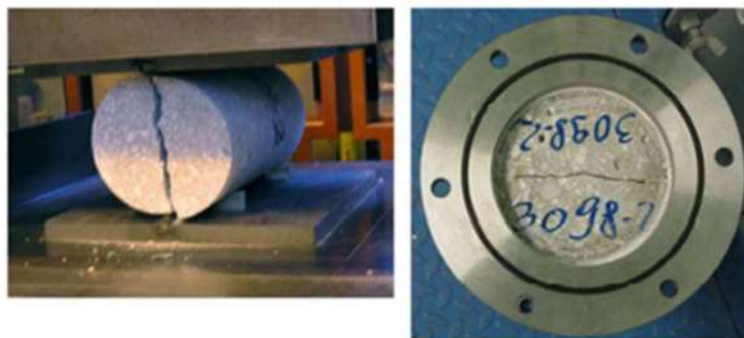


Fig. 2. Instant of the splitting of one of the cylindrical samples (left), and view of the inlet of a crack sample positioned and sealed in the flanged steel holder (right).

図 3-5 COLIMA 試験体系とコンクリートサンプル^{※10}

※参考文献

- 1 Dana A. Powers, “Aerosol Penetration of Leak Pathways -An Examination of the Available Data and Models” , SAND2009-1701, 2009
- 2 H. A. Morewitz, et al., “Attenuation of Airborne Debris from Liquid-metal Fast Breeder Reactor Accidents” , HEDL-SA-1665, Hanford Engineering Development Laboratory, 1978.
- 3 Bal Raj Sehgal (Ed.), “Nuclear Safety in Light Water Reactors Severe Accident Phenomenology” , 1st ed., Support Provided by the SARNET (Severe Accident Network) in the Framework Programmes of Research of the European Commission, 2012.
- 4 F. Parozzi, et al., “Investigations on Aerosol Transport in Containment Cracks” , International Conference on Nuclear Energy for New Europe 2005, Bled, Slovenia, September 5-8, 2005.
- 5 「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書」（原子力発電技術機構 平成 15 年 3 月）
- 6 R. K. Hilliard, A. K. Postma, “Large-Scale Fission Product Containment Tests” , Nuclear Technology, vol. 53, n. 2, (1981) 163-175.
- 7 M. E. Witherspoon, A. K. Postma, “Leakage of Fission Products from Artificial Leaks in the Containment System Experiment” , BNWL-1582, Battelle-Pacific Northwest Laboratories, 1971.
- 8 C. T. Nelson, R. P. Johnson, “Aerosol Leakage Tests” , Status of Safety Technology for Radiological Consequence Assessment of Postulated Accidents in Liquid Metal Fast Breeder Reactors, Energy Research and Development Administration, ERDA-56, 1975.
- 9 T. Gelain, J. Vendel, “Research Works on Contamination Transfers Through Cracked Concrete Walls” , Nuclear Engineering and Design, 238 (2008) 1159-1165.
- 10 F. Parozzi, et al., “The COLIMA Experiment on Aerosol Retention in Containment Leak Paths Under Severe Nuclear Accidents” , Nuclear Engineering and Design, 261 (2013) 346-351.

3.1 NUPEC 試験概要

シビアアクシデント条件下での原子炉格納容器シール部の漏えい経路におけるエアロゾルの捕集特性を評価するに先立って、アクシデントマネジメント条件下での健全性を確認するため、加熱モード、雰囲気ガス、放射線エージング等をパラメータにとり、原子炉格納容器貫通部の健全性確認試験を実施している。その後、破損温度を把握することを目的にリーク発生条件評価試験を行い、リークが生じた試験体（電気配線貫通部（低電圧モジュール）及びフランジ・ガスケット）について、その試験体に対しエアロゾルを供給し、入口及び出口のエアロゾル濃度等を測定することで漏えい経路におけるエアロゾル捕集特性を確認している。

NUPEC 試験条件を表 3-2～表 3-4 に、試験装置の概略図を図 3-6 に示す。

表 3-2 NUPEC 試験における試験条件（健全性確認試験）

| | NUPEC 試験における試験条件 | |
|---------|---|--|
| 試験対象 | 電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット | |
| シール材の材質 | 電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム | |
| 環境条件 | 定温度加熱 | : 200℃/230℃で 20h 以上保持, 圧力 0.8MPa 一定 |
| | 周期的温度加熱 | : 120～200℃で数十 h 加熱, 圧力 0.1～0.8MPa で変化 |
| | 雰囲気ガス | : 水蒸気, 空気 |
| | 放射線エージング | : 800kGy, 0kGy |

表 3-3 NUPEC 試験における試験条件（リーク発生条件評価試験）

| NUPEC 試験における試験条件 | |
|------------------|--|
| 試験対象 | 電気配線貫通部（低電圧モジュール） 電気配線貫通部（高電圧モジュール） フランジ・ガスケット |
| シール材の材質 | 電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 （高電圧モジュール）：エチレンプロピレン ンゴム フランジ・ガスケット：シリコンゴム |
| 環境条件 | 圧力：0.4～1.0MPa 雰囲気ガス：水蒸気，空気 放射線エージング：800kGy，0kGy 昇温速度：約 0.5℃/min ^{※1} |

- ※1 25℃毎に1時間程度保持させた後、リークが生じなければさらに加温した。加温は最大 400℃までとしている。また、シビアアクシデント時の原子炉格納容器内外の温度差を模擬するため、試験体の入口側のみを加熱し、出口側は保温のみとした。

表 3-4 NUPEC 試験における試験条件（エアロゾル捕集特性試験）

| NUPEC 試験における試験条件 | |
|------------------|---|
| 試験対象 | 電気配線貫通部（低電圧モジュール） フランジ・ガスケット |
| シール材の材質 | 電気配線貫通部 （低電圧モジュール）：エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット：シリコンゴム |
| エアロゾル濃度 | 10～300 mg/m ³ (CsI) |
| エアロゾル粒子の粒径 | 1～2 μm (CsI) |
| 環境条件 | 温度：100～200℃ ^{※1} 圧力：0.11～0.60MPa （ドライ条件） ^{※2} |

- ※1 貫通部のシール機能が健全な場合においてはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を 200℃以上（最大約 270～350℃まで）の環境で約 20 時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している
- ※2 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

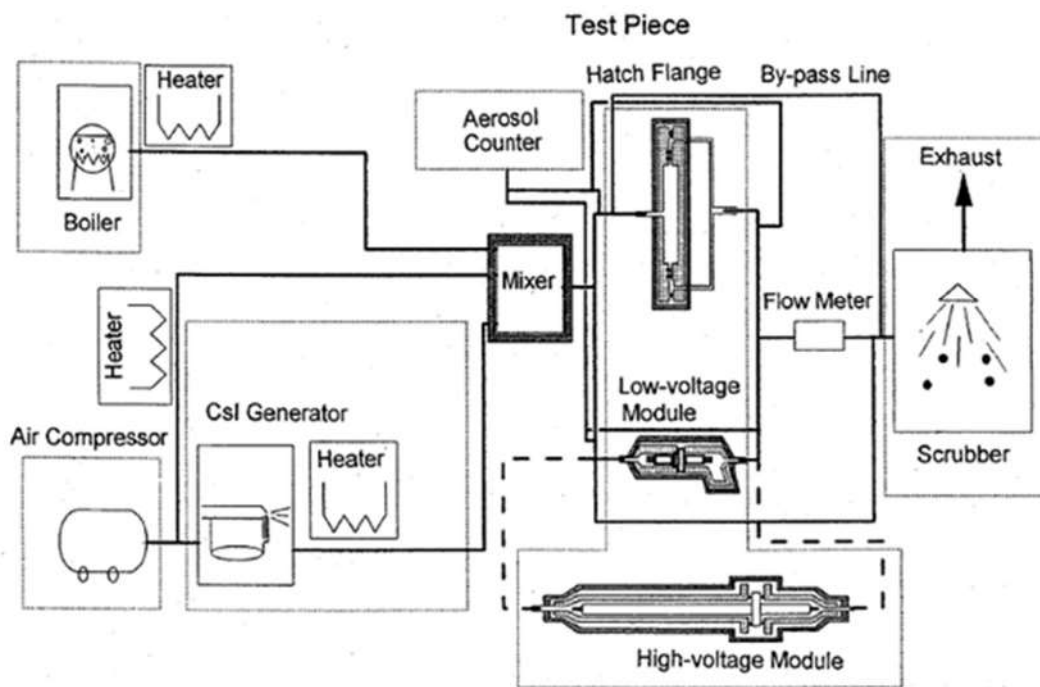


图 3-6 試驗装置概略图 (NUPEC 試驗)

3.2 NUPEC 試験結果

3.2.1 健全性確認試験

リーク発生条件評価試験に先立って行った健全性確認試験の結果を表 3-5 に示す。アクシデントマネジメント条件下ではいずれの試験体においても、加熱試験中にリークは見られなかった。

表 3-5 NUPEC 試験での健全性確認試験結果¹⁾

| 試験体 | 放射線 エージン グ | 加熱ガス | 温度 (°C) | 試験時間 (hr) | 漏えい の有無 |
|--------------------|------------------|------|-----------------------|--------------|-----------------|
| 低電圧モジュール | | | | | |
| 0.9mm ² | 無 | 空気 | 230 | 24 | 無 ²⁾ |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 120~200 ³⁾ | 27 | 無 |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 200 | 20 | 無 |
| 同軸ケーブル | 有 | 水蒸気 | 200 | 20 | 無 |
| 100mm ² | 有 | 水蒸気 | 200 | 20 | 無 |
| 2mm ² | 有 | 水蒸気 | 200 | 20 | 無 |
| 高電圧モジュール | | | | | |
| 500mm ² | 無 | 空気 | 230 | 24 | 無 |
| 500mm ² | 有 | 水蒸気 | 200 | 20 | 無 |
| 500mm ² | 有 | 水蒸気 | 120~200 ³⁾ | 42 | 無 |
| フランジ・ガスケット | | | | | |
| 甲丸タイプ | 無 | 空気 | 230 | 24 | 無 ²⁾ |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 120~200 ³⁾ | 50 | 無 |
| グループ&タンクタイプ | 有 | 水蒸気 | 120~200 ³⁾ | 54 | 無 |

1) 圧力：0.8MPa

2) 室温降下時に微小漏えいが発生

3) 圧力：0.1~0.8MPa に相当

3.2.2 リーク発生条件評価試験

リーク発生条件評価試験の結果を表 3-6 に示す。リーク発生温度条件は、低電圧モジュールで 266~324°Cであり、フランジ・ガスケットで 276~349°Cであった。

高電圧モジュールの場合は、400°Cまでの加熱の間ではリークは確認されなかった。

表 3-6 リーク発生条件評価試験結果 (NUPEC 試験)

| 試験体 | 放射線 エージング | 加熱ガス | 圧力 (MPa) | 破損温度 (°C) |
|-----------------------------|--------------|------|-------------|-------------------------------|
| 低電圧モジュール | | | | |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 303 |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 284 |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.4 | 284 |
| 0.9mm ² | 無 | 水蒸気 | 1.0 | 266 |
| 0.9mm ² (T/C) ※1 | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 324 |
| 0.9mm ² (T/C) | 無 | 水蒸気 | 0.8 | 285 |
| 同軸ケーブル | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 301 |
| 100mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 280 |
| 2mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 286 |
| 高電圧モジュール | | | | |
| 500mm ² | 無 | 空気 | 0.8 | 400°Cまで昇温後室 温降下時に微小漏 えい |
| 500mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 400°Cまで漏えい無し |
| フランジ・ガスケット | | | | |
| 甲丸タイプ | 無 | 空気 | 0.8 | 310 |
| 甲丸タイプ | 無 | 水蒸気 | 0.8 | 276 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 303 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 324 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.4 | 349 |
| グループ&タンクタイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 345 |

※1 熱電対

3.2.3 エアロゾル捕集特性試験

NUPEC 試験により得られた、電気配線貫通部とフランジ・ガスケットでの DF の試験結果を図 3-7、図 3-8、表 3-7 に示す。

低電圧モジュールの DF は 40~22000 の範囲、フランジ・ガスケットの DF は 11~25 の範囲との結果が得られている。この DF の違いは、リークパスの形状の複雑さの違いに起因するものと考えられる。

すなわち、低電圧モジュールの場合には、シール材のエポキシ樹脂が繊維フィルタ状となっているため DF が大きくなったと考えられる。一方、フランジ・ガスケットの場合は、リークパスが比較的単純な構造（シリコンゴムに亀裂が入った状態で損傷）となっているため、DF は低電圧モジュールほどは大きくならなかったと考えられる。

NUPEC 試験の結論として、リークパスでのエアロゾル捕集効果に関して、DF として少なくとも 10 以上を考慮することが可能であると報告している。

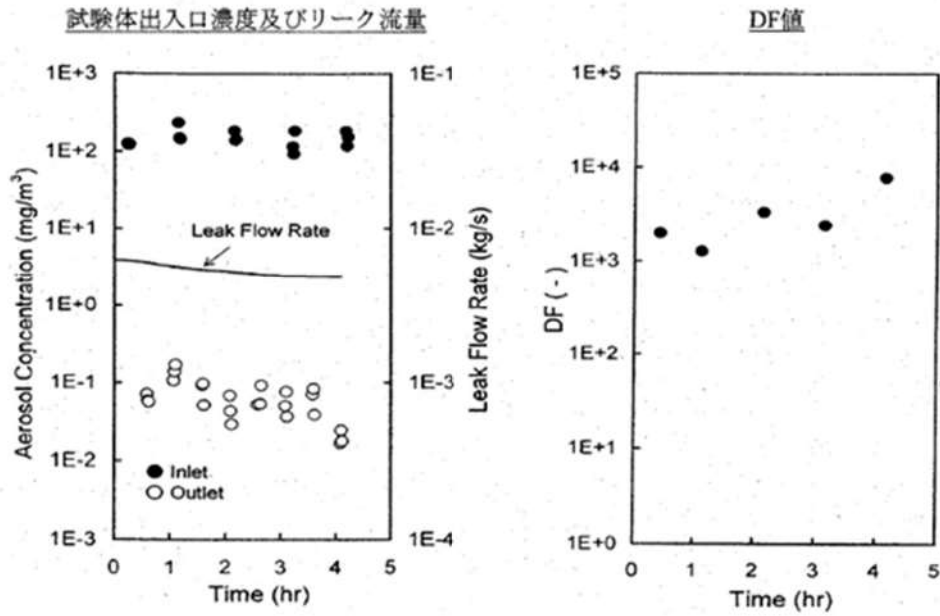


図 3-7 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（電気配線貫通部の一例）（NUPEC 試験）

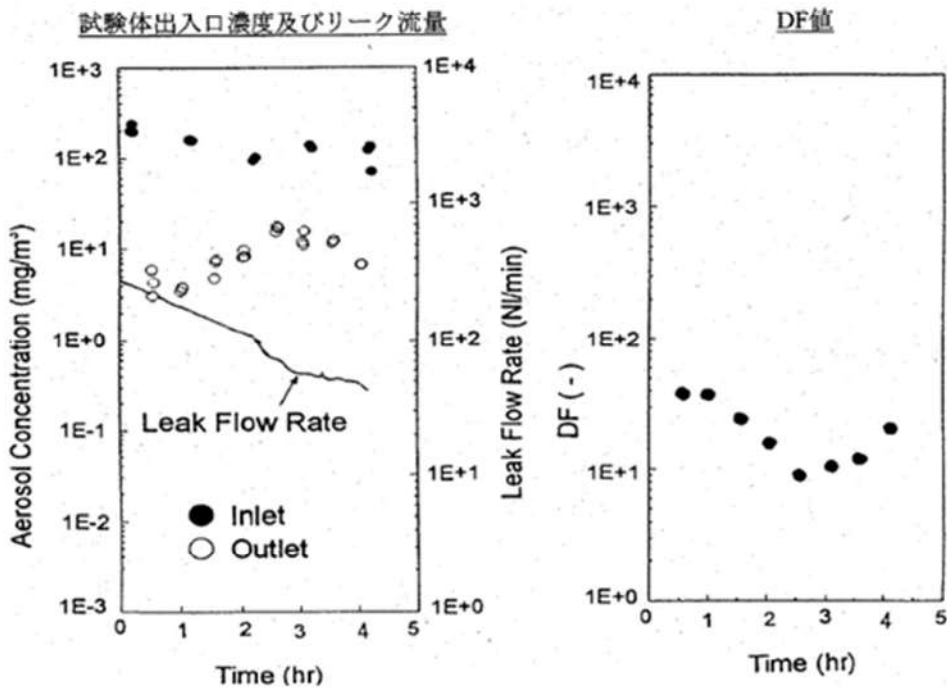


図 3-8 エアロゾル濃度，漏えいガス（空気）流量，DF の経時変化（フランジ・ガスケットの一例）（NUPEC 試験）

表 3-7 試験により得られた DF (NUPEC 試験)

| 試験体 | 放射線 エージ ング※2 | 加熱 ガス※2 | 圧力※2 (MPa) | 破損 温度※2 (℃) | DF |
|-----------------------------|--------------------|------------|---------------|-------------------|---------------------|
| | | | | | 全粒径範囲 (0.5~5 μm) |
| 低電圧モジュール | | | | | |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 303 | 1300 |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 284 | 620 |
| 0.9mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.4 | 284 | 22000 |
| 0.9mm ² | 無 | 水蒸気 | 1.0 | 266 | 2500 |
| 0.9mm ² (T/C) ※1 | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 324 | 280 |
| 0.9mm ² (T/C) | 無 | 水蒸気 | 0.8 | 285 | 160 |
| 同軸ケーブル | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 301 | 270 |
| 100mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 280 | 340 |
| 2mm ² | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 286 | 40 |
| フランジ・ガスケット | | | | | |
| 甲丸タイプ | 無 | 水蒸気 | 0.8 | 276 | 11 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 303 | 11 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 324 | 13 |
| 甲丸タイプ | 有 | 水蒸気 | 0.4 | 349 | 20 |
| グループ&タンクタイ プ | 有 | 水蒸気 | 0.8 | 345 | 25 |

※1 熱電対

※2 3.2.2 リーク発生条件評価試験時の試験条件

4. NUPEC 試験の実機への適用性

NUPEC 試験での試験条件と、PWR の原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件を比較し、実機への適用性を確認した。

条件比較の結果を表 4-1 にまとめ、条件ごと（漏えいを想定する対象，エアロゾル粒子の粒径，シール材の材質，環境条件（温度条件，圧力条件，蒸気条件））に適用性について考察した。

表 4-1 NUPEC 試験での試験条件と PWR 原子炉格納容器の構造及び重大事故等時の条件の比較

| | NUPEC 試験における試験条件 | 鋼製 CV | PCCV | 比較結果・考察 |
|-------------------|--|---|---|--|
| 漏えい 想定する 対象 | 電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット | 電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット | 電気配線貫通部 ・ フランジ・ガスケット | 漏えい想定箇所は、「2.1 原子炉格納容器の構造及び漏えい想定箇所」に記載のとおりで、試験条件と同等である。 |
| エアロゾ ル粒径 | 1~2 μ m (CsI) DF 評価範囲 0.5~5 μ m | 数 μ m (事象初期 (格納容器 プレイ実施前)) | 数 μ m (事象初期 (格納容器 プレイ実施前)) | 重大事故等時における粒径分布として放出量に支的的な事象初期 (格納容器プレイ実施前) では数 μ m 程度を想定している。NUPEC 試験では DF を 0.5~5 μ m で評価しており、重大事故等時の条件と同等であることから適用可能である。 【4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察】 |
| シール材 の材質 | 電気配線貫通部： (高電圧) エチレンプロ ピレンゴム (低電圧) エポキシ樹脂 フランジ・ガスケット： シリコンゴム | 電気配線貫通部： (高電圧) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレ ンゴム製 Oリング フランジ・ガスケット： シリコンゴム | 電気配線貫通部： (高電圧) エポキシ樹脂 (低電圧) エポキシ樹脂 脂, エチレンプロピレ ンゴム製 Oリング フランジ・ガスケット： シリコンゴム | ・ フランジ・ガスケットについて、試験で用いたシール材と実機のシール材が同様であることを確認した。 ・ 電気配線貫通部について、試験で用いたシール材と実機のシール材は若干の違いはあるものの、リークパスの長さによつて DF が変化する傾向は変わらないと考えられることから、電気配線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくない傾向は同じと考えられる。 【4.2 シール材の差異に対する考察】 |
| 環境条件 | 温度：100~200℃*1 圧力：0.11~ 0.60MPa[Gage] (ドライ条件)*2 | 温度：~200℃ 圧力：~0.6 MPa [gage] (ウェット条件)*2 | 温度：~200℃ 圧力：~0.8MPa [gage] (ウェット条件)*2 | ・ 重大事故等時に想定する温度条件は、試験における測定時の条件とほぼ同等であることを確認した。 ・ 実験に用いたシール材は最大約 270~350℃の環境で曝露し、リークが発生したものをを用いている。一方、実機においては 200℃以下であり、曝露環境試験においても漏えいがないことを確認している。 【4.2 シール材の差異に対する考察】 ・ 重大事故等時に想定する圧力は、試験における測定時の圧力と差異があるが、NUPEC 試験によると DF と流量には明確な依存性がないことから、DF と圧力に対しても明確な依存性がな いと考えられ、NUPEC 試験結果は適用可能である。 【4.3 圧力条件に対する考察】 ・ 試験環境はドライ条件であるが、実機で想定する環境はウェット条件であるため、水蒸気凝縮やエアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待でき、実機の方が DF が大きくなると考えられる。 【4.4 蒸気条件に対する考察】 |

※1 貫通部のシール機能が健全な場合にはエアロゾルのリークが生じないため、試験体を 200℃以上 (最大約 270~350℃まで) の環境で約 20 時間以上曝露し、リークの発生を確認した後に温度を低下させて試験を実施している

※2 NUPEC 試験での試験条件ではエアロゾル粒子のサンプリング測定中の水蒸気凝縮による測定誤差を避けるためにドライ条件を用いている

4.1 エアロゾル粒子の粒径に対する考察

エアロゾル粒子の粒径分布は事故の状態、事象進展によっても変化していくものである。エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構としては、図 4-1 に示すように原子炉格納容器内でのエアロゾル粒子の凝集や壁面への沈着等によるものと考えられる。凝集は拡散と重力沈降の過程でエアロゾル粒子が衝突することで、小粒径のエアロゾル粒子が集まり、より粒径の大きい粒子がつくられ、粒径分布はより大きい方向にシフトする。沈着は、重力沈降によりエアロゾル粒子が壁面等に沈着することであり、粒径が大きいエアロゾル粒子ほど沈着し易いため、大粒径のエアロゾル粒子ほど多く除去され、粒径分布はより小さい方向にシフトする。

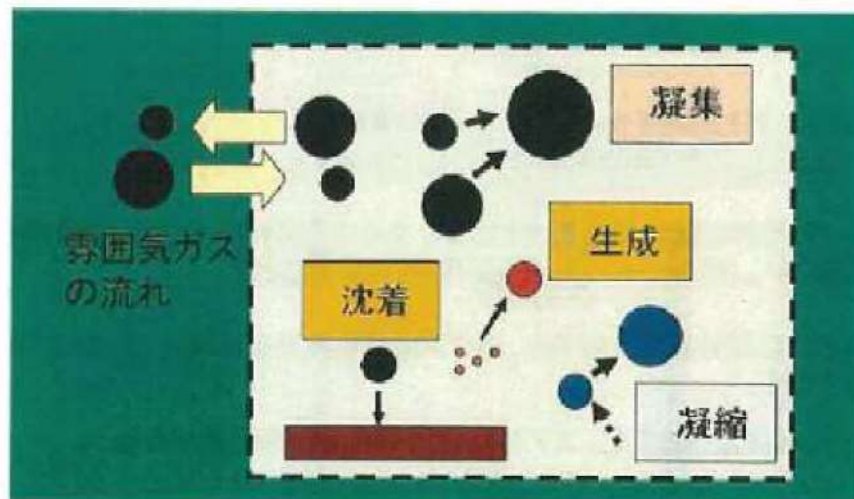


図 4-1 エアロゾル粒子の粒径分布変化の機構

重大事故等時における原子炉格納容器内で発生する放射性物質を含むエアロゾル粒子の粒径分布として $0.1 \mu\text{m} \sim 5 \mu\text{m}$ の範囲であることは、粒径分布に関して実施されている既往の研究から知られている。

重大事故等時には原子炉格納容器内にスプレー等による注水が

実施されることから、重大事故等時の粒径分布を想定し、「原子炉格納容器内でのエアロゾルの挙動」及び「原子炉格納容器内の水の存在の考慮」といった観点で実施された表 4-2 の②，⑤に示す試験等を調査した。さらに、重大事故等時のエアロゾル粒子の粒径に対する共通的な知見とされている情報を得るために、海外の規制機関（NRC 等）や各国の合同で実施されている重大事故等時のエアロゾルの挙動の試験等（表 4-2 の①，③，④）を調査した。以上の調査結果を表 4-2 に示す。

この表で整理した試験等は、想定するエアロゾル発生源、存在する場所（原子炉格納容器，1次冷却材配管等），水分の有無等に違いがあるが，エアロゾル粒子の粒径の範囲に大きな違いはなく，原子炉格納容器内環境でのエアロゾル粒子の粒径はこれらのエアロゾル粒子の粒径と同等な分布範囲を持つものと推定できる。

また，実機の解析結果によると重大事故等時における原子炉格納容器からの放出に支配的な事象初期（格納容器スプレイ実施前）では，エアロゾル粒子の粒径分布は数 μm 程度である。

NUPEC 試験においても，重大事故等時を想定し， $1\sim 2\ \mu\text{m}$ の粒径を目標として CsI エアロゾル粒子を生成し，リーク発生条件評価試験においてリークの発生した試験体に供給し，試験体前後のエアロゾル濃度を測定し（図 4-3 「NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布」）， $0.5\sim 5\ \mu\text{m}$ の範囲で DF を評価している。

以上より，NUPEC 試験で評価している粒径の範囲は，実機で想定される重大事故等時における原子炉格納容器から放出されるエアロゾル粒子の粒径分布の支配的な範囲を包含しており，NUPEC 試験の結果は適用可能と考える。

表 4-2 重大事故等時に著しい炉心の損傷が発生した場合の
エアロゾル粒径についての文献調査結果

| 番号 | 試験名又は報告書名等 | エアロゾル粒径 (μm) | 備考 |
|----|-----------------------------|------------------------------|---|
| ① | LACE LA2 ^{*1} | 約 0.5~5 (図 4-2 参照) | 重大事故等時の評価に使用されるコードでの原子炉格納容器閉じ込め機能喪失を想定した条件で実施した比較試験 |
| ② | NUREG/CR-5901 ^{*2} | 0.25~2.5 (参考 1-1) | 原子炉格納容器内に水が存在し、熔融炉心を覆っている場合のスクラビング効果のモデル化を紹介したレポート |
| ③ | AECL が実施した試験 ^{*3} | 0.1~3.0 (参考 1-2) | 重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験 |
| ④ | PBF-SFD ^{*3} | 0.29~0.56 (参考 1-2) | 重大事故等時の炉心損傷を考慮した 1 次系内のエアロゾル挙動に着目した実験 |
| ⑤ | PHEBUS-FP ^{*3} | 0.5~0.65 (参考 1-2) | 重大事故等時の FP 挙動の実験 (左記のエアロゾル粒子の粒径は PHEBUS FP 実験の原子炉格納容器内のエアロゾル挙動に着目した実験の結果) |

参考文献

- ※1 J. H. Wilson and P. C. Arwood, “Summary of Pretest Aerosol Code Calculations for LWR Aerosol Containment Experiments (LACE) Test LA2”, ORNL/M-331, 1987.
- ※2 D. A. Powers and J. L. Sprung, “A Simplified Model of Aerosol Scrubbing by a Water Pool Overlying Core Debris Interacting With Concrete”, NUREG/CR-5901, 1993.
- ※3 H. J. Allelein, et al., “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols”, NEA/CSNI/R (2009)5, 2009.

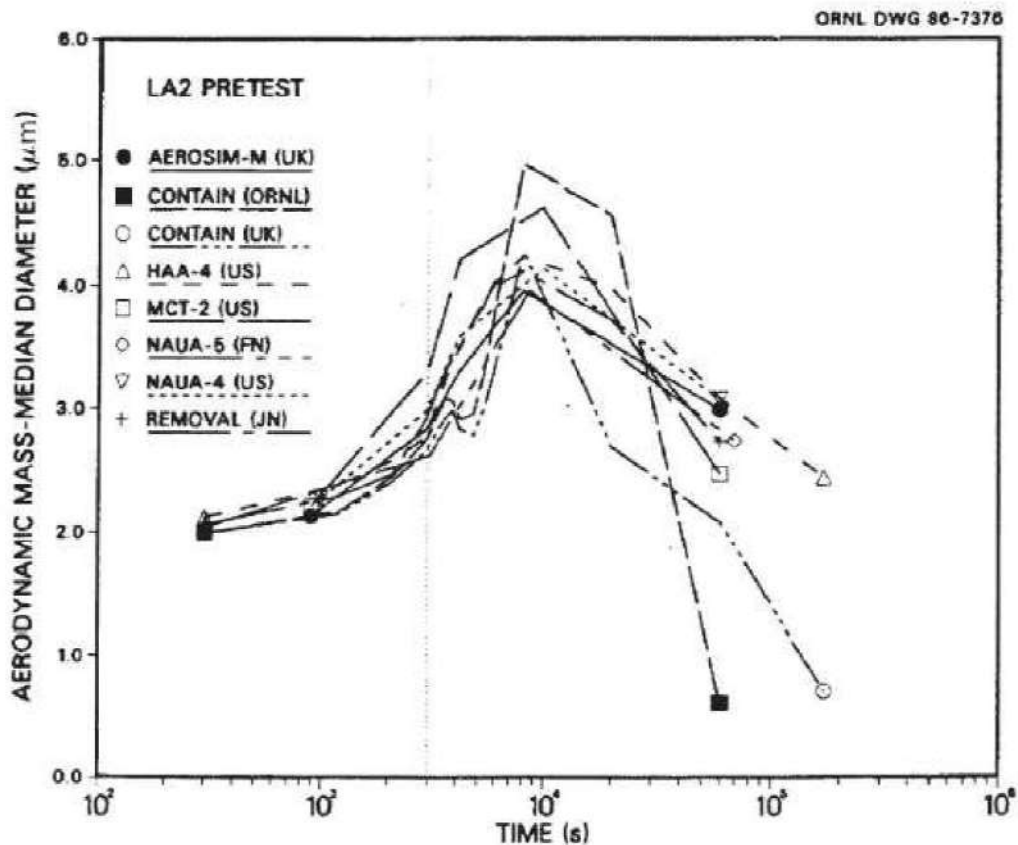


Fig. 11. LA2 pretest calculations — aerodynamic mass median diameter vs time.

図 4-2 LACE LA2 でのコード比較試験で得られたエアロゾル粒子の粒径の時間変化グラフ

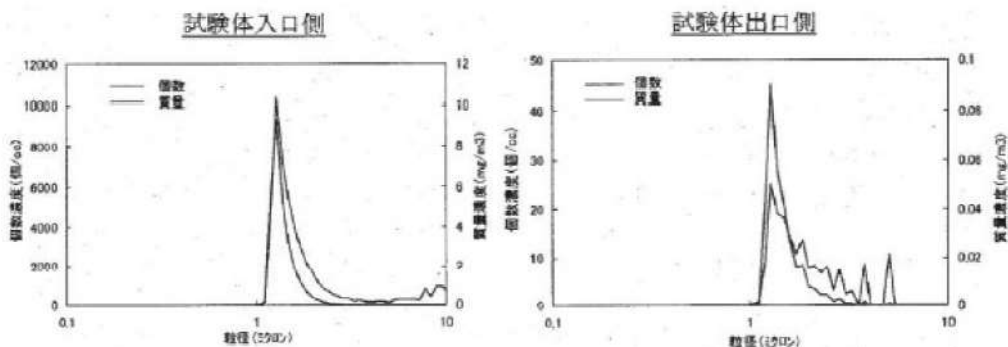


図 4-3 NUPEC 試験で用いた CsI 発生装置のエアロゾル粒子の粒径分布

so-called "quench" temperature. At temperatures below this quench temperature the kinetics of gas phase reactions among CO, CO₂, H₂, and H₂O are too slow to maintain chemical equilibrium on useful time scales. In the sharp temperature drop created by the water pool, very hot gases produced by the core debris are suddenly cooled to temperatures such that the gas composition is effectively "frozen" at the equilibrium composition for the "quench" temperature. Experimental evidence suggest that the "quench" temperature is 1300 to 1000 K. The value of the quench temperature was assumed to be uniformly distributed over this temperature range for the calculations done here.

(6) Solute Mass. The mass of solutes in water pools overlying core debris attacking concrete has not been examined carefully in the experiments done to date. It is assumed here that the logarithm of the solute mass is uniformly distributed over the range of $\ln(0.05 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = -3.00$ to $\ln(100 \text{ g/kilogram H}_2\text{O}) = 4.61$.

(7) Volume Fraction Suspended Solids. The volume fraction of suspended solids in the water pool will increase with time. Depending on the available facilities for replenishing the water, this volume fraction could become quite large. Models available for this study are, however, limited to volume fractions of 0.1. Consequently, the volume fraction of suspended solids is taken to be uniformly distributed over the range of 0 to 0.1.

(8) Density of Suspended Solids. Among the materials that are expected to make up the suspended solids are Ca(OH)₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) or SiO₂ ($\rho = 2.2 \text{ g/cm}^3$) from the concrete and UO₂ ($\rho = 10 \text{ g/cm}^3$) or ZrO₂ ($\rho = 5.9 \text{ g/cm}^3$) from the core debris or any of a variety of aerosol materials. It is assumed here that the material density of the suspended solids is uniformly distributed over the range of 2 to 6 g/cm³. The upper limit is chosen based on the assumption that suspended UO₂ will hydrate, thus reducing its effective density. Otherwise, gas sparging will not keep such a dense material suspended.

(9) Surface Tension of Water. The surface tension of the water can be increased or decreased by dissolved materials. The magnitude of the change is taken here to be $S\sigma(w)$ where S is the weight fraction of dissolved solids. The sign of the change is taken to be minus or plus depending on whether a random variable ϵ is less than 0.5 or greater than or equal to 0.5. Thus, the surface tension of the liquid is:

$$\sigma_1 = \begin{cases} \sigma(w) (1-S) & \text{for } \epsilon < 0.5 \\ \sigma(w) (1+S) & \text{for } \epsilon \geq 0.5 \end{cases}$$

where $\sigma(w)$ is the surface tension of pure water.

(10) Mean Aerosol Particle Size. The mass mean particle size for aerosols produced during melt/concrete interactions is known only for situations in which no water is present. There is reason to believe smaller particles will be produced if a water pool is present. Examination of aerosols produced during melt/concrete interactions shows that the primary particles are about 0.1 μm in diameter. Even with a water pool present, smaller particles would not be expected.

Consequently, the natural logarithm of the mean particle size is taken here to be uniformly distributed over the range from $\ln(0.25 \mu\text{m}) = -1.39$ to $\ln(2.5 \mu\text{m}) = 0.92$.

(11) Geometric Standard Deviation of the Particle Size Distribution. The aerosols produced during core debris-concrete interactions are assumed to have lognormal size distributions. Experimentally determined geometric standard deviations for the distributions in cases with no water present vary between 1.6 and 3.2. An argument can be made that the geometric standard deviation is positively correlated with the mean size of the aerosol. Proof of this correlation is difficult to marshal because of the sparse data base. It can also be argued that smaller geometric standard deviations will be produced in situations with water present. It is unlikely that data will ever be available to demonstrate this contention. The geometric standard deviation of the size distribution is assumed to be uniformly distributed over the range of 1.6 to 3.2. Any correlation of the geometric standard deviation with the mean size of the aerosol is neglected.

(12) Aerosol Material Density. Early in the course of core debris interactions with concrete, UO_2 with a solid density of around 10 g/cm^3 is the predominant aerosol material. As the interaction progresses, oxides of iron, manganese and chromium with densities of about 5.5 g/cm^3 and condensed products of concrete decomposition such as Na_2O , K_2O , Al_2O_3 , SiO_2 , and CaO with densities of 1.3 to 4 g/cm^3 become the dominant aerosol species. Condensation and reaction of water with the species may alter the apparent material densities. Coagglomeration of aerosolized materials also complicates the prediction of the densities of materials that make up the aerosol. As a result the material density of the aerosol is considered uncertain. The material density used in the calculation of aerosol trapping is taken to be an uncertain parameter uniformly distributed over the range of 1.5 to 10.0 g/cm^3 .

Note that the mean aerosol particle size predicted by the VANESA code [6] is correlated with the particle material density to the $-1/3$ power. This correlation of aerosol particle size with particle material density was taken to be too weak and insufficiently supported by experimental evidence to be considered in the uncertainty analyses done here.

(13) Initial Bubble Size. The initial bubble size is calculated from the Davidson-Schular equation:

$$D_b = \epsilon \left(\frac{6}{\pi} \right)^{1/3} \frac{V_s^{0.4}}{g^{0.2}} \text{ cm}$$

where ϵ is assumed to be uniformly distributed over the range of 1 to 1.54. The minimum bubble size is limited by the Fritz formula to be:

$$D_b = 0.0105 \Psi[\sigma_t / g(\rho_t - \rho_g)]^{1/2}$$

where the contact angle is assumed to be uniformly distributed over the range of 20 to 120° . The maximum bubble size is limited by the Taylor instability model to be:

参考 1-2 “State-of-the-art Report on Nuclear Aerosols” ,
NEA/CSNI/R (2009) 5 の抜粋及び試験の概要

9.2.1 *Aerosols in the RCS*

9.2.1.1 *AECL*

The experimenters conclude that spherical particles of around 0.1 to 0.3 μm formed (though their composition was not established) then these agglomerated giving rise to a mixture of compact particles between 0.1 and 3.0 μm in size at the point of measurement. The composition of the particles was found to be dominated by Cs, Sn and U; while the Cs and Sn mass contributions remained constant and very similar in mass, U was relatively minor in the first hour at 1860 K evolving to be the main contributor in the third (very approximately: 42 % U, 26 % Sn, 33 % Cs). Neither break down of composition by particle size nor statistical size information was measured.

9.2.1.2 *PBF-SFD*

Further interesting measurements for purposes here were six isokinetic, sequential, filtered samples located about 13 m from the bundle outlet. These were used to follow the evolution of the aerosol composition and to examine particle size (SEM). Based on these analyses the authors state that particle geometrical-mean diameter varied over the range 0.29-0.56 μm (elimination of the first filter due to it being early with respect to the main transient gives the range 0.32-0.56 μm) while standard deviation fluctuated between 1.6 and 2.06. In the images of filter deposits needle-like forms are seen. Turning to composition, if the first filter sample is eliminated and “below detection limit” is taken as zero, for the structural components and volatile fission products we have in terms of percentages the values given in Table 9.2-1.

9.2.2 *Aerosols in the containment*

9.2.2.1 *PHEBUS FP*

The aerosol size distributions were fairly lognormal with an average size (AMMD) in FPT0 of 2.4 μm at the end of the 5-hour bundle-degradation phase growing to 3.5 μm before stabilizing at 3.35 μm ; aerosol size in FPT1 was slightly larger at between 3.5 and 4.0 μm . Geometric-mean diameter (d_{50}) of particles in FPT1 was seen to be between 0.5 and 0.65 μm ; a SEM image of a deposit is shown in Fig. 9.2-2. In both tests the geometric standard deviation of the lognormal distribution was fairly constant at a value of around 2.0. There was clear evidence that aerosol composition varied very little as a function of particle size except for the late settling phase of the FPT1 test: during this period, the smallest particles were found to be cesium-rich. In terms of chemical speciation, X-ray techniques were used on some deposits and there also exist many data on the solubilities of the different elements in numerous deposits giving a clue as to the potential forms of some of the elements. However, post-test oxidation of samples cannot be excluded since storage times were long (months) and the value of speculating on potential speciation on the basis of the available information is debatable. Nevertheless, there is clear evidence that some elements reached higher states of oxidation in the containment when compared to their chemical form in the circuit.

| 試験名又は報告書名等 | 試験の概要 |
|--------------|--|
| AECL が実施した試験 | CANDU のジルカロイ被覆管燃料を使用した， 1 次系での核分裂生成物の挙動についての試験 |
| PBF-SFD | 米国のアイダホ国立工学環境研究所で実施された炉心損傷状態での燃料棒及び炉心のふるまい並びに核分裂生成物及び水素の放出についての試験 |
| PHEBUS-FP | フランスのカダラッシュ研究所の PHEBUS 研究炉で実施された， 重大事故等時の条件下での炉心燃料から 1 次系を経て原子炉格納容器に至るまでの核分裂生成物の挙動を調べる実機燃料を用いた総合試験 |

4.2 シール材の差異に対する考察

4.2.1 フランジ・ガスケット

NUPEC 試験ではフランジ・ガスケットとしてシリコンゴムを使用したシール材を用いて試験を実施している。

また、NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、フランジ・ガスケットのシール材の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、200℃を超える環境下でフランジ・ガスケットからのリーク発生条件が確認されている。そのシール材の損傷状態は図 4-4 で示すように劣化によって発生したひびがシール材の内側から外側に向けて貫通している。エアロゾル捕集特性試験は、リーク発生条件評価試験によりシール材が破損した試験体に対して実施され、エアロゾル粒子の DF が確認されている。

PWR 実機では、いずれのプラントについても NUPEC 試験と同様のシール材が用いられており、材質に差異はない。また、NUPEC 試験では 200℃を超える環境下で発生したリークに対し DF を測定しているが、実機の原子炉格納容器各シール部の健全性については、原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価において、重大事故等時の環境下（200℃，2 Pd）において放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認している^{*1}。

なお、NUPEC 試験のフランジは、フランジ部の内側から加圧されることによるフランジ合わせ面の開きを模擬し、ガスケットとフランジ部が僅かに接触した状態において試験を行っているが、PWR 実機フランジにおいては、CV 内圧が上昇するとフランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機にお

けるフランジ面の開きは NUPEC 試験体よりも小さくなると考えられる。NUPEC 試験及び実機におけるフランジ断面形状を表 4-3 に示す。

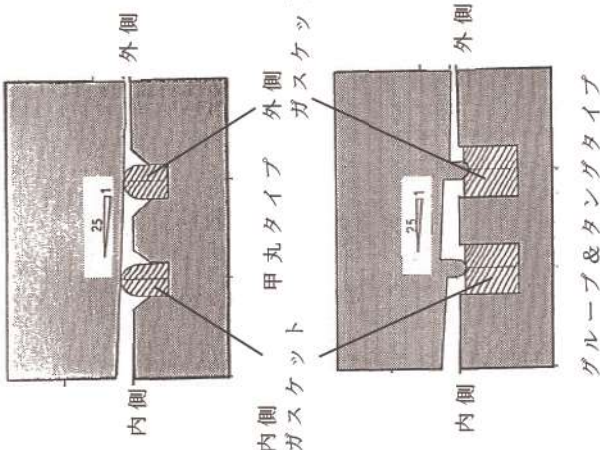
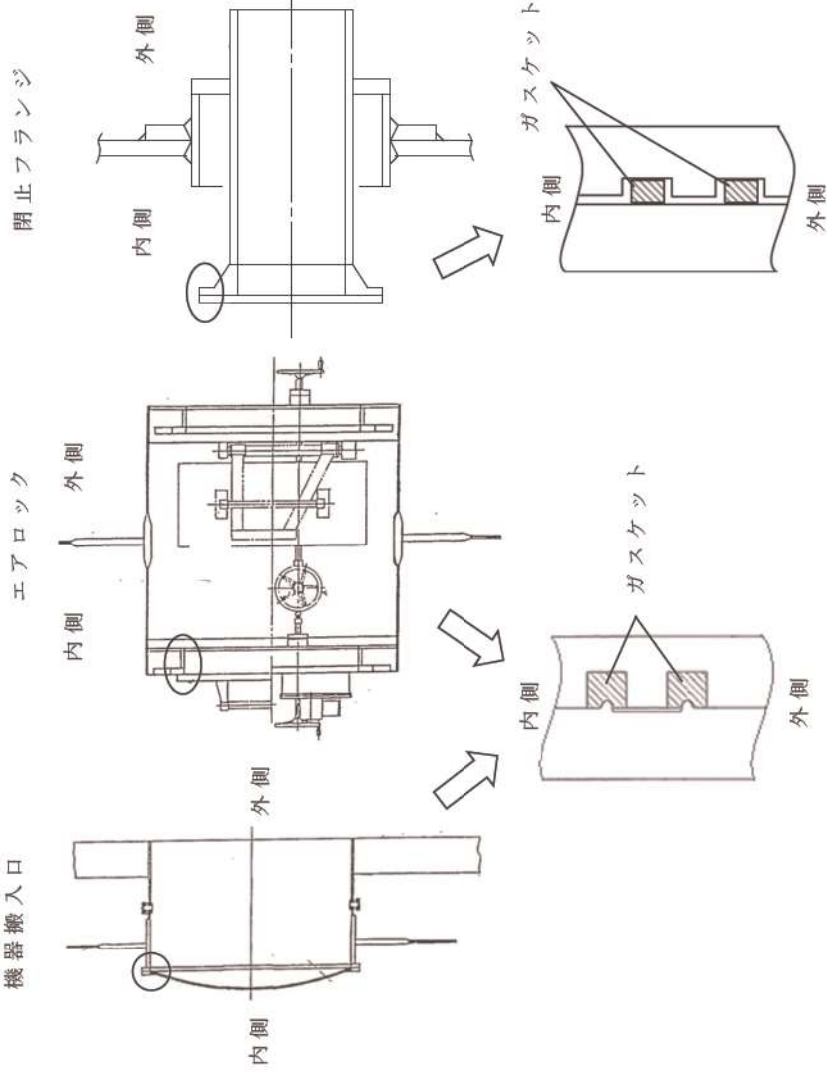
以上のとおり，実機のフランジシール部については NUPEC 試験よりも漏えい経路は狭くなり，より大きな DF を期待できることから，NUPEC 試験の試験結果は適用可能と考える。

※ 1 「重大事故等対策の有効性評価 付録 2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」



図 4-4 NUPEC 試験で用いたフランジ・ガスケットの損傷状態
(200℃を超過して約 0.5℃/min の昇温速度で加熱，漏えい発生後，温度を低下させ，エアロゾル捕集特性試験を実施した後の状態)

表 4-3 NUPEC 試験 及び 実機 フランジ における フランジ 断面 形状

| | | |
|-------------------------|--|---|
| | <p>NUPEC 試験※1</p>  | <p>実機 フランジ</p>  <p>グループ&タンクタイプ</p> |
| <p>フランジ 断面 形状</p> | <p>フランジ 面を とす 開き 程度 25mm 以上 1mm 程度</p> | <p>実機では CV 内圧が上昇すると、フランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機がな</p> |
| <p>フランジ 面を とす 開き 程度</p> | <p>とす 開き 程度 25mm 以上 1mm 程度</p> | <p>実機では CV 内圧が上昇すると、フランジ間の隙間が小さくなる方向に圧力がかかるため、実機がな</p> |

※1 原子力発電技術機構の報告書「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6年3月）」

4.2.2 電気配線貫通部

NUPEC 試験ではリーク発生条件評価試験に先立って、健全性確認試験が行われ、温度 120～200℃（圧力 0.1～0.8MPa）の加熱温度の範囲において、電気配線貫通部の健全性が確認されている。リーク発生条件評価試験では、電気配線貫通部についても 200℃を超える環境下で曝露し、シール材が損傷した際の状態について確認している。電気配線貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果を図 4-5 に示す。漏えいが発生するまで入口側の温度を上昇させた結果、約 300℃近くで漏えいが発生している。

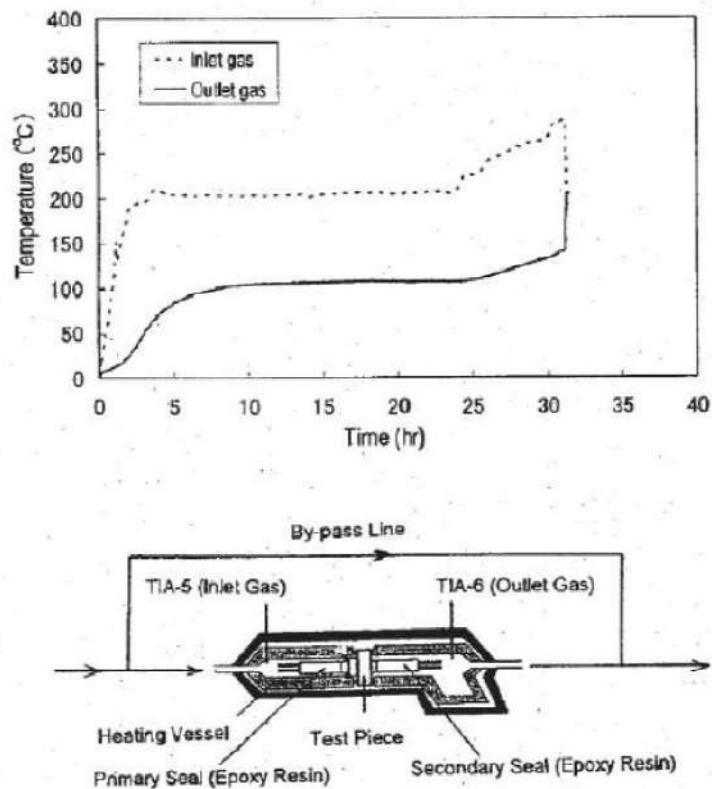


図 4-5 電気配管貫通部（低電圧モジュール）のリーク発生条件評価の試験装置概要及び試験結果（NUPEC 試験，200℃を超える環境下）

PWR 実機の電線貫通部のシール材については、高電圧用モジュールタイプのシール部はエポキシ樹脂、低電圧用モジュールタイプについてもエポキシ樹脂が使用されている。また、Oリングには EP ゴムが使用されている。これに対し、NUPEC 試験では高電圧用のモジュールタイプにエチレンプロピレンゴム、低電圧用のモジュールタイプにエポキシ樹脂が用いられている。

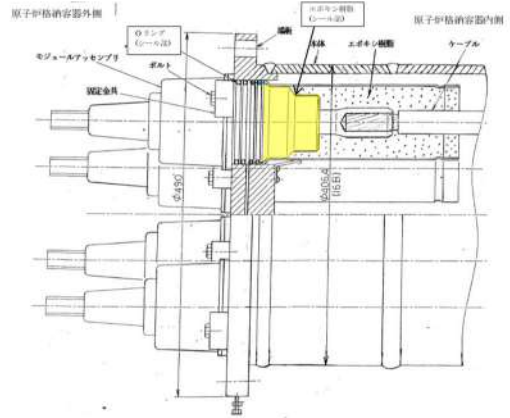
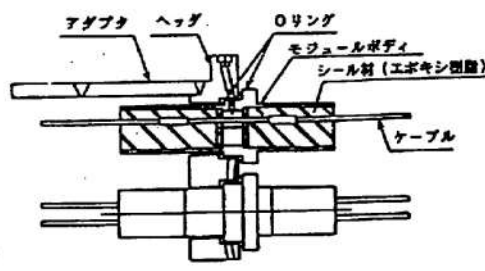
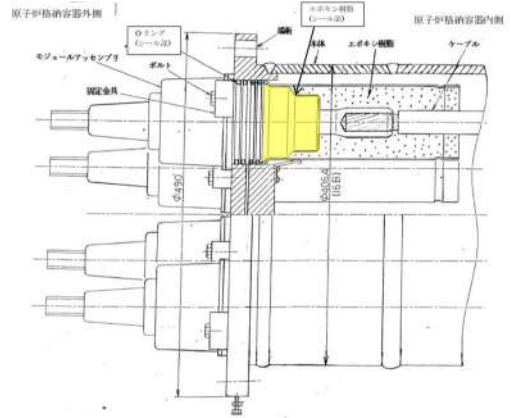
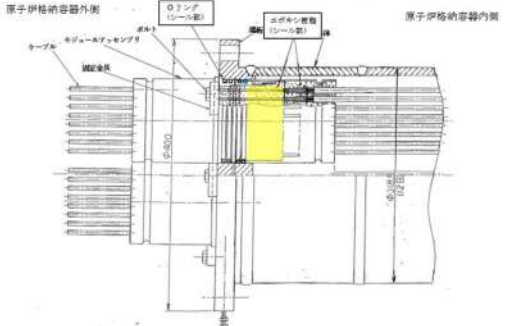
NUPEC 試験での電気配線貫通部を対象とした試験の結果、得られた DF はフランジ・ガスケットを対象とした DF よりも大きな値が得られている。これは電線貫通部におけるリークパスがフランジ・ガスケット部におけるリークパスよりも長いため、DF が高くなったものと考えられている。NUPEC 試験では BWR 実機に用いられる電気配線貫通部（低電圧モジュール）を用いて試験が実施されており、PWR 実機の電線貫通部と比較し表 4-4 に示すとおり形状の違いはあるものの、電線が通る貫通部本体にエポキシ樹脂を充填してシールしている構造は、高電圧モジュールタイプ、低電圧モジュールタイプともに同等である。このため、PWR 実機においてもリークパスの長さによって DF が変化する傾向は変わらないと考えられ、電線貫通部の DF がフランジ・ガスケット部の DF よりも大きくなる傾向は同じと考えられる。よって、DF=10 以上を考慮することが可能であり、評価条件として保守的に DF=10 とすることは適用性があるものと考えられる。

なお、PWR 実機の電線貫通部についても原子炉格納容器の限界温度・限界圧力に関する評価^{*1}において、事故条件を模擬した試験の結果、200℃、2 Pd の条件下でシール性能を維持で

きることを確認している。参考としてモジュールタイプの電気貫通部による試験を図 4-6, 図 4-7 に示す。200℃, 2 Pd を大幅に超える環境である 1.12MPa, 292℃に至るまで漏えいは生じていない。

※1 「重大事故等対策の有効性評価 付録2 原子炉格納容器の温度及び圧力に関する評価」

表 4-4 NUPEC 試験及び PWR 実機配線貫通部における形状

| | NUPEC 試験 (BWR 実機電気配線貫通部) | PWR 実機電線貫通部 |
|--------------|--|---|
| 貫 通 部 形 状 | <p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p>  | <p>(高電圧モジュール)</p>  <p>(低電圧モジュール)</p>  |

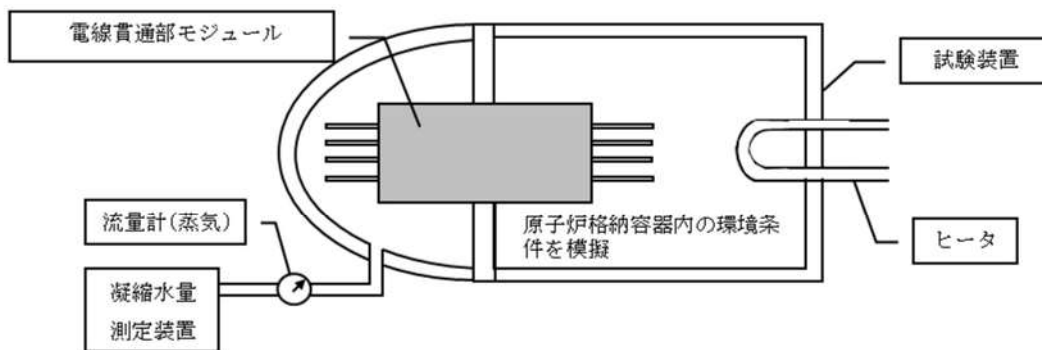


図 4-6 試験装置概要

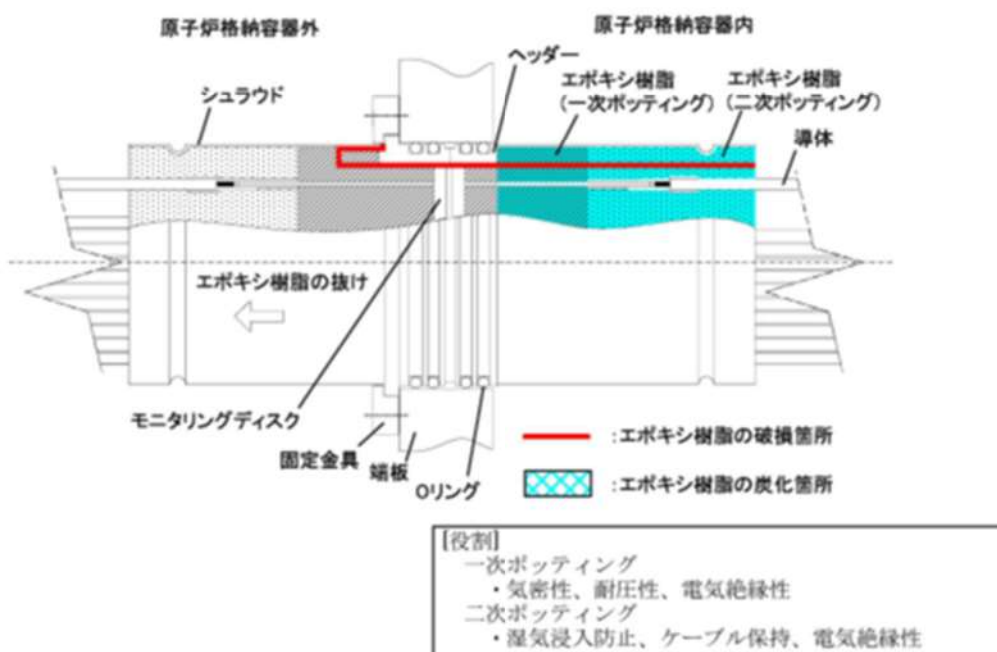


図 4-7 PWR 電線貫通部モジュール破損箇所

(1.12MPa, 292℃で破損を確認)

4.3 圧力条件に対する考察

NUPEC 試験における測定時の圧力と重大事故等時で想定する圧力の差については、一般に圧力の上昇に伴い漏えいガス流量は増えることとなるが、図 3-7、図 3-8 に示すとおり、DF と流量には明確な依存性が確認できないことから、DF は圧力に対して明確な依存性はないと考えられ NUPEC 試験における測定結果を実機に適用することが可能であると考ええる。

4.4 蒸気条件に対する考察

NUPEC 試験における蒸気環境について、重大事故等時で想定するウェット条件では水蒸気による劣化(加水分解)の影響を受けるものの、蒸気により空気中の酸素量が少なくなるため、シール材の劣化が抑制されると考えられる。さらに、ウェット条件では漏えい経路での水蒸気凝縮、エアロゾル粒子の凝集・凝縮効果に期待できる。そのため、試験条件(ドライ条件)に比べて重大事故等時で想定する条件(ウェット条件)の方がエアロゾル粒子の DF が大きくなると考えられる。

4.5 破損時と健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対する考察

4.5.1 リーク形態について

シール部における気体のリーク形態は、分子拡散や分子流などの分子レベルでのリークと、連続流体の流れに分類できる。分子拡散によるリークは、気体分子が高分子材料等の表面から浸透し材料内を拡散して生じるものであり、分子流によるリークは、気体分子の平均自由行程(窒素分子の場合 $0.01 \mu\text{m}$ ～

0.1 μm 程度のオーダー) と同等以下の極めて小さいリークパスで考慮されるものである。分子レベルでのリークにおいては、実機で考慮すべき粒径数 μm 程度のエアロゾル粒子は漏えいしないと考えられる。

実機の原子炉格納容器における漏えいとしては、このような分子レベルでのリークは有意な影響を与えず、連続流体の流れを考慮すればよいとされており^{※1}、NUPEC 試験での破損後のシール部材においても連続流体の流れの状態 で測定されたデータにより DF が確認された。

※1 一般社団法人日本電気協会 原子炉格納容器の漏えい率試験規程 (JEAC4203)

4.5.2 リーク面積について

NUPEC 試験の DF 測定に用いられた破損後の部材 (電気配線貫通部及びフランジ・ガスケット) と、健全な部材との差としては、部材一つ当たりのリーク面積の大きさとリークパスの形状の違いが挙げられる。

実機の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定すると、漏えい率から算出される総リーク面積は等価面積で 5mm^2 以下^{※2} となる。また、原子炉格納容器内の健全な部材一つ一つが微小なリーク面積を有し、全部材のリーク面積の和が総リーク面積であると仮定すると、健全な部材一つ当たりのリーク面積は NUPEC 試験で使用された破損後の部材のリーク面積 (等価面積で数 mm^2) に比べ 1 桁程度小さいと考えられる。

※2 重大事故等時の被ばく評価等における環境への放射性物質の放出量評価では、最高使用圧力の 0.9 倍に応じた設計漏

えい率を考慮し原子炉格納容器からの漏えい量を評価している。この漏えい量に相当するリーク面積（等価面積）の導出過程を別添 1 に示す。ここでは圧縮性流体の式を用いてリーク面積を求めており、これは漏えい経路の長さや形状などによるエネルギー損失を含めた形で表わされた面積である。なお、格納容器圧力が最高使用圧力を超えた場合（1 Pd～2 Pd）、 5 mm^2 以下に相当する。

原子力発電技術機構の報告書「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 10 年 3 月）」では、等価面積と DF との相関について検討が行われている。等価面積は、試験体に供給される流量と圧力の測定結果から以下の式により得られる面積であり、電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットの部材の形状並びにエポキシ樹脂、エチレンプロピレンゴム及びシリコンゴムといった材質の相違は直接取り扱われていないものの、複雑な流路形状を持つ漏えい経路の圧力損失等の効果が含まれている。なお、表 4-5 に示すとおり、NUPEC 試験で使用された低電圧モジュール（破損時）では、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されている。これはシール材のエポキシ樹脂が熱膨張し、ケーブルや SUSハウジングとの隙間が収縮したためと考えられる。フランジ・ガスケット（破損時）では明確な温度依存性は確認されていない。

等価面積と DF との相関を考える場合、エアロゾル粒子の捕集メカニズムはリークパスの形状に依存するため、厳密にはリークパス形状の複雑な低電圧モジュールと、リークパス形状の

単純なフランジ・ガスケットを別々に考える必要があるが、同報告書では、リークパス内の摩擦及び圧力損失等を考慮した等価面積を用いることで、近似的には両者を同一線上で比較することも可能であると判断している。なお、同報告書において等価面積の中にリークパス形状や摩擦等による圧力損失を示す K (流路係数) や C (流量係数) を含む形としたのは、試験体のリークパス形状が複雑であり、それらの係数を各々評価するのが困難なためとされており、実験で得られたデータを下記式の右辺へ代入することで等価面積として評価している。

$$K \cdot C \cdot Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{(\gamma+1)/\gamma} \right\}}}$$

m : 質量流量 (kg/s) Ae : 等価面積 (m²)

K : 流路係数 (-) C : 流量係数 (-)

P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)

γ : 比熱比 (-) T_0 : 1 次側温度 (K)

R : 空気の気体定数 (287J/(kg・K))

図 4-8 に、1.28 μ m ~ 1.38 μ m の粒径範囲 (実機の粒径に近く、試験結果から DF を十分に評価できる粒径範囲として選定) における、等価面積と DF との関係 (雰囲気温度 100℃での試験結果) を示す。図 4-8 では、低電圧モジュールはモジュール 1 体当たり、フランジ・ガスケットはガスケット 1 m 当たりの等価面積で整理している。なお、前述の原子炉格納容器の漏えい率が設計漏えい率に等しいと仮定した場合の総リーク面積 (等価面積で 5 mm² 以下) の全てがフランジ・ガスケットに起因す

るものと仮定すると，ガスケット 1 m 当たりの等価面積は 0.1mm^2 のオーダーとなる。(PWR の場合，フランジ・ガスケット周長の合計は 30m 程度であると整理)

図 4-8 に破線で示しているとおりに，等価面積と DF にはある程度の相関があり，等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向となっている。低電圧モジュールとフランジ・ガスケットのリークパス形状の複雑さに相違があるにも係わらず，等価面積で整理すると相関が見られることから，仮に雰囲気温度を 200°C (格納容器限界温度) とした場合でも，各部材のリークパス形状が変化する可能性はあるものの，等価面積と DF との相関関係は図 4-8 からほとんど変わらないと予想される。

また，同報告書では，上記の粒径範囲以外での DF についても言及しており，約 $1\ \mu\text{m}$ の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍，約 $2\ \mu\text{m}$ の場合には約 2 倍となると報告している。重大事故等時における実機の粒径が，放出量に支配的な事象初期 (格納容器スプレイ実施前) で数 μm 程度と想定されることを踏まえると，実機においては，等価面積に対する DF は図 4-8 に示されるものと同等以上になると考えられる。

健全時の部材のリークパスの形状には不確実性があるが，NUPEC 試験で使用されたフランジ・ガスケット (破損時) のリークパスが比較的単純な構造であること，健全時の部材のリーク面積が破損時に比べ小さくその分 DF が大きくなると予想されることから，破損時のフランジ・ガスケットの DF を，健全時の電線貫通部及びフランジ・ガスケットに対して適用することは妥当であると考えられる。

表 4-5 試験体のリーク面積の温度依存性

表3.1-13 試験体のリーク面積(等価面積)評価結果^(注1) 単位: mm²

| | 室温 | 373K | 473K | 個数比率(% ^(注6)) |
|--------------------------|------------------------------|------------------------------|-------------------------------|--------------------------|
| 低電圧モジュール | | | | |
| 0.9mm ² | 6.1 (2.3-13) ^(注2) | 5.9 (2.9-12) ^(注2) | 1.6(0.82-2.4) ^(注3) | 30 |
| 0.9mm ² (T/C) | 17 (9.4-24) ^(注3) | 11 (7.6-15) ^(注3) | - | 10 |
| 2mm ² | - | 2.6 | 1.7 | 45 |
| 100mm ² | 3.5 | 2.9 | 1.7 | 5 |
| 同軸 | 19 | 11 | - | 10 |
| 平均(単純平均) | 11 | 6.7 | 1.7 | |
| 平均(個数の重み考慮) | 10 | 5.3 | 1.7 | |
| フレンジ・ダクト | | | | |
| 甲丸 | 14 (12-17) ^(注4) | 16 (11-22) ^(注4) | 15 (9-18) ^(注5) | - |
| グループ・タンク | 10 | 10 | 10 | - |
| 平均(単純平均) | 12 ^(注7) | 13 ^(注7) | 13 ^(注7) | |

注1)低電圧モジュールはモジュール1体当たり、フレンジ・ダクトはダクト1m当たりのリーク面積

注2)~注5)はそれぞれ試験のデータ数が4、2、5、3の平均値、()内はその範囲

注6) 低電圧モジュールの個数比率は、その他のタイプを除いた概算比率

注7) フレンジ・ダクトの場合は、甲丸とグループ・タンクの比率を同程度と仮定し、単純平均を採用

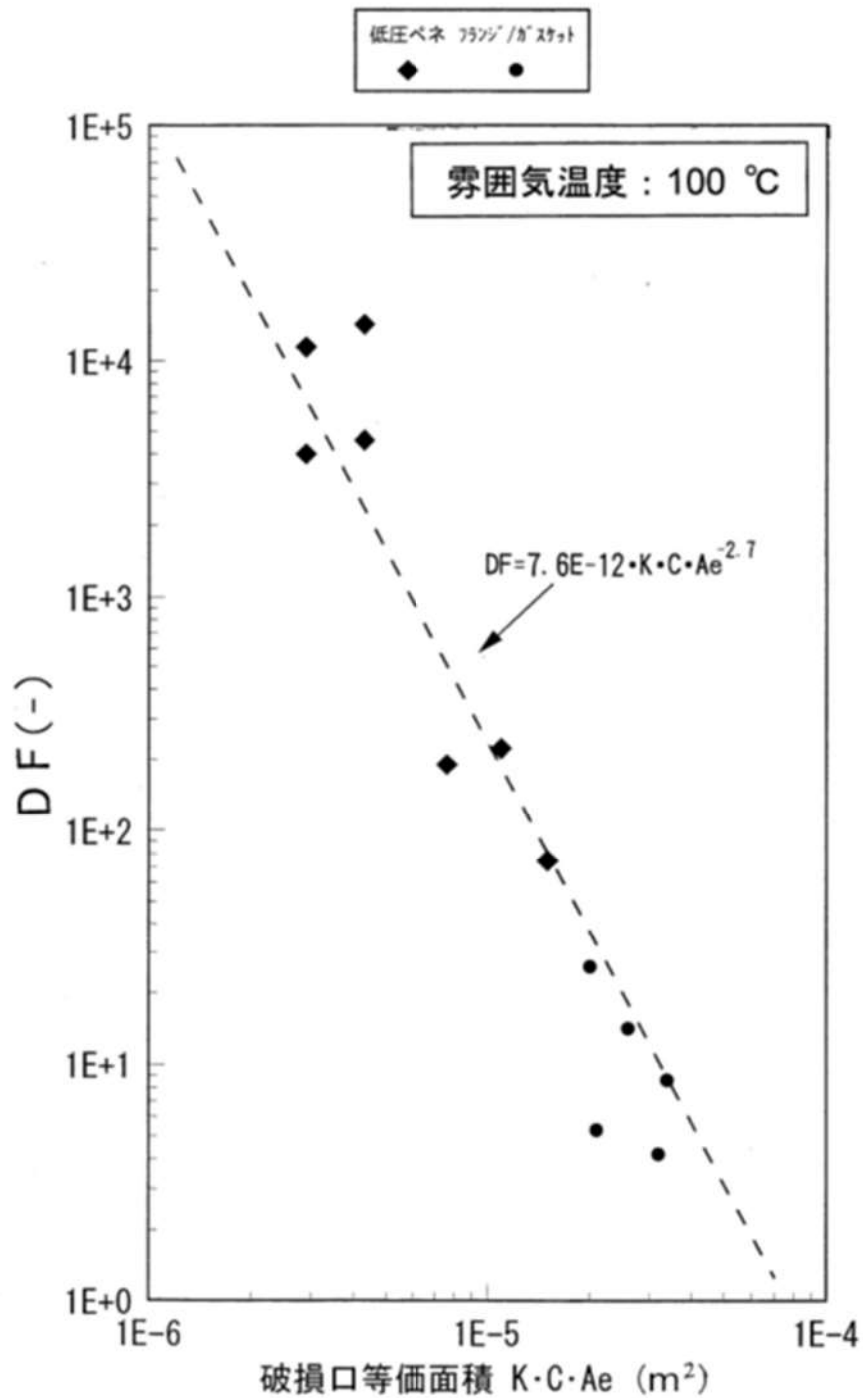


図 4-8 1.28 μ m ~ 1.38 μ m の粒径範囲における
破損口等価面積と DF との関係

5. まとめ

重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果について、原子炉格納容器の漏えい箇所の想定と、漏えい孔におけるエアロゾル粒子の DF に関する既存の知見として NUPEC 試験の実機への適用性について考察し、適用可能であることを以下のとおり確認した。

- a. NUPEC 試験では、シビアアクシデント時に原子炉格納容器からの漏えいポテンシャルを有する部位として、有機シールなど非金属で構成される貫通部に着目し、原子炉格納容器貫通部を模擬した電気配線貫通部及びフランジ・ガスケットを対象に健全性確認及び漏えい試験を行っている。PWR 原子炉格納容器の構造を確認した結果、貫通部等のバウンダリ構成はいずれも同様であり、これらのシール部の試験結果に着目することは適切である。
- b. NUPEC 試験では、シール部が破損し漏えいが確認された試験体でエアロゾル捕集特性試験を行っており、以下の事項が確認された。
 - －粒径分布が $1.28 \mu\text{m} \sim 1.38 \mu\text{m}$ の粒径範囲において、破損口の流路係数などを含めた等価面積と DF にはある程度の相関性があり、等価面積が小さいほど DF が大きくなる傾向であることが示されている。
 - －DF の支配的な因子としてエアロゾル粒子径が挙げられるが、約 $1 \mu\text{m}$ の粒径での DF は上記の粒径範囲の DF の約 0.7 倍、約

2 μm の場合には約 2 倍となることが確認されている。

— 等価面積の温度による依存性は、低電圧モジュールでは、等価面積の温度依存性（高温ほど等価面積が小さい）が確認されているが、フランジ・ガスケットでは明確な温度依存性は確認されていない。

c. 重大事故等時における原子炉格納容器貫通部のエアロゾル捕集効果として NUPEC 試験の試験結果を実機へ適用するにあたり、実機で想定される各種条件と比較した結果、以下の事項が確認された。

— シール材の材質、環境条件（圧力、蒸気条件）について NUPEC 試験条件と実機条件とを比較し、NUPEC 試験は実機に適用可能である。

— NUPEC 試験において、破損後のシール部材の DF は連続流体の漏えい状態で評価されているものである。実機での分子流による漏えいはいはごくわずかであり、設計漏えい率を前提とした場合でもリーク形態は連続流体の流れにより生ずるものである。

— 設計漏えい率を仮定した場合に算出される総リーク面積は、等価面積で数 mm^2 前後と想定しており、これが各貫通部からの微小な漏えいに起因すると仮定すると、NUPEC 試験における破損後の部材のリーク面積（等価面積で数 mm^2 ）よりも 1 桁程度小さいと想定でき、等価面積に対する DF との関係からすると、DF は数 100 よりさらに大きい桁の値となると想定できる。一方で、ある特定のフランジ・ガスケットからのリークに起因するものと仮定しても、DF は 100 程度となると想

定できる。

－エアロゾル粒子の粒径は，数 μm 程度を想定しており，
NUPEC 試験における粒子径の傾向によれば，等価面積に対する DF はより大きな値になると推定される。

以上のことから，重大事故等時の原子炉格納容器貫通部からの漏えいにおいて，貫通部におけるエアロゾル粒子の DF は数 100 程度を期待できる。よって，重大事故等時の被ばく評価等において適用する原子炉格納容器からの漏えいに関するエアロゾル粒子の捕集効果の値として，これに 1 桁程度の余裕をみて $DF=10$ とすることは妥当であると考えられる。

別添 1 原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の総リーク面積
について

原子炉格納容器の漏えい率及び原子炉格納容器の
総リーク面積について

原子炉格納容器の漏えい率の設定方法及び原子炉格納容器の総リーク面積の算定方法を以下に示す。

1. 原子炉格納容器の漏えい率

原子炉格納容器の漏えい率は、格納容器圧力、及び物性値（格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合は密度、0.9 倍を上回る場合は密度、粘性係数、比熱比に対し温度の影響を考慮）に応じるものとし、原子炉格納容器の設計漏えい率及び格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍の圧力以下の場合は(1)に示す式を、超える場合は(2)に示す式を用いて算出した漏えい率に基づき設定している。

(1) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合

最高使用圧力の 0.9 倍以下の漏えい率を保守的に評価するために差圧流の式（これまでの設計基準事象で使用）より算出する。

$$\frac{L_t}{L_d} = \sqrt{\frac{\Delta P_t}{\Delta P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t}}$$

L : 漏えい率

L_d : 設計漏えい率

ΔP : 原子炉格納容器内外差圧

ρ : 原子炉格納容器内密度

- d : 添え字 “ d ” は漏えい試験時の状態を表す
 t : 添え字 “ t ” は事故時の状態を表す

(2) 格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合

圧力が上昇すれば、流体は圧縮性流体の挙動を示すため、格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合は圧縮性流体の層流・乱流の状態を考慮する。漏えい率は差圧流の式、圧縮性流体の層流、または乱流を考慮した式の 3 式から得られる値の内、最大の値とする。

$$\frac{L_t}{L_d} = \max \left[\begin{array}{l} \frac{\mu_d}{\mu_t} \cdot \frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{1}{k_t}} - \frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{1}{k_d}} - \frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)} \\ \left(\frac{2k_t}{k_t-1} \cdot \frac{P_t}{P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \cdot \frac{\left(\left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{2}{k_t}} - \left(\frac{P_{leak,t}}{P_t} \right)^{\frac{k_t+1}{k_t}} \right)}{\left(\left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{2}{k_d}} - \left(\frac{P_{leak,d}}{P_d} \right)^{\frac{k_d+1}{k_d}} \right)} \right)^{\frac{1}{2}} \\ \left(\frac{\Delta P_t}{\Delta P_d} \cdot \frac{\rho_d}{\rho_t} \right)^{\frac{1}{2}} \end{array} \right]$$

圧縮性流体（層流）

圧縮性流体（乱流）

差圧流

- P : 原子炉格納容器内圧力
 P_{leak} : 漏えい口出口での圧力
 ρ_{leak} : 漏えい口出口での気体密度
 μ : 原子炉格納容器内の気体の粘性係数
 k : 原子炉格納容器内の気体の比熱比
 P_{atm} : 大気圧

$$\frac{P_{leak,t}}{P_t} = \max \left(\left(\frac{2}{k_t+1} \right)^{\frac{k_t}{k_t-1}}, \frac{P_{atm}}{P_t} \right)$$

$$\frac{P_{leak,d}}{P_d} = \max \left(\left(\frac{2}{k_d+1} \right)^{\frac{k_d}{k_d-1}}, \frac{P_{atm}}{P_d} \right)$$

2. 原子炉格納容器の総リーク面積

PWR 原子炉格納容器の総リーク面積は，リーク流体として圧縮性流体（理想気体）を仮定し，原子力発電技術機構の報告書「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 10 年 3 月）」と同様の式で算出する。

$$K \cdot C \cdot Ae = \frac{m \cdot \sqrt{R \cdot T_0}}{P_0 \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \gamma}{\gamma - 1} \left\{ \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{2/\gamma} - \left(\frac{P_b}{P_0} \right)^{(\gamma+1)/\gamma} \right\}}}$$

m : 質量流量 (kg/s) Ae : 等価面積 (m²)

K : 流路係数 (-) C : 流量係数 (-)

P_0 : 1 次側圧力 (Pa) P_b : 2 次側圧力 (大気圧) (Pa)

γ : 比熱比 (-) T_0 : 1 次側温度 (K)

R : 空気の気体定数 (287J/(kg·K))

上記式中の 1 次側及び 2 次側のパラメータは，それぞれ格納容器内外の値を使用する。また，格納容器内のパラメータは，設計漏えいにおける圧力，温度，及び質量流量とし，格納容器外の圧力は大気圧として評価する。

なお，格納容器貫通部，及び開口部のシール部は 2 Pd，200℃での機能維持を確認しており，事故時においても事故前の高い気密性は維持される。