

東海第二発電所

ペDESTALでの物理現象発生に

対する対応方針

(添付資料)

平成 29 年 4 月

日本原子力発電株式会社

目 次

添付 1.	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（炉外 F C I）に関する知見の整理について……………	添付 1-1
添付 2.	S E の影響を緩和／防止するための設備対策案……………	添付 2-1
添付 3.	R P V 破損後の注水開始時間について……………	添付 3-1
添付 4.	R P V 破損時のデブリの冠水評価について……………	添付 4-1
別添 1	デブリとして考慮するペDESTAL 内構造物について……………	添付 4-5
別添 2	粒子化割合の算出……………	添付 4-7
別添 3	デブリの拡がりに関する不確かさについて……………	添付 4-8
別紙 1	PDS 実験について……………	添付 4-16
別紙 2	主要解析条件……………	添付 4-20
添付 5.	コリウムシールド材料の選定について……………	添付 5-1
添付 6.	Z r O ₂ 耐熱材の侵食開始温度の設定について……………	添付 6-1
添付 7.	ペDESTAL の侵食抑制及び温度影響抑制対策の成立性について……………	添付 7-1
添付 8.	溶融デブリの排水流路内での凝固停止評価について……………	添付 8-1
別添	Flemings モデルの適用性について……………	添付 8-18
添付 9.	水位管理方法について……………	添付 9-1
添付 10.	J A S M I N E 解析について……………	添付 10-1
添付 11.	水蒸気爆発評価の解析モデルについて……………	添付 11-1
別添	運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について……………	添付 11-17
添付 12.	S E の発生を想定した場合の格納容器の健全性への影響評価……………	添付 12-1

別添 1	側壁の終局面外せん断応力度	添付 12-11
別添 2	床スラブの終局面外せん断応力度	添付 12-14
別添 3	S E 発生時の面外せん断応力度の算定方法	添付 12-17
別添 4	S E 後のコンクリートの残留ひび割れの影響 (参考)	
	添付 12-24
参考 1	コリウムシールドを設置しない場合のMCCI 評価	
	参考 1-1
別紙 1	デブリからの熱影響評価	参考 1-10
別紙 2	ペDESTAL側壁コンクリートのRPV 支持に必要な壁厚評価	
	参考 1-19
別紙 3	デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価	参考 1-24
別紙 4	床スラブ鉄筋のデブリ保持に必要な鉄筋量評価	参考 1-26
参考 2	S E 時のコリウムシールドへの影響	参考 2-1
別紙	ジルコニアの圧縮強度について	参考 2-3

添付 1. 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用（炉外 F C I）
に関する知見の整理について

1. 炉外 F C I の概要

炉外 F C I は、溶融炉心が原子炉圧力容器の破損口から放出された際に、溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却材が接触して一時的な圧力の急上昇が生じる事象である。このときに発生するエネルギーが大きいと原子炉支持構造材が破損され、格納容器が破損する可能性がある。この圧力上昇については激しい水蒸気発生による場合（圧カスパイク）に加え、水蒸気爆発によって衝撃波が生じる場合が考えられるが、これまでの知見から、水蒸気爆発の発生の可能性は極めて低いと考えられている。F C I に関するこれまでの知見の概要を次に整理する。

2. 過去の知見の整理

過去に実施された代表的な F C I の実験研究として、(旧) 日本原子力研究所で実施された A L P H A 試験、J R C イスプラ研究所で実施された K R O T O S 試験、F A R O 試験、(旧) 原子力発電技術機構で実施された C O T E L S 試験、韓国原子力研究所（K A E R I）で実施された T R O I 試験及び S E R E N A 試験がある。これらの試験では模擬溶融物として UO_2 混合物を用いた試験とアルミナ等を用いた試験がある。各試験の試験条件及び試験結果については、以下に示すとおりである。

2.1 A L P H A 試験

A L P H A 試験^[1]では、テルミット反応による酸化アルミニウム

と鉄からなる模擬溶融物を用いた実験が実施されている。ALPHA試験装置の概要を図1に示す。試験容器は、内径3.9m、高さ5.7m、容積50m³である。模擬格納容器に設置した冷却水プールに高温溶融物を落下させ、水蒸気爆発に関する特性データを計測する試験装置である。ALPHA試験結果のまとめを表1に示す。高雰囲気圧力（STX008, STX012, STX015）、サブクール度が小さい場合（STX014）は、水蒸気爆発の発生が抑制される試験結果が知見として得られている。溶融物を半減させた3ケース（STX001, STX010, STX013）のうち、2ケース（STX001, STX013）では、水蒸気爆発が発生していない。また、水蒸気爆発のエネルギー変換効率は、1～6%程度となっている。ALPHA試験の代表的試験（STX016）の圧力変化の例を図2に示す。

2.2 KROTOS試験

KROTOS試験^{[2][3][4]}では、FARO試験が大型試験装置であるのに対して小型の試験装置であるが、主に低圧・サブクール水を条件として試験を実施している。KROTOS試験装置の概要を図3に示す。KROTOS試験の代表的試験（K37, K42）の圧力変化の例を図4に示す。KROTOS試験では模擬コリウムとしてUO₂混合物を用いた試験とアルミナを用いた試験を実施している。KROTOS試験結果のまとめを表2に示す。アルミナ試験では、サブクール度が大きい試験ケース（K38, K40, K42, K43, K49）では、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生しているが、サブクール度が小さい試験ケース（K41, K44, K50, K51）では、外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。一方、UO₂混合物試験では、サブクール

度に依らず外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。また、 UO_2 混合物試験でも外部トリガ有りでは水蒸気爆発が発生している（K46, K52, K53）が、これらのケースはサブクール度が大きい試験ケースである。また、 UO_2 混合物試験の水蒸気爆発のエネルギー変換効率は、アルミナ試験の水蒸気爆発に比較して低い結果となっている。アルミナ試験と UO_2 混合物の相違については、以下のように考察されている。

- ・アルミナはプール水面近傍でブレイクアップし、粗混合時に粒子が半径方向に拡がり、水蒸気爆発の伝播がしやすくなった可能性がある。
- ・ UO_2 混合物試験では、外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生していない。 UO_2 混合物の方が一般的に過熱度は小さく、 UO_2 混合物の粒子表面が水と接触した直後に表面が固化しやすく、これが水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。 UO_2 混合物試験では水素が発生し、これにより蒸気膜の崩壊による水蒸気爆発の発生を抑制した可能性がある。

2.3 F A R O 試験

F A R O 試験^{[3][5]}では、酸化物コリウム及び金属 Z r を含むコリウムが用いられ、多くの試験は高圧・飽和水条件で実施されているが、低圧・サブクール水条件の試験も実施されている。F A R O 試験装置の概要を図 5 に示す。F A R O 試験結果のまとめを表 3 に示す。また、圧力変化の例として L-14 と L-19 の圧力挙動を図 6 に示す。F A R O 試験のいずれの試験ケースでも水蒸気爆発は発生していない。F A R O 試験で得られた主な知見は以下のとおりである。

- ・ 高圧・飽和水試験， 低圧・サブクール試験の何れにおいても水蒸気爆発は発生していない。
- ・ 高圧・飽和水の酸化物コリウム試験の場合は一部が粒子化し，一部はパンケーキ状でプール底部に堆積した。高圧・飽和水のコリウムに金属 Z r 成分を含んだ試験及び低圧・サブクール試験では全てのコリウムは粒子化した。
- ・ 粒子の質量中央径は比較的大きかったが，試験条件（初期圧力，水深，コリウム落下速度，サブクール度）に依存していない。
- ・ 金属 Z r を含めた試験ケース（L-11）では，金属 Z r の酸化により，金属 Z r を含めない試験ケース（L-14）よりも圧力上昇が大きくなる。

2.4 C O T E L S 試験

C O T E L S ^[6]試験では，模擬熔融物として $UO_2 - Zr - ZrO_2 - SS$ 混合物を用いており，コリウムに金属成分が含まれている。C O T E L S 試験装置の概要を図 7 に示す。C O T E L S 試験結果のまとめを表 4 に示す。C O T E L S 試験の代表的な試験ケース(A1)の圧力挙動を図 8，各試験ケースの圧力変化を図 9 に示す。熔融混合物がプール水に接触した直後（Region 1）は急激な圧力上昇となる。その後，サブクール水では蒸気凝縮が発生し，一時的に圧力が減少する（Region 2）が，熔融混合物からの熱伝達による蒸気発生により，準定常的な状態まで徐々に圧力が上昇する（Region 3）。C O T E L S 試験で得られた主な知見は，以下のとおりである。

- ・ サブクール度が大きいケースも含めて，全ての試験での水蒸気爆発は発生していない。

- ・プールに落下した溶融コリウムは、ほとんどがプール水中で粒子化した。
- ・粒子径は、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、質量中央径で 6mm 程度である。コリウム落下速度の大きいケースの粒子径は小さくなっている。
- ・コリウム落下速度の大きいケースで、粒子径が小さく初期圧力上昇幅も大きくなる傾向がある。また、準定常的な状態での圧力は、溶融物量が多く、サブクール度が小さく、プール水量が少ない程高くなる傾向である。

2.5 T R O I 試験

T R O I 試験^[7]は、韓国原子力研究所（K A E R I）で実施されている試験であり、2007 年から 2012 年までは、K R O T O S 試験とともに O E C D / N E A の S E R E N A プロジェクトとして実施された試験である。T R O I 試験装置の概要を図 10 に示す。T R O I 試験条件と試験結果のまとめを表 5 に示す。

Z r O₂を用いた試験では外部トリガリングを与えていないが、圧カスパイクや水蒸気爆発が発生した試験がある。一方、U O₂ - Z r O₂の混合物を用いた試験では、異なった条件による内部トリガリングを発生させるため又は外部トリガリングによる水蒸気爆発時の発生エネルギーを変えるため、混合物の割合、水深及び混合物量等の様々な条件による試験を実施し、数ケースでは水蒸気爆発が発生している。T R O I 試験で得られた主な知見は以下のとおりである。

- ・自発的な水蒸気爆発が生じた試験は、融点を大きく上回る過熱度を溶融物に対して与えるなどの実機と異なる条件であり、そ

の他の試験では自発的な水蒸気爆発は生じていない。

- ・水深が深い場合（130cm）では、内部トリガリングによる水蒸気爆発は発生していない。水深が深いことにより、熔融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、熔融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、熔融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングの可能性は低減する可能性がある[8]。

2.6 S E R E N A 試験

S E R E N A 試験は、O E C D / N E A 主導のもと実施されている試験であり、2001年から2006年にかけて実施されたフェーズ1と、2007年から2012年にかけて実施されたフェーズ2に分かれている。フェーズ1では既存の試験に対する再現解析が行われた。また、フェーズ2ではK R O T O S 及びT R O I 装置を使用した試験と、その再現解析が行われた。さらに、両フェーズにおいて実機原子炉を想定した解析が行われた。フェーズ2で行われた試験の試験条件及び試験結果を表6に示す。S E R E N A 試験で得られた知見は以下の通りである。

(1) フェーズ1

- ・（解析）解析コードはアルミナを用いた試験によって調整されており、 UO_2-ZrO_2 コリウムの爆発による機械的エネルギー変換効率を過大評価する傾向にある。
- ・（解析）予測される炉内水蒸気爆発の最大荷重は原子炉圧力容器の破損強度と比べて十分小さい。
- ・（解析）予測される炉外水蒸気爆発の最大荷重は格納容器に影響

を与える可能性があるが、解析コードの不確かさとばらつきが大きく、その程度を推定することは難しい。

(2) フェーズ 2

- ・(実験) 80% UO_2 - 20% ZrO_2 コリウムは、70% UO_2 - 30% ZrO_2 コリウムに比べてやや爆発のエネルギーが大きい。これは、フェーズ 1 の結果と逆の傾向であり、さらに考察が必要。
- ・(実験) UO_2 - ZrO_2 のみで構成されるコリウムは、アルミナと比べて爆発のエネルギーは小さい。
- ・(実験) コリウムの組成に酸化物以外（金属の単体など）が含まれる場合について、酸化と水素生成による影響は定量化できなかった。
- ・(実験) 全ての観測された爆発の機械的エネルギー変換効率は、従来観測されていたエネルギー変換効率と同様に、比較的小さい。これは、 UO_2 の密度が高いために熔融コリウムの粒子径が小さくなり、固化が促進されて水蒸気爆発への寄与が小さくなったことと、粗混合段階のボイド率が上昇して爆発のエネルギーを低減したことによると推測されている。

3. F C I 実験の知見の整理

前項で示した F C I 実験の知見を整理し、原子炉圧力容器外水蒸気爆発の可能性について考察する。

酸化アルミニウムと鉄からなる模擬熔融物を用いた A L P H A 試験及びアルミナを用いた K R O T O S 試験では、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生しているが、 UO_2 を用いた K R O T O S, F A R O, C O T E L S 試験では外部トリガ無しでは水蒸気爆発は発生し

ていない。UO₂混合物では一般的に過熱度が小さいため、粗混合粒子表面が早期に固化し、蒸気膜が崩壊しても熔融物の微細化が起きにくく、水蒸気爆発の発生が抑制されるためと考えられる。

TROI試験ではUO₂混合物を用いた場合でもトリガ無しで水蒸気爆発が発生している例 (TROI-10, 12, 13, 14) が報告されている。TROI-10, 12は、熔融物温度が3800K程度の高い温度での試験条件である。また、TROI-13, 14の熔融物温度は、それぞれ2600K, 3000Kであるが、TROI-13では、温度計測に問題があり実際には3500K以上と推測されている。また、TROI-14では、二つの温度計が異なる最高温度 (4000K, 3200K) を示しており、温度計測の不確かさが大きいとされている。以上を踏まえると、TROI試験の熔融物温度はかなり高い試験条件と考えられ、他の試験で想定しているような実機条件に近い熔融物温度では水蒸気爆発の発生可能性は十分小さいと考えられる。

TROI試験と実機条件の比較を検討するために、模擬熔融物にコリウム (UO₂-ZrO₂) を用いた TROI-10, 12, 23, 25 と実機条件の比較を表7に示す。この表では、図11に示すRicou-Sपालding式による粒子化割合^[9]の概算値を示している。熔融物温度が高く過熱度が大きい TROI-10, 12 では、自発的水蒸気爆発が観測されている。これに対して、熔融物温度が高く過熱度が大きい水深が1.3mと深い TROI-23 では、水蒸気爆発は発生していない。これは、水深が深いことにより、熔融物粒子が底部に到着するまでの沈降時間が長くなり、熔融物粒子が固化しやすいため、熔融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングを抑制したと考えられる^[8]。

水蒸気爆発が発生した TROI-10, 12 の粒子化割合は約 60% であるが、水深がより深い TROI-23 では、粒子化割合が約 80% と比較的大きい値となっており、底部に到達する前に固化する熔融物粒子が比較的多いと考えられる。一方、水深及び粒子化割合は TROI-10, 12 と同程度であるが、熔融物温度がやや低い TROI-25 では、蒸気発生による圧力上昇 (Steam Spike) は生じているが、水蒸気爆発は発生していない。熔融物温度が低い場合、過熱度が小さく粒子が固化しやすいため、水蒸気爆発が抑制されたものと考えられる。

実機条件では、熔融ジェットの初期直径は計装配管口径 (約 4cm) ~ 制御棒駆動機構ハウジングの直径 (約 15cm) 程度と想定されるが、ペデスタル (ドライウェル部) 注水対策により水深は 1m となる。これより、粒子化割合は約 35% ~ 90% となるが、熔融物温度が約 2650K 以下と水蒸気爆発が発生した TROI 試験よりも十分低いと考えられ、大規模な水蒸気爆発の発生の可能性は十分小さいと考えられる。

また、いくつかの TROI 試験では水蒸気爆発が発生したときの機械的エネルギー変換効率が報告されている (表 5)。これらの中で自発的に水蒸気爆発が発生したとされる TROI-13 の機械的エネルギー変換効率は 0.4% である。これは、ALPHA 試験 (表 1) や KROTOS 試験 (表 2) で観測されているように、アルミナによる金属模擬熔融物試験の値に対して比較的小さい値となっている。

また、KROTOS 試験 (K46, K52, K53) では、 UO_2 混合物を用いた試験でも外部トリガを与えた場合は水蒸気爆発が観測されているが、これらの試験ケースはサブクール度が大きい試験ケースである (K46 のサブクール度: 83K, K52 のサブクール度: 102K, K53 のサブクール度: 122K)。従って、サブクール度が大きい場合には、

UO₂混合物を用いた場合でも、水蒸気爆発の可能性が高くなることが考えられる。これは、サブクール度が大きい場合には、粗混合粒子の蒸気膜の安定度が低下し、蒸気膜の崩壊が発生しやすいことが要因と考えられる。

しかし、KROTOS試験のK52, K53と同程度の高サブクール度の条件であるFARO試験のL-31（サブクール度：104K）、L-33（サブクール度：124K）では、水蒸気爆発が発生していない。これらの試験のUO₂混合物量は、KROTOS試験が数kgであるのに対して100kg程度であり、より実機条件に近い。

また、COTELS試験の高サブクール試験（A11）でも水蒸気爆発は発生していない。COTELS試験は、BWRの原子炉圧力容器外FCIを模擬した試験であり、熔融物に圧力容器内の構造物を想定したステンレススチールを含んでいる。また、熔融物量も50kg程度であり、KROTOS試験よりも実機条件に近い。

以上より、UO₂混合物の熔融物量が少ないKROTOS試験では、水蒸気爆発が発生しているが、熔融物量が多くより実機体系に近い大規模試験であるFARO試験、COTELS試験では、水蒸気爆発は発生していない。

FCI試験では、水蒸気爆発のトリガを発生させるために、高圧ガスを封入した装置（KROTOS試験では最大20MPaのガスを封入可能な装置）を用いている。水蒸気爆発のトリガは粗混合粒子の周囲に形成される蒸気膜の崩壊に起因すると考えられており、トリガ装置により圧力パルスを発生させ蒸気膜を不安定化させる効果があると考えられる。実機条件では、このようなトリガ装置で発生させているような圧力外乱となる要因は考えられない。また、熔融物

がプール底部に接触することでトリガ要因となることが考えられるが、BWRの原子炉压力容器外FCIを模擬したCOTELS試験の試験装置では、BWRのペDESTAL底部と同様に平板コンクリートを模擬した試験装置としており、実機条件と同様であるが水蒸気爆発は観測されていない。

また、実機条件では、水深が試験条件よりも深くなる可能性があるが、水深が深いことにより、溶融物粒子が底部に到達するまでの沈降時間が長くなり、溶融物粒子が固化しやすい状況となる。このため、溶融物粒子が底部に接触することで発生するトリガリングのリスクは低減する可能性がある。

以上より、BWRの実機条件において水蒸気爆発のトリガとなる特段の要因は考えられないため、実機条件でも水蒸気爆発の発生リスクは十分小さいと考えられる。

上記の試験条件と実機条件の検討より、実機においては、格納容器の損傷に至る大規模な原子炉压力容器外水蒸気爆発の可能性は十分に小さいと考えられる。

4. 参考文献

- [1]N. Yamano, Y. Maruyama, T. Kudo, A. Hidaka, J. Sugimoto, Phenomenological studies on melt-coolant interactions in the ALPHA program, Nucl. Eng. Des. 155 369-389, 1995
- [2]I. Huhtiniemi, D. Mgallon, H. Hohmann, Results of recent KROTOS FCI tests : alumina versus corium melts, Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999
- [3]D. Magllon, Characteristics of corium debris bed generated in

- large-scale fuel-coolant interaction experiments, Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006
- [4] H. S. Park, R. Chapman, M. L. Corradini, Vapor Explosions in a One-Dimensional Large-Scale Geometry With Simulant Melts, NUREG/CR-6623, 1999
- [5] D. Magallon, et al, Lessons learn from FARO/TERMOS corium melt quenching experiments, Nucl. Eng. Des. 189 223-238, 1999
- [6] M. Kato, H. Nagasaka, COTELS Fuel Coolant Interaction Tests under Ex-Vessel Conditions, JAERI-Conf 2000-015, 2000
- [7] V. Tyrpekl, Material effect in the fuel - coolant interaction : structural characterization and solidification mechanism, 2012
- [8] J. H. Kim, et al, The Influence of Variations in the Water Depth and Melt Composition on a Spontaneous Steam Explosion in the TROI Experiments, Proceedings of ICAPP' 04
- [9] (財) 原子力安全研究協会, 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」, 平成 13 年 7 月
- [10] J. H. Song, Fuel Coolant Interaction Experiments in TROI using a UO₂/ZrO₂ mixture, Nucl. Eng. Des., 222, 1-15, 2003
- [11] J. H. Kim, Results of the Triggered Steam Explosion from the TROI Experiment, Nucl. Tech., Vol.158 378-395, 2007
- [12] NEA/CSNI/R, OECD/SERENA Project Report Summary and Conclusions, 2015
- [13] NUCLEA Nuclear Thermodynamic Database, Version 2005-01

表 1 ALPHA 試験の主要な試験条件及び試験結果^[1]

試験名	試験ケース	熔融物組成	熔融物質量(kg)	圧力(MPa)	水温度(K)	水深(m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率(%)
ALPHA	STX002	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	—
	STX003	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	292	1.0	No	Yes	—
	STX005	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	300	1.0	No	Yes	—
	STX009	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	289	1.0	No	Yes	—
	STX016	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	295	0.9	No	Yes	0.86
	STX017	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	286	0.9	No	Yes	0.66
	STX018	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	283	0.9	No	Yes	3.33
	STX001	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	293	1.0	No	No	—
	STX010	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	297	1.0	No	Yes	—
	STX013	Fe-Al ₂ O ₃	10	0.10	284	1.0	No	No	—
	STX014	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	372	1.0	No	No	—
	STX008	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	288	1.0	No	No	—
	STX012	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.60	290	1.0	No	No	—
	STX015	Fe-Al ₂ O ₃	20	1.00	282	1.0	No	No	—
	STX006	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	298	1.0	No	No	—
	STX011	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	290	1.0	No	Yes	—
	STX019	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	5.67
	STX020	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	1.0	No	No	—
	STX021	Fe-Al ₂ O ₃	20	0.10	281	0.9	No	Yes	4.05

表 2 K R O T O S 試験の主要な試験条件及び試験結果^{[2][3][4]}

試験名	試験 ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部 トリガ	水蒸気爆発 発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
KROTOS	K38	Alumina	1.5	2665	0.1	79	1.11	No	Yes	1.45
	K40	Alumina	1.5	3073	0.1	83	1.11	No	Yes	0.9
	K41	Alumina	1.4	3073	0.1	5	1.11	No	No	—
	K42	Alumina	1.5	2465	0.1	80	1.11	No	Yes	1.9
	K43	Alumina	1.5	2625	0.21	100	1.11	No	Yes	1.3
	K44	Alumina	1.5	2673	0.1	10	1.11	Yes	Yes	2.6
	K49	Alumina	1.5	2688	0.37	120	1.11	No	Yes	2.2
	K50	Alumina	1.7	2473	0.1	13	1.11	No	No	—
	K51	Alumina	1.7	2748	0.1	5	1.11	No	No	—
	K32	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3063	0.1	22	1.08	No	No	—
	K33	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3063	0.1	75	1.08	No	No	—
	K35	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3023	0.1	10	1.08	Yes	No	—
	K36	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.0	3025	0.1	79	1.08	Yes	No	—
	K37	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.2	3018	0.1	77	1.11	Yes	No	—
	K45	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.1	3106	0.1	4	1.14	Yes	No	—
	K46	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3086	0.1	83	1.11	Yes	Yes	—
	K47	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	5.4	3023	0.1	82	1.11	Yes	No	—
	K52	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	2.6	3133	0.2	102	1.11	Yes	Yes	0.02
	K53	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	3.6	3129	0.36	122	1.11	Yes	Yes	0.05

表 3 F A R O 試験の主要な試験条件及び試験結果^[3]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
FARO	L-06	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	18	2923	5	0	0.87	No	No	—
	L-08	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	44	3023	5.8	12	1.00	No	No	—
	L-11	77wt%UO ₂ -19wt%ZrO ₂ -4wt%Zr	151	2823	5	2	2.00	No	No	—
	L-14	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	125	3123	5	0	2.05	No	No	—
	L-19	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	157	3073	5	1	1.10	No	No	—
	L-20	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	96	3173	2	0	1.97	No	No	—
	L-24	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	177	3023	0.5	0	2.02	No	No	—
	L-27	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	117	3023	0.5	1	1.47	No	No	—
	L-28	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	175	3052	0.5	1	1.44	No	No	—
	L-29	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	39	3070	0.2	97	1.48	No	No	—
	L-31	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	92	2990	0.2	104	1.45	No	No	—
L-33	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	100	3070	0.4	124	1.60	Yes	No	—	

表 4 C O T E L S 試験の主要な試験条件及び試験結果^[6]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	圧力 (MPa)	サブクール度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
COTELS	A1	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	56.3	0.20	0	0.4	No	No	—
	A4	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	27.0	0.30	8	0.4	No	No	—
	A5	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.4	0.25	12	0.4	No	No	—
	A6	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	53.1	0.21	21	0.4	No	No	—
	A8	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	47.7	0.45	24	0.4	No	No	—
	A9	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	57.1	0.21	0	0.9	No	No	—
	A10	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	55.0	0.47	21	0.4	No	No	—
	A11	55wt%UO ₂ -25wt%Zr-5wt%ZrO ₂ -15wt%SS	53.0	0.27	86	0.8	No	No	—

表 5 TROI 試験の主要な試験条件及び試験結果 (1/2) [7][8][10][11]

試験名	試験 ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部 トリガ	水蒸気爆発 発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
TROI	1	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	5	>3373	0.1	365	0.67	—	Steam Spike	—
	2	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	5.5	>3373	0.1	365	0.67	—	No	—
	3	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.88	>3373	0.1	323	0.67	—	No	—
	4	99wt%ZrO ₂ -1wt%Zr	4.2	>3373	0.1	292	0.67	—	Yes	—
	5	98.5wt%ZrO ₂ -1.5wt%Zr	2.9	3373	0.1	337	0.67	—	Yes	—
	9	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	4.3	3200	0.1	296	0.90	—	No	—
	10	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8.7	3800	0.117	298	0.67	—	Yes	—
	11	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	9.2	>3800	0.111	296	0.67	—	No	—
	12	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8.4	3800	0.11	293	0.67	—	Yes	—
	13	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	7.7	2600 ^(注1)	0.108	292	0.67	—	Yes	0.40
	14	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	6.5	3000 ^(注2)	0.105	285	0.67	—	Yes	—
	17	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂						—	No	—
	18	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	9.1					—	—	—
	21	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3000	0.110	298	1.30	No	No	—
	22	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	2900	0.110	297	1.30	No	No	—
	23	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3600	0.110	293	1.30	No	No	—
	24	ZrO ₂	9.5	3600	0.110	288	0.67	No	Yes	—
25	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	15.0	3500	0.110	287	0.67	No	Steam Spike	—	
26	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	17.0	3300	0.106	283	0.67	No	Steam Spike	—	

(注1) 参考文献[10]によれば温度計測に問題があり、実際には3500K以上と推測されている。

(注2) 参考文献[10]によれば二つの温度計が異なる最高温度(4000K, 3200K)を示しており、計測の不確かさが大きいとされている。

表 5 TROI 試験の主要な試験条件及び試験結果 (2/2)

試験名	試験 ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部 トリガ	水蒸気爆発 発生	機械的エネルギー 変換効率 (%)
TROI	29	50wt%UO ₂ -50wt%ZrO ₂	11.5					—	No	—
	32	87wt%UO ₂ -13wt%ZrO ₂						—	No	—
	34	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	10.5	~3000		341	0.67	Yes	Yes	0.63
	35	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	8	~3000	0.110	334	1.30	Yes	Yes	0.21
	36	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	5.3	~3000		305	0.95	Yes	Yes	0.50
	37	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	8.1	~3000	0.104	313	0.95	Yes	Yes	0.01
	38	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	5.3	~3000	0.105	288	1.30	—	No	—
	39	78wt%UO ₂ -22wt%ZrO ₂	3.4	~3000	0.106	285	1.30	—	No	—
	40	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	11.1	~3000	0.312	287	1.30	—	No	—
	49	62.3wt%UO ₂ -15wt%ZrO ₂ -11.7wt%Zr-11wt%Fe	15.96	2730 (3360)				—	—	—
	50	59.5wt%UO ₂ -18wt%ZrO ₂ -11.9wt%Zr-10.6wt%Fe	14.46					—	—	—
	51	60.5wt%UO ₂ -16.7wt%ZrO ₂ -12.1wt%Zr-10.7wt%Fe	6.3 (14.2 load)	2695 (3420)	0.115	294	1.30	Yes	Yes	—
	52	61wt%UO ₂ -16wt%ZrO ₂ -12wt%Zr-11wt%Fe	8.6 (14.1 load)	2650	0.116	285	1.30	Yes	Steam Spike	—

表6 SERENA試験（フェーズ2）の主要な試験条件及び試験結果^[12]

試験名	試験ケース	溶融物組成	溶融物質量 (kg)	溶融物温度 (K)	圧力 (MPa)	水温度 (K)	水深 (m)	外部トリガ	水蒸気爆発発生	機械的エネルギー変換効率 (%)
SERENA (TROI/ KROTOS)	TS-1	73.4wt%UO ₂ -26.6wt%ZrO ₂	15.4	~3000	0.4	301	1.0	Yes	Yes	0.12
	TS-2	68wt%UO ₂ -32wt%ZrO ₂	12.5	3063	0.2	334	1.0	Yes	Yes	0.28
	TS-3	71wt%UO ₂ -29wt%ZrO ₂	15.9	3107	0.2	331	1.0	Yes	Yes	0.22
	TS-4	81wt%UO ₂ -19wt%ZrO ₂	14.3	3011	0.2	333	1.0	Yes	Yes	0.35
	TS-5	76wt%UO ₂ -18.3wt%ZrO ₂ -5wt%Zr-0.7wt%U	17.9	2940	0.2	337	1.0	Yes	Steam Spike	0.06
	TS-6	73.3wt%UO ₂ -18.5wt%ZrO ₂ -4.9wt%Fe ₂ O ₃ -3.3wt%FP	9.3	2910	0.2	338	1.0	Yes	Yes	0.66
	KS-1	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	2.4	2969	0.4	302	1.1	Yes	Yes	0.10
	KS-2	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	3.9	3049	0.2	333	1.1	Yes	Yes	0.08
	KS-3	70wt%UO ₂ -30wt%ZrO ₂	0.8	2850	—	332	1.1	Yes	— (注1)	— (注1)
	KS-4	80wt%UO ₂ -20wt%ZrO ₂	2.3	2958	0.2	332	1.1	Yes	Yes	0.18
	KS-5	80.1wt%UO ₂ -11.4wt%ZrO ₂ -8.5wt%Zr	1.7	2864	0.2	327	1.1	Yes	Energetic event ^(注2)	— (注2)
	KS-6	73wt%UO ₂ -20.4wt%ZrO ₂ -4.1wt%Fe ₂ O ₃ -2.5wt%FP	1.7	2853	0.2	340	1.1	Yes	Yes	~0

(注1) 実験失敗

(注2) 計測失敗

表 7 T R O I 試験と実機条件の比較

試験ケース	熔融物温度 (過熱度) (注 1)	熔融 ジェット径	水深	粒子化割合 (注 2)	水蒸気爆発
TR0I-10	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TR0I-12	3800K (900K)	6.5cm	0.67m	約 60%	Yes
TR0I-23	3600K (700K)	7.4cm	1.30m	約 80%	No
TR0I-25	3500K (600K)	8.0cm	0.67m	約 50%	Steam Spike
実機条件	約 2650K (約 140K)	約 4~15cm	1m	約 35~90%	—

(注 1) 試験条件の過熱度は UO_2 / ZrO_2 の相図^[13]より固相線温度を約 2900K とした場合の概算値
 実機条件の過熱度は事故解析結果による下部プレナム部の熔融物（酸化物層）の過熱度の概算値

(注 2) R i c o u - S p a l d i n g 相関式 (図 11) による概算評価値

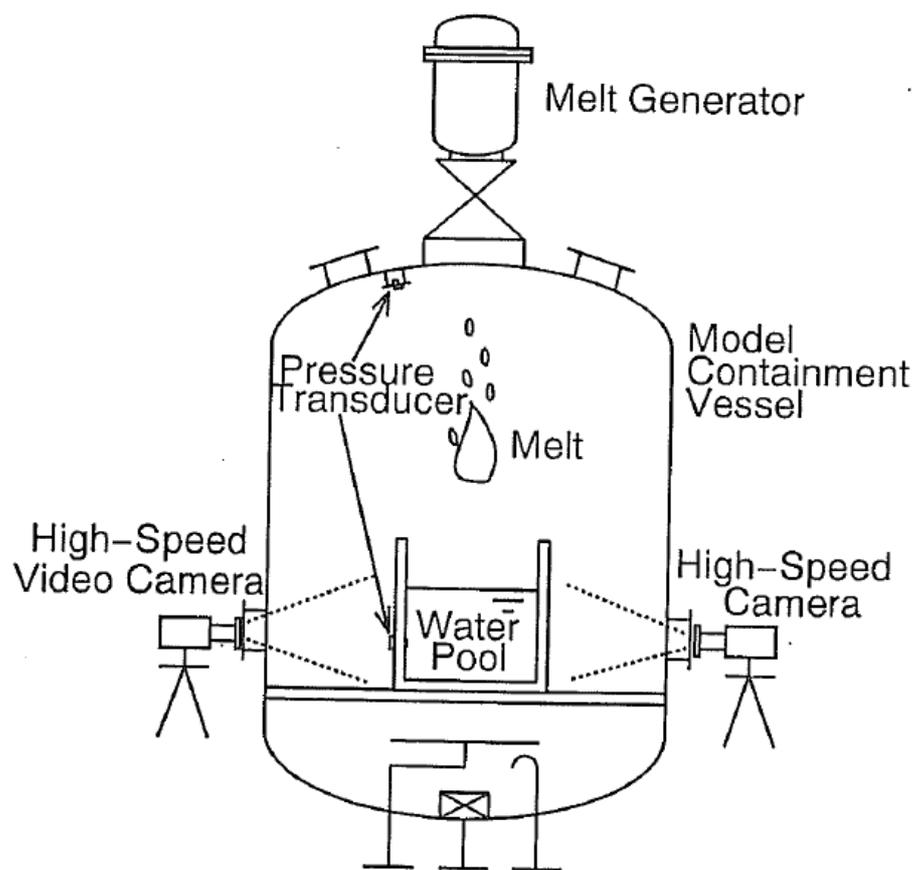


図 1 ALPHA 試験装置の概要

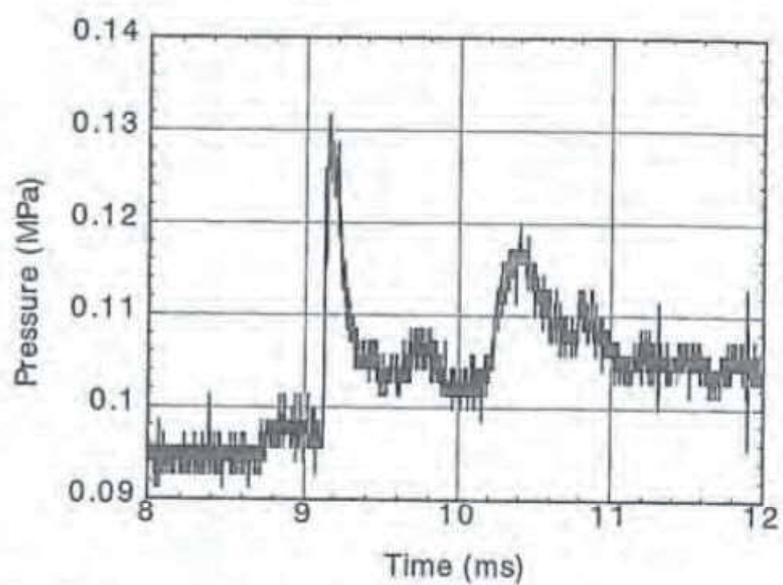


図 2 ALPHA 試験の圧力評価の例 (STX016)

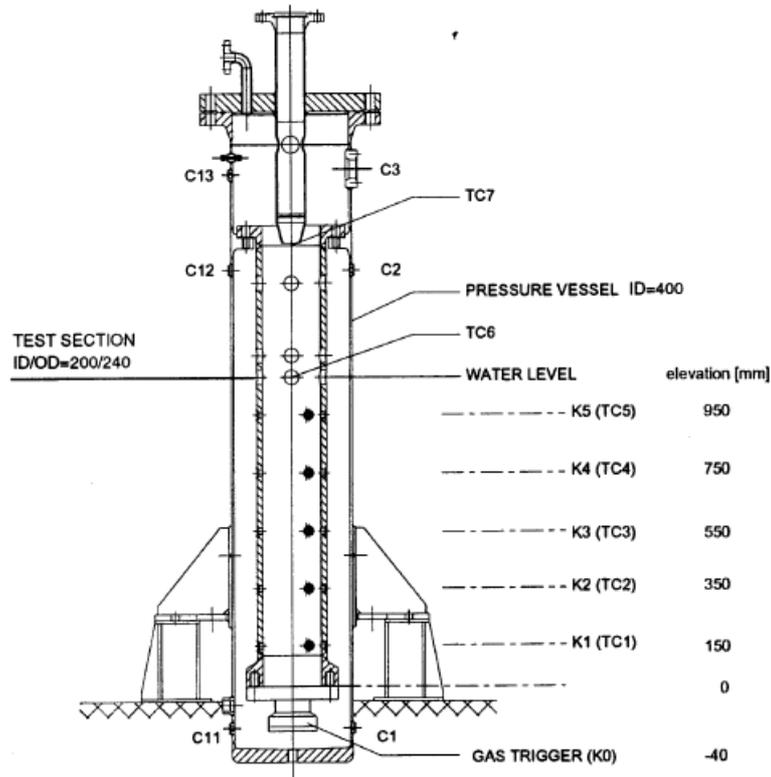


図3 KROTOS試験装置の概要

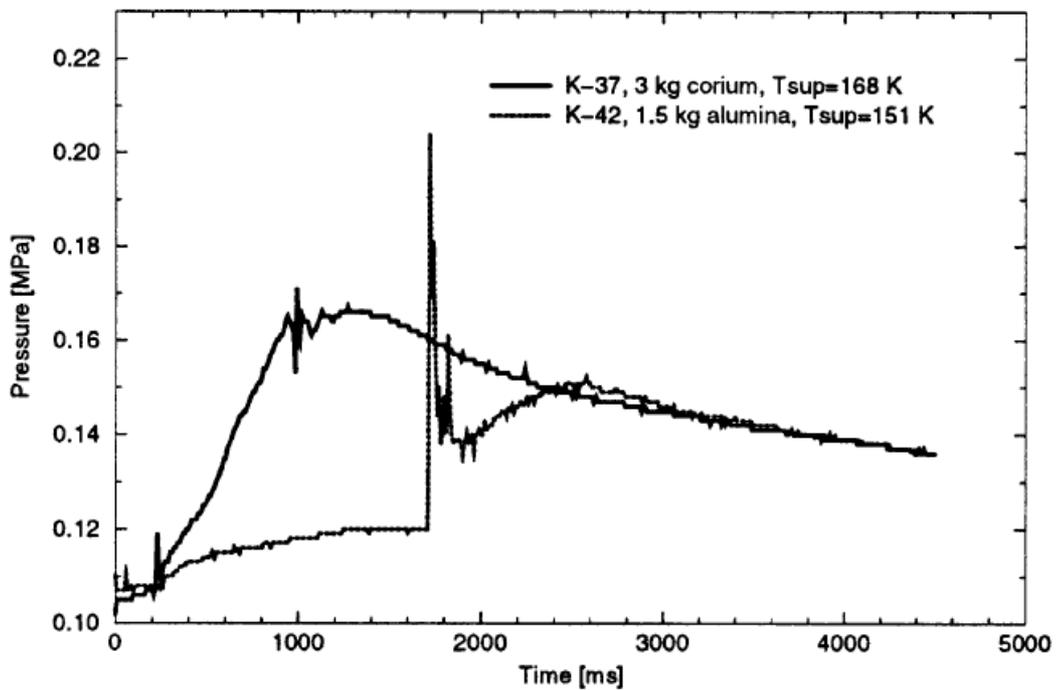


図4 KROTOS試験の代表的圧力変化の例 (K37, K42)

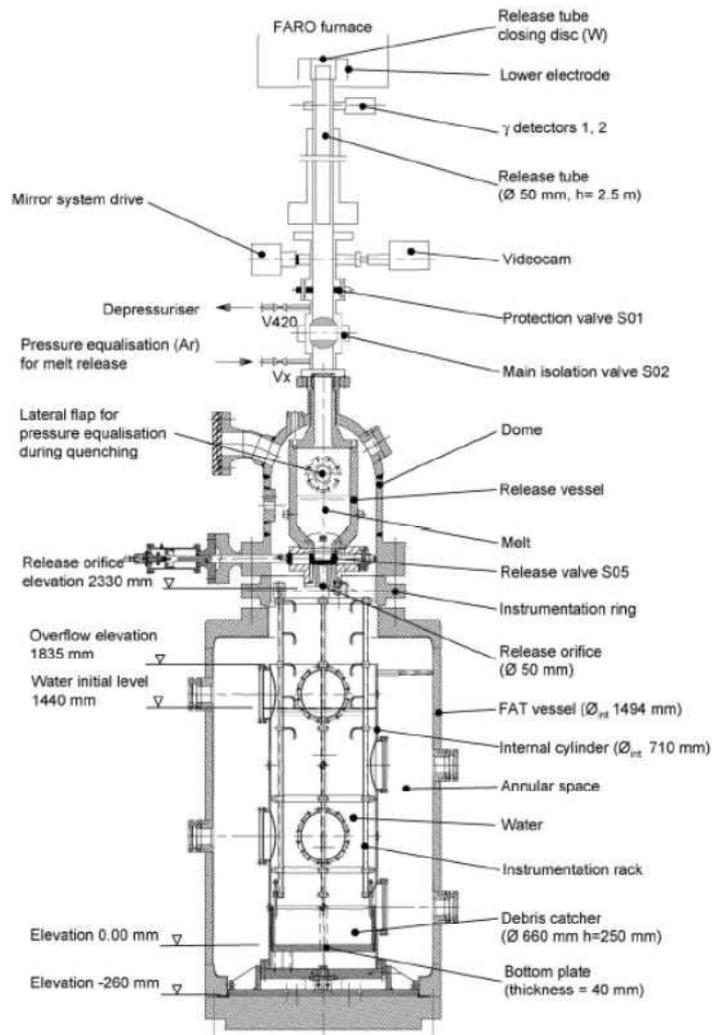


図 5 FARO 試験装置の概要

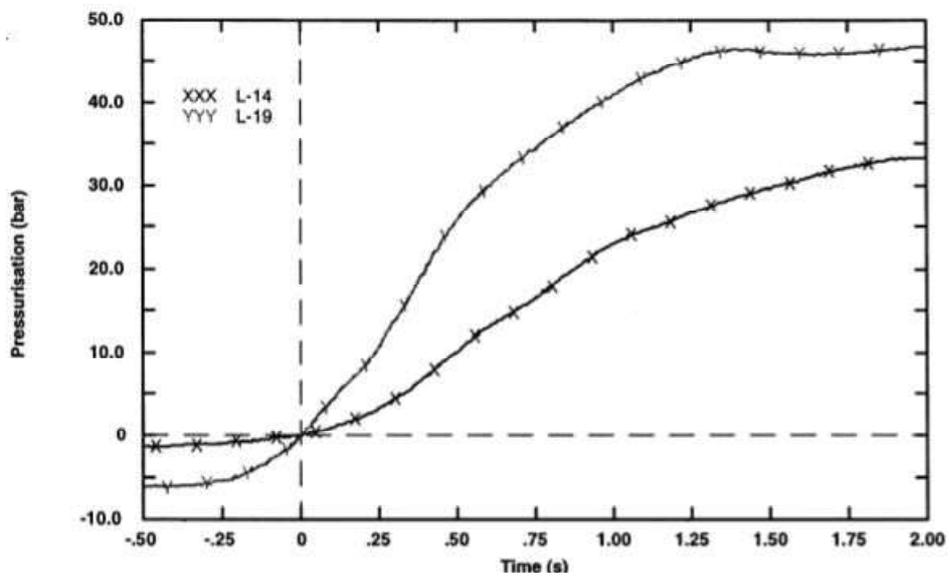
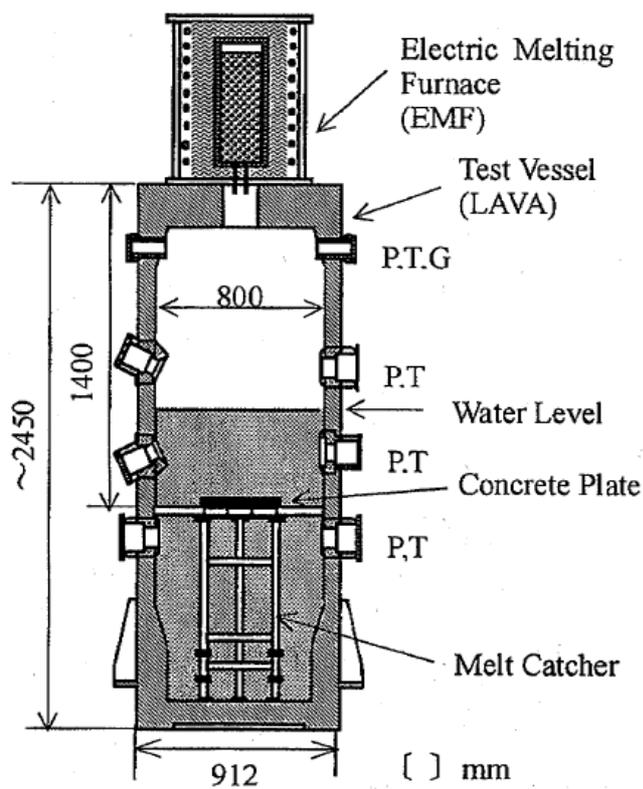


図 6 FARO 試験の圧力変化の例 (L-14, L-19)



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

図7 COTELS試験装置の概要

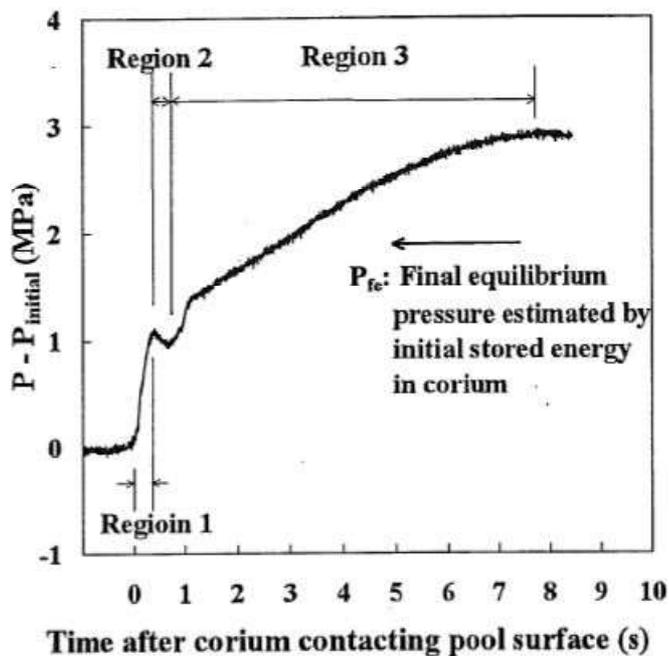


図8 COTELS試験の圧力変化の例 (A1)

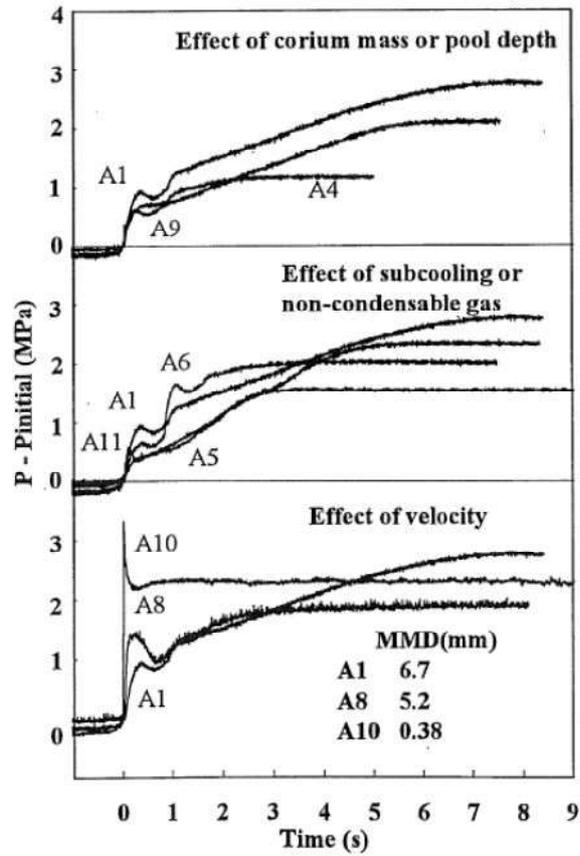


図9 COTELS試験の各試験ケースの圧力変化

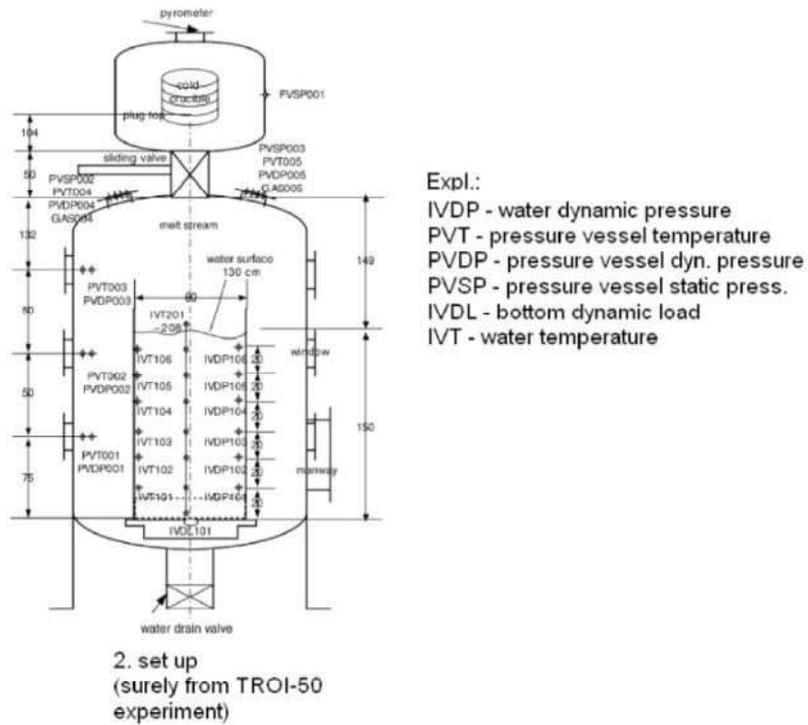


図10 TROI試験装置の概要



図 11 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

添付 2. S E の影響を緩和／防止するための設備対策案

1. はじめに

S E によってペDESTAL側壁のR P V支持機能又は床スラブのデブリ保持機能が確保できない場合には，S E の影響を緩和あるいは防止するための設備対策を採用するが，その案を以下に示す。

2. 対策案

2.1 影響緩和対策

① 床スラブ支持構造物の追設

サブレーション・チェンバ側から床スラブを支える構造物を設置することで，床スラブのデブリ保持機能を確保する（図 1）。

② ペDESTALへの衝撃を緩和する構造物の追設

ペDESTALへの衝撃を緩和する構造物を設置することで，S E によって発生する荷重がコンクリートへ与える影響を軽減させ，ペDESTAL側壁のR P V支持機能及び床スラブのデブリ保持機能を確保する（図 2）。

2.2 発生防止対策

① S E 発生防止剤の添加

ペDESTAL内にS E 発生防止剤（ポリエチレングリコール）を添加することで，トリガリングの発生及び圧力伝播を防止し，S E の発生を防止することで，ペDESTAL側壁のR P V支持機能及び床スラブのデブリ保持機能を確保する（図 3）。

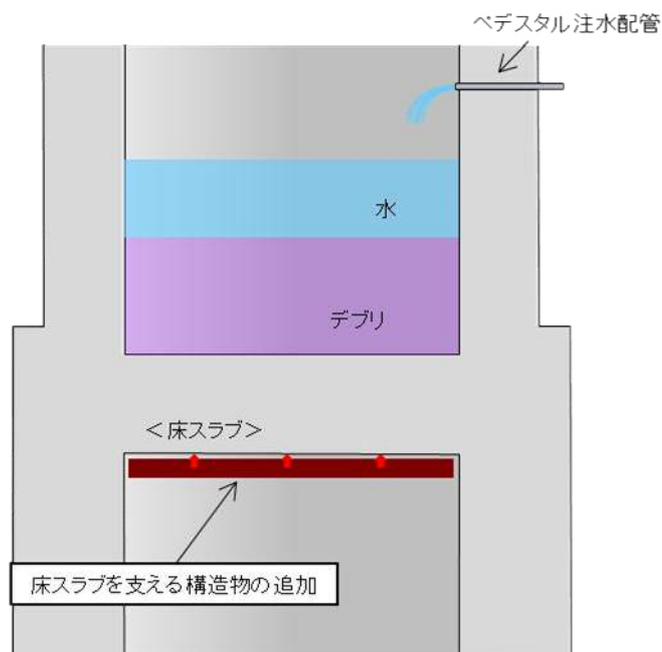


図1 床スラブ支持構造物の追設

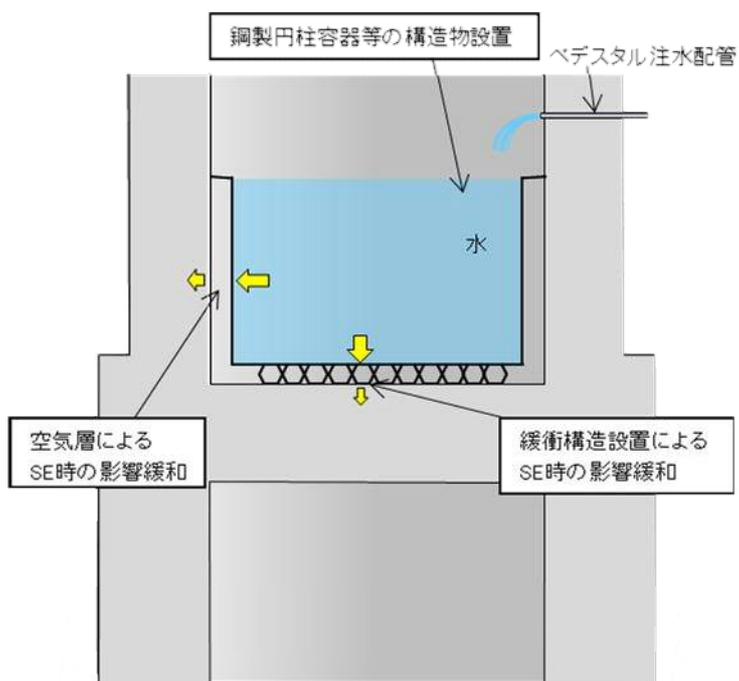


図2 ペDESTALへの衝撃を緩和する構造物の追設

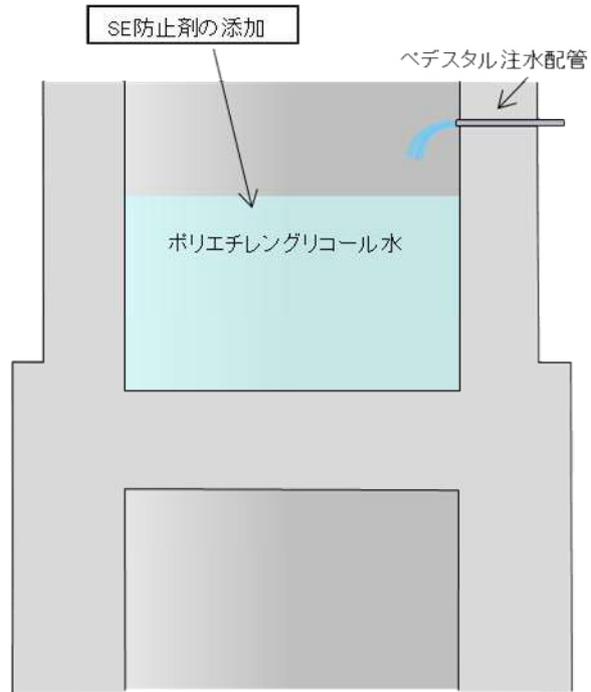


図3 SE発生防止剤の添加

添付 3. R P V 破損後の注水開始時間について

1. R P V 破損判断パラメータについて

R P V 破損の判断は、非常時運転手順書Ⅲ及びアクシデントマネジメントガイドに従い、下記の判断基準を用いる。

以下の複数のパラメータの変化傾向を確認することにより判断する。

① 過渡事象

【破損徴候パラメータ（破損の徴候を検知するパラメータ）】

- ・ 原子炉水位の「低下（喪失）」
- ・ 制御棒位置の指示値の「喪失数増加」
- ・ R P V 下鏡部温度の指示値の「喪失数増加」

【破損判断パラメータ（破損により変化するパラメータ）】

- ・ 原子炉圧力の「低下」
- ・ ドライウェル圧力の「上昇」
- ・ ペDESTAL 雰囲気温度の「上昇」
- ・ ドライウェル雰囲気温度の「上昇」

【破損判断の参考パラメータ（破損の可能性を示すパラメータ）】

- ・ ドライウェル雰囲気温度の「上昇」
- ・ サプレッション・プール水温の「上昇」
- ・ ドライウェル水素濃度の「低下」

② L O C A 事象

【破損徴候パラメータ（破損の徴候を検知するパラメータ）】

- ・ 原子炉水位の「低下（喪失）」
- ・ 制御棒位置の指示値の「喪失数増加」

- ・ R P V 下鏡部温度の指示値の「喪失数増加」

【破損判断パラメータ（破損により変化するパラメータ）】

- ・ ペDESTAL 雰囲気温度の「上昇」
- ・ ドライウェル雰囲気温度の「上昇」

【破損判断の参考パラメータ（破損の可能性を示すパラメータ）】

- ・ 原子炉圧力の「上昇」
- ・ ドライウェル圧力の「上昇」
- ・ サプレッション・プール水温の「上昇」
- ・ ドライウェル水素濃度の「低下」

それぞれのパラメータは次の理由により選定している。

- ・ 破損徴候パラメータ（破損の徴候を検知するパラメータ）は、R P V 破損前の徴候として確認できる可能性があるパラメータを選定
- ・ 破損判断パラメータ（破損により変化するパラメータ）は、R P V 破損時の変化が顕著で、破損判断の確実性が高いと考えられるパラメータを選定
- ・ 破損判断の参考パラメータ（破損の可能性を示すパラメータ）は、R P V 破損時のあるパラメータの副次的な変化として確認されるパラメータや R P V 破損時の変化幅が小さいパラメータ等を選定

2. 破損徴候パラメータによる R P V 破損徴候の検知について

炉心損傷時には、原子炉水位の低下による炉心露出が発生し、その後、溶融炉心の R P V 下部プレナム部への移行が起こる。「破損徴候パラメータ」は、それらを踏まえたパラメータとして設定されている。

R P V 下部プレナム部に溶融炉心が移行すると、R P V 下鏡部温度の指示値は上昇し、その後、溶融炉心からの熱影響により徐々に指示値の喪失が発

生するものと考えられる。また、制御棒位置の指示値についても同様に、溶融炉心からの熱影響により徐々に指示値してくるものと考えられる。

このようなR P V下部プレナム部に移行した溶融炉心による影響の拡大について、運転員は「破損徴候パラメータ」に基づき継続的に監視していくこととなる。

3. R P V破損の判断時間について

運転員は、「破損徴候パラメータ」によりR P V下部プレナムへの溶融炉心への移行・影響拡大を検知した後は、「破損判断パラメータ」及び「破損判断の参考パラメータ」により、R P Vの健全性を継続的に監視していくこととなる。このため、R P V破損発生時には、これらの監視パラメータの変化により速やかにR P V破損を判断することが可能であり、この判断に大幅な時間遅れはないと考えられる。

以上を考慮し、有効性評価においては、1.に示すR P V破損判断に必要なパラメータに基づくR P V破損の認知に係る時間として、R P V破損後のパラメータ確認開始までの時間遅れを考慮せず、各パラメータの確認に必要な時間を保守的に積み上げ、5分と想定している。さらに、代替格納容器スプレイ冷却系（常設）の操作時間1分、格納容器下部注水系（常設）の操作時間1分を加え、原子炉压力容器破損から7分後にペDESTALへの注水を開始する設定としている。

なお、東海第二発電所では、デブリ冠水維持の観点でR P V破損の認知が重要であることに鑑み、ペDESTAL内に水温計を設置しR P V破損判断パラメータと位置付けることで、R P V破損の認知に係る信頼性を向上し、デブリ冠水維持の確実性を向上させることとする。

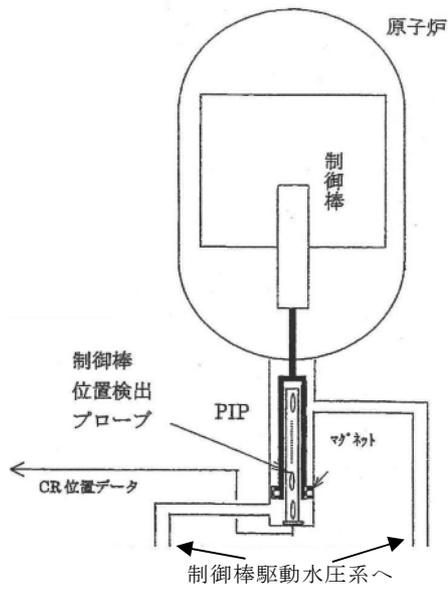
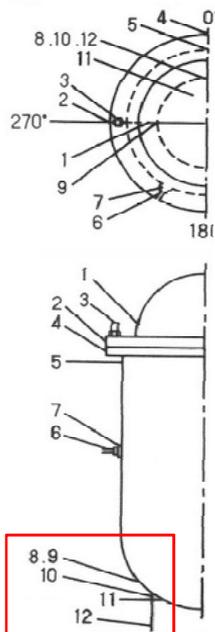


図1 制御棒位置検出器概要図



No	測定名称
1	VESSEL TOP HEAD ADJAC FLANGE (B22-N028B)
2	VESSEL TOP HEAD FLANGE (B22-N028D)
3	VESSEL HEAD STUD (B22-N029B)
4	VESSEL FLANGE (B22-N050A)
5	VESSEL WALL ADJ. TO FLANGE (B22-N030A)
6	FEEDWATER NOZZLE (B22-N030F)
7	FEEDWATER NOZZLE (B22-N030G)
8	VESSL BOTTOM ABOVE SKTJCT (B22-N030H)
9	VESSL BOTTOM ABOVE SKTJCT (B22-N030K)
10	SUPPORT SKIRT TOP (B22-N030L)
11	VESSEL BOTTOM HEAD (B22-N030P)
12	SUPPORT SKIRT AT MTG FLANGE (B22-N030T)

図2 R P V 下鏡温度計検出位置

添付 4. R P V 破損時のデブリの冠水評価について

1. はじめに

R P V 破損により落下したデブリは事前に水張りされていたペDESTAL の水中に落下し、冠水する。その後、R P V 破損から 7 分後に格納容器下部注水系（常設）を用いた格納容器下部注水を実施することとしているが、7 分の間に水が蒸発することから、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、ポロシテイが冠水状態に与える影響についても評価した。

2. デブリ冠水評価

デブリの堆積形状を図 1 に示す。ポロシテイを考慮したデブリ堆積高さ H_{debri} は式(1)で評価する。

$$H_{debri} = (V_m \times (1 - \Phi_{ent}) + V_s + V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P)) \div S_f \quad (1)$$

V_m : 熔融物体積 []

V_s : ペDESTAL 内構造物堆積 [] (別紙 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.171*]

P : ポロシテイ [0.5]

S_f : 床面積 []

※ : Ricou-Spalding 相関式に基づく評価結果 (別紙 2 参照)

また、粒子化したデブリの間隙に冷却水が浸入するため、デブリの冠水維持評価の観点から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ について式(2)で評価する。

$$H_{pool-ent} = H_{pool} - (V_m \times \Phi_{ent} \div (1 - P) \times P \div S_f) \quad (2)$$

H_{pool} : 水プール初期水深 [1m]

ポロシティについて、PULIMS実験の知見(0.29~0.37)から保守的に0.5を採用した場合、式(1)からデブリ堆積高さ H_{debris} は約1.55mとなる。また、式(2)から粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深 $H_{pool-ent}$ は約0.79mとなる。

MAAPコードを用いた有効性評価の結果(デブリから水プールへの熱流束を 800kW/m^2 (圧力依存性あり)と設定)から、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水開始までの7分間におけるペDESTAL水プールの水位低下量は約36cmであり、デブリの冠水は維持される。なお、格納容器下部注水開始までの時間の不確かさを考慮した場合でも、約20分間デブリは冠水維持可能と評価した。

3. ポロシティが冠水評価に与える影響

水位低下量評価にポロシティの効果を考慮していないことから、その影響を評価した。

粒子状デブリベッドのドライアウト熱流束に関する相関式であるLipinnski-ODモデルでは、ポロシティの増加によってドライアウト熱流束が上昇する結果が得られており、図2においてポロシティ0.48の場合、ドライアウト熱流束は、約 $3,300\text{kW/m}^2$ となる。これは、水位低下量評価で、デブリから水プールへの熱流束として設定している 800kW/m^2 と比較して大きな値となるが、ポロシティを形成するデブリの粒子化割合は約17%と小さく、粒子化したデブリはクエンチしていることから、ポロシティによるドライアウト熱流束増加の影響は小さい。

よって、ポロシティを考慮しても水位低下量評価への影響は小さく、冠水評価に影響はない。

4. デブリ堆積形状の不確かさ評価（別紙3参照）

水プール水位に対してデブリ落下量が多く粒子化割合が小さいことから、落下したデブリは均一に堆積すると考えられるが、デブリ冠水に対する不確かさ評価として、デブリが均一に堆積しない場合を想定して評価を実施する（図3）。PULiMS 実験において確認されたデブリ堆積高さと同がり距離のアスペクト比を適用してデブリ堆積形状を山状と想定し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなり、露出までの水深が低くなる場合の評価を実施した結果、水プール水位は約 54cm となった。また、水プールとの接触面積増加の影響を考慮した場合における水位低下量は約 37cm であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

5. まとめ

以上の評価から、RPV破損から7分の間において、デブリの冠水状態が維持されることを確認した。

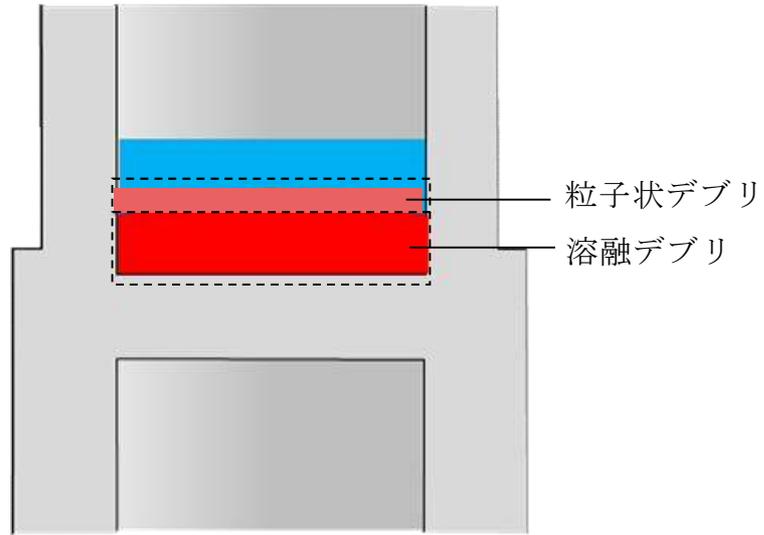


図1 デブリ堆積形状

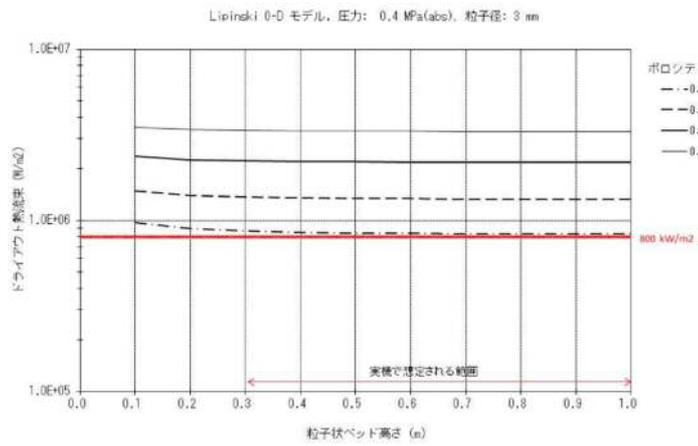


図2 粒子状ベッド高さ とドライアウト熱流束の関係

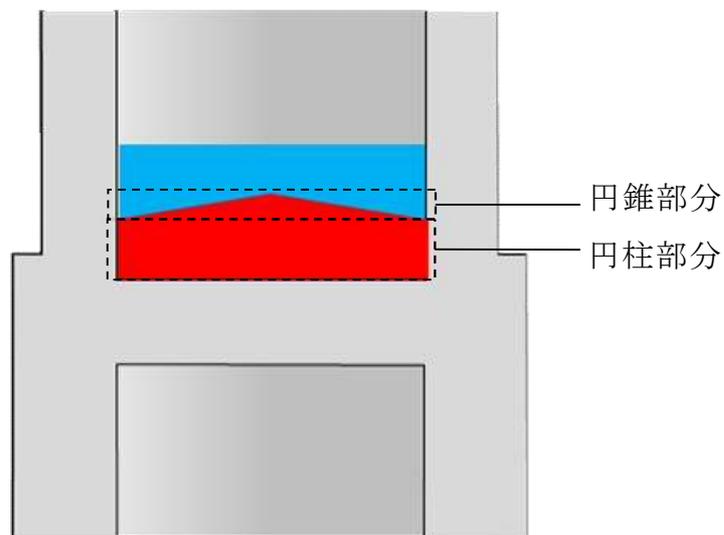


図3 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

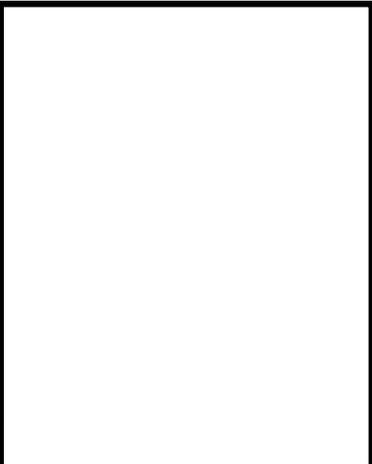
デブリとして考慮するペDESTAL内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては、表 1 に示すペDESTAL内構造物の総体積を保守的に切り上げ、として考慮した。構造物の一例として、ターンテーブルの写真を図 1 に示す。

なお、ペDESTAL内構造物の総体積の算出に当たっては、以下のとおり一部保守的な条件としている。

- ・一部のサポート類やケーブル類等についてはデブリ堆積高さより高いペDESTAL壁面に設置されており、デブリになる可能性は低いが、デブリ量を多く見積もる観点からデブリとして考慮する構造物に含めている
- ・ケーブル類等については、今後撤去予定の構造物も含めている

表1 デブリとして考慮したペDESTAL内構造物

構造物	体積 m ³
ターンテーブル	
CRDハウジング (9本) ※	
CRD機構 (9本) ※	
CRDハウジングサポート	
ターンテーブル動力機構	
ドレン配管	
床・機器ドレンサンプ構造	
サポート類	
その他 (ケーブル類等)	
合計	

※：MAAP解析結果におけるRPV破損口径の最大値より、デブリとなり得る最大本数として9本を設定 (図 2)

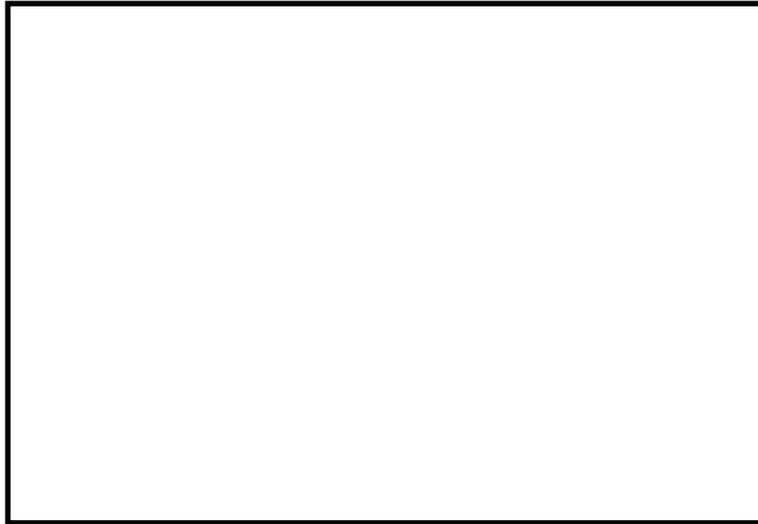


図1 ターンテーブルの現場写真

(溶融炉心の落下部及びその周囲のみが溶融しデブリに加わると考えられるため、評価においては一辺1mの正方形の範囲が溶融すると想定)

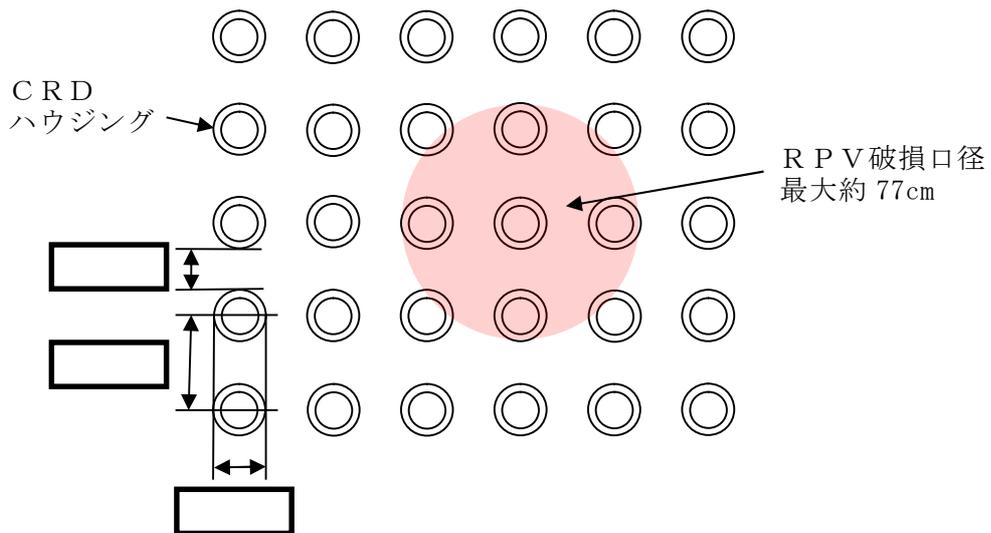


図2 CRD配置とRPV破損口径の関係

粒子化割合の算出

粒子化割合は以下の Ricou-Spalding 相関式により求めた。

$$\Phi_{ent} = \frac{d_{dj,0}^2 - d_{dj}^2}{d_{dj,0}^2}$$

$$d_{dj} = d_{dj,0} - 2E_0 \left(\frac{\rho_w}{\rho_{dj}} \right)^{1/2} \Delta H_{pool}$$

ここで、

Φ_{ent} : 粒子化割合 [-]

E_0 : エントレインメント係数 [-]

ΔH_{pool} : プール水深 [m]

d_{dj} : プール底部におけるデブリジェット径 [m]

$d_{dj,0}$: 気相部落下を考慮した水面におけるデブリジェット径 [m]

ρ_{dj} : ジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

評価条件は以下のとおり。

項目	設定値	設定根拠
ペDESTAL水位	1m	対策後の水位
デブリ密度	<input type="text"/>	MAAP 計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	CRD 案内管径
エントレインメント係数	<input type="text"/>	MAAP 推奨範囲の最確値

以上により評価した結果、粒子化割合は約 17.1%となる。

デブリの拡がりに関する不確かさについて

1. はじめに

事前水張りされたペDESTALのプール水中に落下するデブリは、一部が粒子化した後に固化し、残りが熔融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり、固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（図 1）。このようなデブリの拡がりにおいて、熔融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。

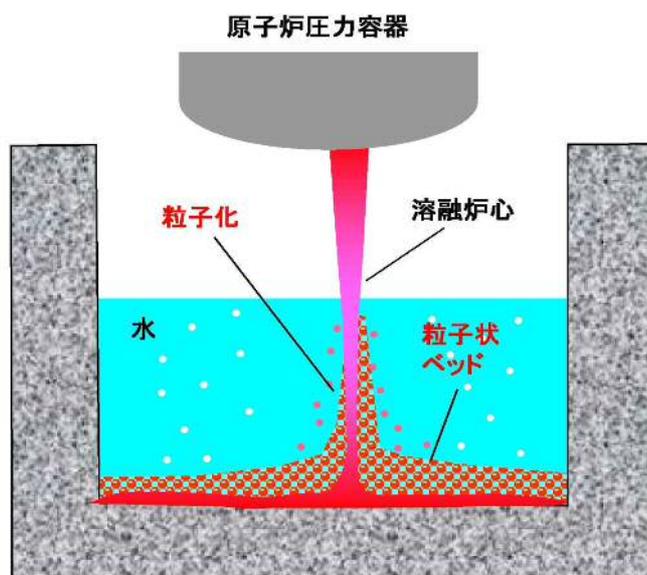


図 1 ペDESTALにおけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 熔融物

PULiMS 実験では、水中での熔融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での熔融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。PULiMS 実験結果を元に妥当性が確認されているスケーリング則に、BW

Rの溶融炉心落下条件を適用して、水中での溶融物の拡がり距離を評価すると、約18mとなる（重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて（以下、「解析コード資料」という。） 付録4(5)b参照）。ペDESTAL半径が であることを考慮すると、溶融炉心は床全面に拡がる可能性が高いと考えられる。これは、溶融物の拡がりに影響する因子のうち、主に溶融炉心落下流量が大きい（全炉心相当の溶融炉心が1分程度で落下することを想定）ことによるものと考えられる。PULiMS 実験条件と実機条件を比較した場合、以下の観点から実機条件の方が拡がりが促進されることが考えられる（表1）。

- ・溶融物重量の PULiMS／実機値に対して冷却材重量の PULiMS／実機値は大きく、実機条件では相対的に溶融物量が多くなる
- ・溶融物過熱度及び比熱は実機条件の方が高く、実機において溶融物は崩壊熱によって継続的な加熱がある
- ・サブクール度については実機条件の方が高いが、溶融物落下後にはサブクール度がすぐに低下することから、拡がりに対する影響は小さいと考えられる
- ・水深／ブレイクアップ長さについては、実機において水中でより細粒化しにくい傾向であり、溶融物の着床時の温度は高い傾向となることから、床面上での拡がりにおいても拡がり易い傾向となる。
- ・溶融物密度は実機条件の方が大きく、慣性による拡がり効果が大きい
- ・粘性係数については、実験と同程度か小さいものと考えられ、実機条件ではより拡がり易いと考えられる。
- ・表面張力については不確かさが大きいパラメータであるが、表面張力が大きいほど床面上を広がりにくくなる一方で、床面到達までの細粒化に伴う冷却・固化が生じにくいため、床面での溶融物温度が高めに

なり拡がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が拡がりを与える影響は小さいと考えられる。

- 輻射率については、特に実験データの不確かさ幅が大きく実験条件と実機条件の大小関係が明確ではないが、熔融物から冷却材への伝熱量と比較すると輻射の影響は相対的に小さいと考えられることから、拡がり挙動に与える影響は小さいと考えられる。
- 床面熱伝達については、実機では床スラブの形状変更に合わせてペDESTAL床表面にSUS板を設置することで実験と同じ材質となるため床面熱伝達量は同等であり、また、実機解析から熔融物除熱は冷却材伝熱が支配的であることから、床面熱伝達が拡がり挙動に与える影響はない。

したがって、熔融物の拡がり距離については、不確かさを考慮しても床全面に拡がるものと想定される。

表 1 PULiMS 実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	熔融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	-
	熔融物重量[kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	熔融物融点[K]		1,143	-
	熔融物過熱度[K]		約 70	
	比熱[J/kg/K]		250~310	
	崩壊熱	あり	なし	-
	冷却材重量[kg]	約 30×10 ³	約 40	約 1.3×10 ⁻³
	サブクール度[K]		約 23	
熔融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイクアップ長さ※) ※Taylor 関連式	約 0.08~約 0.23	0.35	約 1.5~4.4
熔融物床面上挙動	熔融物密度[kg/m ³]		7,811	
	粘性係数[Pa・s]	0.004	0.003~0.03	約 0.75~7.5
	表面張力[N/m]		0.2~0.6	
	輻射率[-]		0.4~1.0	
	床面熱伝達	SUS 材	SUS 材	-

(2) 粒子状ベッド

ANL で実施されたセルフレベリング実験では、粒子状ベッド内の沸騰による粒子の吹き上げと再堆積によるセルフレベリング効果により、2~3分程度で堆積厚さが均一化されている（解析コード資料 付録4(4) 参照）。

PDS 実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙動の観察を行っている（別添1参照）。均一化に係る時間は、デブリ密度、ポロシティ、拡がり面積に加え、粒子状ベッドを流れる空気又は蒸気の気相流体速度に依存することが示されており、気相流体速度が相対的に

小さい PDS-E 実験では粒子状ベッドの均一化に要する時間が数分～数十分であるが、気相流体速度がより大きい PDS-C 実験では数秒～数十秒と早く均一化が進むことが確認されている。実機においては、デブリが落下した直後は高温のデブリから急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分速いものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと考えられる。

したがって、粒子状デブリベッドの堆積形状については、崩壊熱を発生するデブリ粒子では、粒子状ベッド内の継続的沸騰による粒子の攪拌によるセルフレベルング効果により、時間と共に堆積厚さが均一化することが想定される。

3. デブリの拡がりに関する不確かさ評価

これまでの知見によれば、溶融物は床全面に拡がると想定され、粒子状ベッドについても短時間で均一化される。よって、デブリの拡がりに関する不確かさはないものと考えられるが、デブリの堆積高さに対して厳しい評価を実施する観点から、PULiMS 実験において確認されたデブリ堆積高さとの拡がり距離のアスペクト比を適用し、均一化した場合と比較して堆積高さが高くなる場合の評価を行う。PULiMS 実験は溶融物を水中に落下した実験であり、溶融物と粒子状デブリベッドを含めたデブリ全体としての堆積高さに関する知見として適用できるものである。

(1) アスペクト比

PULiMS 実験のうち、溶融物量が比較的大きい E4 実験において、平均堆積高さ 41mm に対して、拡がり距離は 740mm×560mm となっている（図 2, 表 2）。アスペクト比としては 1:18～1:14 となっており、おおよそ 1:16

程度の拡がり挙動を示している。従って、アスペクト比として 1:16 を適用し評価を行う。

表 2 PULiMS 実験条件と結果

Table 1. PULiMS-E test matrix with initial conditions.

Parameter	PULiMS tests				
	E1	E2	E3	E4	E5
Melt material	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	B ₂ O ₃ -CaO	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	ZrO ₂ -WO ₃
Melt mass composition, %	42.64-57.36 eutectic	30-70 non-eutectic	42.64-57.36 eutectic	42.64-57.36 eutectic	15.74-84.26 eutectic
Melt jet diameter, mm	20	20	20	20	20
Jet free fall height, mm	400	400	400	400	400
Initial melt volume, L	3	3	10	6	6
Initial melt mass, kg	23.4	7.5	78.1	46.9	41.2
T _{sol} , °C	870	1027	870	870	1231
T _{liq} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

Table 2. Measured and estimated properties of the debris beds in PULiMS-E tests.

Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris bed height, mm	50	unknown	41	28
Debris height under injection point, mm	48	unknown	50	39
Total area occupied by cake, m ²	0.14	~0.44	0.30	0.14
Measured particulate debris mass, kg	~4	unknown	2.9	-
Measured particulate debris mass fraction, %	~20%	unknown	~6.8%	-
Solidified cake mass, kg	~20	unknown	39.5	13.6
Measured debris bed volume, L	~4.2	unknown	8.9	~3.1
Estimated total cake porosity	0.29	-	0.36	0.37
Symmetry of the spread	non-sym.	unknown	non-sym.	symmetric
Steam explosion	no	yes	no	yes
Cake formation	cake	no cake	cake	cake
Measured melt superheat, °C	136	206	70	300
Measured melt superheat in the pool, °C	121	77	48	90
Estimated loss of melt superheat due to jet interaction with coolant, °C	15	129	22	210

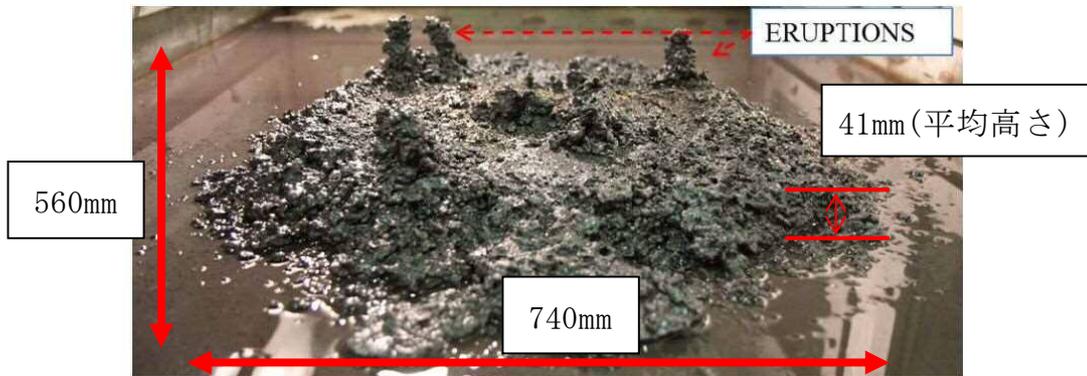


図 2 PULiMS 実験結果 (E4)

(2) 堆積高さ評価

アスペクト比を考慮した場合、デブリの堆積形状は図3のように円柱上に円錐が堆積した形状となる。円錐部分については、堆積高さが最大となるのは床全面に拡がった場合であり、ペDESTAL直径 \square にアスペクト比を考慮すると、堆積高さは約0.4mとなる。円柱部分については、円錐部分の体積を除いたデブリ全量が円柱状に堆積するため、堆積高さは約1.2mとなる。以上から、デブリの堆積高さは円錐部分の体積高さと円柱部分の体積高さの合計となることから、約1.60mとなる。

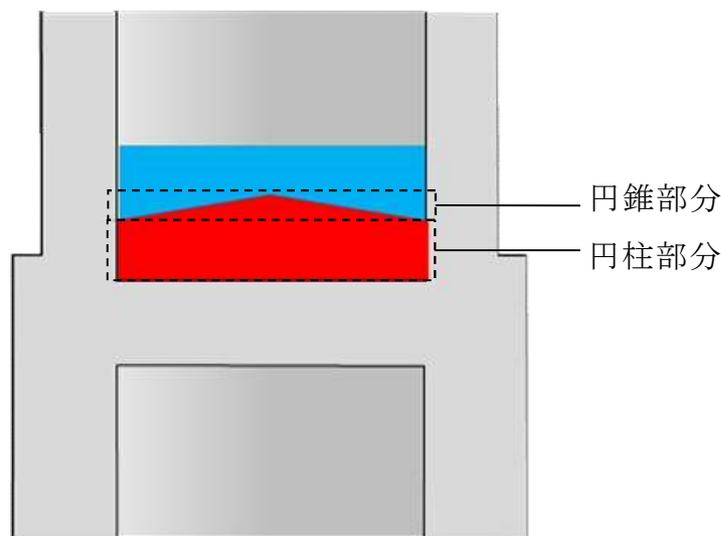


図3 デブリ堆積形状（アスペクト比考慮）

(2) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合0.171のデブリ量に対してポロシティ0.5で全ての間隙に浸水していると仮定した場合、円錐部分の頂部から水面までの水深は約54cmである。また、円錐状に堆積することで水プールとの接触面積が増え、蒸発量が増加するが、一様に堆積した場合の水プールとの接触面積からの増加割合は1%未満であり、蒸発量に対して有意な影響を与えない。有効性評価（別添2参照）に基づく、RPV破損によるデブリ落下から格納容器下部注水までの

期間における水位低下量は約 36cm であり, 蒸発量の増加として保守的に 1% を見込んだ場合でも水位低下量は約 37cm となるため, デブリの冠水は維持される。

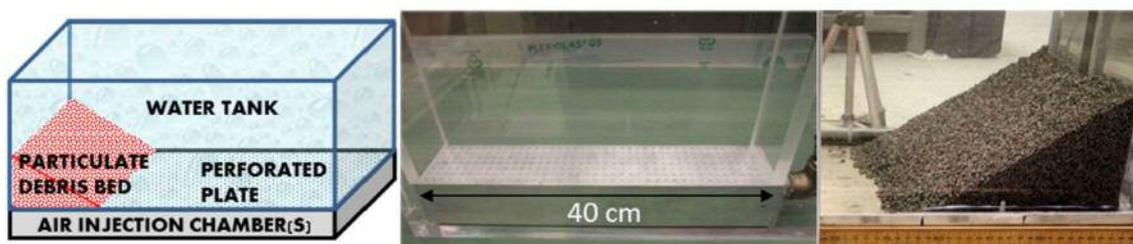
PDS 実験について

1. はじめに

スウェーデン王立工科大学 (KTH) で実施された PDS 実験は、沸騰等の冷却水の流動による細粒状デブリベッドの拡散挙動について観察を行っている。

2. 実験条件

実験装置概要図を図 1 に示す。水槽の壁面に沿って粒子状デブリを堆積させ、下部に設置した注入用チャンバーから水蒸気又は空気を注入し、粒子状デブリベッドの拡散挙動を観察する。



a) 装置概要

b) PDS-C 試験

c) PDS-E7~23 試験

図 1 実験装置概要図

また、PDS 実験では種々のパラメータを感度として複数の実験が実施されている。各実験において感度として設定したパラメータを表 1 に示す。

表 1 PDS 実験におけるパラメータ設定

Group	Tests	Effect studied
A.	E2-E3; E7-E8;	Injected gas (air) flow rate influence
B.	E2-E4	Particle density and size
C.	E5-E6; E7-E9	Leading edge gas injection (turned on/off) influence
D.	E10-E12	Roughness of the spreading surface with help of friction net
E.	E12-E14	Influence of the water presence
F.	E12-E15	Mixture of particles with dissimilar morphology
G.	E18-E23	Influence of inclined spreading surface (0°-15°)
H.	E10-E11	Reproducibility tests
I.	C1-C12	Tests on PDS-C facility at high superficial velocities (up to 1.2 m/s)

3. 実験結果

(1) PDS-E 実験

実験マトリックスを表 2, 実験結果を図 2 及び図 3 に示す。PDS-E 実験における気相流体速度は最大でも 0.122m/s 程度であり, 粒子状デブリベッドの拡がりに数分~数十分の時間を要している。

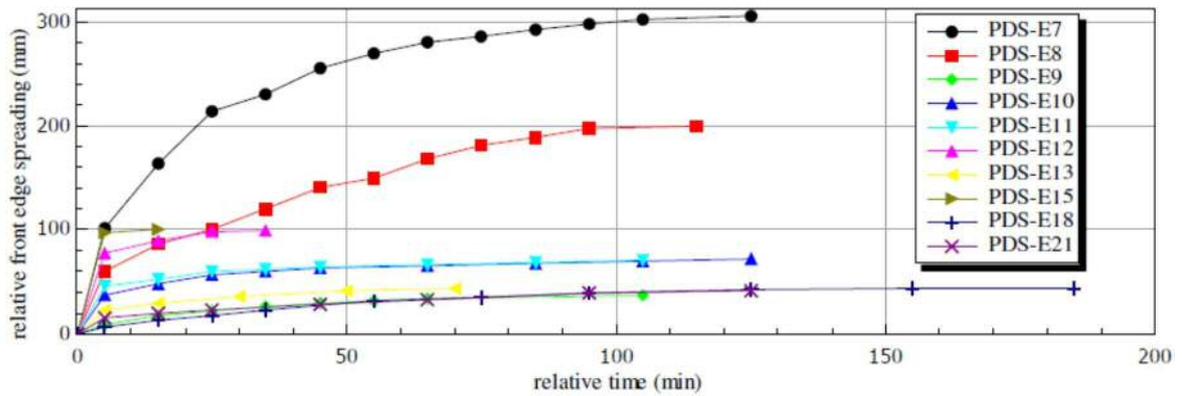


図 2 PDS-E 実験結果

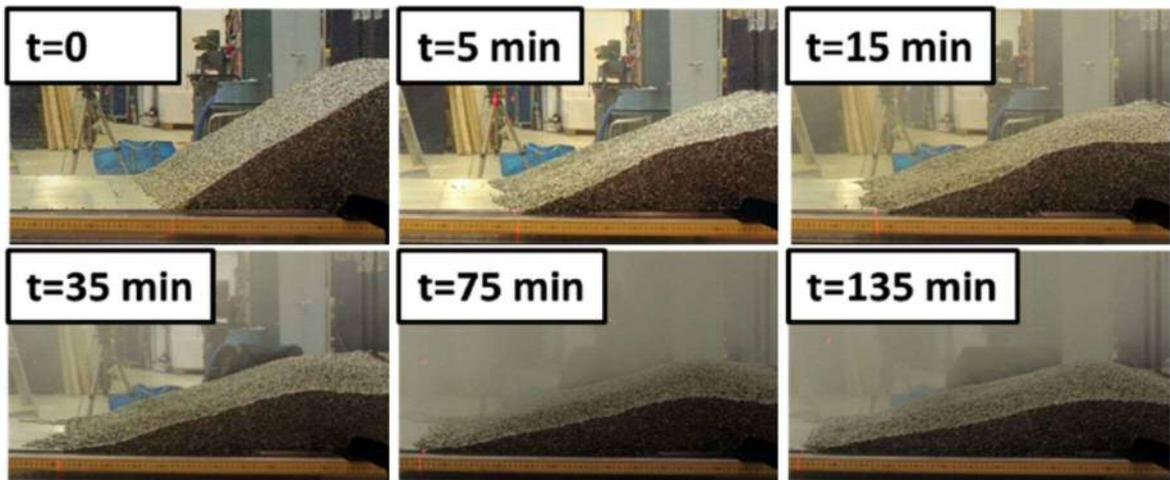


図 3 PDS-E7 実験結果

表 2 PDS-E 実験マトリックス

Test No.	Facility	Particulate debris			Total air flow rate (L/s)	Study group	Remarks*	Relative bed front propagation, (mm)	
		Material [†]	Mass (kg)	Volume (dm ³)				After 1h	Final
E2	PDS-1	Gravel	~13	10	2.8	A, B, F	O	130	170
E3	PDS-1	Gravel	~13	10	5.7	A, B, F	O	270	300
E4	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	B	O	70	135
E5	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C	O	43	120
E6	PDS-1	SS cylinders	30.4	6	2.8	C		12	25
E7	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	20	A, C	O	270	315
E8	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	A, C	O	165	205
E9	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	12	C		32	38
E10	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	65	72
E11	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, H	N	67	71
E12	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	D, E, F		99	99
E13	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	9	E, F		43	44
E14	PDS-2	SS cylinders	200	38.5	18	E, F	no water	0	0
E15	PDS-2	SS cylinders	160	~37	18	F		100	100
		SS spheres	40						
E18	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i0	32	44
E19	PDS-2	SS cylinders	181	34.6	20	D, G	N, i10	89	89
E20	PDS-2	SS cylinders	93	17.9	20	D, G	N, i15	71	71
E21	PDS-2	SS cylinders	176	33.5	22	D, G	N, i0	33	41
E22	PDS-2	SS cyl.	122	23.3	22	D, G	N, i10	30	40
E23	PDS-2	SS cyl.	93	17.7	22	D, G	N, i15	44	57

*O=open leading edge chamber; N=friction net is used; i=inclination angle in degrees.

[†]SS=stainless steel.

(2) PDS-C 実験

実験マトリックスを表 3 に示す。PDS-C 実験の気相流体速度は 0.34～2.09m/s と大きく、粒子状デブリベッドの拡がりに要する時間は数秒～数百秒オーダーであり、極めて短時間で均一化される結果となっている。

表 3 PDS-C 実験マトリックス

Test No.	Initial debris bed triangle type	Air injection			Water level (cm)	Debris bed settling time (sec)	Initial air injection method
		Flow rate, Q_g (liter/s)	Superficial velocity, v_{air} (m/s)	Ratio $\frac{v_{air}}{v_{mf}^{air}}$			
C1	right	10	0.34	0.13	55	~480	Instant
C1B	right	10	0.34	0.13	45.5	~480	Gradual
C2	right	20	0.69	0.26	45.5	~390	Gradual
C3	right	30	1.04	0.39	45.5	~240	Gradual
C4	right	40	1.39	0.53	45.5	~60	Gradual
C5	right	50	1.74	0.66	45.5	~10	Gradual
C6	right	60	2.09	0.80	45.5	~2	Gradual
C7	isosceles	20	0.69	0.26	45.5	~60	Gradual
C8	isosceles	10	0.34	0.13	45.5	~130	Gradual
C9	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~40	Gradual
C10	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~6	Gradual
C11	isosceles	40	1.39	0.53	45.5	~3	Gradual
C12	isosceles	30	1.04	0.39	45.5	~4	Gradual

(3) 結論

気相流体速度が相対的に小さい PDS-E 実験では、粒子状デブリベッドの均一化に要する時間が数分~数十分に及ぶが、気相流体速度が大きい PDS-C 実験では数秒~数百秒と早く均一化が進む頃が確認されている。

実機においては、溶融炉心が落下した直後は、高温の溶融炉心から冷却材に急激に伝熱が進むことから発生蒸気速度は十分に大きいものと考えられるため、落下直後に十分な均一化が進むと期待できる。

参考文献

- [1] A. Konovalenko et al., Experimental and Analytical Study of Particulate Debris Bed Self-Leveling, NUTHOS-9, Kaohsiung, Taiwan, September 9-13, 2012.
- [2] P. Kudinov et al., Investigation of Debris Bed Formation, Spreading and Coolability, NKS-287, Royal Institute of Technology, KTH, Sweden, August 2013.

主要解析条件 (RPV 破損後のデブリ冠水維持に関連するもの)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方	
解析コード	MAAP	—	
初期条件	原子炉停止後の崩壊熱	ANSI/ANS-5.1-1979 燃焼度 33Gwd/t	崩壊熱が大きい方が原子炉水位低下及び格納容器圧力上昇の観点で厳しい設定となるため、崩壊熱が大きくなる燃焼度の高い条件として、1サイクルの運転期間(13ヶ月)に調整運転期間(約1ヶ月)を考慮した運転期間に対応する燃焼度を設定
	格納容器圧力	5kPa[gage]	格納容器圧力の観点で厳しい高めの設定として、通常運転時の圧力を包含する値を設定
	ドライウェル雰囲気温度	57℃	ドライウェル内ガス冷却装置の設計温度を設定
	外部水源の温度	35℃	格納容器スプレイによる圧力抑制効果の観点で厳しい高めの水温として、年間の気象条件変化を包含する高めの水温を設定
	サプレッション・プール水温度	32℃	サプレッション・プールでの圧力抑制効果が厳しくなる高めの水温として、保安規定の運転上の制限における上限値を設定
	溶融炉心からプール水への熱流束	800kW/m ² 相当 (圧力依存性あり)	過去の知見に基づき事前水張りの効果を考慮して設定
事故条件	起因事象	給水流量の全喪失	原子炉水位低下の観点で厳しい事象を設定
機器条件	格納容器下部注水系 (常設)	RPV 破損から7分後に 80m ³ /h で注水開始 デブリクエンチ後は崩壊熱相当の注水に変更	溶融炉心の冷却及び冠水維持に必要な注水量として設定

添付 5. コリウムシールド材料の選定について

原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、、、 ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

以下に溶融 Zr 及び模擬溶融炉心(UO_2-ZrO_2-Zr)による耐熱材侵食試験の概要について示す。この結果より、コリウムシールド材料として ZrO_2 を選定した。

1. 溶融 Zr による耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には、、 ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(図1)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWRで使用される UO_2 、 Zr 、 ZrO_2 、 Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は2種類の組成(①100mol% Zr 、②50mol% $Zr-50mol\%Fe$)とした。

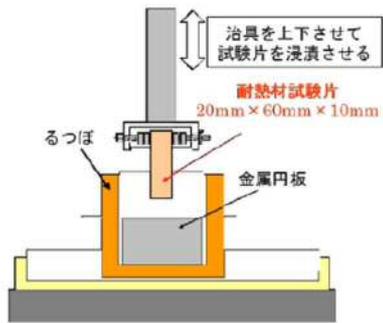


図1 試験体系

1.2 試験結果

図2に金属組成が100mol% Zr における試験後の耐熱材試験片の断面写真を示す。いずれの耐熱材においても、金属組成の Zr 量に応じて侵食量は増加した。また、金属組成によらず侵食量は > > ZrO_2 となり、 ZrO_2 、、 の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。

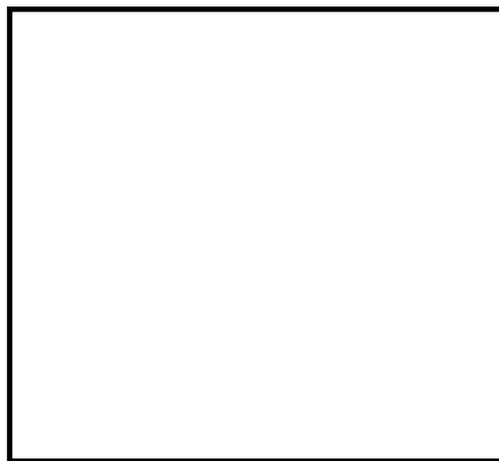


図2 試験後の断面写真

2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は $UO_2 - ZrO_2 - Zr$: 30mol% - 30mol% - 40mol% とした。

同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 ($2,000^{\circ}C \sim 2,100^{\circ}C$) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は 10 分とした。

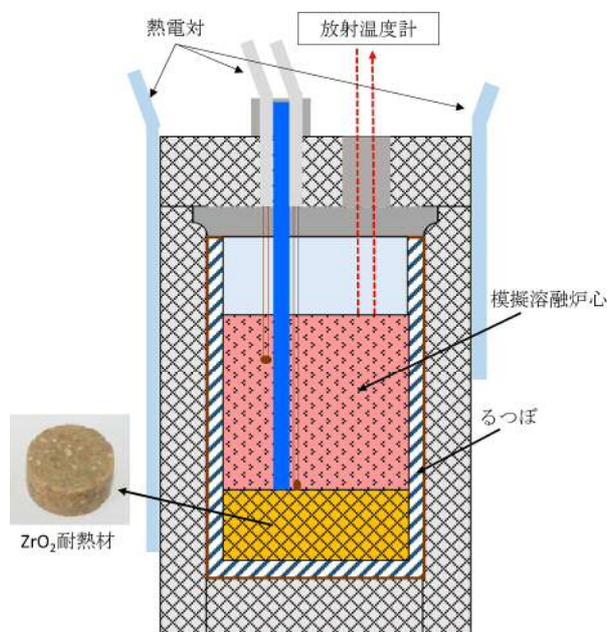


図 3 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を図 4 に示す。試験においては $2,000^{\circ}C \sim 2,050^{\circ}C$ の範囲で、約 10 分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を図 5 に示す。 ZrO_2 耐熱材の厚さが試験前から変わっていないことから、模擬熔融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食が無いことが分かる。

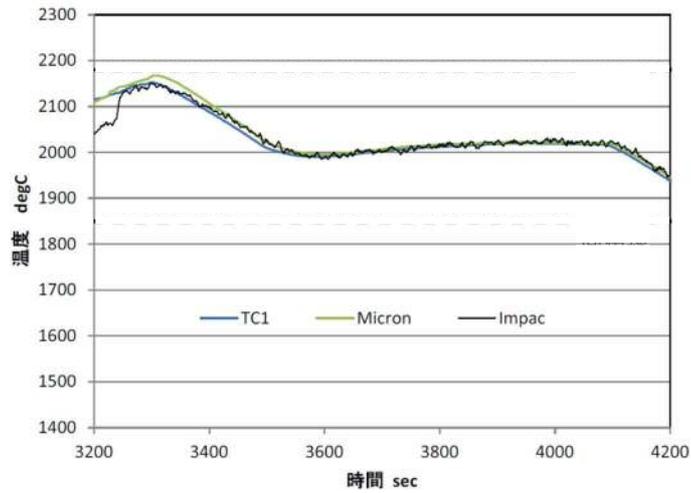


図 4 試験温度推移



図 5 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に熔融炉心が接触した際の短期的な相互作用を確認するため、ZrO₂耐熱材の上に模擬熔融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬熔融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬熔融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。Zr

O_2 耐熱材を内張りしたコンクリートトラップの上部に電気炉を設置し、電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。

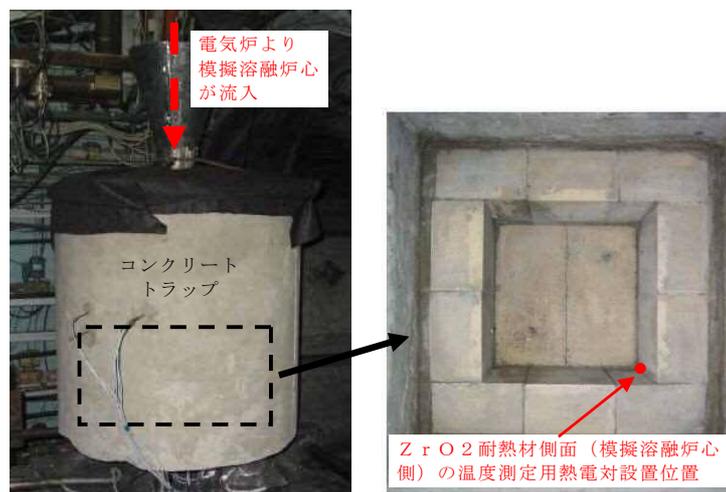


図6 試験装置

3.2 試験結果

試験温度推移を図7に示す。 ZrO_2 耐熱材側面(模擬熔融炉心側)の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^\circ\text{C}$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^\circ\text{C}$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を図8に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約1cmが黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び、耐熱材の割れは確認されなかった。

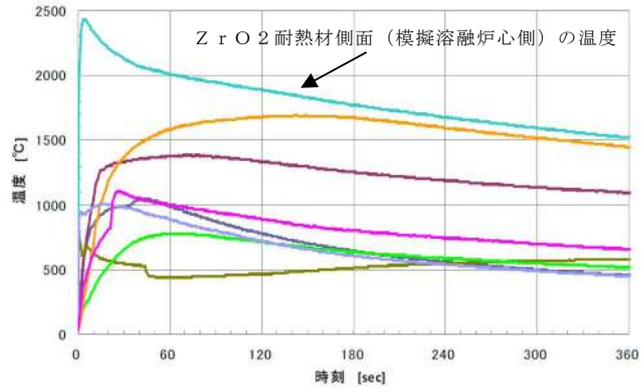


図 7 試験温度推移



図 8 試験後の断面写真



図 9 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気中で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2,450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心中には金属 Zr が存在することから、模擬熔融炉心中の金属 Zr によって ZrO_2 耐熱材の表面で還元反応が起こり、酸素欠損が生じたと推測される。しかしながら、黒色部についてX線分析を行った結果、耐熱材表面の組成に有意な変化が確認されなかったことから、欠損した酸素の量は微量であり、 ZrO_2 耐熱材の耐熱性能に影響はないと考えられる(図9)。

なお、事故時においては、ペDESTALに事前注水がなされているため、ペDESTALに落下してきた熔融炉心中に残存する未酸化の金属 Zr は、水との反応によって酸化されると想定される。MAAP解析の結果から、ペDESTALに落下してきた熔融炉心は、 $2,000^{\circ}C$ を超える高い温度でコリウムシールドと数十分接触する可能性があるが、上述のとおり、熔融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に熔融炉心がコリウムシールドと接触したとしても、 ZrO_2 耐熱材の表面が還元されることによる影響は軽微であると考えられる。

4. まとめ

上記試験結果から、熔融炉心に対して高い耐性を有している ZrO_2 耐熱材を、コリウムシールドに用いる材料として選定した。

※本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立GEニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

添付 6. ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO_2 耐熱材の侵食量評価においては、耐熱材の侵食開始温度として $2,100^{\circ}C$ を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

ZrO_2 単体での融点は約 $2,700^{\circ}C$ であるが、熔融炉心に含まれる Zr 等の金属との化学反応により、 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度は $2,700^{\circ}C$ より低下する。

これに対して、化学反応による耐熱材の侵食影響を確認するため、 ZrO_2 試験片の各種熔融金属への浸透試験が実施されており、熔融金属中の Zr の割合が大きいほど耐熱材の侵食量が大きくなる傾向が確認されている。

図 1* に、極めて耐熱材の侵食が大きくなる $100mol\% Zr$ の条件で実施された侵食試験後の ZrO_2 耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、 $2,150^{\circ}C$ 以上の条件では数分で耐熱材試験片が大きく侵食されているのに対し、 $2,100^{\circ}C$ では 30 分保持した場合でもほとんど侵食されていない。

なお、本試験は $100mol\% Zr$ という極めて厳しい条件で実施されているが、実機における熔融炉心では、 UO_2 、 SUS 及び金属-水反応で生成された ZrO_2 等が含まれるため、 $100mol\% Zr$ という条件は考え難く、 ZrO_2 耐熱材は試験条件より侵食されにくくなると考えられる。

以上より、 ZrO_2 耐熱材の侵食量評価においては、極めて厳しい試験条件でも侵食量がわずかであった $2,100^{\circ}C$ を侵食開始温度として設定した。

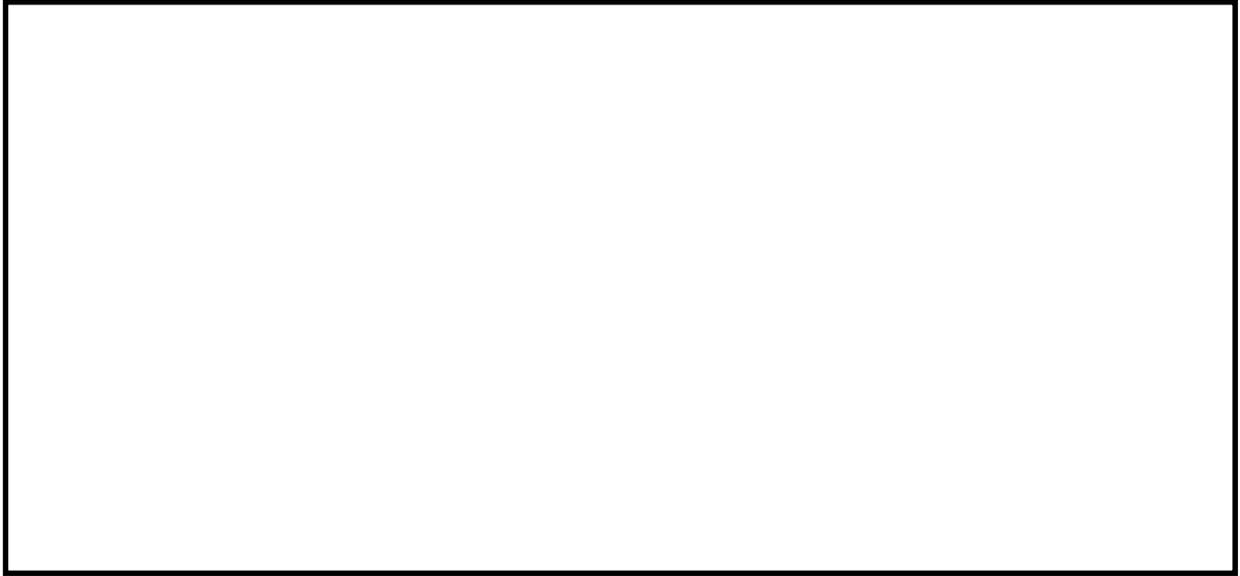


図 1 試験後の断面写真

※本図は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

添付 7. ペDESTALの侵食抑制及び温度影響抑制対策の成立性について

東海第二発電所では、デブリによるペDESTAL構造材への侵食影響及び熱影響を抑制し、また、デブリの局所的な堆積・侵食及びサブプレッションチェンバへの移行を防止するため、ペDESTAL内にコリウムシールドを設置するとともに、ドレンサンプの形状を変更しスリット状の排水流路を設けることとしている。図 1 に対策の概要を示す。

コリウムシールドは図 2 のように、ブロック状に形成したジルコニア耐火材を組み合わせて敷設し、アンカやライナ等により固定することで設置可能である。

ペDESTAL内ドレンサンプの排水流路は、通常運転中の原子炉冷却材漏えい検知に必要なとなるが、排水流路の一部をスリット状とした場合でも、漏えい検知に必要な排水流量（保安規定要求値：床ドレン流量 $0.23\text{m}^3/\text{h}$ 並びに機器ドレン及び床ドレン流量の合計値 $5.93\text{m}^3/\text{h}$ ）以上の流量を有することを確認している。

また、上記対策の実施に当たり、作業員の放射線被ばくの観点からも工事成立性の見通しを得ている。

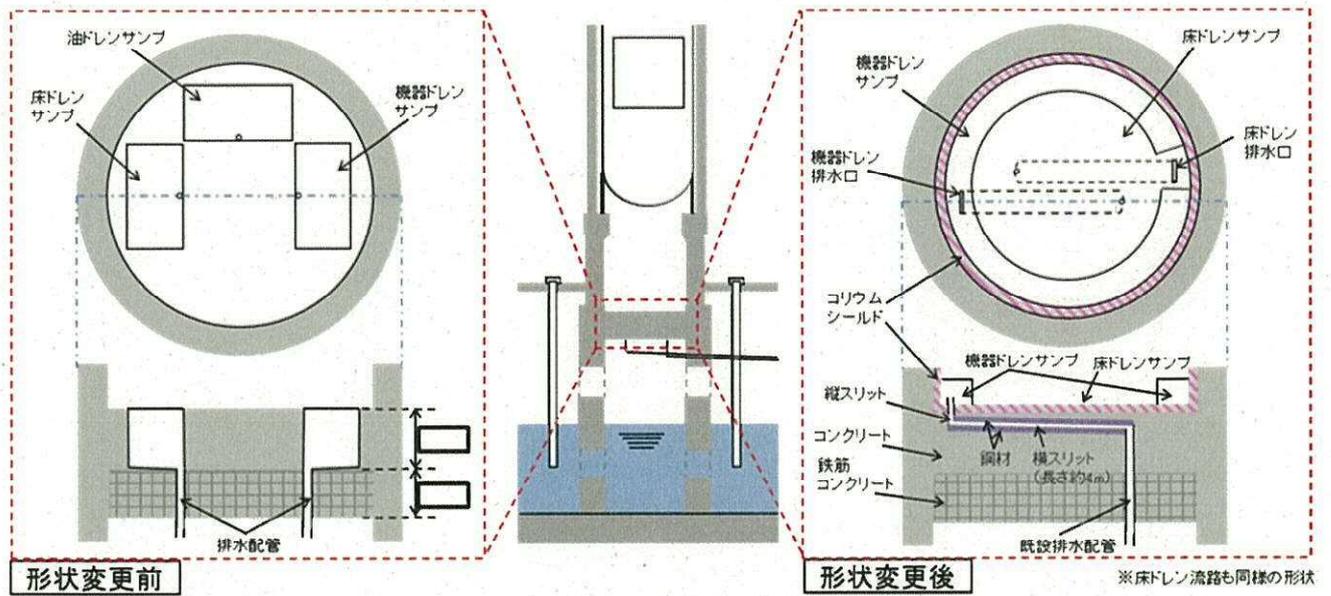


図1 ペDESTAL構造変更の概要

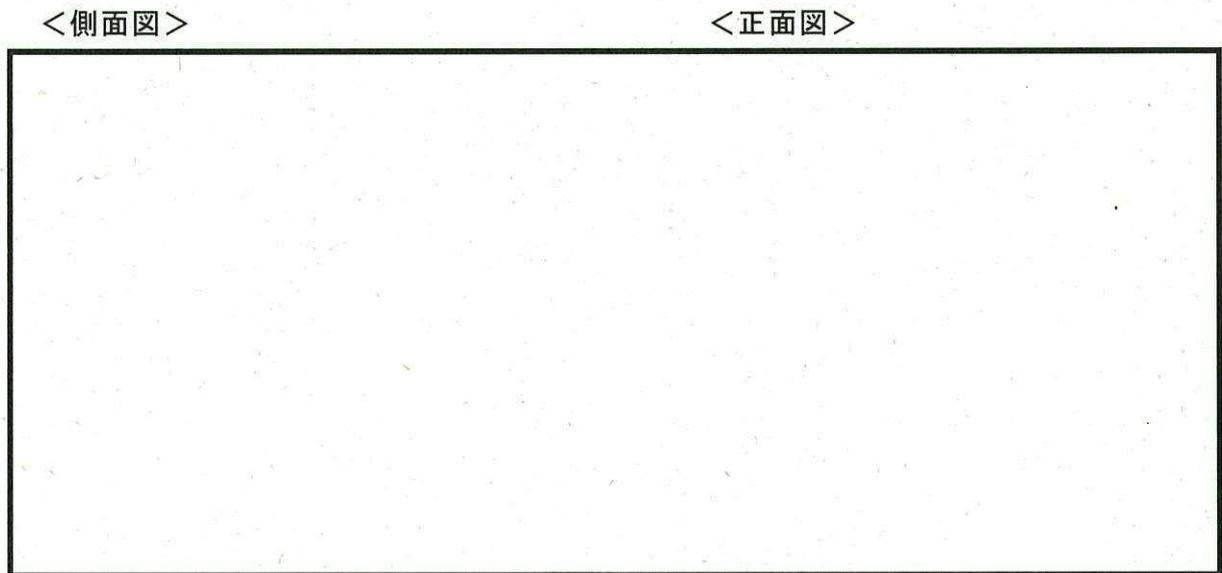


図2 コリウムシールドの敷設概念図

添付 8. 溶融デブリの排水流路内での凝固停止評価について

東海第二発電所では、R P V破損時にペDESTALに落下した溶融デブリが、ペDESTALに設置された格納容器ドレンサンプの排水流路を通じてS / Cへ移行することを防止するため、排水流路の形状を変更することとしている。

R P V破損時には、ペDESTAL水張り水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融デブリが排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融デブリが格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融デブリの排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

しかしながら、溶融デブリの落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融デブリの排水流路への流入を想定した場合でも溶融デブリが横スリット内で凝固停止しS / C側へ移行しないことを、MAAP既計算結果をもとに評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更

図 1 に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更の概要図を示す。

各ドレンサンプからの排水流路は、ペDESTAL床面に堆積する溶融デブリによる熱影響を抑制するコンクリート深さまで通じる縦方向の流路（縦スリット）と、流入した溶融デブリを凝固させる横方向の流路（横スリット）を介し、既設の格納容器ドレンサンプ排水配管へ接続する構成とする。

また、縦スリット及び横スリットは薄い中空平板型（幅 [内径]，厚さ [内径]）の形状とし、周囲を鋼材とすることで、流入した溶融デブリの冷却及び凝固停止を促進させる設計とする。

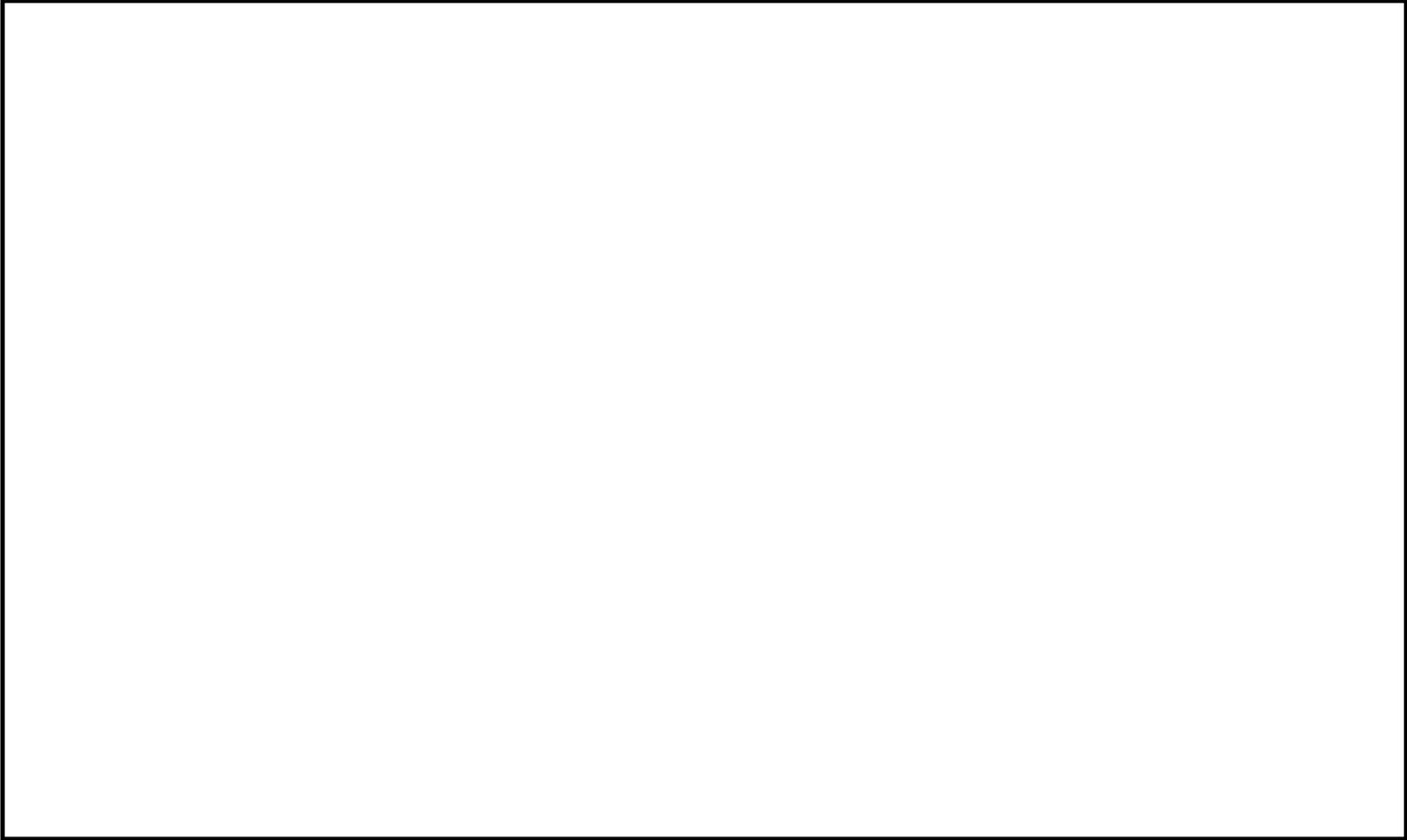


図 1 格納容器ドレンサンプル排水流路の形状変更

2. 既往の試験結果に基づく評価

配管等の流路内における熔融デブリの流動・凝固挙動に係る試験として、米国E P R I及びF A Iにより実施されたデブリ熔融時のR P V下部プレナム貫通部の挙動に係る試験がある。^[1] この試験では、R P V下部プレナム及びドレン配管（内径 5cm）を模擬した試験体に模擬コリウムとしてA l₂O₃を流入させ、その流動挙動を確認している。図2に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内でのA l₂O₃の流動距離は最大でも 79cm 程度となっており、配管の破断は生じていない。また、配管内での水平方向の流速は最大でも約 0.2m/s と推定されており、流路形状に基づきベルヌーイ則により計算される流速よりも 1～2桁小さい結果となっている。これは、模擬ドレン配管内における水の存在により、模擬コリウムの流動が著しく抑制されたためと推定されている。

表1に、E P R I試験条件と東二の排水流路における条件の比較を示す。

E P R I試験では、模擬コリウムとしてA l₂O₃を用いており、その体積当たりの熔融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ と計算される。これに対して、東海第二の熔融デブリの場合、熔融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出エネルギーは約 と計算され、A l₂O₃と同等であることが分かる。

また、東海第二の熔融デブリの熱伝導率はA l₂O₃に比べて大きいことに加え、格納容器ドレンサンプの排水流路はスリット形状とし周囲に鋼材を配置することから、実機条件の方が熔融デブリの冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の熔融デブリはA l₂O₃に比べて動粘度が小さいことや堆積ヘッドが大きくなっていることから、E P R I試験条件に対して流路内の流入速度が速くなることが考えられる。しかし、流速が大きくなると、溶

融デブリと鋼材間の対流熱伝達率が大きくなり溶融デブリの冷却率が大きくなることから、流動距離は流速の増加に対して単純に線形には増加しない。

以上より、E P R I 試験条件と実機条件の差を勘案しても、総合的な流動距離への影響は同程度であることから、東海第二のスリット条件でもE P R I 試験結果の流動距離（約 79cm）を大きく上回ることは考えにくく、溶融デブリは横スリット（約 ）の範囲内で凝固するものと考えられる。

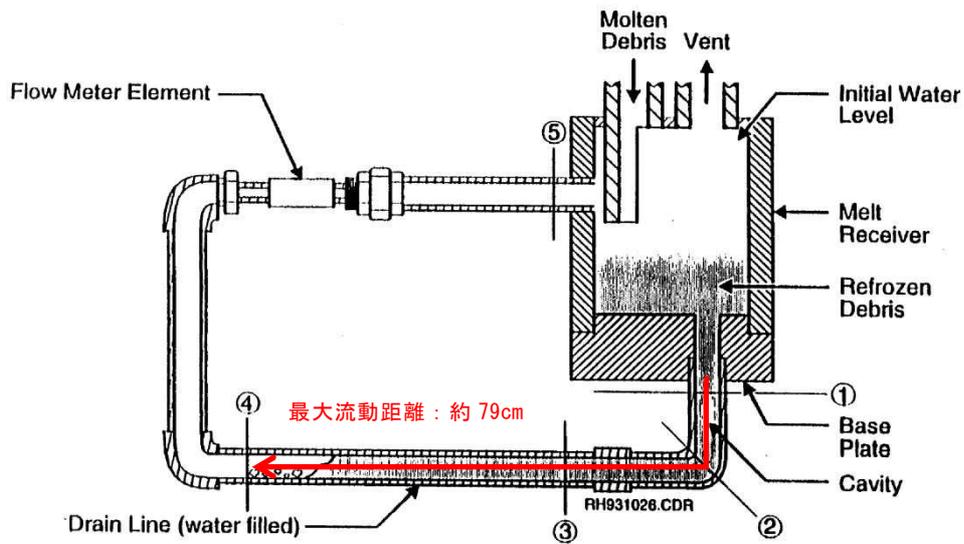
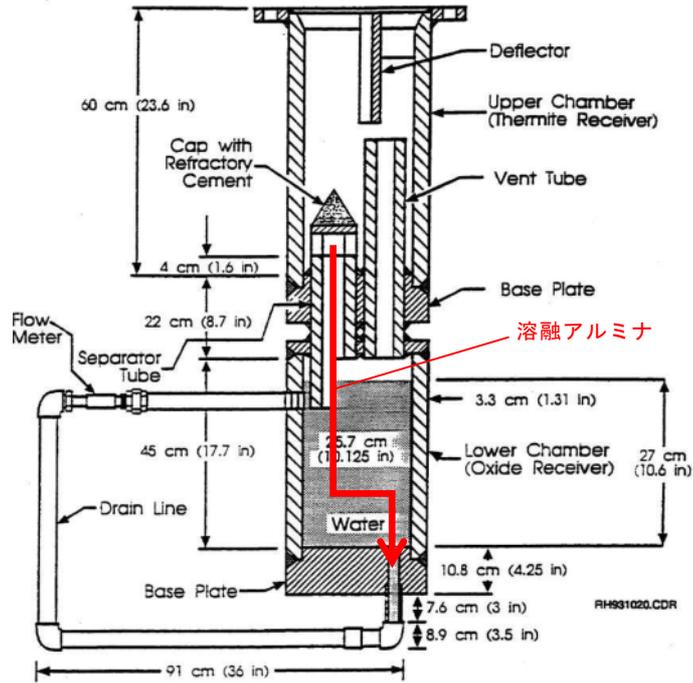


図2 EPRI/FAIによる試験装置

表 1 E P R I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目		E P R I 試験条件 ^[1]	東海第二 実機条件	流動距離への影響の比較		
溶融物 条件	溶融物	A l ₂ O ₃	溶融デブリ	凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A l ₂ O ₃ は溶融潜熱のみ、溶融デブリは液相線温度から固相線温度までの顕熱と溶融潜熱を考慮)		
	融点 (°C)	2,047				
	密度 (kg/m ³)	3,800				
	比熱 (J/kgK)	1,300				
	溶融潜熱 (MJ/kg)	1.16				
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	4.41×10 ⁹				
	熱伝導率 (W/mK)	7.5				
	粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.004 ^{*2}			溶融デブリの方が冷却が進みやすい。
	動粘性係数 (m ² /s)	7.9×10 ⁻⁷				東二条件の方が溶融物の流速が速くなる傾向。 (ヘッドは1/2乗で流速に寄与)
全量堆積時の水平流路までのヘッド (m)	0.3					
流路 条件	流路構造	配管	スリット状 (鋼材被覆)	スリット形状では流路壁面との接触面積が大きく、冷却が進みやすい。		
	流路内径	5cm				

※1 : M A A P解析 (T Q U Vシーケンス) におけるR P V破損時の値
(ペDESTAL事前水張り水位を2.2mとした場合の値)

※2 : M A T P R OにおけるU O₂の値^[2]

3. 溶融金属の凝固モデルによる評価

3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

図3に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

純金属や共晶温度の合金では、図3(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、図3(b)のように溶融物の先端から温度低下とともに固相率が増加し、流動限界固相率を超えたときに流動を停止する。これは、図4に示すように、固相率の増加とともに粘性が増加するためである。

溶融デブリについては、液相線温度 に対して固相線温度が (MAAP計算結果) と差があることから、合金の凝固挙動を示すものと考えられる。

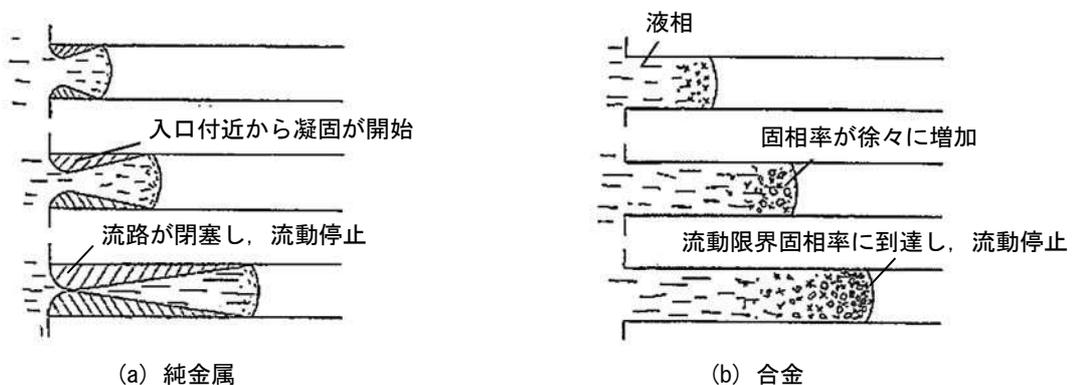


図3 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図

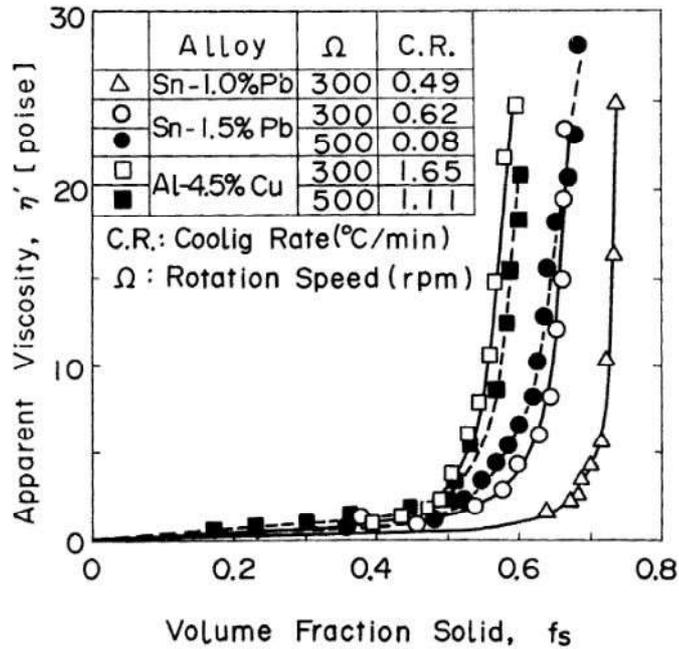


図4 溶融合金における固相率と見かけの粘性の関係^[3]

3.2 評価方法

溶融合金の流路内での流動距離を評価するモデルとして、Fleming のモデル^[4]があり、このモデルを用いて溶融デブリの横スリット内での流動距離の評価を行った。その内容を以下に示す。

なお、本凝固評価モデルは流路内に水が存在しないドライ状態を前提としていることから、実機条件に対して十分保守的な評価となると考えられる。

(1) Flemings モデルの評価式

Flemings モデルは(1)式のように表され、流路を流れる溶融物が保有するエネルギーと周囲の構造材への除熱速度をもとに、溶融物が凝固するまでに必要なエネルギーが除去されるまでの流動距離を評価するモデルとなっている。

$$L_{freeze} = \frac{A\rho v(f_c H_f + C_p \Delta T)}{hS(T_d - T_w)} \left(1 + \frac{B}{2}\right) \quad (1)$$

ここで、

$$B = \frac{h\sqrt{\pi\alpha_w\Delta X}}{k_w\sqrt{v}} \quad (2)$$

であり、各パラメータの内容は以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), A : 流路断面積 (m^2),

ρ : 熔融デブリ密度 (kg/m^3), v : 熔融デブリ流速 (m/s),

f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 熔融デブリ熔融潜熱 (J/kg),

C_p : 熔融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 初期温度と凝固温度の差 (K),

h : 熱伝達率 ($\text{W}/\text{m}^2\text{K}$), S : 流路周長 (m), T_d : 熔融デブリ温度 (K),

T_w : 構造材温度 (K), α_w : 構造材熱拡散率 (m^2/s),

ΔX : チョーキングレンジ※ (m), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK)

※ : 熔融物先端でどの程度の長さが流動限界固相率を超えると流動が停止するかを定義する定数

(2) 熱伝達係数の計算

熔融デブリとスリット構造材間の熱伝達係数 h は、熔融デブリの熱伝導率 k , 水力等価直径 d_e 及び Sleicher-Rouse の式^[5] より求まるヌセルト数 Nu を用いて、下式により算出する。

$$h = \frac{k}{d_e} \text{Nu} \quad (3)$$

Sleicher-Rouse の式

$$\text{Nu}_m = 5 + 0.015 \text{Re}_f^a \text{Pr}_w^b \quad (4)$$

$$\left(10^4 < \text{Re} < 10^6, 0.1 < \text{Pr} < 10^4 \right)$$

$$\begin{cases} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + \text{Pr}_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \end{cases}$$

添字はそれぞれ、m : 混合平均温度、f : 膜温度、w 壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 溶融デブリの温度低下の考慮

(1)式をそのまま用いると、溶融デブリの温度低下が考慮されず流動距離が短く評価されることが考えられる。

今回の評価では、Flemings の評価式をもとに、流動に伴う溶融デブリの温度低下を考慮した上で、溶融デブリ先端が流動停止する固相率に至るまでの除熱時間を算出し、溶融デブリの流速との積により流動距離を計算した。評価の概要を図 5 に示す。

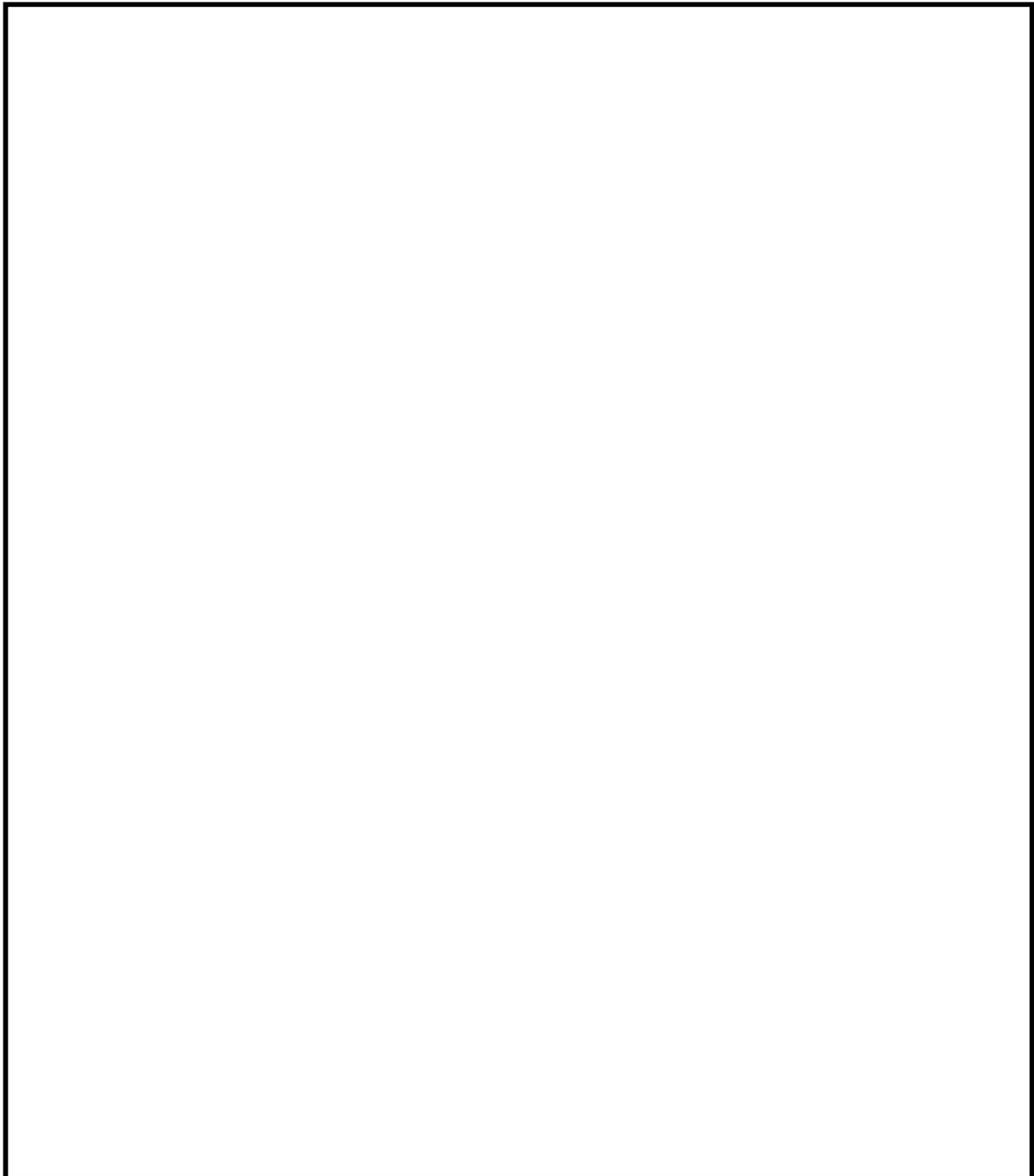




図5 溶融デブリ流動距離の評価イメージ図

(4) 構造材温度の設定

構造材温度 T_w^p については、溶融デブリとの接触による温度上昇を以下のように考慮することで、溶融デブリからの除熱量を保守的に評価するよう設定した。

流動している溶融デブリの先端と各位置の構造材壁面との接触はごく短期間であるため、接触した瞬間の接触面温度は溶融デブリと構造材壁面を半無限固体と見なすことで以下により得られる。

$$T_w^p = \frac{\sqrt{\rho C_p k_d} T_d^p + \sqrt{\rho_w C_w k_w} T_{w0}}{\sqrt{\rho C_p k_d} + \sqrt{\rho_w C_w k_w}} \quad (10)$$

ここで、各パラメータの内容は以下のとおりである。

k_d : 溶融デブリ熱伝導率 (W/mK), ρ_w : 構造材密度 (kg/m³),

C_w : 構造材比熱 (J/kgK), T_{w0} : 構造材初期温度 (K)

3.3 評価条件

横スリット内での溶融デブリ凝固評価に用いた条件を表2に示す。

溶融デブリの物性については、MAAP計算結果におけるRPV破損時の

溶融デブリ物性値を用いる。なお、流動距離が長くなるよう溶融デブリの保有エネルギーを大きく設定する観点から、T Q U Vシーケンスの値を設定する。

溶融デブリの流速については、溶融デブリ全量及びペDESTAL内構造物等の堆積高さ約□と、横スリット下端までの高低差約□の合計□をヘッドとし、縦スリットでの圧損を考慮した場合、溶融デブリの流速は約□□となる。これに対し、スリット内の冷却水の存在による溶融デブリの流速の低下として、E P R I試験の知見（1～2桁）及び実機溶融デブリとE P R I試験の溶融アルミナの動粘度の差（約1.6倍）を考慮し、保守的に1/2を考慮した□□を設定する。

流動限界固相率及びチョーキングレンジについては、既往の溶融デブリ拡がり試験においては固相率が0.4～0.6程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]があるが、チョーキングレンジには明確な知見がないことから、溶融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くものと仮定し、流動限界固相率を1.0、チョーキングレンジを0mと設定する。

表 2 評価条件

項目		条件	備考	
横スリット流路 形状	流路高さ (cm)	[]	設計値	
	流路幅 (cm)			
溶融デブリ物性	液相線温度 (°C)		[]	M A A P 計算結果* (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (°C)			
	密度 (kg/m ³)			
	熱伝導率 (W/mK)			流動距離が長くなるよう溶融デブリの保有エネルギー を大きく設定する観点から、T Q U V シーケンスの値 を使用
	比熱 (J/kgK)			
	溶融潜熱 (kJ/kg)			
	粘性係数 (Pa・s)	0.004	M A T P R O における溶融U O ₂ の値 ^[2]	
構造材物性	密度 (kg/m ³)	7,890	伝熱工学資料 (300K における S U S 304 の値)	
	熱伝導率 (W/mK)	16.5		
	比熱 (J/kgK)	511		
初期温度条件	溶融デブリ初期温度 (°C)	[]	R P V 破損時の溶融デブリ平均温度 ([] : M A A P 計算結果) に対し、保守的に液相線温度を設定	
	構造材初期温度 (°C)	167	保守的に限界圧力での飽和水温度を設定	
溶融デブリ流動 条件	溶融デブリ流速 (m/s)	[]	溶融デブリ等の堆積量、スリット形状、スリット内冷 却水の存在を考慮し、保守的に設定	
	流動限界固相率 (-)	1.0	溶融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮 定し設定	
	チョーキングレンジ (m)	0		

※：ペDESTAL事前水張り水位を 2.2m とした場合の値

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、熔融デブリの流動距離は約 1.7m となり、横スリットの長さ(約) の範囲内で凝固することを確認した。また、凝固に要する時間は 程度であり、この間の熔融デブリの崩壊熱による影響は無視し得る。

なお、表 2 の評価条件において、熔融デブリのレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \doteq$ 及び $Pr \doteq$ であり、(4) 式の Sleicher-Rouse の式の適用範囲内である。

3.5 評価における保守性について

本評価は、以下のような点で保守性を有すると考えられる。

- ・本評価は流路内がドライな状態を前提としているが、実際にはスリット内は水で満たされた状態であり、熔融デブリから水への除熱等により流動距離はより短くなると考えられる。
- ・流動距離の計算において、熔融デブリの流速は流動停止まで一定としており、横スリット内での速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する熔融デブリの初期温度は、RPV破損時の熔融デブリ平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、熔融デブリがペデスタル床面を拡がる間や縦スリットを通過する間の除熱を考慮すると、実際にはより温度は低下し、またそれに伴い熔融デブリの粘性は増加すると考えられる。
- ・流動限界固相率は 1.0 を設定しているが、既往の熔融デブリ拡がり試験においては、固相率が 0.4~0.6 程度で粘性が急激に増加するといった知見^[6]がある。

3.6 評価条件の不確かさによる影響について

表2の評価条件において、溶融デブリの物性値条件についてはMAAP計算結果における溶融デブリの組成平均値を用いている。

これに対して、スリットに流入する溶融デブリの物性値は不確かさを有すると考えられることから、評価条件の不確かさとして、MAAP計算結果のうち溶融デブリ内の金属相及び酸化物相の範囲を考慮して、各物性値について流動距離が長くなる値をそれぞれ選択し、評価結果への影響を確認する。

不確かさを考慮した流動距離評価条件を表3に示す。なお、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融デブリ流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、表2と同様の条件を使用した。

この場合でも、評価の結果溶融デブリの流動距離は約□□となり、横スリットの長さ（約□□）の範囲内で凝固することを確認した。

表 3 不確かさを考慮した評価条件

項目		ベースケース	感度ケース (太字の数値を使用)		備考
			金属相	酸化物相	
溶融デブリ物性	液相線温度 (°C)				M A A P 計算結果※ (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	熱伝導率 (W/mK)				
	比熱 (J/kgK)				
	溶融潜熱 (kJ/kg)	0.004			M A T P R O 記載の実験データの最小値として設定 (図 6 参照)
粘性係数 (Pa・s)	0.003				
初期温度条件	溶融デブリ初期温度 (°C)				ベースケースと同様に、保守的に液相線温度を設定

※：ペDESTAL 事前水張り水位を 2.2m とした場合の値

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、図 1 のような試験装置を用いて溶融合金（A l 95.5% - C u 4.5%）を耐熱ガラス管内に吸引した試験により溶融物の流動距離等の挙動を確認し、その結果をもとに Flemings モデルを用いて流動限界固相率を推定しており、最大 0.35 程度という結果を得ている^[1]。

一方、渋谷らは、図 2 のような試験装置により A l 95.5% - C u 4.5% 合金の流動性を確認し、固相率が 0.5 付近から粘性が急激に増加する結果となっており^[2]、両者を比較すると A l - C u 合金が流動性を失う固相率の評価結果は 0.15 程度の差異がある。

しかし、今回の溶融デブリの流動距離評価においては、溶融デブリ先端が完全に凝固するまで流動が続くものと保守的に仮定し、流動限界固相率を 1.0 と設定していることから、上記の要因により流動距離が過小評価されることはないと考えられる。

溶融物の凝固までの流動距離に対して支配的な要素は、溶融物からの必要除熱量、除熱速度及び溶融物の流動速度であり、Flemings モデルでは、流路断面積 A 及び流路周長 S により必要除熱量や除熱速度が表現されている。したがって、これらのパラメータを適切に変更することにより、スリット状の流路形状についても評価に反映可能である。

また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

考えられる。

以上より、Fleming らの試験条件と東海第二実機条件の差を考慮しても、Flemings モデルは適用可能と考えられる。

参考文献

- [1] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [2] 渋谷 他, "固相・液相共存下における鉄および非鉄合金のみかけの粘性の測定結果", 鉄と鋼, 第66年, 第10号, 1980

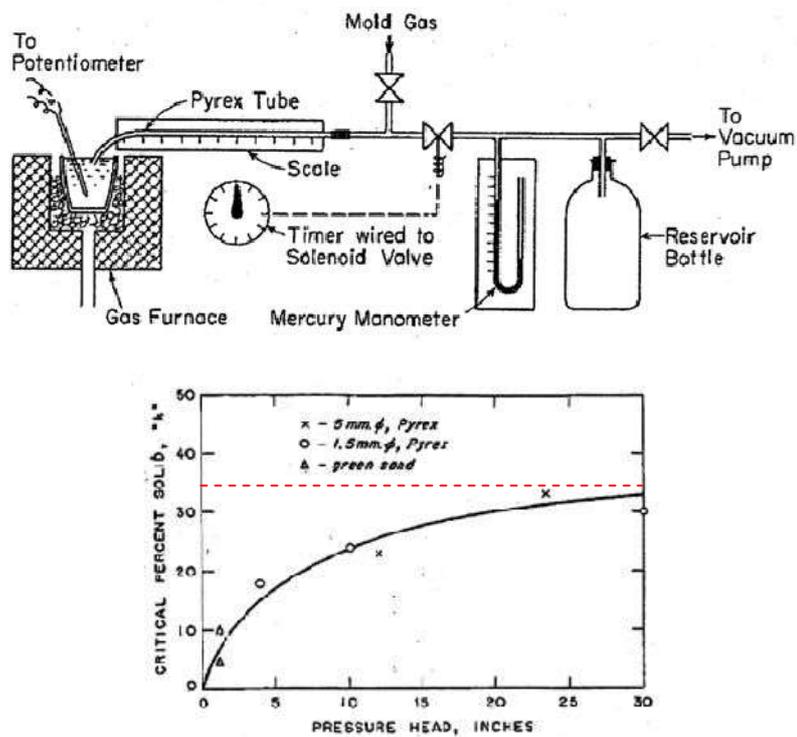


図1 FlemingらによるAl-Cu合金の流動性確認
試験装置及び試験結果

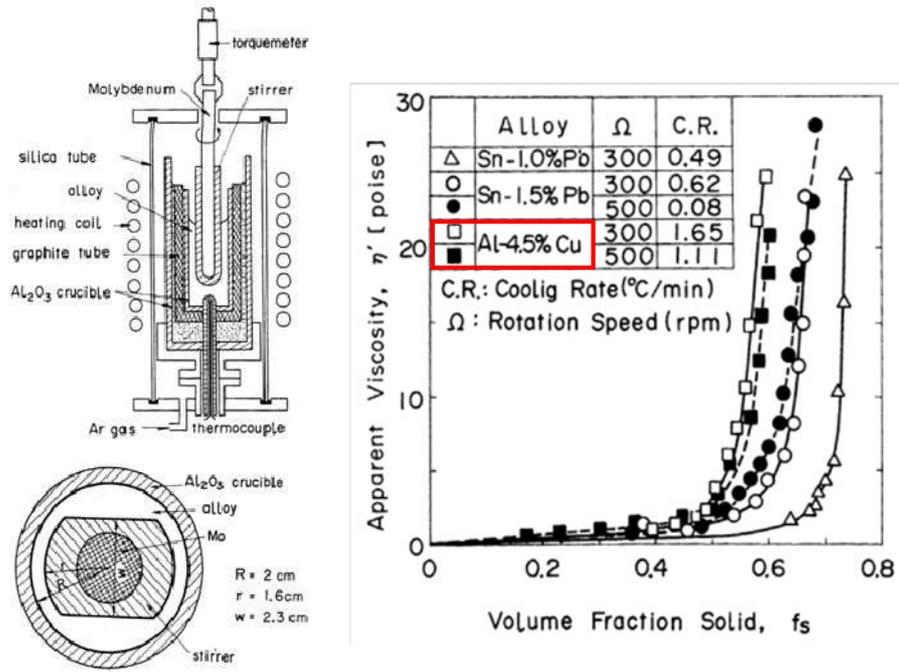


図2 渋谷らによるAl-Cu合金の流動性確認

試験装置及び試験結果

(参考) その他の凝固モデルによる評価

純金属の流路内での凝固挙動を対象とした流動距離評価モデルとして、US-ABWR DCDモデル^[1]や、Epsteinのモデル^{[2][3]}がある。

溶融デブリは液相線温度と固相線温度に差があり、合金の凝固挙動を示すものと考えられるが、これらの純金属モデルを用いた場合にも、流動距離の評価結果は表1のとおりであり、横スリットの長さ(約□)の範囲内で凝固することを確認した。

なお、US-ABWR DCDモデルでは、評価条件として溶融デブリの流速ではなくRPVからの落下率がパラメータとなっており、MAAP計算結果の最大値を包絡する値として15,000kg/sを使用している。その他の評価条件としては、Flemingsモデルによる評価と同様の条件を用いている。

表1 純金属モデルによる評価結果

評価モデル	評価結果 (流動距離)	備考
US-ABWR DCDモデル	□	溶融デブリ流速の代わりにRPVからの溶融デブリ落下率15,000kg/sを使用。その他はFlemingsモデルによる評価条件と同様。
Epsteinモデル		Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○US-ABWR DCDモデルの概要^[1]

US-ABWR DCDモデルは、RPV下部のドライウェルサンプ周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした溶融デブリの凝固評価モデルである。

本モデルは純金属の凝固挙動を想定し、流路の入口付近において周辺の構造材への熱伝導によりクラストが成長し流路が閉塞するものとしている。

D C Dモデルの評価式を以下に示す。

$$L_{freeze} = \bar{v}(t_{freeze}) t_{freeze} \quad (1)$$

ここで、

$$t_{freeze} = \left[\frac{H_0 \rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}}{4k_w (T_s - T_i)} \right]^2 \quad (2)$$

$$\bar{v} = \frac{\frac{2}{3} a_0 \sqrt{t} - \frac{a_0 b'_0}{H_0} t}{1 + \frac{4b'_0}{3H_0} \sqrt{t}} \quad (3)$$

$$a_0 = \sqrt{\frac{2g\dot{m}_{ves}}{\rho_{cm} A_{ld}}}, \quad b'_0 = \frac{2k_w (T_s - T_i)}{\rho_{cm} (h_{lh} + c_p \Delta T) \sqrt{\pi \alpha_w}} \quad (4)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

L_{freeze} : 流動距離 (m), $\bar{v}(t)$: 溶融デブリの流路内平均流速 (m/s),

t_{freeze} : 凝固完了時間 (s), H_0 : スリット高さ (m),

ρ_{cm} : 溶融デブリ密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融デブリ過熱度 (K),

α_w : 構造材熱拡散率 (m²/s), k_w : 構造材熱伝導率 (W/mK),

T_s : 接触面温度 (K), T_i : 構造材初期温度 (K), g : 重力加速度 (m/s²),

\dot{m}_{ves} : R P Vからの溶融デブリ落下率 (kg/s),

A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

D C D^[1]においては、過去に実施された関連試験に係る文献を参照し、それらの試験結果よりD C Dモデルによる評価の適用性を確認している。

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

Epsteinモデルは、M A A PコードのR P V下部プレナム貫通部閉塞計算に使用されているモデルであり、D C Dモデルと同様に流路の入口付近からの閉

塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融デブリの総流動距離は(1)式と(2)式の和で求められる。

- ・溶融デブリが過熱度を有する領域での流動距離

$$X^* = \frac{D}{2f} \ln \left(\frac{T_0 - T_{mp}}{T^* - T_{mp}} \right) \quad (5)$$

- ・溶融デブリの過熱度がない領域での流動距離

$$X_s = 0.155 \text{Re}^{8/11} D \left[\frac{\text{Pr}}{B} \right]^{7/11} \quad (6)$$

ここで,

$$B = \left[1 + \frac{2C_p(T_{mp} - T_w)}{\lambda} \right]^{1/2} - 1 \quad (7)$$

であり、各パラメータは以下のとおりである。

X^* , X_s : 流動距離 (m), Re : レイノルズ数 (-), Pr : プラントル数 (-),

D : 水力等価直径 (m), λ : 溶融デブリ溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融デブリ比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融デブリ初期温度 (K),

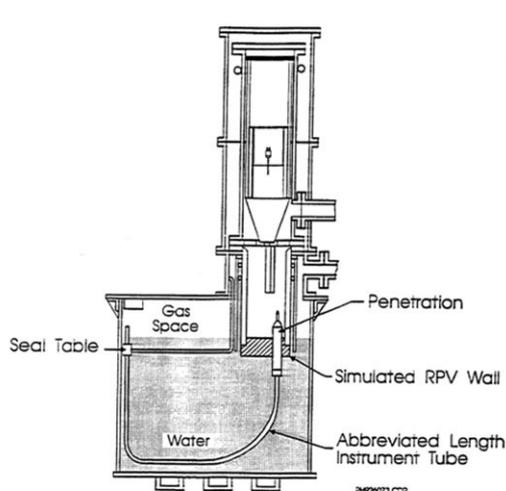
T_{mp} : 溶融デブリ融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),

T^* : 溶融デブリ凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は E P R I レポート^[2]を基に 10K とする。

E P R I は、図 1 に示す R P V 下部プレナムの核計装管を模擬した試験体に溶融アルミナを流入させる試験を行い、Epstein モデルによる流動距離評価結果との比較を実施している。

その結果、試験結果に対して Epstein モデルによる流動距離は同等又は大きめの評価結果となっている。



Test Number	Penetration Type	Differential Pressure ⁽¹⁾ (MPa)		Calculated Penetration Length (m)			Measured Penetration Length (m)
		Maximum	Initial	X*	X _s ⁽²⁾	Total ⁽³⁾	
1	PWR	1.96	1.1	1.2	3.0/2.5	2.5-4.2	2.3
2	BWR	1.62	0.62	1.6	4.1/3.1	3.1-5.7	> 2.3
3	PWR	0.003 ⁽⁴⁾	0.003 ⁽⁴⁾	1.2	0.3/0.3	0.3-1.5	0.5
4	PWR	1.72	0.6	1.2	2.9/2.0	2-4.1	2.1-2.3
5	BWR	1.9	0.6	1.6	4.7/3.1	3.1-6.3	1.8-2.8

- (1) Precise time of initiation of debris flow in thimble tube is uncertain so differential pressure for debris flow could be between initial and maximum observed values.
- (2) Saturated debris penetration length calculated for both maximum and initial pressure differentials.
- (3) Total calculated penetration length has a range depending upon the degree of debris superheat and the differential pressure.
- (4) Melt cup depressurized due to spool piece breach so differential pressure due to essentially hydrostatic head of Al₂O₃ layer.

図1 EPRI試験装置及び試験結果

参考文献

- [1] GE-Hitachi Nuclear Energy Americas LLC, ABWR Design Control Document, United States Nuclear Regulatory Commission, 2010
- [2] M. Epstein et al., Freezing-Controlled Penetration of a Saturated Liquid Into a Cold Tube, Journal of Heat Transfer, Vol.99, 1977
- [3] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994

添付 9. 水位管理方法について

以下の設備対策により、デブリ落下時のペDESTAL水位を 1m に維持する。

① 通常運転時

- ・床ドレンのサンプ機能としてペDESTAL内に 1m の水深を形成し、1m に立ち上げた排水配管から余剰水をサンプ設備へ排水

② 事故発生から R P V 破損まで

- ・ドライウエルからペDESTAL内への流入水（格納容器スプレイ水等）は弁閉によって制限
- ・弁閉前等のペDESTAL内への流入水は、R P V 破損までに排水配管からサプレッション・プールへ排水（別添 1）
- ・水位低下時にはペDESTAL注水配管から注水し、水位を 1m に維持

また、R P V 破損を判断した場合には、 $80\text{m}^3/\text{h}$ の流量でペDESTALへの注水を行い、R P V から落下したデブリの冷却を実施する。（別添 2）

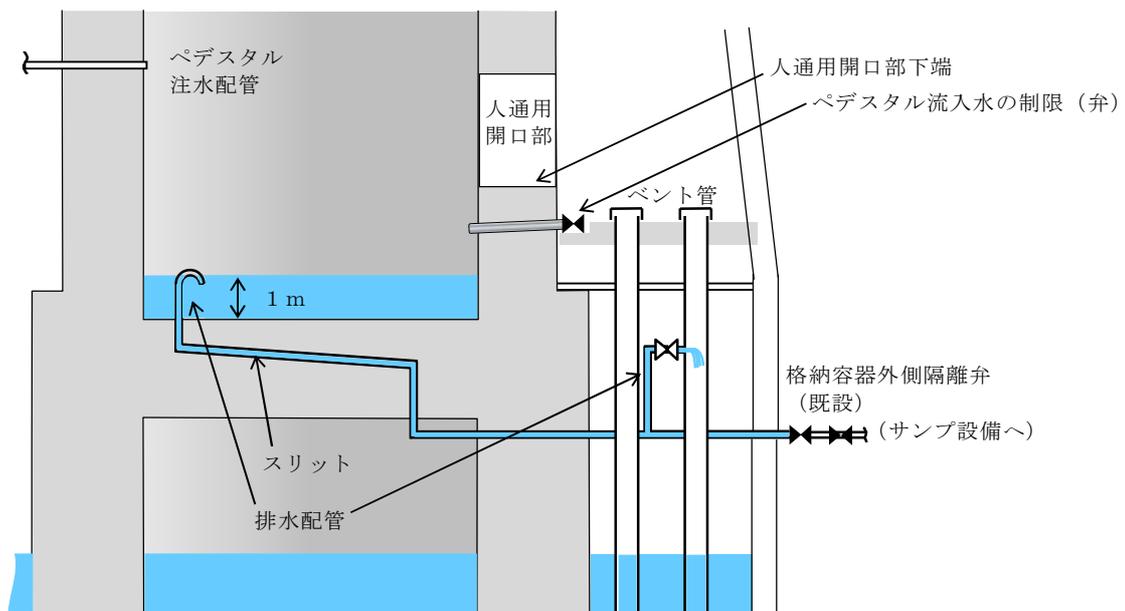


図 ペDESTAL水位制限対策案

事故発生から R P V 破損までのペDESTAL流入水の排水評価について

R P V 破損までに、ペDESTAL内への流入水を排水配管からサプレッション・プールに排水可能であることを示す。

① 評価条件

- ・ペDESTAL内に流入した水の水位は、流入が継続すると人通用開口部下端まで水位は上昇する。人通用開口部下端よりも水位が上昇すると開口部を通じて水はドライウェルへ流出するため、ペDESTAL内の水位の最大水位は、人通用開口部下端までとする。
- ・排水評価は人通用開口部下端から水位維持する水位 1 m までの水量（必要排水量）とする。また、設備対策より配置されるコリウムシールド等の構造物については、評価上その体積を除外し保守的な評価とする。
- ・排水量を評価する上では、ドライウェル及びサプレッション・プール内圧は考慮しない。（排水配管はドライウェル気相部に接続され、圧力差はない）
- ・排水配管の口径は 80A とし、流路となるスリット等の圧力損失及び排水中に刻々と変化する水位を考慮する。

② 評価結果

結果は以下のとおりであり，大破断 L O C A 時に流入した水を，流入停止から R P V 破損までの約 2.8 時間以内に，水位 1m まで排水可能であると評価した。

表 必要排水量と排水時間

項目	評価結果
必要排水量	約 59m ³ ※
排水時間	約 2.3 時間

※：必要排水範囲の水量（内径 ，高さ の水の体積）

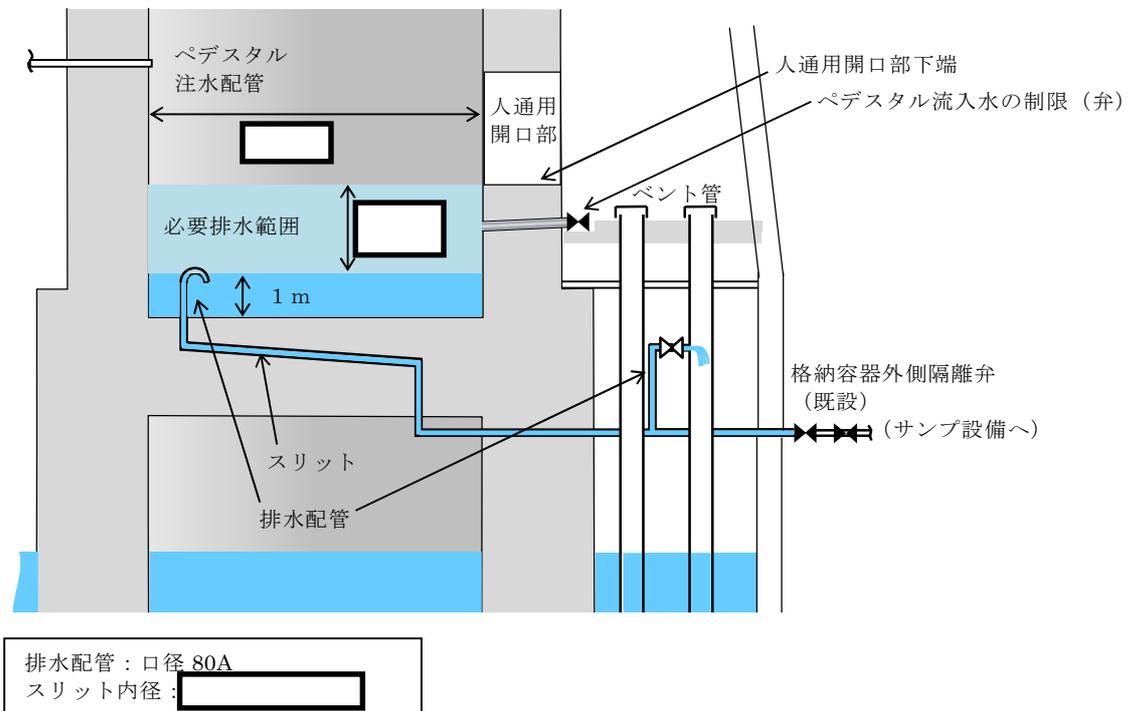


図 ペダスタル水位制限対策案（排水範囲図）

ペDESTAL注水開始後のS E発生の可能性について

1. はじめに

東海第二発電所では、S EによるペDESTAL構造への影響抑制のため、R P V破損時のペDESTAL水位を1mと設定し、S E影響評価を実施している。しかし、R P Vの破損を判断した場合には、格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL注水を実施する手順としており、注水開始後には1mを超える水位がペDESTAL内に形成されることとなり、S E影響評価の想定を上回る規模のS Eが発生する可能性がある。

これに対して、R P V破損及びペDESTAL注水開始後のペDESTAL内の状況を推定し、S E発生の可能性について検討した。その結果、ペDESTAL内の水はR P Vより落下したデブリの保有熱により飽和状態となっており、S Eは発生しないと考えられる。以下に検討の内容を示す。

2. R P V破損時のデブリ落下挙動

有効性評価における損傷炉心冷却に失敗しR P Vが破損するシーケンスにおいては、S A設備を含む全ての原子炉注水機能が使用できないものと仮定しR P V破損に至るものとしている。この際、R P Vの破損形態としては、F C IやM C C IによるP C Vへの負荷を厳しく評価する観点から、C R D案内管の逸出を想定している。この場合、R P V破損口はアブレーションにより拡大しながら、R P Vの内圧及びデブリの堆積ヘッドにより、約300tonの熔融デブリが約30秒間でペDESTALへ全量落下する結果となっている。

実際の事故時には、C R D案内管の逸出の他にも種々のR P V破損形態が考えられるが、R P Vが破損するような状況においては、有効性評価におけ

る想定と同様に原子炉注水機能が喪失していることが考えられる。このような場合には、R P V破損までにデブリの大部分が下部ヘッドに堆積しており、R P V破損時には、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながらデブリが継続してペDESTALに落下するものと考えられる。

3. R P V破損後のペDESTAL内の水の状態とS E発生可能性について

ペDESTAL内の初期水量及びペDESTAL注水量と、R P Vから落下するデブリの保有熱の関係より、ペDESTAL内の水が飽和温度に到達する条件を評価し、その結果よりS E発生の可能性について検討した。表1及び表2に、評価条件を示す。

まず、R P V破損時にペDESTAL内に存在する水量（水深1m）は約 26m^3 であり、この水量を飽和温度まで昇温するために必要なデブリ量は、約11tonと評価される。これは、デブリ全体に対して4%未満の落下量である。

次に、R P V破損後のペDESTAL注水は $80\text{m}^3/\text{h}$ にて実施され、1分当たり約 1.33m^3 の流量でペDESTALに流入する。この水量を飽和温度まで昇温するために必要なデブリ量は約 $520\text{kg}/\text{min}$ （デブリ全量の $0.2\%/\text{min}$ 未満）であり、これは、デブリの全量が落下するのに9時間以上を要する落下速度である。

2.で述べたように、R P V破損時には9時間を大きく下回る短時間にてデブリが継続してペDESTALへ落下するものと考えられることから、R P V破損時の初期ペDESTAL内の水は速やかに飽和状態に至るとともに、R P V破損検知後にペDESTALへ注水される水についても、落下するデブリの保有熱により飽和温度まで昇温され、ペDESTAL内の水は飽和状態となると考えられる。

以上より、R P V破損後においては、ペDESTALへの注水を開始した以降

においてもペDESTAL内の水は飽和状態となっており、SEは発生しないと
考えられる。

表1 デブリの評価条件

項目	値	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP計算結果 (RPV破損時の値)を、デブリ保有熱が小さくなるように丸めた値
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ初期温度 (°C)		
デブリ冷却後温度 (°C)	500	デブリ保有熱を小さめに評価する観点から、高めに設定

表2 ペDESTAL水の評価条件

項目	値	備考
ペDESTAL水密度 (kg/m ³)	1,000	概略値を使用
ペDESTAL水比熱 (J/kgK)	4,180	
ペDESTAL水初期温度 (°C)	35	外部水源温度
ペDESTAL水飽和温度 (°C)	135	RPV破損時のD/W圧力の包絡値 (0.3MPa) における飽和温度
ペDESTAL水半径 (m)		コリウムシールド厚さを [] とした場合の、コリウムシールド内半径

添付 10. J A S M I N E 解析について

1. 計算体系の幾何形状

J A S M I N E の計算体系にてモデル化した領域を図 1 に示す。モデル化した領域は，R P V 底部，ペDESTAL 側面及び床面となる。

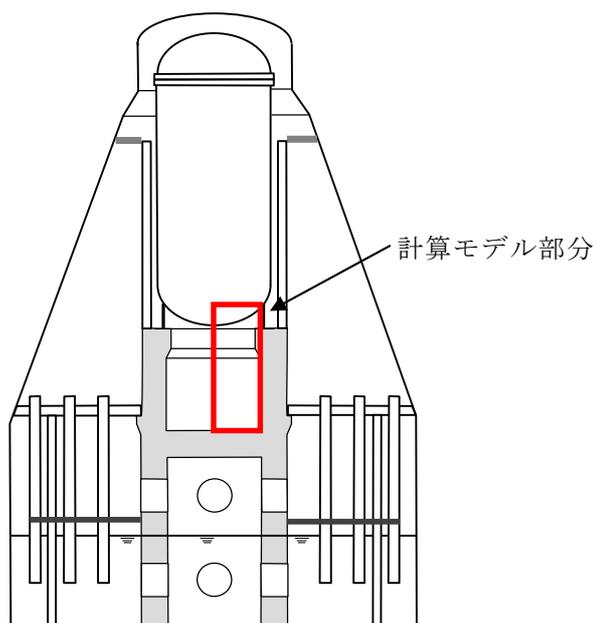


図 1 J A S M I N E の計算体系にてモデル化した部分

2. メッシュ分割

図 1 に示す計算体系に対する J A S M I N E コードでのメッシュ分割を図 2 に示す。メッシュ分割数は，J A S M I N E コードの制限値(X 軸 30 セル，Y 軸 40 セル)以内で，概ね均等セルとなるよう調整した。

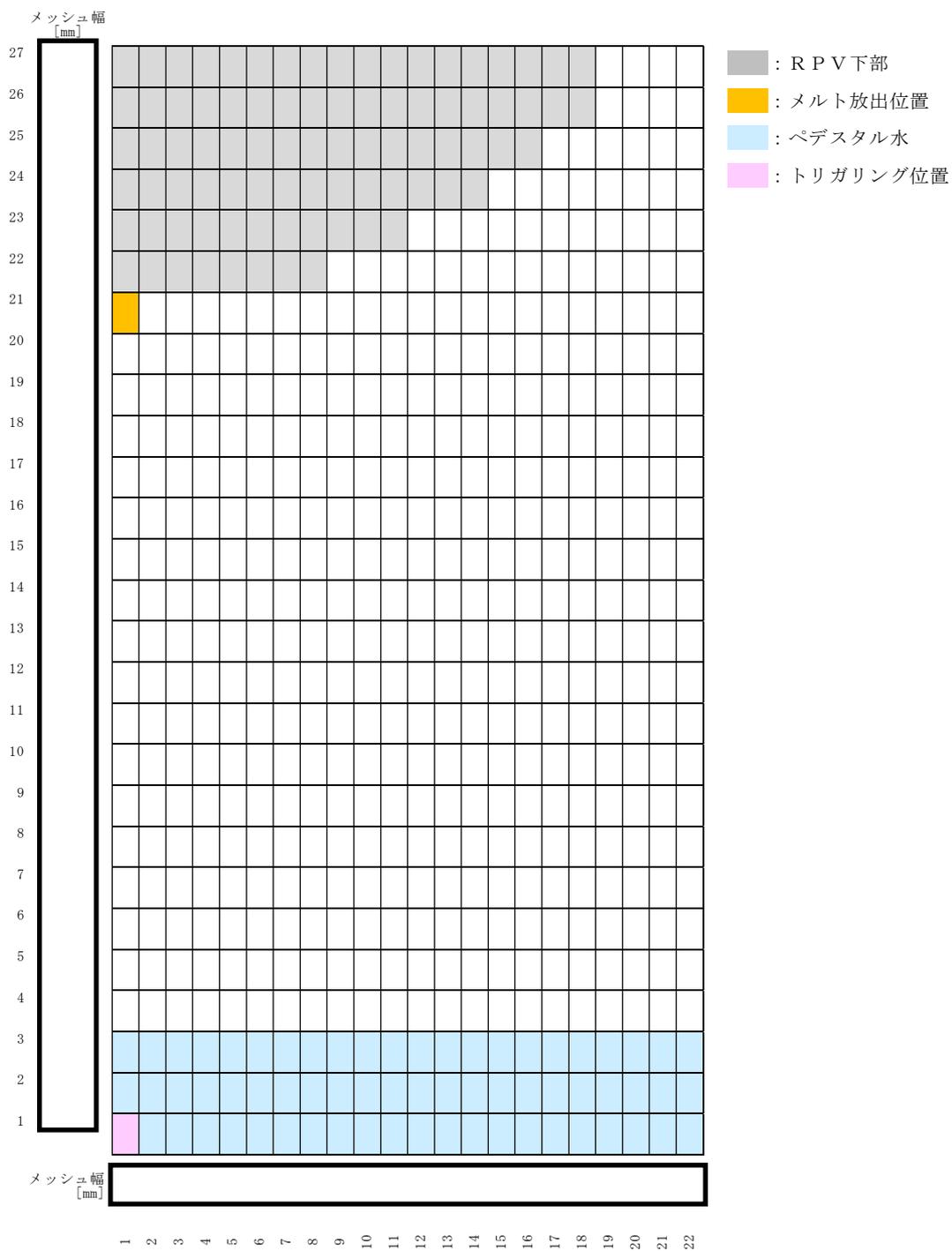


図2 J A S M I N E の計算体系モデル

3. 熔融物放出履歴

表 1 にメルト放出速度，メルト放出口径の時刻歴を示す。

表1 メルト放出速度，メルト放出口径の時刻歴

時刻[sec]	メルト放出速度[m/s]	メルト放出口径[m]
0		
146.0		
146.1		

4. 熔融炉心の組成

J A S M I N E では熔融炉心の組成を入力条件とはしていない。

5. 熔融炉心物性値

表 2 に熔融炉心物性値を示す。本解析では，組み込みライブラリ(jasmine.corium2)を用いている。J A S M I N E コード付属の熔融コリウム模擬のライブラリ(jasmine.corium, jasmine.corium2, jasmine.corium3)のうち，物性値が実機条件に近いと考えられる jasmine.corium2 を採用した。

6. 主要入力値

表 3 に主な入力条件を示す。

表2 溶融炉心物性値

No.	項目	物性値		備考
		数値	単位	
1	溶融点		[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	溶融潜熱		[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		[—]	

表3 主な入力条件 (1/2)

No.	入力	値 (定義)	単位	備考
1	初期圧力		[Pa]	MAAP解析結果に基づく値
2	プール水温		[K]	
3	落下メルト総重量		[kg]	
4	メルトジェット温度		[K]	jasmine付属のメルトの物性値パッケージjasmine.corium2のリキダス []Kに, MAAP解析における下部プレナム内の熔融デブリの酸化物層の過熱度としてBWR代表条件の []Kを考慮した値
5	メルト放出速度		[m/s]	MAAP解析に基づくRPV破損時のデブリ流入速度の最大値
6	メルト放出口径		[m]	RPV底部の貫通配管で最も口径の大きいCRDチューブ径0.15mを保守的に丸めて []mを設定
7	プール水深	1	[m]	手順上定める値
8	粗混合時液滴径		[m]	大規模FCI実験結果 (FARO, COTEL S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	[—]	
11	液滴速度ファクタ	5	[—]	
12	トリガリング位置	ペDESTAL中心, 底から0.2m	[m]	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, トリガ位置には底部から軸方向1セル目を選定

[1] K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

表3 主な入力条件 (2/2)

No.	入力	値 (定義)	単位	備考
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
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 J A E A 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	1×10^{-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	[-]	
21	トリガ点圧力	1×10^7	[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, 粗混合解析の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	1,000	[K]	文献 ^[1] 記載の J A E A が実施した検証解析に用いられる条件を採用

[1] K.Moriyama, et al, Steam Explosion Simulation Code JASMINE v.3 User's Guide, JAEA-Data/Code 2008-014, July 2008.

7. 解析結果

図3にSEに伴う運動エネルギーの推移を示す。SEの発生を想定した場合にペDESTALの水に伝達される運動エネルギーの最大値は約3.3MJである。

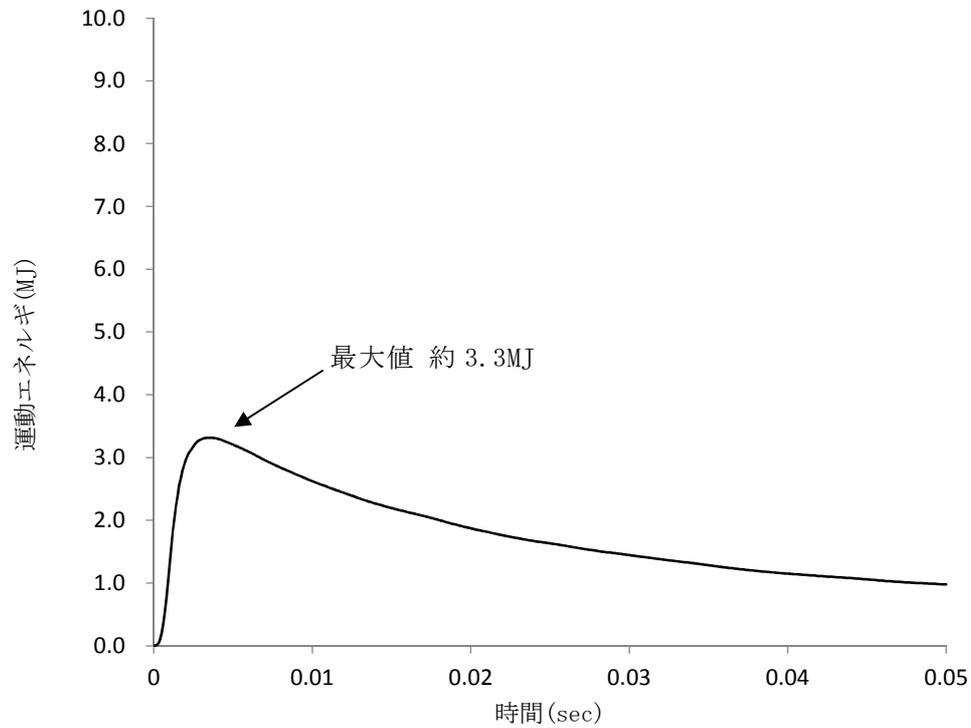


図3 SEによる運動エネルギーの推移

添付 11. 水蒸気爆発評価の解析モデルについて

1. はじめに

本資料は、格納容器破損防止対策に関する重大事故等対策の有効性評価において、格納容器破損モード「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」に対して、SEの発生を仮定した場合のペDESTALの構造評価に適用するLS-DYNAコードの解析モデルについて整理したものである。

2. 計算要素

LS-DYNAコードでは、3次元のペDESTALの構造応答の観点より、計算要素は以下のとおり設定している。

- ・ 構造材に力を伝える流体には、流体に対して移動境界を比較的容易に表せるALE Solid要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートのコンクリート部分には、境界面が移動又は変形してもメッシュが追従し、主として固体に適用性があるLagrange Solid要素を用いる。
- ・ 鉄筋コンクリートの鉄筋部分には、Lagrange要素のうち細い棒状の固体に対して適用性があるLagrange Beam要素を用いる。

3. 境界条件

ペDESTALはRPVを支持する、上層円筒部と下層円筒部の間に床スラブを有する円筒形の鉄筋コンクリート構造の構築物である。

解析は3次元モデルを用いて、気相部、液相部、爆発源、コンクリート及び鉄筋を1/2体系でモデル化している。なお、人通用開口部の下端はペDESTAL水面より2m程度上の位置であり、SEによる動的荷重は直接作用しない

ことから、当該モデルでは人通用開口部は模擬しない。

ペDESTALは基部の格納容器との取り付け部を介して、R P V等から作用する荷重を基礎マットに伝達する構造であることから、格納容器との取り付け部を固定境界とする。R P Vは上部のスタビライザに支持されており、また、ペDESTAL外の領域にはコンクリート床（ダイアフラムフロア）等の周辺構造が存在するが、ペDESTALの変形を保守的に大きく評価する観点より、これら周辺構造物による拘束効果は考慮しない。

ペDESTALのR P V支持機能を評価する観点で、ペDESTAL上部に作用するR P V、原子炉しゃへい壁の死荷重を考慮する。

S EによってもペDESTAL床スラブのデブリ保持機能が維持されることを評価する観点より、解析時刻 0 秒より床スラブに対してS E発生前から生じるデブリジェットによる動的荷重を考慮する。また、保守的にS E発生後のデブリ荷重も考慮することとし、解析時刻 50 ミリ秒からS E発生後に生じるデブリジェットによる動的荷重、及びペDESTAL内構造物を含むデブリの死荷重を負荷する。

ペDESTALの構造概要図を図3-1に、解析モデル境界条件を図3-2に示す。また、表3-1に荷重条件を示す。

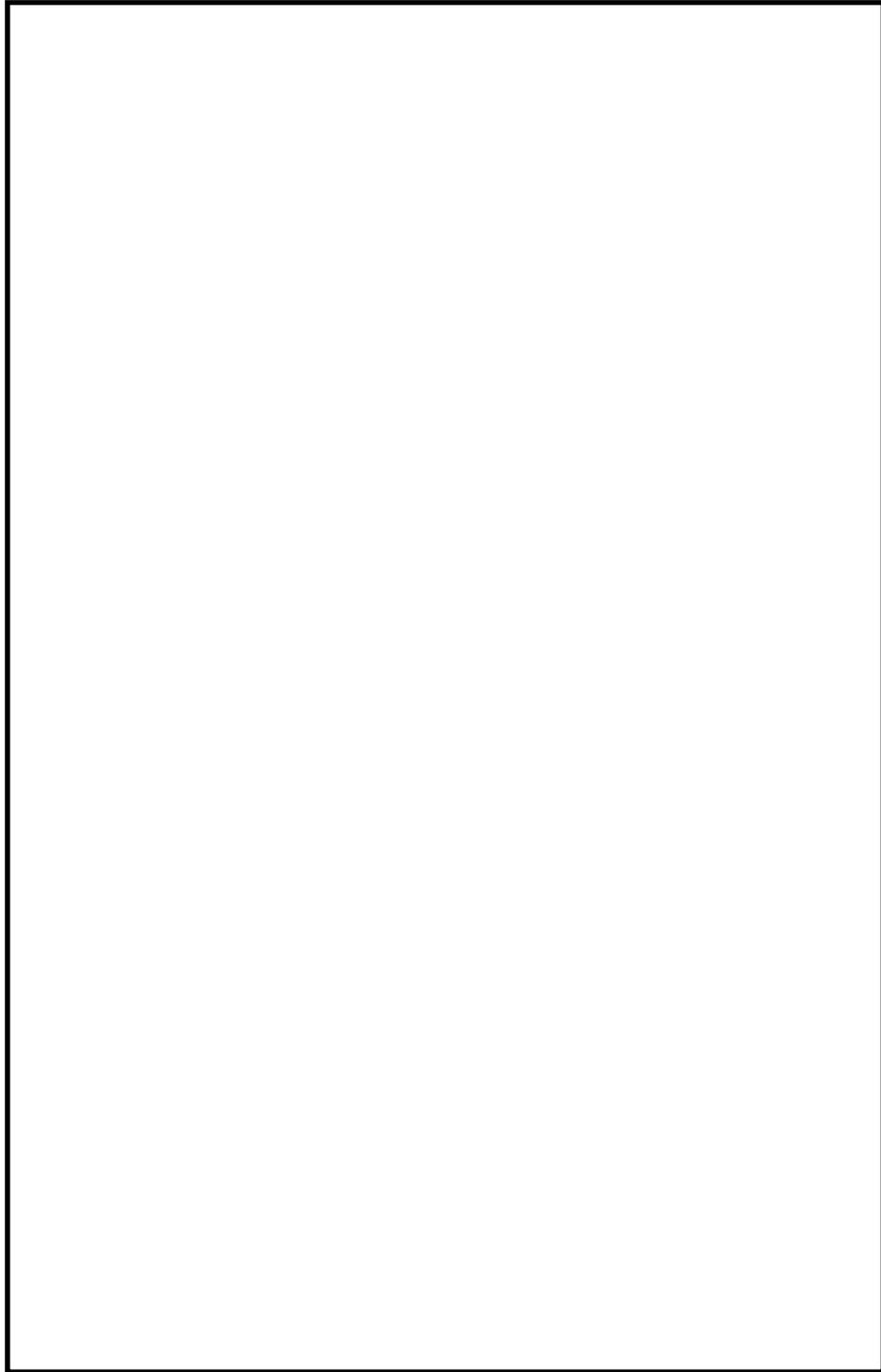


図 3-1 ペデスタル構造概要図

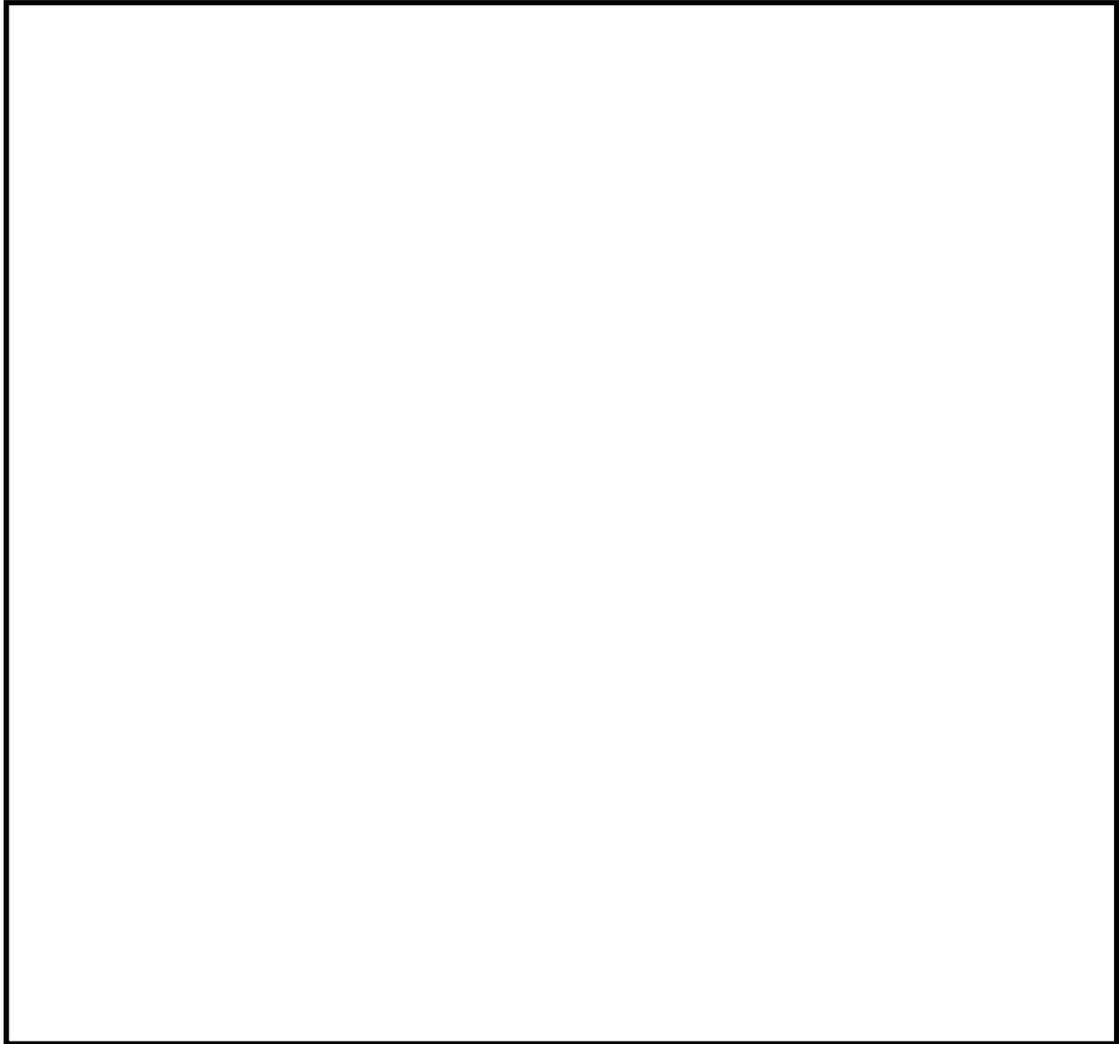


図 3-2 解析モデル境界条件

表 3-1 荷重条件

項目	値	荷重位置
R P V等死荷重	約 2.08×10^4 kN	ペDESTAL上部
S E前のデブリジェット荷重 ^{※1}	約 70kN	床スラブ中心
S E後のデブリジェット荷重 ^{※2}	約 700kN	床スラブ中心
S E後のデブリ死荷重	約 4.17×10^3 kN	床スラブ全面

※1 R P V破損時における破損口径を考慮した荷重条件

※2 M A A P解析におけるアブレーションを考慮した破損口径及びデブリ放出速度に基づく荷重条件

4. 材料モデル

4.1 流体モデル

流体の影響を考慮する際、特定の粒子の運動を知るより、空間に固定されたメッシュ内での流動状態や時間変化を知る方が重要である。また、構造材との連成を考慮した場合、流体は移動境界を比較的容易に表せる ALE 要素を用いるのが適当である。以下に流体要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-1 要素プロパティ一覧

部位	要素
爆発源	ALE 要素 (Solid)
液相	ALE 要素 (Solid)
気相	ALE 要素 (Solid)

4.2 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 要素を用いるのが適当である。

鉄筋コンクリートのコンクリート部分については、板厚が大きく、かつ、モデル中に鉄筋を含める必要があるため Lagrange (Solid) 要素を用いる。

鉄筋については、少ない要素数で解析精度が確保できる Lagrange (Beam) 要素を用いる。

以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。

表 4-2 要素プロパティ一覧

部位	要素
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素

4.2.1 コンクリート

表 4-3 にコンクリートの材料特性を示す。

表 4-3 コンクリートの材料特性

項目	設定
状態方程式	非線形
構成則	R H T モデル
破壊則	R H T モデル
圧縮強度	22.065MPa (設計基準強度 225kg/cm ²)
密度	<input type="text"/> kg/m ³

本解析ではコンクリート衝撃解析での利用を想定した状態方程式，構成則，破壊則により構成される R H T モデルを用いる。

構成則は圧力，3 軸応力状態及びひずみ速度効果が考慮されており，コンクリート構造物の構造応答解析に適している。また，本モデルは，J N E S によるコンクリート製砂防ダムを模擬した検証解析^[1]が行われている。

[1] 平成 13 年度 コンクリート構造物の衝撃破壊挙動解析に係るコード整備に関する報告書，原子力発電技術機構，平成 14 年 3 月

4.2.2 鉄筋

表 4-4 に鉄筋（SD345）の材料特性を示す。

表 4-4 鉄筋（SD345）の材料特性

項目	設定
状態方程式	線形
構成則	等方硬化則
破壊則	限界相当ひずみ則
密度	
ヤング率	
ポアソン比	
降伏応力	
限界相当塑性ひずみ	

4.3 メッシュ分割

図 4-1～図 4-5 に各部のメッシュ分割について示す。ペDESTAL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良く模擬できるよう、高さ方向及び板厚方向に十分な分割数が確保できる寸法として要素幅 75mm 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、構造材の形状に即してより詳細な要素幅も考慮している。また、構造材に圧力を伝える流体（ALE 要素）のメッシュサイズは、ALE 法を用いることを考慮し、境界面における伝達ロスが生じないように構造材のメッシュサイズと同等とする。

以下に各要素のメッシュ分割図を示す。また、表 4-5 に要素分割の詳細を示す。

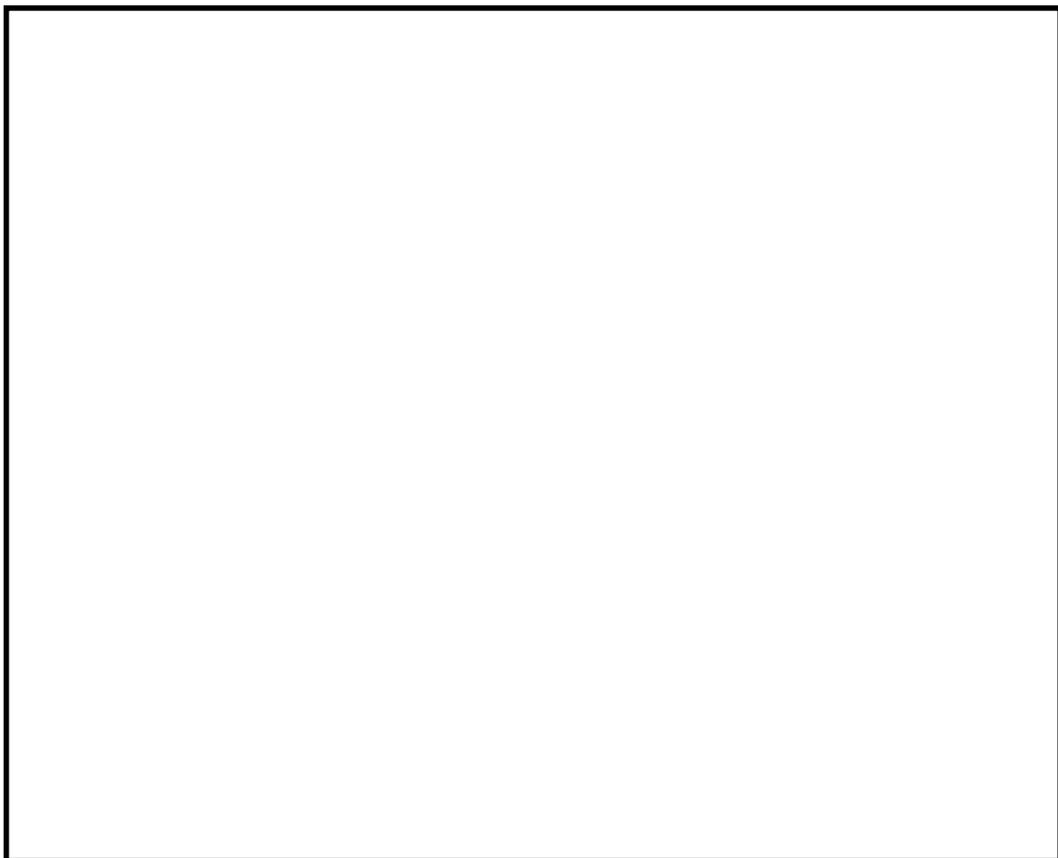


図 4-1 コンクリートのメッシュ図

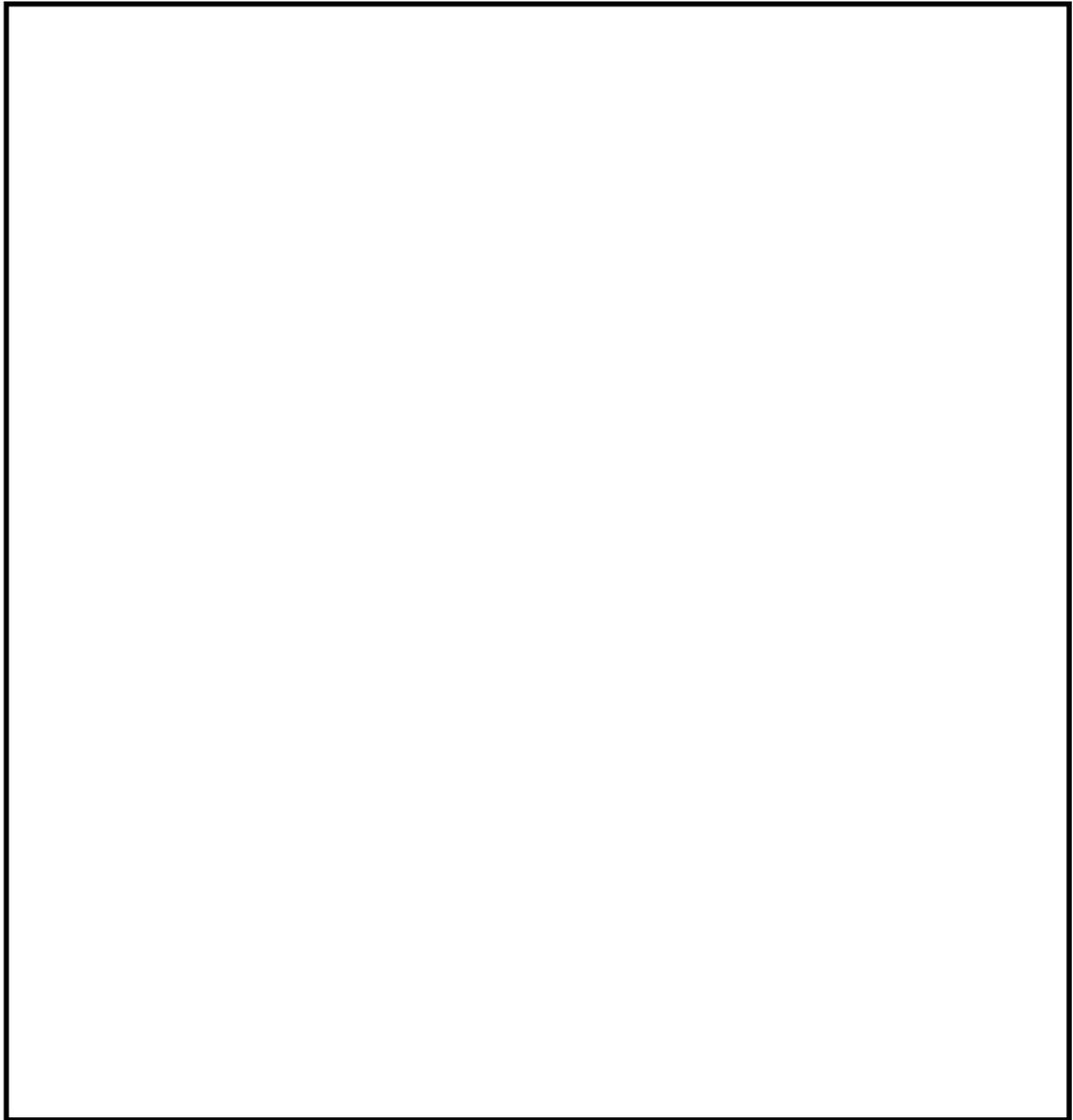


図 4-2 鉄筋のメッシュ図

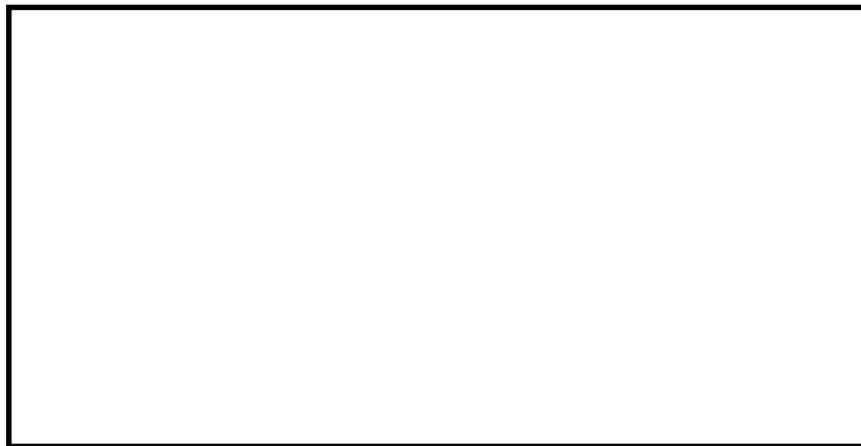


図 4-3 爆発源のメッシュ図



図 4-4 液相のメッシュ図

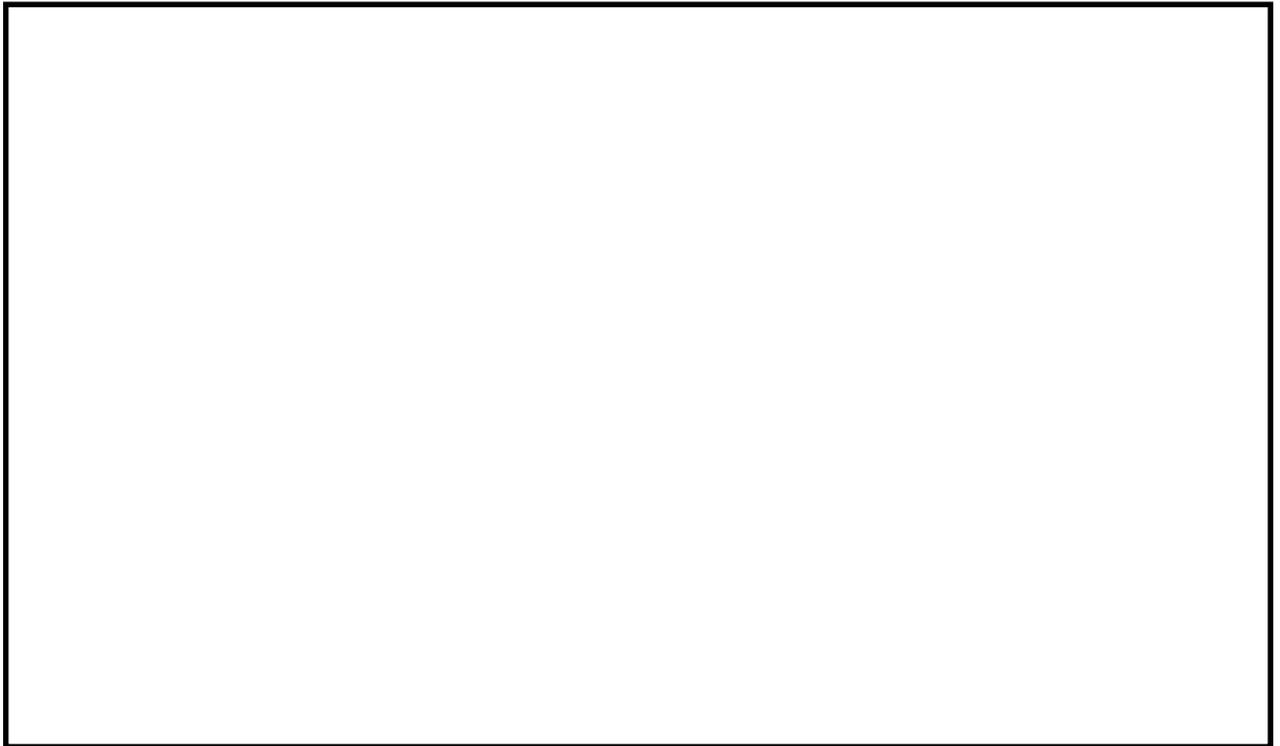


図 4-5 気相のメッシュ図

表 4-5 要素分割の詳細

部位	要素	要素数
爆発源	ALE (Solid) 要素	
液相	ALE (Solid) 要素	
気相	ALE (Solid) 要素	
コンクリート	Lagrange (Solid) 要素	
鉄筋	Lagrange (Beam) 要素	

5. 爆発源の設定方法

爆発源の初期形状は， J A S M I N E コードでの爆発源仕様に基づき半径

，軸方向高さとする。

J A S M I N E コードの解析による流体の運動エネルギーは， L S - D Y N A コードで直接入力することはできない。このため，今回の評価では， L S - D Y N A コードの解析結果としての爆発源圧力及び流体運動エネルギーが， J A S M I N E コードの解析の爆発源圧力及び流体運動エネルギーを包絡するよう調整する。

これらの設定方法を図 5-1 に示す。また，図 5-2 及び図 5-3 に流体の運動エネルギーと爆発源圧力，表 5-1 に爆発源の仕様を示す。

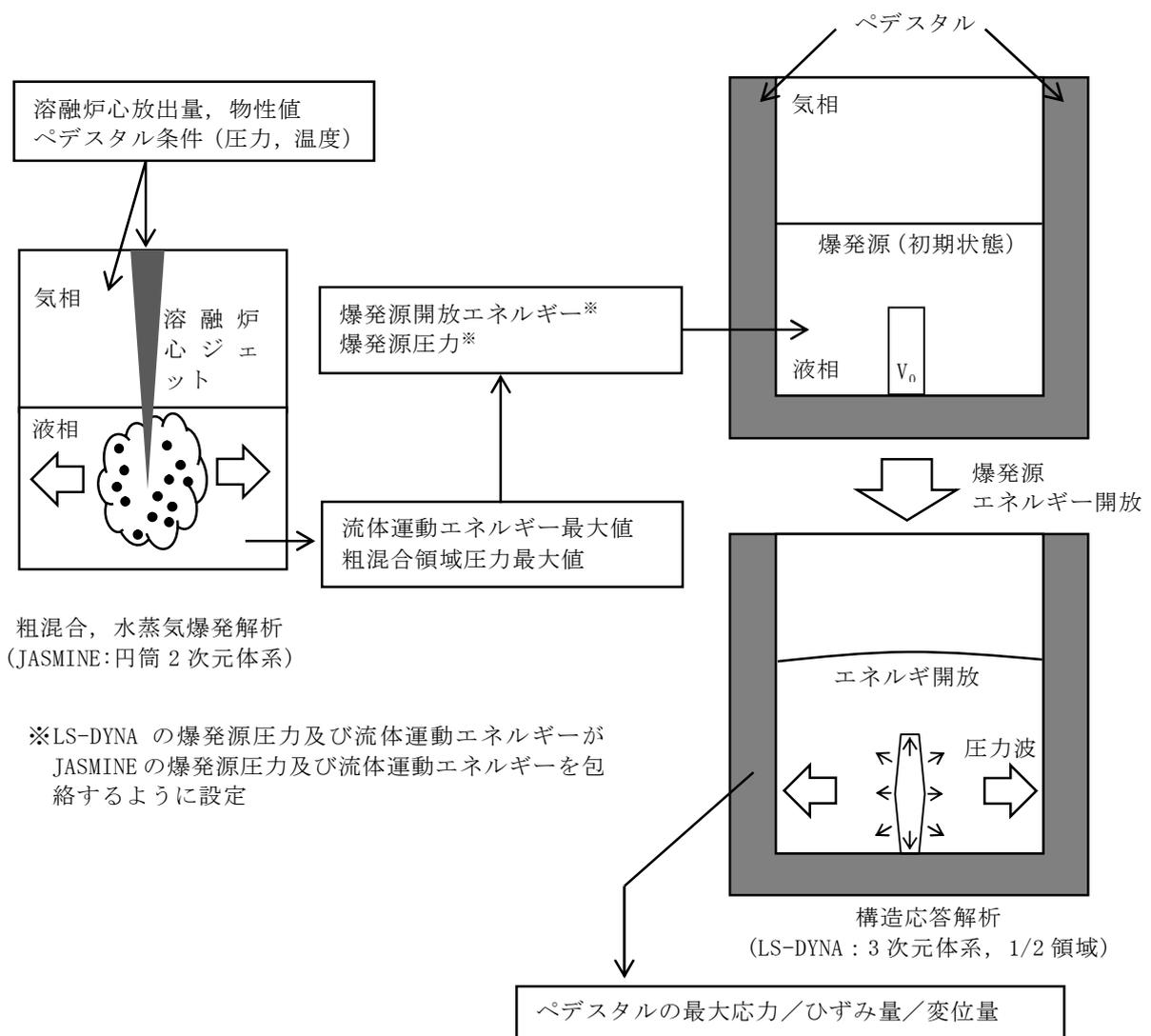


図 5-1 LS-DYNAにおける爆発源の設定方法

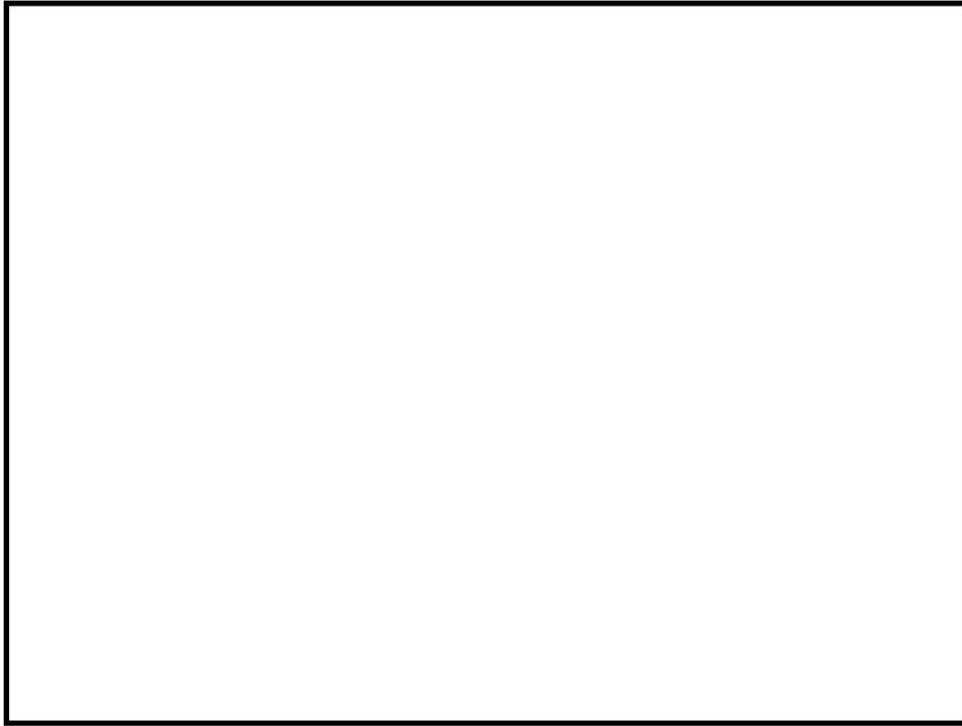


図 5-2 流体の運動エネルギー

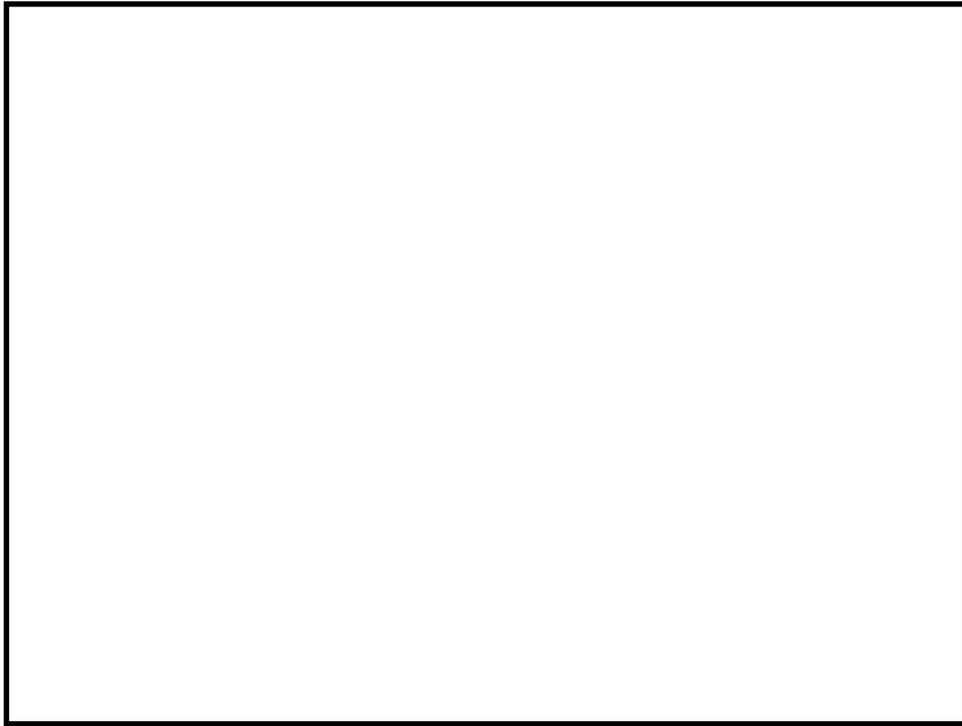


図 5-3 爆発源の圧力

表 5-1 爆発源の仕様

項目	値	設定根拠
初期半径		J A S M I N E コードで模擬する爆発源仕様に基づき設定
初期軸方向高さ		
最大圧力※		J A S M I N E コード解析結果の流体運動エネルギーの最大値を再現する値を設定
流体の運動エネルギー※		

※ 開放エネルギーの調整結果として確認される。

6. 解析フロー

図 6-1 に L S - D Y N A の解析フローを示す。

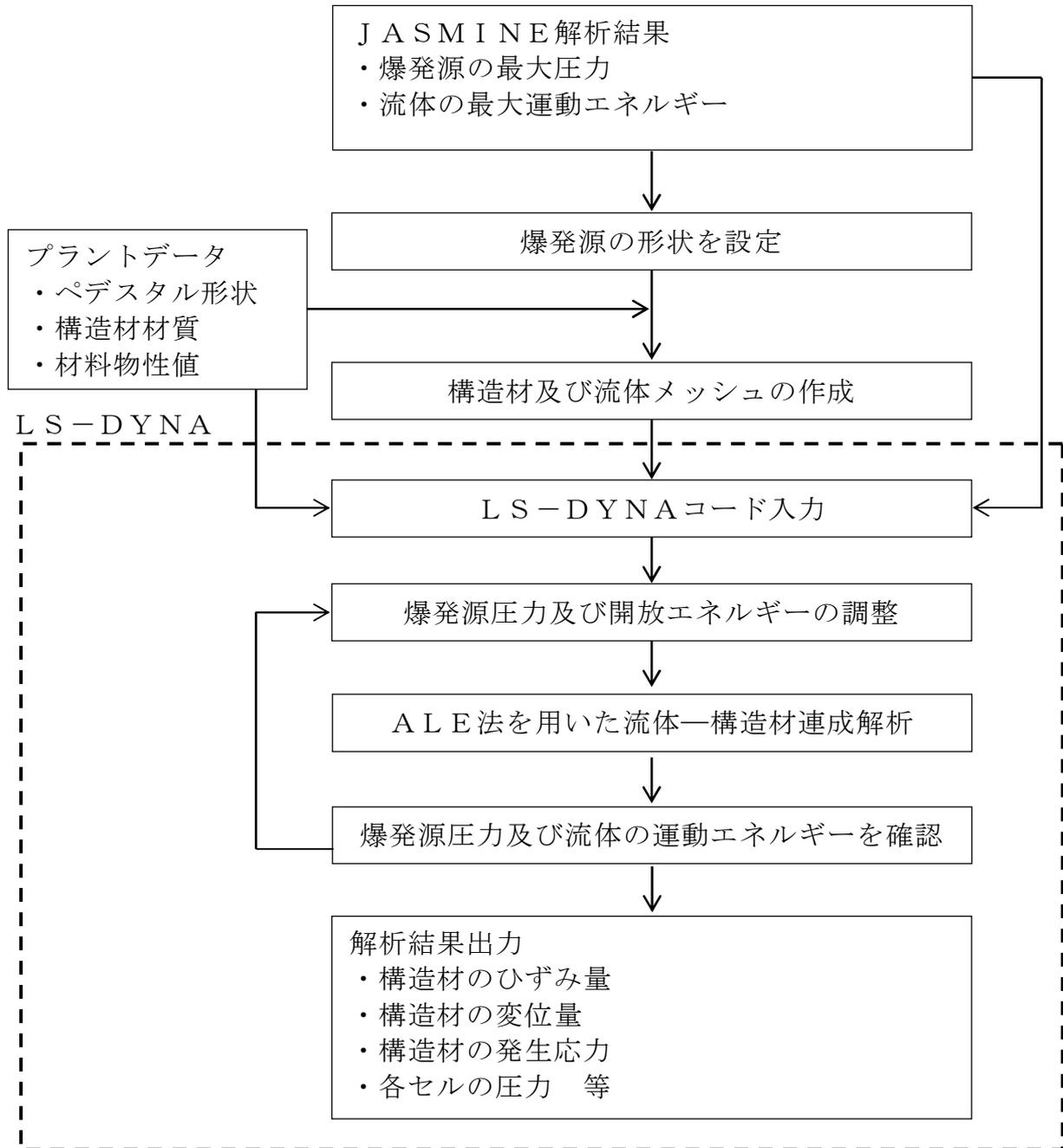


図 6-1 L S - D Y N A コード解析フロー図

7. 入出力

LS-DYNAコードの主要な入出力は図 6-1 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 ペDESTAL構造物の幾何形状
- ② 各構造物に対する拘束条件
- ③ 材料の物性値
- ④ 流体及び構造材のメッシュデータ
- ⑤ 流体及び構造材の要素タイプ
- ⑥ 爆発源の形状・位置
(J A S M I N E コードの評価条件・結果に基づく)
- ⑦ 爆発源の最大圧力, エネルギー
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)
- ⑧ 側壁及び床スラブの力積履歴
(J A S M I N E コードによる評価結果に基づく)

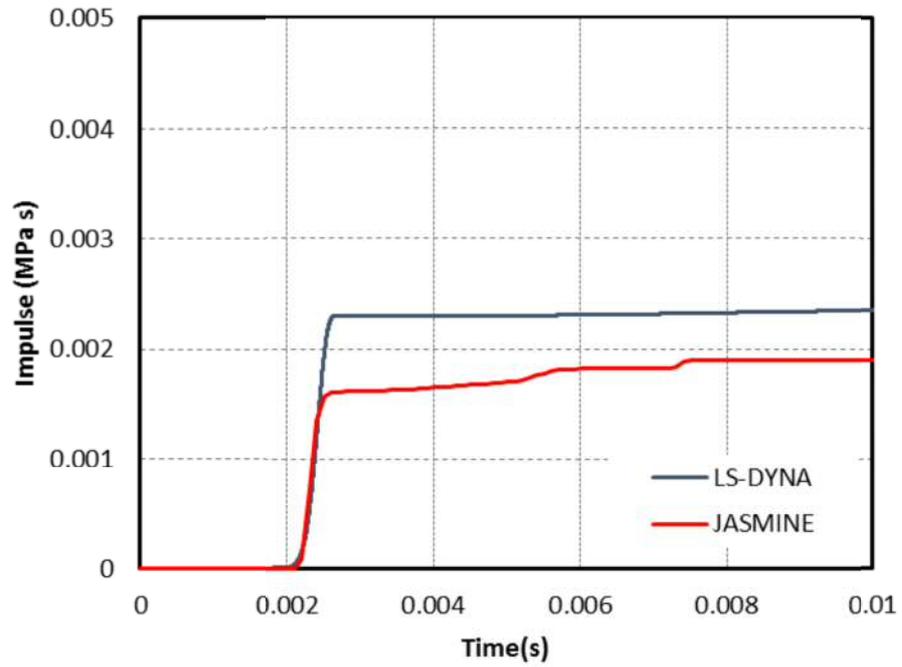
上記をインプットデータとして, 水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し, 以下の主要なアウトプットデータを得る。

- ① 構造材のひずみ量
- ② 構造材の変位量
- ③ 構造材の発生応力
- ④ 各セルの圧力

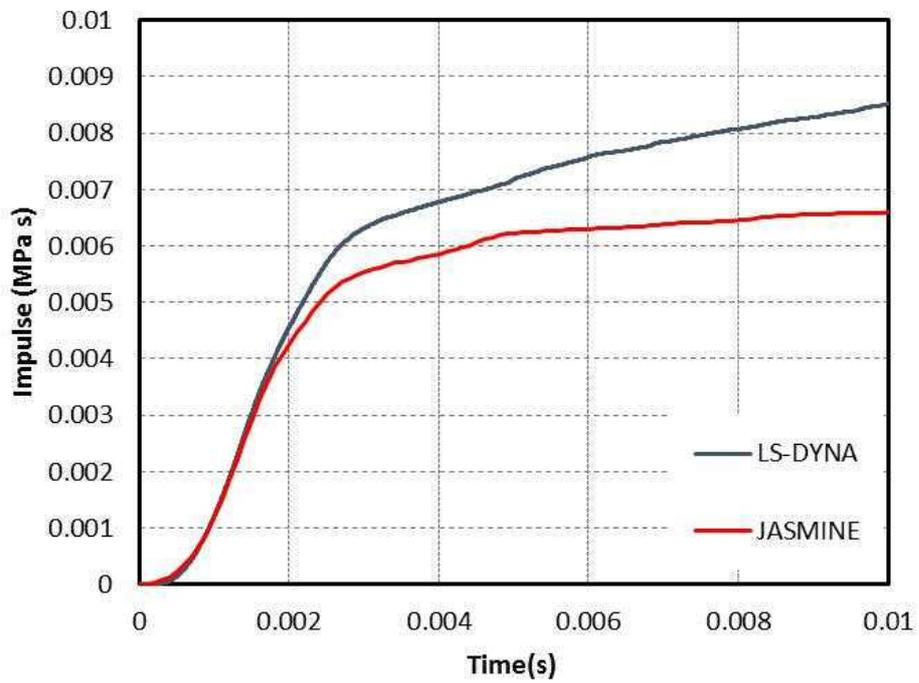
別添 1 運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

LS-DYNAコードの評価は、JASMINNEコードの解析結果に基づき設定した水蒸気爆発時の流体の運動エネルギー及び爆発源の圧力に基づいて実施している。すなわち、LS-DYNAコードの評価での水蒸気爆発時の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力がJASMINNEコードの評価における全領域の流体運動エネルギー及び爆発源の圧力と同等となるように設定している。これは、水蒸気爆発発生時には熔融デブリからの熱エネルギーが、爆発による圧力波を介して流体側に運動エネルギーとして伝わりこれが構造材のペDESTAL壁に作用するためであり、この運動エネルギー及び爆発源の圧力を解析条件としてLS-DYNAコードの評価に引き渡すことにより、ペDESTALの構造健全性を適切に評価できると考えられるためである。

上記の考え方の妥当性を確認するために、JASMINNEコードの解析による水蒸気爆発時の壁面及び床スラブの力積履歴と、LS-DYNAコードの解析における爆発源設定時の壁面及び床スラブの力積履歴を比較した。別添図 1-1 及び別添図 1-2 に示すとおり、LS-DYNAコードの解析における壁面及び床スラブの力積履歴はJASMINNEコードの解析よりも大きく、解析条件として保守的であることが確認できる。



別添図 1-1 S Eによる側壁力積履歴の比較



別添図 1-2 S Eによる床スラブ力積履歴の比較

添付 12. S E の発生を想定した場合の格納容器の健全性への影響評価

1. 評価目的

デブリが R P V の破損口から落下した際に S E が発生する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， S E が発生した場合を考慮し，格納容器の健全性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。このため，ここではデブリ落下時の S E 発生を想定し，その際の格納容器健全性を評価した。

2. 評価方針

設置許可基準第三十七条（重大事故等の拡大の防止等）解釈の要求事項，及び鉄筋コンクリート造の上下層円筒部の中間に床スラブを有する東海第二発電所のペDESTAL構造を踏まえ， S E の影響に対するペDESTALの構造健全性を評価し，ペDESTALに要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する。

3. 評価方法

(1) 評価条件

S E の影響を評価するにあたっては， S E によって発生するエネルギー，発生エネルギーによる圧力伝播挙動及び構造応答が重要な現象となる。よって，これらの現象を適切に評価することが可能である S E 解析コード J A S M I N E ，汎用有限要素解析コード L S - D Y N A を用いてペDESTALの構造健全性を評価した。これらの解析コードに対して構築した評価モデル及び入力の詳細は添付 10 及び添付 11 に示している。なお，ペDESTAL

ルの水位は 1m とし， コリウムシールドは模擬しない条件とした。

(2) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し， 重大事故の発生を想定する防護レベルにおいて， 格納容器の健全性維持に必要な安全機能である R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認する観点から， 本評価では構造物が終局限界状態に至らないことを確認するための判断基準を設定する。

表 1 にペDESTAL 構造健全性評価の判断基準を示す。

a. 側壁（R P V 支持機能に対する判断基準）

ペDESTAL の側壁は上下層円筒構造であることから， 同様な円筒形状の構築物の設計規格が示されている， 発電用原子力設備規格コンクリート製原子炉格納容器規格（（社）日本機械学会， 2003）（以下「C C V 規格」という。）を準用して判断基準を設定した。

コンクリートの圧縮ひずみについては， C C V 規格 CVE-3511.2 荷重状態Ⅳのシェル部コンクリートの許容ひずみである $3,000\mu$ を基準として， R P V 支持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととした。鉄筋の引張ひずみについては， C C V 規格 CVE-3511.2 荷重状態Ⅳの鉄筋の許容ひずみである $5,000\mu$ を超えないこととした。S E 時に発生する面外方向のせん断については， C C V 規格 CVE-3514.2 荷重状態Ⅳにおける終局面外せん断応力度を設定し， 上部側壁で $3.09\text{N}/\text{mm}^2$ ， 下部側壁で $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ を超えないこととした。別添 1 に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。

また， S E は爆発事象であり衝撃荷重が問題となることから， 建築物の耐衝撃設計の考え方（（社）日本建築学会， 2015）（以下， 「A I J 耐衝撃設計の考え方」という。）において進行性崩壊回避の考え方が

示されていることを参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、SEによる側壁の変位が増大しないことを確認することとした。

b. 床スラブ（デブリ保持機能に対する判断基準）

コンクリートの圧縮ひずみについては、側壁と同様にCCV規格を準用することとし、荷重状態IVのコンクリートの許容ひずみである $3,000\mu$ を基準として、デブリ保持機能に影響を及ぼす範囲の圧壊が生じないこととした。鉄筋についても側壁と同様に荷重状態IVの鉄筋の許容ひずみである $5,000\mu$ を超えないこととした。

ペデスタルは上下層円筒部の中間に円盤形の床スラブを有する構造であるが、この構造に対する面外せん断の判断基準設定にあたり、CCV規格には適切な規定がないことから、コンクリート標準示方書〔構造的能照査編〕（（社）土木学会，2002）（以下、「コンクリート示方書」という。）に基づく終局面外せん断応力度を設定し、 $4.33\text{N}/\text{mm}^2$ を超えないこととした。別添2に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。

また、側壁と同様に、AIJ耐衝撃設計の考え方を参考に、構造物の崩壊に対する健全性を確認する観点より、SEによる床スラブの変位（たわみ量）が増大しないことを確認することとした。

4. 評価結果

(1) 側壁（RPV支持機能に対する評価結果）

a. 側壁の変位

図1に側壁の半径方向変位時刻歴を示す。最大変位はX方向で約 0.16mm にとどまり、変位は増大していないことから、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。

b. コンクリートの圧縮ひずみ

図 3 に最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布を示す。側壁には C C V 規格に基づく許容ひずみ $3,000\mu$ を超える部位は生じないことから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。

c. 鉄筋の引張ひずみ

図 4 に鉄筋の軸ひずみ（引張ひずみ）分布を示す。側壁の鉄筋に発生する軸ひずみは十分に弾性範囲内であり、C C V 規格に基づく許容ひずみ $5,000\mu$ を超えない。

d. 側壁の面外せん断

表 2 に側壁の面外せん断評価結果を示す。側壁の発生するせん断応力は上部約 $0.93\text{N}/\text{mm}^2$ 及び下部約 $0.77\text{N}/\text{mm}^2$ であり、それぞれの C C V 規格に基づく終局面外せん断応力度である、 $3.09\text{N}/\text{mm}^2$ 及び $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。

(2) 床スラブ（デブリ保持機能）

a. 床スラブの変位（たわみ量）

図 2 にペDESTAL側壁の鉛直方向変位の時刻歴を示す。最大変位は約 2.0mm とどまり、変位は増大していないことから、S E 後の構造物の進行性の崩壊はない。

b. コンクリートの圧縮ひずみ

図 3 に示すとおり、C C V 規格に基づく許容ひずみ $3,000\mu$ を超える部位は、床スラブ上面の僅かな範囲にとどまることから、機能に影響を及ぼす圧壊は生じない。

c. 鉄筋の引張ひずみ

図 4 に示すとおり、床スラブの鉄筋に発生する軸ひずみは十分に弾性範囲内であり、C C V 規格に基づく許容ひずみ $5,000\mu$ を超えない。

d. 床スラブの面外せん断

表 3 に床スラブの面外せん断に対する評価結果を示す。発生するせん断応力度は約 $3.70\text{N}/\text{mm}^2$ であり、コンクリート示方書に記載されるコンクリートのひずみ速度効果を考慮した終局面外せん断応力度 $4.33\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。

5. まとめ

SE 解析コード J A S M I N E, 汎用有限要素解析コード L S - D Y N A により, SE の発生を想定した場合の格納容器健全性への影響を評価した。その結果, SE 時のペDESTAL に発生する応力やひずみは判断基準を満足し, SE 後においても変位の増大はないことから, ペDESTAL に要求される R P V 支持機能及びデブリ保持機能が損なわれないことを確認した。したがって, SE の発生を想定した場合であっても, 格納容器の健全性は維持される。

表1 ペDESTAL構造健全性評価の判断基準

機能	評価部位		評価項目	判断基準	準用規格等
R P V支持機能	側壁	コンクリート	変位	変位が増大せず， S E後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J耐衝撃設計の考え方
			圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	C C V規格 CVE-3511.2
			面外せん断	終局面外せん断応力度（上部側壁：3.09 N/mm ² ，下部側壁2.65N/mm ² ）を超えない	C C V規格 CVE-3514.2
	鉄筋	引張ひずみ	引張ひずみ（5,000 μ ）を超えない	C C V規格 CVE-3511.2	
デブリ保持機能	床スラブ	コンクリート	変位	変位が増大せず， S E後の構造物の進行性の崩壊がない	A I J耐衝撃設計の考え方
			圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	C C V規格 CVE-3511.2
			面外せん断	終局面外せん断応力度（4.33N/mm ² ）を超えない	コンクリート示方書
	鉄筋	引張ひずみ	引張ひずみ（5,000 μ ）を超えない	C C V規格 CVE-3511.2	

表 2 側壁の面外せん断に対する評価結果

評価対象部位	発生応力度	判断基準	評価結果※
側壁上部	約 0.93 N/mm ²	3.09 N/mm ²	○
側壁下部	約 0.77 N/mm ²	2.65 N/mm ²	○

※：「○」評価結果の発生応力度が判断基準を満足する

表 3 床スラブの面外せん断に対する評価結果

評価対象部位	発生応力度	判断基準	評価結果※
床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○

※：「○」評価結果の発生応力度が判断基準を満足する

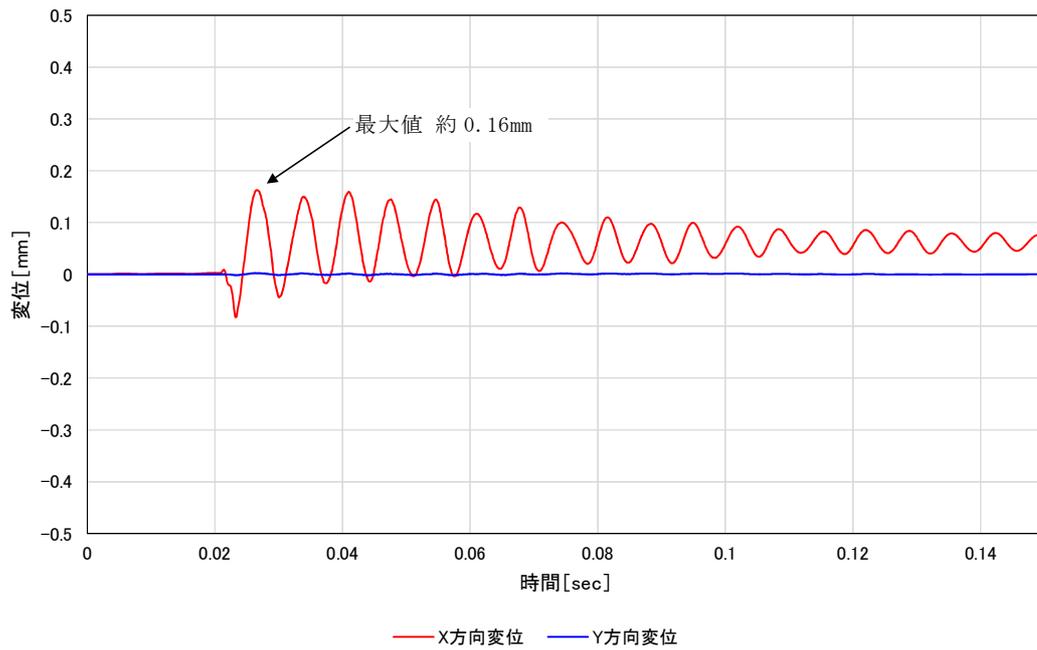
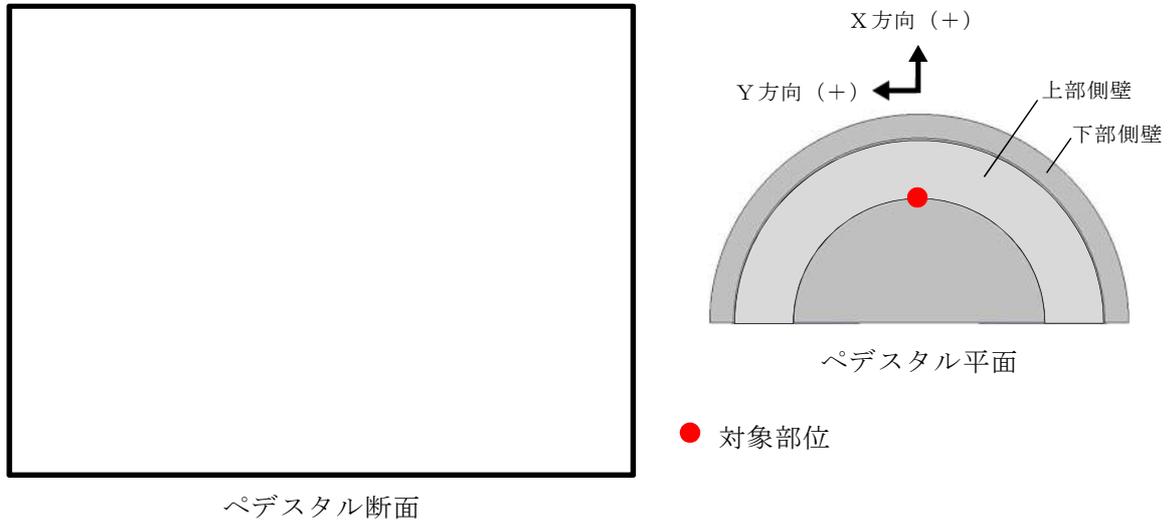
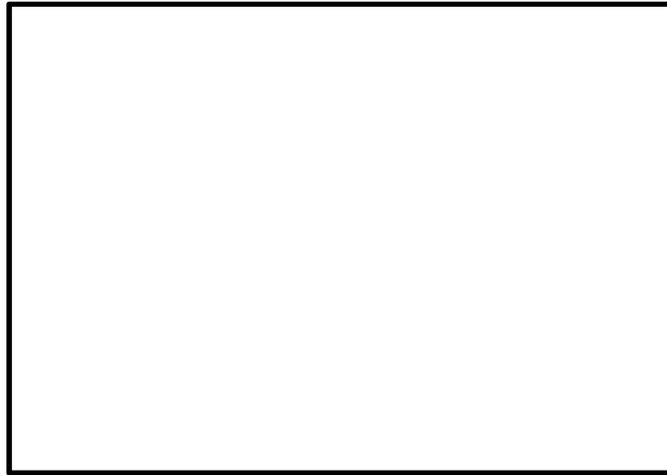
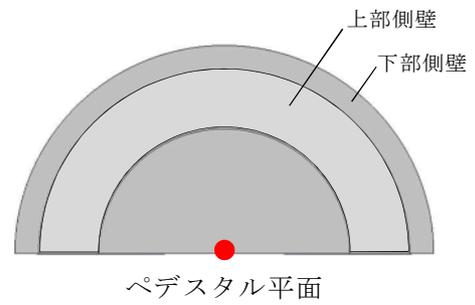


図1 ペデスタル側壁の半径方向変位時刻歴



ペDESTAL断面



● 対象部位

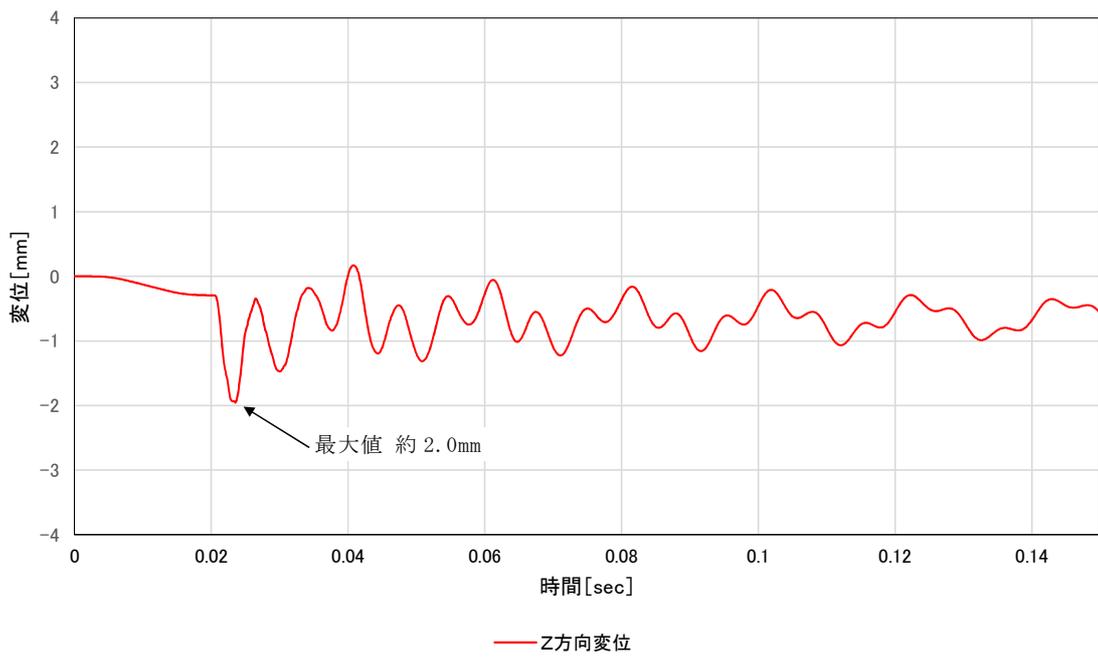


図 2 ペDESTAL床スラブの鉛直方向変位時刻歴

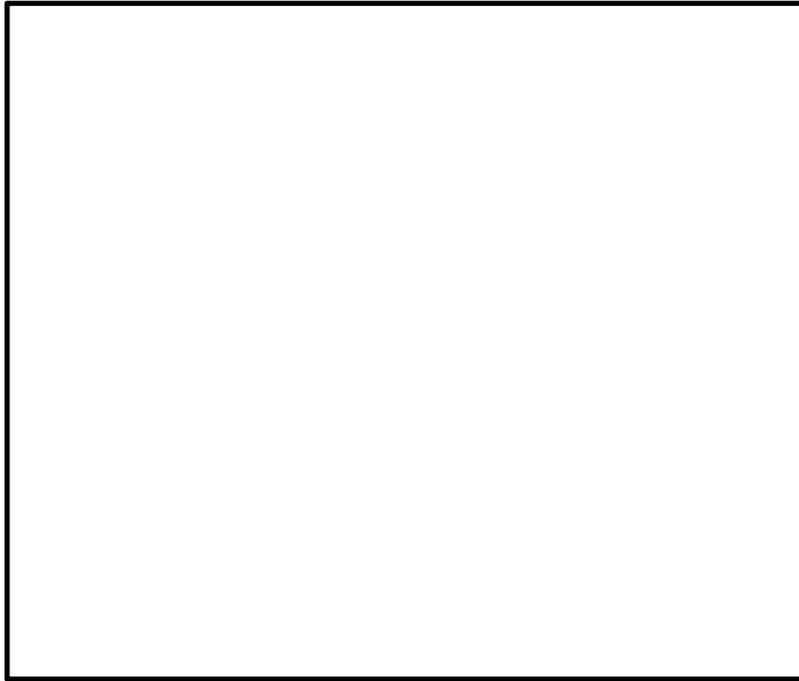


図3 コンクリートの最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布



図4 鉄筋の軸ひずみ分布

側壁の終局面外せん断応力度

1. 算定条件

ペDESTALの側壁は、円筒形シェル構造であることから、CCV規格 CVE-3514.2 荷重状態IVにおけるシェル部の終局面外せん断応力度の算定式を適用し、側壁の終局面外せん断応力度を算定する。

$$\tau_H = 10p_{t\theta} \cdot f_y / (13.2\sqrt{\beta} - \beta)$$

ここで、

τ_H : 終局面外せん断応力度 (N/mm²)

$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比 (%)

f_y : 鉄筋の許容引張応力度 (N/mm²)

β : 次の計算式により計算した値 $\beta = r/t$

r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径 (mm)

t : シェル部の胴の厚さ (mm)

各項目の数値を下表に示す。また、図 1 に算定対象部位を示す。

項目		入力値
上部側壁	$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比	
	f_y : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm ²
	β : $\beta = r/t$	2.6036
	r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径	
	t : シェル部の胴の厚さ	
下部側壁	$p_{t\theta}$: 円周方向主筋の鉄筋比	
	f_y : 鉄筋の許容引張応力度	345N/mm ²
	β : $\beta = r/t$	1.93
	r : シェル部の胴の厚さの中心までの半径	
	t : シェル部の胴の厚さ	

2. 算定結果

算定の結果、側壁の終局面外せん断応力度は上部側壁で 3.09N/mm²，下部側壁で 2.65N/mm²となる。

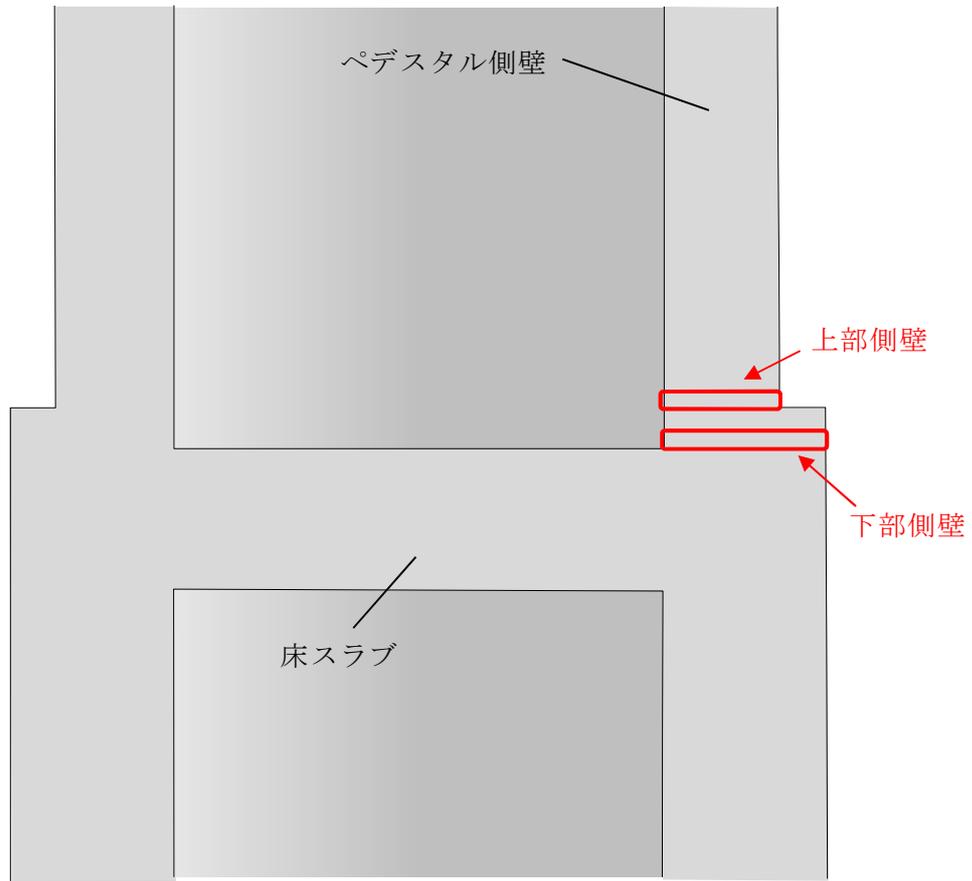


図 1 算定対象部位

床スラブの終局面外せん断応力度

1. 算定条件

S E 時の床スラブのせん断力に対する検討は、コンクリート標準示方書に基づき、終局限界状態に至らないことを確認する。評価対象となる床スラブの形状は円盤形であり、S E による分布荷重を受ける。

せん断に対する検討に際して、分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について、機械工学便覧を参照し、対象とする部材のせん断力の最大値が生じている断面の曲げモーメント及びせん断力と躯体の形状寸法より、せん断スパン比が 1.0 以下であることを確認した。一般的に、せん断スパン比が 1.0 以下である梁部材はディープビームと呼ばれており、本検討では、コンクリート示方書に示されるディープビームの設計せん断耐力式を適用し、床スラブの終局面外せん断応力度を設定する。

$$V_{cad} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{dd} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b$$

ここで、

$$f_{dd} = 0.19 \sqrt{f'_{cd}} \quad (\text{N/mm}^2)$$

$$\beta_d = \sqrt[4]{1/d} \quad \text{ただし、} \beta_p > 1.5 \text{ となる場合は } 1.5 \text{ とする}$$

$$\beta_p = \sqrt[3]{100p_w} \quad \text{ただし、} \beta_p > 1.5 \text{ となる場合は } 1.5 \text{ とする}$$

$$\beta_a = \frac{5}{1+(a/d)^2}$$

f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm²)

d : 有効せい (m)

p_w : 引張鉄筋比 (—)

a/d : せん断スパン比 (—)

b_w : 腹部の幅 (mm)

γ_b : 部材係数 (—)

各項目の数値を下表に示す。

項目	入力値
f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度	32.80N/mm ²
コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm ²
圧縮強度の動的増幅率*	1.487
d : 有効せい	<input type="text"/>
p_w : 引張鉄筋比	<input type="text"/>
a/d : せん断スパン比	0.43
b_w : 腹部の幅	<input type="text"/>
γ_b : 部材係数	1.3

※次項参照

2. 圧縮強度動的増倍率の算定

一般に、コンクリートの強度、ヤング係数等の材料特性は、コンクリートに作用する荷重の載荷速度に依存する。その強度とヤング係数は、応力速度又はひずみ速度の対数に比例して増加することが明らかになっていることより、床スラブの終局面外せん断応力度算定において、圧縮に対する材料強度にひずみ速度効果を考慮することとし、本評価ではコンクリート標準示方書において具体的計算方法が示されている、CEB-FIP Model Code 1990 による圧縮強度動的増倍率を設定した。

LS-DYNAコードによるSE解析では、せん断検討範囲の床スラブのコンクリート要素が経験するひずみ速度が 30s^{-1} 以下であるため、その範囲における CEB-FIP Model Code 1990 の圧縮強度動的増倍率の算定式を以下に示す。

$$f_{c,imp}/f_{cm} = (\dot{\varepsilon}_c/\dot{\varepsilon}_{c0})^{1.026\alpha_s} \quad \text{for } |\dot{\varepsilon}_c| \leq 30s^{-1}$$

with

$$\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_{cm}/f_{cm0}}$$

$f_{c,imp}$: 衝撃時の圧縮強度

f_{cm} : 圧縮強度 = $225\text{kg}/\text{cm}^2 \times 0.0980665 \doteq 22.065 \text{ MPa}$

f_{cm0} : 10MPa

$\dot{\varepsilon}_c$: ひずみ速度^{*} = 0.5 s^{-1}

$\dot{\varepsilon}_{c0}$: $30 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$

※ : L S - D Y N Aコードを用いたS E解析における床スラブ端部のひずみ速度に基づき設定

以上より、圧縮強度の動的増倍率は1.487となる。

3. 算定結果

ディープビームの設計せん断耐力 V_{cdd} は、約6,078 kNとなり、終局面外せん断応力度として $4.33 \text{ N}/\text{mm}^2$ となる。

S E 発生時の面外せん断応力度の算定方法

1. 面外せん断に対する検討範囲

(1) 床スラブの検討範囲

図 1 にペDESTALの床スラブの形状寸法を示す。ペDESTALの床スラブは直径 , 板厚 の円盤形状であり, S E 時には圧力波の伝播による分布荷重を受ける。面外せん断に対する検討に際して, 分布荷重を受ける円盤スラブの部材応力分布について, 機械工学便覧の円板の応力計算式に基づき, 対象とする部材のせん断力 (Q) の最大値が生じている断面の曲げモーメント (M) 及びせん断力 (Q) によりせん断スパン比を確認した。図 2 に曲げモーメント及びせん断力分布図を示す。せん断力の最大値が生じる断面はスラブ端部であり, 曲げモーメントとの関係を算定した結果, せん断スパン比が 1.0 以下であった。一般的にせん断スパン比が 1.0 以下である梁部材は, ディープビームと呼ばれており, 本検討では, コンクリート示方書に示されるディープビームの設計せん断耐力式に適用し, 終局限界に対する構造健全性を確認する。

前述の通り, 東海第二発電所のペDESTALの床スラブは, 躯体の形状, 寸法及び応力状態より, せん断スパン比が小さい構造物である。本評価に用いる検討範囲及び検討用のせん断力については, 原子力発電所耐震設計技術規程 J E A C 4601-2008 ((社) 日本電気協会, 2008) において, 主要な荷重が分布荷重又は多点荷重で, 材料非線形解析手法を用いて具体的な部材性能照査を行う場合の参考図書として記載されている原子力発電所屋外重要土木構造物の耐震性能照査指針・マニュアル ((社) 土木

学会，1992）を用いて検討範囲及び検討用せん断力の設定を行った。

図 3 に床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念図を示す。検討断面の位置は側壁内側のスラブ端部からの距離 x に設定する。なお，距離 x の上限値として有効せいの 1.5 倍，下限値として断面せいの $1/2$ 倍と規定されているため，本評価においては，安全側に下限値となる断面せいの $1/2$ 倍である とし，更に検討用のせん断力についても，スラブ端部から の位置のせん断力ではなく，距離 x から部材端部までのせん断力分布の平均値を用いた値を検討用のせん断力とした。図 4 に，解析モデルにおける床スラブ検討範囲（L S - D Y N A 解析結果の評価におけるせん断力の抽出範囲）を示す。

(2) 側壁の検討範囲

図 5 に側壁検討範囲を示す。ペDESTALの側壁は EL. 12. 184m にて上部と下部の二階層に分けられている設計である。S E 発生時の水張高さであるペDESTAL床面高さ 1m までの側壁に直接動的荷重が加わることから，側壁の検討断面は上部，下部のそれぞれの水の接する高さの断面とした。

2. 面外せん断応力度の算定

面外せん断応力度の算定について，床スラブを例に説明する。なお，側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。

図 6 にペDESTAL床スラブ端部の躯体形状の概念を示す。また，図 7 に直交座標系応力成分を示す。床スラブ端部 1 列目の各要素のせん断力 ($Q(1, 1) \sim Q(1, j)$) は，直交座標系における τ_{yz} 応力成分に相当するせん断応力度 ($\tau_{yz}(1, 1) \sim \tau_{yz}(1, j)$) を要素毎に取り出し，要素毎のせん断断面積 ($A(1, 1) \sim A(1, j)$) をそれぞれ乗じることにより算定する。床スラ

ブ端部の 1 列目の要素幅あたりの面外せん断応力度は、スラブの厚さ方向 (1 ~ j 行目) の各要素のせん断力 ($Q(1, 1) \sim Q(1, j)$) を合算した値 ($\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}$) に 1 列目のせん断断面積 ($\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}$) で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度 (τ_1) を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度 (τ_k) は、 $\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}$ で表すことができる。次に、列毎の面外せん断応力度 ($\tau_1 \sim \tau_k$) に、それぞれの半径方向要素幅を乗じて合算した値を検討範囲の幅で除すことにより、検討範囲における面外せん断応力度を算定する。表 1 に本手順により算定した S E 発生時の面外せん断応力度を示す。

表 1 S E 発生時の面外せん断応力度

評価対象部位		発生応力度
側壁	上部	約 0.93 N/mm ²
	下部	約 0.77 N/mm ²
床スラブ		約 3.70 N/mm ²

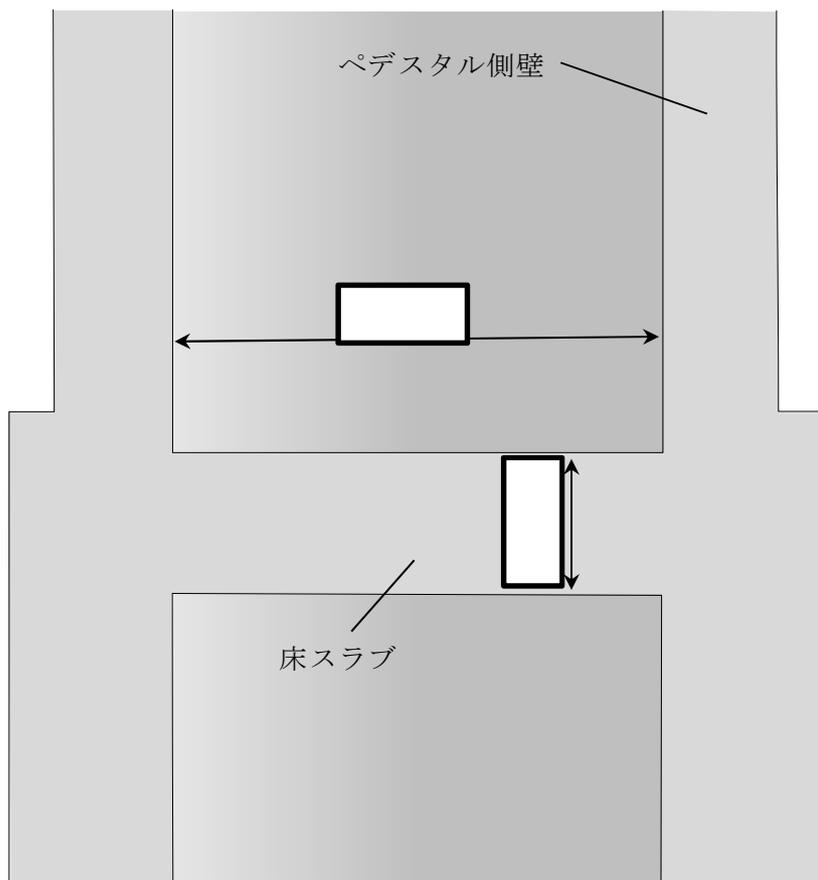


図1 ペデスタルの床スラブの形状寸法

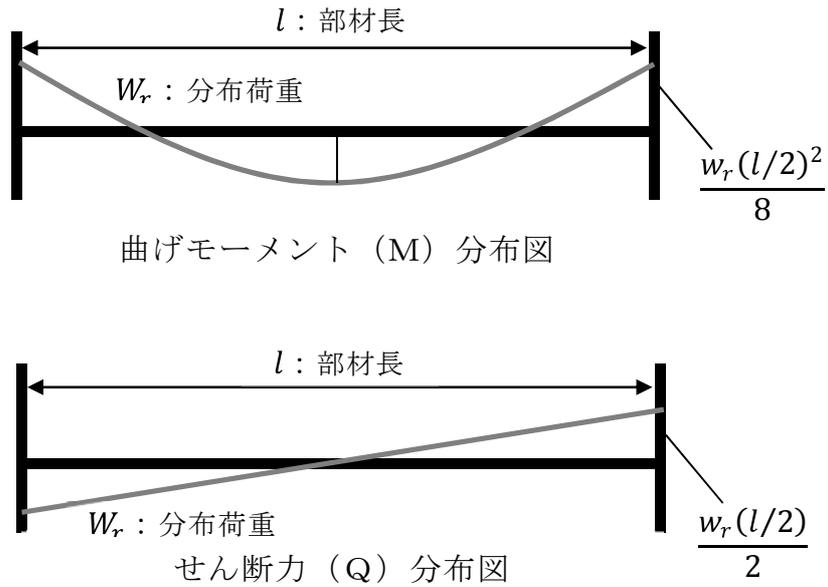


図2 曲げモーメント及びせん断力分布の関係

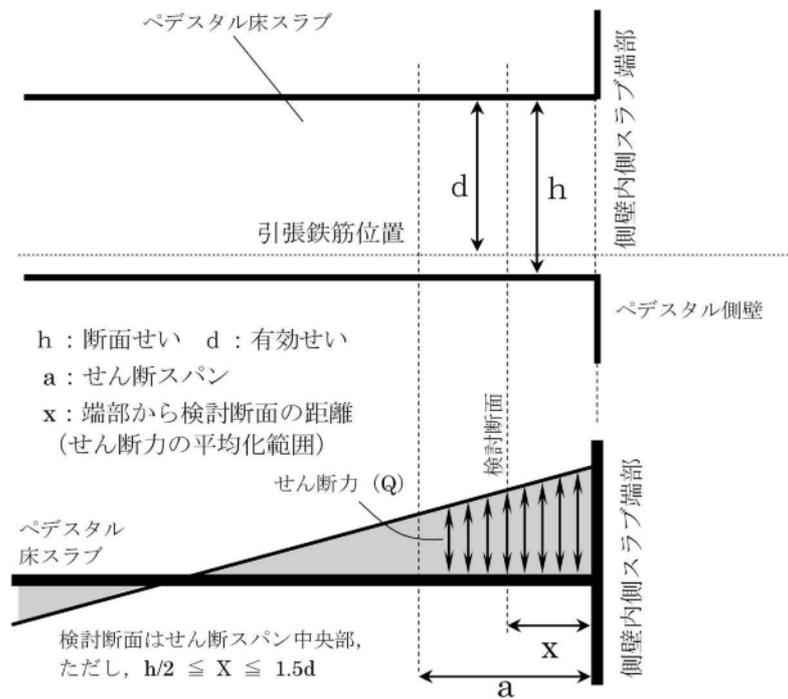


図3 床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念

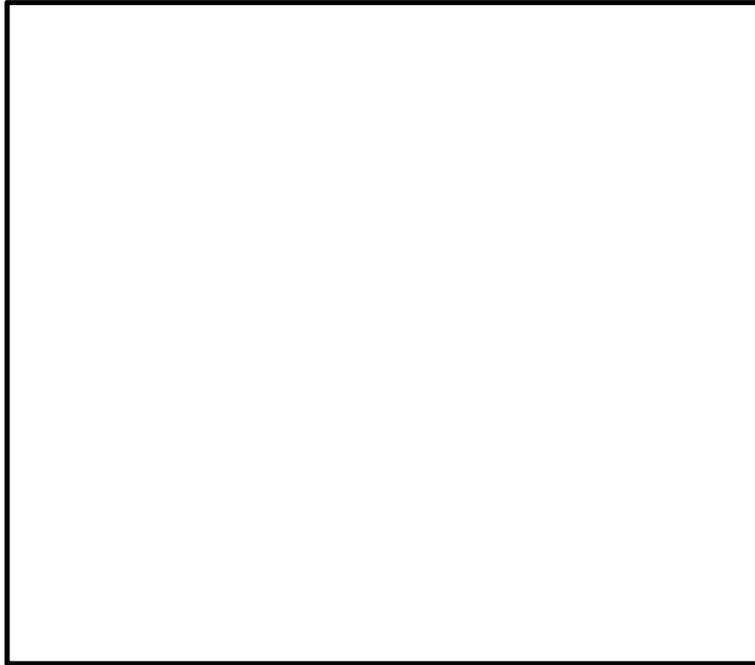
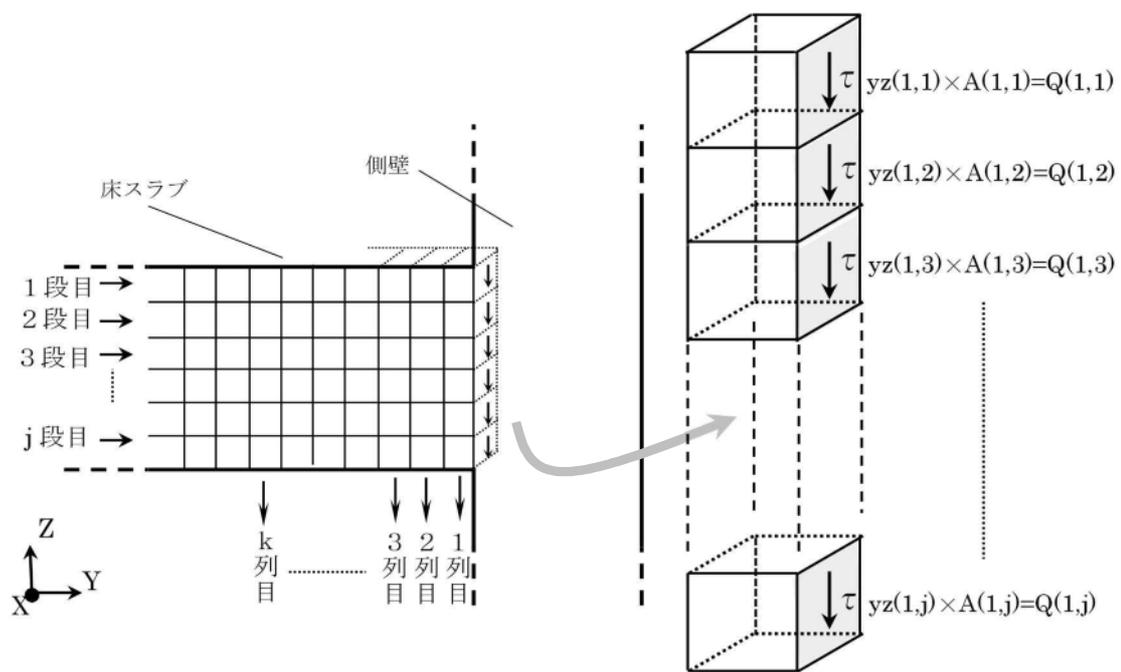


図4 床スラブ部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



図5 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



<1列目の面外せん断応力の算出>

図6 床スラブ端部躯体形状概念図

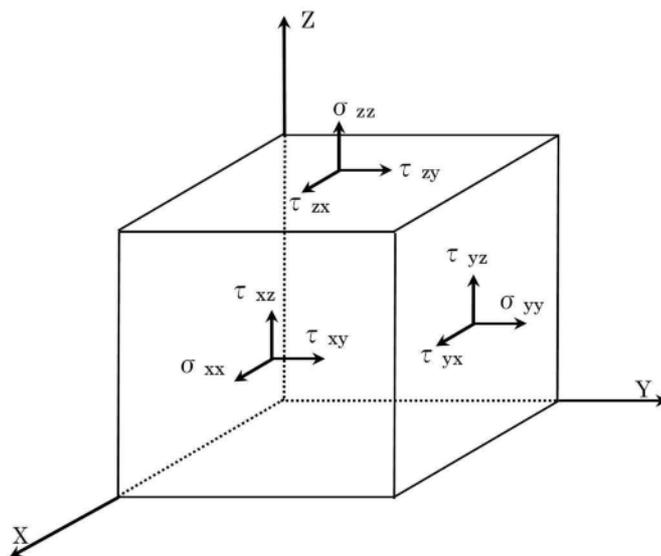


図7 直交座標系応力成分

S E後のコンクリートの残留ひび割れの影響（参考）

1. はじめに

S Eを経験したペDESTAL躯体に生じる残留ひび割れ幅を算定し、ペDESTALの水密性（ひび割れからの漏えい）の観点での影響を検討する。

2. 評価方法

(1) 評価基準

評価基準については、原子力施設における建築物の維持管理指針・同解説（（社）日本建築学会，2015）において、水密性の観点から補修の検討が必要となるひび割れ幅の評価基準値として0.2 mmが規定されていることより、これを参考に0.2mmを設定する。

(2) 残留ひび割れ幅の算定

残留ひび割れ幅は、LS-DYNAコードによるSE解析終了時刻における鉄筋の軸方向の引張応力状態により、コンクリート示方書のひび割れ幅の計算式を用いて算定する。

ひび割れに対する検討を行う際の考え方として、鉄筋コンクリート部材に曲げモーメントが作用し、曲げモーメントの増加と共にひび割れが発生し、その本数が増加することでひび割れ間隔が小さくなっていく。しかし、曲げモーメントがある程度以上大きくなると、新たなひび割れが発生しなくなる状態となる。この状態は定常状態と呼ばれている。この時、鉄筋コンクリートのひび割れ幅 (W_{cr}) は、一般的に (1) 式で表すことができ、鉄筋コンク

リートの最大ひび割れ幅は、最大ひび割れ間隔に、ひび割れ間のコンクリートと鉄筋のひずみ差を乗じた値として与えられることになる。

$$W_{cr} = \int_0^{2l_{cr}} (\varepsilon_s - \varepsilon_c) dx \cdots (1)$$

ここで、

- $2l_{cr}$: ひび割れ間隔
 $\varepsilon_s - \varepsilon_c$: 鉄筋とコンクリートのひずみ差

これを基に、コンクリート示方書では、鉄筋のかぶりや鋼材の表面形状等を考慮し、(2)式のように示されている。

$$W_{cr} = 1.1k_1k_2k_3\{4c + 0.7(C_s - \emptyset)\} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \cdots (2)$$

ここで、

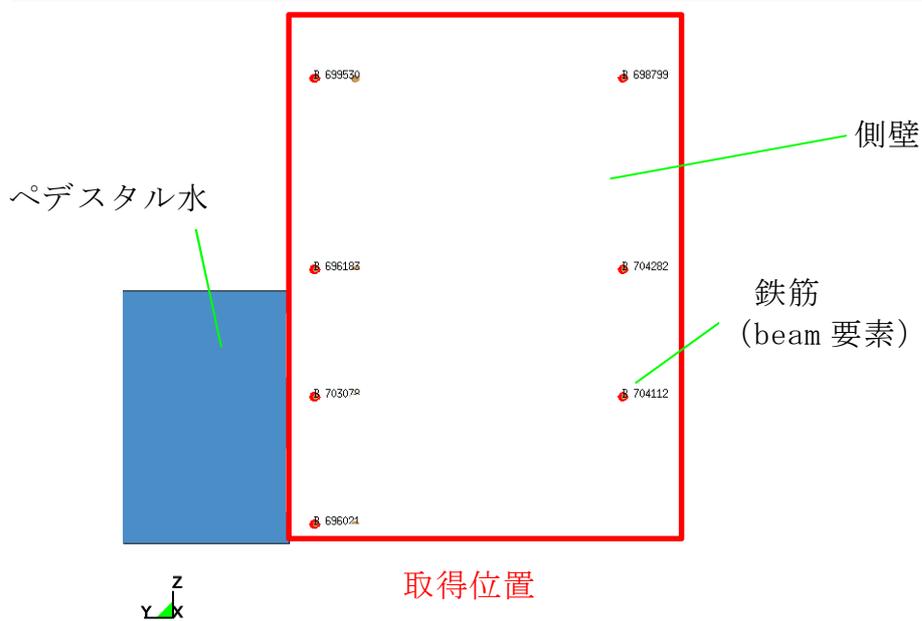
- k_1 : 鉄筋の表面形状がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数
 (異形鉄筋 : 1.0)
 k_2 : コンクリートの品質がひび割れ幅に及ぼす影響を表す係数で(3)式による
 $k_2 = \frac{15}{f'_c + 20} + 0.7 \cdots (3)$
 f'_c : コンクリートの圧縮強度 (N/mm²) , 一般に設計圧縮強度 f'_{cd} を用いてよい。
 k_3 : 引張鋼材の段数の影響を表す係数で(4)式による
 $k_3 = \frac{5(n+2)}{7n+8} \cdots (4)$
 n : 引張鋼材の段数
 c : かぶり (mm)
 C_s : 鋼材の中心間隔 (mm)
 \emptyset : 鋼材径 (mm)
 ε'_{csd} : コンクリートの収縮及びクリープ等によるひび割れ幅の増加を考慮するための数値 (150×10^{-6})
 σ_{se} : 鋼材位置のコンクリートの応力が0の状態からの鉄筋応力度の増加量 (N/mm²)

3. 評価結果

図 1 及び図 2 に解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力状態に基づき算定した，側壁部及び床スラブ部での残留ひび割れ幅を示す。取得位置での残留ひび割れ幅の最大値は側壁部で約 0.05mm，床スラブ部（最下段鉄筋）で約 0.13mm であり，いずれも評価基準値 0.2 mm を超えていない。

4. まとめ

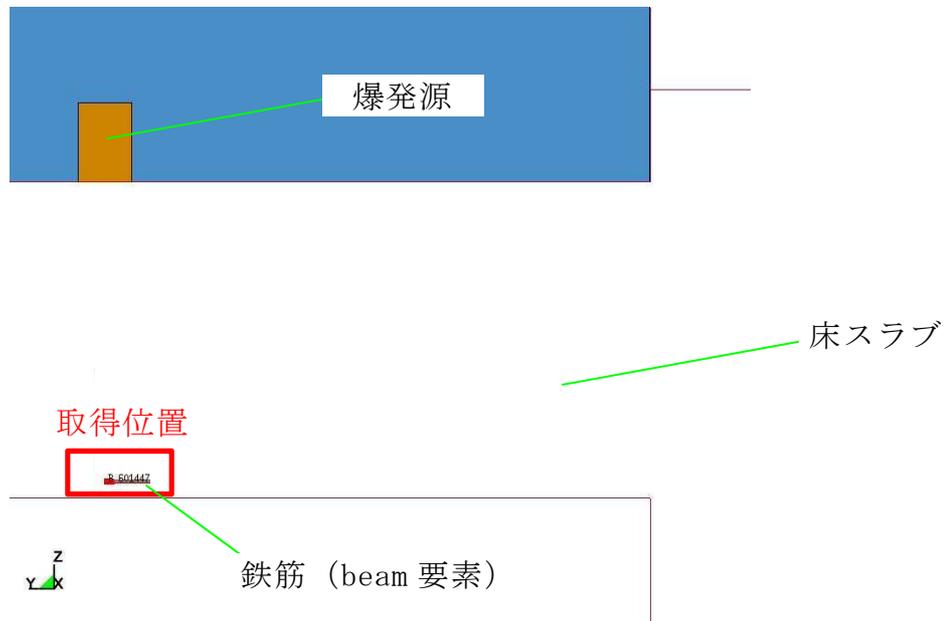
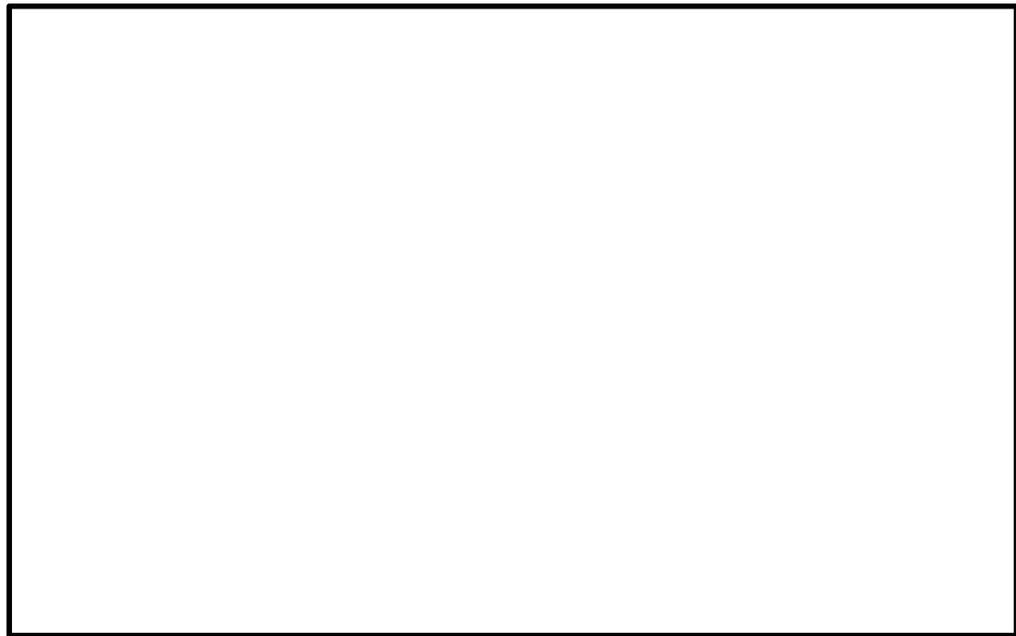
LS-DYNAコードによるSE解析の結果からSE後のペDESTAL躯体に生じる残留ひび割れ幅を算定した。その結果，残留ひび割れ幅の評価結果は評価基準を満足することから，SE後も水密性の観点で問題となる残留ひび割れは生じない。



取得位置	残留ひび割れ幅 [mm] ※
B699530	約 0.04
B698799	約 0.04
B696183	約 0.04
B704282	約 0.04
B703078	約 0.04
B704112	約 0.04
B696021	約 0.05

※解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

図 1 側壁部の鉄筋位置での残留ひび割れ幅



取得位置	残留ひび割れ幅 [mm] ※
B601447	約 0.13

※解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

図 2 床スラブ部の鉄筋位置での残留ひび割れ幅

参考 1. コリウムシールドを設置しない場合のMCC I 評価

コリウムシールドを設置しない場合のMCC I に対するペDESTAL健全性について評価結果を示す。

1. MCC I による侵食量評価

SA解析コードMAAPにて評価したMCC I による侵食量評価を示す。

(1) 評価条件

有効性評価で想定しているケース（ベースケース）と、不確かさを考慮したケース（保守的ケース）を評価する。評価条件を表 1 に示す。

表 1 侵食量評価条件

項目	ベースケース	保守的ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し, RPVが破損するシーケンス	大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し, RPVが破損するシーケンス
デブリから水プールへの熱流束	800kW/m ² (圧力依存性あり)	800kW/m ² (一定*)
ペDESTAL水位	1m	

※ 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

(2) 評価結果

評価結果を表 2 に示す。

表 2 侵食量評価結果

項目	ベースケース	保守的ケース
ペDESTAL側壁侵食量	約 6cm	約 42cm
床スラブ侵食量	約 6cm	約 48cm

2. デブリからの熱影響評価

デブリから熱影響によるペDESTAL側壁及び床スラブの温度を評価し、コンクリート及び鉄筋の高温による強度低下を考慮した上で、側壁ペDESTALにおけるR P V支持機能及び床スラブによるデブリ保持機能が確保されることを確認する。

2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価

F E M解析コードA B A Q U Sにて評価した高温デブリによる側壁及び床スラブへの温度評価結果を示す（詳細は別紙1）。

(1) 評価条件

- ・M A A P解析結果における侵食量並びに床スラブ上のデブリ及び横スリット内デブリの温度変化等を入力
- ・デブリの崩壊熱を厳しくする観点から、L O C Aシーケンスを選定
- ・側壁部の温度評価は、健全な壁厚を小さくする観点から、保守的に侵食量が最大となる解析ケースを使用（側壁侵食量として45cmを設定）
- ・床スラブの温度評価は、鉄筋コンクリート部の温度を厳しくする観点から、侵食量を0cm^{*}として評価
- ・横スリット部の温度評価は、侵食量が最大となる場合と0cmの場合の両方で評価

※ 侵食量が小さいと、スリット内デブリから冷却水及び冷却水によりクエンチしたデブリまでの距離が長く、スリット内デブリの崩壊熱が除熱されにくいため、鉄筋コンクリート部の温度が高くなる傾向

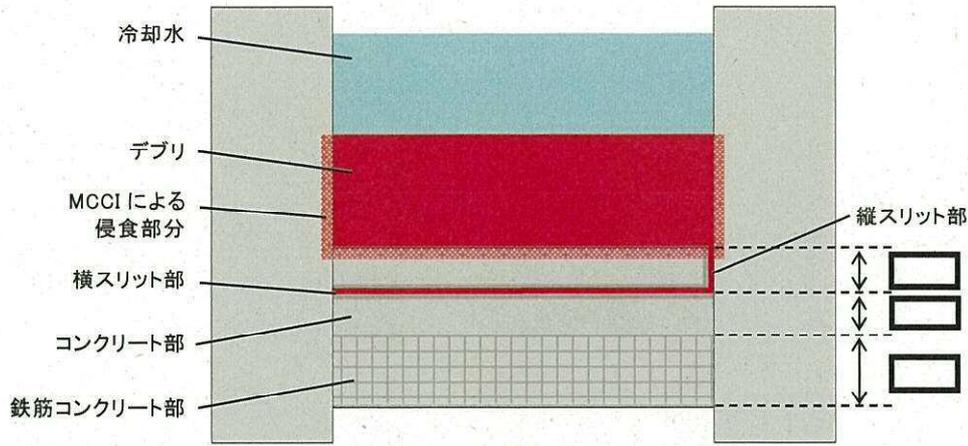


図1 熱影響評価モデル

(2) 評価結果

横スリット内温度変化，側壁部温度変化，床スラブ部温度変化の結果を図2に示す。横スリット内温度(最大約995℃)は，デブリの固相線温度(約1,700℃)を下回っており，デブリの再溶融はない。

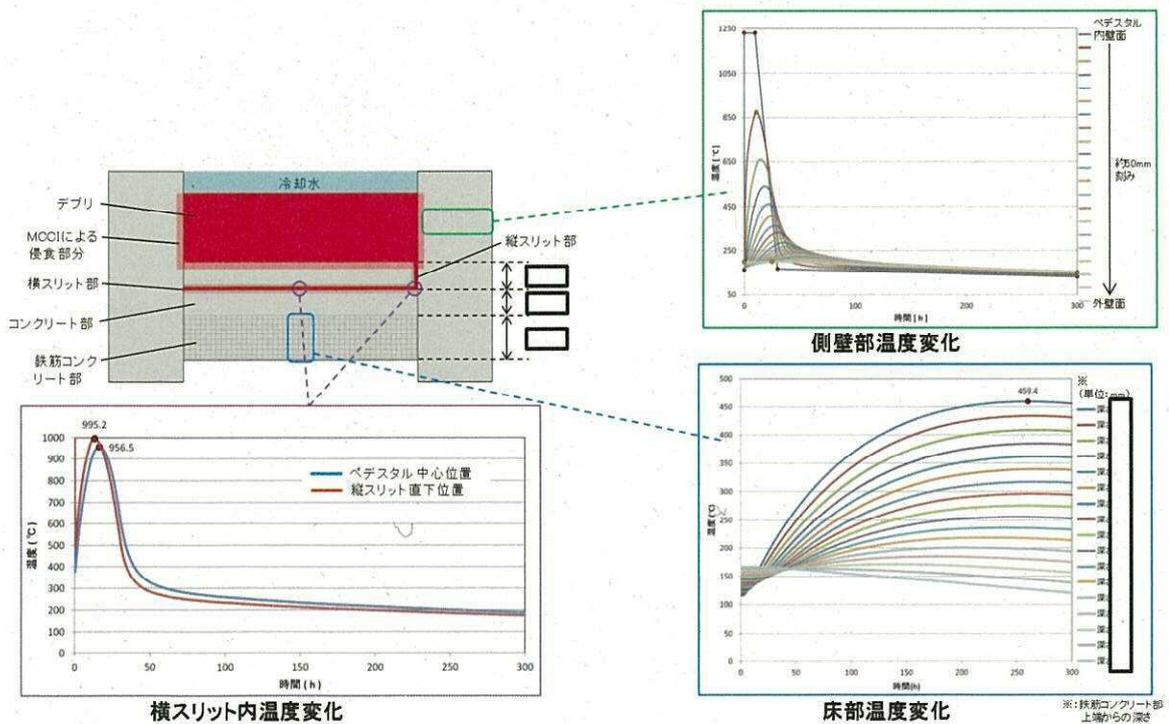


図2 熱影響評価結果

2.2 ペデスタル側壁の健全壁厚評価

「2.1 ペデスタル側壁及び床スラブの温度評価」の結果に基づき、ペデスタル側壁の健全壁厚評価し、R P Vを支持するために必要な壁厚と比較する。

(1) 評価条件

- ・ R P V等の重量はペデスタル側壁に圧縮荷重としてかかることから、コンクリートを対象として評価し、鉄筋については考慮しない
- ・ ペデスタル側壁の径方向温度分布評価結果に基づき、表3を参照し径方向のコンクリート強度劣化度合いを考慮し、M C C I 侵食後の残存壁厚に対し健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を評価
- ・ 「2.1 ペデスタル側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における側壁での径方向各厚さの温度に対して、図3のとおりに包絡温度を設定
- ・ 各厚さ部分の包絡温度に対する圧縮強度残存比より、等価厚さを計算

表3 コンクリート強度の低下割合

表 3.1.3.1.3 圧縮強度残存比の提案値

コンクリート温度 T,Tr(°C)	高温時		加熱冷却後
	Eurocode	提案値 $\kappa_{cs}(T)$	提案値 $\kappa_{cs}(Tr)$
20	1	1.00	1.00
100	0.95	0.80	0.94
200	0.90	$0.33 \times W/B + 0.76$	0.87
300	0.85	$0.36 \times W/B + 0.71$	0.80
400	0.75	$0.45 \times W/B + 0.56$	0.64
500	0.60	$0.39 \times W/B + 0.41$	0.48
600	0.45	$0.47 \times W/B + 0.20$	0.32
700	0.30	$0.44 \times W/B + 0.11$	0.16
800	0.15	0.15	0

出典：日本建築学会，構造材料の耐火性ガイドブック，2009

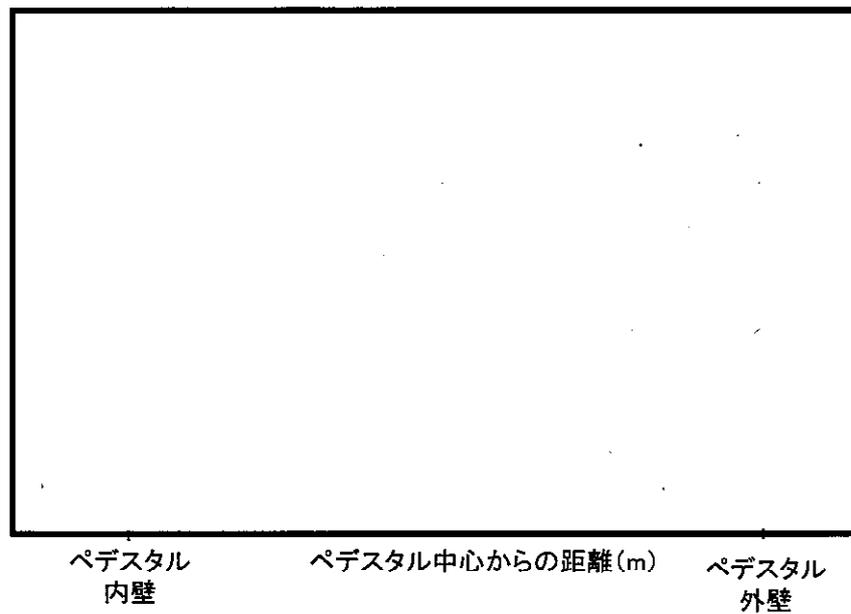


図 3 包絡温度の設定

(2) 評価結果

等価壁厚は約674mmとなり、RPV支持に必要な壁厚約192mm(別紙2)を上回るため、RPV支持機能は確保される。

2.3 ペDESTAL床面のせん断強度評価

「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の結果を用いて、ペDESTAL床面のせん断強度評価を実施し、床スラブ上でのデブリ保持機能が確保されることを確認する。

(1) 評価条件

- ・デブリ等の重量によるせん断応力は床スラブにせん断荷重として掛かることから、コンクリートを対象にせん断応力を評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における床スラブの高さ方向の温度に対して図4のとおり包絡温度を設定
- ・「2.2 ペDESTAL側壁の健全壁厚評価」と同様にコンクリート強度劣化度合いを考慮し等価厚さを評価

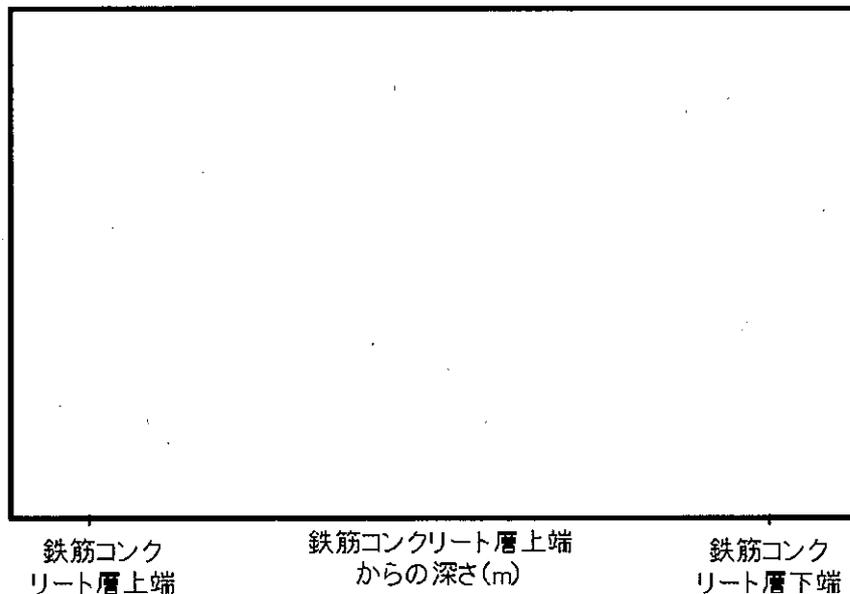


図4 包絡温度の設定

(2) 評価結果

等価厚さは約 616mm となり，デブリ等の重量保持に必要なスラブ厚さ約 mm（別紙 3）を上回るため，床スラブ上のデブリ保持機能は確保される。

2.4 ペDESTAL床面の曲げ強度評価

「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の結果を用いて、ペDESTAL床面の曲げ強度評価を実施し、床スラブ上でのデブリ保持機能が確保されていることを確認する。

(1) 評価条件

- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない（図5）。
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果における床スラブの温度を参照し、図6を用いて鉄筋強度劣化度合いを考慮した健全な状態とみなせる鉄筋量を評価
- ・「2.1 ペDESTAL側壁及び床スラブの温度評価」の評価結果から、下端筋位置では最大 220℃程度まで温度上昇するため、図6を参考に強度低下割合として4割を設定

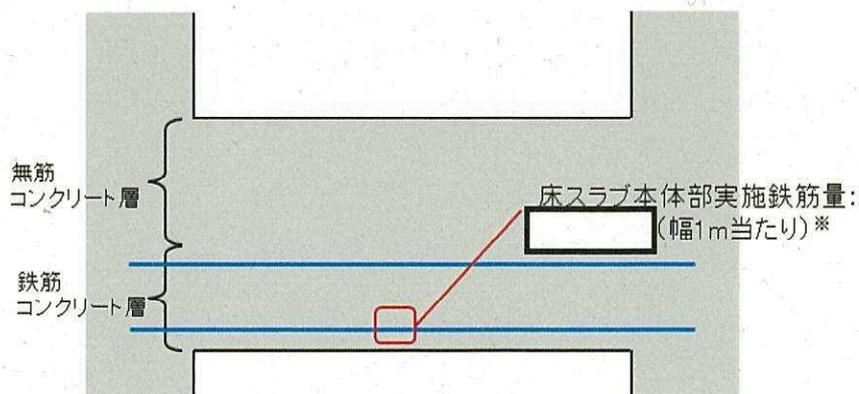


図5 床スラブの鉄筋コンクリート範囲

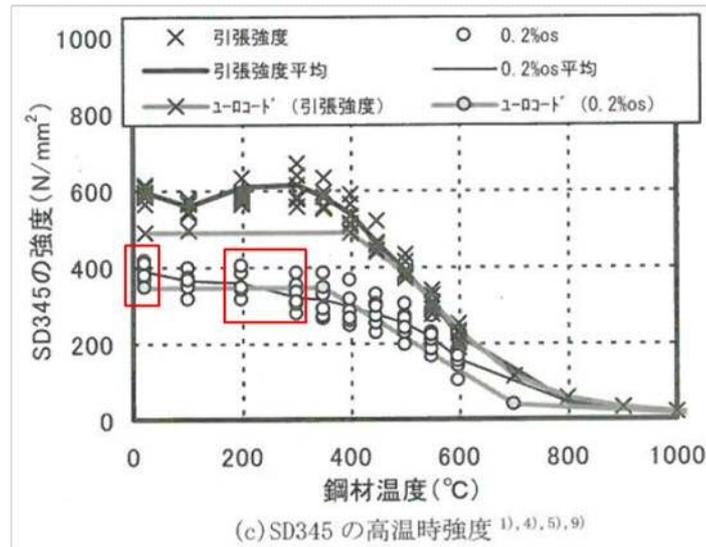


図6 鉄筋強度の低下割合

出典：日本建築学会，構造材料の耐火性ガイドブック，2009

(2) 評価結果

- 床スラブ本体部の幅 1m あたりの鉄筋量 mm² に対し，強度低下を考慮した鉄筋量は約 mm² となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1m あたり約 mm² (別紙 4) であり，必要な鉄筋量を上回ることから，曲げ応力に対して床スラブ上でのデブリ保持機能は確保される。

3. まとめ

コリウムシールドを設置しない場合のMCCIによる影響評価を実施した結果，ペDESTAL側壁によるRPV支持機能，床スラブ上のデブリ保持機能をいずれも確保される結果となる。

デブリからの熱影響評価

1. 評価方法

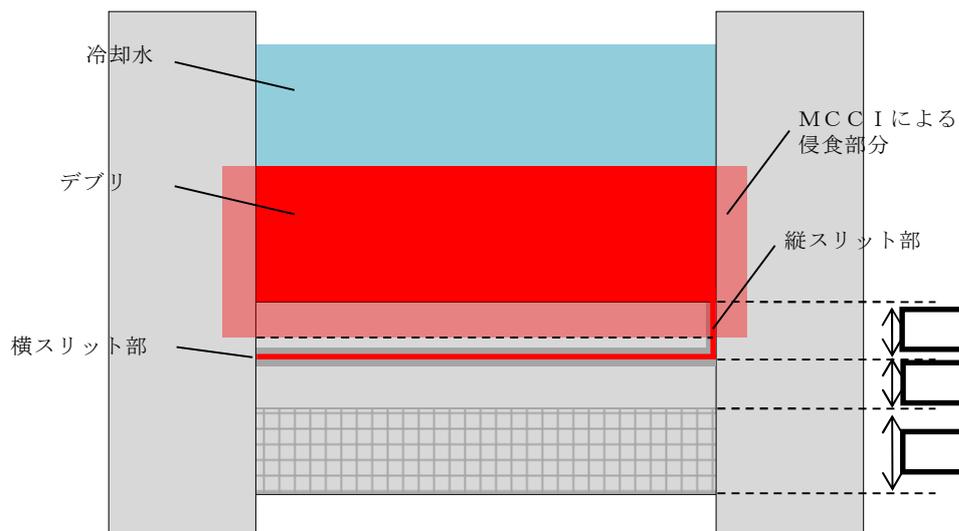
デブリからの熱影響によるペDESTAL床部の温度は、2次元体系FEM解析により評価した。図1に熱伝導解析モデルを示す。

本評価では、解析体系を縦横のメッシュで区切り、以下に示す2次元体系における非定常熱伝導の支配方程式次式に基づき、各部の温度変化を計算している。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + Q$$

ここで、 T ：温度、 ρ ：密度、 c ：比熱、 k_x, k_y ：x方向及びy方向の熱伝導率、 Q ：物体の内部発熱量である。

ペDESTAL床上のデブリによるコンクリート侵食量は、コンクリートが侵食されない場合（ベースケース）と、侵食量が大きくなる場合（保守的ケース）の2通りとし、侵食部は初めから存在しない（侵食されている）ものと想定し評価した。



(a) 全体概要



(b) スリット部拡大

図1 熱伝導解析モデル

2. 評価条件

ペDESTAL床部の熱伝導評価に用いた条件を表1に示す。

評価の対象とする事故シーケンスは、崩壊熱が大きくなりスリット内デブリの温度を厳しくする観点から、ベースケース及び保守的ケースともに、LOCAシーケンスを選定した。

表 1 評価条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値)
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	図 2	M A A P 計算結果 (希ガス・揮発性 F P による減衰 (32%) を考慮)
鋼材密度 (kg/m ³)	温度依存 表 2	伝熱工学資料第 5 版より
鋼材熱伝導率 (W/mK)		
鋼材比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規準・ 同解説 2010 より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	温度依存 表 3	E u r o c o d e より
コンクリート比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		R P V 破損時のデブリ平均温度 (M A A P 計算結果 <input type="text"/> °C) に対 し, 保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	図 3	M A A P 計算結果を包絡する温度 変化を設定
ペDESTAL 周辺雰囲気温度 (°C)	図 4	
ペDESTAL 床-デブリ接触面 温度 (°C)	図 5, 図 6	

表 2 鋼材物性値

温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7,920	16.0	499
400	7,890	16.5	511
600	7,810	19.0	556
800	7,730	22.5	620
1,000	7,640	25.7	644

表3 コンクリート物性値

温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	1.553	988.8	825	0.706	1,122.2
225	1.503	999.2	850	0.690	1,122.1
250	1.454	1,009.3	875	0.675	1,121.4
275	1.407	1,018.8	900	0.661	1,120.4
300	1.361	1,028.0	925	0.648	1,118.9
325	1.316	1,036.7	950	0.637	1,117.1
350	1.273	1,045.1	975	0.627	1,114.7
375	1.231	1,052.9	1,000	0.619	1,112.0
400	1.191	1,060.4	1,025	0.612	1,108.8
425	1.152	1,067.4	1,050	0.606	1,105.3
450	1.114	1,074.1	1,075	0.602	1,101.2
475	1.077	1,080.2	1,100	0.599	1,096.8
500	1.042	1,086.0	1,125	0.597	1,091.9
525	1.008	1,091.3	1,150	0.596	1,086.7
550	0.976	1,096.3	1,175	0.597	1,080.9
575	0.944	1,100.7	1,200	0.600	1,074.8
600	0.915	1,104.8	1,225	0.600	1,068.2
625	0.886	1,108.4	1,250	0.600	1,061.3



図2 デブリ内部発熱密度

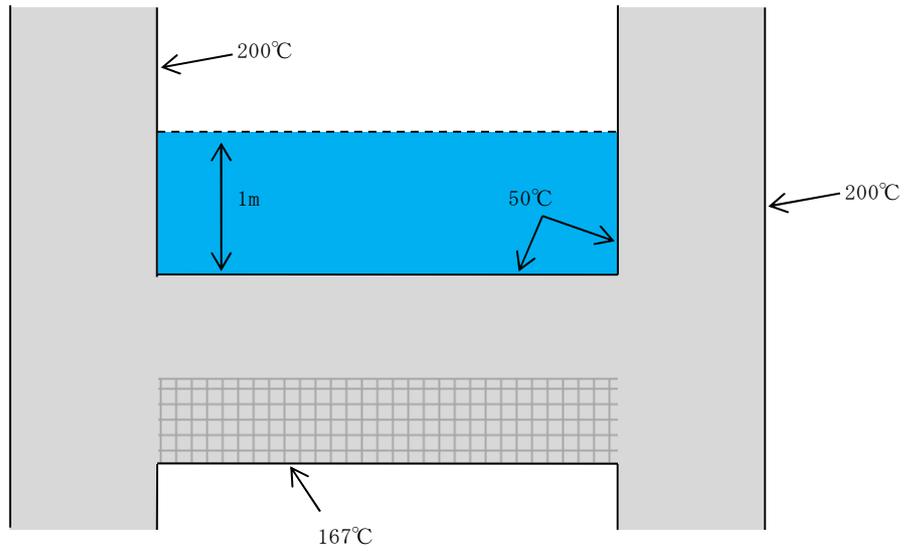


図3 構造材の初期温度条件

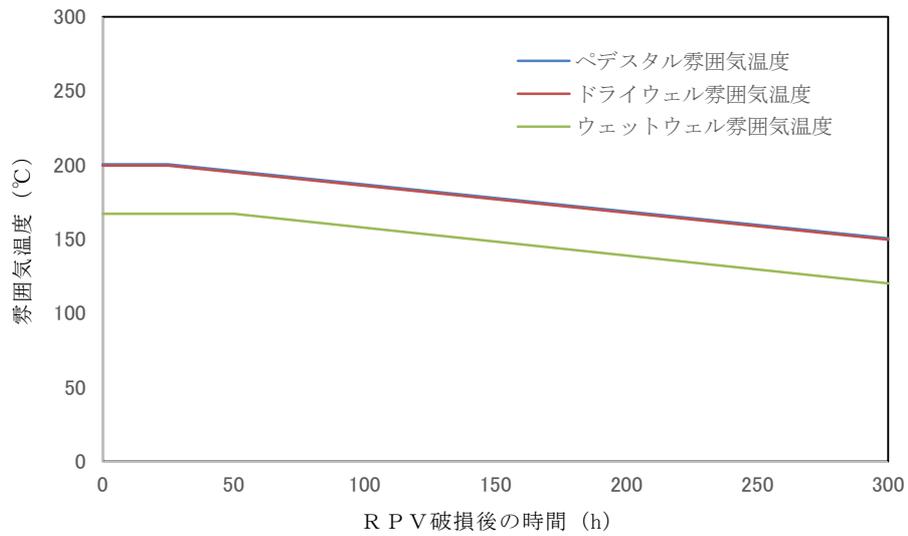


図4 ペデスタル周辺雰囲気温度

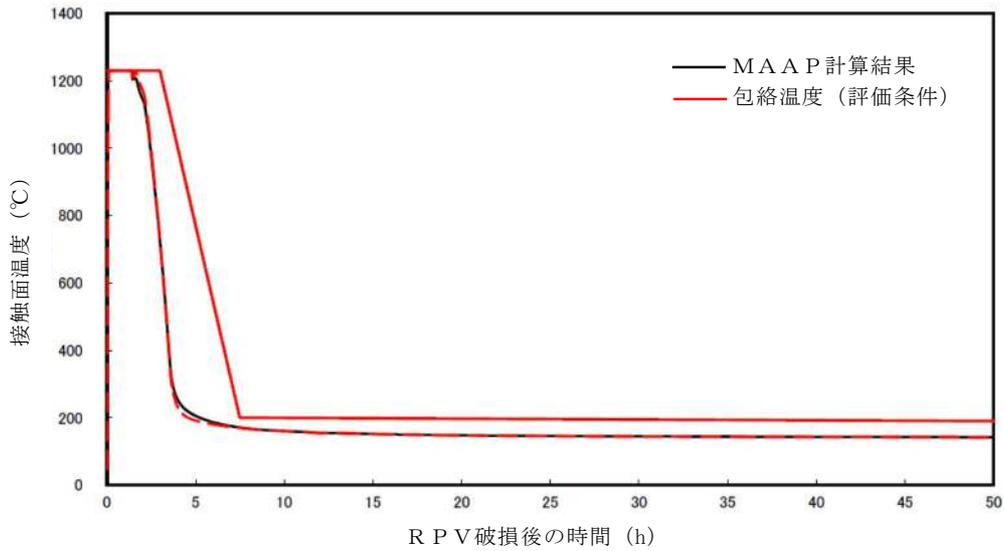


図5 ペDESTAL床-溶融炉心接触面温度 (ベースケース)

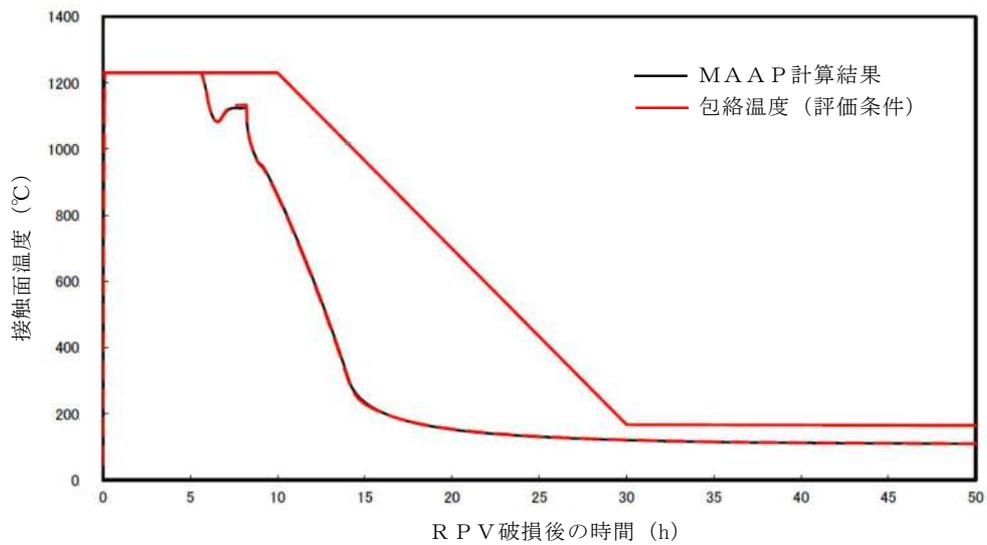


図6 ペDESTAL床-溶融炉心接触面温度 (保守的ケース)

3. 評価結果

図7に温度評価点の位置を示す。また、図8及び図9にベースケース及び保守的ケースの横スリット部の温度変化をそれぞれ示す。

横スリット部の最高温度は、ベースケースで約708°C、保守的ケースで約995°Cであり、スリット内で凝固したデブリは再溶融する温度に至らないこと

を確認した。

図 8 より、ベースケースではペDESTAL床面上に堆積するデブリからの熱影響が小さく初期の温度上昇は見られないが、堆積デブリのクエンチ後のペDESTAL床面方向への熱移行が小さくなるため、スリット部に崩壊熱が蓄熱しやすく、長期にわたり温度が高く推移する結果となっている。

一方、図 9 より、保守的ケースではペDESTAL床面上に堆積するデブリからの熱影響により初期の温度上昇が大きくなるが、堆積デブリのクエンチ後は、ペDESTAL床面方向への熱移行により比較的短時間で温度が低下する結果となっている。

また、図 10 に保守的ケースにおけるペDESTAL側壁の温度変化を、図 11 にベースケースにおけるペDESTAL床部鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。

ペDESTAL側壁の最高温度は、デブリ接触面ではコンクリートの融点となっており、外側にいくにつれ低くなっている。また、鉄筋コンクリート部の最高温度は、上端部で約 459℃となっている。

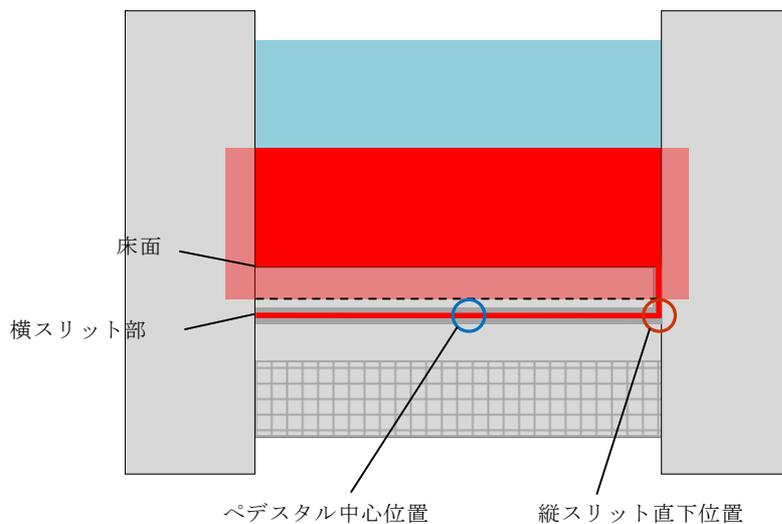


図 7 横スリット部温度評価位置

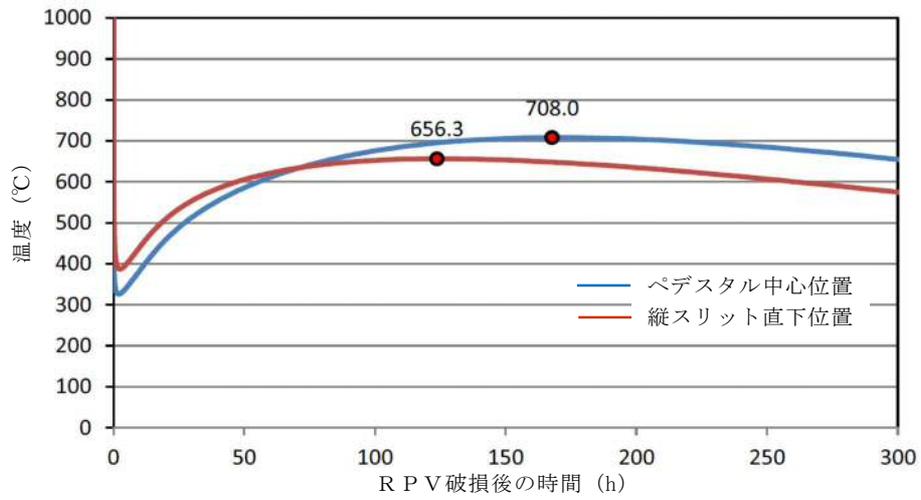


図 8 横スリット部の温度変化 (ベースケース)

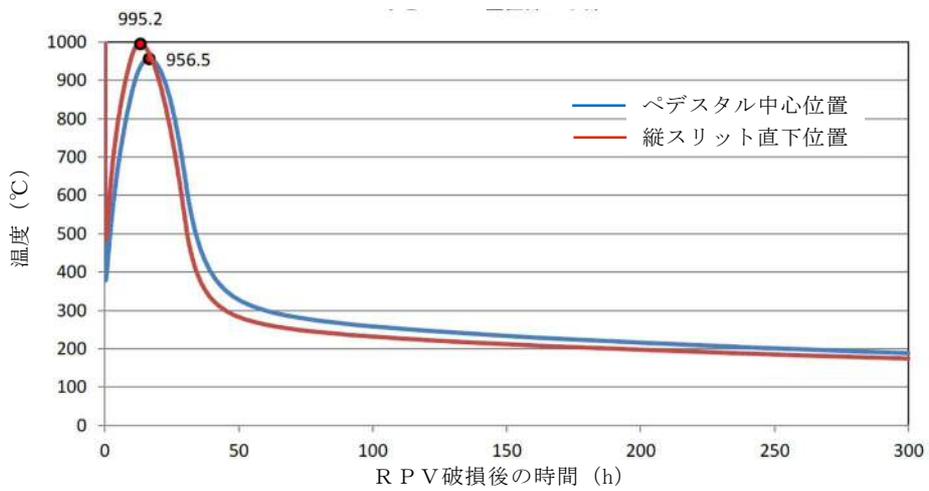


図 9 横スリット部の温度変化 (保守的ケース)

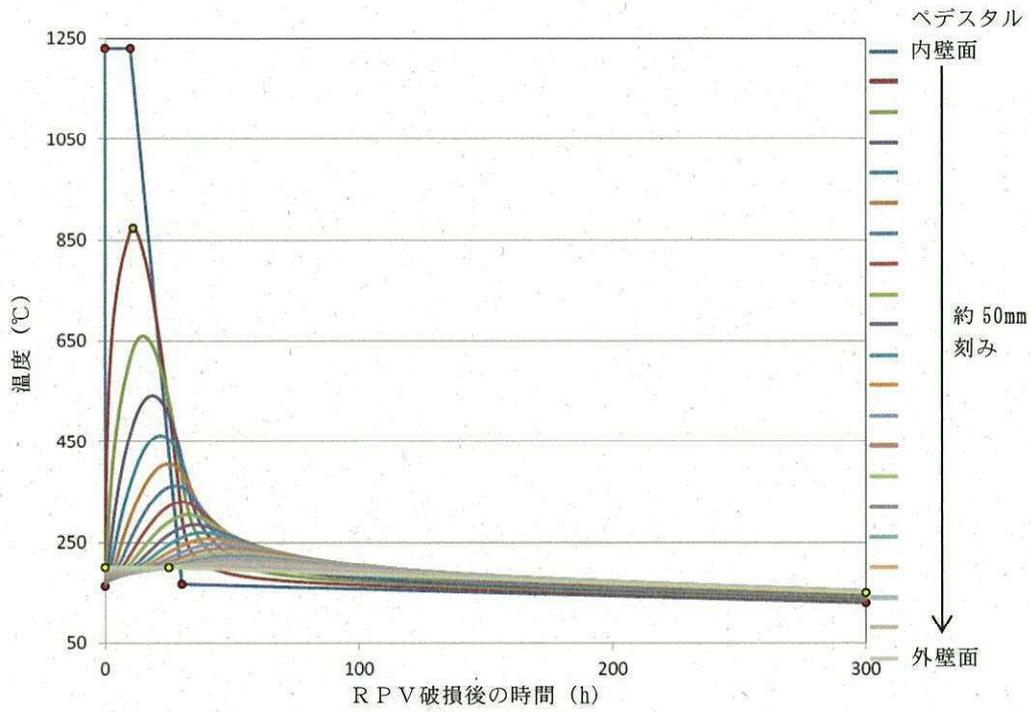


図 10 ペDESTAL側壁の温度変化（保守的ケース）

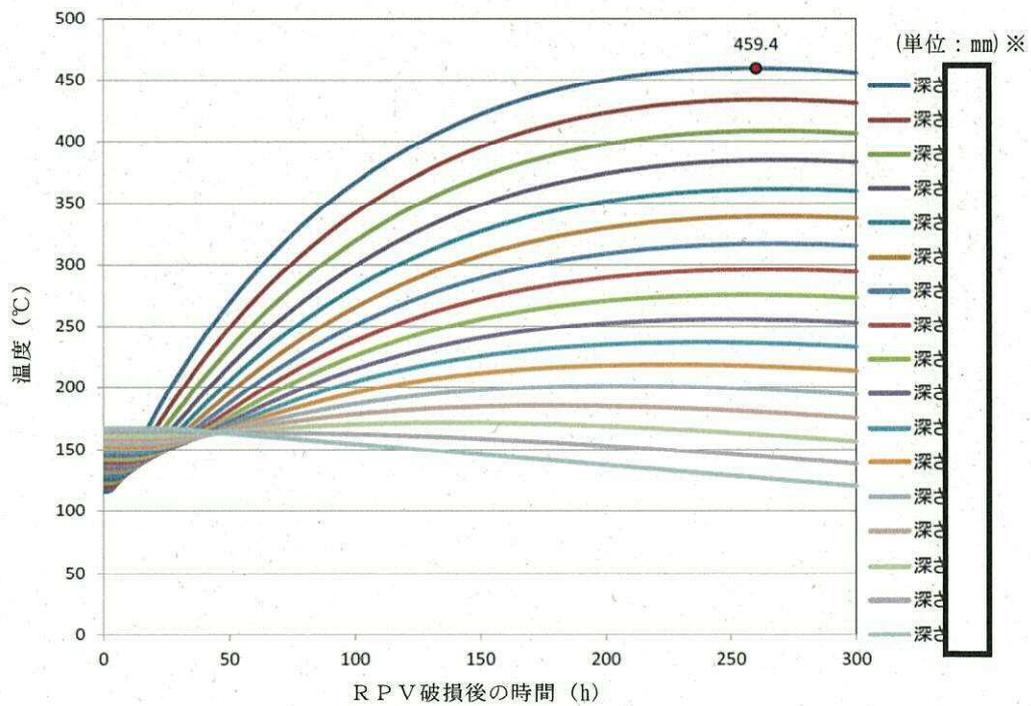


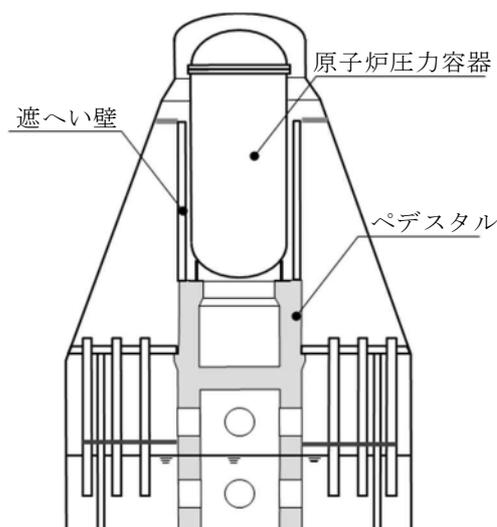
図 11 鉄筋コンクリート部の温度変化（ベースケース）

※：鉄筋コンクリート部上端からの深さ

ペDESTAL側壁コンクリートのR P V支持に必要な壁厚評価

1. 概要

格納容器内のペDESTAL等配置図を第1図に示す。第1図に示すとおり、ペDESTALは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。M C C IによるペDESTAL側壁部の侵食を踏まえて、これら構造物を支持するために必要となるペDESTAL側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算出する。



第1図 格納容器内ペDESTAL等配置図

2. ペDESTAL側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

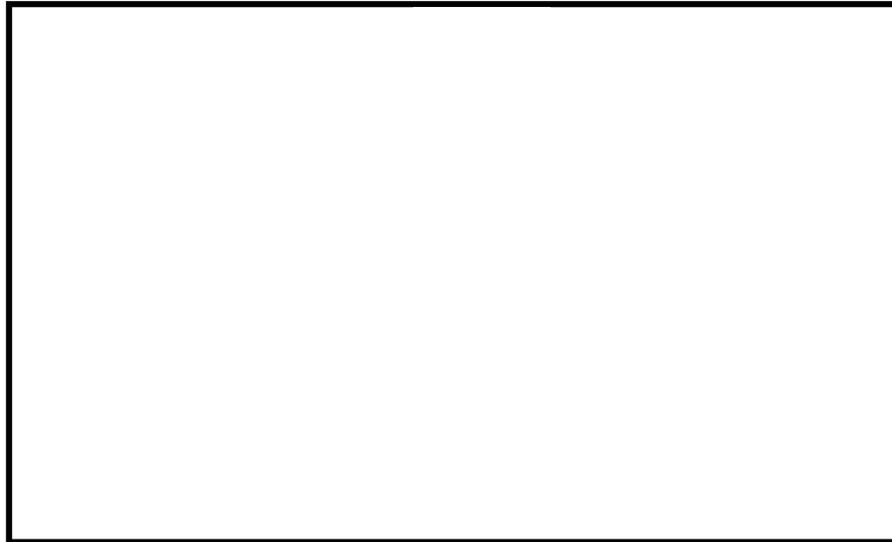
必要壁厚の算出のために必要となるペDESTAL側壁部の荷重は、今回工認におけるペDESTAL（原子炉本体の基礎）の構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を第2図に、解析条件等の概要について第1表に示す。解

析モデルは，第 2 図に示すとおり，ペDESTAL構造をシェル要素にて 3 次元的にモデル化したものを用いる。

ペDESTALは，原子炉圧力容器，遮へい壁等を支持する構造物であるため，解析における各構造物の重量の模擬については，ペDESTAL上面に等分布荷重として負荷させる。また，M C C Iに至る過程を踏まえれば，原子炉圧力容器内の燃料集合体等はデブリ化し，ペDESTAL床面上に落下していることになるが，ペDESTAL側壁部の必要壁厚を保守的に算定するために，原子炉圧力容器内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。



第 2 図 ペDESTAL 3 次元 F E Mモデル図

第 1 表 解析条件等の概要

項 目	内 容
解析モデル	<ul style="list-style-type: none"> ・ 3 次元 F E Mモデル ・ シェル要素
解析コード	<ul style="list-style-type: none"> ・ NASTRAN
重量模擬	<ul style="list-style-type: none"> ・ 原子炉圧力容器： $955 \times 10^3 \text{ kg}$ (圧力容器内構造物を含む) ・ 遮へい壁： $656 \times 10^3 \text{ kg}$
コンクリートの材料物性等	<ul style="list-style-type: none"> ・ 設計基準強度 22 N/mm^2 ・ ヤング係数 $2.2 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ せん断弾性係数 $0.918 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$ ・ 単位体積重量 23 kN/m^3

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペデスタル鉛直方向に発生する荷重（軸力）に加えて、ペデスタル側壁部の壁厚変化に伴う構造不連続形状部に発生する面外せん断力についても考慮する。

構造物の重量を付加させた解析結果として、MCCIによる侵食が想定されるペデスタル側壁部における軸力及び面外せん断力を第2表に示す。

第2表 ペデスタル側壁部に生じる荷重

部 位	軸 力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
MCCIによる 侵食想定部位	1940	178

3.2 許容限界

MCCI及びSE評価に用いる許容限界については、先述したとおり、終局強度を適用するが、今回の評価における許容限界についてはコンクリートの短期許容応力度を用いた。なお、短期許容応力度を用いることについては、保守的の結果になるため問題ない。第3表に必要壁厚算定に用いた許容応力度を示す。

第3表 必要壁厚算定に用いた許容応力度（短期）

圧縮 (N/mm ²)	せん断 (N/mm ²)
14.6	1.06

注 日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」の許容応力度（短期）を適用

- ・圧縮： $2/3 F_c$
- ・せん断： $1/30 F_c$ かつ $(0.49 + 1/100 \times F_c)$ 以下の1.5倍

3.3 必要壁厚の算定結果

ペDESTAL側壁部に生じる荷重，短期許容応力度から必要壁厚を軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 軸力による評価

ペDESTAL側壁部に生じる軸力と短期許容応力度が等しくなるときの壁厚を必要壁厚として算定する。必要壁厚は下式のとおり算定され，軸力による評価においては，必要壁厚は 133 mmとなる。

$$1.940 \times 10^3 \text{ (N/mm)} \div 14.6 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 133 \text{ mm}$$

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については，日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」の断面算定に用いる評価式を適用する。

$$Q = b \cdot j \cdot f_s$$

Q : 発生荷重
b : 部材の有効幅
j : 柱の中心間距離
j = d × 7/8
d : 有効せい (必要壁厚)
f _s : 短期許容応力度

必要壁厚は，解析により生じる面外せん断力，短期許容応力から下式のとおり算定され，面外せん断力による評価としての必要壁厚は 192 mmとなる。

$$\begin{aligned} d &= 8 / 7 \times (Q \div b) \div f_s \\ &= 8 / 7 \times 178 \text{ (N/mm)} \div 1.06 \text{ (N/mm}^2\text{)} = 192 \text{ mm} \end{aligned}$$

4. まとめ

軸力による評価及び面外せん断力による評価から算定した必要壁厚を第4表に整理する。必要壁厚は，大きい値を用いることになるため，ペDESTAL側壁部の必要壁厚は，192 mmとなる。

第 4 表 必要壁厚の算定結果

	軸力による評価	面外せん断力による評価
必要壁厚	133mm	192mm

デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価

床スラブに係る荷重を評価し，コンクリートのせん断耐力から必要床スラブ厚さを算出する。なお，本評価におけるコンクリートのせん断耐力は，終局限界に対して保守的な短期許容応力度を用いる。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重として，床スラブ自重及びデブリ等の床スラブ積載荷重を評価する。

(1) 床スラブ自重

床スラブ自重は

- ・床スラブのコンクリート体積：約 53.85m^3
- ・鉄筋コンクリートの単位体積重量： $24\text{kN}/\text{m}^3$

より，床スラブ積載荷重は約 $1.30 \times 10^3\text{kN}$ となる。

(2) 床スラブ積載荷重

床スラブ積載荷重は，デブリ，冷却水及びペデスタル内構造物等の総重量を保守的に切り上げた値として 425ton を使用し，約 $4.17 \times 10^3\text{kN}$ となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $5.47 \times 10^3\text{kN}$ を用いる。

2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算出される（図 1）。

必要せん断面積＝床スラブ荷重／短期許容せん断応力度

必要床スラブ厚さ＝必要せん断面積／床スラブ円周長

短期許容せん断応力度として「日本建築学会 鉄筋コンクリート構造計算基準・同解説」(図2)に基づき 1.06N/mm^2 を使用すると、必要床スラブ厚さは約 mm と算定される。

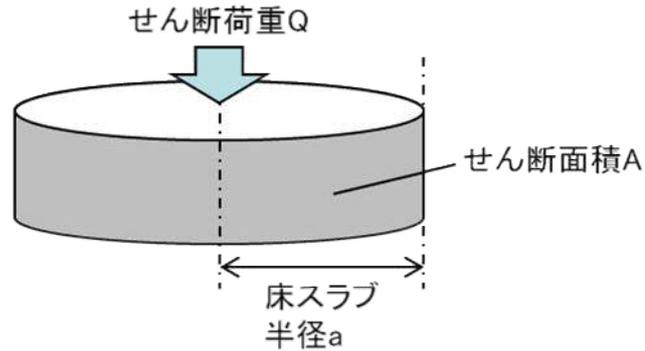


図1 床スラブのせん断荷重

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm²)

	長 期			短 期		
	圧縮	引張	せん断	圧縮	引張	せん断
普通コンクリート			$\frac{1}{30} F_c$ かつ $(0.49 + \frac{1}{100} F_c)$ 以下			
軽量コンクリート 1種および2種	$\frac{1}{3} F_c$	—	普通コンクリートに対する値の0.9倍	長期に対する値の2倍	—	長期に対する値の1.5倍

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約22.1 (N/mm²)

図2 コンクリートの許容応力度

床スラブ鉄筋のデブリ保持に必要な鉄筋量評価

床スラブに係る荷重を評価し、鉄筋の終局曲げ強度から曲げ応力に対する必要鉄筋量を算出する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は別紙 3 と同様に約 $5.47 \times 10^3 \text{ kN}$ を用いる。

分布荷重は床スラブ荷重を床面積で除した値であり約 kN/m^2 となる。

2. 曲げ応力による必要鉄筋量

「機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学」(図 1) に基づき、等分布荷重を受ける周辺単純支持の円板に作用するモーメント M を以下のとおり算出する。

$$M = (3 + \nu) \cdot p \cdot a^2 / 16 = \text{約 } \boxed{} \text{ kN} \cdot \text{m/m}$$

ここで、

ν : ポアソン比 0.2

p : 分布荷重

a : 床スラブ半径

表 5・1 円板のたわみと曲げ応力 (その 1)		
(図中○印は最大応力を示す, 応力式の複号は, 上が上面, 下が下面を表す, ln は自然対数, *印はポアソン比 $\nu=0.3$ のときの値を表す)		
No.	荷重状態とたわみ形および下表面の応力分布	たわみ w , w_{\max} および応力 σ , σ_{\max}
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ <div style="border: 1px solid red; padding: 2px;"> $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=a} = (\sigma_\theta)_{r=a} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$ </div>
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^2$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2} *$ <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $M_{\max} = \sigma_{\max} \cdot Z$ $\text{断面係数 } Z = h^2/6 \text{ のため,}$ $M_{\max} = \{ 3(3+\nu)p \cdot a^2/8h^2 \} \times \{ h^2/6 \}$ $= (3+\nu)p \cdot a^2/16$ </div>

高温による影響を考慮した場合でも, 床スラブの周辺固定が完全に失われることはないが, 保守的に周辺単純支持条件での評価を実施

図 1 等分布荷重を受ける円板の応力計算式

算出したモーメント及び「建築物の構造関係技術規準解説書」に基づく終局曲げ強度算出式より, 床スラブ本体部の幅 1m 当たりの必要鉄筋量を算出する。

必要鉄筋量 = $M / (\sigma_y \cdot d) = \text{約} \boxed{} \text{ mm}^2$

ここで,

σ_y : 鉄筋の降伏強度 (345N/mm²) の 1.1 倍^{※1} = $\boxed{} \text{ N/mm}^2$

d : 床スラブの有効せい^{※2} = $\boxed{} \text{ mm}$

※1 国土交通省ほか「建築物の構造関係技術規準解説書」では, 終局強度算出にあたり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている

※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離 (図 3)

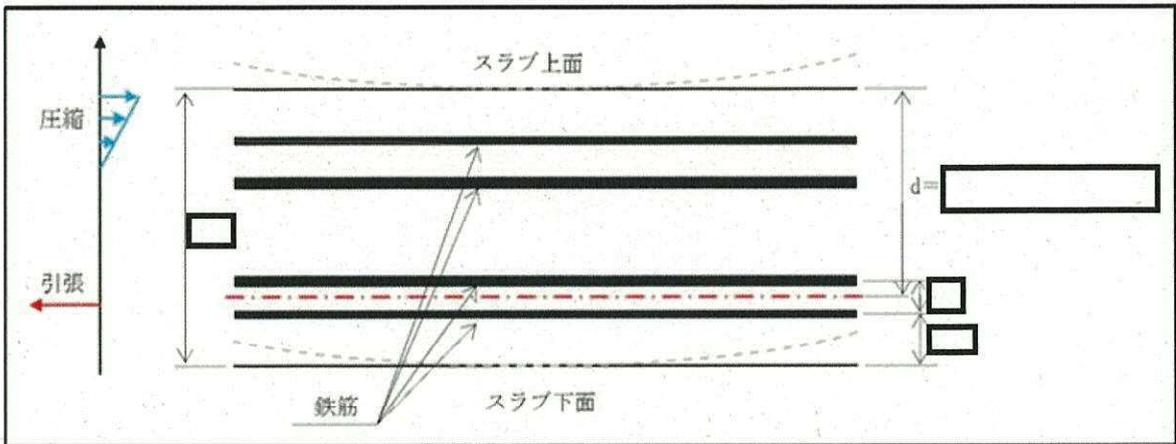


図 3 有効せいの考え方

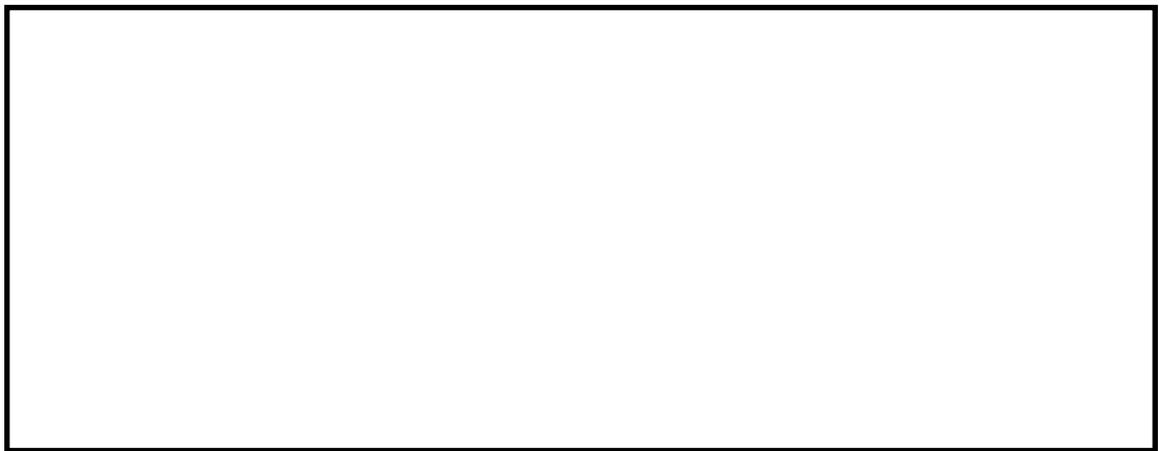
参考 2. S E時のコリウムシールドへの影響

1. はじめに

MCCIによる侵食影響を緩和するための耐熱材としてペDESTAL内に敷設するジルコニア製コリウムシールドについて、SEが発生した場合の影響を評価する。

2. コリウムシールドの設置構造

コリウムシールドの設置構造を図1に示す。コリウムシールドは複数分割した部材を敷き詰める構造とし、固定用のボルトやアンカを部分的に使用することで、SE時の衝撃による周方向の荷重を分散し、SEによる破損を防止する設計とする。



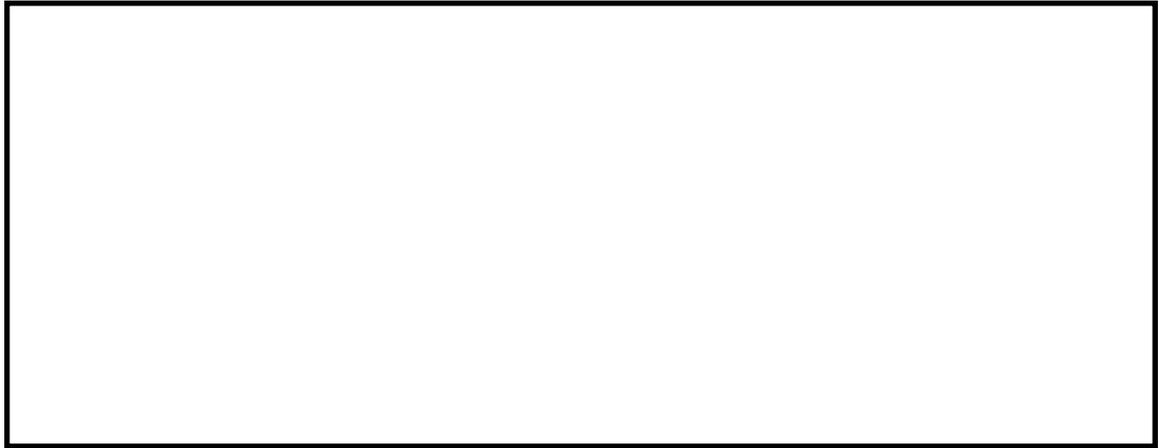
(a) 側面図

(b) 正面図

図1 コリウムシールド設置構造

3. コリウムシールド部材（ジルコニア）の強度

SEによってペDESTALの床面及び壁面にかかる圧力荷重は図2のとおり。
ジルコニアの圧縮強度は試験によって 以上が確認されていることから、
コリウムシールドの健全性は維持可能である。



(a)床面荷重最大位置

(b)壁面荷重最大位置

図2 床面及び壁面にかかる圧力荷重の推移

4. まとめ

SEの発生を想定した場合においても、コリウムシールドの健全性を維持可能である。

ジルコニアの圧縮強度について

S E 発生時のジルコニア (ZrO_2) の圧縮強度は、試験測定結果に基づき設定している。測定方法と結果を以下に示す。

1. 試験条件

(1) 供試材

耐熱材： ZrO_2 耐火材

形状：円柱状 ($\phi 25 \times 30\text{mm}$)

(2) 試験条件 (表 1, 図 1)

表 1 試験条件

試験温度	室温, 1,000°C, 1,500°C, 1,800°C, 2,000°C
試験雰囲気	室温：大気中, それ以外：アルゴン
試験速度	クロスヘッド速度 0.5mm/min
昇温速度	20°C/min
温度保持時間	試験温度到達後 10min 保持
試験片本数	2本/条件

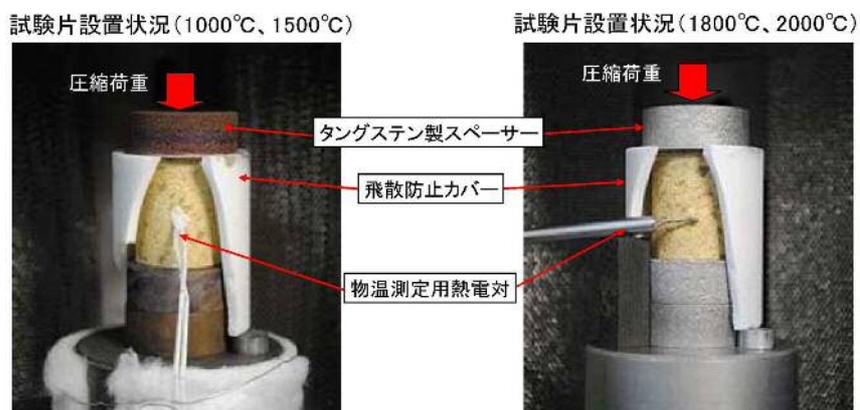


図 1 試験装置

(3) 圧縮強度の算出

圧縮強度 σ_c は下式によって算出した。

$$\sigma_c = P/S$$

P：圧縮試験時の最大荷重 [N]

S：試験片の断面積 [mm²]

2. 試験結果及び圧縮強度の設定

試験結果のうち、室温（20℃）及び 1,000℃における結果を表 2 に示す。

SE 発生時点における ZrO₂ 耐熱材温度は水プールの水温程度と考えられ、室温から 1,000℃の範囲において圧縮強度は 以上が確認されていることから、SE 発生時点で考慮する圧縮強度として を設定する。

表 2 圧縮強度試験結果（室温及び 1,000℃）

温度（℃）	圧縮強度（MPa）		
	最小	最大	平均
20			
1,000			

※本試験は、中部電力(株)、東北電力(株)、東京電力ホールディングス(株)、北陸電力(株)、中国電力(株)、日本原子力発電(株)、電源開発(株)、(一財)エネルギー総合工学研究所、(株)東芝、日立 GE ニュークリア・エナジー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。