

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 6 月
日本原子力発電株式会社

目 次

添付 1. 原子炉压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. R P V破損時のデブリの冠水評価について	添付 2-1
別添 1 デブリとして考慮するペデスタル内構造物について	添付 2-6
別添 2 粒子化割合の算出	添付 2-11
別添 3 デブリの拡がりに関する不確かさについて	添付 2-12
別紙 1 溶融物拡がりに関わる実験	添付 2-20
別紙 2 P D S 実験について	添付 2-26
別紙 3 主要解析条件	添付 2-31
別添 4 デブリ落下時に機器ドレンサンプが健全な場合の影響について	添付 2-32
添付 3. R P V破損後の注水開始時間について	添付 3-1
別添 1 事象進展を踏まえた R P V破損判断の成立性	添付 3-10
添付 4. コリウムシールド材料の選定について	添付 4-1
添付 5. 溶融デブリによる M C C I 侵食量評価について	添付 5-1
別添 1 Z r O ₂ 耐熱材の侵食開始温度の設定について	添付 5-3
別添 2 Z r O ₂ 耐熱材の侵食に関する不確かさについて	添付 5-5
添付 6. コリウムシールド厚さ、高さの設定について	添付 6-1
添付 7. ペデスタル内の水位管理方法について	添付 7-1
別添 1 ペデスタル注水開始後の S E 発生の可能性及び S E 発生抑制の考え方について	添付 7-6

別紙	デブリ少量落下時のS E発生可能性を考慮したペデスタル注水管理について	添付 7-10
別添 2	ペデスタル排水設備対策について	添付 7-13
別紙	事故発生からR P V破損までのペデスタル流入水の排水評価について	添付 7-24
参考 1	ボトムドレンL O C Aを想定した場合の排水評価	添付 7-35
参考 2	ペデスタル床ドレンサンプ改造に伴う、位置を特定できない漏えい水の検知性について	添付 7-40
参考 3	排水配管の更なる信頼性向上について	添付 7-41
別添 3	ペデスタル内に設置する計器について	添付 7-43
別紙	ペデスタル内計器の設置方法について	添付 7-50
添付 8.	溶融デブリによる熱影響評価について	添付 8-1
別添 1	デブリからの伝熱によるペデスタルの温度評価	添付 8-5
別添 2	R P V支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価	添付 8-16
別添 3	デブリ保持に必要な床スラブ厚さ評価	添付 8-21
別添 4	デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価	添付 8-23
別添 5	熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価	添付 8-26
別添 6	熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価	添付 8-30
別添 7	鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取り扱いについて	添付 8-34
添付 9.	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 9-1
別添	Flemings モデルの適用性について	添付 9-18
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 12-12
別添 2	床スラブの終局面外せん断応力度	添付 12-15
別添 3	S E 発生時の面外せん断応力度の算定方法	添付 12-18
別添 4	ペデスタルに作用する圧力について	添付 12-25
別添 5	S E 後のコンクリートの残留ひび割れの影響（参考）	
		添付 12-30
添付 13.	M C C I 影響抑制対策の成立性について	
		添付 13-1
参考 1	S E 時のコリウムシールドへの影響	参考 1-1
別紙	ジルコニアの圧縮強度について	参考 1-3
参考 2	解析コードにおけるコリウムシールドの模擬について	参考 2-1

添付 1. 原子炉压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、溶融炉心が原子炉压力容器の破損口から放出された際に、溶融炉心と原子炉压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（圧力スパイク）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 U O₂ 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，模擬溶融物として $UO_2 - Zr - ZrO_2 - SS$ 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。溶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，溶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。

- ・プールに落下した熔融コリウムは，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，熔融物量が多く，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，圧力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熔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、原子炉压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-Spalding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が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の原子炉圧力容器外FCIを模擬したCOTELS試験の試験装置では、BWRのペデスタル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圧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. Texh., 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	溶融物組成	溶融物質質量(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 T R O I 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 (%)
TRO I	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 T R O I 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 (%)
TRO I	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 S E R E N A 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)	溶融 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

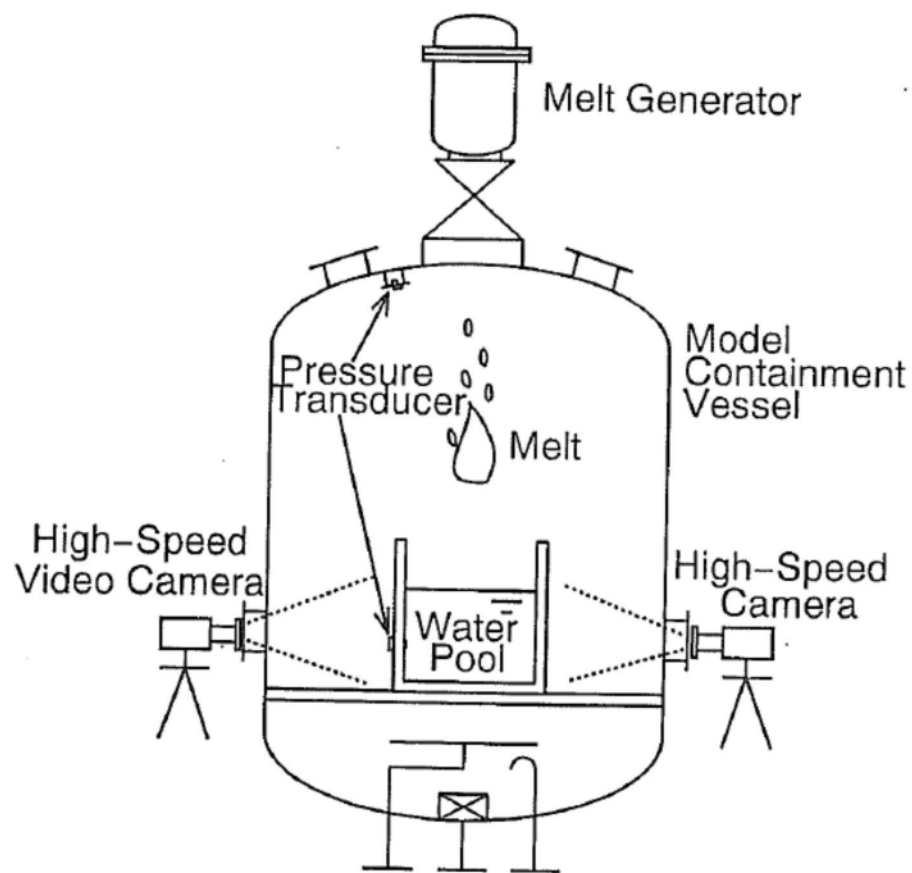


図 1 ALPHA 試験装置の概要

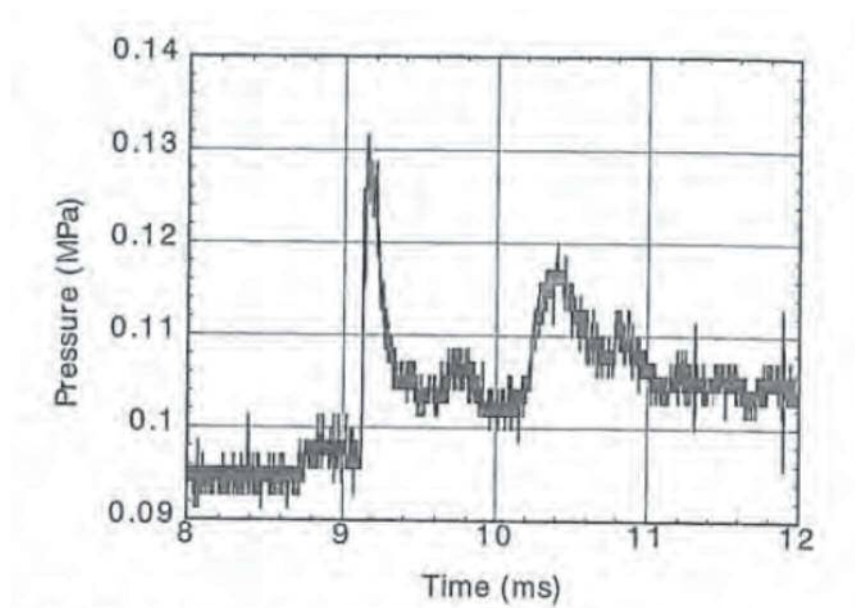


図 2 ALPHA 試験の圧力評価の例 (STX016)

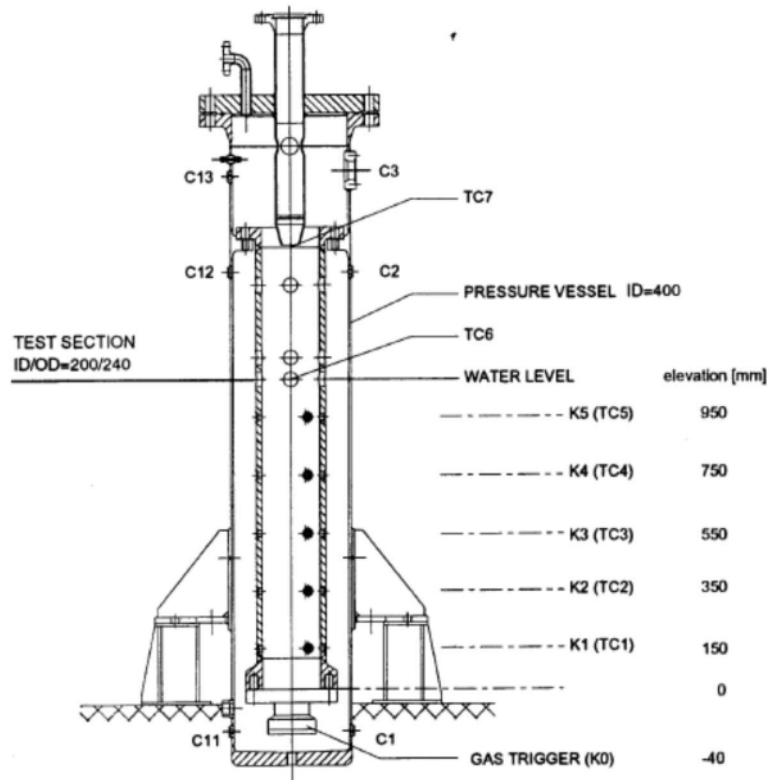


図 3 K R O T O S 試験装置の概要

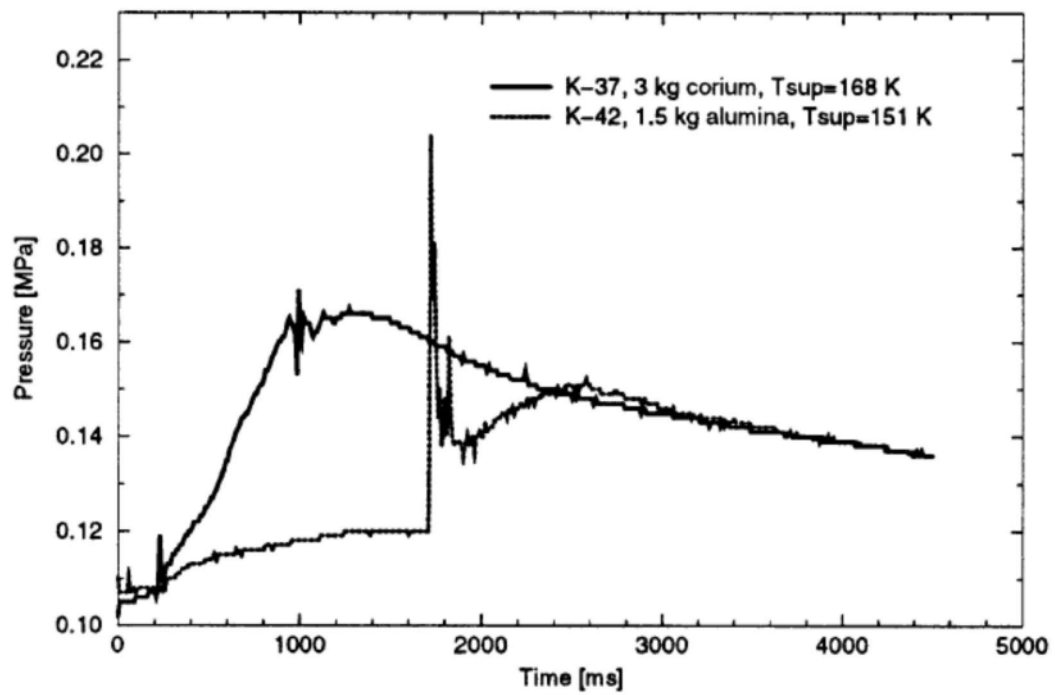


図 4 K R O T O S 試験の代表的圧力変化の例 (K37, K42)

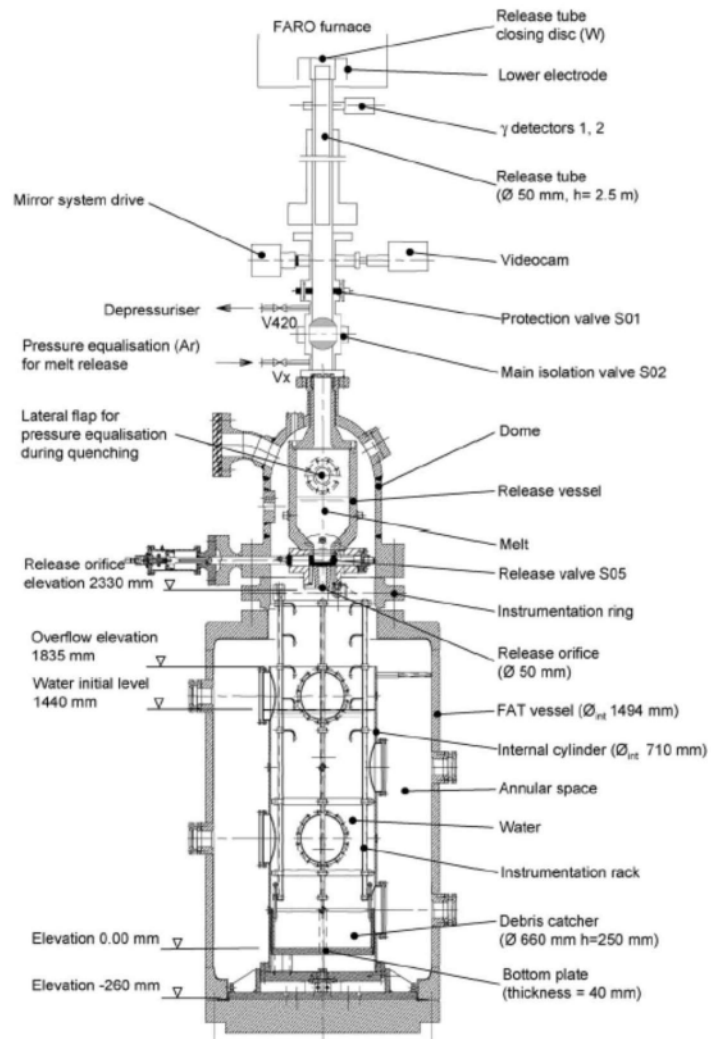


図 5 FARO 試験装置の概要

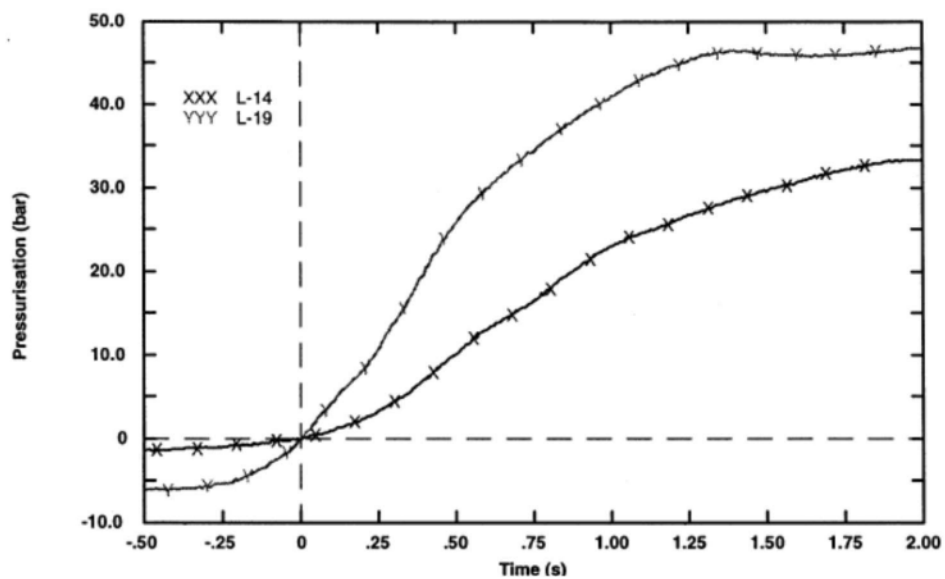
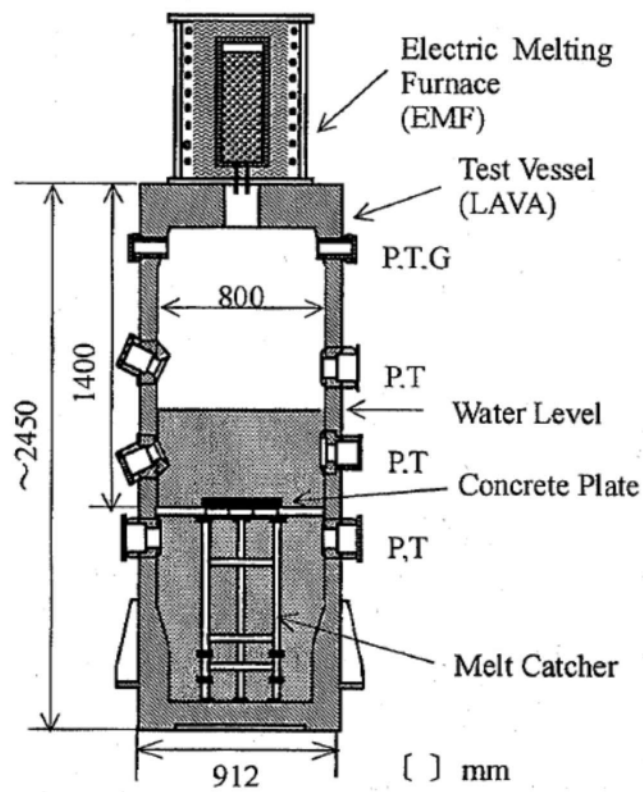


図 6 FARO 試験の圧力変化の例 (L-14, L-19)



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

図 7 COTEL S 試験装置の概要

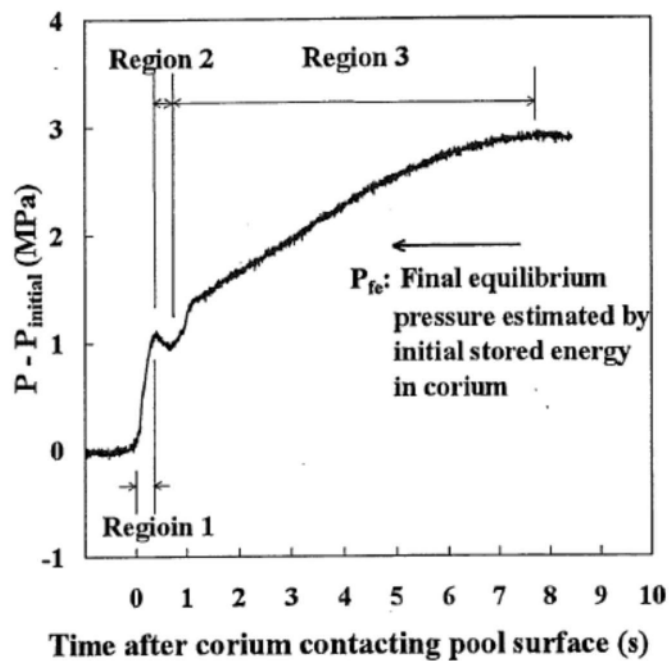


図 8 COTEL S 試験の圧力変化の例 (A1)

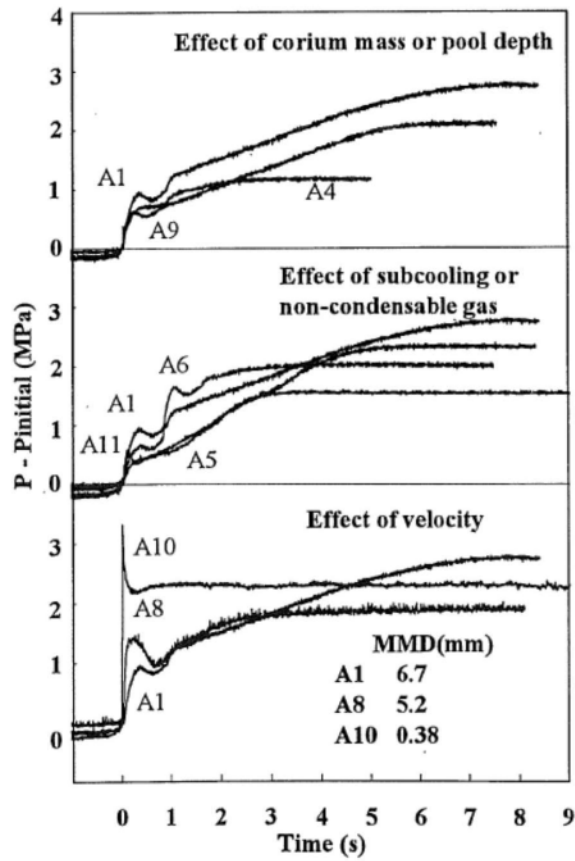


図 9 C O T E L S 試験の各試験ケースの圧力変化

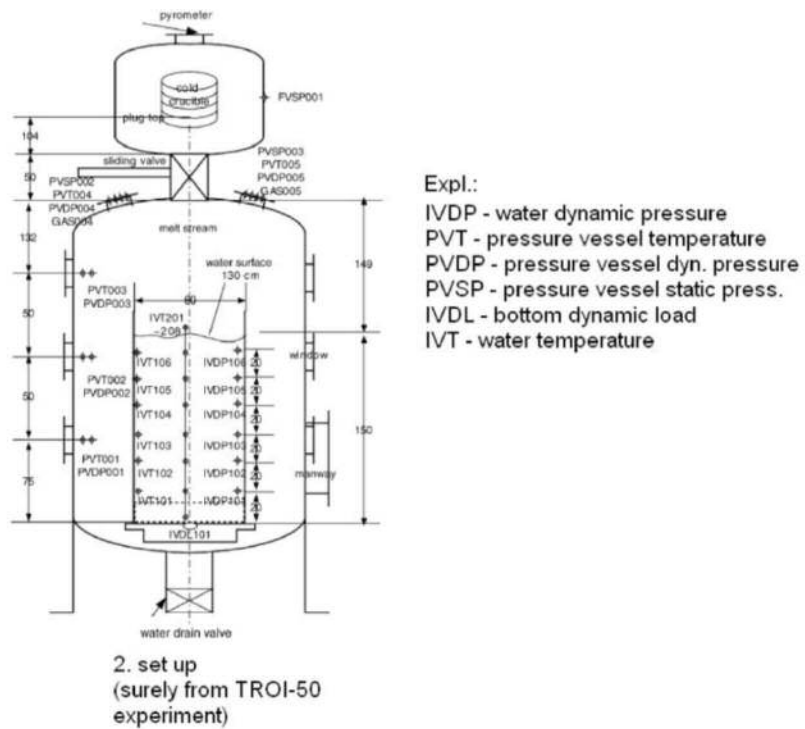


図 10 T R O I 試験装置の概要

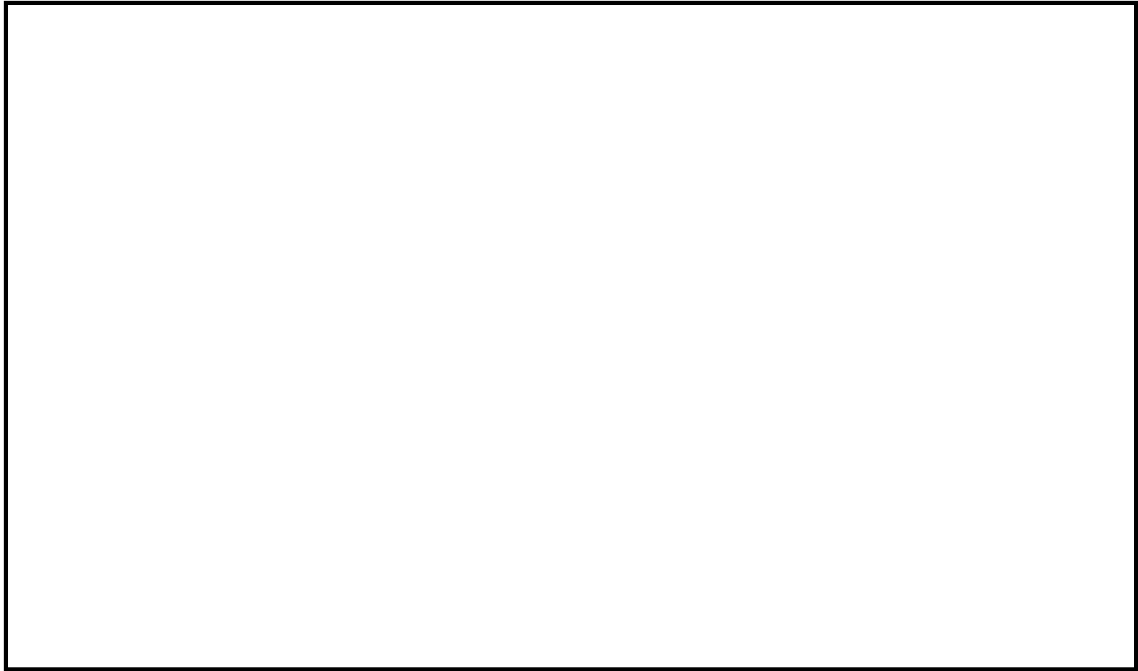


図 11 Ricou-Spalding 相関式による粒子化割合のマップ

添付 2. 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デスタルの水中に落下し、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、ポロシティが冠水状態に与える影響についても評価した。

2. 評価対象事故シーケンス

R P V 破損する有効性評価の評価事故シーケンスとして、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定している。ここでは、有効性評価のベースケースとなる過渡事象について、デブリの冠水状態の評価を実施する。

また、起因事象を L O C A とした場合には事象進展が異なることから、R P V 破損時間が早くなる大破断 L O C A 時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A 事象」という）についても、同様にデブリの冠水状態の評価を実施する。

3. デブリ冠水評価

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

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

V_m : 溶融物体積[約 36m^3]

V_s : ペデスタル内構造物体積[約 4m^3]（別添 1 参照）

Φ_{ent} : R i c o u - S p a l d i n g 相関式に基づく粒子化割合[0.171]
(別添 2 参照)

P: ポロシティ[0.5] P U L i M S 実験の知見 (0.29~0.37) から保守的に設定

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積

また、粒子化したデブリの隙間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。ここで、デブリ堆積範囲より上の領域にはコリウムシールドが敷設されていないものとする。

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

H_{pool} : 水プール初期水深[1m]

S_f : コリウムシールドが設置されていない範囲の断面積

式(1)からデブリ堆積高さ H_{debri} は約 1.70m 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 0.69m 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限界熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ (圧力依存性あり) と設定) から、R P V 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 分間におけるペデスタル水プールの水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.37m, L O C A 事象の場合は約 0.48m であり、デブリの冠水は維持される。なお、R P V 破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約 19 分間, L O C A 事象の場合で約 14 分間であることから、格納容器下部注水の開始が遅れた場合でも一定時間冠水維持することが可能である。

4. 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 $Lipinski-0D$ 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、第2図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。

5. デブリ堆積形状の不確かさ評価（別添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。ここでは、デブリが均一に堆積しない場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する（第3図）。

PULiMS 実験において確認されたデブリ堆積高さと拡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 0.52m となった。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、過渡事象の場合は約 0.38m、LOCA 事象の場合は約 0.49m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

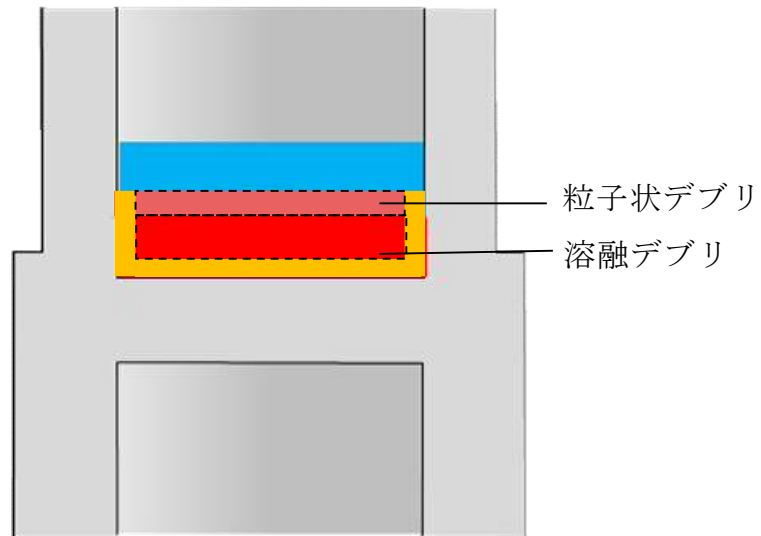
6. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価（別添 4 参照）

ペDESTAL内に設置された機器ドレンサンプは、デブリ落下時には溶融しデブリに取り込まれることで溶融デブリとして堆積すると考えられる。ここでは、機器ドレンサンプが溶融しないと仮定した場合にデブリ冠水維持に与える影響について評価する。

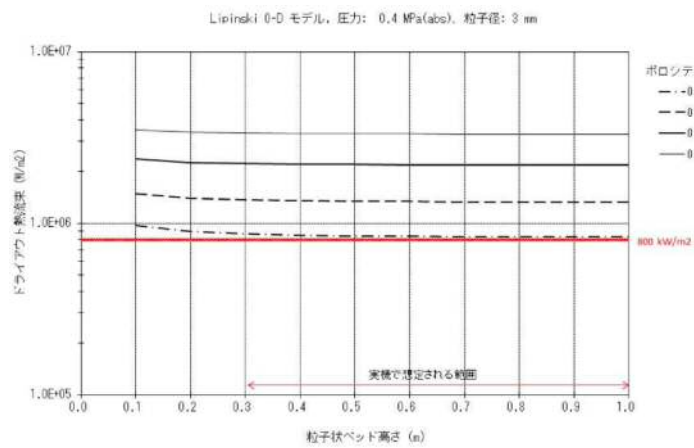
新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果、水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.37m, L O C A 事象の場合は約 0.48m であり、デブリの冠水が維持されることを確認した。

7. まとめ

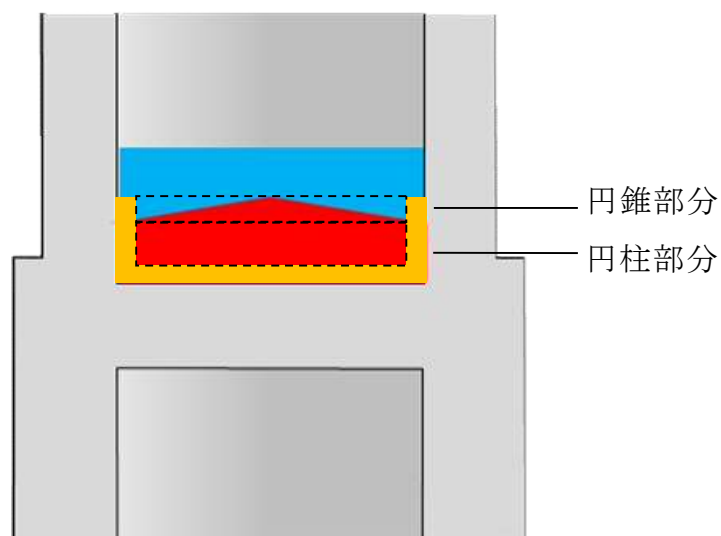
以上の評価から、過渡事象及びL O C A事象いずれにおいても、R P V破損から7分の間において、デブリの冠水状態が維持されることを確認した。



第 1 図 デブリ堆積形状



第 2 図 粒子状ベッド高さとドライアウト熱流束の関係



第 3 図 デブリ堆積形状 (不確かさ考慮)

デブリとして考慮するペデスタル内構造物について

デブリ堆積高さの計算においては，第 1 表及び第 2 表に示すペデスタル内構造物の総体積を保守的に 4m^3 として考慮した。

第1表 デブリとして考慮したペデスタル内構造物（既設）

構造物	体積 $[\text{m}^3]$	外観図
ターンテーブル (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 1 m の正方形の範囲が溶融すると想定)		
C R Dハウジング (9本)		
C R D機構 (9本)		
C R Dハウジングサポート (ターンテーブルと同様に，一辺 1 m の正方形の範囲が溶融すると想定)		
その他 (ケーブル，サポート，配管等の構造物)		
合計		

第2表 デブリとして考慮したペデスタル内構造物（新設）

構造物	体積[m ³]
ペデスタル水位計	
ペデスタル水温計	
ペデスタル気相部温度計	
機器ドレンサンプ（配管等含む）	
床ドレンサンプ配管等	
コリウムシールド支持構造物（ライナ含む）	
合計	

※ 第1表に記載の既設分との合計値は約 であるが、新設分の設計の進捗による物量増加等を考慮し、本評価上は合計 4m³ とする。

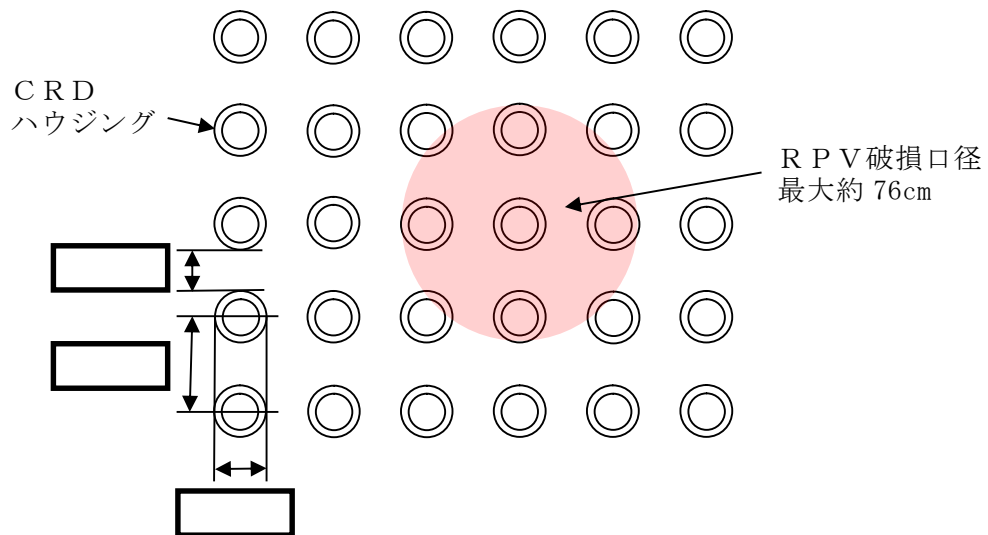
C R Dハウジング及びC R D機構の破損本数としては、M A A P解析においてR P V底部の破損後にアブレーションにより広がる最大の破損口径：約 76cm に含まれる本数 9 本を考慮している（第1図）。また、ターンテーブル及びC R Dハウジングサポートについては、アブレーションにより広がる最大の破損口径：約 76cm を包絡する範囲として、一辺 1 m の正方形の範囲を考慮している。

ここで、第2図及び第3図に示すとおり、C R Dハウジングサポートは、ペデスタル内側の鋼板に固定された上部サポートビームにハンガーロッド等を介し、グリッドプレートを接続した構造によりC R Dハウジングの逸出を防止する設計となっているため、R P V破損時に現実的には逸出は考えにくい構造となっている。このため、現実的なR P V破損時のデブリ流出箇所としては、C

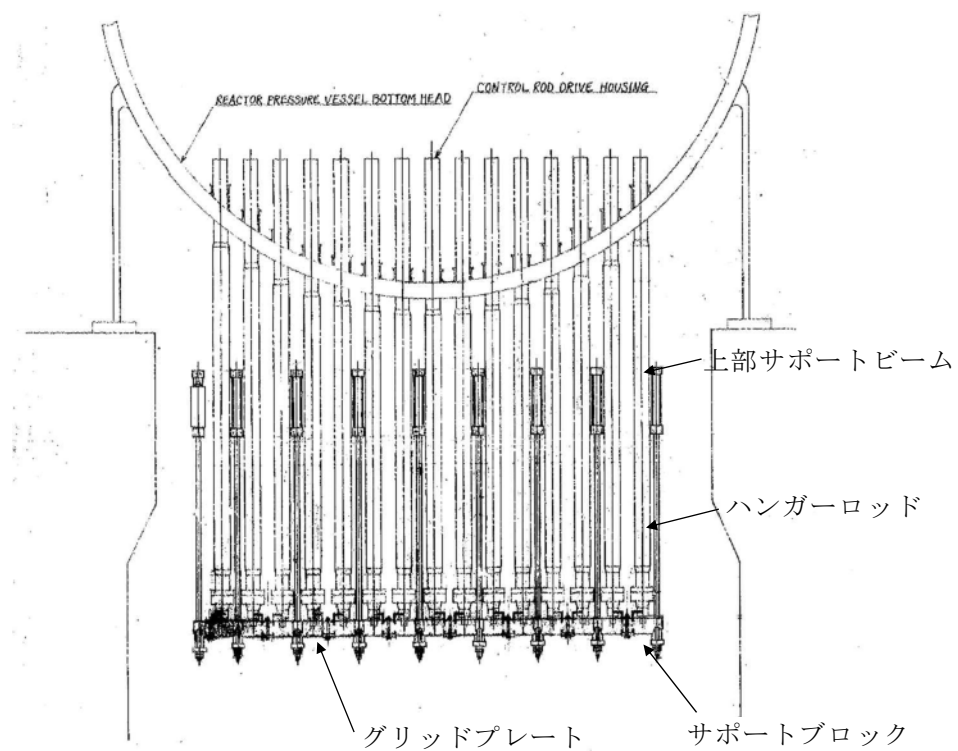
R DハウジングとR P V下鏡板との間の溶接部に生じる間隙が考えられる。以上を考慮すると、R P V破損時は上記溶接部からデブリが流出し、アブレーションにより口径が徐々に広がる状況になると考えられる。また、R P V下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム部のデブリ深さの減少を踏まえると、C R Dから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。一方、本評価では、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートの全てが溶融（例えば、第1図の破損口の外側付近に一部が入る4本のC R Dハウジングが全て溶けると想定）するものと想定している。

また、M A A Pに適用されているアブレーションモデルは、サンディア国立研究所において実施された、鋼製容器及びアルミナ混合物を用いたH I P S実験で得られたデータと良好に一致することが確認されている（第3表）。

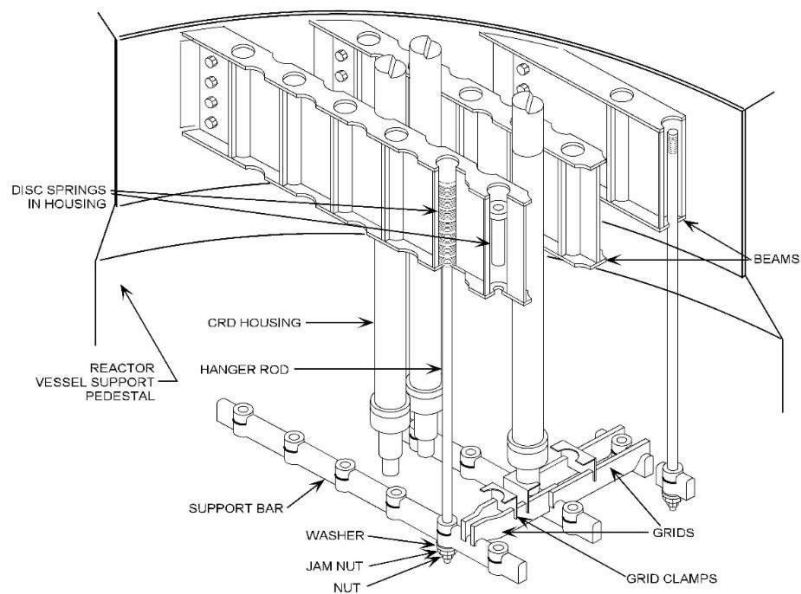
したがって、アブレーションによるR P V破損口径の拡大を考慮したC R Dハウジング等のデブリ体積の評価についても、保守性を有していると考えられる。



第1図 CRD配置とRPV破損口径の関係



第2図 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造



第3図 CRDハウジングサポート構造俯瞰図（参考）^[1]

第3表 HIPS実験結果とアブレーションモデルの評価結果^[2]

Test	ΔP (MPa)	d_0 (cm)	L (cm)	Observed D_f (cm)	Current Model D_f (cm)	2PSS Model D_f (cm)
HIPS-1J	9.69	2.54	2.54	5.08 ^a	5.08	4.78
HIPS-2C	11.7	2.54	2.54	5.5-7	6.40	4.76
HIPS-3J	4.85	2.54	5.08	6-7	6.32	4.87

a) Ablation limited by a graphite shield

[1]General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11

[2]Pilch, M., and Tarbell, W. W., 1985, High Pressure Ejection of Melt from a Reactor Pressure Vessel, The Discharge Phase. NUREG/CR-4383 (SAND85-0012). September.

粒子化割合の算出

粒子化割合は以下の R i c o u – S p a l d i n g 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。

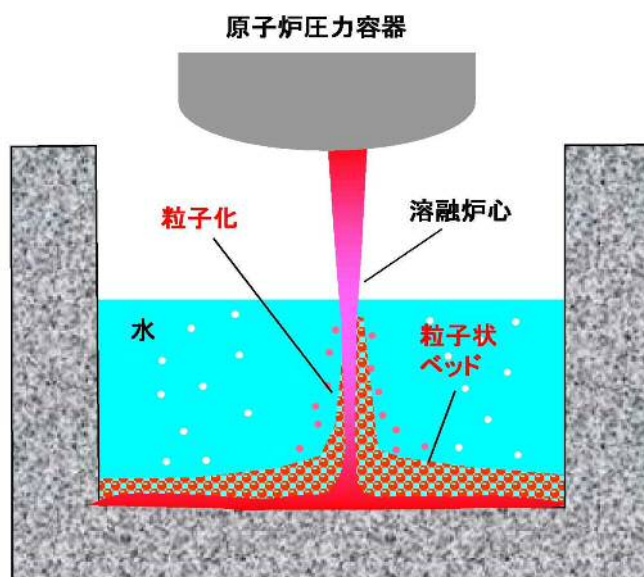
項目	設定値	設定根拠
ペDESTAL水位	1m	対策後の水位
デブリ密度		MAAP 計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	CRD 案内管径
エントレインメント係数		MAAP 推奨範囲の最確値

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、残りが溶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（第1図）。このようなデブリの拡がりにおいて、溶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。



第1図 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) 溶融物

PUL i MS実験では、水中での溶融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での溶融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案されている。PUL i MS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、BWRの溶融炉心落下条件を適用して、水中での溶融物の拡がり距離を評価すると、約18mとなる（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）。コリウムシールドを設置した場合のペ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（第1表）。

- ・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、実機条件の方がデブリが固化しにくいと考えられる。
- ・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、床面での熔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製ライナ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。なお、表面のSUS製ライナが熔融した場合にはZrO₂上での拡がりとなるが、熔融物拡がりに関わる実験では、床の材質の差異（種々のセラミック，コンクリート）によらず同様な拡がり挙動になることが確認されており、ZrO₂の場合でも拡がり挙動に差異はないものと考えられる（別紙1参照）。

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。

第 1 表 P U L i M S 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
	液相線温度[K]		1,143	-
	固相線温度[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 27×10 ³	約 40	約 1.5×10 ⁻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 相関式	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	ZrO ₂ (SUS 製ライナ)	SUS 材	-

(2) 粒子状ベッド

A N L 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）。

P D S 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（別紙 2 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リング効果により、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、熔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期間で均一化される。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実験は熔融物を水中に落下した実験であり、熔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、熔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

(第2図, 第2表)。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。したがって, アスペクト比として1:16を適用し評価を行う。

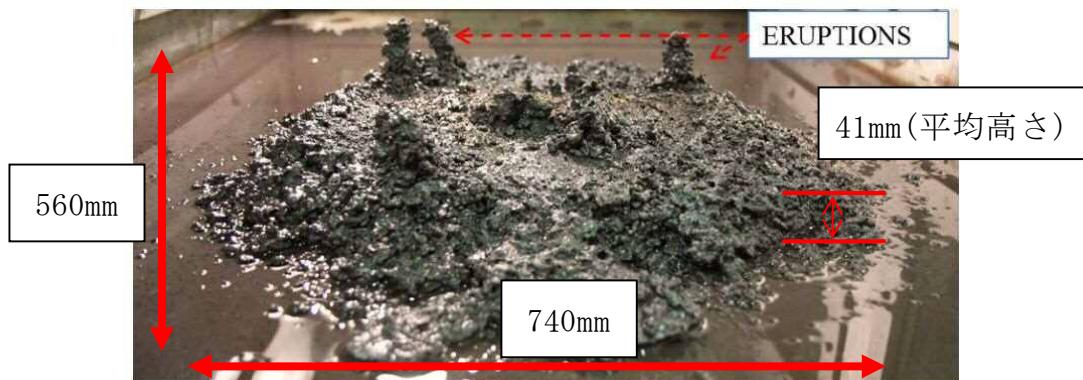
第2表 PULiMS実験条件と結果

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	Bi 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.

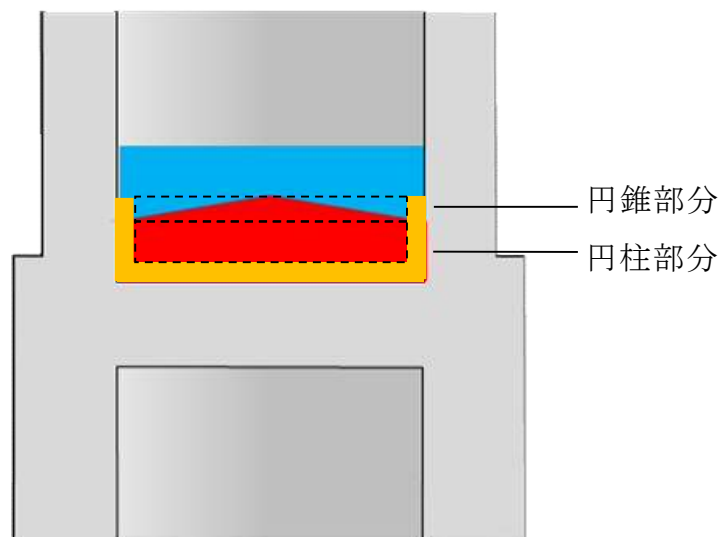
Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size x × y, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size x × y, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume averaged debris 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



第2図 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第3図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、コリウムシールド厚さを考慮したペデスタル直径 にアスペクト比を考慮すると、堆積高さは約 0.37m 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 1.42m 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 1.79m となる。



第3図 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 0.52m 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（別紙 3 参照）に基づく，R P V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，過渡事象の場合は約 0.37m，L O C A事象の場合は約 0.48m 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，過渡事象の場合は約 0.38m，L O C A事象の場合は約 0.49m となるため，デブリの冠水は維持される。

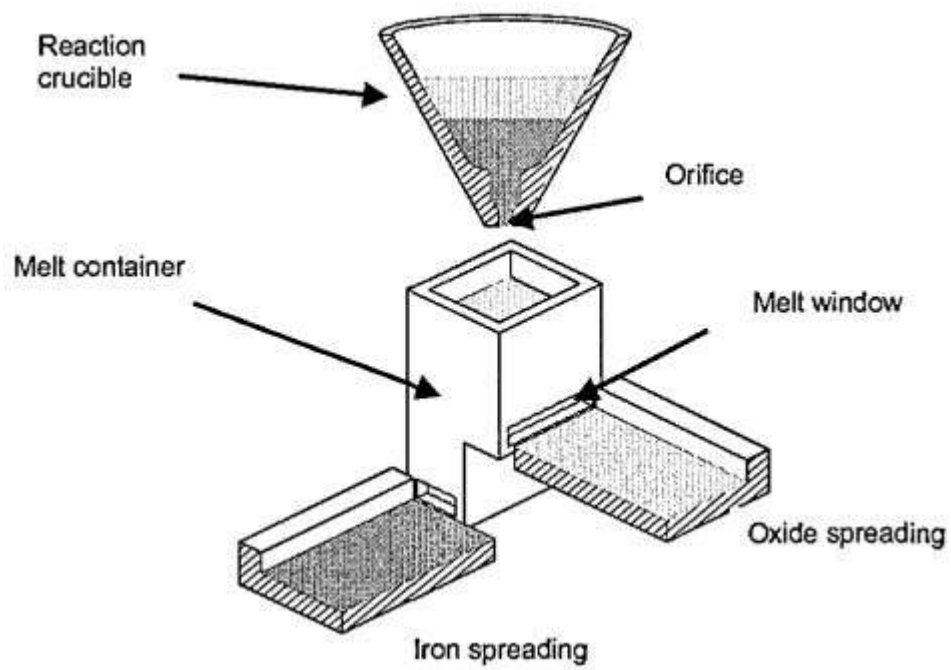
溶融物拡がりに関わる実験

C E A / D R N / D T P で行われた C O R I N E 実験^[1]では、低融点物質（グリセロール他）を模擬物質として使用して、水中での拡がり挙動を調べる実験が実施され、拡がり先端の移動速度や底部に形成されるクラストの影響が調べられた。

独カールスルーエ研究センター（F Z K）で実施された K A T S 実験^{[2][3][4]}では、溶融物としてテルミット（ $A l_2 O_3$ 約 150kg, F e 約 150kg）が使用され、溶融物の放出速度や温度、拡がり形状（1D, 2D）、床の材質（コンクリート、セラミック、コーティング）、水の有無をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。実験装置を第 1 図及び第 2 図に示す。 $A l_2 O_3$ と F e では密度が異なり成層化するため、溶融物の出口を 2 箇所設け、最初に $A l_2 O_3$ が放出し、最後に F e を放出することにより酸化物溶融物の拡がりと金属溶融物の拡がりを分けて実験が可能となっている。実験条件を第 1 表に示す。K A T S - 1 0 と K A T S - 1 1 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 0 の方は 1mm の水張りをしてあり、K A T S - 1 1 の方はドライ条件となっている。両者の拡がり結果を第 3 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、冷却材の有無によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。また、K A T S - 1 2 と K A T S - 1 3 の実験条件はほぼ同様であるが、K A T S - 1 2 の方が床の材質がセラミックであり、K A T S - 1 3 の方はコンクリートである。両者の拡がり結果を第 4 図に示すが、両ケースのように溶融物の放出速度が比較的高い場合は、床の材質の差異によらず同様な拡がり挙動になる結果となっている。

C E A で実施された V U L C A N O^{[5][6]}実験では、溶融物として酸化物溶融

物が使用され、熔融物の組成、放出速度や温度、床の材質（コンクリート、セラミック）をパラメータに熔融物の拡がり実験が行われている。VE-U7 実験では、酸化物熔融物（ UO_2 56wt%, ZrO_2 32wt%, FeO 5wt%, CaSiO_3 2wt%, SiO_2 2wt%, Fe 1wt%, CaO 1wt%, Al_2O_3 1wt%）を用いて、コンクリート床とセラミック（高密度ジルコニア）床での拡がりを実験している。実験装置を第 5 図に示す。装置の中央にマグネシア煉瓦の分離板を設置し、コンクリート床とセラミック床に 40.8kg の酸化物熔融物を 4.3kg/s の速度で同時に放出する条件となっている。両者の拡がり結果を第 6 図に示す。7.7 秒間はほぼ同じ拡がり挙動を示しており、その後はセラミック床で若干拡がりが継続する結果となっている。



第 1 図 K A T S 実験装置の概要図 ^[2]



(1D)



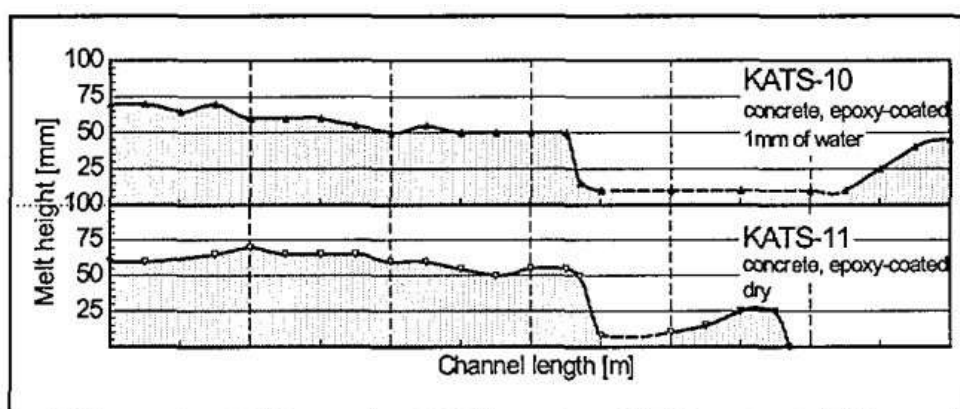
(2D)

第 2 図 K A T S 実験の 1D と 2D の拡がり形状の写真^[3]

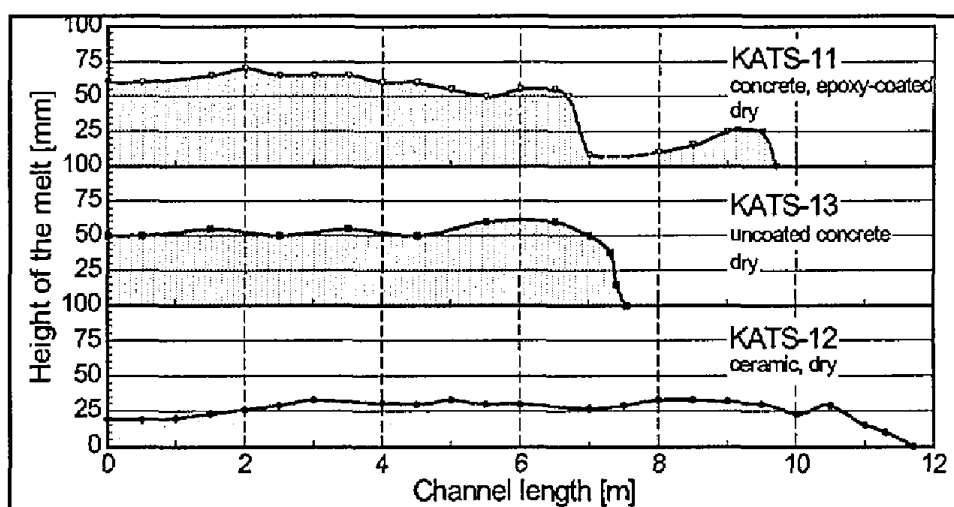
第 1 表 K A T S 実験条件と拡がり距離（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]

Test #	Substratum	Mass in channel (kg)	Temperature Melt (°C)	Pouring rate (l/s) / Length in Time(s)	Spreading length (m)
KATS-12	Ceramics*)	186	2027	12.7 → 0 l/s in 10 s	11.7
KATS-14	Ceramics*)	176	1967	2 → 1.2 l/s in 37 s	7.2
KATS-10	Concrete 1mm Water (Epoxy)	179	2037	12.4 → 0 l/s in 10s	>12 first front 6.5 m main front
KATS-11	Concrete Dry (Epoxy)	183	2062	12.7 → 0 l/s in 10s	9.5 m first Front 6.8 m main front
KATS-13	Concrete Dry	185	2052	12.7 → 0 l/s in 10s	7.5

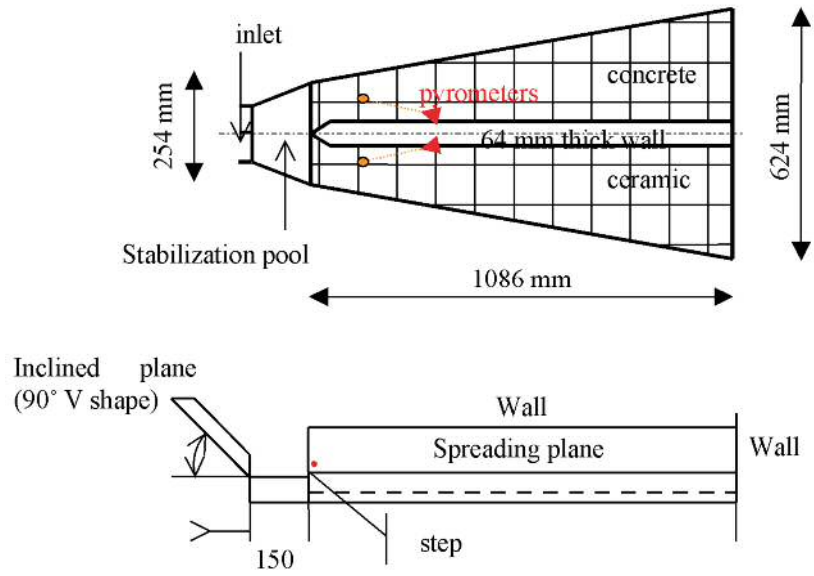
*) Cordierite (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



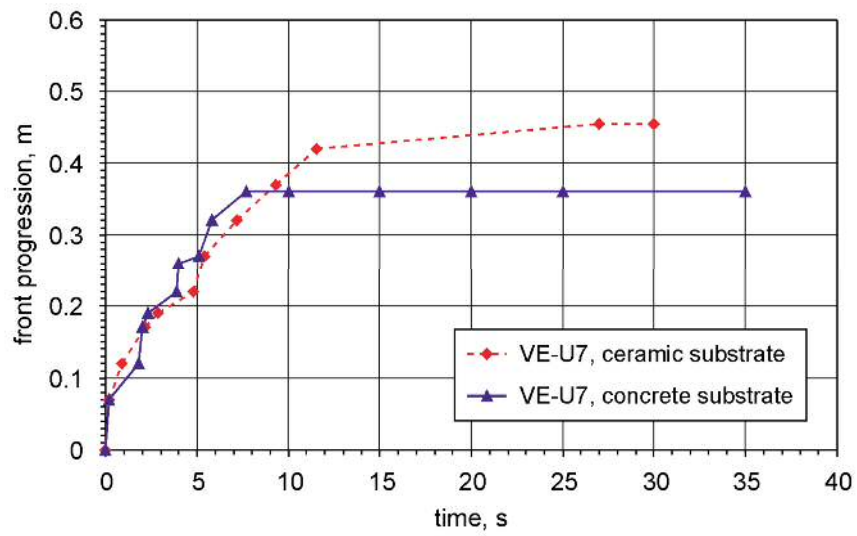
第 3 図 K A T S 実験の水の有無の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]



第 4 図 K A T S 実験の床の材質の影響（酸化物溶融物，1D 拡がり）^[2]



第 5 図 VULCANO 実験装置の概要図^[6]



第 6 図 VULCANO 実験の床の材質の影響^[6]

参考文献

- [1]J.M.Veteau and R.Wittmaack. , "CORINE Experiments and Theoretical Modeling," Proceedings of FISA-95, Luxemburg EUR 16896 EN, pp.271-285 (1996).
- [2]Proceedings of the Second OECD(NEA) CSNI Specialist Meeting on Molten Core Debris-Concrete Interactions, NEA/CSNI/R(92)10,Karlsruhe, Germany (1992).
- [3]B.Eppinger, et al., " KATS Experiments to Simulate Corium Spreading in the EPR Core Catcher Concept," FzK, Karlsruhe,Germany.
- [4]B.Eppinger, et al., " Simulationsexperimente zum Ausbreitungsverhalten von Kernschmelzen: KATS-8 bis KATS-17," FZKA 6589 (2001).
- [5]C.Journeau, et al., " Ex-Vessel corium spreading: result from the CULCANO spreading tests," Nucl. Eng.Design, 223 75-102 (2003).
- [6]C.Journeau, et al., " The VULCANO VE-U7 Corium spreading benchmark," Progress in Nuclear Energy, Vol. 48, p215-234, 2006.

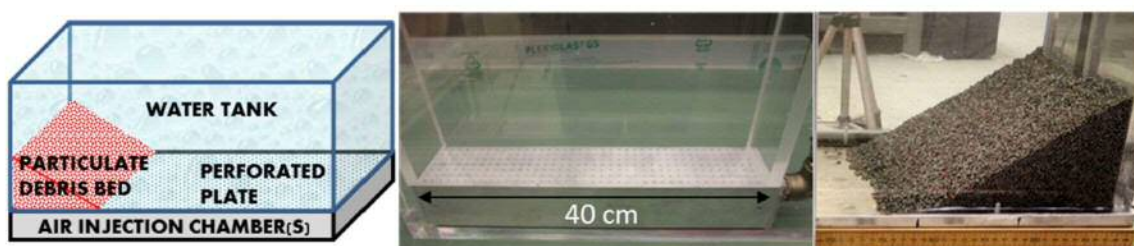
P D S 実験について

1. はじめに

スウェーデン王立工科大学（KTH）で実施された P D S 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

実験装置概要図を第 1 図に示す。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) P D S - C 試験

c) P D S - E 7 ~ 2 3 試験

第 1 図 実験装置概要図

また，P D S 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第 1 表に示す。

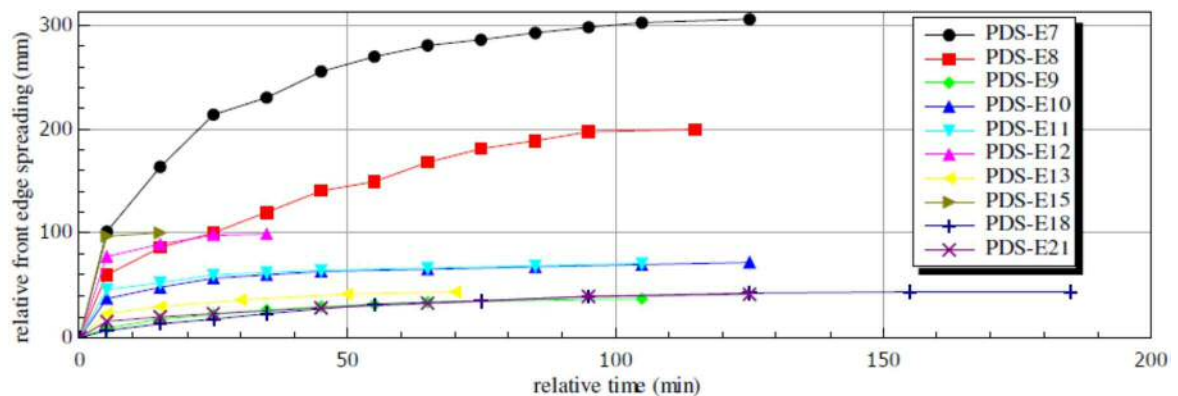
第 1 表 P D S 実験におけるパラメータ設定

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)

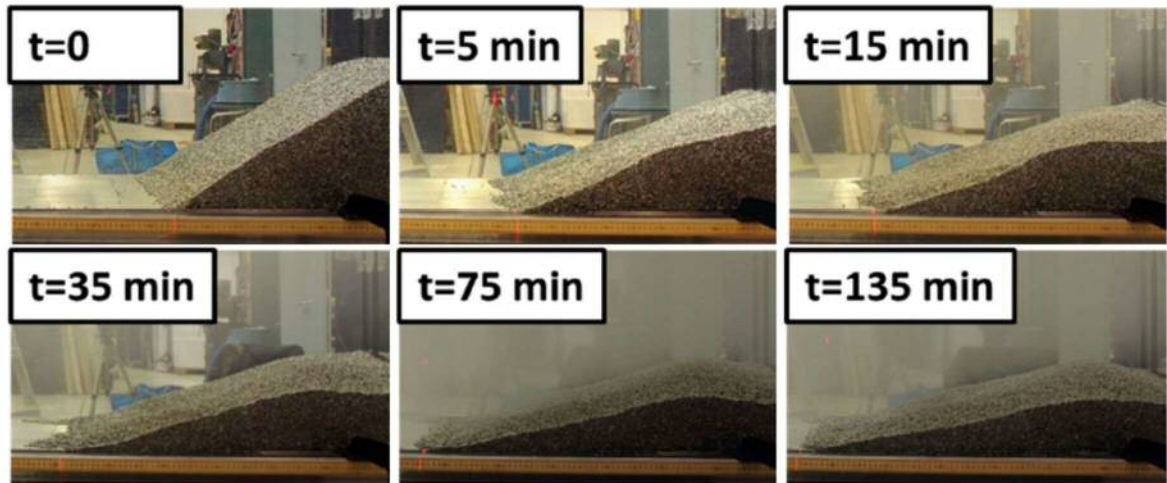
3. 実験結果

(1) P D S - E 実験

実験マトリックスを第 2 表, 実験結果を第 2 図及び第 3 図に示す。P D S - 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。



第 2 図 P D S - E 実験結果



第 3 図 P D S - E 7 実験結果

第 2 表 P D S - 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 (dm³)				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) P D S - C 実験

実験マトリックスを第 3 表に示す。P D S - 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。

第3表 P D S－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 $\frac{v_{air}}{v_{mf}}$			
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P D S－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P D S－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、熔融炉心が落下した直後は、高温の熔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.

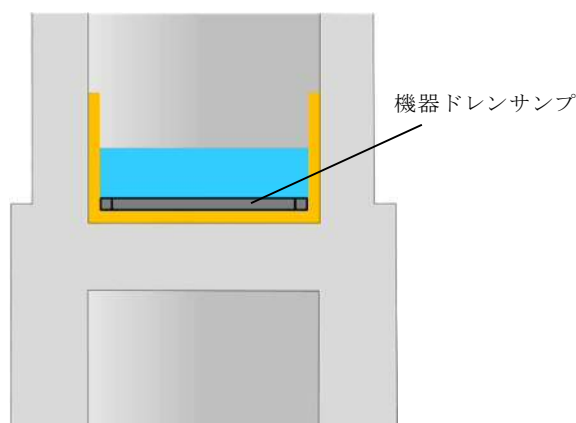
主要解析条件（R P V破損後のデブリ冠水維持に関連するもの）

項目		主要解析条件	条件設定の考え方
解析コード		M A A P	—
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	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

デブリ落下時に機器ドレンサンプが健全な場合の影響について

1. はじめに

ペDESTAL内には金属製の機器ドレンサンプを設置する（第1図）。デブリ落下時には機器ドレンサンプは溶融して溶融デブリに取り込まれ、ペDESTAL内に均一に拡がる。ここで、デブリ落下時に機器ドレンサンプが溶融せず健全であると仮定した場合に、プール水深及びMCCIによる侵食量に与える影響を評価する。

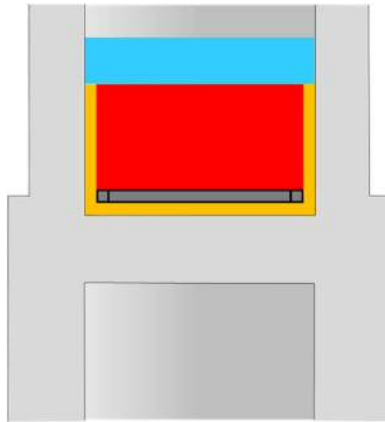


第1図 機器ドレンサンプ設置イメージ

2. プール水深に与える影響

機器ドレンサンプの体積を既設の機器ドレンサンプと同等の として評価した場合、機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積高さは約 0.12m 上昇する。また、機器ドレン水は機器ドレンサンプ内に維持されることから、デブリ上の水プールの水深は約 0.11m 低下し、粒子化したデブリの範囲を除いた水プール水深は約 0.58m となる（第2図）。有効性評価の結果から、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ペDESTAL水プールの水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.37m、LOCA事象の

場合は約 0.48m であり，デブリの冠水は維持される。



第 2 図 機器ドレンサンプが健全な場合のデブリ堆積形状

3. M C C I による侵食量に与える影響

機器ドレンサンプが溶融した場合と健全な場合において，デブリ上のプール水，ペデスタル側面及び床面コンクリート並びに機器ドレンサンプが，それぞれデブリと接触する面積は第 1 表のとおりである。

第 1 表 デブリとの接触面積の比較

	デブリとの接触面積	
	①機器ドレンサンプが溶融した場合	②機器ドレンサンプが健全な場合
デブリ上の プール水		
ペデスタル 側面及び床面		
機器ドレン サンプ		

機器ドレンサンプが健全な場合（②）の接触面積の合計は，機器ドレンサンプが溶融した場合（①）と同等であり，また，機器ドレンサンプとの接触面においてはサンプ内の冷却水による除熱効果も加わることから，②は①に

比べてデブリの冷却がより進むと考えられる。

なお、②は一時的な期間であり、機器ドレンサンプはデブリにより溶融するため、長期的な物理挙動であるMCCIによる侵食量への影響はほとんどないと考えられる。

4. まとめ

機器ドレンサンプが健全な場合、デブリ上のプール水深は低下するもののデブリの冠水は維持されるとともに、MCCIによる侵食量は低減すると考えられる。以上から、機器ドレンサンプが溶融せず健全な場合においても、デブリ露出や侵食量増加の観点での悪影響はないと考えられる。

添付 3. R P V 破損判断について

1. R P V 破損に係る判断パラメータの考え方

炉心損傷後に原子炉へ注水されない場合，溶融炉心が原子炉压力容器の下部プレナムに落下（リロケーション）し，その後 R P V が破損することとなるが，リロケーション後の R P V 破損のタイミングには不確かさが存在する。R P V 破損後は，ペデスタルにデブリが落下することにより，格納容器圧力が上昇するとともにペデスタル水が蒸発することから，格納容器スプレイ及びペデスタル注水を実施するために，速やかに R P V 破損を判断する必要がある。

このため，R P V 破損前に，事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下，リロケーション）を検知できる【破損徴候パラメータ】によって，R P V 破損の徴候を検知し，徴候を検知した以降の R P V 破損に至るまでの間は R P V 破損を検知可能なパラメータ【破損判断パラメータ】を継続的に監視することによって，R P V 破損判断の迅速性向上を図ることとする。

2. 個別パラメータ設定の考え方（第1表）

破損徴候パラメータとしては、事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下，リロケーション）を検知可能なパラメータを設定する。

また、破損判断パラメータは、次の①及び②に適合するパラメータから設定する。

① R P V破損以外の原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因により、R P V破損と同様の傾向を示すことがないパラメータ（R P V破損の誤検知防止）（別添1）

② デブリの落下挙動の不確かさ※を考慮した場合でも、変化幅が大きいパラメータ（R P V破損の迅速な判断）

※原子炉注水機能が喪失した状態でR P Vが破損した場合には、CRDハウジング等のR P V貫通部溶接箇所が破損し、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながら下部ヘッドに堆積したデブリが継続的にペDESTALへ落下する可能性が高いと考えられる。ただし、R P V破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等、少量のデブリがペDESTALに落下する不確かさも存在すると考えられる（添付7.別添1）

破損徴候パラメータ及び破損判断パラメータは全て中央制御室で確認できるものとし、R P V破損判断の迅速性を確保する。

【破損徴候パラメータ】

- ・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（第1図）が「300℃到達」

【破損判断パラメータ】

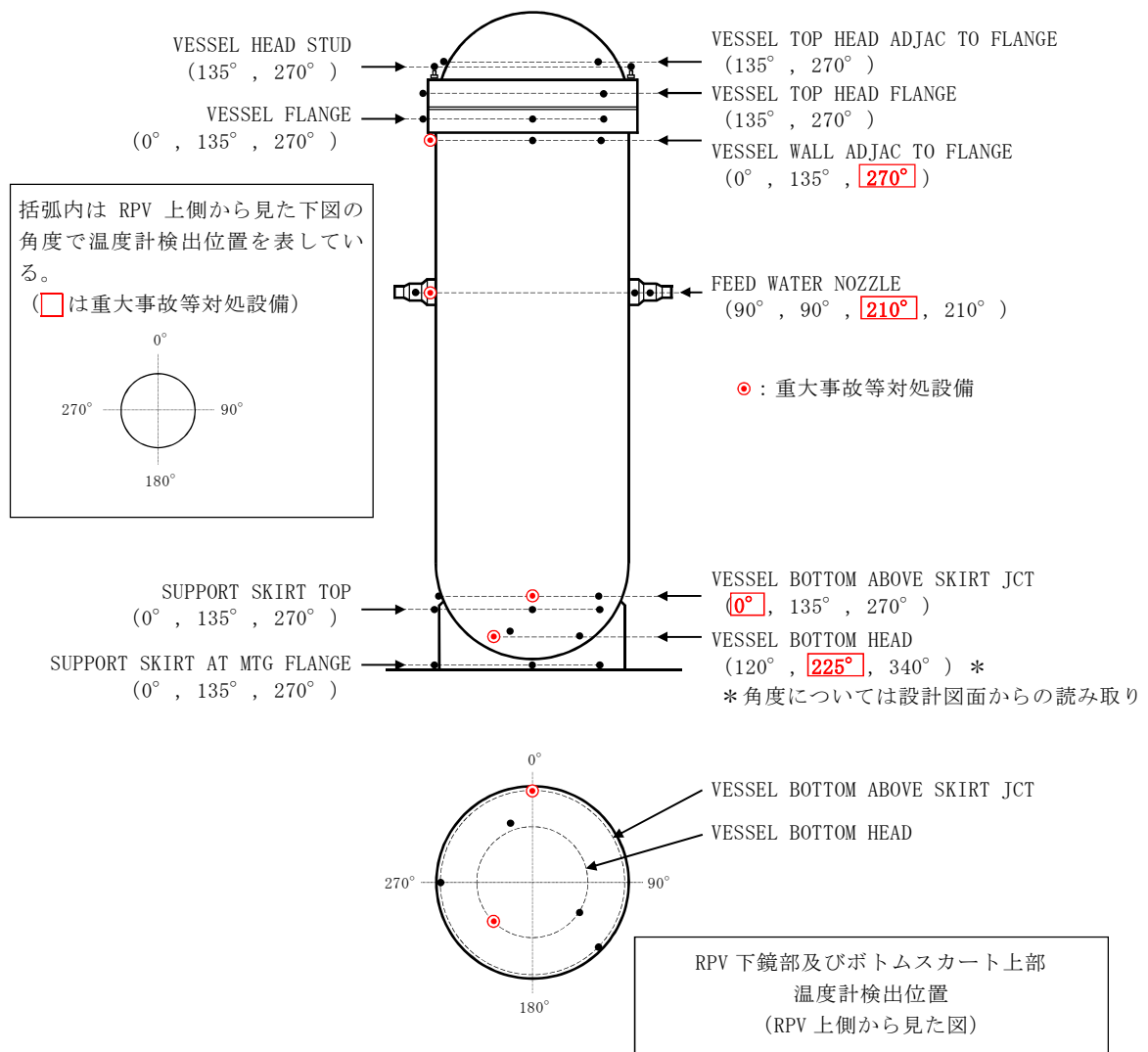
- ・ペDESTAL水温の「上昇」又は「指示値喪失」

なお、従来の非常時運転手順書Ⅲ及びアクシデントマネジメントガイドで

は，“原子炉圧力の低下” “ドライウェル圧力の上昇” “ペデスタル雰囲気温度の上昇” “ドライウェル雰囲気温度の上昇”等を破損判断パラメータ（R P V破損時の変化が顕著で，同一のタイミングで変化した場合には破損判断の確実性が高いと考えられるパラメータ）及び破損判断の参考パラメータ（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）として定め，パラメータの挙動から総合的にR P V破損を判定することとしていた。しかし，これらのパラメータは，デブリ少量落下時のようにパラメータの変化幅が小さい場合など，上記①②のいずれかを満足せず，R P V破損を誤検知する可能性や迅速な判断に支障を来す可能性がある。このため，R P V破損の判断パラメータから除外するとともに，新規にペデスタル水温に係る計装設備を設置し，破損判断パラメータとして設定する。

第 1 表 過渡事象及び L O C A 時の R P V 破損判断パラメータ設定の理由

パラメータ	設定の理由
【破損徴候パラメータ】	
原子炉水位	原子炉水位の低下・喪失により，リロケーションに先立ち発生する炉心の露出を検知するものであり，R P V 破損前における事象進展の把握のため設定。
制御棒位置	R P V 下部に制御棒位置検出のためのケーブルが設置されており，溶融炉心が下部プレナムに落下した際のケーブル接触に伴う指示値喪失を検知することによりリロケーションの発生を検知可能であり，R P V 破損前における事象進展の把握のため設定。
R P V 下鏡部温度	R P V 下鏡部温度 300℃到達を検知することにより，リロケーション発生後における R P V 下鏡部の温度上昇を検知可能であり，破損徴候パラメータとして設定可能。なお，R P V 内が 300℃到達の状態は，逃がし安全弁（安全弁機能）最高吹出圧力に対する飽和温度を超えており，R P V 内が過熱状態であることを意味するため，リロケーション前に下部プレナムに水がある状態では到達しない。
【破損判断パラメータ】	
ペデスタル水温	・ R P V 下鏡部温度により破損徴候を判定した以降，ペデスタル水温が顕著に上昇するのは R P V 破損時のみであり，R P V 破損の誤検知の恐れはない。 ・ 少量のデブリがペデスタルに落下する不確かさを考慮しても，ペデスタル水温計の上昇又は指示値喪失により，R P V 破損の迅速な判断が可能。
【従来の破損判断パラメータ等】	
・ 原子炉圧力 ・ ドライウェル圧力 ・ ドライウェル雰囲気温度 ・ ペデスタル雰囲気温度，等	以下の理由により，破損判断パラメータとして設定しない （ ・ L O C A 事象のリロケーション時等，R P V 破損時と同様の傾向を示す場合が存在する。 又は ・ 少量のデブリがペデスタルに落下する不確かさを考慮した場合，変化幅が小さい。



第 58 条で重大事故等対処設備とする温度計の検出位置は代表性を考慮して RPV 上部，中部，下鏡部及びボトムスカート上部各々 1 箇所としている。

なお，東海第二発電所では下部炉心支持板で炉心を支えており，炉心損傷が進んで下部炉心支持板が崩壊すれば，全量の溶融炉心が下部プレナムに落下するとともに，下鏡部の温度が上昇し，いずれは RPV 破損に至る。このように RPV 破損前には，下部プレナムに全量の溶融炉心が落下することを考慮すると，RPV 破損の徴候を検知するには下鏡部の 1 つの温度計で十分と考えられるが，東海第二発電所では高さ方向及び径方向ともに位置的に分散された 2 箇所の温度計を重大事故等対処設備とし，RPV 破損徴候の検知性の向上を図っている。

第 1 図 RPV 温度計検出位置

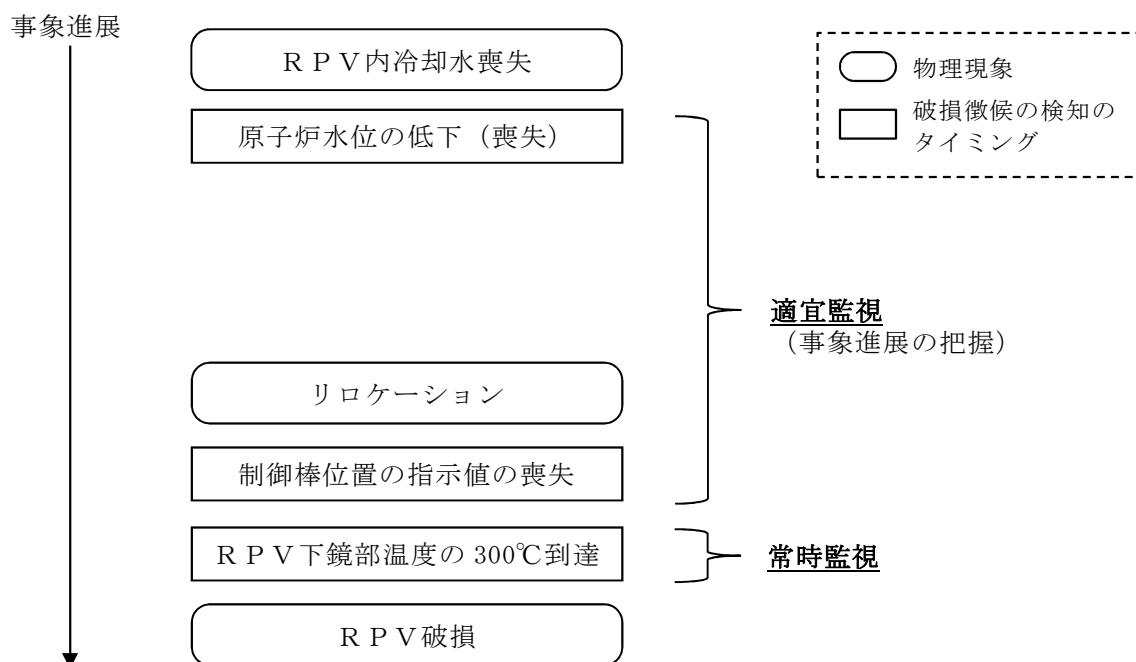
3. 個別パラメータによる検知の考え方について

2. で示した複数の個別パラメータを用いた，R P V 破損の徴候及びR P V 破損の検知方法について以下に記載する。

(1) R P V 破損の徴候の検知方法について

第 2 図のとおり，事故発生後は，R P V 内冷却水喪失，炉心損傷，リロケーションといった物理現象が事故の進展に応じて発生するが，その間に“原子炉水位の低下（喪失）”，“制御棒位置の指示値の喪失”及び“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”が検知され，その後R P V が破損することとなる。

そこで，“原子炉水位の低下（喪失）”や“制御棒位置の指示値の喪失”を検知している状態では，機能喪失した機器の復旧等の作業を並行して実施する可能性等を考慮して破損判断パラメータを適宜監視することとするが，“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”を検知すればやがてR P V 破損に至る可能性が高い状況であると判断し，破損判断パラメータを常時監視することとする。



第 2 図 R P V 破損までの事象進展

(2) R P V破損の検知方法について

R P V破損の誤検知防止及びR P V破損の迅速な判断の観点から、“ペデスタル水温の上昇又は指示値喪失”が検知された場合に、R P V破損を判断することとする。

なお、添付 7 別添 3 第 3 図のとおり、ペデスタル水温を計測する測温抵抗体式温度計については、水温上昇そのものを検知するほか、測温部に高温のデブリが接触すると温度指示値は急上昇しオーバースケールする（温度上昇）。また、デブリとの反応に伴い測温部の導線周囲の絶縁材（M g O）の溶融等が発生すると、導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通することにより、温度指示値がダウンスケールする（指示値喪失）。

(3) R P V下鏡部温度の監視に使用する計器について

R P V下鏡部温度を計測する計器については、重大事故等対処設備と設計基準対象施設が存在するが、このうち設計基準対象施設の計器については、重大事故時の耐環境性を有していない等の理由により、重大事故時に正しく指示値が出力されない可能性がある。

また、重大事故等対処設備の計器は重大事故時においても信頼性を有する設計であり、かつ位置的に分散して 2 箇所を設置することから、重大事故等対処設備の計器の監視により R P V破損の徴候の検知は十分可能と考えられる。

以上より、重大事故等対処設備の計器が 300℃に到達した場合に R P V破損の徴候を検知し、破損判断パラメータであるペデスタル水温を常時監視することを基本とする。ただし、重大事故等対処設備の計器が機能喪失する等の不測事態も考慮し、設計基準対象施設の計器が 1 つでも 300℃に到達するような場合には、万が一の R P V破損判断の遅れを防止する観点から、R P V破損の徴候を検知し、破損判断パラメータである

ペデスタル水温を常時監視することを手順書に記載することとする。

(4) 個別パラメータの位置付けを踏まえた R P V 破損判断の成立性

制御棒位置を除く個別パラメータは重大事故等対処設備により計測されるため、重大事故時にパラメータ変動を検知可能であるが、制御棒位置の指示値については、S B O 時等、重大事故時にパラメータ変動が確認できない可能性がある。ただし、その他の R P V 破損の徴候に係る個別パラメータ（“原子炉水位の低下（喪失）”，“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”）により事象の進展及び R P V 破損の徴候が確認可能であり，“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”が検知された以降は、破損判断パラメータを継続的に監視することとなる。したがって、重大事故時に制御棒位置の指示値が確認できない場合でも、R P V 破損判断の成立性に与える影響はない。

4. R P V 破損の判断時間について

上述のとおり，“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”が検知された以降は、破損判断パラメータを継続的に監視することとなる。このため、実機において R P V が破損してデブリがペデスタルに落下した場合、時間遅れなく破損判断パラメータの変化傾向が確認可能であり、「実機において R P V が破損したタイミング」から「R P V 破損判断の個別パラメータの確認開始」までの時間遅れは考慮不要と考えられる。

したがって、有効性評価においては、上記時間遅れを考慮せず、3. に示す“ペデスタル水温の上昇又は指示値喪失”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、R P V 破損から 7 分後にペデスタルへの注水を開始する設定としている。

なお、添付 2 に記載のとおり、ペDESTAL水プールの水位を 1m とした場合、R P V破損時点からデブリ露出までの時間は、過渡事象の場合で約 19 分間、事象進展の早い大破断 L O C A事象の場合で約 14 分間であり、R P V破損から 7 分後にペDESTALへの注水を開始することでデブリの冷却は維持される※。

※格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL注水流量は $80\text{m}^3/\text{h}$ であり、デブリからの崩壊熱による蒸散量より多いため、デブリ露出までの注水により冠水維持可能。露出までの余裕時間は、過渡事象の場合で約 12 分間（19 分－7 分）、大破断 L O C A事象の場合で約 7 分間（14 分－7 分）である。

事象進展を踏まえた R P V 破損判断の成立性

1. はじめに

R P V 破損は“ペデスタル水温の上昇又は指示値喪失”を検知した場合に判断するが、R P V 破損以外の要因によって原子炉冷却材圧力バウンダリ外へ熱が急激に移行した場合に、“ペデスタル水温の上昇又は指示値喪失”を検知することによる R P V 破損の誤判断の可能性について整理する。

添付 3.3.(1)に記載のとおり、R P V 破損の徴候については、事象の進展に応じて生じる物理現象（原子炉水位低下、リロケーション）を検知できるパラメータの指示値により判断している。“R P V 下鏡部温度の 300℃到達”は、リロケーションに伴う R P V 下鏡部の温度上昇を直接的に検知するものであり、徴候を誤検知することはないと考えられるため、以下ではリロケーションに伴う破損徴候検知後において、R P V 破損を誤判断の可能性について整理する。

2. 考慮する事象

過渡事象、L O C A 事象のそれぞれについて、R P V 破損以外の要因による原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行について考慮する。

(1) 過渡事象

R P V 破損までは原子炉冷却材圧力バウンダリの機能が健全であるため、原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行としては、「逃がし安全弁の作動」が考えられる。

(2) L O C A

原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行としては、リロケーショ

ン後における「破断口からの蒸気流出」が考えられる。

3. 考慮する事象とパラメータ変動の関係

過渡事象，L O C A事象のそれぞれについて，R P V破損を含む原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動の関係をまとめた結果を第1表及び第2表に示す。従来の破損判断パラメータ等については，R P V破損時とその他要因で同様の傾向を示すパラメータは存在するものの，ペデスタル水温はR P V破損時特有の挙動を示すことから，R P V破損以外の要因を考慮しても，R P V破損を誤判断することはなく，R P V破損判断の成立性に影響はない。

第 1 表 原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動（過渡事象）

パラメータ	逃がし安全弁 作動	R P V 破損	判 断
【破損判断パラメータ】			
ペデスタル水温	有意な変化なし	上昇又は喪失	R P V 破損時には、ペデスタル水温の指示値の上昇又は喪失が検知される
【従来の破損判断パラメータの例】			
ドライウェル圧力	有意な変化なし	上昇	R P V 破損前の発生蒸気は逃がし安全弁から S / P 経路で排出されるため、ドライウェル圧力に有意な変化はない
ドライウェル雰囲気温度	有意な変化なし	上昇	R P V 破損前の発生蒸気は逃がし安全弁から S / P 経路で排出されるため、ドライウェル雰囲気温度に有意な変化はない
ペデスタル雰囲気温度	有意な変化なし	上昇	ペデスタル内にデブリが落下する前に有意な変化はない

第 2 表 原子炉冷却材圧力バウンダリ外への熱の移行を伴う要因とパラメータ変動（L O C A）

パラメータ	破断口からの 蒸気流出	R P V 破損	判 断
【破損判断パラメータ】			
ペデスタル水温	有意な変化なし	上昇又は喪失	R P V 破損時には、ペデスタル水温の指示値の上昇又は喪失が検知される
【従来の破損判断パラメータの例】			
ドライウェル圧力	上昇	上昇	同様の傾向を示す
ドライウェル雰囲気温度	上昇	上昇	同様の傾向を示す
ペデスタル雰囲気温度	上昇	上昇	同様の傾向を示すが、R P V 破損後は熔融炉心からの放熱影響により雰囲気温度の上昇がより顕著であると考えられる

添付 4. コリウムシールド材料の選定について

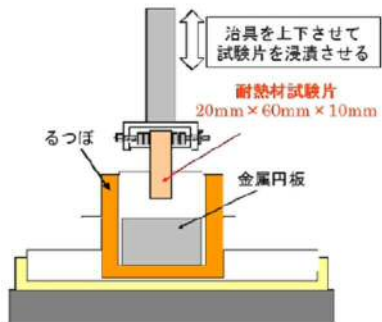
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、, , ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

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

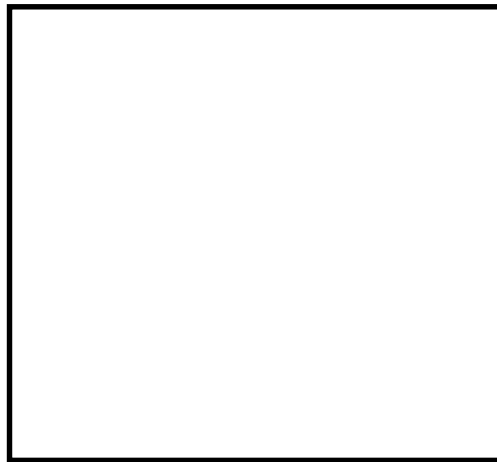
耐熱材には , , ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぽに入れ、るつぽ上部に耐熱材試験片をセットする(第 1 図)。これらを電気炉で加熱し、 $2,000^{\circ}C \sim 2,200^{\circ}C$ の所定温度にして金属を溶かす。溶融した金属中に耐熱材試験片を上部から挿入し、5 分間保持する。その後、試験片を初期位置へ戻してから炉冷する。各種試験片について、冷却後に外観及び試験片の残存状態を確認した。なお、溶融炉心の主な構成材料として、BWR で使用される UO_2 , Zr , ZrO_2 , Fe 等が想定されるが、試験においては、金属成分は 100mol% Zr とした。



第 1 図 試験体系

1.2 試験結果

第 2 図に金属組成が 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 $\square > \square > ZrO_2$ となり、 ZrO_2 , $\square$, $\square$ の順に耐侵食性に優れていることが確認できた。



第 2 図 試験後の断面写真

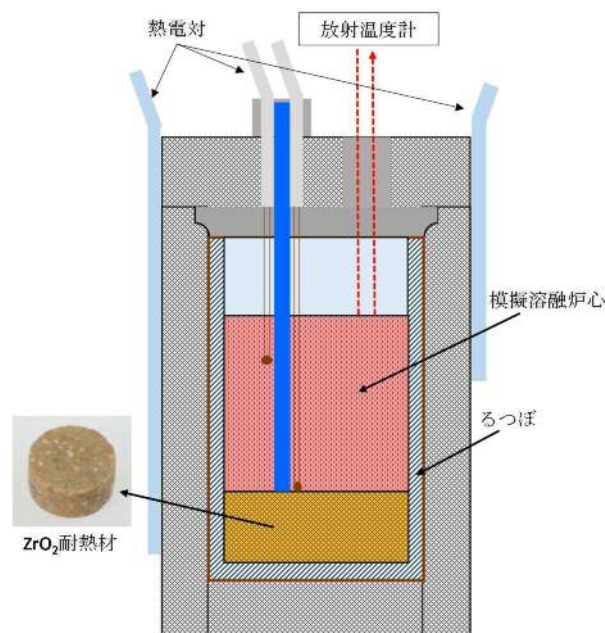
2. 模擬熔融炉心による耐熱材侵食試験

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

模擬溶融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬溶融炉心の組成は $\text{UO}_2 - \text{ZrO}_2 - \text{Zr}$: 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。

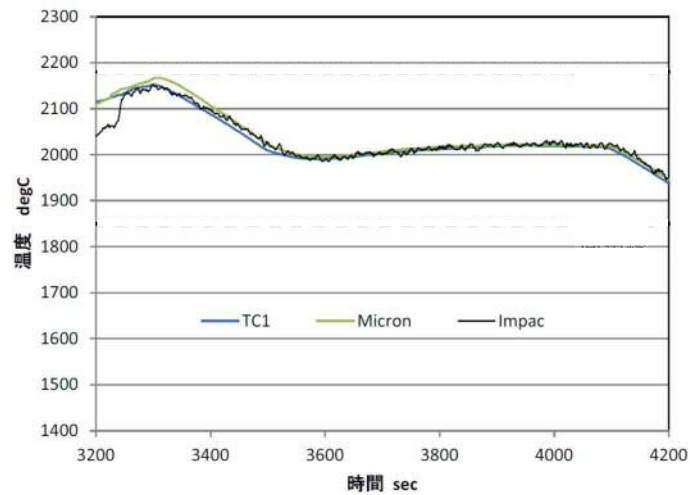
同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬溶融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬溶融炉心の温度が、目標温度範囲（2,000℃～2,100℃）に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。



第3図 試験体系

2.2 試験結果

試験温度の推移を第4図に示す。試験においては2,000℃～2,050℃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第5図に示す。 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、模擬溶融炉心による ZrO_2 耐熱材の有意な侵食がないことが分かる。



第 4 図 試験温度推移



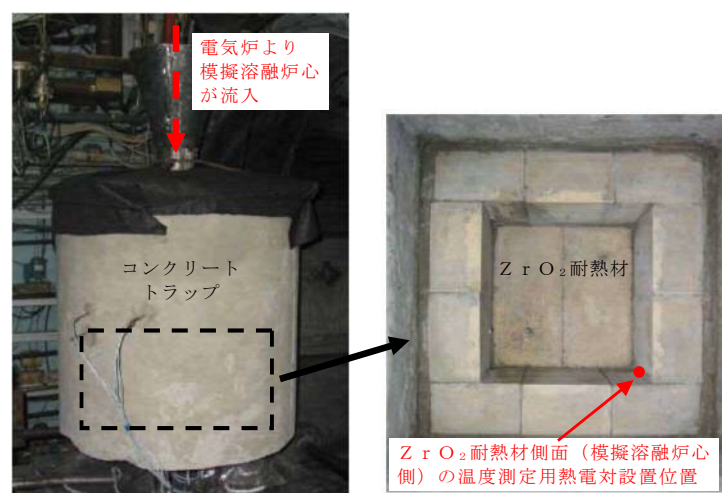
第 5 図 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬溶融炉心落下試験

3.1 試験方法

耐熱材に溶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耐熱材の上に模擬溶融炉心を落下させ、耐熱材の侵食深さの測定、耐熱材侵食性状や模擬溶融炉心の固化性状の分析などを実施した。模擬溶融炉心の組成はUO₂-ZrO₂-Zr : 30mol%-30mol%-40mol%とした。ZrO₂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

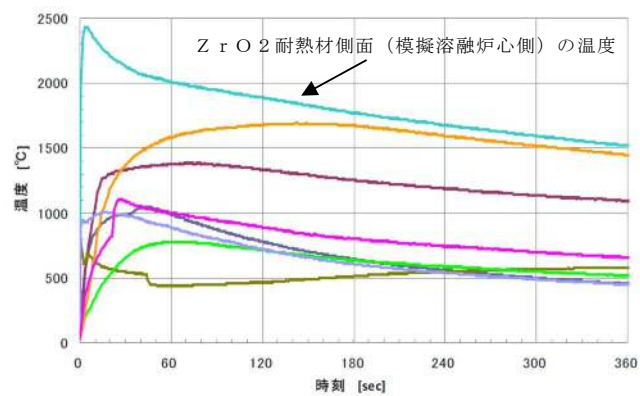
電気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。



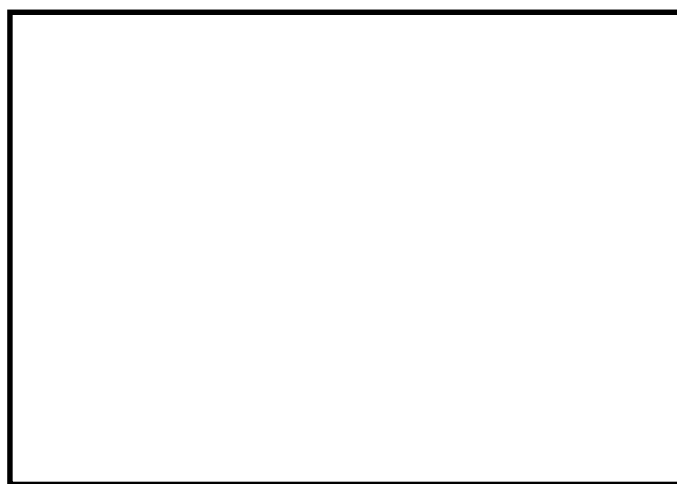
第 6 図 試験装置

3.2 試験結果

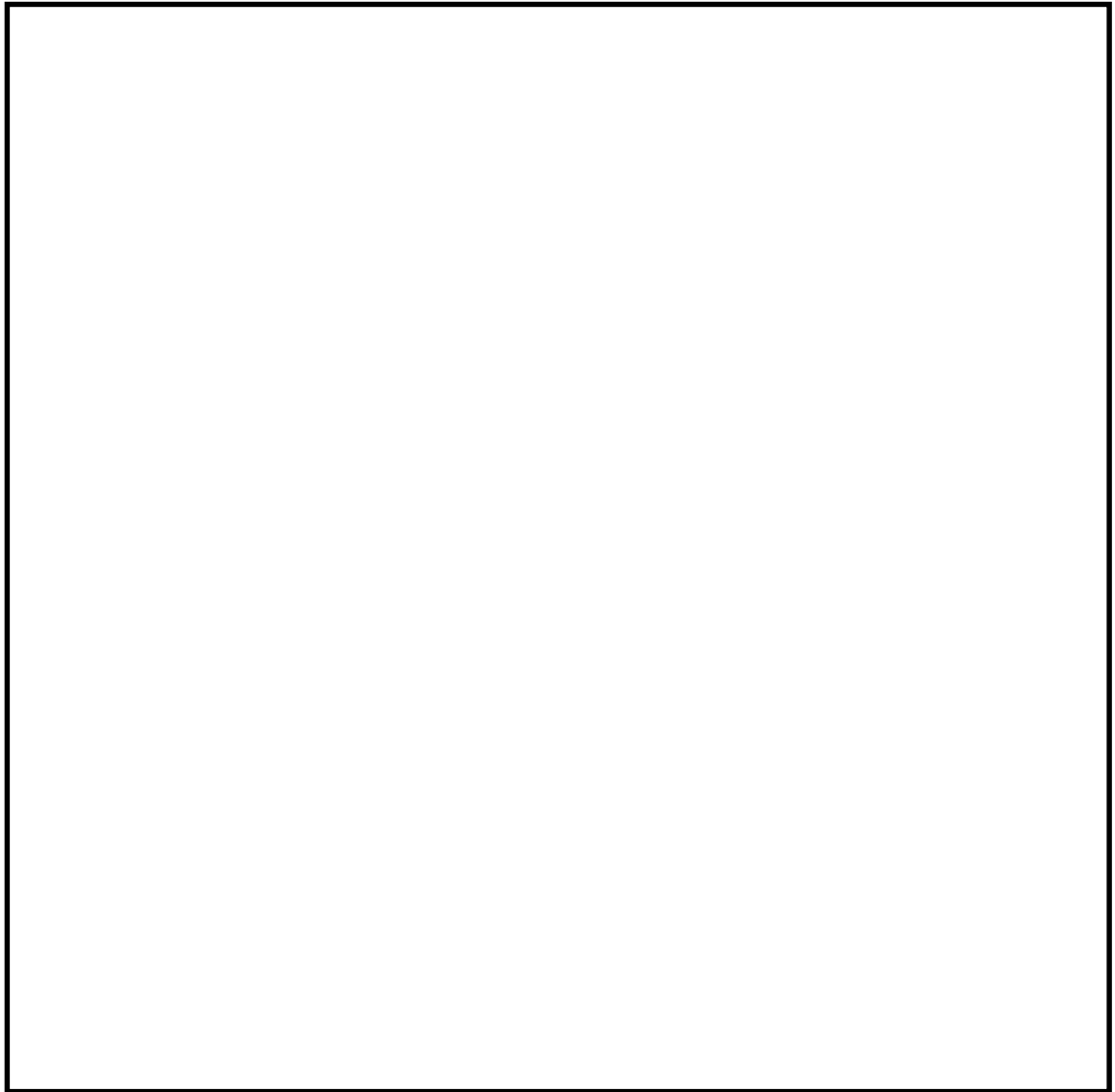
試験温度推移を第 7 図に示す。 ZrO_2 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^{\circ}\text{C}$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^{\circ}\text{C}$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を第 8 図に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。



第 7 図 試験温度推移



第 8 図 試験後の断面写真



第 9 図 耐熱材表面の成分分析結果

一般に、 ZrO_2 には還元雰囲気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、かつ模擬熔融炉心の中には金属 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線回折分析を行った結果、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（第 9 図）。

なお、事故時においては、ペデスタルに事前注水がなされているため、ペデスタルに落下してきた溶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、ペデスタルに落下してきた溶融炉心は、 $2,000^{\circ}\text{C}$ 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、溶融炉心中の金属 Zr は酸化されていると考えられることから、事故時に溶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、溶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 5. 溶融デブリによるMCC I 侵食量評価について

R P Vが破損し溶融デブリがペDESTALへ落下した場合におけるMCC I 侵食量評価を、S A解析コードMAAPにより実施している。以下にその内容を示す。

1. 評価条件

評価条件を第 1 表に示す。

第 1 表 侵食量評価条件

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	過渡事象時に損傷炉心冷却に失敗し、R P V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、R P V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※ ¹)
ペDESTAL初期水位	1m	
ペDESTAL注水	R P V破損 7 分後から 80m ³ /h	
コリウムシールド厚さ		
コリウムシールド侵食開始温度	2, 100℃※ ²	
R P V破損時の溶融デブリ温度	MAAP解析結果に基づく	

※ 1 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

※ 2 Z r O₂耐熱材の 100mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定 (別添 1)

2. 評価結果

評価結果を第 2 表に示す。MAAP評価において、ペDESTALのプール水中に落下したデブリとコリウムシールドの接触面温度は 2, 100℃未満であり、耐熱性及び耐侵食性に優れたZ r O₂製コリウムシールドを敷設することにより、MCC I による侵食が生じないことを確認した。

第2表 侵食量評価結果

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (側面)	0cm	0cm
コリウムシールド侵食量 (床面)	0cm	0cm

添付4に示したように、高温のデブリがコリウムシールドと接触することにより、デブリ中の金属Zr等によってZrO₂耐熱材表面において還元反応が起こり、酸素欠乏が生じる可能性が考えられる。しかし、模擬熔融炉心落下試験における耐熱材の黒色化部の組成に有意な変化が確認されなかったこと及びデブリ中の未酸化の金属ZrはペDESTAL水との反応によって酸化されると考えられることから、ZrO₂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。また、デブリの主成分はUO₂、ZrO₂及びZrであるが、別添1に記載のとおり100mol%Zrという厳しい条件においても、2,100℃では還元反応に伴うZrO₂耐熱材の侵食はほとんど生じていない。

このほか、デブリには、少量ながらUO₂、ZrO₂及びZr以外の金属酸化物も含まれるが、ZrO₂耐熱材が金属酸化物との共晶反応により侵食される可能性を考慮しても、その侵食量は限定的であると考えられる(別添2)。

よって、コリウムシールドの設置はMCCIによるペDESTALへの影響を抑制する対策として有効であると考えられる。

ZrO₂耐熱材の侵食開始温度の設定について

ZrO₂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℃を設定している。その設定の考え方を以下に示す。

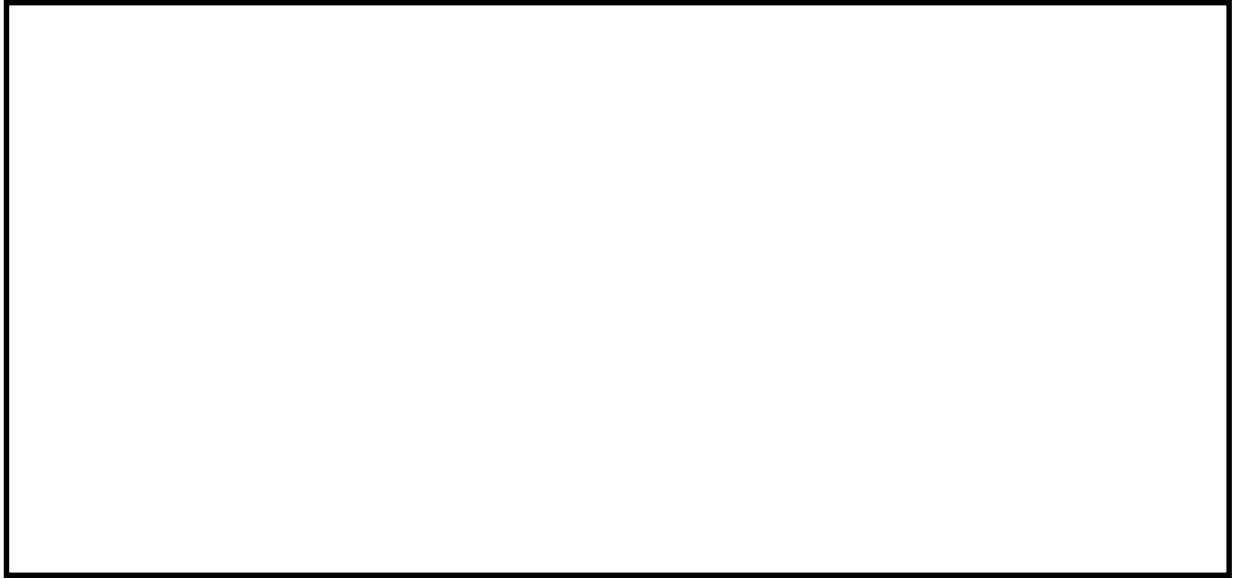
ZrO₂単体での融点は約 2,700℃であるが、溶融炉心に含まれる Zr 等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は 2,700℃より低下する。

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、ZrO₂試験片の各種溶融金属への浸透試験が実施されており、溶融金属中の 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。

第 1 図*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 ZrO₂耐熱材試験片の断面写真を示す。試験結果より、2,150℃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℃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、実機における溶融炉心では、UO₂、SUS 及び金属－水反応で生成された ZrO₂等が含まれるため、100mol% Zr という条件は考え難く、ZrO₂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、ZrO₂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℃を侵食開始温度として設定した。



第 1 図 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。

ZrO₂耐熱材の侵食に関する不確かさについて

1. はじめに

SA解析コードMAAPによる侵食量評価では、デブリ中のZrによるZrO₂耐熱材の還元反応を考慮し、耐熱材侵食試験結果に基づき侵食開始温度を保守的に2,100℃と設定した上で、デブリによるコリウムシールドの侵食が生じないことを確認している。しかし、デブリ中には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらに起因してZrO₂耐熱材の侵食が生じる不確かさも考えられるため、関連する既往実験の知見を参照し、コリウムシールドの有効性について検討する。

2. CIT実験について

模擬デブリによるZrO₂耐熱材の侵食挙動に係る実験として、欧州委員会のプロジェクトとして実施されたCIT実験^{[1][2]}がある。

CIT実験では、第1図に示すような試験装置によって、模擬デブリとZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬デブリの表面温度（ZrO₂耐熱材との界面温度）と侵食深さの推移が測定された。そのうち、CIT-9及びCIT-11では実機の条件に近い組成のZrO₂耐熱材が用いられている。

CIT-9における入力エネルギー及び模擬デブリ表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さの推移を第2図及び第3図に示す。耐熱材の最終的な侵食深さは22.5mm、最大の侵食速度は0.18mm/minと測定されている。実験において、模擬デブリは誘導加熱により2,080℃から2,474℃まで段階的に昇温されたが、温度を一定に維持すると、耐熱材の侵食は一定の深さまで進んだ後に停止する挙動が確認されている。

また、CIT-11 における模擬デブリ表面温度と ZrO_2 耐熱材の侵食深さの推移を第 4 図に示す。CIT-11 においても CIT-9 と同様の侵食挙動が確認され、最終的な侵食深さは 39.5mm、最大の侵食速度は 0.28mm/min となっている。

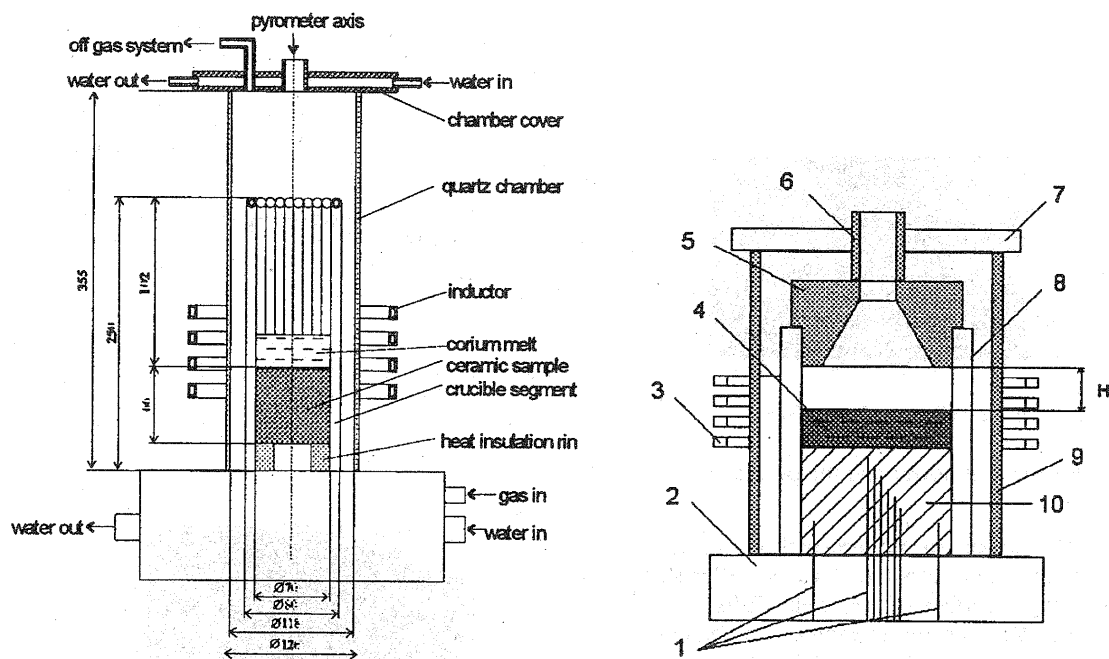
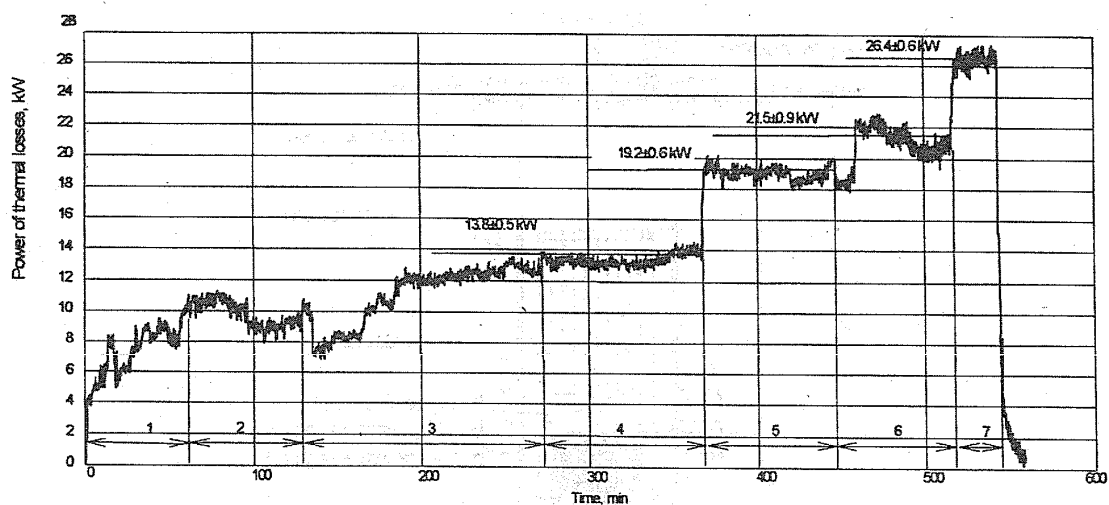
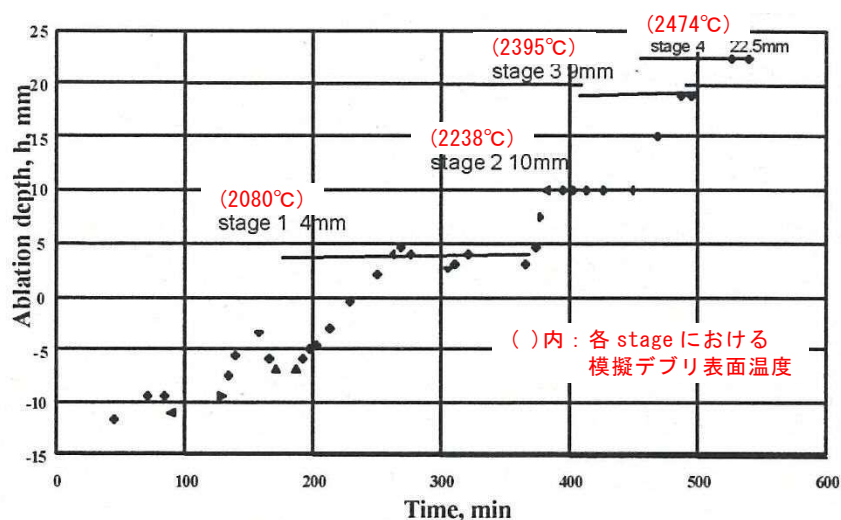


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell; 10 – bottom ceramic specimen. H – distance between the ceramic shield and corium melt surface.

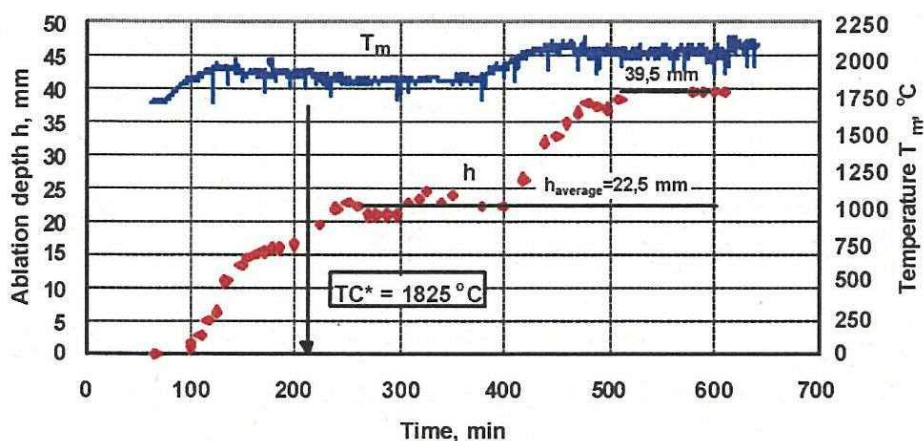
第 1 図 CIT 実験装置



第 2 図 CIT-9 における入力エネルギー



第 3 図 CIT-9 における模擬デブリ表面温度と耐熱材侵食深さの推移



第 4 図 CIT-11 における模擬デブリ表面温度と耐熱材侵食深さの推移

3. 実験条件と実機条件の比較

CIT-9 及び CIT-11 実験にて用いられた ZrO_2 耐熱材の組成を第 1 表に示す。主成分である ZrO_2 の純度は 94.7wt% であり，東海第二発電所においてコリウムシールドとして用いる ZrO_2 耐熱材と同等であることから，耐熱材の特性は実験条件と実機条件で大きな差はないと考えられる。

次に，CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬デブリの組成を第 2 表に示す。実験で用いられた模擬デブリは，酸化鉄 (FeO や Fe_3O_4) の割合が大き

く、CIT実験においては、これらの酸化鉄と ZrO_2 の共晶反応により、 ZrO_2 耐熱材が溶融、侵食されたものと考えられる。

一方、実機でのデブリ中に含まれる酸化鉄の割合は3%程度^{*}と想定され、CIT実験の条件は、ともに実機条件に比べて共晶反応による耐熱材侵食が生じやすい条件と考えられる。

※:RPV破損時点でのデブリ中の酸化鉄割合(MAAP計算結果より)

第1表 CIT-9 及び CIT-11 実験における ZrO_2 耐熱材組成

成分	割合 wt%
SiO_2	1.4
CaO	0.2
MgO	2.5
Fe_2O_3	0.2
Al_2O_3	0.8
TiO_2	0.2
ZrO_2	94.7

第2表 CIT-9 及び CIT-11 実験における模擬デブリ組成

	CIT-9	CIT-11
組成 wt%	49.1 UO_2 20.4 ZrO_2 30.5 FeO	19.0 ZrO_2 81.0 Fe_3O_4 (共晶組成)

4. 実機における ZrO_2 耐熱材と金属酸化物との共晶反応による侵食

CIT-9 及び CIT-11 実験は、ともに実機の酸化鉄の割合を大きく上回っているが、ここでは実機の酸化鉄の割合により近い CIT-9 実験に基づき ZrO_2 耐熱材の共晶反応による侵食量について考察する。

実機のMAAP解析結果によれば、デブリとコリウムシールドの接触面温

度は約 2000℃となっている。CIT-9 実験では、その温度を上回る 2080℃において、約 4mm の侵食が見られているが、その侵食量は時間とともに増加する傾向にはない結果となっている。このため、実機のコリウムシールドについても、酸化鉄等の金属酸化物との共晶反応により侵食が発生することがあると考えられるが、その侵食量は限定的であると考えられる。

参考文献

- [1] D.Lopukh et al., “New Experimental Results On The Interaction Of Molten Corium With Core Catcher Material” , ICONE-8179, (2000).
- [2] J.M.Seiler, K.Froment, “Material Effects On Multiphase Phenomena In Late Phases Of Severe Accidents Of Nuclear Reactors” , Multiphase Science and technology, Vol.12, No.2, pp.117-257, (2000).

添付 6. コリウムシールド厚さ，高さの設定について

1. はじめに

コリウムシールドは，M C C I の影響抑制の目的で設置するが，ペデスタル内の設備配置上，設置高さに制限があり，これを考慮した上で，落下デブリを全量保有でき，かつ，M C C I の影響も抑制できるよう，その厚さを設定する必要がある。以下に設定方針を示す。

2. コリウムシールド高さの設定

ペデスタル内には人通用開口部や床ドレン配管等のドライウェルと通じる経路があるため，デブリ堆積高さがこれらの経路に到達した場合，ペデスタル外へ流出するおそれがある。そのため，デブリをペデスタル内に全量保有する観点から，デブリ堆積高さはデブリがペデスタル外に流出する可能性のある経路よりも低い位置とする必要がある。ペデスタル床高さに対して最も低い位置となる経路は，ドライウェルからペデスタル床ドレンサンプへのドレン配管である（第 1 図）。当該配管の下端は，ペデスタル床から の位置に存在することから，コリウムシールド設置高さの上限として を設定する。

3. コリウムシールド厚さの設定

3.1 コリウムシールド厚さの設定方針

コリウムシールド厚さは，コンクリート侵食防止及びコンクリートへの熱影響を抑制する観点から，可能な限り厚さを確保する方針とする。ただし，コリウムシールド厚さを増やした場合の影響として，以下を考慮する。

- ・ペDESTAL床面積の減少によるデブリ保有可能量の減少

コリウムシールドの設置高さには上限があるため、厚さを増加させると保有可能なデブリ量が減少する。ペDESTAL内に落下するデブリのうち、粒子化したデブリは水プール中で冷却されやすいため、ペDESTAL構造物への熱影響を抑制する観点では、粒子化していない熔融デブリからの寄与が大きい。そのため、コリウムシールドの厚さとしては熔融デブリが全量保有できることが重要となる。

ただし、コリウムシールド厚さの設定に当たっては、粒子化デブリからの影響も緩和できるよう、粒子化デブリも含めたデブリ全量を保有できるよう考慮する。

- ・水プールとの接触面積の減少

コリウムシールド厚さを増加させると、水プールとの接触面積が減少するため、水プールへの除熱量が崩壊熱を下回ることによってデブリ温度が上昇し、コリウムシールドが侵食するおそれがある。そのため、コリウムシールドの厚さを設定した上で熔融デブリによる侵食量を評価し、ペDESTALに要求されるR P V支持機能及びデブリ保持機能に対する影響を評価する。

以上を踏まえ、コリウムシールド高さを上限である とした上で、粒子化による堆積高さ上昇も踏まえたデブリ堆積高さを考慮した場合においてもデブリが全量保有できるコリウムシールド厚さを設定する。

3.2 デブリ保有可能量を踏まえたコリウムシールド厚さの算定

デブリ体積高さ $H_{\text{debr i}}$ は、式(1)及び式(2)で算定される。ここで、ポロシティはP U L i M S実験等の知見を基に保守的な値として0.5を設定している。

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

$$S_{\text{fz}} = (L_{\text{PD}}/2 - D_{\text{CS}})^2 * \pi \quad (2)$$

V_m : 溶融物体積 []

V_s : ペデスタル内構造物体積 [] (添付 2 別添 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合 [0.171] (添付 2 別添 2 参照)

P : ポロシティ [0.5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積 [m^2]

L_{PD} : ペデスタル床直径 []

D_{CS} : コリウムシールド厚さ [m]

コリウムシールドの高さは、デブリ堆積高さと床に設置するコリウムシールドの厚さを加えた値となるため、式(1)において H_{debri} を ([] - D_{CS}) m とし計算した結果、 D_{CS} =約 [] となる。よって、デブリ保有可能性を踏まえると、コリウムシールド厚さは [] となる。

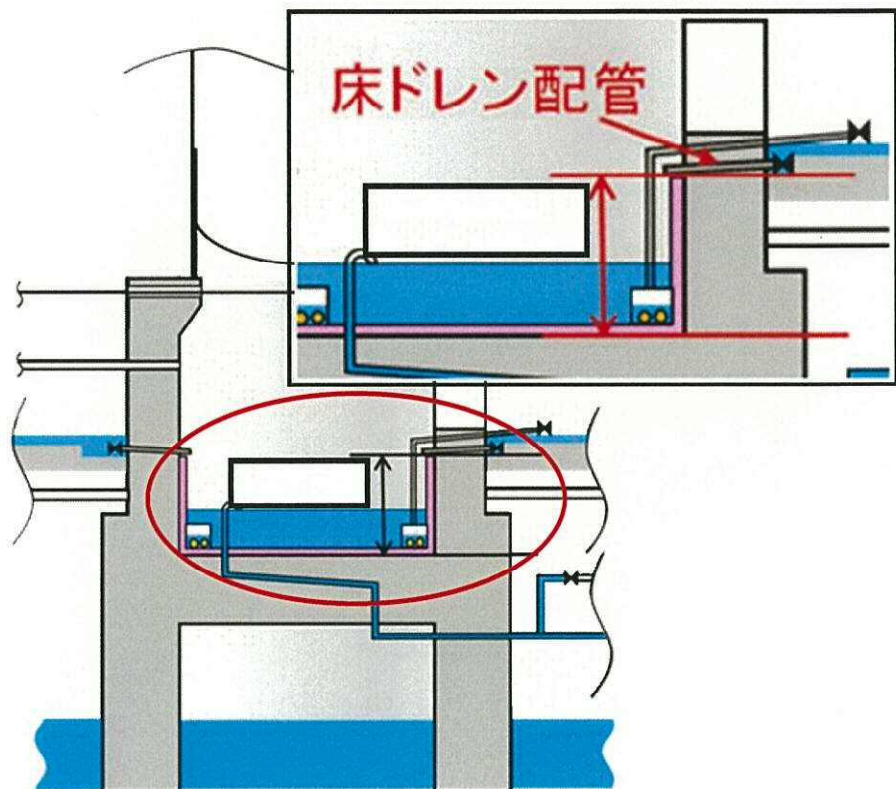
3.3 その他の影響を踏まえたコリウムシールド厚さの設定

コリウムシールド厚さが [] の場合、コリウムシールドの侵食は発生しないことを添付 5 にて確認している。また、添付 8 にて、コリウムシールドを設置しない条件でのコンクリートの侵食量（ベースケース：約 9cm，感度ケース：約 42～48cm）及びコンクリートの温度履歴を基に，R P V 支持機能及びデブリ保持機能を評価した結果，これらの機能が損なわれないことを確認している。以上より，コリウムシールド厚さが [] の場合でも，R P V 支持機能及びデブリ保持機能への影響はない。

また，熱影響の観点で寄与が大きい溶融デブリに着目すると，デブリ全量（溶融物体積 [] 及びペデスタル内構造物体積 []）が溶融デ

ブリと仮定した場合におけるデブリ堆積高さは約 1.63m であり，コリウムシールド高さ約 に対して余裕がある。

以上から，コリウムシールド厚さを とする。



第 1 図 デブリがペデスタル外へ流出する可能性のある経路

添付 7. ペデスタル内の水位管理方法について

東海第二発電所における，F C I 及びM C C I の影響抑制を考慮したペデスタル内水位管理対策の内容を以下に示す。

1. ペデスタルの構造及び設備概要

東海第二発電所のペデスタルの概要図を第 1 図(a)及び(b)に示す。

ペデスタル内の底面及び側面には，R P Vが破損しデブリが落下した際のペデスタル構造健全性確保のため，Z r O₂製のコリウムシールドを設置する。また，コリウムシールド内は床ドレンサンプとして用いるために，コリウムシールド表面にS U S製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに，その内側に機器ドレンサンプを設置する。

ドライウェルにて生じる床ドレン及び機器ドレン並びに機器ドレンサンプを冷却するための冷却水は，第 1 図(a)及び(b)のようにペデスタル側壁の貫通孔を通る配管により各ドレンサンプへ導かれる。これらの配管はコリウムシールドの側壁部より高い位置からペデスタル内へ接続し，コリウムシールド内に堆積したデブリが配管へ流入しない設計とする。

床ドレンサンプ内に流入した水は，1m に立ち上げたスワンネックから流出させ，スリット及び配管を通じて原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ排水する。また，排水配管を分岐させベント管へ接続することで，事故時においてペデスタルからサブプレッション・チェンバへ排水する経路を設ける。

ペデスタルの側壁は鋼製スカートを介してR P Vを支持しており，R P V下部プレナムの中心付近には原子炉冷却材浄化系のボトムドレン配管が接続されているとともに，ペデスタル内には制御棒駆動水圧系配管が敷設されている。

弁の閉止タイミング

※ 1 (図中○) :

格納容器隔離信号発信時

※ 2 (図中○) :

格納容器圧力高信号及び

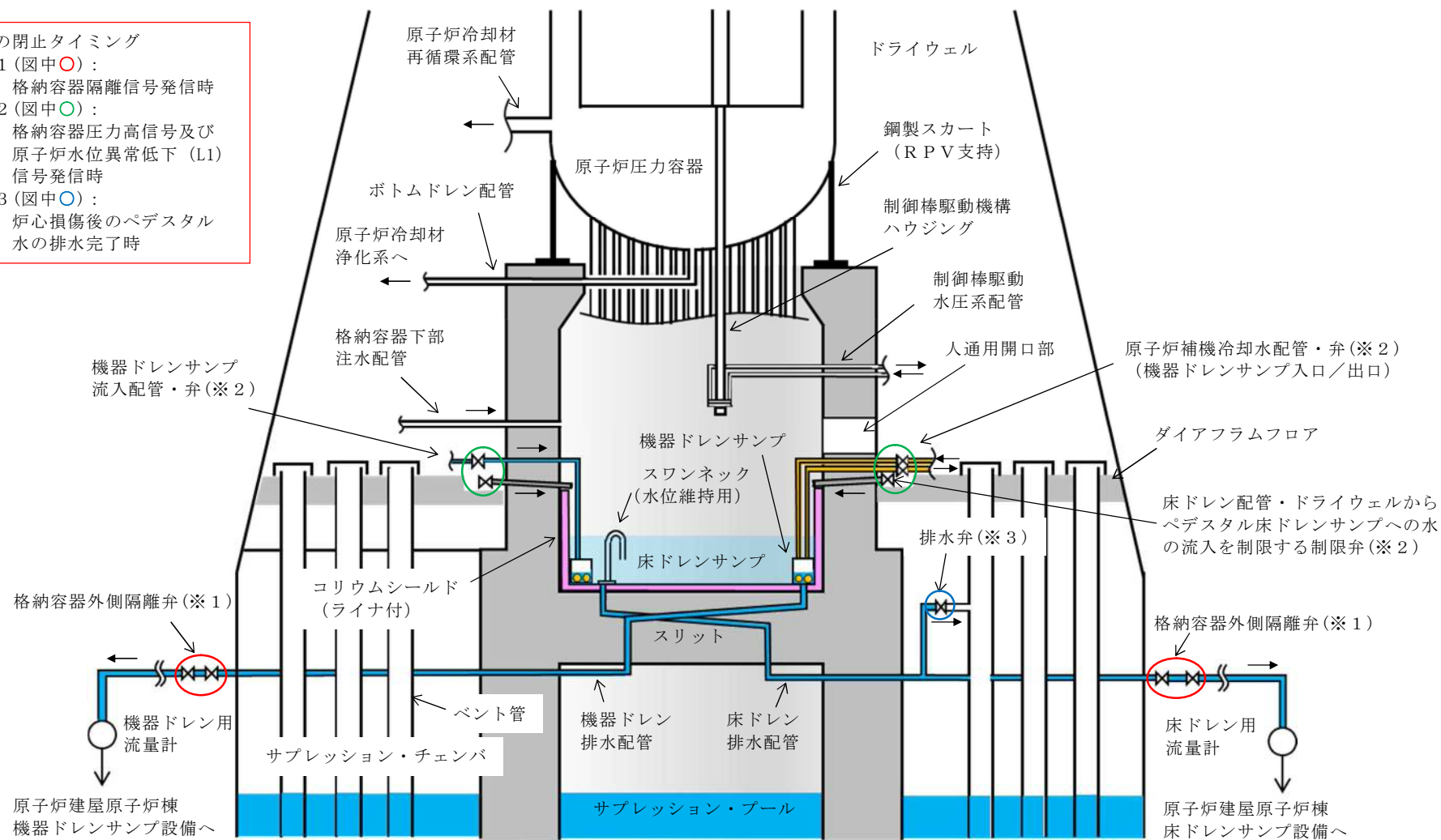
原子炉水位異常低下 (L1)

信号発信時

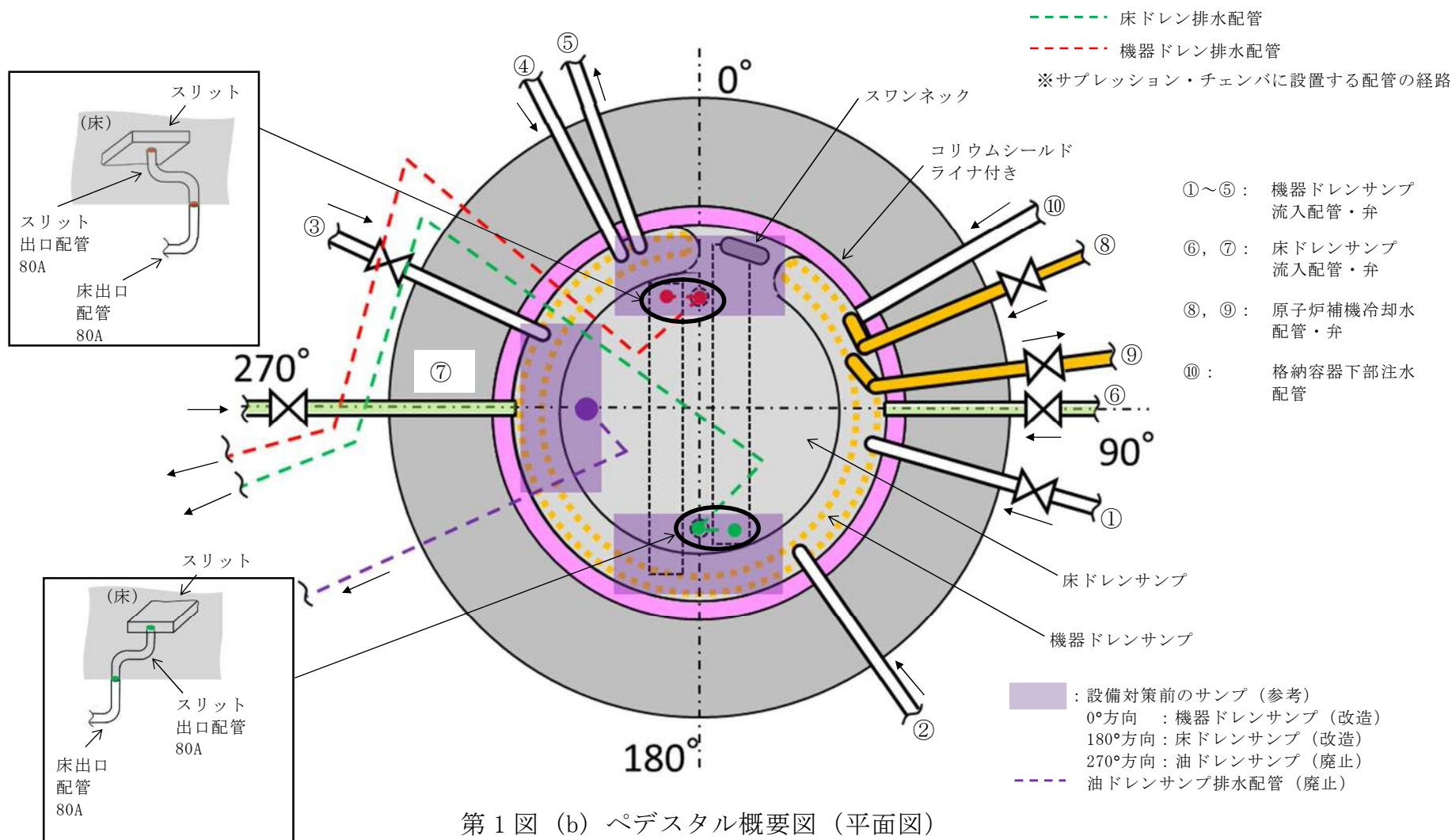
※ 3 (図中○) :

炉心損傷後のペデスタル

水の排水完了時



第 1 図 (a) ペデスタル概要図 (断面図)



2. 水位管理方法

通常運転時及び事故時におけるペデスタル内水位の管理方法を以下に示す。

(1) 通常運転時

ペデスタル床ドレンサンプの機能として、排水配管から 1m の水深を超えた流入水を原子炉建屋原子炉棟の床ドレンサンプ設備へ排水し、ペデスタル内水位を 1m に維持する。

(2) 事故発生から R P V 破損まで

格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号により、ペデスタル内へ流入する配管 (床ドレン配管、機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管) に対してペデスタル外側に設置した制限弁を自動閉止し、ペデスタルへの流入水を制限する。

制限弁閉止前の流入水等により水位が 1m を超えた場合には、ベント管に接続された床ドレン排水配管及び排水弁を経由してサブプレッション・プールへ排水され、R P V 破損までにペデスタル内水位は 1m まで低下する。

事故が発生し炉心が損傷した場合、格納容器下部注水配管から水位 1m を超過するまで注水を実施し、その後排水することにより、R P V 破損時に確実に水位 1m を確保する運用とする。これに要する時間は 10 分程度 (水位 10cm 分の注水に要する時間 (約 3 分) 及び 5cm 分の排水に要する時間 (約 5 分) に余裕を加味した時間) と想定され、炉心損傷後のペデスタル注水開始から R P V 破損までの約 2.5 時間 (事象進展の速い大破断 L O C A 時の例) の間に余裕をもって実施可能である。

ベント管に接続する排水弁は R P V 破損前に閉とし、R P V 破損後のペデスタル水のサブプレッション・プールへの流出を防止する。

(3) R P V 破損後

R P V 破損及びデブリ落下後, ペDESTAL内にて 0.2m 以上のデブリ堆積を検知後に, $80\text{m}^3/\text{h}$ でペDESTAL満水相当まで水位を上昇させるとともに, その後は満水近傍にて水位を維持する (別添 1)。

また, 上記(1)～(3)の水位管理を実現するための設備対策について別添 2 に, ペDESTAL内に設置する計器類について別添 3 にそれぞれ示す。

ペデスタル注水開始後の S E 発生の可能性及び S E 発生抑制の考え方について

1. はじめに

東海第二発電所では、S E によるペデスタル構造への影響抑制のため、R P V 破損時のペデスタル水位を 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）によるペデスタル注水を実施する手順としており、注水開始後には 1m を超える水位がペデスタル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 破損及びペデスタル注水開始後のペデスタル内の状況を推定し、S E の発生可能性及びこれを考慮した水位管理について検討した。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

R P V が破損するような状況においては原子炉注水機能が喪失している可能性が高く、R P V 破損時にはデブリの大部分が下部プレナムに堆積することで、これらのデブリの重量及び熱的影響により C R Dハウジング等の R P V 貫通部溶接箇所が破損し、デブリが落下し始めると考えられる。その後も、C R Dハウジングはペデスタル内において外部サポートにより支持されているため逸出が生じることは考えにくく、アブレーションによる破損口の拡大を伴いながら下部プレナムに堆積したデブリが継続的にペデスタルへ落下するものと考えられる。

なお、有効性評価においては、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、R P V の破損形態として C R Dハウジングの逸出

を想定しており、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。

3. R P V破損後のペDESTAL内の水の状態とS E発生抑制の考え方

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の発生可能性について検討した。第1表及び第2表に、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 であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、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。また、ペDESTALを満水（水深 ）とする水量は約 81m^3 であり、この水量を飽和温度まで昇温させるデブリ量は、約 31ton と評価される。このデブリ量がペDESTAL内に堆積した場合、その堆積高さは約 0.15m となる。よって、これに余裕を考慮し、0.2m までのデブリ堆積を検知後に満水までの注水を行うことで、ペDESTAL内を満水とした場合でも水の飽和状態は維持される。

また、R P V破損後のペDESTAL注水は $80\text{m}^3/\text{h}$ にて実施するが、デブリからペDESTAL水への伝熱速度の観点からは、熱流束を $800\text{kW}/\text{m}^2$ 一定※、伝熱面積をデブリ拡がり面積である とすると、 $180\text{m}^3/\text{h}$ 以上の水を飽和温度まで昇温する熱移行率となる。

※：MAAPコードを用いた有効性評価においてデブリから上面水への限界熱流束として小さめに設定している値。

以上より、R P V破損後にはペDESTAL内の水は速やかに飽和状態に至るとともに、0.2m までのデブリ堆積を検知後にペDESTAL満水相当（水位 2.75m）

までの注水を開始することにより，その後の注水過程でもペデスタル内の水は飽和状態に維持されるため，S Eの発生は抑制されることが考えられる。

ペデスタル満水相当（水位 2.75m）まで注水を実施した後は，2.25m 及び 2.75m 高さの水位計を用いて水位 2.25m 未満を検知した場合に水位 2.75m までペデスタルへ注水する間欠注水を実施することで，サブクール度を小さく保ち S Eの発生を抑制しながら，デブリの冷却を継続する。

また，R P V破損後にR P V内の残存デブリ冷却のための注水を実施した場合，注水の一部がR P Vの破損口からペデスタルへ落下しペデスタル内が常に満水状態となることが考えられるが，以下の理由により S Eの発生は抑制されることが考えられる。

- ・ R P Vからペデスタルへの落下水はR P V内に残存するデブリにより加熱され，また，ペデスタル内の水はペデスタルに落下したデブリにより加熱されているため，ペデスタル内の水は飽和状態を維持する
- ・ R P Vからペデスタルへの流入水のサブクール度が大きい場合，R P V内の残存デブリは冷却されており，ペデスタルへ落下する可能性は低い
ただし，ペデスタル注水手順は，先述のR P V破損口の拡大が生じない場合のような，デブリが少量ずつペデスタルへ落下してくる可能性を考慮しても，S Eの発生を抑制できるよう整備する（別紙参照）。

第 1 表 デブリの評価条件

項目	値	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) 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 ($^{\circ}\text{C}$)		
デブリ冷却後温度 ($^{\circ}\text{C}$)	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

第 2 表 ペデスタル水の評価条件

項目	値	備考
ペデスタル水密度 (kg/m^3)	1,000	概略値を使用
ペデスタル水比熱 (J/kgK)	4,180	
ペデスタル水初期温度 ($^{\circ}\text{C}$)	35	外部水源温度
ペデスタル水飽和温度 ($^{\circ}\text{C}$)	135	R P V 破損時の D / W 圧力の包絡値 (0.3MPa) における飽和温度
ペデスタル水半径 (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

デブリ少量落下時のS E発生可能性を考慮したペデスタル注水管理について

原子炉注水機能が喪失しR P V破損に至るような状況においては、デブリが継続的に落下することによりペデスタル内の水は飽和状態となりS Eの発生は抑制されることが考えられることから、R P V破損の検知後には、確実なデブリ冠水及び冷却のため、ペデスタル満水相当まで連続して注水を行うとともに、その後もデブリの冷却に必要な量の注水を継続することとしている。その手順は以下のとおりである。

(a) R P V破損前

ペデスタルへの事前注水及び排水配管からの排水により、水位は1mに維持される。

(b) R P V破損後

R P V破損を判断した場合には、ペデスタル満水相当の水位2.75mまで注水を実施する。その後は、2.25m及び2.75m高さの水位計を用いて水位2.25m未満を検知した場合に水位2.75mまでペデスタルへ注水する間欠注水を実施し、サブクール度を小さく保ちS Eの発生を抑制する。

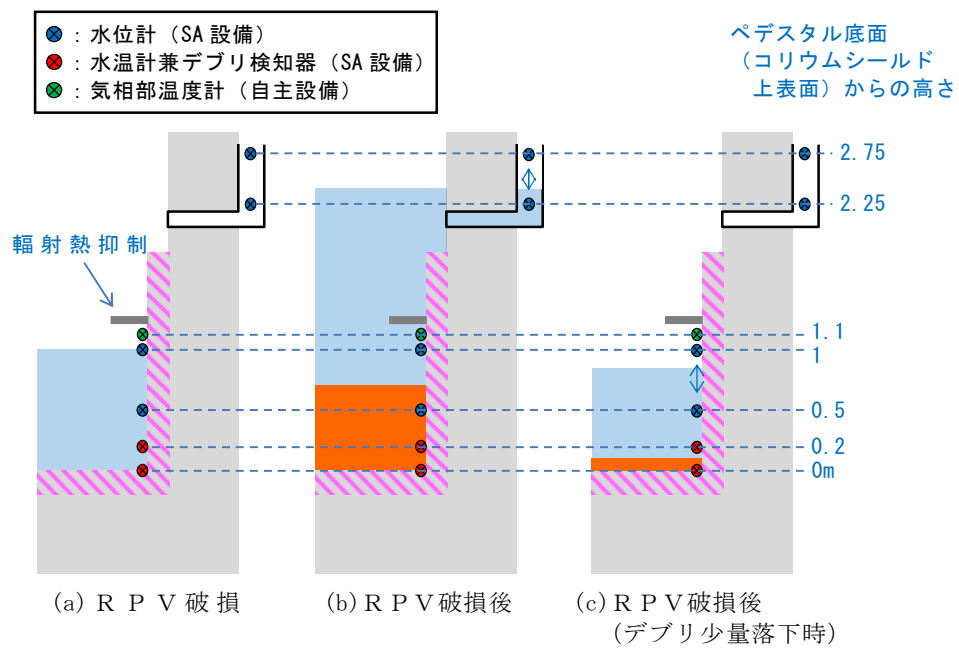
一方、R P V破損前に原子炉注水機能が復旧した場合等に、少量のデブリがペデスタルに落下し残りの大部分がR P V内に残存する可能性や、デブリがごく少量ずつ継続して落下する可能性も考えられ、デブリ落下挙動には不確かさが存在する。したがって、このような場合において、ペデスタル注水により水深が深く、サブクール度の大きい水プールが形成され、その後R P V内に残存したデブリが落下した際に万が一S Eが発生する可能性についても考慮し、上記(a)及び(b)の手順に加え、以下(c)の手順によりペデスタルへの注水を管理す

ることとする。

(c) R P V破損後（デブリの落下量が少量の場合）

ペDESTAL満水（水深 ，約 81ton）の水を飽和温度に到達させるデブリ量は約 31ton（全体の約 11%）であり，その堆積高さは約 0.15m となる。これより，ペDESTAL底面から 0.2m 高さにデブリ検知器を設置し，R P V破損判断後においても 0.2m 高さまでのデブリ堆積が検知されない場合には，0.5m 及び約 1m 高さの水位計を用いて，水位 0.5m 未満を検知した場合に水位約 1m までペDESTALへ注水する間欠注水を行うことにより，深い水プールの形成を防止し S E の発生を抑制する。

第 1 図に示す重大事故等対処設備の計装設備を用いた水位管理により，上記のとおりデブリの冠水状態は維持・監視可能であるが，デブリの冠水状態が維持されていることを別のパラメータにより参考情報として得られるよう，自主設備として 1m より上部に気相部温度計を設置し，気相部温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当であることを確認する。気相部温度計は蒸気密度が高い水面付近（ペDESTAL底面から約 1.1m）に設置するとともに，気相部温度計の上部に輻射熱抑制板を設置することにより，人通用開口部下端（ペDESTAL底面から約 2.8m 高さ）付近に設置されているターンテーブル等のペDESTAL上部にデブリが付着した際の輻射熱の影響を抑制し，飽和状態の雰囲気温度を計測可能な設計とする。



第 1 図 ペDESTAL水位管理の概念図

ペデスタル排水設備対策について

1. はじめに

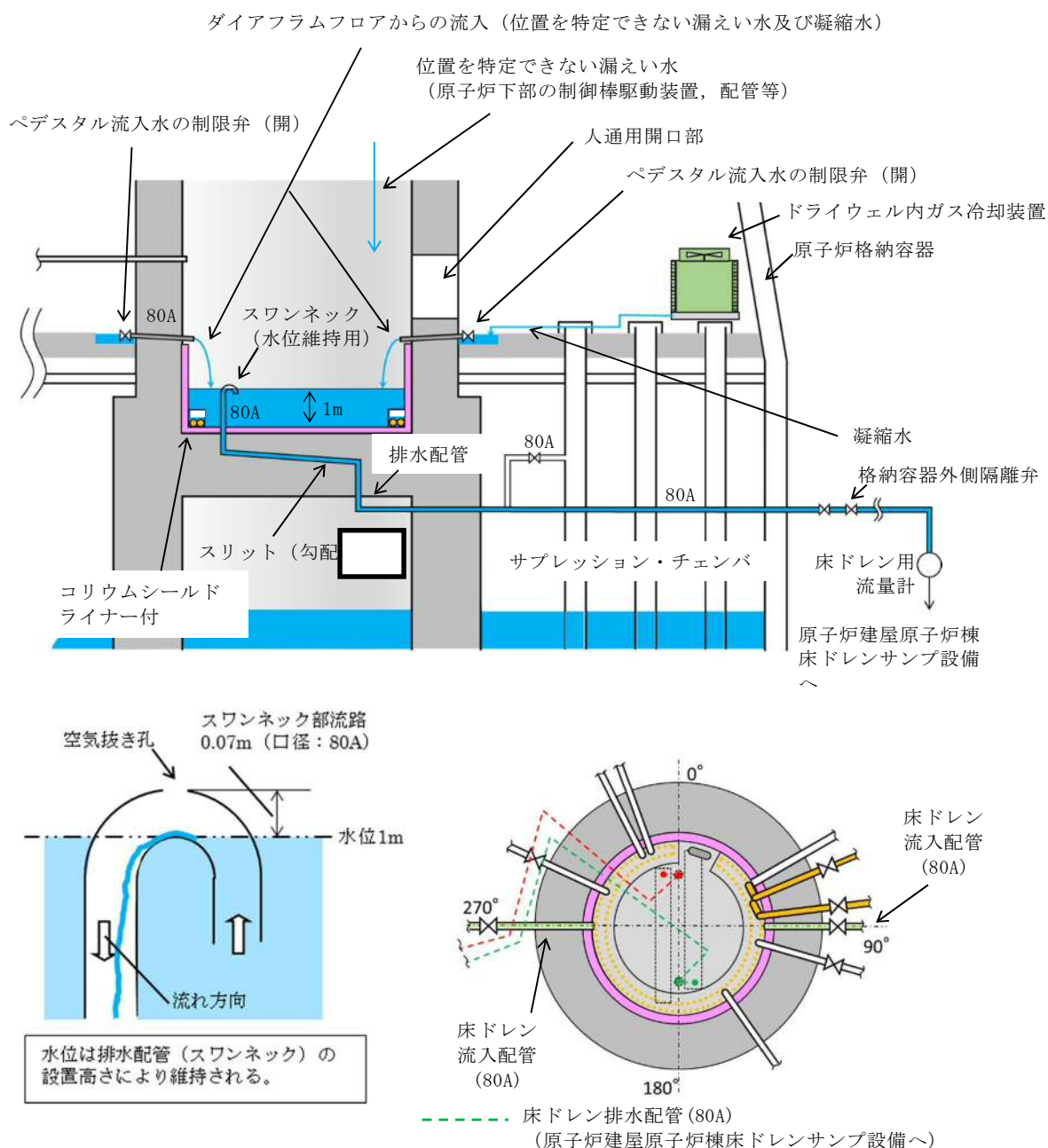
通常運転中，事故発生から R P V 破損まで及び R P V 破損後について，水位管理に必要な排水設備対策の方針を各々記載する。

1) 通常運転時

①ペデスタル内床ドレンサンプ

- ・ドライウエル内ガス冷却装置から発生する凝縮水，漏えい位置を特定できない格納容器内の漏えい水（以下「漏えい水」という。）が流入する設計とする。（第 1 図）
- ・サンプの水位は，サンプから排水する排水配管の入口（スワンネック）高さを床面から 1m に設定することで，常時 1m の水位を保つことが可能な設計とする。（第 1 図）
- ・サンプへの流入水は，高さ 1m に設置する排水配管の入口（スワンネック）から，排水配管内を通じてサブプレッション・チェンバを経由し，格納容器外の原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ全量排水される設計とする。（第 1 図）
- ・漏えい水は，運転中に生じるドライウエル内ガス冷却装置からの凝縮水の流入によってサンプ水位は常時 1m に維持されているため，サンプに流入する全量が排水され，原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備に至る過程で，床ドレン用流量計により $0.23\text{m}^3/\text{h}$ を検出することが可能な設計とする。（第 1 図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及び R P V 破損後にスリット内でデブリが凝固するための必要な距離（スリット

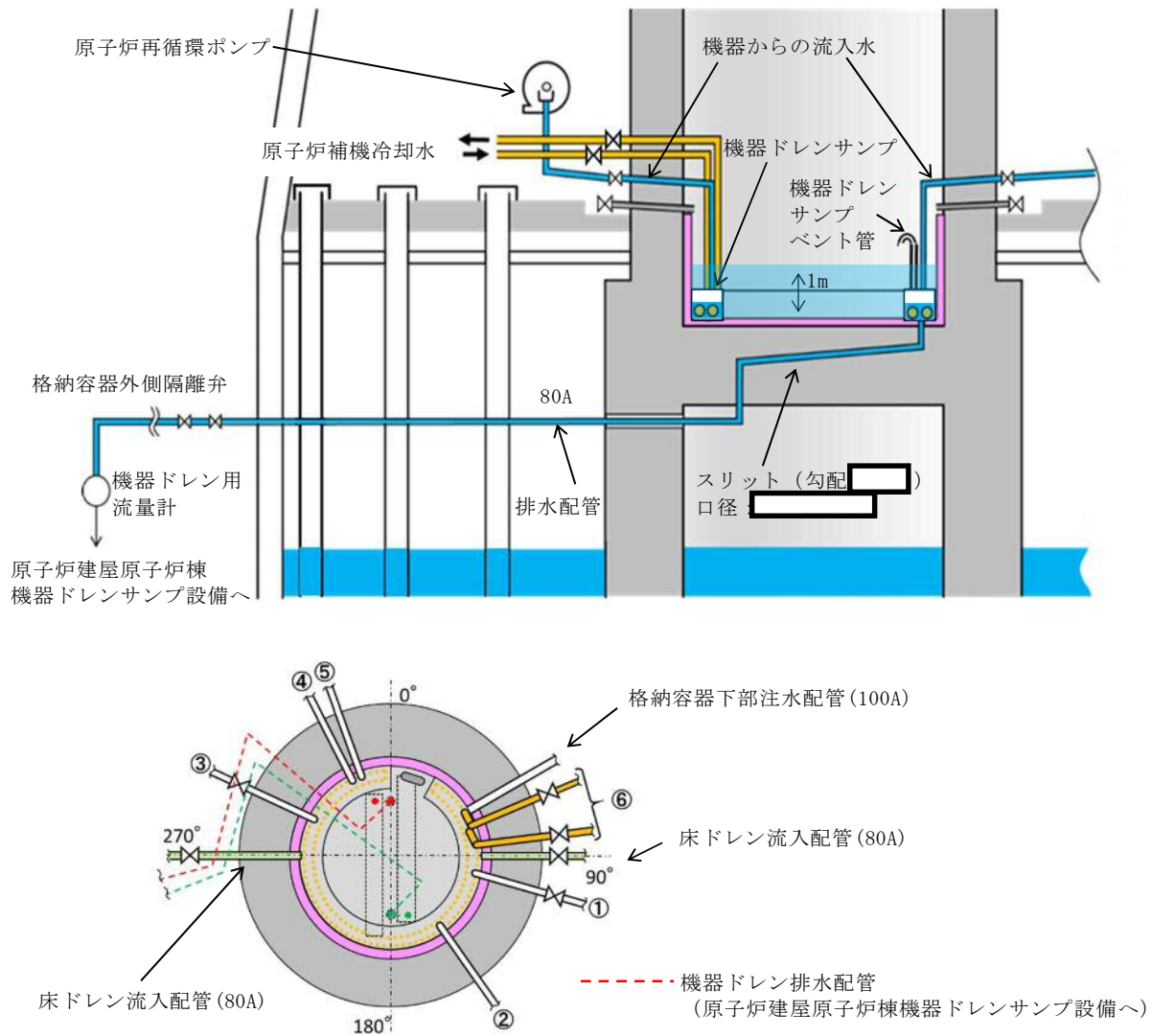
全長は約□)を短くする観点から、スリットの勾配を□に制限した設計とする。(第1図) なお、RPV破損までの排水性に対しては、スリットの勾配は影響しない。



第1図 ペDESTAL床ドレンサンプの通常運転時流入水及び排水経路図

②ペデスタル内機器ドレンサンプ

- ・原子炉再循環ポンプグランド部からの排水，機器からのリーク水及び機器点検時のドレン水が流入する設計とする。（第2図）
- ・ドレン水は，サンプ内で冷却（原子炉補機冷却水配管により）され，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプへ全量排出される設計とする。（第2図）
- ・原子炉補機冷却水配管をサンプ内部に通し，高温のドレン水を冷却することができる設計とする。（第2図）
- ・サンプからの排水は，原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備に至る過程で，機器ドレン用流量計により排水量を計測し， $5.70\text{m}^3/\text{h}$ の排水（漏えい量）を検出することが可能な設計とする。（第2図）
- ・排水配管水平部の勾配は，通常運転中の排水性を確保する観点及びR P V破損後にスリット内でデブリが凝固するため必要な距離（スリット全長は約□）を短くする観点から，スリットの勾配を□に制限した設計とする。（第2図）
- ・サンプには複数のドレン水が流入するため，排水性確保の観点からベント管を設置する設計とする。



NO.	流入元	運転中の状態
①	原子炉再循環ポンプ (A) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
②	原子炉再循環ポンプ (A) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
③	原子炉再循環ポンプ (B) グランド部排水, 機器からのリーク水 (*1), 機器点検時のドレン水 (50A) (*2)	常時排水有
④	機器点検時のドレン水 (80A) (*2)	常時排水なし
⑤	原子炉再循環ポンプ (B) 点検時のドレン (50A) (*2)	常時排水なし
⑥	原子炉補機冷却水配管 (50A)	常時流入

*1 : 弁グランド部からのリーク水 (運転中)

*2 : 通常閉の弁を開にし排水 (定検時のみ)

第 2 図 ペDESTAL機器ドレンサンプの運転中流入水及び排水概要図

2) 事故発生から R P V 破損前まで

① R P V 破損前までに達成すべき条件

- ・デブリ落下までの間，ペDESTAL床ドレンサンプの水位を 1m に維持すること。

② 条件を達成するための設備対策

a. ドライウェルからの流入水の遮断

- ・ペDESTAL床ドレンサンプへの流入水を遮断するため，格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下（L1）信号により，ペDESTAL流入水の制限弁（床ドレン）を閉にする設計とする。（第 3 図(a)(c)）
- ・制限弁を閉にすることにより，格納容器スプレイ水等のペDESTALへ流入する可能性のある水は，ベント管を介してサブプレッション・プールへ排水される設計とする。（第 3 図(a)(c)(d)）

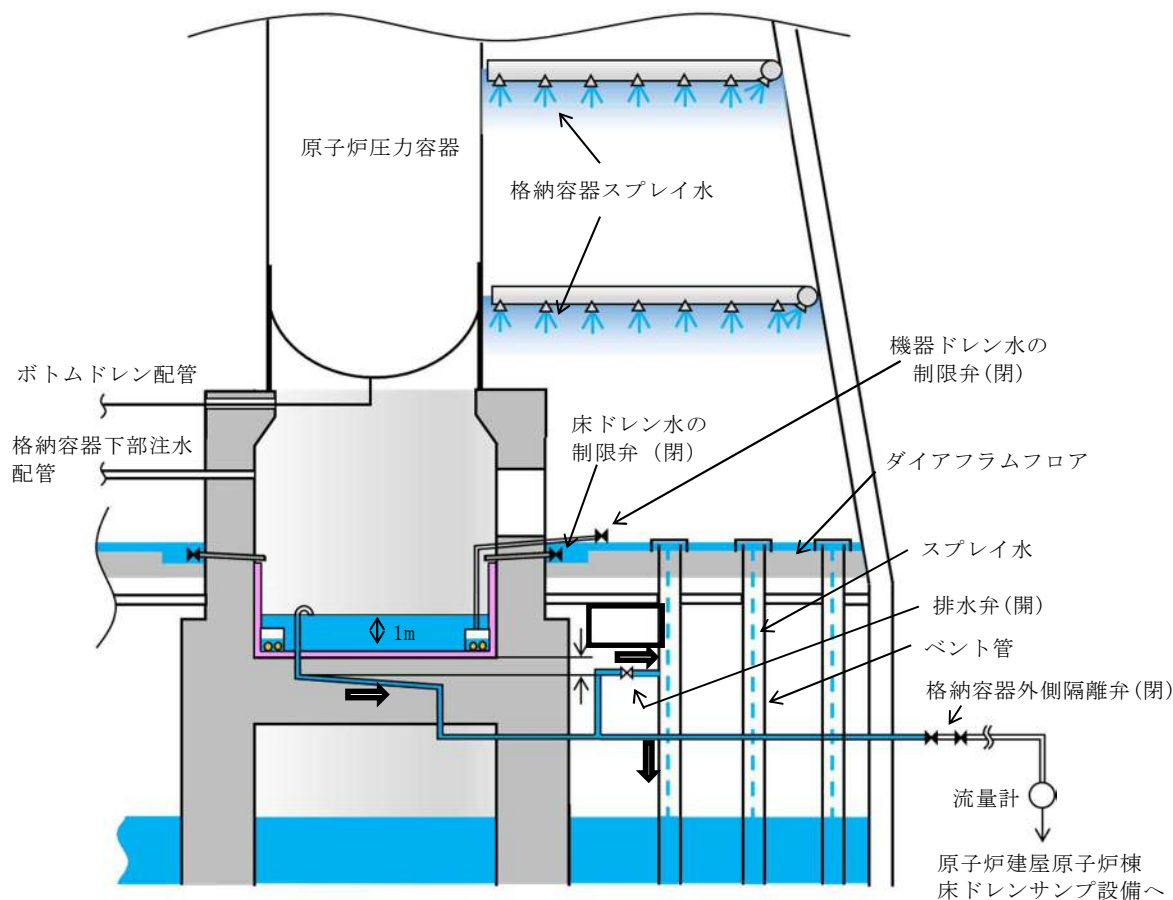
b. ペDESTALへの流入水の排出

- ・事故発生により格納容器外側隔離弁は開から閉状態となり，ペDESTAL床ドレンサンプへの流入水の格納容器外への排水は遮断されるが，通常運転中から排水弁を開の状態にしておくことで，ベント管を介してサブプレッション・プールへ自然排水される設計とする。（第 3 図(a)(c)(d)）
 - ・事故時のペDESTAL床ドレンサンプへの流入水により，ペDESTAL床ドレンサンプの水位は上昇するが，R P V破損までの間に，ペDESTAL床ドレンサンプの水位が，1m まで排水可能な設計とする。（別紙）
 - ・以下を考慮し，排水配管のベント管への接続高さをペDESTAL床のコンクリート表面より約 下の位置に設置する設計とする。（第 3 図(a)）
- 排水配管のベント管への接続高さは，サンプへの流入水の排水流量

を確保する観点からは低い方が望ましいが、スリット内部でのデブリ凝固の確実性向上の観点からは、スリット内に水を保有させるためスリットより高くする必要がある。このため、排水配管のベント管への接続高さは、排水配管の下端位置がスリット高さ方向の流路（10mm）の上端の位置になるように設置する設計とする。（第3図（a））

➤ スリットの設置高さを低くする場合、スリット内でデブリが凝固した際に、床スラブ鉄筋コンクリートの温度上昇による強度低下が懸念される。そこで、コリウムシールド無しの条件において温度による強度低下を考慮しても床スラブの健全性が確保されるスリット高さ（ペDESTAL床のコンクリート表面から約 下）にスリットを設置する。（第3図（a））

- ・ 排水配管を接続するベント管については、真空破壊弁作動時のベント管内のサブプレッション・チェンバからドライウェルへの上昇流が排水に影響することがないように、真空破壊弁が設置されていないベント管を対象とする設計とする。（第3図（d））
- ・ ベント管に接続する排水弁は、ペDESTAL水位が1mを超えて上昇し、その後水位約1mまで排水されたことを水位計にて検知した後、自動閉止する設計とする。これにより、RPV破損後のペDESTAL水のサブプレッション・プールへの流出を防止する。

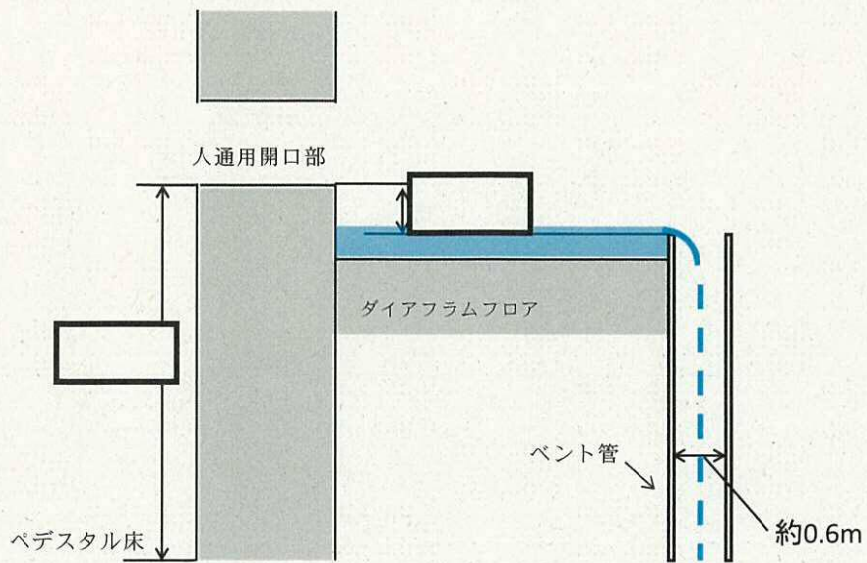


ペDESTALに流入した水はベント管（真空破壊弁が設置されていないもの）を介してサプレッション・プールへ排水される。ベント管は、格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが、ベント管は個数が108本あり、約0.6mの直径を有していることから、ベント管の単位面積あたり流れる格納容器スプレイ水等の流量はわずかであり、ペDESTALへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

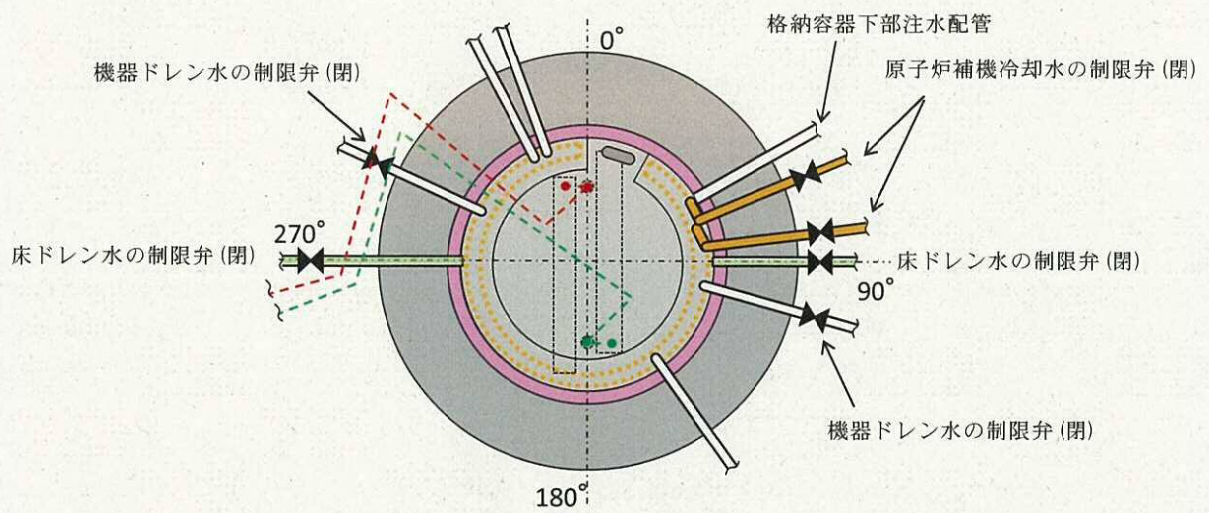
サプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約 □ 下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし、格納容器ベント中のサプレッション・プール水の最高水位は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため、格納容器ベント中でも排水配管が水没することは無い。（第3図（b））

【参考】最も高い位置の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約0.47m下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置であるが、その他の真空破壊弁はペDESTAL床のコンクリート表面より約1.36m下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置に設置されている。

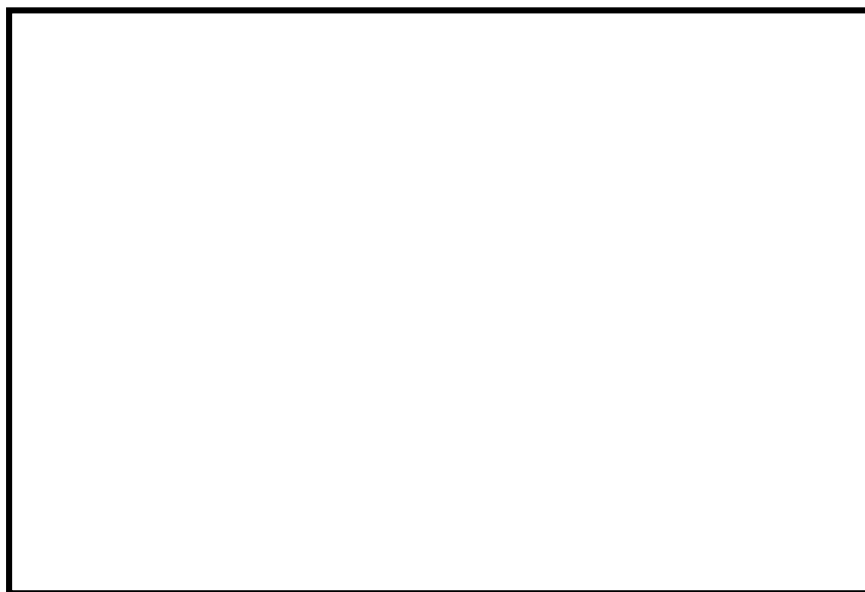
第3図（a）ペDESTAL床ドレンサンプの水位1m維持対策概要



第3図 (b) ペデスタル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



第3図 (c) ペデスタル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



- - - - 機器ドレン排水配管(80A)
(原子炉建屋原子炉棟機器ドレンサンプ設備へ)
- - - - 床ドレン排水配管(80A)
(原子炉建屋原子炉棟床ドレンサンプ設備へ)
- ベント管 ペDESTAL床ドレンの排水経路となるもの(真空破壊弁なし 1 か所)
- ベント管 真空破壊弁付き(11 か所)
- ベント管 真空破壊弁なし(96 か所)

第3図 (d) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

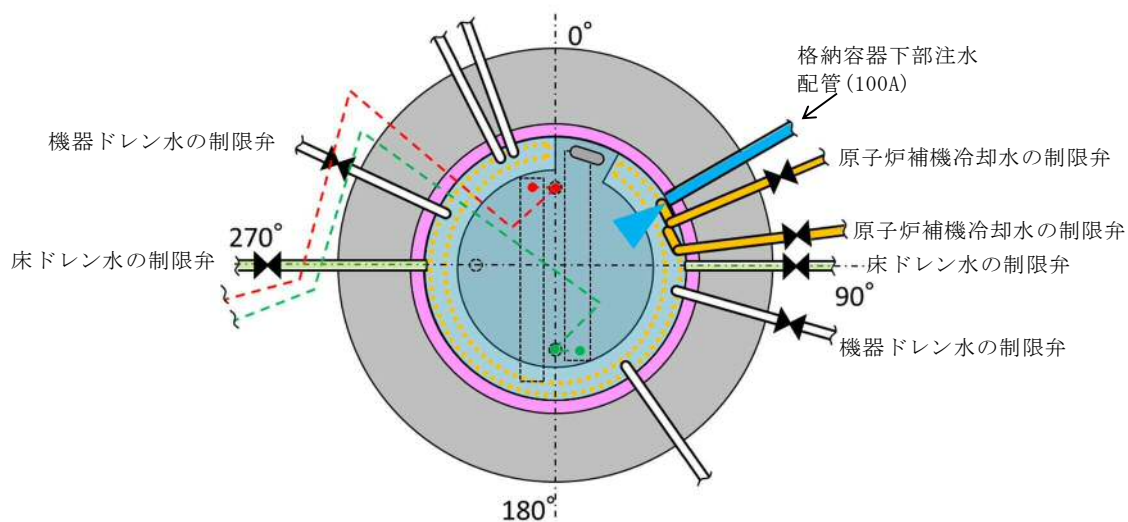
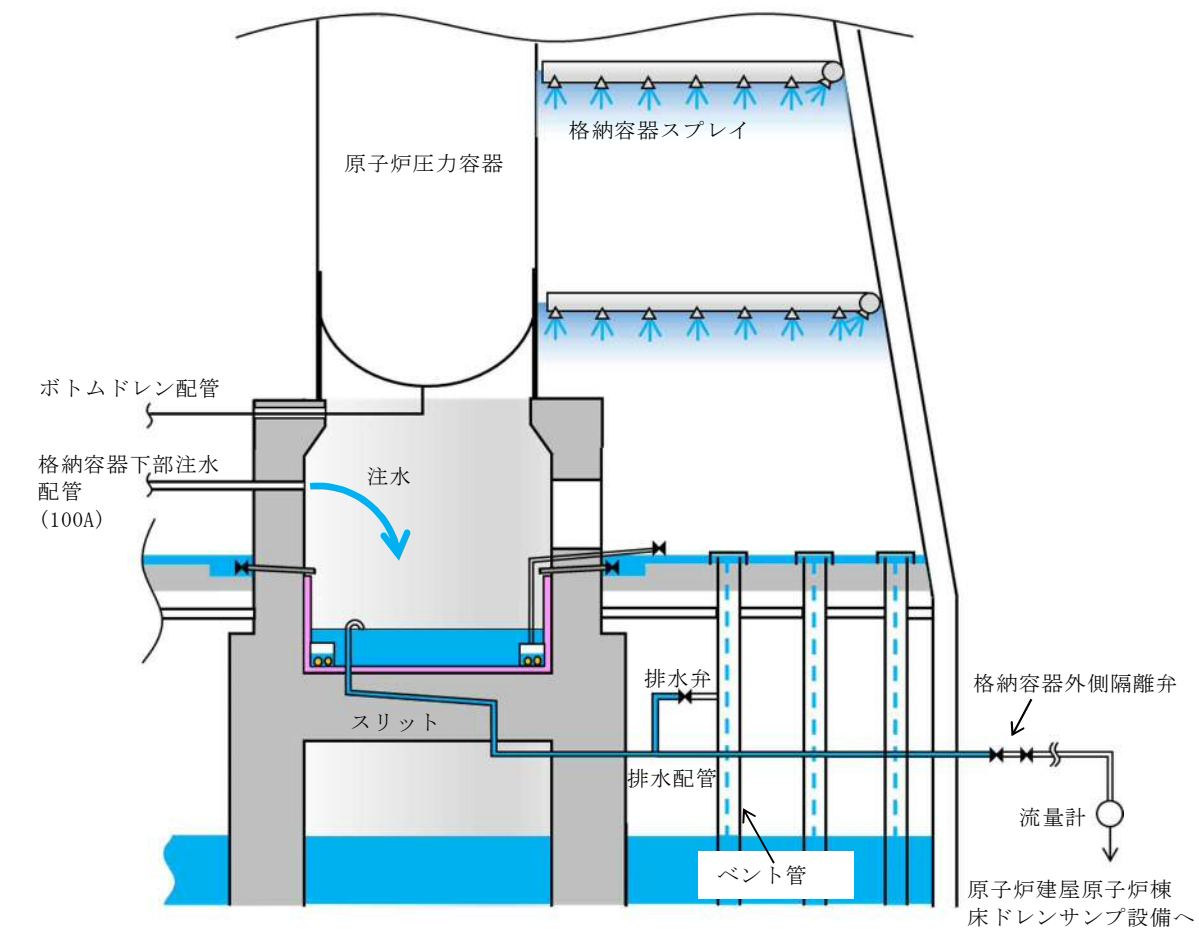
3) R P V破損後

①R P V破損後に達成すべき条件

- ・ペDESTAL床ドレンサンプへ落下したデブリを冷却するために，注水できること。
- ・ペDESTAL床ドレンサンプの水位を管理できること。

②条件を達成するための設備対策

- ・R P V破損後，デブリが機器ドレン配管及び原子炉補機冷却水配管を溶融することにより，当該配管からペDESTAL内へ内包水が流入することを防止するため，格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下(L1)信号により，ペDESTAL流入水の制限弁（機器ドレン及び原子炉補機冷却水）を閉にする設計とする。（第4図）
- ・R P V破損後のデブリ落下後に，格納容器下部注水系から注水を行う設計とする。（第4図）



第4図 ペデスタル床ドレンサンプ注水概要図

事故発生からR P V破損までのペデスタル流入水の排水評価について

R P Vが破損しデブリがペデスタルへ落下する際には、S Eの影響を抑制するためペデスタル内水位を1mとすることとしている。これに対して、事故発生後にペデスタル内への水の流入があった場合でも、R P V破損までにペデスタル内水位が1mまで排水されることを確認した。以下にその内容を示す。

1. 評価において想定する事象

東海第二発電所のペデスタル内構造（添付7本文第1図参照）をもとに、事故発生からR P V破損までの間にペデスタル内へ水が流入し得る事象を選定し、それぞれに対して排水評価の要否を検討する。

(1) 大破断L O C A

R P V破損する場合の有効性評価の評価事故シーケンスとしては、過渡事象時に注水機能が喪失する事象（以下「過渡事象」という）を選定しているが、過渡事象ではドライウェル内に水が流出することはない。R P V破損までに格納容器スプレイを実施することはない。一方で、大破断L O C A時に注水機能が喪失する事象（以下「L O C A事象」という）では、ドライウェル内への水の流出やR P V破損までの格納容器スプレイの実施により、ペデスタル内への水の流入が生じるため、排水評価の対象とする。

(2) ボトムドレンL O C A

R P V破損を想定する評価事故シーケンスのうち、ペデスタル内におけるボトムドレンL O C Aが生じた場合、R P Vからペデスタルへ多量の原子炉冷却材が流入する。しかし、この流入水は飽和状態であるため、水深が深い場合でもS Eの発生可能性は極めて低く、万一S Eが発生した場合

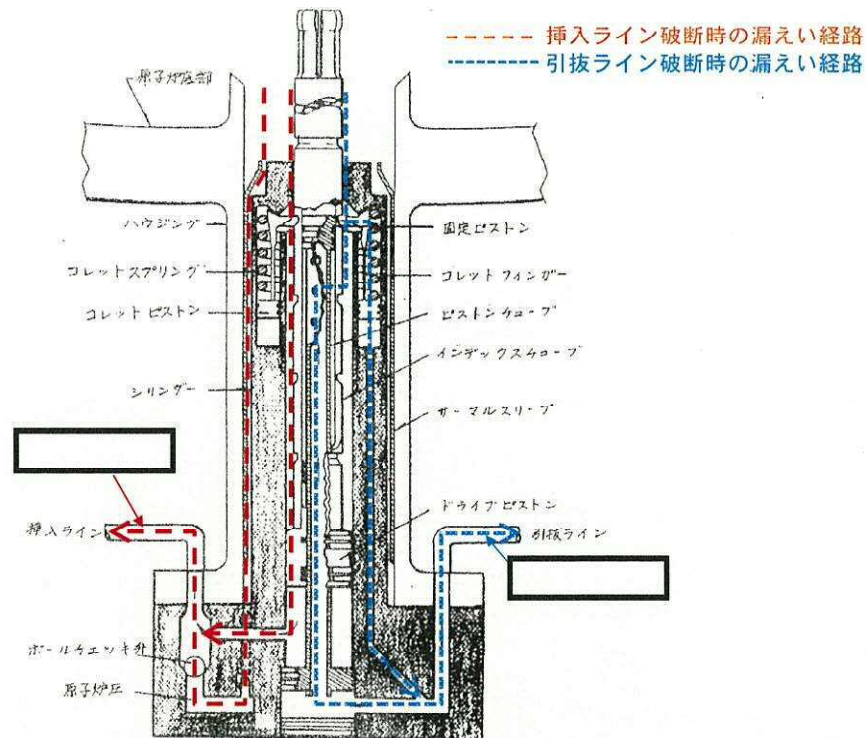
の発生エネルギーも小さいと考えられることから、排水評価の対象事象とする必要はないと考える。ただし、排水性能の保守性を確認する観点から参考として排水可能性を評価する（参考 1）。

(3) その他のペデスタル内への流入事象

ペデスタル内において制御棒駆動水圧系配管が破断した場合、R P V及び制御棒駆動水圧系からペデスタル内に漏えい水が流入する。しかし、事象確認後に制御棒駆動水ポンプを停止することで、制御棒駆動水圧系からペデスタルへの流入は停止する。また、第 1 図のとおり、当該配管は 1 インチ以下の細さであることに加え R P Vからの漏えいは制御棒駆動機構のシール部を介するため、その漏えい量はごく少量であり、R P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

また、ペデスタル内において機器ドレン配管や原子炉補器冷却水配管が破断した場合にもペデスタル内へ冷却水が流入するが、上記と同様にこれらの事象に起因して R P V破損に至ることは考えにくく、排水評価の対象外とする。

以上より、排水評価において想定する事象として L O C A 事象を選定する。



第 1 図 制御棒駆動水圧系配管破断時の R P V からの漏えい経路

2. 評価条件

- ・ L O C A 事象発生時，格納容器圧力高信号及び原子炉水位異常低下（L1）信号によりペDESTAL 流入水の制限弁は事象発生後すぐに閉止することから，格納容器スプレイ水等によるドライウェルからの流入水は制限されるが，ここでは事故発生後 5 分間においてペDESTAL への流入が継続すると仮定する。また，ドライウェルからの流入量を多く評価する観点から，ダイヤフラムフロア上に溜まる水の水位は，物理上最も高くなるベント管高さとする。このとき，ドライウェルからペDESTAL への流入量は，以下のように計算され，これを R P V 破損までの必要排水量とする。

$$V = v_{in} \times A \times t = (2gh)^{1/2} \times A \times t$$

V : 必要排水量 $[m^3]$, v_{in} : 流入速度 $[m/s]$,

A : 流入口面積 $[約 8.6 \times 10^{-3} m^2]$

(床ドレン配管内径 73.9mm×2 本分) ,

t : 流入継続時間 [5min=300s] , g : 重力加速度 [9.8m/s²] ,

h : 流入水水頭 [約 0.36m]

(ベント管上端高さ - 流入配管高さ)

- ・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することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・排水配管はドライウェル気相部に接続され、圧力差はないため、排水量を評価する上で、ドライウェル及びサブプレッション・プール内圧は考慮しない。
- ・排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 (22m³/h : ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペデスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数 (K) を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧損損失計算式 (出典 : 日本機械学会編, 機械工学便覧)

$$H = \lambda \cdot (L/D) \cdot (v^2/2g) + \sum \lambda \cdot (L'/D) \cdot (v^2/2g) = K \cdot Q^2$$

H : 配管圧損 [m] , L : 配管長さ [m] , D : 配管内径 [m] ,

L' : エルボや弁等に相当する長さ [m] , v : 流速 [m/s] ,

g : 重力加速度 [m/s²] , λ : 管摩擦係数, K : 圧損係数,

Q：流量 [m³/h]

第 1 表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入 口～出口(*1)	スリット入口 ～出口(*2)	スリット下流 配管(*3)
配管内径：D	m			
流量 *4	m ³ /h			
流速	m/s			
管摩擦係数：λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ *5 (L' /D=□)	個			
弁 *5 (L' /D=□)	個			
管入口 *5 (λ・(L' /D)=□)	個			
開放端 *5 (λ・(L' /D)=□)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

*1：スワンネック部は、90° ショートエルボ(□個)，直管□相当とし，管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。

*2：スリット部は，断面積が等しい円管，90° ショートエルボ(□個)とし，管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。圧損は円管の□とする。

*3：スリット下流配管は，配管長□，90° ショートエルボ(□個)，弁(□個)と想定し，□を考慮。

*4：流量は□とした。表 1 は流量を□とした場合の例を記載。
上表を基に，圧力損失を計算した結果を以下に示す。

*5 : CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical
Paper No. 410, 1988」

H1=

K=

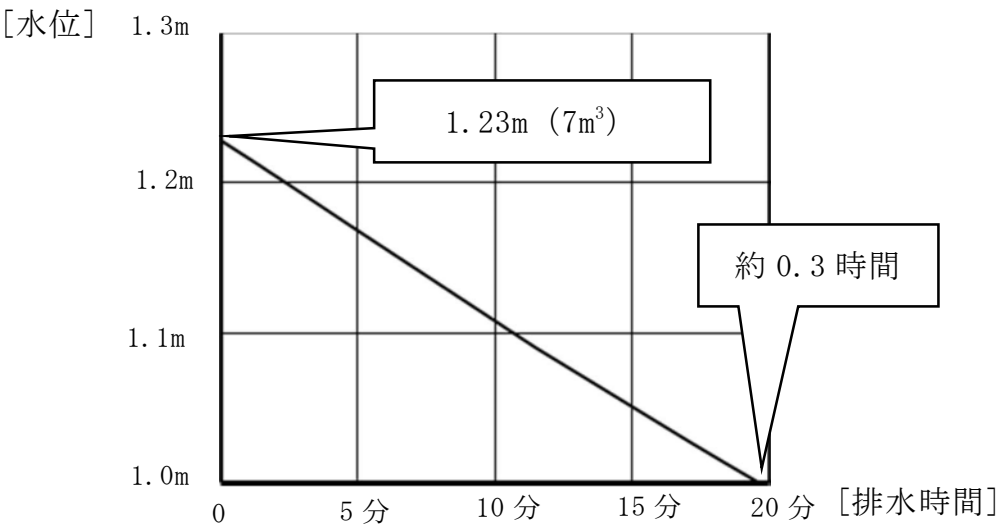
(流量 における配管圧損は、 $K \cdot Q^2 =$)

3. 評価結果

評価結果は第 2 表及び第 2 図のとおりであり，R P V 破損までの時間が短い大破断 L O C A (事象発生から R P V 破損まで約 3.2 時間)を想定しても，水位 1m まで排水可能である。

第 2 表 必要排水量と排水時間

項 目	評価結果
必要排水量	約 7m ³
排水時間	約 0.3 時間



第 2 図 ペデスタル水位 1.23m から水位 1m までの排水時間

4. 評価結果に対する裕度

- ・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

- ・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。（第2図）

- ・排水流量

計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 時の圧力損失は合計約 である。

5. 異物による影響

ペデスタル内に設ける排水の流入口は、スワンネック構造とする。スワンネックは、逆U字形の形状をしているため、水面付近の浮遊物は排水口から流入し難い構造上の利点がある。空気孔は、逆U字形部からの排水性を確実にするために設ける設計とする。排水口の高さ方向の位置は、水面の浮遊物や床面の異物を持ち込ませないために適切な位置で設定する設計とする。また、異物落下に対して破損等がないよう、サポート等で固定する。

このスワンネックの構造を考慮した上で、スワンネック構造への落下物の影響、ペデスタル内に流入する異物による排水性への影響を評価する。なお、スワンネック構造を流入口とする排水流路は、R P V破損前にペデスタル内の水位 1m を達成した時点で排水弁を閉止し、その後は用いないことから、排水機能の要求期間はR P V破損前までであり、R P V破損前までに想定される落下物及び異物を対象として評価する。

事故時に発生する落下物によりスワンネック構造が損傷しないこと、異物

がペデスタル床ドレンサンプに流入したと仮定し評価しても、異物により排水性に悪影響が生じる可能性が低いことを第3表に示す。

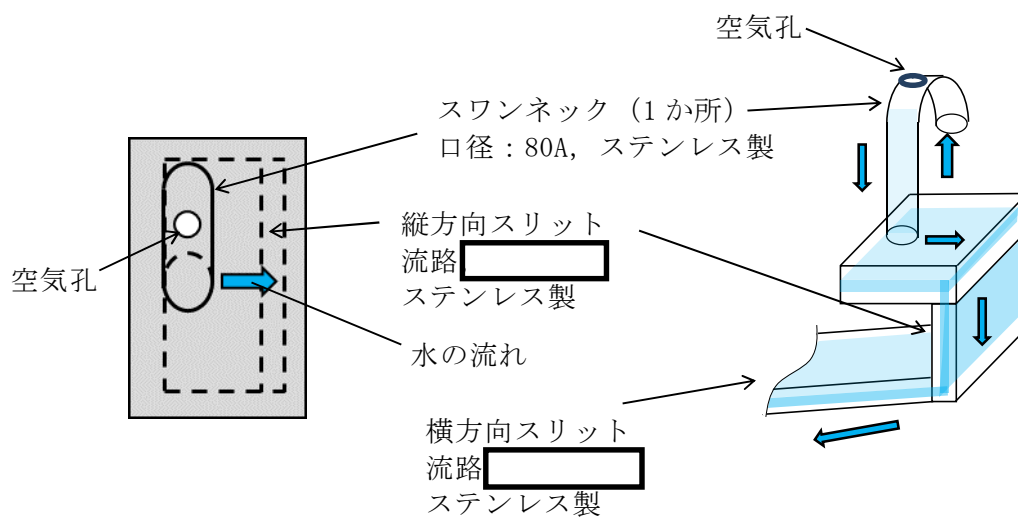
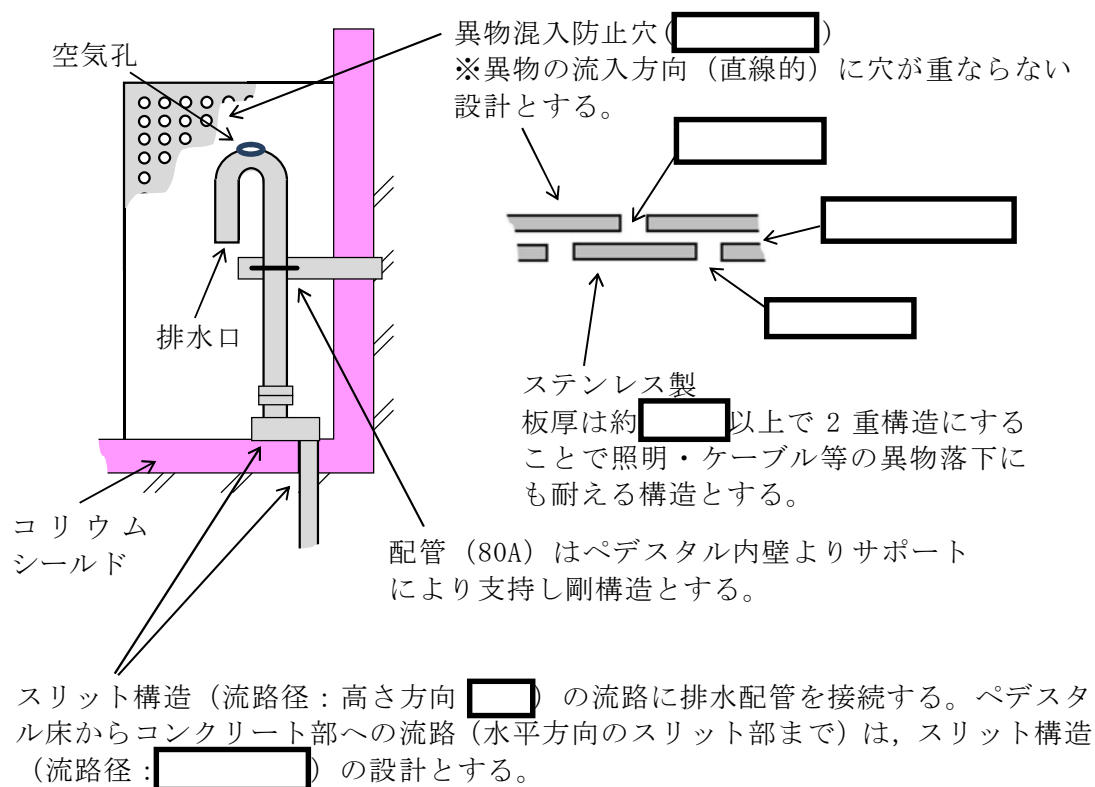
落下物により、スワンネック構造が影響を受けないことを確実にするため、スワンネック構造の周囲に柵を設置する設計とする。

この柵は、異物がスワンネック及び排水配管の排水性に対して悪影響を及ぼさないこと及び想定されない異物が排水性に悪影響を及ぼさないことをより確実にするため、異物混入防止機能を有した設計とする。柵は、スリットの短辺よりも小さい開口径を有し、開口が重ならないよう2重に配置した設計とする。仮に、スリット部で固着し堆積する可能性がある線状の異物を想定しても、柵の2重部分で流入を防ぐ構造の設計とする。（第3図）

第3表 想定異物と影響評価

想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明等のケーブル (管路含む)	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL上部には、ケーブルが設置されており、落下の可能性はある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。 ・流入による影響 ケーブルは、床に沈降することから、排水性に影響はない。
保温材	【発生源】 ペDESTAL外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり ペDESTAL床ドレンサンプ内に保温材はない。 重大事故時にドライウェルから格納容器スプレイ水等によって床ドレンの流入経路から持ち込まれる可能性がある。 【影響評価】 床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉に流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
塗料片	【発生源】 ペDESTAL内・外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL内・外の構造物には塗装が施されていることからスワンネックへの落下、床ドレンへ流入する可能性がある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックを損傷する程の重量はなくスワンネックが破損・転倒する恐れはない。 ・流入による影響 塗料片は、底に堆積若しくは水面に浮遊することが考えられるが、スワンネックの排水口を水位 1m の中間位置に設定するため、これらの異物がスワンネックの排水口に流入するとは考え難い。また、重

	大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じて塗料片が多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
スラッジ（鉄錆）	【発生源】 ペDESTAL外 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入あり スラッジ（鉄錆）は、床ドレン水によって床ドレンサンプ内に流入し底に堆積する可能性がある。 【影響評価】 スワンネックの排水口を水位 1m の中間位置に設定するため、底に堆積した異物が積極的に排水経路に流入するとは考え難い。また、重大事故時は格納容器スプレイ水等によってペDESTAL外から床ドレンの流入経路を通じてスラッジが多く持ち込まれる可能性があるが、床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉にし、流入を制限することから、排水経路を閉塞させる等、排水性への影響はない。
サポート	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下なし／流入なし ペDESTAL内にはサポートが設置されているが、十分な耐震性を有する設計とすることから、落下しない。 【影響評価】 排水性への影響はない。
照明	【発生源】 ペDESTAL内 【スワンネックへの落下／床ドレンへの流入】 落下あり／流入あり ペDESTAL内には照明が設置されているため、落下の可能性がある。 【影響評価】 ・落下による影響 スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。 ・流入による影響 照明は、床に沈降することから、排水性に影響はない。



第 3 図 排水配管に対する異物対策概要

ボトムドレン L O C A を想定した場合の排水評価

ボトムドレン L O C A 時に R P V からペデスタルへ流入する水は飽和状態であることから、R P V 破損及びデブリ落下時の S E の発生可能性は極めて低く、また、万が一 S E が発生した場合の発生エネルギーも小さいと考えられる。

しかし、排水性能の保守性を確認する観点から、ペデスタル内の水位が最も高くなる事象であるボトムドレン L O C A を想定した場合についても、参考として排水可能性を実施する。

1. 評価条件

- ・ペデスタル内におけるボトムドレン L O C A 時には、ペデスタル床ドレンサンプルに上部から漏えい水が流入し、著しく水位が上昇するため、水位は人通用開口部まで達することが想定される。
- ・排水評価は人通用開口部下端から水位 1m 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することで必要排水量を増やし、保守的な評価とする。
- ・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ため、排水量を評価する上で、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。
- ・排水配管の長さ、内径、エルボや弁等に相当する長さ等考慮し、下記式によりある排水流量を想定した場合の排水流路の圧力損失を算出する。本評価では、まず任意の流量 ($22\text{m}^3/\text{h}$: ボトムドレン L O C A 時の平均必要排水流量) の場合の圧力損失 (1.8m) を算出し、その際に求まる圧損係数 (K) を基に、以降の流量と圧力損失の関係を算出している。圧力損失はペ

デスタル水位と排水口の水頭差に等しいことから、排水開始する初期水位時の排水口との水頭差及び圧損係数（K）を基に初期排水流量を算出し、初期排水流量である時間ステップ幅だけ排水された場合の水位及び当該水位での排水流量を算出し、これを繰り返すことによって水位 1m までの排出時間を算出している。また、下式に示す圧損 H は、エルボの数を 2 倍程度見込む等、保守的な値としている。

圧力損失計算式（出典：日本機械学会編，機械工学便覧）

$$H = \lambda \cdot (L/D) \cdot (v^2/2g) + \sum \lambda \cdot (L'/D) \cdot (v^2/2g) = K \cdot Q^2$$

H：配管圧損 [m]，L：配管長さ [m]，D：配管内径 [m]，

L'：エルボや弁等に相当する長さ [m]，v：流速 [m／s]，

g：重力加速度 [m／s²]，λ：管摩擦係数，K：圧損係数

Q：流量 [m³／h]

第 1 表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口(*1)	スリット入口～出口(*2)	スリット下流配管(*3)
配管内径：D	m			
流量 *4	m ³ /h	22	22	22
流速	m/s			
管摩擦係数：λ	—			
配管長	m			
配管 L/D	—			
90°ショートエルボ*5 (L' /D=□)	個			
弁 *5 (L' /D=□)	個			
管入口 *5 (λ ・ (L' /D) =□)	個			
開放端 *5 (λ ・ (L' /D) =□)	個			

(補足) 上記計算要素の具体的な数値等は設計進捗により、妥当性を損なわない範囲で変更があるものとする。

*1: スワンネック部は、90° ショートエルボ(個), 直管()とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。

*2: スリット部は、断面積が等しい円管、90° ショートエルボ(個)とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。圧損は円管の()とする。

*3: スリット下流配管は、配管長(), 90° ショートエルボ(個), 弁(個)と想定し、()を考慮。

*4: 必要排水量約 59m³を約 2.7 時間で排出した場合の流量 22m³/h とした。

*5: CRANE 社「FLOW OF FLUIDS THROUGH VALVES, FITTINGS, AND PIPE Technical Paper No. 410, 1988」

上表を基に、圧力損失を計算した結果を以下に示す。

H1=

K=

(流量 における配管圧損は、 $K \cdot v^2 =$)

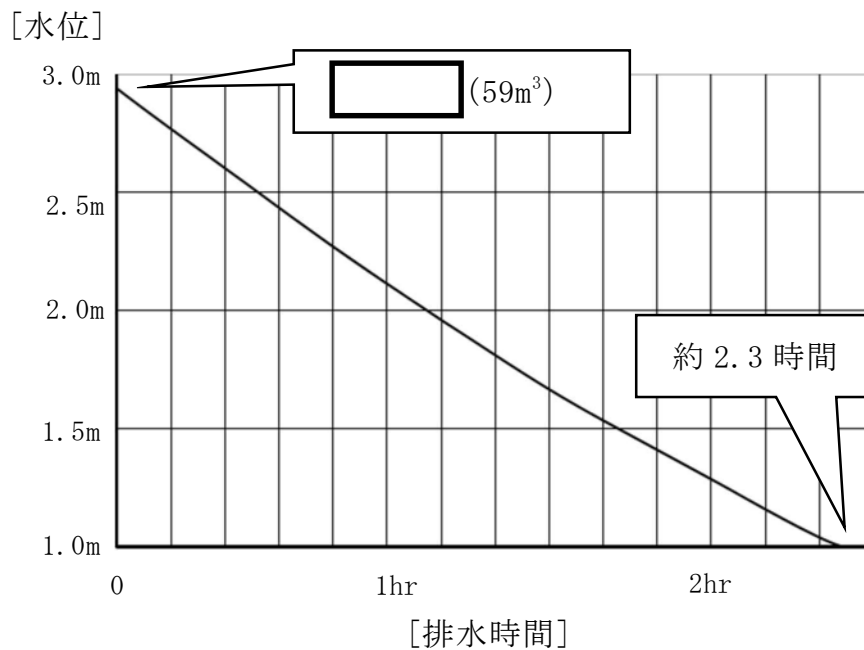
2. 評価結果

評価結果は第 2 表及び第 1 図のとおりであり、ペデスタル内のボトムドレン配管破断時に流入した水を、R P Vからペデスタルへの流入停止(事象発生後約 0.3 時間)から R P V破損(事象発生後約 3 時間)までの約 2.7 時間以内に、水位 1m まで排水可能である。

第 2 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）



第 1 図 ペデスタル水位満水から水位 1m までの排水時間

3. 評価結果に対する裕度

・必要排水量

必要排水量はコリウムシールド等の構造物を考慮していないことから、必要排水量は内部構造物の体積分保守的な評価としている。

・排水時間

排水時間については、排水に伴って低下する水位並びに流路の形状及び長さ等（圧力損失）を保守的に考慮して算出している。

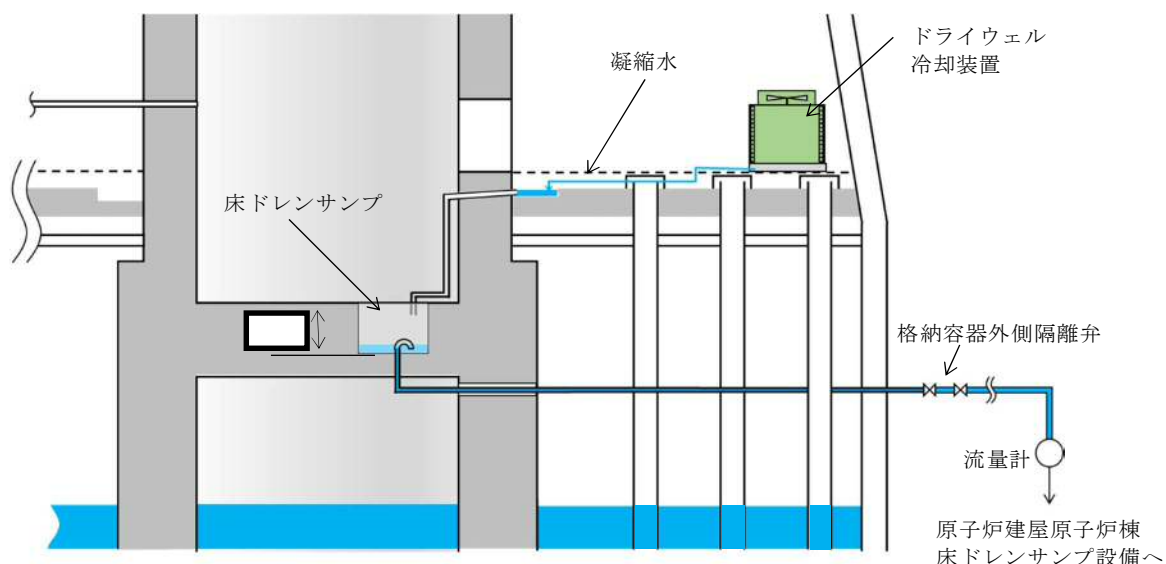
・排水流量

必要排水流量は、評価上の容量約 59m^3 に対して約 2.7 時間で排水する必要があることから、全量排水する場合には平均約 $22\text{m}^3/\text{h}$ の流量が必要である。これに対して、排水時の水位による圧力損失を考慮した平均排水流量は約 であり、必要排水量を上回っている。

なお、このとき計算過程で使用する圧力損失は、配管長さやエルボの数等に余裕を持たせており、平均排水流量 時の圧力損失は合計約 である。

ペDESTAL床ドレンサンプ改造に伴う，位置を特定できない漏えい水の検知性について

改造前のペDESTAL床ドレンサンプは，ペDESTAL床下に設置されており，水深約□の深さ及び水面の表面積が約□のサンプである。改造後は，ペDESTAL床ドレンサンプの水深は 1m，かつ，表面積は約□であり，漏えい水によるペDESTAL床ドレンサンプの水位は上昇しにくい構造となる。しかし，通常運転中はドライウェル冷却装置のクーラー部より凝縮水が発生するため，常時ペDESTAL床ドレンサンプには少量の流入水があり，水位は満水の 1m を常時維持することから，ペDESTALへ流入水は速やかに全量計測することが可能である。



第 1 図 床ドレンサンプ概要図（改造前）

排水配管の更なる信頼性向上について

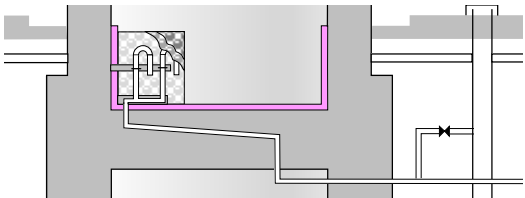
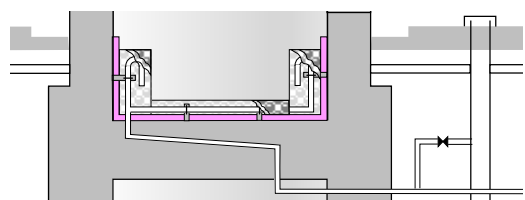
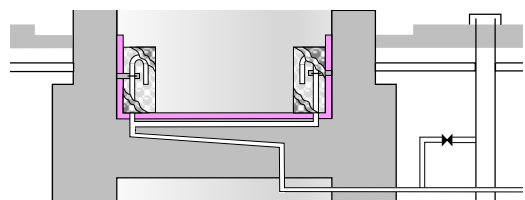
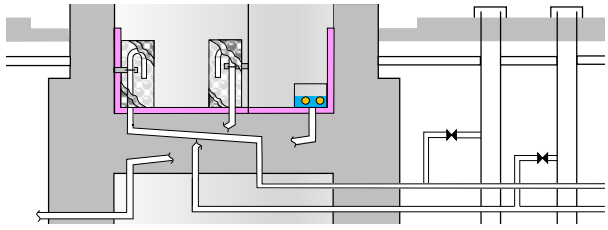
東海第二発電所では、S E の影響抑制のため、R P V 破損時の水位を 1m と設定している。このため、床ドレン配管等のペデスタルへの水の流入経路に制限弁を設置して水の流入を制限するとともに、制限弁閉止までにペデスタルに流入した水については、排水配管から排水することで、十分な時間余裕をもって R P V 破損時に水位 1m を達成する設計としている。また、排水口（スワンネック）周囲には、異物混入防止、落下物による損傷防止を確実にするため、柵を設ける設計としている。（添付 7 別添 2 別紙 第 3 図）

現在の排水設備の設計で十分な排水量を確保できており、排水量確保の観点から排水配管の多重化の必要はないが、ここでは、排水配管の信頼性を向上させ、S E の抑制をより確実にする観点から、排水口の多重化について検討した。

第 1 表に示すとおり、排水口を多重化した場合には、M C C I への影響やリスクが大きくなる傾向となる。

実機において大規模な S E の発生確率は極めて低いとされており、現設計でも S E の影響は十分低く抑えられていることから、更に S E の影響抑制を確実にする観点から排水口を 2 重化することは、R P V 破損後に必ず生じる M C C I への影響やリスクを大きくするため、排水口の多重化は実施すべきではないと判断した。

第1表 排水口多重化の検討

排水口多重化の種類		流路閉塞の可能性	MCC I 影響・リスク
コンセプト	イメージ		
(1) 排水口を同じ場所に2本		やや減	やや増 〔流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性〕
(2) 排水口を対角位置等に2本 ① コリウムシールド上で排水配管合流		減	大幅増 〔流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性〕
② 床スラブ内で排水配管合流			増 〔 ・ 流路破損によりRPV破損時の水位1mを達成できなくなる可能性 ・ 床スラブ内に侵入するデブリ量の増加によるペDESTALへの熱負荷 〕
③ 排水配管をそれぞれに設置			

添付7-42

ペデスタル内に設置する計器について

ペデスタル内の水位管理のために設置する計器について、概要及び設置位置を第 1 表及び第 1 図に示す。また、各計器の設置目的等を以下に示す。

(1) R P V 破損前までの水位管理

①高さ 1m 超水位計

ペデスタル底面から 1m 超の水位を検知できるよう、測定誤差を考慮した高さに水位計を設置し、炉心損傷後は当該水位計設置高さまで事前注水を実施する。注水停止後は、排水配管等により R P V 破損までに 1m 水位まで排水される。

約 180° 間隔で計 2 個（予備 1 個含む）設置し、1 個以上がこの高さ以上の水位を検知した場合に水張り完了及び注水停止を判断する。

なお、高さ 1m 超水位計高さまで排水されたことを検知した後、水位 1m まで排水される時間遅れを考慮して、排水弁は自動閉止することとする。

(2) R P V 破損及びデブリ落下・堆積検知（第 2 表）

②高さ 0m 位置水温計兼デブリ検知器

ペデスタル底部に温度計を設置し、指示値の上昇又は喪失により、その他のパラメータ挙動と併せて R P V 破損検知に用いる。測温抵抗体式温度計を採用することにより、ペデスタルにデブリが落下した際の水温上昇や高温のデブリに接触した際に指示値がダウンスケールとなる特性を利用し、R P V からのデブリ落下検知が可能である。

デブリの落下、堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計 5 個（予備 1 個含む）設置し、R P V 破損の早期判断の観点から、2 個以上が上昇傾向（デ

ブリの落下による水温上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) となった場合に, その他のパラメータ挙動と併せてR P V破損を判断する。

③高さ 0.2m 位置水温計兼デブリ検知器

ペDESTAL底面から 0.2m の高さに测温抵抗体式温度計を設置し, 0.2m 以上のデブリ堆積有無を検知し, ペDESTAL満水までの注水可否を判断する。また, 指示値の上昇又は喪失により, その他のパラメータ挙動と併せてR P V破損検知に用いる。

デブリの落下, 堆積挙動の不確かさを考慮して等間隔で計 5 個 (予備 1 個含む) 設置し, 十分な量のデブリ堆積検知の観点から, 3 個以上がオーバースケール (デブリの接触による温度上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) した場合にペDESTAL満水までの注水を判断する。また, R P V破損の早期判断の観点から, 2 個以上が上昇傾向 (デブリの落下による水温上昇) 又はダウンスケール (温度計の溶融による短絡又は導通) となった場合に, その他のパラメータ挙動と併せてR P V破損を判断する。

(3) R P V破損後の水位管理 (デブリ堆積高さ $\geq 0.2\text{m}$ の場合)

④満水管理水位計

ペDESTAL底面から 2.25m 及び 2.75m の高さに水位計を設置し, デブリの多量落下時 (堆積高さ 0.2m 以上) においてペDESTAL水位を 2.25m~2.75m の範囲に維持するため, 各高さにおける水位の有無を検知しペDESTAL注水開始及び停止を判断する。

ペDESTAL側壁の貫通孔を通じたペDESTAL外側のボックス内に, 各高さに 2 個の水位計 (予備 1 個含む) を設置し, 1 個以上が 2.25m 未満を検知した場合にペDESTAL注水開始, 2.75m 到達を検知した場合にペDESTAL注水停止を判断する。

(5) R P V破損後の水位管理（デブリ堆積高さ＜0.2mの場合）

⑤高さ 0.5m 水位計

ペDESTAL底面から 0.5m の高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時（堆積高さ 0.2m 未満）においてペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため、水位 0.5m 未満を検知しペDESTAL注水開始を判断する。

約 180° 間隔で計 2 個（予備 1 個含む）設置し、1 個以上が水位 0.5m 未満を検知した場合に注水開始を判断する。

⑥高さ 1m 未満水位計

ペDESTAL底面より 1m の高さから測定誤差を差し引いた高さに水位計を設置し、デブリの少量落下時（堆積高さ 0.2m 未満）においてペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に維持するため、水位 1m 到達を検知しペDESTAL注水停止を判断する。

約 180° 間隔で計 2 個（予備 1 個含む）設置し、1 個以上が水位 1m 到達を検知した場合に注水停止を判断する。

⑦気相部温度計

自主設備としてペDESTAL底面から 1.1m の高さに温度計を設置し、デブリの少量落下時にペDESTAL水位を 0.5m～1m の範囲に管理している間において、万が一デブリが露出した場合にそれを検知し、ペDESTAL満水までの注水を判断する。

約 180° 間隔で計 2 個設置し、1 個以上が露出したデブリからの輻射熱等により上昇した場合に注水を判断する。

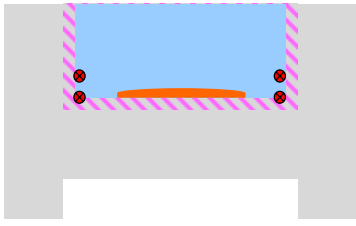
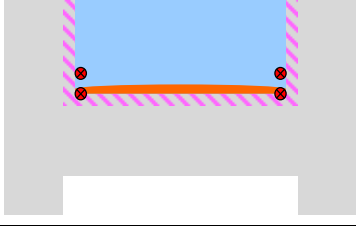
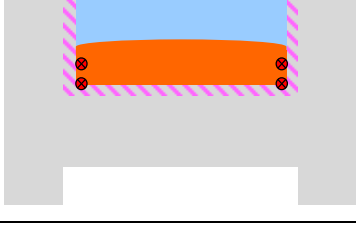
また、各計器の検出部の仕様等を第 3 表に、測定原理を第 2 図及び第 3 図にそれぞれ示す。

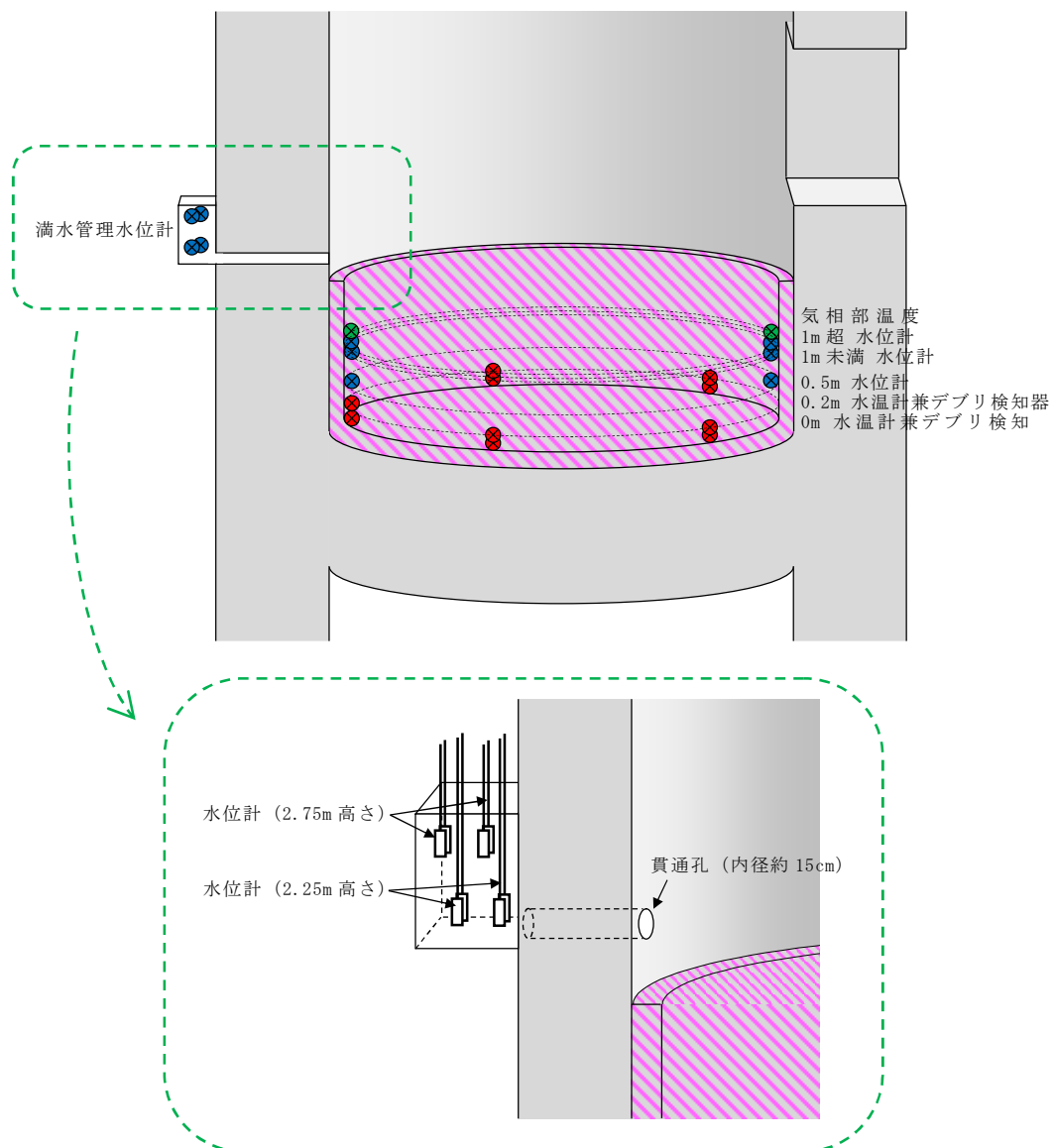
第 1 表 ペデスタル内計器の概要

	設置高さ※ ¹	設置数	計器種別
0m 水温計兼 デブリ検知器	0m	各高さに 5 個	測温抵抗体式 温度計
0.2m 水温計兼 デブリ検知器	0.2m		
0.5m 水位計	0.5m	各高さに 2 個	電極式 水位計
1m 未満水位計	1m－測定誤差		
1m 超水位計	1m＋測定誤差		
満水管理水位計	2.25m 2.75m		

※ 1 : ペデスタル底面（コリウムシールド上表面）からの高さ

第 2 表 R P V 破損及びデブリ落下・堆積検知の概念

デブリの堆積状態	水温計兼デブリ検知器		判断
	0m 位置	0.2m 位置	
	上昇	上昇	R P V 破損, デブリ少量落下
	上昇／喪失	上昇	R P V 破損, デブリ少量落下
	上昇／喪失	上昇／喪失	R P V 破損, デブリ多量落下

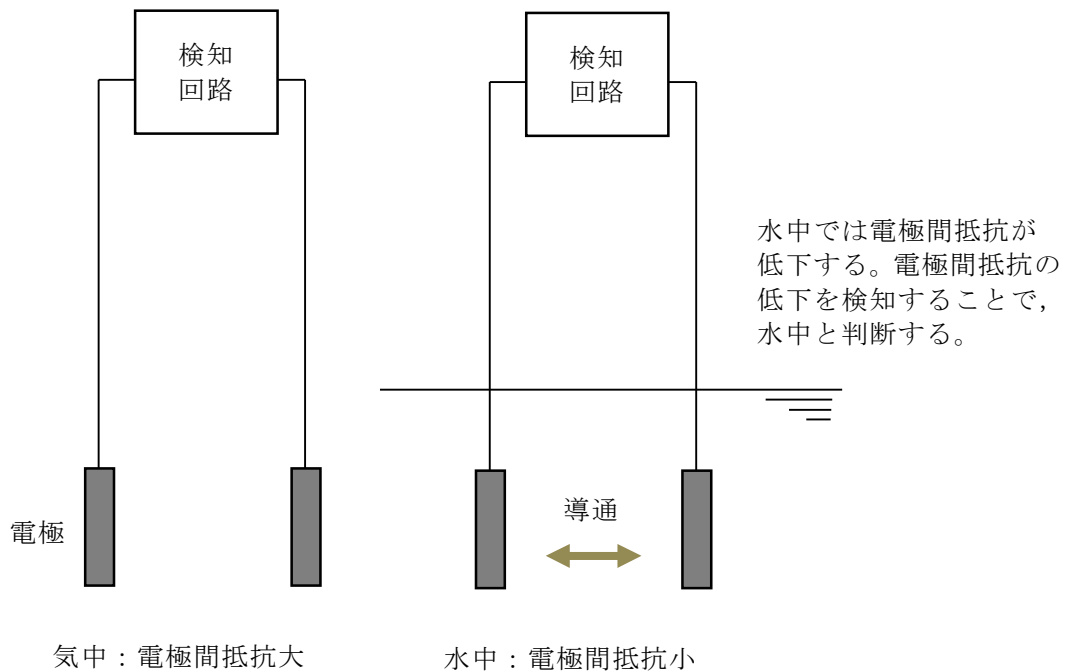


第1図 ペDESTAL内の計器設置図

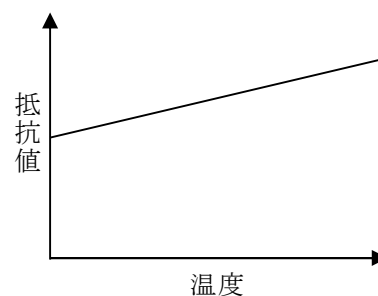
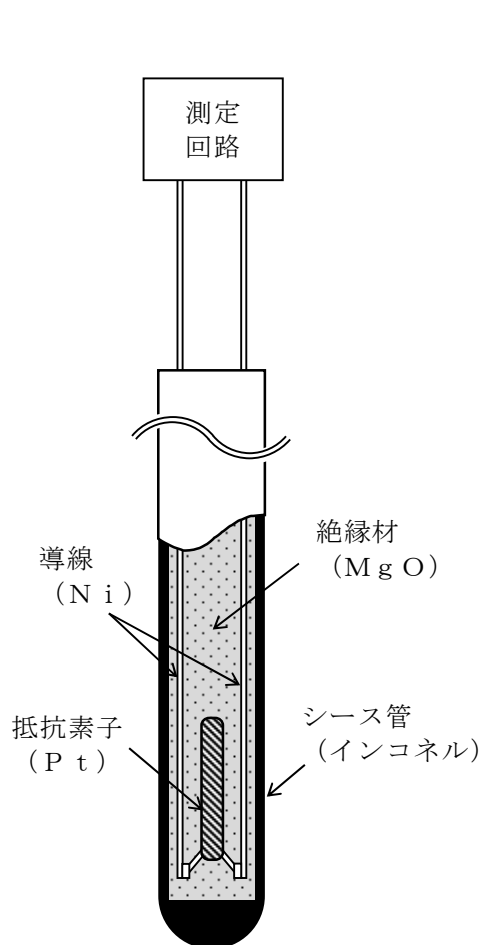
第 3 表 検出部の仕様等

計器種別	測定レンジ	測定誤差	耐環境性
測温抵抗体式 温度計	-200℃～500℃	$\pm (0.3 + 0.005 t)$ t：測定温度	温度：短期 230℃， 長期 200℃ 圧力：620kPa [gage] 放射線：—※ ²
電極式 水位計	— (レベルスイッチ)	±10mm	温度：短期 230℃， 長期 200℃ 圧力：620kPa [gage] 放射線：—※ ²

※ 2：検出部は無機物で構成しており，放射線による影響はない



第 2 図 電極式水位計の動作原理



金属の電気抵抗が温度に比例する性質を利用し、抵抗素子の抵抗値をもとに温度測定を行う。

高温のデブリが接触すると、温度指示値は急上昇しオーバースケールとなる。

また、以下の過程の中で導線間の絶縁性が失われ短絡又は導通すると、抵抗値が低下し温度指示値がダウンスケールとなる。

- ・シース管の溶融、水及びデブリの浸入
- ・水との反応による絶縁材の膨張、剥離
- ・デブリとの反応に伴う絶縁材の溶融、蒸発

測温抵抗体構成材料の融点

	材質	融点
シース管	インコネル (NCF600)	1370℃～1425℃
導線	Ni	1455℃
抵抗素子	Pt	1768℃
絶縁材	MgO※	約 2800℃

※デブリ中のZr等により還元されると、融点約650℃、沸点約1100℃のMgとなり、溶融又は蒸発する。

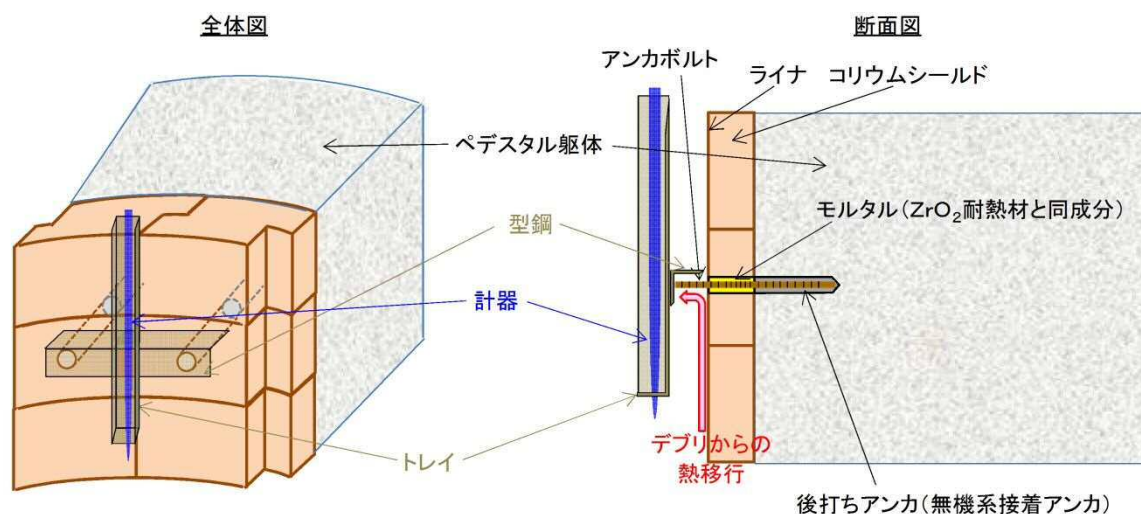
第3図 測温抵抗体式温度計の動作原理

ペDESTAL内計器の設置方法について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、設置概念を第1図に示す。

第1図のとおり、計器はペDESTAL側壁のコンクリートに埋め込むアンカボルト、型鋼、トレイにより固定することとしている。

ここで、計器の下部にデブリが堆積した場合、コリウムシールド表面のライナを介してアンカボルト、型鋼、トレイ及び計器に熱が移行することが考えられる。しかし、ライナとアンカボルトの間は ZrO_2 耐熱材と同成分のモルタルで埋めるため熱が選択的に移行することはないこと、デブリを冠水維持することでデブリ上部の計器は水没していることを考慮すると、デブリからの熱移行により計器の健全性が損なわれることはないと考えられる。



第1図 ペDESTAL内計器の設置概念図

添付 8. 溶融デブリによる熱影響評価について

1. 評価目的

東海第二発電所におけるペデスタル構造の特徴を踏まえた対策として、M C C I 影響抑制のためのコリウムシールドを設置するとともに、デブリ冠水及びS E 影響抑制の観点からR P V破損時のペデスタル内水位を 1m に維持する対策、さらに、床スラブ内の排水流路をスリット形状としてデブリを凝固させる対策を講じることとしている。

これら東海第二発電所の特徴を踏まえた対策を考慮した上で、R P V破損時にペデスタルへ落下したデブリからの熱影響によってペデスタルに要求される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評価する。

2. 評価方針

R P V破損後にデブリからの伝熱によって高温となる鉄筋コンクリートの物性変化を考慮した上で、R P V支持機能及びデブリ保持機能の維持に必要な構造強度が保持されることを評価する。

3. 評価方法

(1) 荷重条件

構造強度の評価にあたり、R P V支持機能の評価ではR P V、遮へい壁等の自重（以下、「R P V等の自重」という。）を考慮する。また、デブリ保持機能の評価では、デブリ、コリウムシールド、床スラブ躯体等の自重（以下、「デブリ等の自重」という。）を考慮する。

(2) 評価部位及び項目

a. 側壁（R P V 支持機能）

R P V 等の自重により，側壁コンクリートには圧縮軸力が作用し，側壁基部コンクリートには面外方向のせん断力が作用する。

このため，高温によるコンクリート圧縮強度の低下を考慮した等価壁厚を評価し，R P V 等の自重による圧縮軸力及び面外せん断に対して必要な壁厚と比較する。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

デブリ等の自重により，床スラブのコンクリートには面外せん断力が作用し，鉄筋には曲げ応力が作用する。

このため，高温によるコンクリートの圧縮強度の低下を考慮した等価板厚を評価し，デブリ等の自重によるせん断力に対して必要な板厚と比較する。また，高温による鉄筋の強度低下を考慮した等価鉄筋量を評価し，デブリ等の自重による曲げ応力に対して必要な鉄筋量と比較する。

(3) 温度条件

別添 1 にペデスタルの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペデスタルの側壁及び床スラブの温度は，M A A P 解析の結果に基づき，汎用有限解析コード A B A Q U S による熱伝導解析にて評価する。なお，コリウムシールド設置によって，ペデスタルの侵食抑制効果及び温度低減効果が見込まれるが，本評価では保守的な取扱いとしてコリウムシールドを設置しない条件での M A A P 解析における侵食量及び温度履歴を参照する。

(4) 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が維持されることを確認する観点より、判断基準は終局限界状態に至らないこととする。具体的には、側壁コンクリートの必要壁厚、床スラブコンクリートの必要板厚、床スラブの必要鉄筋量の算定において、終局強度又は短期許容応力度を適用する。別添 2 に R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価を、別添 3 にデブリ保持に必要な床スラブコンクリート厚さ評価を、別添 4 にデブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価を示す。

4. 評価結果

以下に R P V 支持機能及びデブリ保持機能に対する評価結果を示す。評価結果はいずれも判断基準を満足し、デブリからの熱影響によってもペDESTALに要求される機能は損なわれることはない。

(1) 側壁（R P V 支持機能）

a. コンクリートに対する圧縮軸力

別添 5 に熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価を示す。側壁コンクリートの等価壁厚は約 684mm であり、R P V 等の自重によってコンクリートに作用する圧縮軸力に対して必要な壁厚 133mm（別添 2）を上回る。

b. 基部コンクリートに対する面外せん断力

別添 5 に示したとおり、側壁コンクリートの等価壁厚は約 710mm であり、R P V 等の自重によって基部コンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な壁厚 192mm（別添 2）を上回る。

(2) 床スラブ（デブリ保持機能）

a. コンクリートに対する面外せん断力

別添 6 に熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の評価を示す。床スラブコンクリートの等価板厚は約 618mm であり，デブリ等の自重によってコンクリートに作用する面外せん断力に対して必要な板厚 (別添 3) を上回る。

b. 鉄筋に対する曲げ応力

別添 6 に示したとおり，床スラブの鉄筋コンクリート部の幅 1m あたりの等価鉄筋量は約 であり，デブリ等の自重によって鉄筋に作用する曲げ応力に対して必要な鉄筋量 (別添 4) を上回る。

5. まとめ

東海第二発電所におけるペDESTAL構造の特徴を踏まえた対策による影響を考慮し，デブリからの熱影響に対するペDESTALの構造健全性を評価した。

その結果，高温による鉄筋コンクリートの物性変化を考慮しても，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。

デブリからの伝熱によるペDESTALの温度評価

1. SA解析コードMAAPによるMCCI評価

ABAQUSによる熱伝導解析の入力条件となる、侵食量及びペDESTALとデブリの接触面温度をSA解析コードMAAPにより評価する。

解析ケースは、デブリから水プールへの熱流束の不確かさを考慮し、 $800\text{kW}/\text{m}^2$ 圧力依存ありの条件（ベースケース）、及び $800\text{kW}/\text{m}^2$ 一定の条件（感度ケース）の2ケースを考慮する。また、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、ベースケース及び感度ケースともに、LOCAシーケンスを選定する。

なお、コリウムシールド設置によってペDESTALの侵食抑制効果及び温度低減効果が期待できるが、本評価では熱影響を保守的に評価する観点よりコリウムシールドを設置しない条件を考慮する。

第1表に解析条件、第2表に侵食量評価結果を示す。また、ペDESTALとデブリ接触面温度を第1図及び第2図に示す。

2. 汎用有限解析コードABAQUSによるペDESTAL熱伝導解析

(1) 評価モデル

第3図に熱伝導解析モデルを示す。デブリからの熱影響による側壁及び床スラブの温度は、2次元体系有限要素法解析により評価する。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。

(2) 評価条件

第 3 表に熱伝導解析条件を示す。床スラブ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（感度ケース）の 2 ケースを考慮し、侵食部は熱伝導解析開始時点で侵食されているものと仮定し評価する。また、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する。

(3) 評価結果

第 7 図に横スリット部温度評価点の位置を示す。また、第 8 図及び第 9 図にベースケース及び感度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℃，感度ケースで約 995℃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。第 8 図に示すとおり、ベースケースではペDESTAL 床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。一方、第 9 図に示すとおり、感度ケースではペDESTAL 床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。

第 10 図に感度ケースにおける側壁の温度変化を、第 11 図にベースケー

スにおける床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化をそれぞれ示す。

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に達しているが、外側に向かうにつれ低くなっている。また、床スラブ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。

第 1 表 M A A P 解析条件

項目	ベースケース	感度ケース
対象シーケンス	大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し, R P V 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 初期水位	1m	

※ 侵食の不均一性等の影響を考慮して設定

第 2 表 M A A P 解析侵食量評価結果

項目	ベースケース	感度ケース
側壁侵食量	約 9cm	約 42cm
床スラブ侵食量	約 9cm	約 48cm

第 3 表 評価条件

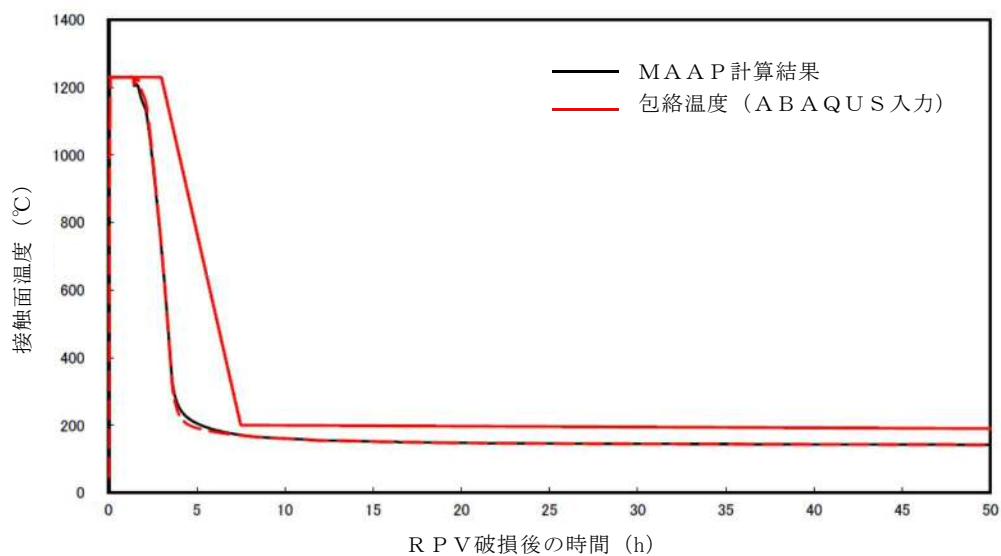
項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値)
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ熔融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	第 4 図	M A A P 計算結果 (希ガス・揮発性 F P による減衰 (32%) を考慮)
S U S 材密度 (kg/m ³)	温度依存 第 4 表	伝熱工学資料第 5 版より
S U S 材熱伝導率 (W/mK)		
S U S 材比熱 (J/kgK)		
コンクリート密度 (kg/m ³)	2,345	鉄筋コンクリート構造計算規準・ 同解説 2010 より
コンクリート熱伝導率 (W/mK)	温度依存 第 5 表	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) に対し、保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	第 5 図	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)	第 6 図	
ペDESTAL-デブリ接触面温度 (°C)	第 1 図, 第 2 図	

第 4 表 S U S 材物性値

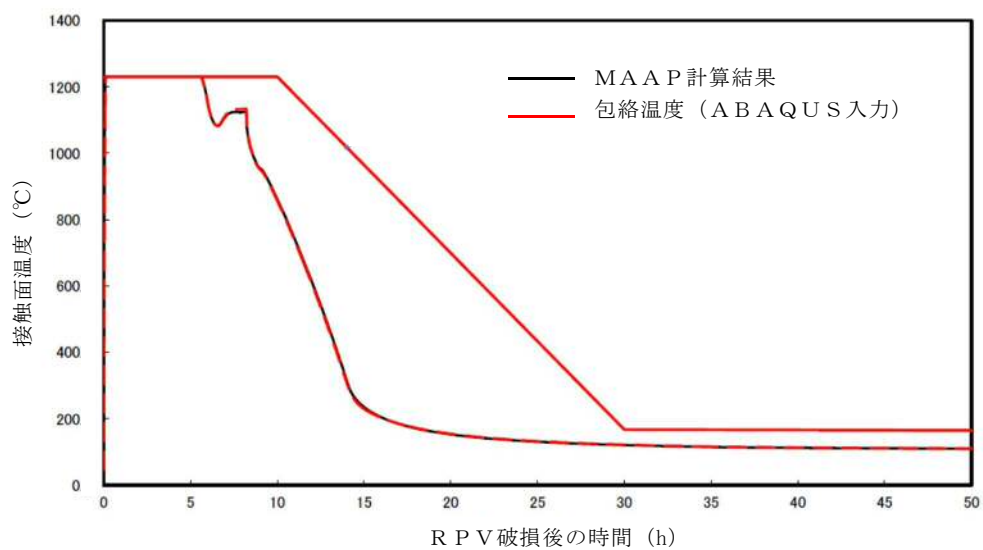
温度 (K)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
300	7,920	16.0	499
400	7,890	16.5	511
600	7,810	19.0	556
800	7,730	22.5	620
1,000	7,640	25.7	644

第 5 表 コンクリート物性値

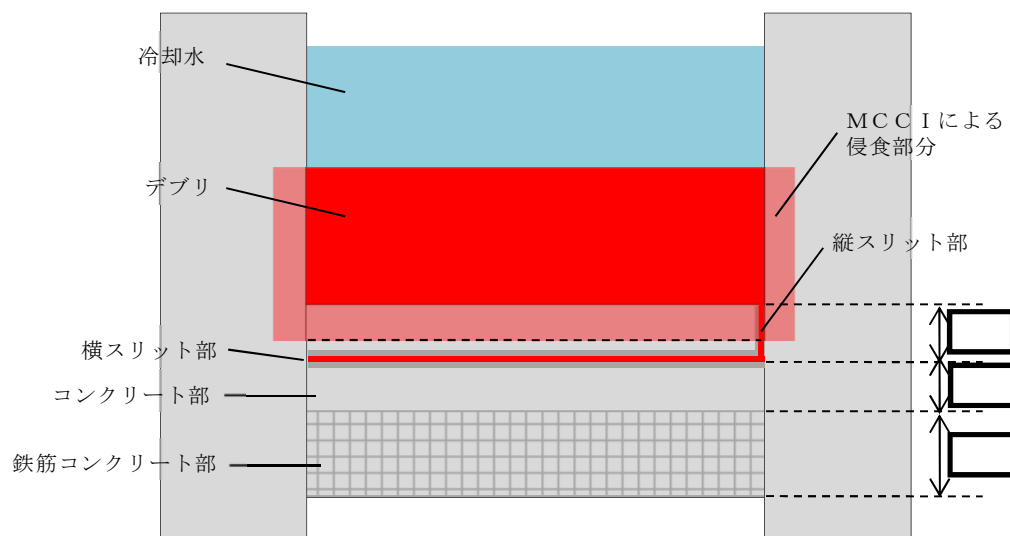
温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)	温度 (°C)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)
20	1.951	901.1	650	0.859	1,111.7
50	1.880	917.3	675	0.833	1,114.4
75	1.822	930.2	700	0.809	1,116.8
100	1.766	942.8	725	0.785	1,118.7
125	1.710	954.9	750	0.764	1,120.3
150	1.656	966.7	775	0.743	1,121.3
175	1.604	977.9	800	0.724	1,122.0
200	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



第 1 図 ペDESTALルーデブリ接触面温度 (ベースケース)



第 2 図 ペDESTALルーデブリ接触面温度 (感度ケース)

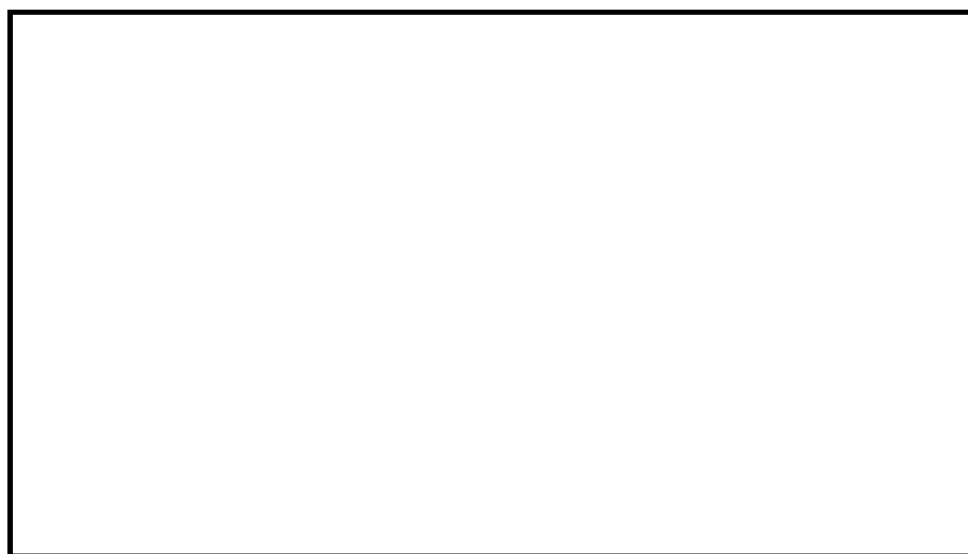


(a) 全体概要

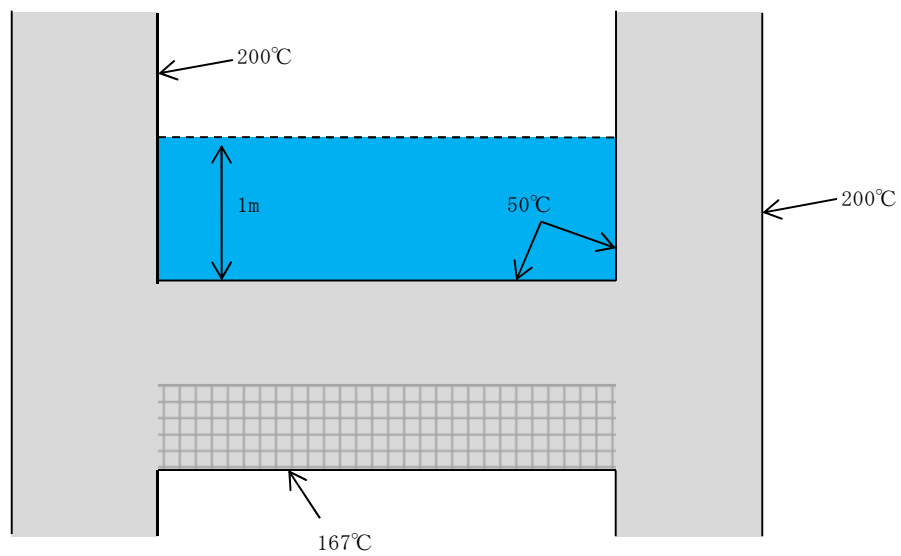


(b) スリット部拡大

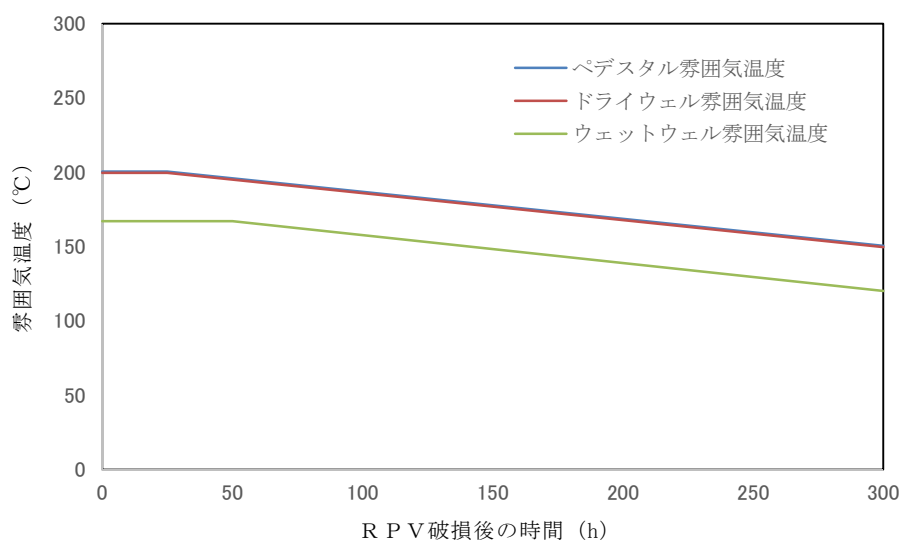
第 3 図 熱伝導解析モデル



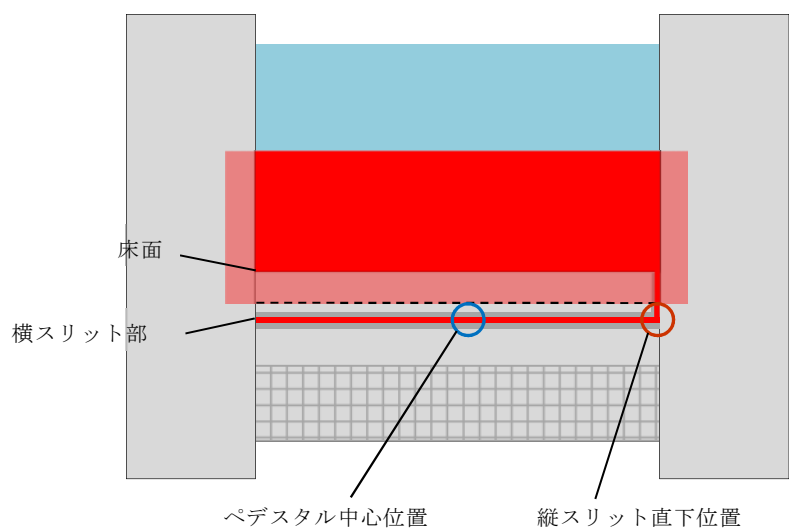
第 4 図 デブリ内部発熱密度



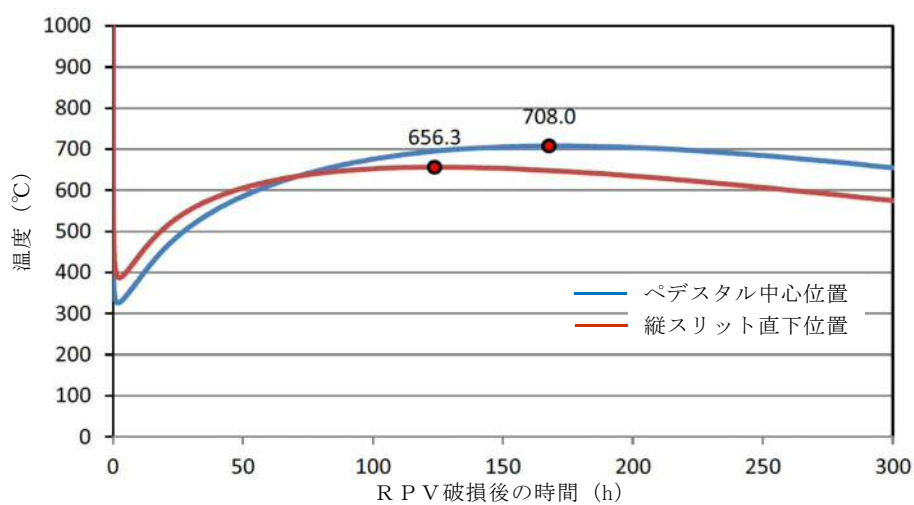
第 5 図 構造材の初期温度条件



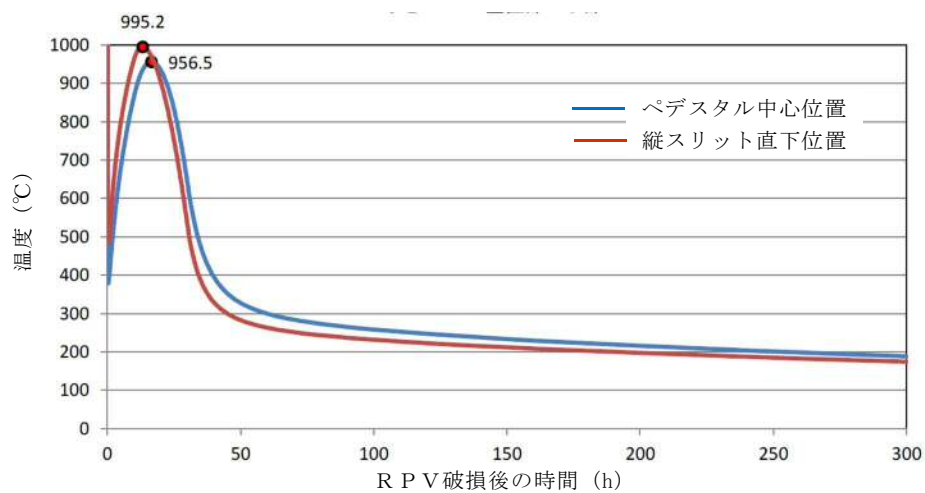
第 6 図 ペデスタル周辺雰囲気温度



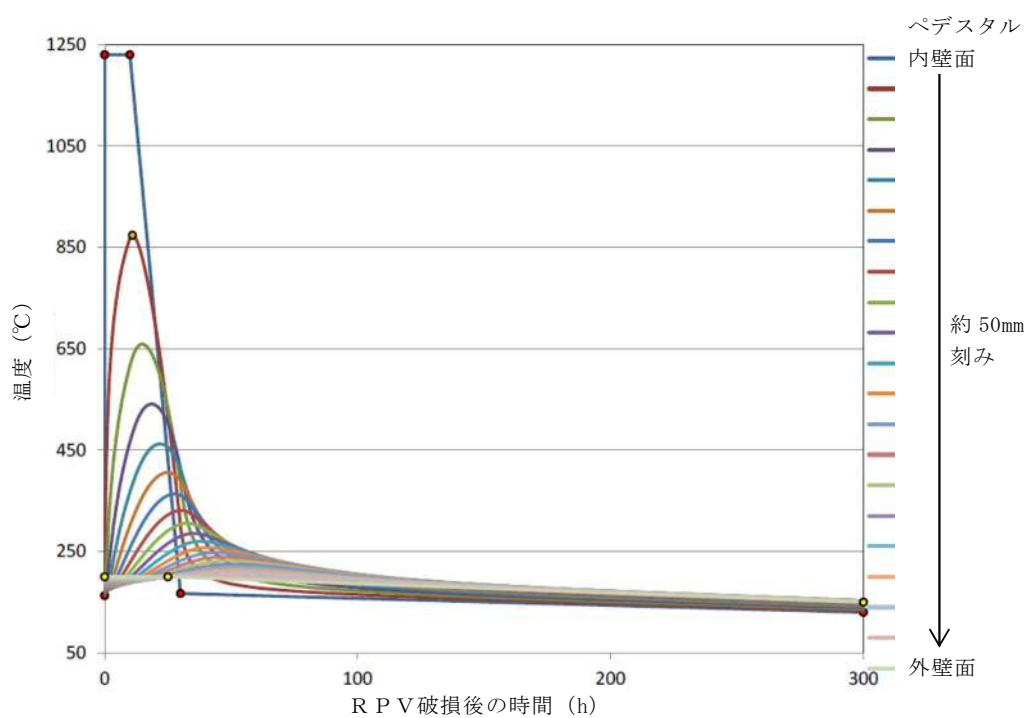
第7図 横スリット部温度評価位置



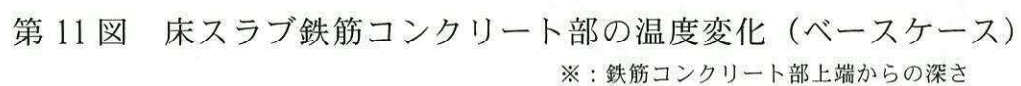
第8図 横スリット部の温度変化（ベースケース）



第 9 図 横スリット部の温度変化（感度ケース）



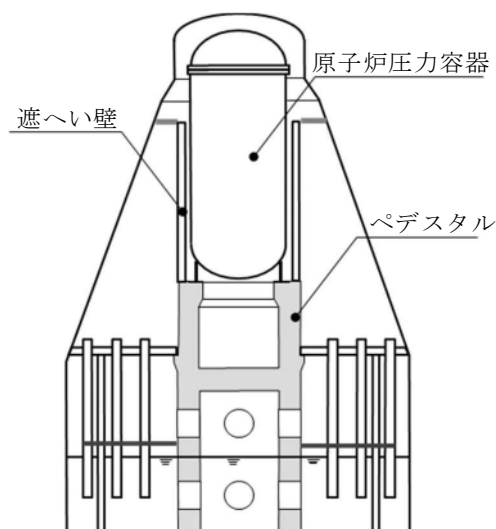
第 10 図 側壁の温度変化（感度ケース）



R P V 支持に必要な側壁コンクリート厚さ評価

1. 概要

格納容器内のペデスタル等配置図を第 1 図に示す。ペデスタルは、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 によるペデスタル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デスタル側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。



第 1 図 格納容器内ペデスタル等配置図

2. ペデスタル側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペデスタル側壁部の荷重は、今回工認におけるペデスタルの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペデスタル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，ペデスタル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。

ペデスタルは，原子炉圧力容器及び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，ペデスタル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，ペデスタル床面上に落下していることになるが，ペデスタル側壁コンクリート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 ペデスタル 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	・ 3次元FEMモデル ・ シェル要素
解析コード	・ N A S T R A N
重量模擬	・ 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	・ 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（圧縮軸力）に加えて、側壁コンクリート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圧縮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	圧縮軸力 (kN/m)	面外せん断力 (kN/m)
MCCIによる 侵食想定部位	1,940	178

3.2 コンクリートの応力度

必要壁厚の算定にあたっては、鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説((社)日本建築学会, 1999) (以下, 「RC規準」という。)に規定されているコンクリートの短期許容応力度を用いた。なお, SEに対する構造健全性評価においては終局状態に至らないことを判断基準としているが, 短期許容応力度を用いることは保守的な取扱いとなる。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

※ RC規準許容応力度 (短期)

・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

側壁コンクリートに生じる荷重, 短期許容応力度から必要壁厚を圧縮軸力及び面外せん断力に対して算定した。

(1) 圧縮軸力による評価

側壁コンクリートに生じる圧縮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, 圧縮軸力による評価においては, 必要壁厚は 133 mm となる。

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

(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、RC規準の断面算定に用いる評価式を適用する。

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

ここで、

Q：発生荷重 (N)

b：部材の有効幅 (mm)

j：柱の中心間距離 (mm)

$$j = d \times 7/8$$

d：有効せい（必要壁厚） (mm)

f_s：短期許容応力度 (N/mm²)

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

圧縮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。側壁コンクリートの必要壁厚は、圧縮軸力に対しては 133mm、面外せん断力に対しては 192 mmとなる。

第 4 表 必要壁厚の算定結果

	圧縮軸力による評価	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定する。なお，本評価におけるコンクリートのせん断耐力は，終局強度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，床スラブ自重による荷重は約 $1.30 \times 10^3 \text{kN}$ 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，コリウムシールド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 500ton を使用し，約 $4.90 \times 10^3 \text{kN}$ となる。

以上から，床スラブ荷重として約 $6.20 \times 10^3 \text{kN}$ を用いる。

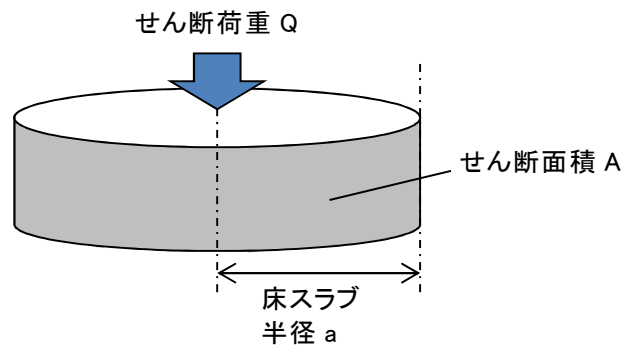
2. セン断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（第1図）。

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

R C 規準に規定されている短期許容せん断応力度に基づき 1.06N/mm^2 を使用すると、必要床スラブ厚さは と算定される。



第1図 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/mm ²)						
	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 $\left(0.49 + \frac{1}{100}F_c\right)$ 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 $22.1(\text{N/mm}^2)$

第2図 コンクリートの許容応力度

デブリ保持に必要な床スラブ鉄筋量評価

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定する。

1. 床スラブ荷重

床スラブ荷重は別添 3 と同様に約 $6.20 \times 10^3 \text{ kN}$ 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 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」（第 1 図）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 を算定する。

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

ここで，

- ν : ポアソン比 0.2
- p : 分布荷重
- a : 床スラブ半径

算定したモーメント及び建築物の構造関係技術規準解説書（国土交通省ほか，2015）に示される終局曲げ強度算定式より，床スラブ本体部の幅 1m 当たりの必要鉄筋量を算定する。

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

ここで，

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

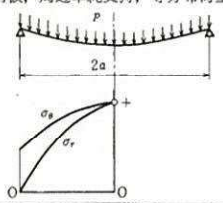
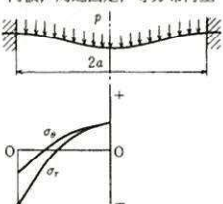
$$d : \text{床スラブの有効せい}^{\ast 2} = \boxed{}$$

※1 建築物の構造関係技術規準解説書では，終局強度算定にあたり 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（第 2 図）

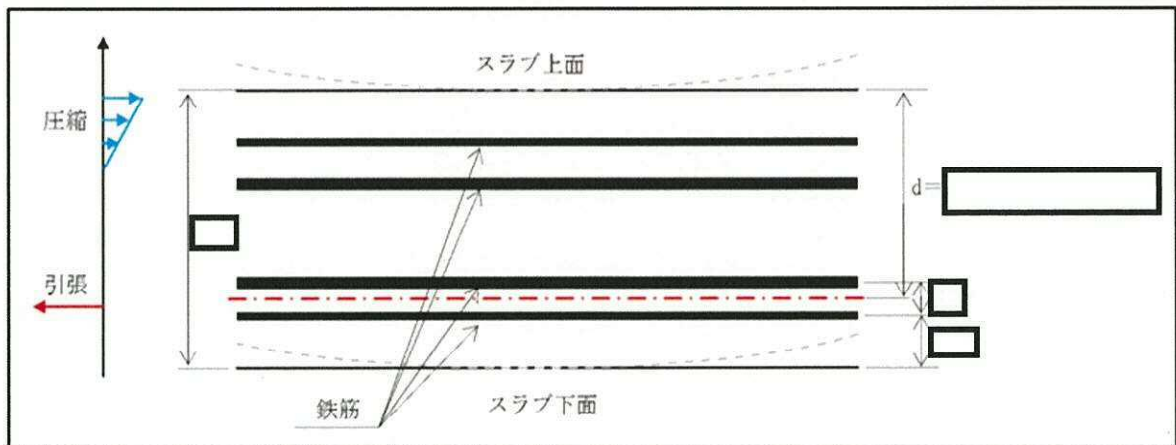
表 5・1 円板のたわみと曲げ応力（その 1）

（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面の応力分布	たわみ w , $w_{\max}$ および応力 σ , $\sigma_{\max}$
1	円板，周辺単純支持，等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$
2	円板，周辺固定，等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2} \right)^2$ $w_{\max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{\max} = (\sigma_r)_{r=0} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2} *$ $M_{\max} = \sigma_{\max} \cdot Z$ 断面係数 $Z = h^2/6$ のため， $M_{\max} = [3(3+\nu)p \cdot a^2/8h^2] \times [h^2/6]$ $= (3+\nu)p \cdot a^2/16$

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

第 1 図 等分布荷重を受ける円板の応力計算式



第 2 図 床スラブの有効せい

熱影響を考慮した側壁コンクリートの構造評価

1. 側壁コンクリートの圧縮軸力に対する評価

(1) 評価方法

- ・R P V等の重量は側壁コンクリートに圧縮軸力として作用することから、コンクリートを対象に評価し、鉄筋については考慮しない。
- ・側壁部のA B A Q U Sによる熱伝導解析結果は、健全な壁厚を保守的に小さく評価する観点から、第1図に示す侵食量が最大となる感度ケースを参照する（側壁侵食量として45cmを設定）。
- ・熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度に対して、第2図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・各厚さ部分の包絡温度に対して、第3図に示す構造材料の耐火性ガイドブック（（社）日本建築学会，2017）（以下，「耐火性ガイドブック」という。）に示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し，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算定する。
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すR P Vを支持するために必要な壁厚である133mmとを比較し，等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約684mmとなり，R P V支持に必要な壁厚133mmを上回ることから，側壁コンクリートの圧縮軸力に対してR P V支持機能は維持される。

2. 側壁基部コンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・第4図に示すコンクリート面外せん断の短期許容応力度に、1.の圧縮軸力に対する評価にておいて設定した側壁部各厚さにおける包絡温度（第2図）を考慮した圧縮強度残存比（第3図）を乗じて、高温影響を考慮したコンクリート強度を求める。
- ・RC規準の断面算定評価式に基づいて、面外せん断に対する等価壁厚を算定する。

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

ここで、

Q：発生荷重（N）

b：部材の有効幅（mm）

j：柱の中心間距離（mm）

$$j = d \times 7/8$$

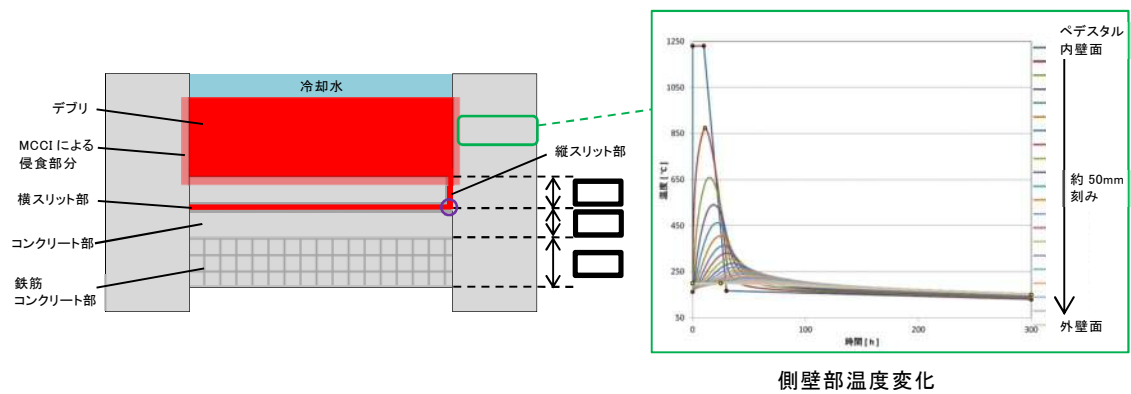
d：有効せい（必要壁厚）（mm）

f_s：短期許容応力度（N/mm²）

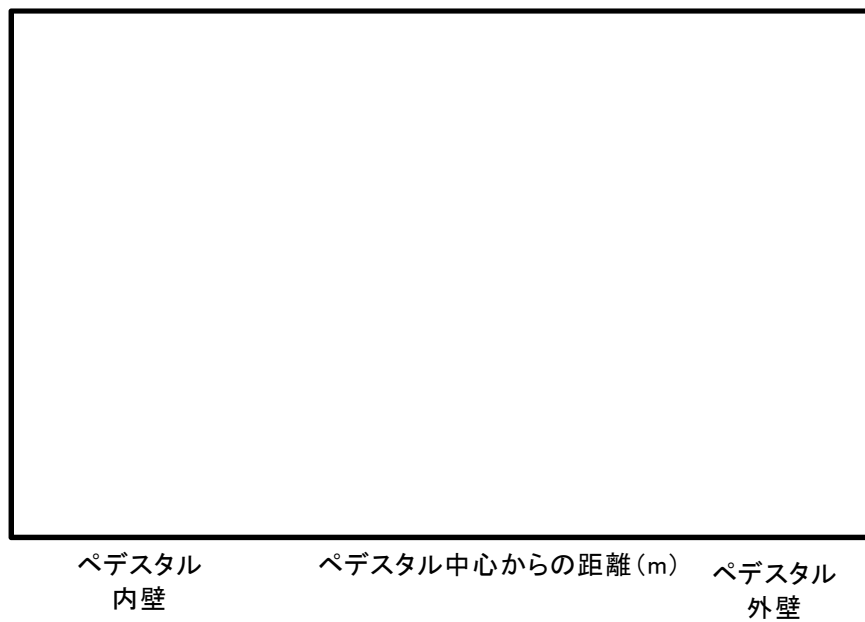
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すRPVを支持するために必要な壁厚である192mmとを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約710mmとなり、RPV支持に必要な壁厚192mmを上回ることから、側壁基部コンクリートの面外せん断に対してRPV支持機能は維持される。



第 1 図 側壁部の熱伝導解析結果



第 2 図 ペデスタル側壁における包絡温度の設定

表 2.4.1.4 圧縮強度残存比の提案値

加熱温度 T, T_r (°C)	高温時		加熱冷却後	
	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T)$	Eurocode ⁶⁹⁾ (normal weight concrete)	提案値 $\kappa_c(T_r)$
20	1.00 [1.00]*	1.00	1.00	1.00
100	1.00 [0.95]*	$0.09 \times W/B + 0.74$	0.95	0.97
200	0.95 [0.90]*	$0.27 \times W/B + 0.78$	0.86	0.93
300	0.85 [0.85]*	$0.21 \times W/B + 0.80$	0.77	0.77
400	0.75 [0.75]*	$0.32 \times W/B + 0.64$	0.68	0.61
500	0.60 [0.60]*	$0.31 \times W/B + 0.48$	0.54	0.45
600	0.45 [0.45]*	$0.41 \times W/B + 0.24$	0.41	0.35
700	0.30 [0.30]*	$0.40 \times W/B + 0.14$	0.27	0.25
800	0.15 [0.15]*	0.15	0.14	0.15

*: 表中の[]は、本ガイドブック 2009 年版の記載値である。
2005 年の Eurocode⁶⁹⁾ 修正に伴い、修正した。

第 3 図 コンクリートの圧縮強度残存比

表 6.1 コンクリートの許容応力度 (N/mm ²)						
	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 $\left(0.49 + \frac{1}{100} F_c\right)$ 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。

第 4 図 コンクリートの許容応力度

熱影響を考慮した床スラブのコンクリート及び鉄筋の構造評価

1. 床スラブコンクリートの面外せん断に対する評価

(1) 評価方法

- ・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。
- ・床スラブ部の A B A Q U S による熱伝導解析結果は、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し、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^{*}として評価した第 1 図に示すベースケースの結果を参照する。
- ・熱伝導解析結果におけるにおける床スラブ鉄筋コンクリート部の高さ方向の温度に対して、第 2 図に示すとおり包絡温度を設定する。
- ・床スラブ鉄筋コンクリート部の各高さ方向の包絡温度に対して、耐火性ガイドブックに示される加熱冷却後の圧縮強度残存比を参照し、健全なコンクリートとしてみなせる等価壁厚を算定する。
- ・上記手順により算定した等価板厚と別添 3 に示すデブリ保持に必要な板厚である とを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

※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。

(2) 評価結果

等価壁厚は約 618mm となり、デブリ保持に必要な板厚である [] を上回るため、床スラブコンクリートの面外せん断に対してデブリ保持機能は維持される。

2. 床スラブ鉄筋の曲げ応力に対する評価

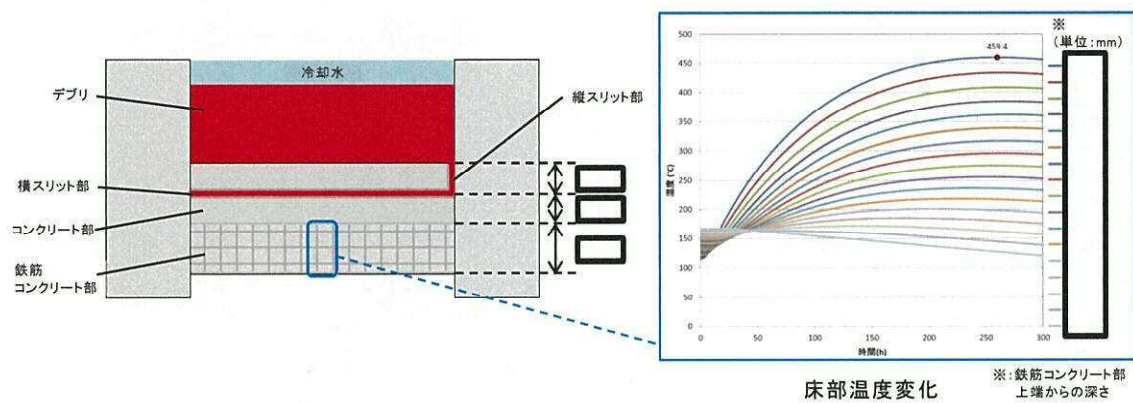
(1) 評価方法

以下に熱影響を考慮した床スラブ鉄筋の構造評価の方法を示す。

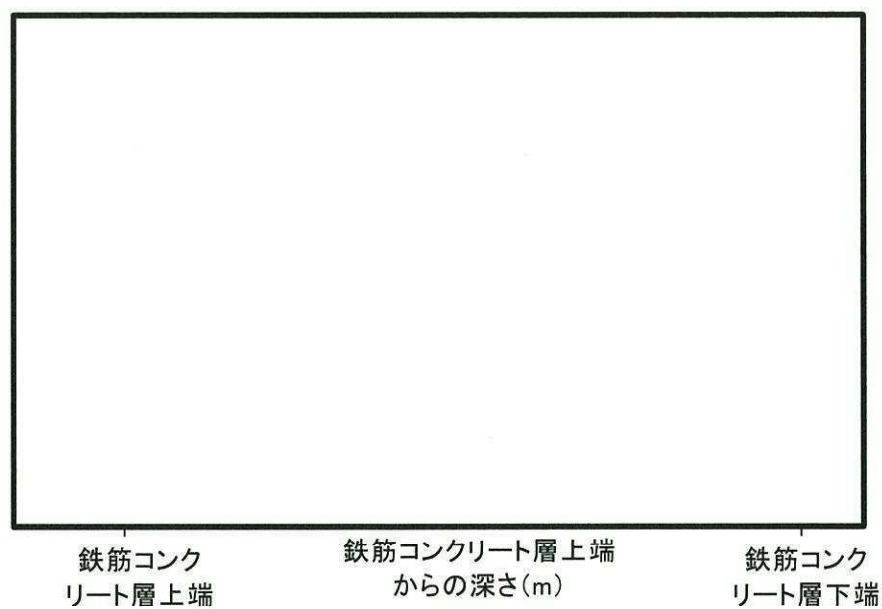
- ・デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、図 3 に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・ A B A Q U S による熱伝導解析結果より、下端筋位置では最大 220℃程度まで温度上昇するため、第 4 図に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に強度低下割合として 4 割を設定する。
- ・ 実機の床スラブ本体部の幅 1m あたりの鉄筋量 [] に対し上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・ 上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と別添 3 に示すデブリ等の重量保持に必要な鉄筋量である幅 1m あたり [] とを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

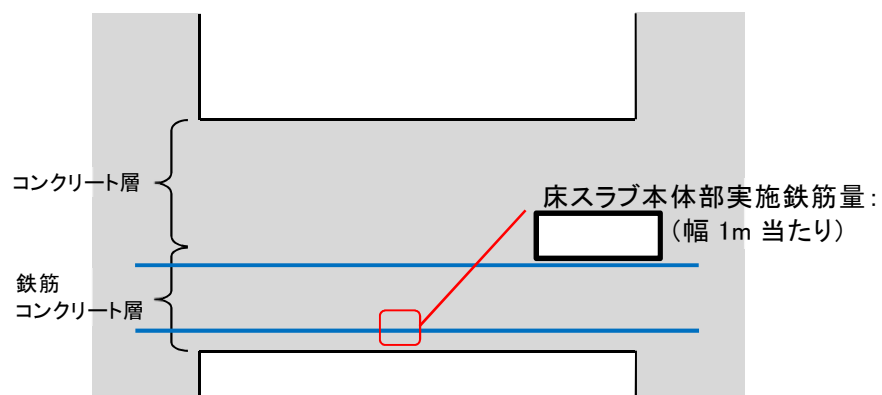
強度低下を考慮した鉄筋量は約 [] となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅 1m あたり [] であり、必要な鉄筋量を上回ることから、曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。



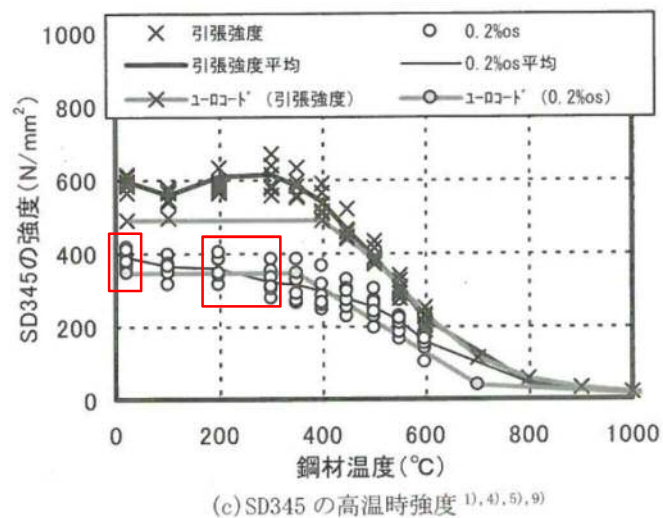
第 1 図 ペデスタル温度評価結果



第 2 図 床スラブ鉄筋コンクリート部における包絡温度の設定



第 3 図 床スラブの鉄筋コンクリート範囲



第 4 図 鉄筋強度の低下割合

鉄筋コンクリート内に発生する熱応力の取扱いについて

1. はじめに

東海第二発電所のMCC I及びSEを考慮した対策を踏まえ、RPV破損時にペデスタルへ落下したデブリからの熱影響による鉄筋コンクリートの材料強度低下を考慮した構造健全性評価を行い、ペデスタルに要求されるRPV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ている。

一方、本事象に対する構造健全性評価では終局状態における機能維持確認の観点より、デブリからの伝熱によって鉄筋コンクリートに発生する熱応力は考慮しないこととしており、この取扱いの考え方について説明する。

2. 発生する熱応力（自己拘束的な応力）の解放について

第1図に鉄筋コンクリート構造物に発生する熱応力の解放原理について示す。RPVの破損後にデブリが落下・堆積し、その非常に高温な熱により、ペデスタル内側が高温状態となり膨張するが、周囲の拘束によって膨張は抑えられるため、ペデスタル内側には圧縮力が生ずる。一方、ペデスタル外側は、内側よりも温度が低いため熱膨張に対する反作用として引張力が生ずる。次に、躯体の温度上昇に伴って熱膨張が進むと高温側（内側）には圧縮力が加算され、低温側（外側）には引張力が加算される。このように、定常状態からの温度上昇により、躯体内で熱応力（自己拘束的な応力）が発生する。更に温度が上昇し、熱応力がコンクリートの許容引張力を上回るとコンクリートにひび割れが発生する。熱応力は自己拘束的な応力であるため、ひび割れを生ずると、その部位の熱応力は解放される。終局状態は、ひび割れが複数発生した状態となり、熱応力のほとんどが解放されると考えられる。

3. C C V規格における熱応力の取扱いについて

ペデスタルと同様の円筒形状構築物の設計規格であ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。）では，各荷重状態における熱応力の取り扱いについて示されており，終局状態に相当する荷重状態Ⅳでは熱応力は無視してよいこととされている。また，荷重状態Ⅰ～Ⅲでは，コンクリート部材の剛性，ひび割れ等を考慮して適切に評価することにより算定することとされている。第2図にC C V規格における熱力応力の扱いに関する記載を示す。

なお，C C V規格では熱応力を算定する際の手法も示されており，荷重状態Ⅰ，Ⅱでは弾性剛性を $1/2$ に，荷重状態Ⅲでは $1/3$ に一律に低減して算定する方法（一律低減法）が示されている。これはひび割れ等による部材剛性の低下により，鉄筋コンクリート部材の熱応力が低減するという性質を考慮したものであり，熱応力実験結果に基づいている。また，外力や熱応力に対する部材の塑性剛性（ひび割れ後のコンクリートの剛性等）を考慮した部材断面の釣合いを評価して応力を算定する方法（ひび割れ断面法）も示されている。

4. ペデスタルにおける熱的影響を考慮した解析的検討（参考）

前述のとおり，終局状態において躯体に生じる熱応力は解放されるが，ここでは，熱的影響による躯体材料の強度劣化を考慮した上で，外力や熱応力に対する部材の塑性剛性を考慮した部材断面の釣合いを算定し，応力と変形について評価することで，終局限界に対する健全性を検討する。

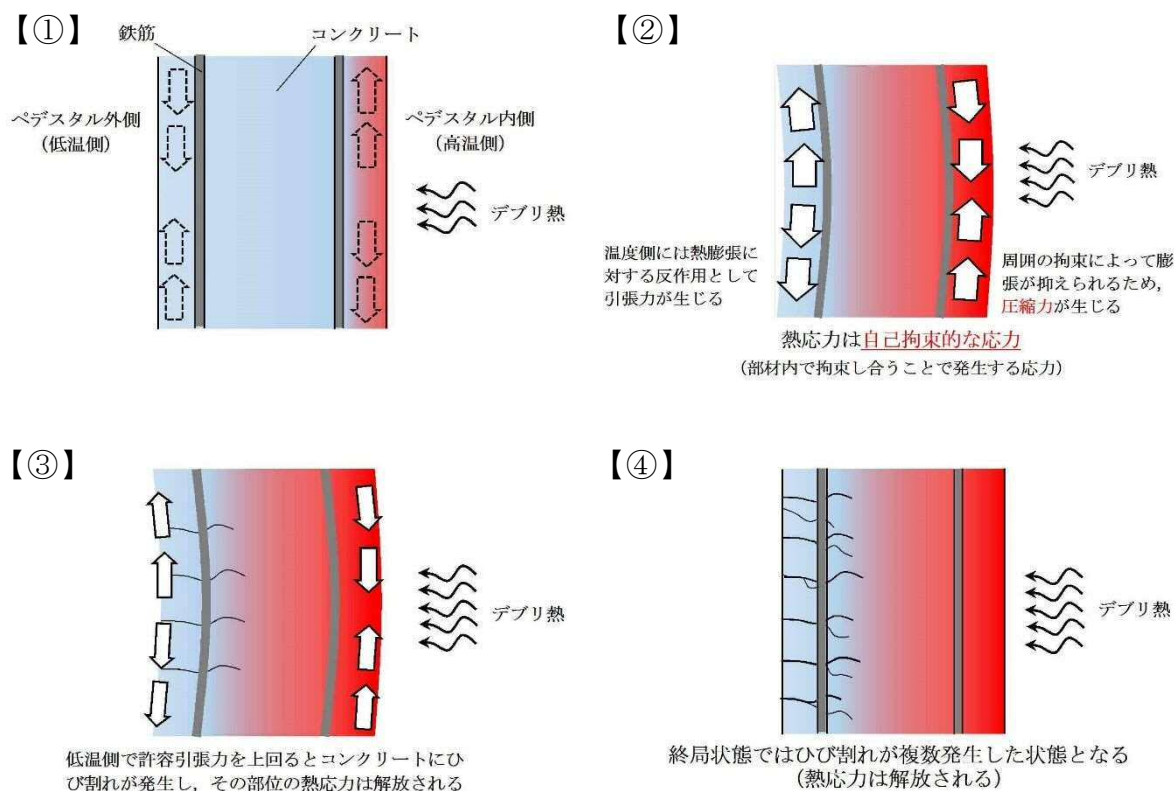
(1) 評価方法

第3図に原子力施設鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説（（社）日本建築学会，2005）（以下，「RC-N規準」という。）に記載されているひび割れ断面法による設計フローを，第4図に評価対象部位を示す。本検討では，第3図に示す評価フローに準じて，デブリからの伝熱による熱応力として曲げモーメントが発生する上部側壁を対象に評価する。

温度荷重に対しては，NASTRANコードを用いて弾性剛性での温度応力解析にて曲げモーメントを評価し，断面の曲率について曲げ剛性（EI）を用いて求める。なお，NASTRANコードに入力した温度条件はコリウムシールド(15cm)設置を仮定したMAAP解析に基づき設定する。温度以外の荷重（固定荷重積載荷重）についても同様にNASTRANコードにより応力を評価する。次に両者で得られた曲率を加算し，温度を含む応力組合せ時の断面の釣合い状態を評価（中立軸位置の算定）し応力度を算定する。なお，この時に断面に作用する軸力は積載されるRPV自重を含む通常運転時の軸力とし，曲げモーメントが終局状態に達するまで漸次増加させていく。また，仮定する断面の釣合い計算においては，最も温度勾配が高い時点での断面内の温度分布に対応した材料強度低減を考慮し復元力特性（M- ϕ 関係）を算定する。

(2) 評価結果

第4図にペDESTAL上部側壁の曲げモーメントが最大になる断面におけるM- ϕ 関係図を示す。発生する熱応力に対する曲率は終局限界に対して十分に小さく，ペDESTALが十分な塑性変形能力を有していることを確認した。したがって，ペDESTAL機能維持確認の観点では，デブリからの熱影響により発生する熱応力は考慮しなくとも支障はないことを確認した。



第 1 図 熱応力が解放する原理

CVE-3330 熱応力の扱い

温度荷重により発生する応力である熱応力の扱いは、次の(1)および(2)によるものとする。

(1) 荷重状態Ⅰ、荷重状態Ⅱおよび荷重状態Ⅲにおける熱応力は、コンクリート部材の剛性を、ひびわれ等を考慮して適切に評価することにより算定することとする。

(2) 荷重状態Ⅳにおける熱応力は無視してよいこととする。

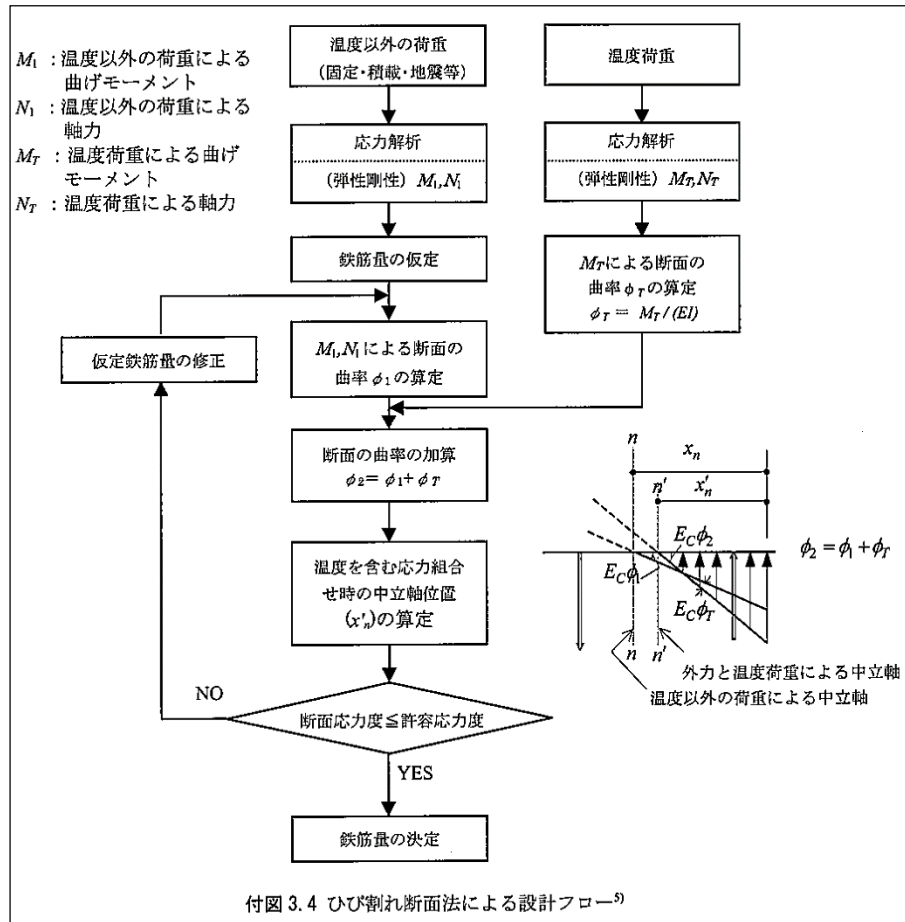
(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

温度荷重により発生する熱応力は、自己拘束的な応力であって、コンクリート部材の剛性に左右される性質を持っているので、コンクリート部材の剛性を適切に評価することによって熱応力を算定する。

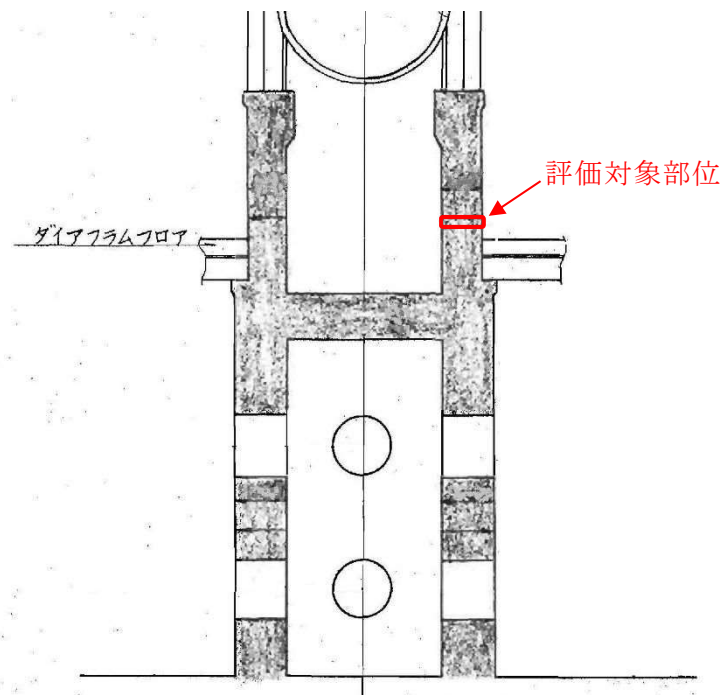
また、自己拘束的な応力は、十分な塑性変形能力がある場合、理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから、部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では、熱応力を無視してよいこととした。

熱応力の算定にあたっては、コンクリート断面の厚さ方向に曲線状となっている温度分布を等価な応力を与える直線分布に換算することが一般的である。

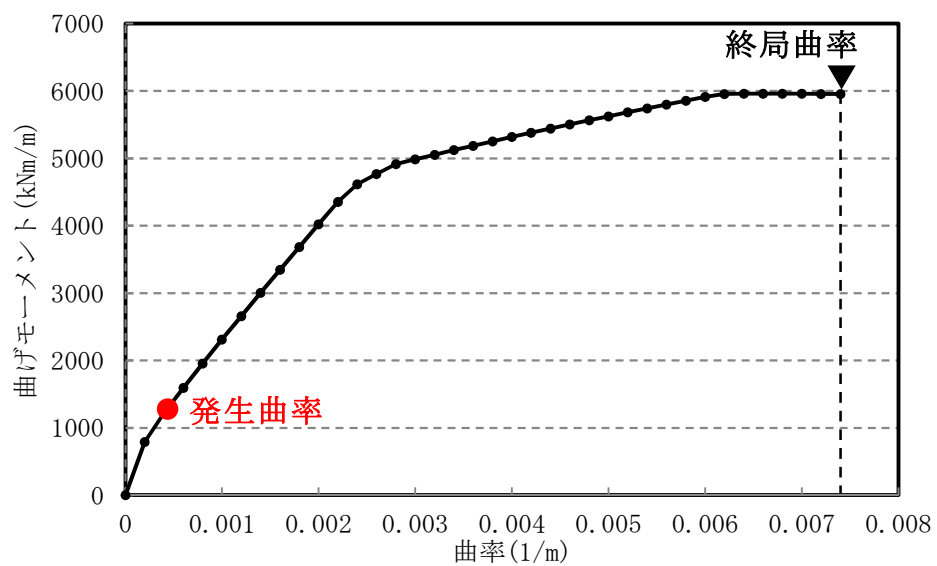
第 2 図 C C V 規格における熱応力の扱いに関する記載



第 3 図 ひび割れ断面法による設計フロー（R C - N 規準）



第 4 図 評価対象部位



第 5 図 曲げモーメントー曲率関係 (M- ϕ 関係)

添付 9. 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破損時にペデスタルに落下した溶融デブリが、ペデスタル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。

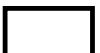
R P V破損時には、ペデスタル水張り水により格納容器ドレンサンプの排水流路は水で満たされていることから、溶融デブリが排水流路に流入する際には、流路内から水や水蒸気の対向流が生じる。また、溶融デブリが格納容器ドレンサンプの排水口に到達するまでの温度低下及び粘性増加を考慮すると、現実的には溶融デブリの排水流路への流入はごく限定的と考えられる。

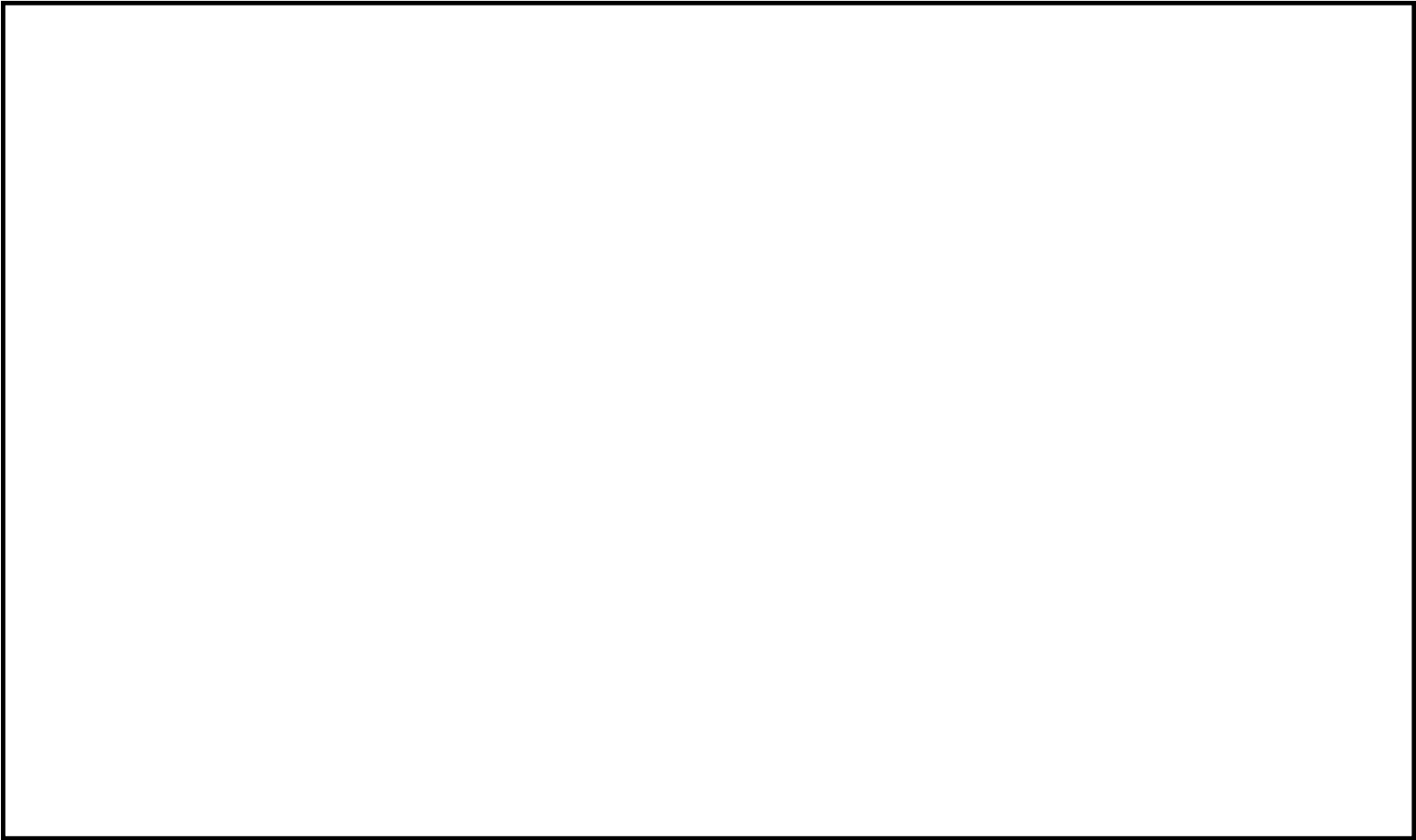
しかしながら、溶融デブリの落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融デブリの排水流路への流入を想定した場合でも溶融デブリが横スリット内で凝固停止しS / C側へ移行しないことを、M A A P既計算結果をもとに評価し、スリット状排水流路の有効性を確認した。

1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更

第1図に、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、ペデスタル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S U S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。



第 1 図 格納容器ドレンサンプ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 $A l_2 O_3$ を流入させ、その流動挙動を確認している。第2図に試験装置の概要図を示す。

試験の結果、配管内での $A l_2 O_3$ 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。

第1表に、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。

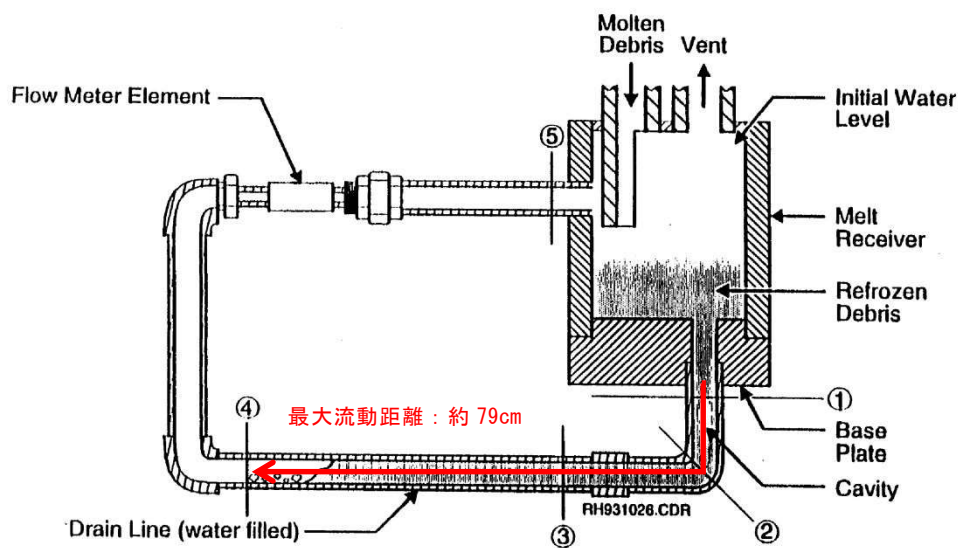
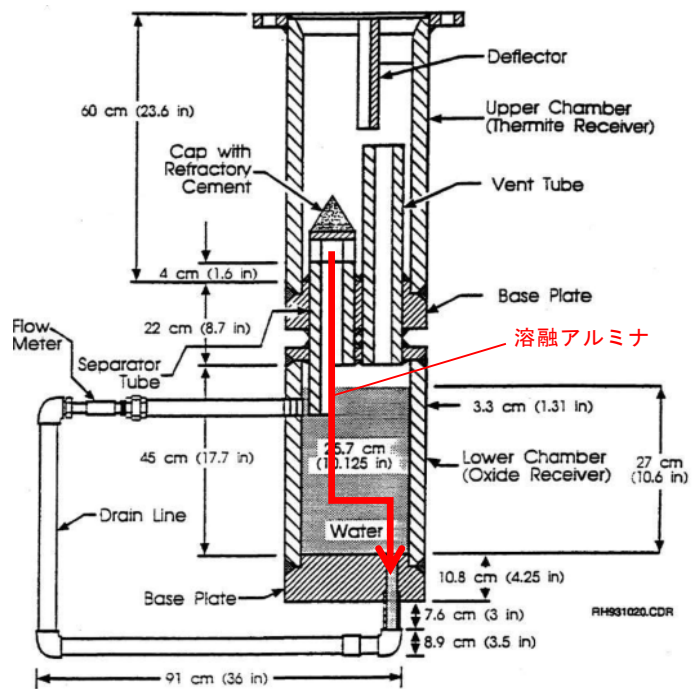
E P R I 試験では、模擬コリウムとして $A l_2 O_3$ を用いており、その体積当たりの熔融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 J/m^3$ と計算される。これに対して、東海第二の熔融デブリの場合、熔融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出エネルギーは約 と計算され、 $A l_2 O_3$ と同等であることが分かる。

また、東海第二の熔融デブリの熱伝導率は $A l_2 O_3$ 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S U S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 $A l_2 O_3$ 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で

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、熔融デブリとSUS材間の対流熱伝達率が大きくなり熔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、EPR 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EPR 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、熔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。



第2図 E P R I / F A I による試験装置

第 1 表 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（℃）	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		溶融デブリの方が冷却が進みやすい。	
	粘性係数（Pa・s）	0.003	0.004※ ²	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）	
	動粘性係数（m ² ／s）	7.9×10 ⁻⁷			
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 （S U S 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
(ペデスタル事前水張り水位を 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

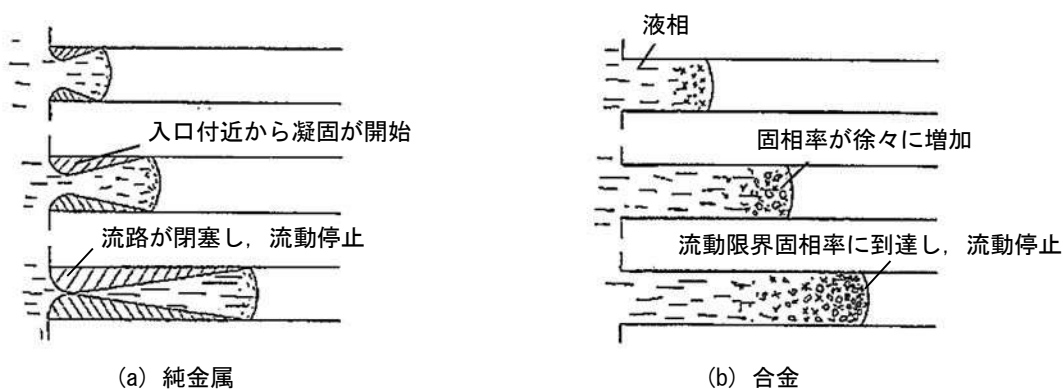
3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

第3図に、流路内における溶融金属の凝固挙動の概念図を示す。

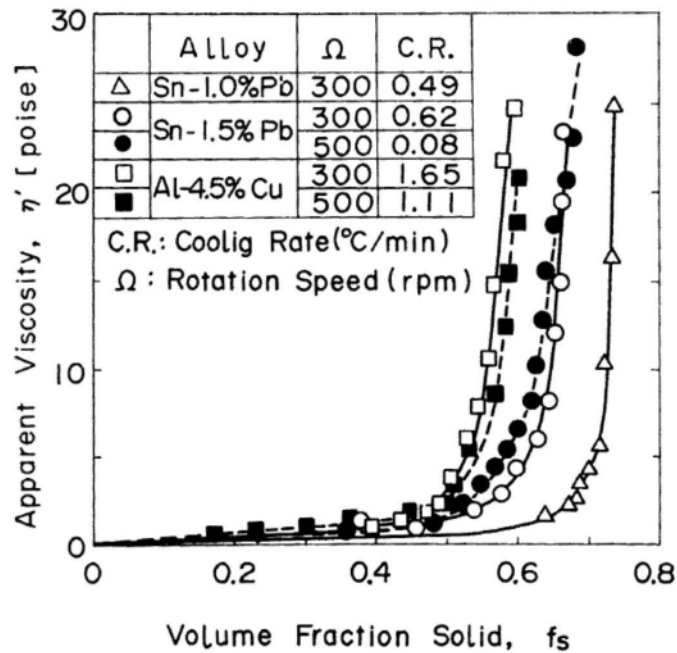
純金属や共晶温度の合金では、第3図(a)のように流路の入口付近から固化的クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

一方、液相線温度と固相線温度に差がある合金では、第3図(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、第4図に示すように、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。



第3図 流路内での溶融金属の凝固挙動の概念図



第4図 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 ：溶融デブリ密度 (kg/m^3)， v ：溶融デブリ流速 (m/s)，

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

C_p ：溶融デブリ比熱 (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 ：溶融デブリ温度 (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)

※：溶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

溶融デブリとスリット構造材間の熱伝達係数 h は、溶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

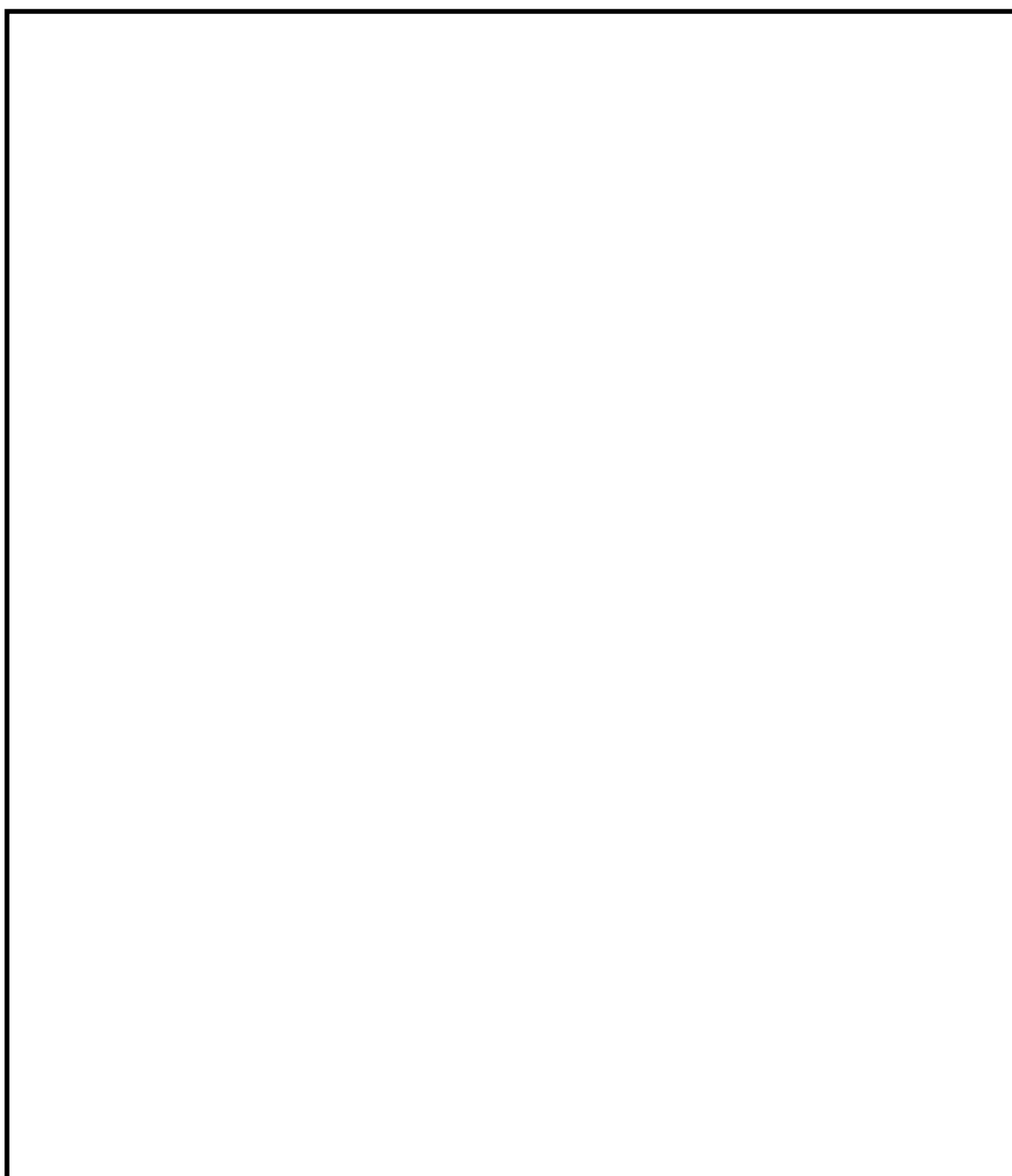
$$\begin{aligned} \text{Nu}_m &= 5 + 0.015 \text{Re}_f^a \text{Pr}_w^b \\ &\quad (10^4 < \text{Re} < 10^6, 0.1 < \text{Pr} < 10^4) \\ &\quad \left\{ \begin{aligned} a &= 0.88 - \frac{0.24}{4 + \text{Pr}_w} \\ b &= \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \end{aligned} \right. \end{aligned} \quad (4)$$

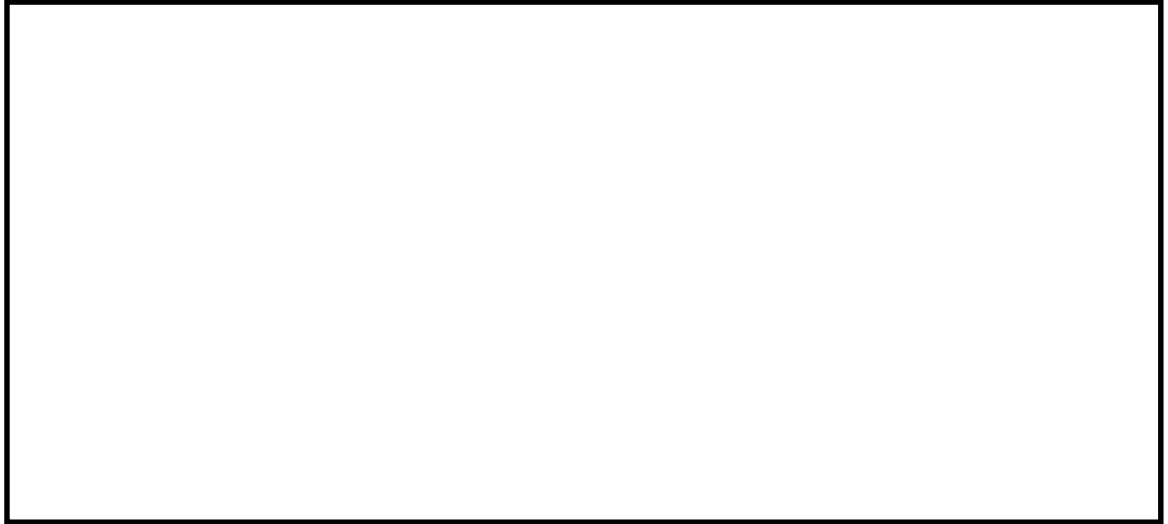
添字はそれぞれ、m：混合平均温度、f：膜温度、w：壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(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。評価の概要を第 5 図に示す。





第 5 図 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第 2 表に示す。

溶融デブリの物性については，MAAP 計算結果における R P V 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、水、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。

第 2 表 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)		
熔融デブリ物性	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)		流動距離が長くなるよう熔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
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	熔融潜熱 (kJ/kg)		M A T P R O における熔融 U O ₂ の値 ^[2]
	粘性係数 (Pa・s)	0.004	
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	熔融デブリ初期温度 (°C)		R P V 破損時の熔融デブリ平均温度 (): 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
熔融デブリ流動 条件	熔融デブリ流速 (m/s)		熔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	熔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 1.8m 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、第 2 表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 $Re \div$ 及び $Pr \div$ 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

第2表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。

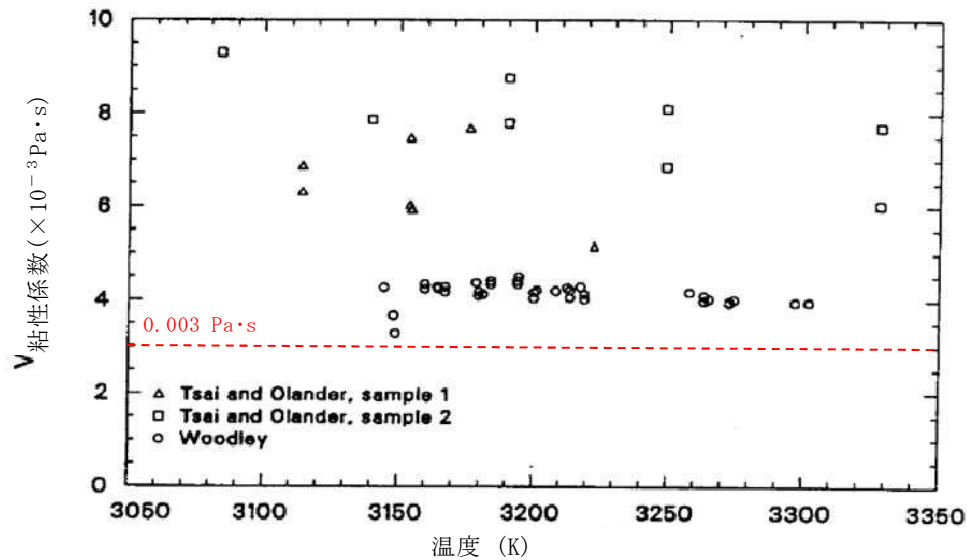
不確かさを考慮した流動距離評価条件を第3表に示す。なお、構造材物性値は不確かさが小さいと考えられること、構造材初期温度及び溶融デブリ流動条件は十分な保守性を見込み設定していることから、第2表と同様の条件を使用した。

この場合でも、評価の結果溶融デブリの流動距離は約2.8m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。

第 3 表 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 (<u>太字</u> 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 (℃)				M A A P 計算結果※ (R P V 破損時の値)
	固相線温度 (℃)				
	密度 (kg／m ³)				
	熱伝導率 (W／mK)				
	比熱 (J／kgK)				
	溶融潜熱 (kJ／kg)				
	粘性係数 (Pa・s)	0.004	<u>0.003</u>		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)
初期温度条件	溶融デブリ 初期温度 (℃)				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



第 6 図 熔融 UO_2 の粘性係数実験値^[2]

4. 参考文献

- [1] EPRI, Experiments to Address Lower Plenum Response Under Severe Accident Conditions, Volume1, EPRI report TR-103389, 1994
- [2] L.J.Siefken et al., SCDAP/RELAP5/MOD3.3 Code Manual; MATPRO - A Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis, NUREG/CR-6150, Vol.4 Rev.2, 2001
- [3] 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
- [4] M.C.Fleming et al., "An Experimental and Quantitative Evaluation of the Fluidity of Aluminium Alloys", AFC Transactions, vol.69, 1961
- [5] 日本機械学会, 伝熱工学資料 第 4 版, 1986
- [6] M.T. Farmer, Melt Spreading Code Assessment, Modifications, and Applications to the EPR Core Catcher Design, ANL-09/10, 2009

Flemings モデルの適用性について

Fleming らは、第 1 図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、第 2 図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。

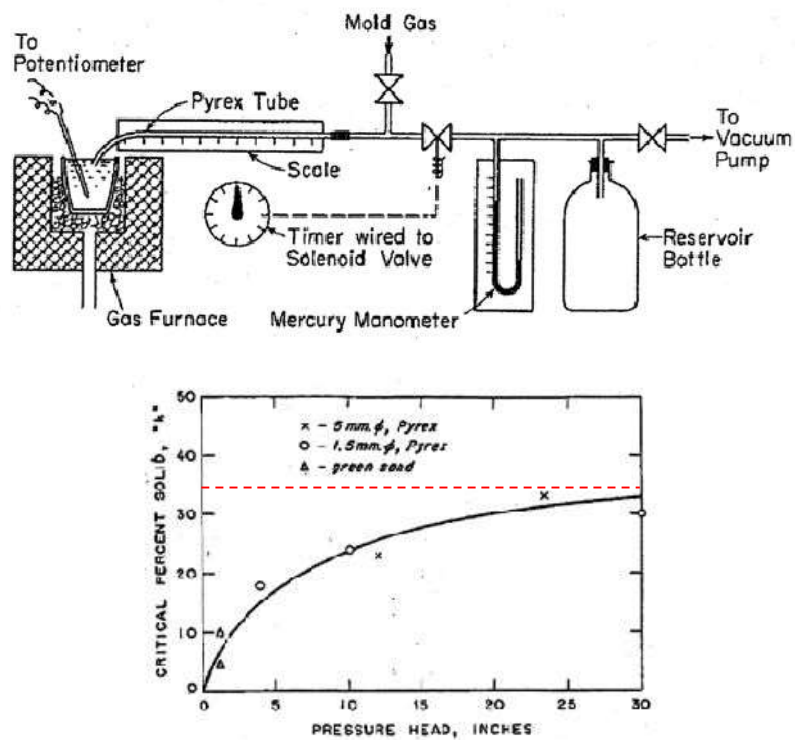
また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

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。

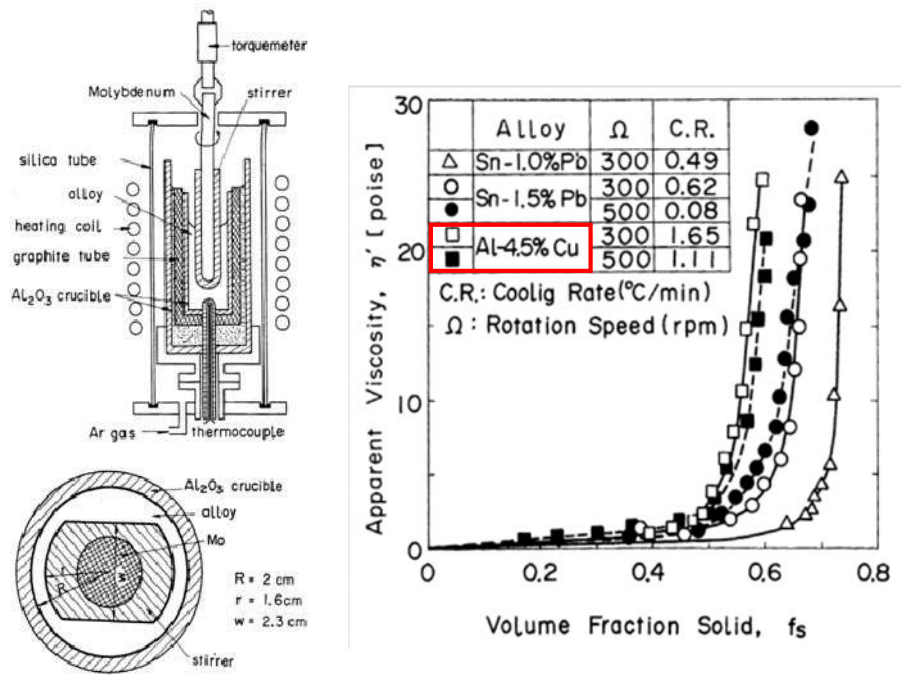
参考文献

- [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



第 1 図 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



第2図 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、U S - A B W R D C D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第1表のとおりであり、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、U S - A B W R D C Dモデルでは、評価条件として溶融デブリの流速ではなくR P Vからの落下率がパラメータとなっており、M A A P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。

第1表 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
U S - A B W R D C Dモデル	約 1.5m	溶融デブリ流速の代わりにR P Vからの溶融デブリの最大落下率 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	約 2.8m	Flemings モデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○U S - A B W R D C Dモデルの概要^[1]

U S - A B W R D C Dモデルは、R P V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,

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

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

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

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} : 下部ドライウェル床面積 (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),

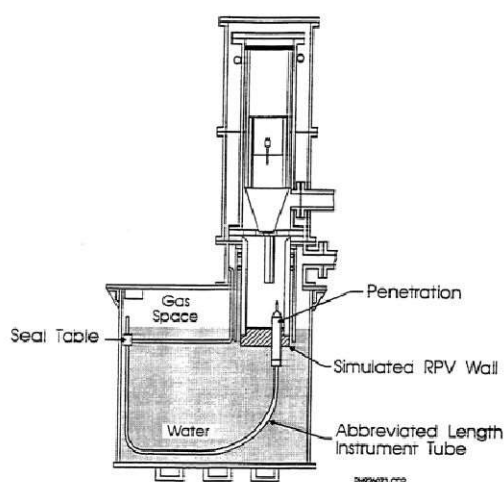
T_{mp} : 溶融デブリ融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),

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、第 1 図に示す 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 spoon piece breach so differential pressure due to essentially hydrostatic head of Al₂O₃ layer.

第 1 図 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 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，ペデスタル側面及び床面となる。

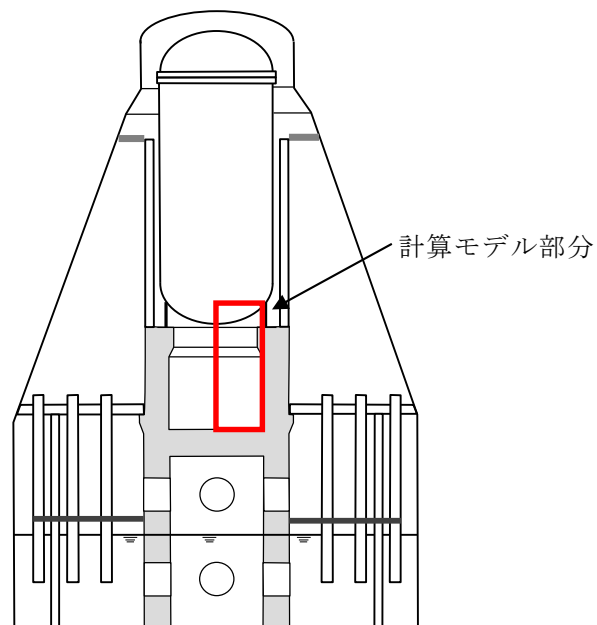


図 1 J A S M I N E の計算体系にてモデル化した部分

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。

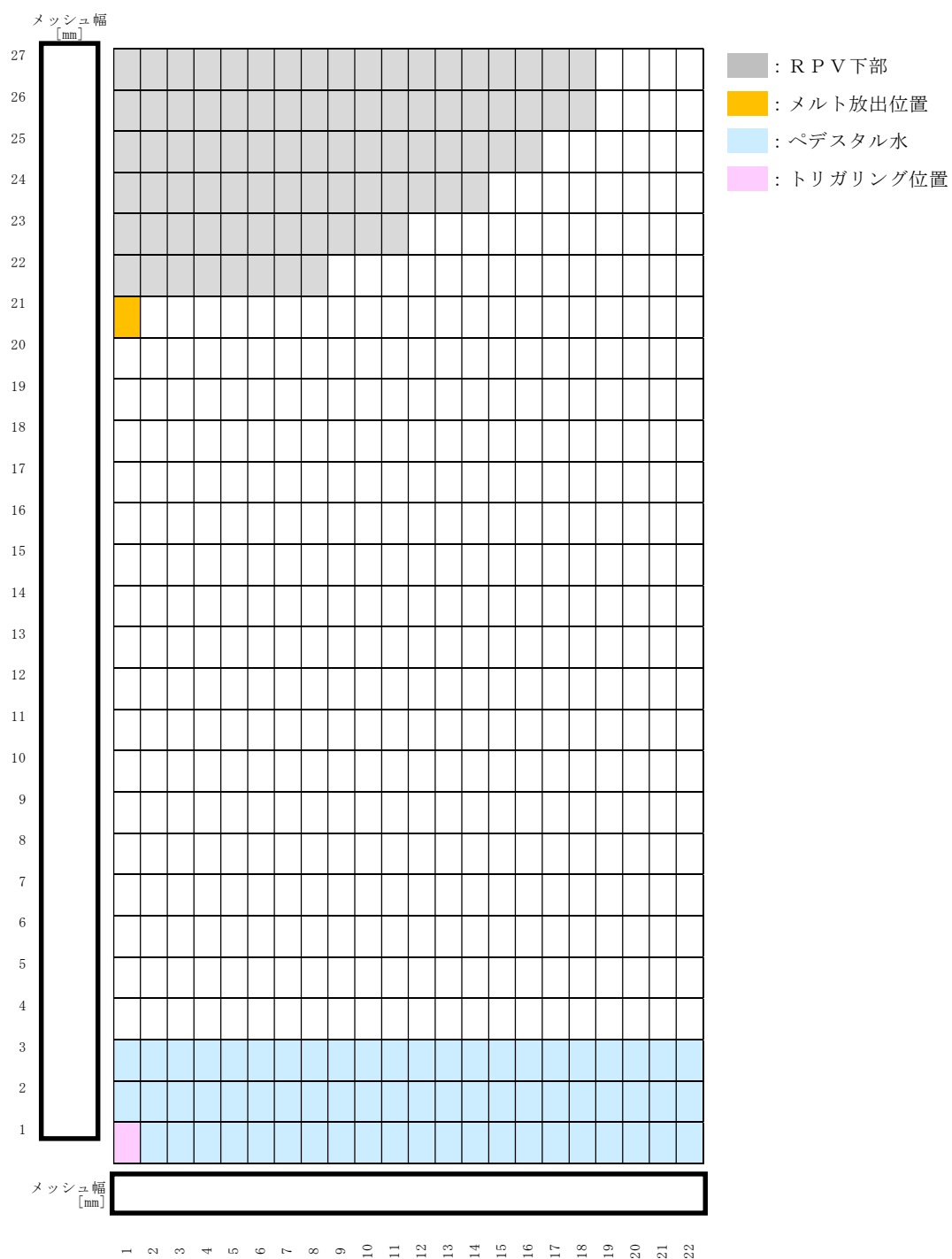


図2 J A S M I N E の計算体系モデル

3. 溶融物放出履歴

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. 溶融炉心の組成

J A S M I N E では溶融炉心の組成を入力条件とはしていない。

5. 溶融炉心物性値

表 2 に溶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 コード付属の溶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]	M A A P 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, M A A P 解析における下部プレナム内の溶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]	M A A P 解析に基づくR P V破損時のデブリ流入速度の最大値
6	メルト放出口径		[m]	R P V底部の貫通配管で最も口径の大きいC R D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F C I実験結果 (F A R O, C O T E L 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J A E A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	ペデスタル中心, 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S Eに伴う運動エネルギーの推移を示す。S E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。

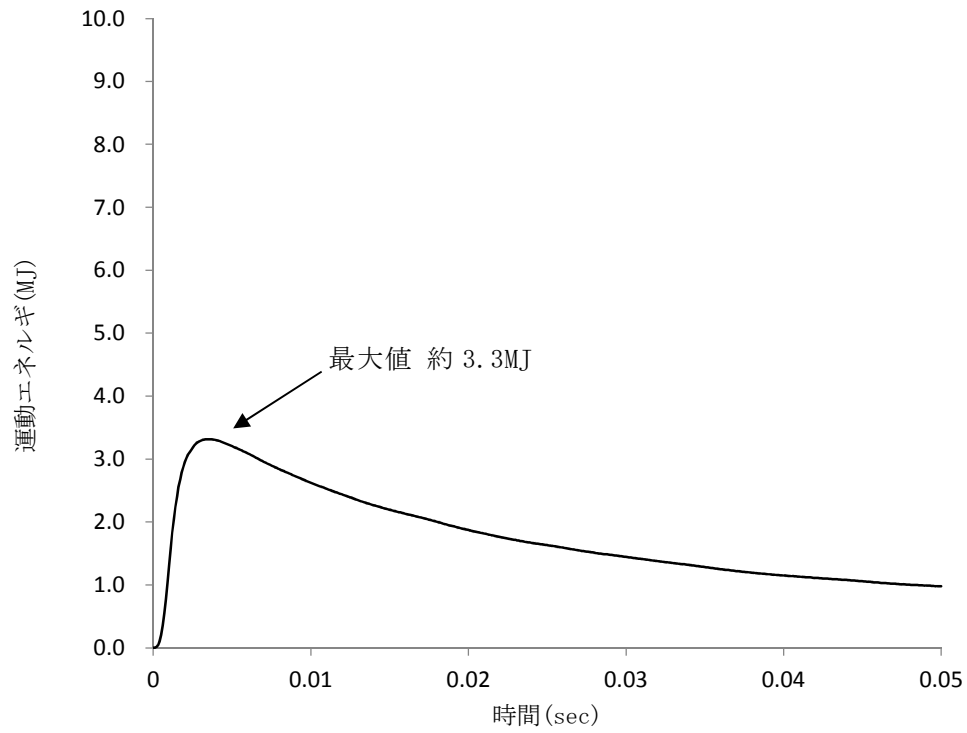


図3 S Eによる運動エネルギーの推移

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、S E の発生を仮定した場合のペデスタルの構造評価に適用する L S - D Y N A 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

L S - D Y N A コードでは、3 次元のペデスタル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

ペデスタルは R P V 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デスタル水面より 2m 程度上の位置であり、S E 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。

ペデスタルは基部の格納容器との取り合い部を介して、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、格納容器との取り合い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、ペデスタル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、ペデスタル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。

ペデスタルのR P V支持機能の評価する観点で、ペデスタル上部に作用するR P V、原子炉しゃへい壁の自重を考慮する。

S Eによってもペデスタル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、及びペデスタル内構造物を含むデブリの自重を負荷する。

ペデスタルの構造概要図を図 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。

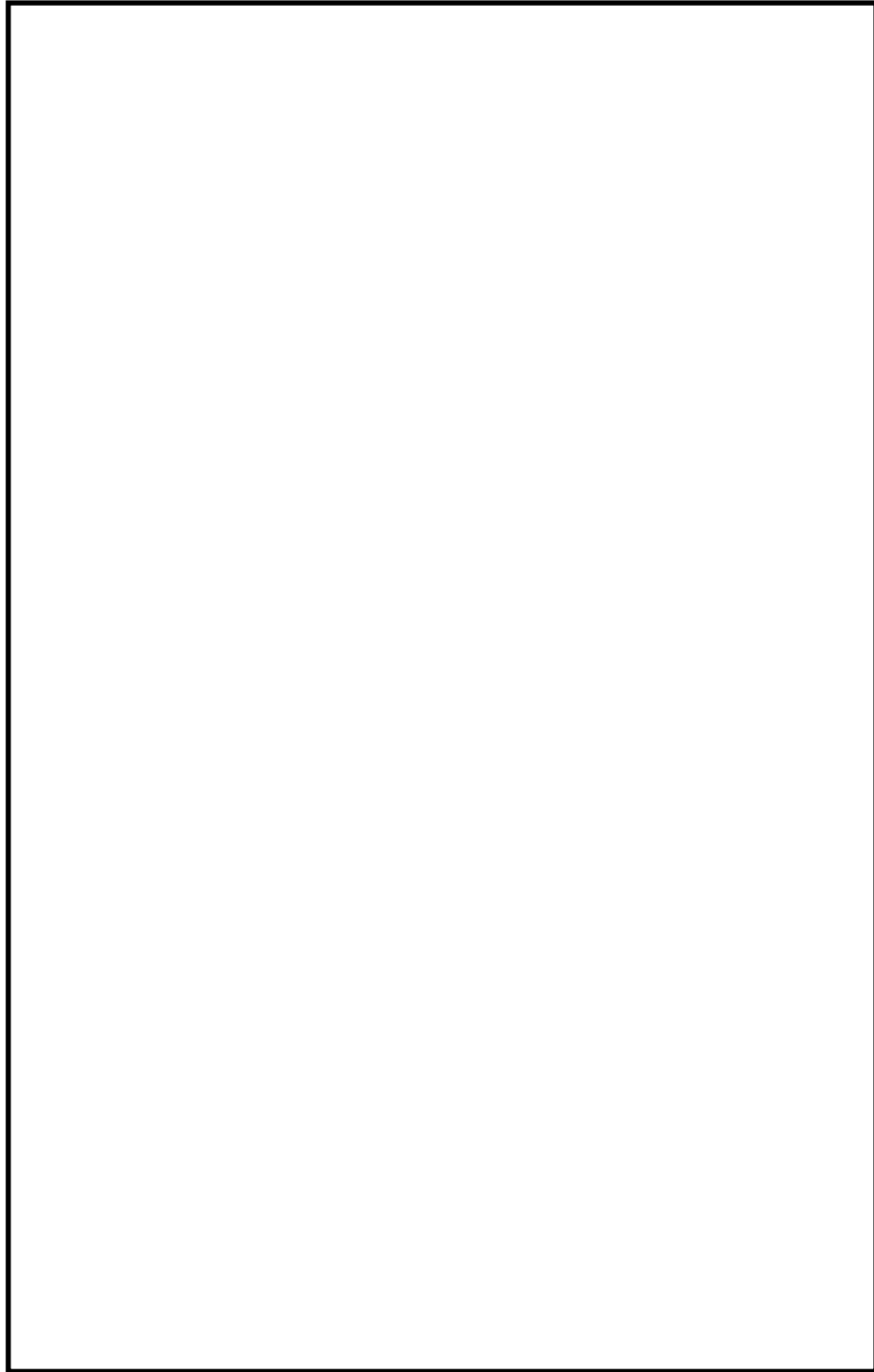


図 3-1 ペデスタル構造概要図

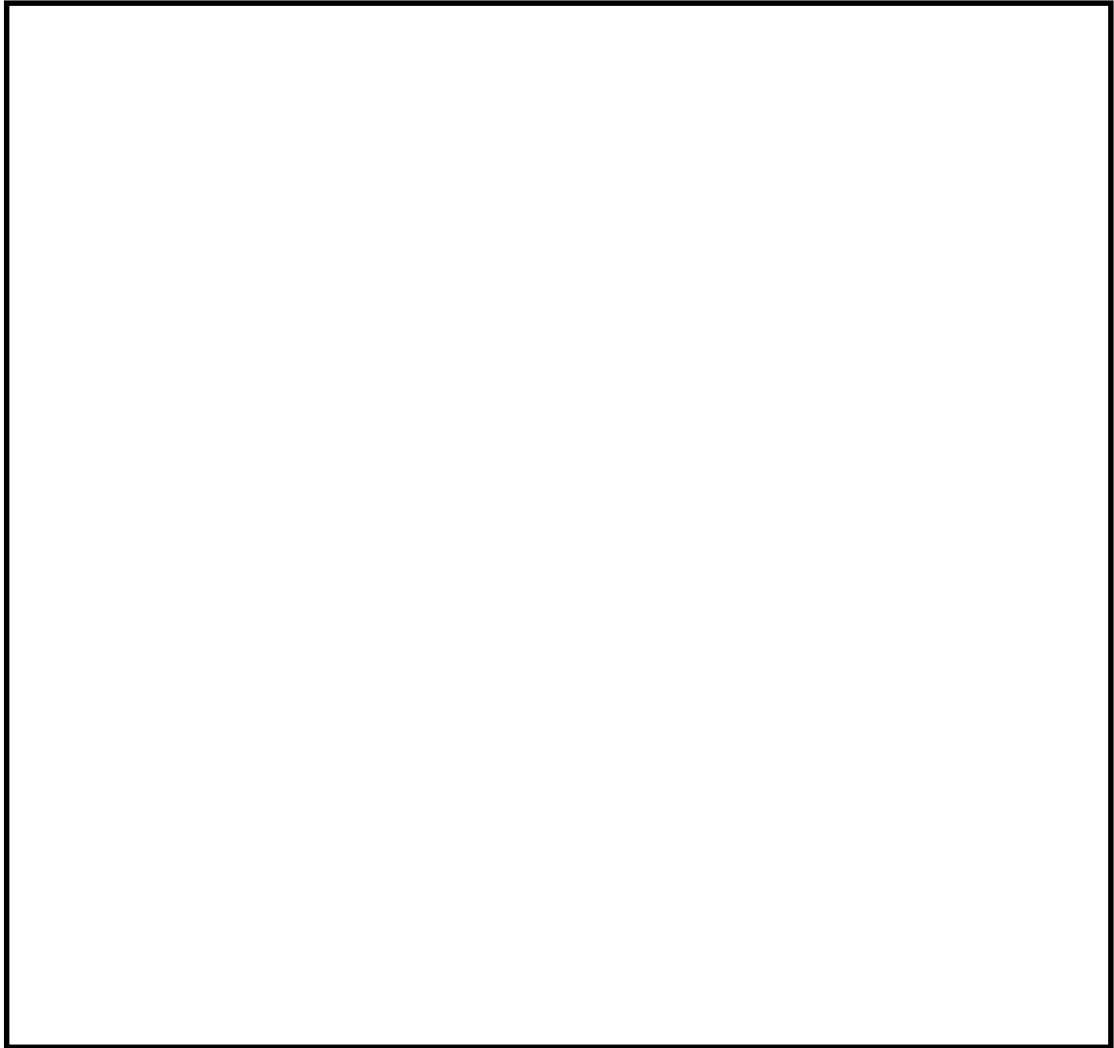


図 3-2 解析モデル境界条件

表 3-1 荷重条件

項目	値	荷重位置
R P V等自重	約 2.08×10^4 kN	ペデスタル上部
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 後のデブリ自重	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、構造物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 構造物モデル

構造物の変形を考慮する際、構造物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。

以下に構造物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	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。

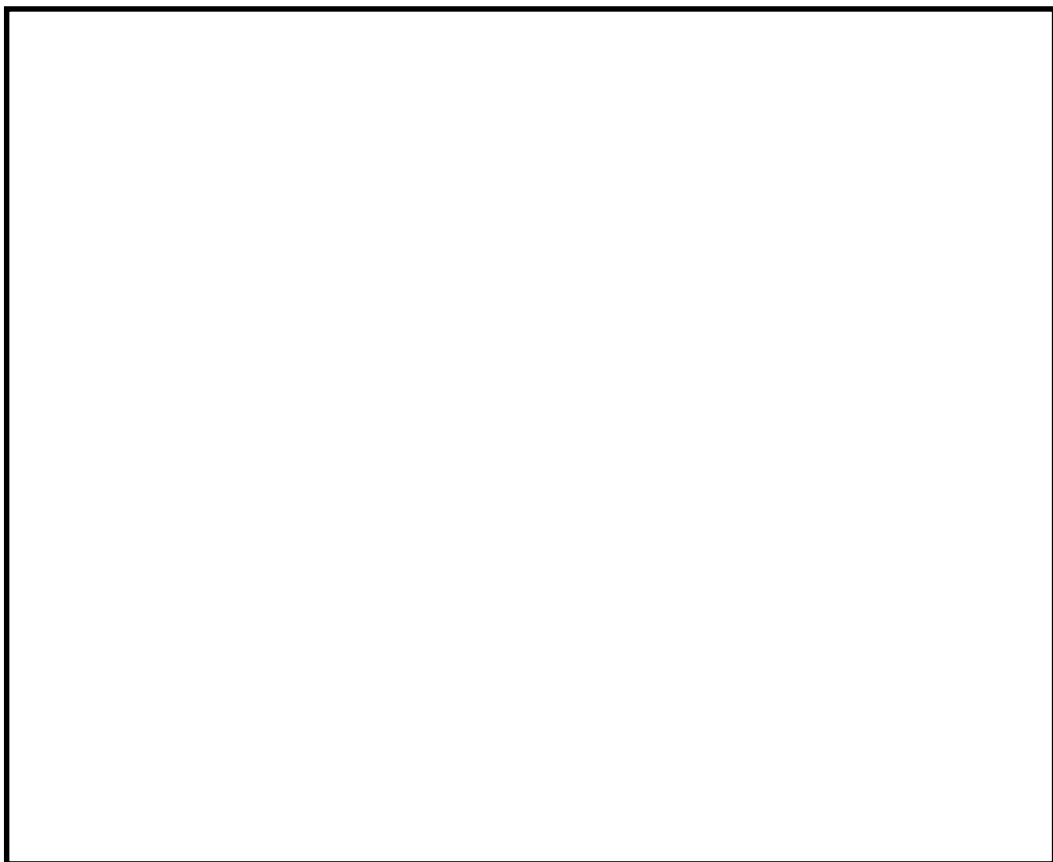


図 4-1 コンクリートのメッシュ図

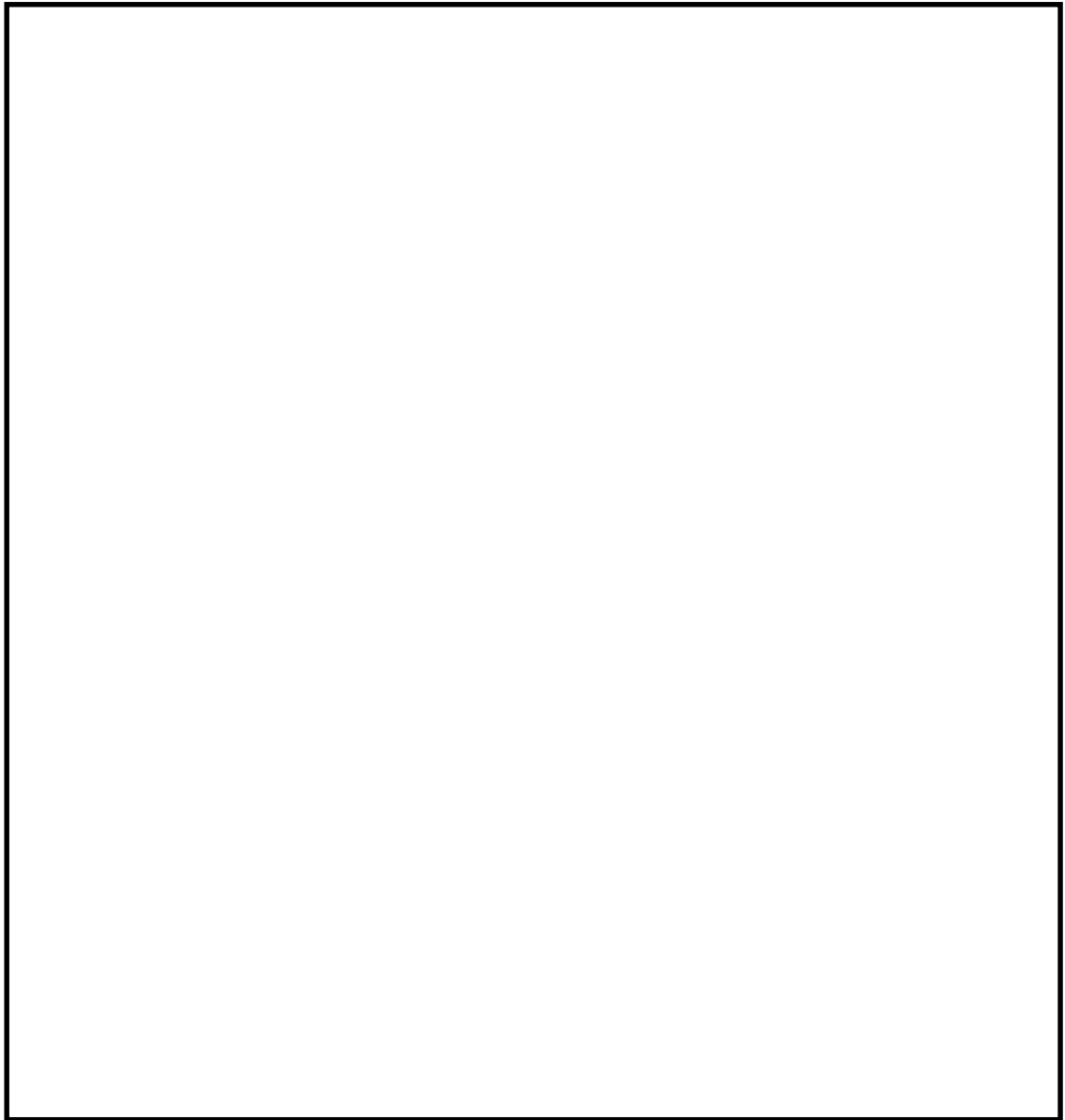


図 4-2 鉄筋のメッシュ図



図 4-3 爆発源のメッシュ図



図 4-4 液相のメッシュ図

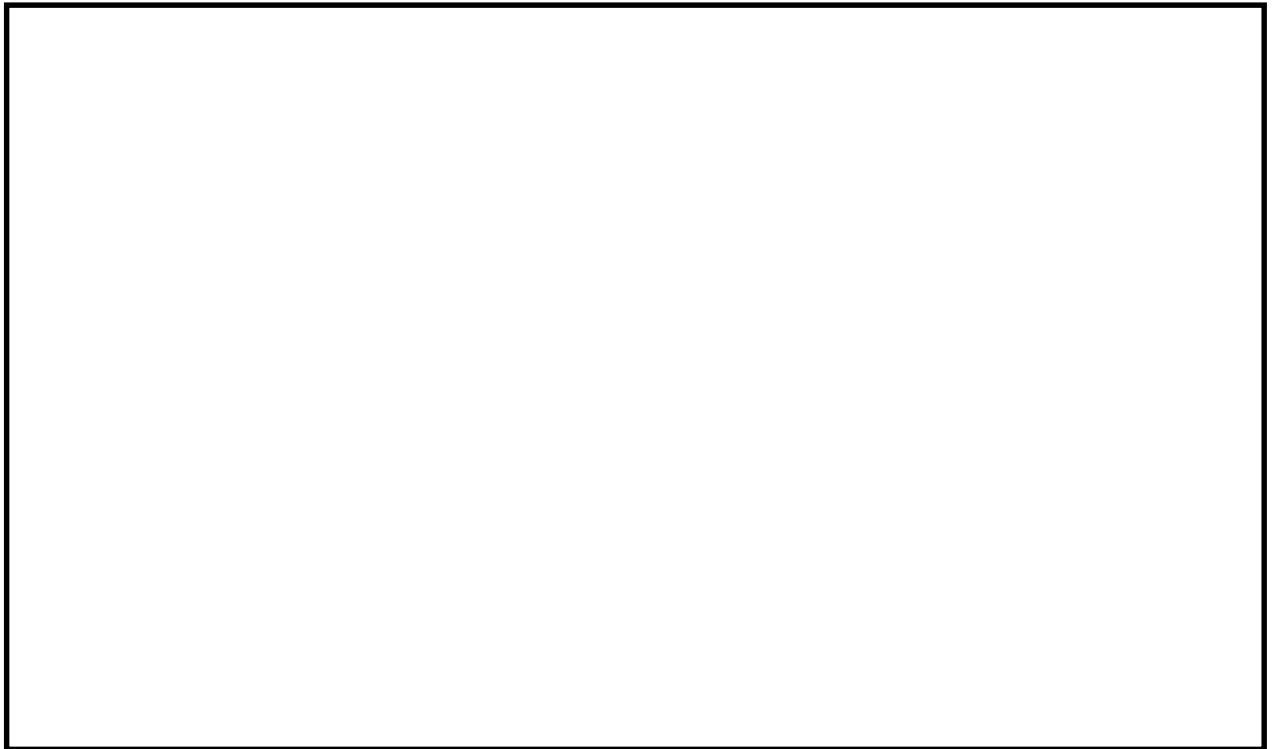


図 4-5 気相のメッシュ図

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。

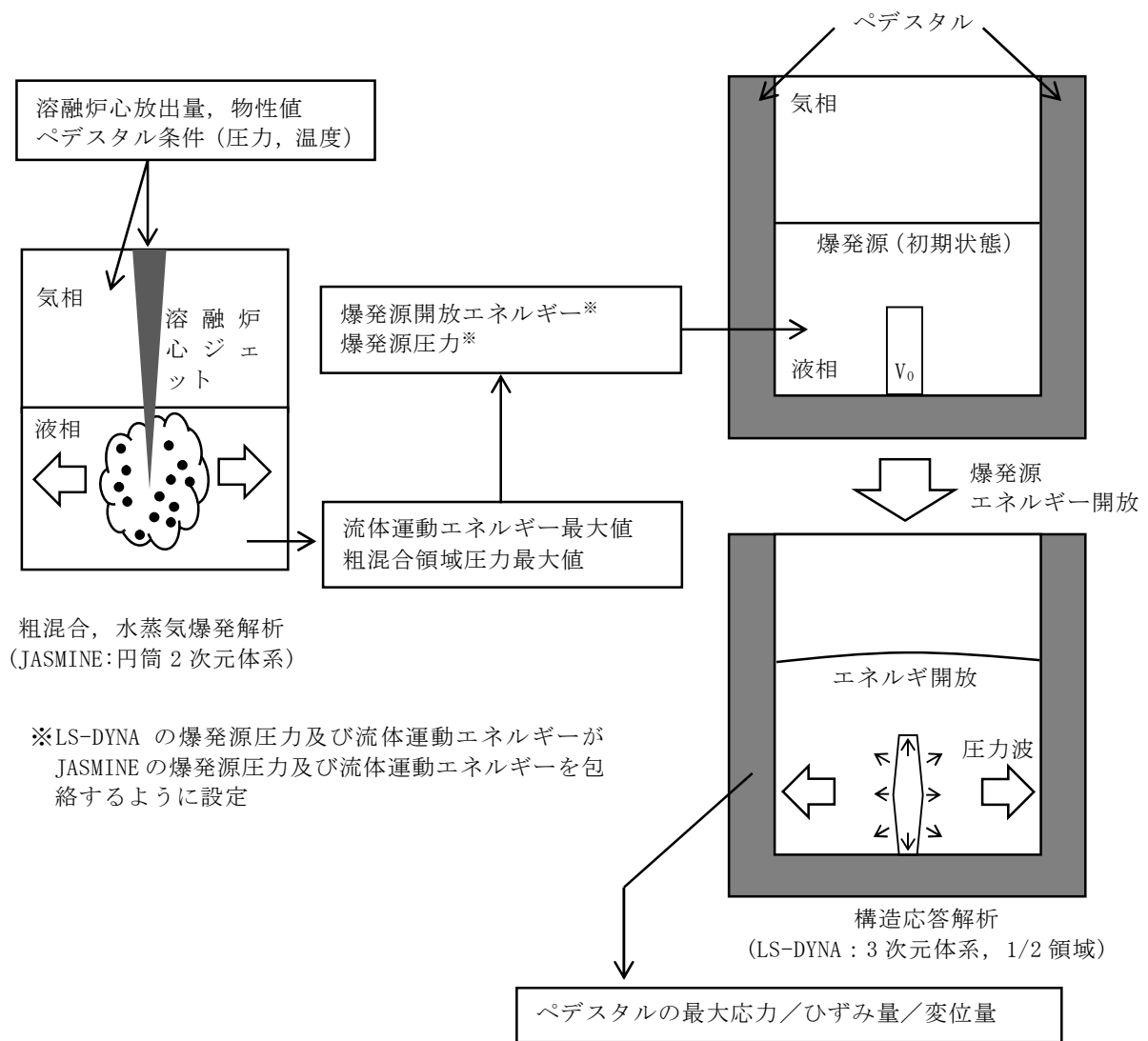


図 5-1 LS-DYNAにおける爆発源の設定方法

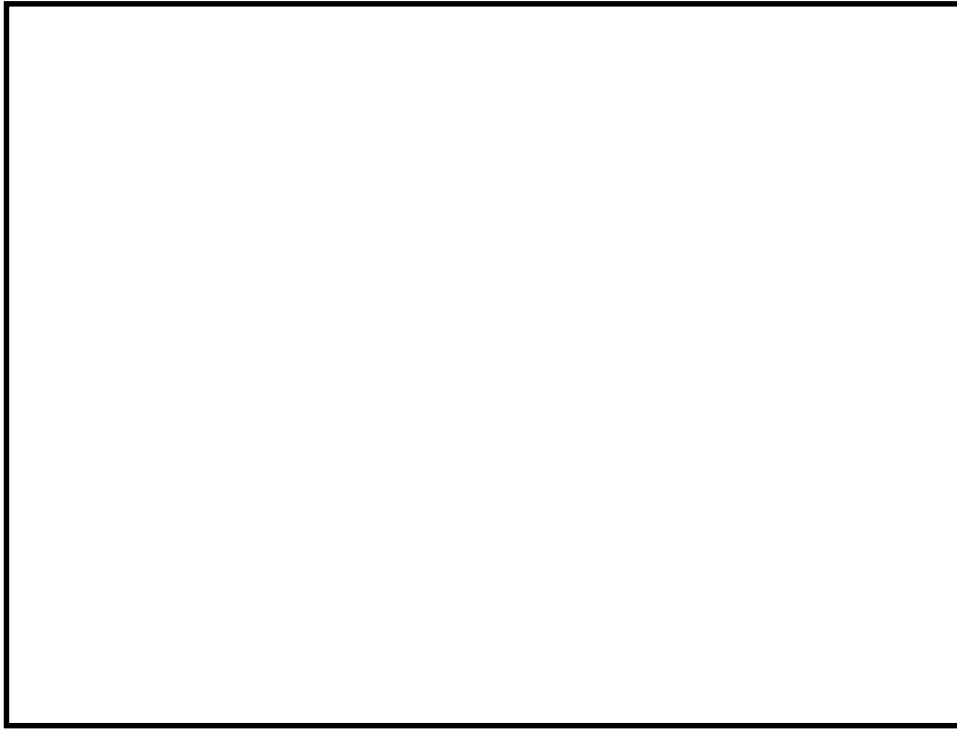


図 5-2 流体の運動エネルギー

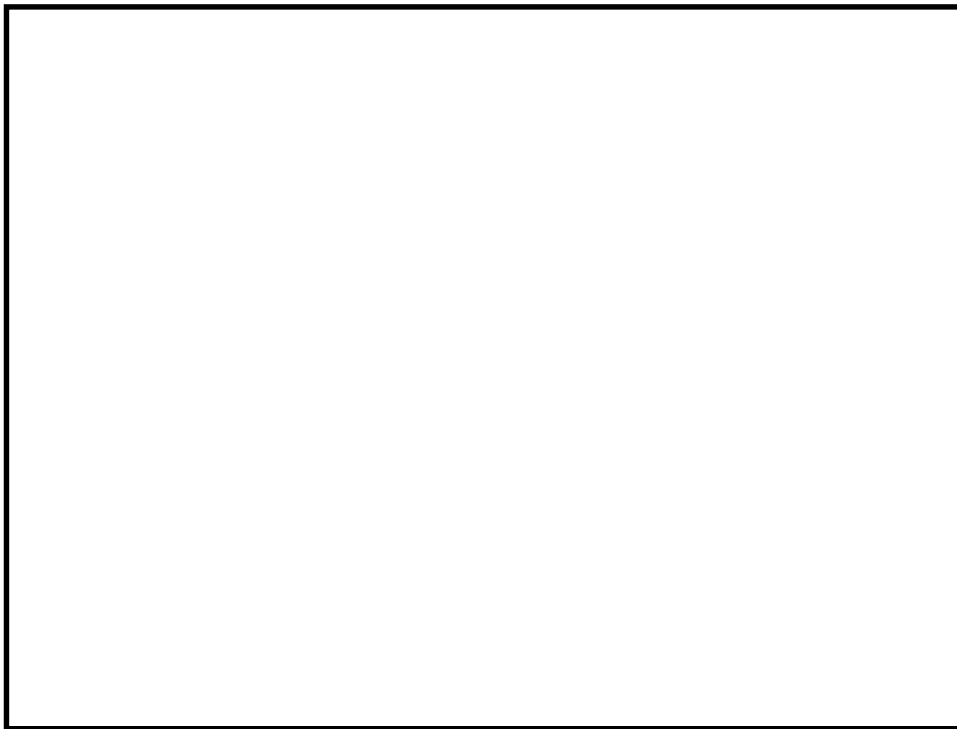
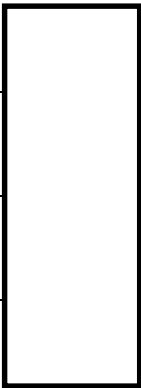


図 5-3 爆発源の圧力

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。

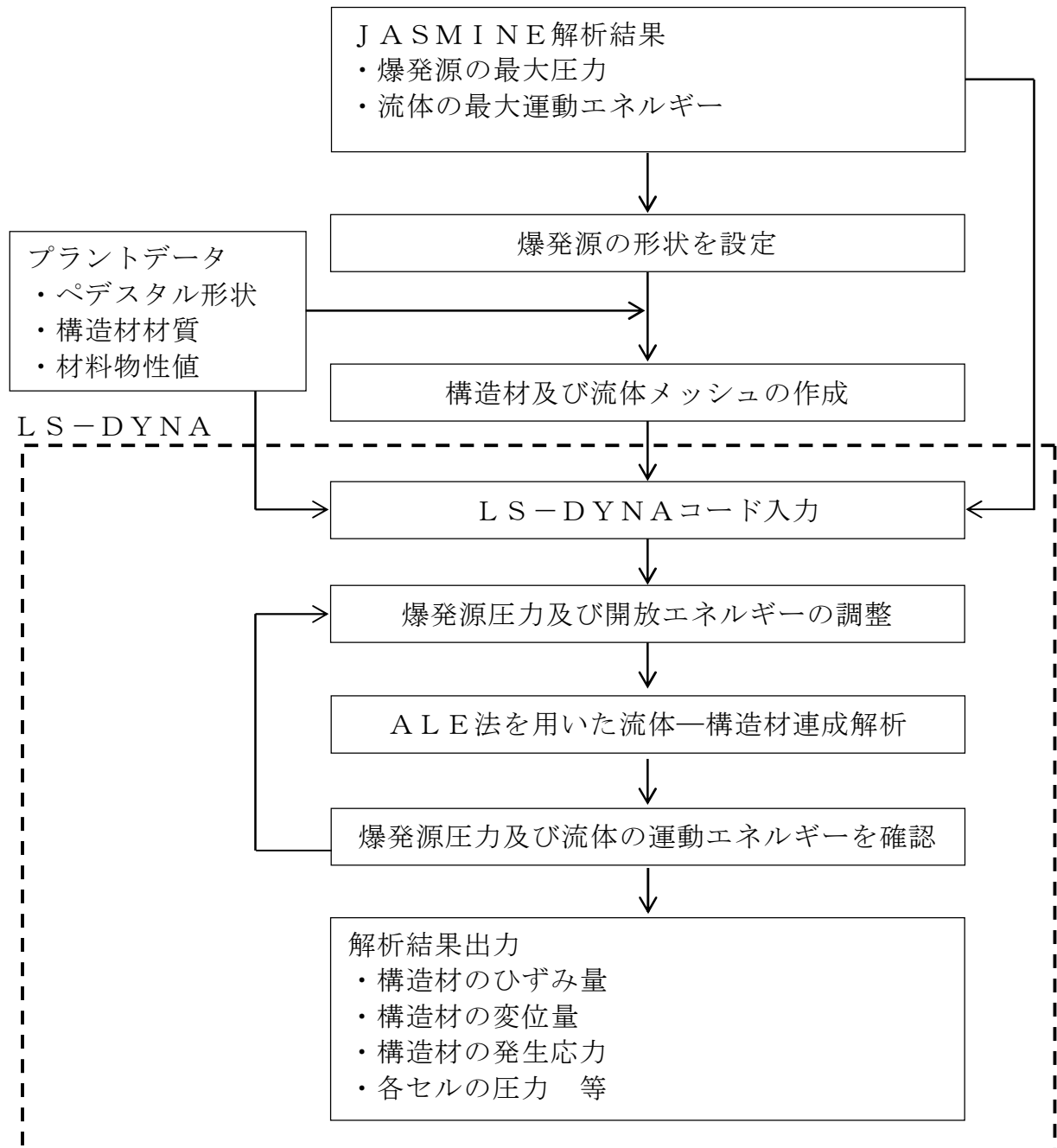


図 6-1 L S - D Y N A コード解析フロー図

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)

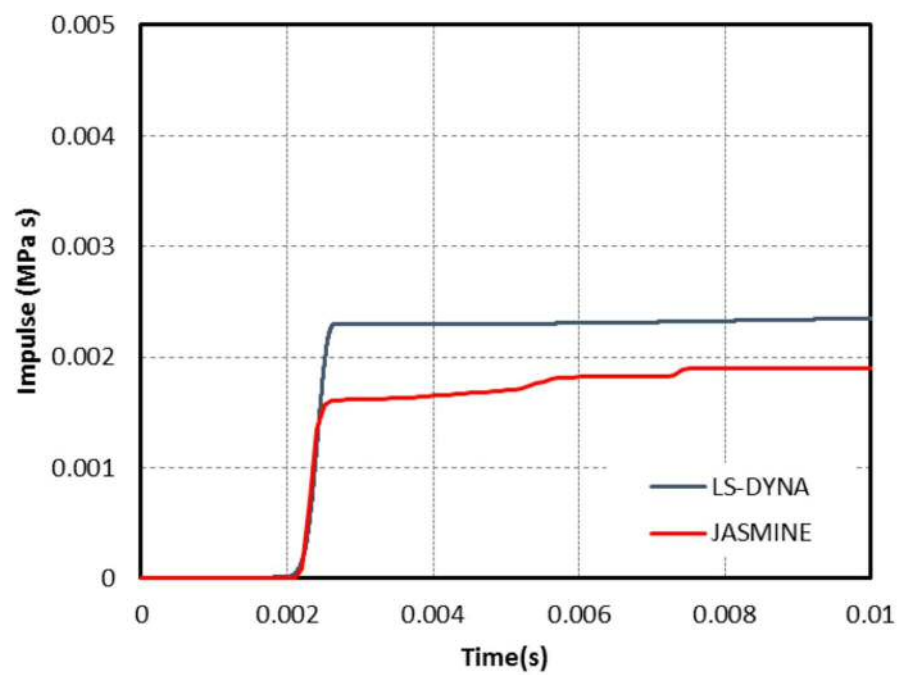
上記をインプットデータとして, 水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し, 以下の主要なアウトプットデータを得る。

- 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

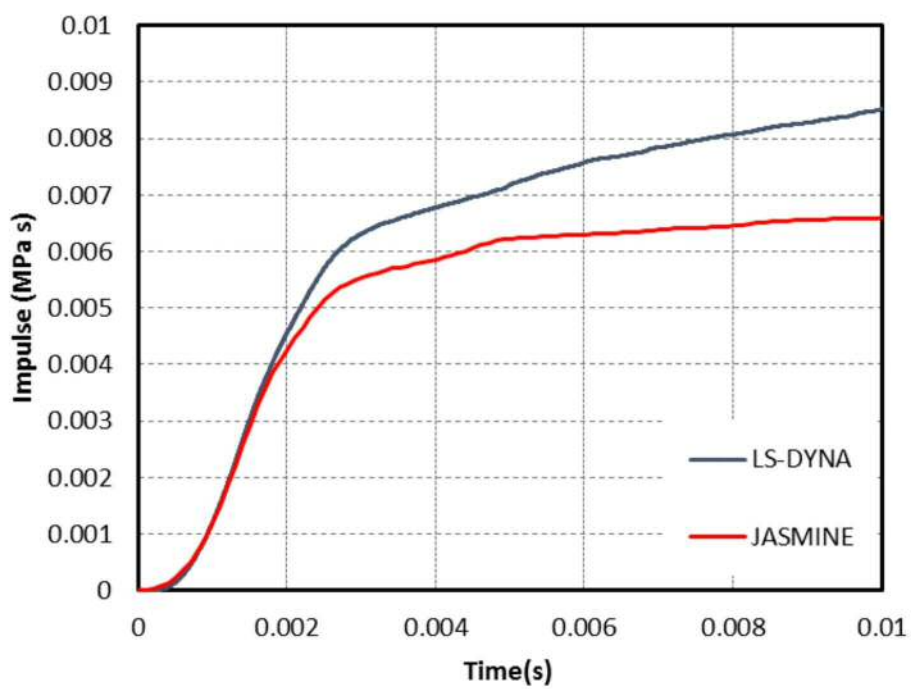
運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

LS-DYNAコードの評価は、JASMINE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JASMINE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溶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、JASMINE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JASMINE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する。

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する。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する。

(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。

第 1 表にペ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）

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する。

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する。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 $5,000\mu$ を超えないこととする。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 3.09N/mm^2 ，下部側壁で 2.65N/mm^2 を超えないこととする。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、S Eによる側壁の変位が増大しないことを確認することとする。

b. 床スラブ（デブリ保持機能）

コンクリートの圧縮ひずみについては、側壁と同様にC C V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する。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 $5,000\mu$ を超えないこととする。

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、C C V規格には適した規定がないことから、コンクリート標準示方書〔構造的な性能照査編〕（（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、A I J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、S E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する。

4. 評価結果

(1) 側壁（R P V支持機能）

a. 側壁の変位

第1図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、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

第 3 図に最小主ひずみ（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

第 4 図に鉄筋の軸ひずみ（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約 184μ 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

第 2 表に側壁の面外せん断評価結果を示す。発生するせん断応力度は上部約 0.93N/mm^2 及び下部約 0.77N/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、 3.09N/mm^2 及び 2.65N/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）

第 2 図にペデスタル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

第 3 図に示したとおり、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

第 4 図に示したとおり、床スラブの鉄筋に発生する軸ひずみは約 364μ 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

第3表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 3.70N/mm^2 であり，終局面外せん断応力度 4.33N/mm^2 を超えない。

第4表にペデスタル構造健全性評価の評価結果のまとめを示す。

5. まとめ

SE解析コードJASMIN E，汎用有限要素解析コードLS-DYNA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時のペデスタル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，ペデスタルに要求されるRPV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。

第 1 表 ペデスタル構造健全性評価の判断基準

機能	評価部位		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	許容ひずみ（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	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	C C V 規格 CVE-3511.2

第 2 表 側壁の面外せん断に対する評価結果

評価部位	発生応力度	判断基準	評価※
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	○

※：「○」 解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

第 3 表 床スラブの面外せん断に対する評価結果

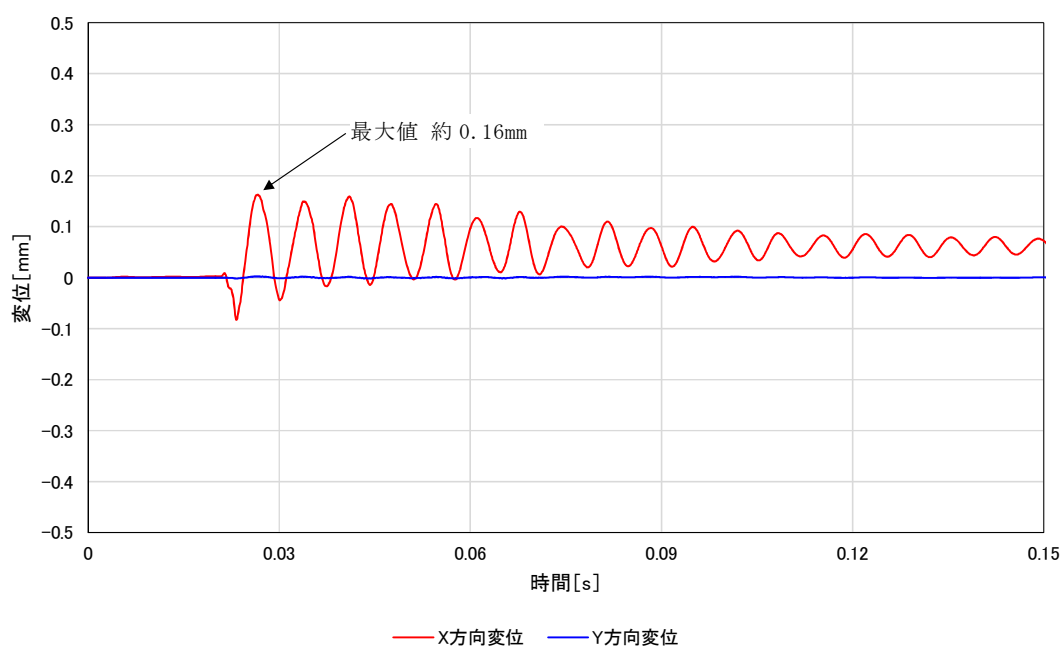
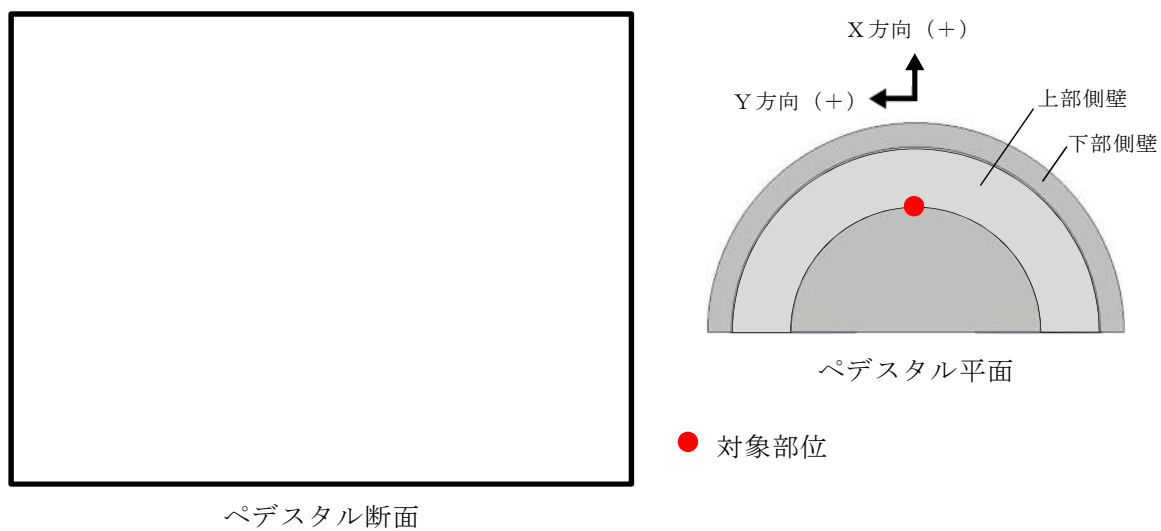
評価部位	発生応力度	判断基準	評価※
床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○

※：「○」 解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

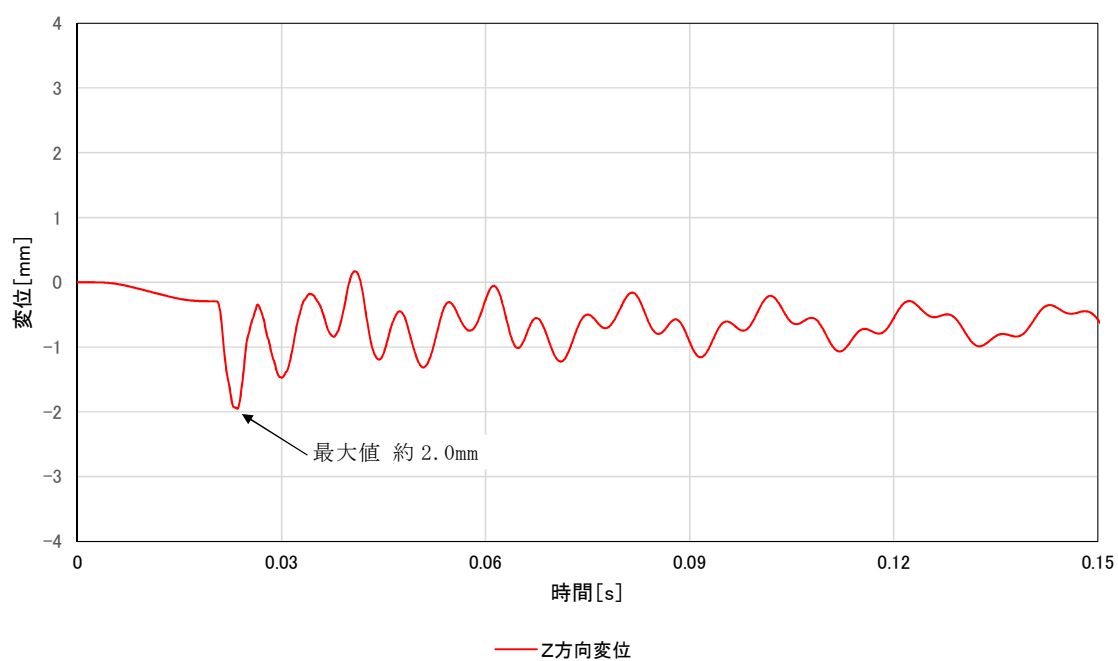
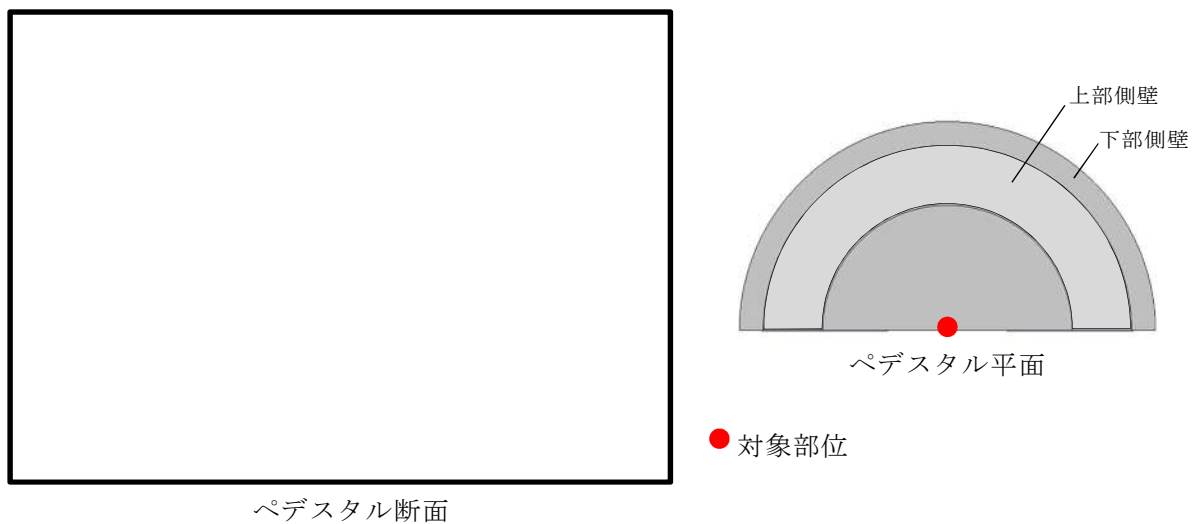
第4表 ペDESTAL構造健全性評価の評価結果のまとめ

機能	評価部位		項目	判断基準	解析結果	評価※
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	変位は増大しない	○
			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	圧壊は側壁に生じない	○
			面外せん断	終局面外せん断応力度（上部側壁：3.09N/mm ² ，下部側壁2.65N/mm ² ）を超えない	上部側壁：約0.93N/mm ² 下部側壁：約0.77N/mm ²	○
		鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約184 μ	○
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	変位は増大しない	○
			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	圧壊は床スラブ上面の 僅かな範囲にとどまる	○
			面外せん断	終局面外せん断応力度（4.33N/mm ² ）を超えない	約3.70N/mm ²	○
		鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約364 μ	○

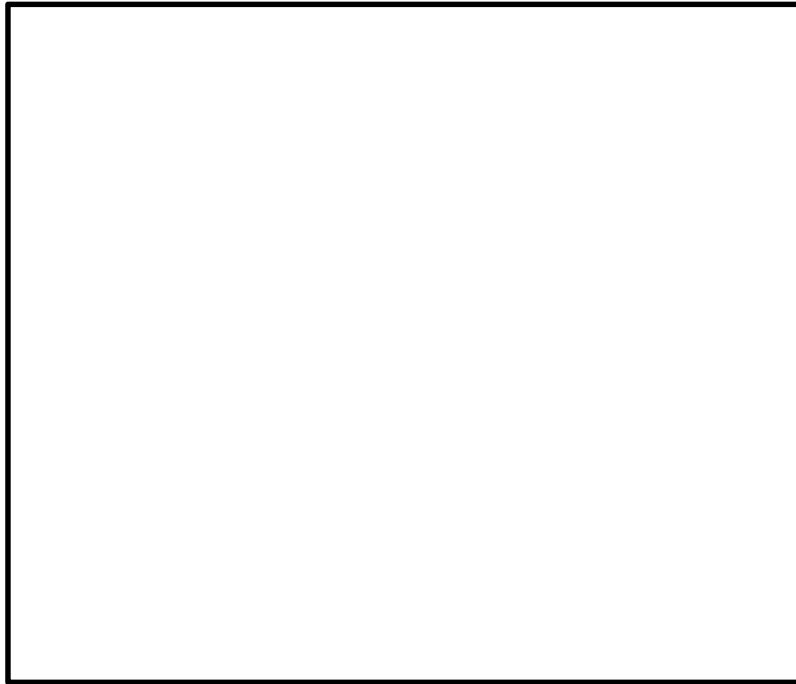
※：「○」解析結果が判断基準を満足する



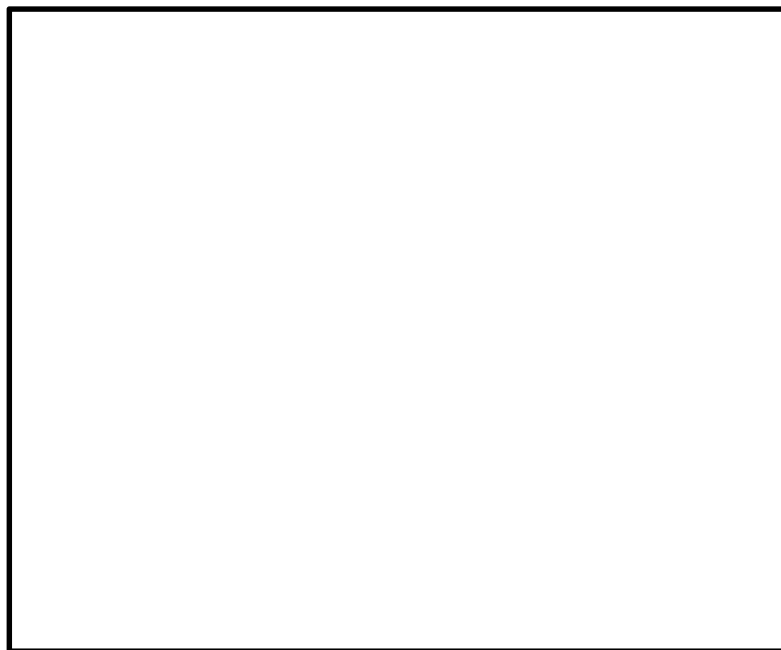
第 1 図 ペデスタル側壁の半径方向変位時刻歴



第 2 図 ペデスタル床スラブの鉛直方向変位時刻歴



第 3 図 コンクリートの最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布



第 4 図 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

ペデスタルの側壁は、円筒形シェル構造であることから、C C V 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。第 1 図に算定対象部位を示す。

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

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)

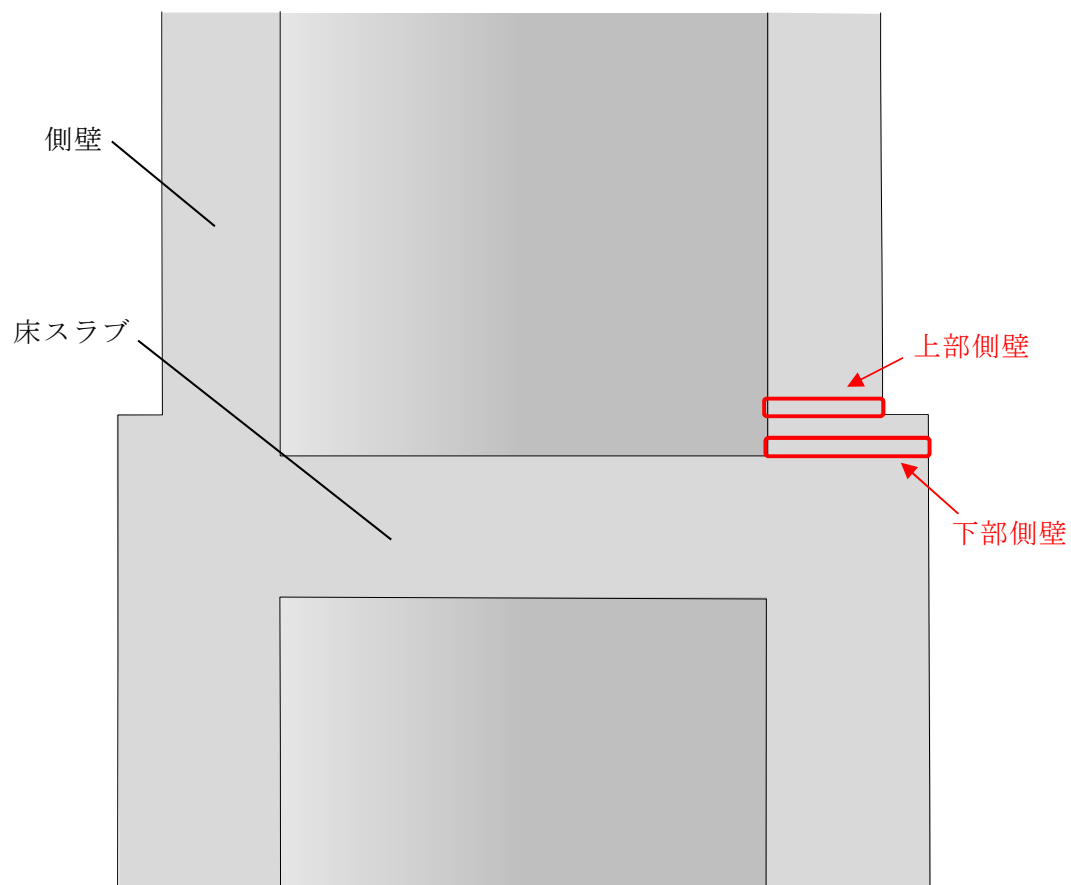
t : シェル部の胴の厚さ (mm)

各項目の数値を下表に示す。

項目		数値
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	$345\text{N}/\text{mm}^2$
	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	$345\text{N}/\text{mm}^2$
	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 $3.09\text{N}/\text{mm}^2$ ，下部側壁で $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ となる。



第 1 図 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。

$$V_{cda} = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{da} \cdot b_w \cdot d / \gamma_b$$

ここで、

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

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

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

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

f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm^2)

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	数値
f'_{cd} : コンクリートの設計圧縮強度	32.86N/mm ²
コンクリートの設計基準強度	22.06N/mm ²
圧縮強度動的増倍率※	1.49
d : 有効せい	
p_w : 引張鉄筋比	
a/d : せん断スパン比	0.43
b_w : 腹部の幅	
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は、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。

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

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 = $225\text{kg}/\text{cm}^2 \times 0.0980665 \doteq 22.06 \text{ MPa}$

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1.49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

第 1 図にペ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。第 2 図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。

第 3 図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。第 4 図に，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

第 5 図に側壁検討範囲を示す。ペデスタルの側壁は 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デスタル床面高さ 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

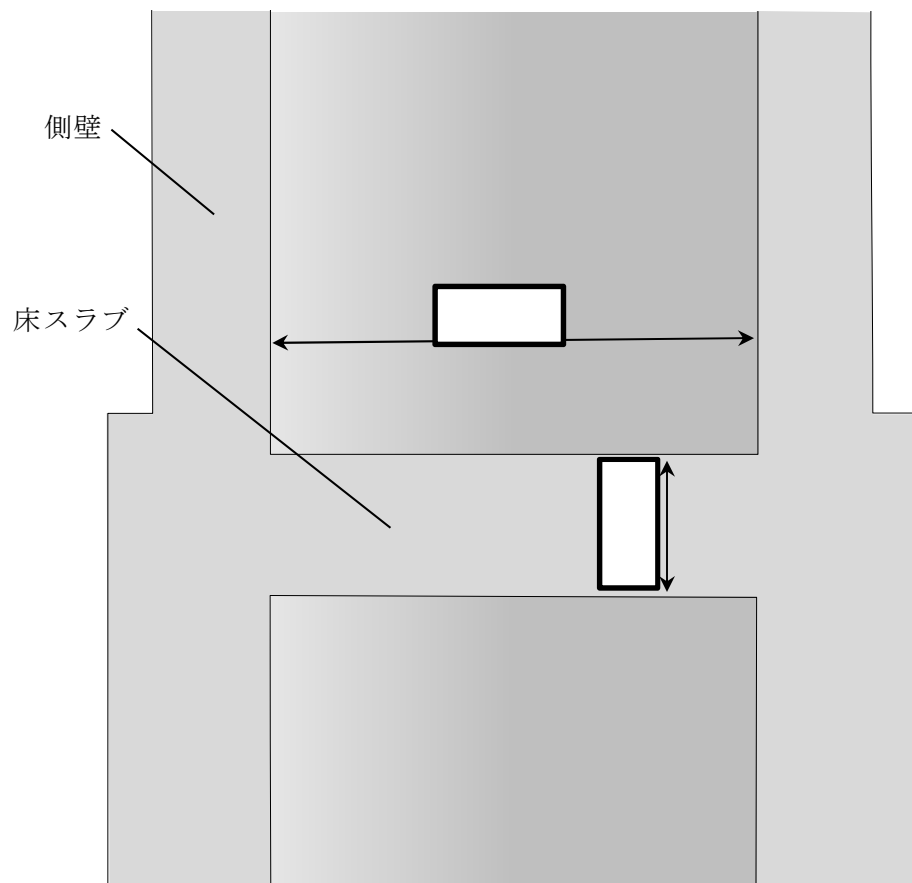
面外せん断応力度の算定について，床スラブを例に説明する。なお，側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。

第 6 図にペデスタル床スラブ端部の躯体形状の概念を示す。また，第 7 図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。

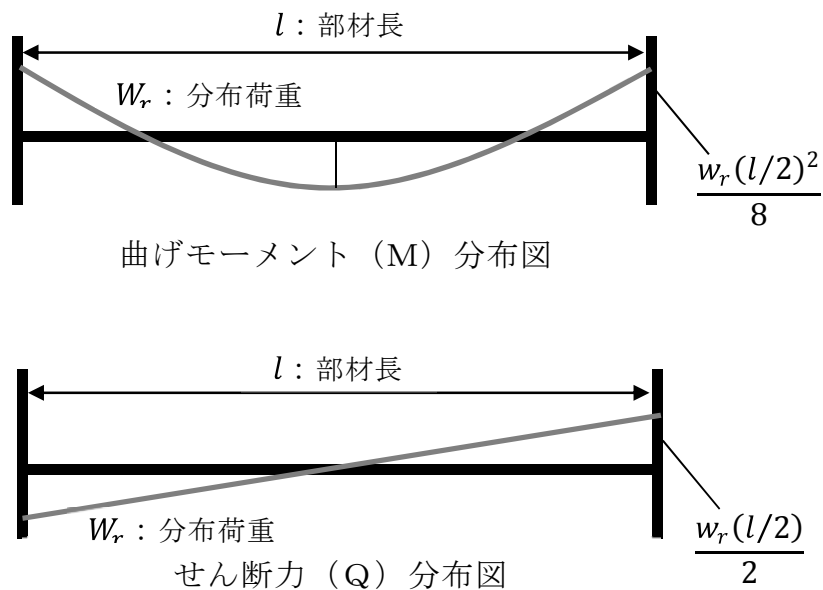
床スラブ端部の 1 列目の要素幅あたりの面外せん断応力度は、スラブの厚さ方向（1～j 行目）の各要素のせん断力（ $Q(1, 1) \sim Q(1, j)$ ）を合算した値（ $\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}$ ）に 1 列目のせん断断面積（ $\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}$ ）で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度（ τ_1 ）を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度（ τ_k ）は、 $\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}$ で表すことができる。次に、列毎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。第 1 表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。

第 1 表 S E 発生時の面外せん断応力度

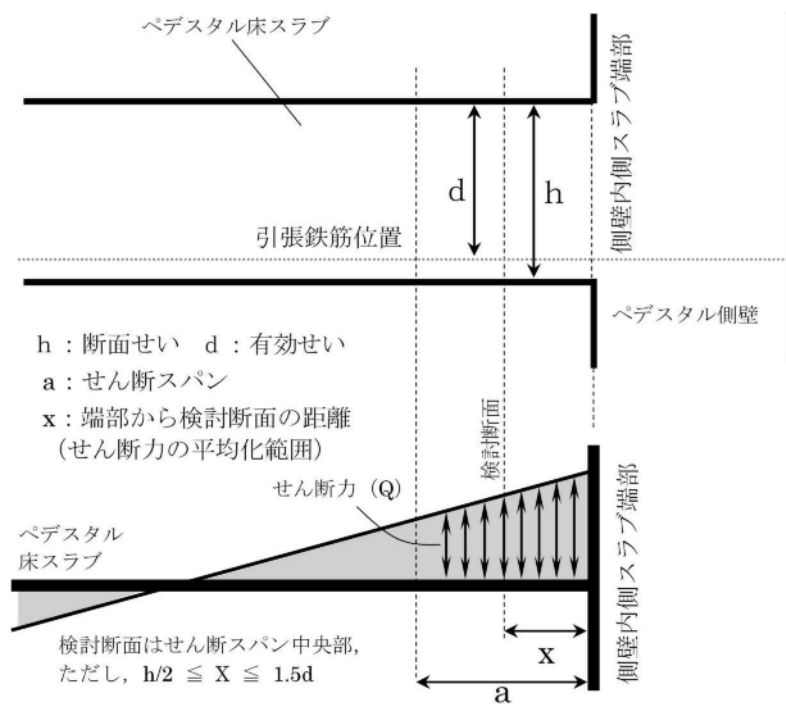
評価対象部位		発生応力度
側壁	上部	約 0.93 N/mm ²
	下部	約 0.77 N/mm ²
床スラブ		約 3.70 N/mm ²



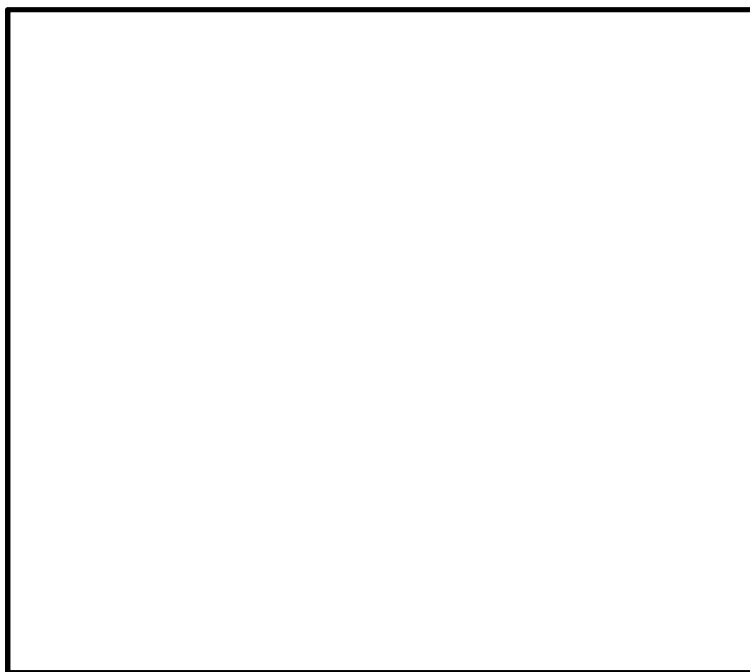
第 1 図 ペデスタルの床スラブの形状寸法



第 2 図 曲げモーメント及びせん断力分布の関係



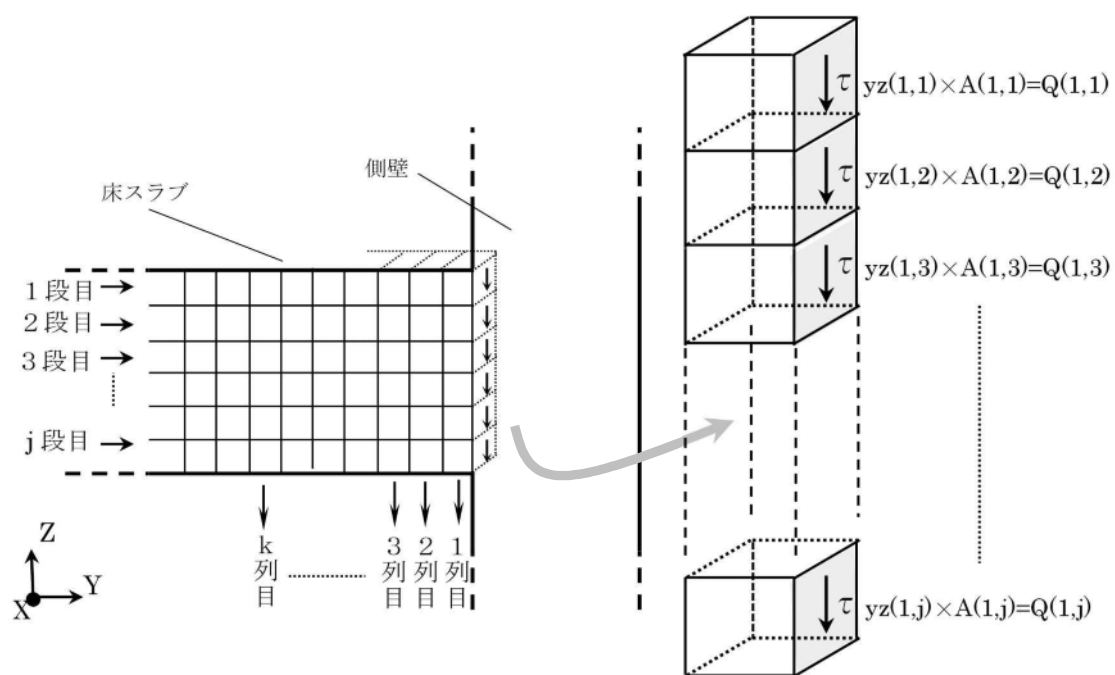
第 3 図 床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念



第4図 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

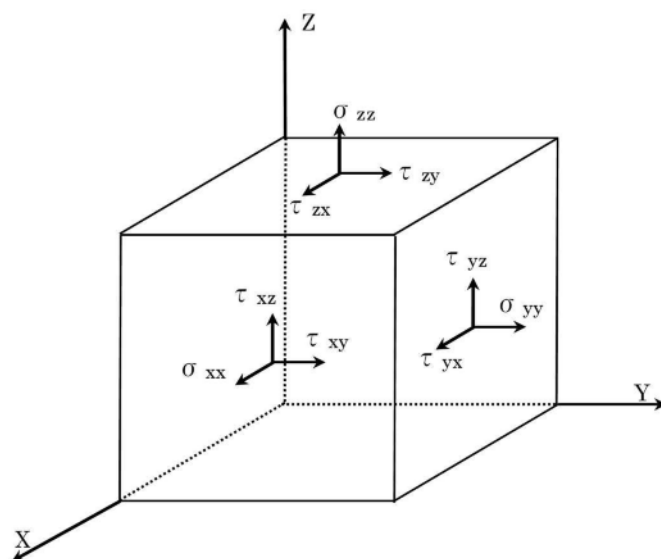


第5図 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



< 1 列目の面外せん断応力の算出 >

第 6 図 床スラブ端部躯体形状概念図



第 7 図 直交座標系応力成分

ペDESTALに作用する圧力について

1. ペDESTAL躯体に作用する圧力の分布

水蒸気爆発は、溶融デブリが水中に落下し、融体が膜沸騰状態で分散混合することで粗混合領域が形成され、さらに、この粗混合量領域においてトリガリングが発生することで、融体の細粒化、急速放熱に伴い圧力波が粗混合領域内を伝播し、この相互作用の結果、高圧領域（爆発源）が形成される事象である。ペDESTAL中心でSEが発生すると、高圧領域より生じた圧力波は、水中で減衰（距離減衰）しながら側壁の方向へ進行する。

第1図及び第2図にLS-DYNA解析におけるペDESTAL躯体に作用する圧力の分布を示す。LS-DYNA解析では、床スラブには最大約55MPa、側壁には最大約4MPaの圧力が作用する。

なお、LS-DYNAにおける爆発源の調整の結果、側壁及び床スラブの力積がSE解析コードJASMINEの解析結果を包絡していることを確認している。（添付11別添）

2. 手計算との発生応力の比較

ペDESTAL躯体に作用する圧力より材料力学に基づく手計算手法を用いて求めたコンクリートの応力と，LS-DYNA解析におけるコンクリートの応力を比較した。

第3図に手計算及び解析結果の応力比較を示す。下部側壁に作用する圧力の平均値（最大約2MPa）より機械工学便覧に示されている内圧を受ける円筒の弾性応力算定式にて求めた面外方向応力の平均値は最大約0.70N/mm²であり，解析結果の約0.77N/mm²と比較して両者はよく一致している。したがって，LS-DYNA解析では構造物の応答が適切に評価されている。

$$\sigma_r = -\frac{k^2/R^2 - 1}{k^2 - 1} P_a$$

ここで，

k : b/a により計算した値

R : r/a により計算した値

a : 内半径 (mm) ..

b : 外半径 (mm) ..

r : 半径方向の座標 (mm) .. (下部側壁の壁厚中心)

P_a : 内圧 (MPa)

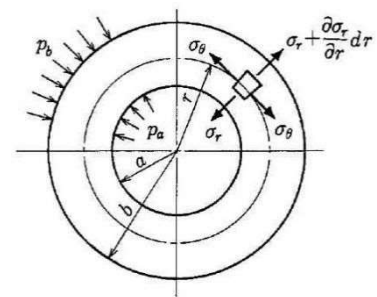
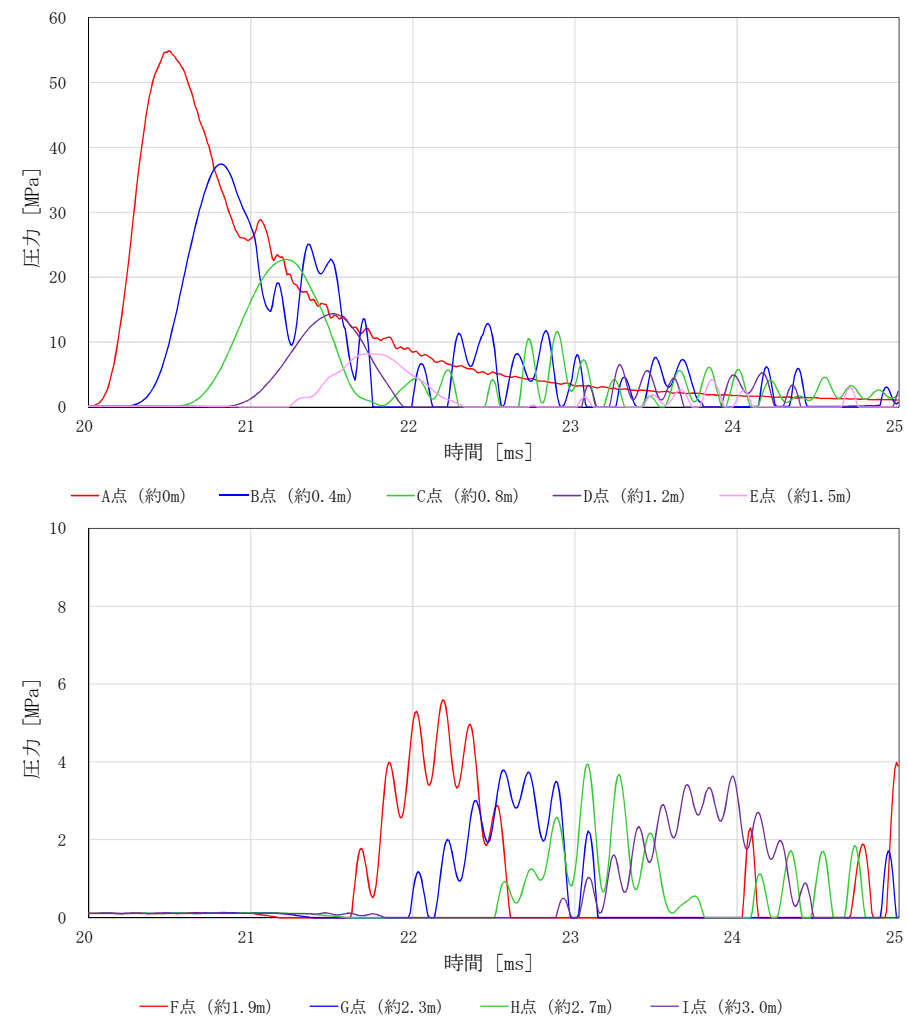
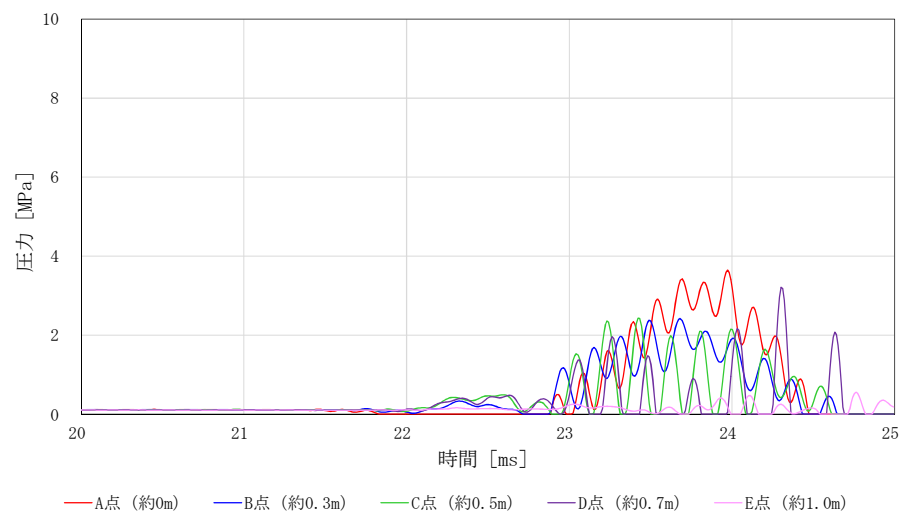


図6・9 内外圧を受ける円筒
(機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学)



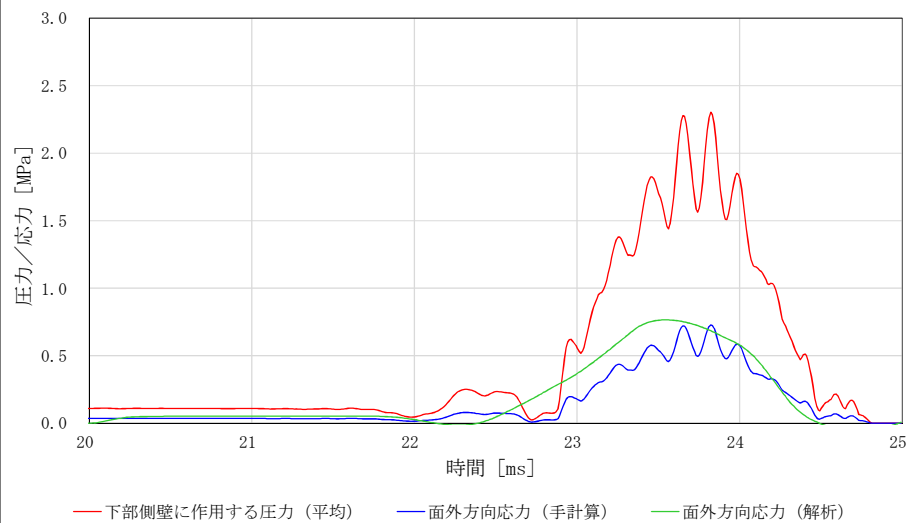
※凡例の括弧内の数値は床スラブ中心からの距離

第 1 図 床スラブに作用する圧力の分布



※凡例の括弧内の数値は床面からの高さ

第 2 図 側壁に作用する圧力の分布



第 3 図 手計算及び解析結果の応力比較（下部側壁）

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

東海第二発電所では，S Eによって残留熱除去系及び代替循環冷却系の水源となるサプレッション・プールに大量のデブリが移行するような経路が形成されないことを確認するため，S EによってペDESTALの構造が終局状態に至らないことを評価し，R P V支持機能及びデブリ保持機能が維持されることを確認している。しかしながら，S Eによって躯体に生じた残留ひび割れより，デブリの冷却水がペDESTALの外へ漏えいすることも考えられることから，デブリ冷却性の観点で残留ひび割れからの漏水影響を検討する。

2. 残留ひび割れ幅の算定

(1) 算定方法

L S - D Y N AコードによるS E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，コンクリート標準示方書〔設計編〕（（社）土木学会，2012））（以下，「コンクリート示方書〔設計編〕」という。）のひび割れ幅の算定式を用いてペDESTAL躯体の残留ひび割れ幅を算定する。

鉄筋コンクリート部材に曲げモーメントが作用した場合，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い状態となる。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。

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

ここで,

l_{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、コンクリート標準示方書〔設計編〕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。

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

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 (－)
 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)
 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)
 ϕ : 鋼材径 (mm)
 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)
 E_s : 鉄筋のヤング係数 (N/mm²)
 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 (－)

(1) 式及び (2) 式より S E によりペデスタル躯体に生じる残留ひび割れ幅 (W_{cr}) を算出する。

$$W_{cr} = l_{cr} \left(\frac{\sigma_{se}}{E_s} + \varepsilon'_{csd} \right) \cdots (5)$$

各項目の数値を下表に示す。

項目	数値
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
f'_c : コンクリートの圧縮強度	22.06 N/mm ²
n : 引張鋼材の段数	
c : かぶり	
C_s : 鋼材の中心間隔	
ϕ : 鋼材径	
E_s : 鉄筋のヤング係数	2.05×10^5 N/mm ²
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}

(2) 算定結果

第1図に側壁部及び床スラブ部での残留ひび割れ幅を示す。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各鉄筋位置における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である。

3. S E 後の残留ひび割れによる漏水影響の検討

(1) ペデスタル躯体の応力状態を考慮した漏水影響の検討

残留ひび割れによる漏水影響が表れやすいと考えられる床スラブを対象に、ペデスタル躯体の応力状態より漏水影響について検討する。

第 2 図に鉄筋の応力－ひずみ関係を示す。解析終了時刻における床スラブ下端鉄筋の 1 段目の軸方向の引張ひずみは 200μ 程度である。これは、鉄筋の応力－ひずみ関係で表現した場合、ほぼ初期状態に当たる長期許容応力度 ($195\text{N}/\text{mm}^2$) の $1/5$ に相当する応力レベルであり、床スラブ下端側に作用する引張応力に対する強度は損なわれていない。

第 3 図に床スラブ断面応力状態を示す。S E 後にはデブリ自重等の荷重が作用した状態となることから、構造的に床スラブ断面内では中立軸を境に鉄筋が配置される床スラブ下端側に引張応力が作用するが、床スラブ上端側ではひび割れを閉鎖させる方向の圧縮応力が作用する。また、S E 後においても、ペデスタルへ落下したデブリによって床スラブの上端側のコンクリートが加熱されることで、圧縮応力が作用した状態となる。

以上のことより、ペデスタル躯体の応力状態を考慮すると、実機において S E 後の残留ひび割れが生じた場合においても、漏水量は相当小さい値になると考えられる。

(2) 既往の知見を踏まえた漏水影響の検討

「コンクリートのひび割れ調査，補修・補強指針—2009—」において，建築物を対象とした漏水実験や実構造物における実態調査がまとめられている。この中で坂本他の検討^{※1}では，10～26cm までの板厚による実験を行っており，板厚が厚くなる方が漏水に対して有利であり，26cm では漏水が生じるひび割れ幅は 0.2mm 以上であったと報告されている。これに対して，実機ペデスタルの側壁（厚さ：上部 ，下部 ）及び床スラブ（厚さ：）は，26cm 以上の板厚を有している。

また，一般に，ひび割れ幅が 0.2mm 未満であれば，水質による目詰まりやひび割れ内部のコンクリートの水和反応による固形物の析出等により，漏水流量が時間とともに減少する^{※2}ことが分かっている。

※1：コンクリート壁体のひびわれと漏水の関係について（その2）（日本建築学会大会学術講演便概集，昭和55年9月）

※2：沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果の確認実験（コンクリート工学年次論文報告集，Vol.17，No.1 1995）

(3) MCCI 影響抑制対策施工に伴う漏水影響の低減効果について

MCCI 影響抑制対策であるコリウムシールドの設置に伴い，水密性確保の観点でペデスタル躯体とコリウムシールドの間を SUS 製ライナでライニングする計画としている。このため，デブリが落下した以降の状態においても，SUS 製ライナが残留ひび割れからの漏水影響低減に寄与すると考えられる。

4. 残留ひび割れからの漏水を仮定したデブリ冷却性への影響評価

前述のとおり，ペDESTAL躯体の応力状態や既往の知見等を考慮すると，実機において残留ひび割れから漏えいが発生した場合においても，漏水量は相当小さくなると考えられるが，ここでは残留ひび割れからの漏水を仮定した場合のデブリ冷却性への影響について定量的に検討する。

(1) 漏水量の評価

漏水量は「コンクリートのひび割れ調査，補修・補強指針－2009－付：ひび割れの調査と補修・補強事例（社団法人日本コンクリート工学協会）」における漏水量の算定式に基づき，残留ひび割れ幅に対する漏水量を評価する。なお，本評価における算定条件は漏水量を多く見積もる観点で保守的な設定とする。

【漏水量算定式】

$$Q = \frac{C_w \cdot L \cdot w^3 \cdot \Delta p}{12\nu \cdot t}$$

ここで，

Q : 漏水量 (mm^3/s)

C_w : 低減係数 (－)

L : ひび割れ長さ (mm)

w : ひび割れ幅 (mm)

Δp : 作用圧力 (N/mm^2)

ν : 水の粘性係数 (Ns/mm^2)

t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ) (mm)

項目の数値を下表に示す。

項目	数値
C_w : 低減係数 ^{※1}	0.01
L : ひび割れ長さ ^{※2}	上部側壁 : 112,000mm 下部側壁 : 27,000mm 床スラブ : 74,000mm
w : ひび割れ幅 ^{※3}	側 壁 : 0.05mm 床スラブ : 0.13mm
Δp : 作用圧力 ^{※4}	0.25 N/mm ²
ν : 水の粘性係数 ^{※5}	1.82×10^{-10} Ns/mm ²
t : 部材の厚さ (ひび割れ深さ)	

※1 : 構造体の壁厚さ 1m の実験結果 (「沈埋トンネル側壁のひび割れからの漏水と自癒効果実験」コンクリート工学年次論文報告集 vol.17 No.1 1995) に基づく値

※2 : コンクリート示方書 [設計編] の算定式にて評価したひび割れ間隔及びペデスタル躯体寸法に基づき設定したひび割れ長さ

※3 : L S - D Y N A 解析結果に基づき算定した床スラブ及び側壁の残留ひび割れ幅の最大値

※4 : デブリ全量落下後に人通用開口部高さまで水張りされた状態 (床面より約 3m 高さ) での床スラブ上面での水頭圧, 及び R P V 破損後のドライウェル-ウェットウェル差圧を考慮した圧力 (側壁部の漏水量算定においても, 保守的に同じ作用圧力を適用)

※5 : R P V 破損後のウェットウェル温度に基づき 150℃ の値を設定

(2) 漏水量の算定結果

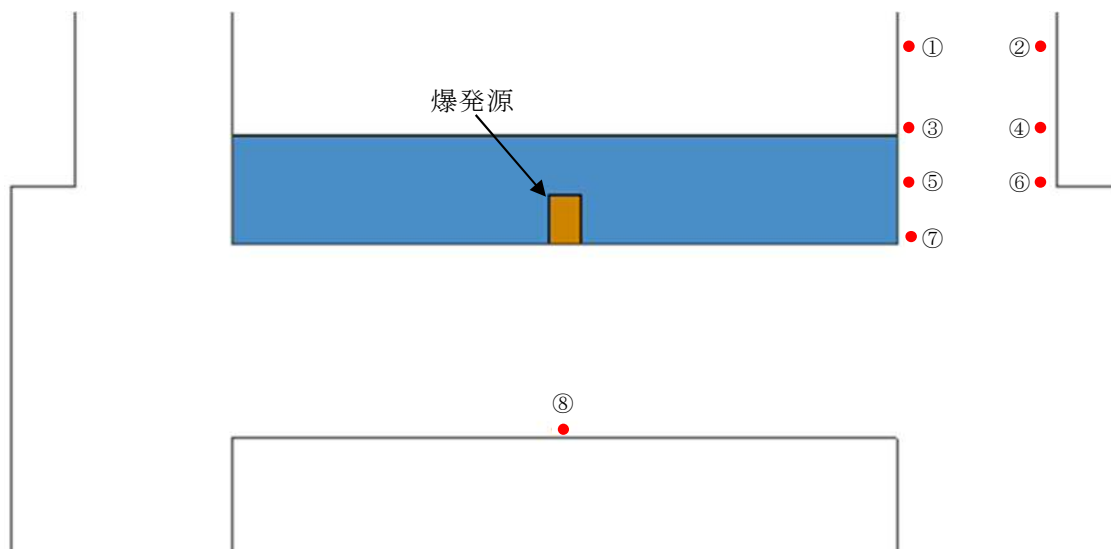
上記の条件にて求めた漏水量は、側壁部で約 $0.05\text{m}^3/\text{h}$ 、床スラブで約 $0.38\text{m}^3/\text{h}$ となり、合計約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ である。

(3) 漏水量に対するデブリ冷却性への影響評価

算定した床スラブ及び側壁の漏水量は合計で約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ であるが、これに対して格納容器下部注水系（常設）にて $80\text{m}^3/\text{h}$ のペデスタル注水が可能である。したがって、万が一 S E 後のコンクリートの残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても、漏水量を十分に上回る注水量を確保できることから、デブリ冷却性への影響はない。

5. まとめ

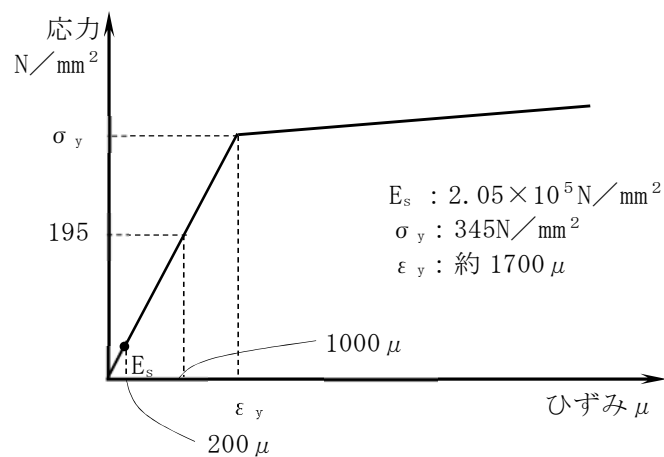
L S - D Y N A コードの解析結果に基づきペデスタル躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約 0.05mm 、床スラブ部で約 0.13mm であることを評価した。これに対して、ペデスタル躯体の応力状態、既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに、残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ に対して、ペデスタルの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系（常設）は $80\text{m}^3/\text{h}$ で注水可能であることから、万が一 S E 後の残留ひび割れによる漏水が生じた場合においても、ペデスタルの床面に落下したデブリを十分に冷却することが可能である。



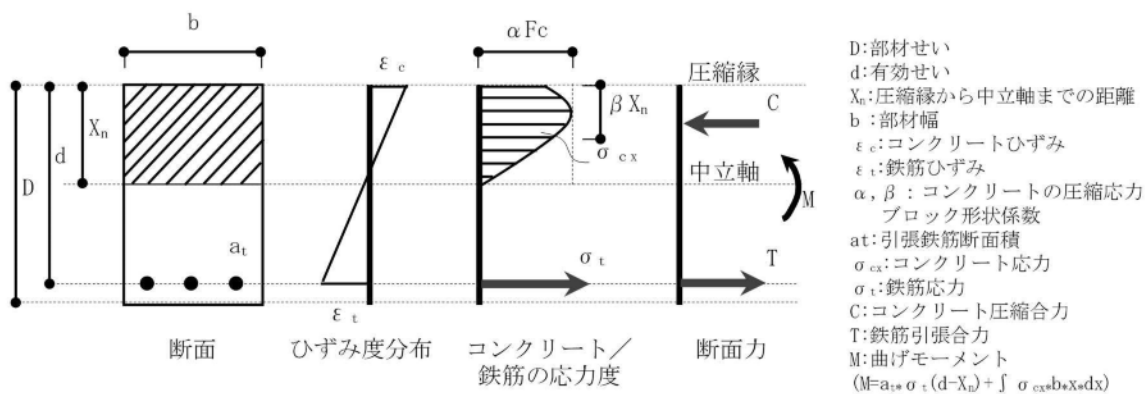
	要素番号	残留ひび割れ幅 ※
①	B699530	約 0.04 mm
②	B678799	約 0.04 mm
③	B696183	約 0.04 mm
④	B704282	約 0.04 mm
⑤	B703078	約 0.04 mm
⑥	B704112	約 0.04 mm
⑦	B696021	約 0.05 mm
⑧	B601447	約 0.13 mm

※解析終了時刻における鉄筋の軸方向引張応力より算定

第 1 図 側壁部及び床スラブ部の鉄筋位置における残留ひび割れ幅



第 2 図 鉄筋の応力-ひずみ関係と S E 後の鉄筋の応力レベル (SD345 鉄筋)



第 3 図 床スラブ断面応力状態

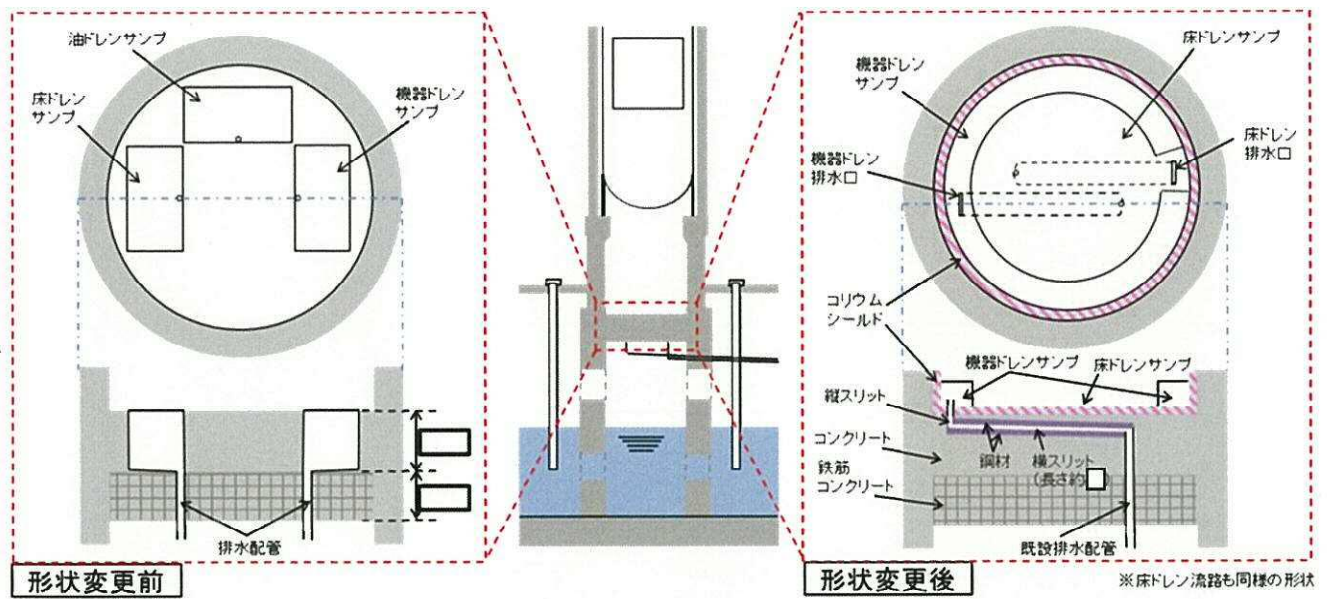
添付 13. M C C I 影響抑制対策の成立性について

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。第 1 図に対策の概要を示す。

コリウムシールドは第 2 図のように，ブロック状に形成した ZrO_2 耐熱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 $0.23m^3/h$ 並びに機器ドレン及び床ドレン流量の合計値 $5.93m^3/h$ ）以上の流量を有することを確認している。

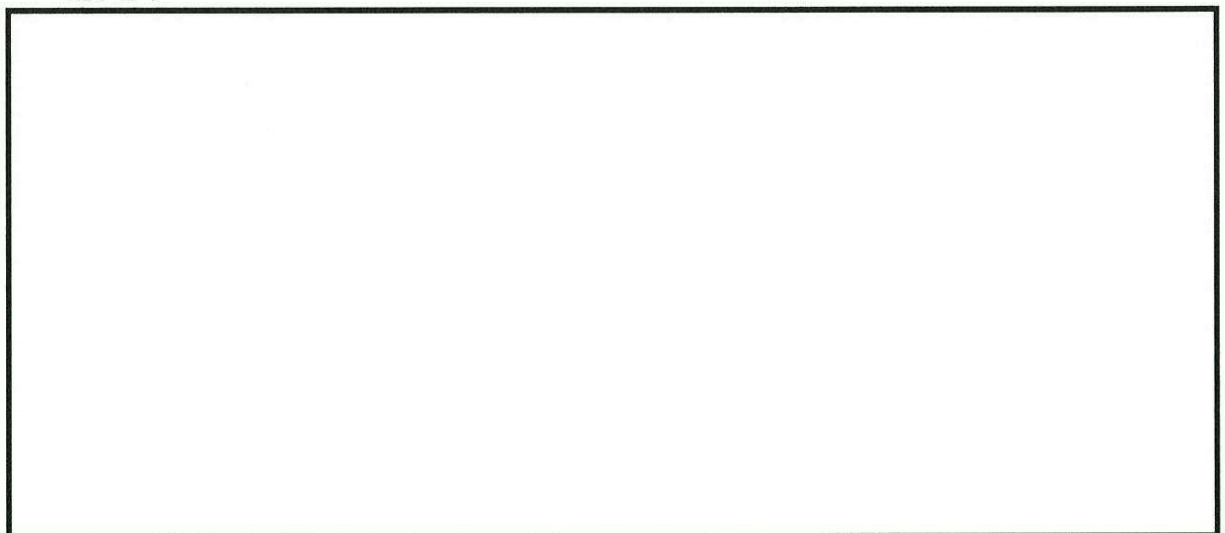
また，上記対策の実施に当たり，作業員の放射線被ばくの観点からも工事成立性の見通しを得ている。



第1図 ペデスタル構造変更の概要

<側面図>

<正面図>



第2図 コリウムシールドの敷設概念図

参考 1. S E時のコリウムシールドへの影響

1. はじめに

M C C I による侵食影響を緩和するための耐熱材としてペデスタル内に敷設するジルコニア製コリウムシールドについて、S E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

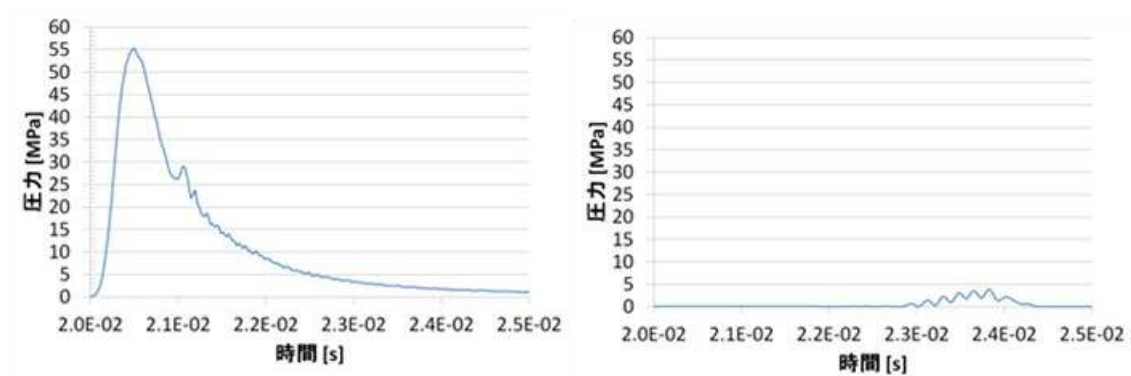
コリウムシールドの設置構造を図 1 に示す。コリウムシールドは複数分割した部材を敷き詰める構造とし、固定用のボルトやアンカを部分的に使用することで、S E時の衝撃による周方向の荷重を分散し、S Eによる破損を防止する設計とする。



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

S E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

S E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℃, 1,500℃, 1,800℃, 2,000℃
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℃/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

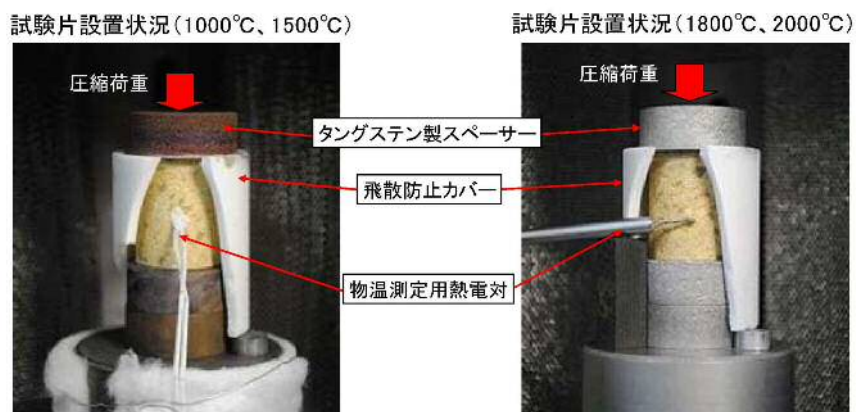


図 1 試験装置

(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。

S E 発生時点における Z r O₂ 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、S E 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。

参考 2. 解析コードにおけるコリウムシールドの模擬について

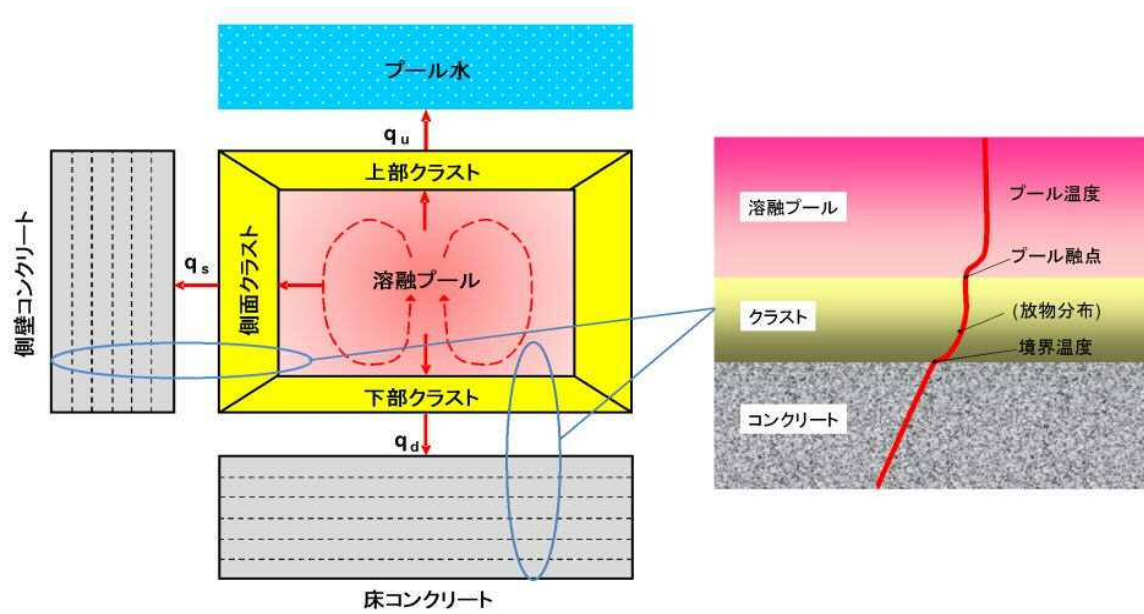
MAAPのコンクリート侵食量評価モデルを第1図に示す。MAAPでは、本モデルのうち、コンクリートの物性値として設定されている以下のパラメータについて、ジルコニアの物性値を設定し、コリウムシールドを模擬している。

- ・ 侵食開始温度
- ・ 密度
- ・ 比熱
- ・ 熱伝導率
- ・ 熔融潜熱

侵食開始温度については、化学反応等による侵食開始温度低下を考慮した保守的な設定としている。また、落下後したデブリとコリウムシールド間の接触面温度は侵食開始温度未満であることからコリウムシールドの侵食は発生しない。その他のパラメータについては、 ZrO_2 の物性値を入力値として与えている。なお、解析上はコリウムシールドの厚さを考慮し、コリウムシールド裏面にはコンクリートが敷設されたモデルとして評価を実施しているが、コンクリートーコリウムシールド間の伝熱において接触熱抵抗は考慮していない。

以上から、MAAPにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

なお、熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱は別紙1のとおり計算されるため、コリウムシールドを設置した影響はない。



第 1 図 MAPP におけるコンクリート侵食量評価モデル

MAAPにおける溶融炉心－コリウムシールド間の伝熱モデル

溶融炉心－コリウムシールド間の伝熱モデルは、以下の溶融炉心－コンクリート間の伝熱モデルと同様のモデルを用いている。溶融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は、側壁及び床の材質に依存しないモデルとなっているため、コリウムシールドにも適用可能である。

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

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

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

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

ここで、

q_d, q_s : 床方向及び側面方向の熱流束 [W/m²]

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

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

f_s : 固化割合 [－]

n : 固化効果項の指数 [－]

T_f : 溶融プールの温度 [K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

q_v : 体積発熱率 [W/m³]

X_{cd}, X_{cs} : 床面及び壁面のクラスト厚さ [m]