

本資料のうち、枠囲みの内容は、
商業機密あるいは防護上の観点
から公開できません

東海第二発電所 工事計画審査資料	
資料番号	補足-270-2 改0
提出年月日	平成30年3月8日

東海第二発電所

原子炉格納施設の設計条件に関する説明書

に係る補足説明資料

(コリウムシールドの設計)

平成30年3月

日本原子力発電株式会社

目 次

1. ペDESTAL（ドライウェル部）内の水位管理方法について
2. 原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について
3. コリウムシールド材料の選定について
4. コリウムシールド厚さ，高さの設定について
5. 水蒸気爆発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
6. J A S M I N E 解析について
7. 水蒸気爆発評価の解析モデルについて
8. 水蒸気爆発発生時のコリウムシールドへの影響
9. 溶融炉心が原子炉圧力容器下部の偏心位置より落下した場合の影響評価
10. コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量評価について
11. 溶融炉心による熱影響評価について
12. 溶融炉心の排水流路内での凝固停止評価について

ペDESTAL（ドライウエル部）内の水位管理方法について

東海第二発電所における，溶融燃料－冷却材相互作用及び溶融炉心・コンクリート相互作用の影響抑制を考慮したペDESTAL（ドライウエル部）（以下「ペDESTAL」という。）内の水位管理対策の内容を以下に示す。

1. ペDESTALの構造及び設備概要

東海第二発電所のペDESTALの概要図を第1図(a)及び(b)に示す。

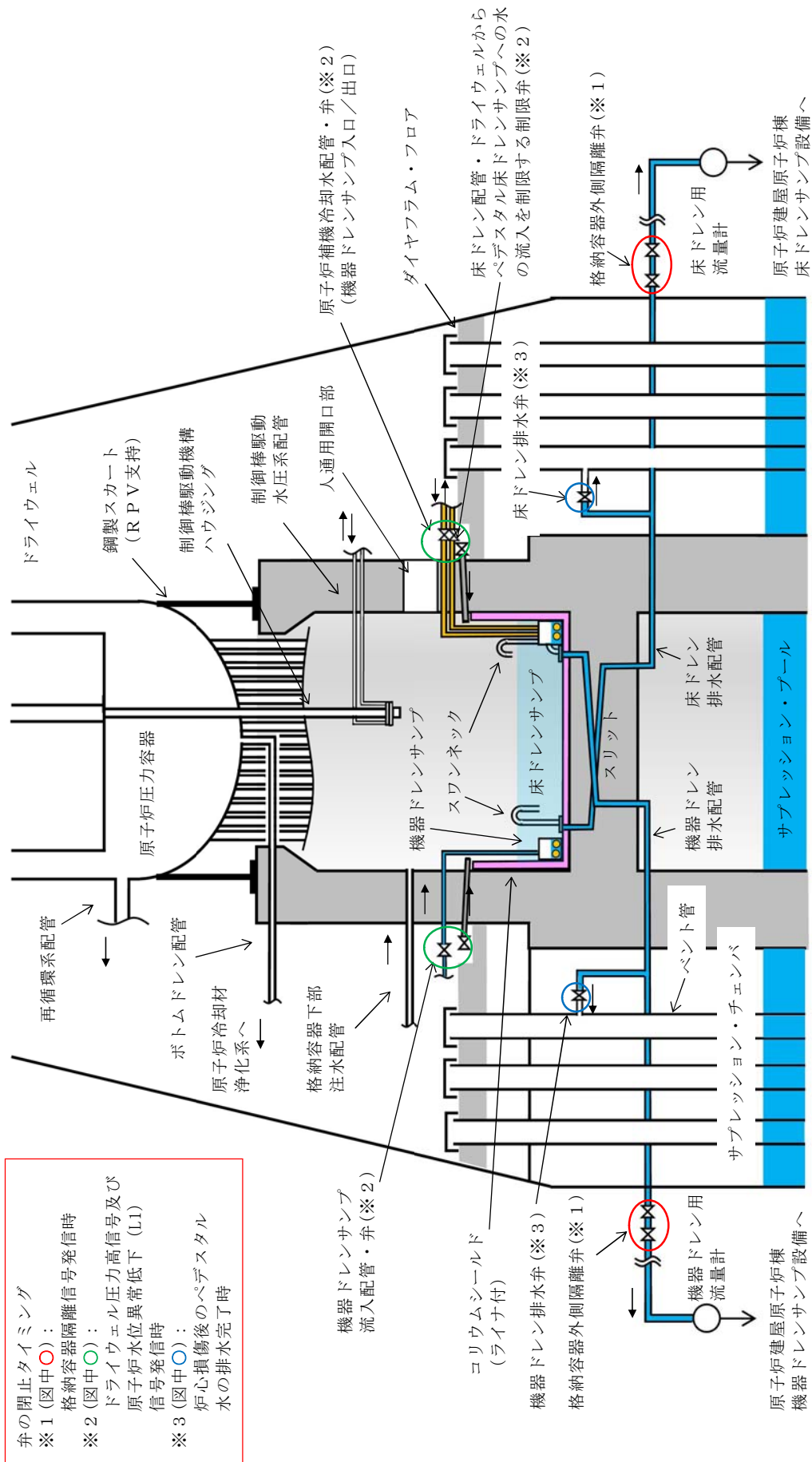
ペDESTAL内の底面及び側面には，原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）が破損し溶融炉心（以下「デブリ」という。）が落下した際のペDESTAL構造健全性確保のため，ZrO₂製のコリウムシールドを設置する。また，コリウムシールド内は床ドレンサンプとして用いるために，コリウムシールド表面にSUS製のライナを敷設し通常運転中の水密性を確保するとともに，その内側に機器ドレンサンプを設置する。

ドライウエ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DESTAL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DESTAL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DESTALからサプレッション・チェンバへ排水する経路を設ける。

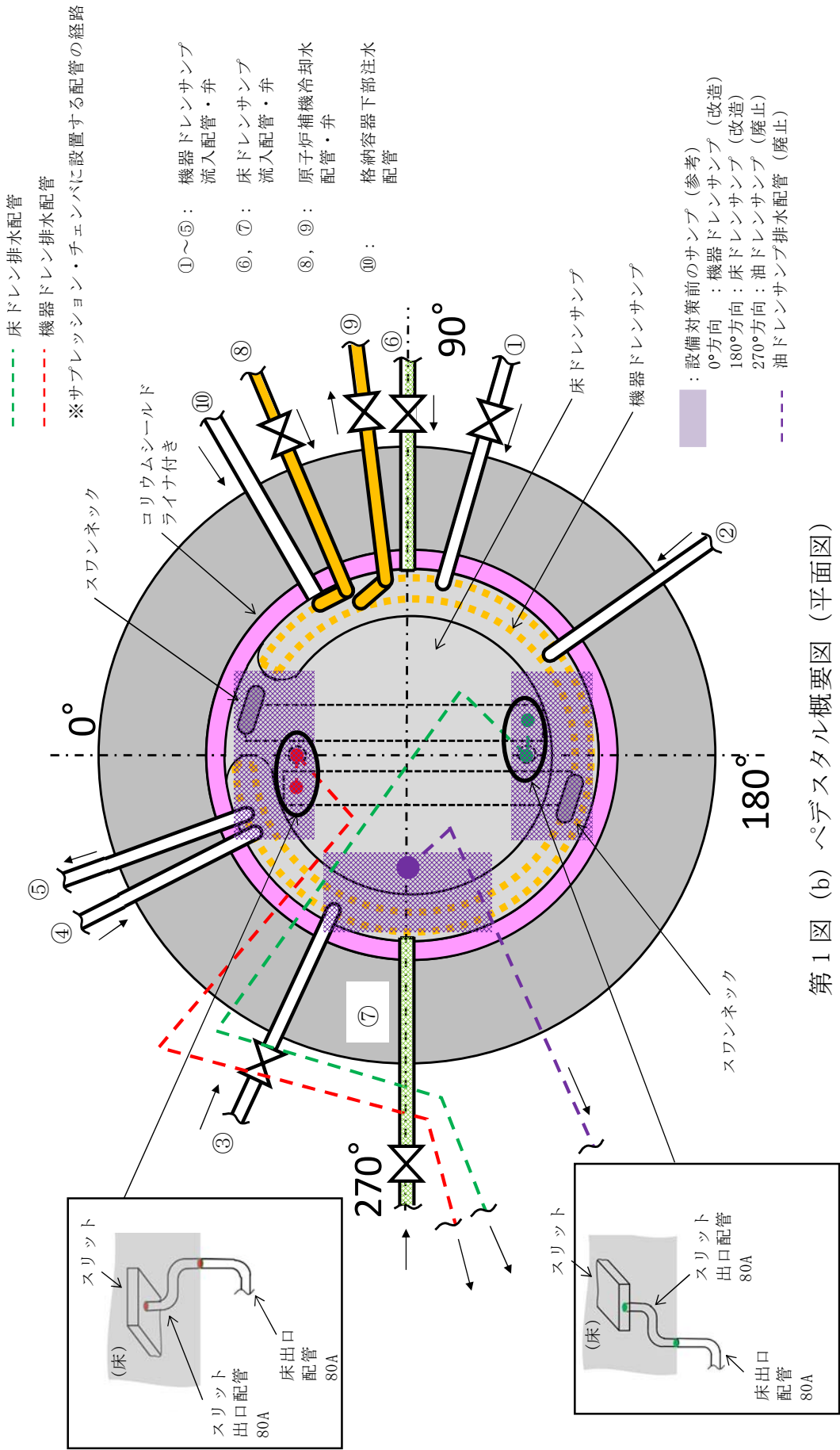
ペDESTALの側壁は鋼製スカートを介してRPVを支持しており，RPV下部プレナムの中心付近には原子炉冷却材浄化系のボトムドレン配管が接続

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○) : ドライウェル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○) : 炉心損傷後のベデスタル水の排水完了時

第1図 (a) ベデスタル概要図 (断面図)



第1図 (b) ペDESTAL概要図 (平面図)

2. 水位管理方法

通常運転時及び事故時におけるペDESTAL内水位の管理方法を以下に示す。

(1) 通常運転時

ペDESTAL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DESTAL内水位を 1m に維持する。

(2) 事故発生から R P V 破損まで

ドライウェル圧力高信号及び原子炉水位異常低下 (L1) 信号により、ペDESTAL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DESTAL外側に設置した制限弁を自動閉止し、ペDESTAL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床ドレン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DESTAL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 30 分程度 (注水開始操作に要する時間 (17 分)、水位 10cm 分の注水に要する時間 (3 分)、注水停止操作に要する時間 (4 分) 及び 5cm 分の排水に要する時間 (5 分) に余裕を加味した時間) と想定され、炉心損傷後のペDESTAL注水開始から R P V 破損までの約 1.8 時間 (事象進展の早い大破断 L O C A 時の例) の間に余裕をもって実施可能である。

なお、床ドレンサンプの水位をR P V破損までに1mとする排水の過程において、水位が1.2m以上であるときには、床ドレン排水配管及び床ドレン排水弁を経路とした排水に加えて、ベント管に接続された機器ドレンサンプ排水配管及び排水弁を経由してサンプレッション・プールに排水することが可能である。

ベント管に接続する床ドレン排水弁及び機器ドレン排水弁は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ンプレッション・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、ペデスタル内にて0.2m以上のデブリ堆積を検知後に、 $80\text{m}^3/\text{h}$ でペデスタル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、ペデスタル内に設置する計器類について別添3にそれぞれ示す。

ペDESTAL注水開始後の水蒸気爆発発生の可能性及び
水蒸気爆発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、水蒸気爆発（以下「SE」という。）によるペDESTAL構造への影響抑制のため、RPV破損時のペDESTAL水位を1mと設定し、SE影響評価を実施している。しかし、RPVの破損を判断した場合には、格納容器下部注水系（常設）によるペDESTAL注水を実施する手順としており、注水開始後には1mを超える水位がペDESTAL内に形成されることとなり、SE影響評価の想定を上回る規模のSEが発生する可能性がある。

これに対して、RPV破損及びペDESTAL注水開始後のペDESTAL内の状況を推定し、SE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. RPV破損時のデブリ落下挙動

RPV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、RPV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制御棒駆動機構ハウジング等のRPV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、制御棒駆動機構ハウジングはペDESTAL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DESTAL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、溶融燃料－冷却材相互作用や溶融炉心・コ

ンクリート相互作用による格納容器への負荷を厳しく評価する観点から、R P Vの破損形態として制御棒駆動機構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 81m³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 80m³/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 800kW/m²一定※、伝熱面積をデブリ拡がり面積である とすると、180m³/h 以上の水を飽和温度まで昇温する熱移行率となる。

※ M A A P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破損後にはペデスタル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デスタル満水相当(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、水位を2.25mから2.75mの範囲に維持するようペデスタル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)		MAAP計算結果 (RPV破損時の値)を, デブリ保有熱が小さくなるように丸めた値
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ初期温度 (°C)		
デブリ冷却後温度 (°C)	500	デブリ保有熱を小さめに評価する観点から, 高めに設定

第2表 ペDESTAL水の評価条件

項目	値	備考
ペDESTAL水密度 (kg/m ³)	1,000	概略値を使用
ペDESTAL水比熱 (J/kgK)	4,180	
ペDESTAL水初期温度 (°C)	35	外部水源温度
ペDESTAL水飽和温度 (°C)	135	RPV破損時のドライウェル圧力の包絡値 (0.3MPa) における飽和温度
ペDESTAL水半径 (m)		コリウムシールド厚さを15cm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DESTAL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DESTAL内の水は飽和状態となりS Eの発生は抑制されると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DESTAL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DESTAL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DESTAL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、水位を2.25mから2.75mの範囲に維持するようペDESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTALへの注水を管理す

ることとする。

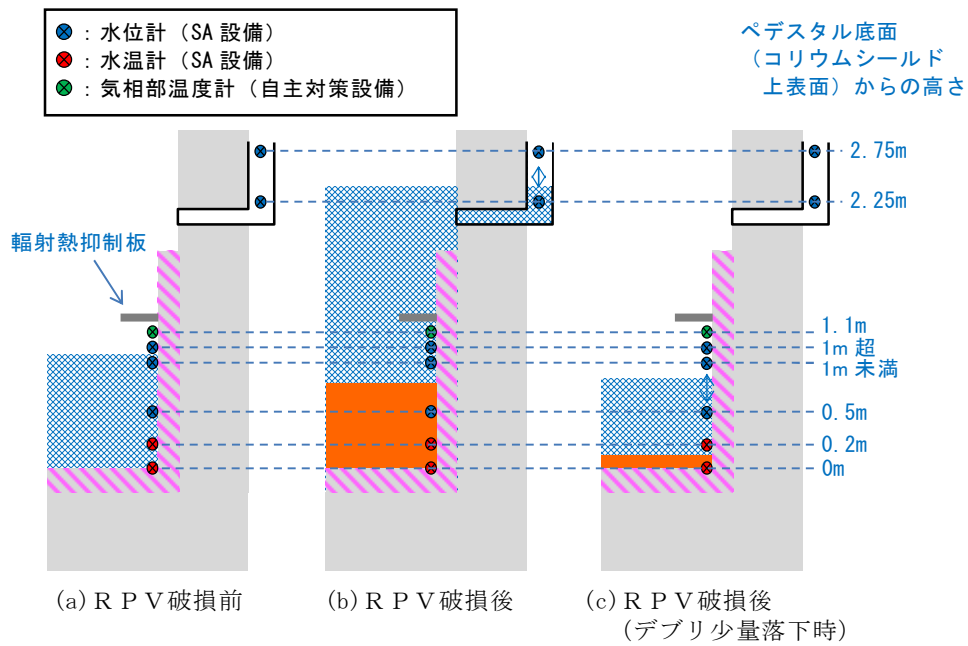
(c) R P V破損後（デブリの落下量が少量の場合）

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，水位を 0.5m から 1m の高さで維持している間にデブリの冠水状態が維持されていることが別のパラメータにより参考情報として得られるよう，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。万が一，デブリの冠水状態が維持されずに気相部温度が格納容器圧力に対する飽和温度相当を超えて上昇する場合には，ペDESTALへの注水を判断する。

なお，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構造物にデブリが付着した際にも，輻射熱の影響により気相部温度計の指示が上昇することが考えられる。この気相部温度計の指示上昇を抑制し，ペDESTAL床面に落下したデブリの冠水状態が維持されずに気相部に露出したデブリからの輻射熱による雰囲気温度の上昇のみを計測可能とするため，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。

ただし、構造物へのデブリの付着量や形状によっては、輻射熱の影響により気相部温度計が機能喪失する可能性も考えられることから、気相部温度計及び輻射熱抑制板は自主対策設備として設置する。



第 1 図 ペDESTAL水位管理の概念図

ペDESTAL排水設備対策について

1. はじめに

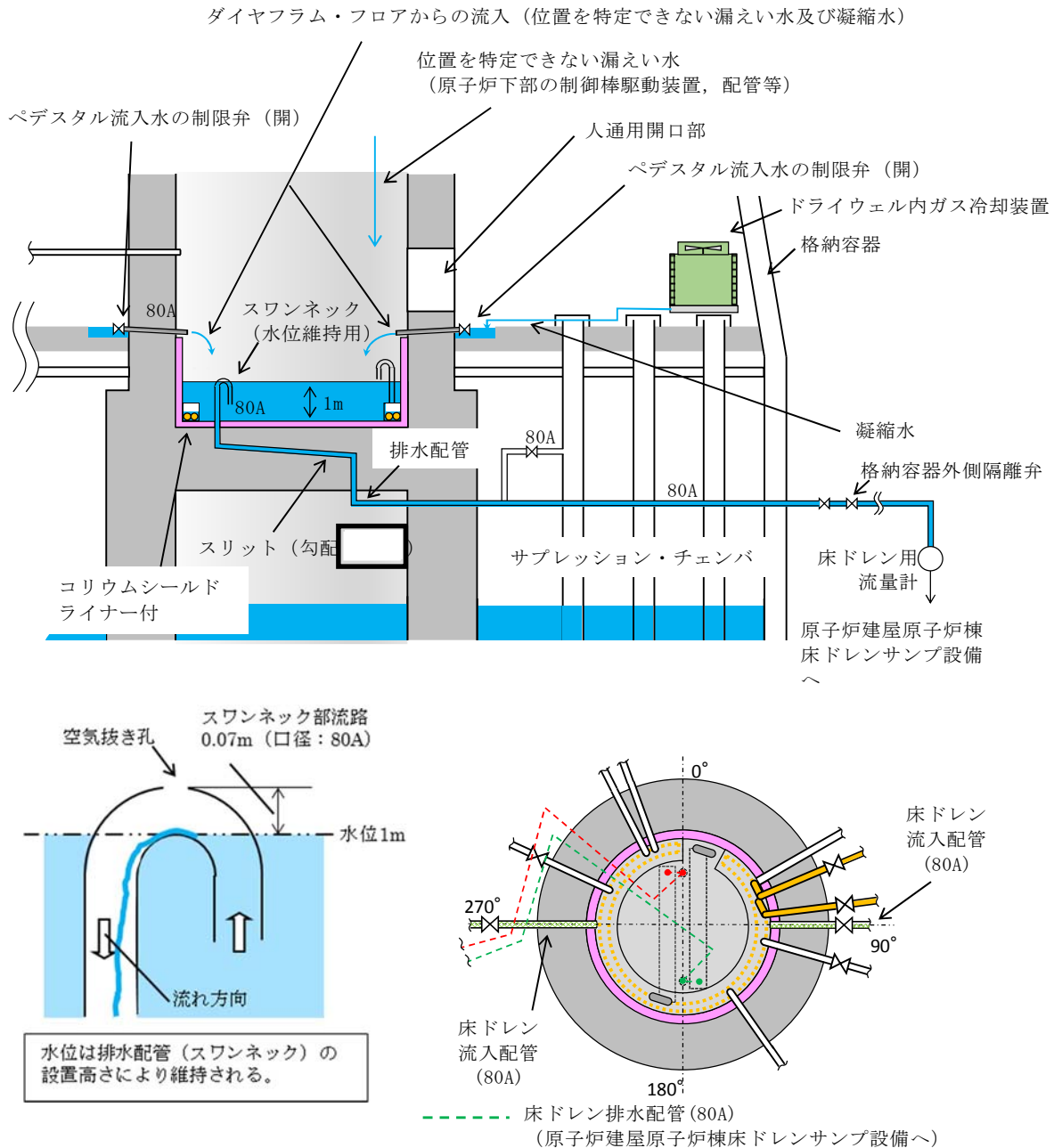
通常運転中，事故発生からR P V破損まで及びR P V破損後について，水位管理に必要な排水設備対策の方針を各々記載する。

(1) 通常運転時

①ペDESTAL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

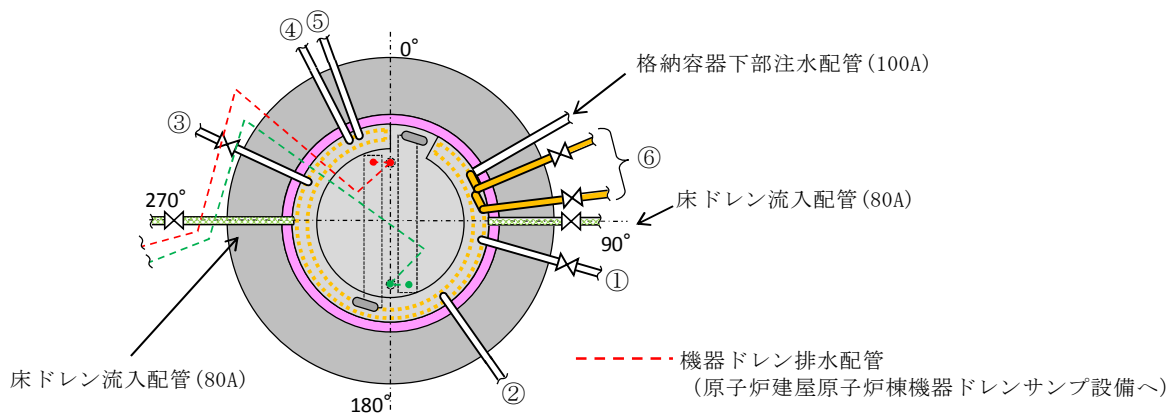
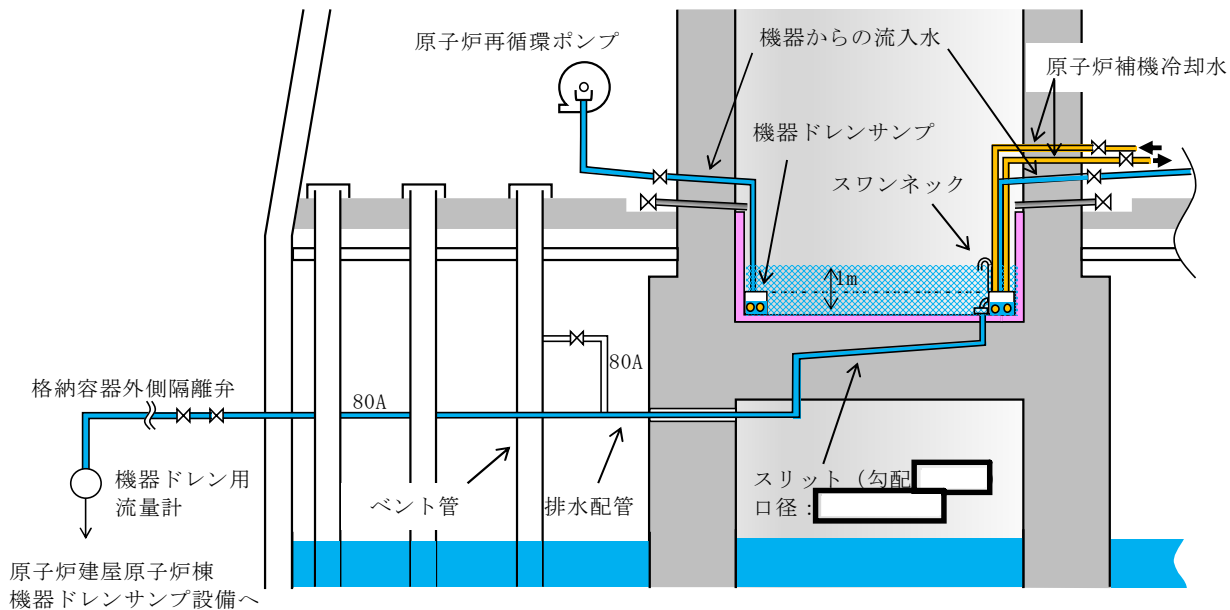
全長は [] を短くする観点から、スリットの勾配を [] に制限した設計とする。(第1図) なお、RPV破損までの排水性に対しては、スリットの勾配は影響しない。



第1図 ペDESTAL床ドレンサンブの通常運転時流入水及び排水経路図

②ペDESTAL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RPV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□）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)	常時通水

*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. ドライウエ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、ドライウエル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、通常運転中から床ドレン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、床ドレン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 下の位置に設置する設計とする。(第 3 図(a))

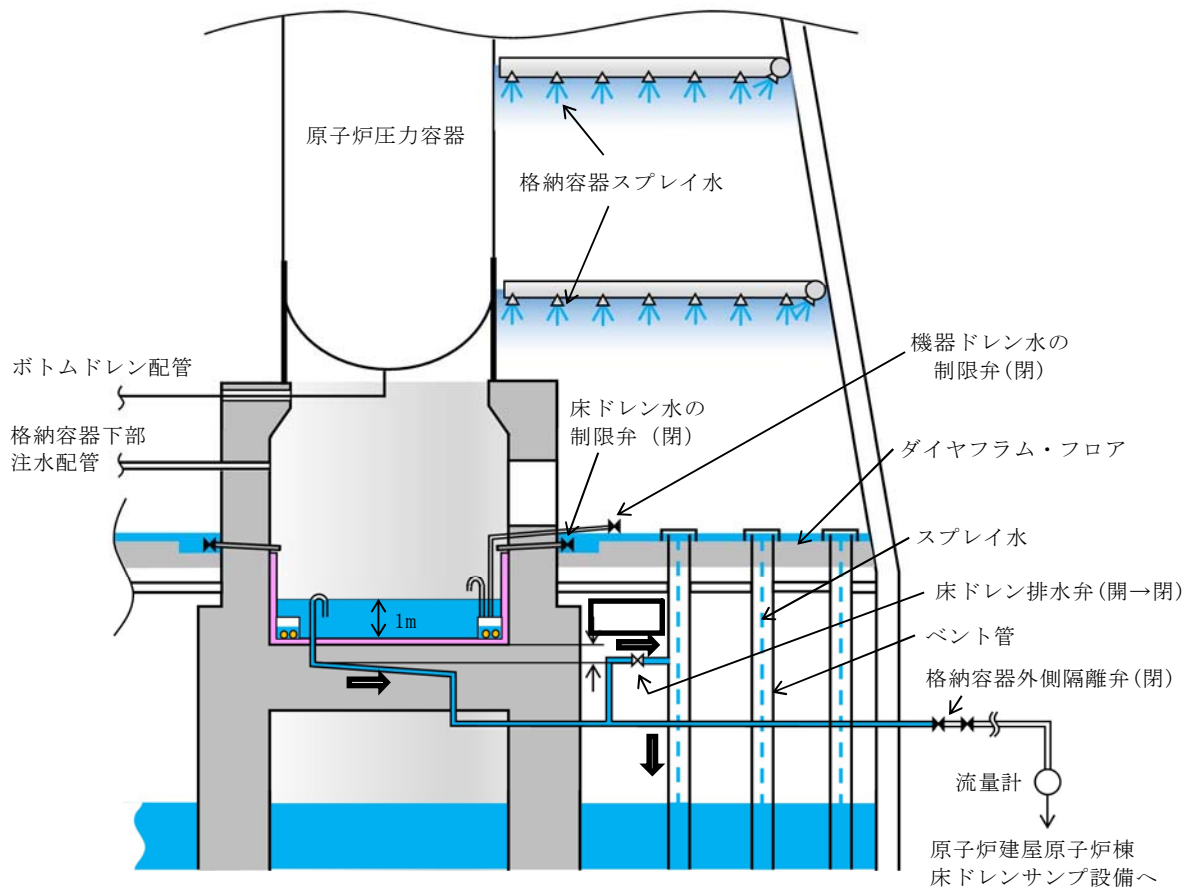
➤ 床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、サンプへの流入水の

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、床ドレン排水配管のベント管への接続高さは、床ドレン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 下）にスリットを設置する。（第3図(a)）

- ・床ドレン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床ドレン排水弁は、R P V破損前のペDESTAL注水により水位が上昇し1mを超える高さの水位計が水位を検出した後、ベント管を通じた排水により水位が低下し同水位計にて水位が検出されなくなった場合に、一定の時間遅れ（当該水位計高さから1m高さまでの排水に必要な時間を考慮）で自動閉止する設計とする。これにより、R P V破損後のペDESTAL水のサプレッション・プールへの流出を防止する。なお、地震によるスロッシング等により万一排水弁が意図せず閉止した場合には、運転員操作により早期に排水弁を開放する手順とする。

- ・機器ドレン排水配管及び排水弁による排水経路から、R P V破損後のペDESTAL水がサプレッション・プールへ流出することを防ぐため、床ドレン排水弁と同時に自動閉止する設計とする。また、機器ドレン排水配管のベント管への接続高さ及び接続位置（真空破壊弁が設置されていないベント管に設置する）は、床ドレン排水配管と同じ設計とする。（第3図(d)(e)）

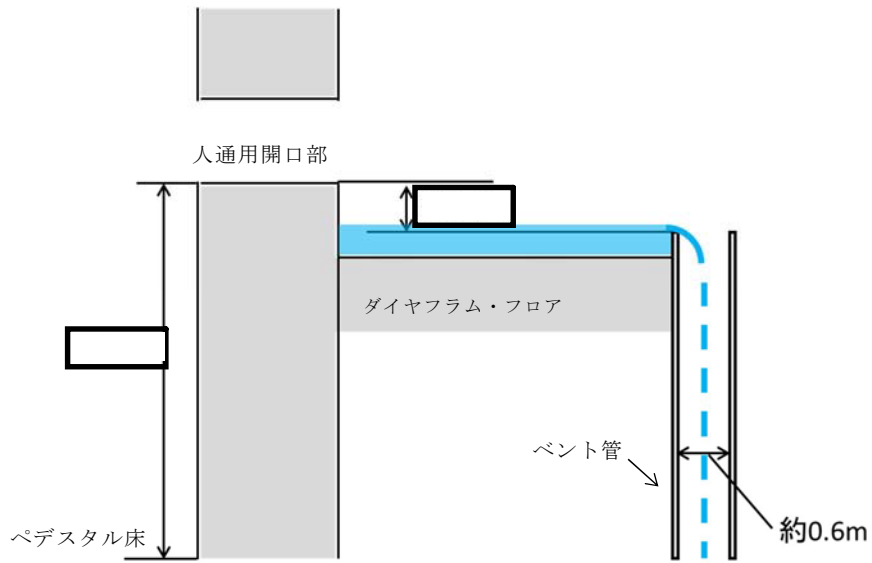


ペDESTALに流入した水はベント管（真空破壊弁が設置されていないもの）を介してサプレッション・プールへ排水される。ベント管は、格納容器スプレイ水等の流入も考えられるが、ベント管は個数が108本あり、約0.6mの直径を有していることから、ベント管の単位面積当たりに流れる格納容器スプレイ水等の流量はわずかであり、ペDESTALへの流入水の排水性に影響はないと考えられる。

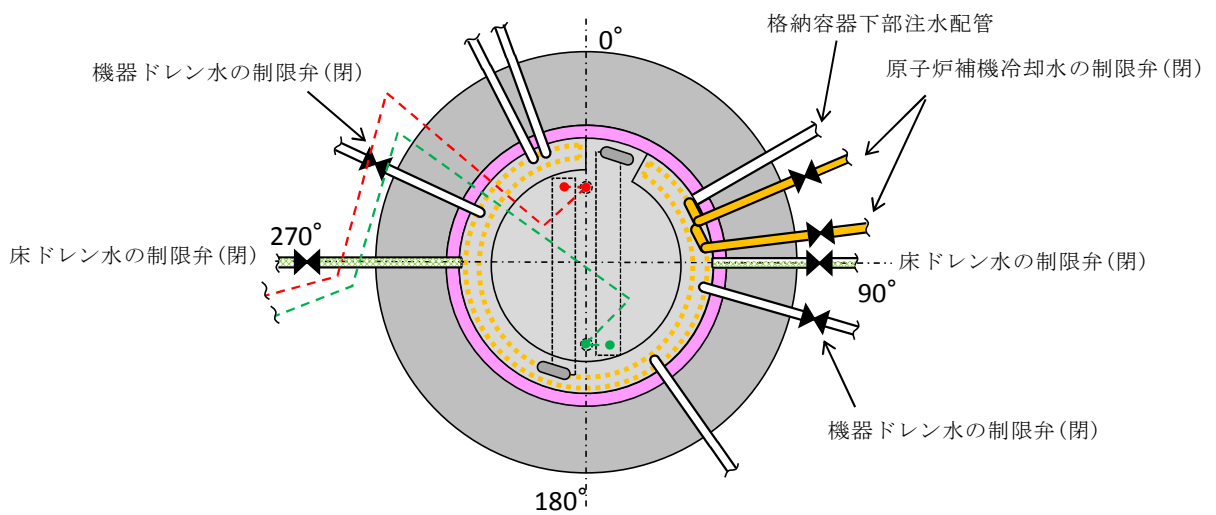
サプレッション・チェンバからの格納容器ベント用の配管下端は、ペDESTAL床のコンクリート表面より [] 下であり、排水配管のベント管への接続高さよりも高い位置に設置されている。ただし、格納容器ベント中のサプレッション・プール水の最高水位は、ペDESTAL床のコンクリート表面より約0.62m下であり、床ドレン排水配管のベント管への接続高さよりも低い位置となるため、格納容器ベント中でも床ドレン排水配管が水没することはない。

【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、床ドレン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、床ドレン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。

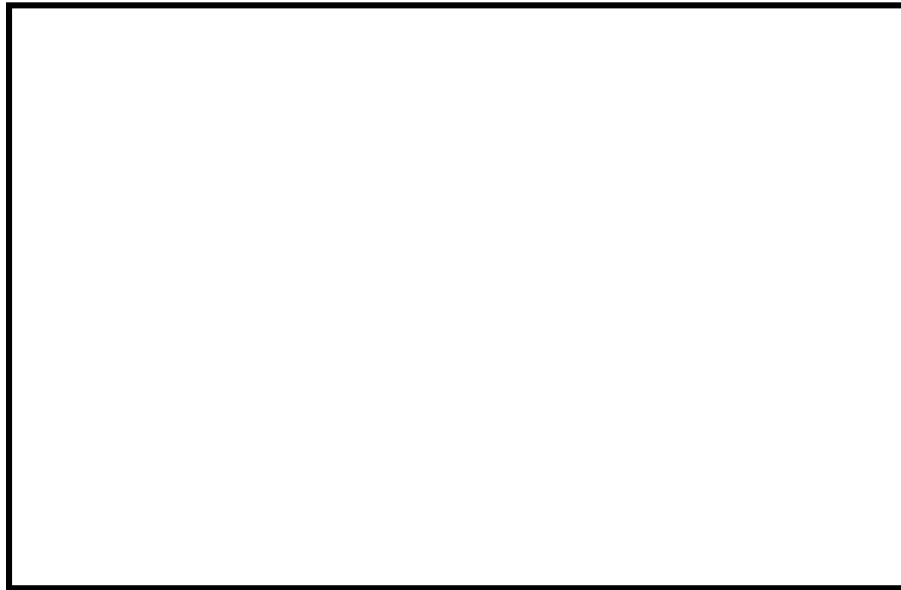
第3図 (a) ペDESTAL床ドレンサンプの水位1m維持対策概要



第3図 (b) ペDESTアル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

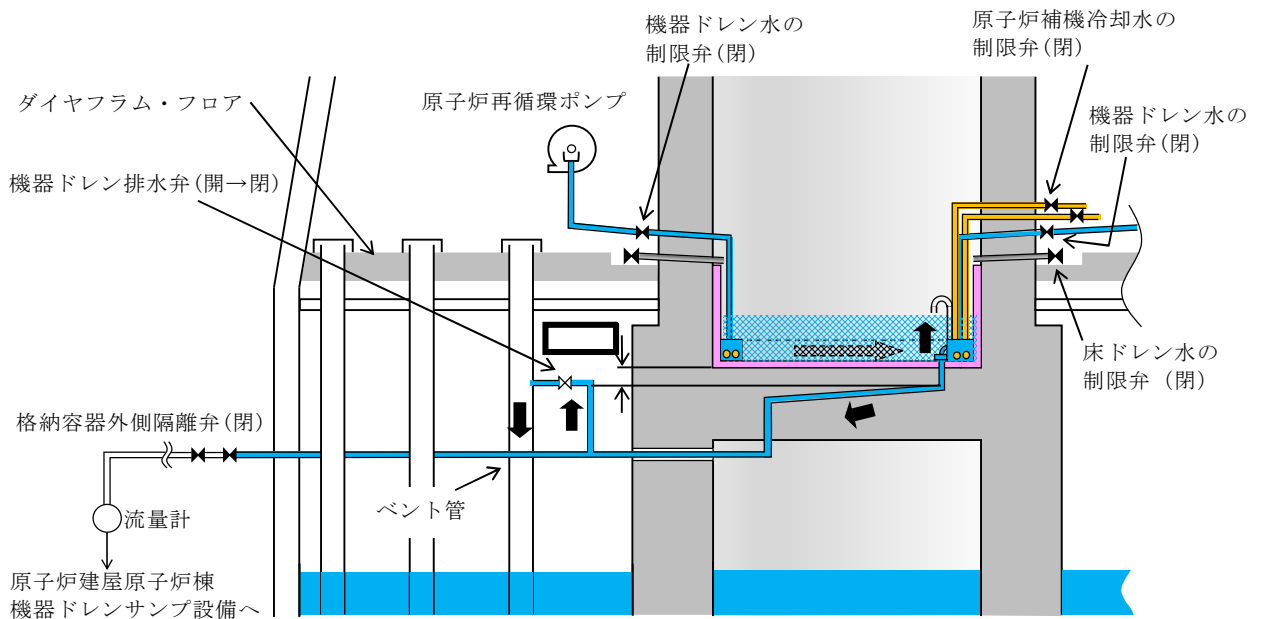


第3図 (c) ペDESTアル床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要



- 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 ペDESTAL機器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(95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



第3図 (e) ペDESTAL床ドレンサンプの水位 1m 維持対策概要

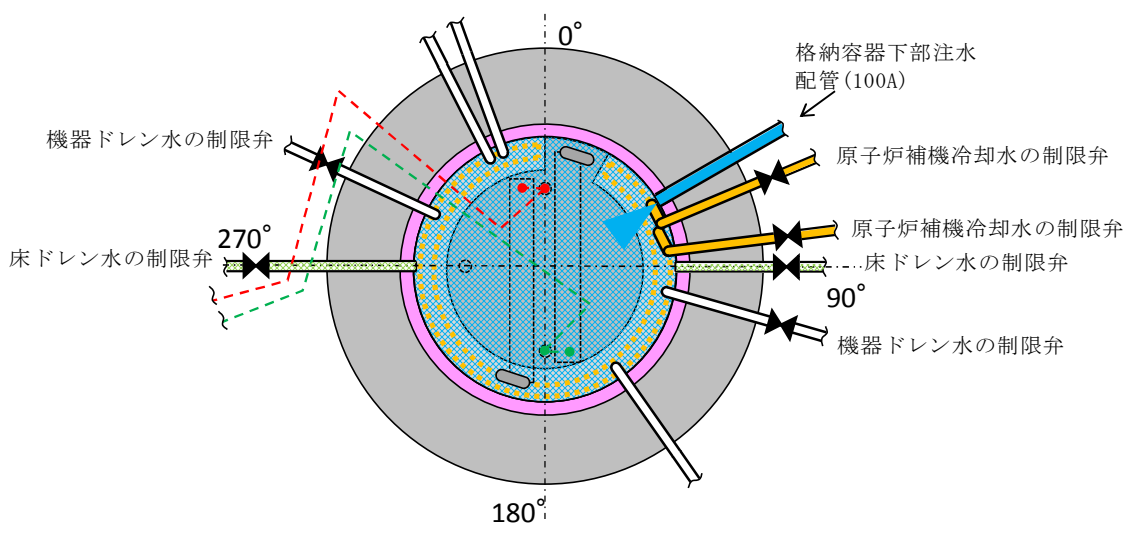
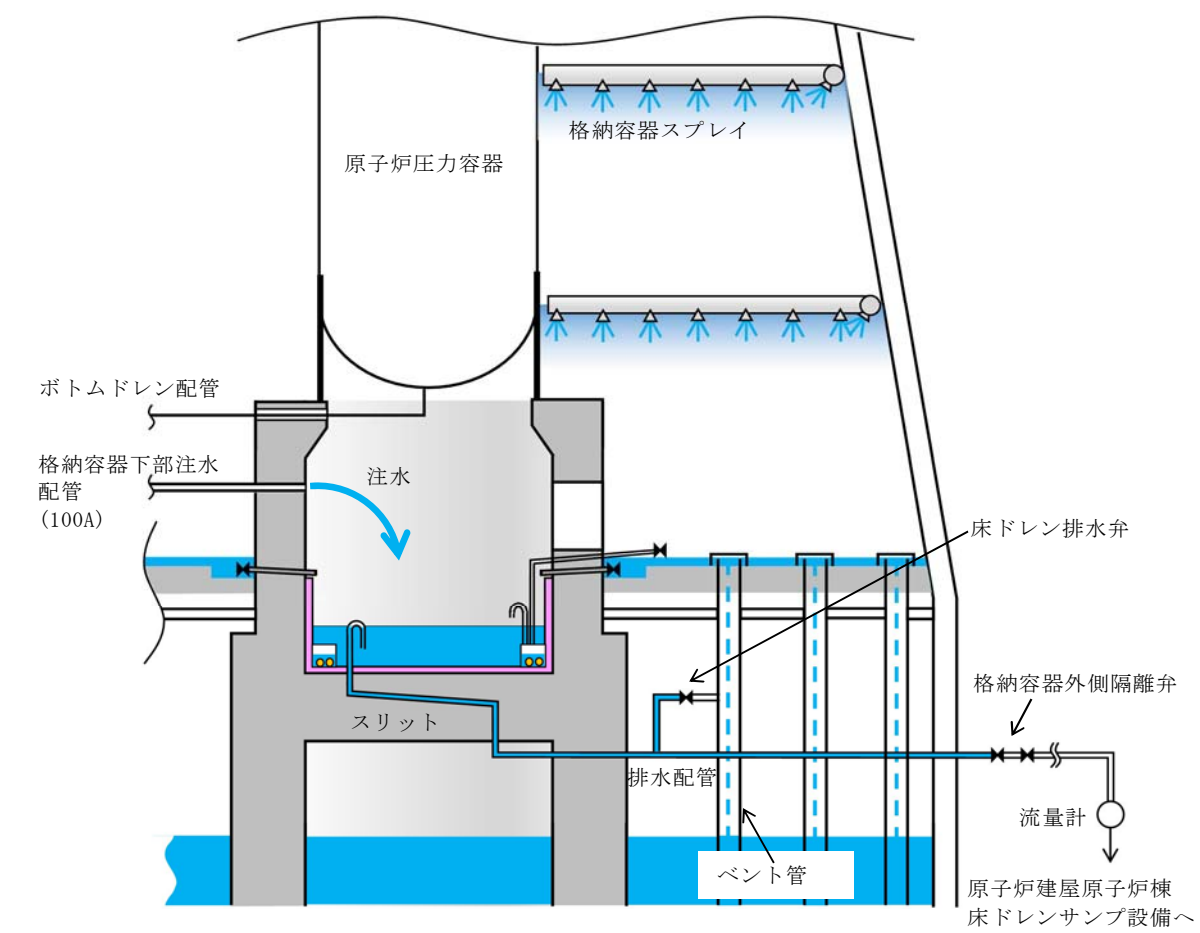
(3) R P V破損後

① R 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、ドライウェル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DESTAL流入水の排水評価について

R P Vが破損しデブリがペDESTALへ落下する際には、S Eの影響を抑制するためペDESTAL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DESTAL内への水の流入があった場合でも、R P V破損までにペDESTAL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DESTAL内構造（添付資料 3.2.3 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DESTAL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エル内に水が流出することはない。一方、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、ドライウエ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DESTAL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DESTAL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DESTAL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

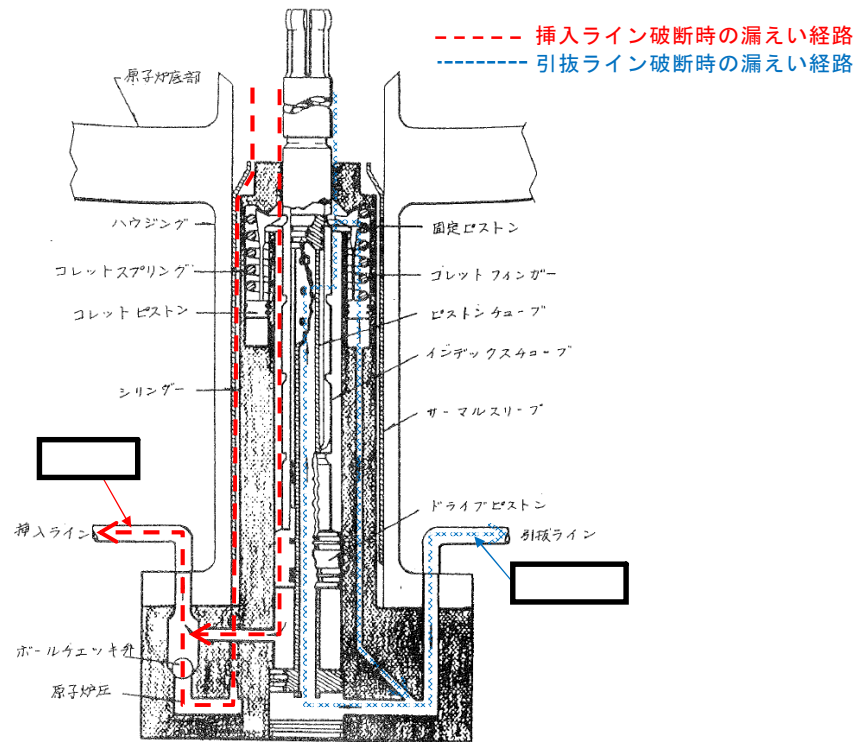
の発生エネルギーも小さいと考えられることから、排水評価の対象事象とする必要はないと考える。ただし、排水性能の保守性を確認する観点から参考として排水可能性を評価する（参考1）。

(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RPVからの漏えい経路

2. 評価条件

- L O C A 事象発生時，ドライウエル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エルからの流入水は制限されるが，ここでは事故発生5分間はペデスタルへの流入が継続すると仮定する。また，ドライウエ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，ドライウエルからペデスタルへの流入量は，以下のように計算され，これをRPV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 [m³] , v_{in} : 流入速度 [m/s] ,

A : 流入口面積 [約 8.6 × 10⁻³ m²]

(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。
- ・機器ドレン排水配管及び排水弁を経由したサプレッション・プールへの排水が期待できるが、この排水経路からの排水は評価から除外する。
- ・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 (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)

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

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。
- *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 = []

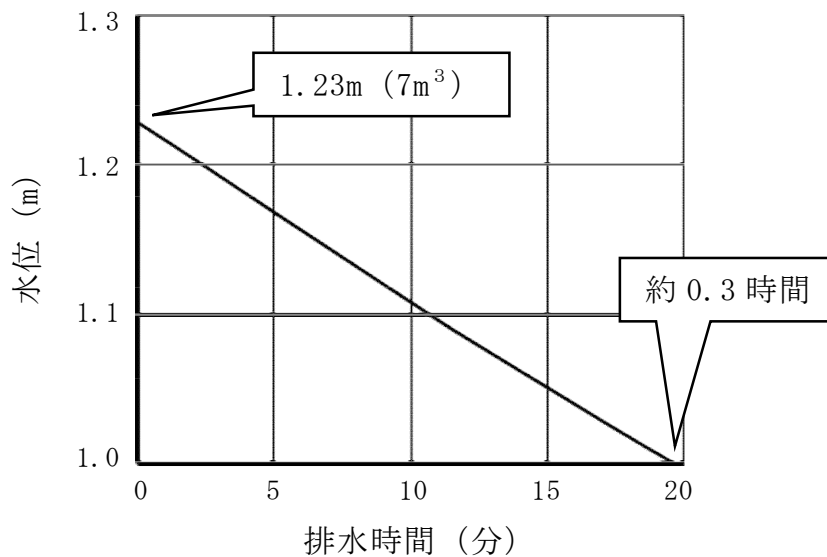
(流量 [] における配管圧損は、 $K \times Q^2 =$ [])

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、RPV破損までの時間が短い大破断LOCA（事象発生からRPV破損まで約3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。

- ・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 である。


5. 異物による影響

ペDESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTAL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)

なお、機器ドレンサンプについても、排水経路として利用することから、異物落下に対して破損等がないよう、十分な強度を有する設計とし、スワンネックの異物混入防止及び損傷防止については、床ドレン排水用のスワンネックと同様の対策を行うことで、悪影響を防止する。

第3表 想定異物と影響評価 (1/3)

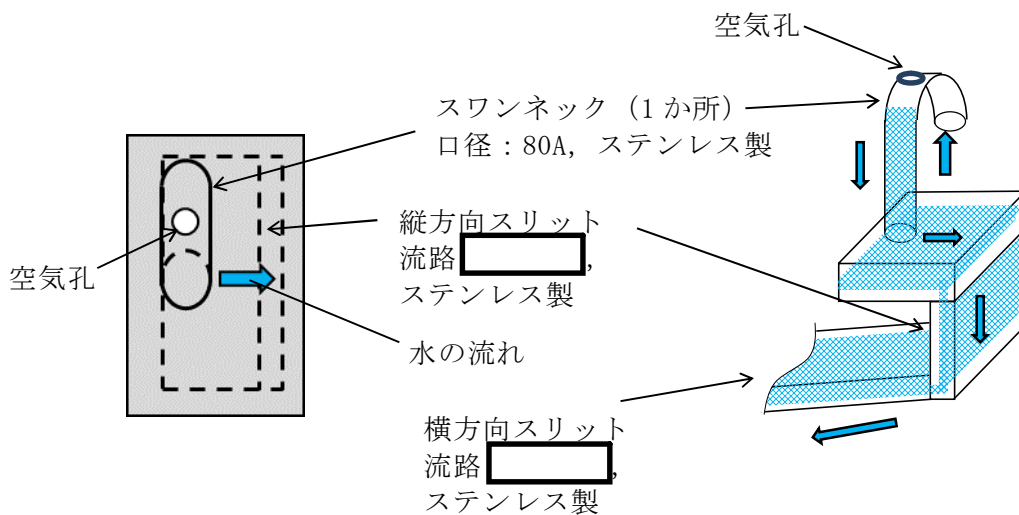
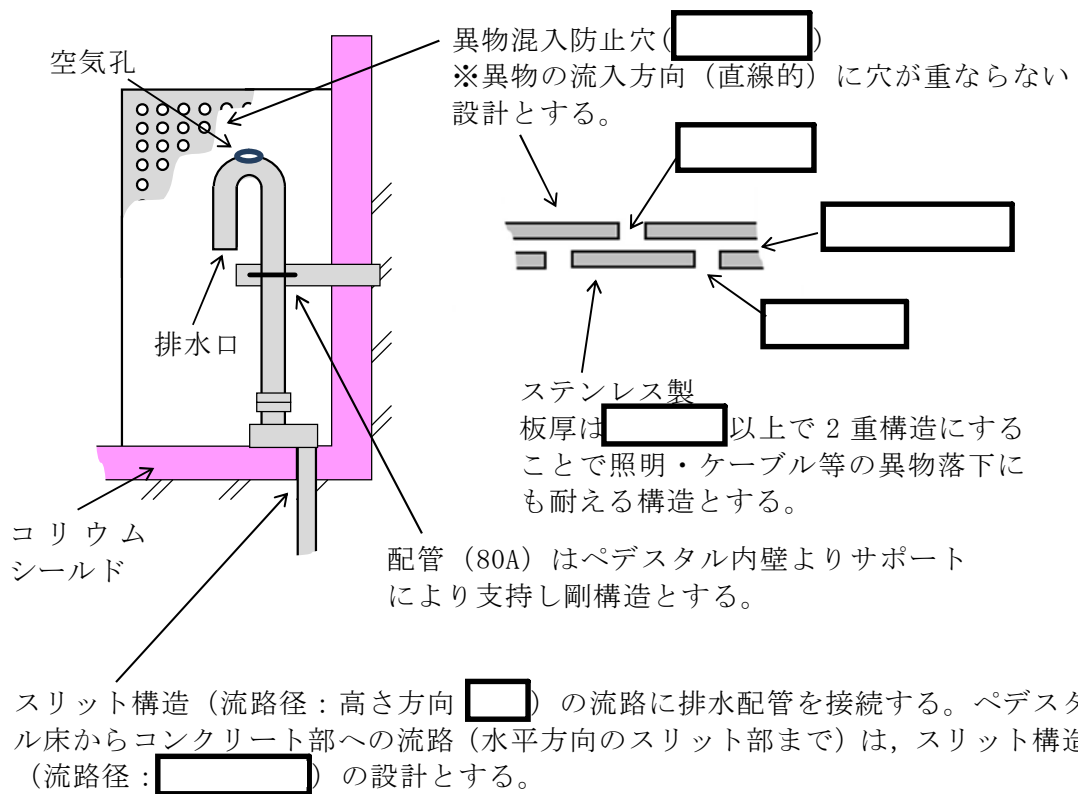
想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明用等のケーブル(管路含む)	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【スワンネックへの落下/床ドレンへの流入】 落下あり/流入あり</p> <p>ペDESTAL上部には、ケーブルが設置されており、落下の可能性はある。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 <p>スワンネックは鋼製でサポートに固定されているため破損・転倒する恐れはない。また、周囲に鋼製の柵を設置することから、スワンネックに直接接触することもない。機器ドレンサンプについては、サンプ自体を十分な強度を有する設計とするため、破損する恐れはない。</p> <p>(次頁へ続く)</p>

第3表 想定異物と影響評価 (2/3)

想定異物	異物による排水性への影響
核計装用及び照明用等のケーブル (管路含む)	<p>・流入による影響</p> <p>ケーブルは床に沈降することから、排水性に影響はない。また、何らかの要因で被覆片が生じたとしても、機器ドレンサンプと床ドレンサンプ各々のスワンネックは対向して配置され、かつ前述の通り各々の周囲を柵（第3図参照）にて囲うため、共通要因による排水性への影響はない。</p>
保温材	<p>【発生源】 ペDESTAL外</p> <p>【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</p> <p>ペDESTAL床ドレンサンプ内に保温材はない。</p> <p>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。</p> <p>【影響評価】</p> <p>床ドレン流入経路の弁を事故後早期に閉じ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。</p>
塗料片	<p>【発生源】 ペDESTAL内・外</p> <p>【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</p> <p>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。</p> <p>【影響評価】</p> <p>・落下による影響</p> <p>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。また、同様に機器ドレンサンプへの影響もない。</p> <p>・流入による影響</p> <p>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じし、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。</p>

第3表 想定異物と影響評価 (3/3)

想定異物	異物による排水性への影響
スラッジ (鉄錆)	<p>【発生源】 ペDESTAL外</p> <p>【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</p> <p>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。</p> <p>【影響評価】</p> <p>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。</p>
サポート	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【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</p> <p>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。</p> <p>【影響評価】</p> <p>排水性への影響はない。</p>
照明	<p>【発生源】 ペDESTAL内</p> <p>【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</p> <p>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。</p> <p>【影響評価】</p> <ul style="list-style-type: none"> ・落下による影響 <p>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。機器ドレンサンプについても、十分な強度を有する設計とすることから、破損する恐れはない。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・流入による影響 <p>照明は、床に沈降することから、排水性に影響はない。</p>



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DESTAL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DESTAL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DESTAL内におけるボトムドレン L O C A 時には、ペDESTAL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。

圧損損失計算式 (出典：日本機械学会編，機械工学便覧)

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

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 () 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 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、 $K \times Q^2 =$)

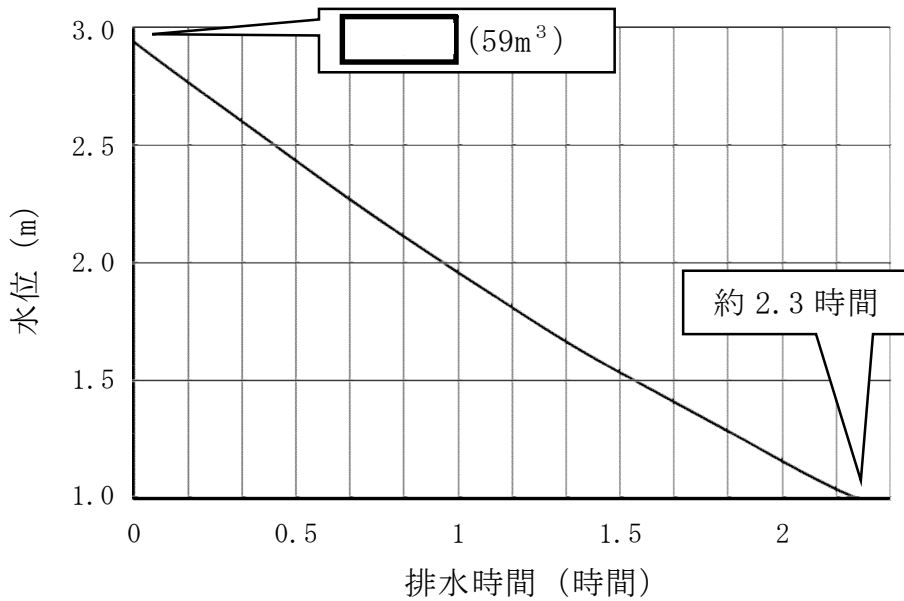
2. 評価結果

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、RPV 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 RPV 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 59m³ 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 [] 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 [] である。

4. 機器ドレン排水配管及び排水弁の経路を併用した評価

機器ドレンサンプには排水性を確保するために必要な空気ベント用のスワンネックを有し、通常運転中の機器ドレンと床ドレンの混入防止のため、床ドレンサンプの排水入口水位 1m よりも 0.2m 高い位置に設置する設計としている。床ドレンサンプの水位が 1.2m よりも高い水位までは、床ドレンの排水経路に加え機器ドレンの排水経路が期待できることから、実際の排水時間に対して更に裕度を有している。以下に機器ドレン排水経路を併用した評価を示す。

・機器ドレン排水経路の圧力損失

機器ドレンの排水経路は床ドレンの排水経路と比較してほぼ同じ長さの経路であるが、機器ドレンサンプ内を経由する経路となることが相違している。しかし、排水評価に当たっては、機器ドレンサンプの圧力損失は機器ドレン排水配管に対してその流路面積が十分大きいいため考慮せず、機器ドレンサンプ出入口部の形状による圧力損失のみ考慮し、他は床ドレン排水経路の圧力損失と同等として評価を行う（第3表）。

第3表 圧力損失計算要素

	単位	スワンネック入口～出口(*1) 機器ドレンサンプ入口～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 □相当とし、管入口と管出口(開放端)の係数を考慮。
機器ドレンサンプ入口と出口について係数を考慮。
- *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、 $K \times Q^2 =$ [])

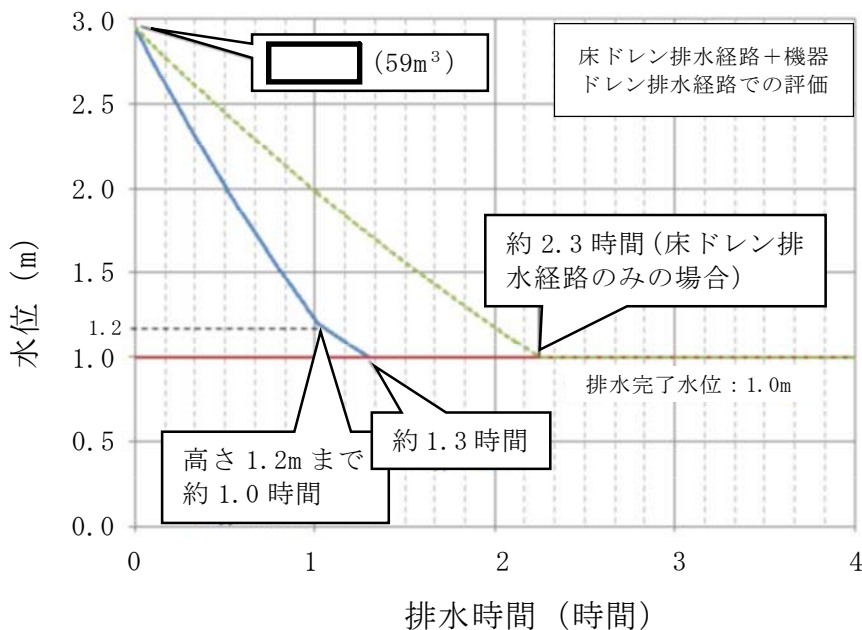
・床ドレン排水経路と機器ドレン排水経路を併用した排水評価結果

評価結果は第4表及び第2図のとおりであり、ペDESTAL内のボトムドレン配管破断時に流入した水を、RPVからペDESTALへの流入停止（事象発生後約0.3時間）からRPV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4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 1.3 時間

※ 必要排水範囲の水量（内径 []、高さ [] の水の体積）

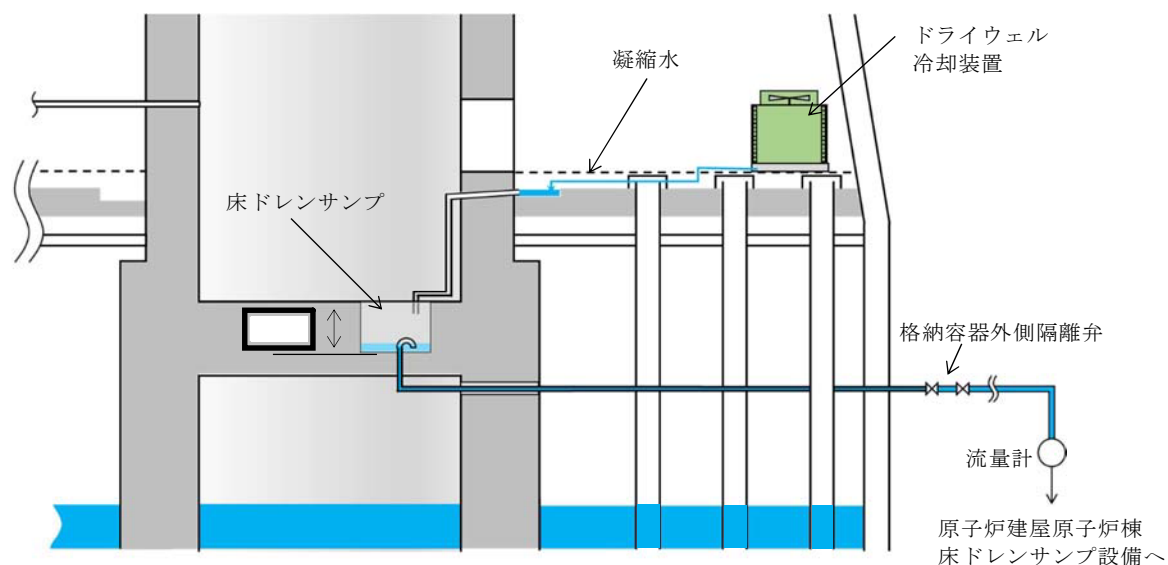


第2図 ペDESTAL水位満水から水位1mまでの排水時間

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 [] の深さ及び水面の表面積が [] 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 [] 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エ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への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)

ペDESTAL内に設置する計器について

ペDESTAL内の水位管理のために設置する計器について、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格納容器下部水位計（1m 超）

ペDESTAL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格納容器下部水温計（0m）

ペDESTAL底部に温度計を設置し、指示値の上昇又は喪失により 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で、ペDESTAL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、R P V破損を判断する。

③格納容器下部水温計(0.2m)

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、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、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格納容器下部水位計(2.25m, 2.75m)

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、2.25m及び2.75mの各高さに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。

(4) R P V破損後の水位管理（デブリ堆積高さ<0.2mの場合）

⑤格納容器下部水位計（0.5m）

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格納容器下部水位計（1m 未満）

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格納容器下部雰囲気温度計

自主対策設備としてペ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、デブリが冠水されていることを確認する。

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。

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。また、各計器の構造図及び設置概略図を第 4 図に示す。ペDESTAL内に設置する各計器の検出部及びケーブル（MI ケーブル）は耐熱性の高い無機物で構成し、ペDESTAL外に取り出したケーブル（MI ケーブル）をペネトレーシ

ョンボックス内にてペネトレーションのケーブルと直ジョイントで接続する。

これらの計器は、重大事故等時の環境条件下において耐性を有する設計とする。ペDESTAL内の SA 環境条件としては、格納容器破損防止対策の有効性評価において示している各解析結果の最高値は約 212℃－約 1 秒間、0.465MPa [gage]であり、これを包絡するペDESTAL内環境条件 200℃（ピーク温度 215℃－1 分間）、0.62MPa [gage]を設定している。また、ペDESTAL内は R P V 破損後のデブリの落下に配慮した設計とする。

- ・各計器の MI ケーブルは、第 5 図に示すとおり、チャンネル毎に別ルートで敷設し、デブリの落下に伴うペDESTAL内構造物等の落下物を考慮した場合においても、複数のチャンネルが同時に損傷し、機能喪失することがない設計とする。
- ・ R P V からデブリが大量に落下した場合は、デブリはペDESTAL内の構造物に付着せずに、ペDESTAL下部のプールに落下すると考えられる。仮に、R P V から少量のデブリが落下した場合に僅かなデブリが構造物に付着したとしても、プールから発生する蒸気や構造物との伝熱によって冷却されるため、輻射熱による各計器への影響は小さいと考えられる。ただし、各計器の検出部及び MI ケーブルに対して金属製の保護カバーを設置（デブリ検知用水温計検出部を除く）することで、R P V 破損後のペDESTAL内計器の健全性に配慮した設計とする。

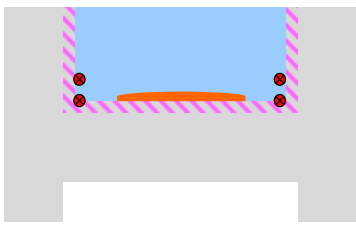
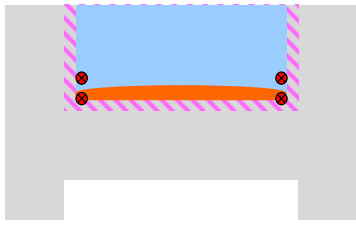
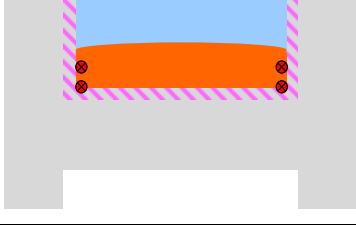
なお、ペDESTAL内の検出器・MI ケーブル、保護カバーは無機物で構成されており、放射線による影響はない。

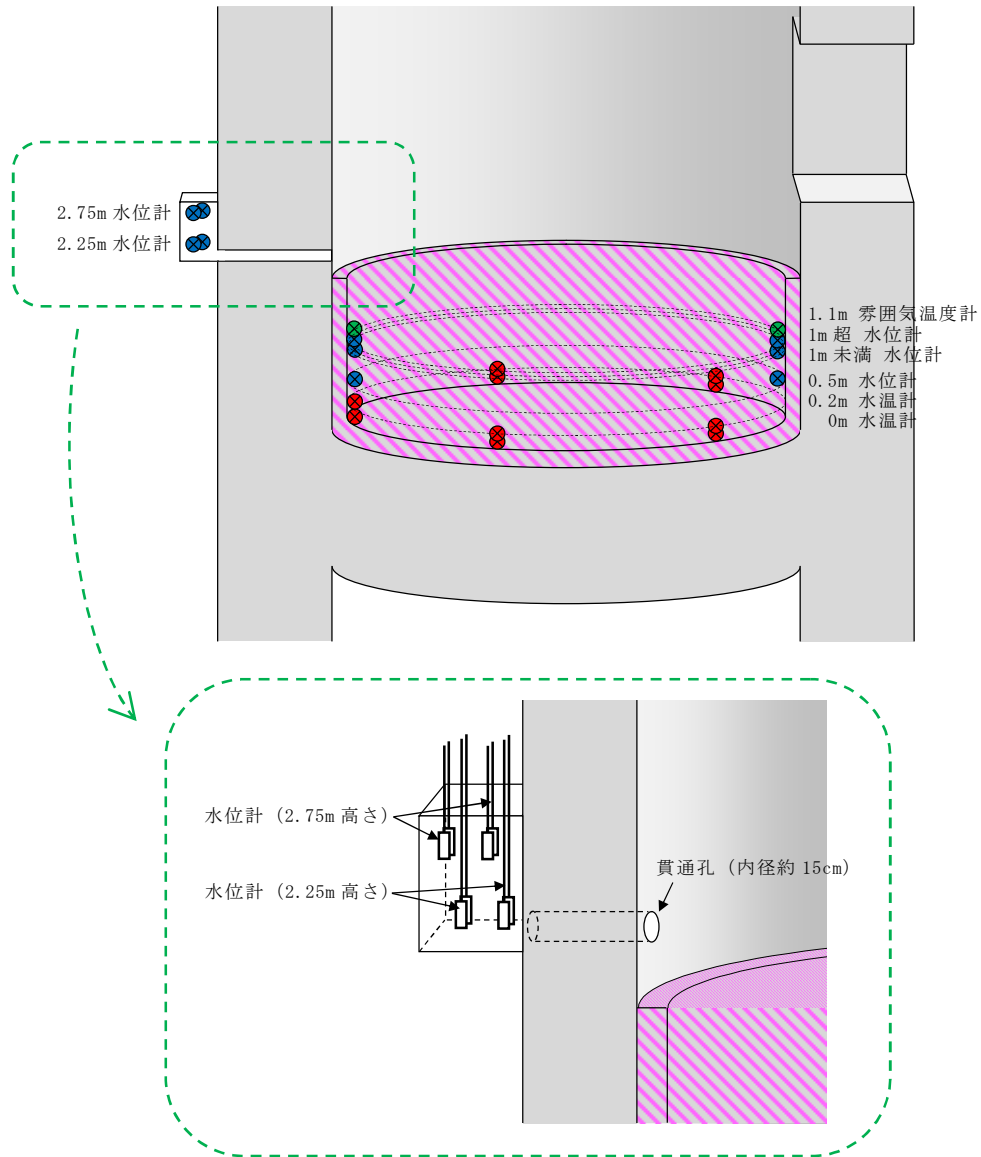
第1表 ペデスタル内計器の概要

	設置高さ*1	設置数	計器種別
格納容器下部 水温計	0m	各高さに5個	測温抵抗体式 温度計
	0.2m		
格納容器下部 水位計	0.5m	各高さに2個	電極式 水位計
	1m-測定誤差		
	1m+測定誤差		
	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	格納容器下部水温計		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

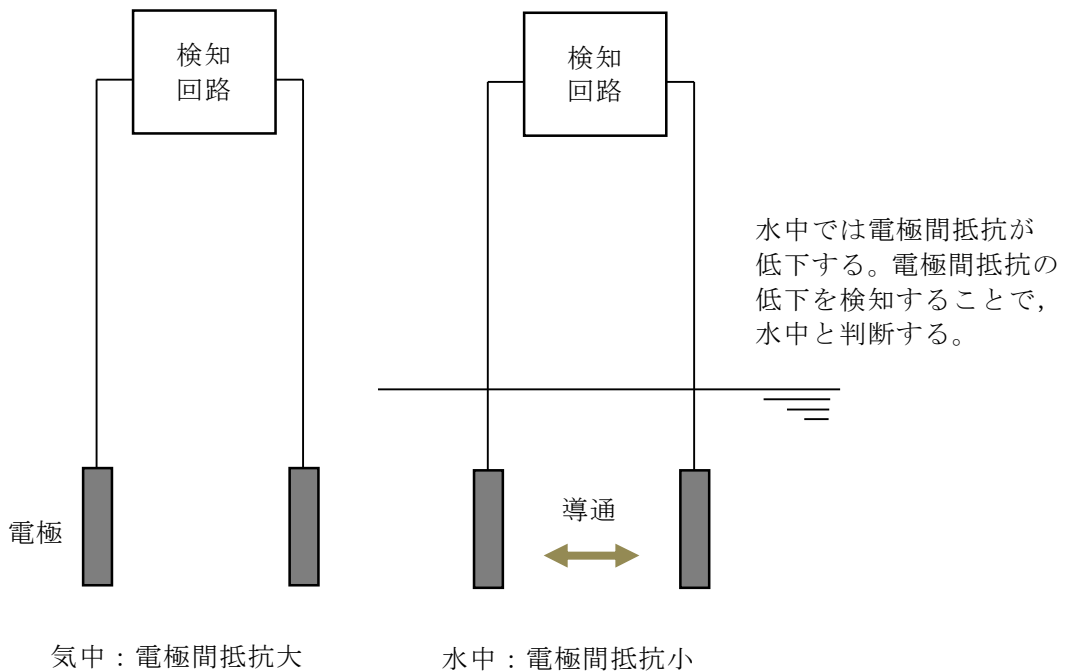


第 1 図 ペDESTAL内の計器設置図

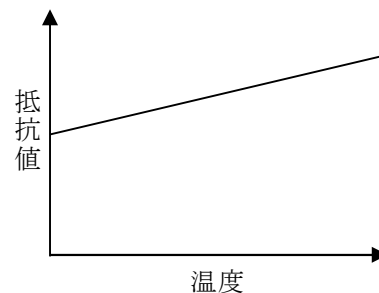
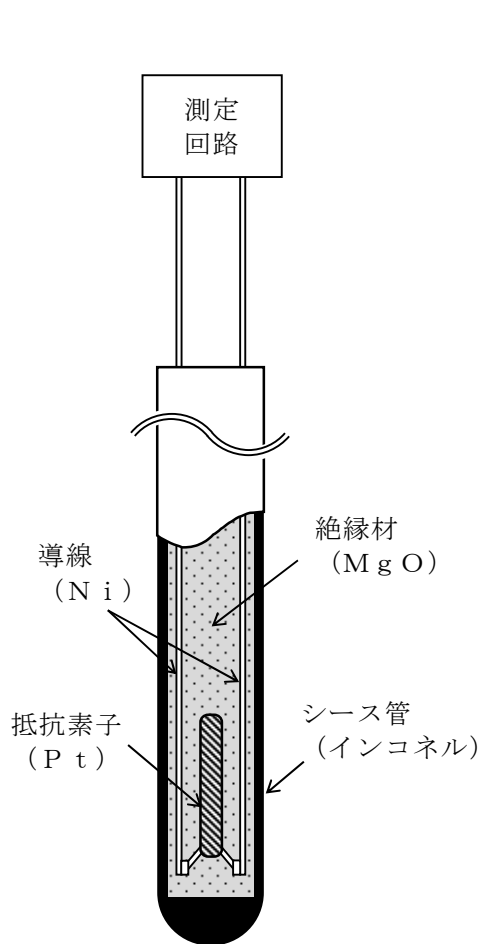
第3表 検出部の仕様等

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。

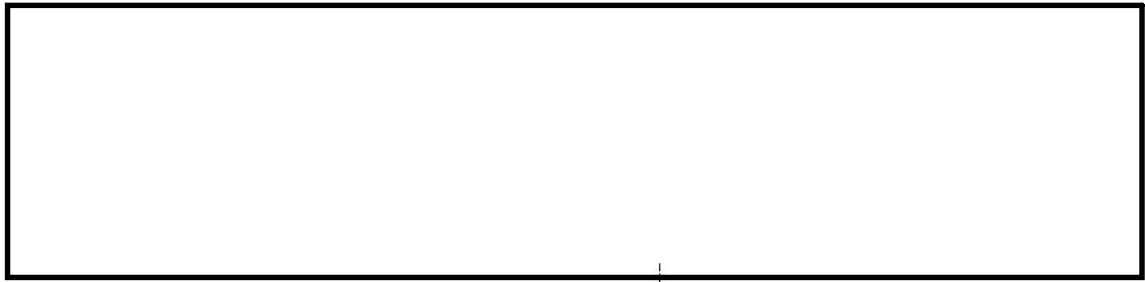
- ・シース管の溶融、水及びデブリの浸入
- ・水との反応による絶縁材の膨張、剥離
- ・デブリとの反応に伴う絶縁材の溶融、蒸発

測温抵抗体構成材料の融点

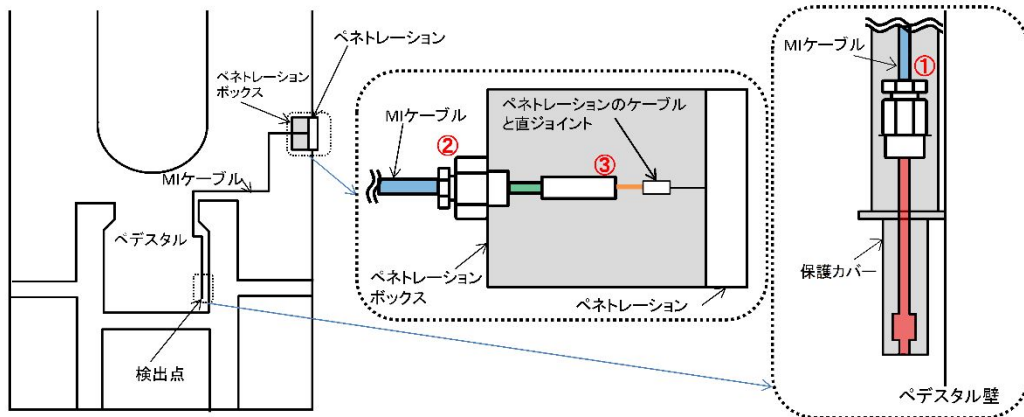
	材質	融点
シース管	インコネル (NCF600)	1,370°C～ 1,425°C
導線	Ni	1,455°C
抵抗素子	Pt	1,768°C
絶縁材	MgO*	約 2,800°C

※ デブリ中のZr等により還元されると、融点約650°C、沸点約1,100°CのMgとなり、溶融又は蒸発する。

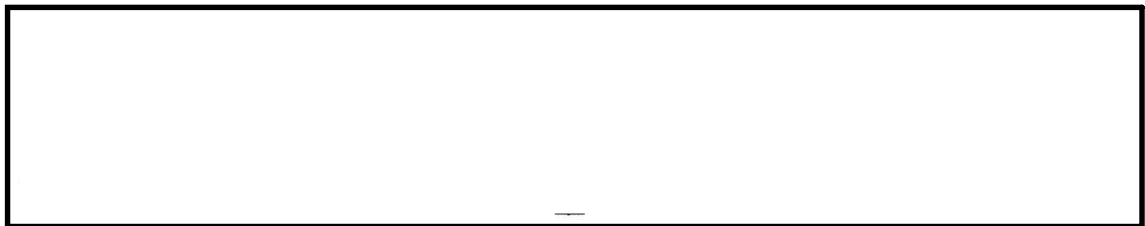
第3図 測温抵抗体式温度計の動作原理



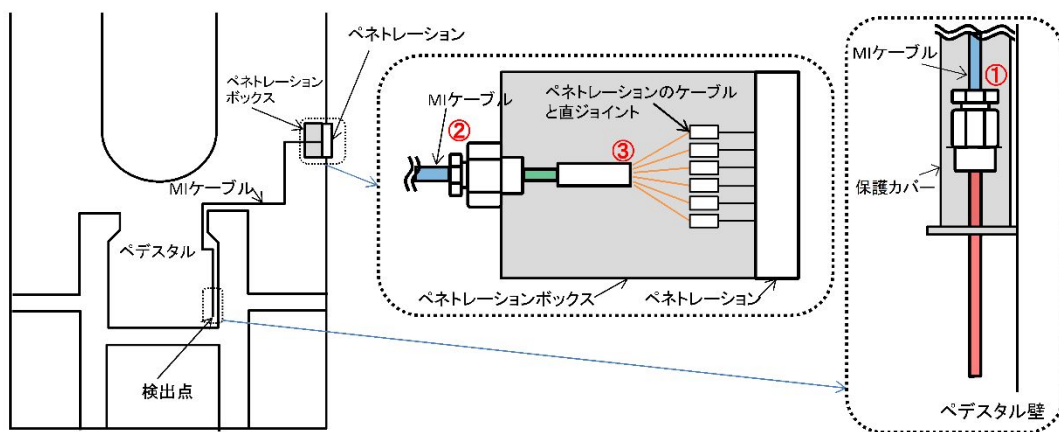
格納容器下部水位計（電極式）構造図



格納容器下部水位計の設置概略図

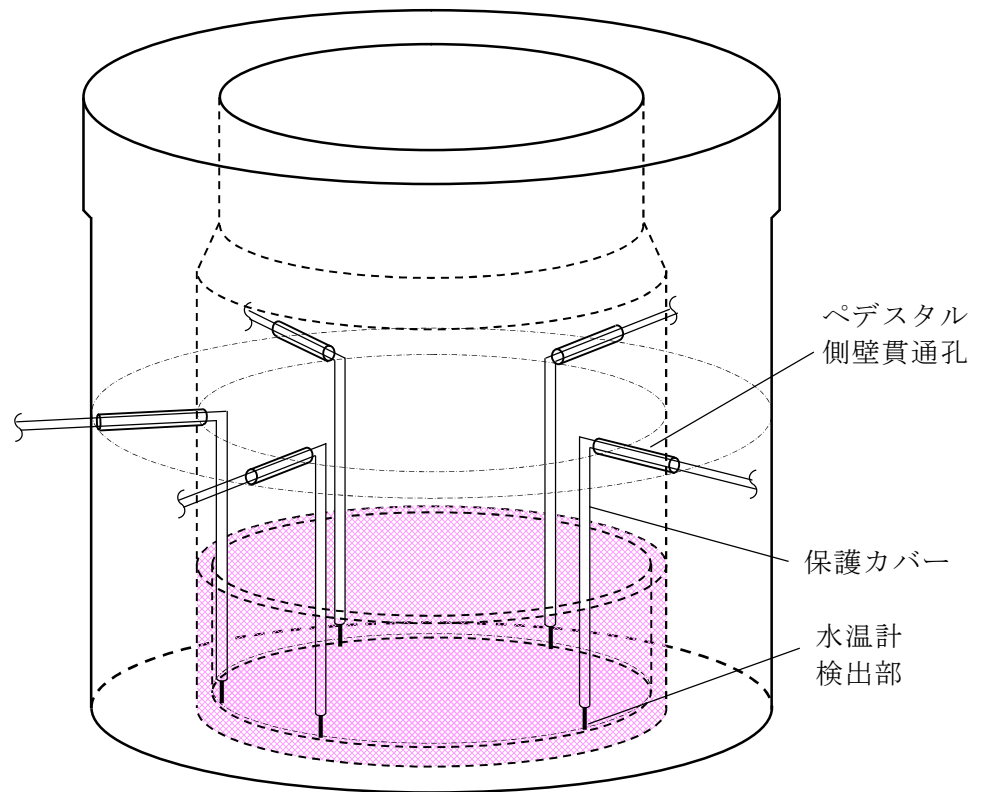


格納容器下部水温計（測温抵抗体式）構造図

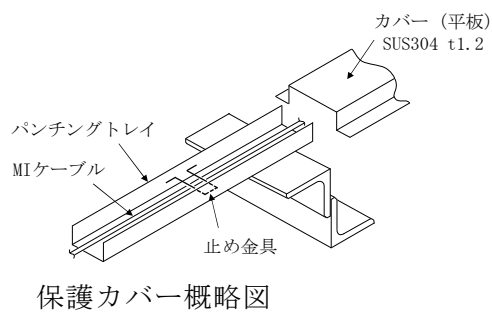


格納容器下部水温計の設置概略図

第 4 図 格納容器下部水位計及び格納容器下部水温計の構造図及び設置概略図



図は格納容器下部水温計（0m）の場合のイメージ

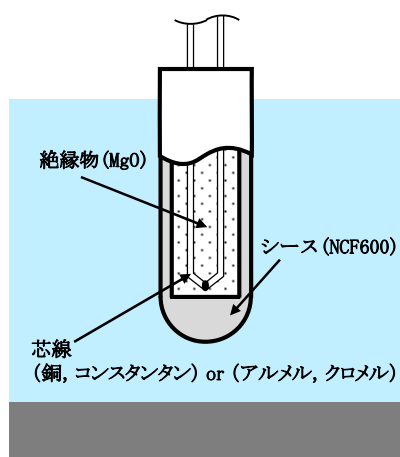


第 5 図 ペDESTAL内検出器及びケーブル（MI ケーブル）設置概略図

格納容器下部水温計の測定原理とデブリ検知性について

ペDESTAL内に設置する格納容器下部水温計によるデブリ検知性について、熱電対式とした場合と測温抵抗体式とした場合で比較し検討を行った。

熱電対の構造図、仕様、構成材料の融点を以下に示す。



熱電対構造図

熱電対仕様

No.	項目	仕様	
		Tタイプ	Kタイプ
1	計測範囲	-40～350℃	-40～1200℃
2	誤差	±1.0℃ (-40～133℃) 0.75% (133～350℃)	±2.5℃ (-40～333℃) 0.75% (333～1200℃)

熱電対構成材料の融点

No.	材質	融点	タイプ
1	NCF600	1370～1425℃	—
2	銅	1085℃	Tタイプ
3	コンスタンタン	1225～1330℃	Tタイプ
4	アルメル	1315～1390℃	Kタイプ
5	クロメル	1420℃	Kタイプ
6	MgO	約2800℃	—

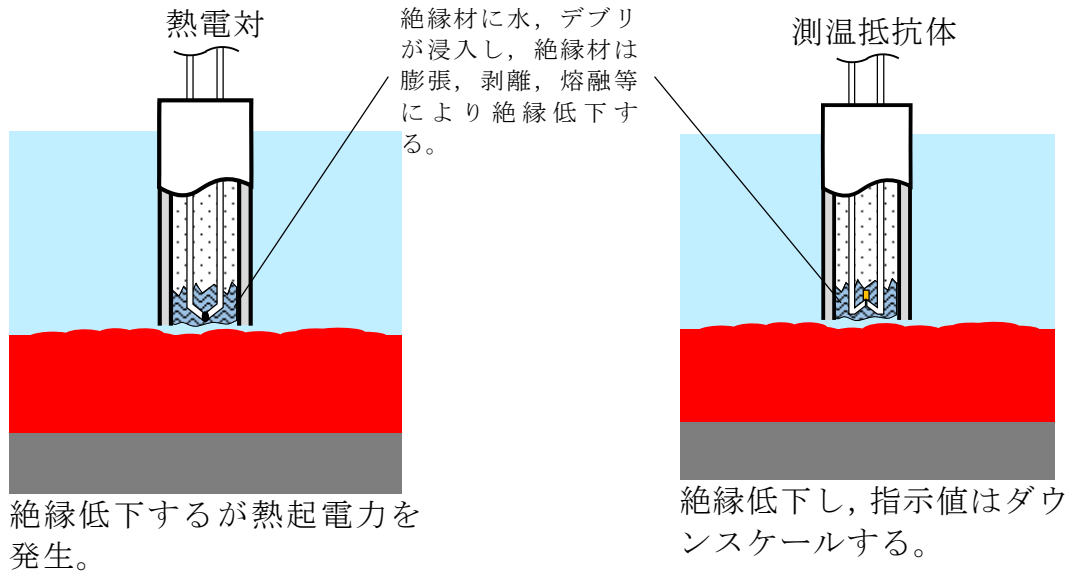
(1) 耐環境性

熱電対式及び測温抵抗体式の検出器は耐熱性の高い無機物により構成されており、いずれも重大事故等時の格納容器雰囲気下において、十分な耐性を有する。

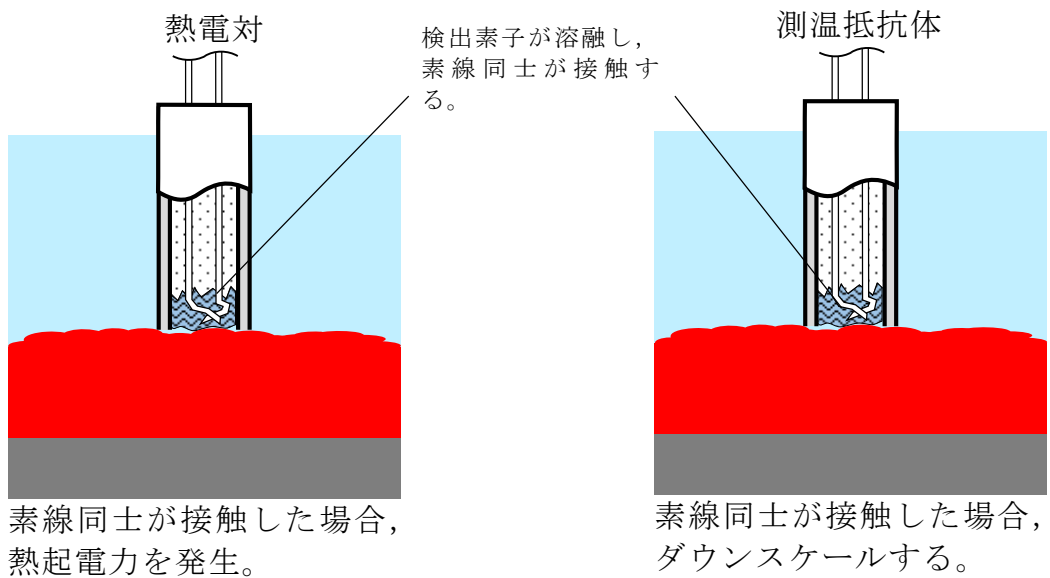
(2) デブリと水温計の接触により発生する現象

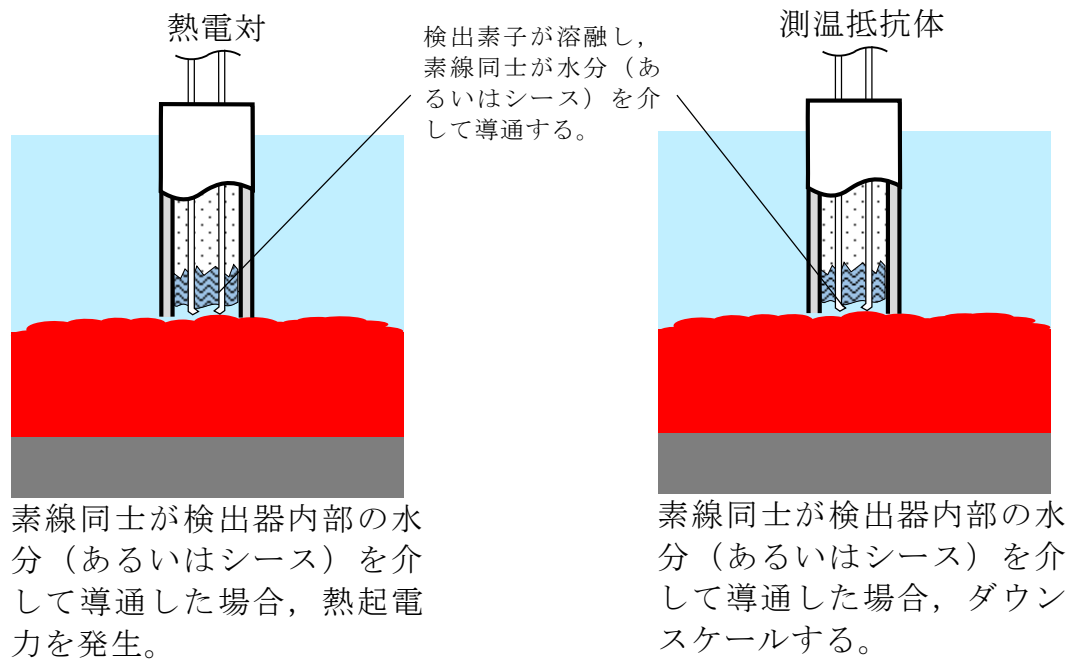
熱電対式及び測温抵抗体式の検出器がデブリと接触した場合に発生する現象を①～②に示す。

- ① デブリが検出器外郭（シース）に接触，シースは熔融し，絶縁材が露出する。



- ② デブリが検出素子に接触し，熔融する。





以上より、検出器とデブリが接触すると、測温抵抗体式の場合はダウンスケール、熱電対式の場合は指示値の急変及び発生する熱起電力による不確実な指示値を示すこととなる。

(3) 測定回路が故障した際の可搬型計測による測定

測定回路は熱電対式の場合は電圧値を、測温抵抗体式は抵抗値を測定することにより温度測定を行っている。可搬型計測器は電圧測定及び抵抗値測定が可能であり、測定回路故障時には可搬型計測器を水温計ケーブル端に接続することで熱電対式、測温抵抗体式のいずれの場合においても温度測定が可能である。

(4) まとめ

熱電対式、測温抵抗体式のいずれの検出器とした場合も、耐環境性を有し、デブリと接触した場合には特徴的な指示傾向を示し、測定回路が故障した際には可搬型計測器による測定が可能である。ただし、熱電対式の場

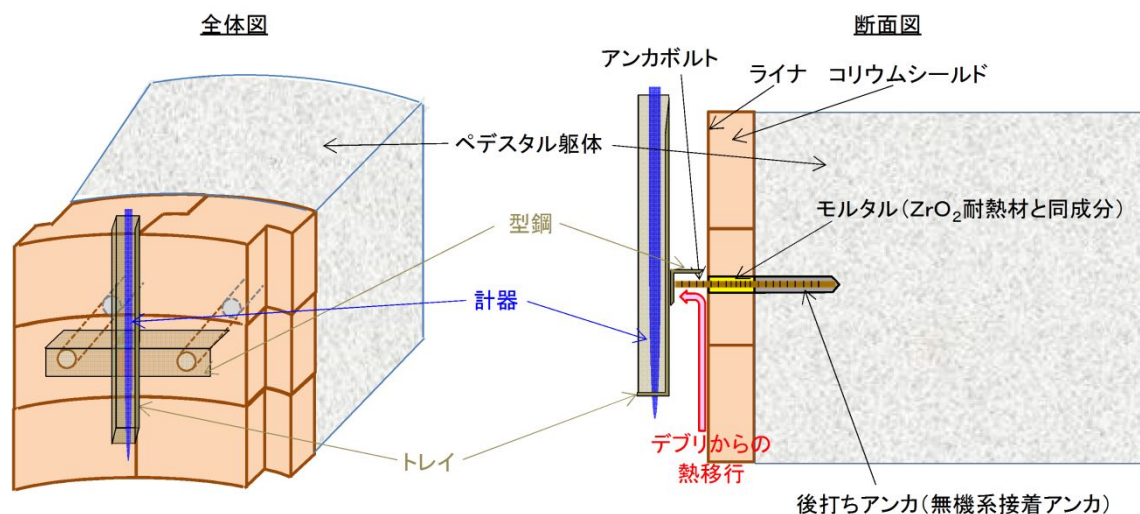
合には、指示値の急変及び不確実な指示値によりデブリとの接触を判断することとなるが、デブリとの接触後においても不確実な指示値が出力されることから、仮にデブリ接触前に近い指示値となった場合は、デブリとの接触の判断に迷う可能性がある。一方で、測温抵抗体式の場合にはオーバースケールやダウンスケールの有無で判断が可能であり、デブリとの接触の判断に迷う可能性はない。したがって、採用に当たっては上記の観点から測温抵抗体式が望ましいと考える。

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

原子炉圧力容器破損時の溶融炉心の冠水評価について

1. はじめに

原子炉圧力容器（以下「R P V」という。）破損により落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）は、事前に水張りされていたペDESTAL（ドライウエル部）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）を用いたペDESTAL（ドライウエル部）注水を実施することとしているが、7分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。

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

V_m : 溶融物体積[約 36m^3]

V_s : ペDESTAL (ドライウエル部) 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[0.173]
(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_{debrl} は約 1.71m 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、RPV破損によるデブリ落下からペDESTAL (ドライウエル部) 注水開始までの7分間における格納容器下部水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m、LOCA事象の場合は約 0.44m であり、デブリの冠水は維持される。なお、RPV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 21 分間、LOCA事象の場合で約 15 分間であることから、ペDESTAL (ドライウエル部) 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 $3,300\text{kW}/\text{m}^2$ 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 $800\text{kW}/\text{m}^2$ 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）。

PULIMMS 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 0.35m, LOC

A事象の場合は約 0.45m であり, デブリの冠水が維持されることを確認した。

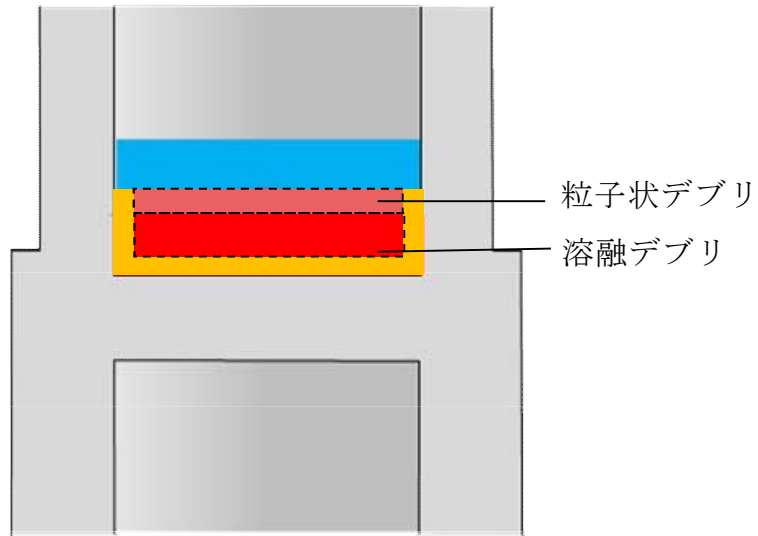
6. 機器ドレンサンプが溶融しない場合の不確かさ評価 (別添 4 参照)

ペDESTAL (ドライウェル部) 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。

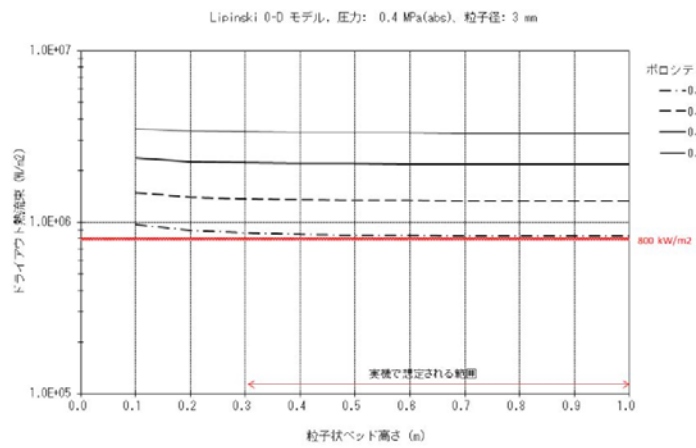
新設する機器ドレンサンプの体積を既設と同等として評価した結果, 水プール水位は約 0.58m となった。水位低下量は, 過渡事象の場合は約 0.34m, L O C A 事象の場合は約 0.44m であり, デブリの冠水が維持されることを確認した。

7. まとめ

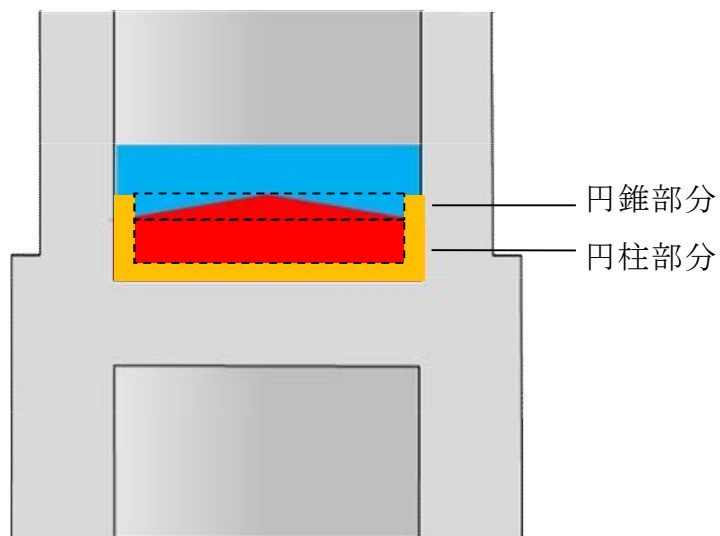
以上の評価から, 過渡事象及び L O C A 事象いずれにおいても, R P V 破損から 7 分の間において, デブリの冠水状態が維持されることを確認した。



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DESTAL (ドライウエル部) 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DESTAL (ドライウエル部) 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DESTAL (ドライウエル部) 内構造物 (既設)

構造物	体積[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1mの正方形の範囲が溶融すると想定)		
制御棒駆動機構ハウジング (9本)		
制御棒駆動機構 (9本)		
制御棒駆動機構ハウジングサポート (ターンテーブルと同様に, 一辺1m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DESTAL(ドライウェル部)内構造物(新設)

構造物	体積[m ³]
格納容器下部水位計	
格納容器下部水温計	
格納容器下部雰囲気温度計	
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 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。

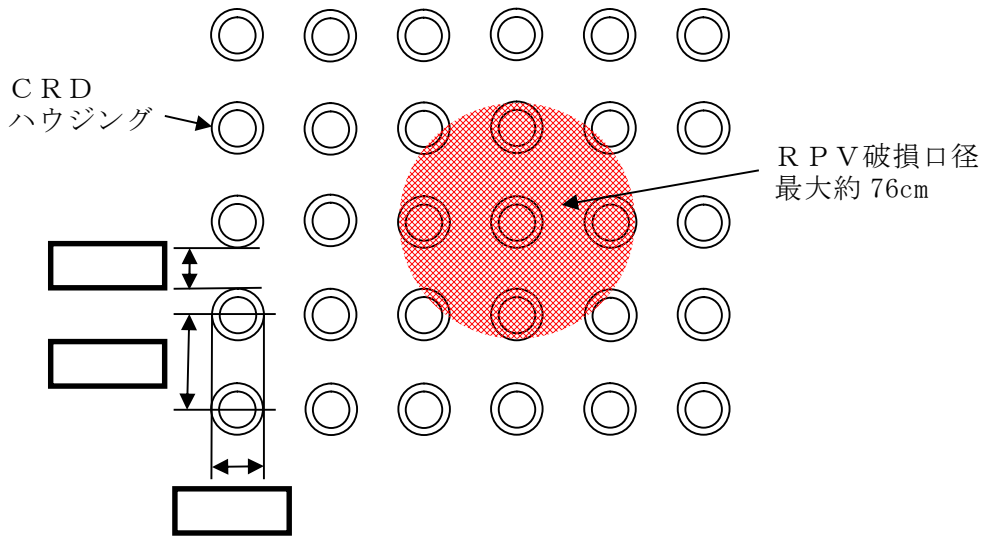
制御棒駆動機構(以下「CRD」という。)及びCRDハウジングの破損本数としては、MAAP解析においてRPV底部の破損後にアブレーションにより広がる最大の破損口径:約76cmに含まれる本数9本を考慮している(第1図)。また、ターンテーブル及びCRDハウジングサポートについては、アブレーションにより広がる最大の破損口径:約76cmを包絡する範囲として、一辺1mの正方形の範囲を考慮している。

ここで、第2図及び第3図に示すとおり、CRDハウジングサポートは、ペDESTAL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CRDハウジングの逸出を防止する設計となっているため、RPV破損時に現実的には逸出は考えにくい構造と

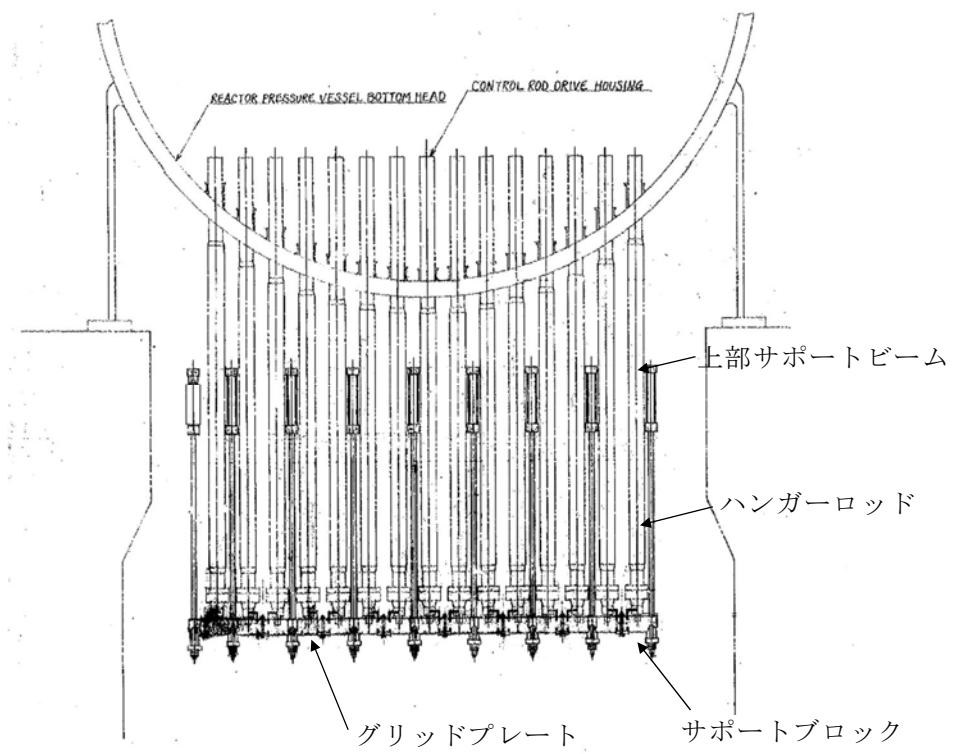
なっている。このため、現実的なR P V破損時のデブリ流出箇所としては、C R DハウジングとR P V下鏡板との間の溶接部に生じる間隙が考えられる。以上を考慮すると、R P V破損時は上記溶接部からデブリが流出し、アブレーションにより口径が徐々に広がる状況になると考えられる。また、R P V下部の形状及びデブリ流出に伴う下部プレナム部のデブリ深さの減少を踏まえると、C R Dから流出するデブリ量は中心から外側になるにつれ少なくなることから、外側のC R D及びその下部にあるC R Dハウジングサポートが溶融する可能性は小さくなると考えられる。一方、本評価では、外側のC R D及びその下部にある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）。

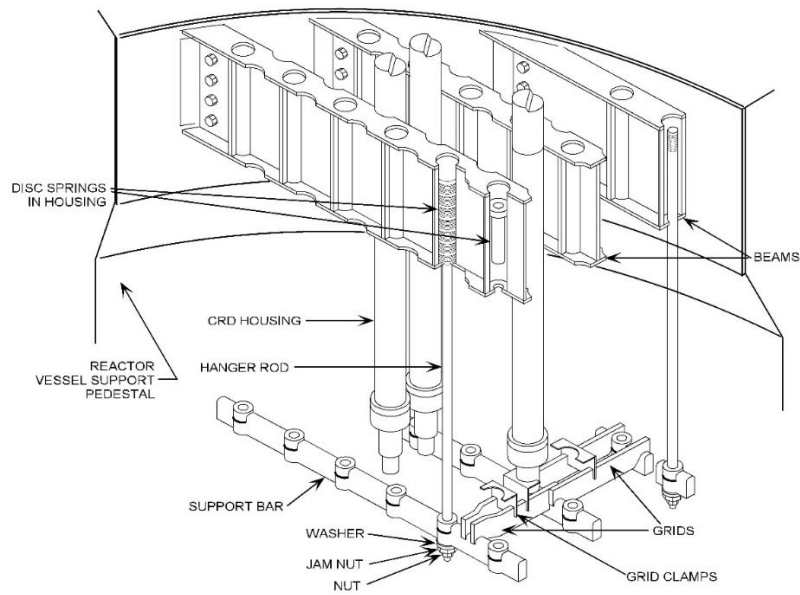
したがって、アブレーションによるR P V破損口径の拡大を考慮したC R Dハウジング等のデブリ体積の評価についても、保守性を有していると考えられる。



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]

Table I
Comparison of Hole Ablation Models With Experiment Data

Test	ΔP (MPa)	d_0 (cm)	L (cm)	Observed D_f (cm)	Current Model D_f (cm)	ZPSS 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} : デブリジェット密度 [kg/m³]

ρ_w : 水密度 [kg/m³]

評価条件は以下のとおり。

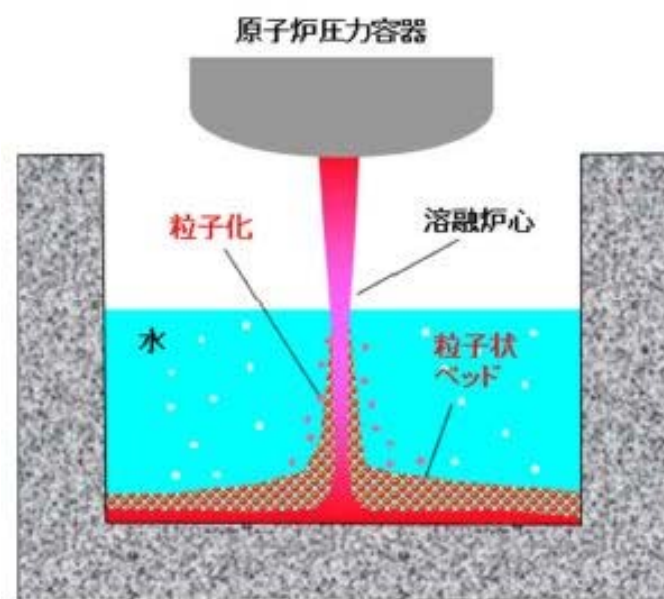
項目	設定値	設定根拠
プール水深	1m	格納容器下部水位
デブリジェット密度	<input type="text"/>	M A A P 計算結果
初期デブリジェット径	0.15m	C R D 案内管径
エントレインメント係数	<input type="text"/>	M A A P 推奨範囲の最確値

以上により評価した結果、粒子化割合は約 17.3%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（ドライウエル部）のプール水中に落下するデブリは、一部が粒子化した後に固化し、残りが熔融状態のまま床面に到達して床面上を拡がり、固化したデブリ粒子が床上の連続層の上に堆積して粒子状ベッドを形成するものと想定される（第1図）。このようなデブリの拡がりにおいて、熔融物の拡がり距離と粒子状ベッドの堆積形状に不確かさが想定される。



第1図 ペDESTAL（ドライウエル部）におけるデブリ挙動の概念

2. デブリの拡がりに関する知見

(1) 熔融物

PULiMS実験では、水中での熔融物の拡がり挙動が観察されるとともに、水中での熔融物の拡がり距離を求めるスケーリング則が提案さ

れている。PULiMS実験結果を元に妥当性が確認されているスケールリング則に、BWRの熔融炉心落下条件を適用して、水中での熔融物の拡がり距離を評価すると、約18mとなる（付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第5部MAAP添付3 熔融炉心とコンクリートの相互作用について 付録4(5)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、熔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、熔融物の拡がりに影響する因子のうち、主に熔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促進されると考えられる（第1表）。

- ・ 熔融物重量の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熔融物量が多くなる
- ・ 熔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。
- ・ 実機において熔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、熔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、熔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。
- ・ 熔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・固化が生じにくいいため、床面での熔融物温度が高めになり広がり易くなることから、両者の相殺により表面張力が広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、広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、床面熱伝達が広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上での広がりとなるが、熔融物広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）によらず同様な広がり挙動になることが確認されており、ZrO₂の場合でも広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、熔融物の広がり距離については、熔融物の広がりに影響する因子のうち、主に熔融炉心落下流量が大きいことにより、不確かさを考慮しても実機条件ではより広がり易く、床全面に広がるものと想定される。

第1表 PULiMS実験条件と実機条件の比較

分類	項目	実機条件	PULiMS (E4)	PULiMS/実機
初期条件	熔融物	UO ₂ -ZrO ₂ -SUS 等	Bi ₂ O ₃ -WO ₃	-
	熔融物重量[kg]	約 300×10 ³	約 47	約 0.16×10 ⁻³
	液相線温度[K]		約 1,143	-
	固相線温度[K]		約 1,143	-
	熔融物過熱度[K]		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	40	約 1.5×10 ⁻³
	サブクール度[K]		23	
熔融物冷却材中挙動	L/L _{br} (水深/ブレイク アップ長さ*) ※Taylor 関連式	約 0.08~約 0.23	約 0.35	約 1.5~4.4
熔融物床面上挙動	熔融物密度[kg/m ³]		約 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

ANLで実施されたセルフベリング実験では、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ベリング効果により、2分~3分程度で堆積厚さが均一化されている（付録3 重大事故等対策の有効性評価に係るシビアアクシデント解析コードについて 第5部M A A P 添付3 熔融炉心とコンクリートの相互作用について 付録4 (4)参照）。

PDS実験では、沸騰等の冷却水の流動による粒子状ベッドの拡散挙

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

(1) アスペクト比

PULiMS実験のうち，溶融物量が比較的大きいE4実験において，平均堆積高さ41mmに対して，拡がり距離は740mm×560mmとなっている（第2図，第2表）。アスペクト比としては1:18~1:14程度となっており，おおよそ1:16程度の拡がり挙動を示している。デブリ堆積高さの評価としては，ポロシティやペデスタル（ドライウェル部）内構造物量等の保守的な設定をしているため，不確かさ評価として考慮するアスペクト比としては，実験結果に基づく平均的な値として1:16を適用し評価を行う。

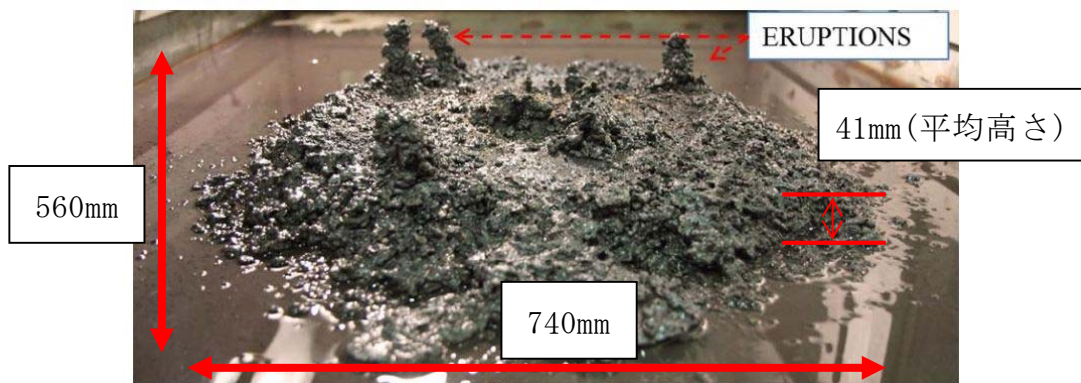
第2表 PULiMS実験条件と結果

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 _{lit.} , °C	870	1027	870	870	1231
Melt temperature in the funnel upon pouring, °C	1006	1350	1076	940	1531
Water pool depth, mm	200	200	200	200	200
Water temperature, °C	79	78	75	77	72

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

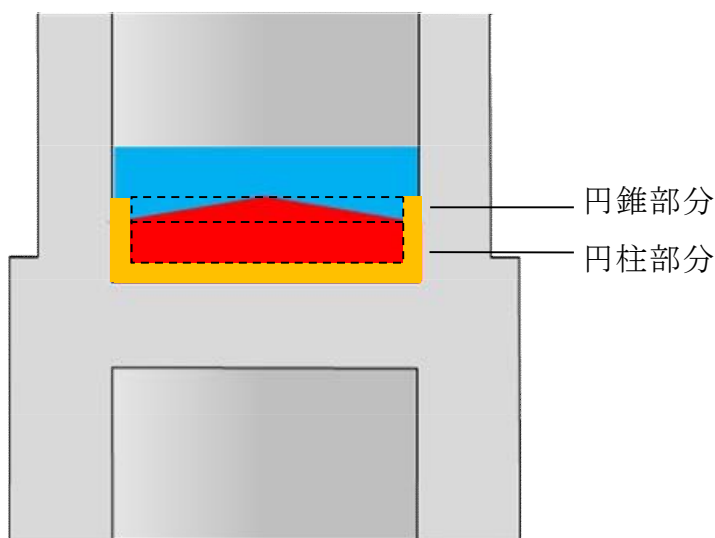
Parameter	Exploratory PULiMS tests			
	E1	E3	E4	E5
Melt release time, (sec)	10	15	12	~8.7
Total size $x \times y$, mm	460x440	~750x750	740x560	-
Cake size $x \times y$, mm	~430x320	~750x750	711x471	~400x420
Max debris height, mm	93	unknown	106	50
Area averaged debris bed height, mm	31	~30	30	22
Volume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



第2図 P U L i M S 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DESTAL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)

(3) デブリの冠水維持に対する評価

粒子化割合 0.173 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 0.34m、L O C A事象の場合は約 0.44m 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 0.35m、L O C A事象の場合は約 0.45m となるため、デブリの冠水は維持される。

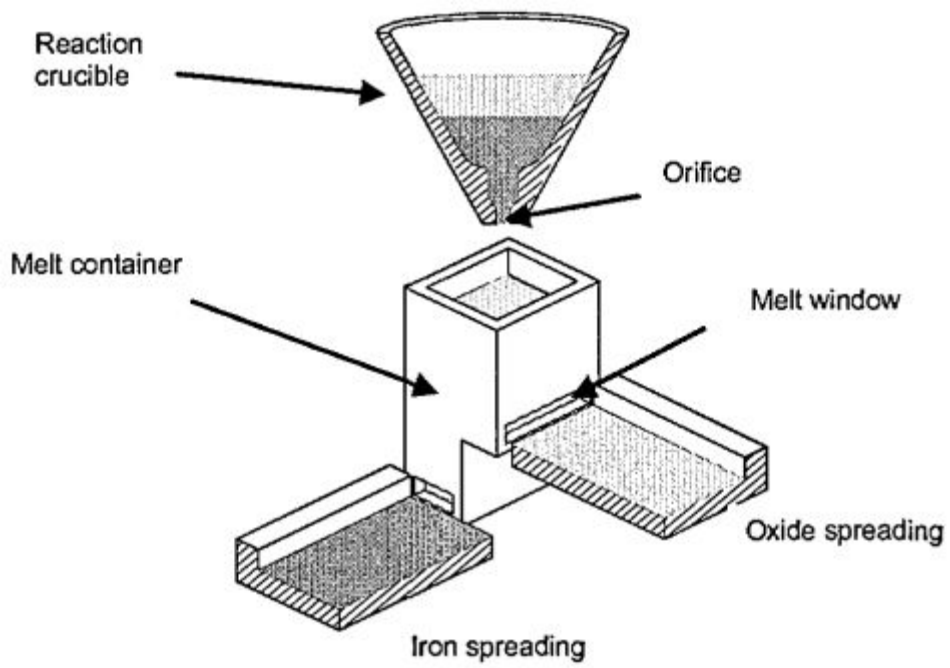
溶融物拡がりに関わる実験

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、溶融物の組成、放出速度や温度、床の材質（コンクリート、セラミック）をパラメータに溶融物の拡がり実験が行われている。VE-U7実験では、酸化物溶融物（ 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の酸化物溶融物を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)



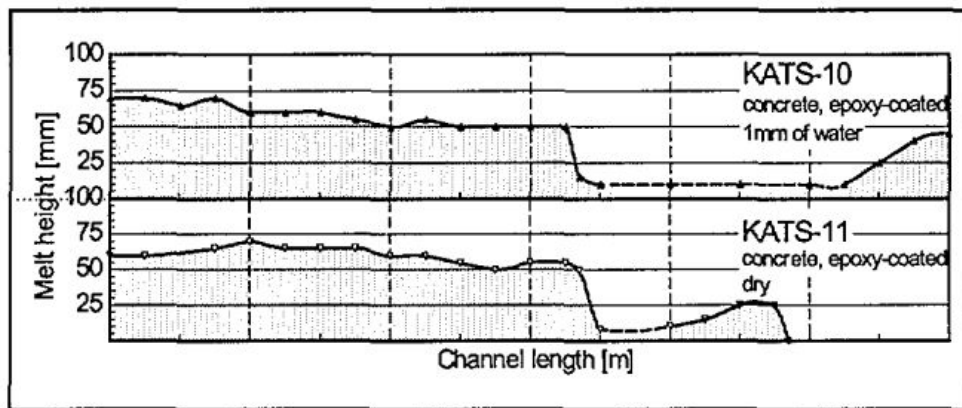
(2D)

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

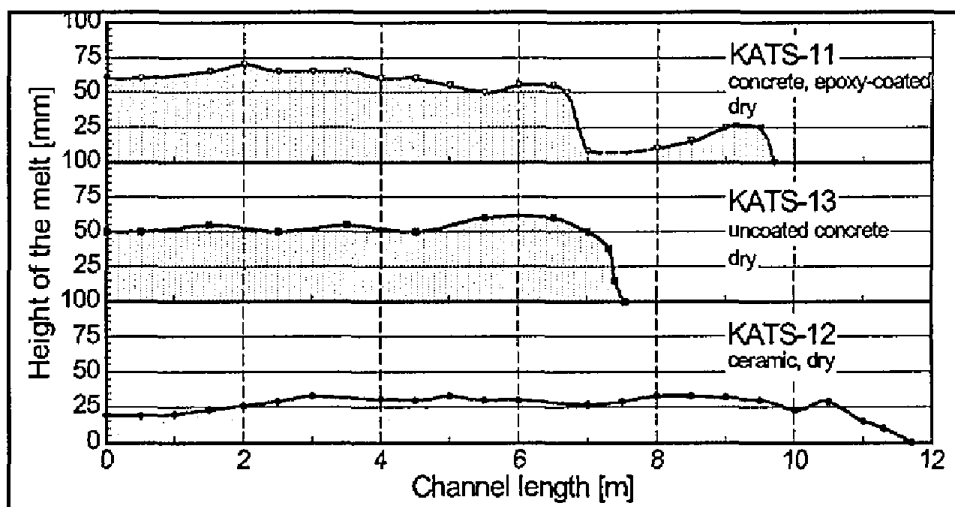
第 1 表 K A T S 実験条件と拡がり距離 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [2]

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

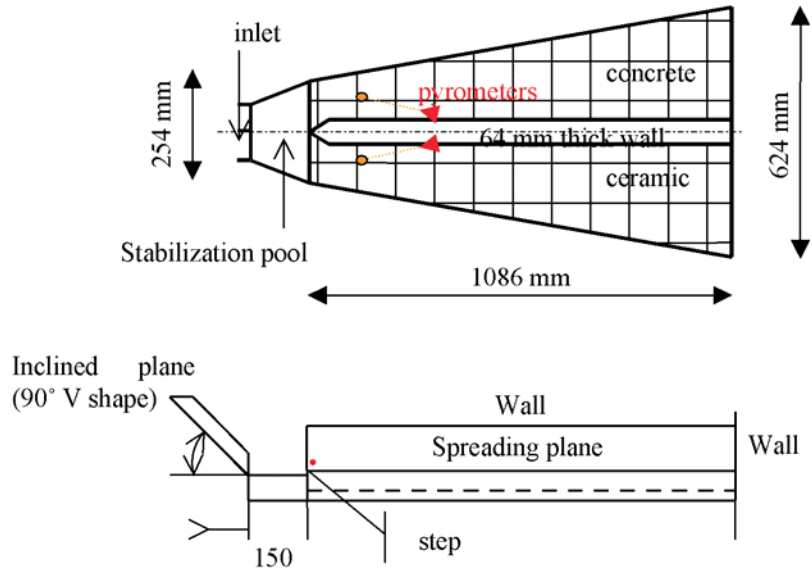
*) Cordierite (Al₂O₃ 37 wt%, SiO₂ 52 wt%, MgO 6,5 wt%)



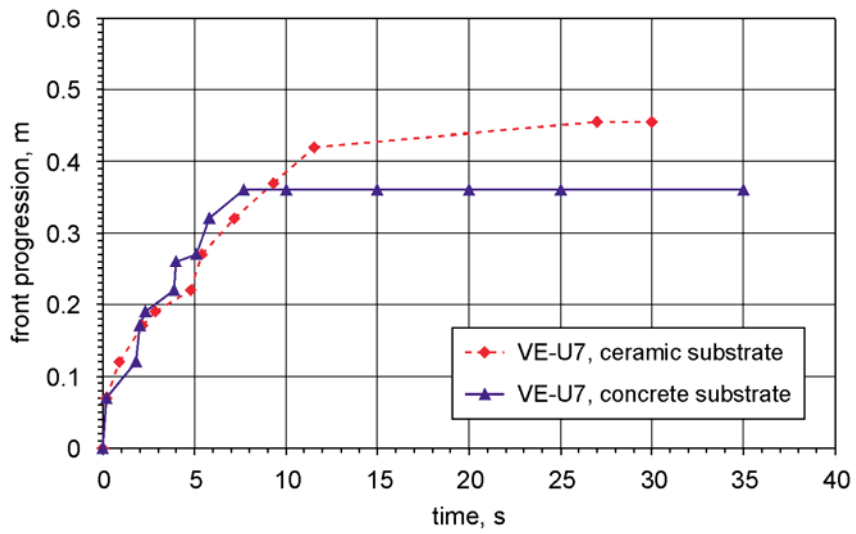
第 3 図 K A T S 実験の水の有無の影響 (酸化物溶融物, 1D 拡がり) [2]



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 VULCANO 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.

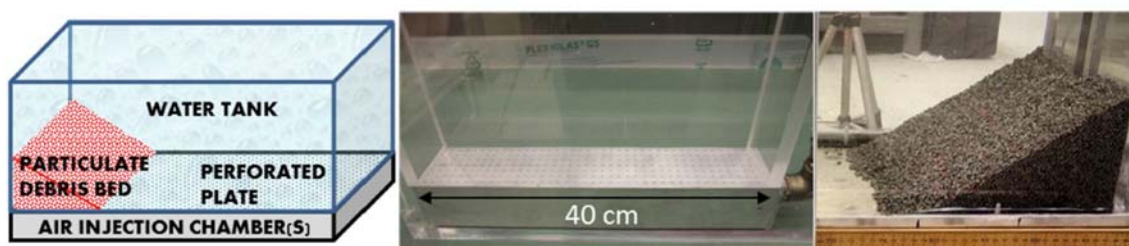
PDS実験について

1. はじめに

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

2. 実験条件

実験装置概要図を第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) PDS-C試験

c) PDS-E 7~23試験

第1図 実験装置概要図

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

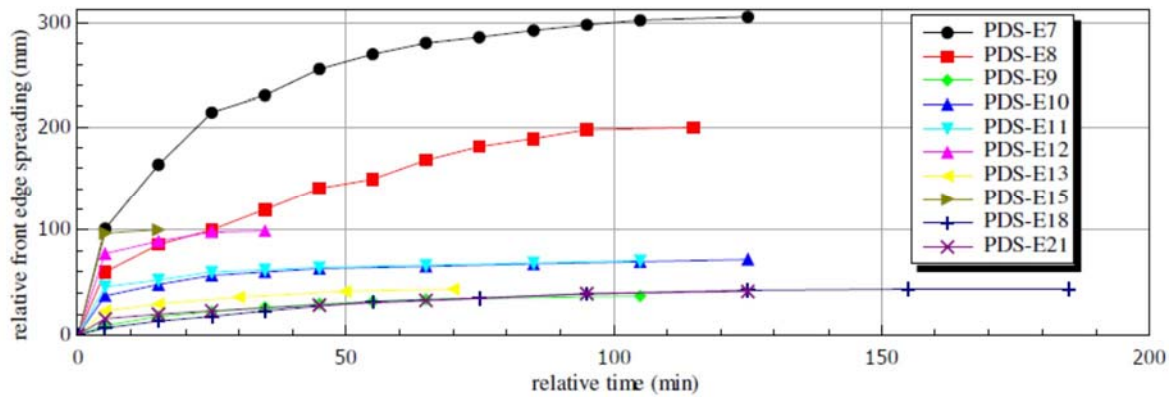
第 1 表 P D S 実験におけるパラメータ設定

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)

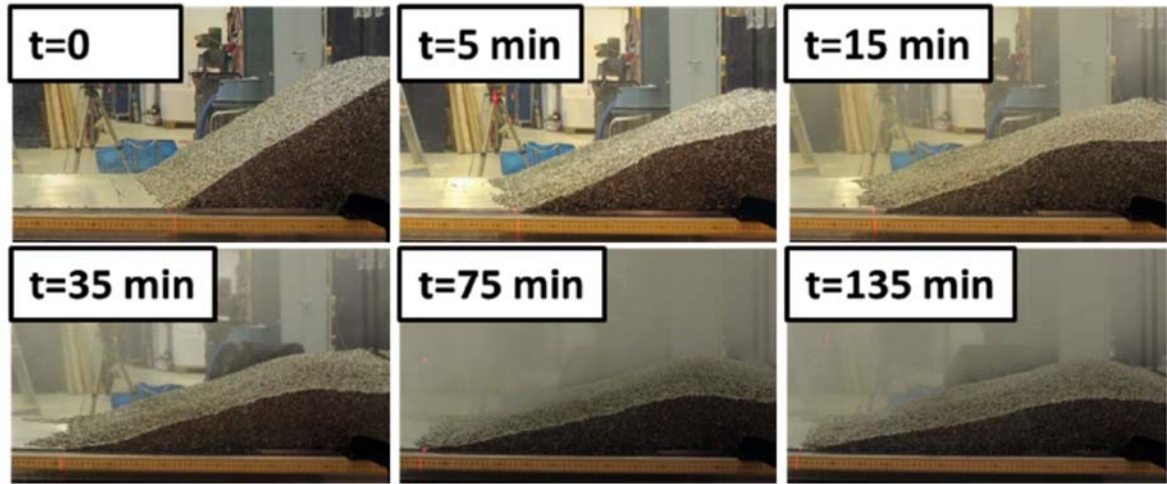
3. 実験結果

(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 PDS-E7実験結果

第2表 PDS-E実験マトリックス

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

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

†SS=stainless steel.

(2) PDS-C実験

実験マトリックスを第3表に示す。PDS-C実験の気相流体速度は

0.34 m/s～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 PDS-C実験マトリックス

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

(3) 結論

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

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

参考文献

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

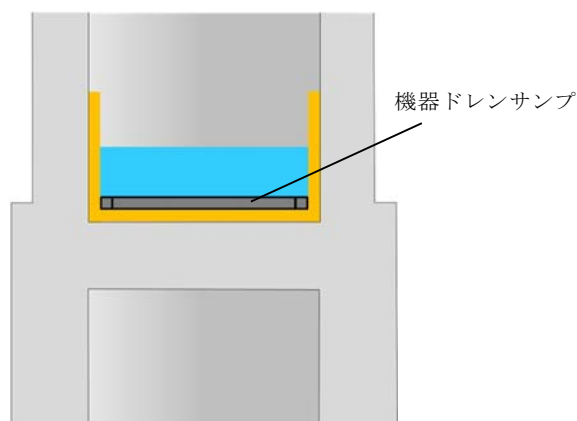
主要解析条件 (RPV破損後のデブリー冠水維持に関連するもの)

項目	主要解析条件	条件設定の考え方
解析コード	MAAP	—
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℃	代替格納容器スプレイ冷却系(常設)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
デブリー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
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	RPV破損から7分後に80m ³ /hで注水開始	デブリー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（ドライウェル部）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（ドライウェル部）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、プール水深及び溶融炉心・コンクリート相互作用による侵食量に与える影響を評価する。

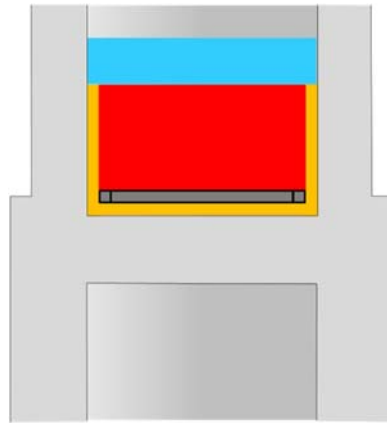


第1図 機器ドレンサンプ設置イメージ

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ペDESTAL（ドライウェル部）注水

開始までの格納容器下部水位低下量は、過渡事象の場合は約 0.34m、L O C A 事象の場合は約 0.44m 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. 溶融炉心・コンクリート相互作用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DESTAL（ドライウェル部）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DESTAL（ドライウェル部）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溶融炉心・コンクリート相互作用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、溶融炉心・コンクリート相互作用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。

コリウムシールド材料の選定について

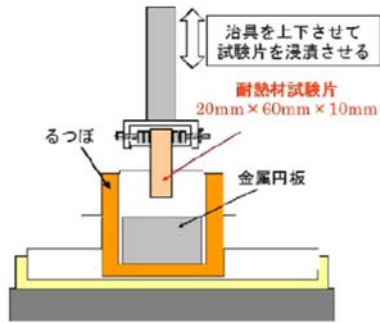
原子炉の過酷事故において、放射性物質が環境へ放出することを防ぐため、溶融炉心による格納容器の侵食を抑制する静的デブリ冷却システムの開発に取り組んでいる。溶融炉心を受け止めて保持する役割を担う耐熱材は、高融点でかつ化学的安定性に優れていることが必要であることから、候補材としては、, , ZrO_2 等が挙げられる。模擬溶融炉心と上記耐熱材との侵食データを取ることを目的として、侵食試験を実施した。

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Zr O_2 を選定した。

1. 溶融Zrによる耐熱材侵食試験

1.1 試験方法

耐熱材には, , ZrO_2 の多孔質材料を用いた。模擬溶融炉心の金属成分をるつぼに入れ、るつぼ上部に耐熱材試験片をセットする(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

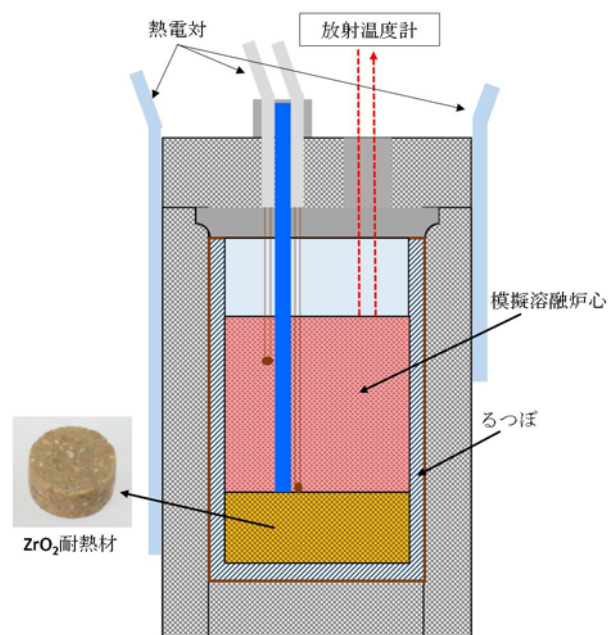
2. 模擬溶融炉心による耐熱材侵食試験

2.1 試験方法

高融点材料にて製作したるつぼ内に円柱状に加工した ZrO_2 耐熱材と模

擬熔融炉心粒子を所定の重量分装荷した。模擬熔融炉心の組成は UO_2-ZrO_2-Zr : 30mol% - 30mol% - 40mol%とした。

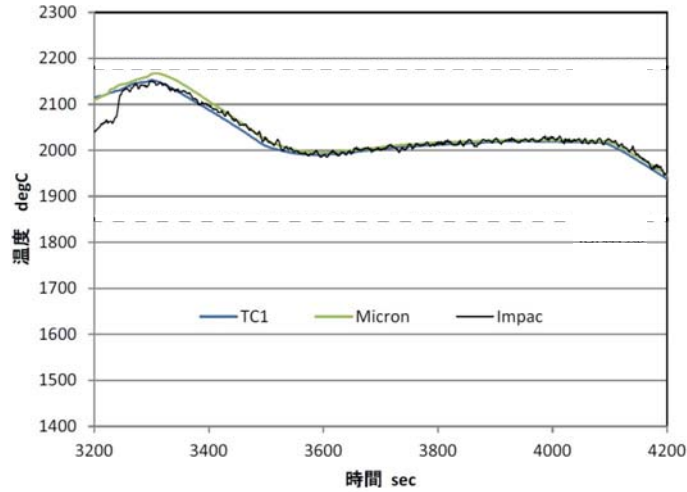
同るつぼを試験装置の誘導コイル内に設置して、誘導加熱により加熱を行った。試験中の模擬熔融炉心の温度は、放射温度計により計測した。試験時の温度は、放射温度計や熱電対にて計測している模擬熔融炉心の温度が、目標温度範囲 (2,000°C~2,100°C) に入るように温度制御を行った。温度保持時間は10分とした。



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°C~2,050°Cの範囲で、約10分程度温度が保持されている事を確認した。また、試験後のるつぼの断面写真を第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、模擬熔融炉心による 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



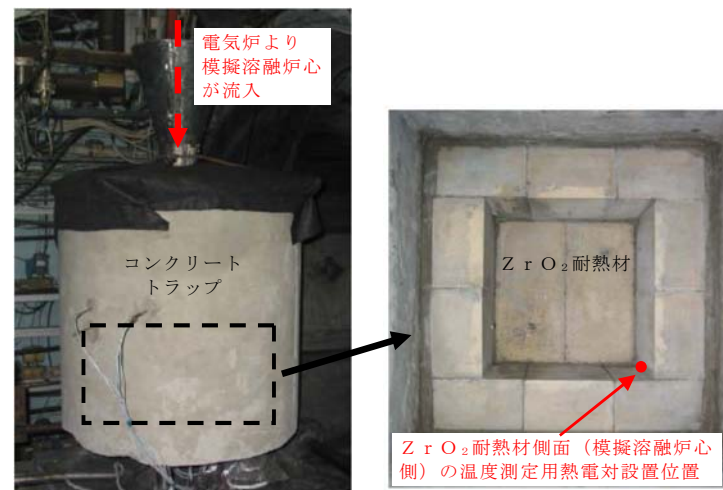
第 5 図 試験後の断面写真

3. 耐熱材への模擬熔融炉心落下試験

3.1 試験方法

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

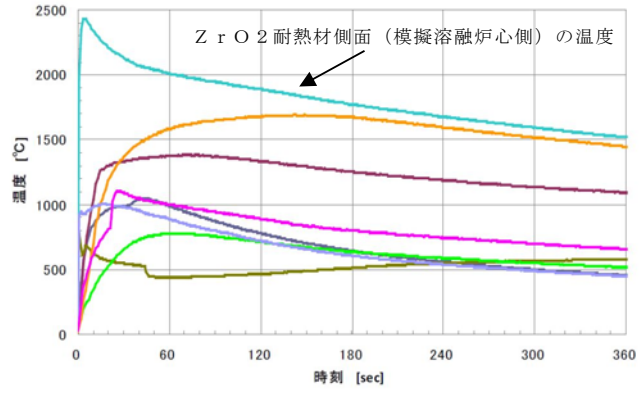
気炉により加熱した模擬熔融炉心を ZrO_2 耐熱材上に落下させ、コンクリートトラップに設置した熱電対により ZrO_2 耐熱材の温度を測定した。



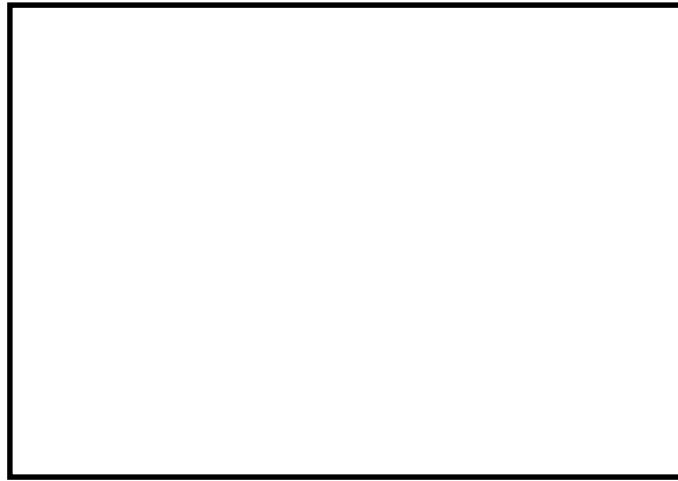
第 6 図 試験装置

3.2 試験結果

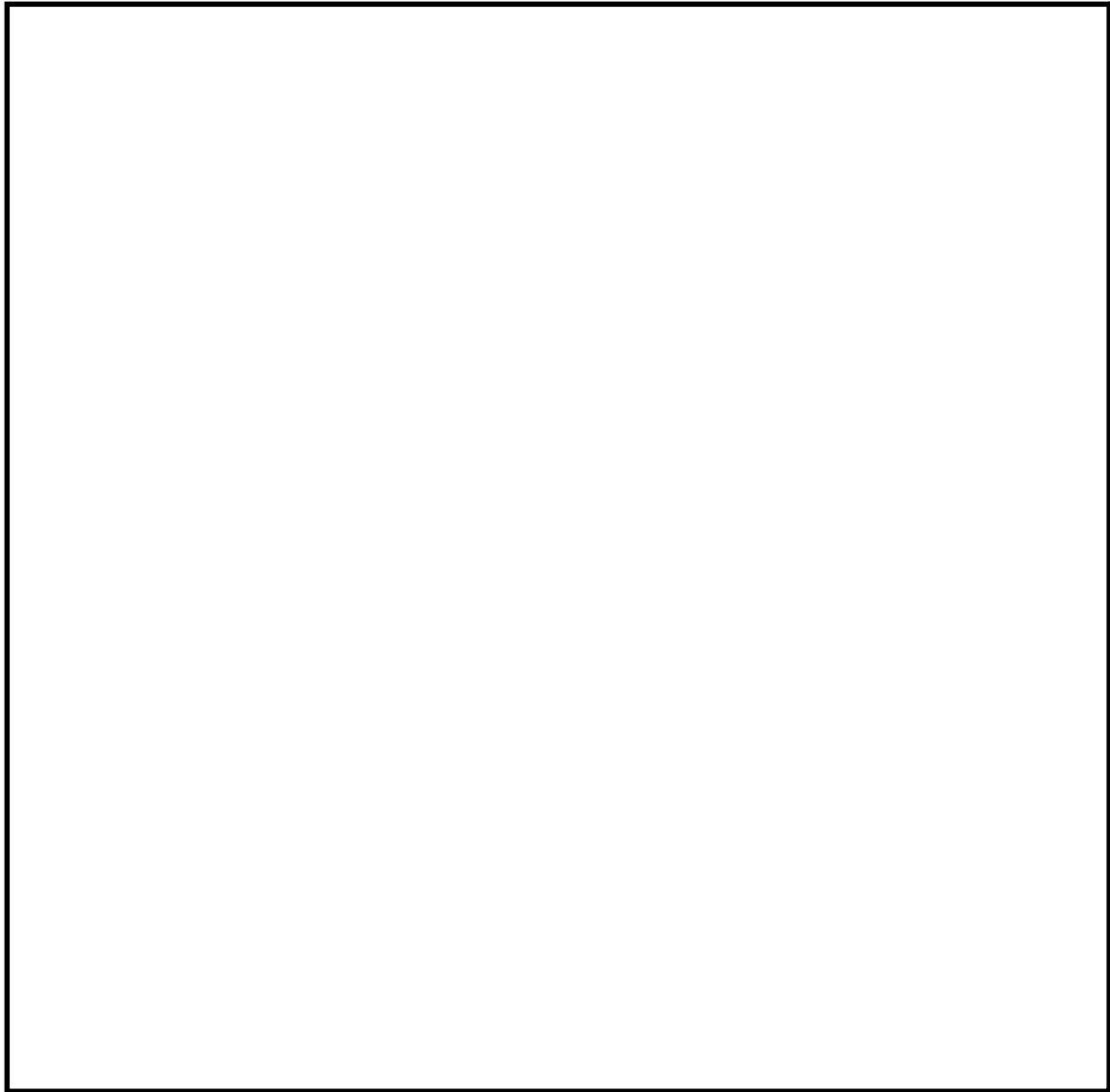
試験温度推移を第 7 図に示す。 ZrO_2 耐熱材側面（模擬熔融炉心側）の温度を測定する熱電対が模擬熔融炉心落下直後に最高温度約 $2,450^{\circ}C$ を観測したことから、落下してきた模擬熔融炉心温度は $2,450^{\circ}C$ 以上であったと推測される。また、試験後のコンクリートトラップ断面写真を第 8 図に示す。模擬熔融炉心接触部から最大で約 1cm が黒色化し、その周辺部が白色化していることが確認されたものの、顕著な耐熱材の侵食及び耐熱材の割れは確認されなかった。



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 には還元雰囲気中で高温に暴露されると材料中に酸素欠損が起こり、変色する特性があることが知られている。試験においては、計測された模擬熔融炉心の温度が $2,450^{\circ}C$ 以上と高温であり、かつ模擬熔融炉心の中には金属 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、ペDESTAL（ドライウエル部）には水プールが存在するため、ペDESTAL（ドライウエル部）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DESTAL（ドライウエル部）に落下してきた溶融炉心は、2,000℃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、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。

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ZrO₂（ジルコニア）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。

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，溶融炉心・コンクリート相互作用の影響抑制の目的で設置するが，ペDESTAL（ドライウェル部）（以下「ペDESTAL」という。）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，原子炉圧力容器から落下する溶融炉心（以下「デブリ」という。）を全量保有でき，かつ，溶融炉心・コンクリート相互作用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DESTAL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DESTAL外へ流出するおそれがある。そのため，デブリをペDESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTAL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DESTAL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，コンクリート侵食抑制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内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に考慮する。

- ・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で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に要求される原子炉圧力容器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。

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

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

V_m : 溶融物体積[36m³]

V_s : ペDESTAL内構造物体積[4m³] (添付資料 3. 2. 14 別添 1 参照)

Φ_{ent} : 粒子化割合[0. 173] (添付資料 3. 2. 14 別添 2 参照)

P : ポロシテイ[0. 5]

S_{fz} : コリウムシールドの設置を考慮した床面積[m³]

L_{PD} : ペDESTAL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、デブリ堆積高さとして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として計算した結果、 D_{CS} =約 0. 15m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0. 15mとなる。

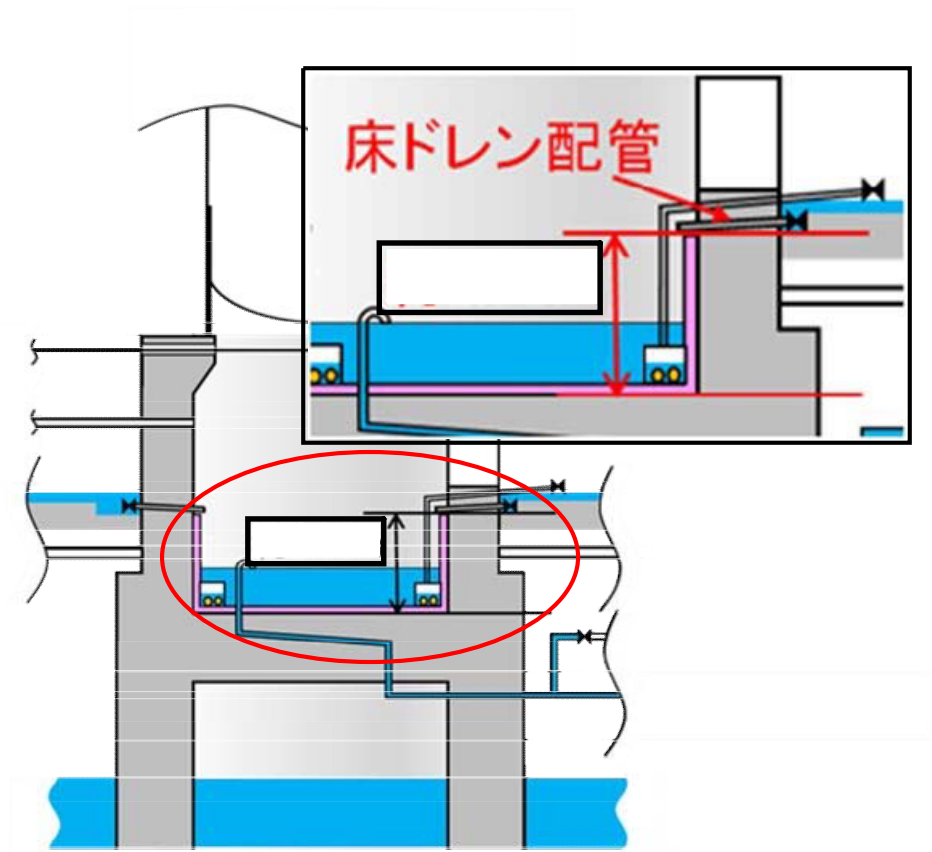
3. 3 その他の影響を踏まえたコリウムシールド厚さの設定

コリウムシールド厚さが 0. 15m 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資料 3. 5. 1 にて確認している。また、添付資料 3. 5. 2 にて、コンクリートの温度履歴を基に、原子炉圧力容器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 0. 15m の場合でも、原子炉圧力容器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[約 36m³]及びペDESTAL内構造物体積[約 4m³])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

ド高さ約 1.88m に対して余裕がある。

以上から、コリウムシールド厚さを 0.15m とする。



第1図 デブリがペDESTAL外へ流出する可能性のある経路

水蒸気爆発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

溶融炉心（以下「デブリ」という。）が原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）の破損口から落下した際に水蒸気爆発（以下「SE」という。）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、SE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SE発生を想定し、その際の格納容器の健全性を評価する。

2. 評価方針

東海第二発電所のペDESTALは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構造であり、デブリ落下時にSEが発生した場合、ペDESTALの側壁（上下層円筒部）及び床スラブに過大な圧力が作用する。

ペDESTALの側壁はRPV支持機能を分担している。SE発生の影響により、ペDESTALの側壁が損傷し、RPV支持機能が喪失した場合には、RPVが転倒し格納容器本体へ接触する等により、格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。

また、ペDESTALの床スラブは、RPV破損時に落下するデブリをペDESTAL（ドライウェル部）で保持する機能を分担している。SE発生の影響により、ペDESTALの床スラブが損傷し、デブリ保持機能が喪失した場合には、サプレッション・プールへデブリが落下し、サプレッション・プール水源の系統（残留熱除去系、代替循環冷却系）に影響を及ぼし、格納容器の冷却ができなくなることで格納容器の健全性が損なわれるおそれがある。

以上を踏まえ、S E発生時の格納容器の健全性を評価するため、S Eが発生した場合のペDESTALの構造健全性を評価し、ペDESTALの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及び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。

本評価に適用するJ A S M I N Eコードの解析条件及び解析結果の詳細を添付資料 3.3.3 に示す。また、L S - D Y N Aコードの評価モデル及び入力の詳細を添付資料 3.3.4 に示す。なお、これらの解析コードにおいて、ペDESTAL（ドライウエル部）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、重大事故時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DESTル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当たり、CCV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、 4.33N/mm^2 を超えないこととした。別添2に終局面外せん断応力度の算定過程を示す。

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

4. 評価結果

(1) 側壁（RPV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、SE後の構造物の進行性の崩壊はない。

b. コンクリートの圧縮ひずみ

第3図に最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布を示す。側壁にはCCV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、CCV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 $0.93\text{N}/\text{mm}^2$ 及び下部約 $0.77\text{N}/\text{mm}^2$ であり、それぞれのCCV規格に基づく終局面外せん断応力度である、 $3.09\text{N}/\text{mm}^2$ 及び $2.65\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。

(2) 床スラブ (デブリ保持機能)

a. 床スラブの変位 (たわみ量)

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

b. コンクリートの圧縮ひずみ

第3図に示したとおり、CCV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、CCV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 $3.70\text{N}/\text{mm}^2$ であり、終局面外せん断応力度 $4.33\text{N}/\text{mm}^2$ を超えない。

第4表にペDESTAL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DESTAL (ドライウエル部) 床面及び壁面に発生する応力やひずみは判断基準を満足し, SE後においても変位の増大はないことから, ペDESTALに要求される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	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
		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
		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
デブリ保持機能	床スラブ	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
		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

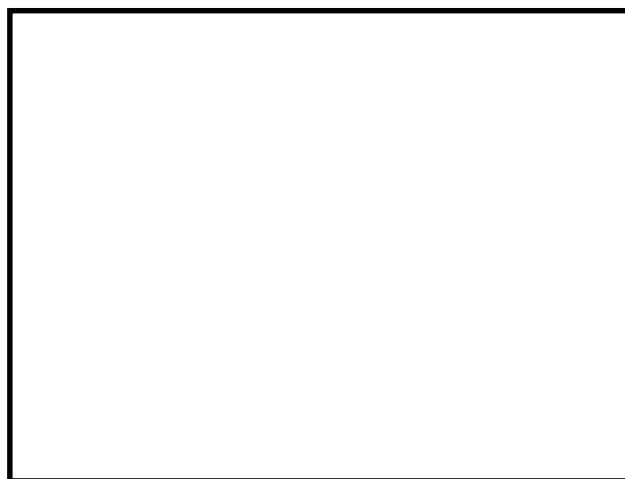
評価部位	発生応力度	判断基準	評価※
床スラブ	約 3.70 N/mm ²	4.33 N/mm ²	○

※ 「○」 解析結果の発生応力度が判断基準を満足する

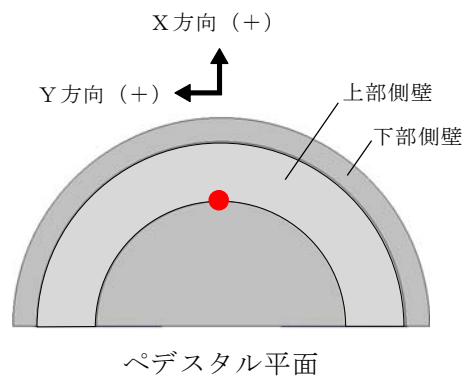
第4表 ペDESTタル構造健全性評価の評価結果のまとめ

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	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	○
		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	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	○
		引張ひずみ	許容ひずみ (5,000 μ) を超えない	約 364 μ	○

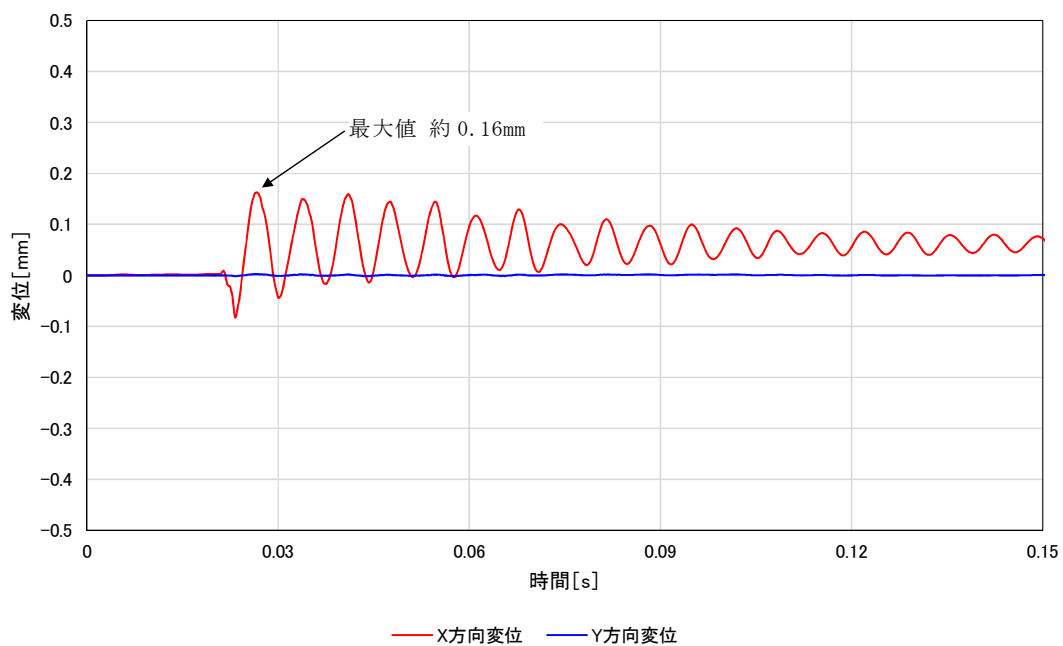
※ 「○」 解析結果が判断基準を満足する



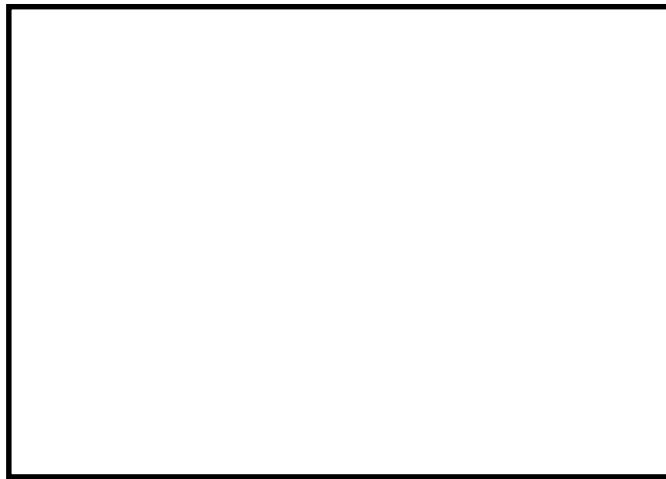
ペDESTAL断面



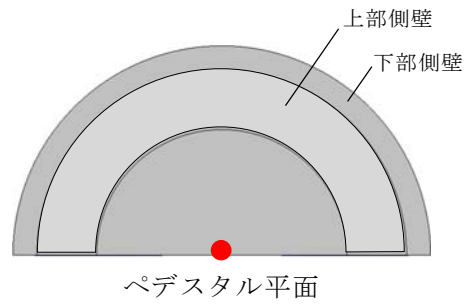
● 対象部位



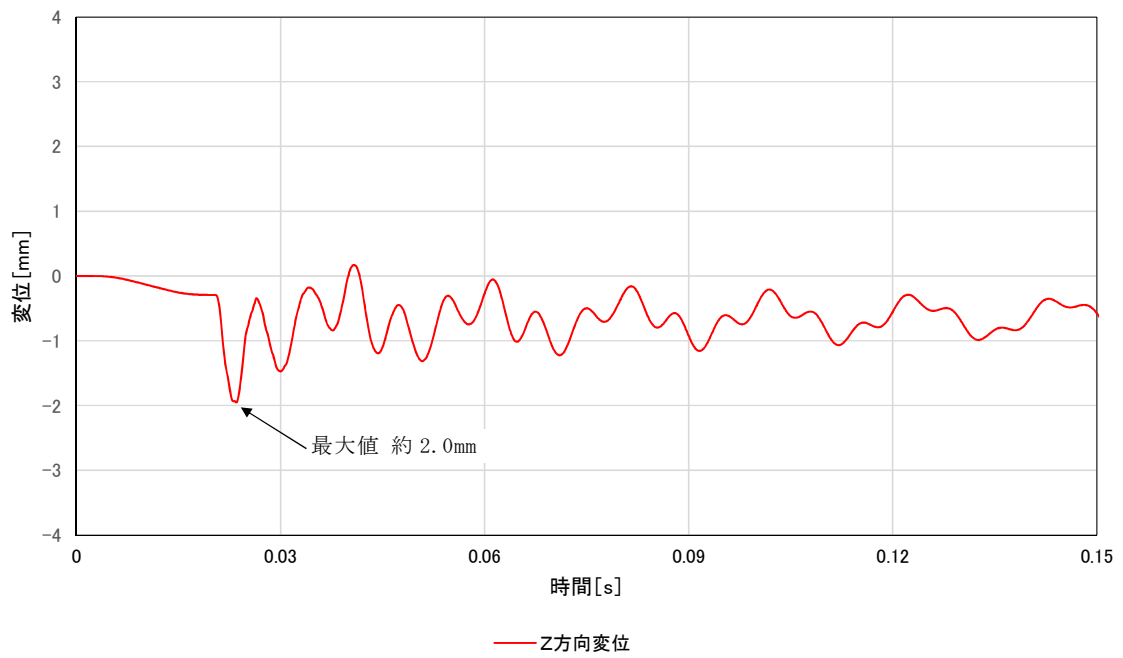
第 1 図 ペDESTAL側壁の半径方向変位時刻歴



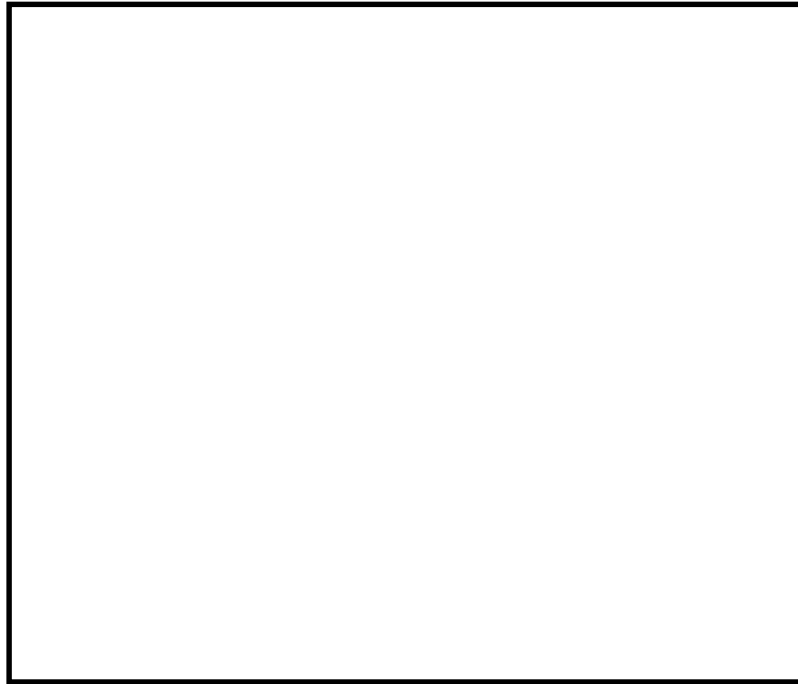
ペDESTAL断面



● 対象部位



第2図 ペDESTAL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

添付 3.3.2-12

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、CCV規格 CVE-3514.2 荷重状態Ⅳにおけるシェル部の終局面外せん断応力度の算定式を適用し、側壁の終局面外せん断応力度を算定する。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)

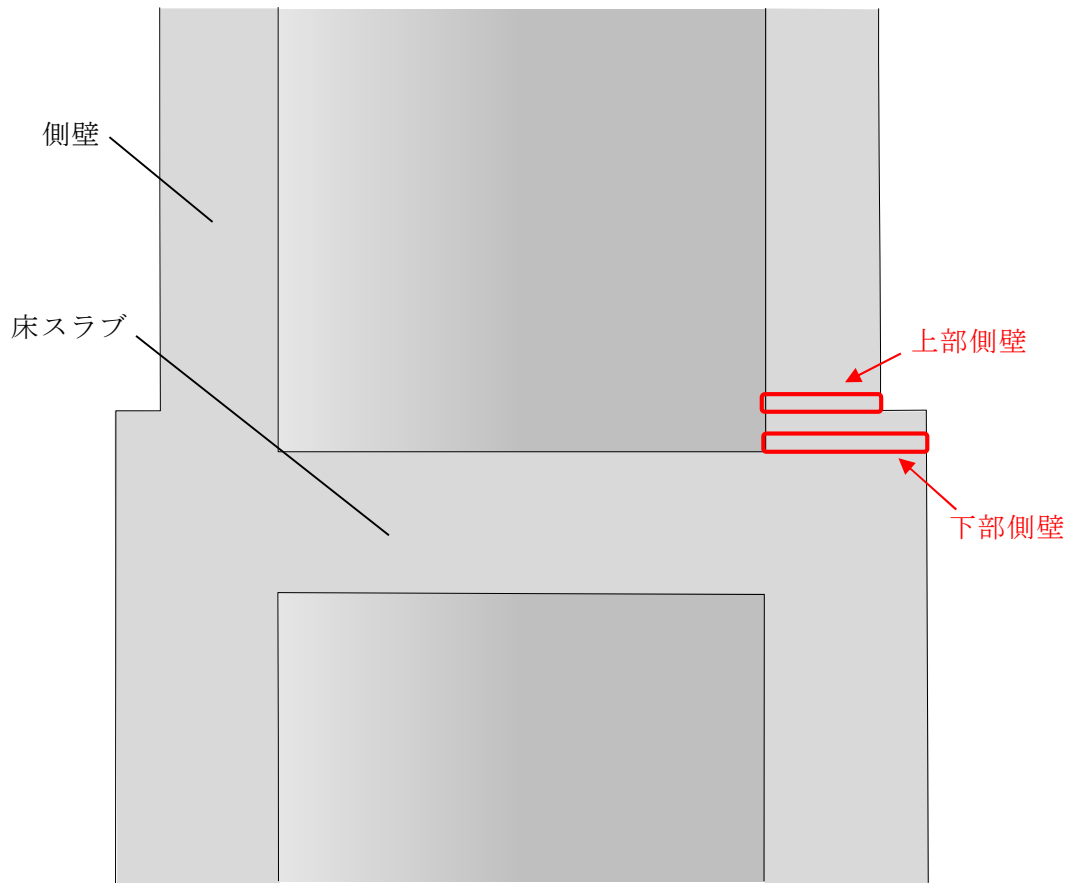
t : シェル部の胴の厚さ (mm)

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	345N/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	345N/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 3.09N/mm²，下部側壁で 2.65N/mm²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、

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

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

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

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

f'_{ca} : コンクリートの設計圧縮強度 (N/mm²)

d : 有効せい (m)

p_w : 引張鉄筋比 (—)

a/d : せん断スパン比 (—)

b_w : 腹部の幅 (mm)

γ_b : 部材係数 (—)

各項目の数値を下表に示す。

項目	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。

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

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}

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

※ LS-DYNAコードを用いたSE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。

前述のとおり、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（LS-DYNA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DESTALの側壁はEL. 12.184mにて上部と下部の二階層に分けられている設計である。SE発生時の水張高さであるペDESTAL床面高さ1mまでの側壁に直接動的荷重が加わることから、側壁の検討断面は上部、下部のそれぞれの水の接する高さの断面とした。

2. 面外せん断応力度の算定

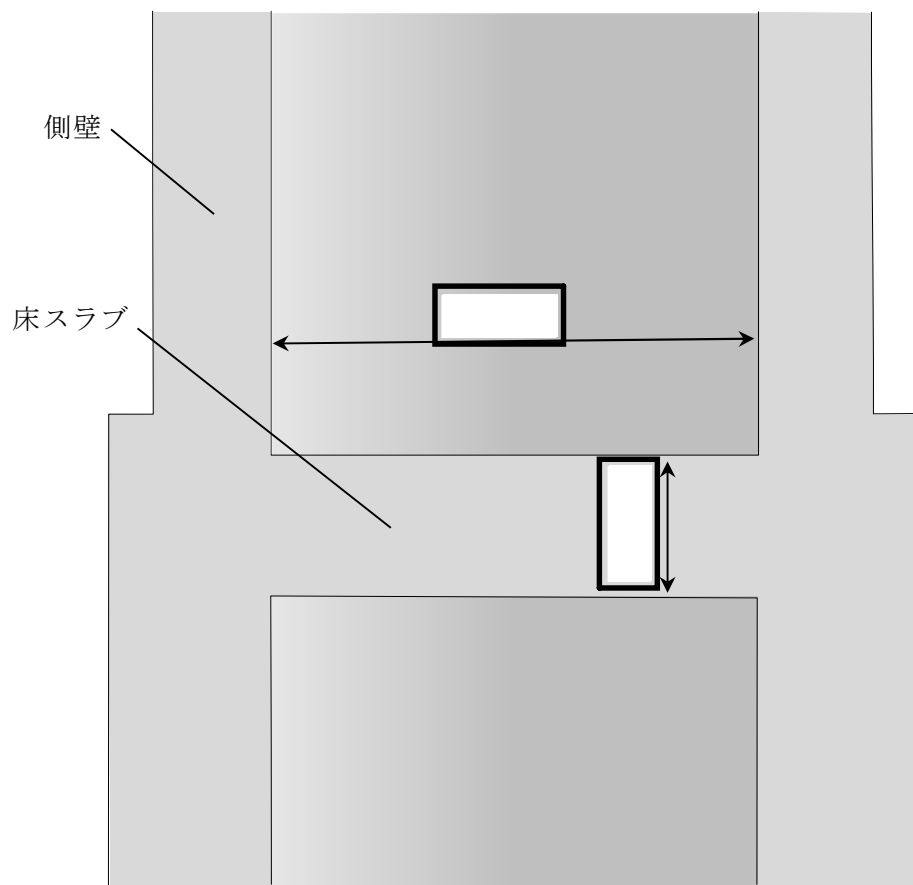
面外せん断応力度の算定について、床スラブを例に説明する。なお、側壁についても床スラブと同様に面外せん断応力度を算定している。

第6図にペDESTAL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列目の要素幅当たりの面外せん断応力度は、スラブの厚さ

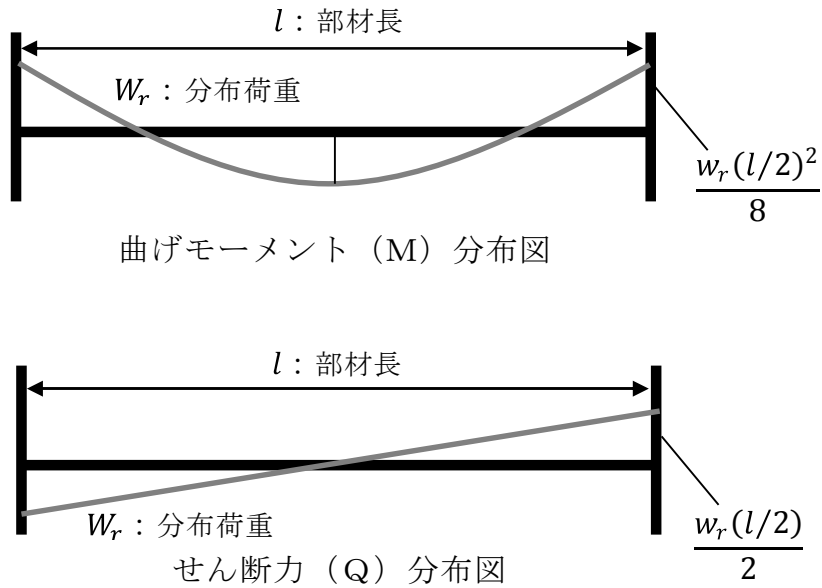
方向（1～j 行目）の各要素のせん断力（ $Q(1, 1) \sim Q(1, j)$ ）を合算した値（ $\sum_{i=1}^j Q_{(1, i)}$ ）に 1 列目のせん断断面積（ $\sum_{i=1}^j A_{(1, i)}$ ）で除して、スラブ端部 1 列目の面外せん断応力度（ τ_1 ）を算定する。したがって、k 列目の面外せん断応力度（ τ_k ）は、 $\tau_k = \sum_{i=1}^j Q_{(k, i)} / \sum_{i=1}^j A_{(k, i)}$ で表すことができる。次に、列毎の面外せん断応力度（ $\tau_1 \sim \tau_k$ ）に、そ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

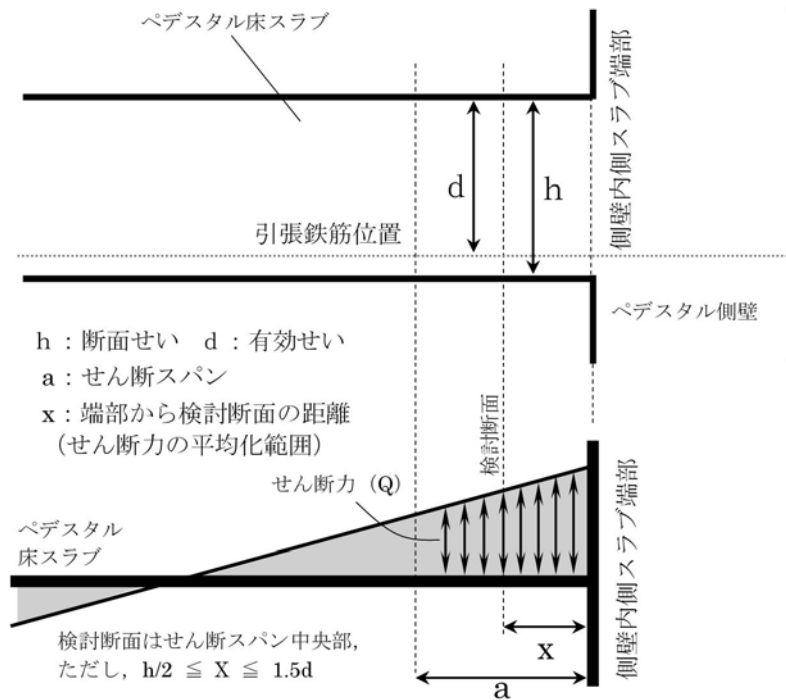
評価対象部位		発生応力度
側壁	上部	約 0.93 N/mm ²
	下部	約 0.77 N/mm ²
床スラブ		約 3.70 N/mm ²



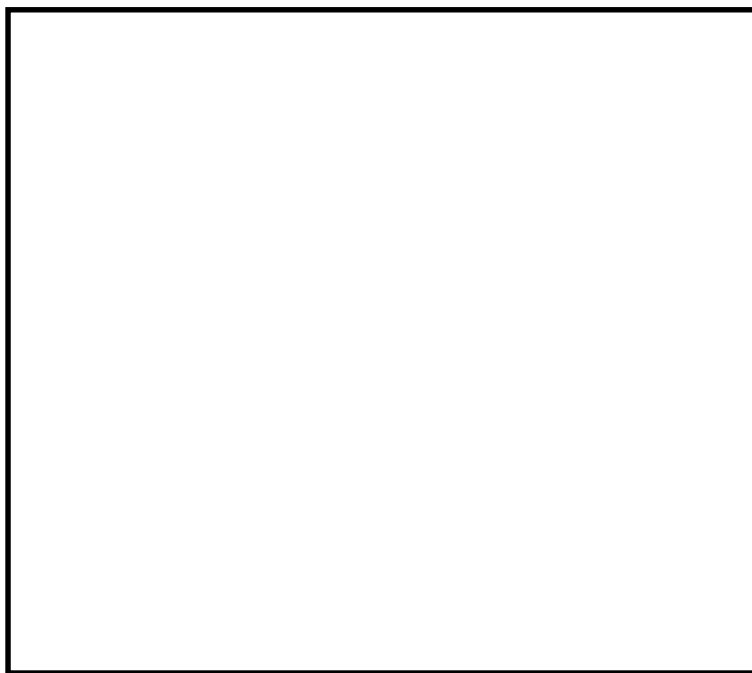
第1図 ペDESTALの床スラブの形状寸法



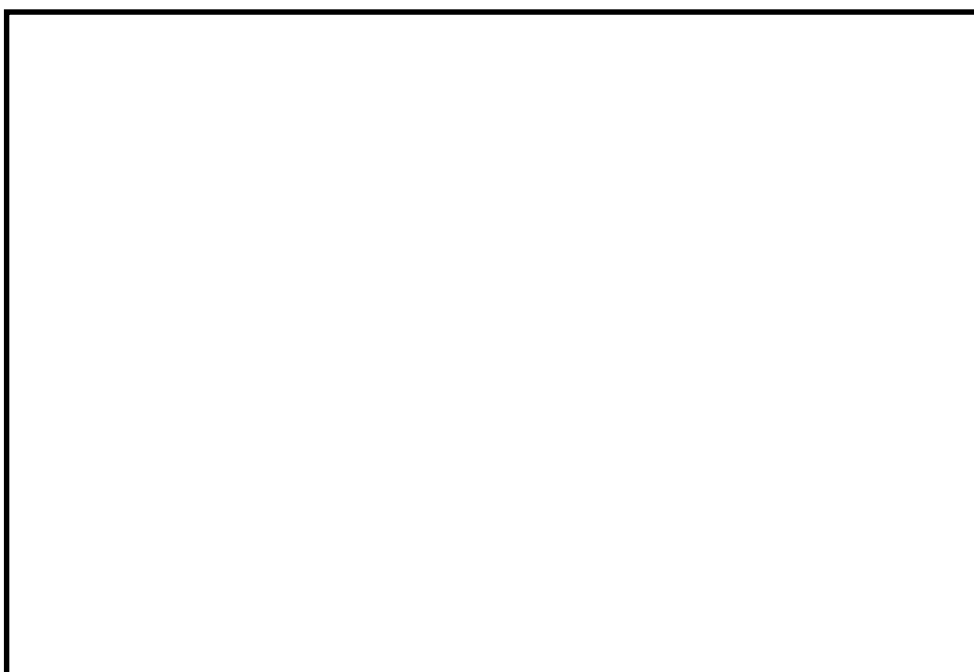
第 2 図 曲げモーメント及びせん断力分布の関係



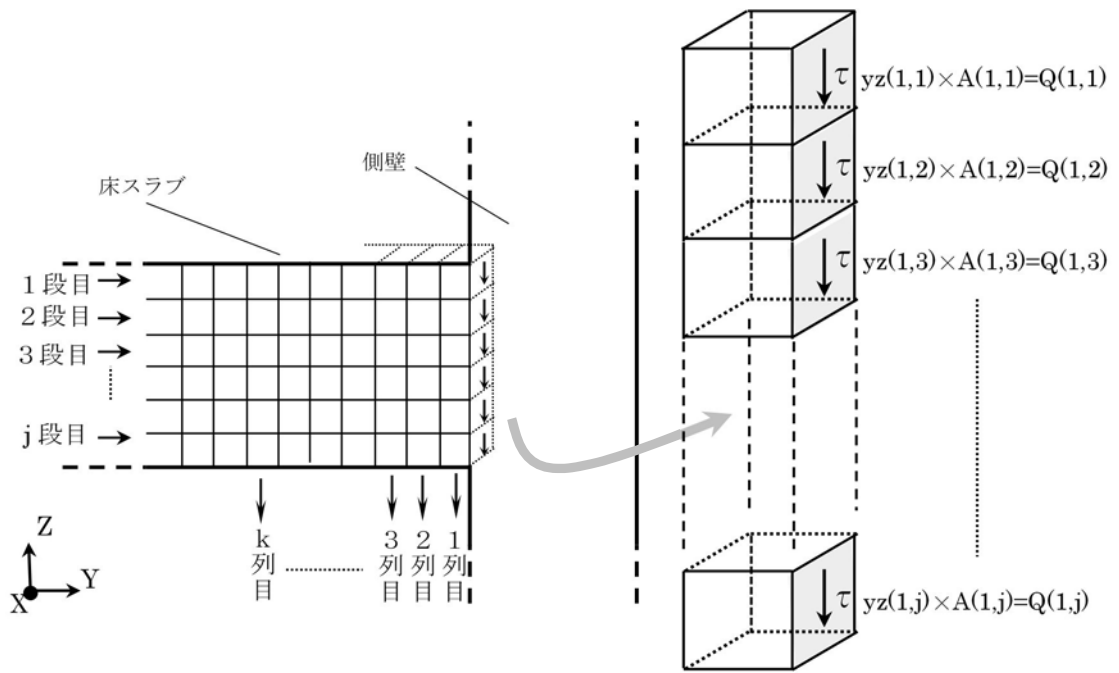
第 3 図 床スラブの形状及び発生するせん断力分布の概念



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

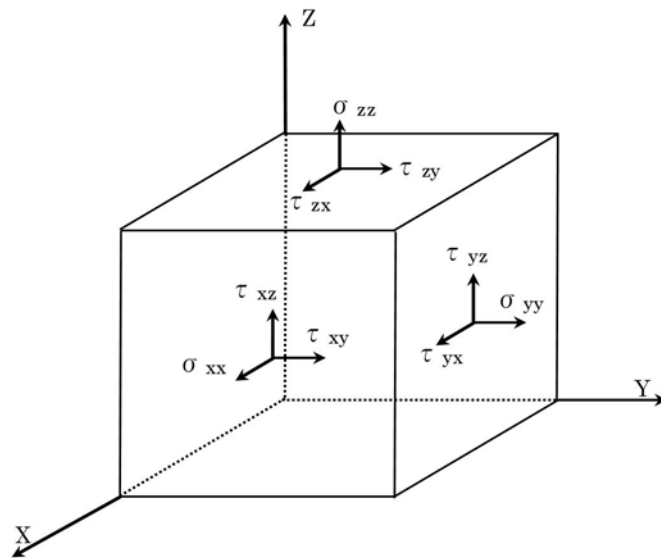


第5図 側壁部解析モデルにおける面外せん断力の検討範囲



<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、床スラブには最高約55MPa、側壁には最高約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。（添付資料3.3.4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（最高約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)

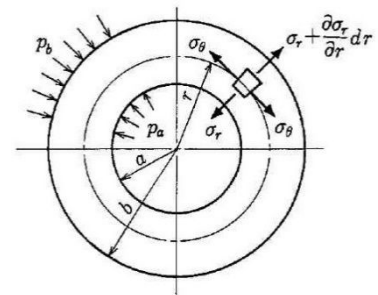
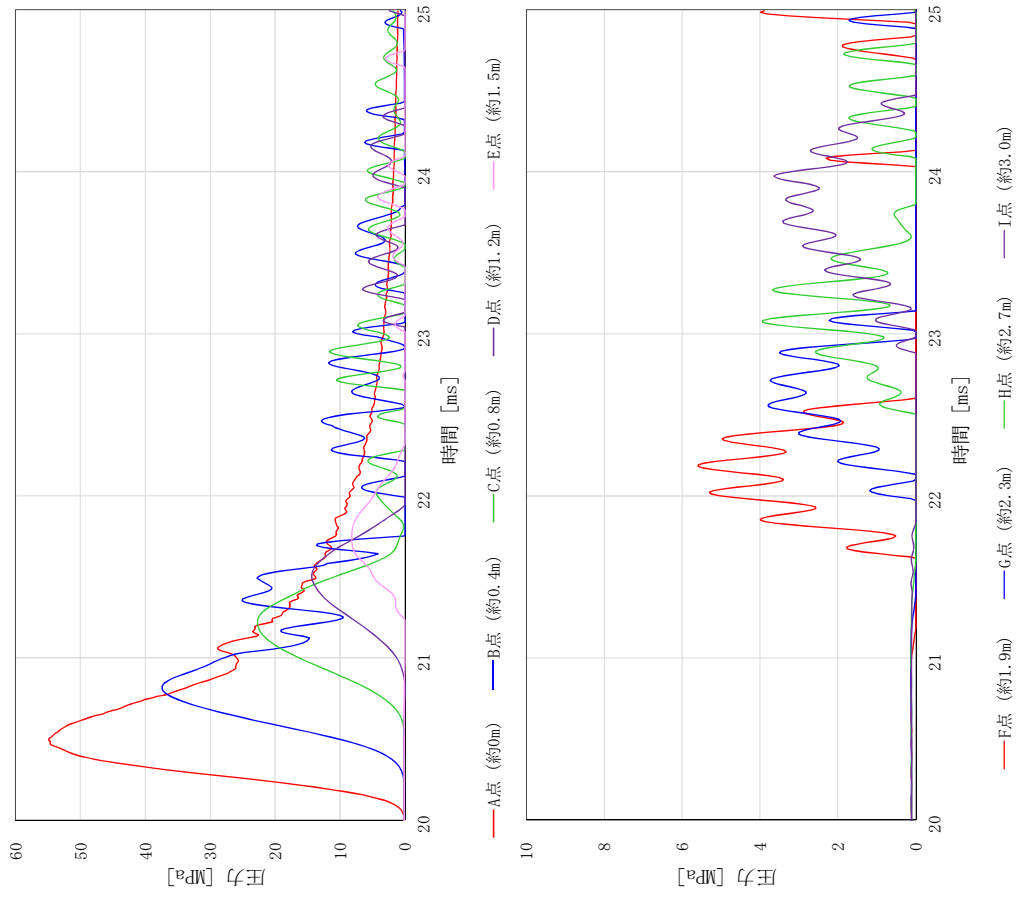
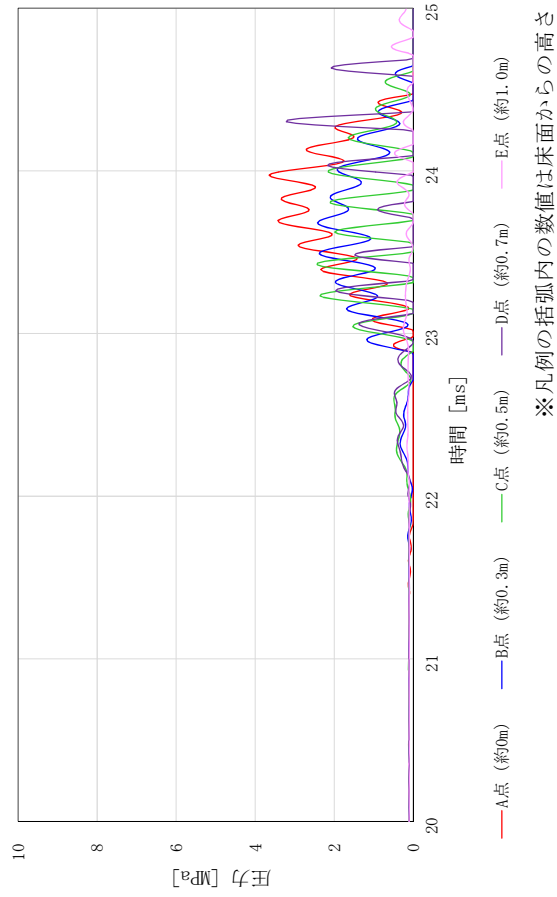
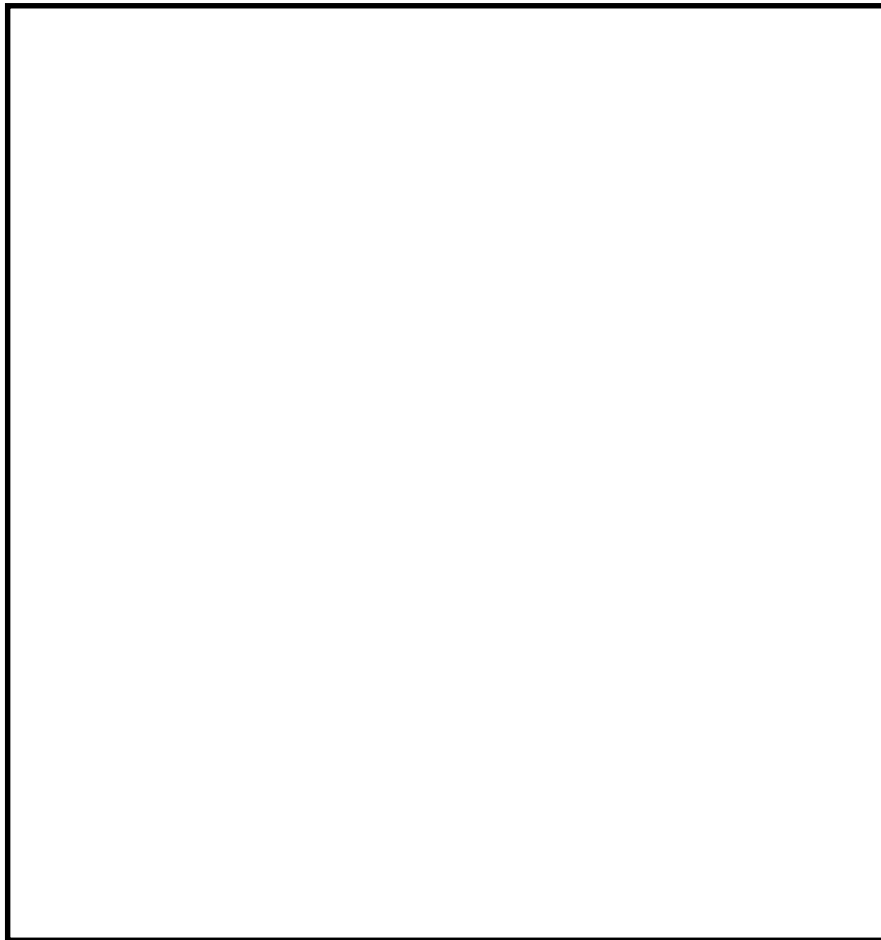


図6・9 内外圧を受ける円筒
(機械工学便覧 基礎編 a3 材料力学)

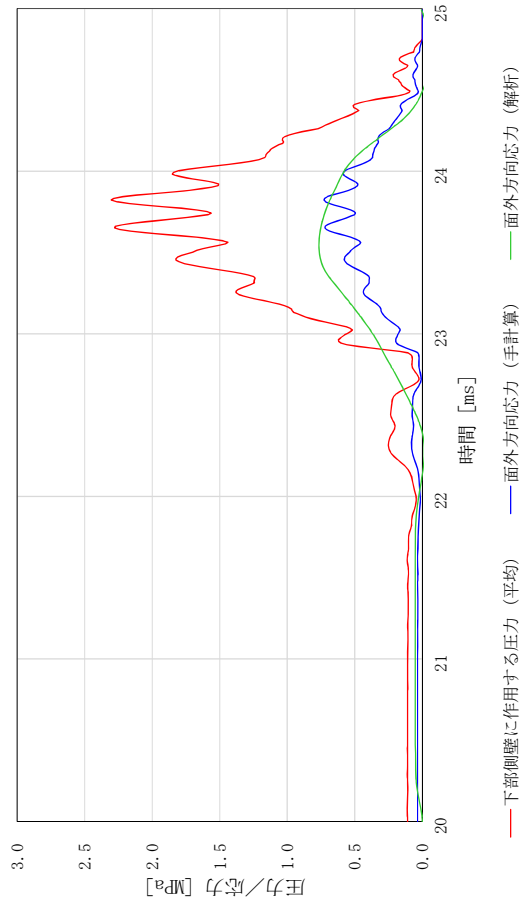
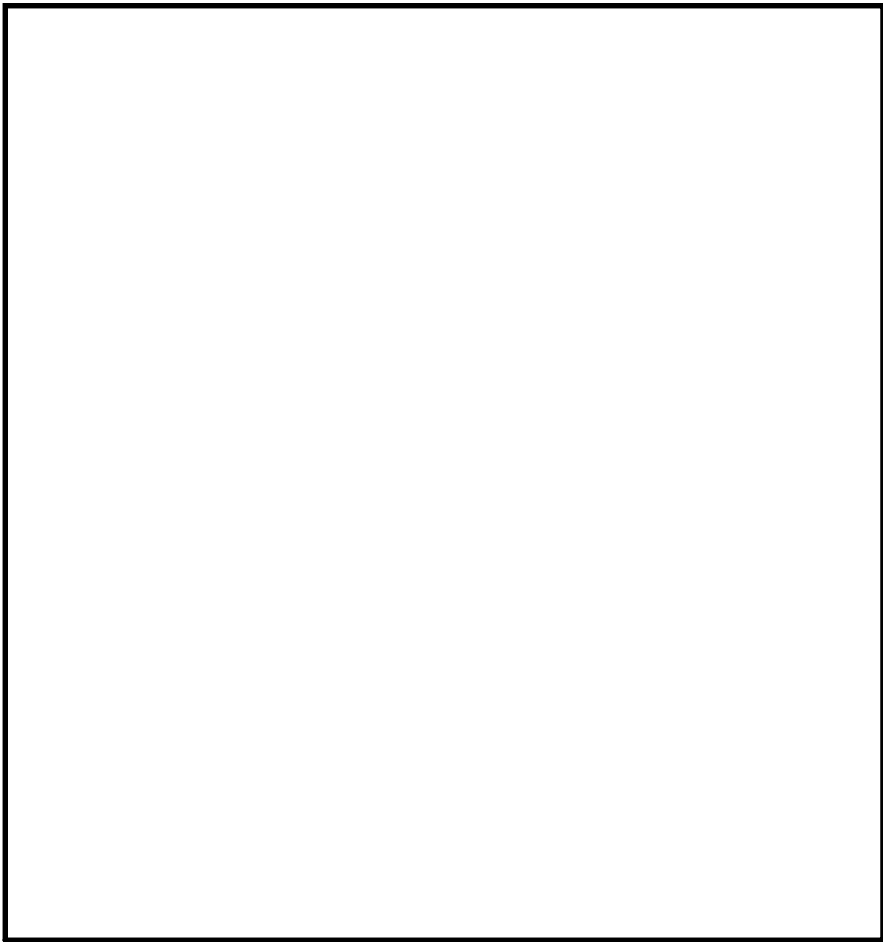


※凡例の括弧内の数値は床スラブ中心からの距離

第1図 床スラブに作用する圧力の分布



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「コンクリート標準示方書〔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DESTAL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DESTAL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DESTAL（ドライウェル部）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DESTAL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，10cm～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DESTAL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DESTAL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 コンクリート標準示方書 [設計編] の算定式にて評価したひび割れ間隔及びペDESTAL 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 - サプレッション・チェンバ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 破損後のサプレッション・チェンバ温度に基づき 150°C の値を設定

(2) 漏水量の算定結果

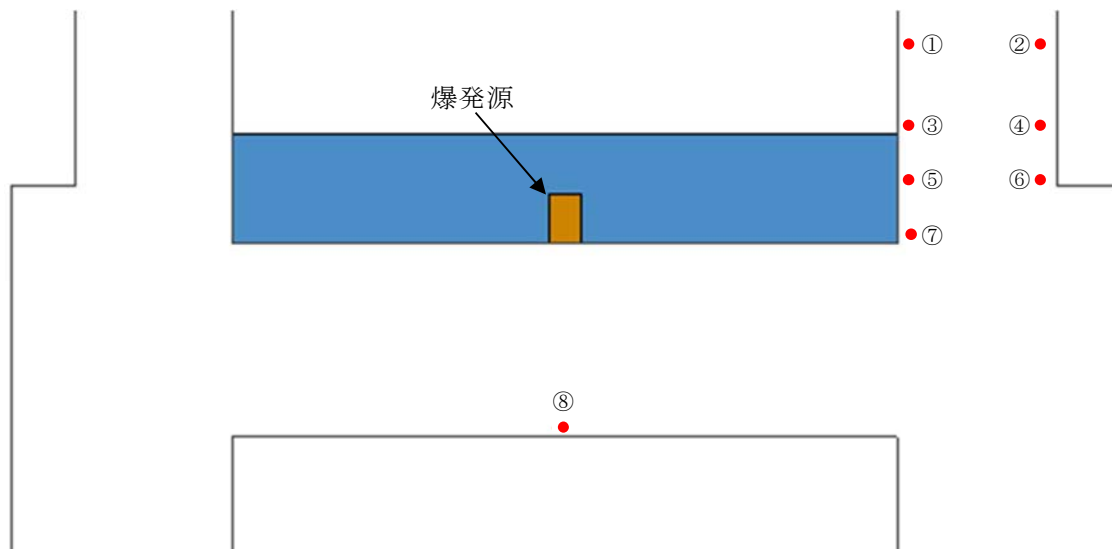
上記の条件にて求めた漏水量は、側壁部で約 $0.05\text{m}^3/\text{h}$ 、床スラブで約 $0.38\text{m}^3/\text{h}$ となり、合計約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ である。

(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DESTAL注水が可能である。したがって、万が一SE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

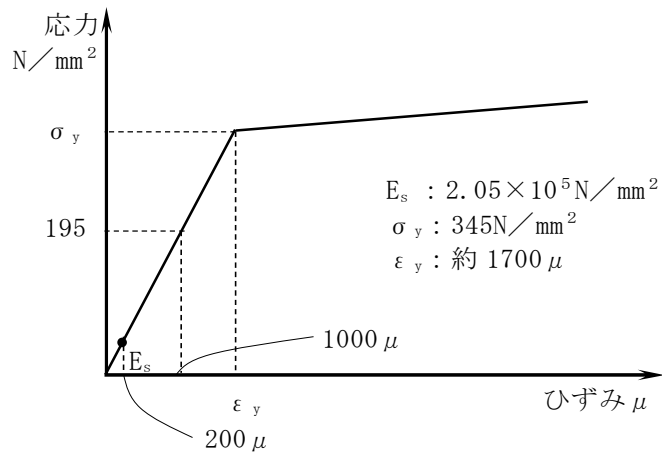
LS-DYNAコードの解析結果に基づきペDESTAL躯体に発生する残留ひび割れ幅は側壁部で約 0.05mm 、床スラブ部で約 0.13mm であることを評価した。これに対して、ペDESTAL躯体の応力状態、既往の知見等を考慮すると残留ひび割れからの漏水量は相当小さくなると考えられる。さらに、残留ひび割れからの漏水を仮定して保守的に評価した漏水量約 $0.43\text{m}^3/\text{h}$ に対して、ペDESTALの床面に落下したデブリを冷却するための格納容器下部注水系（常設）は $80\text{m}^3/\text{h}$ で注水可能であることから、万が一SE後の残留ひび割れによる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



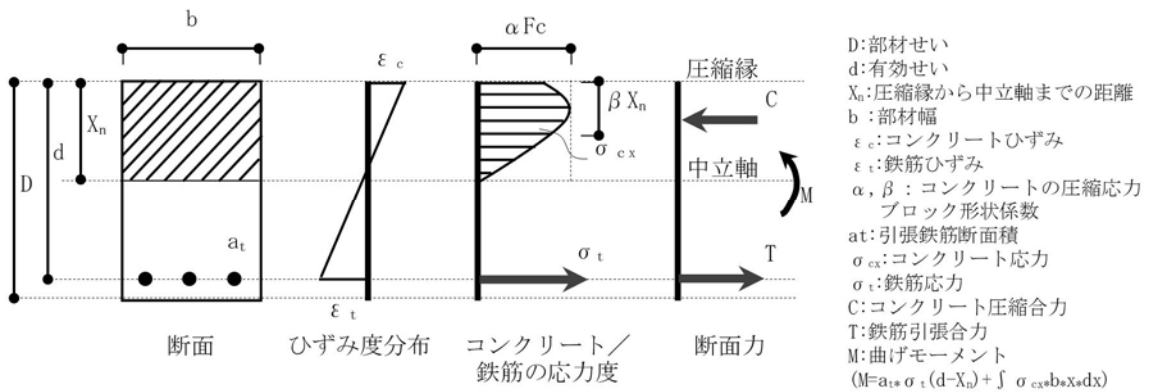
	要素番号	残留ひび割れ幅 [※]
①	B699530	約 0.04 mm
②	B678799	約 0.04 mm
③	B696183	約 0.04 mm
④	B704282	約 0.04 mm
⑤	B703078	約 0.04 mm
⑥	B704112	約 0.04 mm
⑦	B696021	約 0.05 mm
⑧	B601447	約 0.13 mm

※ 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

J A S M I N E 解析について

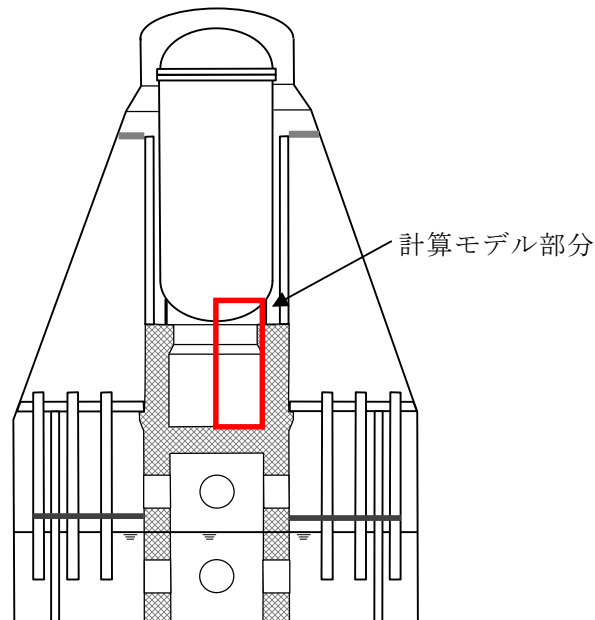
1. はじめに

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溶融燃料－冷却材相互作用」に対して、水蒸気爆発（以下「S E」という。）の発生を仮定した場合のペDESTALの構造応答評価に適用する J A S M I N E コードの解析条件及び解析結果について整理したものである。

2. 解析条件

2.1 計算体系の幾何形状

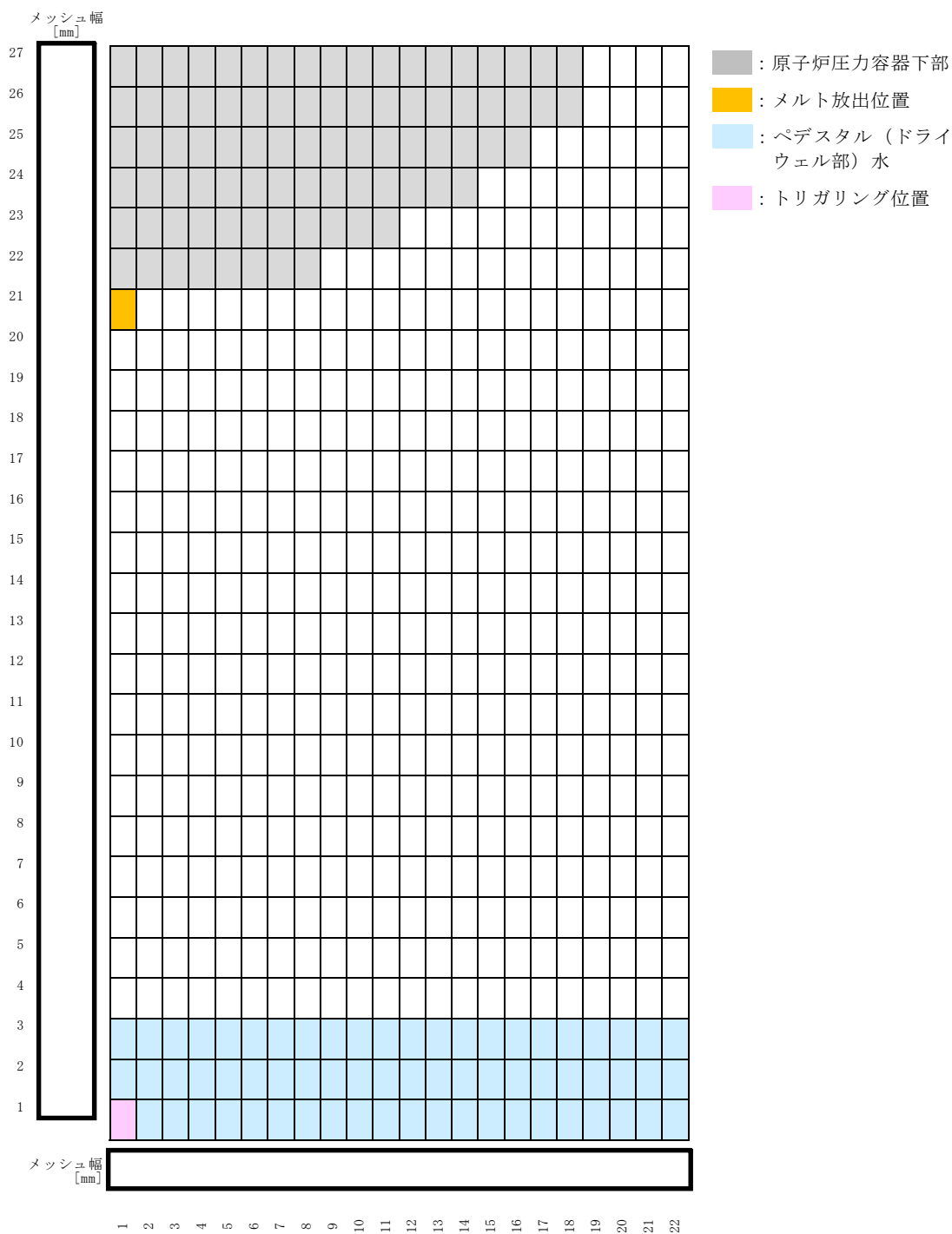
J A S M I N E の計算体系にてモデル化した領域を第 1 図に示す。モデル化した領域は、原子炉圧力容器底部、ペDESTAL（ドライウエル部）側面及び床面となる。



第 1 図 J A S M I N E の計算体系にてモデル化した部分

2.2 メッシュ分割

第 1 図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第 2 図に示す。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， おおむね均等セルとなるよう調整した。



第2図 JASMINeの計算体系モデル

2.3 溶融物放出履歴

第1表にメルト放出速度，メルト放出口径の時刻歴を示す。

第1表 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		

2.4 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。

2.5 溶融炉心物性値

第2表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。

2.6 主要入力値

第3表に主な入力条件を示す。

第2表 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		[—]	

第3表 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 [] に, M A A P 解析における下部プレナム内の熔融デブリの酸化物層の過熱度としてBWR代表条件の [] を考慮した値
5	メルト放出速度		[m/s]	M A A P 解析に基づく原子炉圧力容器破損時のデブリ流入速度の最大値
6	メルト放出口径		[m]	原子炉圧力容器底部の貫通配管で最も口径の大きいCRDチューブ径0.15mを保守的に丸めて [] 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DESTAL (ド ライウエル部) 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.

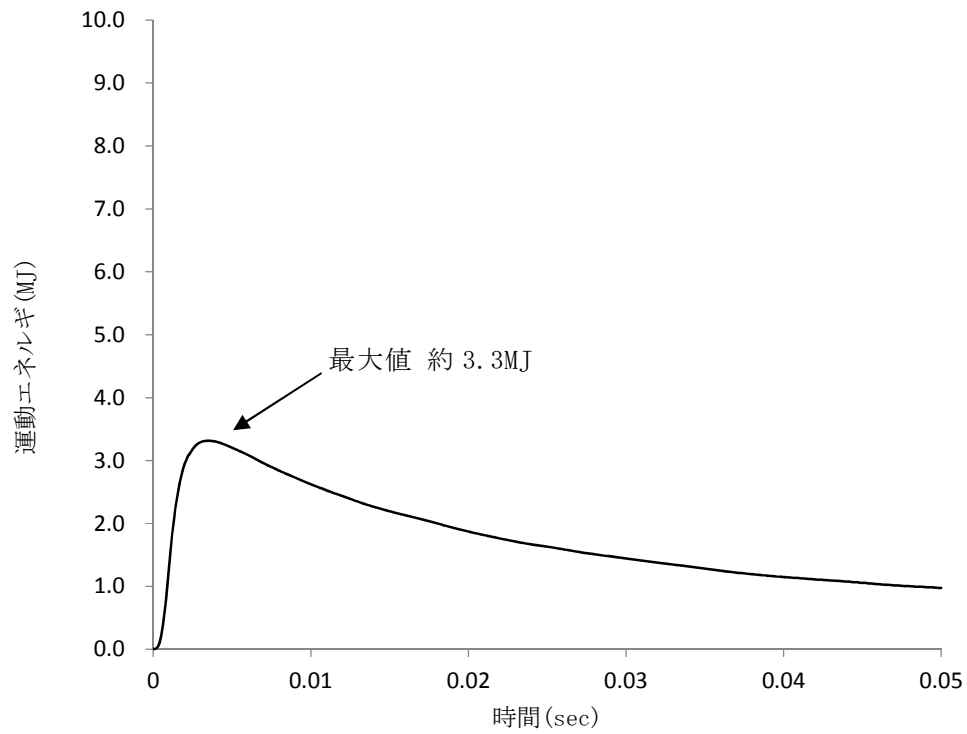
第3表 主な入力条件 (2/2)

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.

3. 解析結果

第 3 図に水蒸気爆発に伴う運動エネルギーの推移を示す。水蒸気爆発の発生を想定した場合にペDESTAL（ドライウエル部）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。



第3図 水蒸気爆発による運動エネルギーの推移

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、水蒸気爆発（以下「SE」という。）の発生を仮定した場合のペDESTALの構造応答評価に適用するLS-DYNAコードの解析モデルについて整理したものである。

2. 計算要素

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

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

3. 境界条件

ペDESTALは原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）を支持する、上層円筒部と下層円筒部の間に床スラブを有する円筒形の鉄筋コンクリート構造の構築物である。

解析は3次元モデルを用いて、気相部、液相部、爆発源、コンクリート及

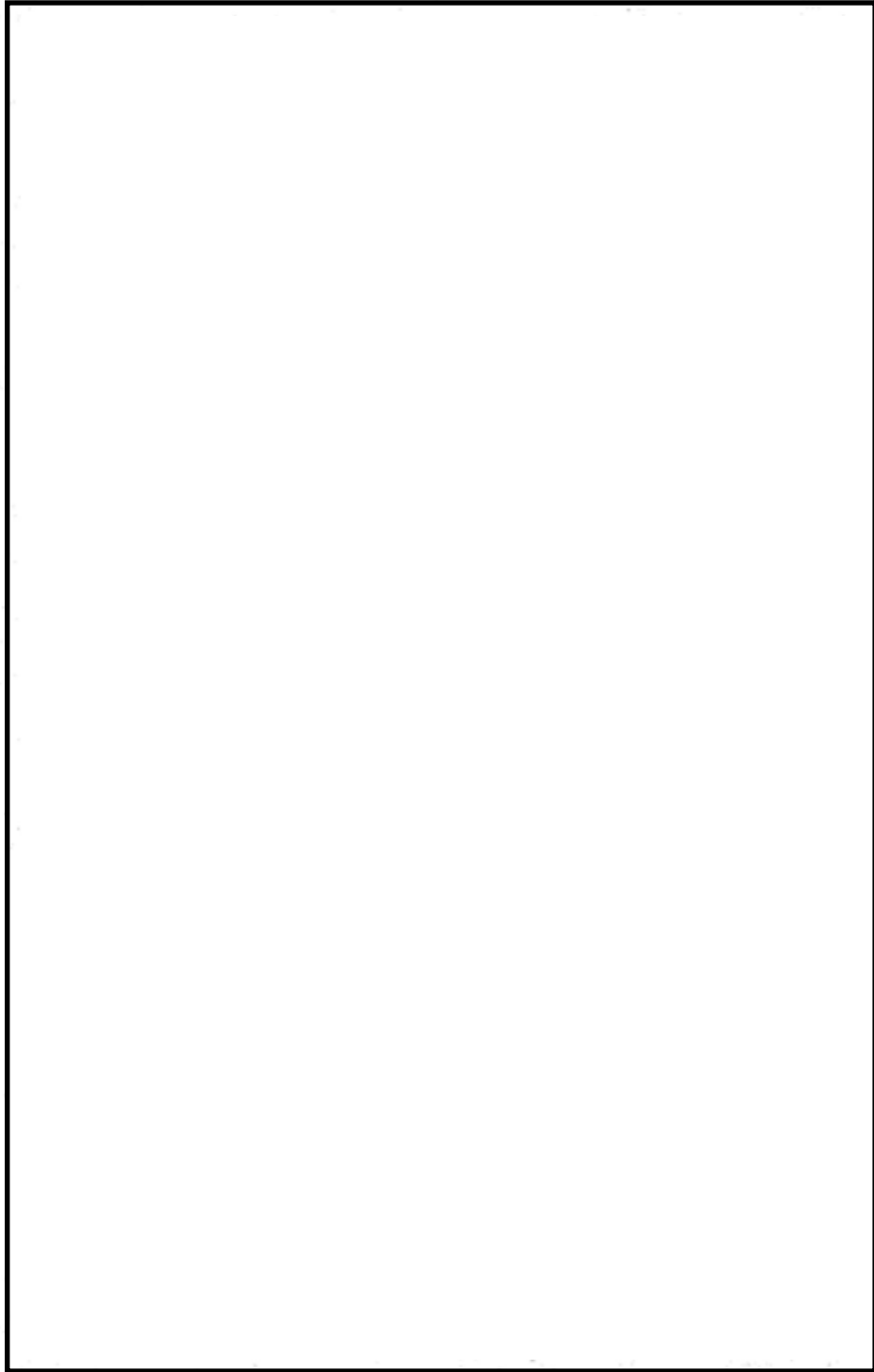
び鉄筋を1/2体系でモデル化している。なお、人通用開口部の下端はペDESTAL水面より2m程度上の位置であり、SEによる動的荷重は直接作用しないことから、当該モデルでは人通用開口部は模擬しない。

ペDESTALは基部の格納容器との取り合い部を介して、RPV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。RPVは上部のスタビライザに支持されており、また、ペDESTAL外の領域にはコンクリート床（ダイヤフラム・フロア）等の周辺構造が存在するが、ペDESTALの変形を保守的に大きく評価する観点より、これら周辺構造物による拘束効果は考慮しない。

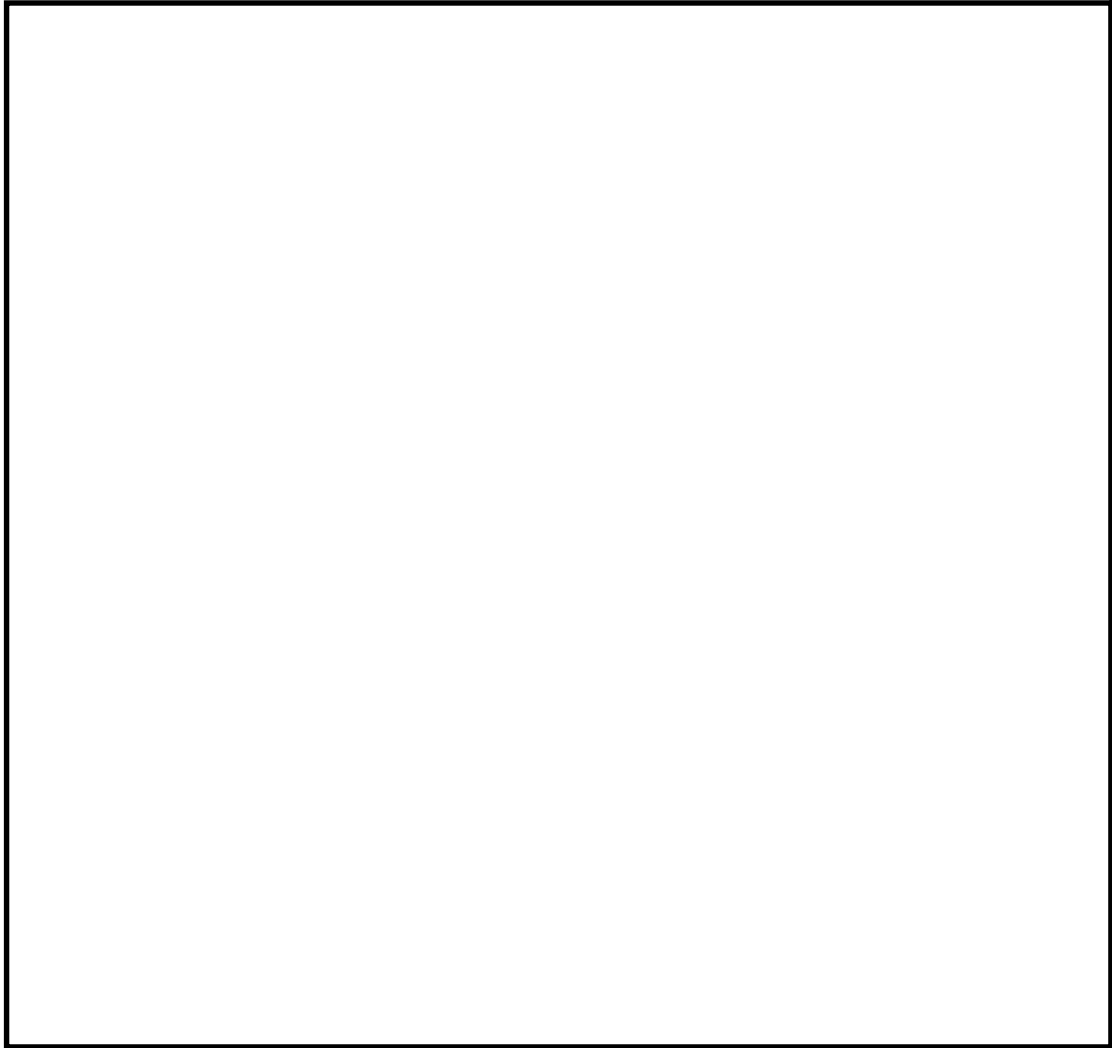
ペDESTALのRPV支持機能を評価する観点で、ペDESTAL上部に作用するRPV、原子炉しゃへい壁の自重を考慮する。

SEによってもペDESTAL床スラブのデブリ保持機能が維持されることを評価する観点より、解析時刻0秒より床スラブに対してSE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SE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SE発生後に生じるデブリジェットによる動的荷重、及びペDESTAL内構造物を含むデブリの自重を負荷する。

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



第 3-1 図 ペデスタル構造概要図



第 3-2 図 解析モデル境界条件

第 3-1 表 荷重条件

項目	値	荷重位置
R P V等自重	約 2.08×10^4 kN	ペDESTAL上部
S E前のデブリジェット荷重 ^{※1}	約 70kN	床スラブ中心
S E後のデブリジェット荷重 ^{※2}	約 700kN	床スラブ中心
S E後のデブリ自重	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、構造材との連成を考慮した場合、流体は移動境界を比較的容易に表せる ALE 要素を用いるのが適当である。以下に流体要素のプロパティ一覧を示す。

第 4-1 表 要素プロパティ一覧

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

4.2 構造材モデル

構造材の変形を考慮する際、構造材メッシュの変形を考慮する必要がある。メッシュ自体の変形を考慮する場合、粒子の集まりが時間とともに、どのように動いていくか（メッシュ点がどのように動いていくか）に着目する Lagrange 要素を用いるのが適当である。

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

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

以下に構造材要素のプロパティ一覧を示す。

第 4-2 表 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

第 4-3 表にコンクリートの材料特性を示す。

第 4-3 表 コンクリートの材料特性

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

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

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

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

4.2.2 鉄筋

第 4-4 表に鉄筋 (SD345) の材料特性を示す。

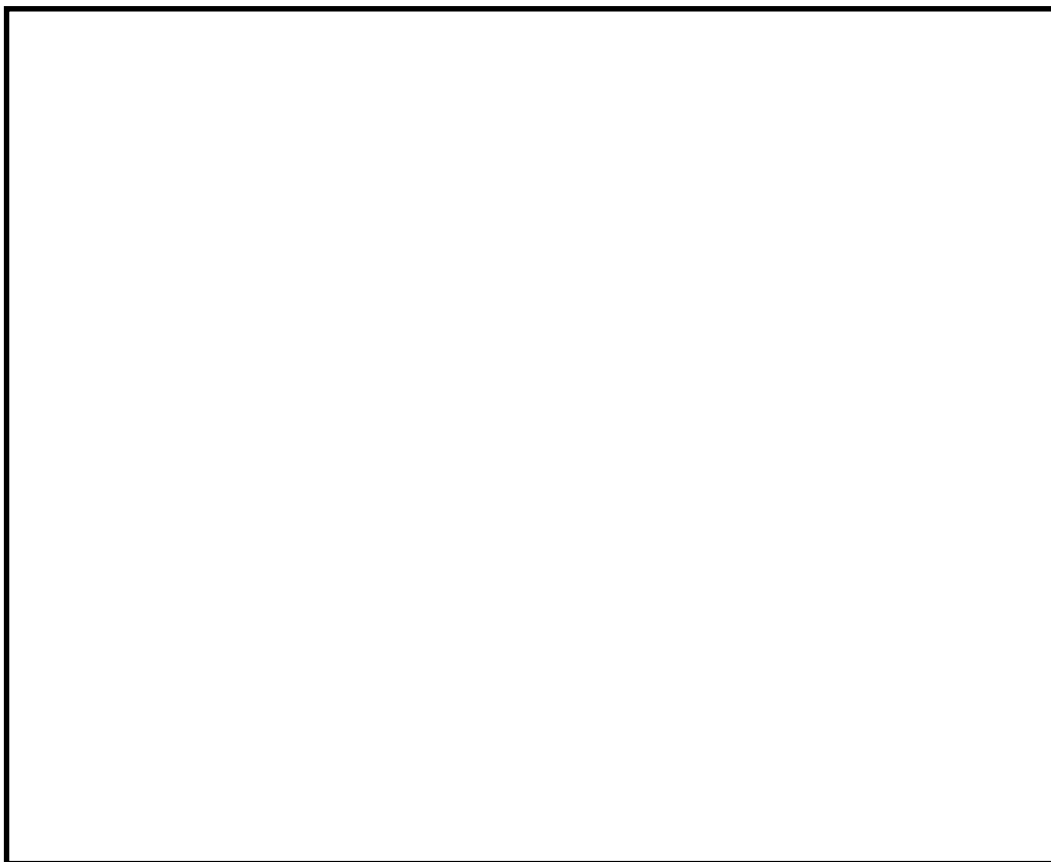
第 4-4 表 鉄筋 (SD345) の材料特性

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	

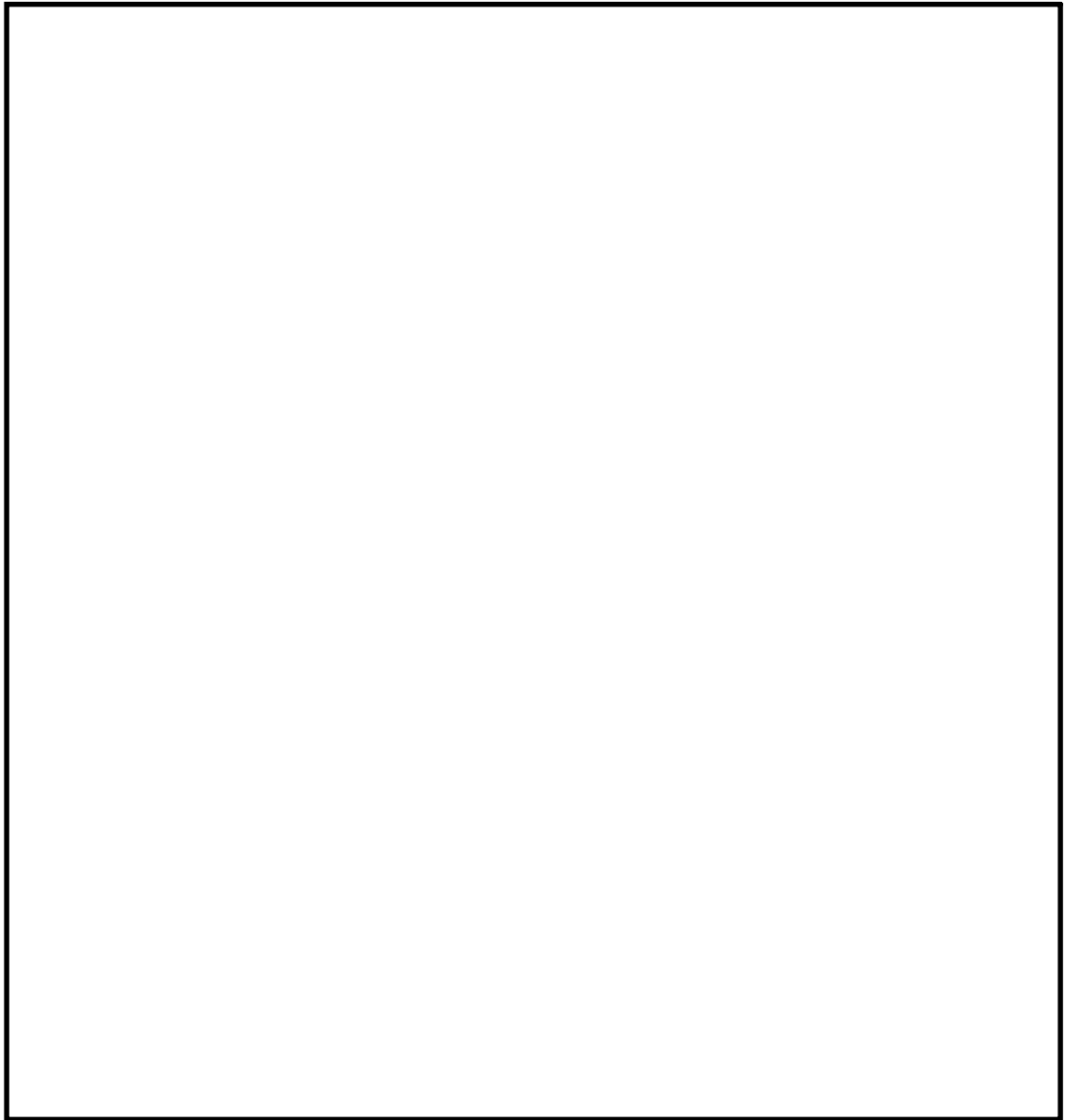
4.3 メッシュ分割

第4-1図～第4-5図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に、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、第4-5表に要素分割の詳細を示す。



第4-1図 コンクリートのメッシュ図



第4-2図 鉄筋のメッシュ図

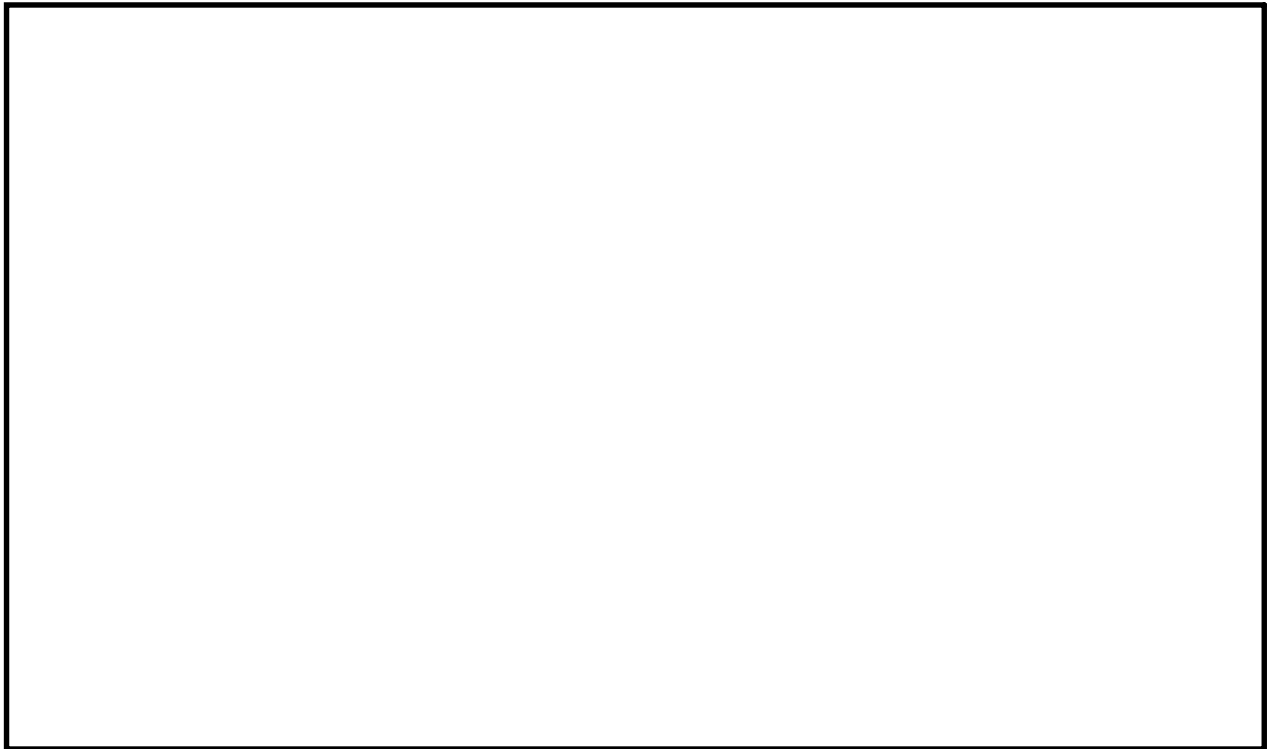


第4-3図 爆発源のメッシュ図

添付3.3.4-9



第 4-4 図 液相のメッシュ図



第 4-5 図 気相のメッシュ図

第 4-5 表 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	

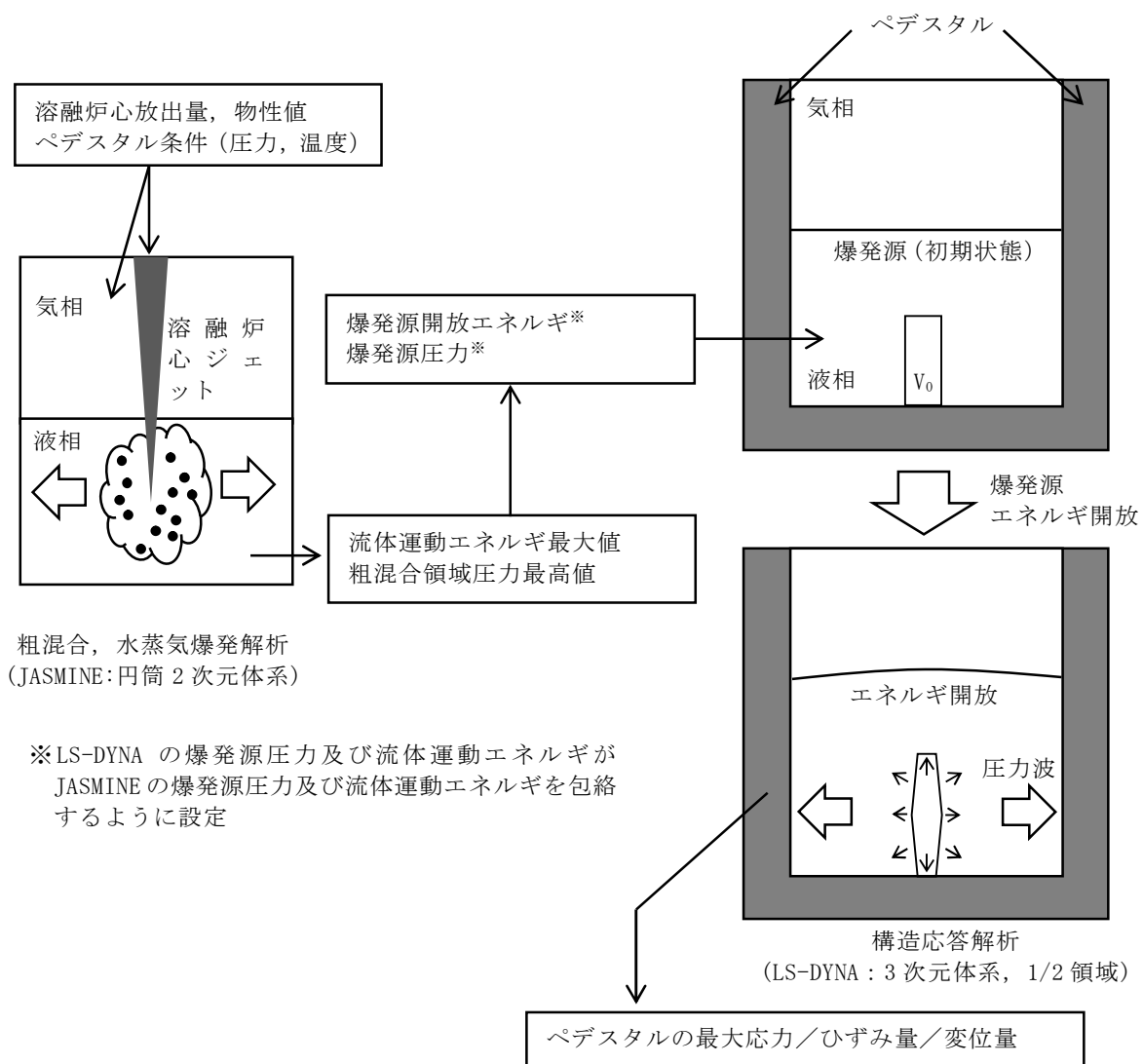
5. 爆発源の設定方法

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

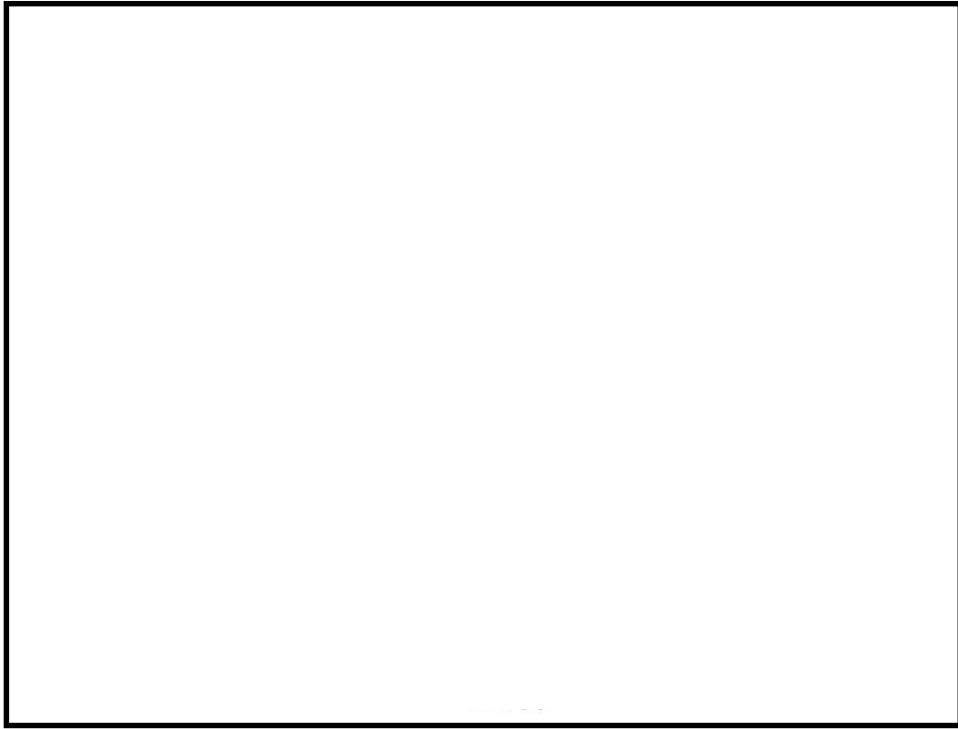
，軸方向高さ とする。

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。

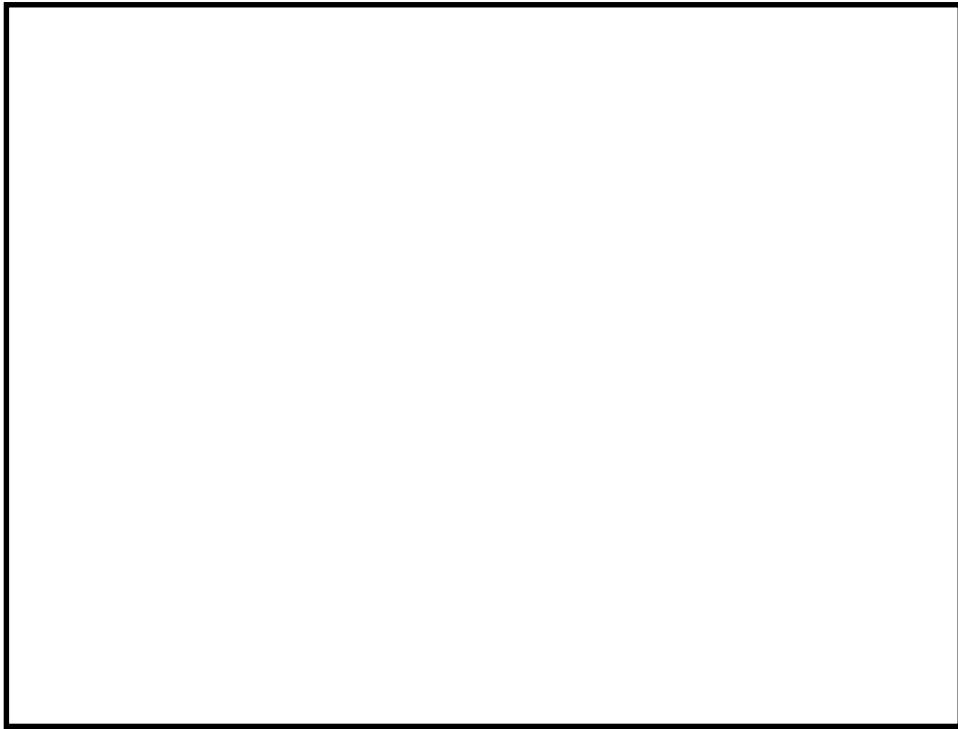
これらの設定方法を第 5-1 図に示す。また，第 5-2 図及び第 5-3 図に流体の運動エネルギーと爆発源圧力，第 5-1 表に爆発源の仕様を示す。



第5-1図 LS-DYNAにおける爆発源の設定方法



第 5-2 図 流体の運動エネルギー



第 5-3 図 爆発源の圧力

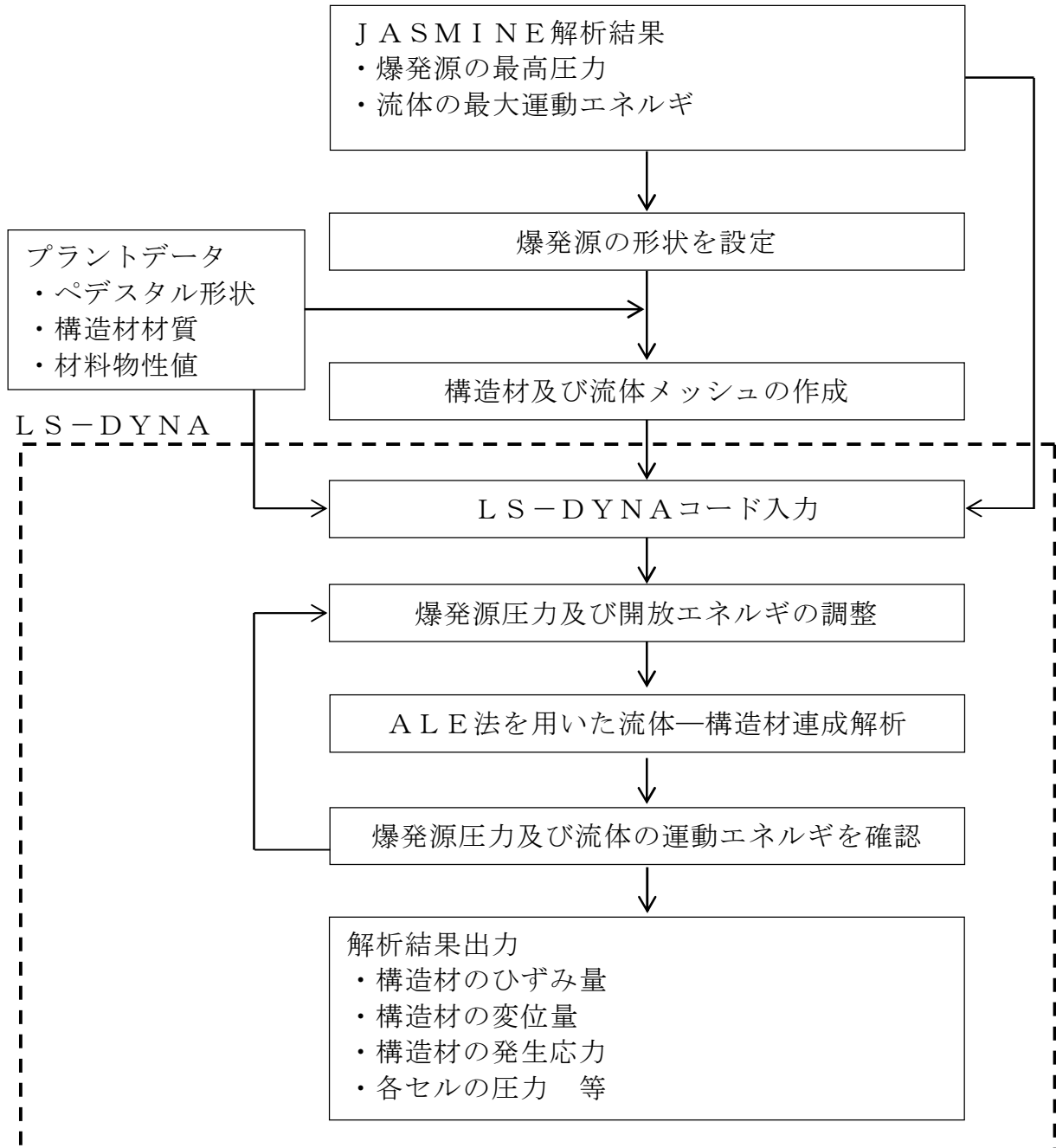
第 5-1 表 爆発源の仕様

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		
最高圧力*		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

第6-1図にLS-DYNAの解析フローを示す。



第6-1図 LS-DYNA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第 6-1 図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
(JASMIN Eコードの評価条件・結果に基づく)
- ⑦ 爆発源の最高圧力, エネルギー
(JASMIN 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
(JASMIN Eコードによる評価結果に基づく)

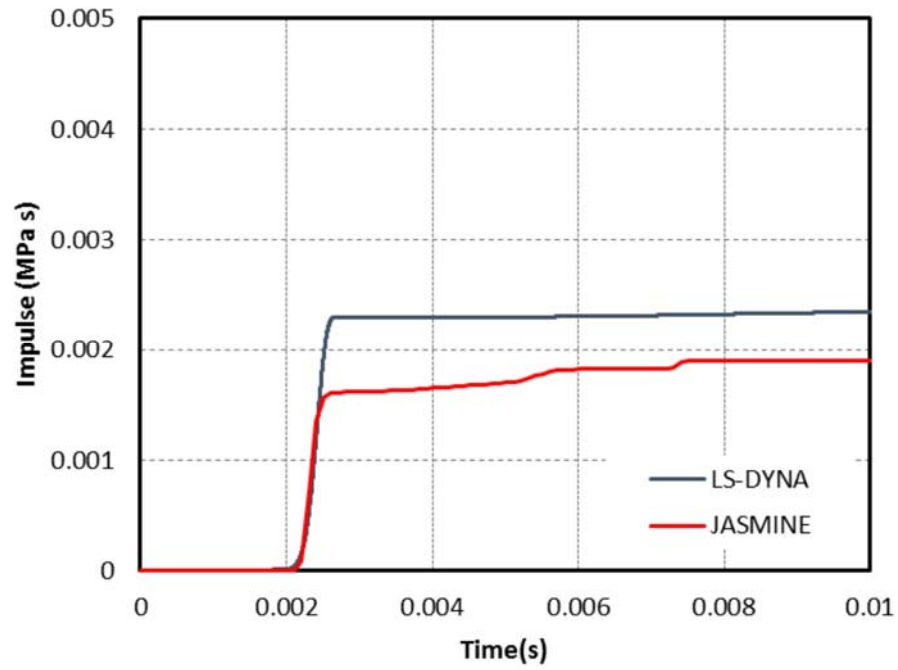
上記をインプットデータとして, 水蒸気爆発発生時の構造材衝撃荷重応答を評価し, 以下の主要なアウトプットデータを得る。

- 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

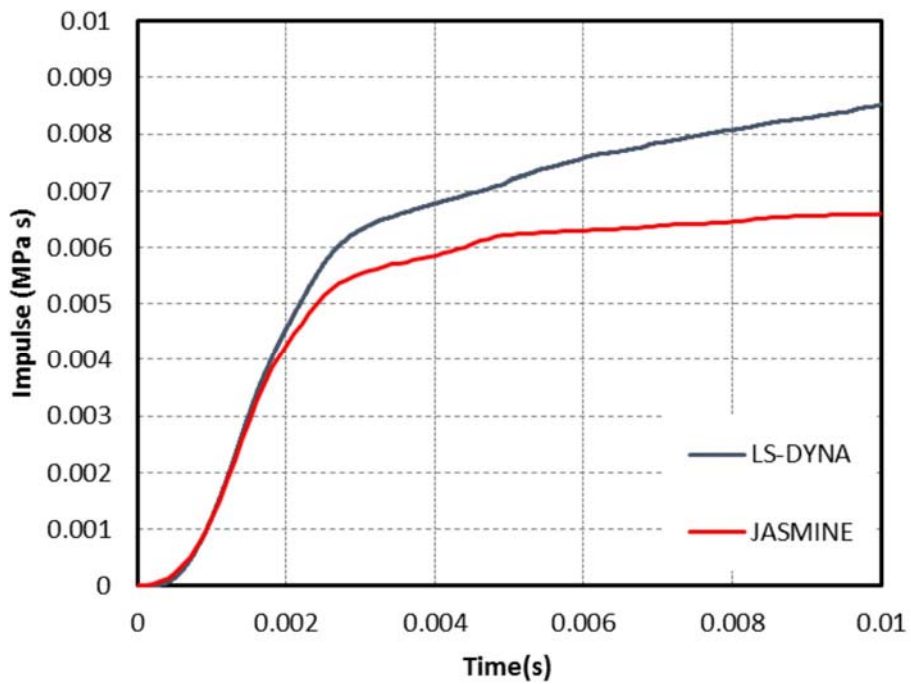
運動エネルギーから圧力として伝わる時の考え方について

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。別添第1-1図及び別添第1-2図に示すとおり、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。



第 1-1 図 SE による側壁力積履歴の比較



第 1-2 図 SE による床スラブ力積履歴の比較

水蒸気爆発発生時のコリウムシールドへの影響

1. はじめに

熔融炉心・コンクリート相互作用による侵食影響を緩和するための耐熱材としてペDESTAL内敷設するジルコニア製コリウムシールドについて、水蒸気爆発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の概念図を第1図に示す。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、水蒸気爆発時の衝撃による周方向の荷重を分散し、水蒸気爆発による破損を防止する設計とする。

<側面図>

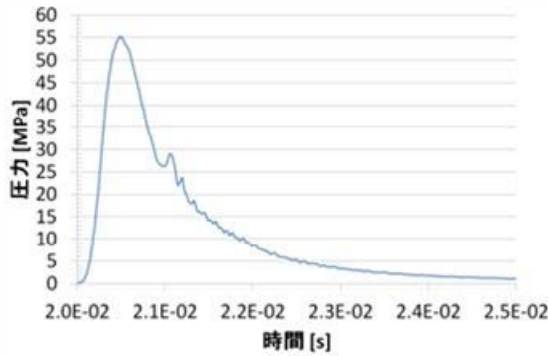
<正面図>



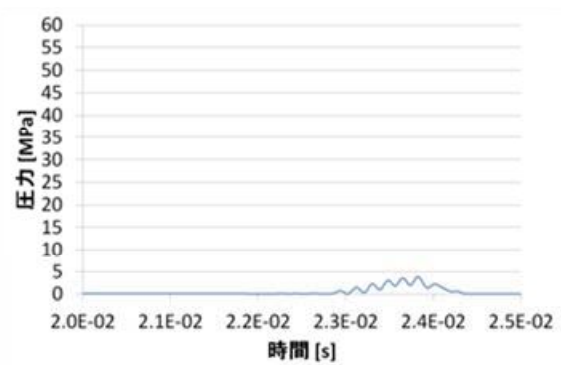
第1図 コリウムシールド設置構造概念図

3. コリウムシールド部材（ジルコニア）の強度

水蒸気爆発によってペDESTALの床面及び壁面にかかる圧力荷重は第2図のとおり。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

第2図 床面及び壁面にかかる圧力荷重の推移

4. まとめ

水蒸気爆発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

水蒸気爆発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 耐熱材

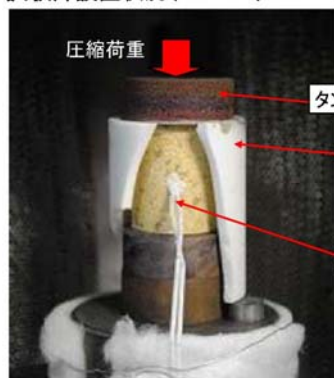
形状：円柱状 ($\phi 25 \times 30\text{mm}$)

(2) 試験条件 (第1表, 第1図)

第1表 試験条件

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

試験片設置状況(1000°C、1500°C)



試験片設置状況(1800°C、2000°C)



第1図 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

試験結果を第 2 表に示す。水蒸気爆発発生時点における ZrO₂耐熱材温度は水プールの水温程度と考えられ、室温から 1,000℃の範囲において圧縮強度は 以上が確認されていることから、水蒸気爆発発生時点で考慮する圧縮強度として を設定する。

第 2 表 圧縮強度試験結果

温度 (°C)	圧縮強度 (MPa)		
	最小	最大	平均
20			
1,000			
1,500			
1,800			
2,000			

※ 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・エネルギー(株)が実施した共同研究の成果の一部である。

22 溶融炉心が原子炉压力容器下部の偏心位置より落下した場合の影響評価

1. 評価目的

東海第二発電所では、事象の不確かさを踏まえ保守性を考慮した入力条件による水蒸気爆発評価（以下「基本ケース」という。）を実施し、格納容器の健全性が損なわれないことを確認している。

有効性評価のMAAP解析では、下部プレナムへ移行した溶融炉心（以下「デブリ」という。）による過熱で原子炉压力容器（以下「RPV」という。）下部の中心部温度が最も高くなり、その位置の制御棒駆動機構（以下「CRD」という。）ハウジング溶接部に生じるひずみによってRPV破損に至る結果となっている。このため、基本ケースの入力条件のうち、メルト放出位置についてはRPV下部の中心としている。また、メルト放出口径については、爆発規模が大きくなる条件としてCRDハウジングの逸出を想定した口径を設定している。

しかしながら、実際に重大事故が発生した場合においては、有効性評価上期待していない原子炉注水手段の復旧等、想定とは異なる対応や事故進展の影響により、RPV下部の中心から外れた偏心位置での貫通部溶接破損によって生じたわずかな間隙からデブリ流出する等、基本ケースでの想定と異なる落下様態となることも考えられる。また、偏心位置で水蒸気爆発（以下「SE」という。）が発生した場合、爆発位置が基本ケースよりも側壁に近接するため、局部的に大きな動的荷重が作用する可能性がある。

ここでは、偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したSEの影響を評価し、格納容器の健全性が損なわれないことを確認するとともに、基本ケースの評価の代表性を確認する。

2. 評価方法

(1) 評価条件

解析コードは基本ケースと同様に、SE解析コードJASMIN E，汎用有限要素解析コードLS-DYNAを用いて評価した。本評価における各コードの入力条件及び評価モデルの取扱いを以下に示す。

a. JASMIN E

第1表に主要入力条件を示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、以下については現実的な条件として適用する。

(a) メルト放出口径

第1図及び第2図にCRDハウジングサポート構造を示す。CRDハウジングサポートは、ペDESTAL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てグリッドプレートを接続した構造によりCRDハウジングの逸出を防止する設計としている。基本ケースでは、CRDハウジングの逸出を想定した口径 を考慮しているが、上記のとおりCRDハウジングの外部サポートが設置されているため現実的には逸出は考えにくい。このため、本評価ではCRDハウジングが保持された状態を想定し、CRDハウジングとRPV下鏡板との間に生じる間隙からのメルト放出を考慮する。

CRDハウジングとRPV下鏡板との間に生じる間隙の幅は、サンディア国立研究所のRPV下部ヘッド破損を模擬したLHF試験^[1]において、貫通部溶接の破損によって約4mmの間隙が生じたことを踏まえ、これと同じ間隙幅を本評価において仮定する。

以上より想定したCRDハウジングとRPV下鏡板との間に生じる開口面積(約) と等価な口径である をメルト放出口径と

して設定する。

(b) 粗混合時液滴径

既存の F C I 試験ではザウター平均粒径として 0~3mm 程度と報告されていることから,基本ケースでは保守的に を設定しているが,本評価では現実的な条件として既往の実験から得られている平均粒径の条件である を設定する。

(c) トリガリングタイミング

基本ケースでは, S E 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である粗混合融体質量ピーク時点としている。一方,実機条件では,高圧ガスや爆薬を用いた大規模 F C I 実験のトリガ装置で発生させているような外部トリガが与えられる状況は考えにくく,また,東海第二発電所では重大事故時のペDESTAL 水位を 1m に制限する運用とすることから,現実的にはメルトジェットがペDESTAL 床面に接触する際の衝撃によりトリガリング発生する可能性が高いと考えられる。このため,本評価ではメルトジェット先端が床面に到達した時点を設定する。

以上のとおり,本評価では一部現実的な入力条件を適用するが,実機での S E に対して次の保守性が含まれているものとする。

第 3 図に R P V 下部構造物配置状況を示す。J A S M I N E ではメルトが放出口から直線的に自由落下し直接水プールに侵入する理想的なメルトジェットを仮定した評価モデルとなっているが,実機の R P V 下部には C R D ハウジング,炉内計装ハウジング,ケーブル等が設置されており,更に下部には足場となるグレーチング等の構造物が存在する。このため,実機の重大事故において R P V 下部から流出したデブリはこれ

らの構造物に接触し、分散するものと想定され、R P V下部から流出したデブリが理想的なジェット形状を保ったまま直接水プールに侵入することはないと考えられる。したがって、実機の重大事故において爆発に寄与する粗混合融体質量はJ A S M I N Eで考慮されている粗混合融体質量よりも更に少なくなり、爆発規模は小さくなると考えられる。

b. L S - D Y N A

第2表に爆発源仕様を、第4図に解析モデルを示す。本評価の入力条件及び評価モデルは基本ケースと同様とするが、半径方向の爆発源位置については、ペDESTAL側壁に最も近接するR P V下部最外周のC R Dハウジング直下の位置とする。

(2) 判断基準

L S - D Y N AによるペDESTAL構造健全性評価の判断基準は基本ケース同様とする。

3. 評価結果

(1) J A S M I N E

第3表にJ A S M I N E評価結果を示す。流体の運動エネルギーの最大値は約1.1MJである。

(2) L S - D Y N A

第4表にL S - D Y N AによるペDESTAL構造健全性評価結果を、第5図にペDESTAL変位時刻歴、第6図にコンクリート最小主ひずみ分布、第7図に鉄筋軸ひずみ分布及び第8図にコンクリートせん断応力度を示す。

LS-DYNAの解析結果はすべての項目の判断基準を満足している。よって、偏心位置でのSEによってもペDESTALに要求される機能は維持され、格納容器の健全性は損なわれることはない。

なお、側壁及び床スラブの面外せん断応力度の検討範囲及び算定方法は基本ケースと同じである。

(3) 基本ケース解析との比較

第5表に基本ケース解析との比較を示す。評価対象とする項目のうち、側壁下部の面外せん断応力度及び側壁鉄筋の引張ひずみ以外は、基本ケース解析結果を下回るか、同様（変位、圧壊の範囲）である。

側壁下部の面外せん断応力度は基本ケースの解析結果を上回っているが、判断基準である終局面外せん断応力度に対して十分な余裕がある。また、上部側壁に発生する面外せん断応力度は基本ケースの6割程度にとどまっている。

側壁の鉄筋の引張ひずみも基本ケースの解析結果を上回っているが、判断基準の許容ひずみを十分に下回り、更に降伏応力 $345\text{N}/\text{mm}^2$ に対して発生応力の最大値は約 $52\text{N}/\text{mm}^2$ にとどまり、弾性限界に対しても十分な余裕がある。

以上より、偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したSEの影響は基本ケースに代表されるものと考えられる。

4. まとめ

偏心位置における現実的なデブリの落下様態を想定したSEの影響を評価した。その結果、ペDESTAL構造健全性評価のすべて判断基準を満足し、ペDESTALに要求される機能が損なわれず、格納容器の健全性は維持されるこ

とを確認した。

また、基本ケースとの解析結果の比較を行い、偏心位置での現実的なデブリの落下様態を想定したSEに対しても、基本ケースの評価は代表性を有していることを確認した。

参考文献

- [1] T. Y. Chu, M. M. Pilch, J. H. Bentz, J. S. Ludwigsen, W-Y Lu and L. L. Humperies, “Lower Head Failure Experiment and Analyses,” NUREG/CR-5582, SAND98-2047, 1999.
- [2] General Electric Systems Technology Manual Chapter 2.1 Reactor Vessel System, USNRC HRTD, Rev 09/11

第1表 J A S M I N E 解析主要入力条件

No.	入力	値 (定義)	備考
1	初期圧力		
2	プール水温		
3	メルトジェット温度		
4	メルト放出速度		
5	メルト放出口径		基本ケースから変更
6	プール水深	1m	
7	粗混合時液滴径		基本ケースから変更
8	トリガリング位置	ペDESTAL中心, 底から0.2m	
9	トリガリングタイミング	メルトジェット先端が 床面に到達した時点	基本ケースから変更

第2表 L S - D Y N A 爆発源仕様

項目	値	備考
流体の運動エネルギー		
最大圧力		

第3表 J A S M I N E 評価結果

項目	評価結果	備考
流体の運動エネルギー	約 1.1MJ	基本ケース約 3.3MJ
最大圧力	約 18MPa	基本ケース約 40MPa

第4表 ペDESTタル構造健全性評価の評価結果（偏心位置SE）

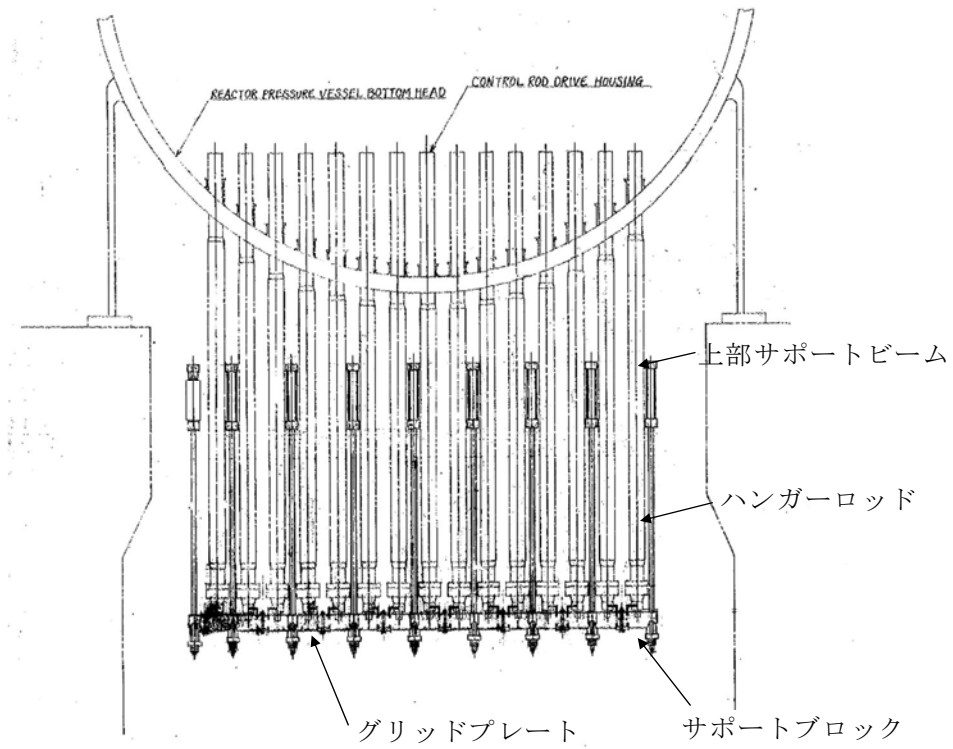
機能	評価部位	項目	判断基準	解析結果	評価※1
R P V 支持機能	側壁	変位	変位が増大せず，SE後の構造物の進行性の崩壊がない	変位は増大しない	○
		圧縮ひずみ	機能に影響を及ぼす範囲の圧壊（3,000 μ ）が生じない	圧壊は側壁に生じない	○
		面外せん断	終局面外せん断応力度（上部側壁：3.09N/mm ² ，下部側壁2.65N/mm ² ）を超えない	上部：約0.52N/mm ² 下部：約0.95N/mm ²	○
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約249 μ	○
デブリ保持機能	床スラブ	変位	変位が増大せず，SE後の構造物の進行性の崩壊がない	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	圧壊は床スラブに生じない	○
		面外せん断	終局面外せん断応力度（3.55N/mm ² ）※2を超えない	約2.13N/mm ²	○
	鉄筋	引張ひずみ	許容ひずみ（5,000 μ ）を超えない	約101 μ	○

※1：「○」解析結果が判断基準を満足する

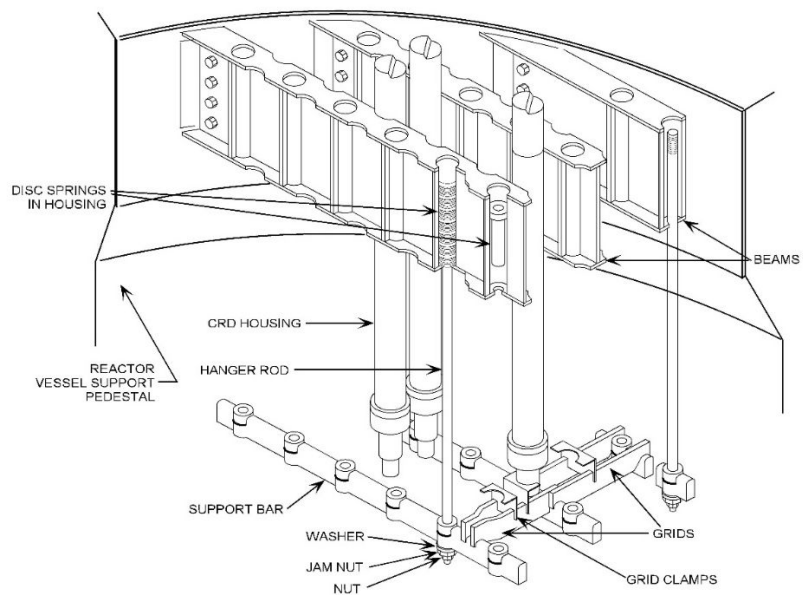
※2：圧縮強度動的増倍率1.0にて算定した終局面外せん断応力度

第5表 基本ケース解析との比較

機能	評価部位	項目	解析結果		基本ケースに対する 解析結果の比
			本評価 (偏心位置)	基本ケース (中心位置)	
R P V 支持機能	側壁	変位	変位は増大しない	変位は増大しない	—
		圧縮ひずみ	圧壊は側壁に生じない	圧壊は側壁に生じない	—
		面外せん断	上部：約 0.52N/mm ² 下部：約 0.95N/mm ²	上部：約 0.93N/mm ² 下部：約 0.77N/mm ²	上部：約 0.56 下部：約 1.23
		引張ひずみ	約 249 μ	約 184 μ	約 1.35
デブリ保持機能	床スラブ	変位	変位は増大しない	変位は増大しない	—
		圧縮ひずみ	圧壊は床スラブに生じない	圧壊は床スラブ上面の わずかな範囲にとどまる	(基本ケースに対して 影響範囲が軽微)
		面外せん断	約 2.13N/mm ²	約 3.70N/mm ²	約 0.58
		引張ひずみ	約 101 μ	約 364 μ	約 0.28



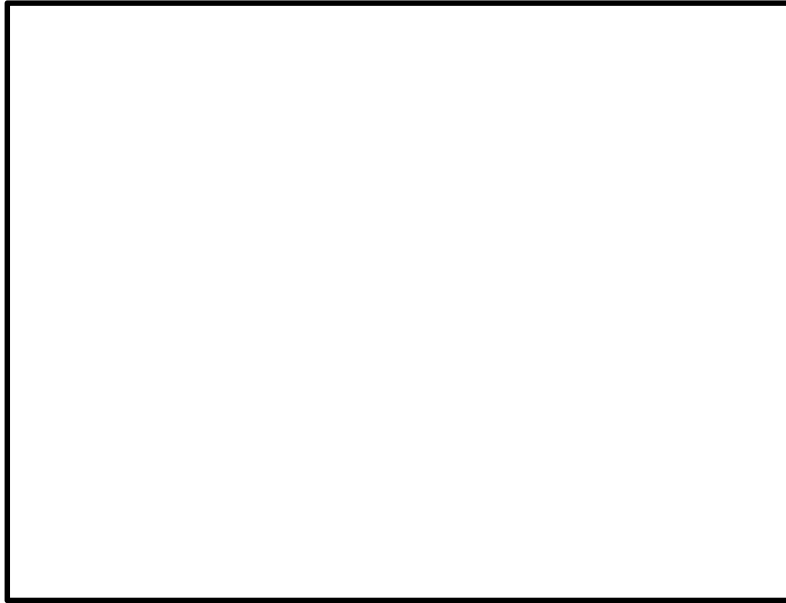
第1図 東海第二発電所CRDハウジングサポート構造



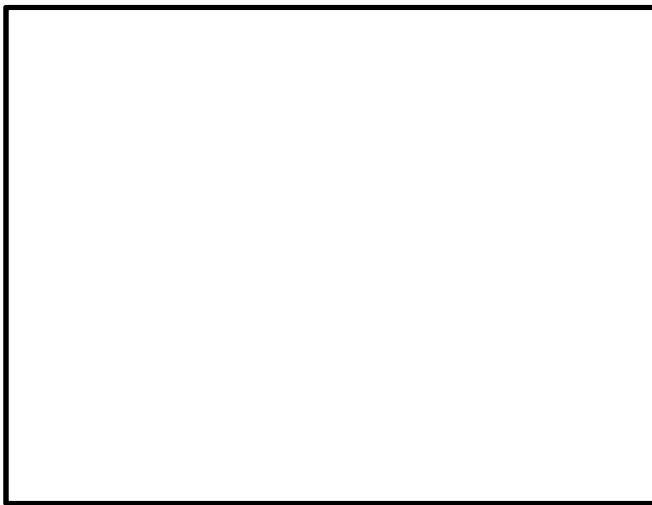
第2図 CRDハウジングサポート構造俯瞰図 (参考) [2]

CRDハウジング
サポートブロック

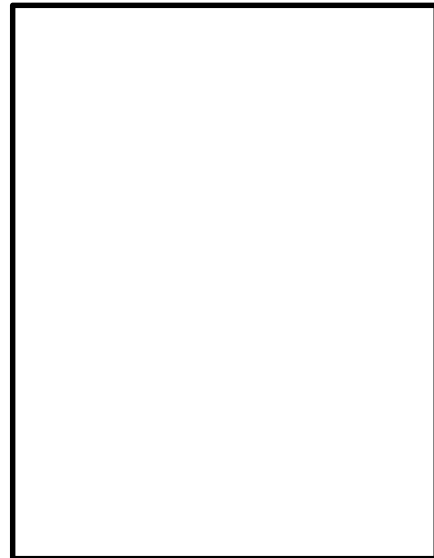
グレーチング



(1) ペデスタル内グレーチング上部より撮影

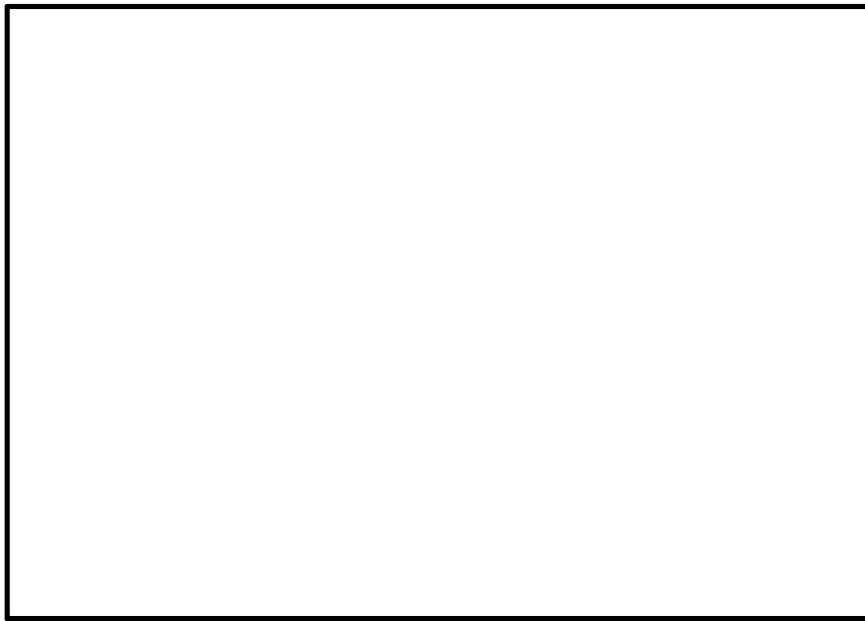


(2) ペデスタル内グレーチング下部より撮影

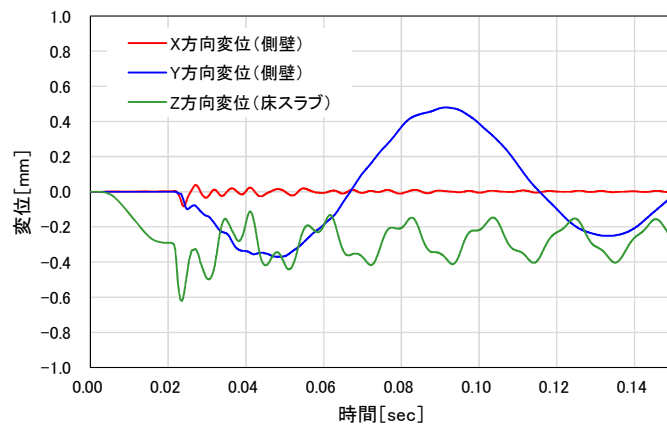
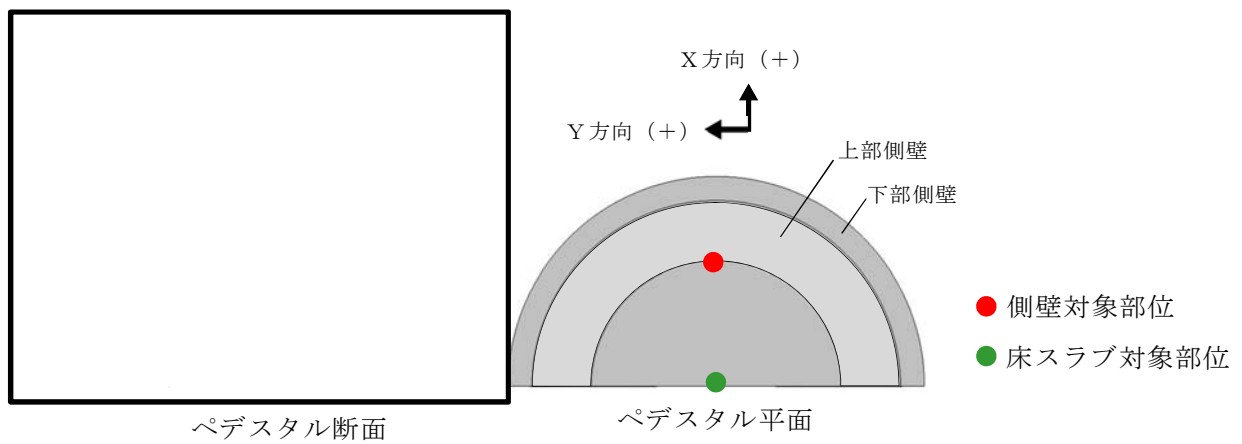


(3) ペデスタル内グレーチング
上部より撮影（側壁付近）

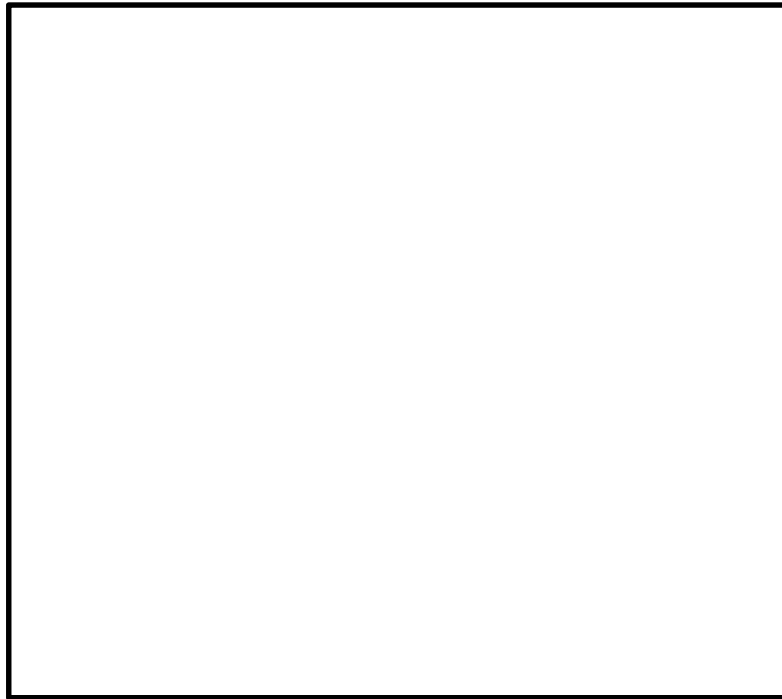
第 3 図 R P V 下部構造物配置状況



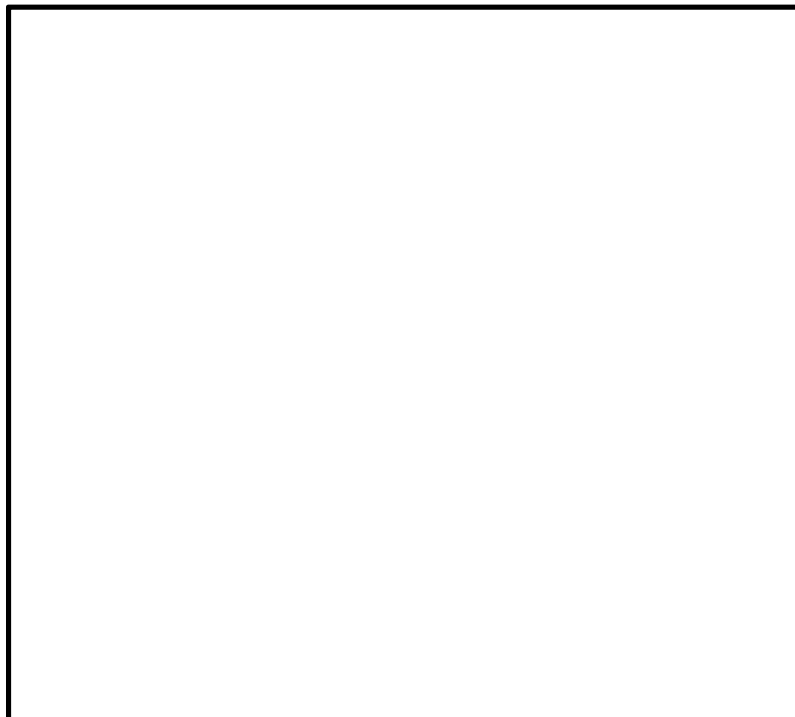
第4図 LS-DYNA解析モデル



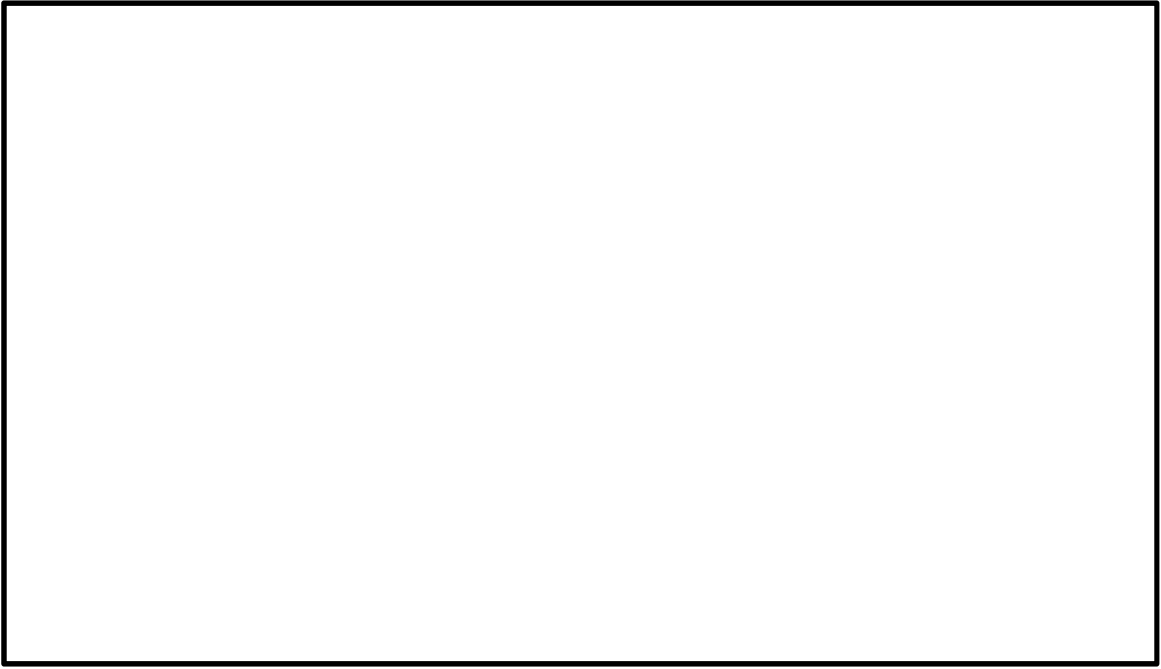
第5図 ペDESTAL変位の時刻歴



第 6 図 コンクリートの最小主ひずみ（圧縮ひずみ）分布



第 7 図 鉄筋の軸ひずみ分布



第 8 図 コンクリート面外せん断応力度

コリウムシールドを考慮した溶融炉心・コンクリート相互作用による
侵食量評価について

格納容器破損モード「溶融炉心・コンクリート相互作用」（以下「MCCI」という。）に対する重大事故等対処設備であるコリウムシールドについて、解析コードにおける取扱いを示すとともに、解析コード及び解析条件の不確かさの影響について整理する。

1. 解析コードにおけるコリウムシールドの取扱いについて

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、溶融炉心－コンクリート間の伝熱、クラストの伝熱と厚さ、上部クラスト－水プール間熱伝達が考慮されている。ここでは、コリウムシールド模擬に伴う設定の変更点及び評価モデルの適用性について示す。

(1) コリウムシールドの模擬について

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルの概念図を第1図に示す。MAAPコードによる侵食量評価では、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、 ZrO_2 の物性値を固定値で設定し、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
- ・ 溶融潜熱

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（別添 1）。また、落下した溶融炉心とコリウ

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。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配置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。

以上のとおり、MAAPコードにおいてコリウムシールドを適切に模擬している。

(2) 熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱

熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱は、以下の熔融炉心ーコンクリート間の伝熱と同様のモデルを用いている。熔融プールからクラスト、クラストから構造材への伝熱は、壁面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。

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

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

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

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

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 : 熔融プールからクラスト層への対流熱伝達係数 [W/m²・K]

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

K]

f_s : 固化割合 [-]

n : 固化効果項の指数 [-]

T_f : 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]

(3) クラストの厚さ

床面及び壁面のクラスト厚さ評価モデルでは、溶融プールからの伝熱及び構造材への伝熱によりクラスト厚さの変化率を計算しており、壁面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。

$$q = 2k_F(T_{F,m} - T_i)/x_c$$

ここで、

q : 床方向又は側面方向の熱流束 [W/m²]

k_F : デブリ熱伝導率 [W/m・K]

$T_{F,m}$: デブリ融点 [K]

T_i : クラストーコリウムシールド接触面温度 [K]

x_c : 床面又は壁面のクラスト厚さ [m]

2. 解析コードにおける不確かさの影響

(1) 不確かさの整理

解析コードにおける，コリウムシールドを考慮したMCC I過程毎の不確かさ要因を整理する。BWRプラント安全審査資料「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」において，MCC Iは以下の過程で段階的に推移することが示されているが，コリウムシールドを考慮してもこの過程に変わりはない。

- ・原子炉圧力容器下部ヘッド破損過程
- ・溶融物の落下・堆積過程
- ・MCC I進行と注水によるデブリ冷却過程

ただし，「MCC I進行と注水によるデブリ冷却過程」においては，MCC I現象の影響因子として溶融炉心からのコリウムシールドを介したコンクリートへの伝熱を考慮する必要がある。ここで，MCC I伝熱モデルでは固定値の物性を設定することから，コリウムシールドを介した伝熱の感度解析パラメータとして，コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性が想定される。第2図にMCC Iにおける不確かさに関する流れ図を示す。

MCC I現象の影響因子より抽出された感度解析パラメータに対して，感度解析の要否を整理する。MCC I評価の不確かさに関する評価結果を第1表に示す。

エントレインメント係数について，感度解析より溶融炉心の細粒化割合がコンクリート侵食に与える感度は小さいことを確認している。また，このことは，エントレインメント係数の不確かさにより溶融炉心の細粒化割合が変化した場合でも溶融炉心の温度に対する感度は小さいことを示しており，コリウムシールド侵食に与える感度についても同様に小さいと考えられることから，評価項目となるパラメータに与える影響は小さく，コリ

ウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

溶融炉心の拡がりについて、溶融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合は、種々の不均一な堆積形状を考慮しても、拡がりが抑制されないペDESTAL（ドライウェル部）への均一堆積形状の方が溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない均一堆積形状の場合、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、溶融炉心への注水によって溶融炉心は継続的に冷却されることから、溶融炉心の拡がりが抑制されると想定した場合においても、コリウムシールド及びコンクリートの侵食への影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はないことから、コリウムシールドを考慮した感度解析は不要である。

上面熱流束係数及び溶融プールークラスト間の熱伝達係数について、溶融炉心・コンクリート相互作用への影響を確認する観点で実施したエントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、MAAPコードによりコリウムシールド及びコンクリート侵食量について支配的な溶融炉心からプールへの熱流束を対象に感度解析を行い、影響を確認する。【感度解析①】

また、侵食の異方性について、コンクリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドは侵食開始温度に到達していないことより同様に影響が小さいと考えられるため、上記の溶融炉心からプールへの熱流束を対象にした感度解析により、影響を確認する【感度解析①】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性について、MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不

確かさが想定される。このため、感度解析により伝熱物性値（熱伝導率，比熱）の温度依存性の影響を確認する。【感度解析②】

(2) 感度解析

a. 溶融炉心上面熱流束の感度解析【感度解析①】

(a) 解析条件

解析条件を第2表に示す。溶融炉心から水プールへの熱流束については、上面熱流束の不確かさを考慮した 800kW/m^2 （一定）とする。また、対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、侵食を厳しくする観点で「大破断LOCA時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(b) 解析結果

評価結果を第3表に示す。ペDESTALのプール水中に落下した溶融炉心とコリウムシールドの接触面温度は $2,100^\circ\text{C}$ 未満であり、コリウムシールドを設置することにより、溶融炉心・コンクリート相互作用によるコンクリートの侵食が生じない。このため、原子炉圧力容器の支持機能を維持できる。

b. 伝熱物性値温度依存性の感度解析【感度解析②】

コリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の影響については、「4. コリウムシールドの侵食を考慮した感度解析」において、コリウムシールドの侵食が生じた場合の影響と併せて確認する。なお、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードにて評価した場合においても、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートが侵食されないことを確認している（別添2）。

3. 解析条件における不確かさの影響

MAAPコードにおけるMCCI評価では、コリウムシールドを考慮した機器条件として、以下の条件を設定している。

- ・コリウムシールド耐熱材の種類
- ・コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度
- ・ペDESTAL（ドライウェル部）床面積

これらは全て最確条件と同様の設定であることから、不確かさの影響はない。MAAPコード解析条件を第4表に示す。

4. コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析

熔融炉心中の金属酸化物との共晶反応により、コリウムシールドが侵食される可能性があるが、既往の実験にて確認された侵食速度を仮定した場合、コリウムシールドの侵食量は約33mmとなる（別添3）。コリウムシールドの厚みが減少した場合、コリウムシールド外表面のペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートへの伝熱量が大きくなることから、この影響を感度解析により確認する。また、前述のとおり、MAAPコードでは ZrO_2 の物性値を固定値で設定するモデルであることから、伝熱物性値の温度依存性の不確かさの影響についても併せて確認する。

(1) 解析条件

解析条件を第5表に示す。コリウムシールドの厚さは、コリウムシールドの設計値に対して、既往実験に基づく侵食量の約33mmを考慮し、保守性を見込んだ値として110mmを設定する。なお、コリウムシールドの侵食によるペDESTAL（ドライウェル部）床面積の拡大は保守的に考慮しない。

また、MAAPコードにおけるコリウムシールドの伝熱物性値の温度依存性の不確かさを考慮し、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリート

の温度を厳しく評価する観点で、常温時の ZrO_2 の伝熱物性値を設定する。

対象シーケンスは、事象進展が早く、崩壊熱が大きくなり、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリート侵食を厳しく評価する観点で「大破断 L O C A 時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス」とする。

(2) 解析結果

解析結果を第 6 表に示す。また、ベースケース及び感度解析ケースのコリウムシールド温度の推移及びコンクリート温度の推移を第 3 図から第 6 図、クラスト厚さの推移（上下方向）を第 7 図に示す。コリウムシールド内表面温度の最高値は約 $1,860^{\circ}\text{C}$ にとどまり、コリウムシールドの侵食開始温度である $2,100^{\circ}\text{C}$ を下回ることから、コリウムシールドの侵食は金属酸化物との共晶反応で生じた状態から進行しない。また、コリウムシールド外表面と接するペDESTAL（ドライウェル部）コンクリートの温度の最高値は約 728°C にとどまり、コンクリートの侵食開始温度である約 $1,230^{\circ}\text{C}$ を下回ることから、コンクリートは侵食されない。このため、コリウムシールドが金属酸化物との共晶反応により侵食された場合においても、コリウムシールドを介した伝熱の不確かさが、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

5. まとめ

MAAP コードではコリウムシールドを適切に模擬しており、熔融炉心ーコリウムシールド間の伝熱モデルはコリウムシールドに適用可能である。

コリウムシールドを考慮した解析コードの不確かさを踏まえた感度解析に

より，原子炉圧力容器の支持機能を維持でき，不確かさの影響は小さいことを確認した。また，コリウムシールドを考慮した解析条件は最確条件と同様であり，不確かさはない。

さらに，コリウムシールド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た感度解析により，コリウムシールド外表面と接するコンクリートは侵食されないことを確認した。

第1表 コリウムシールドを考慮した場合のMCC I評価の不確かさに関する整理結果

MCC I現象への影響因子	不確かさ要因	有効性評価の取扱い	解析コード安全審査資料*における感度解析の要否	東海第二発電所におけるコリウムシールドを考慮した取扱い
下部ヘッド破損モード	破損部位 破損口侵食拡大	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の制御棒駆動機構ハウジングの瞬時破損を想定し、破損口径の拡大を考慮	下部ヘッド貫通部の中で最も大口径の貫通部の破損を想定し、破損口径の拡大も考慮しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心落下量	原子炉圧力容器内 溶融進展	全炉心相当を想定	全炉心相当の最も厳しい落下量を想定しているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の粒子化	プール水深	ペダスタルの注水開始条件及び注水流量について、手順書規定に準じた操作を想定	解析モデルパラメータではないため、感度解析不要	同左
	エントレインメント 係数	実験解析を元に、粒子化割合を少ない側に評価する値を使用	エントレインメント係数に不確かさがあるため、MAAPコードの不確かさ範囲内(FARO実験解析に基づく)で感度解析を実施	左記の感度解析により、溶融炉心の細粒化割合がコングリートを侵食に与える感度が小さいことを確認しており、溶融炉心の細粒化割合が溶融炉心温度に対する感度は小さいと考えられることから感度解析不要
	溶融炉心ジェット径	破損口径に対応した径を考慮	最も大きい径を想定して、粒子化割合を小さくし、水に落下した際のデブリクエンチ量を小さくして厳しい側の扱いをしているため、感度解析不要	同左
溶融炉心の拡がり	水による拡がり抑制	拡がりの知見から、全面に拡がることを想定し、均一堆積モデルを使用	溶融炉心の拡がりを抑制した場合作を想定し、水深深さ等の個別パラメータの状況を踏まえた感度解析等の取扱いを行うことが必要	溶融炉心の拡がりが抑制される場合は、溶融炉心と水の伝熱面積が大きくなり、溶融炉心が冷却される傾向となる。拡がりが抑制されない場合、溶融炉心落下時点における溶融炉心とコリウムシールド接触面温度はコリウムシールドの侵食開始温度を下回っており、また、注水により溶融炉心は継続的に冷却されることから、侵食への影響はなく、感度解析不要
デブリから水への熱伝達	デブリ上面の性状	粒子状態ベットの熱流束として、現実的な範囲内で保守側の想定をして、大気圧状態で 800KW/m^2 として圧力依存性を考慮	粒径やボロシティの不確かさを考慮して、下限の熱流束に対して感度解析を実施	【感度解析①】(コングリートの種類と同じ) 溶融炉心・コングリート相互作用への影響の観点で、エントレインメント係数、上面熱流束及び溶融プールからクラストへの熱伝達係数をパラメータとした感度解析を踏まえ、コリウムシールド及びコングリート侵食量について支配的な溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施
コリウムシールドを介した熱伝達	伝熱物性値の 温度依存性	コリウムシールド侵食開始温度における物性値を考慮	—	【感度解析②】 コリウムシールドの伝熱物性値には温度依存性があることを踏まえ、コリウムシールド及びコングリート侵食量への影響を確認する観点で、伝熱物性値についての感度解析を実施
コングリート種類 (玄武岩系コングリートの侵食) の異方性	壁方向と床方向の 熱分配	溶融プールが完全な液相の場合の対流熱伝達係数として、壁方向クラストへは [] を使用	床方向と壁方向の侵食の異方性の影響を見るため、CCI-3実験で確認された熱分配比率を想定した感度解析を実施	【感度解析①】(デブリから水への熱伝達と同じ) コングリート侵食の異方性については溶融炉心からプール水への熱流束の感度に比べて影響が小さいことが確認されており、コリウムシールドにおいても侵食開始温度に到達していないことなどから同様に影響が小さいと考えられるため、溶融炉心からプール水への熱流束についての感度解析を実施

※ BWRプラント安全審査資料「重大事故等対策のシビアアクシデント解析コードについて」

第2表 解析条件（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

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、原子炉圧力容器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、原子炉圧力容器が破損するシーケンス
溶融炉心から水プールへの限界熱流束	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	RPV破損7分後から80m ³ /h	
コリウムシールド厚さ	15cm	
コリウムシールド侵食開始温度	2,100℃※2	
RPV破損時の溶融炉心温度	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 ZrO₂耐熱材の100mol%Zrによる侵食試験結果に基づき設定（別添1）

第3表 解析結果（溶融炉心上面熱流束）【感度解析①】

項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL（ドライウェル部） コンクリート侵食量 (壁面及び床面)	侵食なし	侵食なし

第4表 M A A Pコード解析条件

項目	解析条件	最確条件	
機器条件	コリウムシールド耐熱材の種類	ジルコニア耐火材	ジルコニア耐火材
	コリウムシールド耐熱材の侵食開始温度	2, 100°C	2, 100°C
	ペDESTAL (ドライウェル部) 床面積	コリウムシールドを考慮	コリウムシールドを考慮

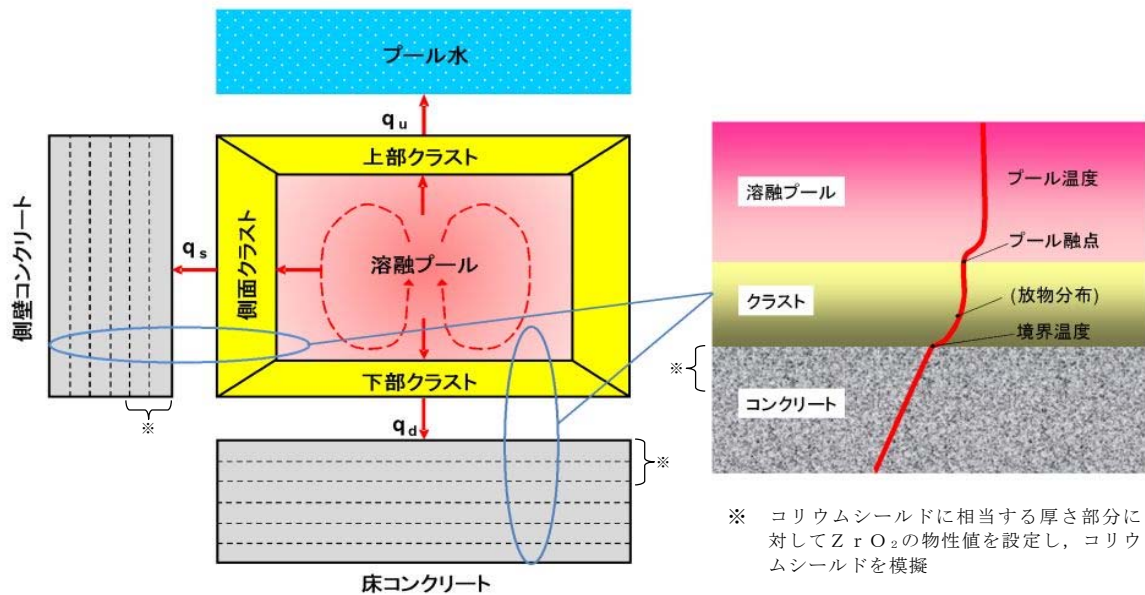
第5表 解析条件 (伝熱物性値及びコリウムシールド侵食) 【感度解析②】

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、原子炉圧力容器が破損するシーケンス	大破断L O C A時に損傷炉心冷却に失敗し、原子炉圧力容器が破損するシーケンス
コリウムシールド厚さ	15cm	11cm ※1
コリウムシールド熱伝導率	□ ※2	□ ※3
コリウムシールド比熱	□ ※2	□ ※3
コリウムシールド侵食開始温度	2, 100°C ※4	
ペDESTAL (ドライウェル部) 床面積	□	
ペDESTAL初期水位	1m	

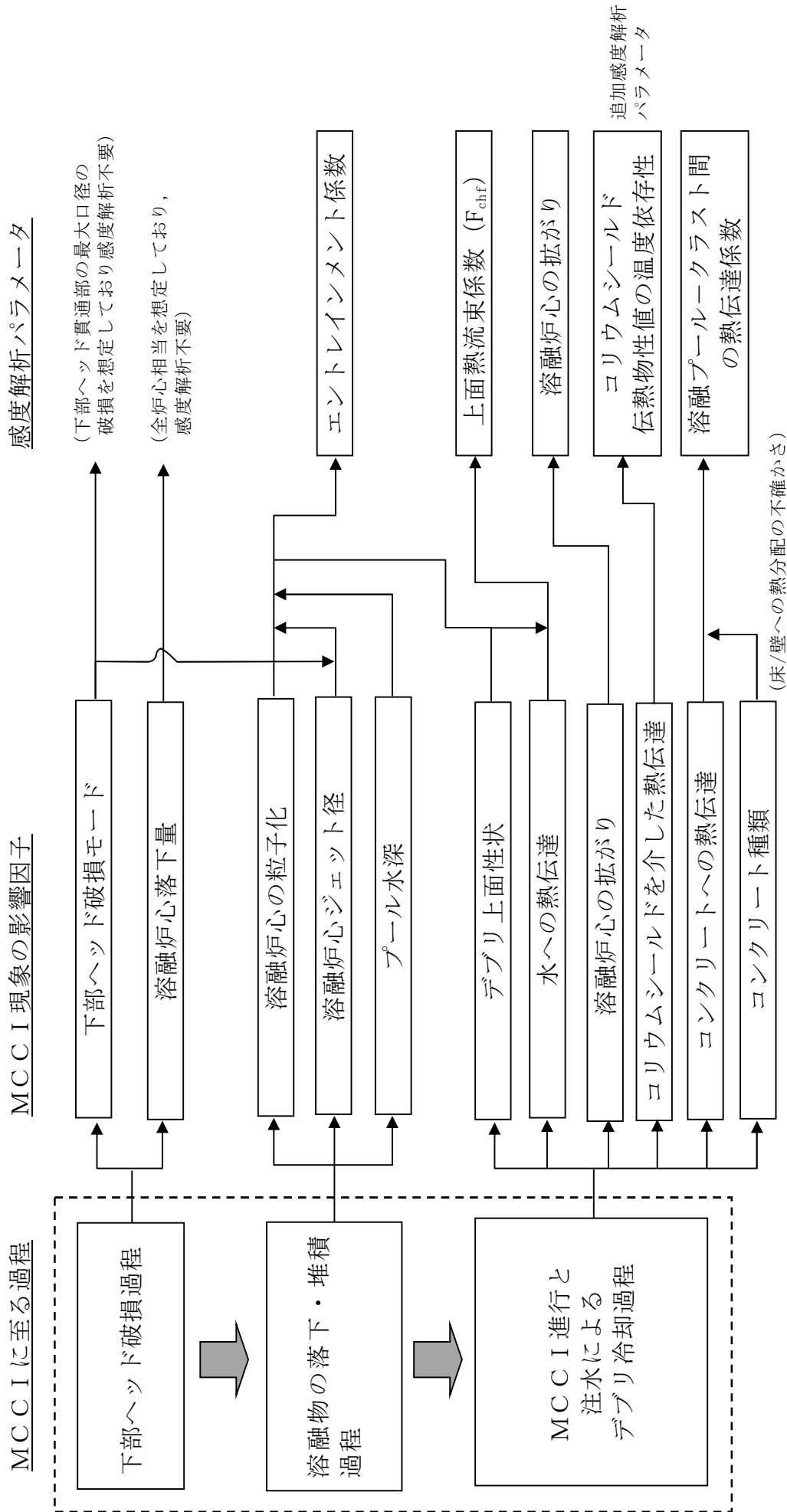
- ※1 金属酸化物との共晶反応による侵食を仮定した厚さとして設定 (別添3)
- ※2 Z r O₂耐熱材の侵食開始温度における伝熱物性として設定
- ※3 Z r O₂耐熱材の常温における伝熱物性として設定
- ※4 Z r O₂耐熱材の 100mol% Z r による侵食試験結果に基づき設定 (別添1)

第 6 表 解析結果（伝熱物性値及びコリウムシールド侵食）【感度解析②】

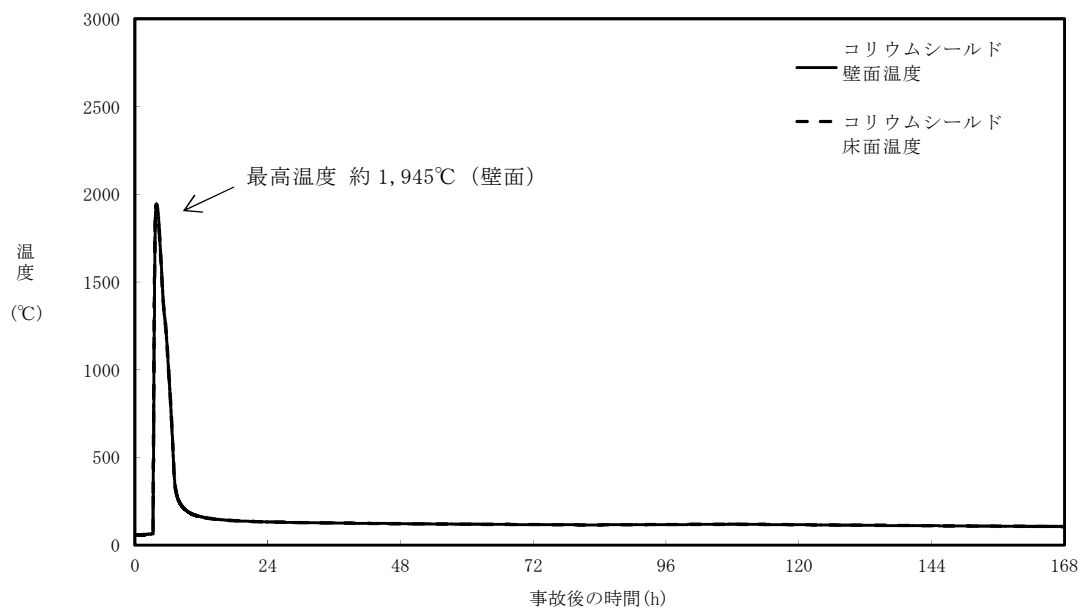
項目	ベースケース	感度ケース
コリウムシールド侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし
ペDESTAL（ドライウェル部） コンクリート侵食量 （壁面及び床面）	侵食なし	侵食なし



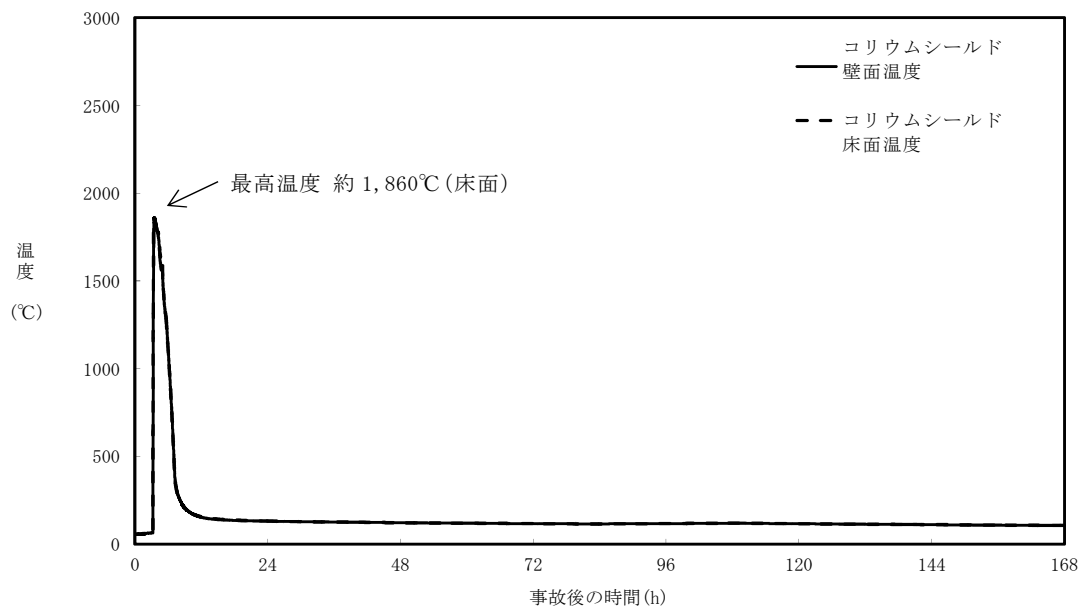
第 1 図 MAAP コードにおける MCC I 伝熱モデル



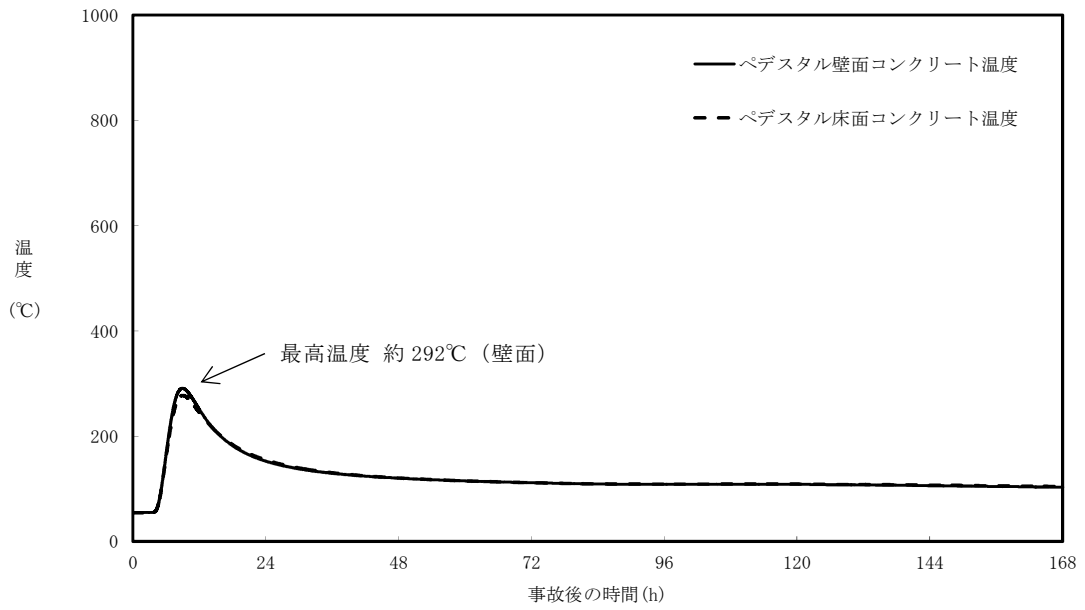
第2図 コリウムシールドを考慮した場合のMCC Iにおける不確かさに関する流れ図



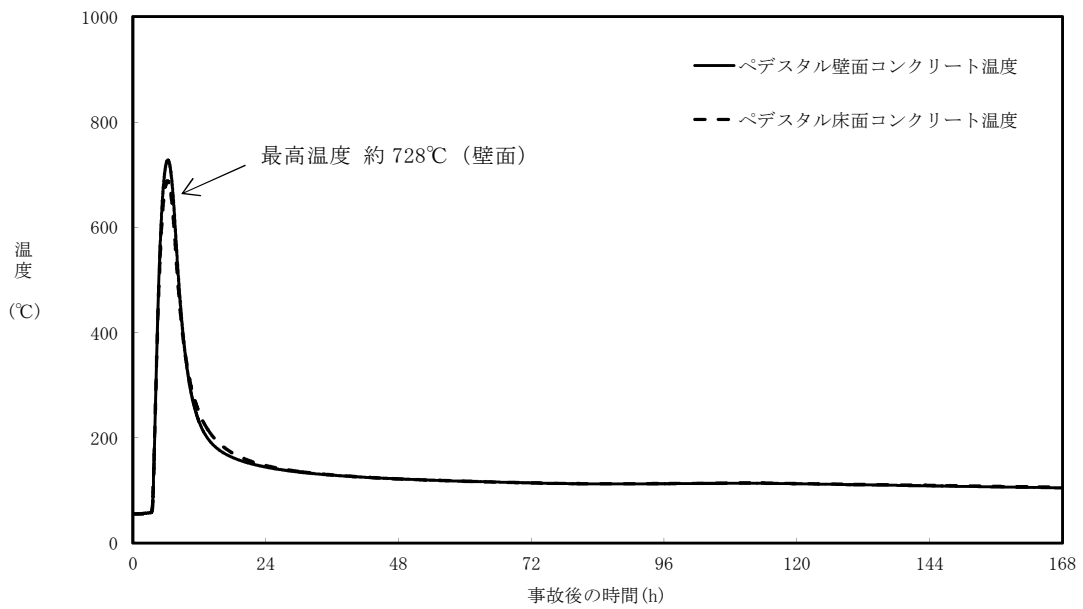
第 3 図 コリウムシールド内表面温度の推移
(ベースケース)



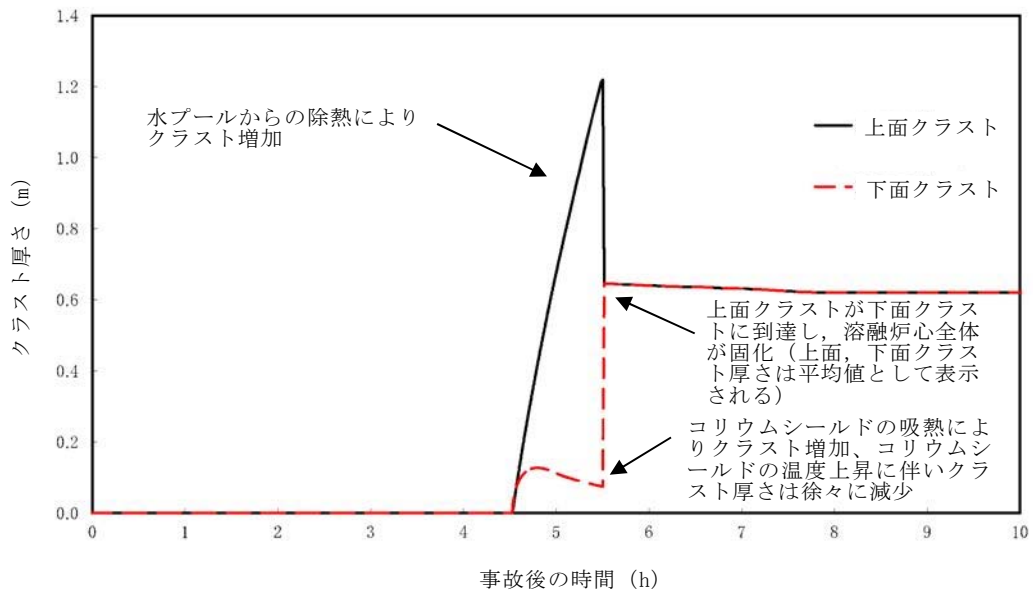
第 4 図 コリウムシールド内表面温度の推移
(感度解析ケース)



第 5 図 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移
(ベースケース)



第 6 図 ペDESTAL (ドライウェル部) コンクリート表面温度の推移
(感度解析ケース)



第7図 クラスト厚さの推移（上面及び下面^{※1}）

※1 側面クラストはコリウムシールドと接しており下面クラストと同等の挙動を示すと考えられることから、代表として上面及び下面クラスト厚さを示す。

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。

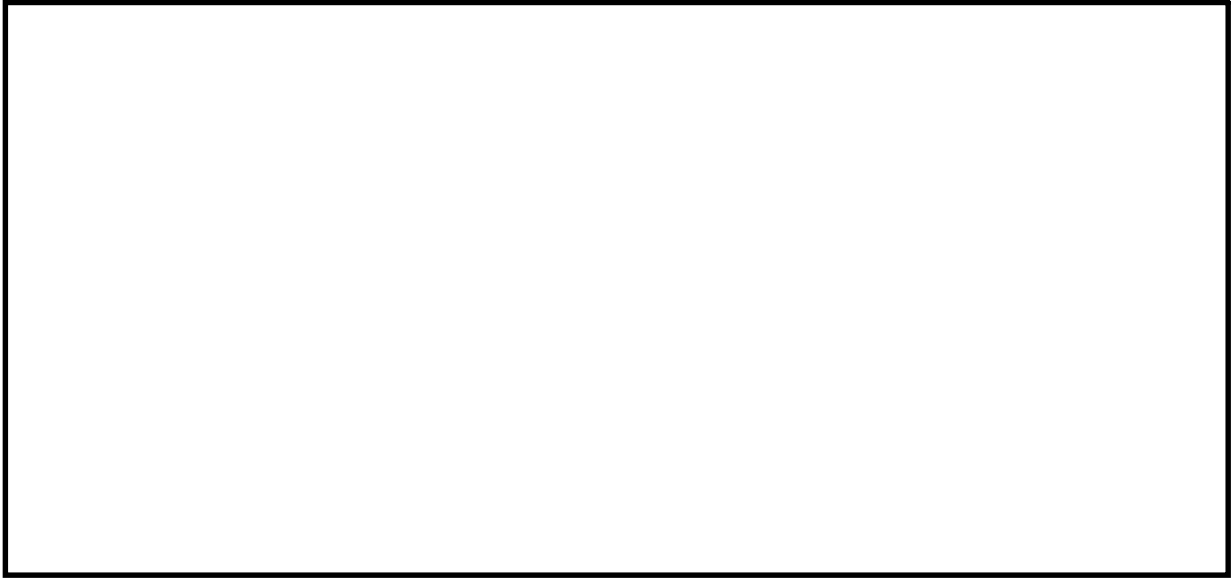
ZrO₂単体での融点は約2,700℃であるが、溶融炉心に含まれるZr等の金属との化学反応により、ZrO₂耐熱材の侵食開始温度は2,700℃より低下する。

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。

汎用有限解析コードによるコリウムシールド伝熱物性値温度依存性の
影響評価について

MAAPコードにおけるMCCI伝熱モデルでは、固定値の物性を設定することから、不確かさが想定される。このため、伝熱物性値の温度依存性の取扱いが可能な汎用有限解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により影響を確認する。

1. 伝熱物性値温度依存性の感度解析

(1) 解析条件

解析条件を第1表に示す。コリウムシールドの伝熱物性は既往の共同研究において確認された値を設定する。また、MAAP解析に基づくコリウムシールドー溶融炉心接触面温度、ペDESTAL雰囲気温度等を境界条件とする。なお、これらの境界条件は、RPVが破損し溶融炉心がペDESTALへ落下する事故シーケンスの解析結果を包絡する保守的な温度条件を適用する。

(2) 解析結果

解析結果を第2表及び第1図に示す。解析結果が最も厳しいペDESTAL（ドライウェル部）壁面の温度は約900℃であり、コンクリートの侵食開始温度である約1,230℃を下回ることから、ペDESTAL（ドライウェル部）のコンクリートは侵食されない。

なお、ABAQUSを用いた熱伝導解析結果は、本添付資料の本文「4.

コリウムシールドの侵食及び伝熱物性値の温度依存性を考慮した感度解析」において示したMAAPコードによる解析結果（壁面温度 約 728℃）を上回っているが、これは大破断LOCAシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 800kW/m²（一定）を考慮したMAAP解析を包絡する温度境界条件を与えたためである。

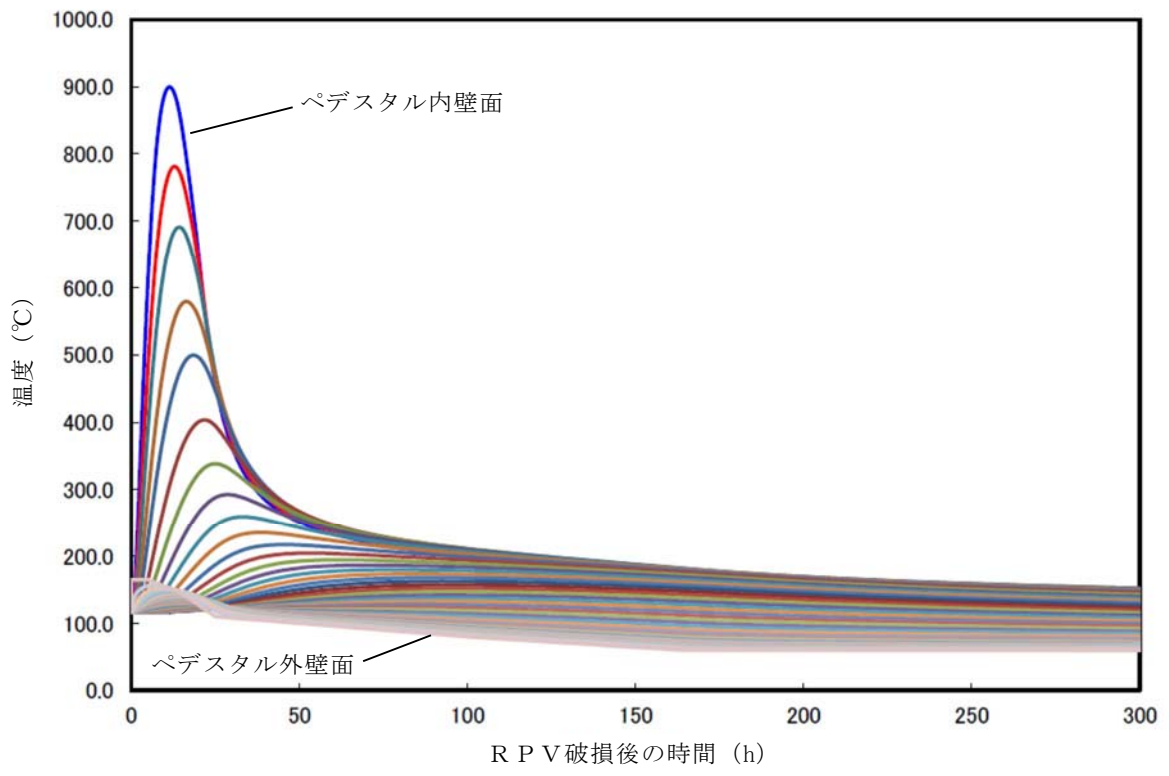
第1表 解析条件（伝熱物性値温度依存性）

項目	設定	備考
解析コード	汎用有限解析コードABAQUS	
温度境界条件	過渡事象及び大破断LOCAシナリオ※のMAAP解析結果を包絡する条件	添付資料3.5.2 別添1 第3図から第6図
コリウムシールド伝熱物性値	既往の共同研究において確認された値	添付資料3.5.2 別添1 第4表

※ 大破断LOCAシナリオとして溶融炉心から水プールへの限界熱流束 800kW/m²（圧力依存性あり）及び 800kW/m²（一定）の2ケースを考慮

第2表 解析結果（伝熱物性値温度依存性）

項目	解析結果	備考
ペDESTAL壁面温度	約 900℃	コンクリート侵食開始温度 約 1,230℃



第 1 図 ペDESTAL壁面の温度変化

既往実験の知見を考慮したコリウムシールドの侵食量評価について

MAAPコードによる侵食量評価では、熔融炉心中の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°Cと設定した上で、熔融炉心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、熔融炉心には少量ながらその他の金属酸化物も含まれており、これらの影響によってZrO₂耐熱材が侵食される可能性も考えられるため、関連する既往実験の知見を考慮した場合のコリウムシールドの侵食量について検討する。

1. CIT実験について

模擬熔融炉心による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、模擬熔融炉心とZrO₂耐熱材を最長10時間程度接触させ、模擬熔融炉心の表面温度（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熔融炉心表面温度と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と報告されている。実験において、模擬熔融炉心は誘導加熱により2,080°Cから2,474°Cまで段階的に昇温されたが、出力を一定に維持し模擬熔融炉心の昇温を停止すると、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における模擬熔融炉心表面温度とZrO₂耐熱材の侵食深さ

の推移を第4図に示す。最終的な侵食深さは39.5mm, 最大の侵食速度は0.28mm/minと報告されており, CIT-9と同様に出力を一定に維持すると侵食が停止する挙動が確認されている。

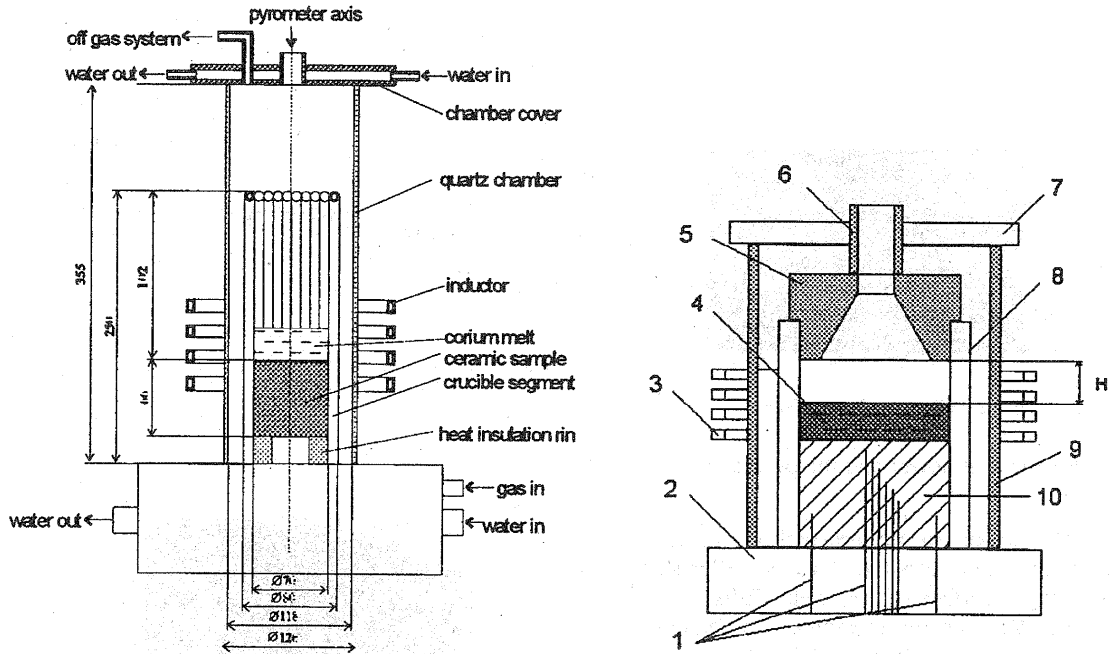
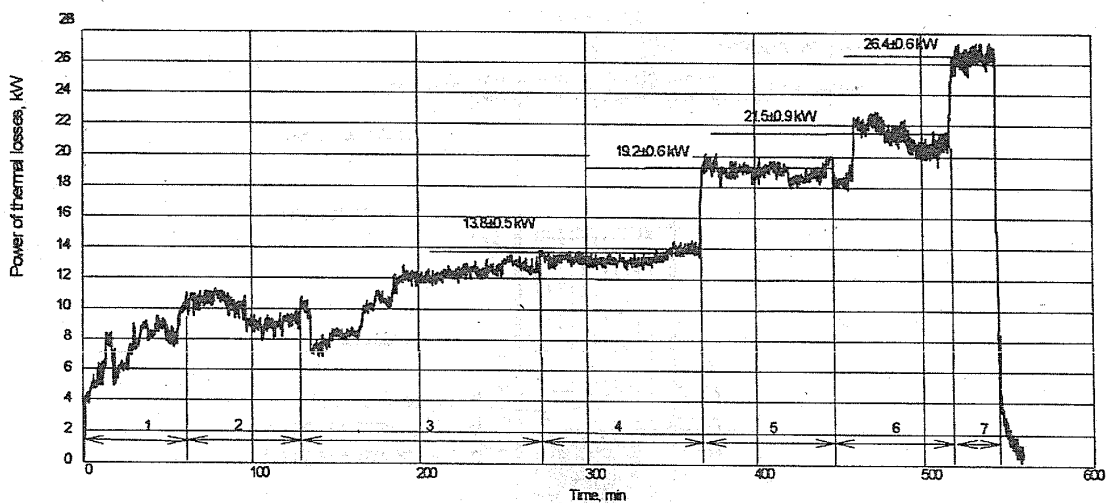
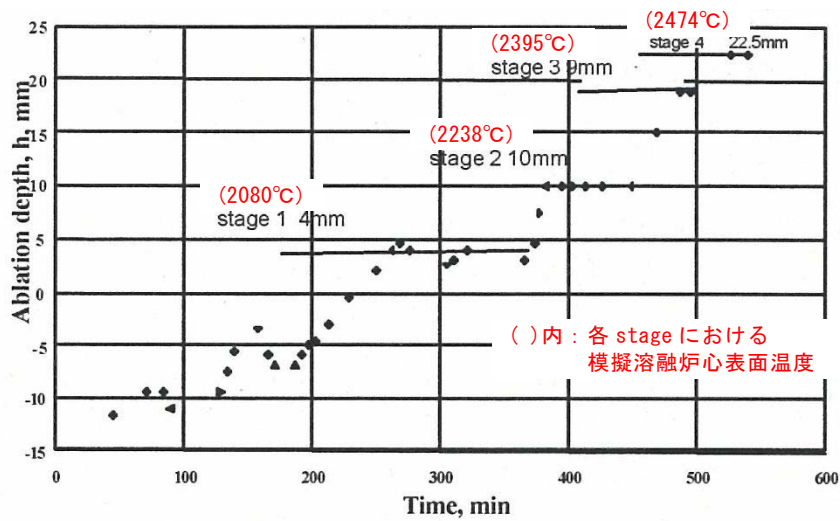


Figure 7.4 Test device and details of the interaction zone. 1 – thermocouples; 2 – water collector of the crucible; 3 – inductor; 4 – corium melt; 5 – ceramic shield; 6 – ceramic shaft of pyrometer; 7 – steel water-cooled lid of the furnace; 8 – crucible sections and cooling system; 9 – quartz shell;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

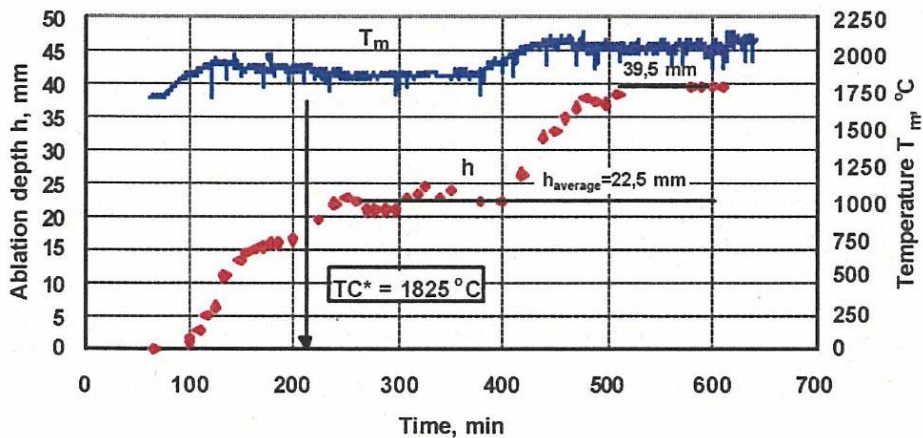
第1図 CIT実験装置



第2図 CIT-9における入力エネルギー



第 3 図 CIT-9 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移



第 4 図 CIT-11 における模擬熔融炉心表面温度と耐熱材侵食深さの推移

2. 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 実験における模擬熔融炉心の組成を第 2 表に示す。実験で用いられた模擬熔融炉心は、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ZrO₂の共晶反応により、ZrO₂耐熱材が溶融、侵食されたものと考えられる。

一方、実機での溶融炉心中に含まれる酸化鉄の割合は3%程度^{*1}と想定され、溶融炉心に混入し得るペDESTAL内構造物4m³を全量酸化鉄^{*2}として加えた場合でも酸化鉄割合は約13%となることから、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。

※1 原子炉圧力容器破損時点での溶融炉心中の酸化鉄割合
(MAAP解析結果より)

※2 ペDESTAL内構造物は主にSUS材であり鉄以外の物質も含まれる。また、含有する鉄が全て酸化することは考え難いが、ここでは保守的に全量を酸化鉄として計算

第1表 CIT-9及びCIT-11実験におけるZrO₂耐熱材組成

成分	割合 wt%
SiO ₂	1.4
CaO	0.2
MgO	2.5
Fe ₂ O ₃	0.2
Al ₂ O ₃	0.8
TiO ₂	0.2
ZrO ₂	94.7

第2表 CIT-9及びCIT-11実験における模擬溶融炉心組成

	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 ₃ O ₄ (共晶組成)

3. 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 MAA P 解析結果によれば、熔融炉心とコリウムシールドの接触面の最高温度は約 $2,000^{\circ}C$ となっている。CIT-9 実験では、これを上回る $2,080^{\circ}C$ 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。ただし、この挙動は実験容器が外部から冷却されていたことに起因することが示唆されており、外部冷却がない場合には侵食が継続的に生じる可能性がある。

仮に実機において共晶反応による侵食が継続的に生じる可能性を考慮し、RPV 破損時点から熔融炉心とコリウムシールドの接触面温度が $1,800^{\circ}C^{*3}$ を下回るまでの約 3 時間、CIT-9 実験で確認された最大侵食速度である $0.18\text{mm}/\text{min}$ で侵食が進んだと仮定した場合でも、侵食量は約 33mm となる。

※3 酸化鉄との共晶反応による侵食がより生じやすい条件と考えられる CIT-11 実験にて、 ZrO_2 耐熱材の侵食が開始している温度
(第 4 図)

したがって、万一熔融炉心中の酸化鉄が局所的に存在し耐熱材が侵食されたとしても、侵食量はコリウムシールド厚さ 15cm を十分下回る。

なお、コリウムシールドの ZrO_2 耐熱材ブロック間やアンカボルト周囲の隙間には、耐熱材ブロックと同成分の不定形耐火物とモルタルバイнда(主成分：ケイ酸ナトリウム)を混練したモルタルを目地材として用いる(第 5 図)。このモルタルは、耐熱材ブロックと同等の ZrO_2 含有率を有するものを用いるとともに、常温で固化し、固化後は周囲の ZrO_2 耐熱材と結合して耐熱材ブロックと同等の性能を発揮するため、熔融炉心による選択的な

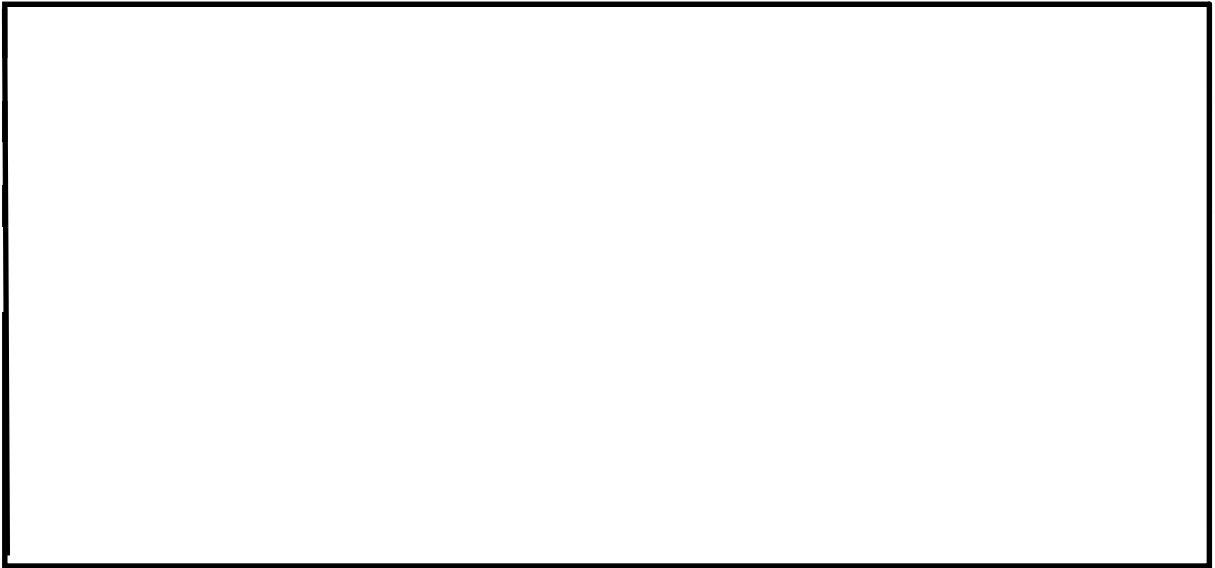
侵食は生じない。また、仮にモルタルの溶融を想定する場合においても、モルタルの大半を占める ZrO_2 は溶融せず、モルタルバインダのみが溶融すると考えられるため、耐火材ブロックに生じる間隙は極めてわずかであること、及びコリウムシールドへの伝熱によって溶融炉心は表面がクラスト化し流動性が低下することから、耐火材ブロックに生じる間隙へ選択的に侵入するとは考え難く、コリウムシールドの健全性に影響を与えることはないと考ええる。

また、MAAP解析結果における原子炉圧力容器破損時の溶融炉心温度は $2,100^{\circ}C$ から $2,200^{\circ}C$ 程度となっているが、添付資料3.2.15に記載のとおり、ドライ条件にて $2,450^{\circ}C$ 以上の模擬溶融炉心を落下させた試験でも、耐熱材の顕著な侵食や割れは確認されておらず、また、 ZrO_2 の融点は約 $2,700^{\circ}C$ ※4 と十分高いことから、溶融炉心落下時の熱衝撃やジェットインピンジメントによりコリウムシールドの健全性が失われることはない。

※4 ZrO_2 耐熱材の侵食開始温度 $2,100^{\circ}C$ は、溶融炉心と耐熱材が接触し続けた際の化学反応を考慮し設定している（別添1）。一方、ジェットインピンジメントは、化学反応ではなく溶融炉心落下時の短時間での熱移送に付随し生じるものであるため、 ZrO_2 の融点との比較を行っており、水プール中に溶融炉心が落下することから影響はないと考える。

<側面図>

<正面図>



第 5 図 コリウムシールド設置構造概念図

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).

溶融炉心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DESTAL構造の特徴を踏まえた対策として、溶融炉心・コンクリート相互作用（以下「MCCI」という。）によるペDESTAL（ドライウェル部）（以下「ペDESTAL」という。）への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、原子炉圧力容器（以下「RPV」という。）から落下した溶融炉心（以下「デブリ」という。）の冠水及び水蒸気爆発による影響抑制の観点からRPV破損時のペDESTAL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、RPV破損時にペDESTALへ落下したデブリからの熱影響によってペDESTAL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評価する。

2. 評価方針

RPV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、RPV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

構造強度の評価に当たり、RPV支持機能の評価ではRPV、遮へい壁等の自重（以下「RPV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DESTALの温度評価を示す。デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度は、M A A P コードによる解析結果に基づき、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。

(4) 判断基準

炉心損傷防止に失敗し、重大事故時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 1,229mm 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 1,276mm 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 629mm 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 当たりの等価鉄筋量は 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. 概要

MAAPコードによる解析結果に基づき、汎用有限解析コードABAQUSを用いた熱伝導解析により、デブリからの伝熱によるペDESTALの側壁及び床スラブの温度を評価する。

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1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次元体系での非定常熱伝導の支配方程式に基づき、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1表にABAQUSコードによる熱伝導解析の解析条件を示す。解析条件は、RPVが破損しデブリがペDESTALへ落下する事故シーケンスに対するMAAPコードの解析結果を参照^{*}し、これを包絡する条件を設定している。

※ 参照するMAAP解析結果は、有効性評価上のベースケースを含む以下を考慮

- ・ 起回事象：過渡事象，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW /m²（圧力依存性あり）（ベースケース）
- ・ 起回事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW /m²（圧力依存性あり）
- ・ 起回事象：LOCA，デブリから水プールへの限界熱流束：800kW /m²（一定）

(3) 評価結果

第7図にペDESTAL温度の評価点の位置を示す。また、第8図に横スリット部の温度変化を示す。横スリット部の最高温度は約798℃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。

また、第9図に側壁の温度変化を、第10図に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。ペDESTAL側壁の最高温度は内表面で約900℃、床スラブ鉄筋コンクリート部の最高温度は上端部で約475℃となっている。

第1表 ABAQUSコードによる熱伝導解析条件

項目	条件	備考
デブリ密度 (kg/m ³)		MAAP計算結果 (RPV破損時の値) を包絡する値
デブリ熱伝導率 (W/mK)		
デブリ比熱 (J/kgK)		
デブリ溶融潜熱 (J/kg)		
デブリ内部発熱密度 (W/m ³)	(第2図)	MAAP計算結果 (保守的にスクラム後3時間からの崩壊熱を使用。希ガス・揮発性FPによる減衰 (30%) を考慮)
SUS密度 (kg/m ³)	(第2表)	伝熱工学資料改訂第5版より
SUS熱伝導率 (W/mK)		
SUS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)	(第3表)	Eurocodeより
コンクリート比熱 (J/kgK)		
ジルコニア耐火材密度 (kg/m ³)	(第4表)	試験結果*に基づき設定
ジルコニア耐火材熱伝導率 (W/mK)		
ジルコニア耐火材比熱 (J/kgK)		
スリット内デブリ初期温度 (°C)		MAAP計算結果におけるRPV破損時のデブリ平均温度 <input type="text"/> に対し、保守的に液相線温度を設定
構造材初期温度 (°C)	117	MAAP解析結果におけるRPV破損時点でのペDESTAL構造部の最高温度
ペDESTAL雰囲気温度 (°C)	(第3図)	MAAP計算結果を包絡する温度変化を設定
ドライウェル雰囲気温度 (°C)	(第4図)	
サブプレッション・チェンバ雰囲気温度 (°C)	(第5図)	
デブリージルコニア耐火材接触面温度 (°C)	(第6図)	

※ 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。

第2表 SUS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

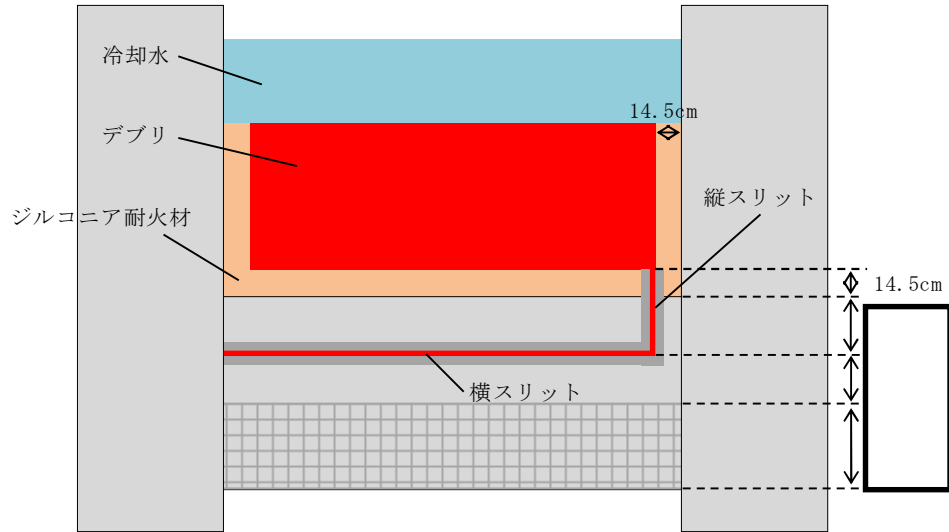
第3表 コンクリート物性値

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4表 ジルコニア耐火材の物性値

温度 (°C)	密度 (kg/m ³)	熱伝導率 (W/mK)	比熱 (J/kgK)

※ 本数値は、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。

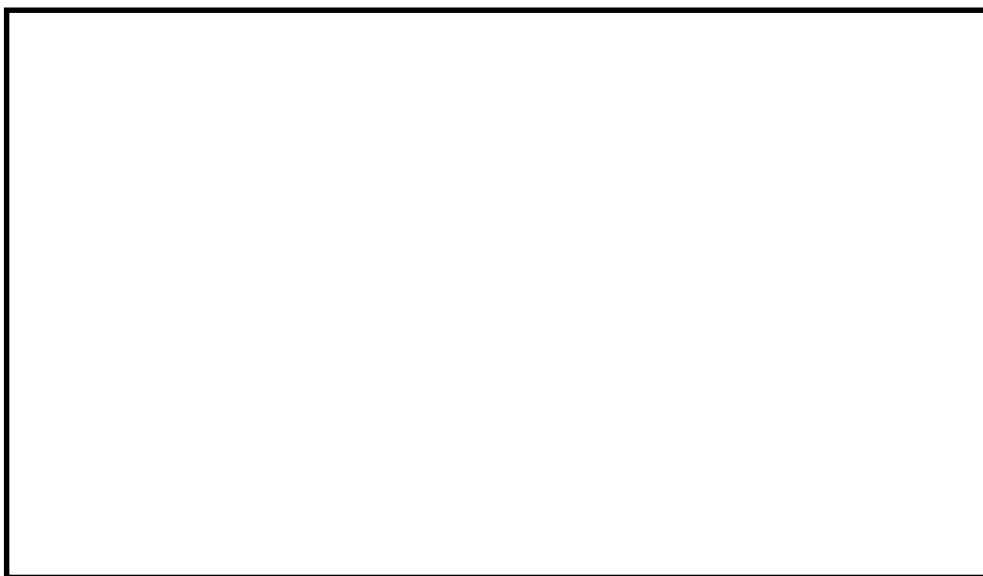


(a) 全体概要図

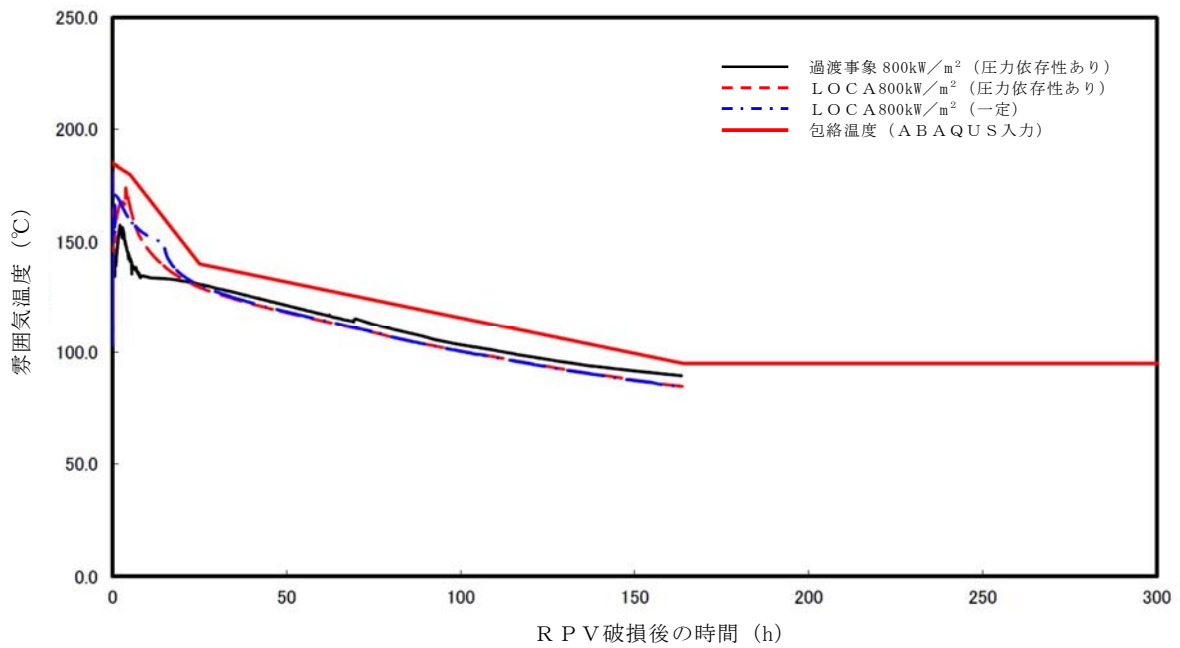


(b) スリット部拡大図

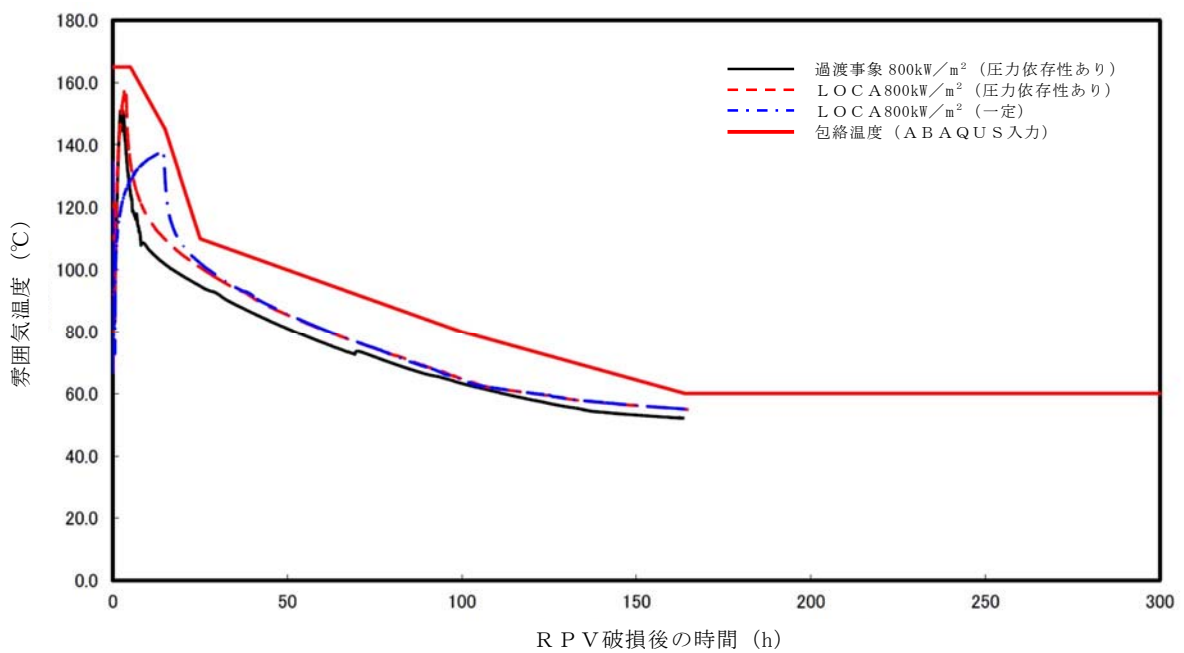
第1図 熱伝導解析モデル



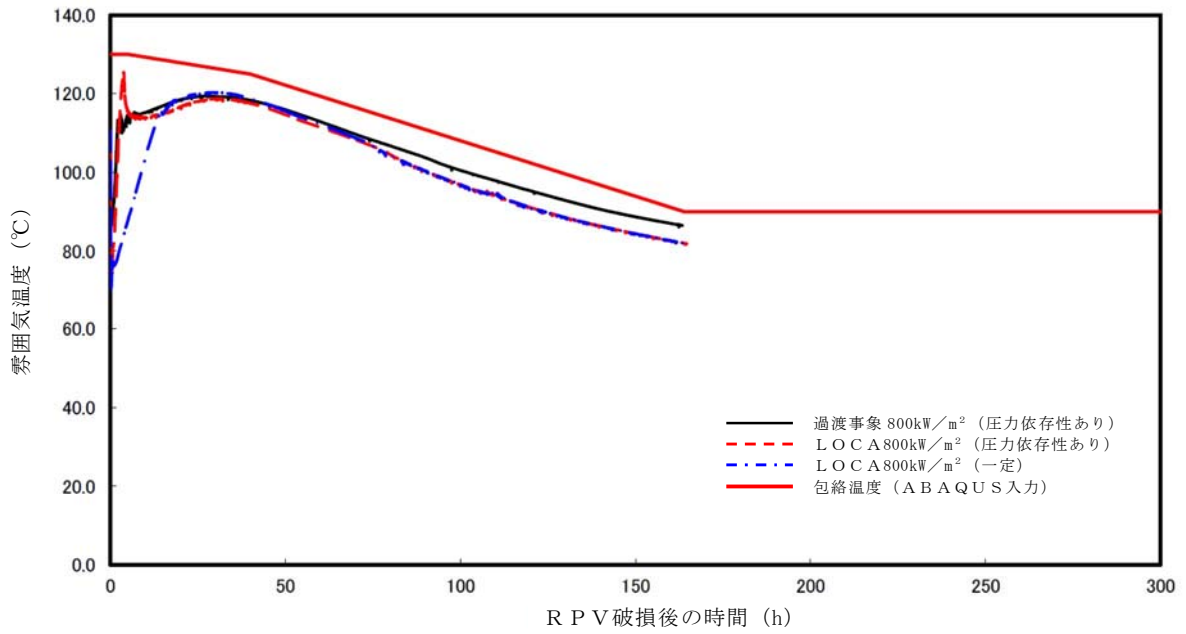
第2図 デブリ内部発熱密度条件



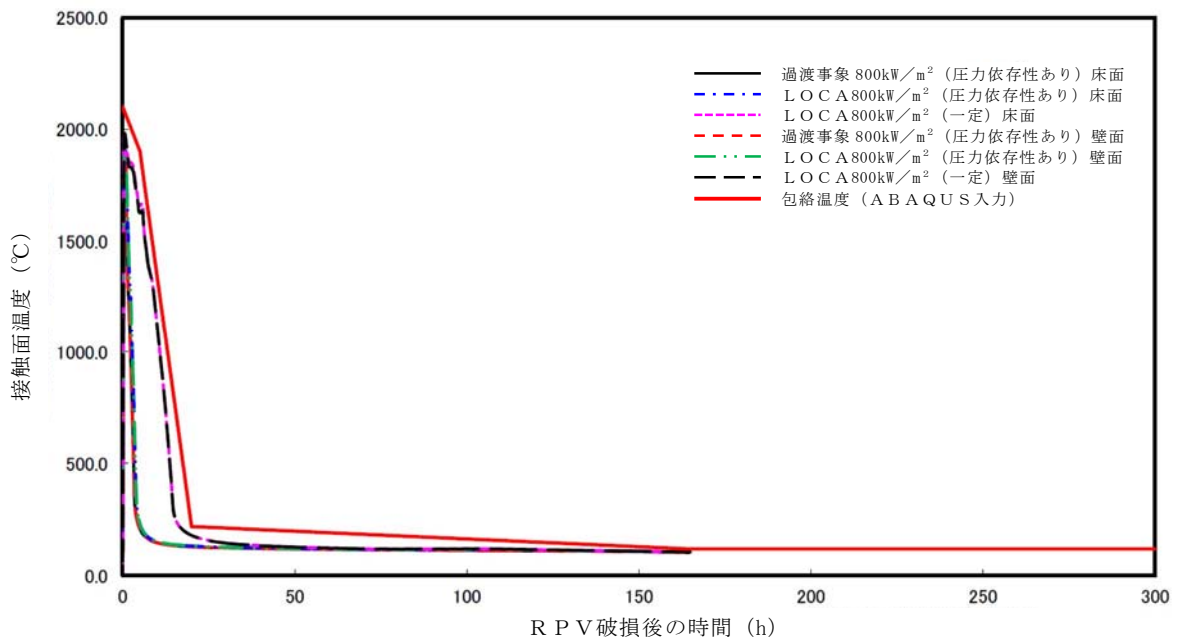
第 3 図 ペデスタル雰囲気温度条件



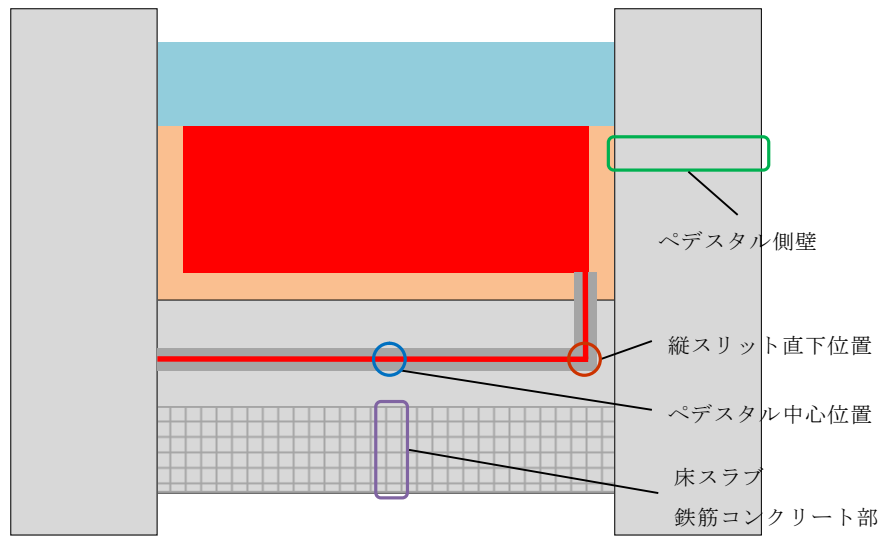
第 4 図 ドライウェル雰囲気温度条件



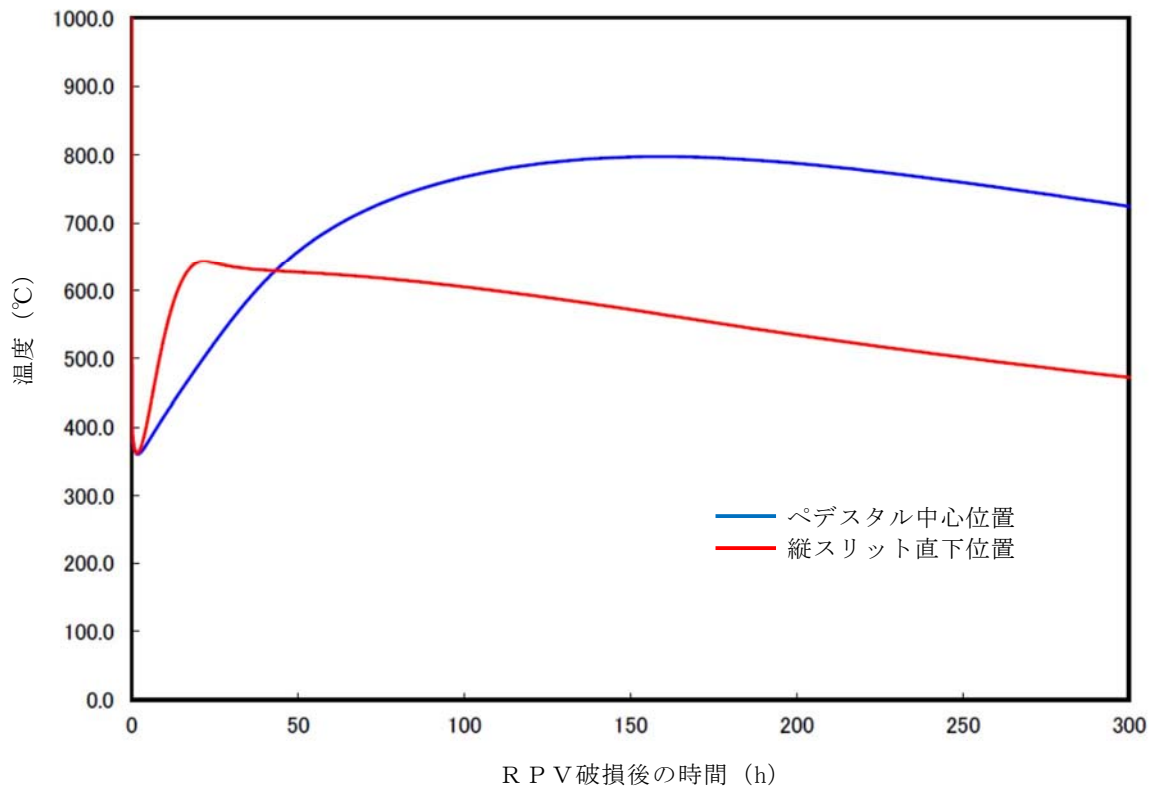
第5図 サプレッション・チェンバ霧囲気温度条件



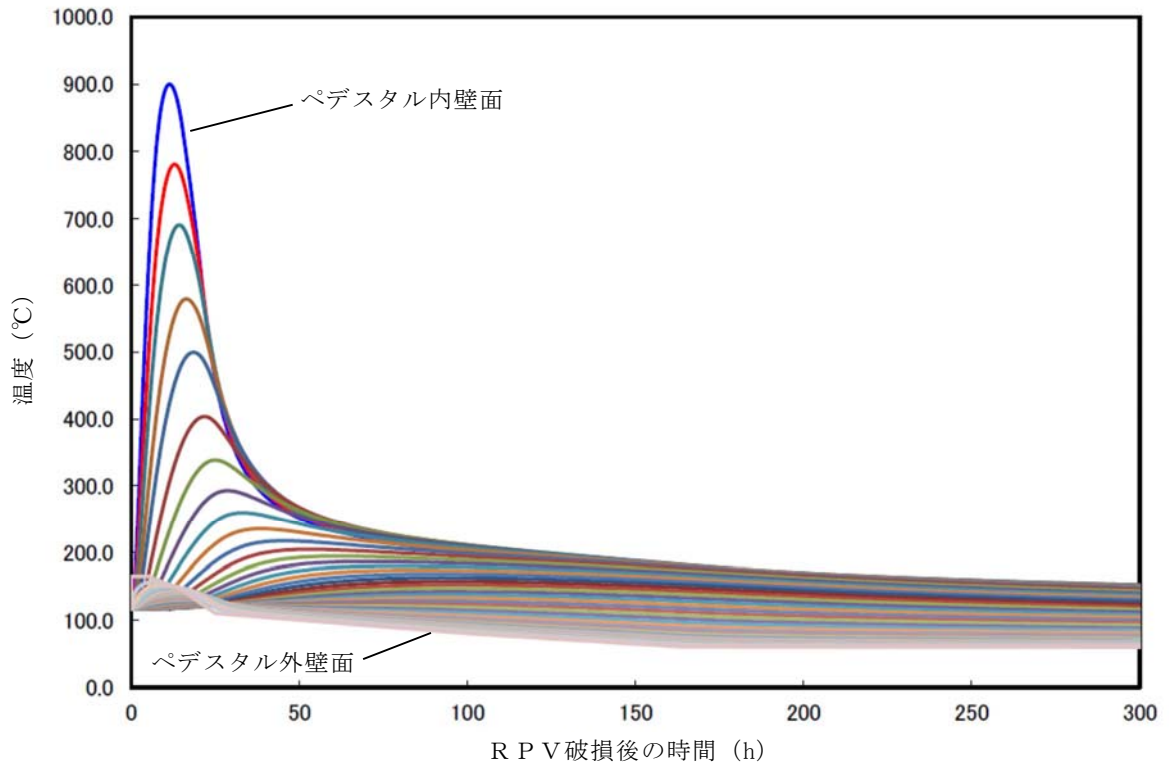
第6図 デブリー・ジルコニア耐火材接触面温度条件



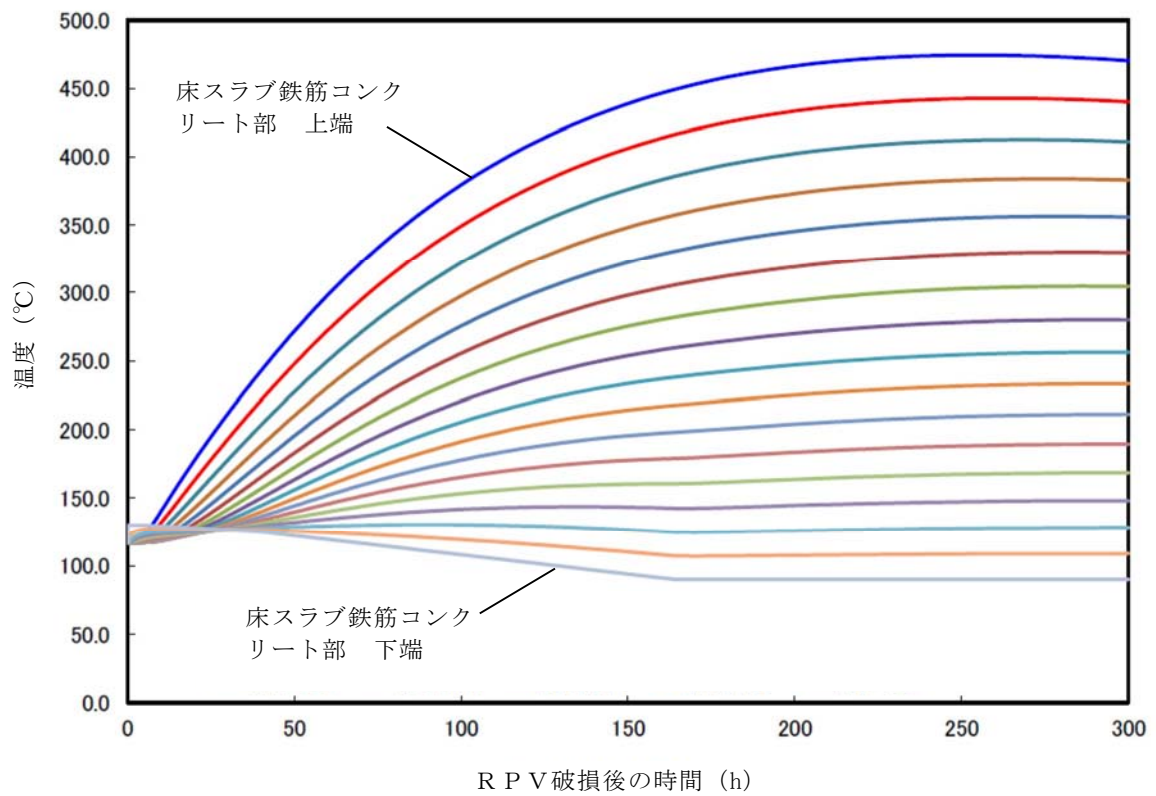
第7図 ペデスタル温度評価位置



第8図 横スリット部の温度変化



第 9 図 ペデスタル側壁の温度変化

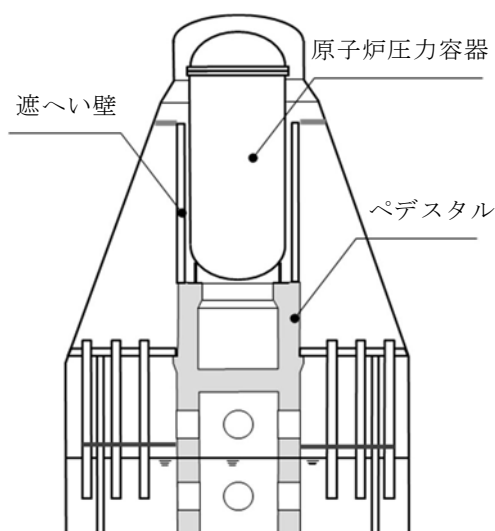


第 10 図 床スラブ鉄筋コンクリート部の温度変化

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DESTAL等配置図を第1図に示す。ペDESTALは、原子炉圧力容器、遮へい壁等を支持する構造物である。添付 3.5.1 のとおり、原子炉圧力容器が破損し溶融燃料がペDESTAL（ドライウェル部）に落下した場合でも、コンクリートの侵食は生じない評価結果となっているが、ペDESTAL側壁部のコンクリートが侵食する可能性を考慮し、これら構造物を支持するために必要となるペDESTAL側壁部の壁厚（以下「必要壁厚」という。）を算定する。



第1図 格納容器内ペDESTAL等配置図

2. ペDESTAL側壁部に生じる荷重算定

2.1 荷重の算定方針

必要壁厚の算定のために必要となるペDESTAL側壁部の荷重は、今回工認

におけるペDESTALの構造健全性評価に用いる解析モデルを適用し、ペDESTALにて支持される構造物の重量を考慮した解析により算定する。

2.2 解析方法

解析モデル図を第2図に、解析条件等の概要について第1表に示す。解析モデルは、ペDESTAL構造をシェル要素にて3次元的にモデル化したものを用いる。

ペDESTALは、原子炉压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DESTAL上面に等分布荷重として負荷させる。また、MCCIに至る過程を踏まえれば、原子炉压力容器内の燃料集合体等はデブリ化し、ペDESTAL床面上に落下していることになるが、ペDESTAL側壁コンクリートの必要壁厚を保守的に算定するために、原子炉压力容器内に燃料集合体が残存することを前提に評価した。



第2図 ペDESTAL 3次元FEMモデル図

第1表 解析条件等の概要

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

3 必要壁厚の算定

3.1 解析結果

必要壁厚の算定に用いる荷重は、構造物の重量によるペDESTAL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DESTAL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DESTAL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、水蒸気爆発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。

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

(2) 面外せん断力による評価

面外せん断力を用いた必要壁厚の算定については、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。

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

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。熱影響を考慮しない場合の健全な側壁コンクリート厚さ に対し、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DESTア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。

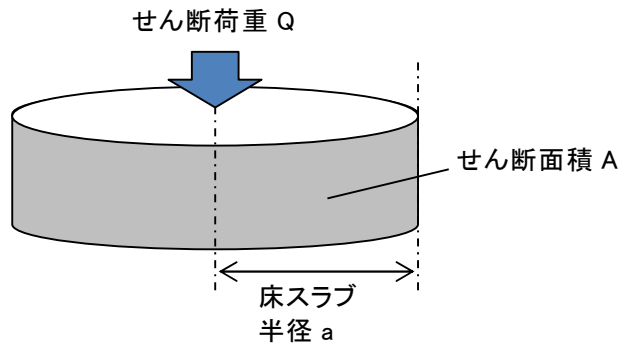
2. せん断応力による必要床スラブ厚さ

床スラブ端部の必要厚さは次のとおり算定される（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 $1.06\text{N}/\text{mm}^2$ を使用すると、熱影響を考慮しない場合の健全な床スラブ厚さ に対し、必要厚さは 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/mm²)

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

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

F_c : コンクリートの設計基準強度 約 $22.1 \text{ (N}/\text{mm}^2)$

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 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。

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

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。

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

ここで，

σ_y : 鉄筋の降伏強度（345N/mm²）の 1.1 倍^{※1} = 379.5N/mm²

d : 床スラブの有効せい^{※2} = $\boxed{}$

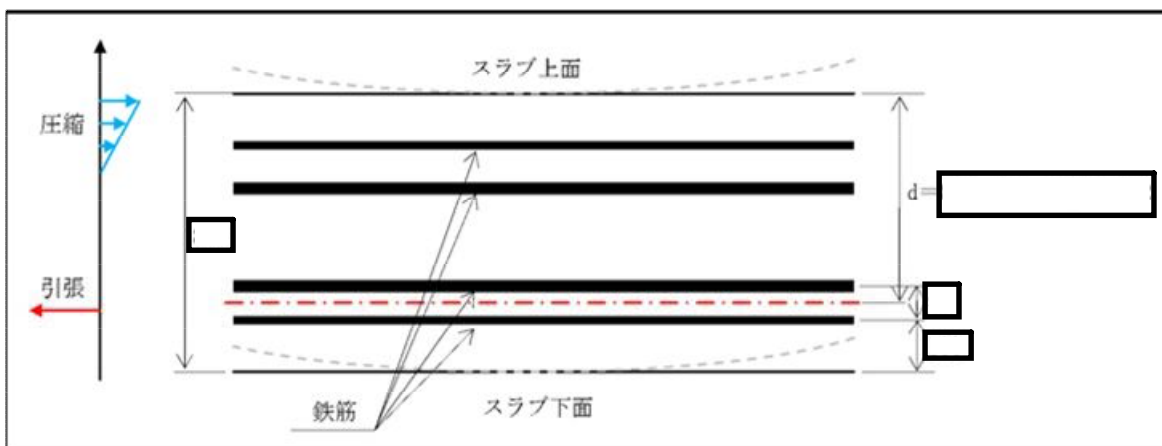
- ※1 建築物の構造関係技術規準解説書では，終局強度算定に当たり J I S 規格品の鉄筋の基準強度を 1.1 倍以下の数値とすることができるとされている。
- ※2 圧縮縁から引張側鉄筋の重心までの距離（第 2 図）

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表面の応力分布	たわみ w , w_{max} および応力 σ , σ_{max}
1	円板, 周辺単純支持, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right) \left(\frac{5+\nu}{1+\nu} - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{(5+\nu)pa^4}{64(1+\nu)D} = 0.696 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} (3+\nu) \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (3+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ <div style="border: 1px solid red; padding: 2px; display: inline-block;"> $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=0} = (\sigma_\theta)_{r=0} = \mp \frac{3(3+\nu)pa^2}{8h^2} = \mp 1.24 \frac{pa^2}{h^2} *$ </div>
2	円板, 周辺固定, 等分布荷重 	$w = \frac{pa^4}{64D} \left(1 - \frac{r^2}{a^2}\right)^2$ $w_{max} = (w)_{r=0} = \frac{pa^4}{64D} = 0.171 \frac{pa^4}{Eh^3} *$ $\sigma_r = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (3+\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_\theta = \mp \frac{3pa^2}{8h^2} \left\{ (1+\nu) - (1+3\nu) \frac{r^2}{a^2} \right\}$ $\sigma_{max} = (\sigma_r)_{r=a} = \pm \frac{3pa^2}{4h^2} = \pm 0.750 \frac{pa^2}{h^2}$ <div style="border: 1px solid black; padding: 5px; margin-top: 10px;"> $M_{max} = \sigma_{max} \cdot Z$ 断面係数 $Z = I^2/6$ のため, $M_{max} = \{3(3+\nu)p \cdot a^2/8h^2\} \times \{I^2/6\}$ $= (3+\nu)p \cdot a^2/16$ </div>

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

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。
- ・ A B A Q U Sコードによる熱伝導解析結果における側壁での径方向各厚さの温度(第1図)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、コンクリート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1,229mm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)

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

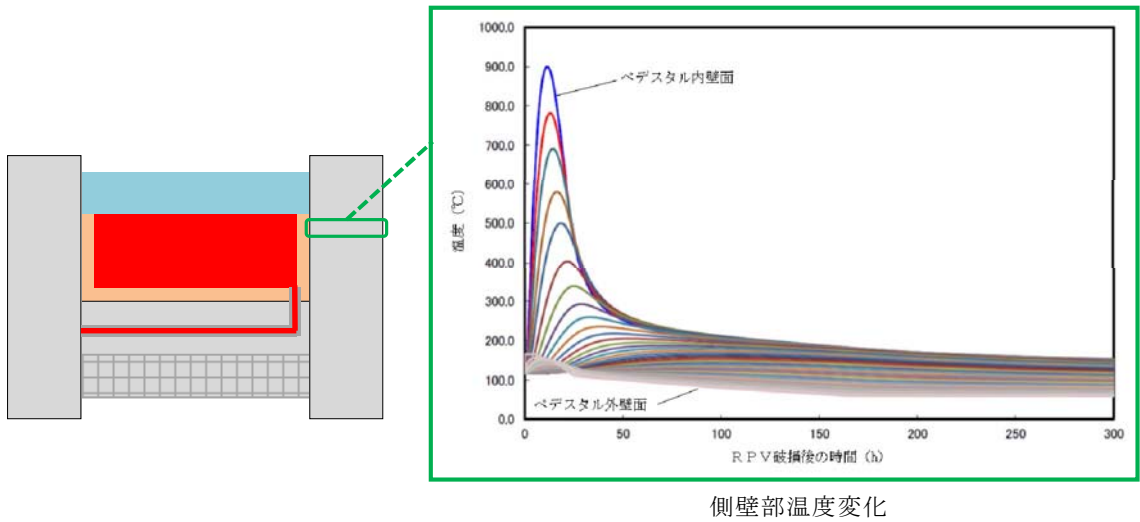
d：有効せい（必要壁厚） (mm)

f_s：短期許容応力度 (N/mm²)

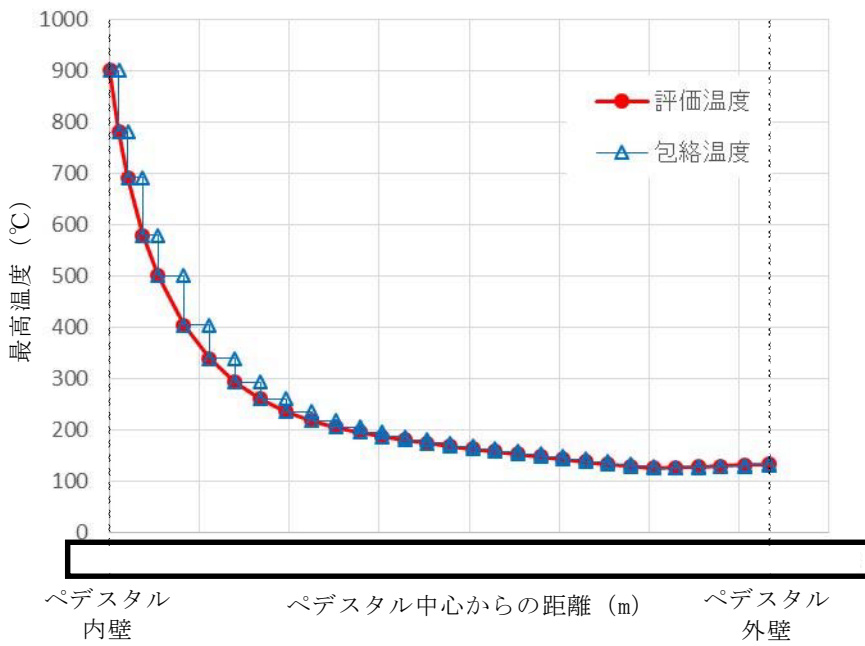
- ・上記手順により算定した等価壁厚と別添2に示すRPVを支持するために必要な壁厚である192mmとを比較し、等価壁厚が必要壁厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価壁厚は約1,276mm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DESTAL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/mm²)

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

[注] F_c は、コンクリートの設計基準強度 (N/mm²) を表す。

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。また、必要なコンクリート厚さを小さく評価する観点で保守的に、床スラブのコンクリート部厚さ（1,000mm）を考慮せず、鉄筋コンクリート部厚さ（800mm）を対象に評価する。
- ・ABAQUSコードによる熱伝導解析結果における床スラブ鉄筋コンクリート部の縦方向各厚さの温度（第1図）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、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板厚を算定する。
- ・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、等価板厚が必要板厚を上回ることを確認する。

(2) 評価結果

等価板厚は約 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

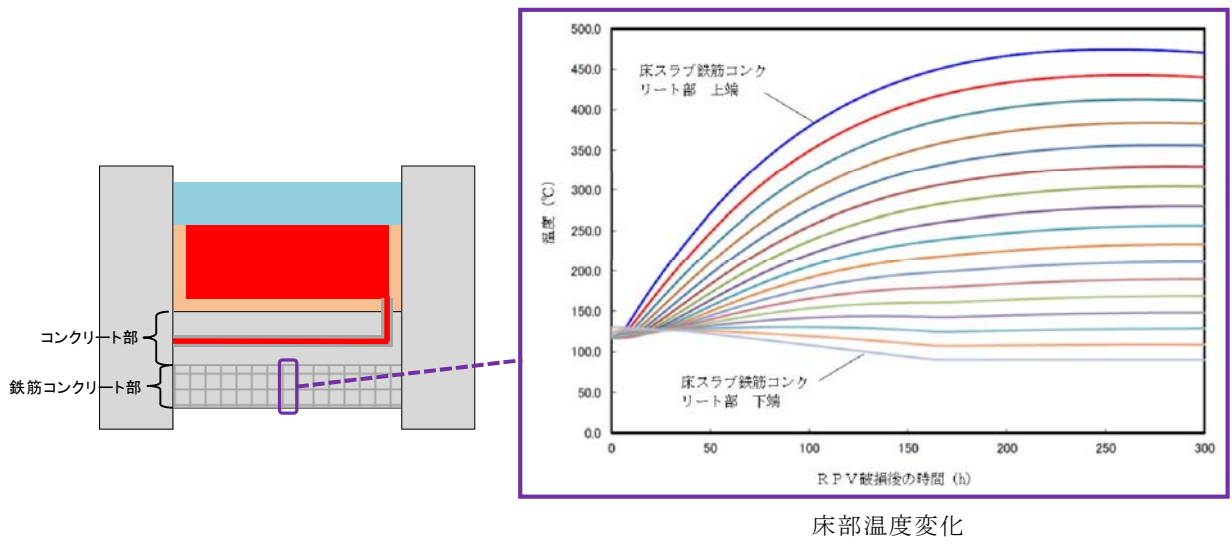
(1) 評価方法

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。

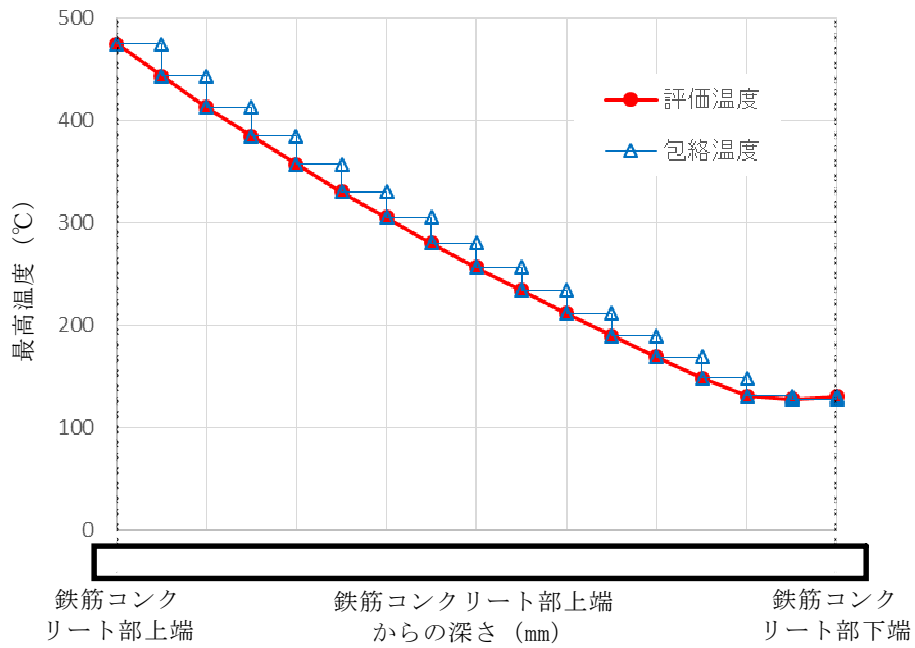
- ・ デブリ等の重量による曲げ応力は床スラブの鉄筋コンクリート部に引張荷重として掛かることから、第3図に示す鉄筋を対象に曲げ応力を評価し、コンクリートについては考慮しない。
- ・ A B A Q U S コードによる熱伝導解析結果より、下端筋位置では最高220℃程度まで温度上昇するため、第4図に示す耐火性ガイドブックの高温時の鉄筋強度を参考に、強度低下割合として4割を設定する。
- ・ 実機の床スラブ本体部の幅1m当たりの鉄筋量 に対し、上記の鉄筋強度劣化度合いを考慮し、健全な状態とみなせる鉄筋量を評価する。
- ・ 上記手順により算定した強度低下を考慮した鉄筋量と別添3に示すデブリ等の重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

(2) 評価結果

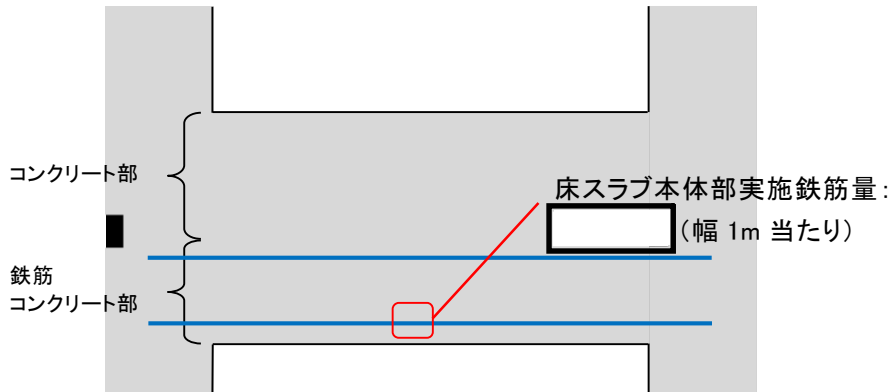
強度低下を考慮した鉄筋量は となる。デブリ等の重量保持に必要な鉄筋量は幅1m当たり であり、必要な鉄筋量を上回ることから、曲げ応力に対してデブリ保持機能は確保される。



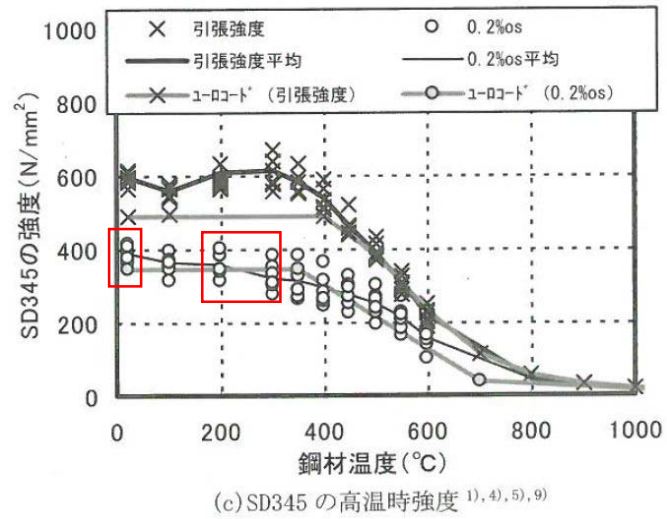
第 1 図 ペデスタル温度評価結果



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及び水蒸気爆発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DESTAL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DESTAL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。

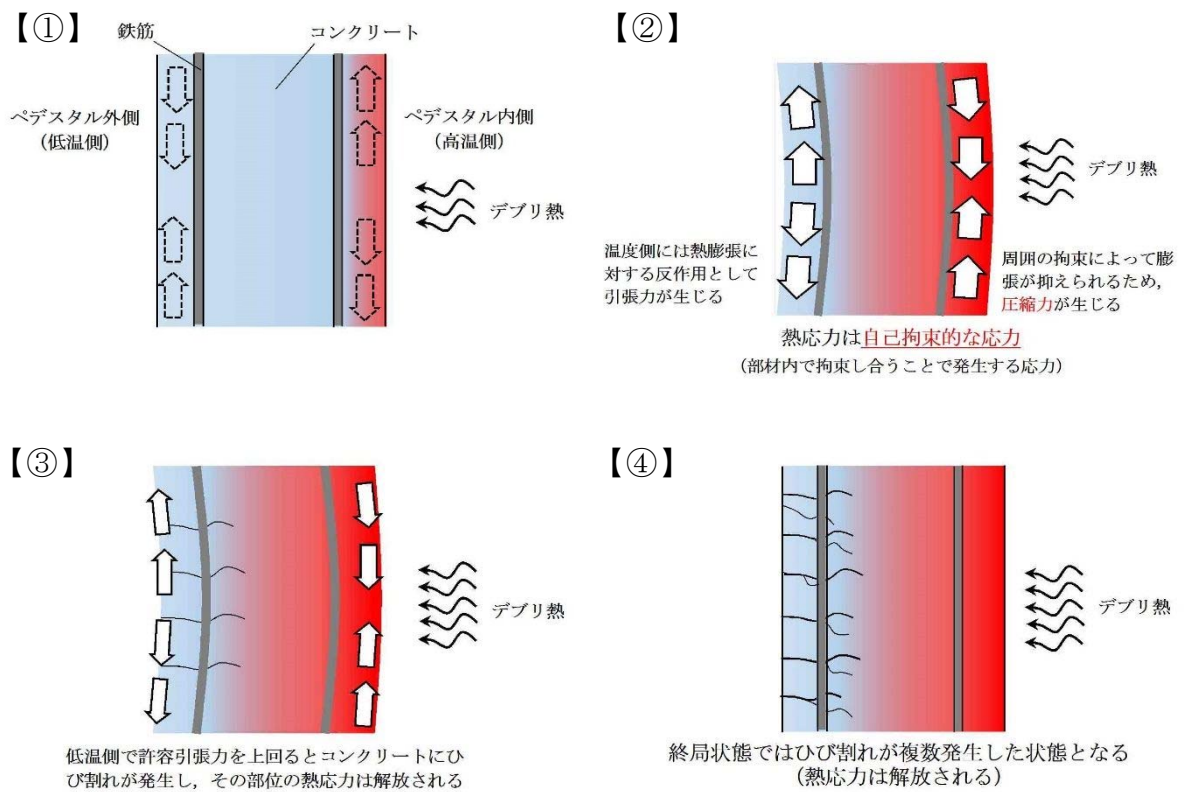
(1) 評価方法

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。

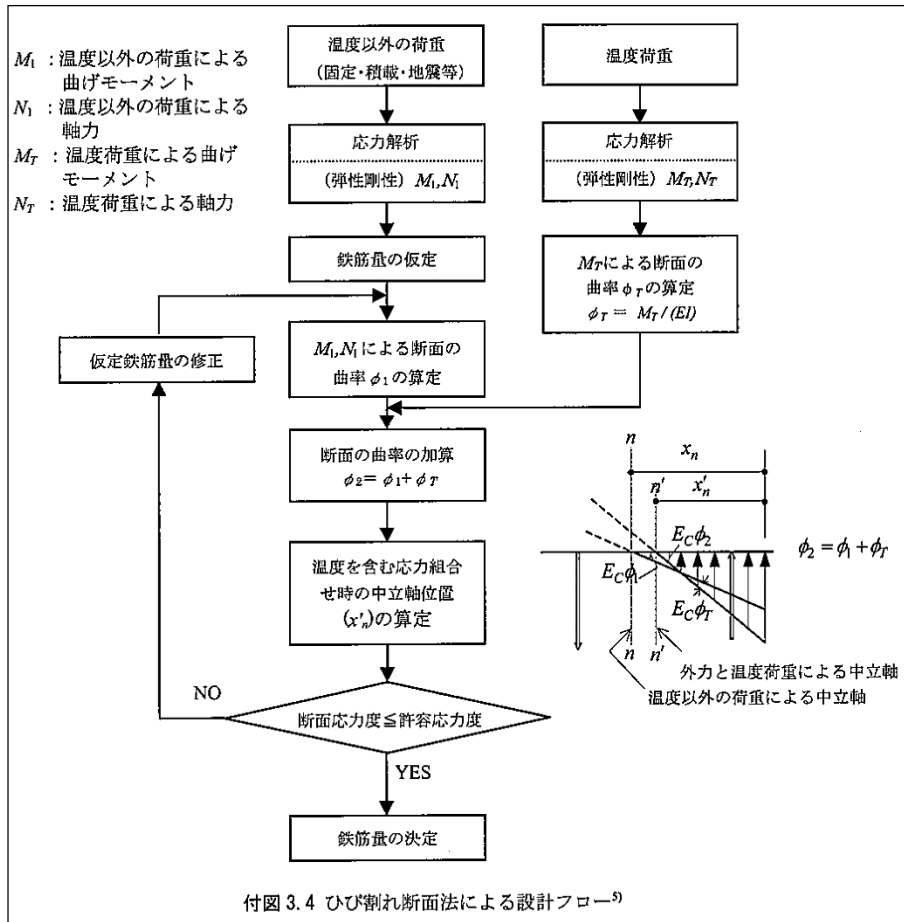
(解説 CVE-3330) 熱応力の扱い

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。

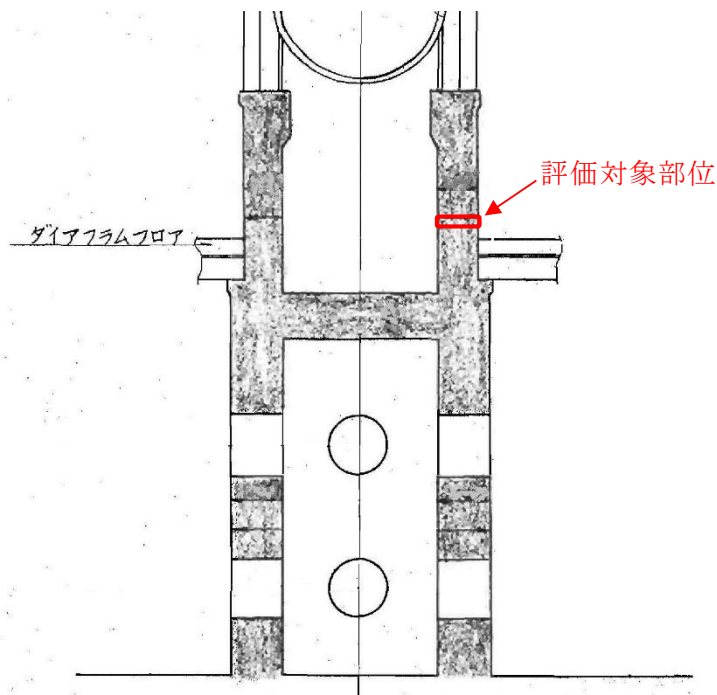
また、自己拘束的な応力は、十分な塑性変形能力がある場合、理論的にも実験的にも終局耐力に影響しないことから、部材の終局状態に相当する荷重状態Ⅳにおける評価では、熱応力を無視してよいこととした。

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できる。

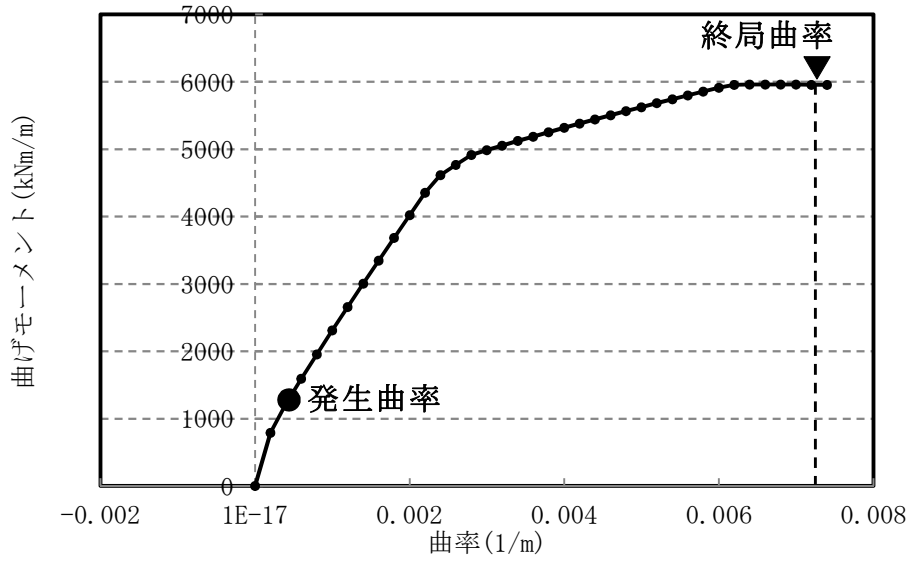
第2図 C C V規格における熱応力の扱いに関する記載



第 3 図 ひび割れ断面法による設計フロー (RC-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)

溶融炉心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、原子炉圧力容器（以下「R P V」という。）破損時にペデスタル（ドライウエル部）（以下「ペデスタル」という。）に落下した溶融炉心が、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サブプレッション・チェンバ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、ペデスタル内の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、溶融炉心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、溶融炉心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、現実的には溶融炉心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、溶融炉心の落下時及び落下後の挙動は不確かさがあることから、溶融炉心の排水流路への流入を想定した場合でも溶融炉心が横スリット内で凝固停止しサブプレッション・チェンバ側へ移行しないことを、M A A P 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。

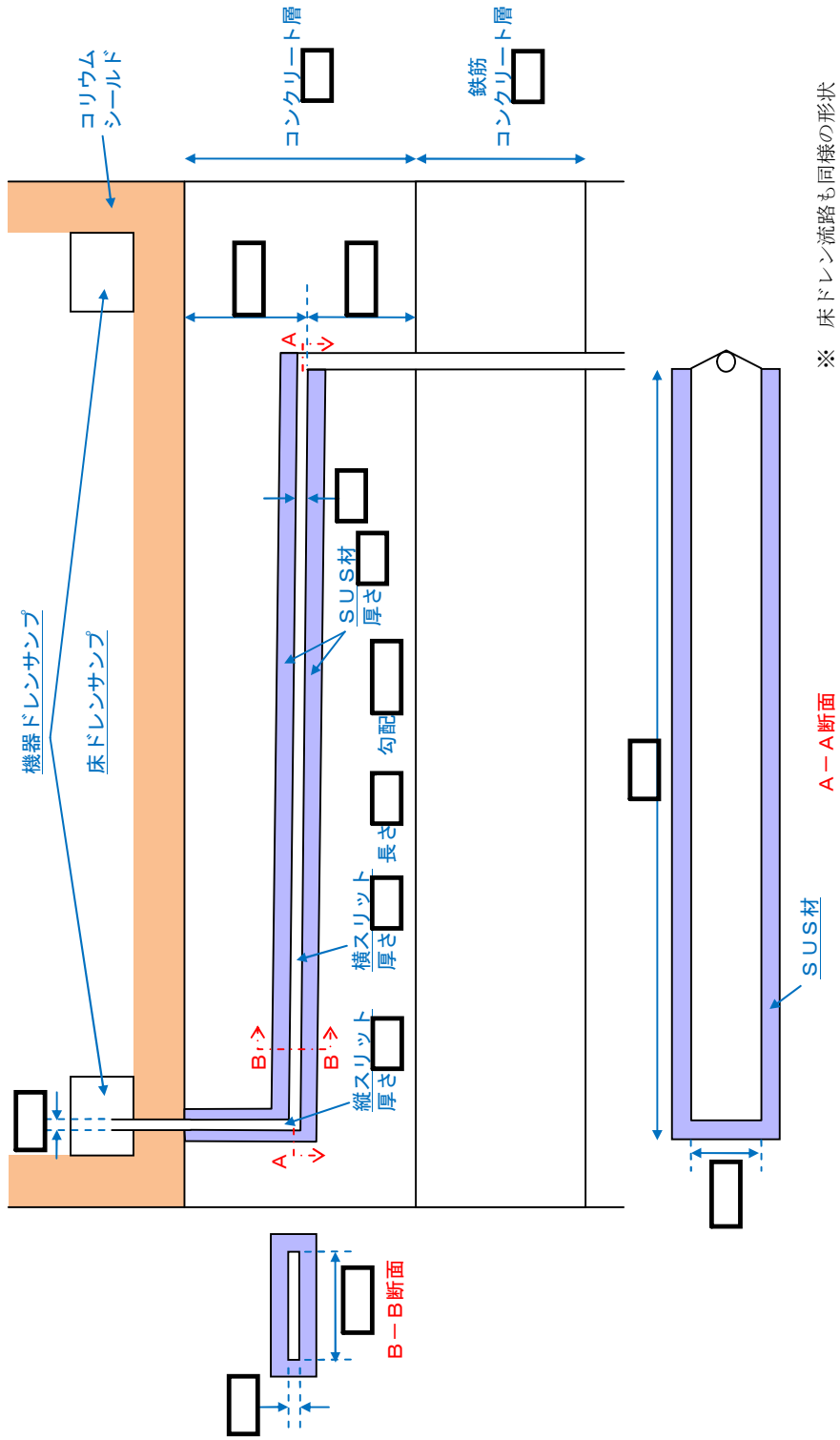
1. 格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

第1図に、格納容器ドレンサンプ排水流路の形状変更を考慮した行固定し評価モデルの概要図を示す。

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炉心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、流入した溶融炉心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SUS材とすることで、流入した熔融炉心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ブ排水流路の形状変更を考慮した凝固停止評価モデル

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溶融炉心の流動・凝固挙動に係る試験として、米国EPR I及びFAIにより実施された炉心溶融時のRPV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、RPV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 Al_2O_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 Al_2O_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1/10から1/100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、EPR 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。

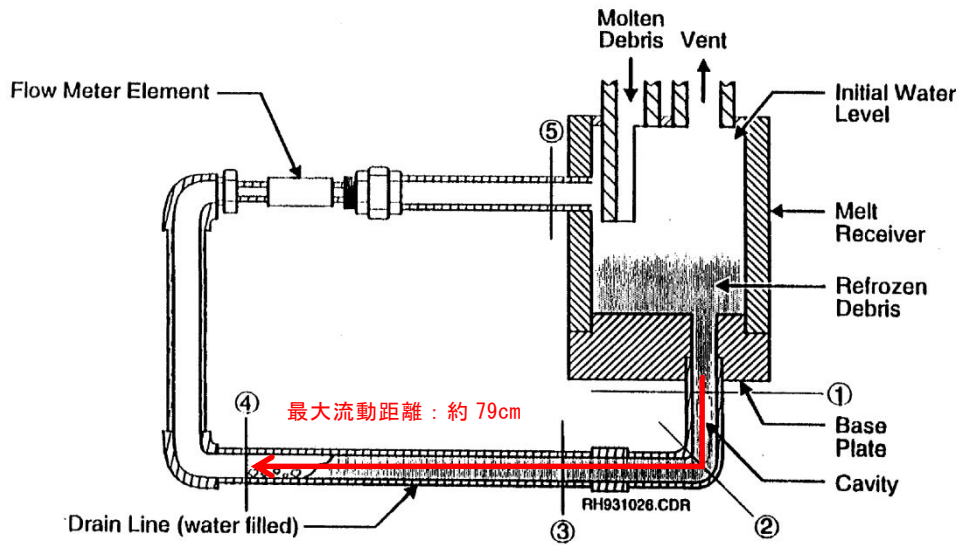
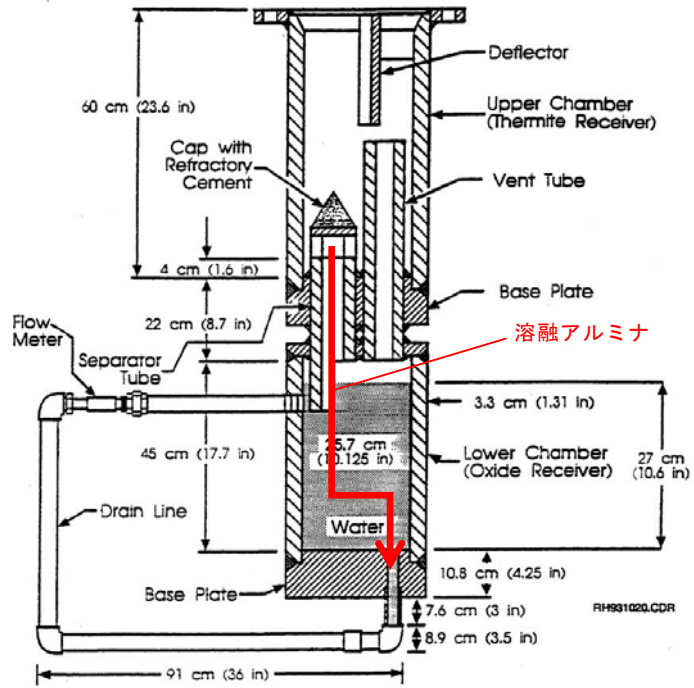
EPR I試験では、模擬コリウムとして Al_2O_3 を用いており、その体積当たりの溶融潜熱は約 $4.41 \times 10^9 \text{ J/m}^3$ と計算される。これに対して、東海第二発電所の溶融炉心の場合、溶融潜熱に加えて液相線温度から固相線温度までの顕熱を考慮しても、体積当たりの凝固までの放出熱量は と計算され、 Al_2O_3 と同等であることが分かる。

また、東海第二の溶融炉心の熱伝導率は Al_2O_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SUS材を配置することから、実機条件の方が溶融炉心の冷却が進みやすいと考えられる。

一方、東海第二の溶融炉心は Al_2O_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、EPR 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、溶融

炉心とSUS材間の対流熱伝達率が大きくなり溶融炉心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、溶融炉心は横スリット長さ（）の範囲内で凝固停止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 EPR I 試験条件と東海第二実機条件の比較

項目	EPR 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	A12O3	溶融炉心	
融点 (°C)	2,047		凝固までに必要な除熱量は同程度。 (A12O3は溶融潜熱のみ, 溶融炉心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)
密度 (kg/m ³)	3,800		
比熱 (J/kgK)	1,300		
溶融潜熱 (J/kg)	1.16×10 ⁶		
体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)	約 4.41×10 ⁹		
熱伝導率 (W/mK)	7.5		
粘性係数 (Pa・s)	0.003	0.004*2	
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		
流路構造	配管	スリット状 (SUS材被覆)	
流路内径	5cm		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。

※1 MAP解析 (TQUVシケンス) におけるRPV破損時の値

※2 MATPROにおけるUO₂の値〔2〕

3. 溶融金属の凝固モデルによる評価

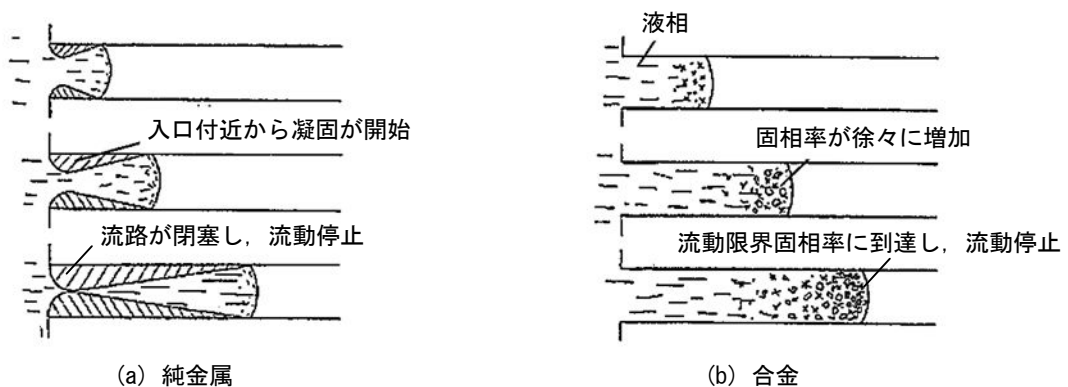
3.1 溶融金属の流路内での凝固挙動

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。

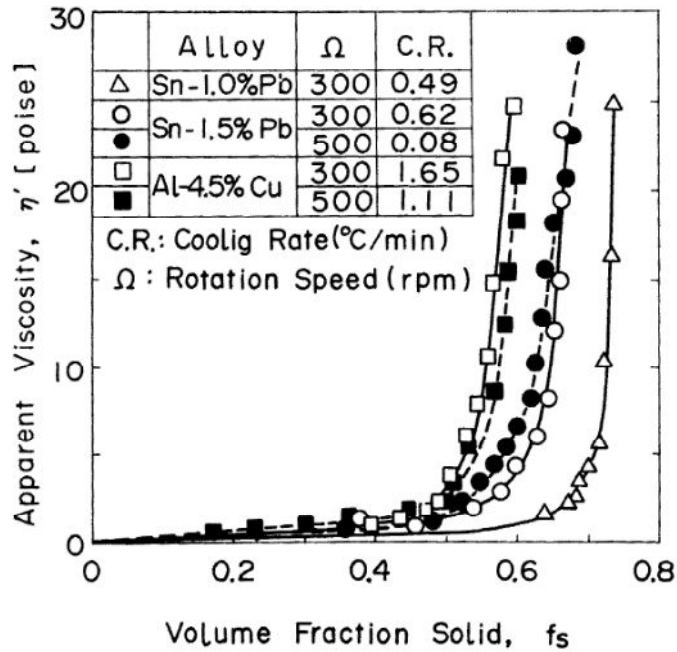
純金属や共晶温度の合金では、第3図(a)のように流路の入口付近から固化クラストが成長し流路が閉塞することで、流動が停止する。

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。

溶融炉心については、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炉心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 : 溶融炉心密度 (kg/m^3), v : 溶融炉心流速 (m/s),

f_c : 流動限界固相率 (-), H_f : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (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 : 溶融炉心温度 (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

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

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

Sleicher-Rouse の式

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

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

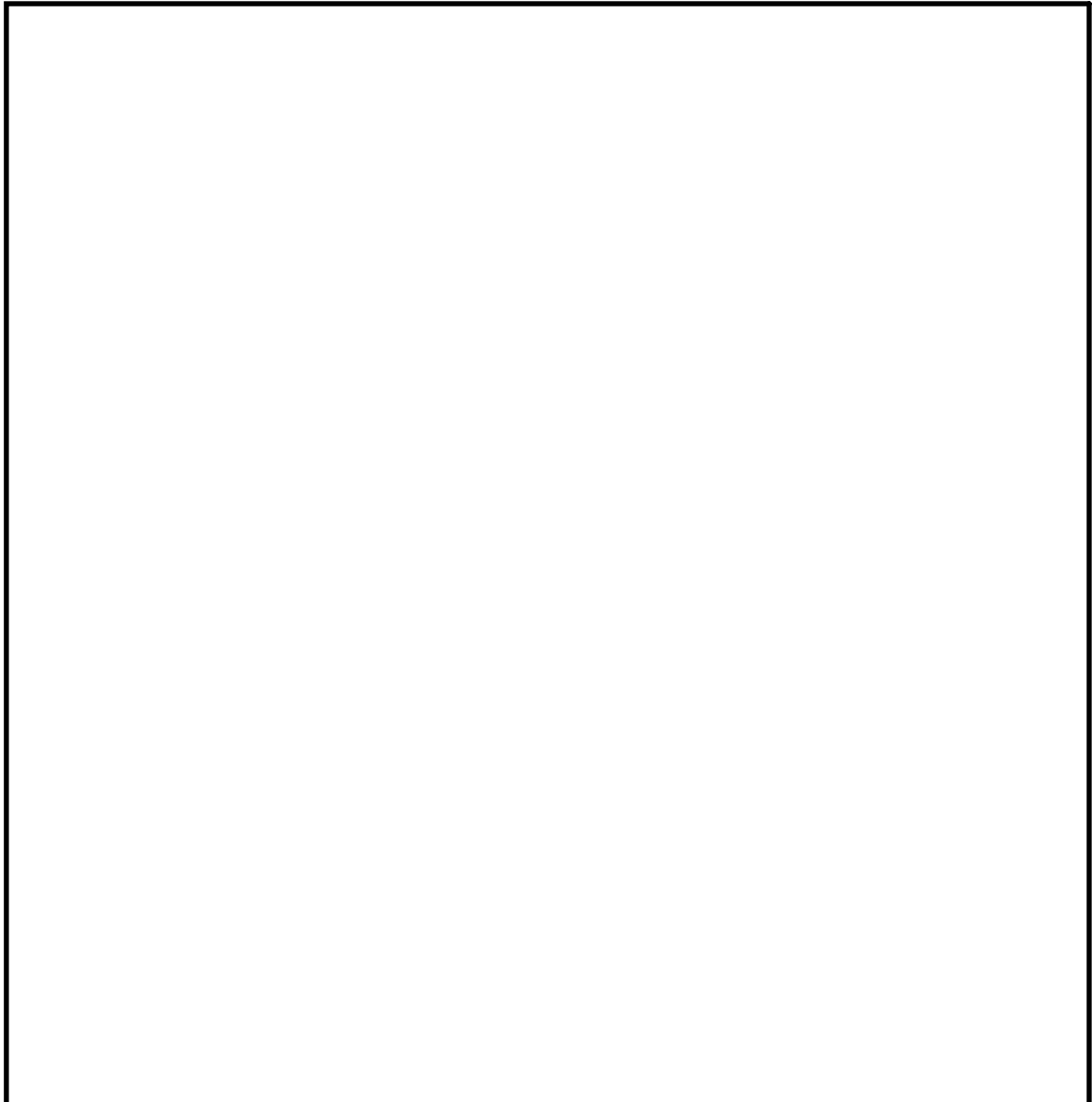
$$\begin{cases} a = 0.88 - \frac{0.24}{4 + \text{Pr}_w} \\ b = \frac{1}{3} + 0.5 \exp(-0.6 \text{Pr}_w) \end{cases}$$

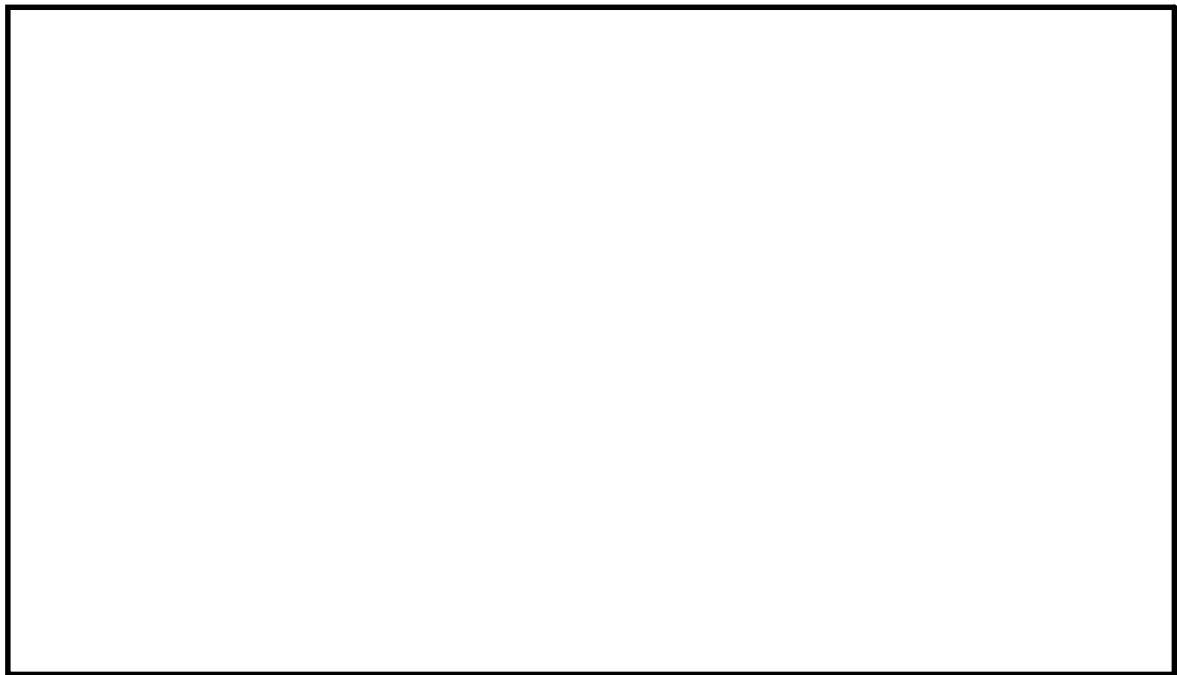
添字はそれぞれ、m : 混合平均温度、f : 膜温度、w : 壁温における物性値を表す。ただし本評価では、物性値は温度によらず一定と仮定している。

(3) 溶融炉心の温度低下の考慮

(1)式から直接的に流動距離を計算すると、流路内を進行する間の溶融炉心の温度低下が考慮されず、溶融炉心から構造材への熱伝達速度が過大評価されることにより、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、流動に伴う溶融炉心の温度低下を考慮した上で、溶融炉心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、溶融炉心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 溶融炉心流動距離の評価イメージ図

3.3 評価条件

横スリット内での溶融炉心凝固評価に用いた条件を第 2 表に示す。

溶融炉心の物性については，M A A P 計算結果における R P V 破損時の溶融炉心物性値を用いる。なお，流動距離が長くなるよう溶融炉心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。

溶融炉心の流速については，溶融炉心全量に加えペDESTAL 内構造物等がペDESTAL 内に堆積した場合の堆積高さ と，横スリット下端までの高低差 の合計 をヘッドとして考慮した場合，溶融炉心の流速は約 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炉心の流速の低下として，E P R I 試験の知見（1/10 から 1/100）及び実機溶融炉心と 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，既往の溶融炉心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、熔融炉心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)		
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)		M A A P 計算結果 (R P V 破損時の値) 流動距離が長くなるよう溶融炉心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
	固相線温度 (°C)		
	密度 (kg/m ³)		
	熱伝導率 (W/mK)		
	比熱 (J/kgK)		
	溶融潜熱 (J/kg)		
	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	
	溶融炉心初期温度 (°C)		
初期温度条件	構造材初期温度 (°C)	167	R P V 破損時の溶融炉心平均温度 (<input type="text"/> : M A A P 計算結果) に対し、保守的に液相線温度を設定 保守的に限界圧力での飽和水温度を設定
	溶融炉心流速 (m/s)		溶融炉心等の堆積量、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
溶融炉心流動条件	流動限界固相率 (-)	1.0	溶融炉心先端が完全に凝固するまで流動が続くと仮定し設定
	チャージャーレンジ (m)	0	

3.4 評価結果

3.3 に示した条件に基づく評価の結果、熔融炉心の流動距離は約 1.0m となり、横スリットの長さ () の範囲内で凝固停止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、この間の熔融炉心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、熔融炉心のレイノルズ数及びプラントル数はそれぞれ $Re \doteq 1.3 \times 10^5$ 及び $Pr \doteq 0.14$ 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、熔融炉心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、熔融炉心の流速は流動停止まで一定としており、縦スリット及び横スリット内での圧損や粘性増加に伴う速度低下を考慮していない。
- ・横スリットへ流入する熔融炉心の初期温度は、RPV 破損時の熔融炉心平均温度 () に対し保守的に液相線温度 () を設定しているが、熔融炉心がペDESTAL 床面を抜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炉心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、既往の熔融炉心抜き試験においては、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、溶融炉心の物性値条件についてはMAAP計算結果における溶融炉心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炉心の物性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炉心内の金属相及び酸化物相の物性値を参照し、評価結果への影響を検討する。なお、第2表の評価条件において、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炉心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、評価結果に対する不確かさの影響は小さいと考えられる。

第3表に、MAAP計算結果における溶融炉心の組成平均、金属相及び酸化物相のそれぞれの物性値を示す。各物性値から計算される溶融炉心が凝固するまでの体積当たりの放出熱量を比較すると、組成平均の物性値を用いた場合が最も大きく、溶融炉心の凝固までの流動距離が最も長くなることが分かる。

したがって、溶融炉心の物性値の不確かさを考慮した場合でも、溶融炉心は横スリットの長さ () の範囲内で凝固停止すると考えられる。

第3表 溶融炉心の物性値の比較

項目		組成平均	金属相	酸化物相	備考
溶融炉心物性	液相線温度 (°C)				MAAP計算結果 (RPV破損時の値)
	固相線温度 (°C)				
	密度 (kg/m ³)				
	比熱 (J/kgK)				
	溶融潜熱 (J/kg)				
	体積当たりの凝固までの放出熱量 (J/m ³)				計算値

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、今回の溶融炉心の流動距離評価においては、溶融炉心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。

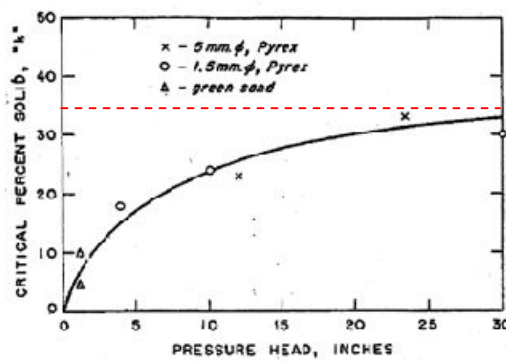
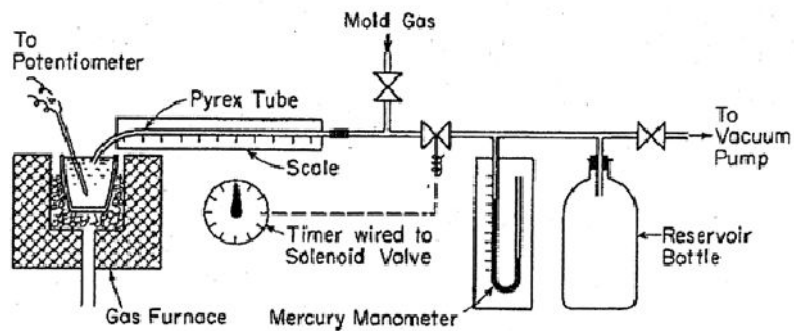
また、流路の材質（表面粗さ）についてはモデル上考慮されていないが、一般にステンレス鋼（東海第二の排水スリット条件）はガラス材（Fleming らの試験条件）より表面粗さが大きく、内部流体の乱れが促進され熱伝達率が大きくなるため、Fleming らの試験条件よりも溶融物の流動距離は短くなる傾向と

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。

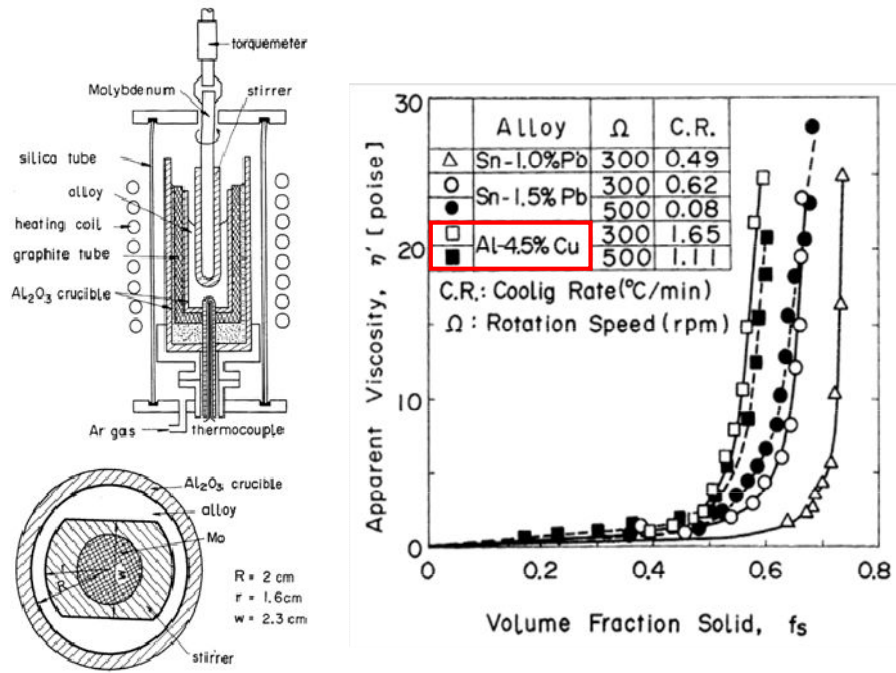
参考文献

- [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、US-ABWR DCDモデル^[1]や、Epsteinのモデル^{[2][3]}がある。

熔融炉心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 () の範囲内で凝固することを確認した。

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

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
US-ABWR DCDモデル	約1.5m	熔融炉心流速の代わりにRPVからの熔融炉心の最大落下率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3.0m	Flemingsモデルによる評価と同様の評価条件を使用。

○US-ABWR DCDモデルの概要^[1]

US-ABWR DCDモデルは、RPV下部のドライウェルサンプ周囲に設置されるコリウムシールドにおいて、ドレン水が通るためのスリット流路を対象とした熔融炉心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), $\bar{v}(t)$: 溶融炉心の流路内平均流速 (m/s),

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

ρ_{cm} : 溶融炉心密度 (kg/m³), h_{lh} : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), ΔT : 溶融炉心過熱度 (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からの溶融炉心落下率 (kg/s),

A_{ld} : 下部ドライウエル床面積 (m²)

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

○Epsteinモデルの概要^{[2][3]}

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

塞が想定されている。

Epstein モデルの評価式を以下に示す。溶融炉心の総流動距離は(5)式と(6)式の和で求められる。

- ・溶融炉心が過熱度を有する領域での流動距離

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

- ・溶融炉心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 : 溶融炉心溶融潜熱 (J/kg),

C_p : 溶融炉心比熱 (J/kgK), T_0 : 溶融炉心初期温度 (K),

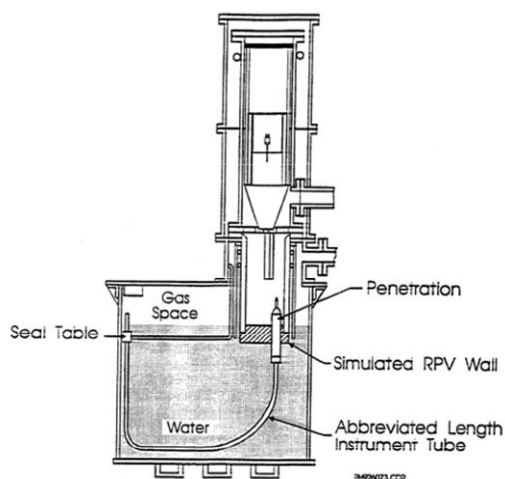
T_{mp} : 溶融炉心融点 (K), T_w : 構造材初期温度 (K),

T^* : 溶融炉心凝固開始温度 (推定値) (K), f : 摩擦係数 (-)

なお、 $T^* - T_{mp}$ は E P R I レポート^[3]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