

単位：Bq (GROSS値)

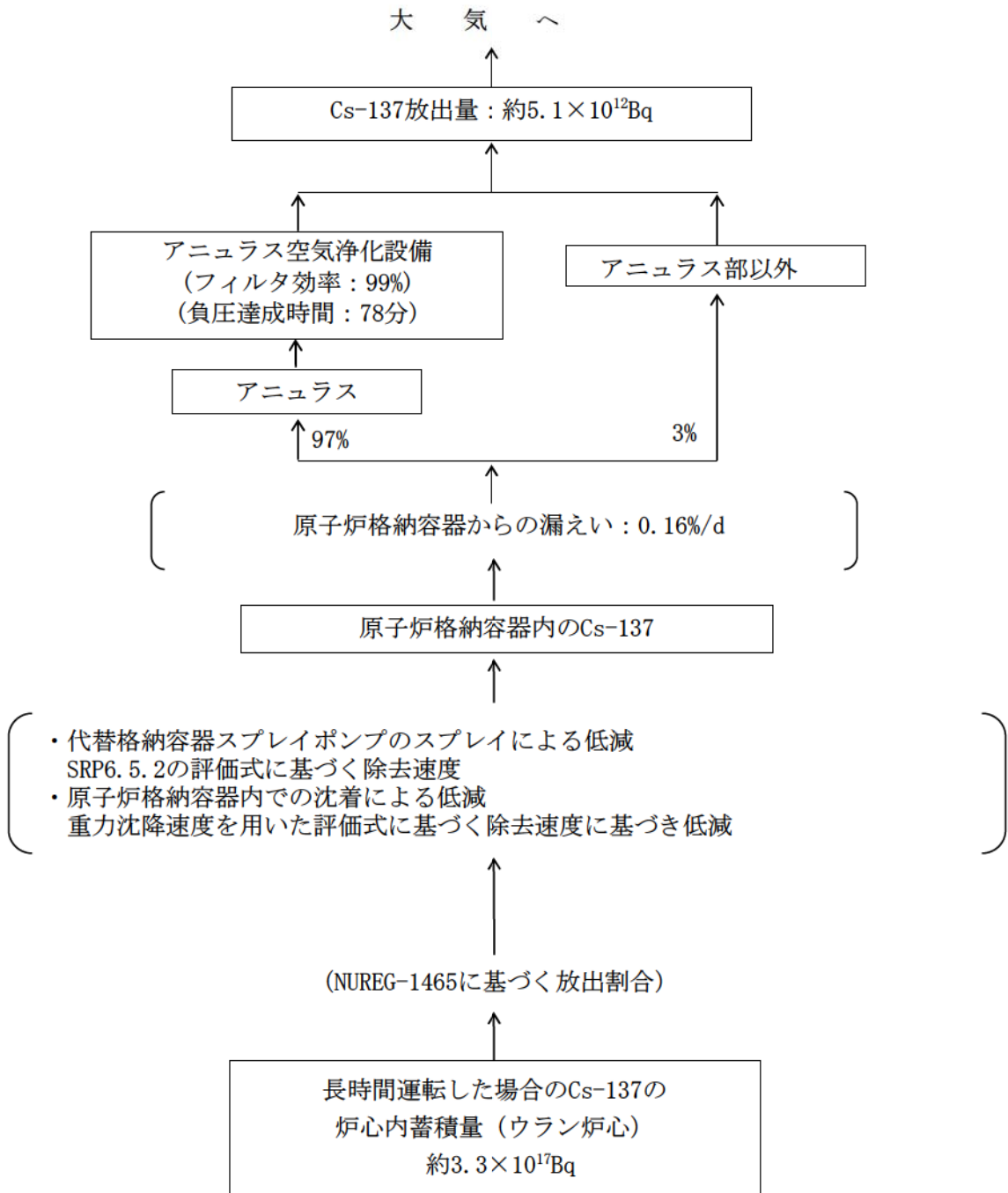


図3 Cs-137の大気放出過程

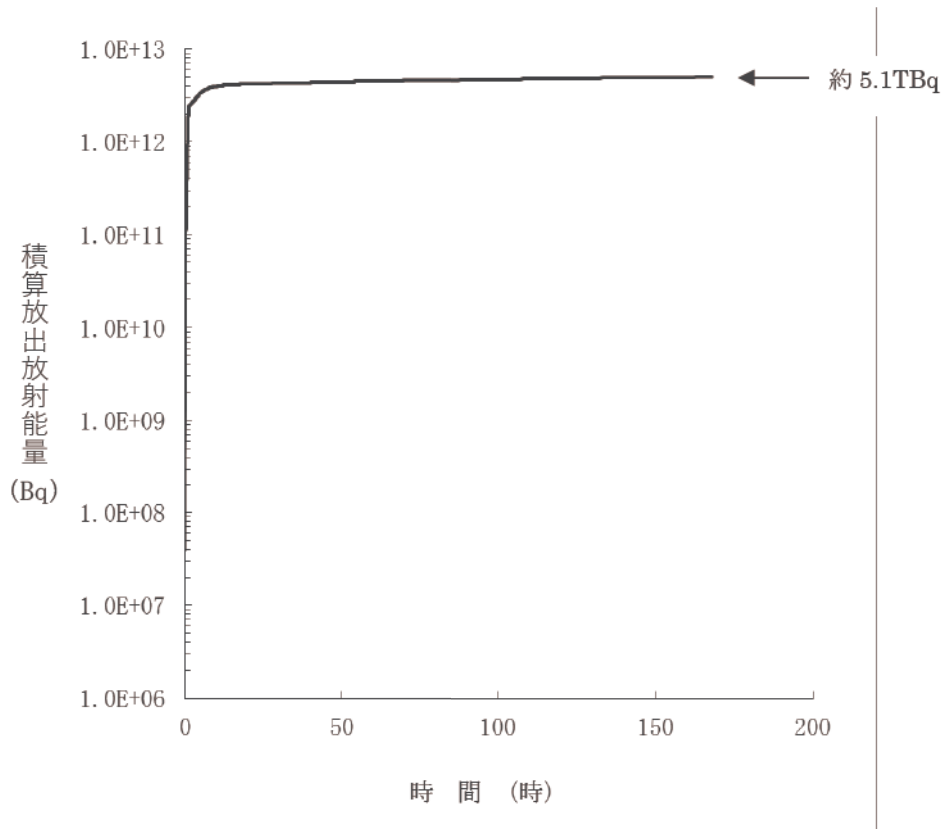


図4 Cs-137 積算放出放射エネルギーの推移 (7日間 (168時間))

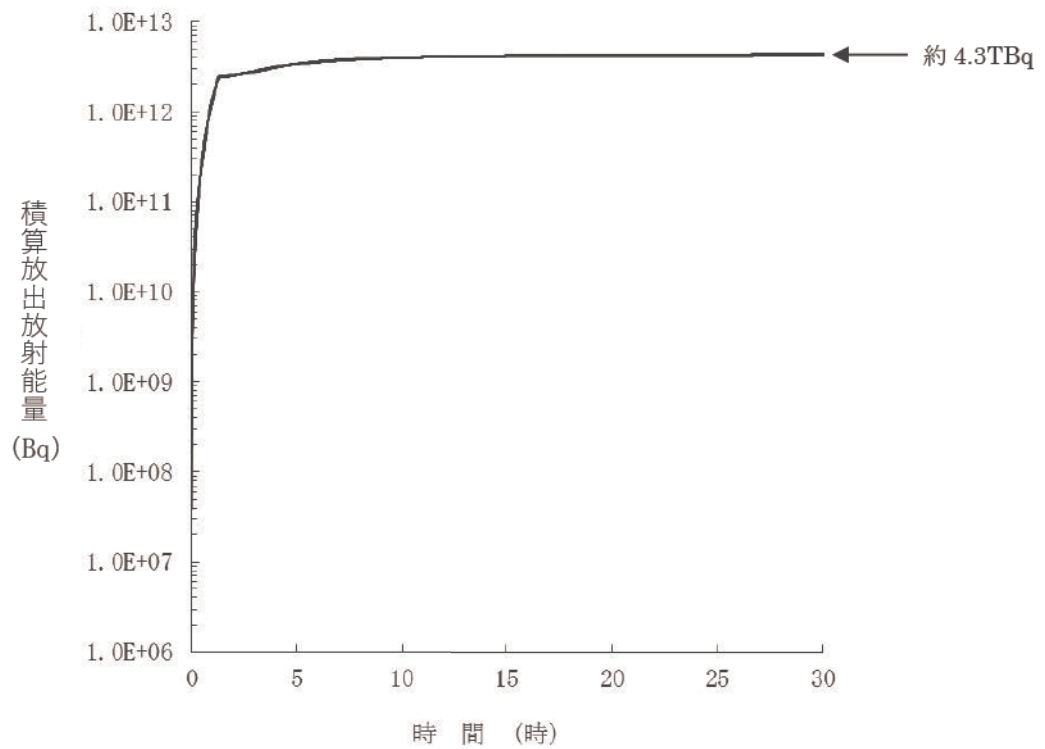


図5 Cs-137 積算放出放射エネルギーの推移 (30時間)

(別添)

## ウラン炉心と 1/4MOX 炉心における Cs-137 の大気への放出量の比較

## 1. 主要解析条件

大項目	中項目	主要条件	
		ウラン炉心	1/4MOX炉心
原子炉格納容器に放出される核分裂生成物量	炉心熱出力	100% (2, 652MWt) × 1.02	同左
	原子炉運転時間 (別紙 1 参照)	40,000時間	ウラン燃料について 40,000時間 MOX燃料について 30,000時間
	格納容器に放出される核分裂生成物割合	NUREG-1465に基づいて設定	同左
原子炉格納容器内での低減効果	代替格納容器 スプレイポンプによる スプレイ除去効果	SRP6.5.2の評価式に基づき算出した 除去速度により低減	同左
	原子炉格納容器等への 沈着効果	重力沈降の評価式に基づく	同左
環境への放出	原子炉格納容器からの 漏えい率	0.16%/d	同左
	アニュラス空気浄化 設備フィルタ除去効率 及び起動遅れ時間	フィルタ除去効率：99% 起動遅れ時間：60分 (全交流動力電源喪失を 想定)	同左

## 2. 評価結果

Cs-137 は、長半減期核種であるため運転時間に応じて蓄積されること及びPuでの核分裂収率がUよりも高い特徴を有する。55GWd/tのウラン炉心及び1/4MOX炉心の炉心内蓄積量を比較した結果、炉心の運転時間が長い特徴からウラン炉心の炉心内蓄積量が1/4MOX炉心の値を上回っており、放出量もウラン炉心の方が高いことからウラン炉心の値を申請ケースとした。

	ウラン炉心	1/4MOX炉心
Cs-137 の炉心内蓄積量(Bq)	$3.3 \times 10^{17}$	$3.2 \times 10^{17}$
Cs-137 の環境への放出量(Bq)	$5.1 \times 10^{12}$ (5.1TBq)	$4.8 \times 10^{12}$ (4.8TBq)

## 原子炉運転時間について

## (1) 55GWd/t ウラン炉心

55GWd/t ウラン炉心のウラン燃料(取替燃料集合体平均燃焼度 49,000MWd/t) に対する Cs-137 放出量評価においては、原子炉の運転時間を最高 40,000 時間とし、燃料を 1/4 ずつ取り替えるため、各領域に対しそれぞれ 10,000 時間、20,000 時間、30,000 時間、40,000 時間とする。

被ばく評価における原子炉の最高運転時間は、以下の式から求めることができる。

$$\begin{aligned}
 (\text{運転時間}) &= \frac{\text{〔取替燃料集合体平均燃焼度〕} \times (\text{炉心ウラン量})}{(\text{炉心熱出力})} \\
 &= \frac{49,000 \text{ (MWd/t)} \times 74 \text{ (t)} \times 24 \text{ (h/d)}}{2,652 \text{ (MW)}} \\
 &= 32,814 \text{ (h)} \Rightarrow 40,000 \text{ 時間}
 \end{aligned}$$

## (2) 55GWd/t-1/4MOX 炉心

55GWd/t-1/4MOX 炉心のウラン燃料(取替燃料集合体平均燃焼度 48,000MWd/t) に対する Cs-137 放出量評価においては、原子炉の運転時間を最高 40,000 時間とし、燃料を 1/4 ずつ取り替えるため、各領域に対しそれぞれ 10,000 時間、20,000 時間、30,000 時間、40,000 時間とする。

MOX 燃料(取替燃料集合体平均燃焼度 38,000MWd/t) に対しては原子炉の運転時間を最高 30,000 時間とし、燃料を 1/3 ずつ取り替えるため、各領域に対しそれぞれ 10,000 時間、20,000 時間、30,000 時間とする。

被ばく評価における原子炉の最高運転時間は、各々以下の式から求めることができる。

<ウラン燃料>

$$\begin{aligned}
 (\text{運転時間}) &= \frac{\text{〔取替燃料集合体平均燃焼度〕} \times (\text{炉心ウラン・プルトニウム量})}{(\text{炉心熱出力})} \\
 &= \frac{48,000 \text{ (MWd/t)} \times 74 \text{ (t)} \times 24 \text{ (h/d)}}{2,652 \text{ (MW)}} \\
 &= 32,145 \text{ (h)} \Rightarrow 40,000 \text{ 時間}
 \end{aligned}$$

<MOX 燃料>

$$\begin{aligned}(\text{運転時間}) &= \frac{\text{〔取替燃料集合体平均燃焼度〕} \times (\text{炉心ウラン・プルトニウム量})}{(\text{炉心熱出力})} \\ &= \frac{38,000 \text{ (MWd/t)} \times 74 \text{ (t)} \times 24 \text{ (h/d)}}{2,652 \text{ (MW)}} \\ &= 25,448 \text{ (h)} \Rightarrow 30,000 \text{ 時間}\end{aligned}$$

## MOX 燃料からの Cs の放出割合について

MOX 燃料からの Cs の放出挙動については、国内では旧原研の VEGA 実験（添付 - 1）にて調査されている。この実験において、炉心溶融を伴うような高温状態（約 3,100K）では、燃料ペレットからほぼ全量の Cs が放出されるものとしており、また、ウラン燃料と MOX 燃料の放出割合は差がないとしている<sup>(1)(2)</sup>。VEGA 実験にて得られた、PWR 燃料、BWR 燃料、MOX 燃料（ふげん）に対する、燃料ペレットの温度と Cs 放出割合の関係を図 1 に、各ペレットの試験条件を表 1 に示す<sup>(2)</sup>。

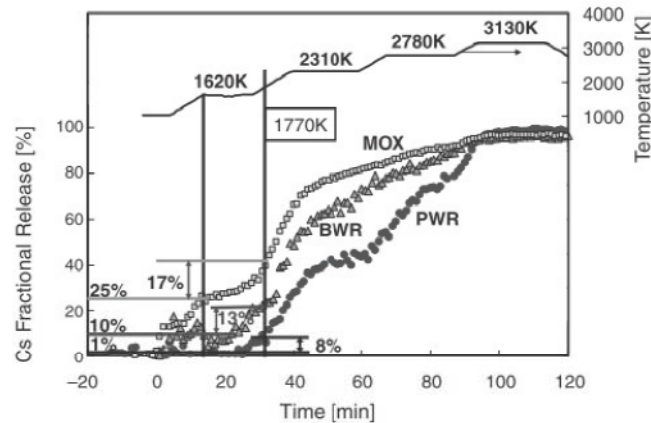


Fig. 3 Fuel temperature and fractional releases of Cs

図 1 各燃料における Cs の放出挙動

表 1 各燃料ペレットの試験条件

Table 1 Specifications of three types of fuel

	PWR-UO <sub>2</sub>	BWR-UO <sub>2</sub>	ATR-MOX
Pellet diameter <sup>a</sup> [mm]	8.1	10.4	12.4
Density <sup>a</sup> [% Theoretical Density]	95	97	95
Burnup [GWd/t]	47	56	43
Estimated Pu content after irradiation [wt%]	1.1	1.2	2.9
Linear heat rate (Average) [kW/m]	18	26	28
Estimated pellet temperature <sup>b</sup> [Center/peripheral (Average)] [K]	1000/660	1500/870	1700/900
Fission gas release during reactor irradiation [%]	0.4	12	20

<sup>a</sup>Nominal values as fabricated

<sup>b</sup>Average temperature during irradiation

この結果を見ると、約 1,800K までの低温領域において、Cs の放出割合の上昇率が、PWR 燃料に比べ、BWR 燃料及び MOX 燃料は大きいことが分かる。これは、燃料ペレット中心部の結晶粒界気泡中の Cs が、比較的低温の燃料ペレット周辺部の開気孔に移動し、Cs 放出が始まったためであるとされており、この温度領域の Cs 放出は、照射中の線出力密度に依存するとしている。試験で用いた各ペレットの平均線出力密度 (Linear heat rate (Average) [kW/m]) については表 1 のとおりであり、PWR 燃料に比べ、MOX 燃料及び BWR 燃料は高い。このため、低温領域においては、MOX 燃料の放出割合が PWR 燃料よりも大きくなっている。約 1,800K から約 2,800K までの温度領域では、固体内 Cs 拡散に伴う放出が支配的となり、温度上昇に応じて放出割合が増加している。2,800K 以上の高温領域においては、燃料ペレットが泡状化または熔融するため、どの燃料についても Cs の放出割合に大きな差はなく、ほぼ全量の Cs が放出される結果となっている。

従って、 $UO_2$  燃料と MOX 燃料を比較した場合、低温状態においては、線出力密度の違いによる Cs 放出割合に差が見られるものの、高温状態においては、Cs の放出割合に違いは見られないという結果が示されている。

ここで、泊発電所 3 号炉における設置変更許可申請書記載の MOX 炉心の場合、平均線出力密度は MOX 燃料も  $UO_2$  燃料も変わりなく、約 17.1 kW/m であるため、MOX 燃料ペレットの温度についてもほぼ  $UO_2$  燃料ペレットと同等と考えられることから、条件の近い VEGA 実験における PWR- $UO_2$  燃料と近い挙動を示すものと考えられる。従って、VEGA 実験の考察からも、MOX 燃料と  $UO_2$  燃料を区別して取り扱うことは不要であると判断できる。

一方、NUREG-1465 において、燃料が高温となり熔融に至る過程は Early in-vessel フェーズで表されている。本フェーズにおける燃料からの放出割合については、NUREG/CR-5747<sup>(3)</sup>にて検討がなされている。STCP (Source Term Code Package) による評価値では、このフェーズにおける燃料から原子炉容器への Cs の放出割合について、ほぼ全量が放出されるとしており、VEGA 実験と NUREG/CR-5747 は整合したものとなっている。なお、NUREG-1465 の Early in-vessel フェーズにおける原子炉格納容器への放出割合は、この NUREG/CR-5747 に示される燃料から原子炉容器への放出割合を基に、1 次系での沈着等が考慮された値となっている。表 2、表 3 に NUREG/CR-5747 における燃料から原子炉容器への放出割合を示す。

以上のことから、NUREG-1465 に基づいて設定した MOX 燃料からの Cs 放出割合と VEGA 実験における MOX 燃料からの Cs 放出割合は同等と考えられる。

表2 燃料から原子炉容器への放出割合<sup>(2)</sup> (PWR、高圧シーケンス)

Table 5.1 STCP Results for Fraction of Initial Core Inventory Released to Vessel Prior to RPV Failure (FCOR) PWR, High RCS Pressure Sequences

	Surry		Zion		Sequoyah		OCONEE	
	TMLB'	S3B	TMLU	S2DCR/S2DCF	S3HF/S3B	S3B1	TMLB'	TMLB'
NG	0.98	0.98	1.0	0.99	0.97	0.99	0.97	0.99
I	0.98	0.98	1.0	0.99	0.97	0.99	0.97	0.99
Cs	0.98	0.98	1.0	0.99	0.97	0.99	0.97	0.99
Te	0.46	0.3	0.54	0.43	0.84	0.85	0.36	0.3
Sr	7x10 <sup>-4</sup>	5x10 <sup>-4</sup>	2x10 <sup>-3</sup>	4x10 <sup>-4</sup>	6x10 <sup>-4</sup>	8x10 <sup>-4</sup>	5x10 <sup>-4</sup>	7x10 <sup>-4</sup>
Ba	0.013	0.01	0.02	8x10 <sup>-3</sup>	0.01	0.014	0.01	0.013
Ru	10 <sup>-6</sup>	10 <sup>-6</sup>	2x10 <sup>-6</sup>	5x10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-6</sup>	2x10 <sup>-6</sup>	10 <sup>-6</sup>	10 <sup>-6</sup>
Ce	0	0	0	0	0	0	0	0
La	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>	2x10 <sup>-7</sup>	5x10 <sup>-8</sup>	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>

表3 燃料から原子炉容器への放出割合<sup>(2)</sup> (PWR、低圧シーケンス)

Table 5.2 STCP Results for Fraction of Initial Core Inventory Released to Vessel Prior to RPV Failure (FCOR) PWR, Low RCS Pressure Sequences

	Surry		Sequoyah		OCONEE
	V	AG	TBA	ACD	S1DCF
NG	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0
I	1.0	1.0	0.98	1.0	1.0
Cs	1.0	1.0	0.98	1.0	1.0
Te	0.63	0.86	0.80	0.51	0.35
Sr	1.5x10 <sup>-3</sup>	10 <sup>-3</sup>	2x10 <sup>-3</sup>	10 <sup>-3</sup>	7x10 <sup>-4</sup>
Ba	0.03	0.02	0.04	0.01	0.014
Ru	3x10 <sup>-6</sup>	2x10 <sup>-6</sup>	3x10 <sup>-6</sup>	10 <sup>-6</sup>	10 <sup>-6</sup>
Ce	0	0	0	0	0
La	2x10 <sup>-7</sup>	2x10 <sup>-7</sup>	3x10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>	10 <sup>-7</sup>

(1)Akihide HIDAHA, Tamotsu KUDO, Jun ISHIKAWA and Toyoshi FUKETA, Radionuclide Release from Mixed-Oxide Fuel under High Temperature at Elevated Pressure and Influence on Source Term, J. Nucl. Sci. and Technol. 42[5] 451-461 (2005)

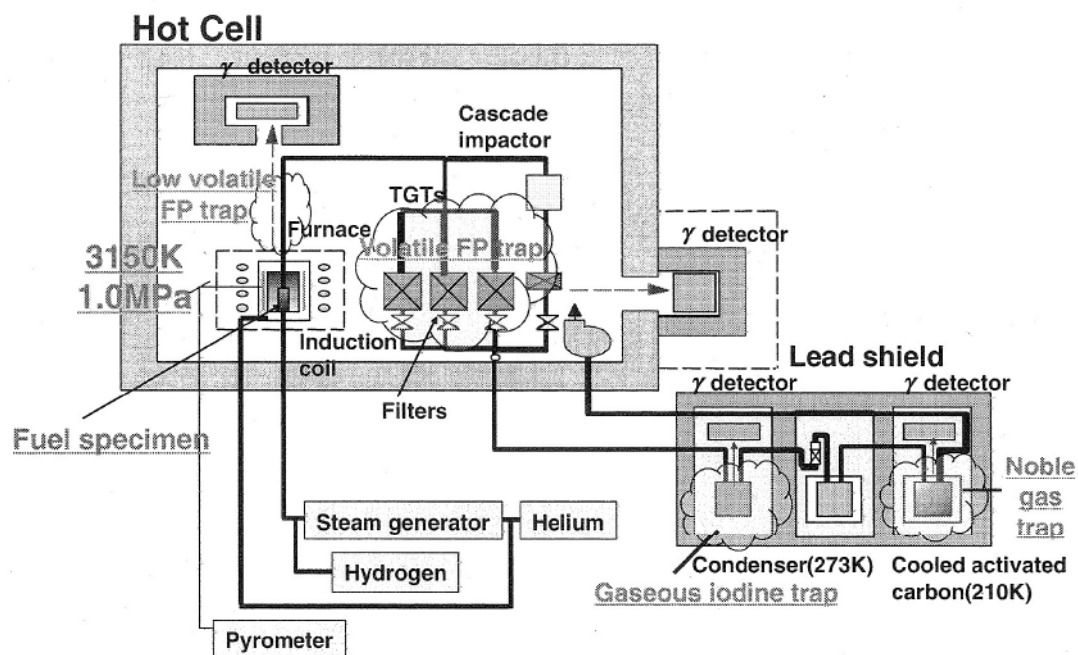
(2) Tamotsu KUDO, Mitsuko KIDA, Takehiko NAKAMURA, Fumihisa NAGASE and Toyoshi FUKETA, "Release of Cesium and Poorly Volatile Elements from UO<sub>2</sub> and MOX Fuels under Sever Accident Conditions" J. Nucl. Sci. and Technol. 44[11], 1421-1427(2007)

(3)H.P. Nourbakhsh, Estimate of Radionuclide Release Characteristics Into Containment Under Severe Accident Conditions, NUREG/CR-5747,USNRC, 1993



VEGA 実験の概要について

実験体系



実験方法

供試体（ペレット）を 2,773K から 3,123K まで加熱し、放出された FP を水蒸気 / He で下流側に送って  $\gamma$  線計測を実施し、FP 放出割合を算定。

燃料の緒元

	MOX (ATR Fugen) VEGA-M1,-M2	UO <sub>2</sub> (PWR) VEGA-3
Pellet diameter (mm)	12.4	8.05
Pellet height (mm)	13	9.7
Theoretical density (%)	95	95
Density (g/cm <sup>3</sup> )	10.96	10.96
Cladding inside diameter (mm)	12.7	8.22
Cladding external diameter (mm)	14.6	9.5
Burn up (GWd/t)	43	47
Fissile Pu enrichment (wt%)	4.83	0
Initial Pu enrichment (wt%)	5.66	0
Pu after irradiation (wt%)	1.7	0.9
Initial <sup>235</sup> U enrichment (wt%)	0.7	4.1
<sup>235</sup> U after irradiation (wt%)	0.2	0.6

## 原子炉格納容器への核分裂生成物の放出割合の設定について

本評価では、原子炉格納容器への核分裂生成物の放出割合の設定について、重大事故時までの洞察を含む米国の代表的なソースタームである NUREG-1465 に示された放出割合、放出時間を用いている。

## 1. NUREG-1465 の放出割合、放出時間の適用性について

NUREG-1465<sup>1</sup>のソースタームは、燃料被覆管破損時間より、原子炉容器が破損し溶融炉心が炉外に放出される状態に至るまでを対象としたものであり、本評価で想定している事故シーケンスと同様のシーケンスについても対象に含まれている。NUREG-1465 で対象としているシーケンスを表 1 に示す。

表 1 NUREG-1465で対象としているシーケンス

Plant	Sequence	Description	
Sury	AG	LOCA (hot leg), no containment heat removal systems	
	TMLB'	LOOP; no PCS and no AFWS	
	V	Interfacing system LOCA	
	S3B	SBO with RCP seal LOCA	
	S2D-δ	SBLOCA, no ECCS and H <sub>2</sub> combustion	
	S2D-β	SBLOCA with 6" hole in containment	
Zion	S2DCR	LOCA (2"), no ECCS no CSRS	
	S2DCF1	LOCA RCP seal, no ECCS, no containment sprays, no coolers—H <sub>2</sub> burn or DCH fails containment	
	S2DCF2	S2DCF1 except late H <sub>2</sub> or overpressure failure of containment	
	TMLU	Transient, no PCS, no ECCS, no AFWS—DCH fails containment	
Oconee 3	TMLB'	SBO, no active ESF systems	
	S1DCF	LOCA (3"), no ESF systems	
Sequoyah	S3HF1	LOCA RCP, no ECCS, no CSRS with reactor cavity flooded	
	S3HF2	S3HF1 with hot leg induced LOCA	
	S3HF3	S3HF1 with dry reactor cavity	
	S3B	LOCA (1/2") with SBO	
	TBA	SBO induces hot leg LOCA—hydrogen burn fails containment	
	ACD	LOCA (hot leg), no ECCS no CS	
	S3B1	SBO delayed 4 RCP seal failures, only steam driven AFW operates	
	S3HF	LOCA (RCP seal), no ECCS, no CSRS	
	S3H	LOCA (RCP seal) no ECC recirculation	
SBO	Station Blackout	LOCA	Loss of Coolant Accident
RCP	Reactor Coolant Pump	DCH	Direct Containment Heating
PCS	Power Conversion System	ESF	Engineered Safety Feature
CS	Containment Spray	CSRS	CS Recirculation System
ATWS	Anticipated Transient Without Scram	LOOP	Loss of Offsite Power

NUREG-1465 では、重大事故時に炉心から原子炉格納容器へ放出される核分裂生成物の割合について表 2 のような事象進展各フェーズに対する放出割合、放出時間を設定している。

<sup>1</sup> Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plant

NUREG-1465 の中でも述べられているように、NUREG-1465 のソースタームは炉心溶融に至る種々の事故シーケンスを基にした代表的なソースタームである。特に炉心損傷後に環境に放出される放射性物質が大きくなる観点で支配的なシーケンスとして、本評価で対象としている「大破断 LOCA 時に ECCS 注入及び CV スプレー注入を失敗するシーケンス」を含む低圧シーケンスを代表するよう設定されたものである。

表 2 原子炉格納容器への放出割合 (NUREG-1465 Table3.13)

	Gap Release***	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.5	1.3	2.0	10.0
Noble Gases**	0.05	0.95	0	0
Halogens	0.05	0.35	0.25	0.1
Alkali Metals	0.05	0.25	0.35	0.1
Tellurium group	0	0.05	0.25	0.005
Barium, Strontium	0	0.02	0.1	0
Noble Metals	0	0.0025	0.0025	0
Cerium group	0	0.0005	0.005	0
Lanthanides	0	0.0002	0.005	0

\* Values shown are fractions of core inventory.  
 \*\* See Table 3.8 for a listing of the elements in each group  
 \*\*\* Gap release is 3 percent if long-term fuel cooling is maintained.

事象進展の各フェーズは大きく以下のように整理されている。

- Gap-Release/Early In-Vessel  
燃料被覆管損傷後のギャップからの放出 (Gap-Release) と、燃料の溶融に伴う原子炉容器損傷までの炉心からの放出 (Early In-Vessel) を想定。
- Ex-Vessel/Late In-Vessel  
原子炉容器損傷後、炉外の溶融炉心からの放出 (Ex-Vessel) 及び 1 次系に沈着した核分裂生成物の放出 (Late In-Vessel) を想定。

事象が発生してから炉心が溶融を開始し、原子炉容器が破損する事象進展のタイミングについて、MAAPを用いた解析結果とNUREG-1465の想定を比較すると、表3のとおりとなる。

表 3 溶融開始から原子炉容器が破損するまでのタイミングの比較

	燃料被覆管損傷が開始し、ギャップから放射性物質が放出される期間	炉心溶融が開始し、溶融燃料が原子炉容器を破損するまでの期間
MAAP	0～約19分	約19分～約1.6時間
NUREG-1465	0～30分	30分～1.8時間

炉心溶融開始及び原子炉容器損傷のタイミングについては、ほぼ同じであり、核分裂生成物が大量に放出される初期の事象進展に大きな差はないと判断している。

NUREG-1465のソースタームは、低燃焼度燃料を対象にしている。そのため、米国において、NUREG-1465のソースターム（以下、「更新ソースターム」という。）を高燃焼度燃料及びMOX燃料に適用する場合の課題に関し、1999年に第461回ACRS(Advisory Committee on Reactor Safeguards)全体会議において議論がなされている。そこでは、ACRSから、高燃焼度燃料及びMOX燃料への適用について判断するためには解析ツールの改良及び実験データの収集が必要とコメントがなされている。これに対し、NRCスタッフは、実質的にソースタームへの影響はないと考えられると説明している。

その後、各放出フェーズの継続時間及び各核種グループの放出割合に与える影響等について専門家パネルでの議論が行われており、その結果がERI/NRC02-202<sup>2</sup>(2002年11月)にまとめられ公開されている。この議論の結果として、以下に示す通り、解決すべき懸案事項が挙げられているものの、高燃焼度燃料及びMOX燃料に対しても更新ソースタームの適用について否定されているものではない。

Finally, there is a general expectation that the physical and chemical forms of the revised source terms as defined in NUREG-1465 are applicable to high burnup and MOX fuels.

(ERI/NRC 02-202 第4章)

議論された高燃焼度燃料は、燃料集合体の最大燃焼度75GWd/t、炉心平均燃焼度50GWd/tを対象としている。

専門家パネルの議論の結論として示された、各フェーズの継続時間及び原子炉格納容器内への放出割合のうち高燃焼度燃料について、参考1の表6及び表7に示す(ERI/NRC 02-202 Table 3.1及びTable 3.2)。表のカッコ内の数値は、NUREG-1465の値を示している。また、複数の数値が同一の欄に併記されているのは、パネル内で単一の数値が合意されなかった場合における各専門家の推奨値である。各フェーズの継続時間及び被ばくへの寄与が相対的に大きい希ガス、ハロゲン、アルカリ金属のグループの放出割合については、NUREG-1465の数値と概ね同程度とされている。また、その他の核種グループについては、NUREG-1465の数値より大きな放出割合が提示されているケースもあるものの、これらの違いは燃焼度とは無関係の不確定性によるものであることから、低燃焼度燃料と同じ値が適用できるとされている。

以上の議論の結果として、ERI/NRC 02-202では、引用した英文のとおり高燃焼度燃料に対してもNUREG-1465のソースタームを適用できるものと結論付けてい

<sup>2</sup> ACCIDENT SOURCE TERMS FOR LIGHT-WATER NUCLEAR POWER PLANTS: HIGH BURNUP AND MIXED OXIDE FUELS

る。

なお、米国の規制基準であるRegulatory Guideの1.183においては、NUREG-1465記載の放出割合を燃料棒で最大62GWd/tまでの燃焼度の燃料まで適用できるものと定めている。

### 3.2 Release Fractions<sup>10</sup>

The core inventory release fractions, by radionuclide groups, for the gap release and early in-vessel damage phases for DBA LOCAs are listed in Table 1 for BWRs and Table 2 for PWRs. These fractions are applied to the equilibrium core inventory described in Regulatory Position 3.1.

For non-LOCA events, the fractions of the core inventory assumed to be in the gap for the various radionuclides are given in Table 3. The release fractions from Table 3 are used in conjunction with the fission product inventory calculated with the maximum core radial peaking factor.

<sup>10</sup> The release fractions listed here have been determined to be acceptable for use with currently approved LWR fuel with a peak burnup up to 62,000 MWD/MTU. The data in this section may not be applicable to cores containing mixed oxide (MOX) fuel.

その後も更新ソースタームを高燃焼度燃料やMOX燃料に適用する場合の課題に対して検討が行われており、2011年1月には、サンディア国立研究所から報告書が出されている。(SAND2011-0128<sup>3</sup>)

高燃焼度燃料及びMOX燃料の放出割合は、参考1の表8及び表9に示すとおり、低燃焼度燃料のそれと著しく異なるものではないことが示されている。このことから、現段階においては、NUREG-1465の高燃焼度燃料やMOX燃料の適用について否定されるものではないと考える。表4にそれらのデータを整理する。

表4 全放出期間での原子炉格納容器への放出割合の整理

	NUREG-1465	ERI/NRC 02-202 (高燃焼燃料)*	ERI/NRC 02-202 (MOX燃料)*	SAND 2011-0128 (高燃焼燃料)	SAND 2011-0128 (MOX燃料)
希ガス	1.0	1.0	1.0	0.97	0.96
よう素	0.75	0.85	0.82	0.60	0.62
セシウム	0.75	0.75	0.75	0.31	0.55

\* 複数の値が提示されているため、平均値を使用した。

以上のように、解決すべき懸案事項があるものの、現在の知見では、高燃焼度燃料及びMOX燃料に対しても更新ソースタームを否定されているものではないことがRegulatory Guide 1.183、ERI/NRC 02-202及びSandia Reportに示されている。

燃料集合体の最高燃焼度は、ウラン燃料で55GWd/t、MOX燃料で45GWd/tであることから、ERI/NRC 02-202における適用範囲、燃料集合体の最高燃焼度75GWd/t及びSandia Reportの適用範囲、燃料集合体の最高燃焼度59GWd/tと比較して適

<sup>3</sup> Accident Source Terms for Light-Water Nuclear Power Plants Using High-Burnup or MOX Fuel

用範囲内にある。また、燃料棒の最高燃焼度はウラン燃焼で61GWd/t、MOX燃料で53GWd/tであり、Regulatory Guide 1.183に示される適用範囲、燃料棒の最高燃焼度62GWd/tの範囲内にある。このため、使用を否定されていない更新ソースタームの適用は可能と判断される。

ERI/NRC 02-202に示された放出割合の数値については、専門家の意見も分かれていること、Sandia Report記載の数値についても、MOX燃料については単一の原子炉格納容器の型式を対象とした解析にとどまっており、米国NRCにオーソライズされたものではないことを考慮し、今回の評価においては、NUREG-1465の数値を用いた。



## 2. 今回の評価モデルでの評価とMAAP解析での評価の比較について

「大破断 LOCA 時に ECCS 注入及び格納容器スプレイ注入を失敗するシーケンス」における原子炉格納容器外への放出割合について、今回の評価モデルでの評価結果と MAAP 解析での評価結果についての比較を表 5 に、また、比較方法を図 1 に示す。

今回の評価では、NUREG-1465 に示されている割合で原子炉格納容器に放出された後、エアロゾルについては、原子炉格納容器等への沈着や代替格納容器スプレイによる除去を考慮し、原子炉格納容器外への放出割合を算出している。

一方、MAAP コードでは、内蔵された評価式により原子炉格納容器気相部からのエアロゾルの沈着による除去効果として水蒸気凝縮に伴う壁面・水面への沈着、重力沈降等を模擬しており、原子炉格納容器内気相部温度等を用いて、原子炉格納容器外への放出割合を算出している。

炉心から原子炉格納容器内への放出割合については、今回の評価結果を MAAP コードによる評価結果と比較すると、数値が小さい核種もあり、すべての核種に対しては保守的ではない。しかし、放出放射エネルギー評価に直接寄与する原子炉格納容器外への放出割合について、今回の評価結果を MAAP コードによる評価結果と比較すると、数値が大きくなっており、保守的な結果となっている。これは、MAAP コードに内蔵されたエアロゾルの自然沈着等の評価式による低減効果が、今回の評価での低減効果に比べて大きいためである。よって、原子炉格納容器への核分裂生成物の放出割合の設定については、米国の代表的なソースタームである NUREG-1465 に示された放出割合を用いることで保守的に評価できると考える。

表5 MAAPコードによるソースターム解析をした評価結果と今回の評価結果の比較※1

	希ガス類	ヨウ素類 ※2	Cs類※2	Te類	Ba類	Ru類	Ce類	La類
MAAPコードによる 評価	CV内への放出割合	$9.6 \times 10^{-1}$	$9.2 \times 10^{-1}$	$8.0 \times 10^{-1}$	$3.4 \times 10^{-2}$	$7.2 \times 10^{-2}$	$2.3 \times 10^{-3}$	$3.9 \times 10^{-4}$
	CV外への放出割合	$9.6 \times 10^{-3}$	$1.9 \times 10^{-5}$	$1.5 \times 10^{-5}$	$6.9 \times 10^{-7}$	$1.3 \times 10^{-6}$	$4.7 \times 10^{-8}$	$7.4 \times 10^{-9}$
今回の評価	CV内への放出割合	$1.0 \times 10^0$	$7.5 \times 10^{-1}$	$3.1 \times 10^{-1}$	$1.2 \times 10^{-1}$	$5.0 \times 10^{-3}$	$5.5 \times 10^{-3}$	$5.2 \times 10^{-3}$
	CV外への放出割合	$1.1 \times 10^{-2}$	$3.6 \times 10^{-4}$	$8.0 \times 10^{-5}$	$3.2 \times 10^{-5}$	$1.3 \times 10^{-6}$	$1.4 \times 10^{-6}$	$1.4 \times 10^{-6}$

※1 表における割合の数値は、有効数値3桁目を四捨五入し2桁に丸めた値である。

※2 Csのように複数の化学形態 (CsOH、CsIグループ) を有する核種については、Csの炉心内蓄積量に対するそれぞれの化学形態のグループの放出割合を合計している。

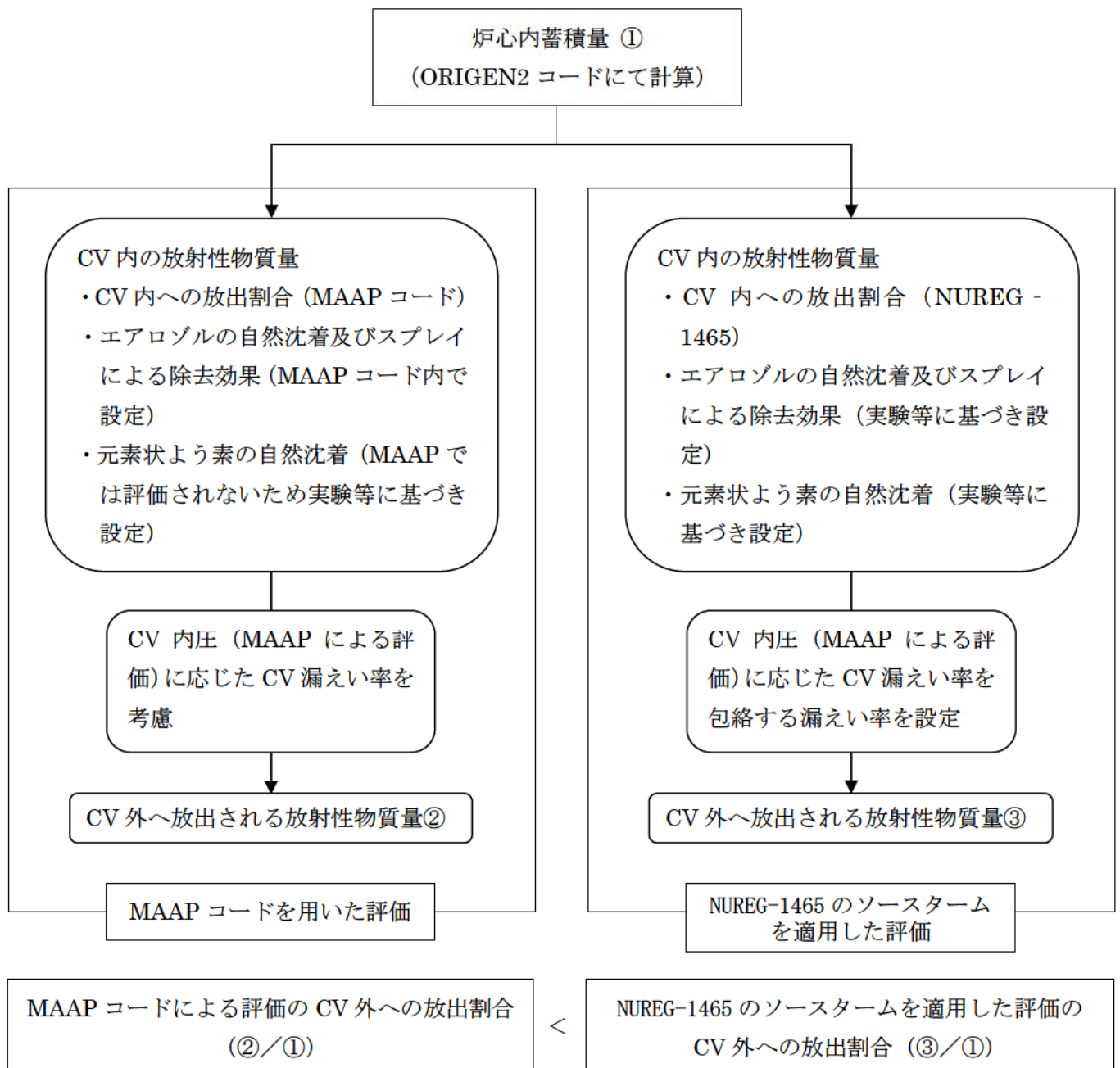


図1 MAAP コードによるソースターム解析をした評価方法と  
本評価による放出量の比較方法

表 6 ERI/NRC 02-202における原子炉格納容器への放出 (高燃焼度燃料)

Table 3.1 PWR Releases Into Containment (High Burnup Fuel)<sup>a</sup>

	Gap Release	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.4 (0.5) <sup>1</sup>	1.4 (1.3)	2.0 (2.0)	10.0 (10.0)
Noble Gases	0.05; 0.07; 0.07; 0.07; NE <sup>3</sup> (0.05)	0.63, 0.63; 0.63; 0.65; 1.0TR (0.95)	0.3 (0)	0 (0)
Halogenes	0.05 (0.05)	0.35; 0.95TR (0.35)	0.25 (0.25)	0.2 (0.1)
Alkali Metals	0.05 (0.05)	0.25; 0.90TR (0.25)	0.35 (0.35)	0.1 (0.1)
Tellurium group	0.005 (0)	0.10; 0.30; 0.30; 0.35, 0.7TR (0.05)	0.40 (0.25)	0.20 (0.005)
Barium, Strontium	0 (0)	0.02; <sup>note 4</sup> (0.02)	0.1 (0.1)	0 (0)
Noble Metals	(0)	(0.0025)	(0.0025)	(0)
Mo, Tc	0	0.15, 0.2; 0.2; 0.2; 0.7TR <sup>2</sup>	0.02; 0.02; 0.2; 0.2; TR	0; 0; 0.05; 0.05, TR
Ru, Rh, Pd	0	0.0025; 0.0025; 0.01, 0.01; 0.02TR	0.0025; 0.02; 0.02; 0.02; TR	0.01; 0.01; 0.01; 0.10, TR
Cerium group	(0)	(0.0005)	(0.005)	(0)
Ce	0	0.0002, 0.0005; 0.01; 0.01; 0.02TR	0.005; 0.005; 0.01; 0.01; TR	0
Pu, Zr	0	0.0001; 0.0005; 0.001; 0.002; 0.002TR	0.005; 0.005; 0.01; 0.01; TR	0
Np	0	0.001; 0.01; 0.01; 0.01; 0.02TR	0.005; 0.005; 0.01; 0.01; TR	0
Lanthanides (one group <sup>5</sup> )	0; 0; 0; (0)	0.0005; 0.002; 0.01 (0.0002)	0.005; 0.01; 0.01 (0.005)	0; 0; 0 (0)
La, Eu, Pr, Nb	0; 0	0.0002; 0.02TR	0.005; TR	0; TR
Y, Nd, Am, Cm	0; 0	0.0002; 0.002TR	0.005; TR	0; TR
Nb	0; 0	0.002; 0.002TR	0.005; TR	0; TR
Pm, Sm	0; 0	0.0002; 0.002TR	0.005; TR	0, TR

<sup>a</sup> Note that it was the panel's understanding that only about 1/3 of the core will be high burnup fuel. This is a significant deviation from the past when accident analyses were performed for cores that were uniformly burned usually to 39 GWd/t

Footnotes to Table 3.1

<sup>1</sup> The numbers in parenthesis are those from NUREG-1465, Accident Source Terms for PWR Light-Water Nuclear Power Plants (Table 3.13).

<sup>2</sup> TR = total release. The practice in France is to assign all releases following the gap release phase to the early in-vessel phase.

<sup>3</sup> NE = No entry; the panel member concluded that there was insufficient information upon which to base an informed opinion.

<sup>4</sup> Barium should not be treated the same as Strontium. There is experimental evidence that barium is much more volatile than strontium. VERCORS and HUVI (ORNL) experiments cited; these show a 50% release from the fuel and a 10% delivery to the containment. Strontium has a 10% release from fuel and 2% to the containment, based upon all data available to date.

<sup>5</sup> Three panel members retained the NUREG-1465 lanthanide grouping, e.g., one group, while two panel members subdivided the group into four subgroups.

表 7 ERI/NRC 02-202における原子炉格納容器への放出 (MOX燃料)

Table 3.12 MOX Releases Into Containment<sup>a</sup>

	Gap Release	Early In-Vessel	Ex-Vessel	Late In-Vessel
Duration (Hours)	0.3; 0.4, 0.4; 0.4, 0.4 (0.5) <sup>1</sup>	1.4; 1.4; 1.4; 1.4; 1.5 (1.3)	2.0 (2.0)	10.0 (10.0)
Noble Gases	0.05, 0.05, 0.05; 0.05; 0.07 (0.05)	0.65; 0.65; 0.75; 0.93; 0.95 TR <sup>2</sup> (0.95)	0.2; 0.3, 0.3; TR (0)	0 (0)
Halogenes	0.05; 0.05; 0.05; 0.05; 0.07 (0.05)	0.325; 0.35; 0.35, 0.375; 0.95TR (0.35)	0.15; 0.2; 0.25; 0.25; TR (0.25)	0.2; 0.2; 0.2; 0.2; TR (0.1)
Alkali Metals	0.05; 0.05; 0.05; 0.05; 0.07 (0.05)	0.25; 0.30; 0.30; 0.30; 0.65TR (0.25)	0.25; 0.25; 0.30; 0.30; TR (0.35)	0.10, 0.15; 0.15, 0.15, TR (0.1)
Tellurium group	0; 0; 0; 0.005; 0.005 (0)	0.1; 0.15; 0.3; 0.35; 0.7TR (0.05)	0.4; 0.4; 0.4; 0.4; TR (0.25)	0.1; 0.2; 0.2; 0.2; TR (0.005)
Barium, Strontium	NE <sup>3</sup> , NE, NE; 0, 0 (0)	NE, NE, NE; 0.01; 0.1 (0.02)	NE, NE, NE; 0.1; 0.1 (0.1)	NE, NE, NE; 0, 0.05 (0)
Noble Metals	(0)	(0.0025)	(0.0025)	(0)
Mo, Tc	NE, NE, NE; 0, 0	NE, NE, NE; 0.1; 0.1	NE, NE, NE; 0.01, 0.01	NE, NE, NE; 0.1; 0.1
Ru, Rh, Pd	NE, NE, NE; 0, 0	NE, NE, NE; 0.05; 0.1	NE, NE, NE; 0.01; 0.01	NE, NE, NE; 0.01, 0.01
Cerium group	(0)	(0.0005)	(0.005)	(0)
Ce	NE, NE, NE; 0, 0	NE, NE, NE; 0.01	NE, NE, NE; 0.01; 0.01	NE, NE, NE; 0, 0
Pu, Zr	NE, NE, NE; 0, 0	NE, NE, NE; 0.001	NE, NE, NE; 0.001; 0.001	NE, NE, NE; 0, 0
Np	NE, NE, NE; 0, 0	NE, NE, NE; 0.01	NE, NE, NE; 0.01; 0.02	NE, NE, NE; 0, 0
Lanthanides	NE, NE, NE; 0, 0 (0)	NE, NE, NE; 0.005 (0.0002)	NE, NE, NE, 0.01 (0.005)	NE, NE, NE; 0 (0)

<sup>1</sup> The numbers in parenthesis are those from NUREG-1465, Accident Source Terms for PWR Light-Water Nuclear Power Plants (Table 3.13).

<sup>2</sup> TR = total release. The practice in France is to not divide the source term into early in-vessel, ex-vessel, and late in-vessel phases.

<sup>3</sup> NE = No entry; the panel member concluded that there was insufficient information upon which to base an informed opinion.

<sup>4</sup> The values in Table 3.12 are for releases from the MOX assemblies in the core and not from the LEU assemblies.

表 8 SAND2011-0128における原子炉格納容器への放出（高燃焼度燃料）

Table 13. Comparison of PWR high burnup durations and release fractions (bold entries) with those recommended for PWRs in NUREG-1465 (parenthetical entries).

	Gap Release	In-vessel Release	Ex-vessel Release	Late In-vessel Release
Duration (hours)	<b>0.22</b> (0.5)	<b>4.5</b> (1.5)	<b>4.8</b> (2.0)	<b>143</b> (10)
<b>Release Fractions of Radionuclide Groups</b>				
Noble Gases (Kr, Xe)	<b>0.017</b> (0.05)	<b>0.94</b> (0.95)	<b>0.011</b> (0)	<b>0.003</b> (0)
Halogens (Br, I)	<b>0.004</b> (0.05)	<b>0.37</b> (0.35)	<b>0.011</b> (0.25)	<b>0.21</b> (0.10)
Alkali Metals (Rb, Cs)	<b>0.003</b> (0.05)	<b>0.23</b> (0.25)	<b>0.02</b> (0.35)	<b>0.06</b> (0.10)
Alkaline Earths (Sr, Ba)	<b>0.0006</b> (0)	<b>0.004</b> (0.02)	<b>0.003</b> (0.10)	- (-)
Tellurium Group (Te, Se, Sb)	<b>0.004</b> (0)	<b>0.30</b> (0.05)	<b>0.003</b> (0.25)	<b>0.10</b> (0.005)
Molybdenum (Mo, Tc, Nb)	-	<b>0.08</b> (0.0025)	<b>0.01</b> (0.0025)	<b>0.03</b> (0)
Noble Metals (Ru, Pd, Rh, etc.)	-	<b>0.006</b> (0.0025)	<b>[0.0025]</b>	-
Lanthanides (Y, La, Sm, Pr, etc.)	-	<b>1.5x10<sup>-4</sup></b> (2x10 <sup>-4</sup> )	<b>1.3x10<sup>-5</sup></b> (0.005)	-
Cerium Group (Ce, Pu, Zr, etc.)	-	<b>1.5x10<sup>-4</sup></b> (5x10 <sup>-4</sup> )	<b>2.4x10<sup>-4</sup></b> (0.005)	-

表 9 SAND2011-0128 における原子炉格納容器への放出（MOX 燃料）

Table 16. Comparison of proposed source term for an ice-condenser PWR with a 40% MOX core (bold entries) to the NUREG-1465 source term for PWRs (parenthetical entries).

	Gap Release	In-vessel Release	Ex-vessel Release	Late In-vessel Release
Duration (hours)	<b>0.36</b> (0.50)	<b>4.4</b> (1.3)	<b>6.5</b> (2.0)	<b>16</b> (10)
<b>Release Fractions of Radionuclide Groups</b>				
Noble Gases (Kr, Xe)	<b>0.028</b> (0.050)	<b>0.86</b> (0.95)	<b>0.05</b> (0)	<b>0.026</b> (0)
Halogens (Br, I)	<b>0.028</b> (0.050)	<b>0.48</b> (0.35)	<b>0.06</b> (0.25)	<b>0.055</b> (0.10)
Alkali Metals (Rb, Cs)	<b>0.014</b> (0.050)	<b>0.44</b> (0.25)	<b>0.07</b> (0.35)	<b>0.025</b> (0.10)
Alkaline Earths (Sr, Ba)	-	<b>0.0015</b> (0.020)	<b>0.008</b> (0.1)	<b>9x10<sup>-4</sup></b> (0)
Tellurium Group (Te, Se, Sb)	<b>0.014</b> (0)	<b>0.48</b> (0.05)	<b>0.04</b> (0.25)	<b>0.055</b> (0.005)
Molybdenum (Mo, Tc, Nb)	-	<b>0.27</b> (0.0025)	<b>[0.0025]</b>	<b>0.024</b> (0)
Noble Metals (Ru, Pd, Rh, etc.)	-	<b>0.005</b> (0.0025)	<b>[0.0025]</b>	<b>3 x10<sup>-4</sup></b> (0)
Lanthanides (Y, La, Sm, Pr, etc.)	-	<b>1.1 x10<sup>-4</sup></b> (0.0002)	<b>3 x10<sup>-5</sup></b> (0.005)	-
Cerium Group (Ce, Pu, Zr, etc.)	-	<b>1.0 x10<sup>-4</sup></b> (0.0005)	<b>5 x10<sup>-4</sup></b> (0.005)	-

## 各核種グループの内訳について

NUREG-1465 の高燃焼度燃料や MOX 燃料の適用については、現在の知見では、否定されるものではないものの、高燃焼度燃料及び MOX 燃料に対する NUREG-1465 の適用に関する専門家での議論の中で、NUREG-1465 に比べて大きな放出割合が提案されている各種グループもある。本評価で用いたモデルでの評価において、各核種グループの内訳を確認する。

環境に放出される放射性物質について、NUREG-1465 に示される各核種グループの内訳として I-131 等価量換算値を表 10 に、ガンマ線エネルギー 0.5MeV 換算の値を表 11 に示す。I-131 等価量換算はハロゲン（ヨウ素類）が約 55%、Ce 類が約 15%、Cs 類が約 12%、La 類が約 12%、その他が約 7%となっており、 $\gamma$  線エネルギー 0.5MeV 換算は希ガス類が 91%、ハロゲン（ヨウ素類）が 7%、Cs 類が 2%、その他が約 1%となっている。

なお、MOX 燃料に対する NUREG-1465 の適用に関する専門家での議論の中で、NUREG-1465 に比べて大きな放出割合が提案されている Te 類や Ru 類については、大気中への放射性物質における寄与割合は小さく、本評価の観点には大きな影響を及ぼすものではない。

表 10 環境に放出される放射性物質の各核種グループの内訳  
(I-131 等価量換算)

核種グループ	放出放射能量 <sup>(注1、2)</sup> (Bq)	寄与割合 (%)
Xe 類	0.0E+00	0
I 類	8.2E+13	55
Cs 類	1.7E+13	12
Te 類	3.8E+12	3
Ba 類	6.1E+12	4
Ru 類	5.9E+11	<1
Ce 類	2.2E+13	15
La 類	1.7E+13	12
合計	1.5E+14	100

(注1) 7日間積算放出量

(注2) 有効数値3桁目を四捨五入し2桁に丸めた値

表 11 環境に放出される放射性物質の各核種グループの内訳  
(ガンマ線エネルギー 0.5MeV 換算)

核種グループ	放出放射能量 <sup>(注1、2)</sup> (Bq)	寄与割合 (%)
Xe 類	8.7E+15	91
I 類	6.7E+14	7
Cs 類	1.7E+14	2
Te 類	3.1E+13	<1
Ba 類	1.7E+13	<1
Ru 類	9.9E+11	<1
Ce 類	1.1E+12	<1
La 類	2.9E+12	<1
合計	9.5E+15	100

(注1) 7日間積算放出量

(注2) 有効数値3桁目を四捨五入し2桁に丸めた値

## 原子炉格納容器等へのエアロゾルの沈着効果について

原子炉格納容器内におけるエアロゾルの自然沈着については、財団法人 原子力発電技術機構（以下、NUPEC とする。）による検討「平成 9 年度 NUREG-1465 のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価」（平成 10 年 3 月）（以下「NUPEC 報告書」と記す。）において、エアロゾルの重力沈着速度を用いたモデルが検討されている。

このモデルの概要を以下に示す。

原子炉格納容器内での重力沈降速度を  $k_g$  とすると、原子炉格納容器内の核分裂生成物の沈着による減少率は原子炉格納容器内が一様に混合されているものとし、以下の式から求められる。

$$\lambda_d = k_g \frac{A_f}{V_g}$$

- $\lambda_d$  : 自然沈着率 (1/s)
- $k_g$  : 重力沈降速度 (m/s)
- $A_f$  : 原子炉格納容器床面積 (m<sup>2</sup>)
- $V_g$  : 原子炉格納容器自由体積 (m<sup>3</sup>)

ここで、 $k_g$  の算出については、エアロゾルが沈降する際の終端速度を求める式であるストークスの式を適用し、以下のように表される。

$$k_g = \frac{2r_p^2(\rho_p - \rho_g)g}{9\mu_g} \approx \frac{2r_p^2\rho_p g}{9\mu_g}$$

- $r_p$  : エアロゾル半径 (m)
- $\rho_p$  : エアロゾル密度 (kg/m<sup>3</sup>)
- $\rho_g$  : 気体の密度 (kg/m<sup>3</sup>)
- $g$  : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)
- $\mu_g$  : 気体の粘度 (Pa・s)

各パラメータの値を表 1 にまとめる。なお、ここで示したパラメータは NUPEC 報告書に記載されている値である。



表1 評価に用いたパラメータ

パラメータ	値	備考
CV床面積 (m <sup>2</sup> )	1250	設計値
CV自由体積 (m <sup>3</sup> )	65500	設計値
エアロゾル半径 $r_p$ (m)	$0.5 \times 10^{-6}$	粒径 $1 \mu\text{m}$ のエアロゾルを想定
エアロゾル密度 $\rho_p$ (kg/m <sup>3</sup> )	$3.2 \times 10^3$	NUPEC 報告書より
気体の密度 $\rho_g$ (kg/m <sup>3</sup> )	—	エアロゾル密度と比べ小さいため無視
重力加速度 $g$ (m/s <sup>2</sup> )	9.8	理科年表より
気体の粘度 $\mu_g$ (Pa・s)	$1.8 \times 10^{-5}$	NUPEC 報告書より

(参考)

NUPEC「平成9年度 NUREG-1465のソースタームを用いた放射性物質放出量の評価に関する報告書 (平成10年3月)」 抜粋

(1) 自然沈着

- ・希ガス 指針類及び設置許可申請書と同様に沈着しない。
- ・有機ヨウ素 (ガス) 指針類及び設置許可申請書と同様に沈着しない。
- ・無機ヨウ素 (ガス)  $9.0 \times 10^{-4}$  (1/s) : 自然沈着率 ( $\lambda_d$ )  
 CSE A6実験<sup>(3)</sup>の無機ヨウ素の濃度変化では、時刻0分で濃度 $10^5 \mu\text{g}/\text{m}^3$ であったものが、時刻30分で $1.995 \times 10^4 \mu\text{g}/\text{m}^3$ となる。  

$$\lambda_d = -\frac{1}{30 \times 60} \log \left( \frac{1.995 \times 10^4}{10^5} \right) = 9.0 \times 10^{-4} (1/s)$$
- ・CsI(エアロゾル)  $1.9 \times 10^{-6}$  (1/s) : 自然沈着率 ( $\lambda_d$ )  
 $1 \mu\text{m}$ の大きさのエアロゾルの重力沈降速度を用い、雰囲気中に一様に混合していると仮定して、格納容器床面積と自由体積との比を乗じて求められる。  

$$V_d = \frac{2 r_p^2 (\rho_p - \rho_g) g}{9 \mu_g} \approx \frac{2 r_p^2 \rho_p g}{9 \mu_g}$$

$$= \frac{2 \times (1 \times 10^{-6} / 2)^2 \times 3.2 \times 10^3 \times 9.8}{9 \times 1.8 \times 10^{-5}} = 9.68 \times 10^{-5} (\text{m/s})$$

$$\lambda_d = V_d \frac{A_F}{V_G} \approx 9.68 \times 10^{-5} \times \frac{\pi \times 21.5^2}{73700} = 1.9 \times 10^{-6} (1/s)$$
- ・Cs, Te, Sr, Ru, Ce, La CsIと同じ扱いとする。

## スプレーによるエアロゾルの除去速度の設定について

重大事故時に炉心から原子炉格納容器へ放出されるガス状、粒子状の放射性物質は、沈着や拡散だけでなくスプレーによる除去等の効果によっても、原子炉格納容器内での挙動に影響を受ける。従って、NUREG-1465 や MAAP にはこれらの挙動に係る評価式、評価モデル或いは実験に基づき設定された値等が示されており、審査ガイドでもこれら効果の考慮について示されている。

このうちエアロゾルに対するスプレー効果の考慮について、本評価で知見として参考とした NUREG-1465 ではその効果について適切に考慮することとされていることも踏まえ、SRP6.5.2 において示されるエアロゾルに対するスプレー効果及び NUPEC 実験結果に基づいたスプレー効率を用いることとしている。設定の考え方について以下に整理した。

## 1. はじめに

米国 SRP6.5.2 では、スプレー領域におけるスプレーによるエアロゾルの除去速度を以下の式により算出している。

この評価式は、米国新設プラント (US-APWR、AP-1000) の設計基準事象に対する評価においても用いられており、また、シビアアクシデント解析コードである MELCOR や MAAP に組み込まれているものである。

$$\lambda_s = \frac{3hFE}{2VD}$$

$\lambda_s$  : スプレー除去速度 [ $h^{-1}$ ]

$h$  : スプレー液滴落下高さ [m]

$V$  : スプレー領域の体積 [ $m^3$ ]

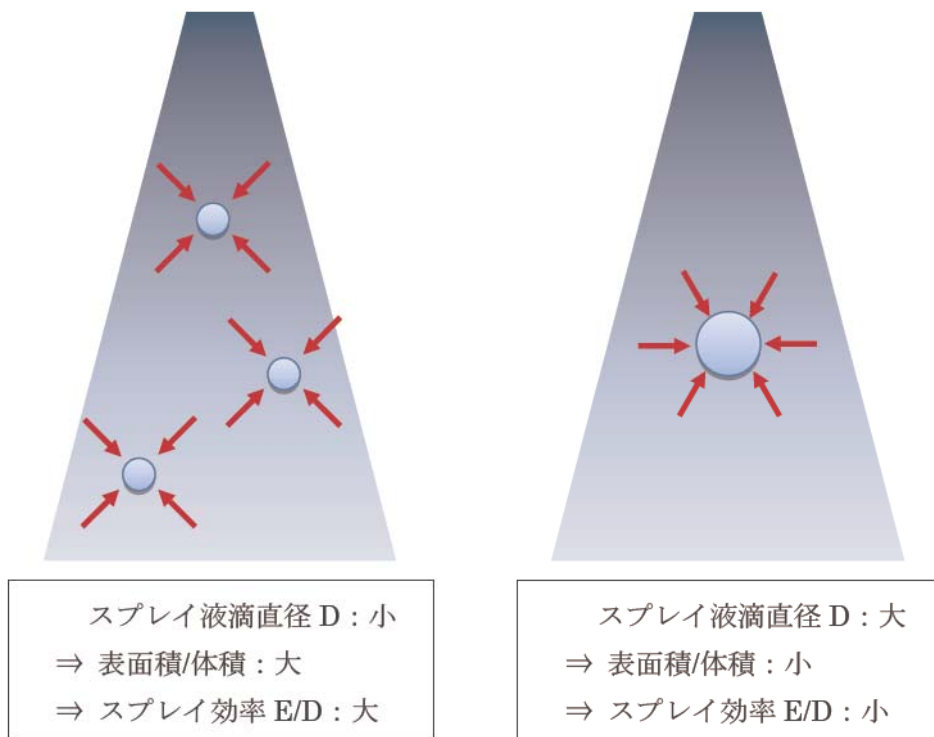
$F$  : スプレー流量 [ $m^3/h$ ]

$E$  : 捕集効率 [-]

$D$  : スプレー液滴直径 [m]

## 2. スプレー効率 (E/D) の設定について

スプレーの効率を表すパラメータとして、単一液滴による除去効率を表すパラメータである捕集効率  $E$  をスプレー液滴直径  $D$  で除した値  $E/D$  が用いられる。一般的にスプレー液滴直径が小さいほど  $E/D$  の値は大きくなる傾向にあり、本設スプレー相当では  $E/D$  は  $10m^{-1}$  以上確保できるとされている (SRP6.5.2)。ただし、本設に比べ流量が少なくなると想定される代替スプレーの実施時には  $E/D$  は低下することが考えられる。



### (1) NUPEC 試験

「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書平成 15 年 3 月財団法人原子力発電技術機構」において、シビアアクシデント時のスプレーの効果について模擬試験及び評価が以下の通り実施されている。その結果を適用し、本評価ではスプレー効率（ $E/D$ ）を 7 と設定する。

なお、エアロゾルに対するスプレー効果については、エアロゾルの除染係数（DF）がある値に達すると除去速度が緩やかになるという NUREG/CR-0009 の結果に基づき、今回の評価では、除去速度が緩やかになる時点の DF を「カットオフ DF」と定義し、SRP6.5.2 にて提案されているカットオフ DF と同じ 50 と設定した。SRP6.5.2 では DF50 到達以降は、 $E/D$  を  $1/10$  とするとの考え方も示されており、その考えに従い、カットオフ DF50 を超えた後のスプレー効果については、 $E/D=0.7$  と設定した。

さらに、同図中には前述のBWRの場合の結果と同様に、NUREG-1465<sup>(1)</sup>から評価したエアロゾル濃度計算値を実線及び破線で示した。これから、PWRの場合にもNUREG-1465で用いているE/D=1の値はスプレイによる除去効果を過小評価し、この場合のE/Dの値は約7で試験結果とほぼ一致することが分かる。これは、BWRの場合と同様主に蒸気凝縮（拡散泳動）によるエアロゾル除去効果がスプレイ期間中の予測値よりも大きいことを示している。

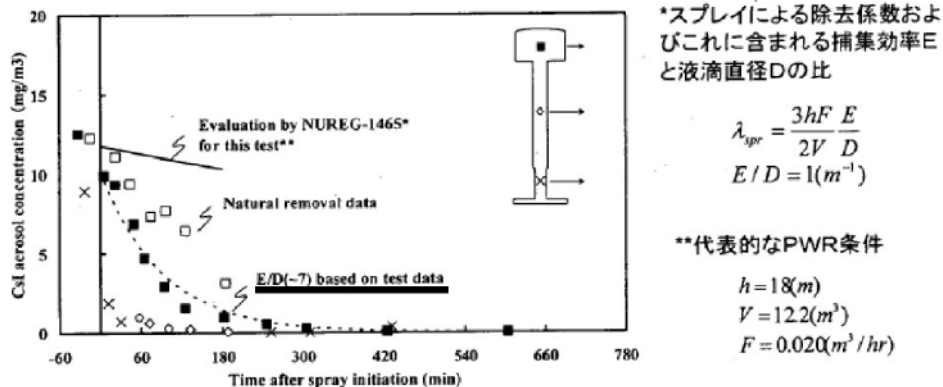


図3.2-12 PWR模擬試験（基本条件）結果とNUREG-1465評価値との比較

## (2) 泊発電所3号炉への適用

泊発電所3号炉のシビアアクシデント評価では、NUPECの試験に基づき、 $E/D=7[m^{-1}]$ としている。

NUPECの試験ではPCCV4ループプラントのシビアアクシデント状況を想定し、スプレイによる除去効果を確認した結果、スプレイ液滴直径が1.5mmの条件の下で、 $E/D=7[m^{-1}]$ との結果が得られている。

PCCVプラントと泊発電所3号炉では、シビアアクシデント時の温度や圧力について若干の差があるものと思われる。ここで、捕集効率Eの値は温度、圧力等様々なパラメータに依存するため、試験により決定する必要があるが、CSE実験での結果から、温度、圧力等の条件の違いがスプレイ効率に与える影響は小さいのに対し、スプレイ液滴直径Dは大きく影響を与えることがわかる（添付1参照）。

よって、NUPECの試験結果である $E/D=7[m^{-1}]$ を適用するためには、スプレイ液滴直径が1.5mmを上回らないことを確認する必要がある。

泊発電所3号炉の格納容器スプレイ設備においては、 $100m^3/h$ 以上の流量を確保すれば、液滴直径1.5mm以下となる設計としている。原子炉格納容器の冷却の観点では代替格納容器スプレイポンプ流量は $140m^3/h$ 以上の設備要求があるため、 $E/D=7[m^{-1}]$ は満足する結果となる。

CSE データ ( "Removal of Iodine and Particles by Sprays in the Containment Systems Experiment" Nuclear Technology Vol.10, 1971 )

CSE での各試験での条件表を以下に示す。

TABLE II  
Experimental Conditions—CSE Spray Tests

	Run A-3	Run A-4	Run A-6	Run A-7	Run A-8	Run A-9
Atmosphere	Air	Air	Steam-air	Steam-air	Steam-air	Steam-air
Temperature, °F	77	77	250	250	250	250
Pressure, psia	14.6	14.6	44	50	48	44
Nozzle type	a	a	a	a	b	c
Drop MMD, $\mu^d$	1210	1210	1210	1210	770	1220
Geometric standard deviation, $\sigma$	1.53	1.53	1.53	1.53	1.50	1.50
Number of nozzles	3	12	12	12	12	12
Spray rate, gal/min	12.8	48.8	49	49	50.5	145
Total spray volume, gal	510	1950	1960	1960	2020	2300
Spray solution	e	e	f	g	f	f

<sup>a</sup>Spraying Systems Co. 3/4 7G3, full cone.

<sup>b</sup>Spraying Systems Co. 3/8 A20, hollow cone.

<sup>c</sup>Spraying Systems Co. 3/4 A50, hollow cone.

<sup>d</sup>Mass median diameter.

<sup>e</sup>525 ppm boron as  $H_3BO_3$  in NaOH, pH 9.5.

<sup>f</sup>3000 ppm boron as  $H_3BO_3$  in NaOH, pH 9.5.

<sup>g</sup>3000 ppm boron as  $H_3BO_3$  in demineralized water pH 5.

また、この条件で得られたスプレイ効率の結果を以下に示す。

TABLE IX  
Summary of Initial Spray Washout Coefficients

Run No.	$\lambda_s$ Observed, $\text{min}^{-1a}$			
	Elemental Iodine	Particulate Iodine	Iodine on Charcoal Paper	Total Inorganic <sup>b</sup> Iodine
A-3	0.126	0.055	0.058	0.125
A-4	0.495	0.277	0.063	0.43
A-6	0.330	0.32	0.154	0.31
A-7	0.315	0.31	0	0.20
A-8	1.08	0.99	0.365	0.96
A-9	1.20	1.15	0.548	1.14

<sup>a</sup>For first spray period, corrected for natural removal on vessel surfaces.

<sup>b</sup>Includes iodine deposited on Maypack inlet.

この結果から、温度及び圧力を変化させて試験を実施した A-4、A-6 及び A-7 での "Particulate Iodine" の結果を比較すると、数割の範囲で一致しており、大きな差は生じていない。これに対し、スプレイ粒径を小さくした A-8 では、3倍以上スプレイ効率が向上していることがわかる。

## 原子炉格納容器漏えい率の設定について

Cs-137 の放出量評価に用いる原子炉格納容器からの漏えい率については、有効性評価で想定する事故収束に成功した事故シーケンスのうち、炉心溶融が早く、事象進展中、原子炉格納容器圧力が高く推移する事故シーケンスである「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」における原子炉格納容器内の圧力解析結果に対応した漏えい率に余裕を見込んだ値を設定している。

原子炉格納容器からの漏えい率は、原子炉格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍の圧力以下の場合は(1)に示す式を、超える場合は(2)に示す式を使用する。

## (1) 原子炉格納容器圧力が最高使用圧力の 0.9 倍以下の場合

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

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

L: 漏えい率

Ld: 設計漏えい率

ΔP: 原子炉格納容器内外差圧

ρ: 原子炉格納容器内密度

d: 添え字“d”は漏えい試験時の状態を表す

t: 添え字“t”は事故時の状態を表す

## (2) 原子炉格納容器内圧力が最高使用圧力の 0.9 倍より大きい場合

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

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

圧縮性流体（層流）

圧縮性流体（乱流）

差圧流

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

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

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

原子炉格納容器からの漏えい率を図1に示す。また、上記(1)、(2)で述べた各流況の式から得られる漏えい率を図2に示す。

原子炉格納容器内の圧力解析結果（最高値約0.360MPa [gage]）に対応した漏えい率（約0.144%/d）に余裕を見込んだ値として、原子炉格納容器からの漏えい率を事故期間（7日間）中0.16%/d一定に設定している。この時、漏えい率0.16%/dに対する原子炉格納容器圧力は、最も小さい圧縮性流体（層流）を仮定したとしても、図3に示すとおり約0.40MPa [gage]であり、原子炉格納容器内圧力解析結果に対して余裕を見込んでいる。

なお、上式には温度の相関は直接表れないが、各物性値の算出において温度も考慮して解析コード内で算出されている。

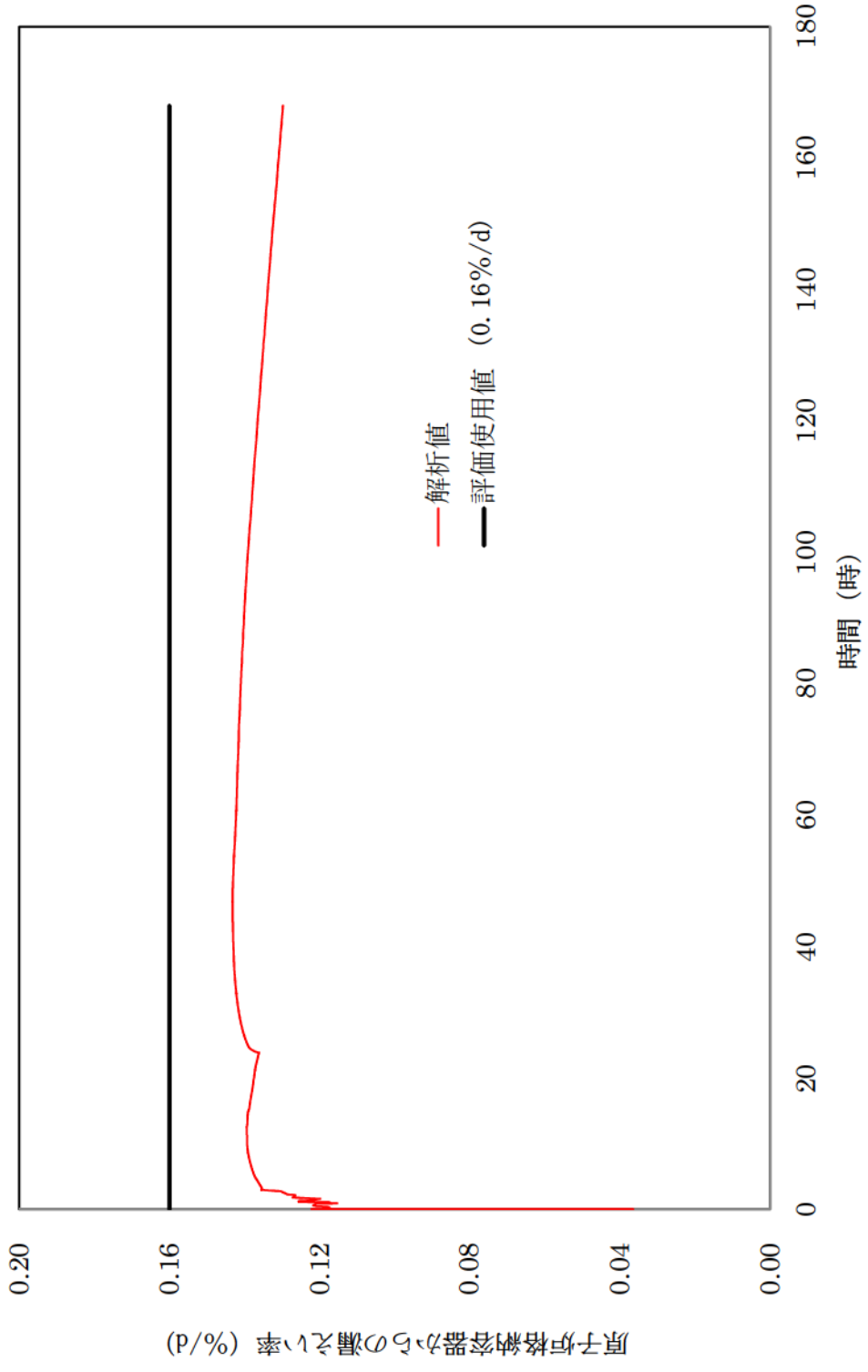


図1 原子炉格納容器圧力に応じた原子炉格納容器からの漏えい率



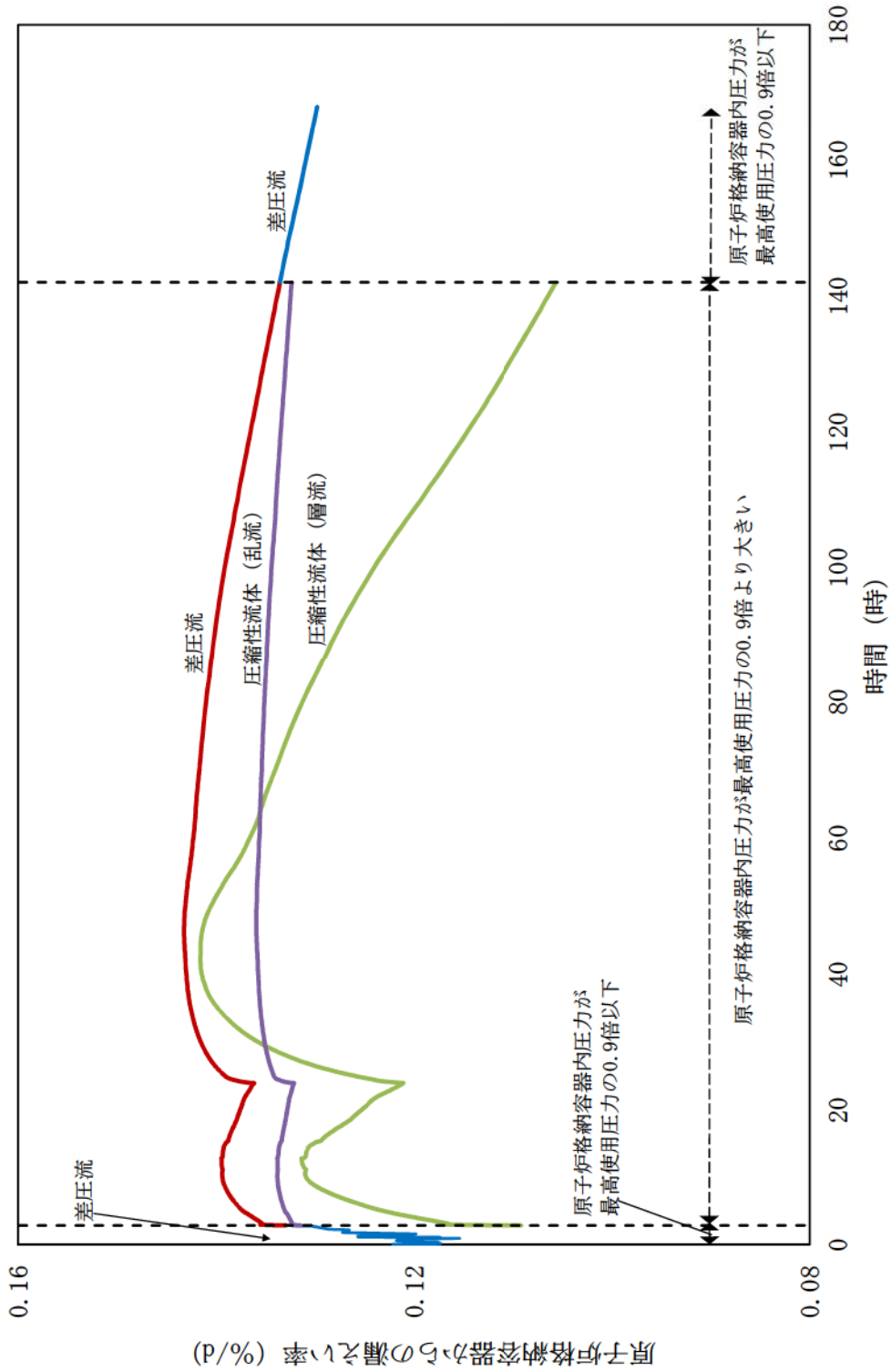


図2 原子炉格納容器圧力に応じた原子炉格納容器からの漏えい率 (算出式別)

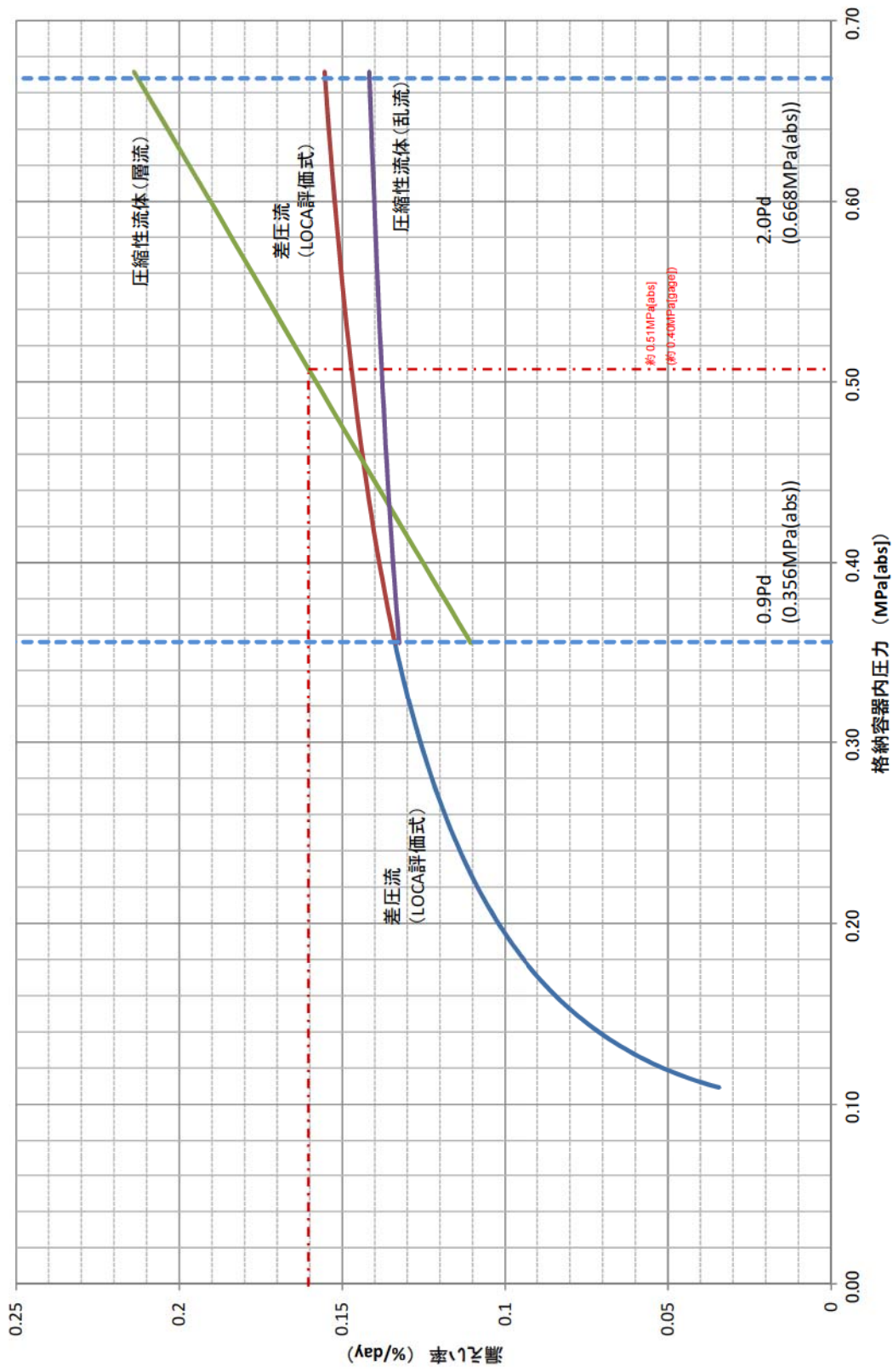


図3 原子炉格納容器内圧力に応じた漏えい率

## アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタ除去効率の設定について

アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタによるエアロゾル除去効率の評価条件として99%を用いている。上記の微粒子フィルタについては、納入前の工場検査においてフィルタ除去効率が99.97%以上であることを確認している。

微粒子フィルタのろ材はガラス繊維をシート状にしたもので、エアロゾルを含んだ空気がろ材を通過する際に、エアロゾルがガラス繊維に衝突・接触することにより捕集される。

## a. 温度及び湿度条件について

本評価で選定した評価事象において、原子炉格納容器内は150℃程度となり、原子炉格納容器からの温度伝播等によりアニュラス内の温度が上昇する。アニュラス内の温度は最高で120℃程度までの上昇であるため、アニュラス空気浄化設備に設置している微粒子フィルタの最高使用温度を上回ることはなく、性能が低下することはない。また、湿度についても、原子炉格納容器漏えい率に応じたわずかな湿度上昇はあるものの、アニュラス空気浄化設備起動後は、アニュラス外からの空気混入もあることから、それほど湿度が上がることはないため、フィルタの性能が低下することはない。

したがって、微粒子フィルタ除去効率99%は確保できる。

## b. 保持容量について

アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタの保持容量は約8.9kg/台である。評価期間中に原子炉格納容器からアニュラス部へ漏えいしたエアロゾルすべてが捕集されるという保守的な仮定で評価した結果が約0.9kgである。(表1参照)

これは、安定核種も踏まえて、原子炉格納容器から漏えいしてきた微粒子が全量フィルタに捕集されるものとして評価したものである。なお、よう素は全て粒子状よう素として評価した。(表2及び図1参照)

したがって、アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタには、エアロゾルを十分に捕集できる容量があるので、微粒子フィルタ除去効率99%は確保できる。

表1 アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタ保持容量

微粒子フィルタ	アニュラス空気浄化設備
フィルタに捕集されるエアロゾル量	約0.9kg
保持容量	約8.9kg

表2 炉心内蓄積質量 (安定核種を含む)

核種グループ	炉心内蓄積質量 (kg)
よう素類 (よう素)	約2.1E+01 (約2.0E+01)
Cs類	約3.0E+02
Te類	約5.0E+01
Ba類	約2.1E+02
Ru類	約6.9E+02
Ce類	約9.4E+02
La類	約1.0E+03
合計	約3.2E+03

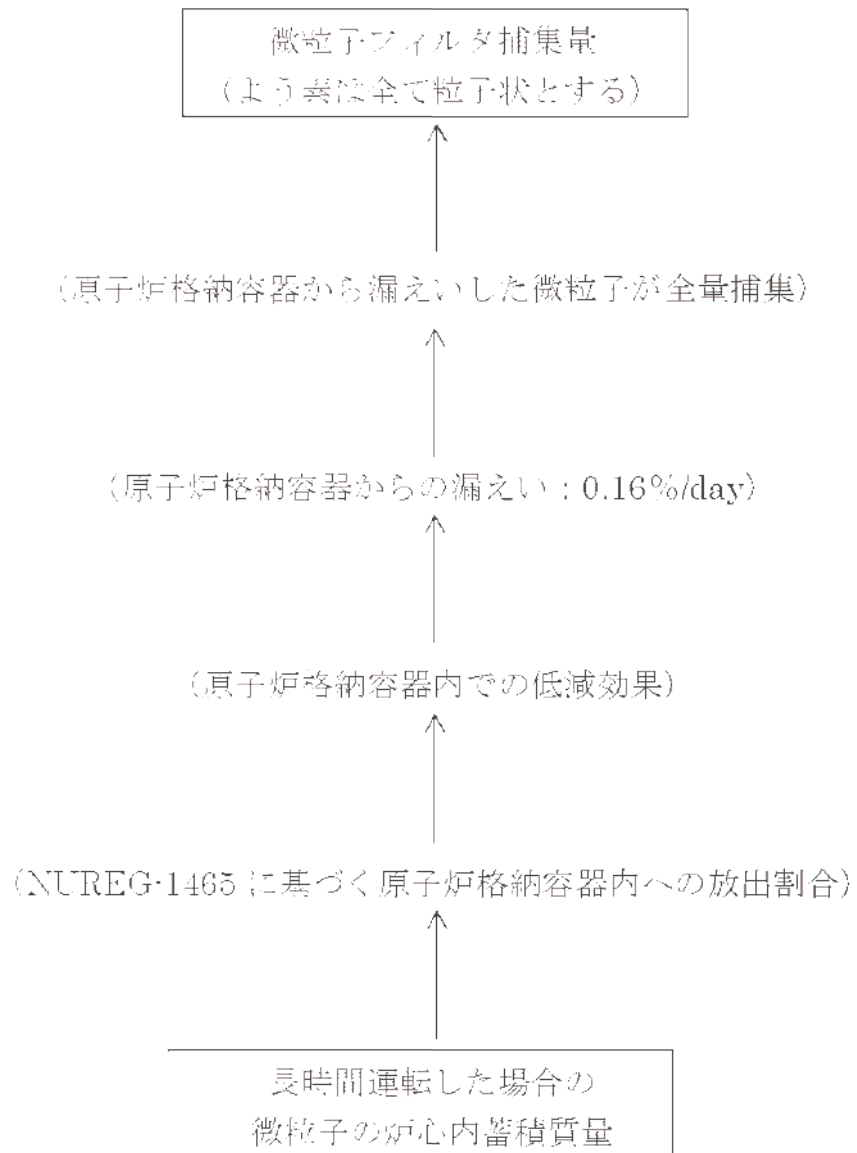


図1 アニュラス空気浄化設備の微粒子フィルタ捕集量評価の過程

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）解析結果に  
おける燃料挙動について

格納容器過圧破損（大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故）及び格納容器過温破損（外部電源喪失時に非常用所内交流電源が喪失し、補助給水機能が喪失する事故）の解析結果における燃料挙動について次頁以降に示す。

1. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」の解析結果における燃料挙動

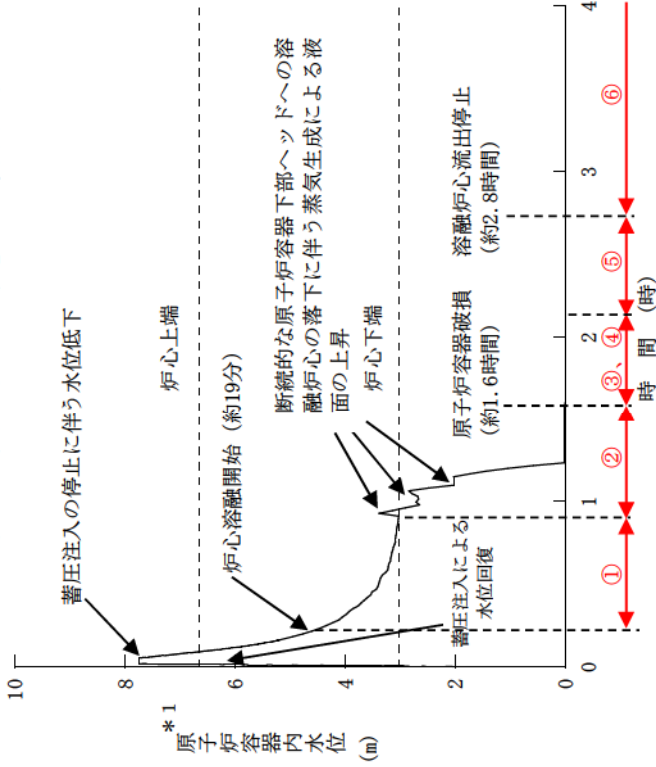


図1 原子炉容器内水位の推移

\* 1 : 1次冷却材低温側配管下端を上限とした気泡水位を表示

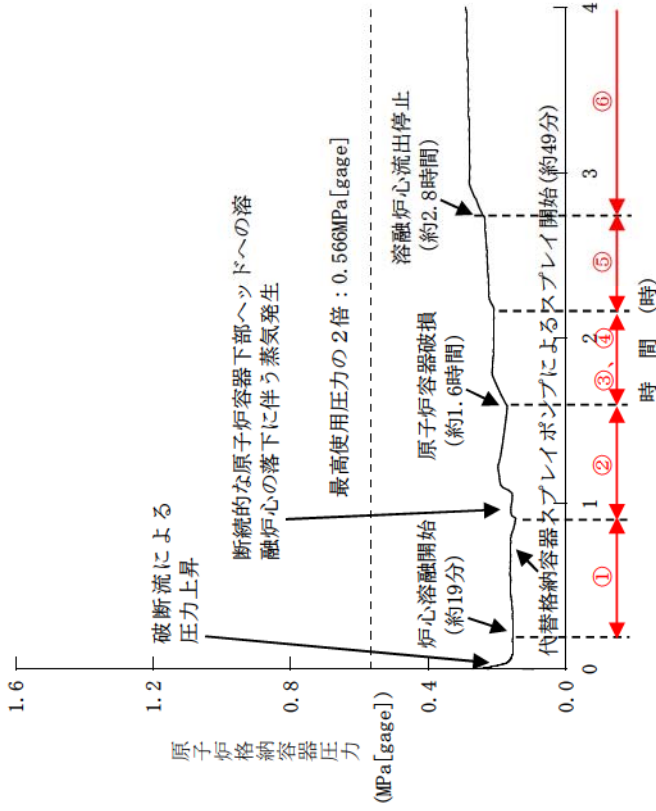


図2 原子炉格納容器圧力の推移

<p>① 中央部分から炉心溶融が始まり、クラスタの形成・消滅を繰り返しながら、下方・横方向にリロケーションが起こる。溶融部上部の非溶融部も徐々に下部へ移動する。</p>	<p>② 炉心溶融が進行し、炉心支持板の隙間から下部ブレンナムへの落下が始まる。落下する溶融炉心の表面は水との反応によりエントレイン*2され、大部分は下部ブレンナムに堆積し、溶融プールを形成する。</p>	<p>③ 原子炉容器の破損により原子炉下部キャビティへのデブリジェットの発生する。落下するデブリの表面はエントレイン*2され、残りは原子炉下部キャビティ床面に堆積する。</p>	<p>④ 溶融炉心は計装案内管より低い下部ブレンナム部分に堆積し、残りはキャビティ床に平板状に堆積し、溶融プールを形成する。</p>	<p>⑤ 下部ブレンナム底部の破損が発生し、原子炉下部キャビティ床面への落下量が増加する。</p>	<p>⑥ 最終的に溶融炉心の全量が原子炉下部キャビティに落ちる。</p>
--	--	--	--	---	--------------------------------------

\* 2 : 溶融炉心と水との反応により溶融炉心表面が剥離して粒子状となり、水中に混入される状態のこと

2. 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過温破損）「外部電源喪失時に非常用所内交流電源が喪失し、補助給水機能が喪失する事故」の解析結果における燃料挙動

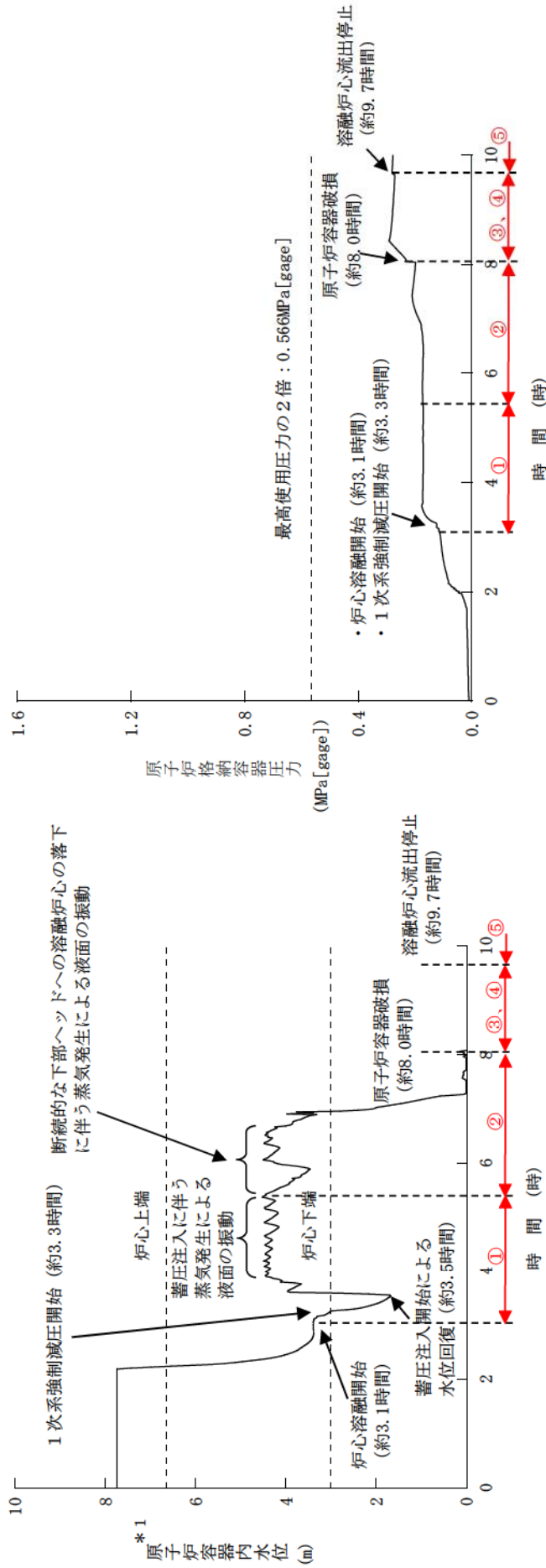
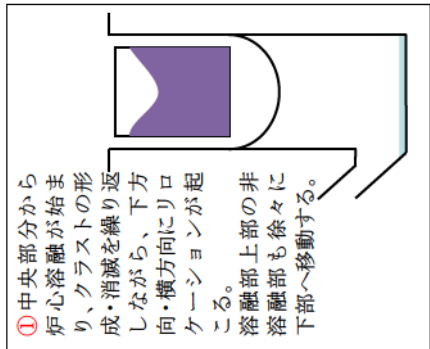
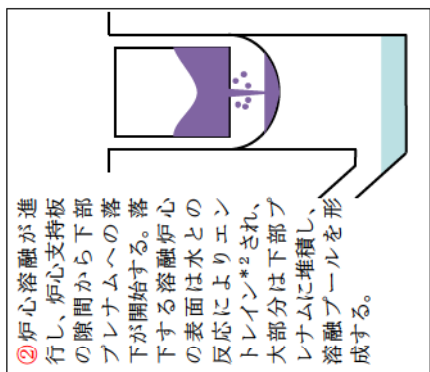


図3 原子炉容器内水位の推移

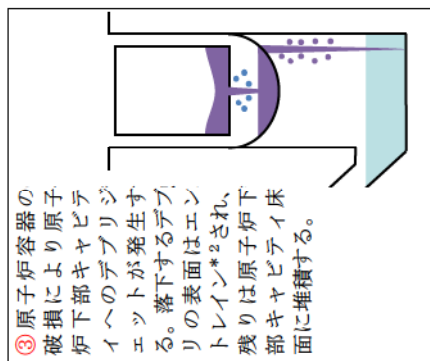
\* 1 : 1次冷却材低温側配管下端を上限とした気泡水位を表示



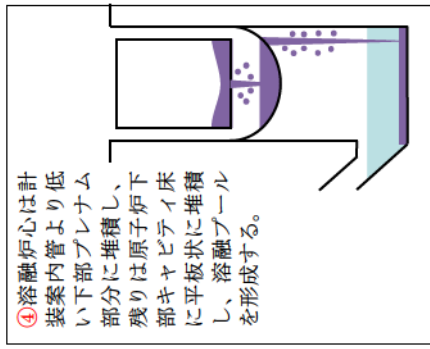
① 中央部分から炉心溶融が始まり、クラストの形成・消滅を繰り返しながら、下方向・横方向にリロケーションが起こる。溶融部上部の非溶融部も徐々に下部へ移動する。



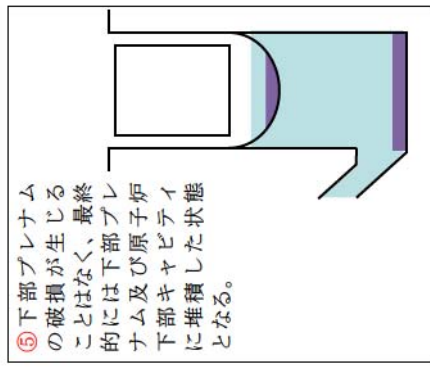
② 炉心溶融が進行し、炉心支持板の隙間から下部プレナムへの落下が始まる。落下する溶融炉心の表面は水との反応によりエントレイン\*2され、大部分は下部プレナムに堆積し、溶融プールの形成する。



③ 原子炉容器の破損により原子炉下部キャビティヘッドが溶融炉心に落下する。落下するデブリの表面はエントレイン\*2され、残りは原子炉下部キャビティ床面に堆積する。



④ 溶融炉心は計装案内管より低い下部プレナム部分に堆積し、残りは原子炉下部キャビティ床面に平板状に堆積し、溶融プールの形成する。



⑤ 下部プレナムの破損が生じることなく、最終的には下部プレナム及び原子炉下部キャビティに堆積した状態となる。

図4 原子炉格納容器圧力の推移

\* 2 : 溶融炉心と水との反応により溶融炉心表面が剥離して粒子状となり、水中に混入される状態のこと



### 3. MAAP 上の燃料のリロケーションについて

MAAP の溶融燃料の挙動モデルについては、TMI 事故を模擬したベンチマーク解析と事故データとを比較した結果、燃料の挙動を適切に模擬できることを確認しており、泊 3 号炉にも適用できる。

MAAP では、炉心を R-Z の 2 次元ノードで構成しており、炉心のヒートアップに伴って燃料棒、燃料被覆管、制御棒、構造材の溶融の計算を行い、ノード内で溶融が発生した場合にリロケーションの計算を行う。

まず、下側ノードに空隙が存在する場合、下方向へリロケーション量を計算する。ここで、リロケーション速度は、膜流及び管流として計算される。膜流は、円柱状の燃料棒の外側の膜状の流れであり、溶融炉心の膜流の厚さ・膜面積、燃料棒の径及び重力加速度より、リロケーション量を計算する。管流の場合は、当該ノードの溶融炉心の縦方向の厚さ、溶融炉心の密度、重力加速度よりリロケーション量を計算する。

次に、横方向のノードに空隙が存在する場合、溶融炉心密度、重力加速度、圧力損失、摩擦力のバランスからリロケーション量を計算する。

リロケーション後は、各ノードについて溶融炉心、冷却材や周囲の構造物・気体との熱伝達、炉心の酸化反応熱など、質量・エネルギーバランス計算を行う。ここで、溶融炉心が冷却され再固化する場合に、サブチャンネル流路が閉塞することも模擬しており、その場合、冷却材や水蒸気の流動計算において、閉塞流路として取り扱っている。

溶融炉心が下部炉心支持板に達する場合、炉心支持板の隙間から下部プレナムへ落下する。この時の落下速度については、下部炉心支持板上部と下部の圧力差及び下部炉心支持板上部の溶融炉心の堆積厚さから計算する。落下する溶融炉心は、逆円錐の形状をとり、下部プレナムの冷却材との接触により一部は粒子化して水中にエントレインされ、残りは下部プレナムの底に堆積する。

さらに、原子炉容器の破損に至る場合は、溶融炉心は破損口から原子炉下部キャビティに落下する。この時の落下速度については、炉心支持板からの落下と同様であり、圧力差と堆積厚さから計算する。「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」の解析結果における燃料挙動について、以下に示す。

#### 4. 原子炉下部キャビティ落下後の溶融炉心の挙動について

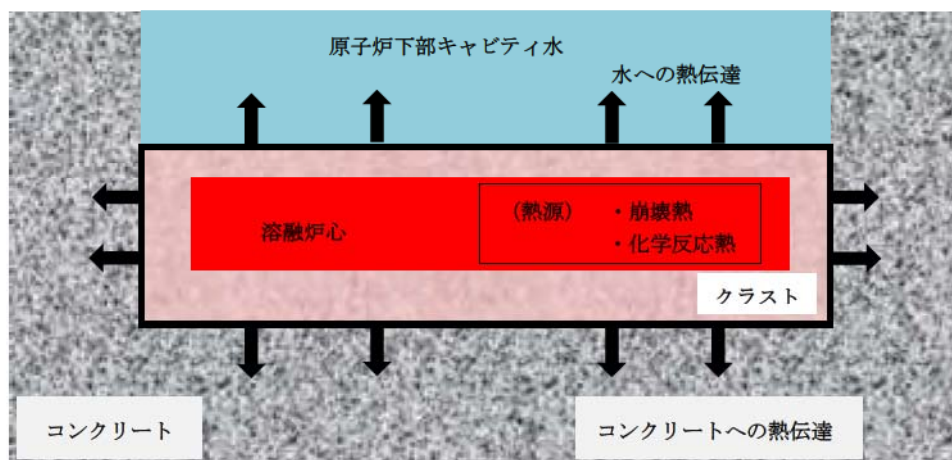
下部プレナムから原子炉下部キャビティに落下した溶融炉心は、一部はエントレイン（水との反応により溶融炉心表面が剥離し、粒子状となり、水中に混入）され、水に熱伝達しつつ水中を浮遊し、床面に堆積する。残りの溶融炉心は原子炉下部キャビティ床面に落下して堆積する。

溶融炉心の拡がりについては、原子炉下部キャビティ床全面に均一に拡がるとしている。また、原子炉下部キャビティに堆積した溶融炉心は、原子炉下部キャビティ水及びコンクリートと接触することにより冷却されクラスト（殻）を形成する。

溶融炉心と周囲の物質との熱伝達については、発熱源としては、溶融炉心の崩壊熱及びジルコニウム-水反応等の化学反応熱を考慮している。吸熱源としては、溶融炉心上面の水及び原子炉下部キャビティ床のコンクリートを考慮している。溶融炉心と水の熱伝達は、水平面から飽和水へのプール沸騰（自然対流条件下の沸騰）におけるバーンアウト熱流束（限界熱流束）の整理式である Kutateladze 相関式（係数は SWISS 実験に基づく値）を用いて計算している。また、溶融炉心とコンクリートの熱伝達は接触及び輻射により行われ、その熱伝達係数は、ACE 実験及び SURC 実験に基づく値を使用している。

このように、溶融炉心、水、コンクリートの間の伝熱計算により、それぞれの温度が求められ、コンクリート温度が、そのコンクリートの融点を上回る場合に、コンクリート侵食が発生する。

ここで、溶融炉心からの熱伝達は、上面に水がある場合とない場合で上面への伝熱量が大きく異なり、水がない場合は気体への熱伝達が僅かであることからキャビティ底への伝熱が優位となり、コンクリートの温度上昇への寄与が大きく、コンクリート侵食が生じる。一方、溶融炉心が水没している場合は、水への伝熱が優位となり、コンクリート温度の上昇は抑えられ、その結果、コンクリートの侵食は僅かとなる。



(参考) 溶融炉心の熱伝達イメージ図

## 5. 原子炉容器に残存した溶融炉心の冷却について

格納容器過圧破損事象、格納容器過温破損事象の両評価事故シーケンスともに、事象発生後、炉心溶融に至り、炉内の溶融燃料は下部プレナムへ落下し、さらに、原子炉容器破損後には破損口を通じて原子炉下部キャビティ室へ落下する。溶融燃料の多くは原子炉容器破損後に原子炉下部キャビティ室へ落下するものの、過温破損事象に見られるように、一部の溶融燃料はクラスト状となり下部プレナムにとどまる場合がある。

今回の解析においては、両シーケンスとも1次冷却材の原子炉格納容器内への放出に伴い原子炉格納容器圧力が上昇するが、いずれも炉心溶融開始後30分の時点から開始する代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ及び24時間後から開始する格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器圧力及び温度が過度に上昇することなく抑制される。以下では、溶融炉心の移行挙動に応じた原子炉格納容器冷却の状況を、溶融炉心が原子炉容器内に保持される傾向にある過温破損事象シーケンスについて示す。

### (1) 溶融炉心の移行挙動

図5～7の過温破損シーケンスにおける溶融炉心量推移の解析結果について示すとおり、溶融炉心は炉心部から下部プレナムへ順次移行し、原子炉容器破損後原子炉下部キャビティ室へ落下している。

また、過温破損事象シーケンスの解析結果では、図6に示すとおり、事象後期においても一部の溶融炉心がクラストとして下部プレナム部に残存しているが、その量は全溶融炉心の約2%とわずかである。

### (2) 溶融炉心の冷却及び格納容器の状況

#### ・溶融炉心が原子炉容器内に保持されている期間

炉心部或いは下部プレナムにおける溶融炉心と冷却材との接触により発生する飽和蒸気、及び過熱蒸気が原子炉格納容器内に放出される。これにより、原子炉格納容器圧力は上昇するが、原子炉格納容器内雰囲気はスプレイにより飽和状態が維持される。

#### ・原子炉容器破損（溶融炉心が下部プレナムから原子炉下部キャビティ室へ落下）後

溶融炉心が下部プレナムから原子炉下部キャビティ室へ落下すれば、原子炉容器破損までに原子炉下部キャビティ室に形成された水プールにおいて溶融炉心は冷却される。このため、原子炉下部キャビティ室の雰囲気は飽和蒸気状態となっている。

原子炉下部キャビティ室水位の原子炉容器下部への到達までの間は、原子炉下部キャビティ室において発生した飽和蒸気が原子炉容器破損口から流入し、原子炉容器内の構造物によるヒートシンク除熱と相まって原子炉容器内の溶融炉心は冷却される（図9,10）。この際に過熱蒸気が発生するが、原子炉格納容器はスプレイにより原子炉格納容器雰囲気は飽和状態が維持さ

れる（図 11）。

また、原子炉下部キャビティ室の水位が原子炉容器下部に到達（図 8）することにより、炉内の残存溶融炉心は直接キャビティ水により冷却され、原子炉容器内の溶融炉心により発生する蒸気は飽和蒸気となる。その後は、格納容器内自然対流冷却により、原子炉格納容器圧力の上昇が抑制されることを確認している。

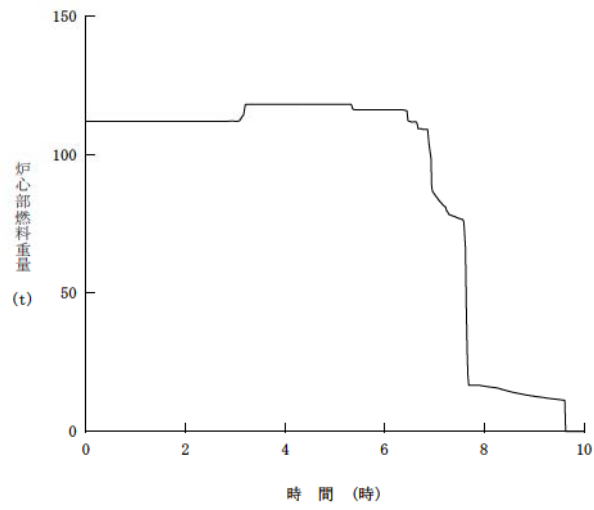


図5 炉心部燃料重量の変化（格納容器過温破損）

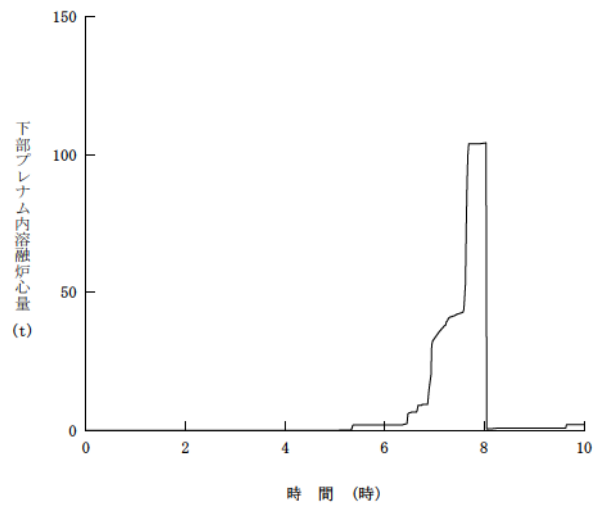


図6 下部プレナム内溶融炉心量の変化（格納容器過温破損）

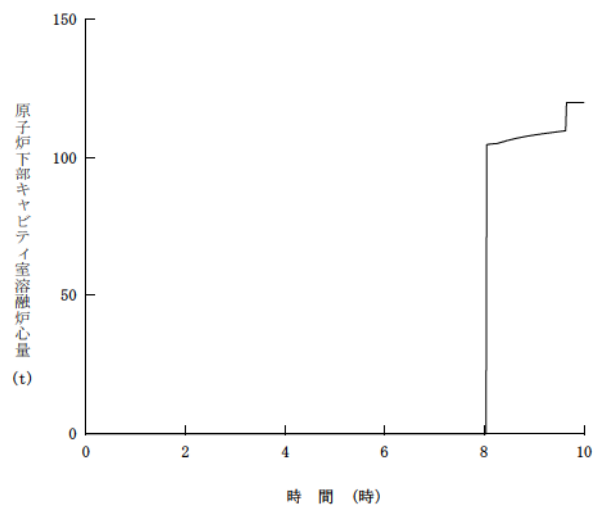


図7 原子炉下部キャビティ室溶融炉心量の変化（格納容器過温破損）

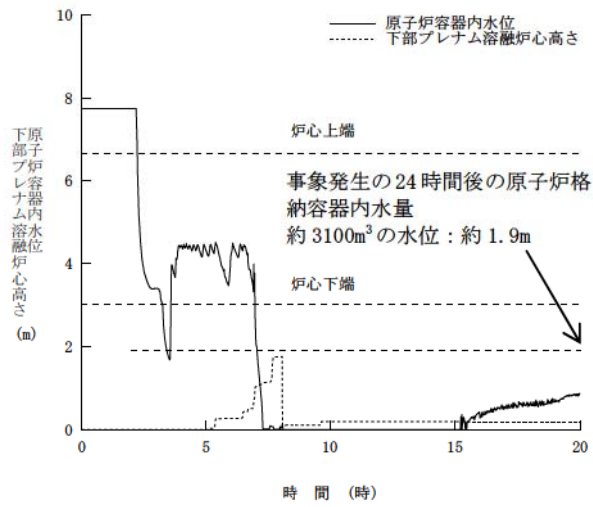


図8 原子炉容器内水位と下部プレナム溶融炉心高さの関係（格納容器過温破損）

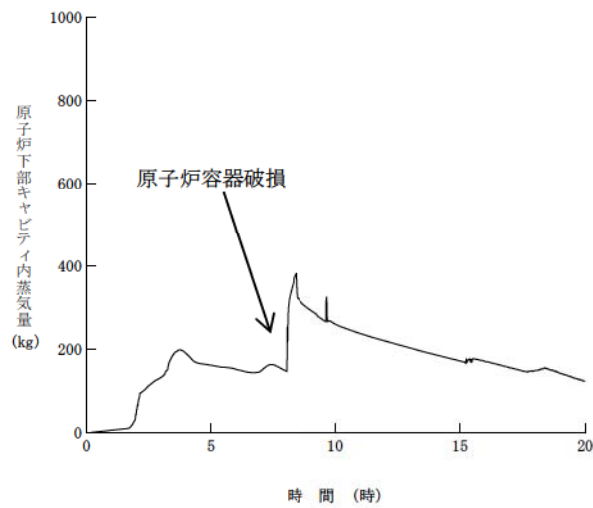


図9 原子炉下部キャビティ内蒸気量の推移（格納容器過温破損）

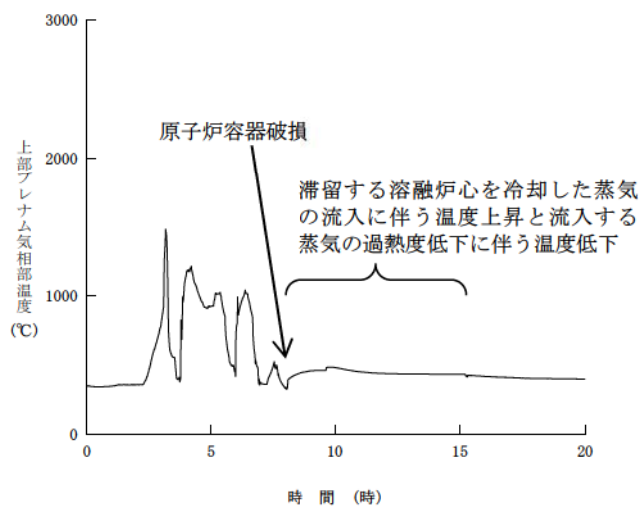


図10 上部プレナム気相部温度（格納容器過温破損）

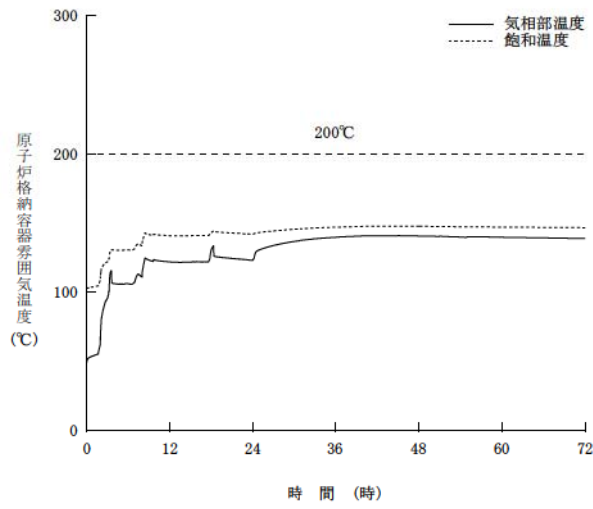


図 11 原子炉格納容器雰囲気温度の飽和温度との比較 (格納容器過温破損)

評価事故シーケンスでの重大事故等対策の概略系統図について

雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）モードにおける評価事故シーケンス「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」の重大事故等対策の概略系統図を以下に示す。

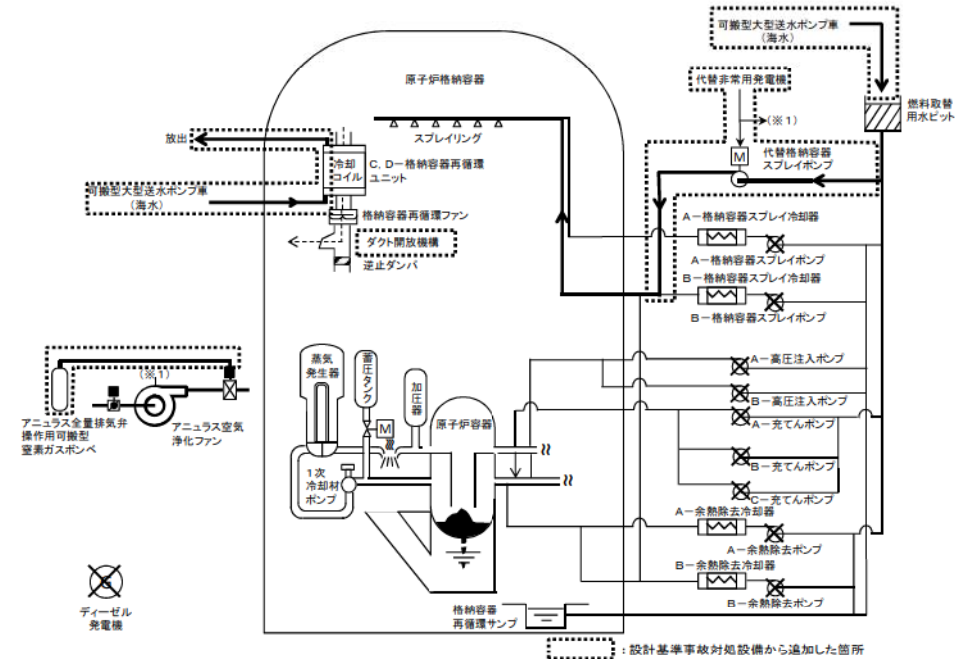


図1 「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」の重大事故等対策の概略系統図（短期対策）

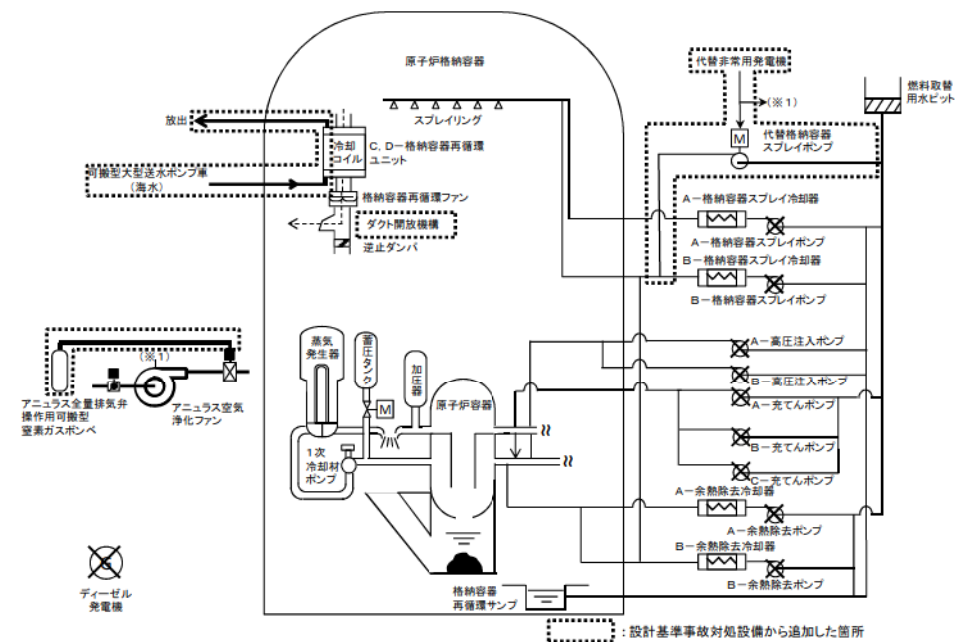


図2 「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」の重大事故等対策の概略系統図（長期対策）



## Cs-137 放出量評価の評価期間について

事故後 7 日間の Cs-137 放出量の推移を図 1 に示す。事故後 78 分でアニュラス空気浄化設備による除去効果が期待できるようになり、Cs-137 の放出率は大きく低下する。

Cs-137 の放出量評価について、事故後 7 日以降の影響を確認するために、事故後 30 日間及び 100 日間の放出量を評価した結果は表 1 のとおりである。評価期間 30 日の Cs-137 の放出量は評価期間 7 日の結果に比べ約 8 % の増加であり、評価期間 100 日としても評価期間 7 日の放出量に比べ約 8 % の増加であった。なお、原子炉格納容器からの漏えい率は、図 2 に示すとおり、解析結果に基づく漏えい率に余裕を見た値として 7 日まで 0.16%/d、7 日以降を 0.135%/d 一定として評価した。

また、本評価において、原子炉格納容器からの漏えい率の設定は、解析結果に基づく漏えい率に余裕を見込み 0.16%/d で一定としていることから、これを図 3 に示すように、解析結果に基づいてステップ状に設定することにより、より現実的な漏えい率条件での放出量評価を実施した。表 2 に示すとおり、原子炉格納容器からの漏えい率をより現実的に見直すことで、事故後 7 日間の Cs-137 放出量は約 15% 低減する結果となった。

以上の通り、Cs-137 放出量は、事故発生から 7 日経過すると増加が小さくなり、更により現実的な評価条件を使用した場合、放出量の評価結果は低減されるため、Cs-137 放出量を評価する期間を 7 日とすることは妥当であると考えられる。

表1 7日以降のCs-137積算放出放射エネルギーについて

評価期間	Cs-137 放出量 〔 ～7日：0.16%/d一定 7日以降：0.135%/d一定 〕
7日（申請評価）	約5.1TBq
30日	約5.5TBq (約1.08倍) <sup>*1</sup>
100日	約5.5TBq (約1.08倍) <sup>*1</sup>

\*1：かっこ内は評価期間7日との比較結果を示す。

表2 Cs-137の放出放射エネルギー（7日間積算）

漏えい率	① ステップ状 (影響確認)	② 0.16%/d一定 (申請評価)	比(①/②)
Cs-137 放出量	約4.3TBq	約5.1TBq	0.85

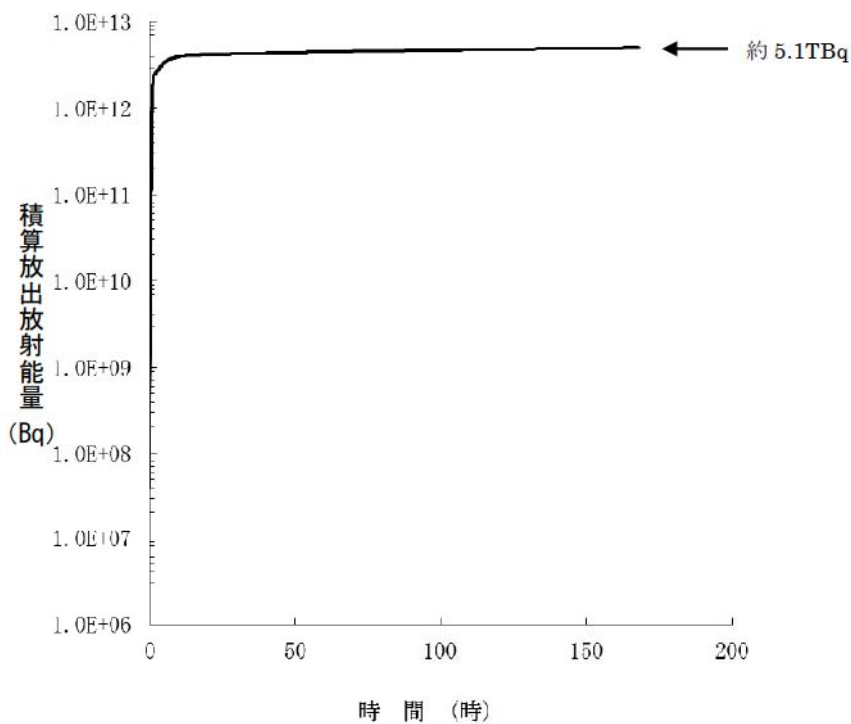


図1 Cs-137積算放出放射エネルギー(GROSS値)の推移（7日間(168時間)）

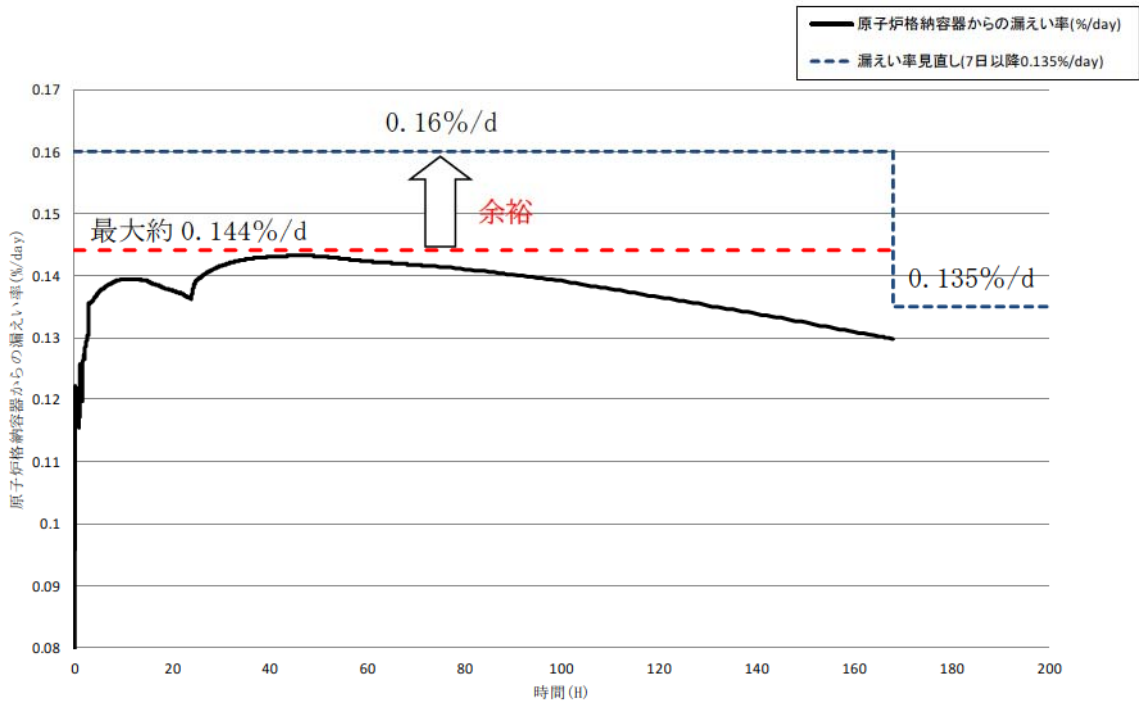


図2 原子炉格納容器からの漏えい率(100日間評価)

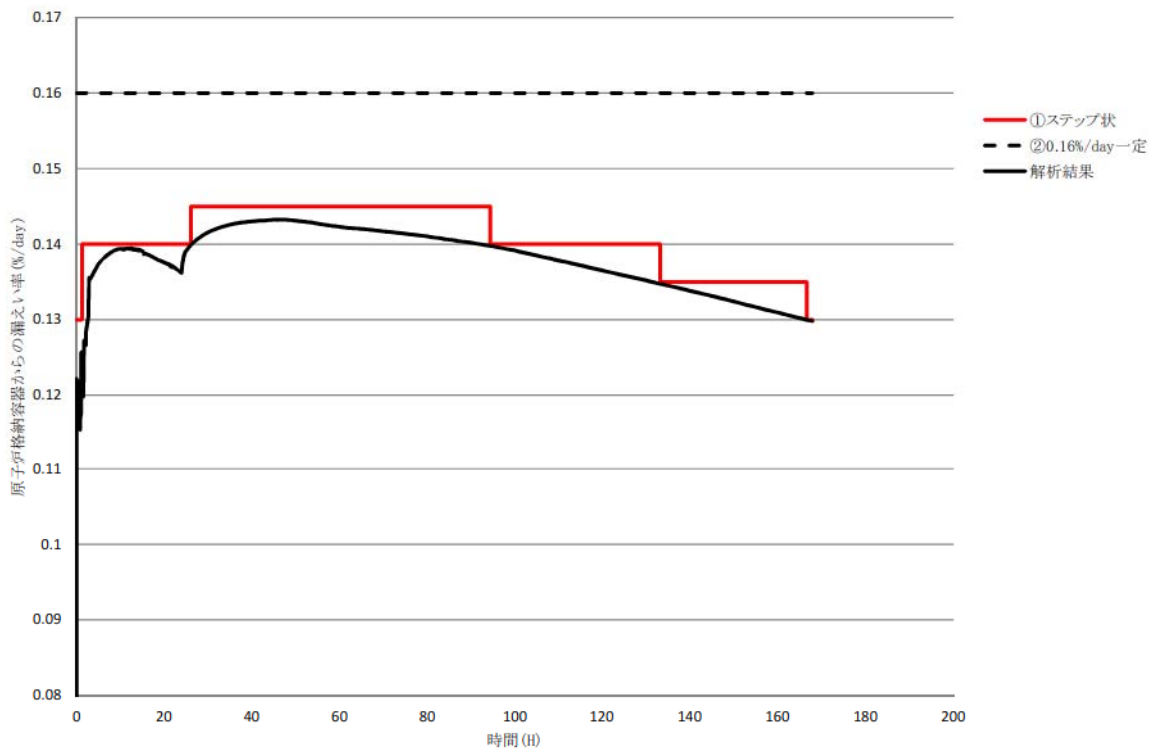


図3 原子炉格納容器からの漏えい率(ステップ状評価)

原子炉格納容器内水素処理装置による水素処理に伴う発熱に対する  
原子炉格納容器圧力及び温度への影響について

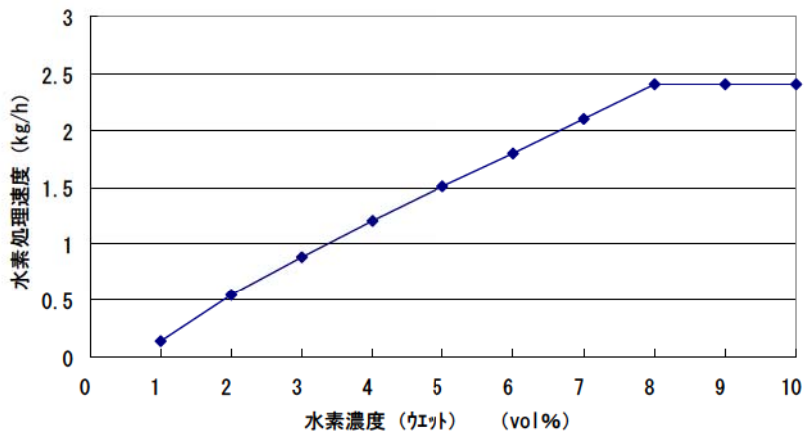
原子炉格納容器内水素処理装置（以下、「PAR」という。）による水素処理により化学反応熱が発生する。図1に示す通り、PARの水素処理速度は水素濃度に依存し、最大で約2.5kg/h（圧力0.15MPa[abs]の場合）となる。水素処理速度 $\alpha$  g/s、水素分子量を2.01588g/molとすると、水素再結合による発熱量が286kJ/mol-H<sub>2</sub>であることから、原子炉格納容器内のPAR 5個による水素処理による発熱量は、以下の通りとなる。

$$\text{発熱量} = 5 \text{ 個} \times \alpha \text{ g/s} \times 286 \text{ kJ/mol} \div 2.01588 \text{ g/mol} \quad \text{①}$$

水素発生量の最も多いシナリオである「大破断LOCA時に低圧注入機能及び高圧注入機能が喪失する事故（格納容器スプレイ成功）」において、全炉心内のZrの75%が水と反応した場合におけるPAR 5個設置時の水素処理速度の推移を図2に、図2から①式に基づき算出したPAR 5個からの発熱量の推移を図3に示す。また、PAR 5個の水素処理による発熱と炉心崩壊熱との比較を表1及び図4に示す。

上記のシナリオでは、事故の約2.9時間で原子炉格納容器内の水素濃度が最大となり、その時のPAR 5個の水素処理の発熱量は約497kWとなる。その後、PARによる水素処理が継続する一方で崩壊熱が減衰し、事故後約50時間においても、PARの水素処理に伴う総発熱量は、崩壊熱積算量の約2%程度である。

有効性評価においてPARによる発熱は考慮していないが、格納容器過圧破損シーケンス、格納容器過温破損シーケンスに対するPAR 5個による水素処理による発熱の影響は、炉心損傷により発生した水素が原子炉格納容器内に放出されてから原子炉格納容器の最高圧力・温度にまで達する増分約0.205MPa（格納容器過圧破損）、約44℃（格納容器過温破損）が、主として炉心崩壊熱によるものであることから、PARによる発熱（炉心崩壊熱の約2%）が全て原子炉格納容器圧力及び温度の上昇に寄与したと仮定しても、原子炉格納容器圧力の増分は約0.004MPa[gage]、原子炉格納容器雰囲気温度の増分は約0.9℃となり、有効性評価の判断基準に影響することのない軽微なものである。図5に格納容器過圧破損シーケンスの原子炉格納容器圧力の推移、図6に格納容器過温破損シーケンスの原子炉格納容器雰囲気温度の推移を示す。



原子炉格納容器内水素処理装置 1 個の水素除去性能 (圧力1.5bar)

図 1 PARの水素処理性能

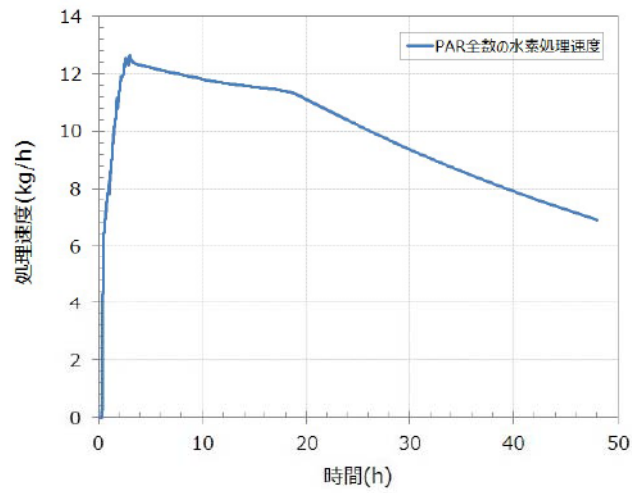


図 2 PAR 5 個による水素処理速度の推移

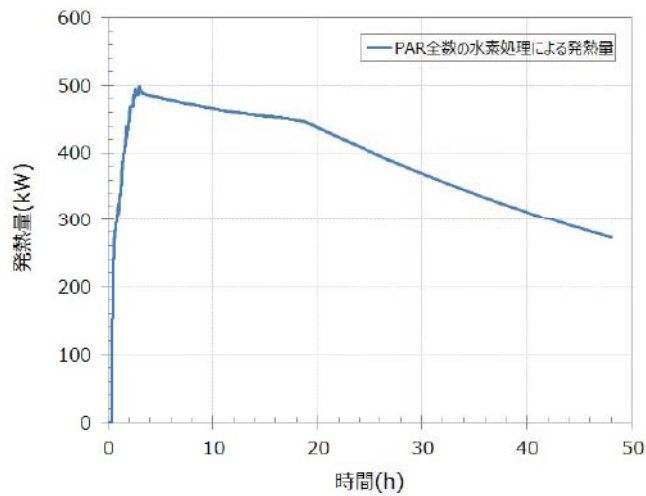


図 3 PAR 5 個の水素処理による発熱量の推移

表 1 PAR 5 個の水素処理発熱と炉心崩壊熱の比較

時間 (h)	発熱			全発生熱量(時間積算)		
	PAR発熱 (kW)	崩壊熱 (kW)	PAR発熱/ 崩壊熱	PAR発熱 (MJ)	崩壊熱 (MJ)	PAR発熱/ 崩壊熱
3	497	28,067	1.77%	3,721	418,911	0.89%
5	481	24,797	1.94%	7,214	607,256	1.19%
10	465	20,956	2.22%	15,723	1,012,463	1.55%
20	437	17,536	2.49%	32,059	1,690,108	1.90%
30	369	15,653	2.36%	46,548	2,283,161	2.04%
40	312	14,579	2.14%	58,781	2,801,571	2.10%

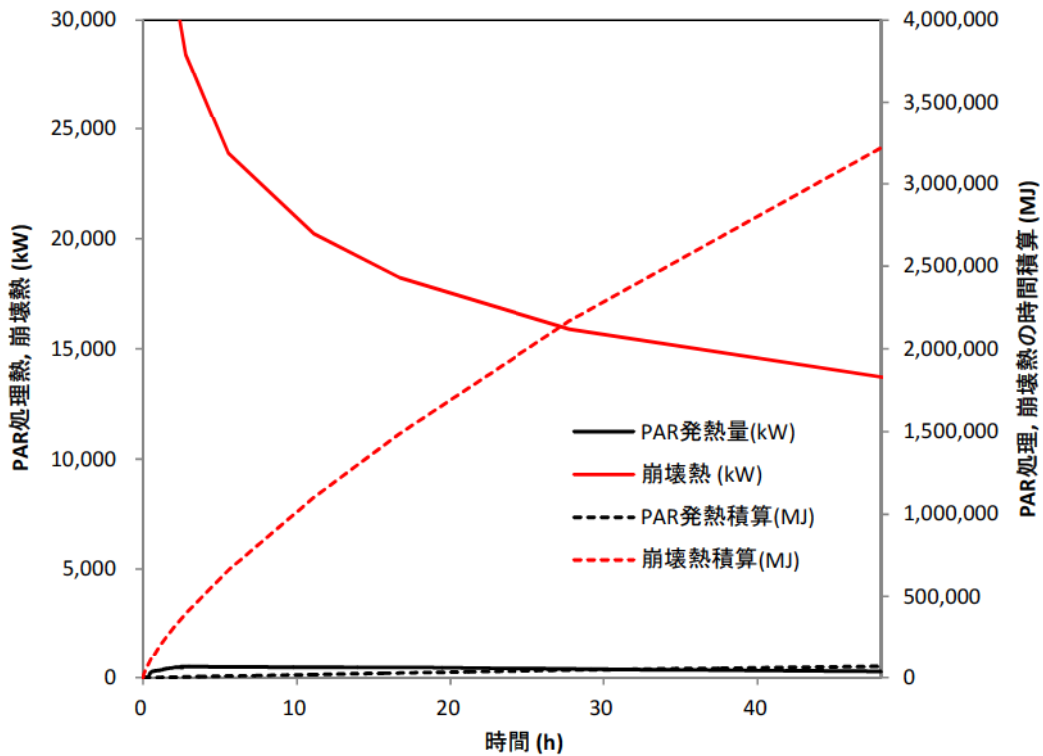


図 4 PAR 5 個の水素処理発熱と炉心崩壊熱の比較

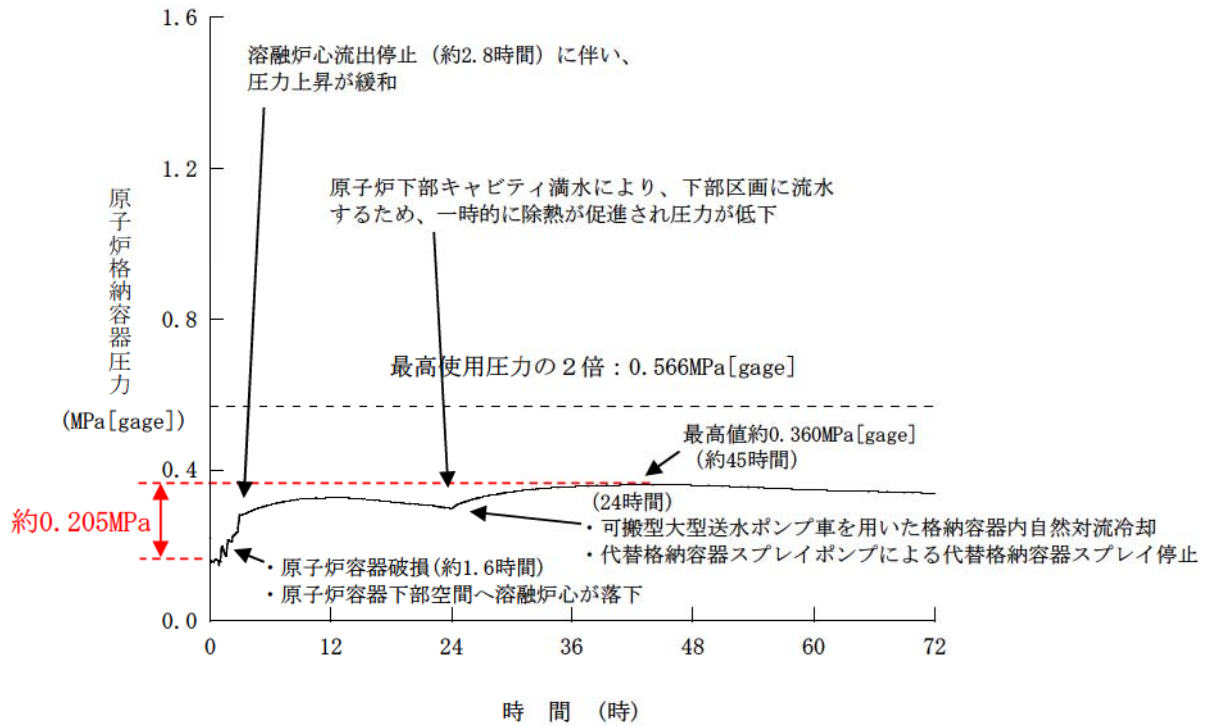


図5 原子炉格納容器圧力の推移 (格納容器過圧破損)

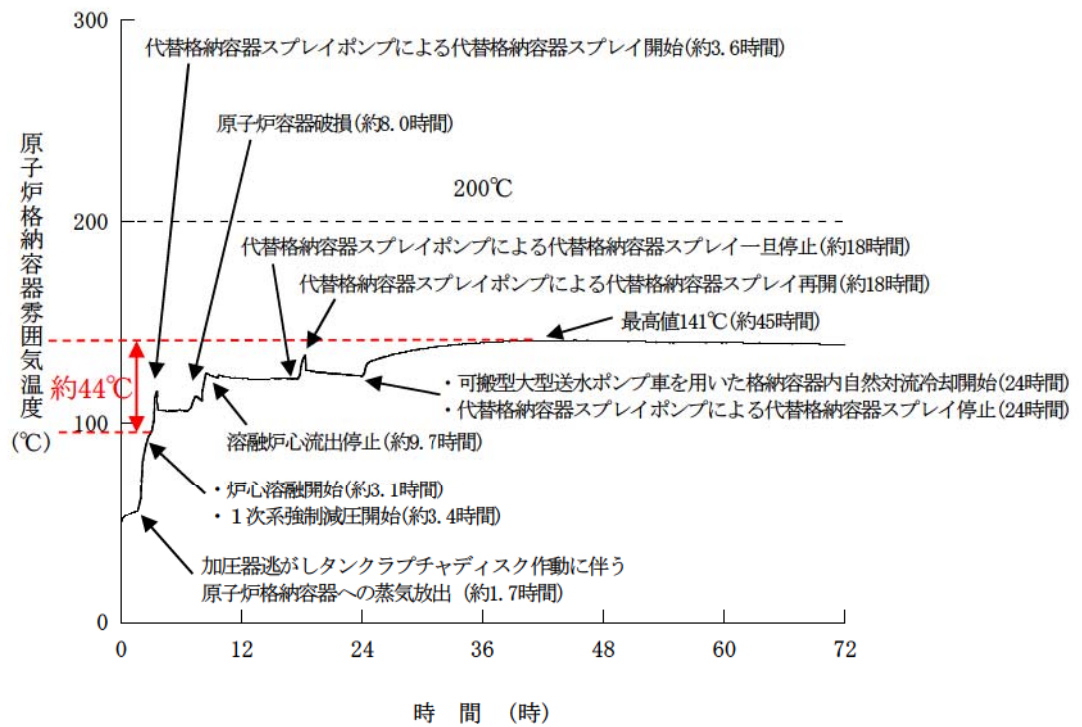


図6 原子炉格納容器雰囲気温度の推移 (格納容器過温破損)

## 安定状態について

格納容器過圧破損（大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故）時の安定状態については以下のとおり。

原子炉格納容器安定状態：原子炉格納容器圧力及び温度が安定または低下傾向

原子炉格納容器安定状態の確立について

第 7.2.1.1.8 図及び第 7.2.1.1.9 図の解析結果より、格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却を開始することでその後原子炉格納容器圧力及び温度の両方が低下に転じる、事象発生の約 49 時間後を原子炉格納容器の安定状態とした。

格納容器内自然対流冷却による長期安定状態の維持について

約 24 時間後に可搬型大型送水ポンプ車を用いた格納容器再循環ユニットへの海水通水による格納容器内自然対流冷却により原子炉格納容器内の除熱を行うことが可能であることから、原子炉格納容器の安定状態を長期にわたり維持可能である。



溶融炉心・コンクリート相互作用が発生した場合の  
原子炉格納容器圧力及び温度への影響について

1. はじめに

格納容器過圧破損の評価事故シーケンス「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」時に、原子炉下部キャビティ床面での溶融炉心の拡がり小さく、局所的に溶融炉心が堆積するような極端な条件での感度解析を実施し、コンクリート侵食が発生した場合の溶融炉心・コンクリート相互作用による原子炉格納容器圧力及び温度への影響について、以下の条件で評価を実施した。

項目	パラメータ	設定値	設定根拠
基本 ケース	代替格納容器 スプレイ作動	炉心溶融後 30 分	運転員操作余裕時間として設定
	エントレイン メント係数	<input type="text"/>	当該変数推奨範囲の最確 値
	溶融炉心の拡 がり面積	キャビティ 床面積の 1 / 1	キャビティ区画床全面と する
	Kutataladze 係 数	0.1 (0.8MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> )	水による冷却を伴ったデ ブリとコンクリートの相 互作用に関する実験に基 づく値
感度 ケース	代替格納容器 スプレイ作動	炉心溶融後 30 分	運転員操作余裕時間として設定
	エントレイン メント係数	<input type="text"/>	当該変数推奨範囲の最大 値
	溶融炉心の拡 がり面積	キャビティ床面積の約 1 / 10 か ら落下量に応じて拡大	落下時に細粒化などによ り冷却が進む
	Kutataladze 係 数	溶融物存在時 0.1 (0.8MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) 全体固化時 0.0625 (0.5MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> ) コンクリート 15%混入時 0.015625 (0.125MW/m <sup>2</sup> 相当 <sup>(注)</sup> )	CCI 実験、SSWICS 実験に 基づく熱流束を設定

(注) 大気圧条件

: 枠囲みの内容は機密情報に属しますので公開できません。

## 2. 影響確認

評価の結果、感度ケースではコンクリート侵食は約 18cm となり、基本ケース及び感度ケースにおける原子炉格納容器圧力及び温度の推移を図 1 及び図 2 に示す。

感度ケースでは、基本ケースに比べて溶融炉心の拡がり面積及び溶融炉心からキャビティ水への熱流束を制限していることから、溶融炉心が十分冷えるまでの時間が基本ケースに比べ長くなる。このため、感度ケースでは、溶融炉心からの熱移行が基本ケースより遅れ、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は相対的に緩やかとなる。その後、感度ケースでは、コンクリート侵食による非凝縮性ガスの発生とこれに伴う反応熱が増えることにより、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は高くなるものの、原子炉下部キャビティ水により溶融炉心が冷却されることでコンクリート侵食は停止し、これらの要因による原子炉格納容器圧力及び温度上昇は一時的なものである。このため、原子炉格納容器圧力及び温度は、それぞれ原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍及び 200℃に対して十分な余裕があり、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。なお、コンクリート侵食等に伴う水素発生量の増加は、長期的に原子炉格納容器圧力の上昇要因となるが、感度ケースにおいても水素の追加発生に伴う水素濃度上昇はドライ条件換算で 1 vol%程度にとどまる。

以上のことから、格納容器過圧破損の評価事故シーケンス「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」時に、溶融炉心・コンクリート相互作用が発生した場合でも、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

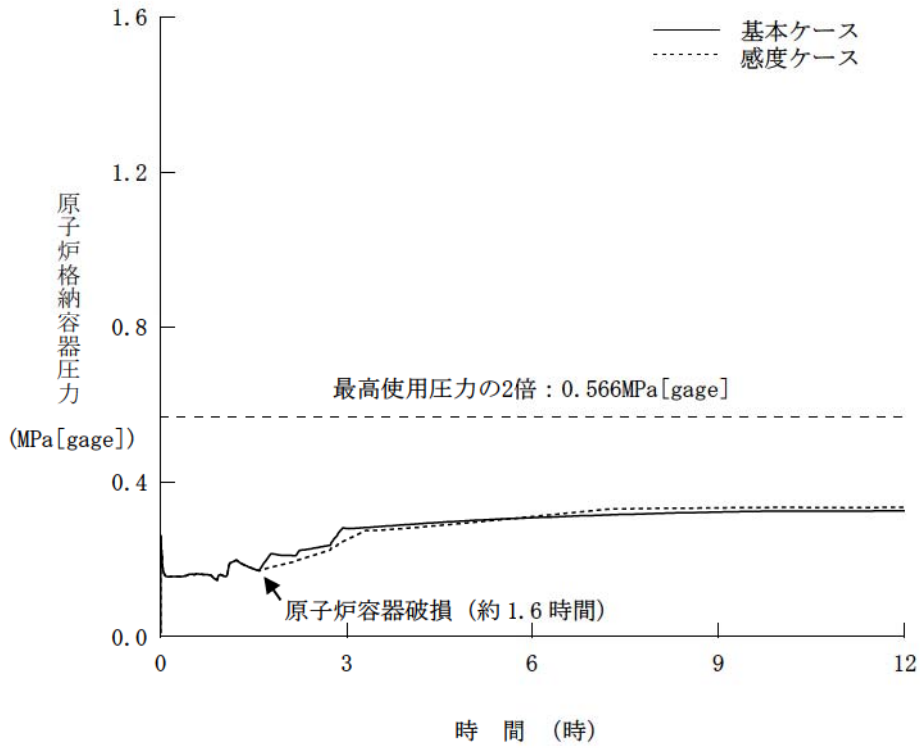


図1 原子炉格納容器圧力の推移  
(溶融炉心・コンクリート相互作用による影響確認)

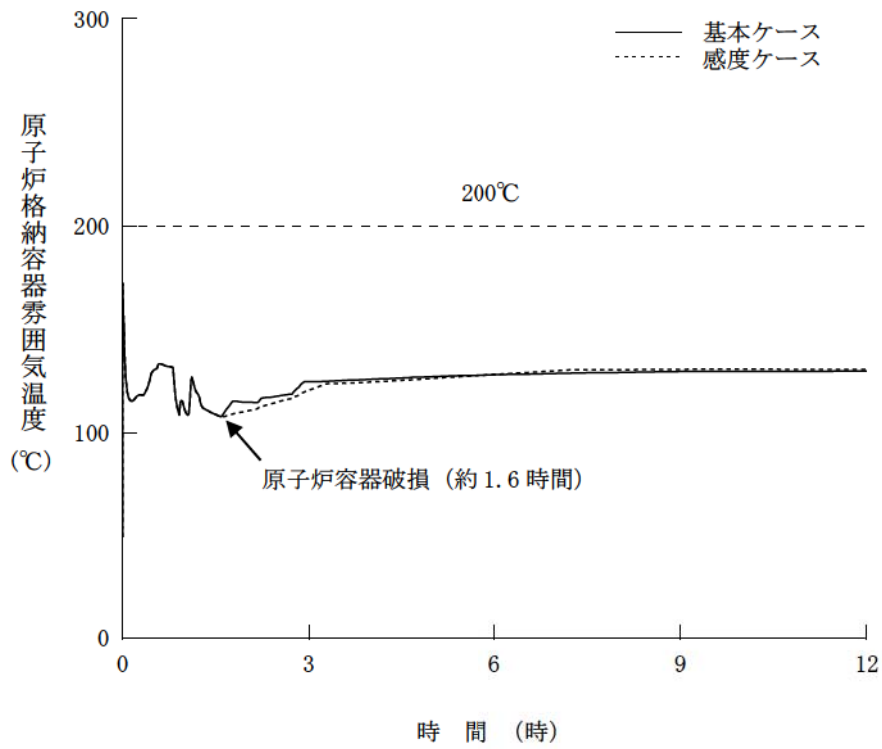


図2 原子炉格納容器雰囲気温度の推移  
(溶融炉心・コンクリート相互作用による影響確認)

## 大破断LOCAを上回る規模のLOCAに対する格納容器破損防止対策の有効性について

地震により大破断LOCAを上回る規模のLOCA（以下「Excess LOCA」という）が発生した場合には、1次冷却材の流出後の炉心冷却ができないことにより早期に炉心溶融に至ることから、炉心損傷防止対策を講じることは困難である。

一方、Excess LOCAについては、原子炉冷却材圧力バウンダリの損傷箇所に応じて事象進展が異なることが考えられ、炉心や原子炉格納容器への影響の観点から、大きく以下の3通りに分類が可能である。

- ・ RCS高温側配管  
事象初期の原子炉格納容器内圧の上昇が厳しくなる。
- ・ RCS低温側配管  
蓄圧注入系も含めてECCS注水機能が不能となり、炉心損傷が早まる。
- ・ 原子炉容器下部  
炉内での冷却水の保持ができず、ECCS注水も無効となり、炉心損傷が早まる。

以上のように、損傷箇所が異なることで事象進展が変わることが想定されるものの、原子炉格納容器内へ放出される1次系保有エネルギーは同じであることから、長期的な挙動は大破断LOCAと同等と考えられるため、「大破断LOCA時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」時と同様の格納容器破損防止対策が有効に機能することで、原子炉格納容器の閉じ込め機能を維持できるものと考えられる。

ここでは、「Excess LOCA時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」について、大破断LOCAで講じる対策が有効に機能することについて検討を行った。なお、Excess LOCAにおける挙動を推察するため、以下の想定で感度解析を実施している。

- ・ RCS高温側配管：高温側配管全ループ破断
- ・ RCS低温側配管：低温側配管全ループ破断
- ・ 原子炉容器下部：原子炉容器下端における破損（開口面積：高温側配管両端破断相当）

なお、ここで扱うExcess LOCAは、LOCAの発生源となる機器のみが損傷することを想定している。一方で、大規模損壊事象として整理している「原子炉建屋損傷」、「原子炉格納容器損傷」及び「蒸気発生器伝熱管破損（複数本破断）」については、建屋・構造物の損壊によりExcess LOCAが発生することも考えられ、大破断LOCAで講じる対策に期待できず、原子炉格納容器の閉じ込め機能を維持できないおそれがある。これらの事象の発生頻度は非常に小さいことを確認しており、仮に発生した場合においても、事象の程度や組合せに応じて炉心損傷防止対策や格納容器破損防止対策を柔軟に活用するとともに、建屋全体が崩壊するような深刻な事故の場合にも可搬型のポンプ・電源、放水砲等を駆使した大規模損壊対策により影響緩和を図ることとしている。

## 1. 感度解析結果について

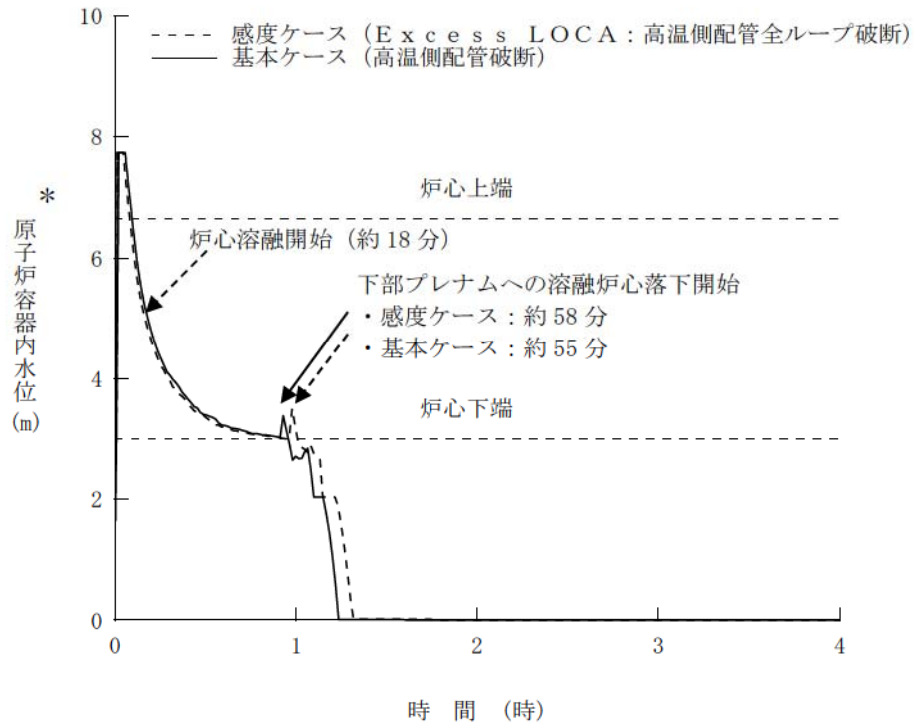
Excess LOCAの想定に応じて、原子炉容器破損時間、原子炉格納容器圧力の挙動、原子炉下部キャビティへの1次冷却材の流入状況等が変わることが考えられるため、感度解析により影響を確認した。

なお、代替格納容器スプレイ開始時刻については、Excess LOCAの場合も大破断LOCAと同様、訓練実績等を踏まえて事象発生後約49分とした。

### 【RCS高温側配管破断の場合】（図1～図4）

大破断LOCAとExcess LOCAの双方で、ブローダウン過程にて原子炉容器内の1次冷却材が短時間（数十秒以内）に流出する傾向は同じであり、炉心溶融開始時間への影響は小さい。原子炉容器破損までの時間は、Excess LOCAの方がわずかに遅くなっているが、これは破断口が大きいいため炉心での蒸気流速が早まり冷却が促進された影響であると考えられる。

原子炉容器破損時の原子炉下部キャビティの水量にもほとんど差が無いため、有意なベースマット侵食は発生しない。また、溶融炉心と冷却材の相互作用により、原子炉格納容器圧力の上昇はみられるが、大破断LOCAの場合と同様に原子炉格納容器の健全性に影響を与えるものではない。したがって、Excess LOCA発生時にも原子炉格納容器の健全性が確保できる。



\* : 1次冷却材低温側配管下端を上限とした気泡水位を表示

図1 原子炉容器内水位の推移  
(高温側配管全ループ破断時の影響確認)

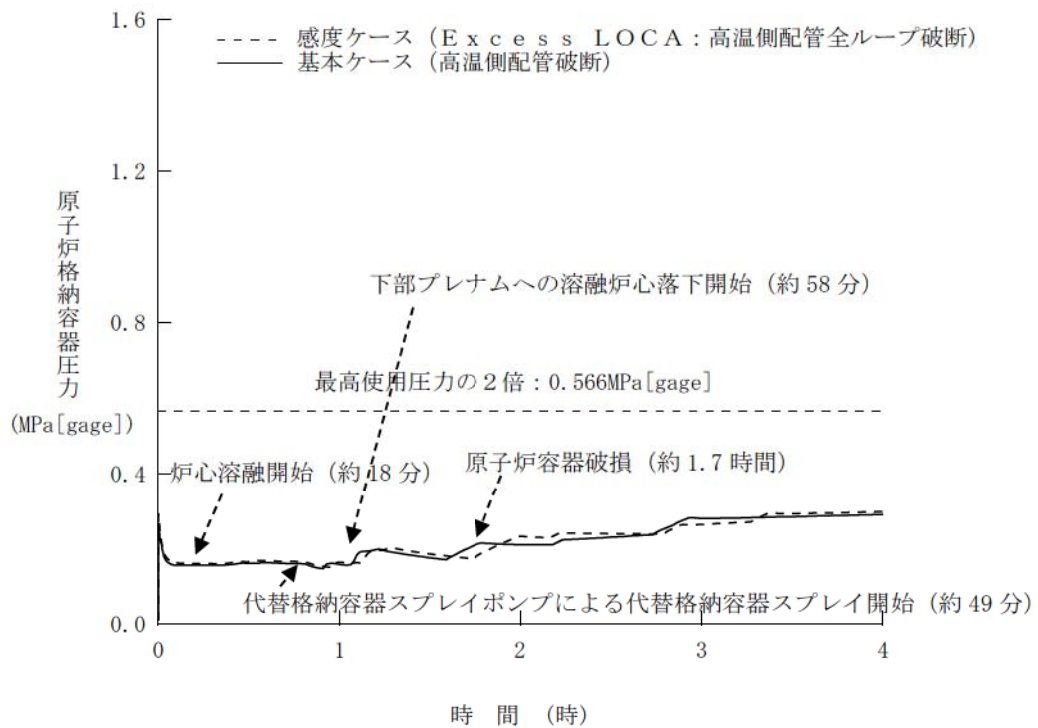


図2 原子炉格納容器圧力の推移  
(高温側配管全ループ破断時の影響確認)

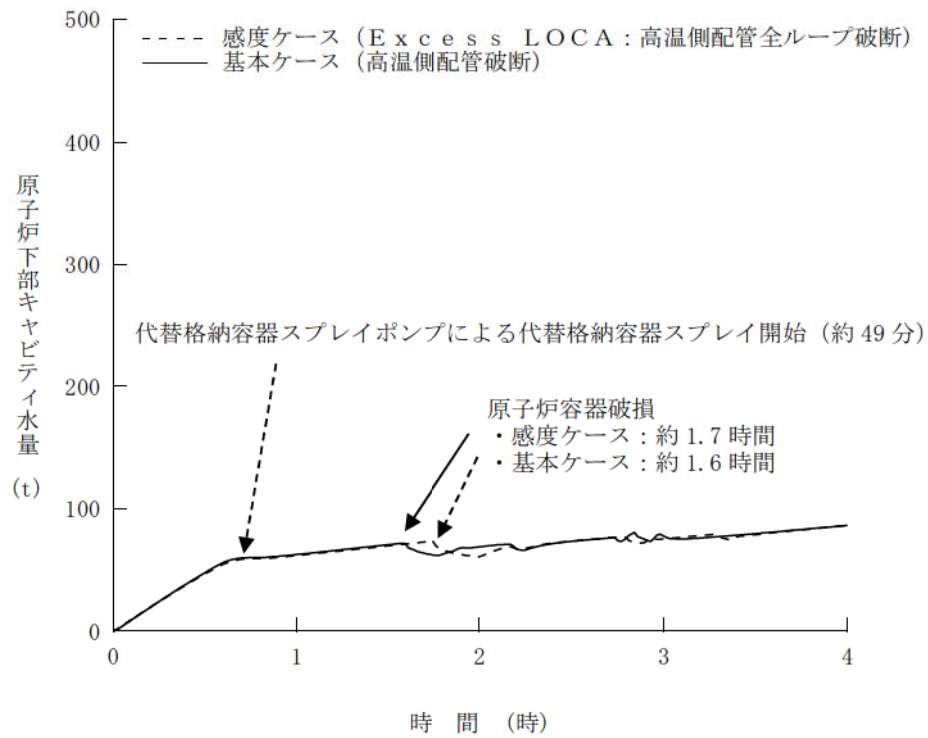


図3 原子炉下部キャビティ水量の推移  
(高温側配管全ループ破断時の影響確認)

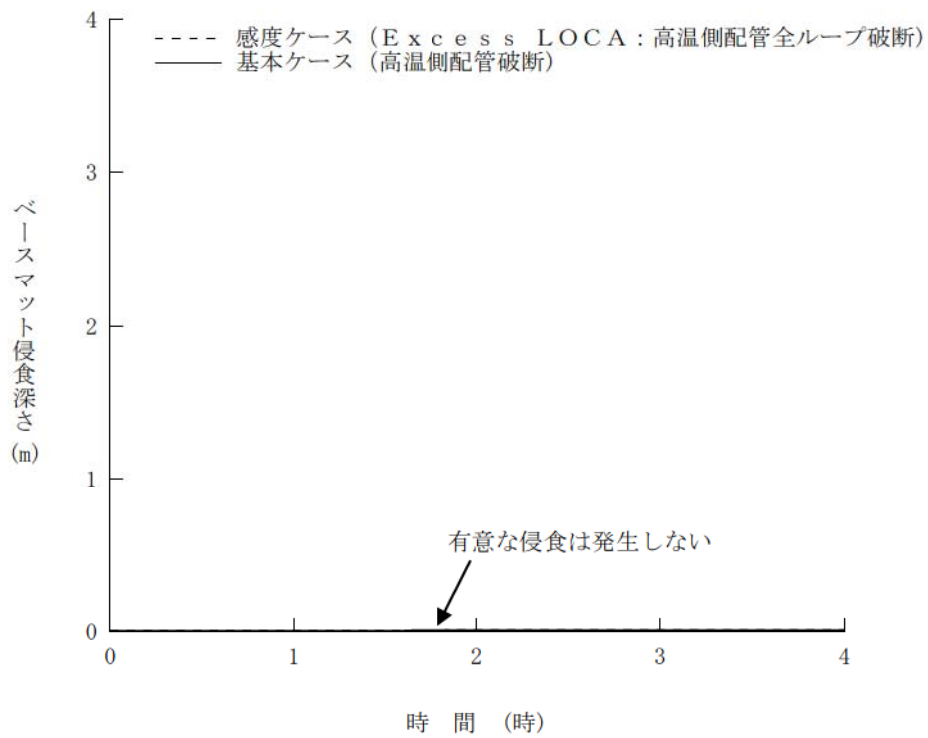


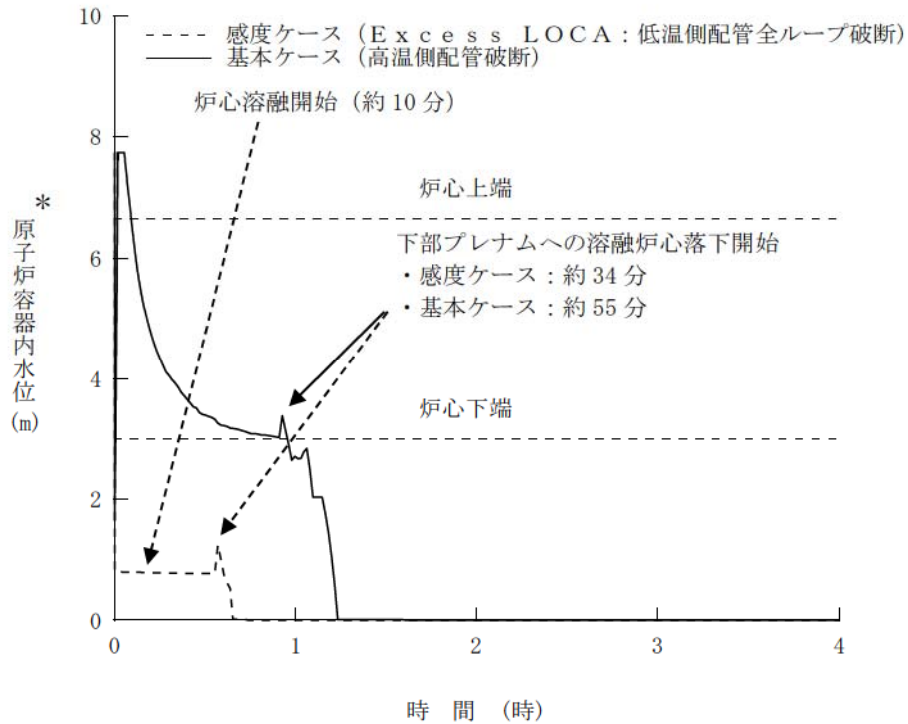
図4 ベースマット侵食深さの推移  
(高温側配管全ループ破断時の影響確認)

**【RCS低温側配管破断の場合】（図5～図8）**

大破断LOCAとExcess LOCAの双方でブローダウン過程にて原子炉容器内の1次冷却材が短時間に流出する傾向は同じであるが、原子炉容器破損までの時間には差が生じる。

原子炉容器破損までの時間に差が生じる理由は、大破断LOCAにおいては蓄圧注入が炉心冷却に寄与するが、Excess LOCAの場合には直接原子炉格納容器内に流出して炉心冷却に寄与できないためである。このためExcess LOCAの方が炉心溶融は約9分、原子炉容器破損は約50分早まる。一方、Excess LOCAでは蓄圧注入水が原子炉格納容器内に直接放出されるため、原子炉容器破損時は原子炉下部キャビティ内に十分な水量が存在する。その結果、大破断LOCAと同様に有意なベースマット侵食は発生していない。また、溶融炉心と冷却材の相互作用により、原子炉格納容器圧力の上昇はみられるが、大破断LOCAの場合と同様に原子炉格納容器の健全性に影響を与えるものではない。したがって、Excess LOCA発生時にも原子炉格納容器の健全性が確保できる。





\* : 1次冷却材低温側配管下端を上限とした気泡水位を表示

図5 原子炉容器内水位の推移  
(低温側配管全ループ破断時の影響確認)

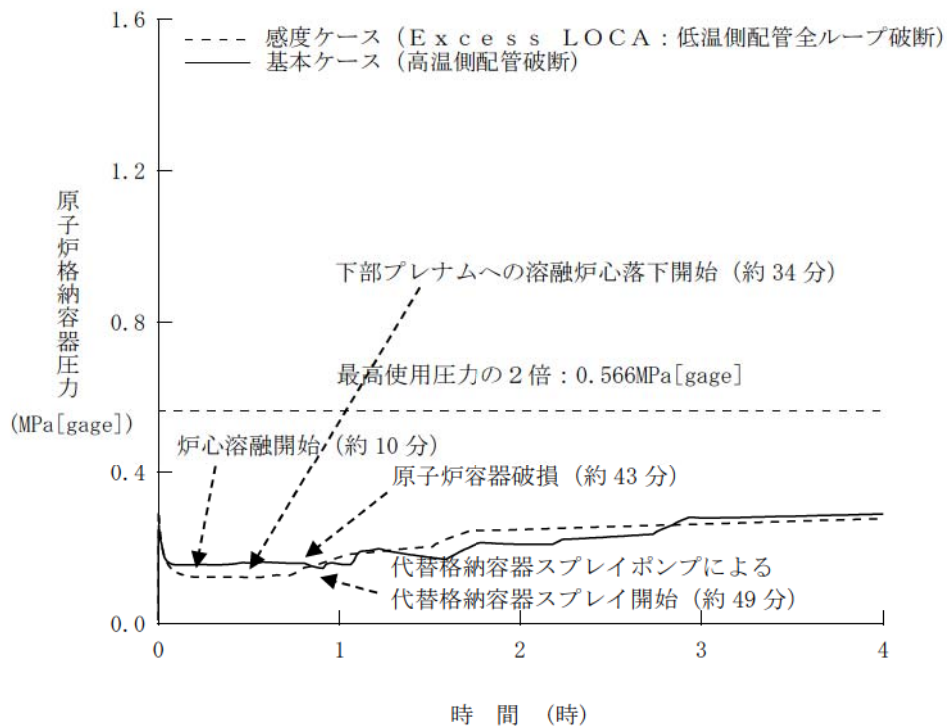


図6 原子炉格納容器圧力の推移  
(低温側配管全ループ破断時の影響確認)

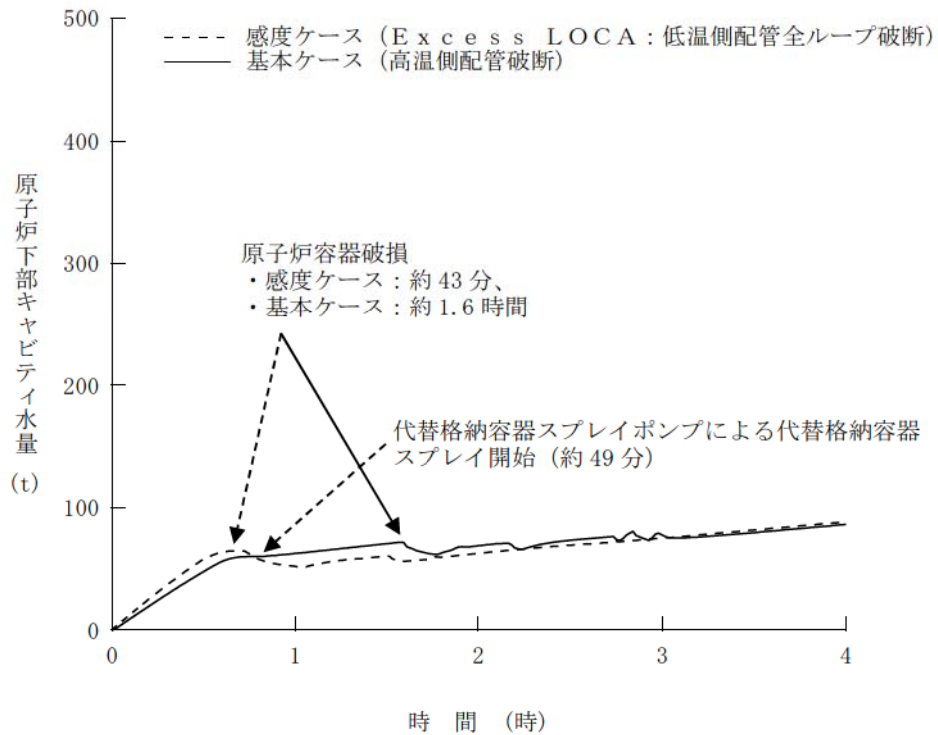


図7 原子炉下部キャビティ水量の推移  
 (低温側配管全ループ破断時の影響確認)

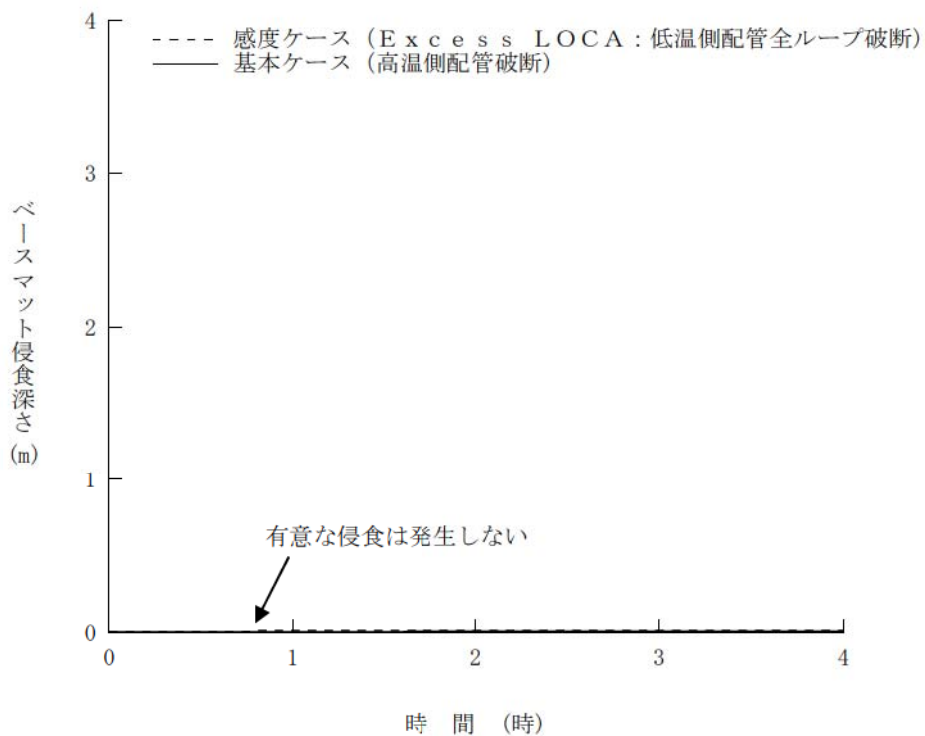
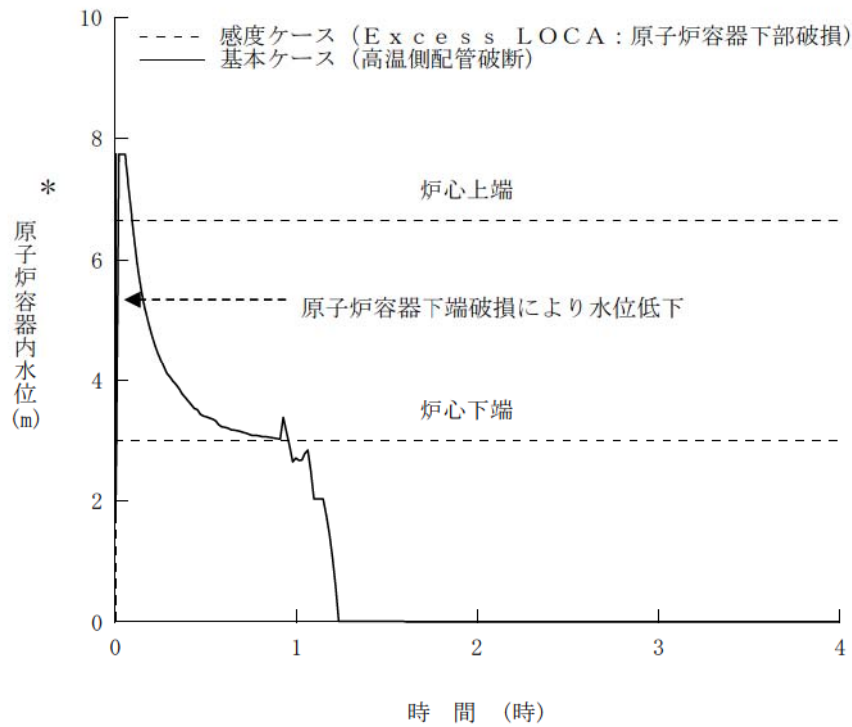


図8 ベースマット侵食深さの推移  
 (低温側配管全ループ破断時の影響確認)

#### 【原子炉容器下部破損の場合】（図9～図12）

大破断LOCAとExcess LOCAの双方でブローダウン過程にて原子炉容器内の1次冷却材が短時間に流出する傾向は同じであるが、溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下する時間に差が生じる。

その理由は、大破断LOCAにおいてはブローダウン過程終了後に原子炉容器内に水が残存するが、Excess LOCAの場合には原子炉容器下部から早期に原子炉格納容器内に流出するためである。このため、炉心溶融開始時間は低温側配管破断のExcess LOCAよりも約8分早まっている。Excess LOCAでは原子炉容器下部が破損しているため、溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下する時間が約50分早まり、事象発生から約35分となった。一方、原子炉格納容器内へ流出した水は、蓄圧注入水も含めて、原子炉下部キャビティに直接流入するため、溶融炉心が原子炉下部キャビティに落下する時点（約35分）では十分な量の水が原子炉下部キャビティに滞留している。そのため、Excess LOCAの場合であってもベースマットが侵食されることはない。また、溶融炉心と冷却材の相互作用により、原子炉格納容器圧力の上昇はみられるが、大破断LOCAの場合と同様に原子炉格納容器の健全性に影響を与えるものではない。したがって、Excess LOCA発生時にも原子炉格納容器の健全性が確保できる。



\* : 1次冷却材低温側配管下端を上限とした気泡水位を表示

図9 原子炉容器内水位の推移  
(原子炉容器下端における破損時の影響確認)

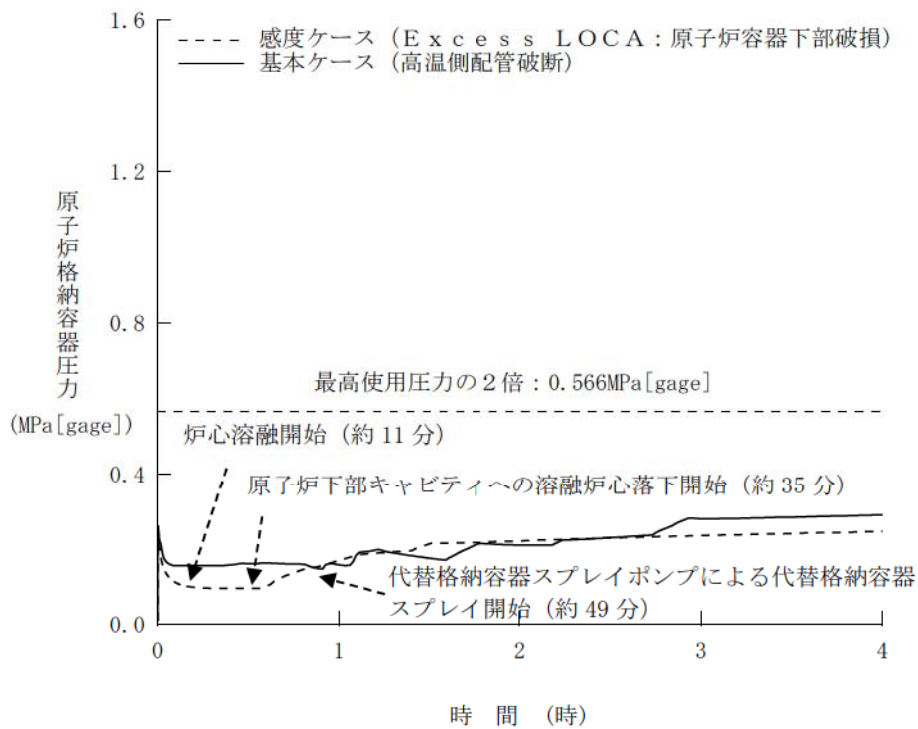


図10 原子炉格納容器圧力の推移  
(原子炉容器下端における破損時の影響確認)

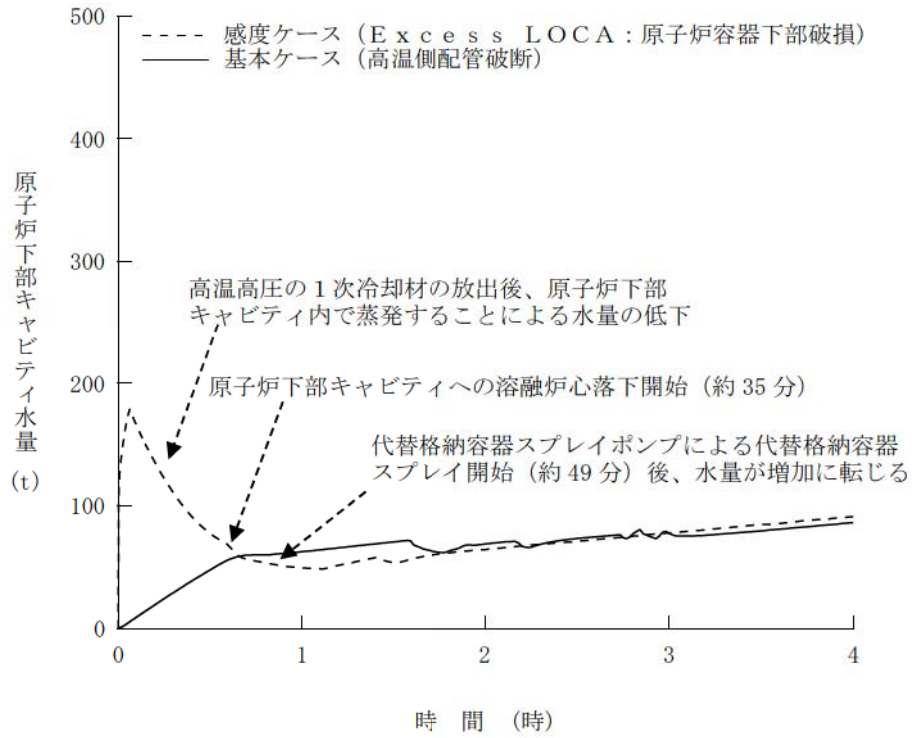


図 11 原子炉下部キャビティ水量の推移  
 (原子炉容器下端における破損時の影響確認)

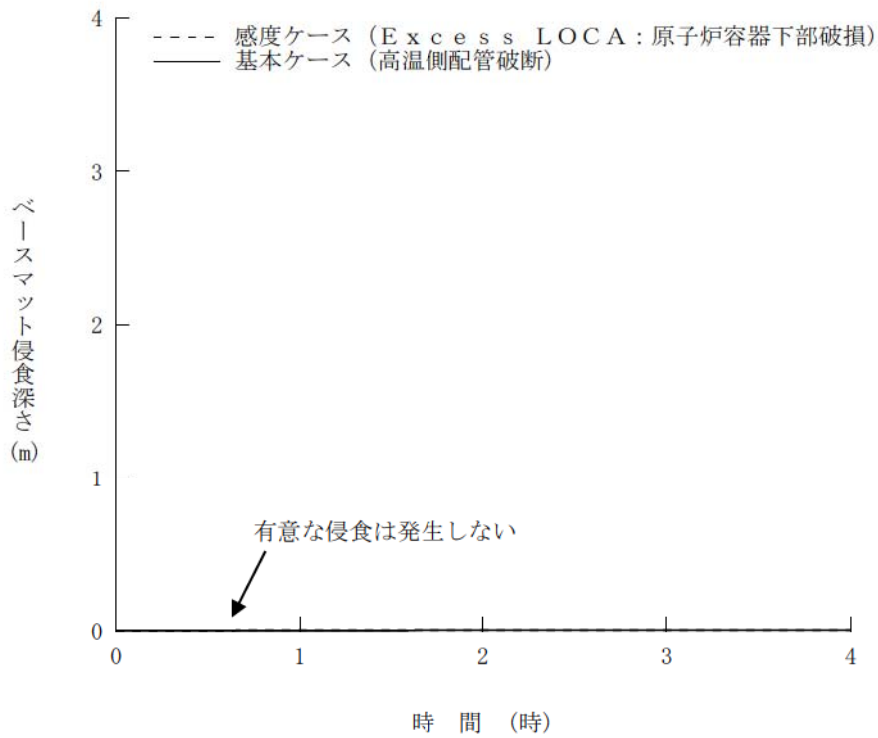


図 12 ベースマット侵食深さの推移  
 (原子炉容器下端における破損時の影響確認)

## 2. 水素燃焼に関する考察

大破断LOCAとExcess LOCAの双方で、ブローダウン過程で原子炉容器内の水が短時間に流出する点で変わりなく、炉心注水が無ければ原子炉容器破損までの時間に大きな差は生じないことから、炉心損傷に伴う水素生成挙動にも大きな差は生じないと考えられる。

Excess LOCAの想定として、低温側配管や原子炉容器下部の破損を考慮すると、炉心損傷及び原子炉容器破損が早まることが考えられ、炉心損傷に伴う水素生成挙動にも影響が生じることが考えられるが、炉心露出後の過熱炉心への水蒸気供給が減少するため、原子炉容器内の水素生成量は少なくなることが考えられる。

水素燃焼に係る有効性評価では、審査ガイドにおいて「全炉心のジルコニウム量の75%が水と反応するものとする。」とされていることから、大破断LOCAとExcess LOCAで水素発生量に大きな差は生じない。また、水素発生速度の影響に関しては、瞬時に全炉心内のジルコニウム量の75%が水と反応した場合を想定した評価においても、原子炉格納容器内ドライ換算水素濃度が水素爆轟の目安となる13%に到達することはないことを確認している、さらに、水の放射線分解等によって長期的に発生する水素については、原子炉格納容器内水素処理装置の効果により減少する。

以上から、Excess LOCAの場合においても原子炉格納容器の健全性を確保できる。

## 3. まとめ

感度解析結果から、大破断LOCA起因の評価事故シーケンスを選定している格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」、「原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用」及び「熔融炉心・コンクリート相互作用」において、Excess LOCA発生時にも原子炉格納容器の健全性が確保できることを確認した。また、「水素燃焼」についても、大破断LOCAとExcess LOCAで有意な差はないことから、原子炉格納容器の健全性が確保できる。

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の  
水素濃度に対する影響について

1. はじめに

原子炉格納容器内に水素が存在する場合に、格納容器再循環ユニットでの除熱量は水素濃度に応じて変化するため、不確かさが存在する。このため、格納容器破損防止の観点で、ドライ換算で 13vol% の水素が原子炉格納容器内に存在する場合の感度解析を実施し、原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響を確認した。

2. 影響評価

格納容器破損モード「雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損）」の評価事故シーケンス「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」における原子炉格納容器圧力及び温度の推移をそれぞれ図 1 及び図 2 に示す。

ドライ換算で、13vol% の水素が原子炉格納容器内に存在する場合、原子炉格納容器圧力を約 0.011MPa の範囲で高めに評価し、原子炉格納容器雰囲気温度は 1℃未満の上昇幅である。従って、原子炉格納容器圧力及び温度は、それぞれ原子炉格納容器の最高使用圧力の 2 倍及び 200℃に対して十分な余裕があり、水素濃度の不確かさを考慮しても評価項目となるパラメータに影響は小さいことを確認した。

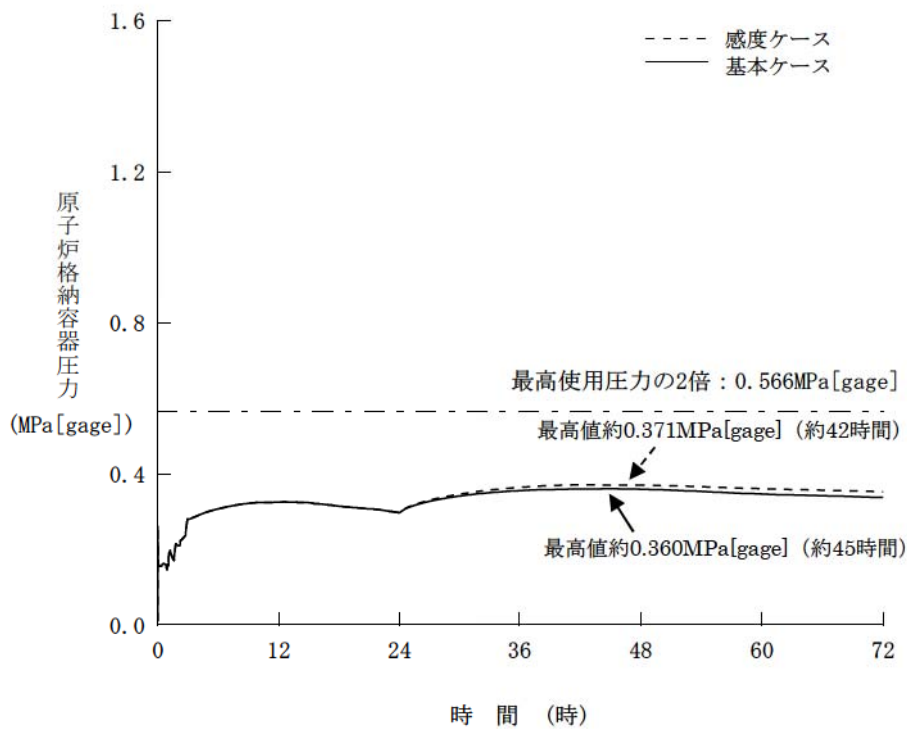


図1 原子炉格納容器圧力の推移  
(格納容器内自然対流冷却に対する水素濃度の影響確認)

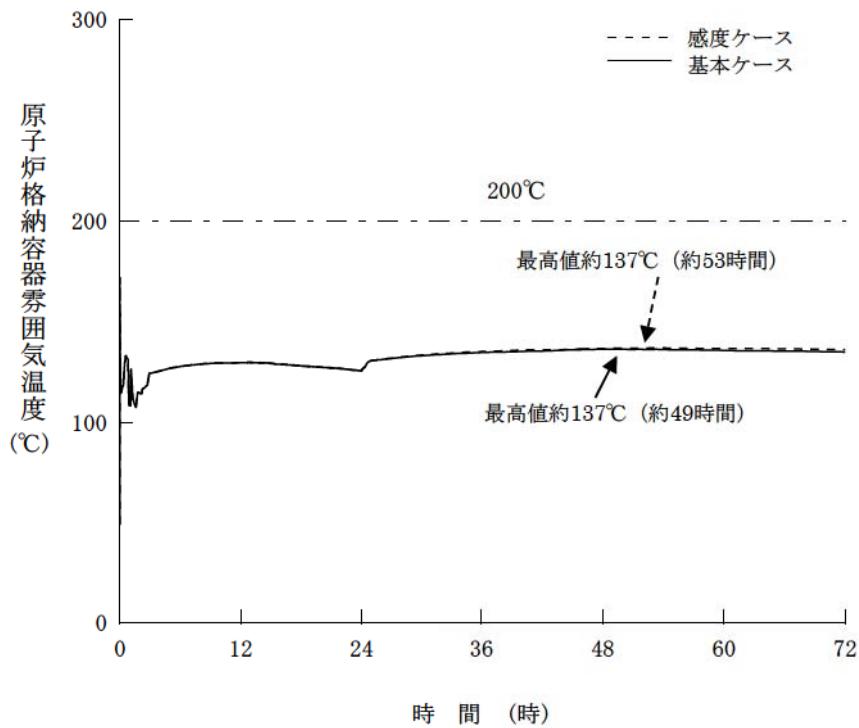


図2 原子炉格納容器雰囲気温度の推移  
(格納容器内自然対流冷却に対する水素濃度の影響確認)



## 代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ時間の 感度解析について

### 1. はじめに

格納容器過圧破損「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」では、早期に代替格納容器スプレイポンプにより代替格納容器スプレイを実施することとしていることから、同シーケンスの代替格納容器スプレイポンプの代替格納容器スプレイ開始時間が遅れた場合の影響を確認するため、感度解析を実施した。

感度解析：代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間

【事象発生+49分（炉心溶融開始19分+30分）】

⇒【事象発生+60分】

### 2. 影響確認

主要な解析条件及び事象進展の比較表を表1に示す。また、主要なパラメータ解析結果である図1～図5から、以下のことを確認した。

- ・図1及び図2の結果から、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間を遅らせることによる、原子炉格納容器圧力及び温度挙動への影響は軽微である。
- ・図3～図5の結果から、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始時間を遅らせることにより、原子炉下部キャビティの水量は低めに推移するが、原子炉容器破損時点までに原子炉下部キャビティ室に溜まることから、溶融炉心とコンクリートの反応は抑制され、ベースマットは侵食されない。

### 3. 結論

2. を踏まえた解析、手順への影響確認結果を図6に示すが、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ操作時間に余裕があることが確認できた。

表1 基本ケースと感度ケースの主要解析条件・結果の相違

項目	基本ケース	感度ケース
解析コード	MAAP	←
炉心熱出力（初期）	100% (2,652MWt) ×1.02	←
1次冷却材圧力（初期）	15.41+0.21MPa [gage]	←
1次冷却材平均温度（初期）	306.6+2.2°C	←
炉心崩壊熱	FP：日本原子力学会推奨値 アクチニド：ORIGEN2 (サイクル末期を仮定)	←
蓄圧タンク保持圧力	4.04MPa [gage] (最低保持圧力)	←
蓄圧タンク保有水量	29.0m <sup>3</sup> /基 (最小保有水量)	←
代替格納容器スプレイポン プによるスプレイ流量	140m <sup>3</sup> /h	←
代替格納容器スプレイポン プ作動	炉心溶融開始の30分 (事象発生約49分後)	事象発生 の 60分後
代替格納容器スプレイポン プ停止	事象発生から24時間後	←
格納容器内自然対流冷却 開始	事象発生から24時間後	←
格納容器再循環ユニット	2基 1基あたりの除熱特性 (100°C～約155°C、約3.6MW～約6.5MW)	←
破断位置、口径	高温側配管の完全両端破断	←
水素の発生	ジルコニウム-水反応	←
原子炉格納容器自由体積	65,500 m <sup>3</sup>	←
原子炉容器破損	事象発生から約1.6時間後	←
原子炉格納容器最高圧力	約0.360MPa [gage]	約0.361MPa [gage]
原子炉容器破損時 原子炉下部キャビティ水位	約1.5m	約1.4m

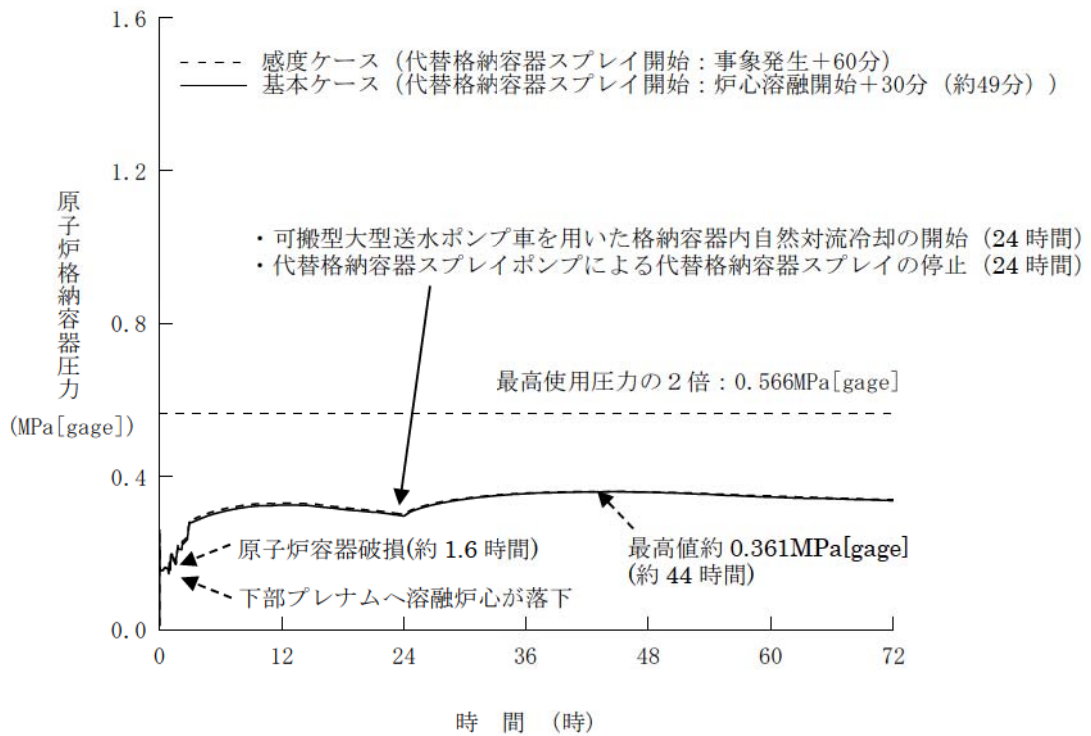


図1 原子炉格納容器圧力の推移  
(代替格納容器スプレイ操作時間余裕確認)

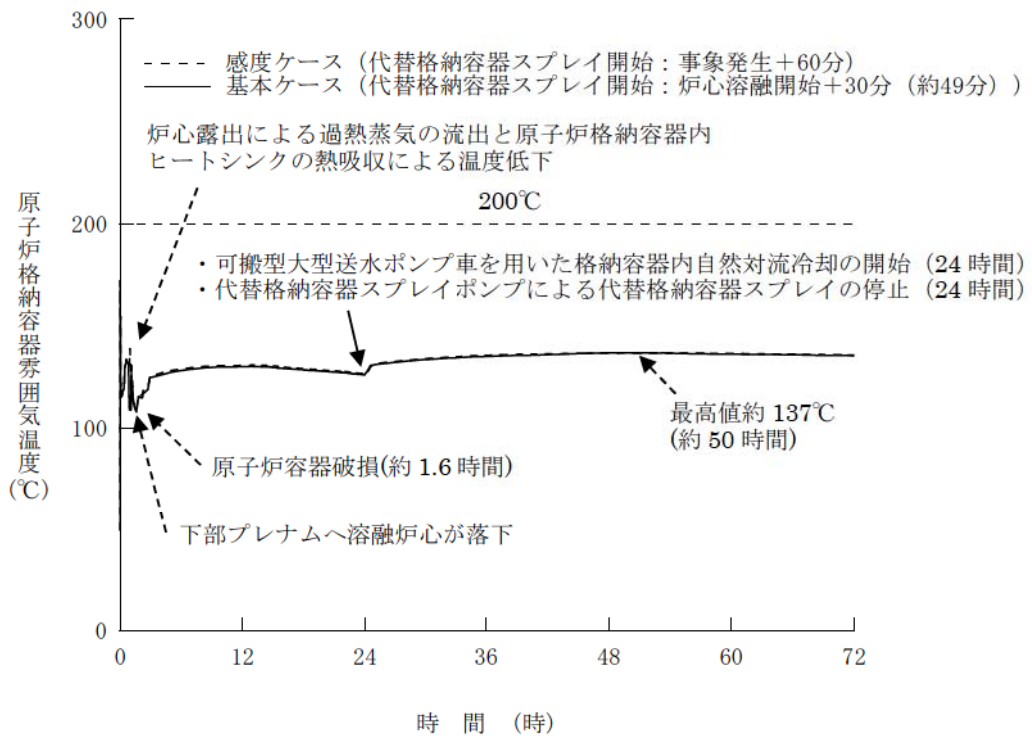


図2 原子炉格納容器雰囲気温度の推移  
(代替格納容器スプレイ操作時間余裕確認)

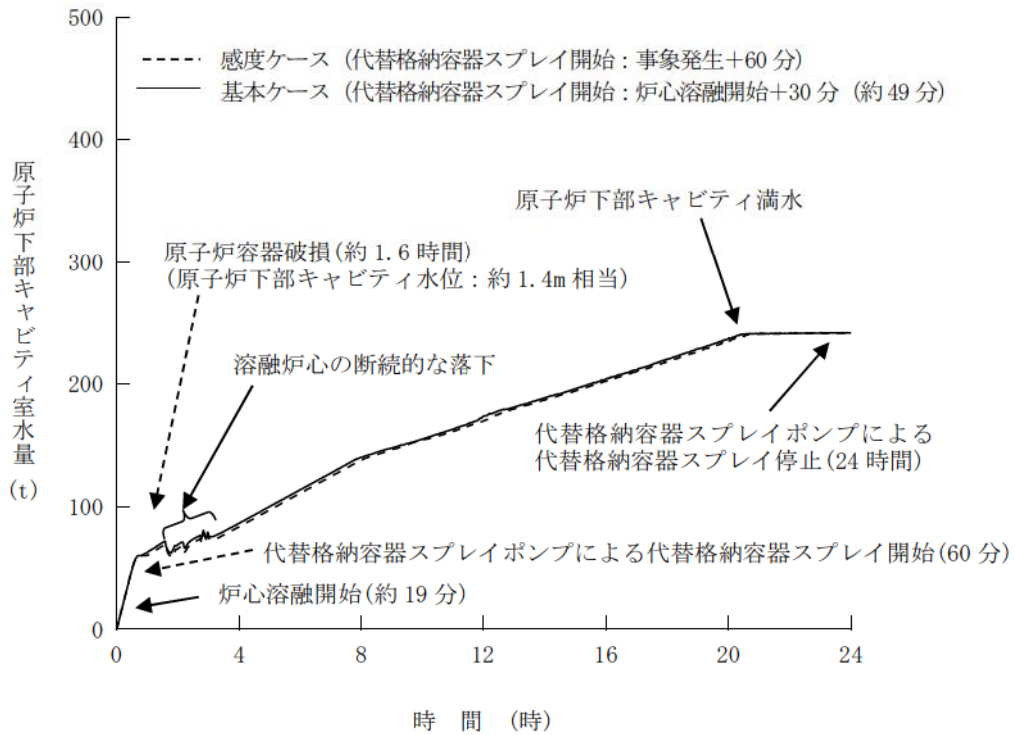


図3 原子炉下部キャビティ室水量の推移  
(代替格納容器スプレイ操作時間余裕確認)

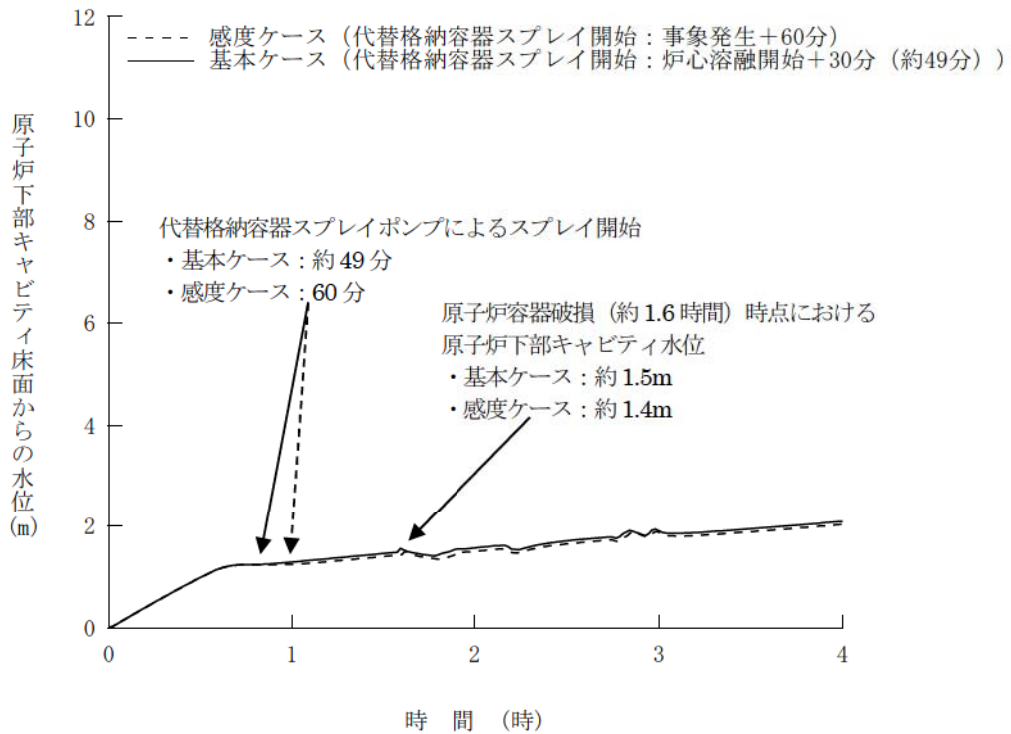


図4 原子炉下部キャビティ床面からの水位の推移  
(代替格納容器スプレイ操作時間余裕確認)

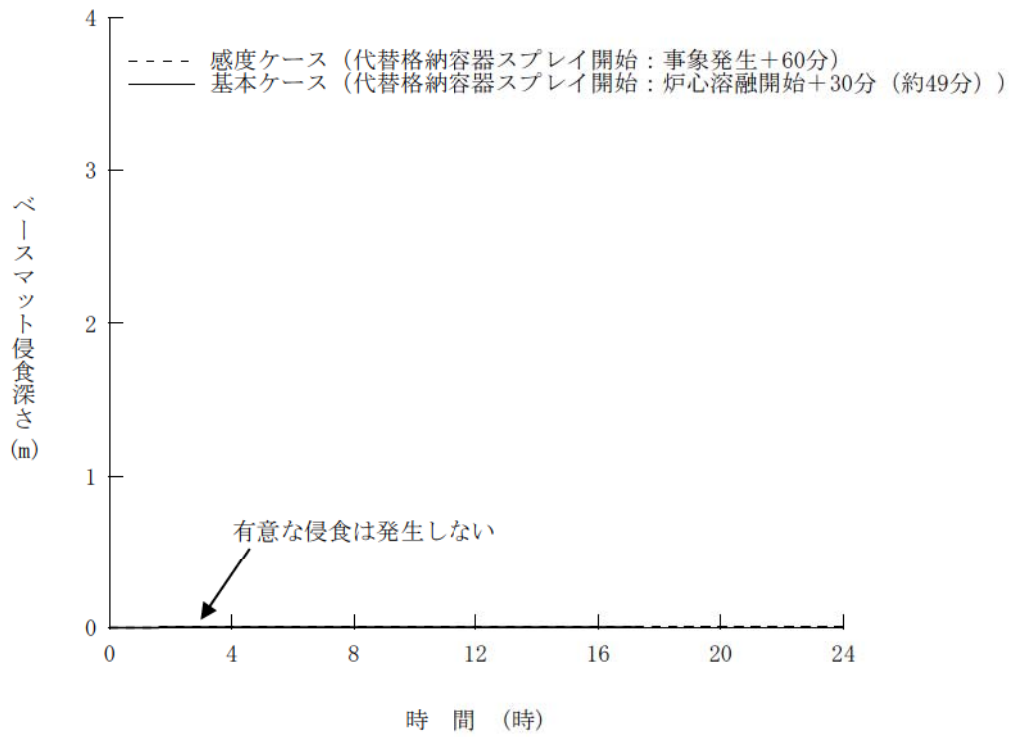


図5 ベースマット侵食深さの推移  
(代替格納容器スプレイ操作時間余裕確認)

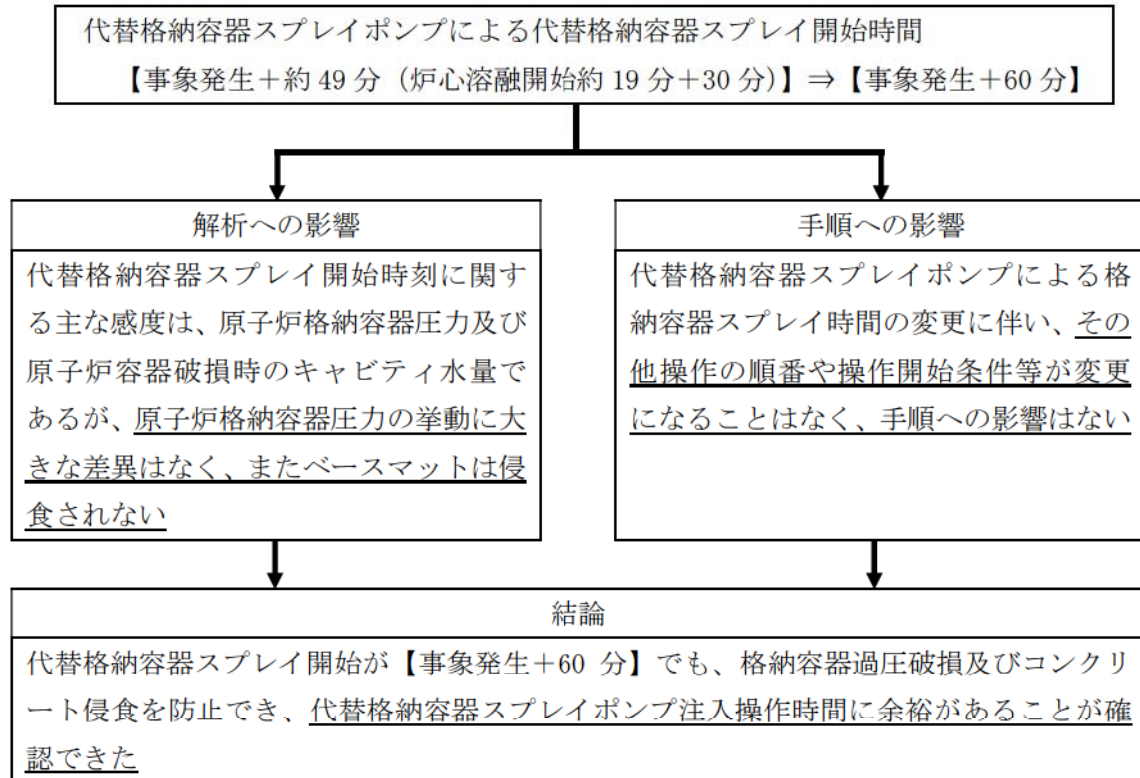


図6 感度ケースの解析、手順への影響確認結果

## 格納容器過圧破損における格納容器内自然対流冷却操作の時間余裕について

## 1. はじめに

格納容器破損モード「格納容器過圧破損」における評価事故シーケンス「大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」において、事象発生後の 24 時間後に可搬型大型送水ポンプ車を用いた格納容器内自然対流冷却を実施することとしているが、その操作時間余裕について確認した。

## 2. 影響確認

格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却の解析上の開始時間は、事象発生後の 24 時間後であり、格納容器内自然対流冷却の開始とともに代替格納容器スプレイを停止することとしている。可搬型大型送水ポンプ車の準備が遅れた場合は、代替格納容器スプレイを継続する必要があるが、格納容器再循環ユニットが水没する水位に到達するまでに停止する必要がある。原子炉格納容器の注水量が  $6,100\text{m}^3$  以下であれば、格納容器再循環ユニットの水没を防止できることを確認していることから、注水量が  $6,100\text{m}^3$  に到達するまでの時間を評価した。代替格納容器スプレイ開始から連続してスプレイするものとして評価したところ、17 時間以上の操作時間余裕があることを確認した。

- ・原子炉格納容器注水量： $6,100[\text{m}^3]$
- ・RCS 体積： $380[\text{m}^3]$   
蒸気発生器施栓率 0% の体積  $280\text{m}^3$  に蓄圧タンク保有水量 3 基分約  $93\text{m}^3$  を加え、 $10\text{m}^3$  単位で切上げた体積
- ・代替格納容器スプレイ容量： $140[\text{m}^3/\text{h}]$
- ・代替格納容器スプレイポンプ起動： $0.8[\text{時間}]$ （=約 49 分）
- ・24 時間経過時点での代替格納容器スプレイポンプの注入量  
 $(24[\text{時間}] - 0.8[\text{時間}]) \times 140[\text{m}^3/\text{h}] = 3,248[\text{m}^3]$
- ・格納容器内自然対流冷却操作の時間余裕  
 $(6,100[\text{m}^3] - 380[\text{m}^3] - 3,248[\text{m}^3]) / 140[\text{m}^3/\text{h}] \approx \underline{\underline{約 17.6[\text{時間}]}}$

以上

解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価について  
(雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧破損））

評価事故シーケンス「大破断LOCA時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故」における解析コード及び解析条件の不確かさの影響評価を表1から表3に示す。



表1 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間となるパラメータと与える影響 (1/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間と与える影響	評価項目となるパラメータと与える影響
炉心	崩壊熱	炉心モデル (原子炉出力及び崩壊熱)	入力値に含まれる。	解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響にて確認。	解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響にて確認。
		燃料棒内温度変化	○TMI事故解析における炉心ヒートアップ時の水素発生、炉心領域での溶融進展状態について、TMI事故分析結果と一致することを確認。 ○炉心ヒートアップ速度(被覆管酸化が促進される場合)が早まることを想定し、仮想的な激しい振り幅であるが、ジルコニウム-水反応速度の係数を2倍とした感度解析により影響確認。 ・運転員操作の起点となる炉心溶融開始時間への影響は小さい。 ・下部プレナムへのリクレーションの開始時間は約30秒早まる。	炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に係る解析コードの炉心ヒートアップモデルは、TMI事故についての再現性が確認されており、炉心ヒートアップに係る感度解析では、下部プレナムに対する感度は小さく、また、炉心がヒートアップする状態では炉心出口温度の上昇が急峻であることから、炉心溶融開始の30分後に開始するものとして代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ操作と与える影響は小さい。	炉心における燃料棒内温度変化、燃料棒表面熱伝達、燃料被覆管酸化及び燃料被覆管変形に係る解析コードの炉心ヒートアップモデルは、TMI事故についての再現性が確認されており、炉心ヒートアップに係る感度解析では、下部プレナムへのリクレーション開始時間が約30秒早まるが、原子炉容器破損時点で原子炉下部キャビティに十分に注水されていることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響は小さい。
	燃料被覆管酸化	炉心モデル (炉心熱水力モデル)			
	燃料被覆管変形	溶融炉心挙動モデル (炉心ヒートアップ)			
	沸騰・ボイド率変化	炉心モデル (炉心熱水力計算モデル)	評価事象に対しては、影響は小さい。	高温側配管破断の場合、上部プレナム、高温側配管、蒸気発生器1次側の冷却材は放出されて水位が形成されないことから、解析コードにおいては、炉心水位に係る不確かさを考慮する必要はなく、運転員等操作時間と与える影響はない。	高温側配管破断の場合、上部プレナム、高温側配管、蒸気発生器1次側の冷却材は放出されて水位が形成されないことから、解析コードにおいては、炉心水位に係る不確かさを考慮する必要はなく、評価項目となるパラメータと与える影響はない。
原子炉格納容器	区画間の流動 (蒸気、非凝縮性ガス)	原子炉格納容器モデル (原子炉格納容器の熱水力モデル)	○HDR実験解析及びCSSTF実験解析より以下を確認。 ・原子炉格納容器内温度：十数℃程度高めに評価 ・原子炉格納容器圧力：1割程度高めに評価 ・非凝縮性ガス濃度：適正に評価 ○なお、HDR実験は、縦長原子炉格納容器と高い位置での水蒸気注入という特徴があり、国内PWRの場合、上記の不確かさは小さくなる方向。	原子炉格納容器における区画間の流動、並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係る解析コードの熱水力モデルは、HDR実験解析等の検証結果から、原子炉格納容器圧力については約1割高く、原子炉格納容器雰囲気温度については十数℃高く評価する可能性があるが、原子炉格納容器圧力及び温度を起点とする運転員等操作時間と与える影響はない。	原子炉格納容器における区画間の流動、並びに構造材との熱伝達及び内部熱伝導に係る解析コードの熱水力モデルは、HDR実験解析等の検証結果から、原子炉格納容器圧力については約1割高く、原子炉格納容器雰囲気温度については十数℃高く評価する可能性があるが、その場合、実際の原子炉格納容器圧力及び温度は低くなり、評価項目となるパラメータに対する余裕は大きくなる。
		スプレイ冷却	安全系モデル (格納容器スプレイモデル)	入力値に含まれる。 ・格納容器再循環ユニットの除熱性能に関する不確かさは入力値に含まれる。 ・水素が存在する場合は、除熱能力を過大評価する。ドライバ換算13vol%の水素が存在する場合は、原子炉格納容器圧力を0.01MPa、温度を2℃の範囲で高めに評価。	解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響にて確認。
	格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却	再循環ユニットモデル		解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響にて確認。	解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響にて確認。
	水素濃度変化	原子炉格納容器モデル (水素発生)	TMI事故解析における水素発生期間と水素発生量について、TMI事故分析結果と一致することを確認。	原子炉格納容器における水素発生に係る原子炉格納容器モデルは、TMI事故の再現性が確認されており妥当性がある。また、有効性評価では、MAAPで得られた水素発生量の変化を全炉心内の75%が反応するように補正して評価していることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響はない。	原子炉格納容器における水素発生に係る原子炉格納容器モデルは、TMI事故の再現性が確認されており妥当性がある。また、有効性評価では、MAAPで得られた水素発生量の変化を全炉心内の75%が反応するように補正して評価していることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響はない。

表1 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響 (2 / 3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
原子炉容器 (炉心損傷後)	リロケーション	溶融炉心挙動モデル (リロケーション)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ TMI 事故解析における炉心損傷挙動について、TMI 事故分析結果と一致することを確認。</li> <li>・ リロケーションの進展が早まることを想定し、炉心崩壊に至る温度を下げた場合の感度解析により影響を確認。下部プレナムへのリロケーション後の原子炉容器の破損時間は、約3分早まる。ただし、本感度解析は仮想的な厳しい条件を設定した場合の結果である。</li> </ul>	炉心損傷後の原子炉容器におけるリロケーションに係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、TMI 事故についての再現性が確認されており、炉心崩壊に至る温度の仮想的に厳しい条件における感度解析により、原子炉容器破損が早まる場合があることが確認されているが、原子炉容器破損時点と下部キヤビティに十分に注水されていることから、解析コード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。	炉心損傷後の原子炉容器におけるリロケーションに係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、TMI 事故についての再現性が確認されており、炉心崩壊に至る温度の仮想的に厳しい条件における感度解析により、原子炉容器破損が早まる場合があることが確認されているが、原子炉容器破損時点と下部キヤビティに十分に注水されていることから、解析コード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。
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	溶融炉心挙動モデル (下部プレナムでの溶融炉心挙動)	<ul style="list-style-type: none"> <li>・ TMI 事故解析における下部プレナムの温度挙動について、TMI 事故分析結果と一致することを確認。</li> <li>・ 下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に関する項目として「溶融炉心と上面水プールとの熱伝達」及び「溶融炉心と原子炉容器間の熱伝達」をパラメータとして感度解析を行い、いずれについても、原子炉容器破損時刻に対して感度が小さいことを確認。</li> </ul>	炉心損傷後の原子炉容器における下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、TMI 事故についての再現性が確認されており、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に係る感度解析により、原子炉容器破損時点に対する感度が小さいことが確認されていることから、また、原子炉容器破損を起点とする運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	炉心損傷後の原子炉容器における下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、TMI 事故についての再現性が確認されており、下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達に係る感度解析により、原子炉容器破損時間に対する感度が小さいことが確認されていることから、解析コード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。
	原子炉容器破損、溶融	溶融炉心挙動モデル (原子炉容器破損モデル)	原子炉容器破損に影響する項目とし「計装用案内管溶接部の破損判定に用いる最大歪み(しきい値)」をパラメータとした場合の感度解析を行い、原子炉容器破損時間が5分早まることを確認。ただし、仮想的な厳しい条件を与えたケースであり、実機解析への影響は小さいと判断される。	炉心損傷後の原子炉容器破損及び溶融に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、原子炉容器破損の判定に用いる計装用案内管溶接部の最大歪みを低下させた仮想的に厳しい条件における感度解析により、原子炉容器破損が早まるということが確認されているが、原子炉容器破損を起点とする運転員等操作はないことから、運転員等操作時間に与える影響はない。	炉心損傷後の原子炉容器破損及び溶融に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、原子炉容器破損の判定に用いる計装用案内管溶接部の最大歪みを低下させた仮想的に厳しい条件における感度解析により、原子炉容器破損が早まるということが確認されているが、原子炉容器破損時点と下部キヤビティに十分に注水されていることから、解析コード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。
	1次系内PP挙動	核分裂生成物(PP)挙動モデル	PIEBUS-PP実験解析により、ギャップ放出のタイムミングについては適切に評価されるが、燃料棒被覆管温度を高め評価し、燃料破損後のPP放出開始のタイムミングも早く評価する結果となったが、実験の小規模な炉心体系の模擬によるものであり、実機の大規模な体系においてこの種の不確かさは小さくなると考えられる。	炉心損傷後の原子炉容器における1次系内PP挙動に係る核分裂生成物挙動モデルは、PIEBUS-PP実験解析において、燃料破損後のPP放出開始のタイムミング及び放出挙動が早まるということが確認されているが、最終的なPP放出割合は同程度となっている。また、PP放出率に係る係数を1割低減させた感度解析ケースでは、原子炉格納容器上部区画の希ガス量はベースケースとほぼ同様の挙動を示しており、解析コード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。	炉心損傷後の原子炉容器における1次系内PP挙動に係る核分裂生成物挙動モデルについては、PIEBUS-PP実験解析において燃料破損後のPP放出開始のタイムミング及び放出挙動を早めに評価することが確認されているが、最終的なPP放出割合は同程度となっている。また、PP放出率に係る係数を1割低減させた感度解析ケースでは、原子炉格納容器上部区画の希ガス量はベースケースとほぼ同様の挙動を示しており、解析コード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。

表1 解析コードにおける重要現象の不確かさが運転員等操作時間となるパラメータと与える影響 (3 / 3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータと与える影響
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉容器外 FCI (溶融炉心細粒化、デ ブリ粒子熱伝達)		原子炉容器外 FCI 現象に関する項目として「原子炉下部キャビティ水深」、 「Ricou-Spalding のエントレインメント係 数」、「デブリ粒子の径」及び「原子炉容 器破損口径」に関して格納容器破損防止の 「原子炉圧力容器外溶融燃料-冷却材相 相互作用」の現象をベースとする感度解析を 行い、原子炉容器外 FCI により生じる圧カス パイクの感度が小さいことを確認。	炉心損傷後の原子炉容器外の溶融燃料-冷却材相互作用に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、原子炉下部キャビティ水深等の感度解析により、原子炉容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧カスパイクに対する感度が小さいことが確認されていることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響は小さい。	炉心損傷後の原子炉容器外における溶融燃料-冷却材相互作用に係る解析コードの溶融炉心挙動モデルは、原子炉下部キャビティ水深等の感度解析により、原子炉容器外の溶融燃料-冷却材相互作用による圧カスパイクに対する感度が小さいことが確認されていることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響は小さい。
	溶融炉心と原子炉下 部キャビティ水の伝 熱	溶融炉心挙動モデル (原子炉下部キャビ ティでの溶融炉心挙 動)	○ ACE 及び SURC 実験解析より、溶融 炉心体積状態が既知である場合の溶融炉 心とコンクリートの伝熱及びそれに伴う コンクリート侵食挙動について妥当に評 価できることを確認。 ○ MCC I 現象の不確かさ要因として以下 を抽出。 ・ 原子炉下部キャビティ水深 ・ Ricou-Spalding のエントレインメント 係数 ・ 溶融炉心の拡がり面積 ・ 水-溶融炉心間の熱伝達係数	感度解析より、原子炉下部キャビティ水深等のコンクリート侵食量への感度が小さいことが確認されていること、また、左記の重要現象を起点に操作開始する運転員等操作時間とから、運転員等操作時間に与える影響はない。	感度解析より、原子炉下部キャビティ水深等のコンクリート侵食量への感度が小さいことが確認されていること、原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響はないことから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響はない。
	溶融炉心とコンクリ ートの伝熱			感度解析より、原子炉下部キャビティ水深等のコンクリート侵食量への感度が小さいことが確認されていること、また、左記の重要現象を起点に操作開始する運転員等操作時間とから、運転員等操作時間に与える影響はない。	この場合、コンクリート侵食が約18cmとなり、非凝縮性ガスの発生及びこれに伴う反応熱の増加により、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇幅は大きくなるもので、原子炉下部キャビティ水により溶融炉心が冷却されることでコンクリート侵食は停止し、これらによる原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は一時的なものである。さらに、コンクリート侵食等に伴う水素発生による原子炉格納容器圧力上昇が考えられるが、水素の追加発生に伴う水素濃度上昇はドライ条件換算で約1vol%に留まり、原子炉格納容器圧力及び温度は、それぞれ原子炉格納容器の最高使用圧力の2倍(0.566MPa [gage])及び200℃に対して十分な余裕があり、評価項目となるパラメータと与える影響は小さい。
原子炉格納容器内 FP 挙動	核分裂生成物 (FP) 挙動モデル		ABCVE 実験解析により、原子炉格納容器内のエアロゾル沈着挙動をほぼ適正に評価できることを確認。	炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉格納容器内 FP 挙動に係る核分裂挙動モデルは、ABCVE 実験解析において適正に評価できること、また、左記の重要現象を起点に操作開始する運転員等操作時間とから、運転員等操作時間に与える影響はない。	炉心損傷後の原子炉格納容器における原子炉格納容器内 FP 挙動に係る核分裂挙動モデルについては、ABCVE 実験解析において、原子炉格納容器へ放出されたエアロゾルの沈着挙動について適正に評価できることから、解析コードの不確かさが評価項目となるパラメータと与える影響はない。

表 2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータに与える影響 (1/3)

項目	解析条件 (初期条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響
	解析条件	最確条件			
炉心熱出力 (初期)	100% (2,652 MWt) ×1.02	100% (2,652 MWt)	評価結果を厳しくするよう、定常誤差を考慮した上限値として設定。炉心熱出力が大きいと崩壊熱が大きくなり、炉心冷却の観点から厳しい設定。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、炉心溶解時間、原子炉格納容器圧力の観点で厳しくなる。よって、最確条件を用いた場合、炉心保有熱の減少により炉心溶解開始を起点とする代替格納容器スプレッド操作の開始が遅くなる。また、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が遅くなるが、原子炉格納容器圧力を起点に操作開始する運転員等操作は、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。
	15.41+0.21MPa [Gage]	15.41MPa [Gage]	評価結果を厳しくするよう、定常誤差を考慮した上限値として設定。1次冷却材圧力が高いと原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなり、原子炉格納容器冷却の観点から厳しい設定。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が遅くなるが、原子炉格納容器圧力を起点に操作開始する運転員等操作は、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。
	306.6+2.2°C	306.6°C	評価結果を厳しくするよう、定常誤差を考慮した上限値として設定。1次冷却材温度が高いと原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなり、原子炉格納容器冷却の観点から厳しい設定。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が遅くなるが、原子炉格納容器圧力を起点に操作開始する運転員等操作は、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件に対して定常誤差分大きい保守的条件を用いており崩壊熱及び炉心保有熱が大きくなることから、原子炉格納容器へのエネルギー放出が大きくなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。
炉心崩壊熱	FP: 日本原子力学会推奨値 アクチニド: ORIGEN2 (サイクル末期を仮定)	17×17型燃料集合体を装備した3ループプラントを包絡するサイクル末期炉心の保守的な値を設定。燃焼度が高いと高次のアクチニドの蓄積が多くなるため長期冷却時の崩壊熱は大きくなる。このため、燃焼度が高くなるサイクル末期時点を対象に崩壊熱を設定。また、使用する崩壊熱はウラン・プルトニウム混合酸化物燃料の装荷を考慮している。	最確条件の炉心崩壊熱を用いた場合、解析条件で設定している炉心崩壊熱より小さいため、炉心溶解開始が遅くなり、炉心溶解開始を起点とする代替格納容器スプレッド操作の開始が遅くなる。また、最確条件の炉心崩壊熱を用いた場合、解析条件で設定している炉心崩壊熱より小さいため、原子炉格納容器への放出エネルギーが小さくなり、原子炉格納容器への放出エネルギーが緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。	最確条件の炉心崩壊熱を用いた場合、解析条件で設定している炉心崩壊熱より小さいため、原子炉格納容器への放出エネルギーが小さくなり、原子炉格納容器の圧力上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。	
蒸気発生器 2次側保有水量 (初期)	50t (1基当たり)	50t (1基当たり)	蒸気発生器2次側保有水量の設計値として設定。	解析条件と最確条件が同様であることから、事象進展に影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と最確条件が同様であることから、事象進展に影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
原子炉格納容器 自由体積	65,500m³	66,000m³	設計値に余裕を考慮した小さめの値として設定。	最確条件の原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクを用いた場合、解析条件で設定している原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクより大きいため、原子炉格納容器の圧力上昇が緩和される。しかし、原子炉格納容器の圧力上昇を起点とする運転員等操作は、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件の原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクを用いた場合、解析条件で設定している原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクより大きいため、原子炉格納容器の圧力上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。
	設計値に余裕を考慮した小さめの値として設定。	設計値	設計値に余裕を考慮した小さめの値として設定。	最確条件の原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクを用いた場合、解析条件で設定している原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクより大きいため、原子炉格納容器の圧力上昇が緩和される。しかし、原子炉格納容器の圧力上昇を起点とする運転員等操作は、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件の原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクを用いた場合、解析条件で設定している原子炉格納容器自由体積及びヒートシンクより大きいため、原子炉格納容器の圧力上昇が緩和され、評価項目となるパラメータに対する余裕が大きくなる。

初期条件

表2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータを与える影響 (2/3)

項目	解析条件 (事故条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間を与える影響	評価項目となるパラメータを与える影響
	解析条件	最確条件			
起因事象	大破断 LOCA	-	原子炉格納容器内へ早期に炉心からの蒸気が系外に放出されるため、事象進展が早く、炉心溶解、原子炉容器破損などの主要事象の発生時刻が早くなる観点から高温側配管 (口径約0.74m (29 インチ)) の完全両端破断を設定。	地震によりExcess LOCAが発生した場合、1次冷却材の流出流量の増加により炉心及び原子炉格納容器への影響が考えられることから、破断規模及び破断箇所について以下のケースの感度解析を実施した。 ・1次冷却材高温側配管全ループ破断 ・1次冷却材低温側配管全ループ破断 ・原子炉容器下端における破損 (開口面積：高温側配管両端破断相当)	地震によりExcess LOCAが発生した場合、1次冷却材の流出流量の増加により炉心及び原子炉格納容器への影響が考えられることから、破断規模及び破断箇所について以下のケースの感度解析を実施した。 ・1次冷却材高温側配管全ループ破断 ・1次冷却材低温側配管全ループ破断 ・原子炉容器下端における破損 (開口面積：高温側配管両端破断相当) その結果、各ケースともに原子炉格納容器へ放出されるエネルギーは基本ケースと同じであり、また、溶融燃料と原子炉下部キャビティ水による相互作用に伴う原子炉格納容器圧力の上昇はわずかであり、評価項目となるパラメータを与える影響は小さいことを確認した。
	安全機能の喪失に対する仮定	低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ機能喪失	低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ機能喪失	炉心損傷を早め、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始までの時間余裕及び要求される設備容量の観点から厳しくなる条件として、低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能の喪失を設定。	地震によりExcess LOCAが発生した場合、1次冷却材の流出流量の増加により、炉心溶解開始が早まる。その結果、炉心溶解開始の30分後に開始するものとされている代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイの開始は早まるが、解析条件と同様に事象発生の約49分後に代替格納容器スプレイを開始したとしても、評価項目となるパラメータを与える影響は小さいことを確認していることから、操作時間を早める必要はなく、運転員等操作時間を与える影響はない。
外部電源	外部電源なし	外部電源なし	「安全機能の喪失に対する仮定」に示すとおり、外部電源なしを想定。	解析条件と最確条件が同様であることから、事象進展に影響はなく、運転員等操作時間を与える影響はない。	解析条件と最確条件が同様であることから、事象進展に影響はなく、評価項目となるパラメータを与える影響はない。
	水素の発生	ジルコニウム-水反応を考慮	水素の発生による原子炉格納容器圧力及び温度に対する影響を考慮する観点で、水素発生の主要因となるジルコニウム-水反応を考慮。なお、水の放射線分解等による水素発生量は少なく、影響が軽微であることから考慮していない。		

表 2 解析条件を最確条件とした場合の運転員等操作時間及び評価項目となるパラメータと与える影響 (3 / 3)

項目	解析条件 (機器条件) の不確かさ		条件設定の考え方	運転員等操作時間に与える影響	評価項目となるパラメータと与える影響
	解析条件	最確条件			
原子炉トリップ信号	1 次冷却材ポンプ 電源電圧低 (定格値の65%) (応答時間 1.8 秒)	1 次冷却材ポンプ 電源電圧低 (定格値の70%) (応答時間 1.8 秒以下)	トリップ設定値に計装誤差を考慮した低い値としてトリップ限界値を設定。 検出遅れ、信号発信遅れ時間等を考慮して応答時間を設定。	最確条件の原子炉トリップ信号設定値を用いた場合、解析条件で設定している原子炉トリップ時間よりわずかに早くなるが、その差はわずかであり、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件の原子炉トリップ信号設定値を用いた場合、解析条件で設定している原子炉トリップ時間よりわずかに早くなるが、その差はわずかであり、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
	タービン動補助給水ポンプ	事象発生の 60 秒後に給水開始	事象発生 35 秒後に給水開始	タービン動補助給水ポンプの作動時間に余裕を考慮して設定。	最確条件のタービン動補助給水ポンプの条件を用いた場合、解析条件で設定しているタービン動補助給水ポンプの作動時間より早くなるため炉心溶融時間及び原子炉格納容器圧力及び温度上昇が遅くなり、炉心溶融開始を起点とする代替格納容器スプレイレイン操作の開始が遅くなる。また、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が遅くなるが、原子炉格納容器圧力を起点とする運転員等操作は遅くなく、運転員等操作時間に与える影響はない。
蓄圧タンク保持圧力	4. 04MPa [gauge] (最低保持圧力)	約 4. 4MPa [gauge] (通常運転時の設定圧力)	炉心への注水のタイミミングを遅くし、炉心損傷のタイミミングを早める観点から最低保持圧力を設定。	最確条件の蓄圧タンク保持圧力を用いた場合、解析条件で設定している保持圧力より高くなるため、蓄圧注入のタイミミングが早く炉心溶融開始は遅くなり、炉心溶融開始を起点とする代替格納容器スプレイレイン操作の開始が遅くなる。	原子炉格納容器圧力の最高値は約45時間後であり、初期の注入のタイミミングが評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。
	蓄圧タンク保有水量	29. 0m <sup>3</sup> (1 基あたり) (最小保有水量)	約 30. 0m <sup>3</sup> (1 基あたり) (通常運転時管理値中央)	炉心への注水量を少なくし、炉心損傷のタイミミングを早める観点から最小保有水量を設定。	最確条件の蓄圧タンク保有水量を用いた場合、解析条件で設定している保有水量より多くなるため、炉心溶融開始は遅くなり、炉心溶融開始を起点とする代替格納容器スプレイレイン操作の開始が遅くなる。
代替格納容器スプレイポンプによるスプレイレイン流量	140m <sup>3</sup> /h	140m <sup>3</sup> /h	設計上期待できる値として設定。	解析条件と重大事故等対策として設計した値が同様であることから、事象速度に影響はなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	解析条件と重大事故等対策として設計した値が同様であることから、事象速度に影響はなく、評価項目となるパラメータに与える影響はない。
格納容器再循環ユニット	2 基 1 基あたりの除熱特性 (100℃～約155℃、約3. 6MW ～約6. 5MW)	2 基 1 基あたりの除熱特性 (100℃～約155℃、約3. 6MW 4. 4MW～約7. 6MW)	粗フィルタがある場合の格納容器再循環ユニット除熱特性の設計値として設定。	最確条件の格納容器再循環ユニットの除熱特性 (粗フィルタの取り外しを考慮) を用いた場合、解析条件で設定している除熱特性より高いため、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は遅くなるが、格納容器内自然対流冷却の開始後に原子炉格納容器圧力を起点とする運転は遅くなく、運転員等操作時間に与える影響はない。また、原子炉格納容器内に水素が存在する場合は、除熱性能が低下するため、原子炉格納容器圧力はわずかに高く推移するが、格納容器内自然対流冷却の開始後に原子炉格納容器圧力を起点とする運転員等操作は遅くなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	最確条件の格納容器再循環ユニットの除熱特性 (粗フィルタの取り外しを考慮) を用いた場合、解析条件で設定している除熱特性より高いため、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇は遅くなる。格納容器再循環ユニットの除熱特性を最確条件とした場合の感度解析の結果、事象発生後の24 時間後に格納容器再循環ユニットにより、格納容器内自然対流冷却が開始されることにより、原子炉格納容器圧力及び温度上昇が緩やかになり、評価項目となるパラメータに対して余裕が大きくなることを確認した。また、原子炉格納容器内に水素が存在する場合は、除熱性能が低下するため、水素濃度を考慮した場合は感度解析の結果、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇はわずかであり、評価項目となるパラメータに与える影響は小さいことを確認した。
原子炉格納容器内水素処理装置及び格納容器水素イグナイタ	効果を期待せず	効果を期待する	原子炉格納容器圧力の観点で厳しくなるように、原子炉格納容器内水素処理装置及び格納容器水素イグナイタの効果については期待しない。	原子炉格納容器内水素処理装置及び格納容器水素イグナイタの効果は期待しないことで、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇が早くなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇が遅くなるが、原子炉格納容器圧力を起点とする運転員等操作は遅くなく、運転員等操作時間に与える影響はない。	原子炉格納容器内水素処理装置及び格納容器水素イグナイタの効果は期待しないことで、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇が早くなる。よって、最確条件を用いた場合、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇が緩やかになり、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。

表3 操作条件が要員の配置による他の操作に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕 (1/2)

項目	解析条件 (操作条件) の不確かさ			条件設定の考え方	要員の配置による他の操作に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕
	解析上の操作開始時間と実際に見込まれる操作開始時間の差異等 解析上の操作開始時間	解析コードの不確かさによる影響	解析条件 (操作条件を除く) の不確かさによる影響				
代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始	炉心溶融開始の30分後 (事象発生の49分後)	解析コードの不確かさによる影響はない。	炉心崩壊熱等による操作開始時間が遅くなる。	運転員等操作時間として、代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ開始操作に係る現地操作に必要な移動、操作等の時間を考慮して30分を想定して設定。	代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイの開始操作は、現場での操作であるが、同一の運転員等による操作進上重複する事象はないことから、要員の配置による他の操作に与える影響はない。	代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイの開始操作は、炉心溶融開始が遅くなることで操作開始が遅くなるが、炉心崩壊熱の減少により原子炉格納容器に放出されるエネルギーも小さくなるため、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。また、事象発生の60分後に代替格納容器スプレイを開始した場合の感度解析により、同程度の遅れに対して評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	代替格納容器スプレイポンプによる代替格納容器スプレイ操作の操作時間余裕を確認するため、解析上の開始時間の約49分後であるのに対し、事象発生の60分後に開始する場合の感度解析を実施した結果、原子炉格納容器圧力及び温度はそれぞれ原子炉格納容器の最高使用圧力の2倍 (0.566MPa [gage]) 及び200℃に対して十分余裕があるため、事象発生から60分以上の操作時間余裕があることを確認した。
操作条件							(添付資料 7.2.1.1.21)

表 3 操作条件が要員の配置による他の操作に与える影響、評価項目となるパラメータに与える影響及び操作時間余裕 (2 / 2)

項目	解析条件 (操作条件) の不確かさ			条件設定の考え方	要員の配置による他の操作に与える影響	評価項目となるパラメータに与える影響	操作時間余裕
	解析上の操作開始時間と実際に見込まれる操作開始時間の差異等	解析コードの不確かさによる影響	解析条件 (操作条件を除く) の不確かさによる影響				
格納容器再循環ユニットによる格納容器内自然対流冷却開始	解析上の操作開始時間	操作開始時間	追而 事象発生 22 時間 35 分後	格納容器内自然対流冷却の開始操作に係る現地操作に必要な移動、操作等の時間を考慮して 24 時間を想定して設定。	格納容器内自然対流冷却の操作は、現場での運転員等による事象進展上重複する操作はないことから、要員の配置による他の操作に与える影響はない。	格納容器内自然対流冷却の開始操作は、格納容器内自然対流冷却の開始と同時に代替格納容器スプレイを停止することとしている。可搬型大型送水ポンプ車の準備が遅れた場合は、代替格納容器スプレイを継続する必要があるが、格納容器再循環ユニットが水没する水位に到達するまでに停止する必要はない。原子炉格納容器の注水量が 6, 100m <sup>3</sup> 以下であれば、格納容器再循環ユニットは水没しないことを確認していることから、17 時間以上格納容器スプレイ開始から連続してスプレイするものとして評価したことを確認した。(添付資料 7.2.1.1.22)	
	事象発生 24 時間後	事象発生 24 時間後	パラメータを起点に開始することから影響はない。				
アニュラス空気浄化設備の起動	事象発生 60 分後	事象発生 45 分後	パラメータを起点に開始することから影響はない。	アニュラス空気浄化設備の起動操作は、中央制御室及び現地での操作であるが、それぞれ別の運転員等による操作であり、同一の運転員等による事象進展上重複する操作はないことから、要員の配置による他の操作に与える影響はない。	アニュラス空気浄化設備のダンパへの空気供給及び手動操作が早く空る場合、アニュラス負圧達成までの時間が短くなる。放出放射線量が減少する。したがって、評価項目となるパラメータに与える影響は小さい。	アニュラス空気浄化設備の起動操作は、解析上の Cs-137 の総放出量が約 5, 1TBq であり、10 分～20 分の操作遅れに対して放出放射線量は約 10%～30% の増加に留まることから、100TBq に対して余裕を確保できるため、80 分以上の操作時間余裕があることを確認した。	



水源、燃料、電源負荷評価結果について（格納容器過圧破損）

評価事故シーケンス【大破断 LOCA 時に低圧注入機能、高圧注入機能及び格納容器スプレイ注入機能が喪失する事故】

1. 水源に関する評価（原子炉格納容器注水）

○水源

燃料取替用水ピット：1,700m<sup>3</sup>（有効水量）

○水使用パターン

代替格納容器スプレイポンプ：140m<sup>3</sup>/h

事故後 49 分（0.81 時間）以降運転

○時間評価

< 枯渇時間 >

燃料取替用水ピット水量 1,700m<sup>3</sup> ÷ 代替格納容器スプレイ流量 140m<sup>3</sup>/h

+ 0.81 時間 = 約 12.9 時間

< 補給可能時間 >

可搬型大型送水ポンプ車による補給開始可能時間：事象発生の 11.7 時間後

○水源評価結果

燃料取替用水ピットが枯渇する前までに可搬型大型送水ポンプ車による海水補給が可能のため、格納容器内自然対流冷却移行までの間の注水継続が可能である。

## 2. 燃料消費に関する評価

燃料種別		軽油
時系列	事象発生直後～7日間 (=168h)	代替非常用発電機起動。 (保守的に事象発生後すぐの起動を想定) 燃費約 411 ℓ/h (定格負荷) ×2台×24h×7日間=約 138.1kℓ
	事象発生直後～7日間 (=168h)	緊急時対策所用発電機 (指揮所用及び待機所用各1台の計2台) 起動 (保守的に事象発生後すぐの起動を想定) 燃費約 (24.4ℓ/h×1台+19.3ℓ/h×1台) (定格負荷) ×24h×7日間=7,342 ℓ = 約7.4kℓ
	事象発生 22.6h 後～7日間 (=145.4h) <格納容器内自然対流冷却>	可搬型大型送水ポンプ車起動。 <b>追而</b> 燃費約 72 ℓ/h (最大負荷) ×1台×145.4h = 約 10.5kℓ
	事象発生 11.7h 後～7日間 (=156.3h) <使用済燃料ピット及び燃料取替用水ピットへの注水>	可搬型大型送水ポンプ車起動。 燃費約 72 ℓ/h (最大負荷) ×1台×156.3h = 約 11.3kℓ
合計	7日間で消費する軽油量の合計 <b>追而</b> 約 167.3kℓ	
結果	ディーゼル発電機燃料油貯油槽の油量 (540kℓ) にて供給可能	

### 3. 電源に関する評価

負荷リスト 代替非常用発電機 (1, 725kVA×2 台 (給電容量: 2, 760kW))

主要機器名称	容量 (kVA/kW)
充電器 (A, B)	131/113
計装用電源 (安全系) (A, B, C, D)	131/113 充電器 A を含む (27/22) 充電器 B を含む (27/22) 充電器 A を含む (27/22) 充電器 B を含む (27/22)
代替格納容器スプレイポンプ	209/200
アニュラス空気浄化ファン	45/39
中央制御室給気ファン	27/21
中央制御室循環ファン	15/13
中央制御室非常用循環ファン	6/5
中央制御室照明等	23/23
中央制御室非常用循環フィルタ用電気ヒータ	13/13
合計 (kVA/kW)	600/540

