

玄海原子力発電所 審査資料	
資料番号	HB-1-1-2
提出年月日	2023年11月28日

玄海原子力発電所 3号炉及び4号炉

設置許可基準規則への適合性について (高燃焼度燃料の使用)

< 補足説明資料 >

2023年11月

九州電力株式会社

枠囲みの範囲は、防護上の観点又は商業機密に係る事項のため、公開できません。

本資料においては、高燃焼度燃料の使用について、「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（以下「設置許可基準規則」という。）への適合方針を説明する。

< 目 次 >

第 4 条	地震による損傷の防止
第 6 条	外部からの衝撃による損傷の防止
第 12 条	安全施設
第 13 条	運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止
第 15 条	炉心等
第 16 条	燃料体等の取扱施設及び貯蔵施設
第 25 条	反応度制御系統及び原子炉停止系統
第 27 条	放射性廃棄物の処理施設
第 37 条	重大事故等の拡大の防止等

- ・ 添付資料 1 玄海 3、4号炉「4号炉 高燃焼度燃料の使用」の申請に伴う条文の整理表
- ・ 添付資料 2 高燃焼度燃料の使用に伴うその他設備の影響確認について
- ・ 添付資料 3 高燃焼度燃料の使用に伴うその他設備の影響確認について（特定重大事故等対処施設）
- ・ 添付資料 4 玄海原子力発電所 3 / 4号炉の使用済燃料ピットの共用状況について

「添付資料 3」については、防護上の観点から公開できないため、資料番号「HB-1-2-0」に記載します。

4条

地震による損傷の防止

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

2. 地震による損傷の防止

(別添1) 地震時の燃料被覆管の閉じ込め機能の維持について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

(地震による損傷の防止)

第四条 設計基準対象施設は、地震力に十分に耐えることができるものでなければならない。

5 炉心内の燃料被覆材は、基準地震動による地震力に対して放射性物質の閉じ込めの機能が損なわれるおそれがないものでなければならない。

適合のための設計方針

炉心内の燃料被覆材の放射性物質の閉じ込めの機能については、以下のとおり設計する。

1 について

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に生じるそれぞれの荷重と、弾性設計用地震動による地震力又は静的地震力のいずれか大きい方の地震力を組み合わせた荷重条件に対して、炉心内の燃料被覆材の応答が全体的におおむね弾性状態に留まる設計とする。

5 について

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に生じるそれぞれの荷重と基準地震動による地震力を組み合わせた荷重条件により塑性ひずみが生じる場合であっても、その量が小さなレベルに留まって破断延性限界に十分な余裕を有し、放射性物質の閉じ込めの機能に影響を及ぼさない設計とする。

なお、燃料の機械設計においては、燃料中心最高温度、燃料要素内圧、燃料被覆材応力、燃料被覆材に生じる円周方向引張歪の変化量及び累積疲

劣サイクルに対する設計方針を満足するように燃料要素の設計を行うが、上記の設計方針を満足させるための設計に当たっては、これらのうち燃料被覆材への地震力の影響を考慮すべき項目として、燃料被覆材応力及び累積疲労サイクルを評価項目とする。評価においては、内外圧差による応力、ペレットの接触圧による応力、熱応力、地震による応力及び水力振動による応力を考慮し、設計疲労曲線としては、Langer and O'Donnellの曲線を使用する。

2. 地震による損傷の防止

(別添1) 地震時の燃料被覆管の閉じ込め機能の維持について

地震時の燃料被覆管の閉じ込め機能の
維持について

<目 次>

1. 概 要	4 条-別添 1-1
2. 燃料被覆管閉じ込め機能評価で考慮する荷重の組合せ及び許容応力	4 条-別添 1-2
3. 燃料被覆管応力評価	4 条-別添 1-3
3.1 燃料被覆管応力評価の評価方針	4 条-別添 1-3
3.2 燃料被覆管応力評価方法	4 条-別添 1-4
3.3 評 価 例	4 条-別添 1-7
4. 燃料被覆管累積疲労評価	4 条-別添 1-8
4.1 燃料被覆管累積疲労評価の評価方針	4 条-別添 1-8
4.2 既許可における燃料被覆管累積疲労評価方法	4 条-別添 1-9
4.3 評 価 例	4 条-別添 1-13
5. ま と め	4 条-別添 1-14

- 別紙 1 燃料被覆管に発生する応力
- 別紙 2 燃料被覆管応力評価結果
- 別紙 3 Langer and O' Donnellの設計疲労曲線
- 別紙 4 燃料被覆管疲労評価結果

1. 概 要

本資料は、今回申請する燃料集合体の最高燃焼度を55,000MWd/tとする燃料（以下「ステップ2燃料」という）の地震時の燃料被覆管の閉じ込め機能の維持について説明するものである。

2. 燃料被覆管閉じ込め機能評価で考慮する荷重の組合せ及び許容応力

燃料被覆管閉じ込め機能評価において考慮する荷重の組合せ及び許容値は以下のとおりとする。なお、既許可から変更はない。それぞれの評価については次章以降で詳述する。

構成部品	要求事項		荷重の組合せ	評価値	許容値
燃料被覆管	通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に閉じ込め機能を維持すること	応力	運転時荷重 ^(注1) + 設計地震荷重	体積平均相当応力 ^(注2)	Sd地震動時： 耐力 (Sy) Ss地震動時： 設計引張強さ (Su)
		疲労	種々の設計過渡条件 ^(注3) + 設計地震荷重	累積損傷係数	ASME Section IIIの概念による設計疲労寿命以下であること ^(注4)

(注1) 運転時荷重には通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の荷重を考慮する。

(注2) 燃料被覆管に発生する応力には、一次応力（内外圧差による応力、水力振動による応力及び地震による応力）と、二次応力（ペレット-燃料被覆管相互作用による応力及び熱応力）があり、これらは燃料被覆管の肉厚方向に分布を有している。体積平均相当応力とは燃料被覆管にかかる合計応力を体積の重みを付けて平均したものである。

(注3) 種々の設計過渡条件として起動・停止、負荷追従運転、運転時の異常な過渡変化時を考慮する。

(注4) 設計疲労曲線にはLanger and O'Donnellの曲線を使用する。

燃料被覆管応力評価の許容値について、上記表のとおり、弾性設計用地震動Sdに対して耐力 (Sy)、基準地震動Ssに対して設計引張強さ (Su) であるが、基準地震動により生じる燃料被覆管応力は弾性設計用地震動により生じる応力を包含するため、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に発生する応力に基準地震動により発生する応力を加えた場合でも耐力以下となることを確認することにより、弾性設計用地震動に対する要求も満足する。

3. 燃料被覆管応力評価

3.1 燃料被覆管応力評価の評価方針

燃料被覆管応力評価方針は以下のとおりとする。なお、既許可の評価方針から変更は無い。

構成部品	要求事項	荷重の組合せ	評価値	許容値
燃料被覆管	通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に閉じ込め機能を維持すること	運転時荷重（通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の荷重） <内外圧差による応力> <接触圧による応力> <熱応力> <水力振動による応力>	体積平均相当応力	S _s 地震動時：耐力(S _y) ^(注1)
		設計地震荷重 <地震による応力>		

(注1) 燃料被覆管の放射性物質の閉じ込め機能が損なわれるおそれがないこと、すなわち燃料被覆管に破損が発生しないことは、許容値を設計引張強さ(S_u)とすることにより確認できる。一方、PWR燃料被覆管では、JEAGに規定されるように従来、保守的に耐力(S_y)を許容値としており、本評価においても許容値として耐力(S_y)を適用する。

3.2 燃料被覆管応力評価方法

燃料被覆管応力評価方法は以下のとおりである。なお、令和3年6月30日付け原規規発第21063010号にて認可された工事計画の添付資料2「耐震性に関する説明書」（以下「既工認」という）における燃料被覆管の応力評価方法と同様の手法で評価する。

(1) 概要

3.1に示す評価方針を満足することを確認するため、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に発生する応力に基準地震動による応力を加味した燃料被覆管応力を求め、これが燃料被覆管応力の評価基準である燃料被覆管の耐力以下となることを確認する。

(2) 燃料被覆管応力評価方法

燃料被覆管応力評価は、既許可の燃料棒健全性評価と同様の燃料棒挙動解析モデルによって行う。燃料被覆管応力評価の流れを図-1に示す。

(3) 地震により燃料被覆管に発生する応力の評価方法

地震により燃料被覆管に発生する応力（以下「地震による応力」という）については、燃料集合体の水平方向及び鉛直方向応答解析を実施し、得られた応答を入力として燃料棒に生じる応力の解析を実施して得られる結果を用いる。

(4) 応力の組み合わせ

燃料被覆管応力評価において考慮している応力は、a. 内外圧差による応力、b. 接触圧による応力、c. 熱応力、d. 水力振動による応力、e. 地震による応力がある（別紙1）。このうち、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において燃料被覆管に発生する応力は、運転時の異常な過渡変化時における線出力密度の上昇に伴うペレットの熱膨張により、ペレットと燃料被覆管の接触が増大することによるペレットと燃料被覆管の接触による応力が主である。このため、通常運転時及び運転時の異常

な過渡変化時において、線出力密度が上昇する事象として以下の2事象を選定し、炉心内での燃料寿命中に燃料被覆管に発生するa. 内外圧差による応力、b. 接触圧による応力、c. 熱応力を組み合わせた最大の応力を評価する。

- ① 原子炉の出力運転中、ほう素の異常な希釈に伴う反応度添加を補償するよう自動制御された制御棒クラスタが炉心内に自動挿入され、出力分布の歪みが大きくなる「原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈」事象
- ② 原子炉の出力運転中、制御棒クラスタの異常な引き抜きによる原子炉出力の上昇及び出力分布の変化を生じる「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」事象

このように評価されたa. 内外圧差による応力、b. 接触圧による応力、c. 熱応力に、更にd. 水力振動による応力、e. 地震による応力を組み合わせ、最終的に体積平均の相当応力を算出し耐力と比較する。

燃料被覆管に生じる応力は、上述のa～eまでの応力を組み合わせた合計応力が、内面から外面へと連続的に変化している。燃料被覆管に生じる応力が連続的かつ燃料被覆管が延性材料であることから燃料被覆管に発生する応力が耐力を超えても直ちに破損しないことを考慮して、燃料被覆管全体としての変形を抑えることにより燃料被覆管の破損を防止するため、燃料被覆管応力に体積平均相当応力を用いて平均的な挙動として捉え、燃料被覆管耐力で制限する。

なお、「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について」（昭和51年2月16日 原子炉安全専門審査会）に、燃料被覆管の応力は「体積平均の相当応力」を「耐力」と比較することで健全性を確認することが記載されている。

ここで、体積平均相当応力とは、燃料被覆管にかかる合計応力を体積の重みを付けて平均したものであり、具体的には以下に示すとおりである。

まず、燃料被覆管任意半径 r における相当応力 $\sigma_{rr}(r)$ は以下の式で与えられる。

$$\sigma_{\text{eff}}(r) = \sqrt{\frac{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2}{2}}$$

これを軸方向単位長さ当たり、半径方向に体積積分（あるいは体積平均）をとり、体積平均相当応力 σ_{eff} を以下の式で求める。

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{eff}}(r) &= \frac{\int_{r_i}^{r_0} \int_0^{2\pi} \int_0^1 \sigma_{\text{eff}}(r) dz \cdot r d\theta \cdot dr}{\int_{r_i}^{r_0} \int_0^{2\pi} \int_0^1 dz \cdot r d\theta \cdot dr} \\ &= \frac{2 \int_{r_i}^{r_0} r \cdot \sigma_{\text{eff}}(r) dr}{(r_0^2 - r_i^2)} \end{aligned}$$

r 、 θ 及び z は円筒座標系の変数であり、それぞれ径方向、周方向及び軸方向の座標値を表す。

(5) 許容応力（耐力）

燃料被覆管応力評価における許容値として燃料被覆管の耐力を用いる。燃料被覆管の材料であるジルコニウム基合金の耐力は、高速中性子照射によって増加するため、燃料寿命初期は未照射材の耐力と、それ以外の時点では照射材の耐力と比較する。これらの未照射材及び照射材の耐力基準値は、それぞれ耐力実測データに基づき、データのばらつきを考慮して導いた値である。燃料被覆管応力評価で適用する耐力を図-2に示す。

3.3 評価例

3.1に示す評価方針の実現可能性を示すために、燃料被覆管応力について、既工認における燃料被覆管応力評価において最も評価結果が厳しい基準地震動（Ss-4）を対象に、ステップ2燃料の評価結果（最も評価が厳しくなるA型二酸化ウラン燃料の評価結果を記載、その他の燃料タイプの評価結果は別紙2）を表-1に示す。

評価の詳細については、設計及び工事計画認可申請書において示す予定である。

4. 燃料被覆管累積疲労評価

4.1 燃料被覆管累積疲労評価の評価方針

燃料被覆管累積疲労評価の方針は以下のとおりである。なお、既許可の評価方針から変更はない。

構成部品	要求事項	荷重の組合せ	評価値	許容値
燃料被覆管	通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に閉じ込め機能を維持すること	種々の設計過渡条件 (起動・停止、負荷追従運転、運転時の異常な過渡変化時)	累積疲労損傷係数	ASME Section IIIの概念による設計疲労寿命以下であること ^(注1)
		設計地震荷重 (基準地震動Ss)		

(注1) 設計疲労曲線にはLanger and O'Donnellの曲線を使用する。

4.2 燃料被覆管累積疲労評価方法

燃料被覆管の累積疲労評価方法は、以下のとおりである。なお、既工認における燃料被覆管の疲労評価方法と同様の手法で評価する。

(1) 概要

4.1に示す評価方針を満足することを確認するため、燃料被覆管の疲労評価は、ASME Section IIIの累積疲労評価手順（最大せん断応力説による疲労損傷評価）に基づき、燃料寿命中に想定される過渡条件（起動・停止、負荷追従運転、運転時の異常な過渡変化時）による累積疲労損傷係数と、地震による応力による疲労損傷係数を足し合わせることで、燃料被覆管の累積疲労損傷係数を算出し、それが1以下となることを確認する。

(2) 燃料寿命中に想定される過渡条件による疲労評価方法

a. 応力繰り返しサイクル条件の設定

燃料寿命中に想定される過渡条件について、3つに分類（起動・停止、負荷追従運転、運転時の異常な過渡変化時）してそれぞれの応力繰り返しサイクル数を設定する。

b. 応力変動幅の算出

想定している3つの過渡条件ごとに以下のとおり応力変動幅を算出する。

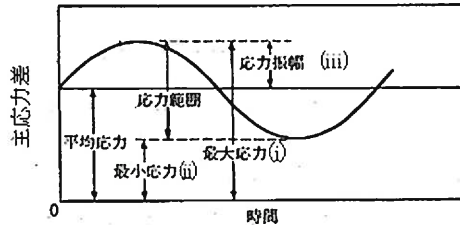
(a) 燃料被覆管に発生する主応力成分（ σ_r , σ_θ , σ_z ）を温態停止時及び過渡条件時（冷態停止時、100%出力時（負荷追従運転）、運転時の異常な過渡変化時）について算出する。

(b) ASME Section IIIの考え方に基づいて、温態停止時及び過渡条件時について、主応力差 $|\sigma_r - \sigma_\theta|$ 、 $|\sigma_\theta - \sigma_z|$ 、 $|\sigma_z - \sigma_r|$ を求める。

(c) 温態停止時の主応力差と過渡条件時の主応力差との幅を、疲労評価における繰り返し応力の全振幅と考えて、大きい方の主応力差を

最大値（下図の(i)）、小さい方の主応力差を最小値（下図の(ii)）として、（最大値－最小値）／2より片振幅 S_{alt} （下図の(iii)）を算出する。

(d) 燃料寿命中の評価期間に対して上記の計算を行う。



繰り返し応力（主応力差）の時間変化（概念図）

c. 許容繰り返しサイクル数の算出

b. にて算出した各過渡条件における S_{alt} のうち、それぞれの最大応力変動幅 $\text{Max } S_{alt}$ について、対応する許容繰り返しサイクル数 N を、図-3に示すLanger and O'Donnellによるジルカロイ材の設計疲労曲線に基づき算出する。

d. 燃料寿命中に想定される過渡条件による累積疲労損傷係数の算出

評価期間ごとにc. にて求めた最大応力変動幅 $\text{Max } S_{alt}$ に対応する許容繰り返しサイクル数 N と、各過渡条件にて想定される応力繰り返しサイクル数 n の比、すなわち疲労損傷係数 n/N を求め、これらを燃料寿命全般に渡って足し合わせ、累積疲労損傷係数を算出する。

(3) 地震により燃料被覆管に発生する応力による疲労評価方法

a. 応力繰り返しサイクル条件の設定

地震による応力が繰り返し応力として作用すると想定し設定する。設計地震荷重を考慮した燃料被覆管累積疲労評価における繰り返し回数としては、設計及び工事計画認可申請書における他機器の評価条件と同一の200回としている。

b. 応力変動幅の算出

以下のとおり応力変動幅を算出する。

(a) 地震による応力の主応力成分 (σ_r 、 σ_θ 、 σ_z) を算出する。

地震動による発生応力として基準地震動により燃料被覆管に発生する応力を考慮する。地震による応力は以下のとおり軸方向成分のみである。

径方向応力	周方向応力	軸方向応力
$\sigma_r [=0]$	$\sigma_\theta [=0]$	$\sigma_z [=地震による応力]$

(b) ASME Section IIIの考え方に基づいて、地震による応力について主応力差 $|\sigma_r - \sigma_\theta|$ 、 $|\sigma_\theta - \sigma_z|$ 、 $|\sigma_z - \sigma_r|$ を求める。

(c) 主応力差の最大値と最小値の幅を、疲労評価における繰り返し応力の全振幅と考えると、(最大値-最小値) / 2 より片振幅 S_{alt} を算出する。

応力の差	径方向応力 - 周方向応力	周方向応力 - 軸方向応力	軸方向応力 - 径方向応力
主応力差	$\sigma_r - \sigma_\theta$ [=0]	$\sigma_\theta - \sigma_z$ [=-地震による応力]	$\sigma_z - \sigma_r$ [=地震による応力]

c. 許容繰り返しサイクル数の算出

b. にて算出した地震による応力における S_{alt} を用いて、対応する許容繰り返しサイクル数 N を、図-3に示すLanger and O'Donnellによるジルカロイ材の設計疲労曲線に基づき算出する。

Langer and O'Donnellの設計疲労曲線は、ジルカロイ照射材による高温(316℃)の疲労試験データに基づいて設定された最確曲線に対し、データのばらつきを考慮して、保守的に繰り返し応力の片振幅を1/2倍、許容繰り返し回数を1/20倍して設定されている。また、Langer and O'Donnellの設計疲労曲線を燃料被覆管の疲労評価に用いることについては「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について」(昭和51年2月16日 原子炉安全専門審査会)に記載され、適用の妥当性が確認されている。詳細については、別紙3に示す。

- d. 地震により燃料被覆管に発生する応力による疲労損傷係数の算出
c. にて求めた許容繰返しサイクル数 N と、地震による応力の繰返しサイクル数 n の比、すなわち疲労損傷係数 n/N を求める。

(4) 燃料被覆管の累積疲労損傷係数の算出

燃料被覆管累積疲労評価では、4.2(2)d. で求めた燃料寿命中に想定される過渡条件による累積疲労損傷係数と、5.2(3)d. で求めた地震により燃料被覆管に発生する応力による疲労損傷係数を足し合わせることで、燃料被覆管の累積疲労損傷係数を算出する¹。

¹ 地震により被覆管に発生する応力による疲労損傷係数と燃料寿命中に想定される過渡条件による疲労損傷係数を足し合わせて評価する方法（ASME Section III の概念による線形累積損傷則）は、JEAG 4601-1987 における他機器の地震時の疲労評価の方法と同一である。

4.3 評価例

4.1に示す評価方針の実現可能性を示すために、種々の設計過渡条件の累積疲労損傷係数と設計地震荷重の疲労損傷係数を足し合わせた燃料被覆管の累積疲労損傷係数について、既工認における燃料被覆管の疲労評価において最も評価が厳しい基準地震動（Ss-4）を対象に、ステップ2燃料の評価結果（最も評価が厳しくなるA型二酸化ウラン燃料の評価結果を記載、その他の燃料タイプの評価結果は別紙4）を表-2に示す。

評価の詳細については、設計及び工事計画認可申請書において示す予定である。

5. まとめ

今回申請するステップ2燃料について、炉心内の燃料被覆材の放射性物質の閉じ込め機能維持の要求事項に対する評価方針及び評価方法は妥当であることを確認した。

表－1 燃料被覆管応力評価結果
 (Ss-4に対するA型二酸化ウラン燃料の評価結果)

(単位：MPa)

項目		応力成分		
		σ_{θ}	σ_r	σ_z
内外圧差及び接触圧による応力	内 面			
	外 面			
熱応力	内 面			
	外 面			
水力振動による応力	内外面			
地震による応力	内外面			
合計応力 ^(注1)	内 面			
	外 面			
体積平均相当応力 ^(注1)				
許容応力 ^(注2)				

(注1) 上段は地震及び水力振動に基づく応力の正符号の値を加えたもので、下段は負符号の値を加えたものである。

(注2) 燃料被覆管耐力データのばらつきを考慮した値である。

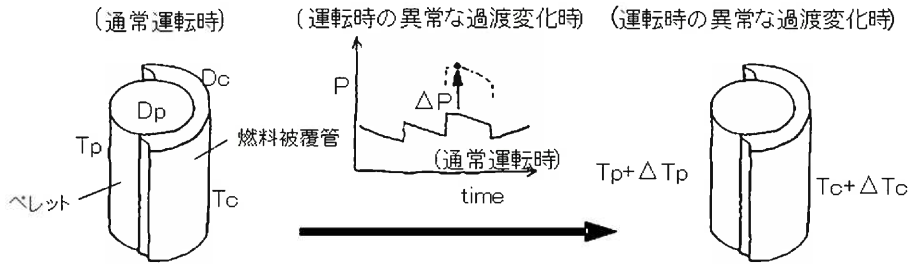
(注3) 負の数値は圧縮応力、正の数値は引張応力であることを示す。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表－２ 燃料被覆管疲労評価結果
(Ss-4に対するA型二酸化ウラン燃料の評価結果)

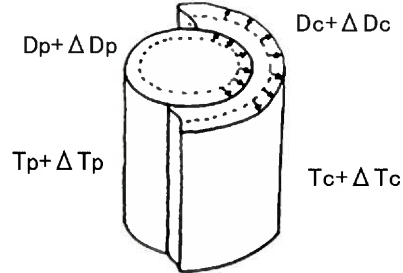
設計過渡条件の 累積疲労損傷係数	設計地震荷重の 疲労損傷係数	合計	基準
0.32	0.03	0.35	≤ 1

(1) 燃料被覆管/ペレット温度変化

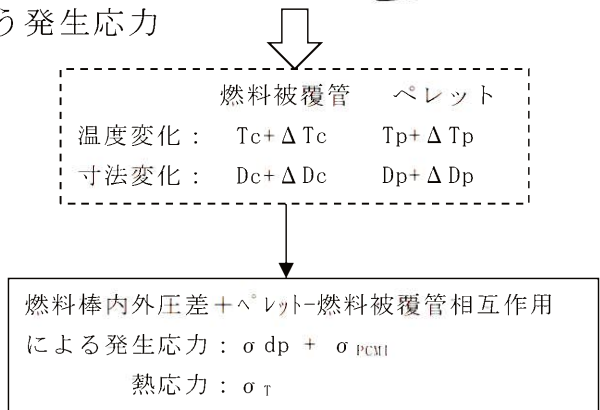


P : 局所線出力、Tc : 燃料被覆管温度、Tp : ペレット温度
Dc : 燃料被覆管寸法、Dp : ペレット寸法

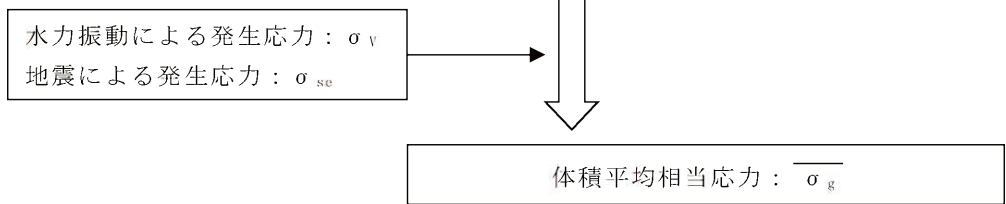
(2) 温度変化に対応する寸法変化



(3) 温度変化・寸法変化に伴う発生応力



(4) 水力振動・地震に伴う発生応力



(5) 耐力との比較

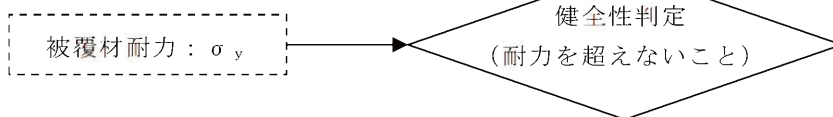


図-1 燃料被覆管応力評価の流れ



図-2 (1) A型燃料被覆管の耐力 (ジルコニウム基合金)

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

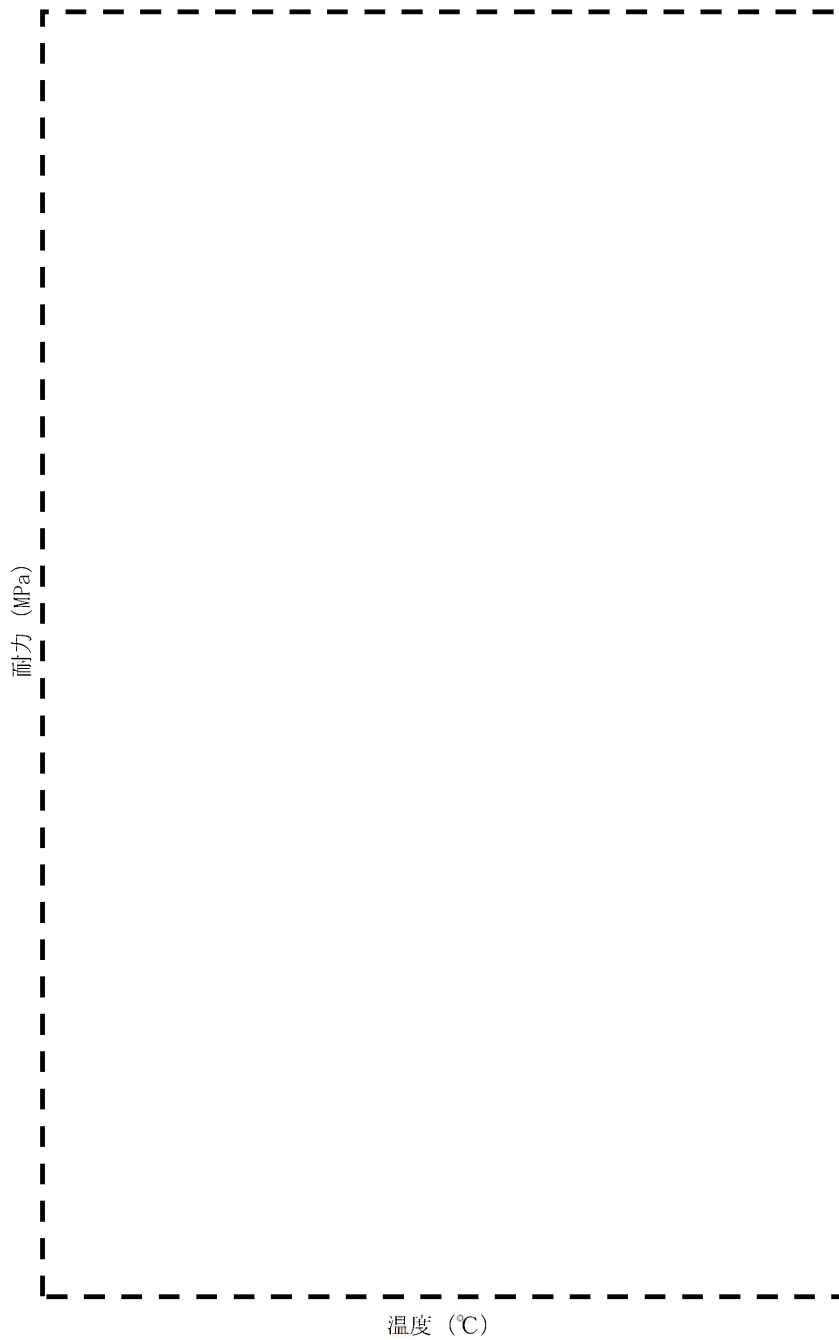
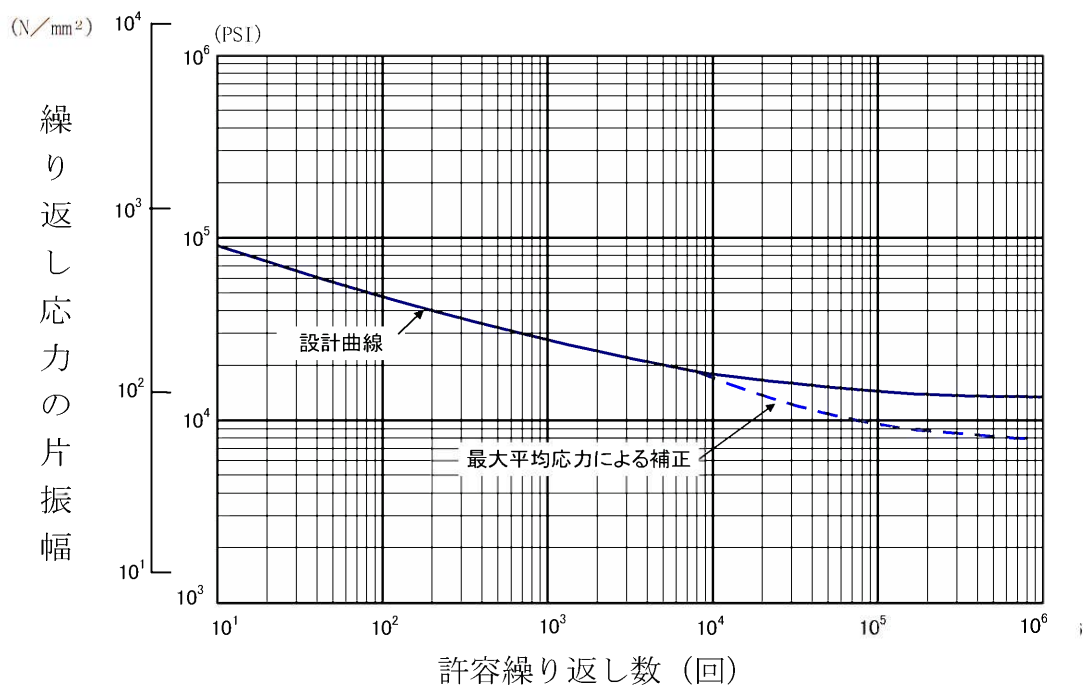


図-2 (2) B型燃料被覆管の耐力 (ジルコニウム基合金)

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。



図－3 Langer and O'Donnellの設計疲労曲線¹

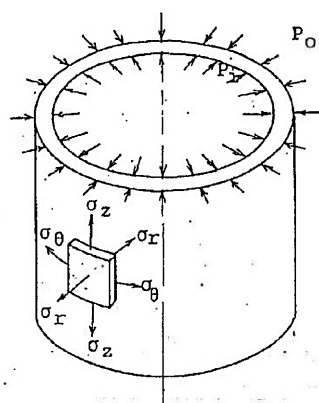
¹ W.J.O'Donnell and B.F.Langer, "Fatigue Design Basis for Zircaloy Components" Nuclear Science and Engineering 20, 1-12(1964)

燃料被覆管に発生する応力

原子炉の運転中、燃料被覆管に発生する応力として以下の要因を考慮している。

a. 内外圧差による応力

内外の差圧により燃料被覆管が周りから圧縮されることにより発生する応力。1次応力に分類される。



P_o : 外 圧

P_i : 内 圧

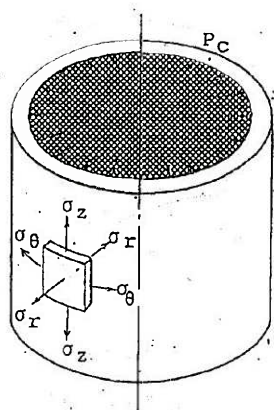
σ_r : 内外圧差による半径方向応力

σ_θ : 内外圧差による円周方向応力

σ_z : 内外圧差による軸方向応力

b. 接触圧による応力

ペレットと燃料被覆管の接触により、ペレットが燃料被覆管を押し広げようとすることにより発生する応力。2次応力に分類される。



P_c : ペレットと被覆管の熱膨張差による接触圧

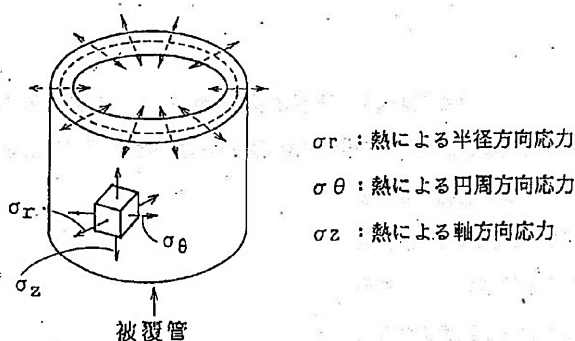
σ_r : 接触圧による半径方向応力

σ_θ : 接触圧による円周方向応力

σ_z : 接触圧による軸方向応力

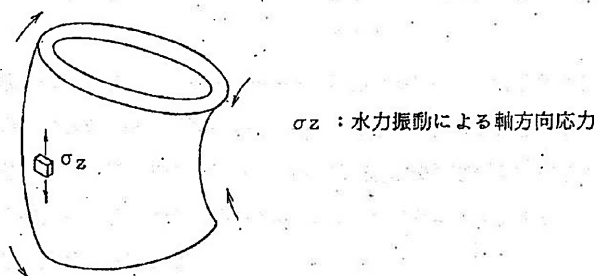
c. 熱応力

燃料被覆管内外面で温度が異なるため、熱膨張の差により発生する応力。内面側は、温度が高く熱膨張量が大きくなるが、外面側では温度が低く、内面側に比べ熱膨張量が小さい。このため、内面側では外面側に押しえられ圧縮応力が発生し、外面側では、内側から広げられることにより引張り応力が発生する。2次応力に分類される。



d. 水力振動による応力

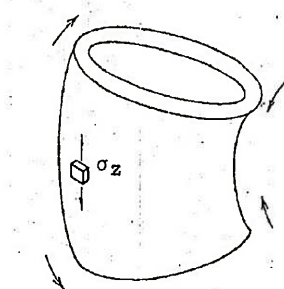
燃料棒軸方向の冷却材の流れによって燃料棒が振動し、燃料被覆管が曲げられることにより発生する応力。1次応力に分類される。



e. 地震による応力

地震による応力において、軸方向のゆれについては、燃料被覆管は自重による軸方向の荷重を受け、軸方向に応力が発生する。

また、水平方向のゆれについては、燃料棒の曲がりが発生することにより応力が発生する。この曲がりについては、地震時に発生する燃料集合体の水平方向の変位により燃料棒が変位することにより発生するものであり、周方向・径方向応力は軸方向応力に比べ極めて小さく無視しうることから、燃料被覆管の地震による応力については、軸方向についてのみ考慮している。また、支持格子の衝突による荷重は支持格子が変形することにより、支持格子が荷重を負担することから、考慮していない。なお、地震による応力は1次応力に分類される。



σ_z : 地震による軸方向応力

燃料被覆管応力評価結果

今回申請するステップ2燃料について、既工認における燃料被覆管の応力評価において最も評価が厳しい基準地震動を対象にした、各燃料タイプの燃料被覆管応力評価結果を表1及び表2に示す。

表1 A型ステップ2燃料 燃料被覆管応力評価結果 (Ss-4)

評価条件		運転時の異常な過渡変化時	
		二酸化ウラン燃料	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料
応力成分			
項目 内外圧差及び接触圧による応力	内面		
	外面		
熱応力	内面		
	外面		
水力振動による応力	内外面		
地震による応力	内外面		
(注1) 合計応力	内面		
	外面		
(注1) 体積平均相当応力			
(注2) 許容応力			

(注1) 上段は地震及び水力振動に基づく応力の正符号の値を加えたもので、下段は負符号の値を加えたものである。

(注2) 燃料被覆管耐力データのばらつきを考慮した値である。

(注3) 負の数値は圧縮応力、正の数値は引張応力であることを示す。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表2 B型ステップ2燃料 燃料被覆管応力評価結果 (Ss-4)

評価条件		運転時の異常な過渡変化時	
		二酸化ウラン燃料	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料
応力成分			
項目			
内外圧差及び接触圧による応力	内面		
	外面		
熱応力	内面		
	外面		
水力振動による応力	内面		
	外面		
地震による応力	内面		
	外面		
(注1) 合計応力	内面		
	外面		
(注1) 体積平均相当応力			
(注2) 許容応力			

(注1) 上段は地震及び水力振動に基づく応力の正符号の値を加えたもので、下段は負符号の値を加えたものである。

(注2) 燃料被覆管耐力データのばらつきを考慮した値である。

(注3) 負の数値は圧縮応力、正の数値は引張応力であることを示す。

[- - -] : 商業機密に係る事項のため、公開できません。

Langer and O' Donnellの設計疲労曲線

燃料被覆管の疲労評価においては、ジルカロイ照射材の疲労試験結果より設定されたLanger and O' Donnellの設計疲労曲線を用いて評価をおこなっている。燃料被覆管の疲労評価にあたってLanger and O' Donnellの設計疲労曲線を用いることについては「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について」（昭和51年2月16日 原子炉安全専門審査会）（以下「17内規」という）において記載されており、適用の妥当性が確認されている。

ここで、17内規に記載されている燃料設計基準は、米国Westinghouse社製燃料の設計を基礎に検討、確認が行われたものである。米国におけるWestinghouse社製燃料の設計に関する許認可資料¹によると、Westinghouse社は疲労評価手法について、Langer and O' Donnellの設計疲労曲線を用いASME Section IIIの概念に基づく疲労評価を実施することを妥当としたとの記載があり、このような経緯をふまえ、燃料被覆管の疲労評価においてLanger and O' Donnellの設計疲労曲線が採用されたものと考えられる。

また、国産燃料では燃料集合体燃焼度の最高燃焼度を55,000MWd/tとする燃料（ステップ2燃料）にて、耐食性を改良した燃料被覆管（MDA等）を導入しているが、これらの燃料被覆管の導入時には、疲労試験によりジルカロイ-4と同様にLanger and O' Donnellの設計疲労曲線が適用できることを確認しており、「PWR燃料の高燃焼度化(ステップ2)及び燃料の高燃焼度化に係る安全研究の現状と課題について」（平成13年12月7日 原子力安全・保安部会 原子炉安全小委員会）において改良被覆管とジルカロイ-4とで疲労特性が同等であると結論付けられている。

なお、Langer and O' Donnellの設計疲労曲線は、ジルカロイ照射材に対して高温(316℃)で軸方向または曲げ方向の繰り返し試験により得られた疲労試験データをフィッティングすることで最確曲線を作成している。その後、最確曲線に対して、データのばらつきを考慮して保守的に繰り返し応力の片振幅を1/2倍、許容繰り返し回数を1/20倍することで設計疲労曲線を設定している。

¹ North Anna Power Station Updated Final Safety Analysis Report Revision 52 (NRC ADAMS 検索番号 ML17033B509)

燃料被覆管累積疲労評価結果

今回申請するステップ2燃料について、既工認における燃料被覆管の疲労評価において最も評価が厳しい基準地震動を対象にした、各燃料タイプの燃料被覆管累計疲労評価結果を下表に示す。

表 玄海4号炉 燃料被覆管累計疲労評価結果 (Ss-4) (注1)

	地震時 応力 (MPa)	地震時 疲労損傷 係数	運転時 累積疲労 損傷係数	燃料被覆管 の累積疲労 損傷係数	基準
A型ステップ2燃料	[]	0.03	0.32 (0.13)	0.35 (0.16)	1
B型ステップ2燃料		0.23	0.04 (0.02)	0.27 (0.25)	

(注1) ()内はガドリニア入り二酸化ウラン燃料棒の評価結果を表す。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

6 条

外部からの衝撃による損傷の防止
(外部事象)

<目 次>

1. 基本方針
 - 1.1 要求事項の整理
 - 1.2 要求事項に対する適合性
 - (1) 適合性説明

2. 外部からの衝撃による損傷の防止（竜巻）
 - 2.1 設計方針

<概 要>

1. において、玄海4号炉における高燃焼度燃料使用にあたっての、燃料集合体に対する設置許可基準規則、技術基準規則の要求事項を明確化するとともに、それら要求に対する適合性を示す。

2. において、玄海4号炉における高燃焼度燃料使用にあたっての、燃料集合体に対する要求事項に適合するために必要となる機能を達成するための設備について説明する。

1. 基本方針

1.1 要求事項の整理

外部からの衝撃による損傷の防止について、設置許可基準規則第6条及び技術基準規則第7条において、要求事項を明確化する。(表1)

表1 設置許可基準規則第6条及び技術基準規則第7条 要求事項

設置許可基準規則 第6条 (外部からの衝撃による損傷の防止)	技術基準規則 第7条 (外部からの衝撃による損傷の防止)	備考
<p>安全施設 (兼用キャスクを除く。) は、想定される自然現象 (地震及び津波を除く。次項において同じ。) が発生した場合においても安全機能を損なわないものでなければならない。</p>	<p>設計基準対象施設 (兼用キャスクを除く。) が想定される自然現象 (地震及び津波を除く。) によりその安全性を損なうおそれがある場合は、防護措置、基礎地盤の改良その他の適切な措置を講じなければならない。</p>	<p>要求事項</p>
<p>2 重要安全施設は、当該重要安全施設に大きな影響を及ぼすおそれがあると想定される自然現象により当該重要安全施設に作用する衝撃及び設計基準事故時に生ずる応力を適切に考慮したものでなければならない。</p>		<p>当該要求に関する設備に変更はなく、及びそれらの運用の変更は伴わないことから対象外</p>
<p>3 安全施設 (兼用キャスクを除く。) は、工場等内又はその周辺において想定される発電用原子炉施設の安全性を損なわせる原因となるおそれがある事象であって人為によるもの (故意によるものを除く。以下「人為による事象」という。) に対して安全機能を損なわないものでなければならない。</p>	<p>2 周辺監視区域に隣接する地域に事業所、鉄道、道路その他の外部からの衝撃が発生するおそれがある要因がある場合には、事業所における火災又は爆発事故、危険物を搭載した車両、船舶又は航空機の事故その他の敷地及び敷地周辺の状況から想定される事象であって人為によるもの (故意によるものを除く。以下「人為による事象」という。) により発電用原子炉施設 (兼用キャスクを除く。) の安全性が損なわれよう、防護措置その他の適切な措置を講じなければならない。</p> <p>3 航空機の墜落により発電用原子炉施設 (兼用キャスクを除く。) の安全性を損なうおそれがある場合は、防護措置その他の適切な措置を講じなければならない。</p>	<p>要求事項</p>

1.2 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

(外部からの衝撃による損傷の防止)

第六条 安全施設（兼用キャスクを除く。）は、想定される自然現象（地震及び津波を除く。次項において同じ。）が発生した場合においても安全機能を損なわないものでなければならない。

3 安全施設（兼用キャスクを除く。）は、工場等内又はその周辺において想定される発電用原子炉施設の安全性を損なわせる原因となるおそれがある事象であって人為によるもの（故意によるものを除く。以下「人為による事象」という。）に対して安全機能を損なわないものでなければならない。

適合のための設計方針

1 について

燃料集合体は、発電所敷地で想定される自然現象（地震及び津波を除く。）が発生した場合においても安全機能を損なわない設計とする。

3 について

燃料集合体は、発電所敷地又はその周辺で想定される人為による事象が発生した場合においても安全機能を損なわない設計とする。

玄海4号炉の燃料集合体は、外部からの衝撃による損傷の防止について、平成29年1月18日に許可を受けた原子炉設置変更許可申請書の設計方針に基づき設計する。

平成29年1月18日付け原規規発第1701182号をもって設置変更許可を受けた玄海原子力発電所の発電用原子炉設置変更許可申請に係る審査資料「玄海原子力発電所3号炉及び4号炉 設置許可基準等への適合性について（設計基準対象施設）」（DB-100改1）の「6条：外部からの衝撃による損傷の防止（外部事象）」のうち「（別添資料）（添付1）玄海原子力発電所3号炉及び4号炉外部事象の考慮について 補足説明資料」に示す「第1表 自然現象及び人為事象に対する安全施設の影響評価」に基づき、竜巻による飛来物に対し安全機能が損なわれないことを確認する。（表2）

なお、表 2 に示すとおり、燃料集合体が炉内に存在する場合においては、屋内（原子炉格納容器内）に設置されているため、自然現象及び人為による事象に伴う炉心形状の維持機能への影響はない。

一方、使用済燃料ピット内に存在する場合においては、燃料取扱棟外壁への設計飛来物の衝突に伴う裏面剥離の発生を考慮し、設計飛来物による放射性物質貯蔵機能への影響の有無について評価を行う。

表2 自然現象及び人為事象に対する安全施設の影響評価^{※1}

分類	安全機能の重要度分類			設備設置箇所	自然現象による影響 ^{※2}																人為事象による影響 ^{※2}					
	定義	機能	構築物、系統又は機器		森林火災		竜巻		火山		風(台風)		凍結(低温)		降水		積雪		落雷		生物学的事象		近隣工場等の火災		電磁的障害	
					評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法	評価	防護方法
PS-1	その損傷又は故障により発生する事象によって、(a)炉心の著しい損傷、又は(b)燃料の大量の破損を引き起こすおそれのある構築物、系統及び機器	3)炉心形状の維持機能	燃料集合体	屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	影響なし	○	建屋内	○	影響なし
PS-2	1)その損傷又は故障により発生する事象によって、炉心の著しい損傷又は燃料の大量の破損を直ちに引き起こすおそれはないが、敷地外への過度の放射性物質の放出のおそれのある構築物、系統及び機器	2)原子炉冷却材圧力バウンダリに直接接続されていないもので、敷地外への放射性物質を貯蔵する機能	使用済燃料ピット(使用済燃料ラックを含む。)	屋内	○	建屋内	○	飛来物に対し安全機能が損なわれないことを確認(ガイド評価)	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	建屋内	○	影響なし	○	建屋内	○	影響なし

6-6

※1 出典：平成29年1月18日付け原規規発第1701182号をもって設置変更許可を受けた玄海原子力発電所の発電用原子炉設置変更許可申請に係る審査資料「玄海原子力発電所3号炉及び4号炉 設置許可基準等への適合性について(設計基準対象施設)」(DB-100改1)の「6条：外部からの衝撃による損傷の防止(外部事象)」のうち「(別添資料)(添付1)玄海原子力発電所3号炉及び4号炉 外部事象の考慮について 補足説明資料」の抜粋。

※2 ○：影響なし、×：影響あり、△：影響を受けるが問題なし(代替設備で対応が可能又は安全機能を損なわない)

2. 外部からの衝撃による損傷の防止（竜巻）

2.1 設計方針

玄海4号炉の燃料集合体は、外部からの衝撃による損傷の防止について、平成29年1月18日に許可を受けた原子炉設置変更許可申請書の設計方針に基づき、以下のとおり設計する。

原子炉周辺建屋のうち燃料取扱棟の外壁については、設計飛来物の衝突に対して裏面剥離が発生することから、保守的に壁に貫通が発生することを想定し、燃料取扱棟内部の竜巻防護施設で、設計荷重により影響を受ける可能性がある使用済燃料ピット内の燃料集合体が安全機能を損なわない設計とする。

建屋による設計飛来物の運動エネルギーの減衰はないものと想定し、設計飛来物の衝撃荷重により、使用済燃料ラックに保管される燃料集合体の構造健全性が維持される設計とする。

設計竜巻による設計飛来物（鋼製材）の最大水平速度及び最大鉛直速度は、「原子力発電所の竜巻影響評価ガイド（平成25年6月19日付け原規技発第13061911号令和元年9月6日改定）」（以下「評価ガイド」という。）に示されている竜巻の最大風速（ $V_D=100\text{m/s}$ ）の場合と同じ値とする。（表3）

評価においては、平成29年1月18日に許可を受けた原子炉設置変更許可申請書の評価方針と同じく、評価ガイド改定前の鋼製材の速度（水平：57m/s、鉛直：38m/s）の運動エネルギーで燃料集合体の健全性評価を実施し、許容限界（燃料被覆管の破損が発生する歪量として設定する許容値（1（%））未満であることを確認することで、燃料集合体の構造健全性が維持される設計とする。（表4）

表3 玄海原子力発電所における設計飛来物

飛来物の種類	寸法 (m)	質量 (kg)	最大水平速度 (m/s)	最大鉛直速度 (m/s)
鋼製材	長さ×幅×奥行 4.2×0.3×0.2	135	51	34

表4 設計竜巻から防護する施設及び竜巻対策等

設計竜巻から防護する施設	竜巻の最大風速条件	飛来物対策	防護施設	想定する設計飛来物	手順等
燃料集合体 (使用済燃料ピットに存在する場合)	100m/s	<ul style="list-style-type: none"> ・ 固縛 ・ 固定 ・ 竜巻防護施設 ・ 他との離隔 ・ 建屋内収納 ・ 撤去 	施設を内包する施設	鋼製材	—

1 2 条
安全施設

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）

（1）適合性説明

1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）

（1）適合性説明

2. 安全施設

2.1 安全施設の安全機能の重要度

2.2 静的機器の単一故障

2.3 安全施設の環境条件

2.4 安全施設の試験・検査

（別添1） 静的機器の単一故障の説明

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）

（1）適合性説明

（安全施設）

第十二条

2 安全機能を有する系統のうち、安全機能の重要度が特に高い安全機能を有するものは、当該系統を構成する機械又は器具の単一故障（単一の原因によって一つの機械又は器具が所定の安全機能を失うこと（従属要因による多重故障を含む。）をいう。以下同じ。）が発生した場合であって、外部電源が利用できない場合においても機能できるように、当該系統を構成する機械又は器具の機能、構造及び動作原理を考慮して、多重性又は多様性を確保し、及び独立性を確保するものでなければならない。

適合のための設計方針

2 について

設計基準事故が発生した場合に長期間にわたって機能が要求される静的機器のうち、単一設計とするスプレイリングを有する原子炉格納容器スプレイ設備については、安全機能に最も影響を与える単一故障を仮定しても、原子炉格納容器の冷却機能を達成できる設計とする。

1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）

（1）適合性説明

（安全施設）

第十二条 安全施設は、その安全機能の重要度に応じて、安全機能が確保されたものでなければならない。

2 安全機能を有する系統のうち、安全機能の重要度が特に高い安全機能を有するものは、当該系統を構成する機械又は器具の単一故障（単一の原因によって一つの機械又は器具が所定の安全機能を失うこと（従属要因による多重故障を含む。）をいう。以下同じ。）が発生した場合であって、外部電源が利用できない場合においても機能できるように、当該系統を構成する機械又は器具の機能、構造及び動作原理を考慮して、多重性又は多様性を確保し、及び独立性を確保するものでなければならない。

3 安全施設は、設計基準事故時及び設計基準事故に至るまでの間に想定される全ての環境条件において、その機能を発揮することができるものでなければならない。

4 安全施設は、その健全性及び能力を確認するため、その安全機能の重要度に応じ、発電用原子炉の運転中又は停止中に試験又は検査ができるものでなければならない。

適合のための設計方針

1 について

燃料集合体は、「発電用軽水型原子炉施設の安全機能の重要度分類に関する審査指針」に基づき、それが果たす安全機能の性質に応じて分類し、十分高い信頼性を確保し、かつ、維持し得る設計とする。

2 について

設計基準事故が発生した場合に長期間にわたって機能が要求される静的機器のうち、単一設計とするスプレイリングを有する原子炉格納容器スプレイ設備については、安全機能に最も影響を与える単一故障を仮定しても、原子炉格納容器の冷却機能を達成できる設計とする。

3 について

燃料集合体の設計条件を設定するに当たっては、材料疲労、劣化等

に対しても十分な余裕を持って機能維持が可能となるよう、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時に想定される圧力、温度、湿度、放射線量等各種の環境条件を考慮し、十分安全側の条件を与えることにより、これらの条件下においても期待されている安全機能を発揮できる設計とする。

4 について

燃料集合体は、それらの健全性及び能力を確認するため、その安全機能の重要度に応じ、必要性及びプラントに与える影響を考慮して、発電用原子炉の運転中又は停止中に試験又は検査ができる設計とする。

2. 安全施設

2.1 安全施設の安全機能の重要度

燃料集合体のうち「燃料集合体（ただし、燃料を除く。）」、「燃料被覆管及び端栓」及び「燃料集合体の制御棒案内シムブル」は、安全機能の重要度により表1のとおり分類され、十分高い信頼性を確保し、かつ、維持できる設計とする。

表1 燃料集合体に関連する系統、機器類の安全上の機能別重要度分類

分類	異常発生防止系			
	定義	機能	構築物、系統 又は機器	特記すべき関連系
PS-1	その損傷又は故障により発生する事象によって、 (a) 炉心の著しい損傷、又は (b) 燃料の大量の破損を引き起こすおそれのある構築物、系統及び機器	3) 炉心形状の維持機能	燃料集合体（ただし、燃料を除く。）	—
PS-3	2) 原子炉冷却材中放射性物質濃度を通常運転に支障のない程度に低く抑える構築物、系統及び機器	1) 核分裂生成物の原子炉冷却材中への放射防止機能	燃料被覆管及び端栓	—

分類	異常影響緩和系			
	定義	機能	構築物、系統 又は機器	特記すべき関連系
MS-1	1) 異常状態発生時に原子炉を緊急に停止し、残留熱を除去し、原子炉冷却材圧力バウンダリの過圧を防止し、敷地周辺公衆への過度の放射線の影響を防止する構築物、系統及び機器	1) 原子炉の緊急停止機能	—	燃料集合体の制御棒案内シムブル [MS-1]

2.2 静的機器の単一故障

設置許可基準規則第12条において、安全機能の重要度が特に高い安全機能を有する系統について長期間では静的機器に対しても単一故障を仮定し、多重性又は多様性が要求されている。

玄海原子力発電所3号炉及び4号炉において、安全機能の重要度が特に高い安全機能を有する系統を構成する設備で、設計基準事故が発生した場合に、長期間（24時間以上若しくは運転モード切替以降）にわたって機能が要求される静的機器で単一設計を採用している設備のうち、原子炉格納容器スプレイ設備のスプレイリングについては、安全機能に最も影響を与える単一故障を仮定しても、当該系統に要求される原子炉格納容器の冷却機能を達成できる設計としている。

今回、玄海原子力発電所4号炉にて燃料集合体最高燃焼度を55,000MWd/tとする高燃焼度燃料（以下「ステップ2燃料」という。）を使用する計画としており、既許可で実施している、原子炉格納容器スプレイ設備のスプレイリングについて、安全機能に最も影響を与える単一故障を仮定した場合の評価への影響を確認する。

(1) 原子炉格納容器スプレイ設備における単一故障の想定

既許可のとおり、単一系統となっている原子炉格納容器スプレイ設備のスプレイリングにおいて、スプレイ流量が最も少なくなる、スプレイ配管立上り部のうち設置位置が最も低いEL. -0.70mにおけるスプレイ配管の全周破断を想定する（図1参照）。

スプレイ流量についても、既許可に示す原子炉冷却材喪失時の格納容器内圧力等の添付書類十の安全解析で考慮している流量の40%とする。

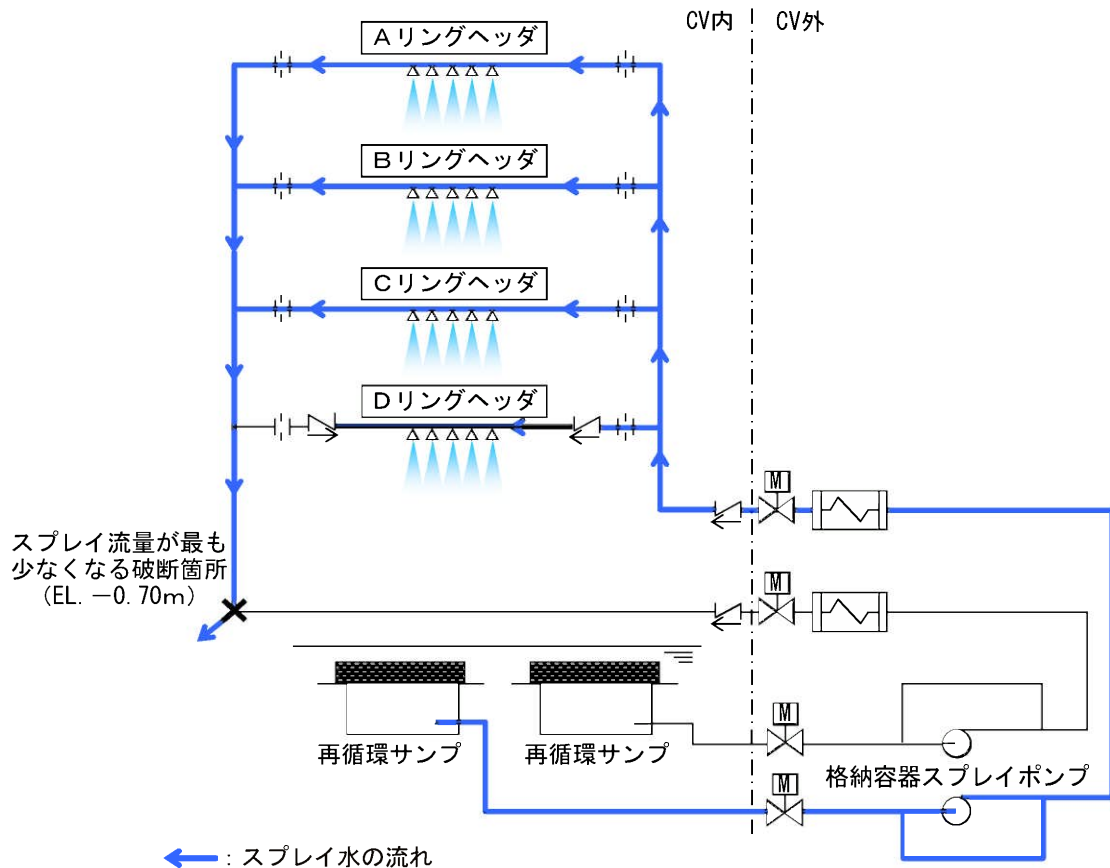


図1 スプレイ配管立上り部の全周破断時のスプレイ水の流れ

(2) 主な変更内容

a. ステップ2燃料の使用に伴う変更（4号炉）

燃料機械設計及び安全解析使用値について、ステップ2燃料を考慮した設定としている。

また、被ばく評価用ソースタームについて、玄海原子力発電所4号炉にステップ2燃料を考慮した炉心内蓄積量を設定している。

b. 気象条件の変更（3号炉及び4号炉）

「環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）に関する評価」に係る影響評価で使用する気象資料を1981年から2016年に変更し、「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算した相対濃度及び相対線量を用いて線量評価を実施している。

c. その他（4号炉）

炉心崩壊熱の変更及び水素発生G値の見直しを考慮した設定としている。

(3) 評価結果

玄海原子力発電所4号炉において、単一故障として原子炉格納容器内のスプレイ

配管立上り部の全周破断を想定した場合に影響を与える以下の添付書類十の3つの評価について、影響を確認した。

- ・原子炉格納容器内圧力評価（健全性評価）
- ・可燃性ガスの発生に関する評価
- ・環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）に関する評価

その結果、表1～表3に示すとおり、ステップ2燃料の使用に係る添付書類十の安全解析（以下「ベースケース」という。）と同等であることを確認した。

また、玄海原子力発電所3号炉において、気象条件を変更した場合の以下の添付書類十の評価について、影響を確認した。

- ・環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）に関する評価

その結果、表4に示すとおり、気象条件を変更した場合においてもベースケースと同等であることを確認した。

表1 原子炉格納容器内圧力評価（健全性評価）の解析結果（4号炉）

項目	ベースケース	影響評価
最高圧力(MPa[gage])	約 0.308	約 0.308
最高温度(°C)	約 132	約 132
判断基準 (最高使用圧力(MPa[gage]))	≤0.392	
判断基準 (最高使用温度(°C))	≤144	

表2 可燃性ガスの発生の解析結果（4号炉）

項目	ベースケース	影響評価
原子炉格納容器内水素濃度 (%)	約 2.7	約 2.8
判断基準 (%)	≤4	

表3 環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）の解析結果（4号炉）

項目	ベースケース	影響評価
環境に放出されるよう素量 (Bq) (I-131 等価量－小児実効線量係数換算)	約 2.3×10^{11}	約 2.6×10^{11}
環境に放出される希ガス量 (Bq) (γ 線エネルギー 0.5MeV 換算)	約 4.5×10^{13}	約 6.2×10^{13}
敷地等境界外における最大実効線量 (mSv) *	約 0.095	約 0.11
判断基準 (mSv)	≤5mSv	

※ 実効線量には、原子炉格納容器内及びアニュラス部内の浮遊核分裂生成物による直接線量（ベースケース：約 0.0014mSv、影響評価：約 0.0013mSv）を含む。

表4 環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）の解析結果（3号炉）

項 目	ベースケース	影響評価
敷地等境界外における最大実効線量 (mSv) ※	約 0.11	約 0.13
判断基準 (mSv)	≤5mSv	

※ 実効線量には、原子炉格納容器内及びアニュラス部内の浮遊核分裂生成物による直接線量（ベースケース：約 0.0036mSv、影響評価：約 0.0030mSv）を含む。

2.3 安全施設の環境条件

燃料集合体については、材料疲労、劣化等に対しても十分余裕をもって機能維持が可能となるよう、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時に想定される圧力、温度、放射線等各種の環境条件を考慮し、十分安全側の条件を与えることにより、これらの条件下においても期待されている安全機能を発揮できる設計とする。

2.4 安全施設の試験・検査

燃料集合体は、発電用原子炉の停止中に外観検査が可能な設計としており、設置許可基準規則（第12条 第4項）を満足している。

別添 1

静的機器の単一故障の説明

目 次

1. 概 要12条-別添 1-1
2. 原子炉格納容器スプレイ設備について12条-別添 1-2

※本資料では、既許可の内容から変更となった箇所を赤枠で示す。

1. 概 要

玄海原子力発電所 4 号炉にてステップ 2 燃料を使用することに伴い、既許可で実施している原子炉格納容器スプレイ設備のスプレイリングについて、安全機能に最も影響を与える単一故障を仮定した場合の評価への影響を確認している。

「格納容器スプレイ系統の全周破断を想定した場合の添付書類十の評価に与える影響」について、既許可から変更となった内容を示す。なお、逆止弁設置箇所や格納容器スプレイ系統に単一故障を想定した場合のスプレイ流量については、既許可の設計から変更はない。

また、玄海原子力発電所 3 号炉については、4 号炉の評価で変更した気象条件の変更のみを反映した評価を示す。

2. 原子炉格納容器スプレイ設備について

(1) 格納容器スプレイ系統の全周破断を想定した場合の添付書類十の評価に与える影響

a. はじめに

格納容器スプレイ系統に対し、静的機器の単一故障として原子炉格納容器内立上り配管の全周破断を想定した場合に影響を受ける以下の添付書類十の3つの評価について、影響を確認した。

- ・原子炉格納容器内圧力評価（健全性評価）
- ・可燃性ガスの発生に関する評価
- ・環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）に関する評価

b. 原子炉格納容器内圧力評価（健全性評価）

(a) 事故の原因

この事故は、原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、1次冷却材が系外に流出し、原子炉格納容器内の温度、圧力が異常に上昇する事象を想定するものである。

(b) 解析方法

原子炉格納容器の内圧解析は破断箇所からの放出質量、エネルギーの算出及びその放出質量、エネルギーに基づいた原子炉格納容器の内圧、温度解析とからなる。

放出質量、エネルギーの計算は、ブローダウン解析コードSATAN-VI及びリフィル／再冠水解析コードWREFLOODにより、ブローダウン、リフィル及び再冠水の各段階に分けて行う。原子炉格納容器内圧、温度の計算は、原子炉格納容器内圧解析コードCOCOにより、リフィル、再冠水及び再冠水後の放出質量、エネルギーの計算と同時に行う。

コード体系を図1に示す。

(c) 解析条件及び解析結果

事象の過程を図2に示す。

主要事象クロノロジを表1に示す。

解析条件及び解析結果を表2及び図3に示す。

なお、影響評価として、ステップ2燃料の使用に係る添付書類十の安全解析（以下「ベースケース」という。）から単一故障の想定を変更した。

(d) 影響評価結果

格納容器スプレイ開始後、再冠水終了により破断流が急減し、圧力低下に転じる。ベ

一スケースに対して、再循環切替までは格納容器スプレイポンプが2台運転されているため内圧の低下は早くなっている。その後、再循環運転開始と同時に原子炉格納容器内立上り配管の全周破断を想定することにより、スプレイ流量の低下から内圧が上昇に転じるが、原子炉格納容器内のスプレイ及びヒートシンクによる除熱効果が破断エネルギーを上回り次第に下降してゆく。評価の結果、再循環切替以降、圧力は高めに推移するものの、ベースケースにおける最高圧力と同じ約0.308MPa[gage]であることを確認した。

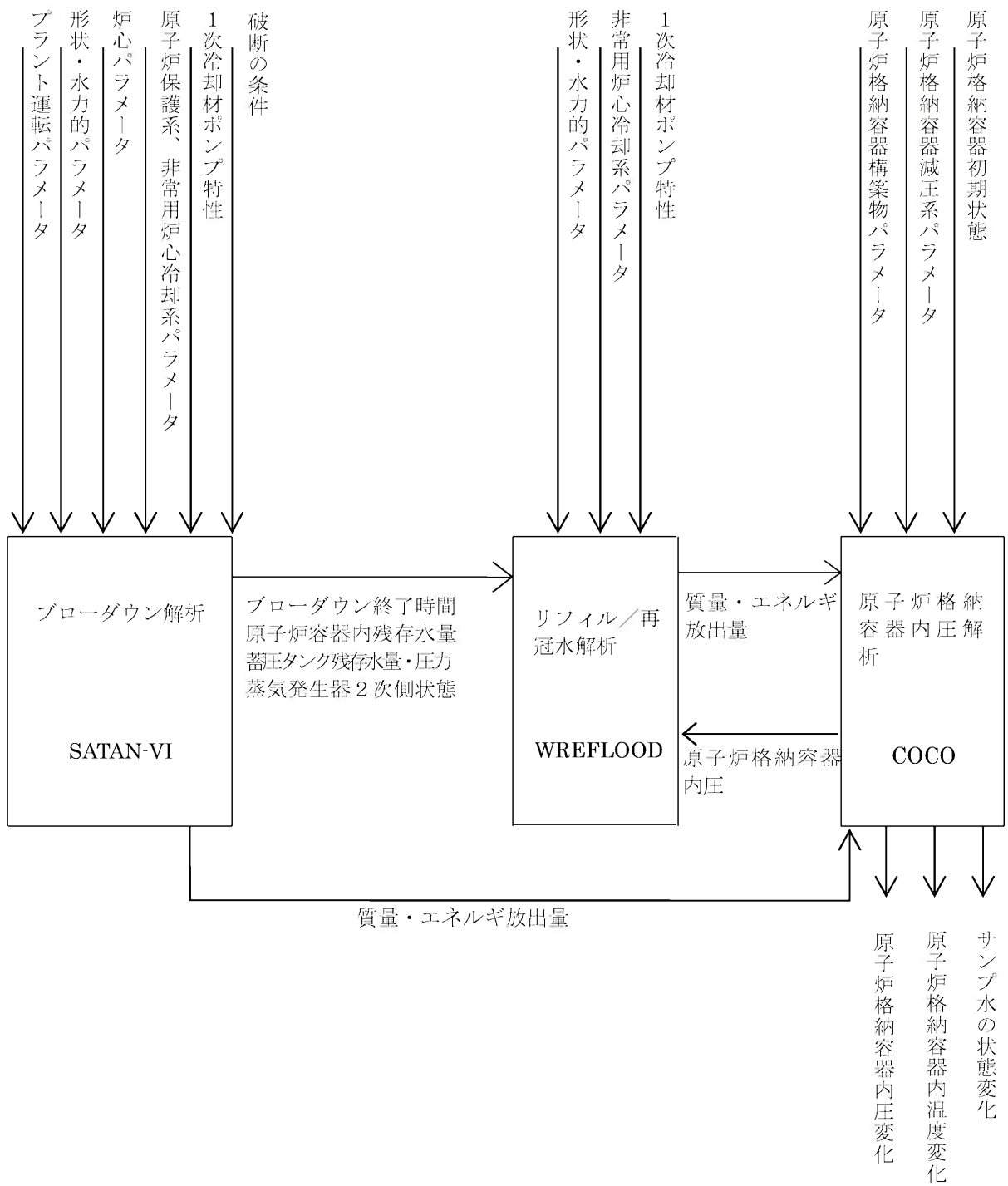


図1 「原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）」のコード体系

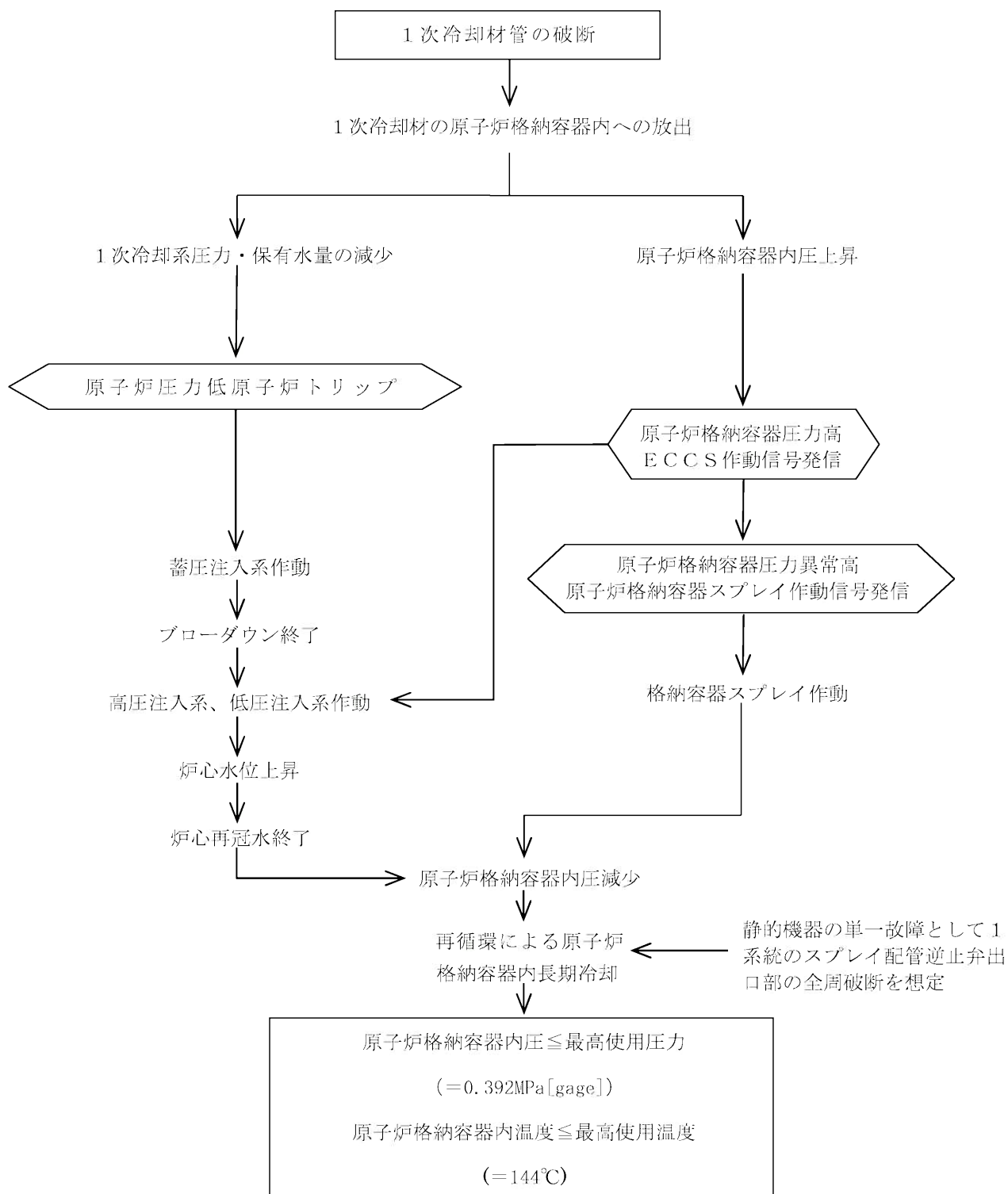


図2 「原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）」の事象過程

表1 「原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）」の
 主要事象クロノロジ
 （影響評価解析のケース）

時刻（秒）	事 象
0	蒸気発生器出口側配管両端破断発生
約 9	「原子炉格納容器圧力異常高」格納容器スプレイ 作動限界値到達
約 1 7	第 1 ピーク圧力
約 2 2	炉心再冠水開始
約 1 4 2	炉心再冠水終了、原子炉格納容器圧力最大
約 1 5 4	格納容器スプレイ開始
約 1, 4 1 0	再循環運転開始 (スプレイ配管逆止弁出口部全周破断発生)
1 0 0, 0 0 0	計算終了

表2 「原子炉冷却材喪失(原子炉格納容器健全性評価)」の解析条件及び解析結果

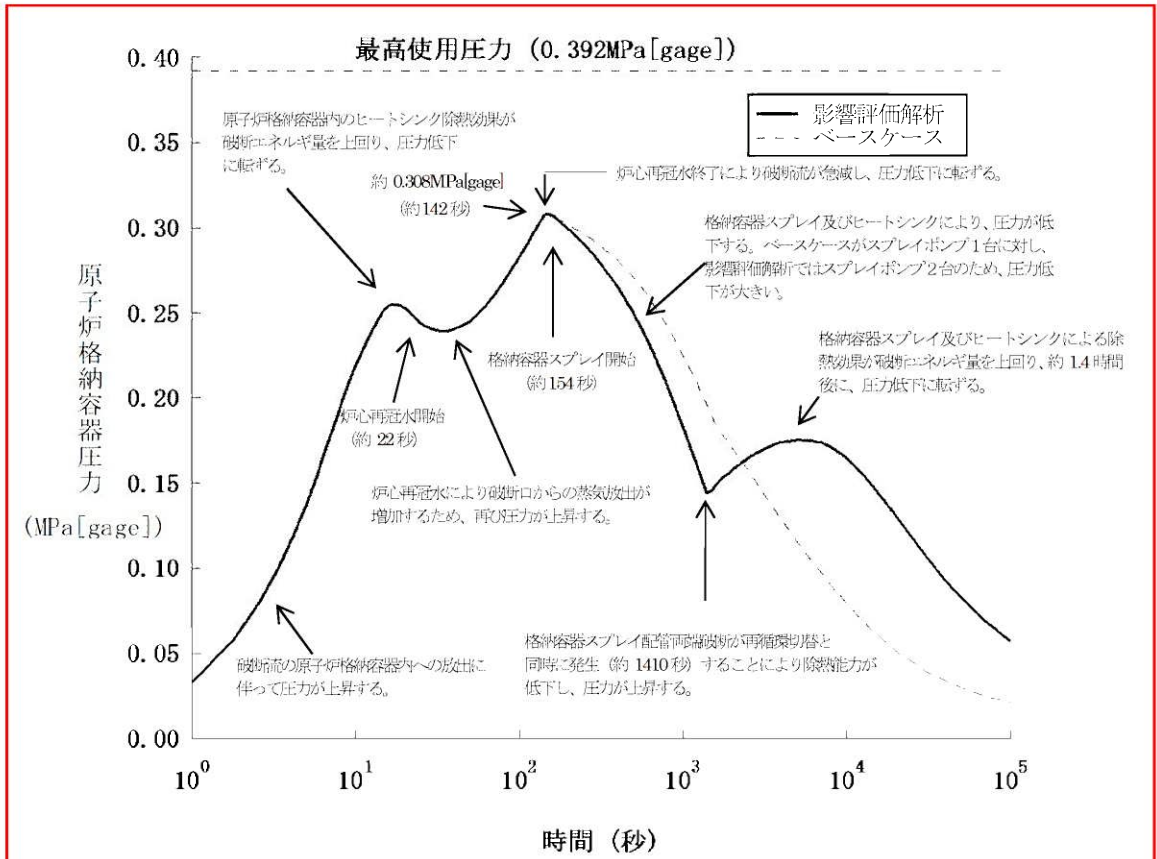
項目		解析件名	原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）		
			ベースケース使用値等	影響評価解析使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	1次冷却材ポンプ吸込側 (蒸気発生器出口側)配管 の両端破断 流出係数= 1.0	同 左	原子炉格納容器内圧上昇の観点か ら最も厳しい	
		原子炉出力 (%)	102	同 左	定常誤差を考慮した上限値
	単 一 故 障	動的機器	格納容器スプレイ 設備 1 系列	短期 ^{※1} ： 考慮しない（スプレイ ポンプ 2 台運転） 長期 ^{※1} ： 考慮しない（1 台はラン アウト ^{※2} ）	<ベースケース> 原子炉格納容器内圧上昇の観点か ら最も厳しい
		静的機器	考慮しない	短期 ^{※1} ： 考慮しない 長期 ^{※2} ： 1 系統のスプレイ配管 逆止弁出口部の全周破 断を考慮	<影響評価解析> 静的機器の単一故障として、1 系統 のスプレイ配管逆止弁出口部の全 周破断を想定

※1 短期：再循環切替まで、長期：再循環切替後

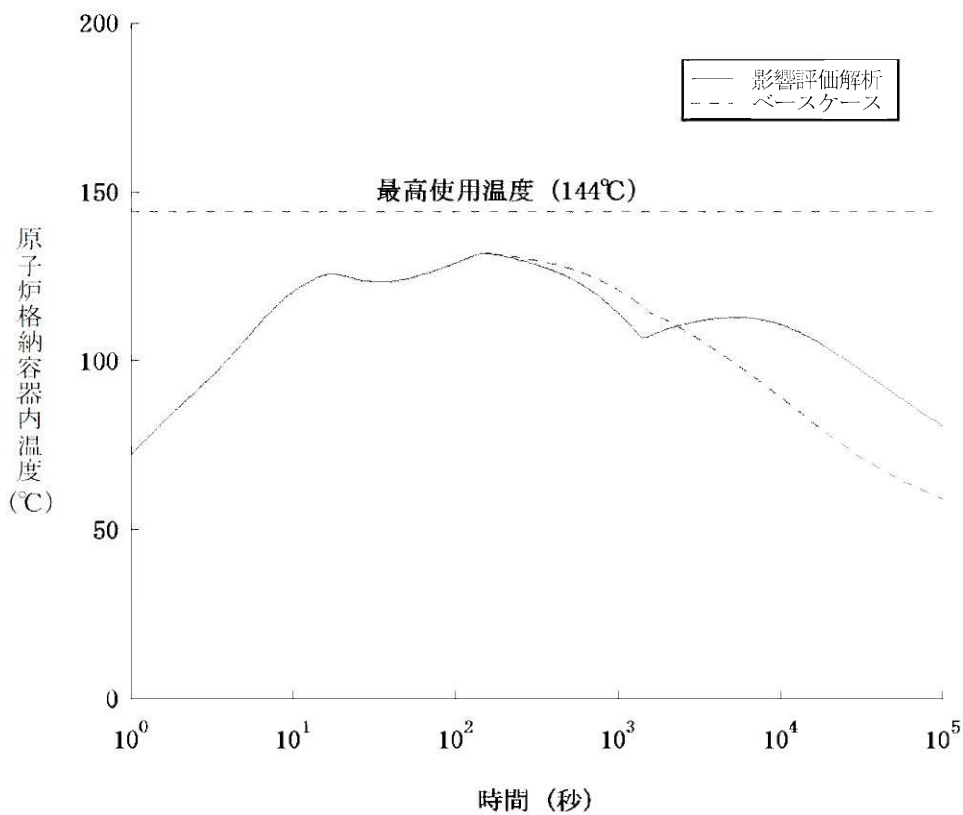
※2 スプレイ配管 1 本の全周破断が生じることにより、当該系統の格納容器スプレイポンプはランアウト状態に至る。

表2 「原子炉冷却材喪失(原子炉格納容器健全性評価)」の解析条件及び解析結果 (つづき)

項 目		解析件名	原子炉冷却材喪失(原子炉格納容器健全性評価)		
			ベースケース使用値等	影響評価解析使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	そ の 他	崩 壊 熱	日本原子力学会の推奨値に基づく核分裂生成物の崩壊熱にアクチニドの崩壊熱を考慮した曲線	同 左	MHT-NES-1010改4「PWRの安全解析用崩壊熱について」に基づく崩壊熱
		減速材密度係数 (% Δk/k/(g/cm ³))	48	同 左	密度低下による負の反応度添加量を最小にする。(左記は、減速材密度0.3g/cm ³ における値)
		外 部 電 源	無	同 左	格納容器スプレイの作動遅れを伴うため厳しい
		格納容器スプレイ開始 (秒)	154	同 左	ディーゼル発電機起動時間などを考慮した最大値
		原子炉格納容器自由体積 (m ³)	72,900	同 左	原子炉格納容器内圧上昇の観点から厳しくなる少なめの値
解 析 コ ー ド		S A T A N - V I W R E F L O O D C O C O	同 左	ブローダウン時熱水力挙動解析 再冠水時熱水力挙動解析 原子炉格納容器内圧解析	
格納容器スプレイ作動信号		原 子 炉 格 納 容 器 圧 力 異 常 高			
解 析 結 果		ベースケース結果	影響評価解析結果	判 定	
	原子炉格納容器内最高圧力 (MPa[gage])	約0.308	約0.308	≤ 0.392MPa[gage] (最高使用圧力)	
	原子炉格納容器内最高温度 (°C)	約132	約132	≤ 144°C (最高使用温度)	



(a) 原子炉格納容器内圧力



(b) 原子炉格納容器雰囲気温度

図3 原子炉格納容器健全性評価

c. 可燃性ガスの発生に関する評価

(a) 事故の原因

この事故は、原子炉冷却材喪失の際に、可燃性ガスが発生する事象を想定する。

(b) 判断基準

この事故には、以下の判断基準を用いる。

原子炉格納容器内の水素及び酸素の濃度は、事故発生後少なくとも30日間はいずれかが次の値以下であること。

水 素 4%

酸 素 5%

(c) 解析方法

事故後、原子炉格納容器内に蓄積される水素の量は、(d)の条件により解析し、原子炉格納容器内に均一に分布するものとして、原子炉格納容器内の水素濃度の変化を求める。

(d) 解析条件及び解析結果

事象の過程を図4に示す。

主要事象クロノロジを表3に示す。

解析条件及び解析結果を表4及び図5に示す。

なお、影響評価として、**ベースケース**から単一故障の想定を変更したことにより原子炉冷却材喪失事故時の原子炉格納容器内温度の履歴が変わるため、解析条件のうち、使用する原子炉格納容器内温度を変更した。

(e) 影響評価結果

影響評価については、原子炉冷却材喪失事故時の原子炉格納容器内温度を考慮して金属腐食の反応割合を求めることから、原子炉格納容器内温度の履歴が変わることにより、**ベースケース**に対し金属腐食反応による水素発生量が増加する。

解析の結果、原子炉格納容器内の水素濃度は、動的機器、静的機器いずれの単一故障を想定した場合においても、**ベースケース**の**約2.7%**に対して**約2.8%**と同程度となることを確認した。

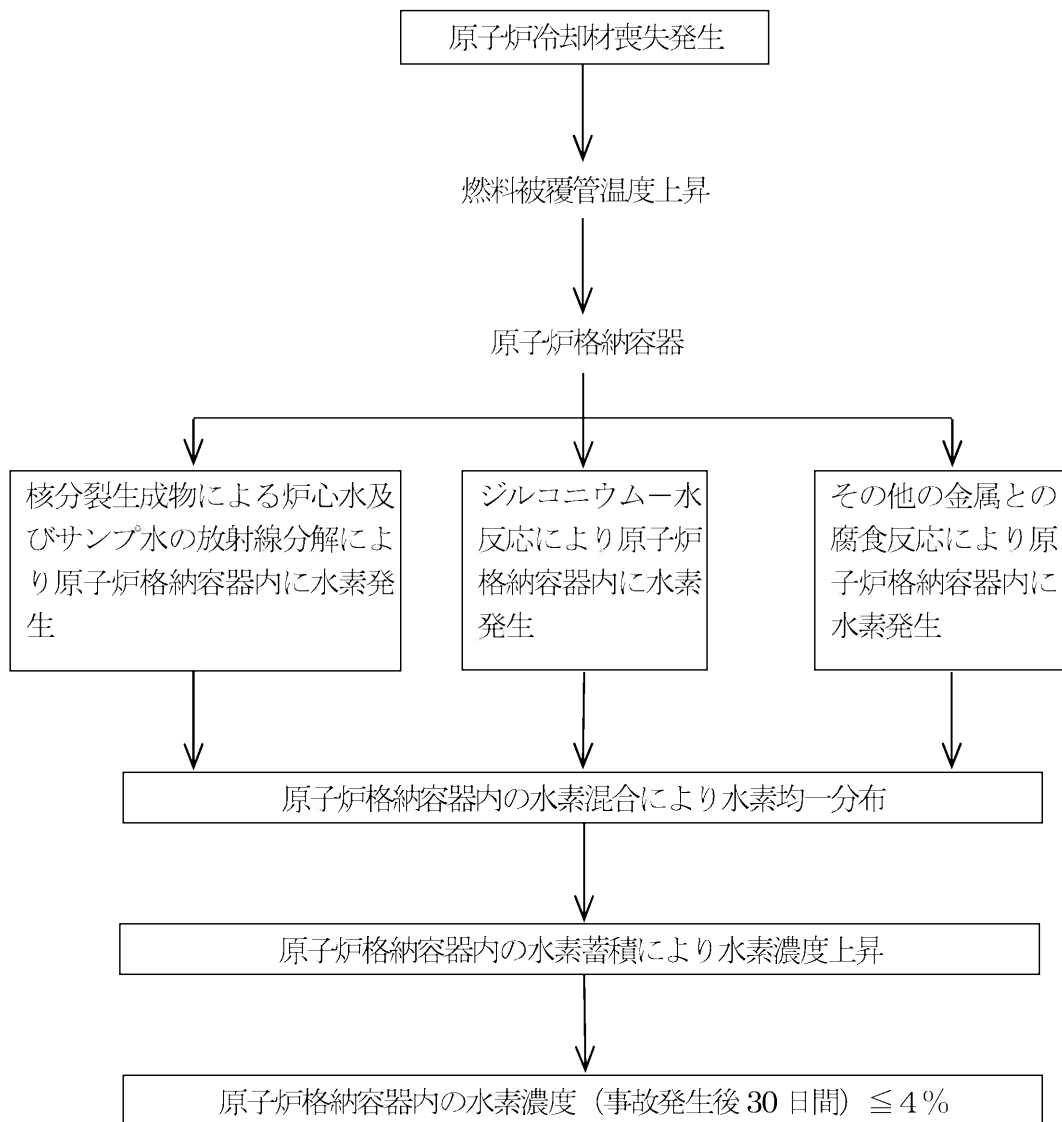


図4 「可燃性ガスの発生」の事象過程

表3 「可燃性ガスの発生」の主要事象クロノロジ
(影響評価解析のケース)

時刻 (時間)	事 象
0	配管破断発生
7 2 0	原子炉格納容器内水素濃度 約 2.8% 計算終了

表4 「可燃性ガスの発生」の解析条件及び解析結果

項目		解析件名	原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）		
			ベースケース使用値等	影響評価解析使用値等	選定理由
解 析 条 件 の 他	単 一 故 障	原子炉出力 (%)	102	同 左	定常誤差を考慮した上限値
		動的機器	低圧注入系 1 系列故障	考慮しない	<ベースケース> ECCS性能評価に同じ
	静的機器	考慮しない	短期 ^{※1} ： 考慮しない 長期 ^{※1} ： 1系統のスプレイ配管逆 止弁出口部の全周破断を考 慮	<影響評価解析> 静的機器の単一故障として、 1系統のスプレイ配管逆止 弁出口部の全周破断を想定	
	そ の 他	ジルコニウム -水反応量 (%)	1.5 (ECCS性能評価の解析 結果の5倍)	同 左	指針どおり（燃料被覆管の 表面から5.8μmの厚さが 反応した場合に相当する量 より大きいECCS性能評 価の解析結果の5倍を仮定 している。）
	原子炉格納容器 内の液相中に存 在する核分裂生 成物の量 (%)	炉心内蓄積量のうち ハロゲン 50 希ガス及びハロゲンを除く他の 核分裂生成物 1 (希ガスを除く他の核分裂 生成物はすべて炉心部に存 在するものとする。)	同 左	指針どおり	

※1 短期：再循環切替まで、長期：再循環切替後

表4 「可燃性ガスの発生」の解析条件及び解析結果（つづき）

項 目		解析件名	原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）		
			ベースケース使用値等	影響評価解析使用値等	選定理由
解 析 条 件	そ の 他	金属腐食 反応割合	原子炉格納容器内 雰囲気温度に 対応した腐食率	同 左 ただし、原子炉格納容器内 温度はベースケースと異 なる。 ^{※1}	指針の考え方どおり
		放射線分解により 発生する水素ガス の発生割合(G値) (分子/100eV)	炉心水 : 0.4 サンプル水 : 0.3	同 左	実験結果に基づく値に余 裕を見込んでいる。
解 析 コ ー ド		—	—	—	—
原子炉トリップ信号		—	—	—	—
解 析 結 果			ベースケース結果	影響評価解析結果	判 定
	原子炉格納容器内 水素濃度 (%)	約2.7 (事故発生後30日時点)	約2.8 (事故発生後30日時点)	事故発生後少なくとも30 日間は水素濃度4%以下	

※1 別紙1 「可燃性ガスの発生評価において変更した条件」参照。

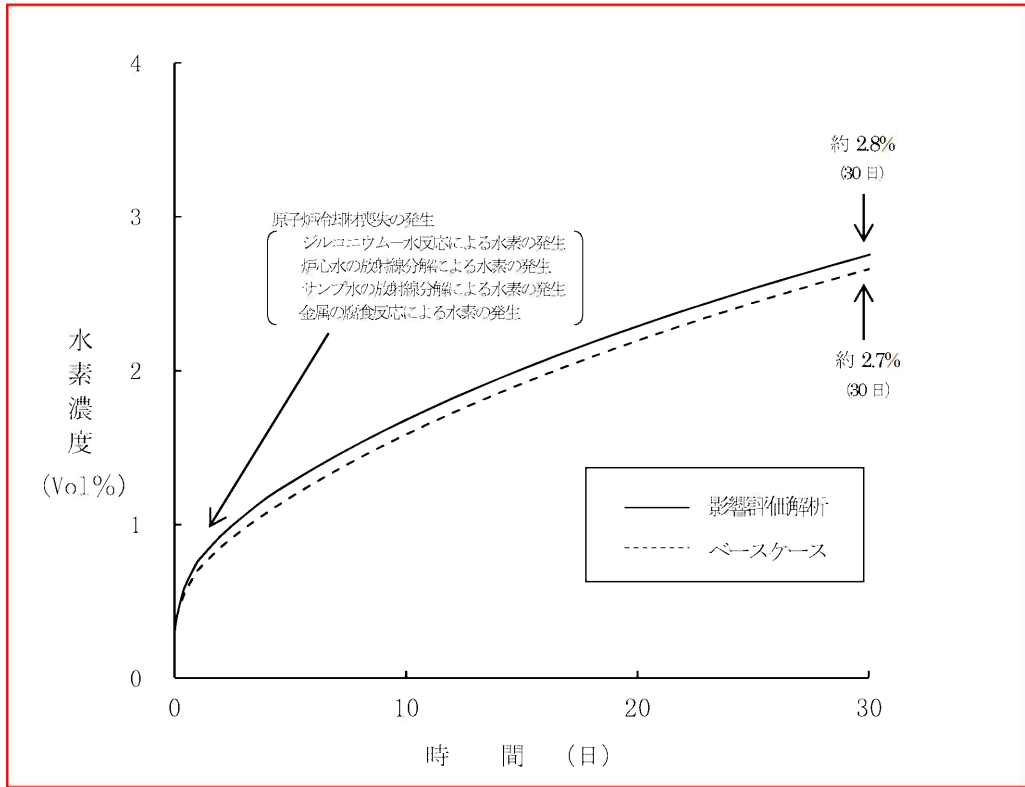


図5 可燃性ガスの発生

d. 環境への放射性物質の異常な放出（原子炉冷却材喪失）に関する評価（3号炉及び4号炉）

(a) 事故の原因

この事故は、原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、原子炉冷却材喪失が発生した際に、放射性物質が環境に放出される事象を想定する。

(b) 核分裂生成物の放出量及び線量の解析条件及び解析結果

よう素、希ガスの大気放出過程図を図6、図7に示す。

放射能放出経路及び被ばく経路図を図8に示す。

解析条件及び解析結果を表5に示す。

なお、影響評価として、**ベースケース**から単一故障の想定を変更したことにより原子炉冷却材喪失事故時の原子炉格納容器内圧力の履歴が変わるため、解析条件のうち、使用する原子炉格納容器からの漏えい率を変更した。

(c) 影響評価結果

影響評価については、**ベースケース**に対し、原子炉格納容器内圧力の履歴が変わることにより長期的に原子炉格納容器からの漏えい率が高くなったことから、大気中に放出されるよう素及び希ガスの量は若干上昇する。

解析の結果、実効線量は**以下のとおりであり**、**ベースケース**に対して**同程度**となることを確認した。

(3号炉) ベースケース：約0.11mSv、影響評価結果：約0.13mSv

(4号炉) ベースケース：約0.095mSv、影響評価結果：約0.11mSv

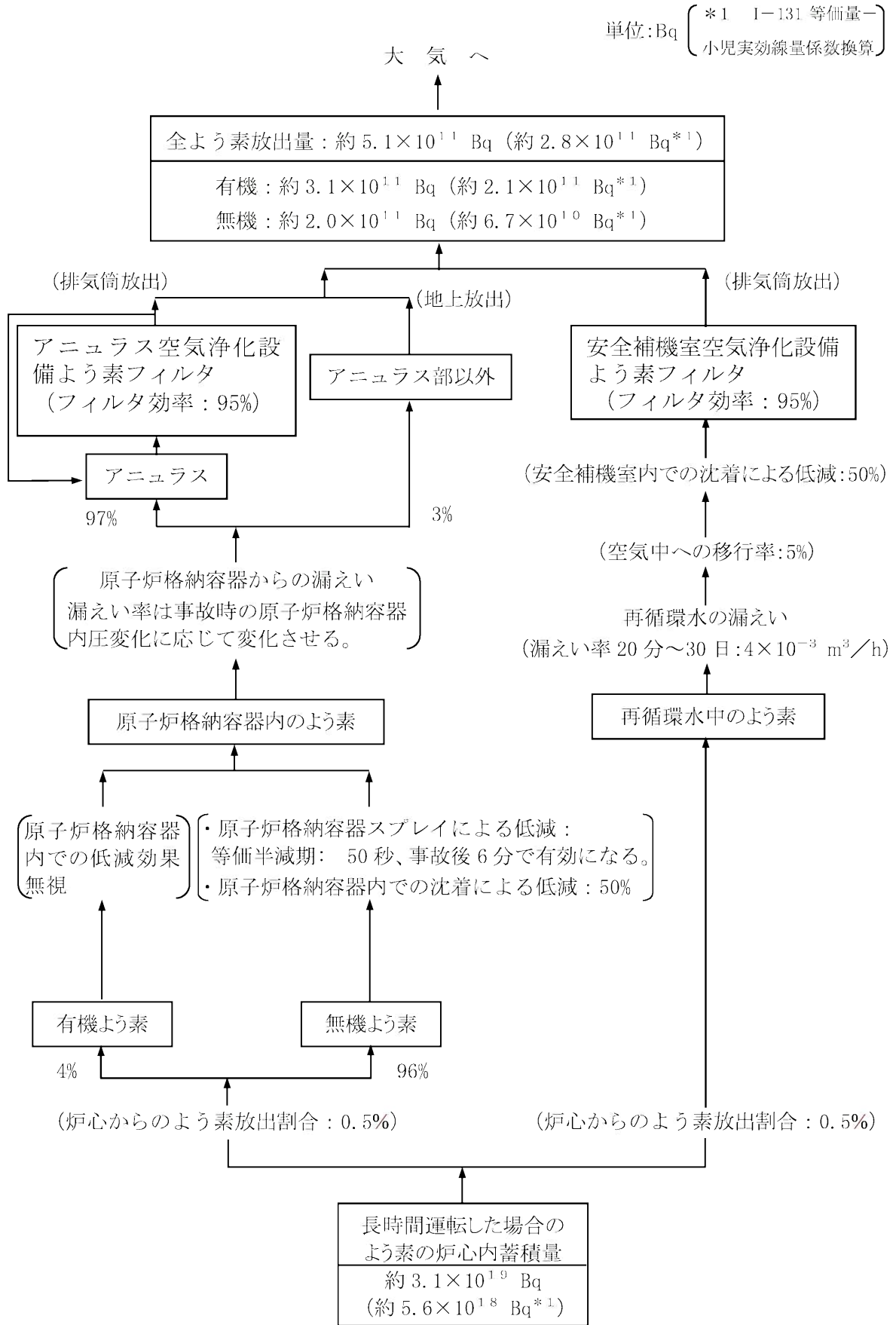


図6 (1 / 2) 原子炉冷却材喪失 (事故) 時のよう素の大気放出過程 (影響評価解析) (3号炉)

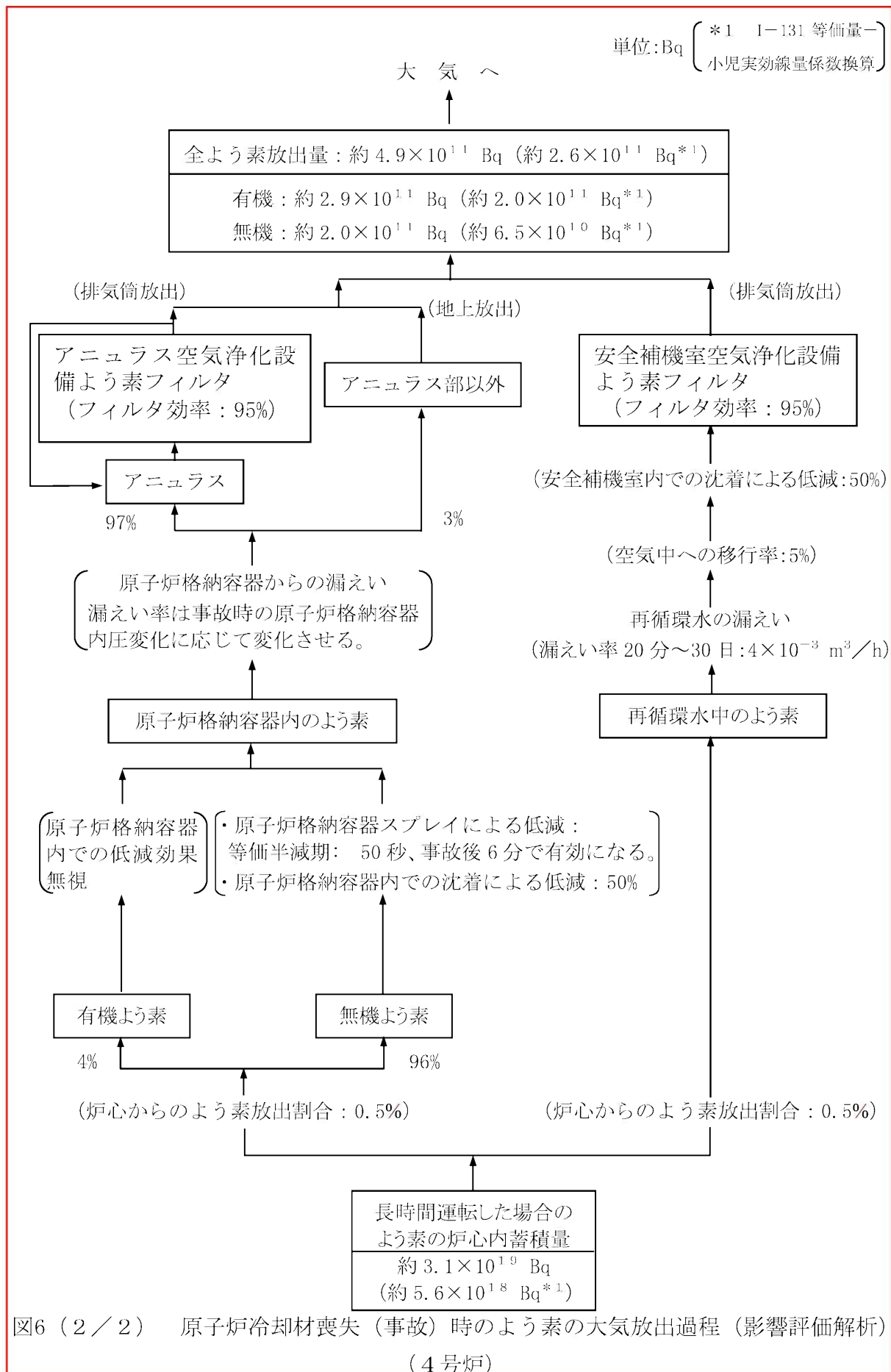


図6 (2/2) 原子炉冷却材喪失 (事故) 時のよう素の大気放出過程 (影響評価解析) (4号炉)

単位：Bq $\left[\begin{array}{l} \gamma \text{線エネルギー} \\ 0.5\text{MeV換算} \end{array} \right]$

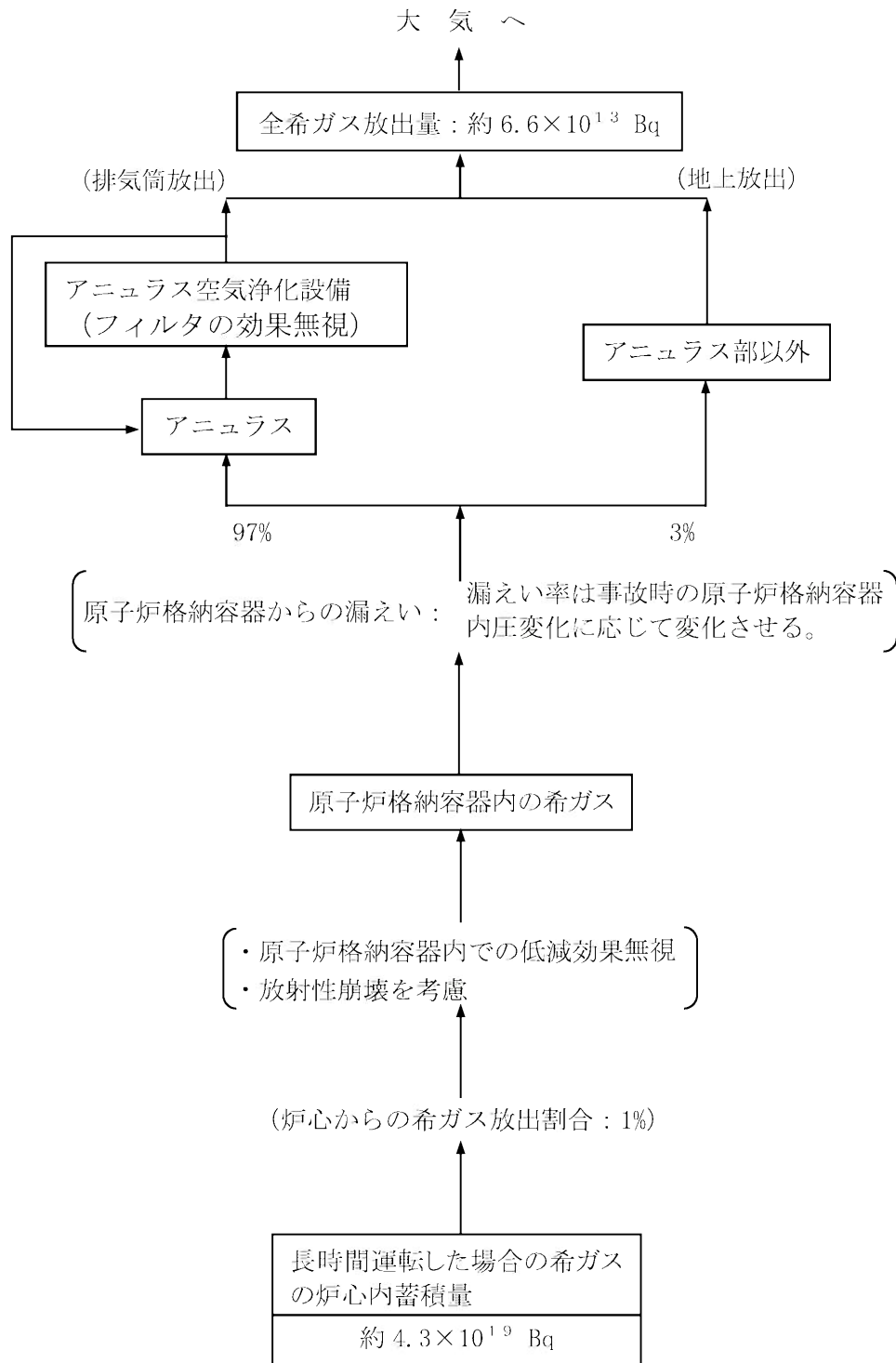


図7 (1 / 2) 原子炉冷却材喪失 (事故) 時の希ガスの大気放出過程 (影響評価解析)
(3号炉)

単位：Bq $\left[\begin{array}{l} \gamma \text{線エネルギー} \\ 0.5\text{MeV換算} \end{array} \right]$

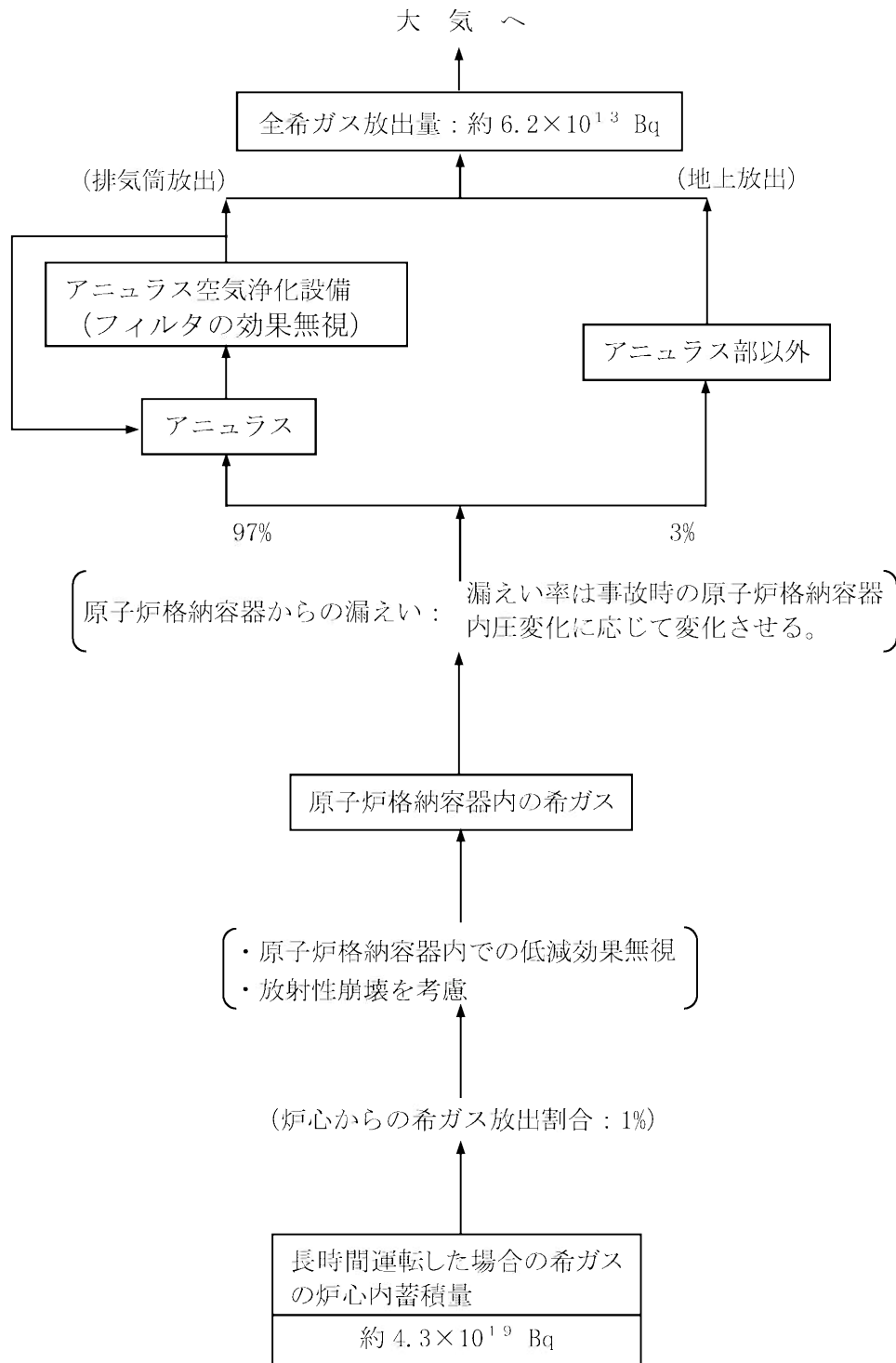


図7 (2/2) 原子炉冷却材喪失 (事故) 時の希ガスの大気放出過程 (影響評価解析)
(4号炉)

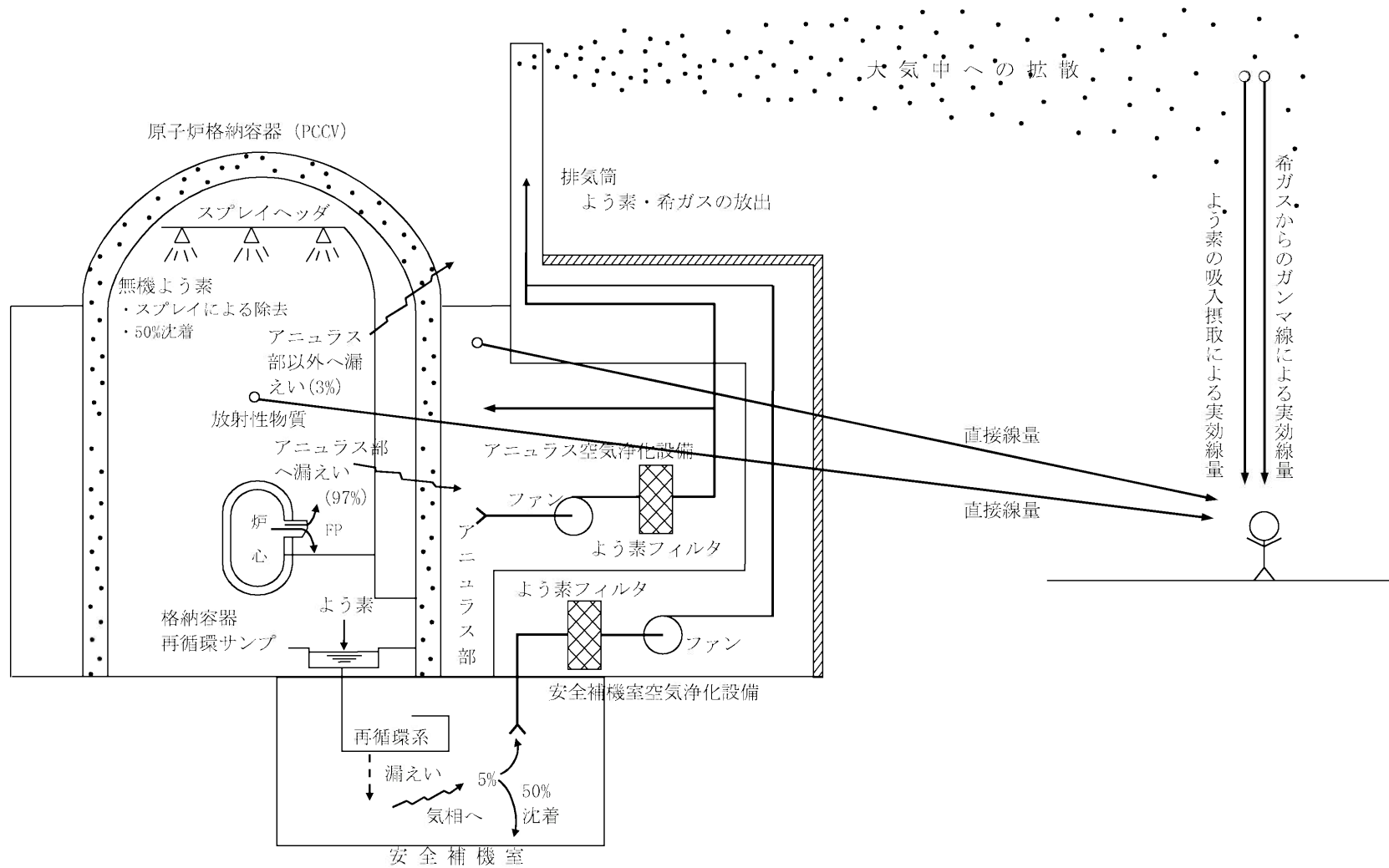


図8 原子炉冷却材喪失時の放射能放出経路及び被ばく経路 (3号炉及び4号炉)

表5 「原子炉冷却材喪失」の解析条件及び解析結果

解 析 条 件		ベースケース使用値	影響評価解析使用値	選 定 理 由
原子炉熱出力		3,479 MWt	同 左	定格熱出力 (3,411 MWt) の102%
単 一 故 障	動的機器	ディーゼル発電機1系列 故障	考慮しない	<ベースケース> 動的機器の単一故障として、放射性物質の放出の観点から最も厳しい
	静的機器	考慮しない	短期*1： 考慮しない 長期*1： 1系統のスプレイ配管逆止弁 出口部の全周破断を考慮	<影響評価解析> 静的機器の単一故障として、1系統のスプレイ配管逆止弁出口部の全周破断を想定
原子炉運転時間		(3号炉) 最高30,000時間 (4号炉) 最高40,000時間	同 左	平衡炉心の最高運転時間を下回らない値
事故後、原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の量		炉心内蓄積量の内 希ガス 1% よう素 0.5%	同 左	指針の考え方どおり (燃料棒破損率を100%と仮定)
原子炉格納容器に放出されるよう素の形態		有機よう素 4% 無機よう素 96%	同 左	指針どおり
原子炉格納容器に放出される核分裂生成物の内、原子炉格納容器内部に沈着する割合		希ガス 0% 有機よう素 0% 無機よう素 50%	同 左	指針どおり
原子炉格納容器スプレイ水による無機よう素除去効率		スプレイによるよう素除去に対する等価半減期 無機よう素 50秒 ただし、有機よう素・希ガスについては考慮しない。	同 左	設計に基づく無機よう素の等価半減期は50秒以下である。 指針どおり

※1 短期：再循環切替まで、長期：再循環切替後

表5 「原子炉冷却材喪失」の解析条件及び解析結果（つづき）

解 析 条 件	ベースケース使用値	影響評価解析使用値	選 定 理 由
原子炉格納容器スプレイによる除去効果が有効になる時間	6分	同 左	設計値（約5.7分）を上回る値
原子炉格納容器からの漏えい率	次式により求めた値を下回らない値 $L = \frac{C}{V} \sqrt{\frac{\Delta P}{\rho}}$ [L : 漏えい率 C : 定数 V : CV内気相部体積 ΔP: 差圧 ρ : CV内気体密度] 解析に用いる漏えい率のステップ幅0.01%/d	同 左 ただし、原子炉格納容器内圧力がベースケースと異なる。※1	指針の考え方どおり、事故後の原子炉格納容器内圧に対応した漏えい率とする。
原子炉格納容器からの漏えい割合	アニュラス部 97% アニュラス部以外 3%	同 左	指針どおり
アニュラス空気浄化設備のよう素フィルタのよう素除去効率	95%	同 左	設計上は95%以上（温度約100℃、相対湿度約80%）の効率を期待できる。
アニュラス部の負圧達成までのよう素用フィルタのよう素除去効率 負圧達成後のアニュラス排気風量	(0～2分) アニュラス空気浄化設備を通じて全量放出（フィルタの効果は考慮しない） (2分～30分) アニュラス空気浄化設備を通じてファン容量の15%放出（フィルタの効果は考慮する）	同 左	負圧達成時間は評価上2分とする。 小容量排気への切換え時間は2分とする。

※1 別紙2「原子炉格納容器からの漏えい率」を参照。

表5 「原子炉冷却材喪失」の解析条件及び解析結果（つづき）

解 析 条 件	ベースケース使用値	影響評価解析使用値	選 定 理 由
再循環系から安全補機室内への漏えい率	$4 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h}$	同 左	設計値は $4 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h}$ 以下である。
再循環開始時間	20分	同 左	設計に基づく評価では20分以上である。
再循環水中の放射エネルギー	炉心内よう素蓄積量の0.5%	同 左	指針どおり 〔原子炉格納容器内に放出されたよう素と同量とする。〕
再循環水体積	$1,600 \text{ m}^3$	同 左	設計値は $1,600 \text{ m}^3$ 以上である。
再循環系から安全補機室内に漏えいした再循環水中のよう素の気相への移行率	5%	同 左	指針どおり
安全補機室内でのよう素沈着率	50%	同 左	指針どおり
安全補機室空気浄化設備のよう素用フィルタのよう素除去効率	95%	同 左	設計上は95%以上の効率を期待できる。
原子炉格納容器内核分裂生成物による直接線量の線源	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の量の炉心内蓄積量に対する割合 希ガス 1% ハロゲン 0.5% その他 0.01%	同 左	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の量を下回らない値
事故の評価期間	30日	同 左	指針の考え方どおり 〔原子炉格納容器からの漏えいが無視できる程度に低下するまでの期間〕
環境への放射性物質の放出	アニュラス部への漏えいについては排気筒放出、アニュラス部以外への漏えいについては地上放出で評価	同 左	アニュラス部への漏えいについては排気筒、アニュラス部以外への漏えいについては地上から放出される。

表5 「原子炉冷却材喪失」の解析条件及び解析結果（つづき）

解 析 条 件	ベースケース使用値	影響評価解析使用値	選 定 理 由
環境に放出された放射性物質の大気中の拡散条件	「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に従って評価された相対濃度 (χ/Q) および相対線量 (D/Q) ※1	「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に従って評価された相対濃度 (χ/Q) および相対線量 (D/Q) ※1	指針どおり
	(3号炉) χ/Q : 約 1.7×10^{-5} s/m ³ (排気筒放出) 約 5.4×10^{-5} s/m ³ (地上放出) D/Q : 約 1.4×10^{-19} Gy/Bq (排気筒放出) 約 3.0×10^{-19} Gy/Bq (地上放出) (4号炉) χ/Q : 約 3.3×10^{-6} s/m ³ (排気筒放出) 約 6.0×10^{-5} s/m ³ (地上放出) D/Q : 約 4.6×10^{-20} Gy/Bq (排気筒放出) 約 3.2×10^{-19} Gy/Bq (地上放出)	(3号炉) χ/Q : 約 1.7×10^{-5} s/m ³ (排気筒放出) 約 5.2×10^{-5} s/m ³ (地上放出) D/Q : 約 1.4×10^{-19} Gy/Bq (排気筒放出) 約 3.0×10^{-19} Gy/Bq (地上放出) (4号炉) χ/Q : 約 3.1×10^{-6} s/m ³ (排気筒放出) 約 6.1×10^{-5} s/m ³ (地上放出) D/Q : 約 4.5×10^{-20} Gy/Bq (排気筒放出) 約 3.0×10^{-19} Gy/Bq (地上放出)	

※1 別紙3 「大気拡散に使用する気象条件」参照。

表5 「原子炉冷却材喪失」の解析条件及び解析結果（つづき）

評価項目	ベースケース結果	影響評価解析結果	判定
環境に放出されるよう素量 (I-131等価量-小児実効線量係数換算)	(3号炉) 約 2.4×10^{11} Bq (4号炉) 約 2.3×10^{11} Bq	(3号炉) 約 2.8×10^{11} Bq (4号炉) 約 2.6×10^{11} Bq	核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばく のリスクを与えることはない。 ≤ 5 mSv
環境に放出される希ガス量 (γ 線エネルギー0.5 MeV換算)	(3号炉) 約 4.8×10^{13} Bq (4号炉) 約 4.5×10^{13} Bq	(3号炉) 約 6.6×10^{13} Bq (4号炉) 約 6.2×10^{13} Bq	
実効線量	(3号炉) 約0.11 mSv ^{※1, ※2} (4号炉) 約0.095mSv ^{※1, ※2}	(3号炉) 約0.13mSv ^{※1, ※2} (4号炉) 約0.11mSv ^{※1, ※2}	

※1 方位毎によう素の吸入摂取による実効線量、希ガスからの γ 線による実効線量及び直接・スカイシャイン線量を合算した値の最大値

※2 実効線量には、原子炉格納容器内及びアニュラス部内の浮遊核分裂生成物による直接線量

(ベースケース) : (3号炉) 約0.0036mSv、(4号炉) 約0.0014mSv、影響評価 : (3号炉) 約0.0030mSv、(4号炉) 約0.0013mSv) を含む

可燃性ガスの発生評価において変更した条件

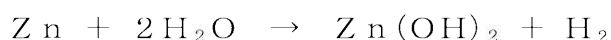
「可燃性ガスの発生」解析は、原子炉冷却材喪失事故時の原子炉格納容器の健全性を確認する観点から、水素の発生について評価を行っており、以下の水素発生要因を考慮している。

- ・ 炉心水、原子炉格納容器内水の放射線分解
- ・ ジルコニウム-水反応
- ・ 金属腐食反応

このうち、単一故障の想定の変更によって、評価に用いる原子炉格納容器内温度の時間変化の影響を受ける「金属腐食反応」について説明する。

(1) 金属腐食反応

金属腐食による水素生成源として、アルミニウム及び亜鉛を考慮している。



このうち、アルミニウムの腐食による水素濃度は、原子炉格納容器内の雰囲気温度に依存する。原子炉冷却材喪失時の原子炉格納容器内雰囲気温度の時間変化を図1に示す。この雰囲気温度より設定した評価に用いたアルミニウムの腐食率は表1となる。

表1 アルミニウムの腐食率

事故後の時間	ベースケース	影響評価解析
0 ～ 1,000 秒		
1,000 ～ 8,400 秒		
8,400 ～ 10,000 秒		
10,000 ～ 34,000 秒		
34,000 ～ 100,000 秒		
100,000 ～ 340,000 秒		
340,000 ～ 1,000,000 秒		
1,000,000 秒以上		

[- - -]: 商業機密に係る事項のため公開できません。

(2) 水素発生要因別の評価結果

水素発生要因別のベースケースと影響評価解析との比較を表2に示す。

表2 評価結果 (事故後30日時点)

発 生 源	ベースケース	影響評価解析
原子炉格納容器内水素発生量		
炉心水の分解	約 987 m ³	約 987 m ³
サンプル水の分解	約 338 m ³	約 338 m ³
ジルコニウム-水反応	約 183 m ³	約 183 m ³
アルミニウムの腐食	約 168 m ³	約 229 m ³
亜鉛の腐食	約 31.6 m ³	約 31.6 m ³
合計発生量	約 1,710 m ³	約 1,770 m ³
原子炉格納容器内水素濃度	約 2.66 vol %	約 2.75 vol %

注) 水素発生量 (m³) は、0°C、1atm

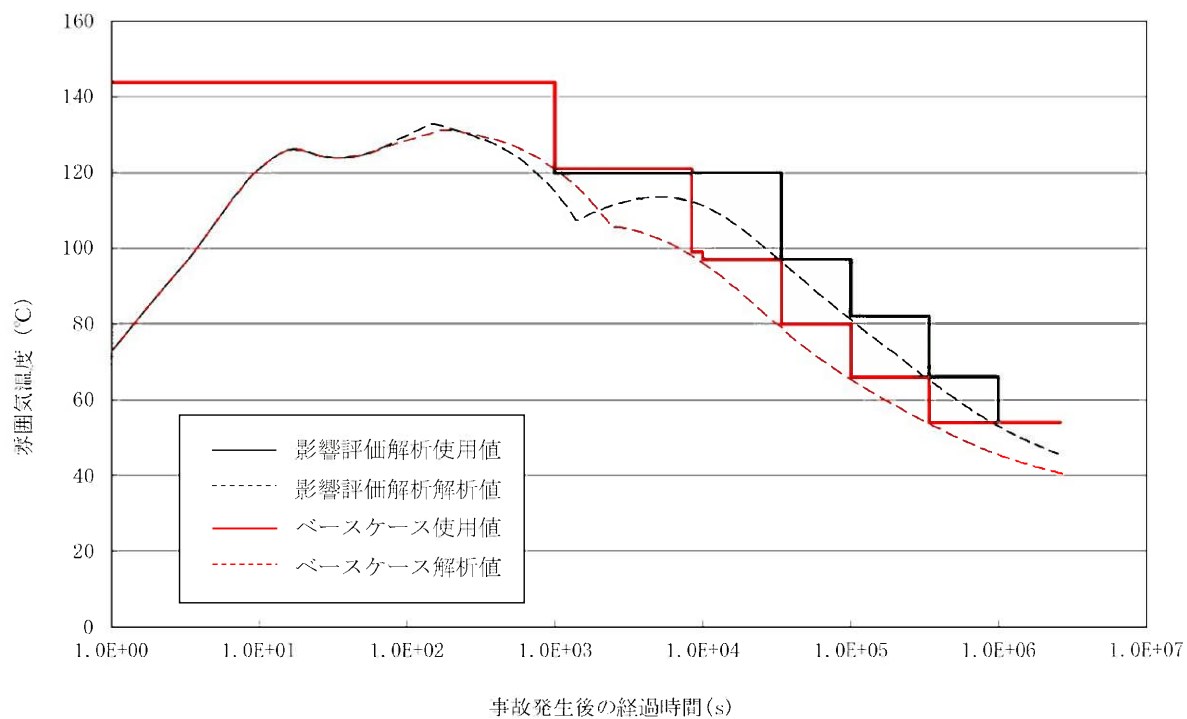


図1 影響評価解析に用いた原子炉格納容器内温度

原子炉格納容器からの漏えい率

(1) はじめに

原子炉冷却材喪失の評価に使用する原子炉格納容器漏えい率については、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針（以下、安全評価指針という。）」（平成 2 年 8 月 30 日原子力安全委員会決定一部改訂平成 13 年 3 月 29 日）に下記の評価条件が示されている。

事故； 「原子炉格納容器内の圧力に対応した漏えい率」

安全評価に使用した漏えい率は、以下に示す理由により上記安全評価指針の条件を満足しており、十分妥当なものである。

(2) 漏えい率の計算方法⁽¹⁾

原子炉格納容器からの漏えい率は次式で与えられる。

$$m = C \cdot \sqrt{\Delta P \cdot \rho}$$

$$L = \frac{m}{M} = \frac{m}{V \cdot \rho} = C' \sqrt{\frac{\Delta P}{\rho}} \quad \dots \quad (1) \text{式}$$

ここで、

m : 原子炉格納容器からの漏えい量（質量流量）

ΔP : 原子炉格納容器内外の圧力差

ρ : 原子炉格納容器内気体の平均密度

M : 原子炉格納容器内気体の総質量

V : 原子炉格納容器内の気相部体積

C : 流路面積、流量係数等により決まる定数

C' : C/V

L : 漏えい率(%/d)

設計漏えい率 L_d は常温空気、最高使用圧力の 0.9 倍の圧力において 0.1%/d であり、(1)式にこれらの定数を入れると次式で与えられる。

$$L_d = C' \sqrt{\frac{\Delta P_d}{\rho_d}} \quad \dots \quad (2) \text{式}$$

ここで ρ_d は設計条件での空気密度であり、空気の状態方程式から次のように求められる。

$$P_d = R \cdot \rho_d \cdot T_d$$

$$\rho_d = \frac{P_d}{R \cdot T_d} \quad \dots (3) \text{式}$$

(2)、(3)式により、 C' を求めると次式が得られる。

$$C' = \frac{L_d}{\sqrt{\Delta P_d / \rho_d}} = L_d \sqrt{\frac{P_d}{R \cdot T_d \cdot \Delta P_d}} \quad \dots (4) \text{式}$$

事故時の漏えい率は(1)式より、

$$L = C' \sqrt{\frac{\Delta P_t}{\rho_t}} \quad \dots (5) \text{式}$$

となる。ここで、 ρ_t 、 ΔP_t は事故時の原子炉格納容器内雰囲気密度及び原子炉格納容器内と外気との差圧であり、空気及び水蒸気による成分を a 及び s で表わすと、

$$\begin{aligned} \rho_t &= \rho_a + \rho_s \\ \Delta P_t &= P_a + P_s - 0.1013 \text{ (MPa)} \end{aligned}$$

(5)式の C' に(4)式を代入して、漏えい率 L を求める。

$$L = L_d \sqrt{\frac{1}{R \cdot T_d} \cdot \frac{\Delta P_t}{\rho_t} \cdot \frac{P_d}{\Delta P_d}} \quad \dots (6) \text{式}$$

(3) 漏えい率の計算結果

原子炉格納容器の圧力は、長期内圧解析（1次冷却材ポンプ吸込側配管完全両端破断、最小安全注入流量）の結果を用いており、漏えい率は、この内圧解析を基に蒸気及び空気の混合雰囲気状態（圧力、温度）を考慮して計算する。

計算結果を図1に示す。

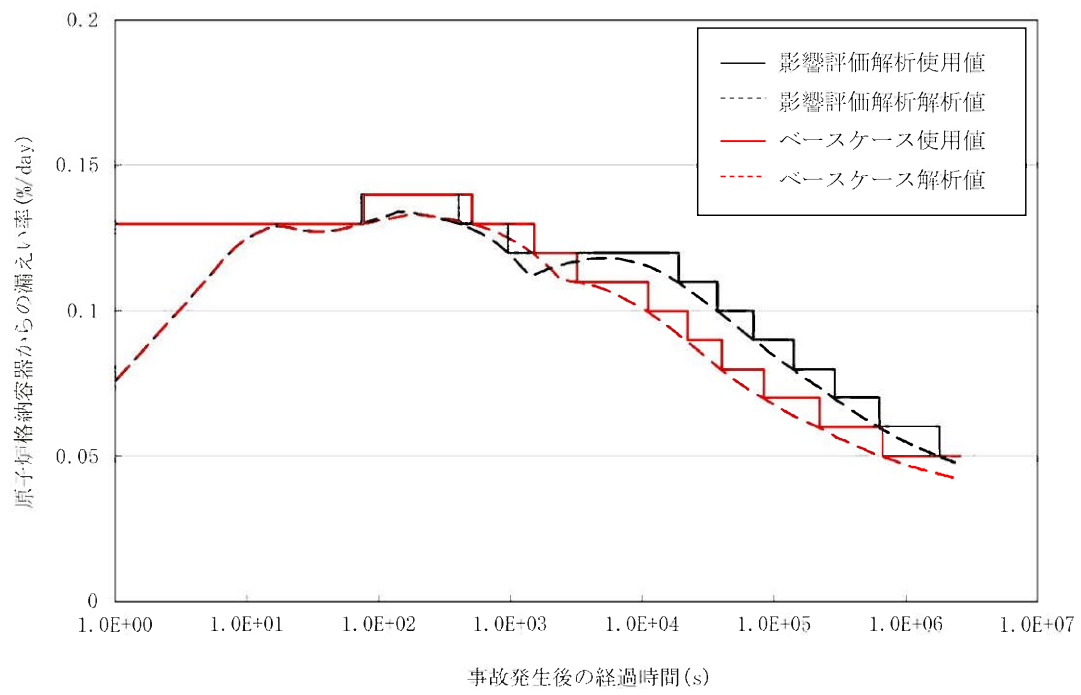


図1 原子炉格納容器の漏えい率の時間変化

大気拡散に使用する気象条件

(1) 相対濃度及び相対線量

事故時に放出される放射性物質が、敷地周辺の公衆に及ぼす影響を評価するに当たって、放射性物質の拡散状態を推定するために必要な気象条件については、現地における出現頻度からみて、これより悪い条件がめったに現れないと言えるものを選ばなければならない。

そこで、線量評価に用いる放射性物質の相対濃度（以下「 x/Q 」という。）を、2016年1月から2016年12月までの1年間の観測データを使用して求めた。すなわち、(1)式に示すように、風向、風速、大気安定度及び実効放出継続時間を考慮した x/Q を陸側方位について求め、方位別にその値の小さい方から大きい方へ累積度数を求め、年間のデータ数に対する出現頻度（%）で表わすことにする。横軸に x/Q を、縦軸に累積出現頻度を取り、着目方位ごとに x/Q の累積出現頻度分布を描き、この分布から、累積出現頻度が97%に当たる x/Q を方位別に求め、そのうち最大のを安全解析に使用する相対濃度とする。

ただし、 x/Q の計算の着目地点は、各方位とも炉心から最短距離となる敷地境界外とし、着目地点以遠で x/Q が最大になる場合はその x/Q を着目地点における当該時刻の x/Q とする。

$$x/Q = \frac{1}{T} \sum_{i=1}^T (x/Q)_i \cdot \delta_i \quad \dots (1) \text{式}$$

x/Q : 実効放出継続時間中の相対濃度 (s/m³)
 T : 実効放出継続時間 (h)
 $(x/Q)_i$: 時刻 i における相対濃度 (s/m³)
 δ_i : 時刻 i において風向が当該方位にあるとき
 $\delta_i = 1$
時刻 i において風向が他の方位にあるとき
 $\delta_i = 0$

ここで、影響評価を行う「原子炉冷却材喪失」での $(x/Q)_i$ の計算に当たっては、短時間の排気筒放出として、(2)式により行う。

$$(x/Q)_i = \frac{1}{\pi \cdot \sigma_{yi} \cdot \sigma_{zi} \cdot U_i} \cdot \exp\left(-\frac{H^2}{2\sigma_{zi}^2}\right) \quad \dots (2) \text{式}$$

σ_{yi} : 時刻 i における濃度分布の y 方向の拡がりのパラメータ (m)

- σ_{zi} : 時刻 i における濃度分布の z 方向の拡がりのパラメータ (m)
 U_i : 時刻 i における風速 (m/s)
 H : 放出源の有効高さ (m)

方位別 χ/Q の累積出現頻度を求めるとき、静穏の場合には風速を 0.5m/s として計算し、その風向は静穏出現前の風向を使用する。

また、放射性雲からの γ 線による空気カーマについては、 χ/Q の代わりに空間濃度分布と γ 線による空気カーマ計算モデルを組み合わせた相対線量 (以下「D/Q」という。) を用いて同様に求める。 γ 線による空気カーマ計算には、以下に示す現行申請添付書類九の(9-7)式を使用する。

$$D_{\gamma}(x', y', 0) = K_1 \cdot E_{\gamma} \cdot \mu_{\alpha} \cdot \int_0^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_0^{\infty} \frac{e^{-\mu \cdot r}}{4\pi r^2} \cdot B(\mu \cdot r) \cdot \chi(x, y, z) dx dy dz$$

$D_{\gamma}(x', y', 0)$: 計算地点 $(x', y', 0)$ における γ 線による空気カーマ率
 ($\mu Gy/h$)

K_1 : 空気カーマ率への換算係数 ($\frac{dis \cdot m^5 \cdot \mu Gy}{MeV \cdot Bq \cdot h}$)

E_{γ} : γ 線の実効エネルギー (MeV/dis)

μ_{α} : 空気に対する γ 線の線エネルギー吸収係数 (m^{-2})

r : 放射性雲中の点 (x, y, z) から計算地点 $(x', y', 0)$ までの距離

$$r = \sqrt{(x' - x)^2 + (y' - y)^2 + (0 - z)^2} \quad (m)$$

μ : 空気に対する γ 線の線減衰係数 (m^{-1})

$B(\mu \cdot r)$: 空気に対する γ 線の再生係数

$$B(\mu \cdot r) = 1 + \alpha_B \cdot (\mu \cdot r) + \beta_B \cdot (\mu \cdot r)^2 + \gamma_B \cdot (\mu \cdot r)^3$$

$\alpha_B, \beta_B, \gamma_B$ は γ 線のエネルギー別に与えられる。

$\chi(x, y, z)$: 放射性雲中の点 (x, y, z) における放射性物質の濃度
 (Bq/m^3)

実効放出継続時間としては、「(2) 実効放出継続時間」で説明するとおり、よう素及び希ガスのそれぞれ事故期間中の全放出量を 1 時間当たりの最大放出量で除して求めた表 2 に示す値を用いる。

事故時の線量評価に用いる χ/Q 及び D/Q は、陸側方位のうち、よう素の吸入摂取による実効線量、希ガスからの γ 線による実効線量及び直接・スカイシャイン線量を合算した値の線量が最大となる方位の値を使用する。

表 1 (1 / 2) 事故時の方位別 χ/Q 、 D/Q (3号炉)

χ/Q 、 D/Q	ベースケース				影響評価解析			
	χ/Q (s/m^3)		D/Q (Gy/Bq)		χ/Q (s/m^3)		D/Q (Gy/Bq)	
実効放出 継続時間	7 時間		31 時間		8 時間		31 時間	
放出高さ 着目方位	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分
NE	1.7×10^{-5}	5.4×10^{-5}	1.4×10^{-19}	3.0×10^{-19}	1.7×10^{-5}	5.2×10^{-5}	1.4×10^{-19}	3.0×10^{-19}

表 1 (2 / 2) 事故時の方位別 χ/Q 、 D/Q (4号炉)

χ/Q 、 D/Q	ベースケース				影響評価解析			
	χ/Q (s/m^3)		D/Q (Gy/Bq)		χ/Q (s/m^3)		D/Q (Gy/Bq)	
実効放出 継続時間	7 時間		29 時間		8 時間		31 時間	
放出高さ 着目方位	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分	排気筒 放出分	地上 放出分
SE	3.3×10^{-6}	6.0×10^{-5}	4.6×10^{-20}	3.2×10^{-19}	3.1×10^{-6}	6.1×10^{-5}	4.5×10^{-20}	3.0×10^{-19}

(2) 実効放出継続時間

安全評価における線量評価に使用する実効放出継続時間の定義は、「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」において、「実効放出継続時間 (T) は、想定事故の種類によって放出率に変化があるので放出モードを考慮して適切に定めなければならないが、事故期間中の放射性物質の全放出量を 1 時間当たりの最大放出量で除した値を用いることもひとつの方法である。」としており、同様の方法で、実効放出継続時間を求めている。この際、得られた数値については、安全側に端数を切り捨てて 1 時間単位の値に丸めたものを実効放出継続時間として使用している。

影響評価解析では、別紙 2 「原子炉格納容器からの漏えい率」に示すとおり、原子炉格納容器からの漏えい率が変更となることから、線量評価に使用する実効放出継続時間が変更となる。

放出量及び実効放出継続時間の比較を表 2 に示す。

表 2 (1 / 2) 放出量及び実効放出継続時間 (3 号炉)

項目	ベースケース			影響評価解析		
	全放出量 (B q)	1時間 当たりの 最大放出量 (B q)	実効放出 継続時間 (h)	全放出量 (B q)	1時間 当たりの 最大放出量 (B q)	実効放出 継続時間 (h)
よう素 (¹⁻¹³¹ 等価量-小児 実効線量係数換算)	約 2.4×10^{11} (2.40×10^{11})	約 3.2×10^{10} (3.11×10^{10})	7	約 2.8×10^{11} (2.79×10^{11})	約 3.2×10^{10} (3.12×10^{10})	8
希ガス (γ 線エネルギー 0.5MeV 換算)	約 4.8×10^{13} (4.77×10^{13})	約 1.6×10^{12} (1.54×10^{12})	31	約 6.7×10^{13} (6.63×10^{13})	約 2.1×10^{12} (2.08×10^{12})	31

注) (実効放出継続時間) = (全放出量) / (1時間当たりの最大放出量)

表 2 (2 / 2) 放出量及び実効放出継続時間 (4 号炉)

項目	ベースケース			影響評価解析		
	全放出量 (B q)	1時間 当たりの 最大放出量 (B q)	実効放出 継続時間 (h)	全放出量 (B q)	1時間 当たりの 最大放出量 (B q)	実効放出 継続時間 (h)
よう素 (¹⁻¹³¹ 等価量-小児 実効線量係数換算)	約 2.3×10^{11} (2.29×10^{11})	約 3.1×10^{10} (3.10×10^{10})	7	約 2.7×10^{11} (2.62×10^{11})	約 3.2×10^{10} (3.12×10^{10})	8
希ガス (γ 線エネルギー 0.5MeV 換算)	約 4.5×10^{13} (4.50×10^{13})	約 1.6×10^{12} (1.52×10^{12})	29	約 6.3×10^{13} (6.21×10^{13})	約 2.0×10^{12} (1.96×10^{12})	31

注) (実効放出継続時間) = (全放出量) / (1時間当たりの最大放出量)

13 条

運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故
の拡大の防止

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）

（1）適合性説明

1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）

（1）適合性説明

2. 運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止

2.1 運転時の異常な過渡変化の解析について

2.2 設計基準事故の解析について

2.3 設計基準事故時の被ばく評価について

（別添1） 各事象の説明（運転時の異常な過渡変化の解析）

（別添2） 各事象の説明（設計基準事故の解析）

（別添3） 各評価の説明（設計基準事故時の被ばく評価）

<添付資料目次>

添付資料 1 (運転時の異常な過渡変化に係る補足説明)

添付資料 1.1 運転時の異常な過渡変化の個別事象概要図

添付資料 2 (設計基準事故に係る補足説明)

添付資料 2.1 設計基準事故の個別事象概要図

添付資料 2.2 原子炉格納容器内温度の評価について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性（3号炉）

（1）適合性説明

（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）

第十三条 設計基準対象施設は、次に掲げる要件を満たすものでなければならない。

二 設計基準事故時において次に掲げる要件を満たすものであること。

ホ 設計基準対象施設が工場等周辺の公衆に放射線障害を及ぼさないものであること。

適合のための設計方針

設計基準対象施設は固有の安全性及び安全確保のために設計した設備により安全に運転できることを示すために、設計基準事故に対する解析及び評価を、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成2年8月30日原子力安全委員会決定）及び「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（昭和57年1月28日原子力安全委員会決定）等に基づき実施し、要件を満足する設計とする。

1.2 要求事項に対する適合性（4号炉）

（1）適合性説明

（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止）

第十三条 設計基準対象施設は、次に掲げる要件を満たすものでなければならない。

一 運転時の異常な過渡変化時において次に掲げる要件を満たすものであること。

イ 最小限界熱流束比（燃料被覆材から冷却材への熱伝達が低下し、燃料被覆材の温度が急上昇し始める時の熱流束（単位時間及び単位面積当たりの熱量をいう。以下同じ。）と運転時の熱流束との比の最小値をいう。）又は最小限界出力比（燃料体に沸騰遷移が発生した時の燃料体の出力と運転時の燃料体の出力との比の最小値をいう。）が許容限界値以上であること。

ロ 燃料被覆材が破損しないものであること。

- ハ 燃料材のエンタルピーが燃料要素の許容損傷限界を超えないこと。
- ニ 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の一・一倍以下となること。
- 二 設計基準事故時において次に掲げる要件を満たすものであること。
 - イ 炉心の著しい損傷が発生するおそれがないものであり、かつ、炉心を十分に冷却できるものであること。
 - ロ 燃料材のエンタルピーが炉心及び原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性を維持するための制限値を超えないこと。
 - ハ 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力の一・二倍以下となること。
 - ニ 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び原子炉格納容器バウンダリにおける温度が最高使用圧力及び最高使用温度以下となること。
 - ホ 設計基準対象施設が工場等周辺の公衆に放射線障害を及ぼさないものであること。

適合のための設計方針

設計基準対象施設は固有の安全性及び安全確保のために設計した設備により安全に運転できることを示すために、運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故に対する解析及び評価を、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（平成2年8月30日原子力安全委員会決定）及び「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」（昭和57年1月28日原子力安全委員会決定）等に基づき実施し、要件を満足する設計とする。

2. 運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故の拡大の防止

2.1 運転時の異常な過渡変化の解析について

2.1.1 概要

玄海原子力発電所 4 号炉において、燃料集合体最高燃焼度が 55,000MWd/t の高燃焼度燃料（以下「ステップ 2 燃料」という。）の使用に伴う、安全保護系、原子炉停止系等の設計の妥当性を確認するため、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（以下「安全評価指針」という。）等に従い、「運転時の異常な過渡変化」について安全評価を実施し、「安全評価指針」の判断基準を満足することを確認する。

なお、「運転時の異常な過渡変化」とは、原子炉の運転中において、原子炉施設の寿命期間中に予想される機器の単一の故障若しくは誤動作又は運転員の単一の誤操作、及びこれらと類似の頻度で発生すると予想される外乱によって生ずる異常な状態に至る事象である。

評価事象は、原子炉施設が制御されずに放置されると、炉心あるいは原子炉冷却材圧力バウンダリに過度の損傷をもたらす可能性のある事象の中から、代表的な事象を選定している。

解析においては、事象発生前の状態、使用するモデル、ステップ 2 燃料の使用等を考慮した入力条件について、評価の結果が厳しくなるように考慮したものをを用い、さらに事象に対処するために必要な系統及び機器について、安全機能別に結果を厳しくする機器の単一故障を仮定している。

2.1.2 評価事象

今回の変更申請に伴い、本原子炉において評価する「運転時の異常な過渡変化」は、「安全評価指針」に基づき、原子炉施設が制御されずに放置されると、炉心あるいは原子炉冷却材圧力バウンダリに過度の損傷をもたらす可能性のある事象について、これらの事象が発生した場合における安全保護系、原子炉停止系等の主として「異常影響緩和系」（以下「MS」という。）に属する構築物、系統及び機器の設計の妥当性を確認する見地から、代表的な事象を選定している。具体的には、以下に示す異常な状態を生じさせる可能性のある事象である。

- (1) 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化
 - a. 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き
 - b. 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き
 - c. 制御棒の落下及び不整合
 - d. 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈

- (2) 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化
 - a. 原子炉冷却材流量の部分喪失
 - b. 原子炉冷却材系の停止ループの誤起動
 - c. 外部電源喪失
 - d. 主給水流量喪失
 - e. 蒸気負荷の異常な増加
 - f. 2次冷却系の異常な減圧
 - g. 蒸気発生器への過剰給水

- (3) 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化
 - a. 負荷の喪失
 - b. 原子炉冷却材系の異常な減圧
 - c. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動

2.1.3 解析方法及び解析条件

2.1.3.1 解析上の取扱いの主な変更内容

今回の変更申請における解析上の取扱いの主な変更内容は以下のとおりである。

(1) ステップ 2 燃料の使用に伴う変更

a. 燃料機械設計の変更

ステップ 2 燃料の構造は、基本的に現行の 48,000MWd/t 燃料（以下「ステップ 1 燃料」という。）と同一であるが、ペレット密度及び濃縮度をステップ 1 燃料より高めている。今回の解析上のペレット密度及び濃縮度の取扱いを表 2.1-1 に示す。

なお、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料については、二酸化ウラン燃料と比較して、ウラン 235 濃縮度を低下させており、最大線出力密度が低くなる様設計していることから、安全評価への影響は問題とならない。

b. 安全解析使用値の変更

ステップ 2 燃料の使用に伴い、安全解析使用値をステップ 1 燃料装荷炉心の安全解析使用値から変更している。表 2.1-2 に今回変更した安全解析使用値を示す。

今回の解析における安全解析使用値は、ステップ 1 燃料装荷炉心からステップ 2 燃料装荷炉心までの炉心特性パラメータの変動を考慮して、ステップ 2 燃料装荷炉心の評価値に余裕をとって設定している。

(2) その他の変更

a. 新評価手法の採用

(a) 改良統計的熱設計手法の採用

「発電用加圧水型原子炉の炉心熱設計評価指針」に従い、ステップ 2 燃料装荷炉心の DNBR 評価では、改良統計的熱設計手法（以下「GSTM」という。）を適用している。

「運転時の異常な過渡変化」の解析においても、この手法

を用いて DNBR 評価を行うこととしており、その際の判断基準である許容限界値は、1.42 としている。

なお、2次冷却系の異常な減圧の DNBR 評価については、従来どおり、決定論的な手法を適用している。

(b) 核設計計算コードの変更

出力分布の評価を核設計計算コード ANC に変更している。

b. 新指針等への対応

(a) 反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱い

反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについては、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」（以下「RIE 評価指針」という。）に加えて「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」（以下「RIE 報告書」という。）に従った評価を行っている。

c. その他

(a) 炉心崩壊熱の変更

炉心崩壊熱については、日本原子力学会推奨値（以下「AESJ 推奨値」という。）及び ORIGEN-2 コードによる評価値に基づく炉心崩壊熱を評価に使用している。AESJ 推奨値は、平成 4 年 6 月の「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下「ECCS 性能評価指針」という。）改訂において、従来の崩壊熱データに追加して使用が認められたものである。

(b) 蒸気発生器伝熱管施栓率の扱い

蒸気発生器伝熱管施栓率について、10%までを考慮して解析を行っている。

2.1.3.2 解析方法

解析は、表 2.1-3 に示す計算プログラム（以下「コード」とい

う。) により行われる。

今回、制御棒の落下及び不整合、原子炉冷却材系の停止ループの誤起動、2次冷却系の異常な減圧の解析に使用するコードを変更している。

2.1.3.3 解析条件

a. 主要な解析条件

解析で使用する主要なパラメータを表 2.1-4～表 2.1-6 及び図 2.1-1～図 2.1-3 に示す。

なお、今回の変更申請において、いずれも変更はない。

b. 影響緩和のための安全機能

影響緩和のため考慮する主要な安全機能を表 2.1-7 に示す。

なお、今回の変更申請において、変更はない。

表 2.1-1 安全解析におけるペレット密度及び濃縮度の取扱い

項目	特性	影響項目	安全解析での取扱い	
ペレット密度	ペレット密度が高くなると燃料保有熱量が大きくなる。 ペレット密度が低くなると熱伝導率が低くなり、燃料中心温度が高くなる。	初期燃料温度設定時のペレット密度	炉心平均応答解析	ステップ 2 燃料を対象とする。
			燃料中心温度、エンタルピ解析	ペレット中心温度が高めになるステップ 1 燃料を対象とする。
		過渡計算時のペレット密度	炉心平均応答解析	ステップ 2 燃料を対象とする。
			燃料中心温度、エンタルピ解析	熱伝導率が低くなるステップ 1 燃料を対象とする。
濃縮度	濃縮度が高くなると中性子スペクトルが硬くなり、炉心特性が影響を受ける。	炉心核特性評価値	「2.1.3.1(1)b.安全解析使用値の変更」及び「表 2.1-2」参照	
	濃縮度が変わるとペレット内径方向出力分布が影響を受けるが、その影響は小さい。	ペレット内径方向出力分布	ペレット中心温度が高めになるステップ 1 燃料を対象とする。	

※ステップ 1 燃料：理論密度の約 95%、濃縮度約 4.1wt%

ステップ 2 燃料：理論密度の約 97%、濃縮度約 4.8wt%

表 2.1-2 変更した安全解析使用値（運転時の異常な過渡変化）

安全解析入力パラメータ	単 位	安全解析使用値	
		ステップ 1 燃料装荷炉心	ステップ 2 燃料装荷炉心
1. 全般的プラント挙動解析			
核的エンタルピ上昇熱水路係数 ($F_{\Delta H}^N$)	—	1.54 (最確値)	1.58 (最確値)
DNBR 評価用軸方向出力分布	—	1.55 コサイン	1.62 コサイン
2. 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈			
プラント起動時 初期ほう素濃度	ppm	2,500	3,100
プラント起動時 臨界ほう素濃度		1,800	2,000
3. 2次冷却系の異常な減圧			
ほう素の反応度価値	$(10^{-5} \Delta K/K)$ /ppm	-8.9	-7.4
燃料取替用水ピットほう素濃度	ppm	2,500	3,100

表 2.1-3 解析に使用する計算プログラム一覧表

分類	解析項目	使用計算プログラム
炉心内の反応度 又は出力分布の 異常な変化	原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き	CHICKIN-M FACTRAN THINC-III MARVEL
	出力運転中の制御棒の異常な 引き抜き	MARVEL FACTRAN
	制御棒の落下及び不整合	MARVEL THINC-III
	原子炉冷却材中のほう素の異 常な希釈	—————
炉心内の熱発生 又は熱除去の異 常な変化	原子炉冷却材流量の部分喪失	PHOENIX MARVEL FACTRAN THINC-III
	原子炉冷却材系の停止ループ の誤起動	MARVEL
	外部電源喪失	—————
	主給水流量喪失	MARVEL
	蒸気負荷の異常な増加	
	2次冷却系の異常な減圧	MARVEL ANC THINC-III
	蒸気発生器への過剰給水	MARVEL
原子炉冷却材圧 力又は原子炉冷 却材保有量の異 常な変化	負荷の喪失	MARVEL
	原子炉冷却材系の異常な減圧	
	出力運転中の非常用炉心冷却 系の誤起動	

表 2.1-4 解析に使用する初期定常運転条件

	定 格 値	定 常 誤 差
原 子 炉 出 力	3,423MWt	±2%
1 次 冷 却 材 平 均 温 度	307.1℃	±2.2℃
原 子 炉 圧 力	15.41MPa[gage]	±0.21MPa

これらの初期値の選定に際しては、判断基準に照らして解析結果が最も厳しくなるように定常誤差の符号を選択するが、改良統計的熱設計手法を使用する DNBR の評価では、初期値として定格値を用いる。

表 2.1-5 解析に使用する原子炉トリップ
限界値及び応答時間

原子炉トリップ信号	解析に使用する トリップ限界値	応答時間 (秒)
出力領域中性子束高 (高設定)	118%(定格出力値に対して)	0.5
出力領域中性子束高 (低設定)	35%(定格出力値に対して)	0.5
過大温度 ΔT 高	1次冷却材平均温度等の関数 (図 2.1-1 参照)	6.0
過大出力 ΔT 高	1次冷却材平均温度等の関数 (図 2.1-1 参照)	6.0
原子炉圧力高	16.61MPa[gage]	2.0
原子炉圧力低	12.73MPa[gage]	2.0
1次冷却材流量低	87% (定格流量に対して)	1.0
1次冷却材ポンプ電源電圧低	65% (定格値に対して)	1.5
蒸気発生器水位低	狭域水位検出器下端水位	2.0
タービントリップ	—	1.0

表 2.1-6 解析に使用する工学的安全施設作動信号の
作動限界値及び応答時間

工学的安全施設作動信号	解析に使用する作動限界値	応答時間 (秒)
非常用炉心冷却設備作動信号		
a. 原子炉圧力低	12.04MPa[gage]	2.0
b. 主蒸気ライン圧力低	3.35MPa[gage]	2.0
c. 原子炉格納容器圧力高	0.048MPa[gage]	2.0
主蒸気ライン隔離信号		
主蒸気ライン圧力低	3.35MPa[gage]	2.0
原子炉格納容器スプレイ作動 信号		
原子炉格納容器圧力異常高	0.205MPa[gage]	2.0

表 2.1-7 影響緩和のため考慮する主要な安全機能

分類	機能	系統及び機器
MS-1	原子炉の緊急停止機能	制御棒クラスタ及び制御棒駆動系（トリップ機能）
	未臨界維持機能	制御棒クラスタ及び制御棒駆動系 非常用炉心冷却系（ほう酸注入機能）
	原子炉冷却材圧力バウンダリの過圧防止機能	加圧器安全弁（開機能）
	原子炉停止後の除熱機能	補助給水系 主蒸気安全弁
	工学的安全施設及び原子炉停止系への作動信号の発生機能	安全保護系
	安全上特に重要な関連機能	非常用電源系
MS-3	タービントリップ機能	タービントリップ

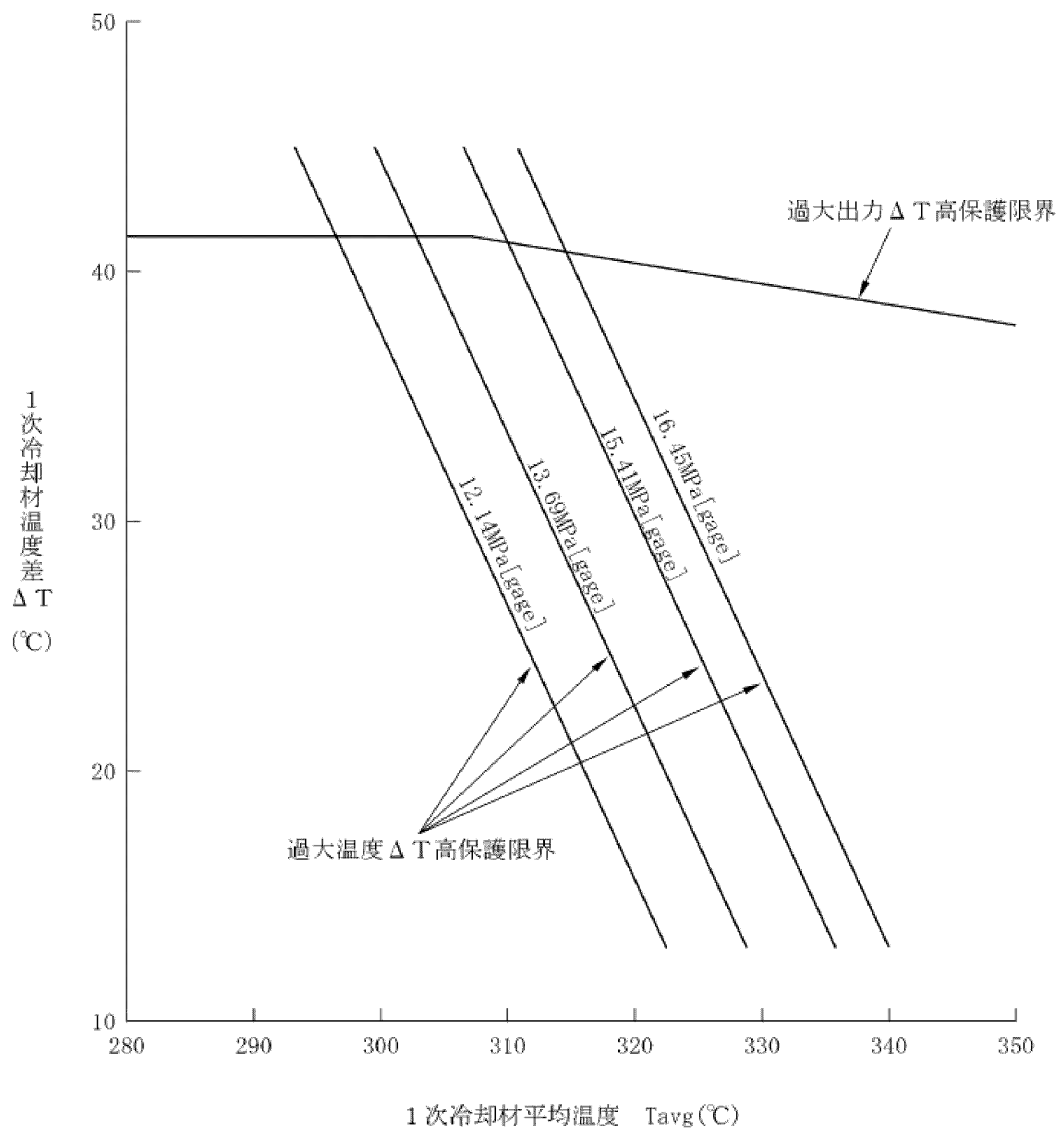


図 2.1-1 過大出力 ΔT 高及び過大温度 ΔT 高による保護限界図 (代表例)

制御棒クラスタ落下開始から全ストロークの85%落下までの時間を2.2秒としている。

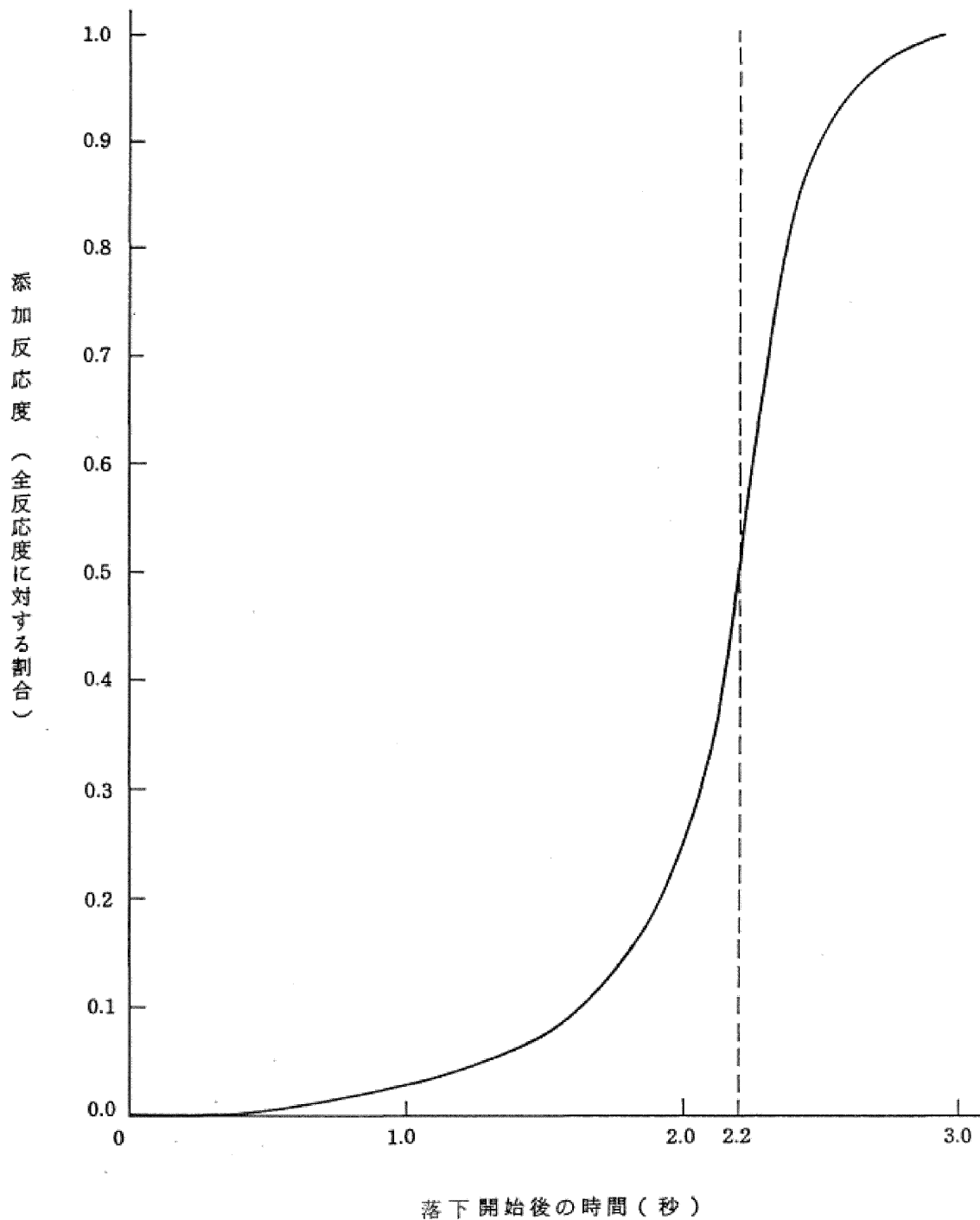


図 2.1-2 トリップ時の制御棒クラスタ落下による反応度添加曲線

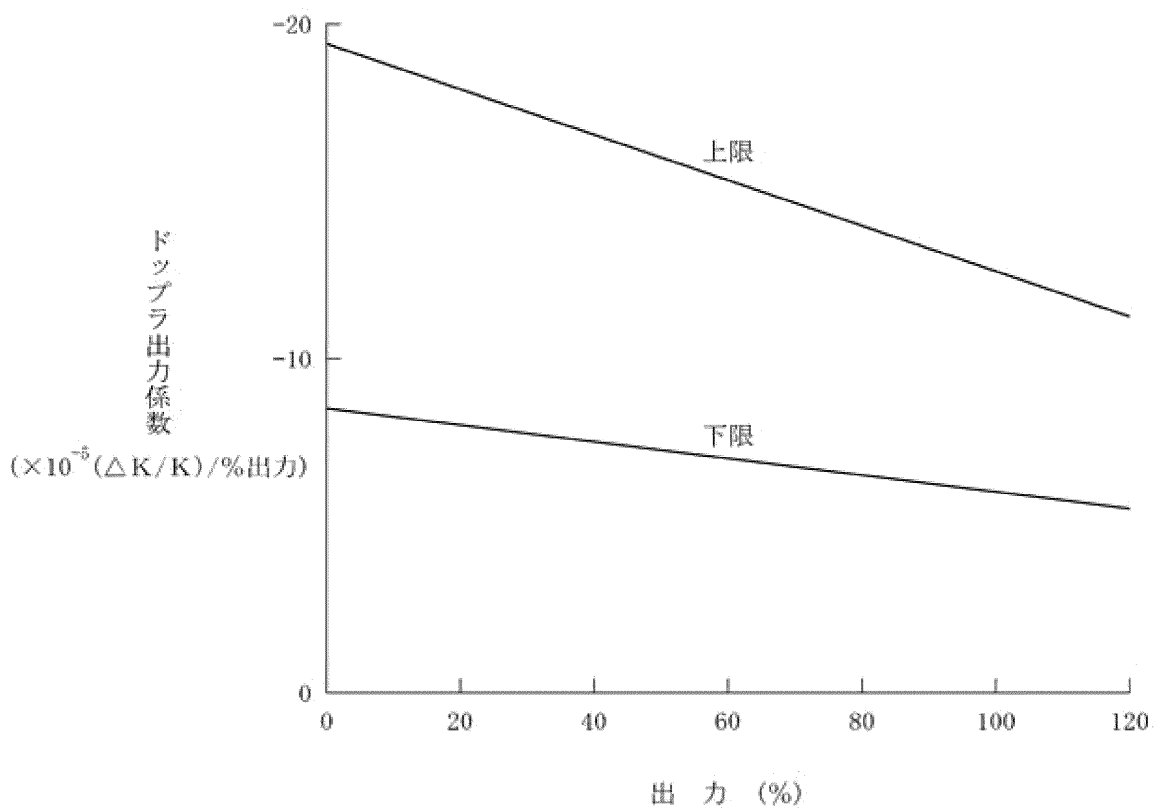


図 2.1-3 解析に使用したドップラ出力係数

2.1.4 判断基準

想定された事象が生じた場合、炉心は損傷に至ることなく、かつ、原子炉施設は通常運転に復帰できる状態で事象が収束される設計であることを確認する。このことを判断する基準は以下のとおりである。

- (1) 最小 DNBR が許容限界値以上であること。
- (2) 燃料被覆管の機械的破損が生じないよう、燃料中心最高温度は燃料ペレットの溶融点未満であること。
- (3) 燃料エンタルピは許容限界値以下であること。
 - a. 燃料エンタルピの最大値は、燃料の許容設計限界 $712\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ （「RIE 評価指針」に示す $170\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$ に相当）を超えないこと。
 - b. ピーク出力部燃料エンタルピの増分は、「RIE 報告書」に示された以下のペレット／被覆管機械的相互作用を原因とする破損しきい値のめやす（以下「PCMI 破損しきい値のめやす」という。）を超えないこと。

ペレット燃焼度	ピーク出力部燃料エンタルピの増分
25,000MWd/t 未満	$460\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ ($110\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$)
25,000MWd/t 以上 40,000MWd/t 未満	$356\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ ($85\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$)
40,000MWd/t 以上 65,000MWd/t 未満	$209\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ ($50\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$)
65,000MWd/t 以上 75,000MWd/t 程度まで	$167\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ ($40\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$)

上記の PCMI 破損しきい値のめやすは、「RIE 報告書」で示されたものを SI 単位に換算したものである。

- c. 浸水燃料については、ピーク出力部燃料エンタルピが $272\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ （「RIE 評価指針」に示す $65\text{cal}/\text{g}\cdot\text{UO}_2$ に相当）を超える燃料棒の被覆は破裂したものし、発生する機械的エネルギーの影響を評価する。
- (4) 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、最高使用圧力である $17.16\text{MPa}[\text{gage}]$ の 1.1 倍の圧力 $18.88\text{MPa}[\text{gage}]$ 以下であること。

2.1.5 解析結果

解析結果を表 2.1-8 に示す。

最小 DNBR については、これが最も厳しくなる「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」において約 1.64 であり、許容限界値である 1.42 を下回ることはない。

燃料中心最高温度については、これが最も厳しくなる「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」において約 2,300℃であり、設計に当たっての制限値である 2,570℃を下回っており、熔融点未満である。

燃料エンタルピの最大値については、「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」において約 378kJ/kg・UO₂であり、燃料の許容限界値である 712kJ/kg・UO₂(「RIE 評価指針」に示す 170cal/g・UO₂に相当。)を下回っている。また、ピーク出力部燃料エンタルピの増分の最大値は、約 94kJ/kg・UO₂であり、「RIE 報告書」に示す PCMI 破損のしきい値のめやすを下回っており、燃料棒の破損は生じない。なお、ピーク出力部燃料エンタルピの最大値は、約 173kJ/kg・UO₂であり、浸水燃料の存在を仮定しても、この過渡変化による燃料棒の破裂は生じない。

原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力については、これが最も厳しくなる「負荷の喪失」において約 18.5MPa[gage]であり、最高使用圧力の 1.1 倍である 18.88MPa[gage]を下回っている。

表 2.1-8 運転時の異常な過渡変化の解析結果（玄海 4 号炉）

項目	最小 DNBR		燃料中心温度		燃料エンタルピー		原子炉圧力（注 6）	
	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回
判断基準	≥ 1.17 (ITDP) (注 1) ≥ 1.42 (GSTM) (注 1) ≥ 1.30 (W-3 相関式)		$< 2,590^{\circ}\text{C}$ (注 4)	$< 2,570^{\circ}\text{C}$ (注 4)	$\leq 712\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$		原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 $\leq 18.88\text{MPa}$ [gage]	
1. 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き	—	—	—	—	約 $367\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$	約 $378\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ (注 5)	約 17.0MPa [gage] 【約 17.6MPa [gage]】	約 17.0MPa [gage] 【約 17.6MPa [gage]】
2. 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き	約 1.36 (ITDP)	約 1.64 (GSTM)	約 $2,300^{\circ}\text{C}$	約 $2,300^{\circ}\text{C}$	—	—	圧力上昇幅 約 0.7MPa	圧力上昇幅 約 0.7MPa
3. 制御棒の落下及び不整合	約 1.31 (ITDP)	約 1.66 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	圧力上昇幅 約 0.2MPa	圧力上昇幅 約 0.2MPa
	約 1.37 (ITDP)	約 1.72 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	初期状態で一定	初期状態で一定
4. 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈	(注 2)	(注 2)	(注 2)	(注 2)	—	—	(注 2)	(注 2)
5. 原子炉冷却材流量の部分喪失	約 1.60 (ITDP)	約 1.92 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	圧力上昇幅 約 0.5MPa	圧力上昇幅 約 0.5MPa
6. 原子炉冷却材系の停止ループの誤起動	約 1.29 (ITDP)	(注 3)	約 $2,240^{\circ}\text{C}$	(注 3)	—	—	圧力上昇幅 約 0.9MPa	圧力上昇幅 約 0.7MPa
7. 外部電源喪失	「原子炉冷却材流量の喪失」及び「主給水流量の喪失」の解析結果に包含される。							
8. 主給水流量喪失	—	—	—	—	—	—	約 17.4MPa [gage] 【約 18.0MPa [gage]】	約 17.4MPa [gage] 【約 18.0MPa [gage]】
9. 蒸気負荷の異常な増加	約 1.57 (ITDP)	約 1.90 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	圧力上昇幅 約 0.2MPa	圧力上昇幅 約 0.2MPa
10. 2 次冷却系の異常な減圧	約 3.2 (W-3 相関式)	約 3.3 (W-3 相関式)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	過度に上昇することはない。	過度に上昇することはない。
11. 蒸気発生器への過剰給水	約 1.65 (ITDP)	約 2.00 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	圧力上昇幅 約 0.2MPa	圧力上昇幅 約 0.2MPa
12. 負荷の喪失	約 1.73 (ITDP)	約 2.13 (GSTM)	溶解点未満	溶解点未満	—	—	約 17.9MPa [gage] 【約 18.5MPa [gage]】	約 17.9MPa [gage] 【約 18.5MPa [gage]】
13. 原子炉冷却材系の異常な減圧	約 1.55 (ITDP)	約 1.93 (GSTM)	—	—	—	—	—	—
14. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	初期値より増加	初期値より増加	—	—	—	—	過度に上昇することはない。	過度に上昇することはない。

(注 1) 統計的熱設計手法：Improved Thermal Design Procedure、改良統計的熱設計手法：Generalized Statistical Thermal-design Method

(注 2) 反応度添加率が「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」で使用した範囲に含まれているので、この解析に包絡される。

(注 3) 原子炉出力、熱流動の最大値が低く問題とならない。

(注 4) ピーク出力燃料エンタルピー増分の最大値は、約 $94\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ であり、PCMI 破損しきい値の目安を下回っており、燃料の健全性が損なわれることはない。

(注 5) ピーク出力燃料エンタルピー増分の最大値は、約 $173\text{kJ}/\text{kg}\cdot\text{UO}_2$ であり、浸水燃料の存在を考慮しても、浸水燃料の破裂は生じないため、原子炉容器の健全性が損なわれることはない。

(注 6) 【 】内は、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力を表わす。原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、原子炉圧力に約 0.57MPa 加えた値。

【 】：最も厳しくなる事象の評価結果 —：安全評価指針にて判断基準の適用対象となっていない項目。

2.1.6 まとめ

ステップ 2 燃料の使用に伴う、安全保護系、原子炉停止系等の設計の妥当性を確認するため、「安全評価指針」に従って各種の「運転時の異常な過渡変化」を想定し、解析を実施した。その結果は「2.1.5 解析結果」に示すとおりであり、「安全評価指針」の判断基準を満足することを確認した。

2.2 設計基準事故の解析について

2.2.1 概要

玄海原子力発電所 4 号炉において、燃料集合体最高燃焼度が 55,000MWd/t の高燃焼度燃料（以下「ステップ 2 燃料」という。）の使用に伴う、工学的安全施設等の設計の妥当性を確認するため、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（以下「安全評価指針」という。）等に従い、「設計基準事故」について安全評価を実施し、「安全評価指針」の判断基準を満足することを確認する。

なお、「設計基準事故」とは、「運転時の異常な過渡変化」を超える異常な状態であって、発生する頻度はまれであるが、発生した場合は原子炉施設からの放射性物質の放出の可能性がある、原子炉施設の安全性を評価する観点から想定する必要のある事象である。

評価事象は、原子炉施設から放出される放射性物質による敷地周辺への影響が大きくなる可能性のある事象の中から、代表的な事象を選定している。

解析においては、事象発生前の状態、使用するモデル、ステップ 2 燃料の使用等を考慮した入力条件について、評価の結果が厳しくなるように考慮したものをを用い、さらに事象に対処するために必要な系統及び機器について、安全機能別に結果を厳しくする機器の単一故障を仮定している。

2.2.2 評価事象

今回の変更申請に伴い、本原子炉において評価する「設計基準事故」は、「安全評価指針」に基づき、原子炉施設から放出される放射性物質による敷地周辺への影響が大きくなる可能性のある事象について、これらの事象が発生した場合における工学的安全施設等の主として「異常影響緩和系」（以下「MS」という。）に属する構築物、系統及び機器の設計の妥当性を確認する見地から、代表的な事象を選定している。具体的には、以下に示す異常な状態を生じさせる可能性のある事象である。

- (1) 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化
 - a. 原子炉冷却材喪失
 - b. 原子炉冷却材流量の喪失
 - c. 原子炉冷却材ポンプの軸固着
 - d. 主給水管破断
 - e. 主蒸気管破断

- (2) 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化
 - a. 制御棒飛び出し

- (3) 環境への放射性物質の異常な放出
 - a. 蒸気発生器伝熱管破損

- (4) 原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化
 - a. 原子炉冷却材喪失
 - b. 可燃性ガスの発生

2.2.3 解析方法及び解析条件

2.2.3.1 解析上の取扱いの主な変更内容

今回の変更申請における解析上の取扱いの主な変更内容は以下のとおりである。

(1) ステップ 2 燃料の使用に伴う変更

a. 燃料機械設計の変更

ステップ 2 燃料の構造は、基本的に現行の 48,000MWd/t 燃料（以下「ステップ 1 燃料」という。）と同一であるが、ペレット密度及び濃縮度をステップ 1 燃料より高めている。今回の解析上のペレット密度及び濃縮度の取扱いを表 2.2-1 に示す。

なお、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料については、二酸化ウラン燃料と比較して、ウラン 235 濃縮度を低下させており、最大線出力密度が低くなる様設計していることから、安全評価への影響は問題とならない。

b. 安全解析使用値の変更

ステップ 2 燃料の使用に伴い、安全解析使用値をステップ 1 燃料装荷炉心の安全解析使用値から変更している。表 2.2-2 に今回変更した安全解析使用値を示す。

今回の解析における安全解析使用値は、ステップ 1 燃料装荷炉心からステップ 2 燃料装荷炉心までの炉心特性パラメータの変動を考慮して、ステップ 2 燃料装荷炉心の評価値に余裕をとって設定している。

(2) その他の変更

a. 新評価手法の採用

(a) 改良統計的熱設計手法の採用

「発電用加圧水型原子炉の炉心熱設計評価指針」に従い、ステップ 2 燃料装荷炉心の DNBR 評価では、改良統計的熱設計手法（以下「GSTM」という。）を適用している。

「設計基準事故」の解析においても、この手法を用いて

DNBR 評価を行うこととしており、その際の判断基準である許容限界値は、1.42 としている。

なお、主蒸気管破断の DNBR 評価については、従来どおり、決定論的な手法を適用している。

(b) 制御棒飛び出しにおける解析手法の変更

「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」(以下「RIE 報告書」という。)では、制御棒飛び出しにおいて、熱流束熱水路係数 (F_Q) が事象進展中に経時変化するモデルを評価に取り入れている。

今回の制御棒飛び出しにおける評価では、「RIE 報告書」に基づいた解析手法を採用している。また、飛び出し制御棒値が安全解析使用値に近くなり、かつ、飛び出し時に出力が高くなる位置に燃焼の進んだ燃料が配置されるように評価用炉心を設定し、燃料エンタルピ及び PCMI 破損量を評価している。なお、サイクル末期の評価では、局所燃焼度の最大値が 71,000MWd/t となるようにしている。

(c) 核設計計算コードの変更

出力分布の評価を核設計計算コード ANC に変更している。

b. 新指針等への対応

(a) 反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱い

反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについては、「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」(以下「RIE 評価指針」という。)に加えて「RIE 報告書」に従った評価を行っている。

c. その他

(a) 炉心崩壊熱の変更

炉心崩壊熱については、日本原子力学会推奨値(以下「AESJ 推奨値」という。)及び ORIGEN-2 コードによる

評価値に基づく炉心崩壊熱を評価に使用している。AESJ 推奨値は、平成 4 年 6 月の「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」(以下「ECCS 性能評価指針」という。)改訂において、従来の崩壊熱データに追加して使用が認められたものである。

(b) 蒸気発生器伝熱管施栓率の扱い

蒸気発生器伝熱管施栓率について、10%までを考慮して解析を行っている。

(c) 美浜 2 号機蒸気発生器伝熱管損傷事象の教訓反映

美浜 2 号機蒸気発生器伝熱管損傷事象の反映として、「蒸気発生器伝熱管破損」の主蒸気隔離弁の閉止までに要する時間について、十分余裕を考慮した解析条件に見直している。

(d) 水素発生 G 値の見直し

可燃性ガス発生の評価において、水の放射線分解により発生する水素ガスの生成割合 (G 値) を 0.5 分子/100eV から炉心水に対し 0.4 分子/100eV、サンプル水に対し 0.3 分子/100eV に見直している。

2.2.3.2 解析方法

解析は、表 2.2-3 に示す計算プログラム (以下「コード」という。) により行われる。

今回、主蒸気管破断の解析に使用するコードを変更している。

2.2.3.3 解析条件

a. 主要な解析条件

解析で使用する主要なパラメータを表 2.2-4～表 2.2-6 及び図 2.2-1～図 2.2-3 に示す。

なお、今回の変更申請において、いずれも変更はない。

b. 影響緩和のための安全機能

影響緩和のため考慮する主要な安全機能を表 2.2-7 に示す。
なお、今回の変更申請において、変更はない。

表 2.2-1 安全解析におけるペレット密度及び濃縮度の取扱い

項目	特性	影響項目	安全解析での取扱い	
ペレット 密度	ペレット密度が高くなると燃料保有熱量が大きくなる。 ペレット密度が低くなると熱伝導率が低くなり、燃料中心温度が高くなる。	初期燃料温度設定時のペレット密度	炉心平均応答解析	ステップ 2 燃料を対象とする。
			燃料中心温度、エンタルピ解析	ペレット中心温度が高めになるステップ 1 燃料を対象とする。
			原子炉冷却材喪失解析	ペレット平均温度が高めになるステップ 1 燃料を対象とする。
		過渡計算時のペレット密度	炉心平均応答解析	ステップ 2 燃料を対象とする。
			燃料中心温度、エンタルピ解析	熱伝導率が低くなるステップ 1 燃料を対象とする。
			原子炉冷却材喪失解析	ペレット保有熱量が高めになるステップ 2 燃料を対象とする。
濃縮度	濃縮度が高くなると中性子スペクトルが硬くなり、炉心特性が影響を受ける。	炉心核特性評価値	「2.2.3.1(1)b.安全解析使用値の変更」及び「表 2.2-2」参照	
	濃縮度が変わるとペレット内径方向出力分布が影響を受けるが、その影響は小さい。	ペレット内径方向出力分布	ペレット中心温度が高めになるステップ 1 燃料を対象とする。	

※ステップ 1 燃料：理論密度の約 95%、濃縮度約 4.1wt%

ステップ 2 燃料：理論密度の約 97%、濃縮度約 4.8wt%

表 2.2-2 変更した安全解析使用値（設計基準事故）

安全解析入力パラメータ	単 位	安全解析使用値			
		ステップ 1 燃料装荷炉心	ステップ 2 燃料装荷炉心		
1. 全般的プラント挙動解析					
核的エンタルピ上昇熱水路係数 ($F_{\Delta H}$)	—	1.54 (最確値)	1.58 (最確値)		
DNBR 評価用軸方向出力分布	—	1.55 コサイン	1.62 コサイン		
2. 原子炉冷却材喪失					
減速材密度係数	($\Delta K/K$)/ (g/cm^3)	0.56	0.48		
高温炉心半径方向ピーキング係数	—	1.48	1.52		
3. 主蒸気管破断					
ほう素の反応度価値	($10^{-5}\Delta K/K$) /ppm	-8.9	-7.4		
燃料取替用水ピットほう素濃度	ppm	2,500	3,100		
4. 制御棒飛び出し					
熱流束熱水路 係数 F_Q (*)	サイクル 初期	高温 全出力	—	7.0	5.0
	サイクル 末期	高温 全出力		6.8	5.0
飛び出し制御棒 価値 (*)	サイクル 末期	高温 全出力	% $\Delta K/K$	0.18	0.12
実効遅発中性子割合 最小値(BOC)			%	0.52	0.48
即発中性子寿命 最小値			μsec	11	9

注) *は、添付書類八の安全性確認項目。

表 2.2-3 解析に使用する計算プログラム一覧表

分 類	解 析 項 目		使用計算プログラム
原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	原子炉冷却材喪失	大破断	SATAN-M WREFLOOD BASH-M LOCTA-M COCO
		小破断	SATAN-M (Small LOCA) LOCTA-IV
	原子炉冷却材流量の喪失		PHOENIX MARVEL FACTRAN THINC-III
	原子炉冷却材ポンプの軸固着		
	主給水管破断		MARVEL FACTRAN THINC-III
	主蒸気管破断		MARVEL ANC THINC-III
反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	制御棒飛び出し		TWINKLE FACTRAN THINC-III MARVEL
環境への放射性物質の異常な放出	蒸気発生器伝熱管破損		MARVEL FACTRAN THINC-III
原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化	原子炉冷却材喪失		SATAN-VI WREFLOOD COCO
	可燃性ガスの発生		—————

表 2.2-4 解析に使用する初期定常運転条件

	定 格 値	定 常 誤 差
原 子 炉 出 力	3,423MWt	±2%
1 次 冷 却 材 平 均 温 度	307.1℃	±2.2℃
原 子 炉 圧 力	15.41MPa[gage]	±0.21MPa

これらの初期値の選定に際しては、判断基準に照らして解析結果が最も厳しくなるように定常誤差の符号を選択するが、改良統計的熱設計手法を使用する DNBR の評価では、初期値として定格値を用いる。

表 2.2-5 解析に使用する原子炉トリップ
限界値及び応答時間

原子炉トリップ信号	解析に使用する トリップ限界値	応答時間 (秒)
出力領域中性子束高 (高設定)	118%(定格出力値に対して)	0.5
出力領域中性子束高 (低設定)	35%(定格出力値に対して)	0.5
過大温度 ΔT 高	1次冷却材平均温度等の関数 (図 2.2-1 参照)	6.0
過大出力 ΔT 高	1次冷却材平均温度等の関数 (図 2.2-1 参照)	6.0
原子炉圧力高	16.61MPa[gage]	2.0
原子炉圧力低	12.73MPa[gage]	2.0
1次冷却材流量低	87% (定格流量に対して)	1.0
1次冷却材ポンプ電源電圧低	65% (定格値に対して)	1.5
蒸気発生器水位低	狭域水位検出器下端水位	2.0
タービントリップ	—	1.0

表 2.2-6 解析に使用する工学的安全施設作動信号の
作動限界値及び応答時間

工学的安全施設作動信号	解析に使用する作動限界値	応答時間 (秒)
非常用炉心冷却設備作動信号		
a. 原子炉圧力低	12.04MPa[gage]	2.0
b. 主蒸気ライン圧力低	3.35MPa[gage]	2.0
c. 原子炉格納容器圧力高	0.048MPa[gage]	2.0
主蒸気ライン隔離信号		
主蒸気ライン圧力低	3.35MPa[gage]	2.0
原子炉格納容器スプレイ作動 信号		
原子炉格納容器圧力異常高	0.205MPa[gage]	2.0

表 2.2-7 影響緩和のため考慮する主要な安全機能

分類	機能	系統及び機器
MS-1	原子炉の緊急停止機能	制御棒クラスタ及び制御棒駆動系（トリップ機能）
	未臨界維持機能	制御棒クラスタ及び制御棒駆動系 非常用炉心冷却系（ほう酸注入機能）
	原子炉冷却材圧力 バウンダリの過圧防止機能	加圧器安全弁（開機能）
	原子炉停止後の除熱機能	補助給水系 主蒸気安全弁 主蒸気隔離弁 主蒸気逃がし弁（手動逃がし機能）
	炉心冷却機能	非常用炉心冷却系
	放射性物質の閉じ込め機能 放射線の遮へい及び放出低減機能	原子炉格納容器 アニュラス 原子炉格納容器隔離弁 原子炉格納容器スプレイ系 アニュラス空気浄化系 安全補機室空気浄化系
	工学的安全施設及び原子炉停止系への作動信号の発生機能	安全保護系
	安全上特に重要な関連機能	非常用電源系
MS-2	放射性物質放出の防止機能	放射性気体廃棄物処理系の隔離弁
	異常状態の緩和機能	加圧器逃がし弁（手動開閉機能）
MS-3	タービントリップ機能	タービントリップ

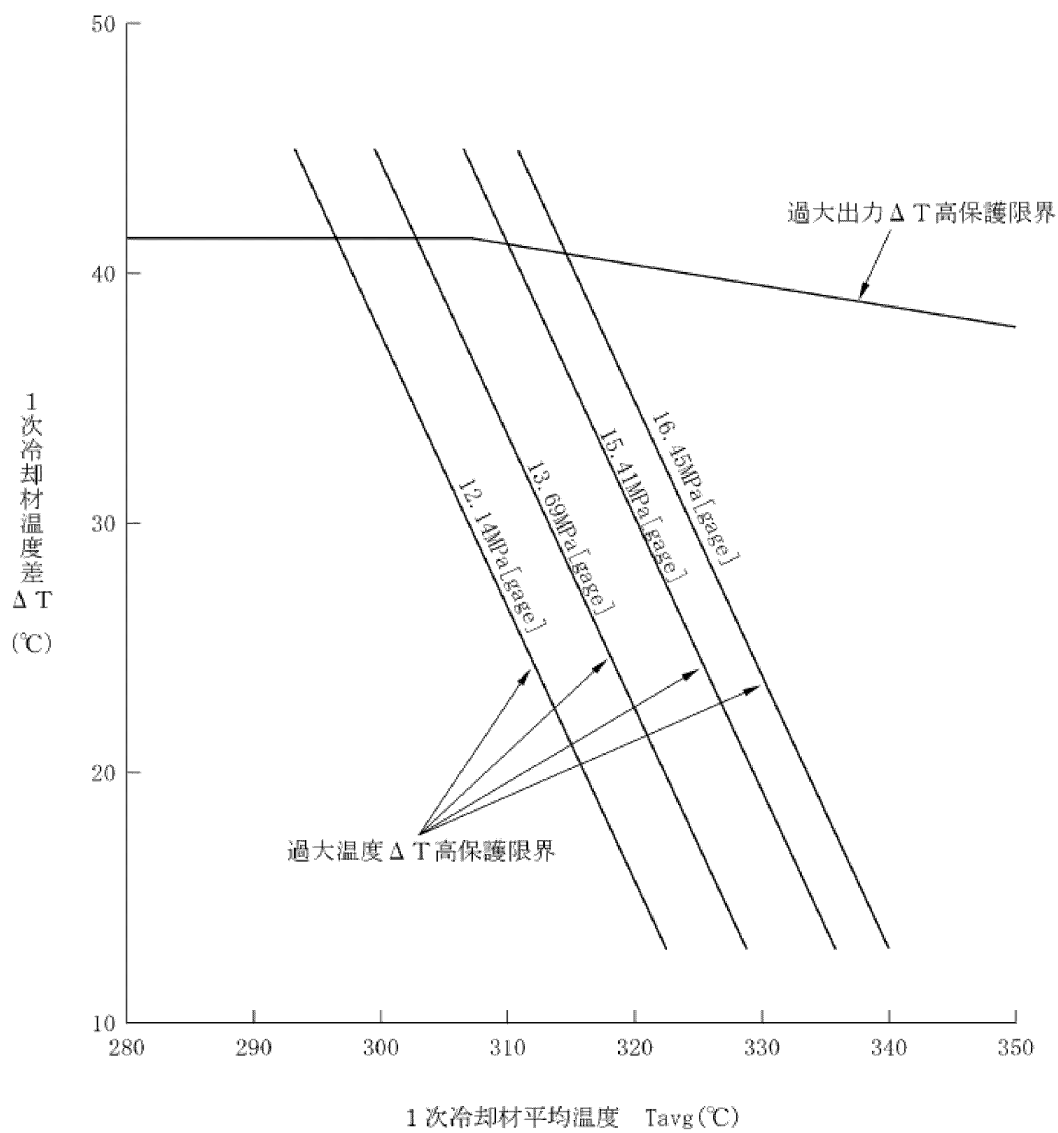


図 2.2-1 過大出力 ΔT 高及び過大温度 ΔT 高による保護限界図 (代表例)

制御棒クラスタ落下開始から全ストロークの85%落下までの時間を2.2秒としている。

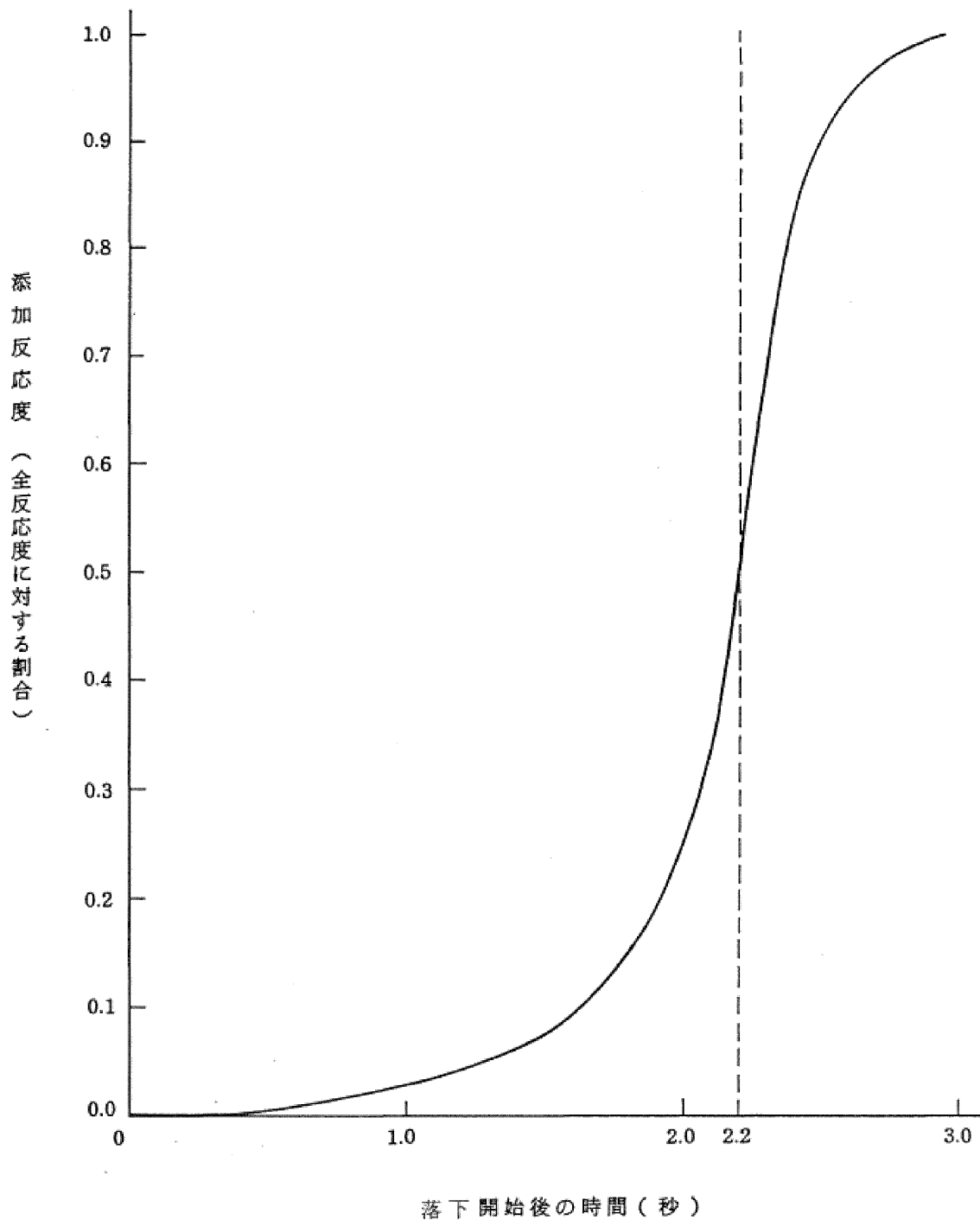


図 2.2-2 トリップ時の制御棒クラスタ落下による反応度添加曲線

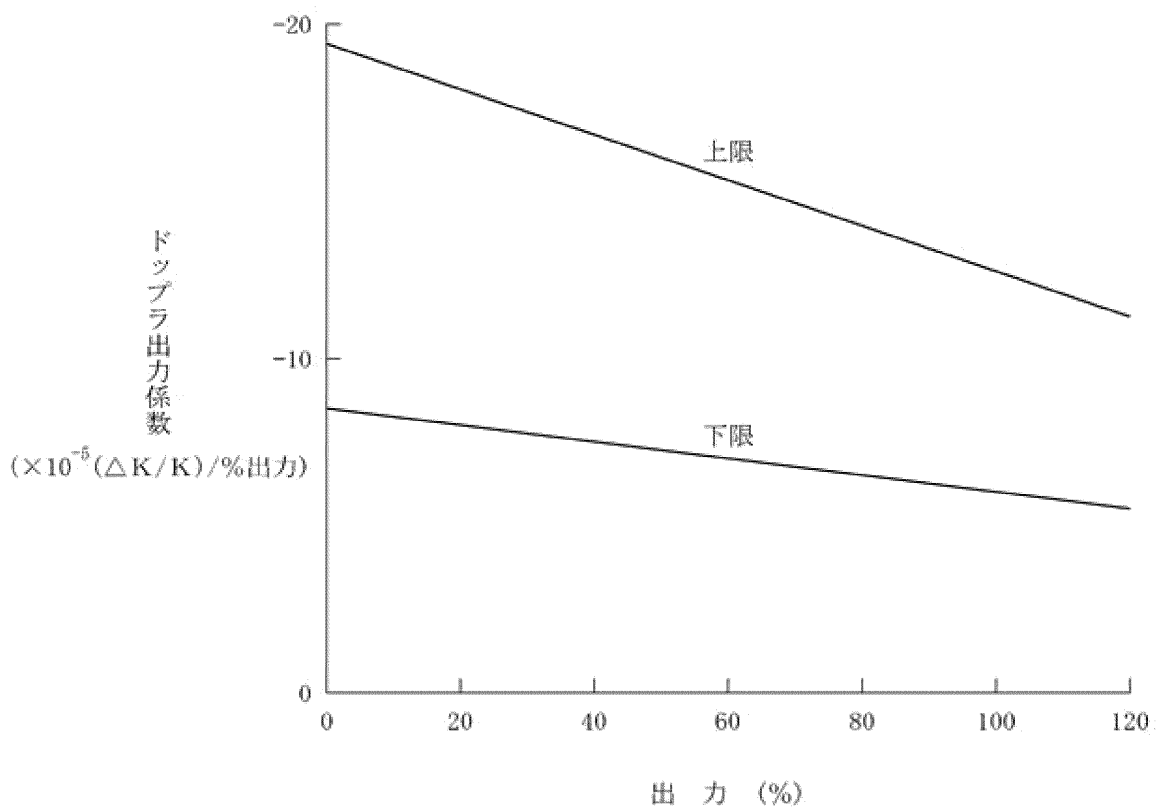


図 2.2-3 解析に使用したドップラ出力係数

2.2.4 判断基準

想定された事象が生じた場合、炉心の溶融あるいは著しい損傷のおそれがなく、かつ、事象の過程において他の異常状態の原因となるような 2 次的損傷が生じなく、さらに放射性物質の放散に対する障壁の設計が妥当であることを確認する。このことを判断する基準は以下のとおりである。

- (1) 炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能であること。
- (2) 燃料エンタルピは制限値 ($791\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$) を超えないこと。
制限値は、「RIE 評価指針」に示された $963\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ (「RIE 評価指針」に示された $230\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ に相当。) から、燃焼が最も進んだペレットの融点低下量及びガドリニア添加による融点低下量をエンタルピに換算した値を差し引いた値である。
- (3) 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、最高使用圧力である $17.16\text{MPa}[\text{gage}]$ の 1.2 倍の圧力 $20.59\text{MPa}[\text{gage}]$ 以下であること。
- (4) 原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、最高使用圧力 $0.392\text{MPa}[\text{gage}]$ 以下であること。

なお、「原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化」における「原子炉冷却材喪失」においては、「ECCS 性能評価指針」に基づいて以下の判断基準を用いる。

- a. 燃料被覆管の温度の計算値の最高値は、 $1,200^\circ\text{C}$ 以下であること。
- b. 燃料被覆管のジルコニウム-水反応量の計算値は、酸化反応が著しくなる前の燃料被覆管厚さの 15% 以下であること。
- c. 炉心で燃料被覆管及び構造材が水と反応するに伴い発生する水素の量は、原子炉格納容器の健全性確保の見地から、十分低い値であること。

(「ECCS 性能評価指針」解説 I の 3.2 基準(3)より、炉心の被覆管のジルカロイの全量の 1%の酸化に相当する量以下)

- d. 燃料棒の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長期間にわたって行われることが可能であること。

また、反応度投入事象においては、「RIE 評価指針」で定めるとおり浸水燃料の破裂による衝撃圧力等の発生によっても、原子炉圧力容器の健全性を損なわないことを確認する。ただし、「RIE 報告書」に従い、浸水燃料の破裂に加えて、ペレット／被覆管機械的相互作用を原因とする破損（以下「PCMI 破損」という。）による衝撃圧力等の発生を重畳しても、これらにより生じる機械的エネルギーにより、原子炉圧力容器の健全性を損なわないことを確認する。

- a. 浸水燃料については、ピーク出力部燃料エンタルピが $272\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ （「RIE 評価指針」に示す $65\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$ に相当）を超える燃料棒の被覆は破裂したものし、発生する機械的エネルギーの影響を評価する。
- b. ピーク出力部燃料エンタルピの増分が、「RIE 報告書」に示された以下の PCMI 破損しきい値のめやすを超える燃料棒は PCMI 破損を生じたものとし、発生する機械的エネルギーの影響を評価する。

ペレット燃焼度	ピーク出力部燃料エンタルピの増分
25,000MWd/t 未満	$460\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ ($110\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$)
25,000MWd/t 以上 40,000MWd/t 未満	$356\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ ($85\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$)
40,000MWd/t 以上 65,000MWd/t 未満	$209\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ ($50\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$)
65,000MWd/t 以上 75,000MWd/t 程度まで	$167\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ ($40\text{cal/g}\cdot\text{UO}_2$)

上記の PCMI 破損しきい値のめやすは、「RIE 報告書」で示されたものを SI 単位に換算したものである。

2.2.5 解析結果

解析結果を表 2.2-8 に示す。

「原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化」のうち「原子炉冷却材流量の喪失」、「原子炉冷却材ポンプの軸固着」、「主給水管破断」及び「主蒸気管破断」の解析結果は、最小 DNBR が最も厳しくなる「原子炉冷却材ポンプの軸固着」においても約 1.53 であり、許容限界値 1.42 以上である。したがって、これらの事故時において、いずれも炉心は著しい損傷に至ることなく、かつ、十分な冷却が可能である。また、「原子炉冷却材喪失」の解析結果は、最も厳しいケースにおいても燃料被覆管最高温度、局所的な最大ジルコニウム-水反応量及び全炉心平均ジルコニウム-水反応量は各々約 984℃、約 1%及び 0.3%以下となり、さらに再循環モードの確立によって長期にわたる炉心の冷却が可能であることから、「ECCS 性能評価指針」の判断基準を満足している。

燃料エンタルピーの最大値は、「反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化」における「制御棒飛び出し」において、約 358kJ/kg・UO₂であり、「RIE 評価指針」に示された制限値からさらに燃焼の進行及びガドリニア添加に伴うペレット融点低下分に相当するエンタルピーを差し引いた値である 791kJ/kg・UO₂を超えない。なお、PCMI 破損及び浸水燃料の破裂によって発生する衝撃圧力のもつ機械的エネルギーは約 11kJ であり、原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー 9.4×10³kJ に対して十分小さく、原子炉容器の健全性が損なわれることはない。

原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力の最大値については、これが最も厳しくなる「主給水管破断」において、約 18.4MPa[gage]であり、最高使用圧力(17.16MPa[gage])の 1.2 倍の圧力(20.59MPa[gage])以下である。

原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力の最大値については、「原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化」における「原子炉冷却材喪失」において、約 0.308MPa[gage]であり、最高使用圧力

(0.392MPa[gage])以下である。なお、原子炉格納容器内最高温度は約132℃であり、最高使用温度（144℃）以下である。また、「可燃性ガスの発生」の解析結果は、事故発生後30日時点で約2.7%であり、原子炉格納容器内の水素濃度は4%以下である。

表 2.2-8 設計基準事故の解析結果 (玄海 4 号炉)

項目	炉心損傷・冷却能力の維持		燃料エンタルピー		原子炉圧力 (注5)		原子炉格納容器健全性	
	現行	今回	現行	今回	現行	今回	現行	今回
判断基準	燃料被覆管最高温度: $\leq 1,200^{\circ}\text{C}$ 局所的な最大Zr-水反応量: $\leq 15\%$ 全炉心平均Zr-水反応量: 原子炉格納容器健全性確保の見地から十分低い値であること (1%以下) 最小DNBR: ≥ 1.17 (ITDP)、 ≥ 1.42 (GSTM) (注3) ≥ 1.30 (W-3相関式)		$\leq 963\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$		原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 $\leq 20.59\text{MPa}$ [gage]		原子炉格納容器内圧力: $\leq 0.392\text{MPa}$ [gage] 原子炉格納容器内温度: $\leq 144^{\circ}\text{C}$ 原子炉格納容器内水素濃度: $\leq 4\%$	
	(施設率0%) 燃料被覆管最高温度: 約 984°C / 約 979°C 局所的な最大Zr-水反応量: 約 0.4% / 約 0.4% (注4) 全炉心平均Zr-水反応量: $\leq 0.3\%$ / $\leq 0.3\%$		—		—		最高圧力: 約 0.320MPa [gage] 最高温度: 約 133°C 水素濃度: 約 3.5% (静的機器単一故障) 最高圧力: 約 0.308MPa [gage] 最高温度: 約 132°C 水素濃度: 約 2.7% (静的機器単一故障)	
1. 原子炉冷却材喪失	(施設率0%) 燃料被覆管最高温度: 約 719°C 局所的な最大Zr-水反応量: 約 0.2% 全炉心平均Zr-水反応量: $\leq 0.2\%$		—		—		(静的機器単一故障) 最高圧力: 約 0.320MPa [gage] 水素濃度: 約 3.6%	
2. 原子炉冷却材流量の喪失	最小DNBR (ITDP): 約1.47		—		圧力上昇幅 約 0.7MPa		—	
3. 原子炉冷却材ポンプの軸固着	最小DNBR (ITDP): 約1.28		—		約 16.8MPa [gage] 【約 17.3MPa [gage]】		—	
4. 主給水管破断	最小DNBR (ITDP): 約1.37		—		約 17.8MPa [gage] 【約 18.4MPa [gage]】		—	
5. 主蒸気管破断	最小DNBR (W-3): 約1.44		—		過度に上昇することはない		—	
6. 制御棒飛び出し (注1, 2)	—		(BOC) 約 $562\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$ (EOC) 約 $586\text{kJ/kg}\cdot\text{UO}_2$		約 17.3MPa [gage] 【約 17.8MPa [gage]】		—	
7. 蒸気発生器伝熱管破損	最小DNBR (ITDP): 約1.45		—		—		—	

(注1) 燃料エンタルピーは高温露出力時の解析結果、原子炉圧力は高温全出力時の解析結果。

(注2) 今回の評価において、PCMI 破損及び浸水燃料の破裂によって発生する衝撃圧力の持つ機械的エネルギーは約 11kJ であり、原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー $9.4 \times 10^3\text{kJ}$ に対して十分小さい。

(注3) 統計的熱設計手法: Improved Thermal Design Procedure、改良統計的熱設計手法: Generalized Statistical Thermal-design Method

(注4) 両端破断の場合は、局所的な最大Zr-水反応量は約 1%となる。

(注5) 【 】内は、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力を表わす。原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は、原子炉圧力に約 0.57MPa 加えた値。

【 】: 最も厳しくなる事象の評価結果 ー: 安全評価指針にて判断基準の適用対象となっていない項目。

2.2.6 まとめ

ステップ 2 燃料の使用に伴う、工学的安全施設等の設計の妥当性を確認するため、「安全評価指針」に従って各種の「設計基準事故」を想定し、解析を実施した。その結果は「2.2.5 解析結果」（設計基準事故時の被ばく評価を除く。）に示すとおりであり、「安全評価指針」の判断基準を満足することを確認した。

2.3 設計基準事故時の被ばく評価について

2.3.1 概要

2.3.1.1 評価すべき範囲と事象

玄海原子力発電所4号炉においては、燃料集合体最高燃焼度が55,000MWd/tの高燃焼度燃料（以下「ステップ2燃料」という。）の使用に伴う、工学的安全施設等の設計の妥当性を確認するため、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」（以下「安全評価指針」という。）等に従い、「設計基準事故」について安全評価を実施している。

「設計基準事故」とは、発生頻度が「運転時の異常な過渡変化」より低い異常な状態であって、当該状態が発生した場合には発電用原子炉施設から多量の放射性物質が放出するおそれがあるものとして安全設計上想定すべきものである。

評価事象は、発電用原子炉施設から放出される放射性物質による敷地周辺への影響が大きくなる可能性のある事象の中から、以下に示す代表的な事象を選定している。

- a. 放射性気体廃棄物処理施設の破損
- b. 蒸気発生器伝熱管破損
- c. 燃料集合体の落下
- d. 原子炉冷却材喪失
- e. 制御棒飛び出し

2.3.1.2 判断基準

実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則（以下「設置許可基準規則」という。）第十三条第二項ホにて、「設計基準対象施設が工場等周辺の公衆に放射線障害を及ぼさないものであること」が要求されており、設置許可基準規則の解釈に定められるように安全評価指針に基づいて、2.3.1.1で定める5事象に対して評価を行った結果、安全評価指針の判断基準である「周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリ

クを与えないこと」を満足していることを確認している。

この確認結果を、設置変更許可申請書本文十号ロ. の評価結果に記載している。

「周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えないこと」とは、周辺公衆の実効線量の評価値が発生事故当たり5mSvを超えないことをいう。本判断基準については、安全評価指針においては具体的な運用が以下のとおり示されている。

「ICRPの1990年勧告によれば、公衆の被ばくに対する年実効線量限度として、1mSvを勧告しているが、特殊な状況においては、5年間にわたる平均が年当たり1mSvを超えなければ、単一年にこれよりも高い実効線量が許されることもありうるとなっている。これは平常時の放射線被ばくについての考え方であるが、これを発生頻度の小さい「事故」の場合にも適用することとし、周辺公衆の実効線量の評価値が発生事故当たり5mSvを超えなければ「リスク」は小さいと判断する。」

2.3.1.3 主な変更内容

今回の変更申請における解析上の取扱いの主な変更内容は以下のとおりである。

(1) ステップ2燃料の使用に伴う変更

被ばく評価用ソースタームについて、ステップ2燃料の運用に対応した運転時間及びサイクル数を考慮し、変更している。

(2) 蒸気発生器伝熱管施栓率の扱い

蒸気発生器伝熱管施栓率について、10%までを考慮した評価を行っている。

(3) 気象条件の変更

設計基準事故時被ばく評価に用いる気象資料を1981年から、2016年に変更し「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算した相対濃度及び相対線量を用いて被ばく評価を実施している。

(4) 美浜 2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象の教訓反映

美浜 2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象の反映として、「蒸気発生器伝熱管破損」の主蒸気隔離弁の閉止までに要する時間について、十分余裕を考慮した解析条件に見直している。

2.3.2 評価結果

玄海原子力発電所4号炉において、安全評価指針に従い、評価を行った結果、万一設計基準事故が発生した場合にも周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはないことを確認している。

玄海原子力発電所4号炉における設計基準事故時の被ばく評価のまとめを表2.3-1（1/2）に示す。

また、玄海原子力発電所3号炉においても、玄海原子力発電所4号炉と同様に、1981年の気象資料から、2016年の気象資料に変更し「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算した相対濃度及び相対線量を用いて設計基準事故時の被ばく評価を実施しており、万一設計基準事故が発生した場合にも周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはないことを確認している。

玄海原子力発電所3号炉における設計基準事故時の被ばく評価のまとめを表2.3-1（2/2）に示す。

表2.3-1 (1/2) 設計基準事故時(4号炉)の被ばく評価まとめ

項目	放出放射能				拡散条件				評価結果			
	現行		今回		現行		今回		現行	今回		
	よう素(Bq) ^{*1}	希ガス(Bq) ^{*2}	よう素(Bq) ^{*1}	希ガス(Bq) ^{*2}	着目方位	γ/Q (s/m ³)	D/Q (Gy/Bq)	着目方位	γ/Q (s/m ³)	D/Q (Gy/Bq)		
放射線性気体廃棄物 処理施設の破損	—	約2.2×10 ¹⁴ ^{*4}	—	約2.2×10 ¹⁴ ^{*4}	S	—	約3.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	—	約4.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	実効線量 (mSv)	約0.089
蒸気発生器伝熱管 破損	約6.8×10 ¹⁰ ^{*4}	約2.9×10 ¹⁴ ^{*4}	約1.3×10 ¹¹ ^{*4}	約4.4×10 ¹⁴ ^{*4}	S	約3.2×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約3.1×10 ⁻⁵ ^{*4}	約4.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	実効線量 (mSv)	約0.12
燃料集合体の落下	約6.4×10 ¹⁰ ^{*4}	約4.7×10 ¹² ^{*4}	約8.4×10 ¹⁰ ^{*4}	約6.2×10 ¹² ^{*4}	S	約3.2×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約3.1×10 ⁻⁵ ^{*4}	約4.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	実効線量 (mSv)	約0.039
原子炉冷却材喪失	約8.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約1.6×10 ¹¹ ^{*4}	約4.5×10 ¹³ ^{*3} /約2.7×10 ¹² ^{*4}	約7.7×10 ¹⁰ ^{*3} /約1.5×10 ¹¹ ^{*4}	約4.2×10 ¹³ ^{*3} /約2.6×10 ¹² ^{*4}	NE	約1.5×10 ⁻⁵ ^{*3} /約3.4×10 ⁻⁵ ^{*4}	約1.3×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約1.5×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約3.3×10 ⁻⁶ ^{*3} /約6.0×10 ⁻⁵ ^{*4}	約4.6×10 ⁻²⁰ ^{*3} /約3.2×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	実効線量 (mSv)	約0.072 ^{*5} 約0.095 ^{*6}
制御棒飛び出し	約6.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約6.2×10 ¹⁰ ^{*4}	約1.7×10 ¹³ ^{*3} /約1.0×10 ¹² ^{*4}	約4.9×10 ¹⁰ ^{*3} /約5.1×10 ¹⁰ ^{*4}	約1.4×10 ¹³ ^{*3} /約8.3×10 ¹¹ ^{*4}	NE	約1.8×10 ⁻⁵ ^{*3} /約3.0×10 ⁻⁵ ^{*4}	約1.6×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約2.1×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約3.8×10 ⁻⁶ ^{*3} /約5.5×10 ⁻⁵ ^{*4}	約5.4×10 ⁻²⁰ ^{*3} /約3.9×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	実効線量 (mSv)	約0.032 ^{*7} 約0.031 ^{*8}

*1 I-131等価量—小児実効線量係数換算 *2 γ線エネルギー0.5MeV換算 *3 排気筒放出 *4 地上放出

*5 直接線量：約0.0012mSvを含む。 *6 直接線量：約0.0014mSvを含む。

*7 直接線量：約0.00042mSvを含む。 *8 直接線量：約0.00042mSvを含む。

表2.3-1 (2/2) 設計基準事故時(3号炉)の被ばく評価まとめ

項目	放出放射能				拡散条件				評価結果			
	現行		今回		現行		今回		現行	今回		
	よう素(Bq) ^{*1}	希ガス(Bq) ^{*2}	よう素(Bq) ^{*1}	希ガス(Bq) ^{*2}	着目方位	γ/Q (s/m ³)	D/Q (Gy/Bq)	着目方位	γ/Q (s/m ³)	D/Q (Gy/Bq)		
放射性気体廃棄物 処理施設の破損	—	約2.2×10 ¹⁴ ^{*4}	—	約2.2×10 ¹⁴ ^{*4}	NE	—	約3.5×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	—	約3.7×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	約0.077	約0.083
蒸気発生器伝熱管 破損	約1.5×10 ¹¹ ^{*4}	約4.6×10 ¹⁴ ^{*4}	約1.5×10 ¹¹ ^{*4}	約4.6×10 ¹⁴ ^{*4}	NE	約3.5×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.5×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約2.7×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.7×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	約0.24	約0.23
燃料集合体の落下	約6.4×10 ¹⁰ ^{*4}	約4.7×10 ¹² ^{*4}	約6.4×10 ¹⁰ ^{*4}	約4.7×10 ¹² ^{*4}	NE	約3.5×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.5×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	SE	約2.7×10 ⁻⁵ ^{*4}	約3.7×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	約0.033	約0.026
原子炉冷却材喪失	約8.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約1.6×10 ¹¹ ^{*4}	約4.5×10 ¹³ ^{*3} /約2.7×10 ¹² ^{*4}	約8.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約1.6×10 ¹¹ ^{*4}	約4.5×10 ¹³ ^{*3} /約2.7×10 ¹² ^{*4}	NE	約1.6×10 ⁻⁵ ^{*3} /約4.1×10 ⁻⁵ ^{*4}	約1.3×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約1.7×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	NE	約1.7×10 ⁻⁵ ^{*3} /約5.4×10 ⁻⁵ ^{*4}	約1.4×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約3.0×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	約0.086 ^{*5}	約0.11 ^{*5}
制御棒飛び出し	約6.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約6.2×10 ¹⁰ ^{*4}	約1.7×10 ¹³ ^{*3} /約1.0×10 ¹² ^{*4}	約6.0×10 ¹⁰ ^{*3} /約6.2×10 ¹⁰ ^{*4}	約1.7×10 ¹³ ^{*3} /約1.0×10 ¹² ^{*4}	NE	約2.0×10 ⁻⁵ ^{*3} /約3.6×10 ⁻⁵ ^{*4}	約1.7×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約2.4×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	NE	約2.0×10 ⁻⁵ ^{*3} /約3.3×10 ⁻⁵ ^{*4}	約2.0×10 ⁻¹⁹ ^{*3} /約3.7×10 ⁻¹⁹ ^{*4}	約0.038 ^{*6}	約0.036 ^{*6}

*1 I-131等価量—小児実効線量係数換算 *2 γ線エネルギー0.5MeV換算 *3 排気筒放出 *4 地上放出

*5 直接線量：約0.0036mSvを含む。 *6 直接線量：約0.0013mSvを含む。

各事象の説明
(運転時の異常な過渡変化の解析)

目 次

1. 各事象の詳細説明	13 条-別添 1-1
1.1 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化	13 条-別添 1-1
1.2 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化	13 条-別添 1-30
1.3 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の 異常な変化	13 条-別添 1-65
2. 解析結果	13 条-別添 1-81
2.1 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化	13 条-別添 1-81
2.2 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化	13 条-別添 1-83
2.3 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の 異常な変化	13 条-別添 1-85

1. 各事象の詳細説明

1.1 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化

(1) 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の起動時に、制御棒駆動系の故障、誤操作等により、制御棒クラスタが連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

(a) 炉心動特性解析及び燃料棒過渡解析

炉心動特性解析コード CHICKIN-M により中性子束等の過渡応答を求め、さらに、この結果を用いて、燃料棒過渡解析コード FACTRAN によって、熱点の燃料エンタルピの過渡変化を計算する。

(b) 原子炉圧力解析

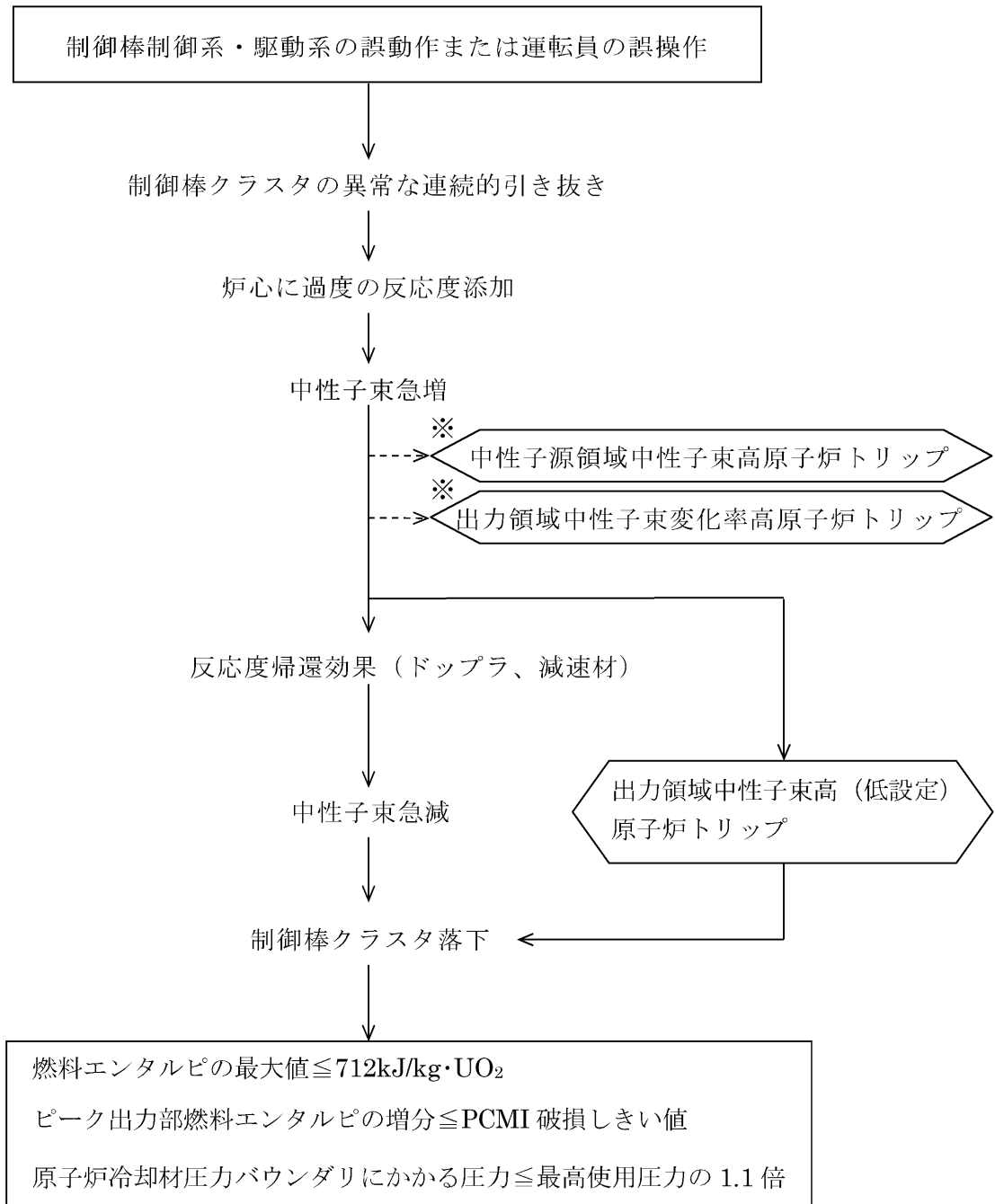
熱水力計算コード THINC-III により炉心における急峻なボイドの生成を求め、このボイドを考慮してプラント過渡特性解析コード MARVEL により原子炉圧力を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-1 に示す。

主要事象クロノログを表 1.1-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-2 及び図 1.1-2～図 1.1-3 に示す。



※解析では無視している

出力レベルによって当該信号を手動ブロックしている状態
がありうるので、これを無視した解析を実施している

図 1.1-1 「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」の事象過程

表 1.1-1 「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」の
主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	制御棒引き抜き開始
約 10.7	「出力領域中性子束高 (低設定)」信号トリップ 限界値到達
約 11.2	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 13.1	燃料エンタルピ最大
約 33.8	原子炉圧力最大
50	計算終了

表 1.1-2 「原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き」の
解析条件及び解析結果

①熱点解析、②圧力解析

項 目		解析件名	
		原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 ($\Delta K/K$)/s	反応度添加率 7.5×10^{-4}	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値（最大反応度値を有する二つの制御棒クラスタバンクが、最大速度（約 114 cm/min）で炉心から同時に引き抜かれると想定した場合の最大反応度添加率を上回る値）
	減 速 材 温 度 係 数 ($\Delta K/K$)/ $^{\circ}C$	8.0×10^{-5}	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値（未臨界状態で全制御棒引き抜きを想定した場合の最大値で出力上昇をより大きくする）
	ド ッ プ ラ 係 数	図 1.1-2	出力上昇抑制効果を最小
	原 子 炉 出 力 %	10^{-11}	トリップまでの添加反応度が最大となるように未臨界状態の最小出力レベル
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 $^{\circ}C$	291.7 ①293.9 ②293.9	高温零出力状態の値 （熱点解析、圧力解析に対しては最大値をとる）
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	15.41 ①15.20 ②15.62	高温零出力状態の値 （熱点解析に対しては最小値、圧力解析に対しては最大値をとる）
	熱 水 路 係 数	①Fq=5.4	炉心評価値から事象の解析結果を厳しくするように設定
	単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		CHICKIN-M FACTRAN THINC-III MARVEL	反応度投入事象の過渡応答解析 燃料棒の熱的变化の解析 圧力応答解析時のボイドの生成の解析 プラントの圧力応答解析
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		出力領域中性子束高（低設定）	
解 析 結 果		結 果	判 定
	燃料エンタルピーの最大値 kJ/kg \cdot UO ₂	約 378	≤ 712
	ピーク出力部燃料 エンタルピー増分の最大値 kJ/kg \cdot UO ₂	約 94	\leq PCMI 破損しきい値 ^{注1}
	ピーク出力部燃料 エンタルピーの最大値 kJ/kg \cdot UO ₂	約 173	≤ 272 （浸水燃料の破裂限界 ^{注2} ）
原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	約 17.0	原子炉圧力は過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	

注 1)ペレット燃焼度 65,000MWd/t 以上、75,000MWd/t 程度までの PCMI 破損しきい値は 167kJ/kg \cdot UO₂

注 2)浸水燃料の破裂が生じないため、原子炉圧力容器の健全性が損なわれることはない。

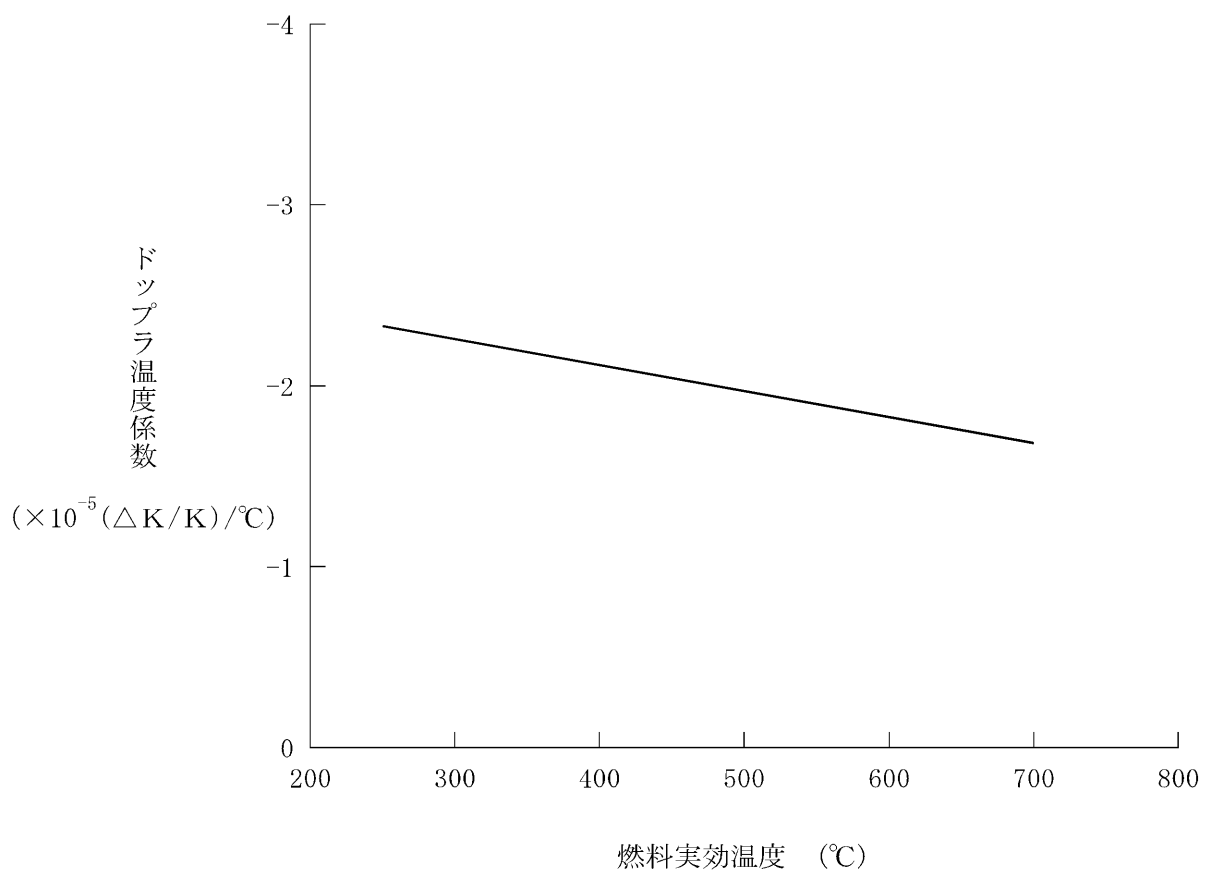


図 1.1-2 解析に使用したドップラ温度係数

- 中性子束
 - ① 制御棒クラスタバンク引き抜きによる反応度添加による出力上昇
 - ② ドップラ反応度帰還による出力低下
 - ③ 「出力領域中性子束高（低設定）」原子炉トリップ（約11秒）
 - ⑤ 制御棒落下による出力低下
 - ⑦ 遅発中性子による出力
- 原子炉圧力
 - ④ 出力上昇による1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑥ RCP停止ループの1次冷却材温度上昇によりわずかに圧力上昇する
- 燃料エンタルピ
 - ⑧ 高温零出力状態における初期値（0°C基準）
 - ⑨ 即発臨界による出力上昇に伴うエンタルピ上昇
 - ⑩ 出力低下に伴うエンタルピ低下

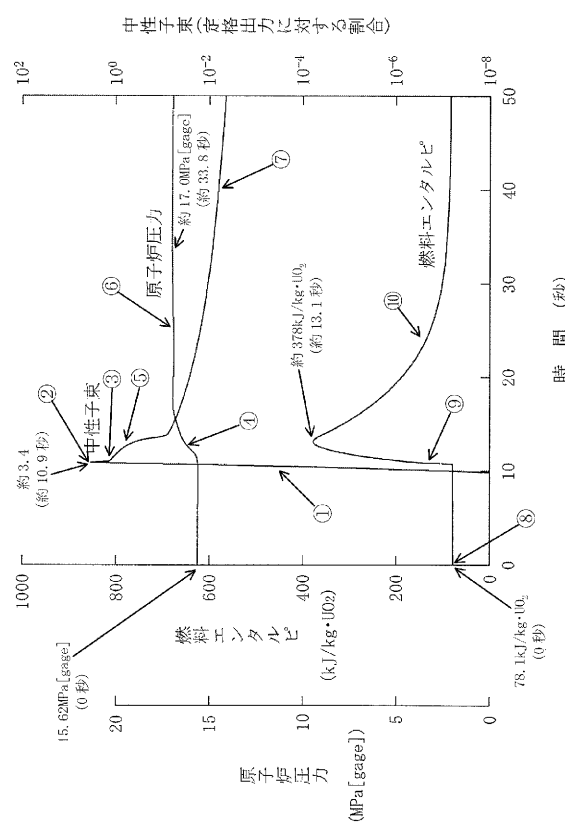


図 1.1-3 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き

(2) 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、制御棒駆動系の故障、誤操作等により、制御棒クラスタが連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度及び DNBR の過渡応答を求め、これらのデータを使って、燃料棒過渡解析コード FACTRAN により燃料温度を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-4 に示す。

主要事象クロノログを表 1.1-3 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-4～表 1.1-5 及び図 1.1-5～図 1.1-11 に示す。

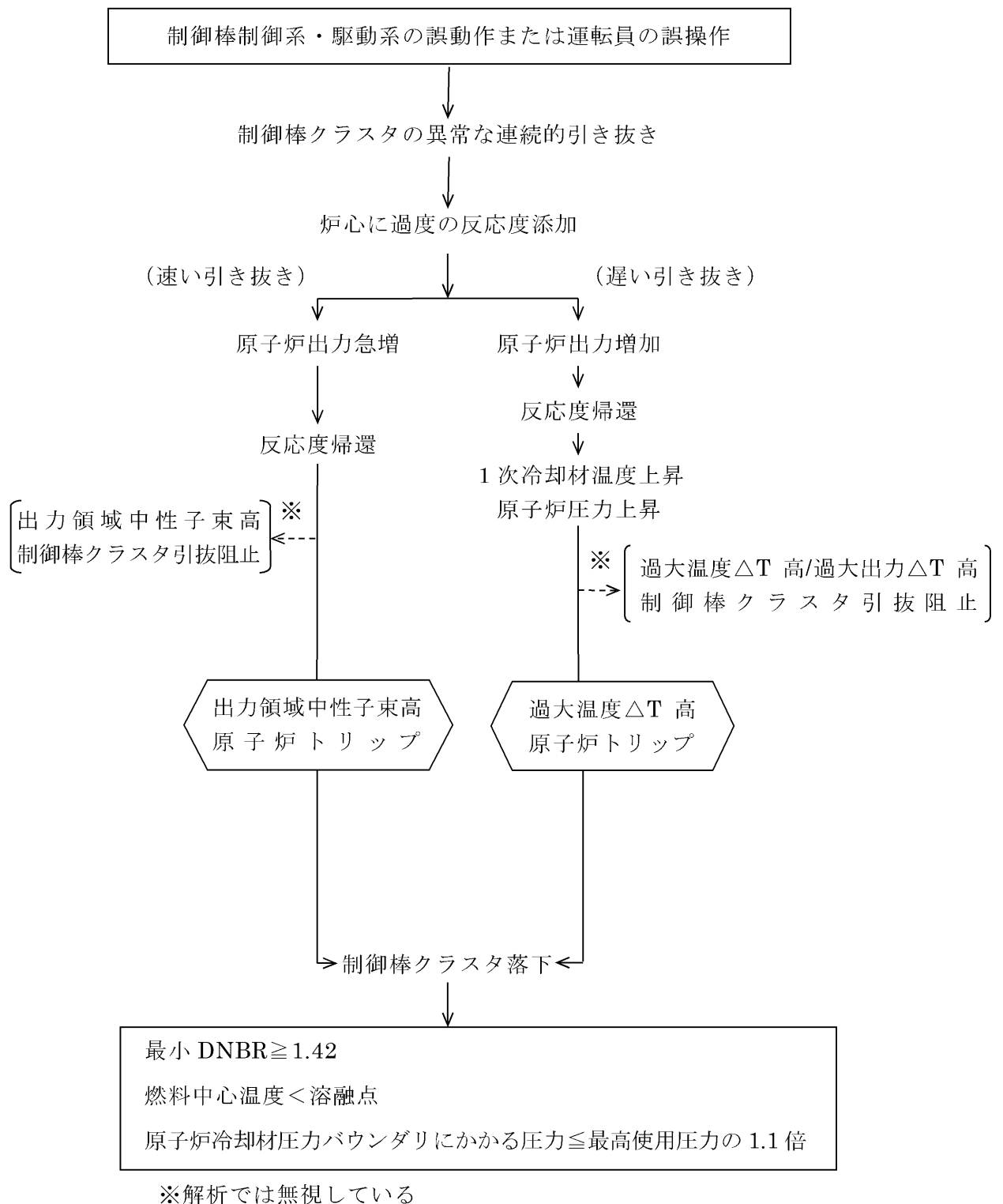


図 1.1-4 「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」の事象過程

表 1.1-3 「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」の主要事象クロノロジ

a. 速い引き抜き（反応度添加率： 7.5×10^{-4} ($\Delta K/K$)/s)

時刻（秒）	事 象
0	制御棒引き抜き開始
約 1.5	「出力領域中性子束高（高設定）」信号トリップ 限界値到達
約 2.0	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 2.7	DNBR 最小
約 4.4	原子炉圧力最大
6	計算終了

b. 遅い引き抜き（反応度添加率： 3.2×10^{-5} ($\Delta K/K$)/s)

時刻（秒）	事 象
0	制御棒引き抜き開始
約 34	「過大温度 ΔT 高」信号トリップ限界値到達
約 40	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始 DNBR 最小
約 42	原子炉圧力最大
50	計算終了

表 1.1-4 「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(速い引き抜き)」の解析条件
及び解析結果

①最小 DNBR 解析、②燃料中心温度解析

項 目		解析件名	
		出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(速い引き抜き)	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 ($\Delta K/K$)/s	反応度添加率 7.5×10^{-4}	炉心の安全性確認項目における安全解析 使用値（最大反応度値を有する二つの 制御棒クラスタバンクが、最大速度（約 114 cm/min）で炉心から同時に引き抜 かれると想定した場合の最大反応度添加 率を上回る値）
	減 速 材 密 度 係 数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	温度上昇による負の反応度帰還が最小に なるように出力運転時の最小値を使用
	ド ッ プ ラ 出 力 係 数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の下限値	出力上昇抑制効果を最小
	原 子 炉 出 力 %	①100 ②102	定 格 値 定常誤差を考慮した上限値
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 °C	①307.1 ②309.3	同 上
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	①15.41 ②15.20	定 格 値 定常誤差を考慮した下限値
	熱 水 路 係 数	① $\begin{cases} F_{\Delta H}^N = 1.64 \\ F_Z^N = 1.62 \cos \end{cases}$	熱水力設計値を使用
		② $F_Q = 2.8$	118%出力のとき最大線出力密度 59.1kW/m となるように設定
単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多 重構成としているので機能喪失なし	
解 析 コ ー ド		MARVEL FACTRAN	プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		出力領域中性子束高（高設定）	
解 析 結 果	結 果		判 定
	最 小 D N B R	約 1.82	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度 °C	約 2,150	< 2,570（燃料寿命初期の制限値） ^注
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.5	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原 子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が 問題となることはない。

注) ステップ1燃料（理論密度の約95%）で燃料中心温度が最高となる燃焼度約
1,200Mwd/tにおける制限値

表 1.1-5 「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(遅い引き抜き)」の解析条件
及び解析結果

①最小 DNBR 解析、②燃料中心温度解析

項 目		解析件名	
		出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(遅い引き抜き)	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 ($\Delta K/K$)/s	反応度添加率 ① 3.2×10^{-5} ② 5.2×10^{-5}	最小の DNBR を与える添加率 最大の燃料中心温度を与える添加率
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の下限値	出力上昇抑制効果を最小
	原子炉出力 %	①100 ②102	定格値 定常誤差を考慮した上限値
	1 次冷却材平均温度℃	①307.1 ②309.3	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	①15.41 ②15.20	定格値 定常誤差を考慮した下限値
	熱水路係数	① $\begin{cases} F_{\Delta H}^N = 1.64 \\ F_Z^N = 1.62 \cos \end{cases}$	熱水力設計値を使用
		② $F_Q = 2.8$	118%出力のとき最大線出力密度 59.1kW/m となるように設定
単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし	
解 析 コ ー ド		MARVEL FACTRAN	プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析
原子炉トリップ信号		過 大 温 度 ΔT 高	
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	約 1.64	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度 ℃	約 2,300	< 2,570 (燃料寿命初期の制限値) 注
原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.7	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	

注) ステップ 1 燃料 (理論密度の約 95%) で燃料中心温度が最高となる燃焼度約
1,200MWd/t における制限値

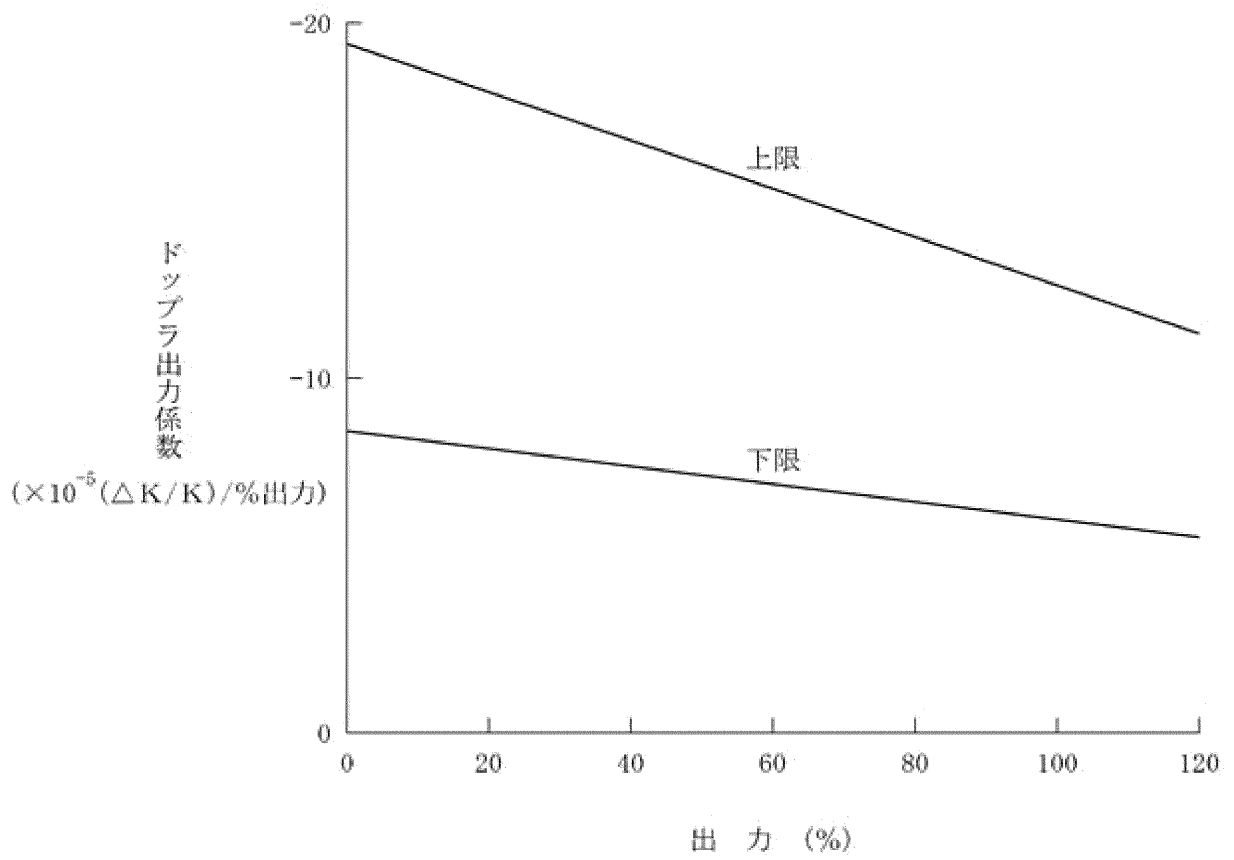
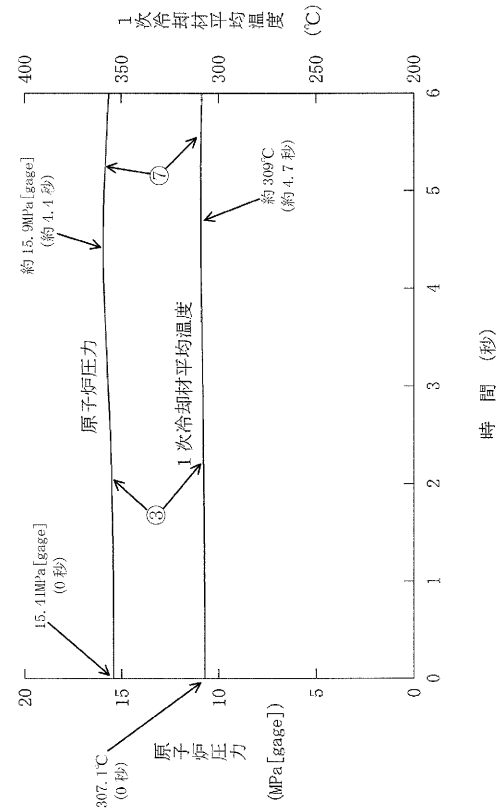
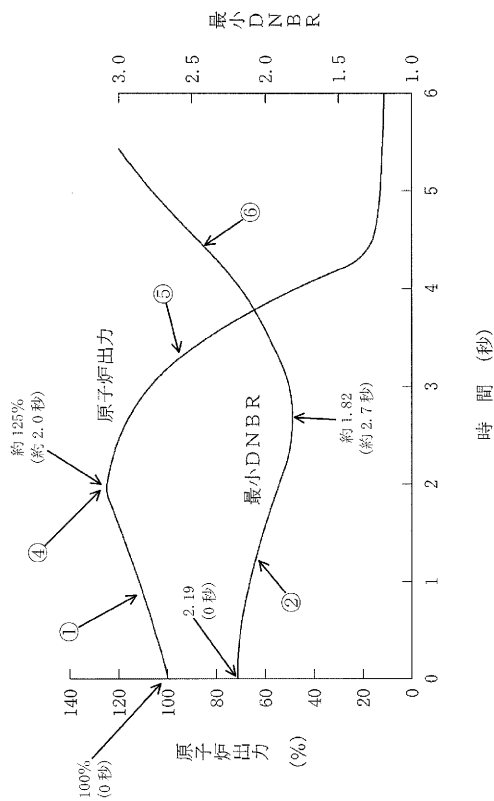


図 1.1-5 解析に使用したドップラ出力係数



- 原子炉出力
 - ① 制御棒クラスバンス引き抜きによる出力上昇
 - ④ 「出力領域中性子束高 (高設定)」原子炉トリップ (約 2.0 秒)
 - ⑤ 制御棒落下による出力低下
- 最小DNBR
 - ② 出力上昇に伴うDNBR低下
 - ⑥ 原子炉トリップによる出力低下に伴うDNBR回復

- 原子炉圧力
 - ③ 出力上昇による 1 次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑦ 出力低下による 1 次冷却材温度低下に伴う圧力低下
- 1 次冷却材平均温度
 - ③ 出力上昇に伴う温度上昇
 - ⑦ 出力低下に伴う温度低下

図 1.1-6 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き
一速い引き抜きの場合 (1/2)

- 燃料中心温度
 - ① 出力上昇に伴う温度上昇
 - ③ 出力低下に伴う温度低下
 - ② 「出力領域中性子束高（高設定）」原子炉トリップ（約1.8秒）

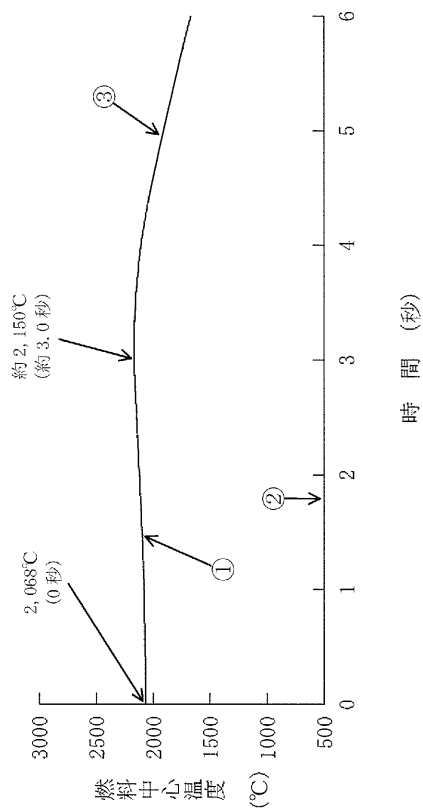
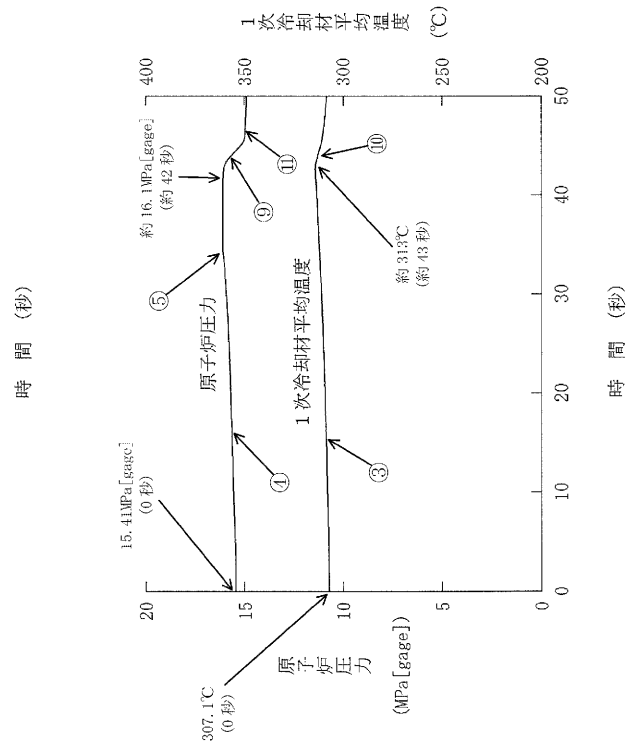
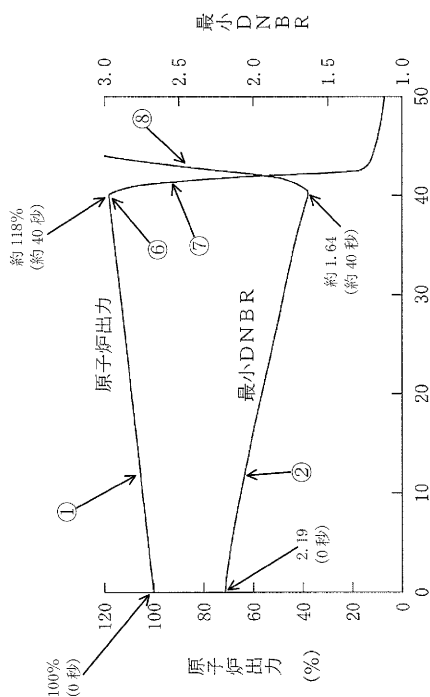


図 1.1-7 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き
一速い引き抜きの場合 (2/2)



- 原子炉出力
 - ① 制御棒クランプ引き抜きによる出力上昇
 - ⑥ 「過大温度△T高」原子炉トリップ (約40秒)
 - ⑦ 制御棒落下による出力低下
- 最小DNBR
 - ② 出力上昇に伴うDNBR低下
 - ⑧ 原子炉トリップに伴う出力低下に伴うDNBR回復
- 原子炉圧力
 - ④ 出力上昇による1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑤ 加圧器逃がし弁作動 (約34秒) による圧力上昇の抑制
 - ⑨ 出力低下による1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
 - ⑩ 加圧器内の減圧沸騰 (フラッシング) による圧力低下の緩和
- 1次冷却材平均温度
 - ③ 出力上昇に伴う温度上昇
 - ⑩ 出力低下に伴う温度低下

図 1.1-8 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き一遅い引き抜きの場合 (1/2)

- 燃料中心温度
 - ① 出力上昇に伴う温度上昇
 - ③ 出力低下に伴う温度低下
 - ② 「過大温度△T高」原子炉トリップ (約 22 秒)

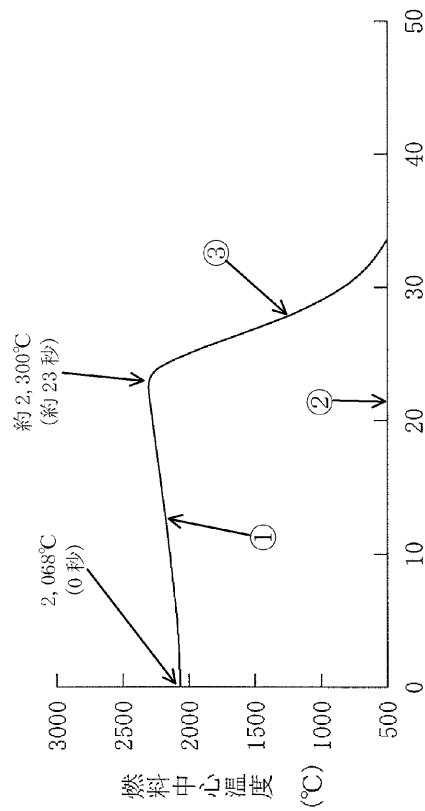


図 1.1-9 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き
一遅い引き抜きの場合 (2/2)

———— 反応度帰還最小
 - - - - 反応度帰還最大
 - · - · 反応度帰還中間値

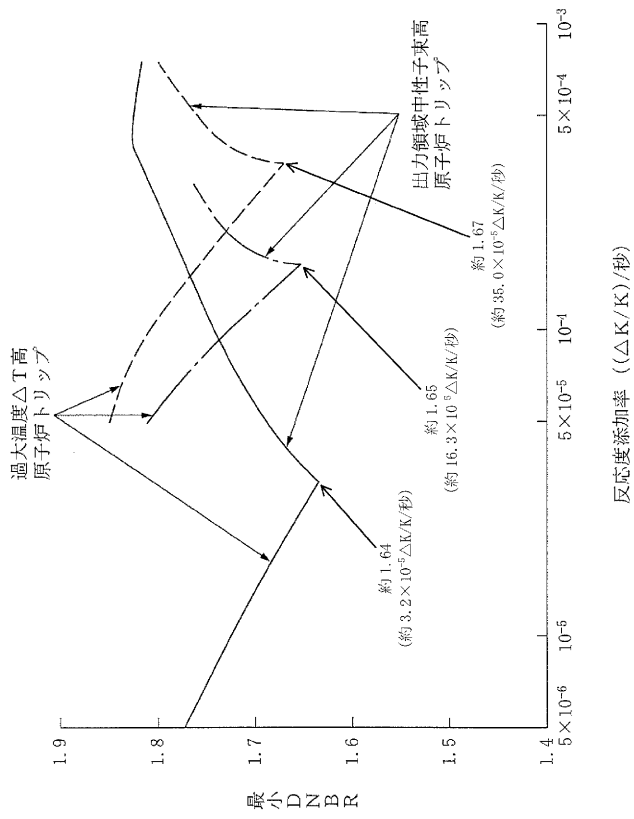


図 1.1-10 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(1/2)

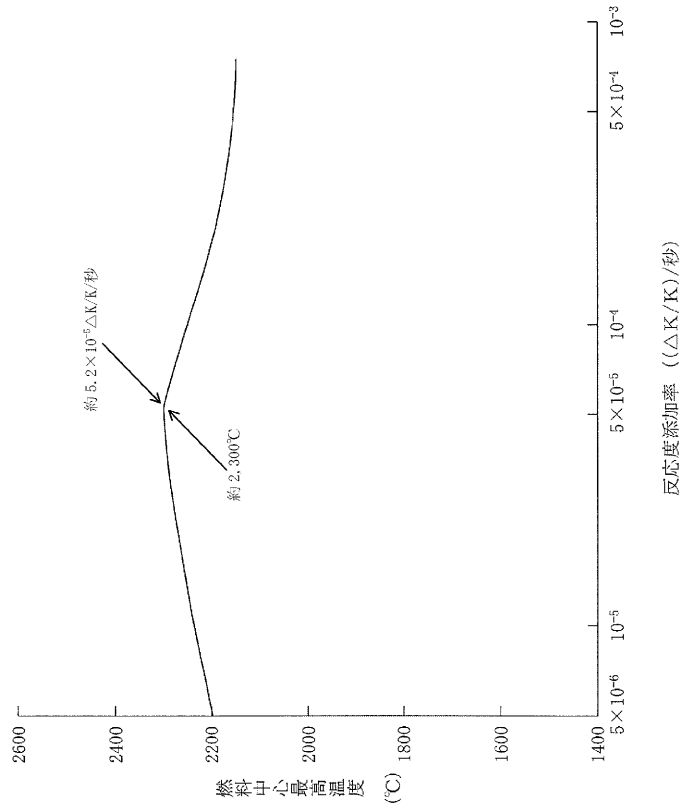


図 1.1-11 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き(2/2)

(3) 制御棒の落下及び不整合

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に制御棒駆動系の故障等により、炉心に挿入されている制御棒の配置に異常が生じ、炉心内の出力分布が変化する制御棒の落下と不整合の事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、制御棒クラスタ落下による原子炉出力、熱流束、原子炉圧力、1次冷却材平均温度及び DNBR の過渡応答を求める。制御棒クラスタの不整合については、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-12 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.1-6 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-7～表 1.1-9 及び図 1.1-13～図 1.1-14 に示す。

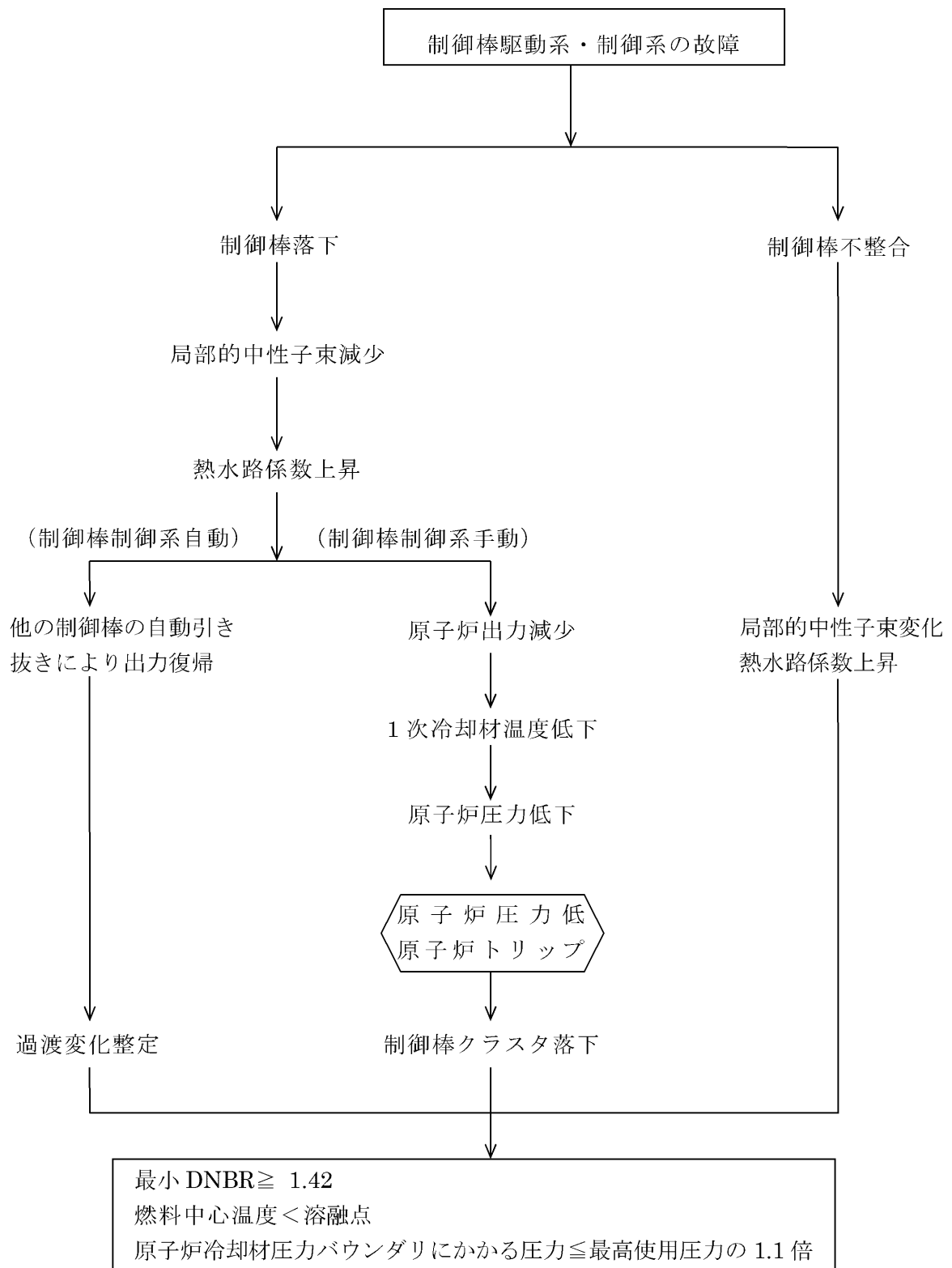


図 1.1-12 「制御棒の落下及び不整合」の事象過程

表 1.1-6 「制御棒の落下及び不整合」の主要事象クロノロジ

① 制御棒制御系自動

時刻 (秒)	事 象
0	落下開始
約 35	DNBR 最小
約 102	原子炉圧力最大
300	計算終了

② 制御棒制御系手動

時刻 (秒)	事 象
0	落下開始
約 71	「原子炉圧力低」信号トリップ限界値到達
約 73	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
300	計算終了

表 1.1-7 「制御棒の落下及び不整合（制御棒落下－自動制御）」の解析条件及び解析結果

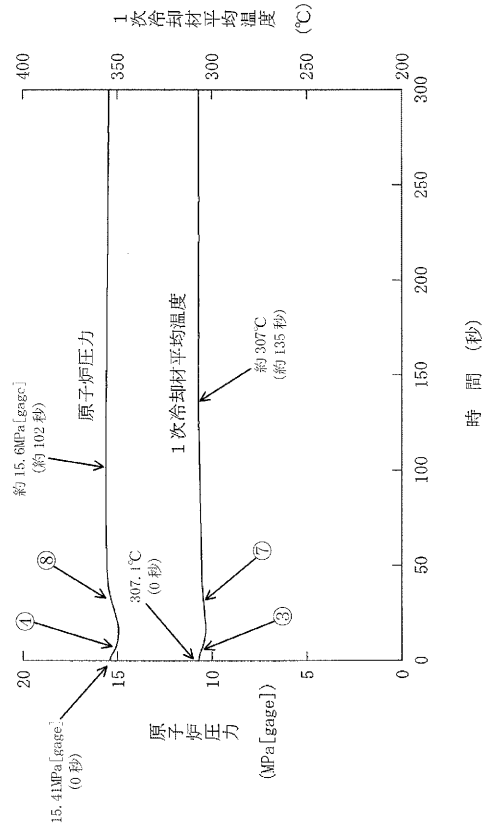
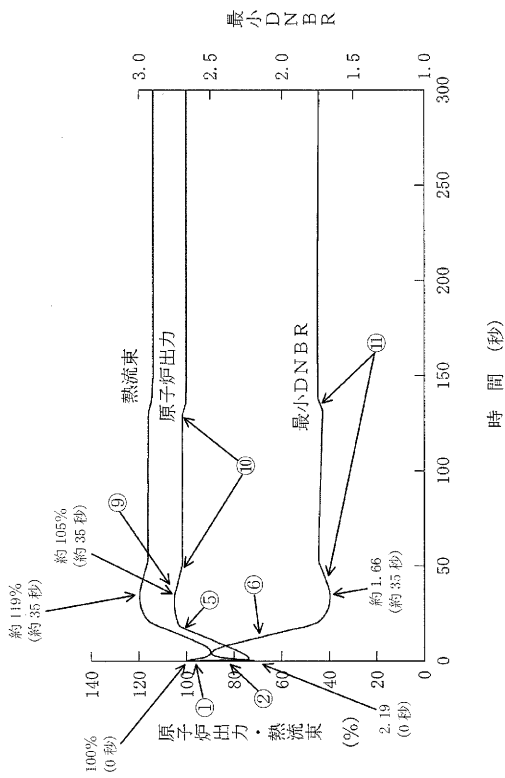
項 目		制御棒の落下及び不整合（制御棒落下－自動制御）	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 $\Delta K/K$	添加反応度 -2.5×10^{-3}	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値（定格運転中、引抜上端より制御棒クラスタ 1 本が落下した場合の最大値を上回る値）
	減 速 材 密 度 係 数 $(\Delta K/K)/(g/cm^3)$	0	温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ド ッ プ ラ 出 力 係 数 $(\Delta K/K)/\%$ 出力	図 1.1-5 の下限値	出力上昇抑制効果を最小
	原 子 炉 出 力 %	100	定 格 値
	1 次冷却材平均温度 $^{\circ}C$	307.1	同 上
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	15.41	同 上
	熱 水 路 係 数	$F_{\Delta H}^N = 1.87$ $F_Z^N = 1.62 \cos$	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値 熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—	解析上、安全機能の動作には至らない
解 析 コ ー ド	MARVEL	プラントの過渡応答の解析	
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号	原 子 炉 ト リ ッ プ な し		
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	約 1.66	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力の最大値は約 105%であるので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.2	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	

表 1.1-8 「制御棒の落下及び不整合（制御棒落下－手動制御）」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	制御棒の落下及び不整合（制御棒落下－手動制御）	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 $\Delta K/K$		添加反応度 -2.5×10^{-3}	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値（定格運転中、引抜上端より制御棒クラスタ 1 本が落下した場合の最大値を上回る値）
	減 速 材 密 度 係 数 $(\Delta K/K)/(g/cm^3)$		0	温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ド ッ プ ラ 出 力 係 数 $(\Delta K/K)/\%$ 出力		図 1.1-5 の下限値	出力上昇抑制効果を最小
	原 子 炉 出 力 %		100	定 格 値
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 $^{\circ}C$		307.1	同 上
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]		15.41	同 上
	熱 水 路 係 数		$F_{\Delta H}^N = 1.87$ $F_Z^N = 1.62 \cos$	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値 熱水力設計値を使用
	単 一 故 障		—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		MARVEL	プラントの過渡応答の解析	
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		原 子 炉 圧 力 低		
解 析 結 果		結 果	判 定	
	最 小 D N B R	初期状態より上昇	≥ 1.42	
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力は初期状態より低下するので燃料中心温度は十分溶融点未満である。		
原 子 炉 圧 力	初期状態より低下	原子炉圧力は初期状態より低下するので原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。		

表 1.1-9 「制御棒の落下及び不整合（制御棒不整合）」の解析条件及び解析結果

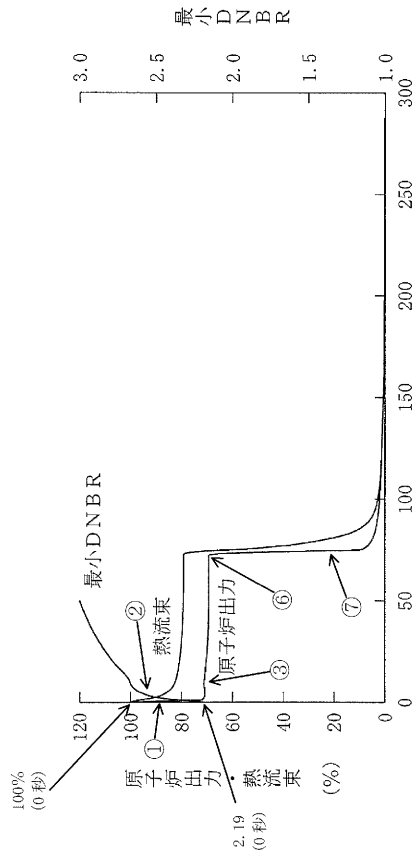
項 目		解析件名	制御棒の落下及び不整合（制御棒不整合）	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	制御棒の不整合状態		指針の要求事項 〔定格出力時に、炉心に挿入されている制御棒クラスタバンクが、挿入限界位置にあり、かつ、そのうちの1本の制御棒クラスタが全引き抜き位置にある不整合な状態〕
	原 子 炉 出 力 %		100	定 格 値
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 °C		307.1	同 上
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]		15.41	同 上
	熱 水 路 係 数		$F_{\Delta H}^N=1.87$ $F_Z^N=1.62\cos$	炉心評価値から事象の解析結果を厳しくするように設定 熱水力設計値を使用
	単 一 故 障		—	解析上、安全機能の動作には至らない
解 析 コ ー ド		THINC-III		最小 DNBR の解析
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		原 子 炉 ト リ ッ プ な し		
解 析 結 果		結 果		判 定
	最 小 D N B R		約 1.72	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力の変化はないので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。		
	原 子 炉 圧 力	原子炉圧力の変化はないので、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。		



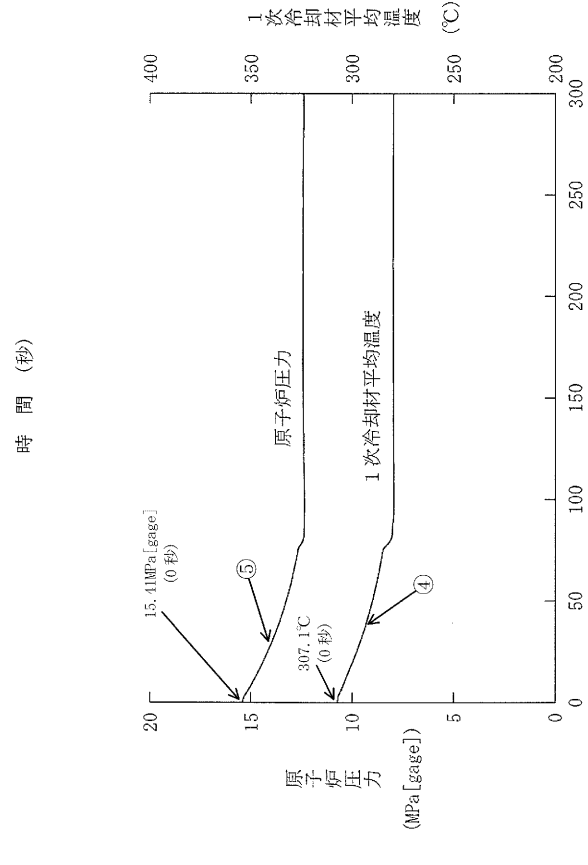
- 原子炉出力
 - ① 制御棒落下による出力低下
 - ⑤ 原子炉出力とタービン出力の偏差信号による制御棒自動引き抜きに伴う出力回復
 - ⑨ 制御棒引き抜きが停止することにより出力回復が止まる
 - ⑩ 1次冷却材平均温度偏差信号による制御棒自動挿入に伴う出力低下
- 最小DNBR
 - ② 出力低下に伴うDNBR増大
 - ⑥ 出力回復に伴うDNBR低下
 - ⑪ 出力低下に伴うDNBR回復

- 原子炉圧力
 - ④ 1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
 - ⑧ 1次冷却材温度回復に伴う圧力上昇
- 1次冷却材平均温度
 - ③ 出力低下に伴う温度低下
 - ⑦ 出力回復に伴う温度上昇

図 1.1-13 制御棒の落下
— 制御棒クランプ自動制御運転



- 原子炉出力
 - ① 制御棒落下による出力低下
 - ③ 原子炉出力低下による燃料温度低下に伴うドップラ反応度帰還により出力がわずかに上昇
 - ⑥ 「原子炉圧力低」原子炉トリップ (約 73 秒)
 - ⑦ 制御棒落下による出力低下
- 最小DNBR
 - ② 出力低下に伴うDNBR増大



- 原子炉圧力
 - ⑤ 1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
- 1次冷却材平均温度
 - ④ 原子炉出力低下に伴う温度低下

図 1.1-14 制御棒の落下
— 制御棒クランプ手動制御運転

(4) 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の起動時あるいは出力運転中に、化学体積制御系の故障、誤操作等により、1次冷却材中に純水が注入され、1次冷却材中のほう素濃度が低下して反応度が添加される事象を想定する。

b. 解析方法

1次冷却材と希釈水は完全混合するものとし、ほう素の平衡式及び質量の平衡式を用いて計算する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-15 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-10～表 1.1-11 に示す。

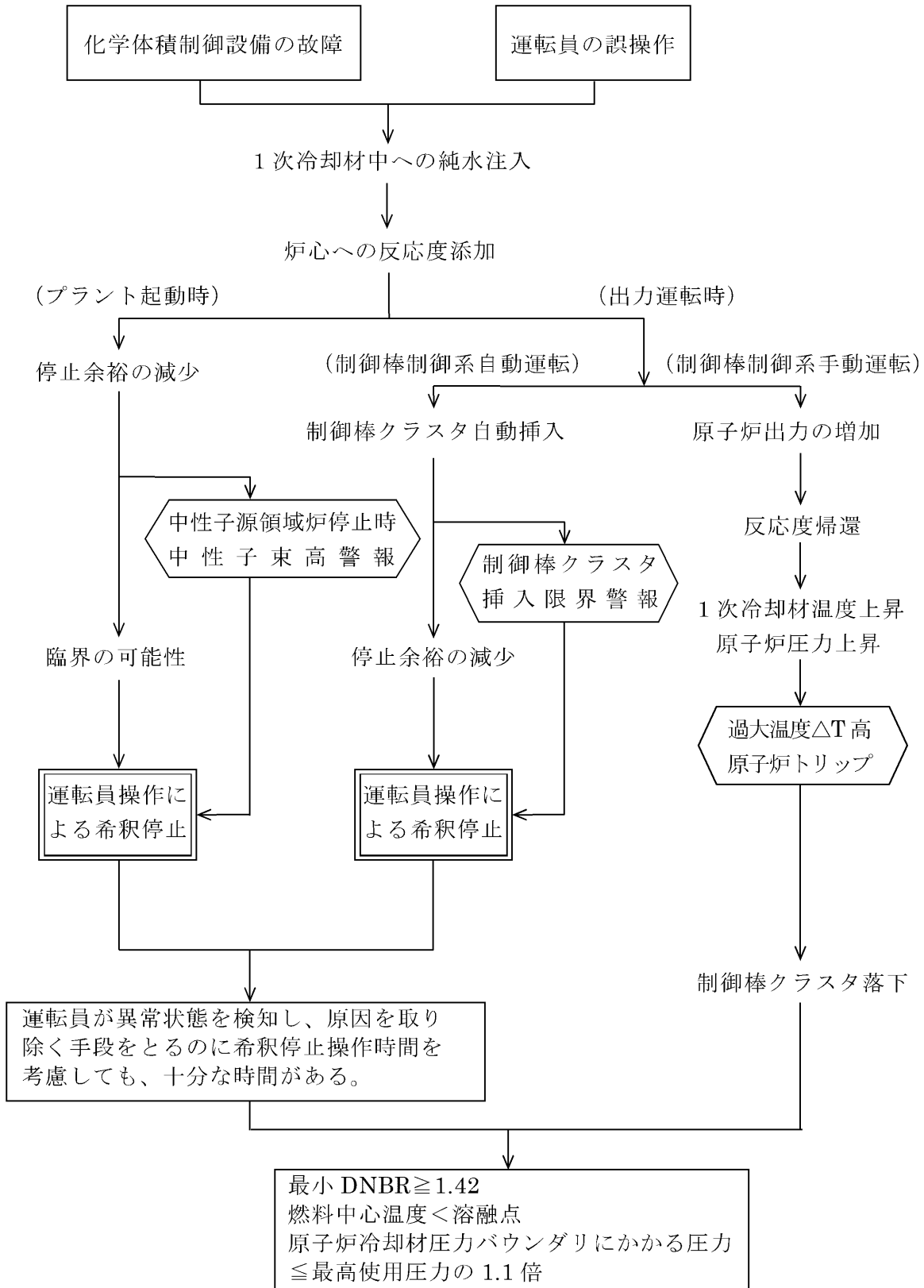


図 1.1-15 「原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈」の事象過程

表 1.1-10 「原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈（プラント起動時）」
の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈（プラント起動時）	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 (希 釈 流 量) m ³ /h		81.8	設計上許容される最大流量 (1 次系補給水ポンプ 2 台運転)
	原 子 炉 冷 却 材 初期ほう素濃度 ppm		3,100	燃料取替用水ピットのほう素濃度
	臨 界 ほう 素 濃 度 ppm		2,000	サイクル初期、低温時に予想され る臨 界 ほう 素 濃 度 を 上 回 る 値
	単 一 故 障		—	解析上、安全機能の動作には至ら ない
解 析 コ ー ド			—	
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号			—	
解 析 結 果			結 果	判 定
	最 小 D N B R	「中性子源領域炉停止時中性子束高」警報から臨界までに約 16 分を要する。 運転員が異常な状態を検知し、原因を取り除く手段をとるのに希釈停止操作時間を考慮しても十分な時間がある。 原子炉は臨界に至らないので、最小 DNBR、燃料中心温度及び原子炉冷却材圧力バウンダリの点で問題とならない。		
	燃 料 中 心 温 度			
	原 子 炉 圧 力			

表 1.1-11 「原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈（出力運転時）」
の解析条件及び解析結果

①制御棒手動制御運転、②制御棒自動制御運転

項 目		解析件名	
		原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈（出力運転時）	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 (希 釈 流 量) m ³ /h	56.8	設計上許容される最大流量 (充てんポンプ 3 台運転)
	原 子 炉 冷 却 材 初期ほう素濃度 ppm	2,100	出力運転中に予想される最高濃度を 上回る値
	停 止 余 裕 喪 失 時 ほう素濃度 ppm	1,940	初期ほう素濃度 2,100ppm から算 出した値
	単 一 故 障	—	①安全保護系の単一故障を想定す るが多重構成としているので機 能喪失なし ②解析上、安全機能の動作には至 らない
解 析 コ ー ド		—	
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		①過大温度△T 高 ② —	
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	①手動制御 反応度添加率 ($1.8 \times 10^{-5}(\Delta K/K)/s$) は「出力運転中の制 御棒の異常な引き抜き」解析に包絡され問題とならな い。	
	燃 料 中 心 温 度	②自動制御 制御棒クラスタ挿入限界に達した後、さらに希釈が続け られて、停止余裕を失うに至るまで約 15 分を要する。 運転員が異常な状態を検知し、原因を取り除く手段をとるの に、希釈停止操作時間を考慮しても十分な時間がある。 原子炉出力は変化しないので、最小 DNBR、燃料中心温度及 び原子炉冷却材圧力バウンダリの点で問題とならない。	
	原 子 炉 圧 力		

1.2 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化

(1) 原子炉冷却材流量の部分喪失

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、1次冷却材を駆動する1次冷却材ポンプの故障等により、炉心の冷却材流量が減少する事象を想定する。具体的には、2台の1次冷却材ポンプの駆動電源が喪失するものと考えられる。

b. 解析方法

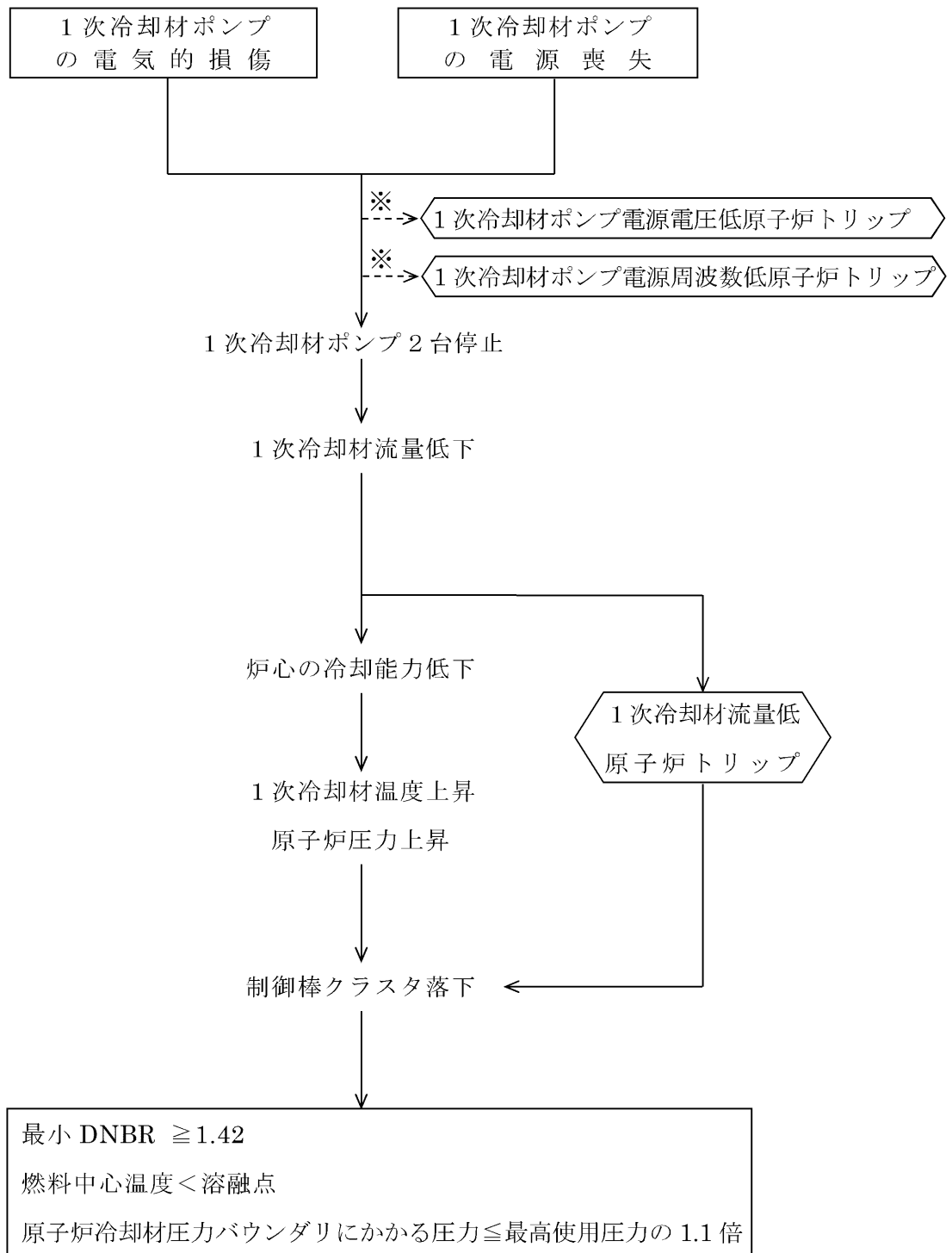
1次冷却材流量過渡特性解析コード PHOENIX により1次冷却材流量コーストダウン曲線を求め、これを入力として、プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力及び原子炉圧力の過渡応答を求める。これらのデータを使って、燃料棒過渡解析コード FACTRAN により、燃料被覆管表面の平均点と熱点の熱流束の時間変化を求め、さらに、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-1 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-2 及び図 1.2-2 に示す。



※解析では無視している

図 1.2-1 「原子炉冷却材流量の部分喪失」の事象過程

表 1.2-1 「原子炉冷却材流量の部分喪失」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	コーストダウン開始
約 1.5	「1次冷却材流量低」信号トリップ限界値到達
約 2.5	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 3.4	DNBR 最小
約 5.2	原子炉圧力最大
10	計算終了

表 1.2-2 「原子炉冷却材流量の部分喪失」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	
		原子炉冷却材流量の部分喪失	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	1 次冷却材ポンプ 2 台の停止 (1 次冷却材ポンプの慣性モーメント、 $3,110\text{kg}\cdot\text{m}^2$)	指針の要求事項 1 次冷却材流量コストダウン曲線の計算に使用する 1 次冷却材ポンプの慣性モーメントは、安全側の小さめの値
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の上限値	トリップ後の出力低下を遅くするようにドップラの反応度帰還を最大
	原子炉出力 %	100	定 格 値
	1 次冷却材平均温度℃	307.1	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	15.41	同 上
	熱水路係数	$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$	熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		PHOENIX MARVEL FACTRAN THINC-III	1 次冷却材ポンプのコストダウン流量解析 プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小 DNBR の解析
原子炉トリップ信号		1 次 冷 却 材 流 量 低	
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	約 1.92	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力は上昇することはないので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.5	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	

- 炉心流量
 - ① RCP 2台停止による流量低下
 - ② 「1次冷却材流量低」原子炉トリップ (約 2.5 秒)
 - ⑤ 制御棒落下による出力低下
- 原子炉出力
 - ③ 流量低下に伴う DNB R 低下
 - ⑥ 出力低下に伴う DNB R 回復
- 最小 DNB R
 - ④ 流量低下による 1 次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇

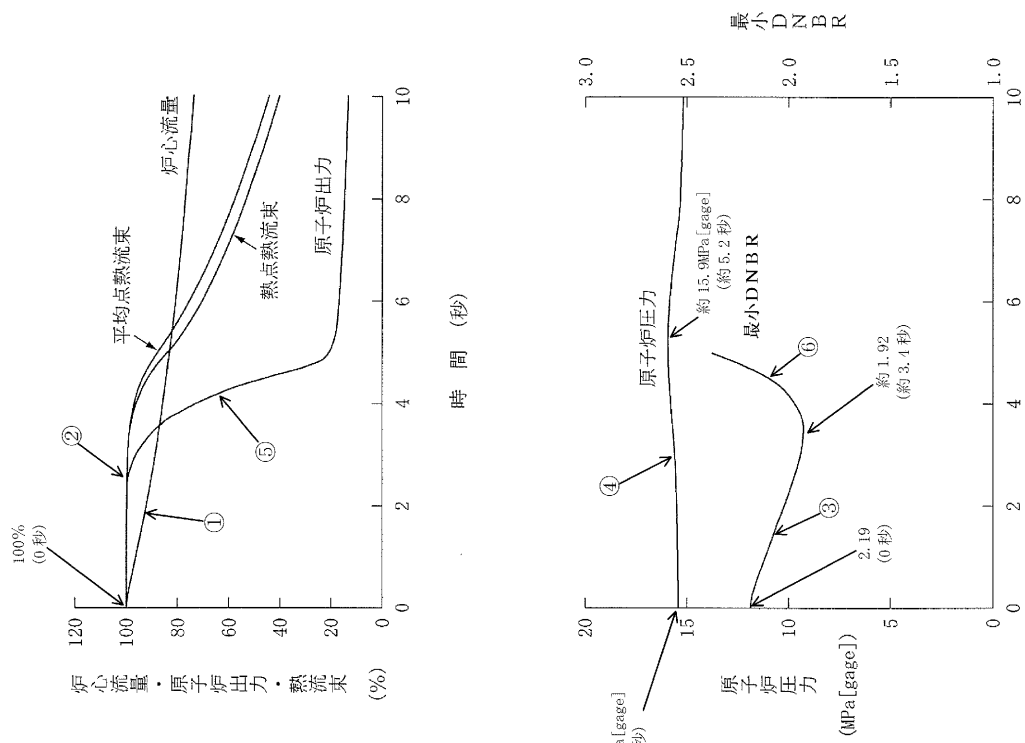


図 1.2-2 原子炉冷却材流量の部分喪失

(2) 原子炉冷却材系の停止ループの誤起動

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、1次冷却材ポンプ1台が停止しており、発電用原子炉が部分負荷で運転中に、ポンプ制御系の故障、誤操作等により停止中のポンプが起動され、停止ループ中の比較的低温の冷却材が炉心に注入されて反応度が添加され、原子炉出力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、炉心冷却材平均温度及び熱流束の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-3 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-3 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-4 及び図 1.2-4 に示す。

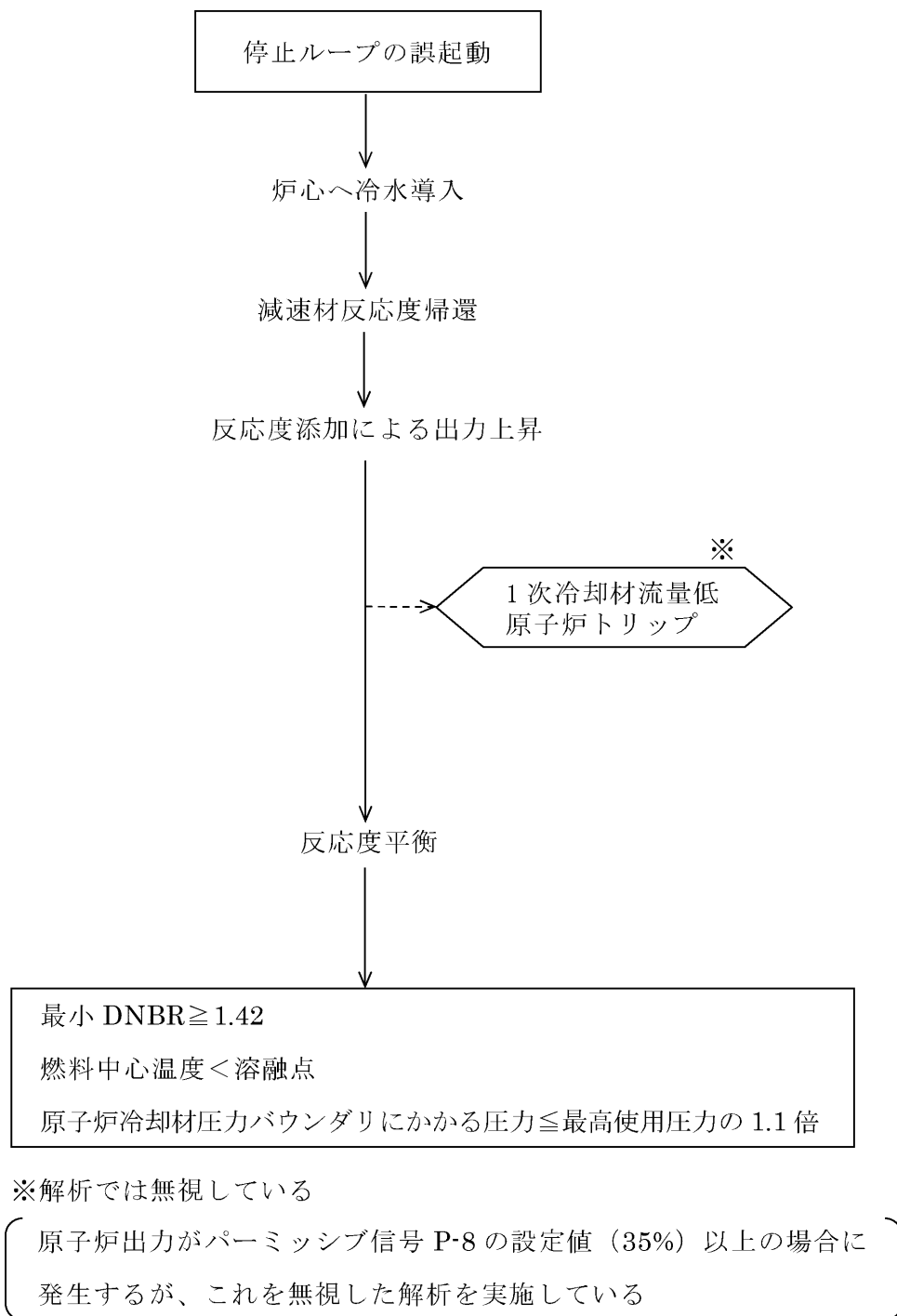


図 1.2-3 「原子炉冷却材系の停止ループの誤起動」の事象過程

表 1.2-3 「原子炉冷却材系の停止ループの誤起動」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	停止ループの 1 次冷却材ポンプ誤起動
10	1 次冷却材ポンプ起動ループ流量定格値到達
約 16	原子炉圧力最大
100	計算終了

表 1.2-4 「原子炉冷却材系の停止ループの誤起動」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	原子炉冷却材系の停止ループの誤起動	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	停止ループの1次冷却材ポンプ起動 (10秒で定格流量に達する)		指針の要求事項 停止している1次冷却材ポンプの起動に伴い停止ループの流量が定格流量に達する時間は、安全側の小さめの値
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0.51		温度低下による正の反応度帰還が最大になるように出力運転時の最大値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の下限値		燃料温度上昇による反応度増加抑制効果を最小
	原子炉出力%	35		1次冷却材ポンプ3台運転時の最大運転出力
	1次冷却材平均温度℃	297.1		35%出力時の運転温度
	原子炉圧力 MPa[gage]	15.41		35%出力時の運転圧力
	単 一 故 障	—		解析上、安全機能の動作には至らない
解 析 コ ー ド		MARVEL		プラントの過渡応答の解析
原子炉トリップ信号		原子炉トリップなし		
解 析 結 果		結 果	判 定	
	最 小 D N B R	熱流束の最大値は定格値の約64%であり、1次冷却材の炉心平均温度は、定格出力時より低い値にしかない。したがって、最小DNBRの許容限界値に対する余裕は定格出力時より大きい。また、燃料中心温度は十分溶融点未満であるので、燃料の健全性が損なわれることはない。		
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.7	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	

- 原子炉出力
 - ① 停止ループ起動による炉心流量増加に伴う出力上昇
 - ② ドップラ反応度帰還により出力上昇程度がわずかに緩和
 - ③ 1次冷却材ポンプ起動ループ流量定格値到達(10秒)
 - ④ 停止ループ高温側配管内の冷水が炉心に到達することによる出力上昇
 - ⑤ ドップラ反応度帰還による出力低下
 - ⑥ 冷水がループを一巡して炉心に達することによりわずかに出力低下緩和

- 原子炉圧力
 - ⑦ 出力上昇による1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑧ 加圧器逃がし弁作動(約16秒)による圧力上昇の緩和
- 炉心冷却材平均温度変化
 - ⑨ 停止ループ高温側配管内の冷水が炉心に到達することによる温度低下

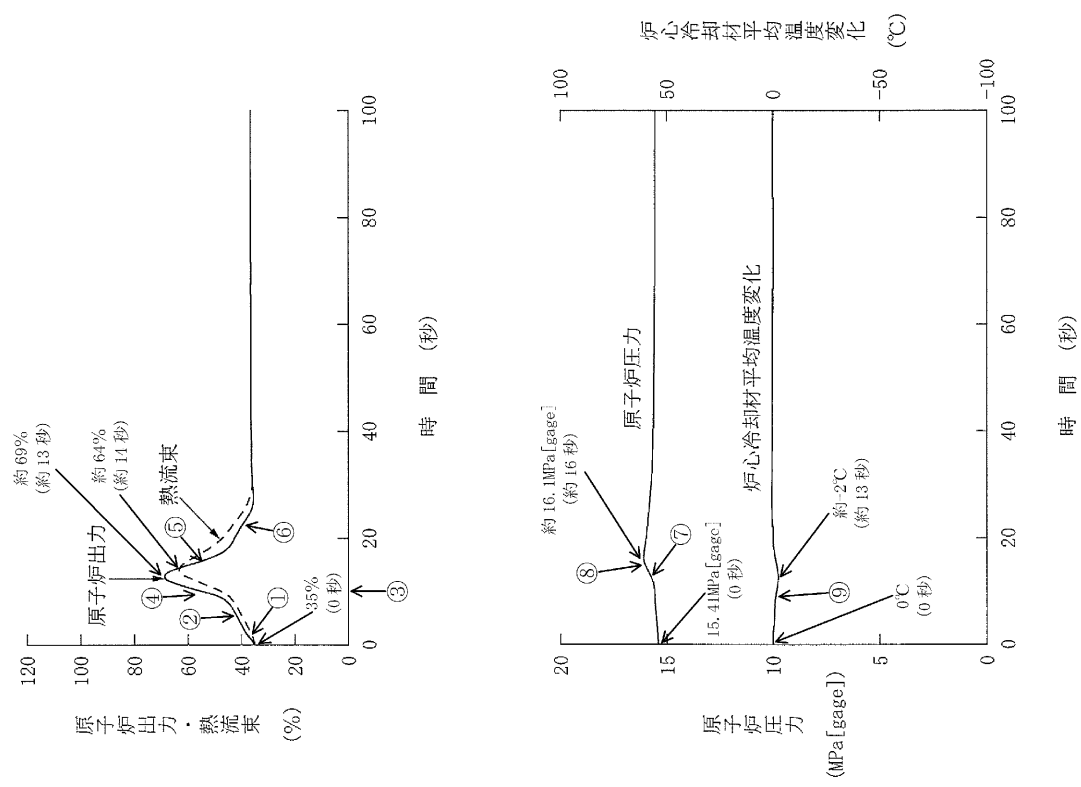


図 1.2-4 原子炉冷却材系の停止ループの誤起動

(3) 外部電源喪失

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、送電系統又は所内主発電設備の故障等により、外部電源が喪失する事象を想定する。

具体的には、外部電源の喪失により所内補機用交流電源が喪失し、1次冷却材ポンプ、復水ポンプ及び主給水ポンプ等が自動停止し、1次冷却材流量や主給水流量の喪失が起こる事象として考える。

b. 解析方法

この過渡変化においては、定格出力運転中、所内常用電源の全部が喪失した場合が最も厳しい。この場合、過渡変化の初期は1次冷却材ポンプが全台とも自動停止するので、「原子炉冷却材流量の喪失」と同様である。1次冷却材流量が低下した後は、「主給水流量喪失」で解析した過渡状態と同様であり、自然循環により発電用原子炉の崩壊熱及び他の残留熱の除去は十分になされる。したがって、本事象は、「原子炉冷却材流量の喪失」及び「主給水流量喪失」の解析で包含される。

c. 解析結果

最小 DNBR は約 1.77 であり、判断基準 1.42 を十分に上回る。原子炉出力は上昇しないので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。また、原子炉圧力の最高値は約 17.4MPa[gage]にとどまり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性（最高使用圧力の 1.1 倍以下）が問題となることはない。なお、所内電源の確保には、万全を期しており、この一部あるいは全部が喪失することはほとんど考えられない。

(4) 主給水流量喪失

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、主給水ポンプ、復水ポンプ又は給水制御系の故障等により、すべての蒸気発生器への給水が停止し、発電用原子炉からの除熱能力が低下する事象を想定する。

b. 解析方法

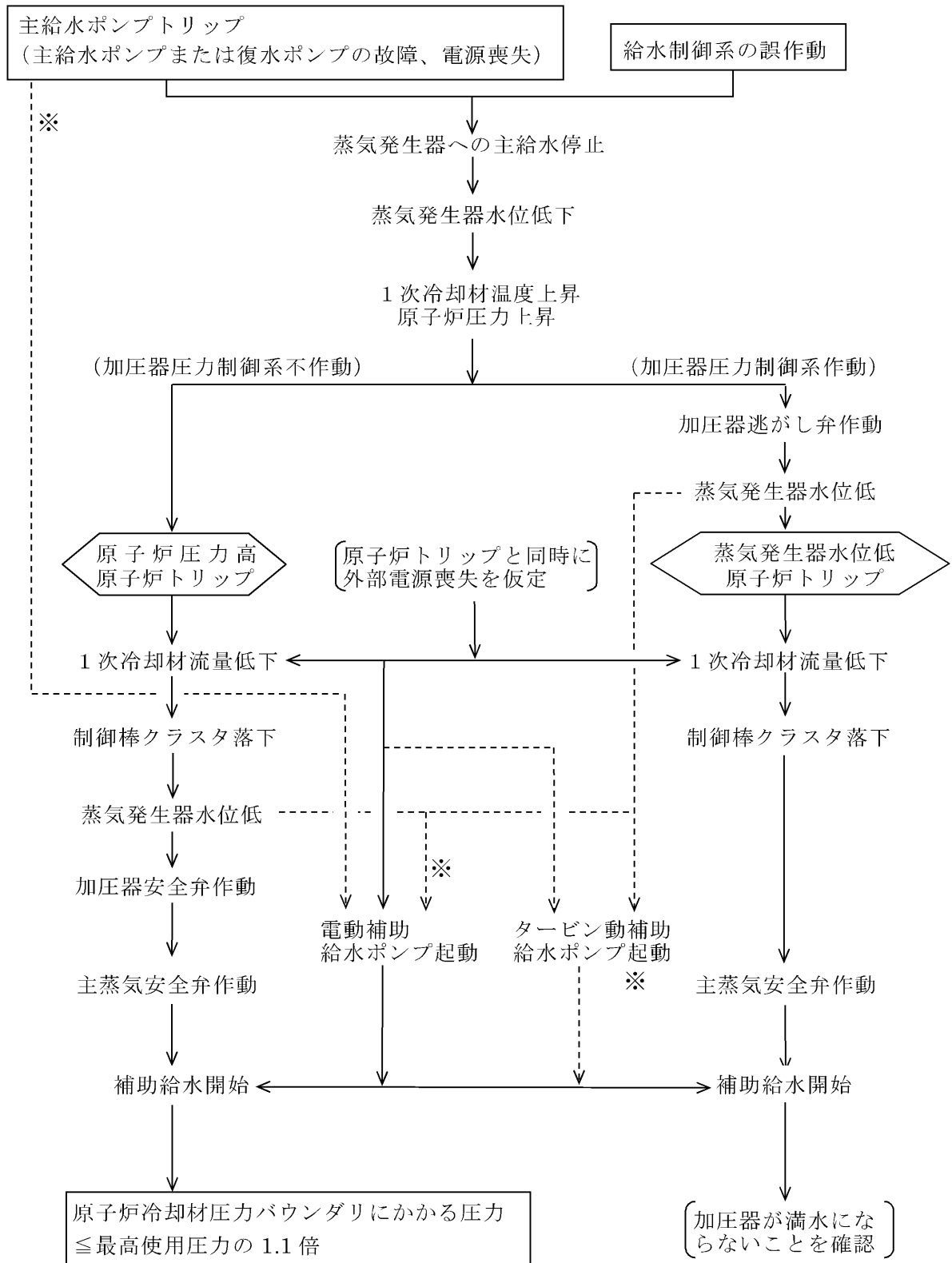
プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉圧力、蒸気発生器水位、加圧器保有水量及び 1 次冷却材平均温度等の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-5 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-5 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-6 及び図 1.2-6～図 1.2-7 に示す。



※解析では無視している

図 1.2-5 「主給水流量喪失」の事象過程

表 1.2-5 「主給水流量喪失」の主要事象クロノロジ

① 圧力解析

時刻 (秒)	事 象
0	主給水流量喪失
約 25	「原子炉圧力高」信号トリップ限界値到達
約 27	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 30	原子炉圧力最大
6,000	計算終了

② 水位解析

時刻 (秒)	事 象
0	主給水流量喪失
約 52	「蒸気発生器水位低」信号トリップ限界値到達
約 54	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 59	加圧器保有水量最大
6,000	計算終了

表 1.2-6 「主給水流量喪失」の解析条件及び解析結果

①加圧器圧力制御系不作動（原子炉圧力上昇の点で厳しい）

②加圧器圧力制御系作動（加圧器保有水量の点で厳しい）

項 目		解析件名	主給水流量喪失	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	すべての蒸気発生器への給水が停止		指針の要求事項
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0		温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の上限値		トリップ後の出力低下を遅くするようにドップラの反応度帰還を最大
	原子炉出力%	102		定常誤差を考慮した上限値
	1次冷却材平均温度℃	①309.3 ②304.9		①定常誤差を考慮した上限値 ②定常誤差を考慮した下限値
	原子炉圧力 MPa[gage]	①15.20 ②15.62		①定常誤差を考慮した下限値 ②定常誤差を考慮した上限値
	単 一 故 障	電動補助給水ポンプ1台が4基の蒸気発生器へ給水する。 (タービン動補助給水ポンプによる補助給水は解析では無視する。)		補助給水設備の妥当性を示すため電動補助給水ポンプ1台のみの作動を仮定
解 析 コ ー ド		MARVEL		長時間にわたる原子炉の過渡応答の解析
原子炉トリップ信号			①原子炉圧力高 ②蒸気発生器水位低	
解 析 結 果	結 果		判 定	
	原子炉圧力 MPa[gage]	①約 17.4	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。	
	そ の 他 (加圧器保有水量)	②加圧器の液相は最大 約 42m ³ (加圧器容積の約 81%)	(加圧器は満水にならないこと)	

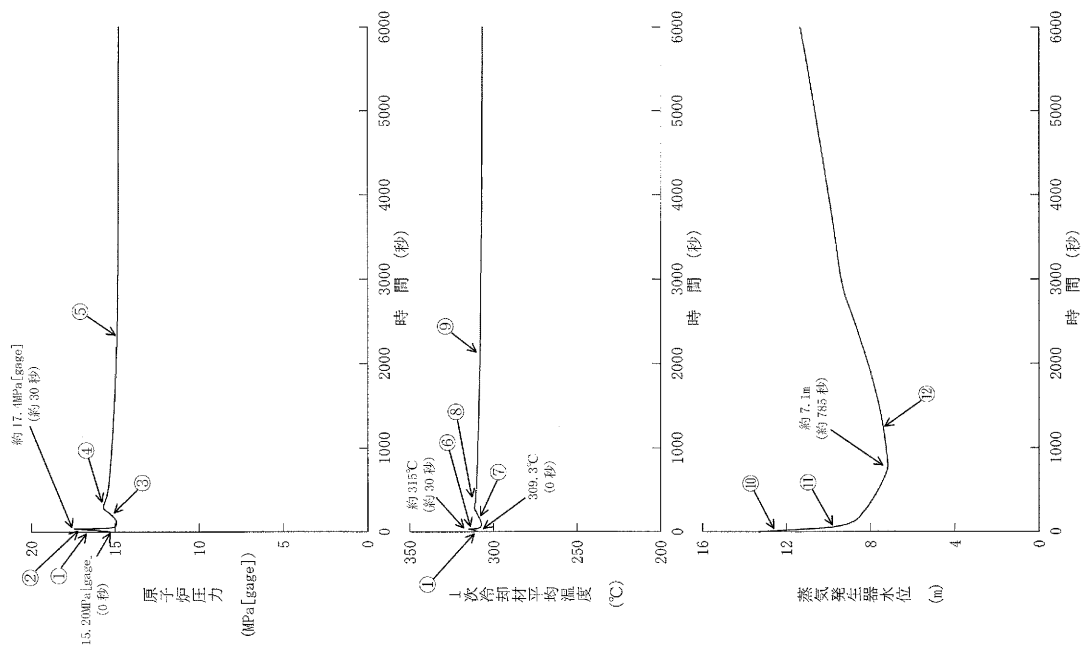


図 1.2-6 主給水流量喪失一圧力解析

- 原子炉圧力
 - ① 主給水喪失により 2 次側の除熱が十分でなくなることに伴う 1 次冷却材温度上昇による上昇
 - ② 「原子炉圧力高」原子炉トリップ (約 27 秒) による 1 次冷却材温度低下に伴う低下
 - ③ 崩壊熱および 1 次冷却材流量低下による 1 次冷却材温度上昇に伴う上昇
 - ④ 自然循環移行による除熱が有効となり 1 次冷却材温度低下に伴い低下
 - ⑤ 補助給水および自然循環による除熱が有効となり 1 次冷却材温度低下に伴い低下

- 1 次冷却材平均温度
 - ① 主給水喪失により 2 次側の除熱が十分でなくなることに伴う温度上昇
 - ⑥ 原子炉トリップによる温度低下
 - ⑦ 崩壊熱および 1 次冷却材流量低下による温度上昇
 - ⑧ 自然循環移行による除熱が有効となり温度低下
 - ⑨ 補助給水および自然循環による冷却が有効となり温度低下

- 蒸気発生器水位
 - ⑩ 主給水喪失による低下
 - ⑪ 補助給水開始
 - ⑫ 主給水配管内の高温水が一掃され S G 2 次側に低温の補助給水が注入されることにより除熱が有効になり水位が回復

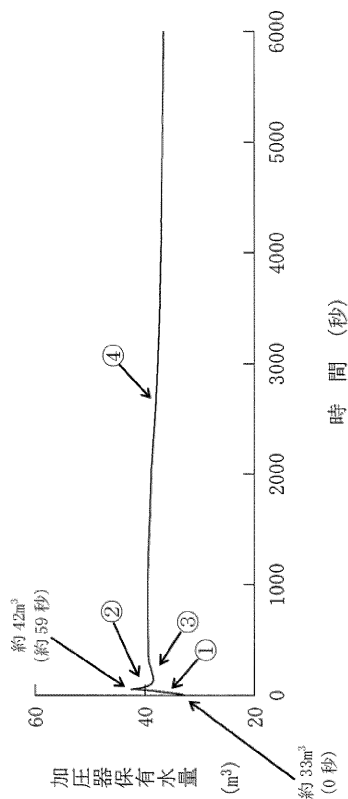


図 1.2-7 主給水流量喪失—水位解析

- ・加圧器保有水量
- ① 主給水喪失により 2 次側の除熱が十分でなくなることによる 1 次冷却材温度上昇に伴う保有水量増加
- ② 「蒸気発生器水位低」原子炉トリップ (約 54 秒) による保有水量減少
- ③ 崩壊熱および 1 次冷却材流量低下による 1 次冷却材温度上昇に伴う保有水量増加
- ④ 補助給水および自然循環による除熱が有効となり保有水量減少

(5) 蒸気負荷の異常な増加

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、タービンバイパス弁、蒸気加減弁又は主蒸気逃がし弁の誤開放により主蒸気流量が異常に増加し、1次冷却材の温度が低下して反応度が添加され、原子炉出力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度及び DNBR の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-8 に示す。

主要事象クロノログを表 1.2-7 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-8 及び図 1.2-9～図 1.2-10 に示す。

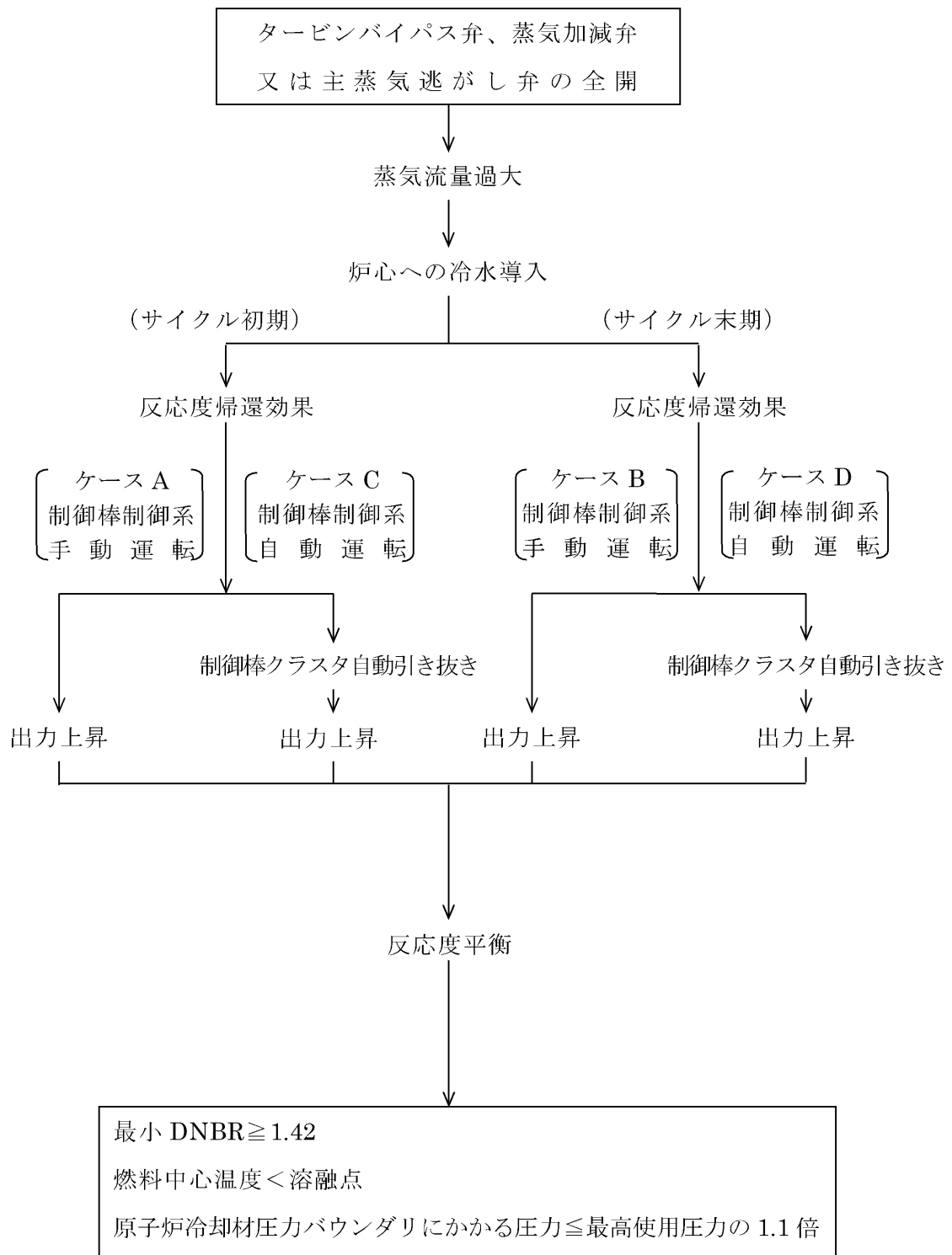


図 1.2-8 「蒸気負荷の異常な増加」の事象過程

表 1.2-7 「蒸気負荷の異常な増加」の主要事象クロノロジ

ケース C：制御棒クラスタ自動運転・サイクル初期

時刻 (秒)	事 象
0	蒸気負荷の急増
約 71～	DNBR 最小
約 180～	原子炉圧力最大
300	計算終了

ケース D：制御棒クラスタ自動運転・サイクル末期

時刻 (秒)	事 象
0	蒸気負荷の急増
約 3～約 23	原子炉圧力最大
約 62～	DNBR 最小
300	計算終了

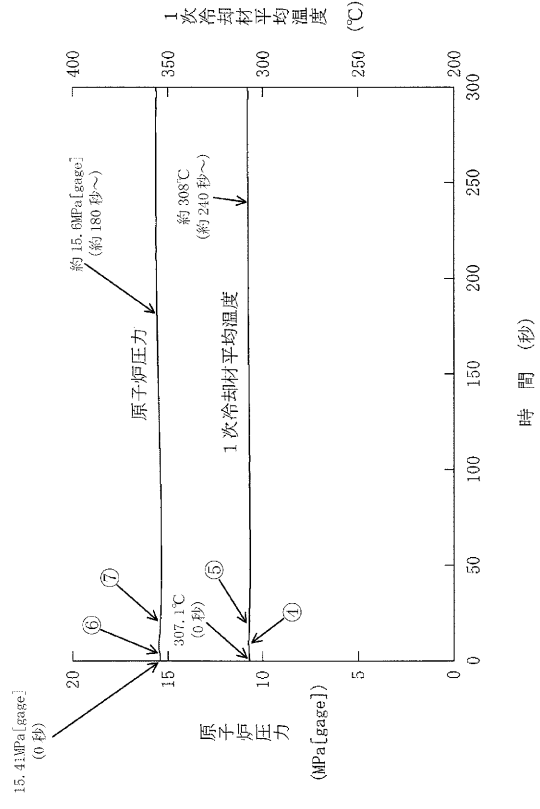
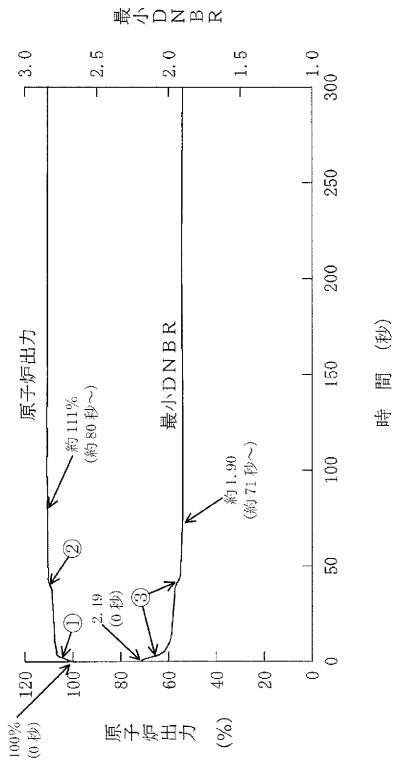
表 1.2-8 「蒸気負荷の異常な増加」の解析条件及び解析結果

①ケース C (制御棒自動運転 サイクル初期)

②ケース D (制御棒自動運転 サイクル末期)

項 目		解析件名	蒸気負荷の異常な増加 (制御棒クラスタ自動運転) 注	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件		蒸気流量 10%急増	2次冷却系の弁(蒸気加減弁)1個誤開時を上回る値
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)		①0 ②0.51	サイクル初期(出力運転時の最小値) サイクル末期(出力運転時の最大値)
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力		図 1.1-5 の下限値	燃料温度上昇による反応度増加抑制効果を最小
	原子炉出力%		100	定 格 値
	1次冷却材平均温度℃		307.1	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]		15.41	同 上
	熱水路係数		$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$	熱水力設計値を使用
	単 一 故 障		—	解析上、安全機能の動作には至らない
解 析 コ ー ド		MARVEL	プラントの過渡応答の解析	
原子炉トリップ信号		原 子 炉 ト リ ッ プ な し		
解 析 結 果			結 果	判 定
	最 小 D N B R		①約 1.90 ②約 1.90	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度		いずれの場合にも原子炉出力は約111%を超えることはなく、過度な原子炉出力の上昇がないので、燃料中心温度は十分熔融点未満である。	
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]		上昇は約 0.2 以下	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

注) ケース C 及びケース D の場合、原子炉出力は制御棒クラスタの引き抜きにより上昇し、1次冷却材平均温度はプログラム値に保たれるため、DNBR に関してより厳しい結果となる。

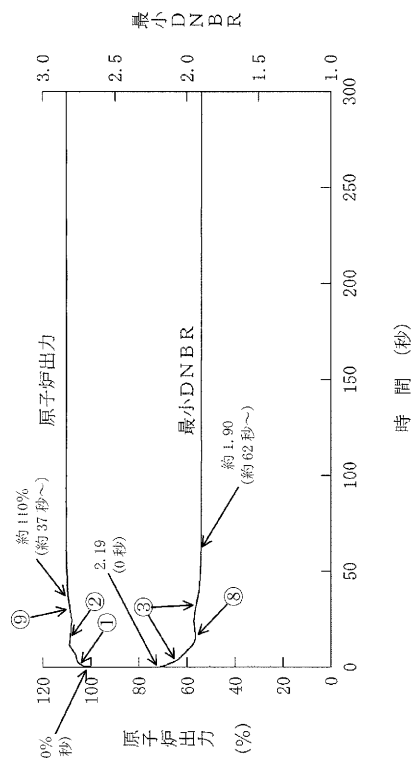


- 原子炉出力
 - ① 蒸気負荷の急増による原子炉出力とタービン出力の偏差信号に伴う制御棒自動引き抜きにより出力上昇
 - ② 1次冷却材温度がわずかに低下するため1次冷却材平均温度偏差信号による制御棒自動引き抜きにより出力上昇
- 最小DNBR
 - ③ 出力上昇に伴うDNBR低下

- 原子炉圧力
 - ⑥ 1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑦ 1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
- 1次冷却材平均温度
 - ④ 出力上昇に伴う温度上昇
 - ⑤ SG除熱量が出力上昇による発熱量を上回るためわずかに低下

図 1.2-9 蒸気負荷の異常な増加一ケース C (自動運転・サイクル初期)

- 原子炉出力
 - ① 蒸気負荷の急増による原子炉出力とタービン出力の偏差信号に伴う制御棒自動引き抜きにより出力上昇
 - ② 1次冷却材温度がわずかに上昇するため、1次冷却材平均温度偏差信号による制御棒自動挿入により出力低下
 - ③ 1次冷却材温度がわずかに低下するため、減速材密度増加による反応度添加により出力上昇
- 最小DNBR
 - ④ 出力上昇に伴うDNBR低下
 - ⑤ 出力低下に伴うDNBR上昇



- 原子炉圧力
 - ⑥ 1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑦ 1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
- 1次冷却材平均温度
 - ④ 出力上昇に伴う温度上昇
 - ⑤ 出力低下に伴う温度低下

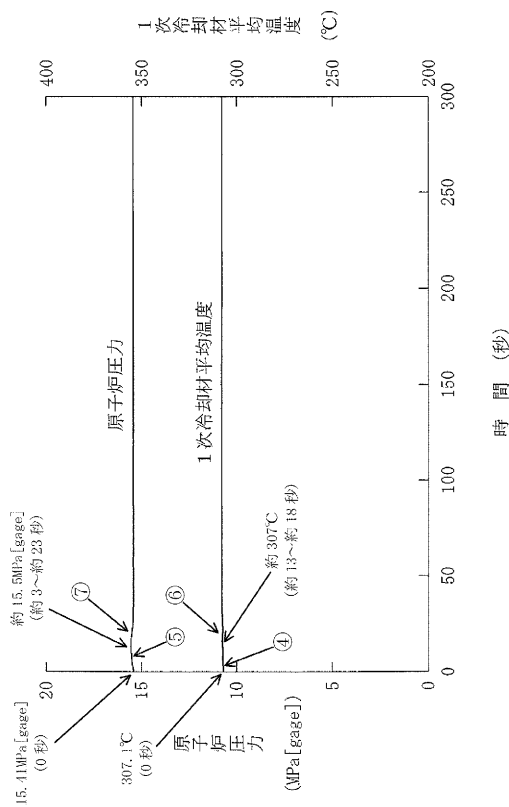


図 1.2-10 蒸気負荷の異常な増加一ケース D
(自動運転・サイクル末期)

(6) 2次冷却系の異常な減圧

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の高温停止中に、タービンバイパス弁、主蒸気逃がし弁等の2次冷却系の弁が誤開放し、1次冷却材の温度が低下して、反応度が添加される事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉圧力、炉心冷却材平均温度、蒸気流量、炉心反応度及び熱流束の過渡応答を求める。

さらに、炉心出力分布を核設計計算コード ANC により求め、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-11 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-9 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-10 及び図 1.2-12～図 1.2-14 に示す。

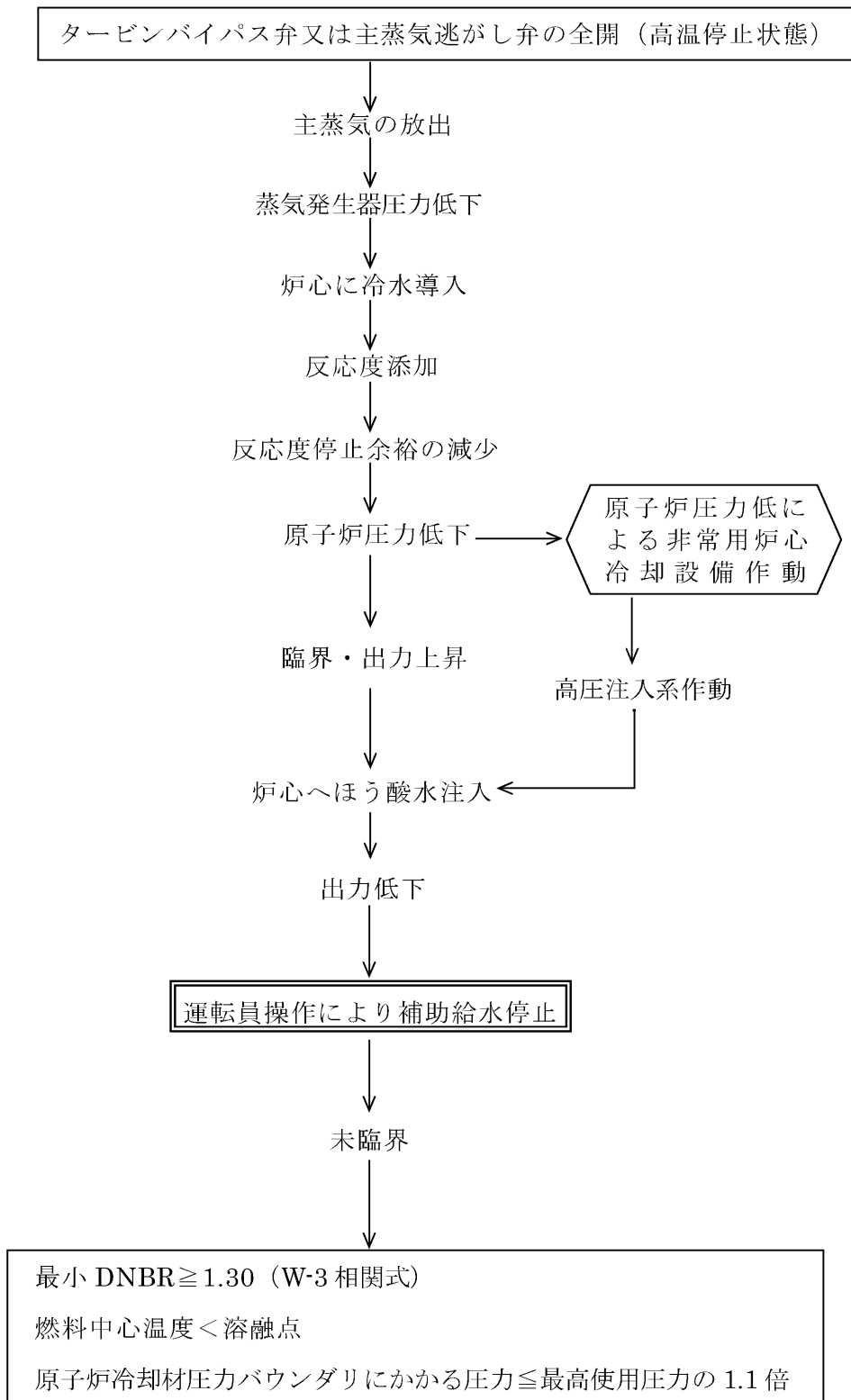


図 1.2-11 「2 次冷却系の異常な減圧」の事象過程

表 1.2-9 「2次冷却系の異常な減圧」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	2次冷却系の弁の誤開放
約 159	「原子炉圧力低」信号による 非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約 174	非常用炉心冷却設備作動
約 204	臨界到達
約 292	ほう酸水が1次冷却材低温側配管に到達
約 801	補助給水停止
	未臨界達成
1200	計算終了

表 1.2-10 「2次冷却系の異常な減圧」の解析条件及び解析結果

項 目		2次冷却系の異常な減圧	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件 (蒸気の放出量) t/h	440	2次冷却系の弁のうち最大容量(タービンバイパス弁)を上回る値
	減速材密度反応度欠損	図 1.2-12	冷却による反応度添加量を最大にする
	ド ッ プ ラ 出 力 欠 損	図 1.2-13	出力上昇による反応度帰還量を最小にする
	原 子 炉 出 力 %	高温停止状態	指針の要求事項
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 ℃	291.7	高温停止時の値
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	15.41	同 上
	反応度停止余裕% $\Delta K/K$	1.6	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値
	燃料取替用水ピットの ほう素濃度 ppm	3,100	設計条件
	ほう素の反応度価値 $10^{-5}(\Delta K/K)/\text{ppm}$	-7.4 (減速材密度 0.85g/cm^3 、ほう素 濃度 300ppm におけ る値)	ほう素による負の反応度添加を最小にする
	単 一 故 障	高压注入ポンプ 1 台	ほう酸水の添加に対し最も厳しい
解 析 コ ー ド	MARVEL ANC THINC-III	プラントの過渡応答の解析 過渡変化時の出力分布の解析 最小 DNBR の解析	
非常用炉心冷却設備作動信号		原子炉圧力低	
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	約 3.3	≥ 1.30 (W-3 相関式)
	燃 料 中 心 温 度	燃料中心温度は融点未満であるので、燃料の健全性が損なわれることはない。	
	原 子 炉 圧 力	過度に上昇しない。	ほう酸水が注入され続けたとしても、高压注入ポンプの締切圧力が低く、原子炉圧力は加圧器逃がし弁の設定圧力に達することはないため、原子炉圧力が過度に上昇することはない。原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
	そ の 他	非常用炉心冷却設備が作動して、ほう酸水が炉心に到達し、補助給水を停止する操作を行うことに伴い、原子炉は未臨界となり、過渡変化は安全に終止する。	

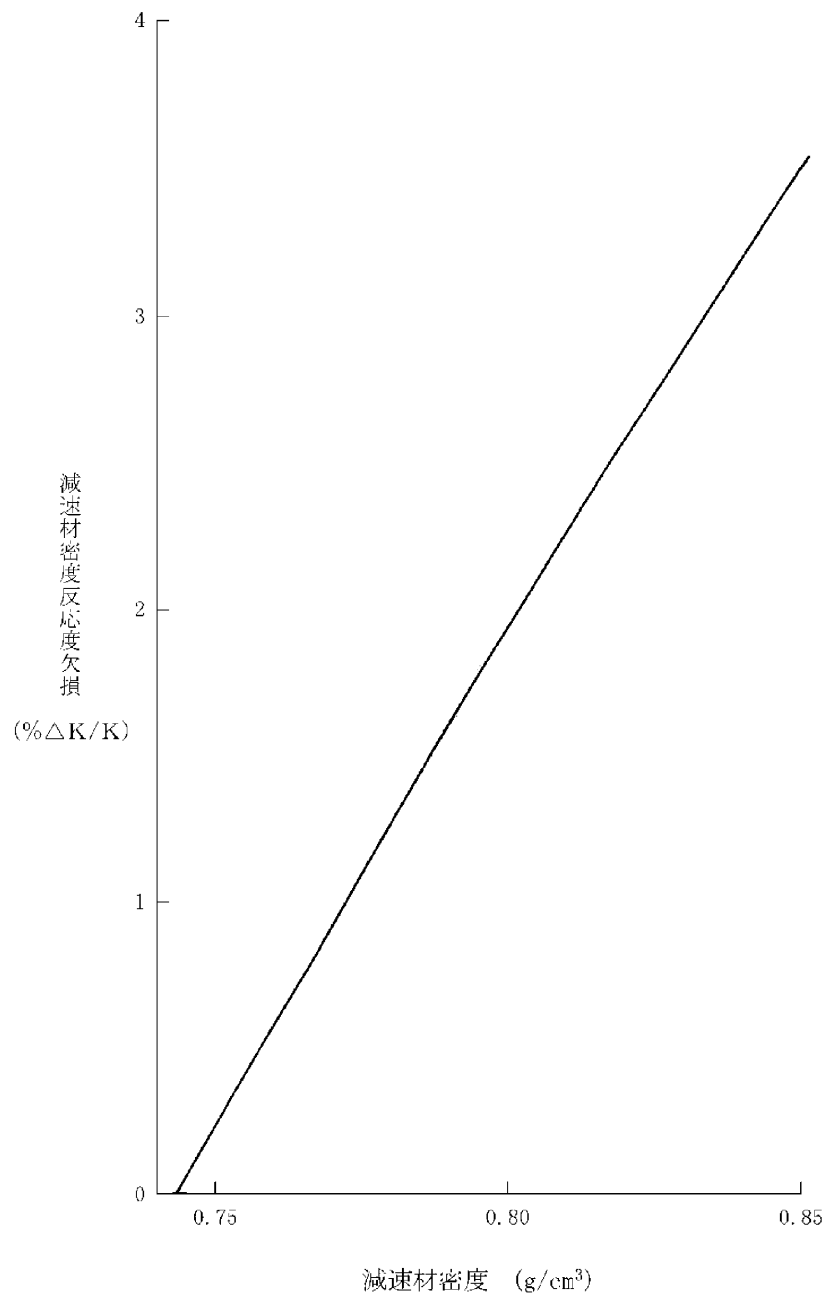


図 1.2-12 解析に使用した減速材密度反応度欠損

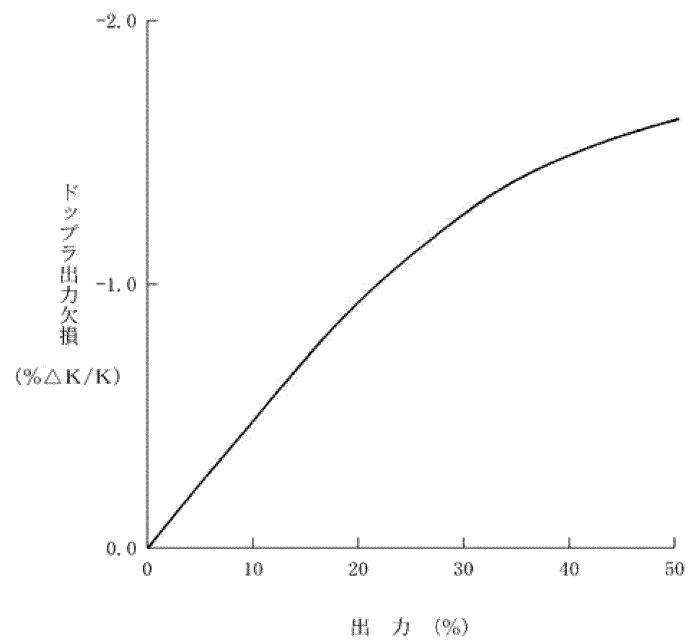


図 1.2-13 解析に使用したドップラ出力欠損

- ⑧ 非常用炉心冷却設備作動限界値到達 (約 159 秒)
- 炉心冷却材平均温度
 - ① 2次系弁の誤閉による蒸気放出に伴う1次系の冷却
 - ② 臨界到達による出力上昇に伴う温度低下の緩和
 - ③ 誤開側SGへの補助給水停止 (約 801 秒) による温度低下の緩和
- 原子炉圧力
 - ④ 1次冷却材温度低下による圧力低下
 - ⑤ 加圧器空による圧力低下
 - ⑥ 臨界到達による温度低下の緩和および非常用炉心冷却設備からの注入に伴う圧力上昇
 - ⑦ 誤開側SGへの補助給水停止 (約 801 秒) による温度低下の緩和に伴う圧力上昇
- 反応度
 - ⑨ 1次冷却材温度低下による反応度添加
 - ⑩ 原子炉圧力が大きく低下し、冷却による減速材密度の増大が若干緩和されたことによる反応度添加の緩和
 - ⑪ 臨界到達
 - ⑫ ドップラ効果による反応度抑制
 - ⑬ 誤開側SGへの補助給水停止 (約 801 秒) による1次冷却材温度上昇に伴う反応度減少
 - ⑭ 未臨界達成
- 熱流束
 - ⑮ 臨界到達による熱流束上昇
 - ⑬ 誤開側SGへの補助給水停止 (約 801 秒) による未臨界達成に伴う熱流束低下

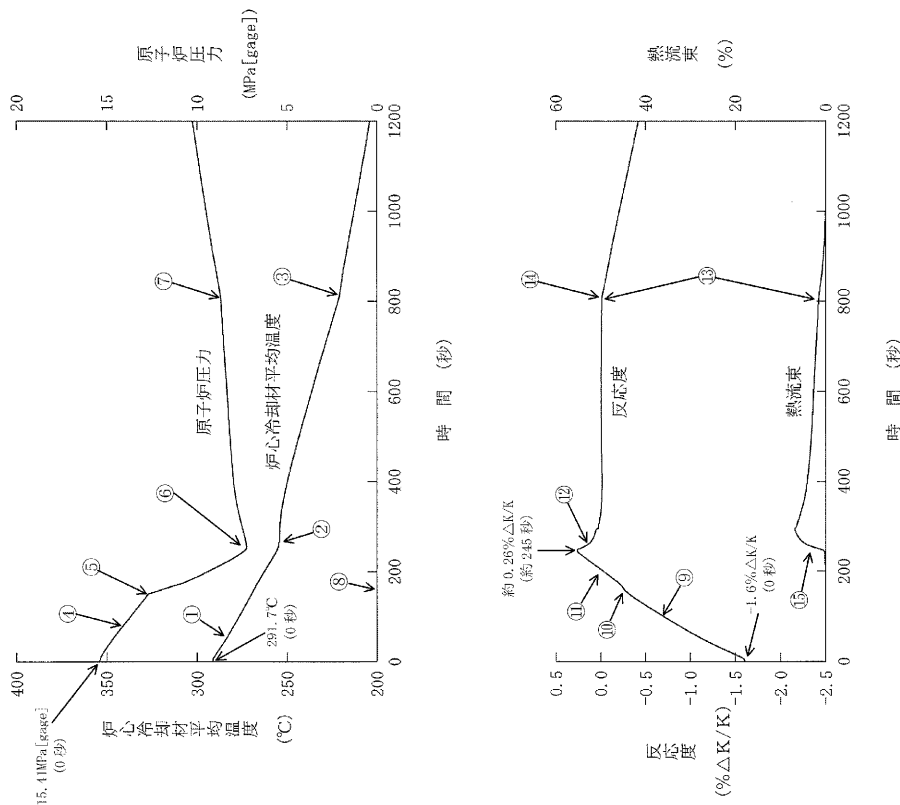


図 1.2-14 2次冷却系の異常な減圧

(7) 蒸気発生器への過剰給水

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に給水制御系の故障又は誤操作等により、蒸気発生器への給水が過剰となり、1次冷却材の温度が低下して反応度が添加され、原子炉出力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度、蒸気発生器水位及び DNBR の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-15 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-11 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-12 及び図 1.2-16 に示す。

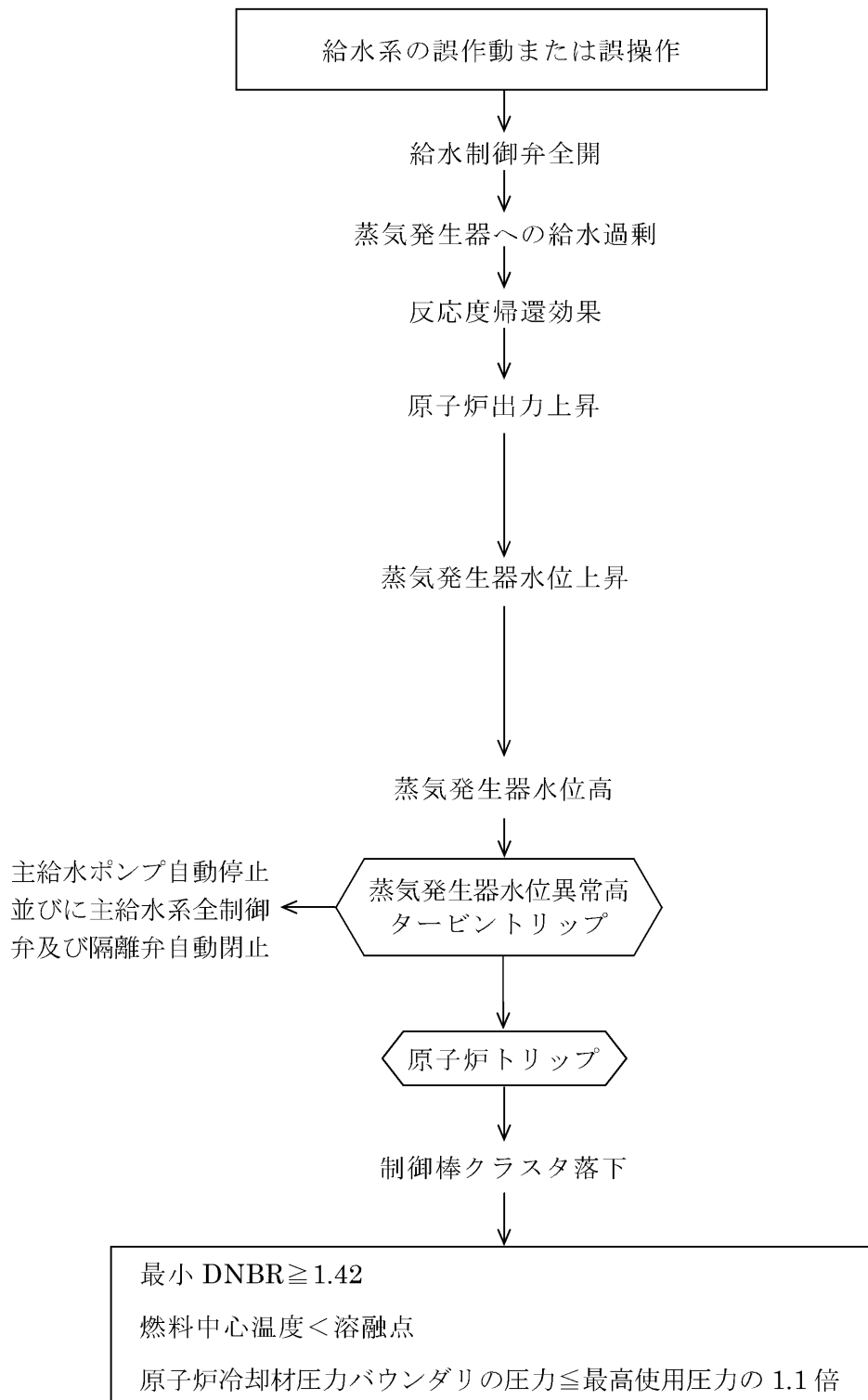


図 1.2-15 「蒸気発生器への過剰給水」の事象過程

表 1.2-11 「蒸気発生器への過剰給水」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	蒸気発生器 2 次側への過剰給水開始
約 34	「蒸気発生器水位異常高」信号によるタービントリップ
約 35	タービントリップ信号による原子炉トリップ、 制御棒クラスタ落下開始 DNBR 最小
約 37	原子炉圧力最大
50	計算終了

表 1.2-12 「蒸気発生器への過剰給水」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	蒸気発生器への過剰給水	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	蒸気発生器 1 基へ定 格流量の 230%で給水		主給水制御弁全開時の最大給水流量を上回 る値
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0.51		温度低下による正の反応度帰還が最大 になるように出力運転時の最大値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の下限値		燃料温度上昇による反応度増加抑制効果 を最小
	原 子 炉 出 力 %	100		定 格 値
	1 次冷却材平均温度℃	307.1		同 上
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	15.41		同 上
	熱 水 路 係 数	$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$		熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—		安全保護系の単一故障を想定するが、 多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		MARVEL		プラントの過渡応答の解析
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		蒸気発生器水位異常高によるタービントリップ信号		
解 析 結 果		結 果	判 定	
	最 小 D N B R	約 2.00	≥ 1.42	
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力の最大値は約 107%にとどまるので、燃料中心温度 は十分溶融点未満である。		
原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	上昇は約 0.2	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原 子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が 問題となることはない。		

- 原子炉出力
 - ① 過剰給水による1次冷却材温度低下に伴う反応度添加による出力上昇
 - ③ 「蒸気発生器水位異常高」タービントリップ (約34秒)
 - ④ 制御棒落下による出力低下
- 最小DNBR
 - ② 出力上昇に伴うDNBR低下
 - ⑤ 原子炉トリップによる出力低下に伴うDNBR回復
- 蒸気発生器水位
 - ⑥ 過剰給水による水位上昇
 - ⑦ タービントリップ、給水停止による水位低下
- 原子炉圧力
 - ⑧ タービントリップ後、原子炉トリップまでの1次冷却系の加熱による圧力上昇
 - ⑨ 原子炉トリップによる1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
- 1次冷却材平均温度
 - ⑧ タービントリップ後、原子炉トリップまでの1次冷却系の加熱による上昇
 - ⑨ 原子炉トリップによる出力低下に伴う温度低下

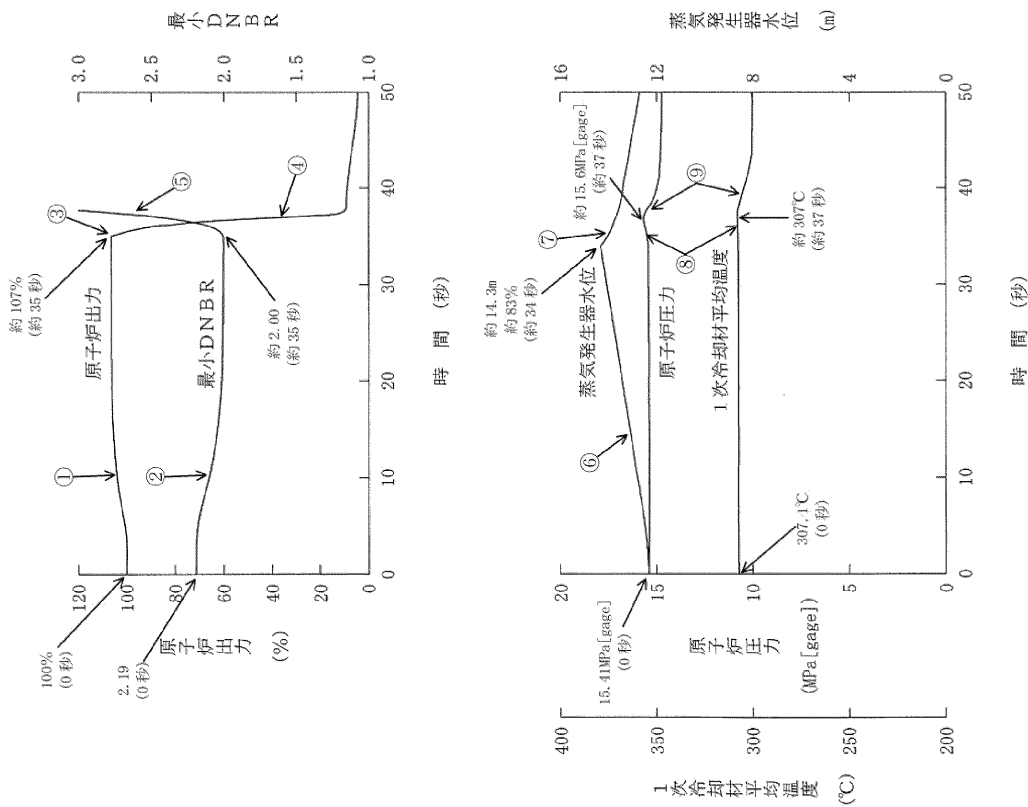


図 1.2-16 蒸気発生器への過剰給水

1.3 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化

(1) 負荷の喪失

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、外部電源あるいはタービンの故障等により、タービンへの蒸気流量が急減し原子炉圧力が上昇する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度及び DNBR の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.3-1 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.3-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.3-2 及び図 1.3-2～図 1.3-3 に示す。

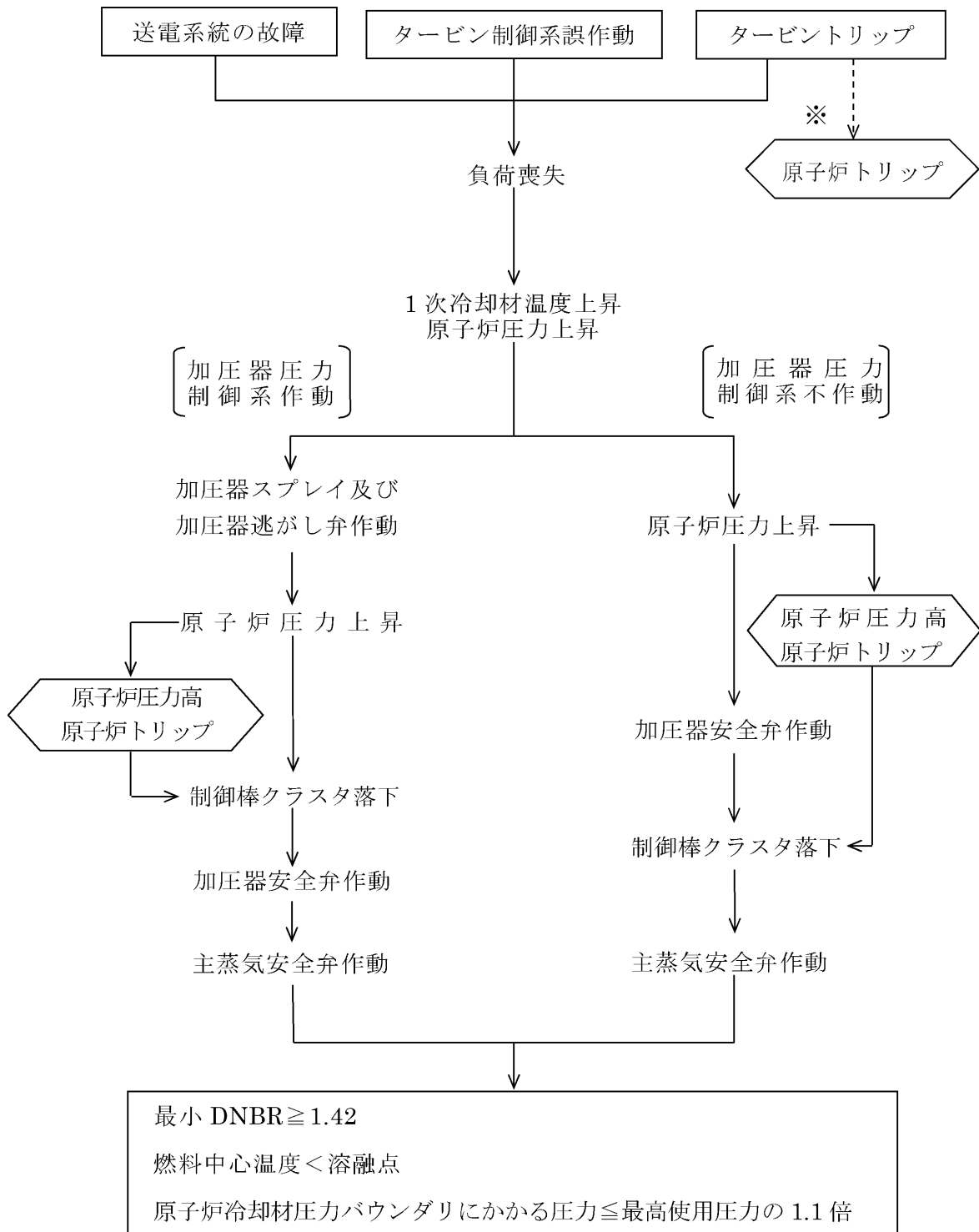


図 1.3-1 「負荷の喪失」の事象過程

表 1.3-1 「負荷の喪失」の主要事象クロノロジ

① 加圧器圧力制御系作動

時刻 (秒)	事 象
0	負荷の喪失
約 9	「原子炉圧力高」信号トリップ限界値到達
約 11	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始、 加圧器安全弁作動、DNBR 最小
約 12	主蒸気安全弁作動
50	計算終了

② 加圧器圧力制御系不作動

時刻 (秒)	事 象
0	負荷の喪失
約 6	「原子炉圧力高」信号トリップ限界値到達
約 7	加圧器安全弁作動
約 8	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 9	原子炉圧力最大
約 10	主蒸気安全弁作動
50	計算終了

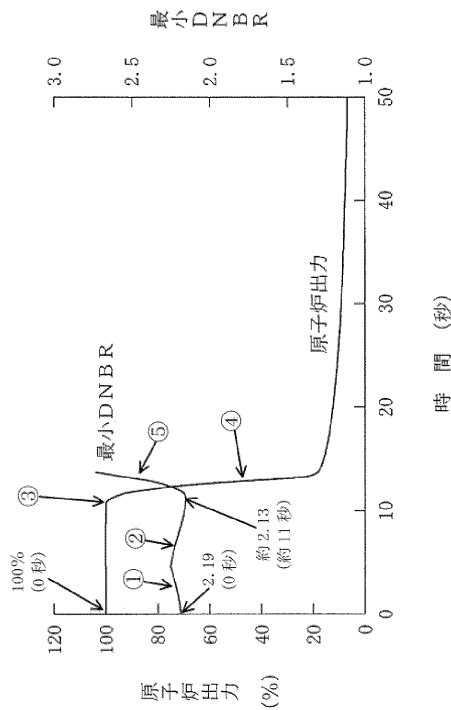
表 1.3-2 「負荷の喪失」の解析条件及び解析結果

①加圧器圧力制御系作動（最小 DNBR 解析）

②加圧器圧力制御系不作動（原子炉圧力解析）

項 目		解析件名	
		負 荷 の 喪 失	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	蒸気流量 0%に急減	指針の要求事項 1次冷却系の除熱に対し、厳しい条件として、負荷が瞬時に完全に喪失するものとする
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	温度上昇による負の反応度帰還が最小になるように出力運転時の最小値を使用
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の上限値	トリップ後の出力低下を遅くするようドップラの反応度帰還を最大
	原子炉出力 %	①100 ②102	定 格 値 定常誤差を考慮した上限値
	1次冷却材平均温度℃	①307.1 ②309.3	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	①15.41 ②15.20	定 格 値 定常誤差を考慮した下限値
	熱水路係数	$F_{\Delta H}^N = 1.64$ $F_Z^N = 1.62\cos$	熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		MARVEL	プラントの過渡応答の解析
原子炉トリップ信号		原子炉圧力高	
解 析 結 果		結 果	判 定
	最 小 D N B R	① 約 2.13	≥ 1.42
	燃 料 中 心 温 度	原子炉出力は上昇しないので燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	②約 17.9 〔原子炉冷却材圧力バウンダリ にかかる圧力約 18.5〕	原子炉圧力は過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 \leq 最高使用圧力の 1.1 倍 (=18.88)〕

- 最小DNBR
 - ① 1次冷却材温度上昇に伴いDNBRは低下する方向であるが原子炉圧力上昇に伴いDNBRは上昇
 - ② 加圧器逃がし弁作動により圧力上昇が緩和されたため1次冷却材温度上昇によりDNBRは低下
 - ⑤ 原子炉トリップによる出力低下に伴うDNBR回復
- 原子炉出力
 - ③ 「原子炉圧力高」原子炉トリップ (約11秒)
 - ④ 制御棒落下による出力低下



- 原子炉圧力
 - ⑦ 1次冷却材温度上昇による圧力上昇
 - ⑧ 加圧器逃がし弁作動 (約5秒) による圧力上昇の緩和
 - ⑨ 加圧器安全弁作動 (約11秒) による圧力上昇の緩和
 - ⑫ 加圧器逃がし弁閉 (約16秒)
 - ⑬ 加圧器内の減圧沸騰 (フラッシング) による圧力低下の緩和
- 1次冷却材平均温度
 - ⑥ 負荷喪失により2次側除熱が不足することによる温度上昇
 - ⑩ 原子炉トリップによる出力低下に伴う温度低下
 - ⑩ 主蒸気安全弁作動 (約12秒)

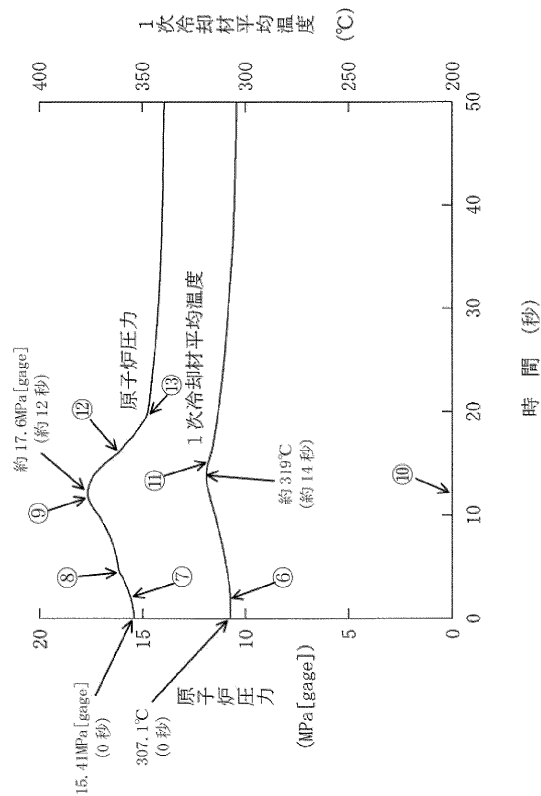
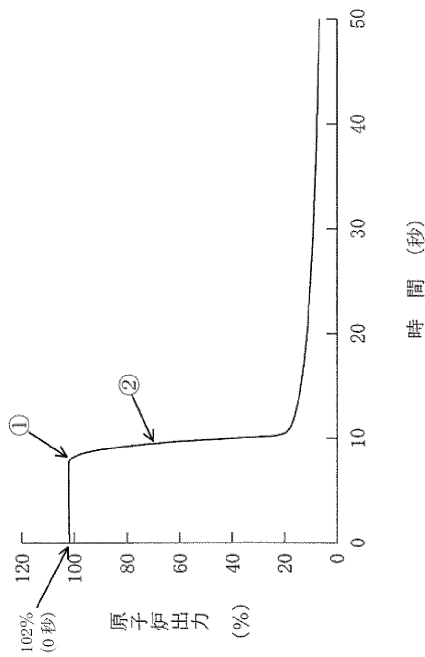


図 1.3-2 負荷の喪失
—加圧器圧力制御系作動

- 原子炉出力
 - ① 「原子炉圧力高」原子炉トリップ (約 8 秒)
 - ② 制御棒落下による出力低下



- 原子炉圧力
 - ④ 1次冷却材温度上昇による圧力上昇
 - ⑤ 加圧器安全弁作動 (約 7 秒) による圧力上昇の緩和
 - ⑧ 加圧器安全弁閉 (約 12 秒)
 - ⑨ 加圧器内の減圧沸騰 (フラッシング) による圧力低下の緩和
- 1次冷却材平均温度
 - ③ 負荷喪失により 2次側除熱が不足することによる温度上昇
 - ⑦ 原子炉トリップによる出力低下に伴う温度低下
 - ⑥ 主蒸気安全弁作動 (約 10 秒)

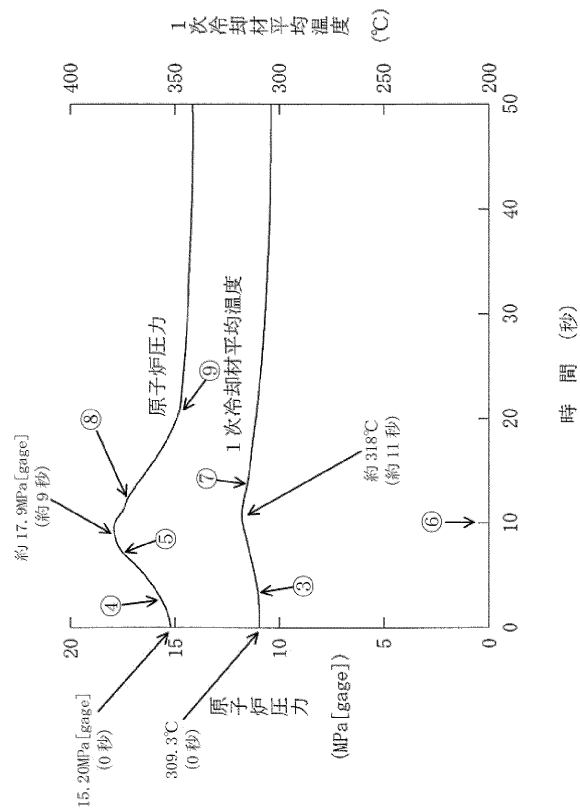


図 1.3-3 負荷の喪失
— 加圧器圧力制御系不動作

(2) 原子炉冷却材系の異常な減圧

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に、1次冷却系の圧力制御系の故障等により、原子炉圧力が低下する事象を想定する。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度及び DNBR の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.3-4 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.3-3 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.3-4 及び図 1.3-5 に示す。

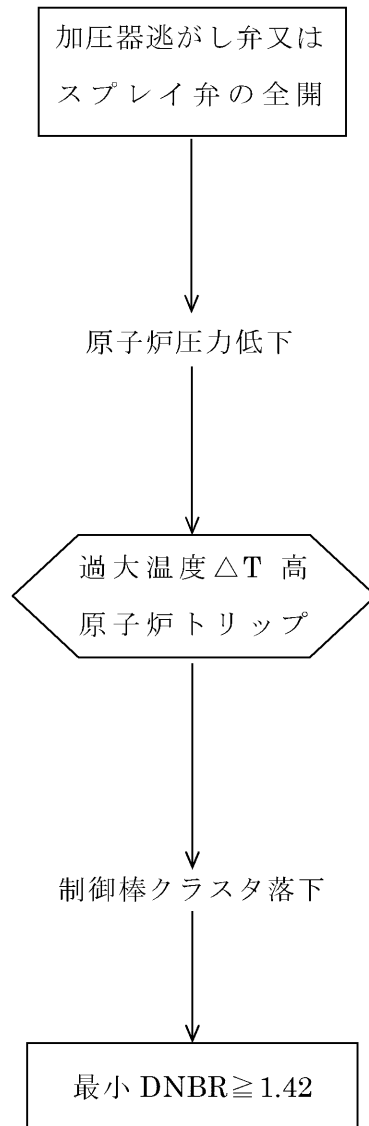


図 1.3-4 「原子炉冷却材系の異常な減圧」の事象過程

表 1.3-3 「原子炉冷却材系の異常な減圧」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	加圧器逃がし弁 1 個全開
約 55	「過大温度 ΔT 高」信号トリップ限界値到達
約 61	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約 62	DNBR 最小
100	計算終了

表 1.3-4 「原子炉冷却材系の異常な減圧」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	原子炉冷却材系の異常な減圧	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	加圧器逃がし弁 1 個の全開 (容量×120%)		加圧器逃がし弁もしくは加圧器スプレイ弁のうち原子炉圧力を最も低下させる効果を持つ加圧器逃がし弁が全開
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0		出力運転時の最小値で 1 次冷却材圧力低下による負の反応度帰還を最小
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の上限値		トリップ後の出力低下を遅くするようにドップラの反応度帰還を最大
	原子炉出力 %	100		定 格 値
	1 次冷却材平均温度℃	307.1		同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	15.41		同 上
	熱水路係数	$F_{\Delta H}^N = 1.64$ $F_Z^N = 1.62 \cos$		熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—		安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド	MARVEL		プラントの過渡応答の解析	
原子炉トリップ信号	過大温度 ΔT 高			
解 析 結 果		結 果	判 定	
	最 小 D N B R	約 1.93	≥ 1.42	

- 最小DNBR
 - ① 圧力低下によるDNBR低下
 - ④ 原子炉トリップによる出力低下に伴うDNBR回復
- 原子炉出力
 - ② 「過大温度△T高」原子炉トリップ (約61秒)
 - ③ 制御棒落下による出力低下
- 原子炉圧力
 - ⑤ 加圧器逃がし弁の誤開による圧力低下
- 1次冷却材平均温度
 - ⑥ 原子炉トリップによる出力低下に伴う温度低下

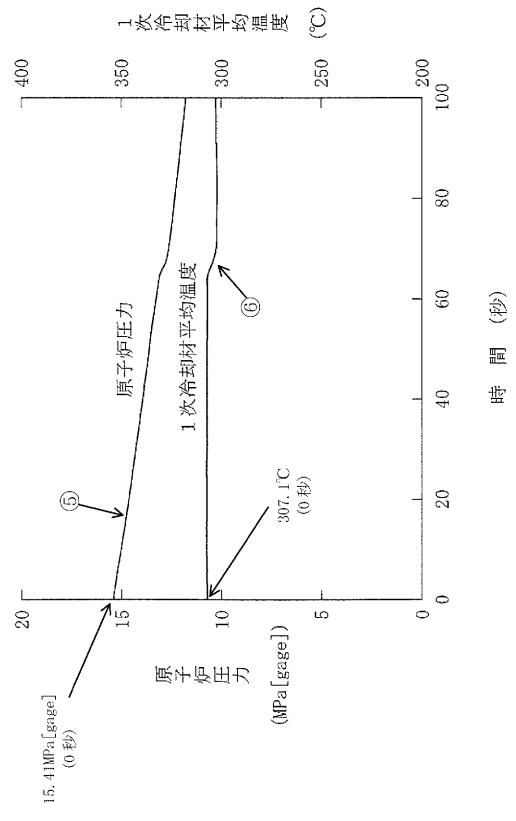
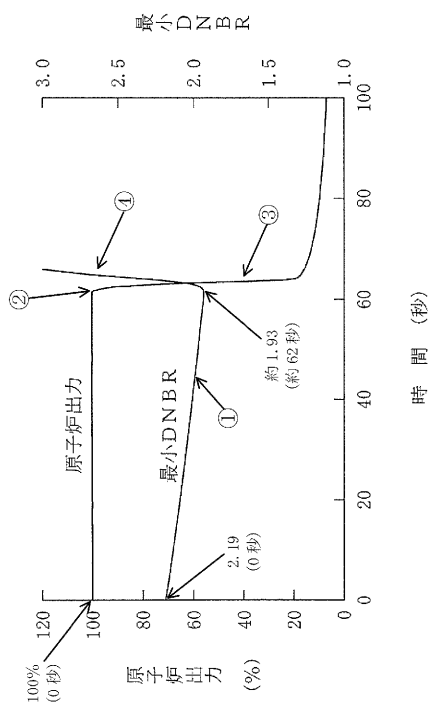


図 1.3-5 原子炉冷却材系の異常な減圧

(3) 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動

a. 過渡変化の原因

この過渡変化は、発電用原子炉の出力運転中に非常用炉心冷却設備が誤起動する事象を想定する。具体的には、非常用炉心冷却設備のうち高圧注入系が起動し、ほう酸水が1次冷却系に注入され、原子炉出力が低下し、2次冷却系との出力の不一致によって1次冷却系が冷却される現象として考える。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、1次冷却材平均温度、蒸気流量及び DNBR の過渡応答を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.3-6 に示す。

主要事象クロノログを表 1.3-5 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.3-6 及び図 1.3-7 に示す。

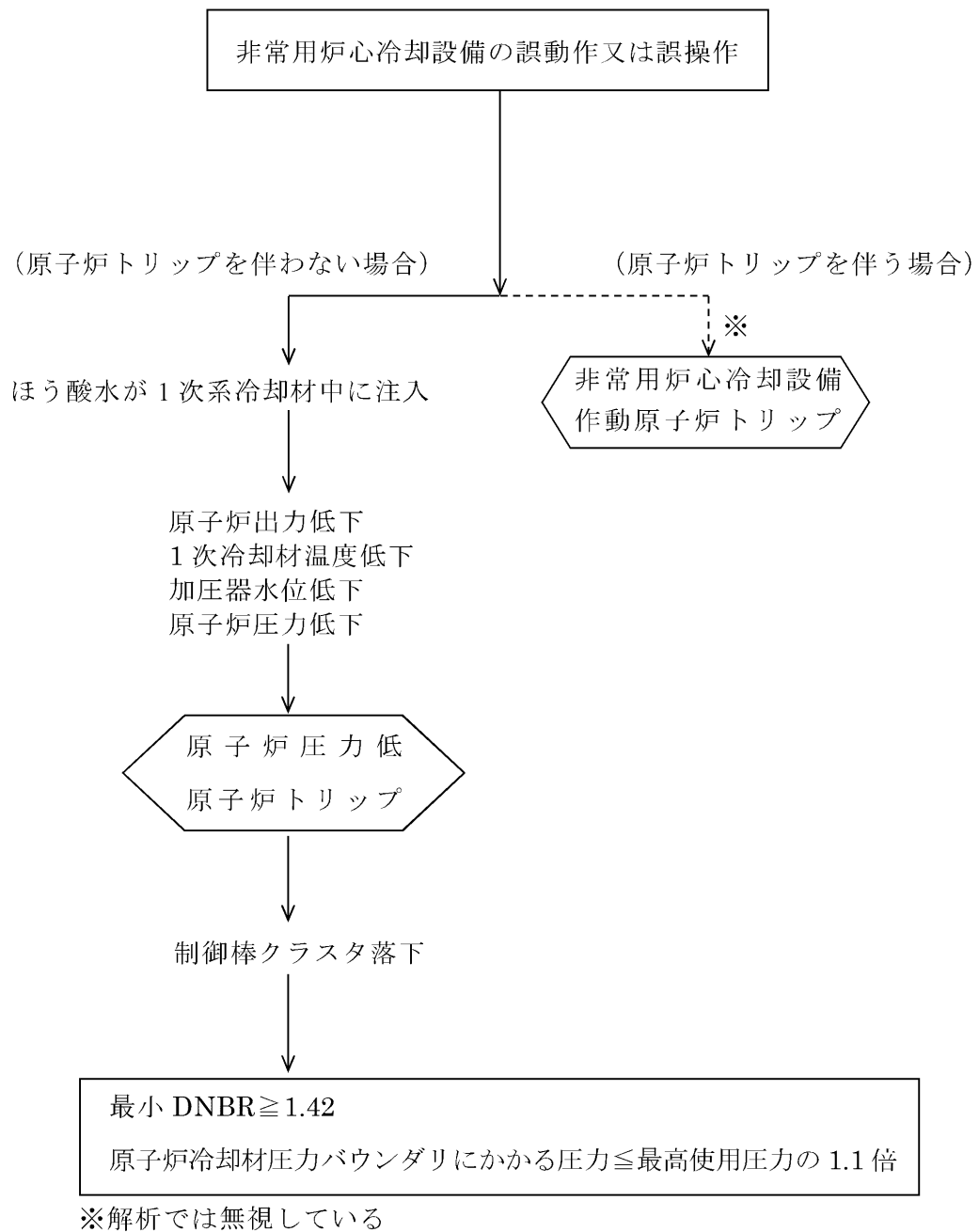


図 1.3-6 「出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動」の事象過程

表 1.3-5 「出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動」の
主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	非常用炉心冷却設備の誤起動
約 85	「原子炉圧力低」信号トリップ限界値到達
約 87	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
200	計算終了

表 1.3-6 「出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動」の
解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	外 乱 条 件	非常用炉心冷却設備のうち高圧注入系が起動		指針の要求事項
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0		出力低下が大きくなるように正の反応度帰還効果を最小（出力低下に伴う圧力低下を大きくし、非常用炉心冷却設備からの注入を促進）
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図 1.1-5 の下限値		同 上
	原子炉出力 %	100		定 格 値
	1 次冷却材平均温度℃	307.1		同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	15.41		同 上
	燃料取替用水ピットの ほう素濃度 ppm	3,100		設計条件
	熱 水 路 係 数	$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$		熱水力設計値を使用
	単 一 故 障	—		安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド	MARVEL		プラントの過渡応答の解析	
原子炉トリップ信号			原子炉圧力低	
解 析 結 果		結 果	判 定	
	最 小 D N B R	初期値より増加		≥ 1.42
	原 子 炉 圧 力	過度に上昇しない。		ほう酸水が注入され続けたとしても、高圧注入ポンプの締切圧力を加圧器逃がし弁の設定圧力以下に設計するため、原子炉圧力が過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

- 最小DNBR
 - ① 出力低下に伴うDNBR上昇
- 蒸気流量
 - ② 主蒸気加減弁全開
 - ⑤ 原子炉トリップに伴うタービントリップ
- 原子炉出力
 - ③ ほう酸水注入による負の反応度添加に伴う出力低下
 - ④ 「原子炉圧力低」原子炉トリップ (約87秒)
 - ⑥ 制御棒落下による出力低下
- 原子炉圧力
 - ⑧ 出力低下による1次冷却材温度低下に伴う圧力低下
 - ⑨ 高圧注入ポンプによるほう酸水注入により圧力上昇
- 1次冷却材平均温度
 - ⑦ 出力低下に伴う温度低下

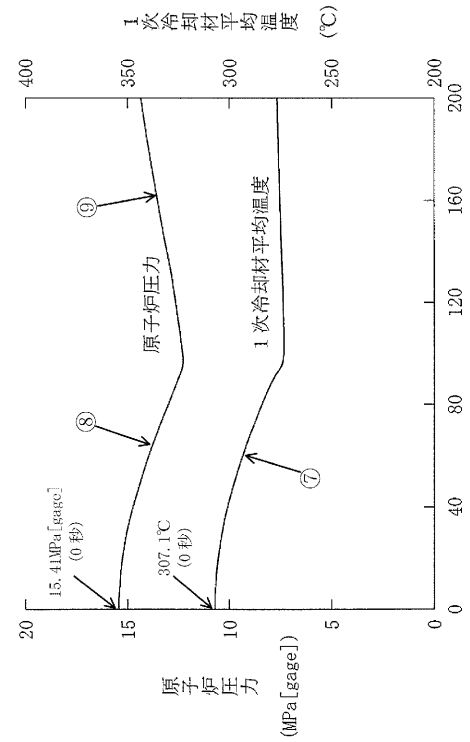
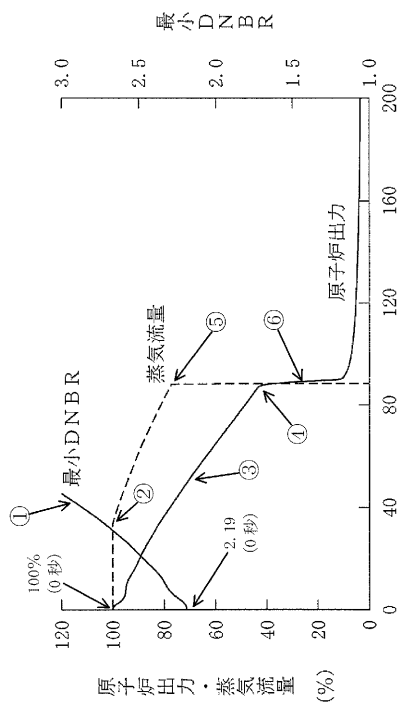


図 1.3-7 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動

2. 解析結果

ここでは、「運転時の異常な過渡変化」の解析結果をまとめる。

2.1 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化

事象	解析結果	判断基準
1.原子炉起動時における 制御棒の異常な引き抜き		
(a)燃料エンタルピー	約 378kJ/kg・UO ₂	≦712kJ/kg・UO ₂
(b)ピーク出力部燃料 エンタルピー増分の最大値	約 94kJ/kg・UO ₂	≦PCMI 破損しきい値 ^{注1}
(c)ピーク出力部燃料 エンタルピーの最大値	約 173kJ/kg・UO ₂	≦272 kJ/kg・UO ₂ (浸水燃料の破裂限界 ^{注2})
(d)原子炉圧力	約 17.0MPa[gage]	原子炉圧力は過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
2.出力運転中の制御棒の 異常な引き抜き		
(a)最小 DNBR	約 1.64	≧1.42
(b)燃料中心温度	約 2,300℃	<2,570℃ (燃料寿命初期の制限値 ^{注3})
(c)原子炉圧力	上昇は約 0.7MPa ^{注4}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
3.制御棒の落下及び不整合		
(a) 最小 DNBR	約 1.66	≧1.42
(b) 燃料中心温度	原子炉出力の最大値は約 105%であるので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
(c) 原子炉圧力	上昇は約 0.2MPa ^{注4}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

注1) ペレット燃焼度 65,000MWd/t 以上、75,000MWd/t 程度までの PCMI 破損しきい値は 167kJ/kg・UO₂

注2) 浸水燃料の破裂が生じないため、原子炉圧力容器の健全性が損なわれることはない。

注3) ステップ1 燃料(理論密度の約 95%)で燃料中心温度が最高となる燃焼度約 1,200MWd/t における制限値

注4) 通常運転時の圧力は、約 15.41MPa[gage]

2.1 炉心内の反応度又は出力分布の異常な変化（つづき）

事 象	解析結果	判断基準
4.原子炉冷却材中の ほう素の異常な希釈 （プラント起動時） (a) 最小 DNBR (b) 燃料中心温度 (c) 原子炉圧力	「中性子源領域炉停止時中性子束高」警報から臨界までに約 16 分を要する。 運転員が異常な状態を検知し、原因を取り除く手段をとるのに希釈停止操作時間を考慮しても十分な時間がある。 原子炉は臨界に至らないので、最小 DNBR、燃料中心温度及び原子炉冷却材圧力バウンダリの点で問題とならない。	
（出力運転時） (a) 最小 DNBR (b) 燃料中心温度 (c) 原子炉圧力	①手動制御 反応度添加率 ($1.8 \times 10^{-5} (\Delta K/K)/s$) は「出力運転中の制御棒の異常な引き抜き」解析に包絡され問題とならない。 ②自動制御 制御棒クラスタ挿入限界に達した後、さらに希釈が続けられて、停止余裕を失うに至るまで約 15 分を要する。 運転員が異常な状態を検知し、原因を取り除く手段をとるのに、希釈停止操作時間を考慮しても十分な時間がある。 原子炉出力は変化しないので、最小 DNBR、燃料中心温度及び原子炉冷却材圧力バウンダリの点で問題とならない。	

2.2 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化

事 象	解析結果	判断基準
1.原子炉冷却材流量の 部分喪失 (a) 最小 DNBR	約 1.92	≥ 1.42
(b) 燃料中心温度	原子炉出力は上昇することはないので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
(c) 原子炉圧力	上昇は約 0.5MPa ^{注1}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
2.原子炉冷却材系の 停止ループの誤起動 (a) 最小 DNBR (b) 燃料中心温度	熱流束の最大値は定格値の約 64%であり、1次冷却材の炉心平均温度は、定格出力時より低い値にしかならない。したがって、最小 DNBR の許容限界値に対する余裕は定格出力時より大きい。また、燃料中心温度は十分溶融点未満であるので、燃料の健全性が損なわれることはない。	
(c) 原子炉圧力	上昇は約 0.7MPa ^{注1}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
3.外部電源喪失 (a) 最小 DNBR	「原子炉冷却材流量の喪失」及び「主給水流量喪失」の解析で包含される。	≥ 1.42
(b) 燃料中心温度		$< 2,570^{\circ}\text{C}$ (燃料寿命初期の制限値 ^{注2})
(c) 原子炉圧力		原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 \leq 最高使用圧力の 1.1 倍 18.88MPa[gage]
4.主給水流量喪失 (a) 原子炉圧力	約 17.4MPa[gage]	原子炉圧力は過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
(加圧器保有水量)	(加圧器容積の約 81%)	(加圧器は満水にならないこと)
5.蒸気負荷の異常な増加 (a) 最小 DNBR	約 1.90	≥ 1.42
(b) 燃料中心温度	原子炉出力は約 111%を超えることなく、過度な原子炉出力の上昇がないので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
(c) 原子炉圧力	上昇は約 0.2MPa 以下 ^{注1}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

注 1) 通常運転時の原子炉圧力は、約 15.41MPa[gage]

注 2) ステップ 1 燃料 (理論密度の約 95%) で燃料中心温度が最高となる燃焼度約 1,200MWd/t における制限値

2.2 炉心内の熱発生又は熱除去の異常な変化（つづき）

事 象	解析結果	判断基準
6.2 次冷却系の異常な減圧 (a) 最小 DNBR	約 3.3	≥ 1.30 (W-3 相關式)
(b) 燃料中心温度	燃料中心温度は溶融点未満であるので、燃料の健全性が損なわれることはない。	
(c) 原子炉圧力	過度に上昇しない	ほう酸水が注入され続けたとしても、 高压注入ポンプの締切圧力が低く、原子炉圧力は加圧器逃がし弁の設定圧力に達することはないため、原子炉圧力が過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
(d) その他	非常用炉心冷却設備が作動して、ほう酸水が炉心に到達し、補助給水を停止する操作を行うことに伴い、原子炉は未臨界となり、過渡変化は安全に終止する。	
7. 蒸気発生器への過剰給水 (a) 最小 DNBR	約 2.00	≥ 1.42
(b) 燃料中心温度	原子炉出力の最大値は約 107%にとどまるので、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
(c) 原子炉圧力	上昇は約 0.2MPa ^{注1}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

注1) 通常運転時の原子炉圧力は、約 15.41MPa[gage]

2.3 原子炉冷却材圧力又は原子炉冷却材保有量の異常な変化

事象	解析結果	判断基準
1. 負荷の喪失		
(a) 最小 DNBR	約 2.13	≥ 1.42
(b) 燃料中心温度	原子炉出力は上昇しないので燃料中心温度は十分溶融点未満である	
(c) 原子炉圧力	約 17.9MPa[gage] 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力約 18.5MPa[gage]〕	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 \leq 最高使用圧力の 1.1 倍 (=18.88MPa[gage])〕
2. 原子炉冷却材系の異常な減圧		
(a) 最小 DNBR	約 1.93	≥ 1.42
3. 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動		
(a) 最小 DNBR	初期値より増加	≥ 1.42
(b) 原子炉圧力	過度に上昇しない	ほう酸水が注入され続けたとしても、高圧注入ポンプの締切圧力を加圧器逃がし弁の設定圧力以下に設計するため、原子炉圧力が過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

各事象の説明
(設計基準事故の解析)

目 次

1. 各事象の詳細説明	13条-別添2-1
1.1 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	13条-別添2-1
1.2 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	13条-別添2-43
1.3 環境への放射性物質の異常な放出	13条-別添2-56
1.4 原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化	13条-別添2-62
2. 解析結果	13条-別添2-72
2.1 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化	13条-別添2-72
2.2 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化	13条-別添2-74
2.3 環境への放射性物質の異常な放出	13条-別添2-75
2.4 原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化	13条-別添2-76

1. 各事象の詳細説明

1.1 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化

(1) 原子炉冷却材喪失

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、1次冷却材が系外に流失し、炉心の冷却能力が低下する事象を想定する。

b. 解析方法

(a) 非常用炉心冷却設備性能評価解析—大破断—

事故の経過は、数種の詳細なコードの組合せによって解析する。解析は大別して、ブローダウン解析、リフィル／再冠水解析及び燃料棒熱解析に分かれる。

i. ブローダウン解析

ブローダウン解析コード SATAN-M により、ブローダウン期間中の炉心冷却材流量、圧力、クオリティ等を求める。

ii. リフィル／再冠水解析

リフィル期間についてはリフィル／再冠水解析コード WREFLOOD、再冠水期間については再冠水解析コード BASH-M により、再冠水開始時刻、再冠水期間中の炉心圧力、炉心流入水エンタルピ、炉心部に到達するほう酸水速度（炉心再冠水速度）等を求める。

また、1次冷却系への背圧は原子炉格納容器内圧解析コード COCO により解析され、WREFLOOD 及び BASH-M と結合した状態で計算する。

iii. 燃料棒熱解析

燃料棒熱解析コード LOCTA-M により、前述の SATAN-M 及び BASH-M によって得られる炉心の流量、圧力、クオリティ、炉心再冠水速度、炉心流入水エンタルピ等を入力として全事故期間にわたる燃料棒の熱的挙動を求める。

事象説明を図 1.1-1 に示す。

(b) 非常用炉心冷却設備性能評価解析－小破断－

小破断事故においては、原子炉圧力が原子炉格納容器内圧まで低下する以前に、非常用炉心冷却設備により炉心冠水が行われ、ブローダウン過程に燃料被覆管の温度にピークが現れるので、大破断の場合の WREFLOOD、BASH-M 及び COCO による解析は不要である。したがって、事故の経過は、ブローダウン解析及び燃料棒熱解析の組合せによって解析する。

i. ブローダウン解析

ブローダウン解析コード SATAN-M(Small LOCA)により、ブローダウン期間中の炉心冷却材流量、圧力、気泡炉心水位等を求める。

ii. 燃料棒熱解析

燃料棒熱解析コード LOCTA-IVにより、前述の SATAN-M(Small LOCA)によって得られる炉心の流量、圧力、気泡炉心水位等を入力として全事故期間にわたる燃料棒の熱的挙動を求める。

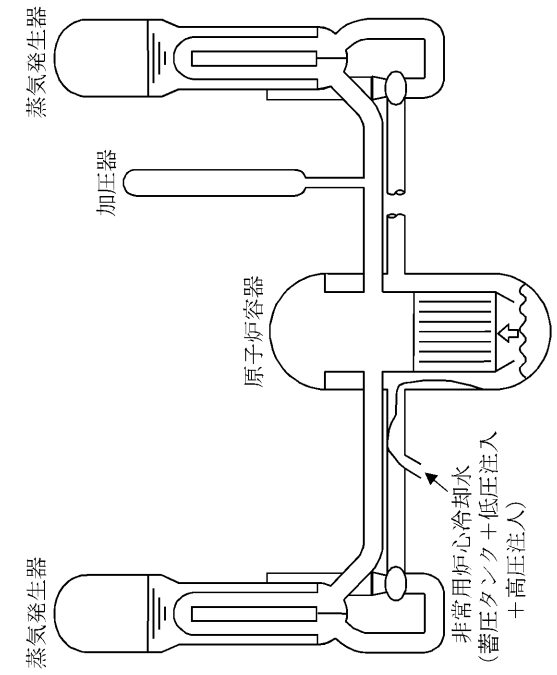
事象説明を図 1.1-2 に示す。

c. 解析条件及び解析結果

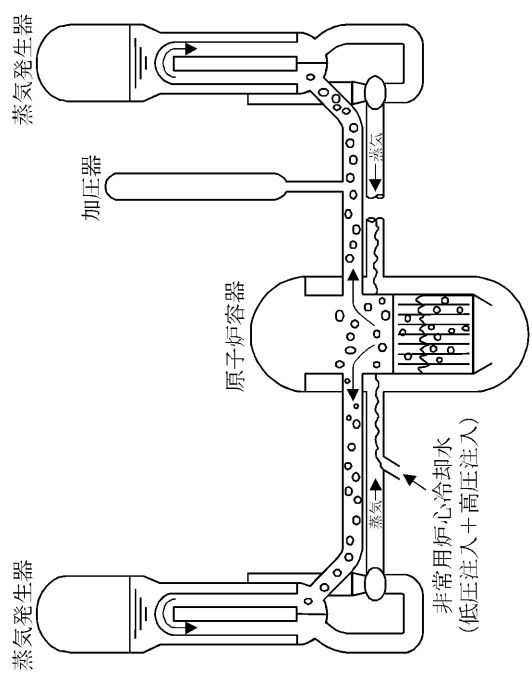
事象の過程を図 1.1-3 に示す。

大破断の主要事象クロノロジを表 1.1-1 に、小破断の主要事象クロノロジを表 1.1-2 に示す。

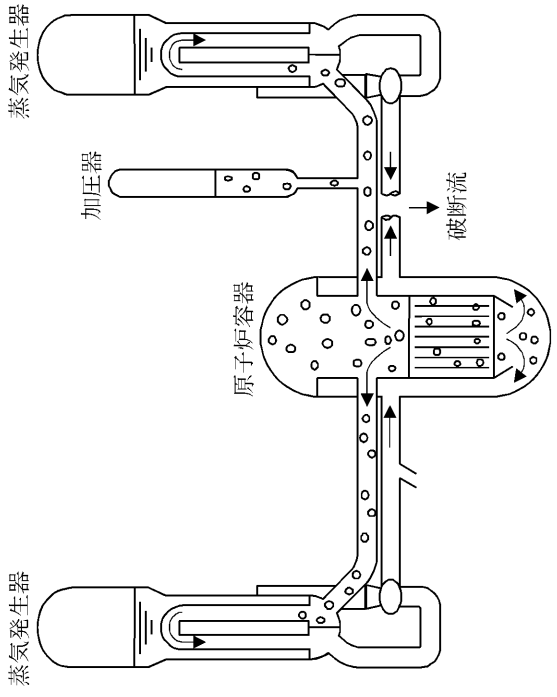
大破断の解析条件及び解析結果を表 1.1-3 に、小破断の解析条件及び解析結果を表 1.1-4 に示す。さらに、主要パラメータの時間変化を図 1.1-4～図 1.1-10 に示す。



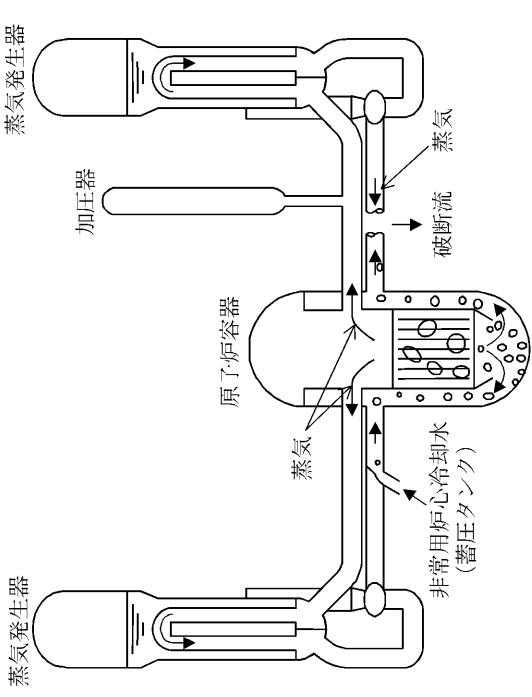
(3) リフイル過程



(4) 炉心再冠水過程

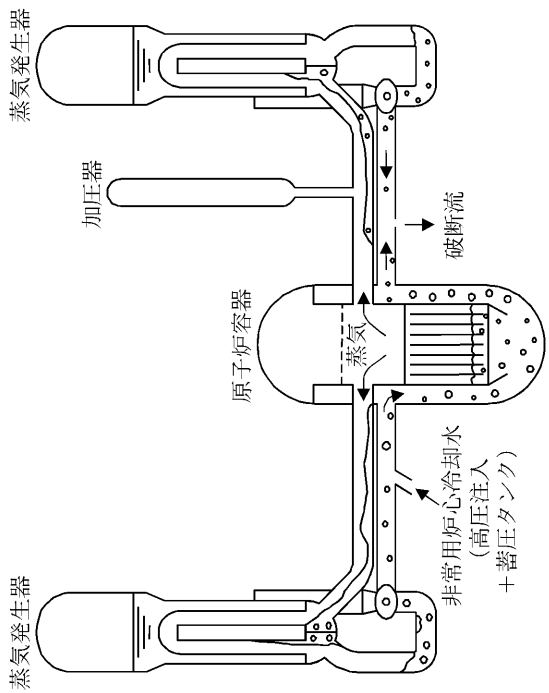


(1) 破断直後

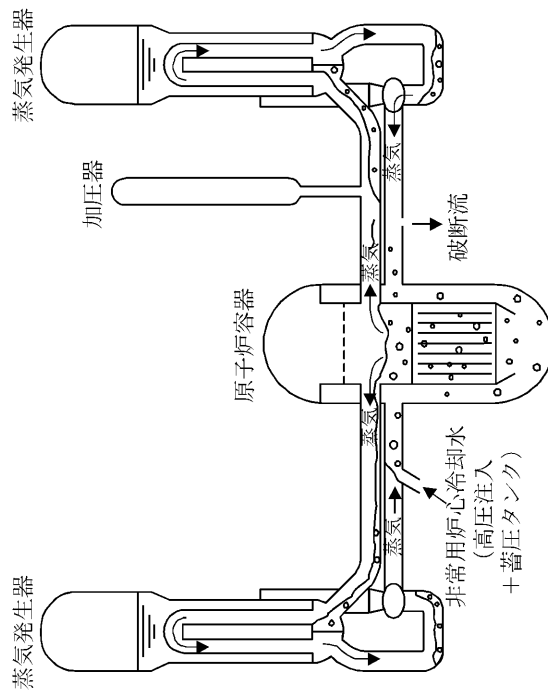


(2) ブローダウン過程

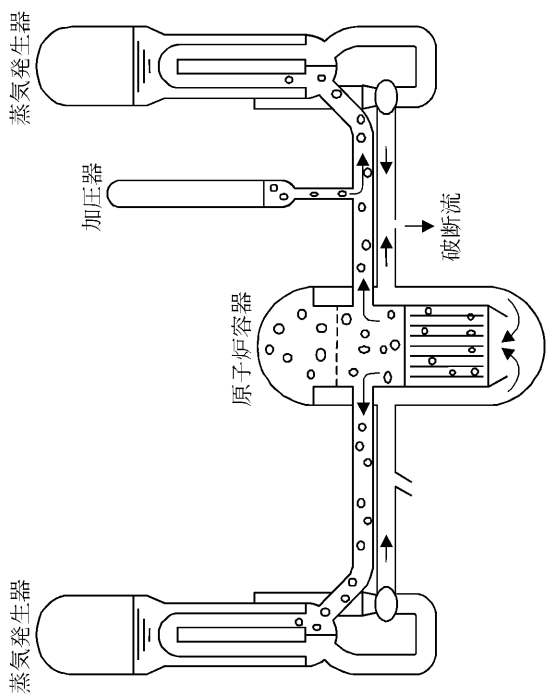
図1.1.1 「原子炉冷却材喪失（大破断）」の事象説明



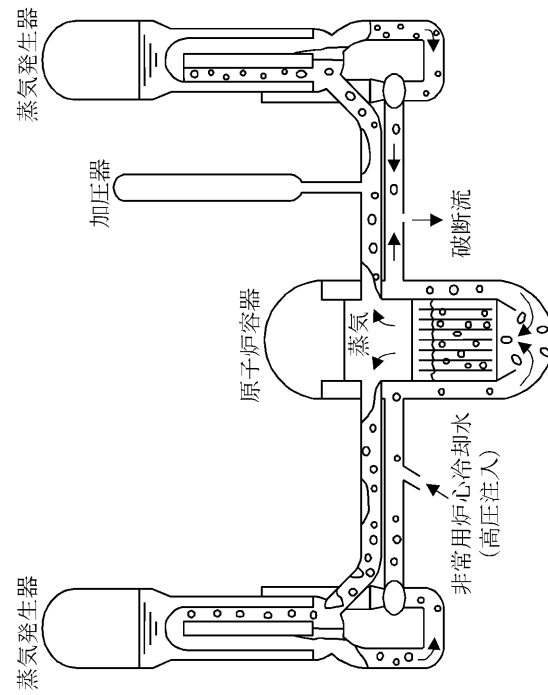
(3) 炉心水位回復 (蓄圧タンク作動) 時



(4) 炉心冠水 後



(1) 安全注入信号受信直後



(2) 炉心露出開始時

図1.1-2 「原子炉冷却材喪失 (小破断)」の事象説明

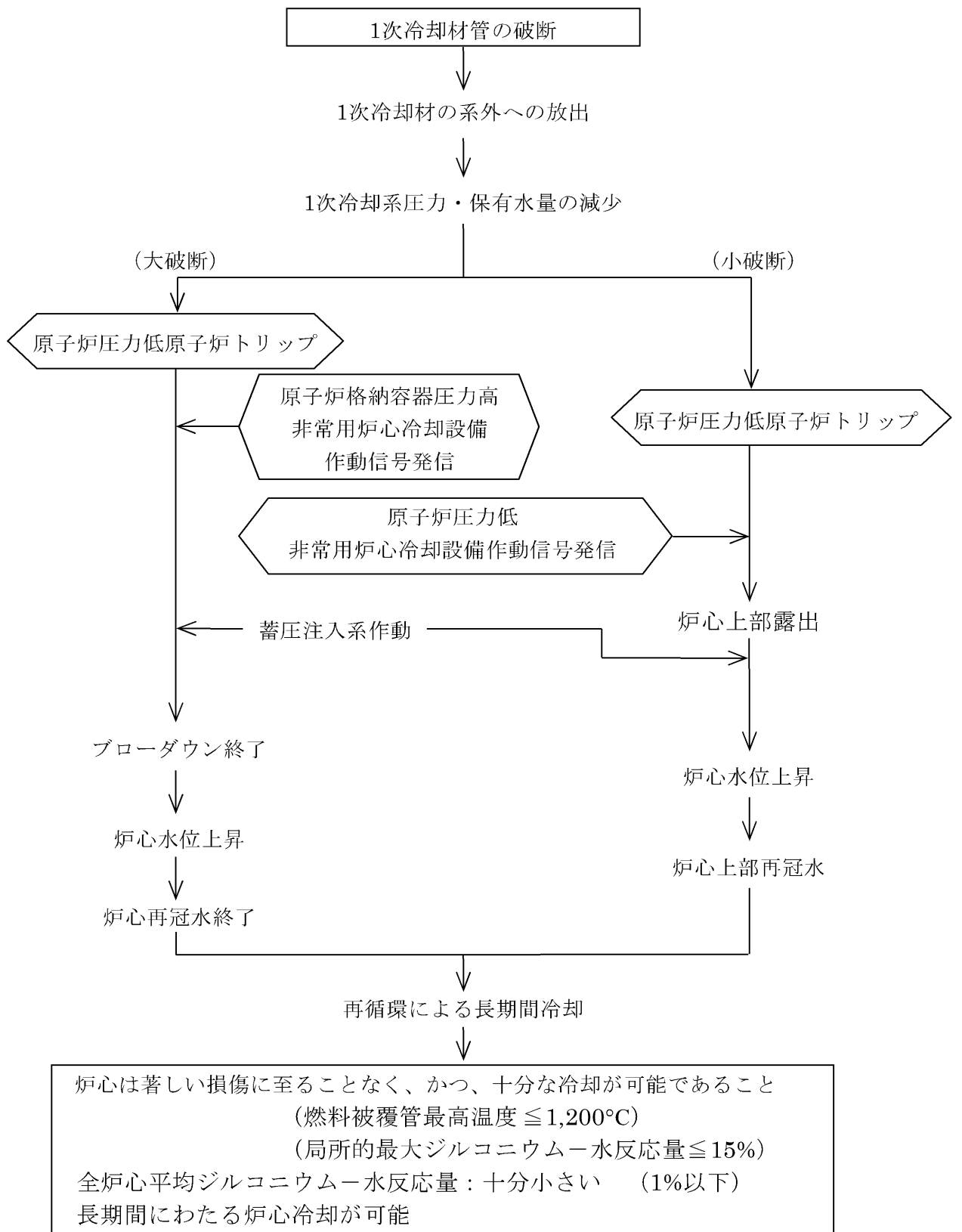


図1.1-3 「原子炉冷却材喪失」の事象過程

表1.1-1 「原子炉冷却材喪失（大破断）」の主要事象クロノロジ

(低温側配管スプリット破断、流出係数0.6、蒸気発生器伝熱管施栓率0%)

時刻（秒）	事 象
0	低温側配管スプリット破断発生
約1	「原子炉格納容器圧力高」信号非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約6	燃料被覆管温度最高
約15	蓄圧注入系注入開始
約25	ブローダウン終了
約35	高圧注入系、低圧注入系注入開始
約38	炉心再冠水開始
約240	計算終了

表1.1-2 「原子炉冷却材喪失（小破断）」の主要事象クロノロジ

(低温側配管約25.4cm径相当の破断及び加圧器気相部破断、
蒸気発生器伝熱管施栓率0%)

時刻（秒）		事 象
液相部破断	気相部破断	
0	0	破断発生
約7	約7	「原子炉圧力低」信号トリップ限界値到達
約8	—	「原子炉圧力低」信号非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約9	約9	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
—	約10	「原子炉圧力低」信号非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約35	約37	高圧注入系注入開始
約71	—	炉心上部露出開始
約115	約602	蓄圧注入系注入開始
約138	—	燃料被覆管温度最高
約158	—	炉心上部再冠水
180	1,200	計算終了

表1.1-3 「原子炉冷却材喪失（大破断）」の解析条件及び解析結果

項 目		解析条件	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	低温側配管スプリット 破断 流出係数=0.6	流出係数1.0、0.6、0.4の解析を行った結果
	原 子 炉 出 力 %	102	定常誤差を考慮した上限値
	熱 水 路 係 数	2.32	定格運転時は、2.32以下
	単 一 故 障	低圧注入系1系列	被覆管温度上昇で最も厳しい
	崩 壊 熱	日本原子力学会の推奨 値に基づく核分裂生成 物の崩壊熱にアクチニ ドの崩壊熱を考慮した 曲線	MHI-NES-1010改4「PWRの安全解析用崩壊熱 について」に基づく
	外 部 電 源	無	非常用炉心冷却設備作動遅れを伴うため厳しい
	最大線出力密度 kW/m	41.5×1.02	定格出力運転時は、41.5kW/m以下
解 析 コ ー ド	非常用炉心冷却設備 作動遅れ 秒	34	ディーゼル発電機起動時間など考慮した低圧 注入系及び高圧注入系作動遅れ時間の最大値
	非常用炉心冷却設備作動信号	SATAN-M WREFLOOD BASH-M COCO LOCTA-M	ブローダウン時熱水力挙動解析 リフィル時熱水力挙動解析 再冠水時熱水力挙動解析 原子炉格納容器内圧解析 燃料棒熱解析
解 析 結 果	炉 心 冷 却 能 力	原子炉格納容器圧力高	
	(燃料被覆管最高温度℃ ^{注1)}	結果	判 定
		約984	≤1,200℃
	局所的最大ジルコニウム -水反応量 ^{注1、注2} %	約979	
		約0.4	≤15%
	全炉心平均ジルコニウム -水反応量 ^{注4} %	約0.4	
	0.3以下	原子炉格納容器健全性の見地から十分に小さいこと	
長期間の崩壊熱除去	再循環モードにより維持 ^{注3}	燃料棒の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長期間にわたって可能であること	

注1) 上段は蒸気発生器伝熱管施栓率0%、下段は蒸気発生器伝熱管施栓率10%

注2) 破断の体様が低温側配管両端破断の場合は、局所的最大ジルコニウム-水反応量は、低温側配管スプリット破断に比べ若干大きくなるが、その場合でも約1%であり、制限値に比べて余裕がある。

注3) 格納容器再循環サンプにたまった流出水等を余熱除去ポンプ、余熱除去冷却器及び高圧注入ポンプを通して炉心に注入する再循環に切り替え、長期にわたる冷却を行う。

注4) 燃焼末期燃料を対象として解析した結果は、低温側配管スプリット破断、蒸気発生器伝熱管施栓率0%の場合で、燃料被覆管最高温度は約759℃、局所的最大ジルコニウム-水反応量は約0.1%となり、ECCS性能評価指針の判断基準を下回る。

表1.1-4 「原子炉冷却材喪失（小破断）」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	原子炉冷却材喪失（小破断）	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	①低温側配管の約25.4cm径相当のスプリット破断 ②加圧器気相部約13cm口径の破断		①約30.5cm、約25.4cm、約20.3cm径相当のスプリット破断の解析を行った結果 ②加圧器上部に接続する配管の最大口径
	原 子 炉 出 力 %		102	定常誤差を考慮した上限値
	熱 水 路 係 数		2.32	定格出力運転時は、2.32以下
	単 一 故 障		ディーゼル発電機 1 台	被覆管温度上昇で最も厳しい
	崩 壊 熱	日本原子力学会の推奨値に基づく核分裂生成物の崩壊熱にアクチニドの崩壊熱を考慮した曲線		MHI-NES-1010改4「PWRの安全解析用崩壊熱について」に基づく
	外 部 電 源		無	非常用炉心冷却設備作動遅れを伴うため厳しい
	最大線出力密度 kW/m		41.5×1.02	定格出力運転時は、41.5kW/m以下
非常用炉心冷却設備作動遅れ 秒		27	ディーゼル発電機起動時間など考慮した高圧注入系作動遅れ時間の最大値	
解 析 コ ー ド		SATAN-M(SmallLOCA) LOCTA-IV	ブローダウン時熱水力挙動解析 燃料棒熱解析	
非常用炉心冷却設備作動信号		原子炉圧力低		
解 析 結 果	炉 心 冷 却 能 力	結果		判 定
	(燃料被覆管最高温度℃ ^{注1})	①	約684 約670	≤1,200℃
	(局所的最大ジルコニウム一水反応量 % ^{注1})	①	約0.1 約0.1	≤15%
	全炉心平均ジルコニウム一水反応量 % ^{注1})	①	0.1以下 0.1以下	原子炉格納容器健全性の見地から十分に小さいこと
	長期間の崩壊熱除去	再循環モードにより維持 ^{注2}		燃料棒の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長期間にわたって可能であること

注1) 上段は蒸気発生器伝熱管施栓率0%、下段は蒸気発生器伝熱管施栓率10%

②加圧器気相部破断は、炉心が冠水状態にあり、燃料被覆管温度はほぼ1次冷却材の飽和温度近くにとどまり、ジルコニウム一水反応量も問題とならない。

注2) 格納容器再循環サンプにたまった流出水等を余熱除去ポンプ、余熱除去冷却器及び高圧注入ポンプを通して炉心に注入する再循環に切り替え、長期にわたる冷却を行う。

- 炉心圧力
 - ② 炉心で減圧沸騰が発生する（炉心フラッシング）。
 - ④ 低温領域も減圧沸騰により順次二相となる。
 - ⑫ 蓄圧注入系注入開始（約 15 秒）。
 - ⑭ プロローダウン終了（約 25 秒）。
- 高温流路クオリティ
 - ⑦ 炉心ト降流増加に伴いクオリティが低トする。
 - ⑪ 炉心ト降流減少に伴いクオリティが上昇する。
- 炉心流量
 - ① 破断に伴う下降流。
 - ③ 破断流の減少に伴って下降流が減少する。
 - ⑤ 健全ループの流量低下に伴い下降流へ移行する。
 - ⑥ 健全高温側配管から上部プレナムへの逆流による下降流の増加。
 - ⑧ 加圧器空による影響。
 - ⑨ 上部プレナムからの落水による下降流増加。
 - ⑩ 上部プレナムボイド率上昇により炉心下降流が減少する。
 - ⑬ 蓄圧注入系による影響。
 - ⑭ プロローダウン終了（約 25 秒）。

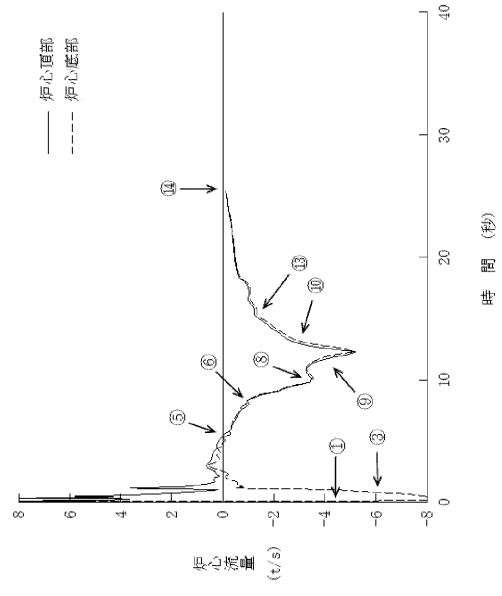
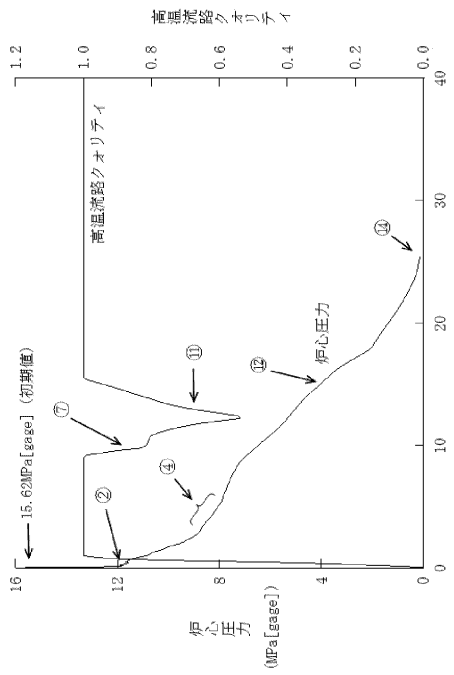


図1.1-4 原子炉冷却材喪失-ECCS性能評価解析
一大破断 (1/4)

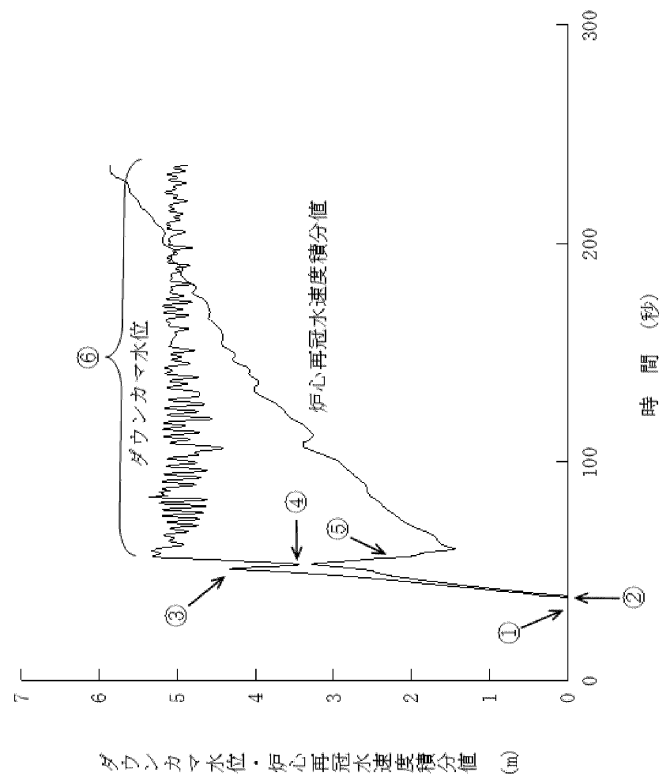


図1.1-5 原子炉冷却材喪失—ECCS性能評価解析
—大破断 (2/4)

- ダウンカマ水位
 - ① 高圧注入系及び低圧注入系注入開始 (約 35 秒)。
 - ② 炉心再冠水開始 (約 38 秒)。
 - ③ 蓄圧注入系注入終了に伴う水位の一時的減少。
 - ④ 蓄圧注入系及び低圧注入系の注入により、ダウンカマ部は満水に維持される。
- 炉心再冠水速度積分値
 - ① 高圧注入系及び低圧注入系注入開始 (約 35 秒)。
 - ② 炉心再冠水開始 (約 38 秒)。
 - ⑤ 炉心発生蒸気に巻き込まれた水滴の炉心からの流出開始により、ループ抵抗が急激に増大することで一時的に減少する。

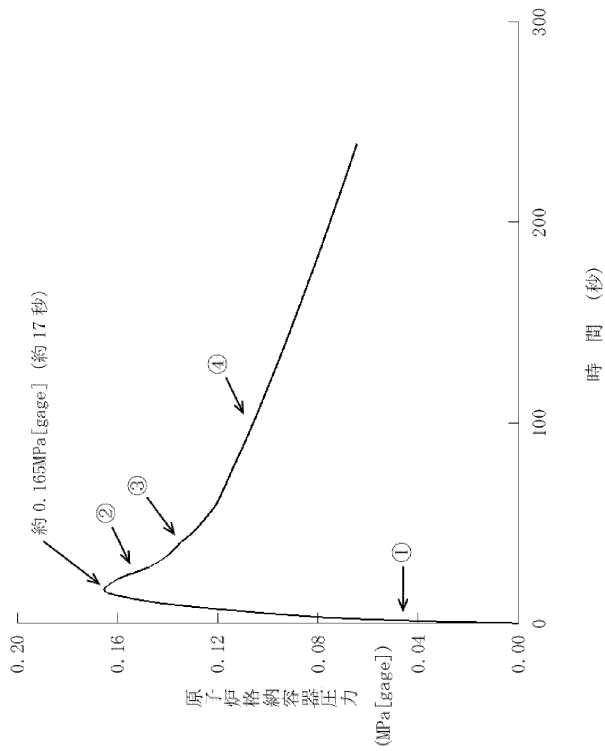


図1.1-6 原子炉冷却材喪失－ECCS性能評価解析
—大破断 (3/4)

- 原子炉格納容器圧力
 - ① 「原子炉格納容器圧力高」信号の非常用炉心冷却設備作動限界値到達 (約 1 秒)。
 - ② 破断流減少及び原子炉格納容器内のヒートシンク除熱効果により圧力が低下する。
 - ③ 格納容器スプレイ開始 (約 40 秒)。
 - ④ 格納容器スプレイ及びヒートシンク除熱効果により減圧が継続する。

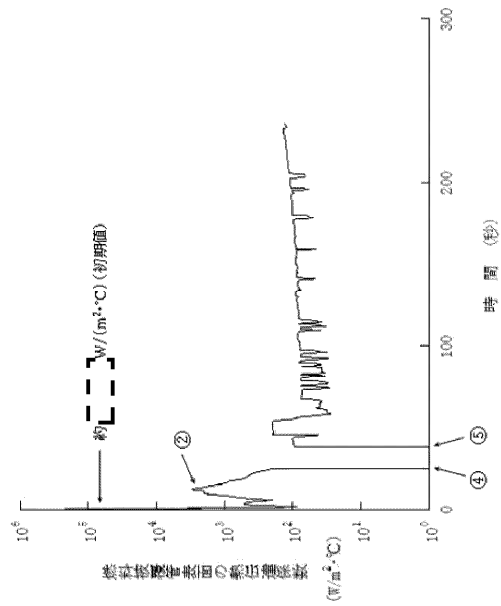
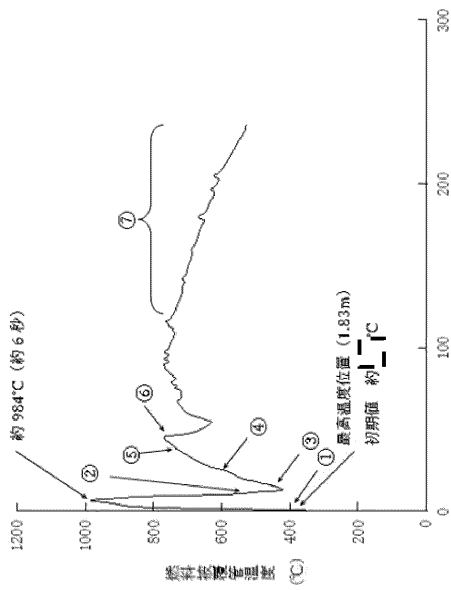


図1.1-7 原子炉冷却材喪失-ECCS性能評価解析
一大破断 (4/4)

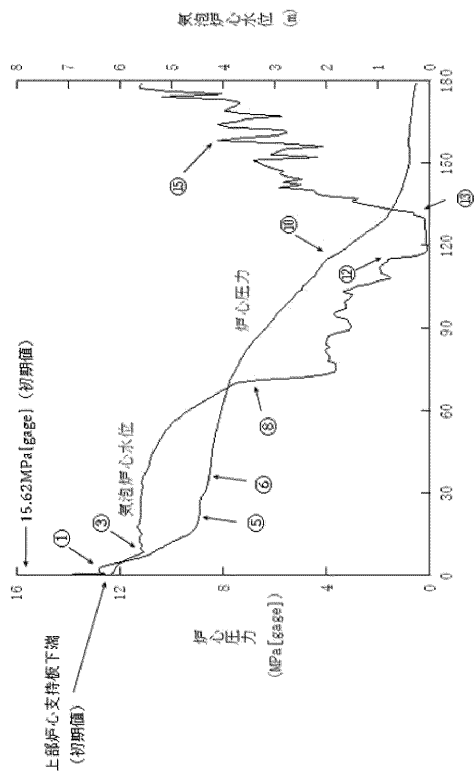
・燃料被覆管温度

- ① 炉心部のクオリティ上昇及びそれに続く炉心流量停滞により除熱量が減少し温度が上昇する。
- ② 炉心下降流により冷却される。
- ③ 炉心流量減少により温度が上昇する。
- ④ ブローダウン終了 (約 25 秒)。
- ⑤ 炉心再冠水開始 (約 38 秒)。
- ⑥ 炉心再冠水開始後に大量の蒸気及び水滴が発生することにより、一時的に燃料被覆管温度は低下する。
- ⑦ 高圧注入系及び低圧注入系の注入により炉心の冷却は順調に行われる。

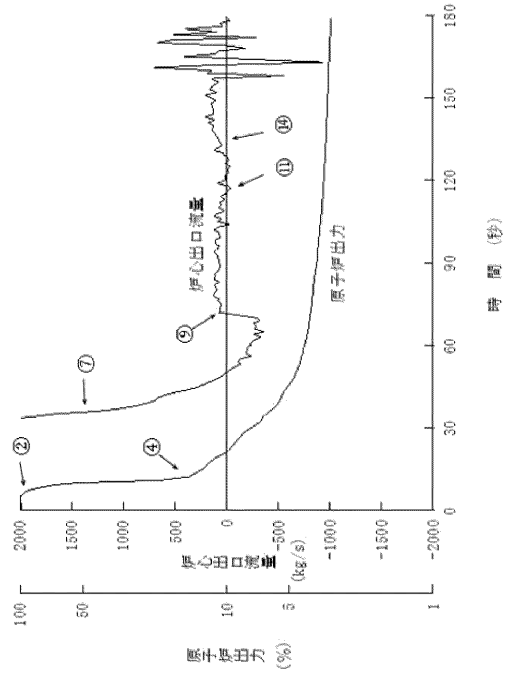
・燃料被覆管表面の熱伝達係数

- ② 炉心下降流により冷却される。
- ④ ブローダウン終了 (約 25 秒)。
- ⑤ 炉心再冠水開始 (約 38 秒)。

[- - -]: 商業機密に係る事項のため公開できません。



- 炉心圧力
 - ① 炉心での減圧沸騰が発生する。
 - ② 蒸気発生器2次側との熱平衡。
 - ③ 高圧注入系注入開始 (約 35 秒)。
 - ④ 蓄圧注入系注入開始 (約 115 秒)。
- 気泡炉心水位
 - ⑤ 高温側配管上端まで水位が低下する。
 - ⑥ 炉心上部露出 (約 71 秒)。
 - ⑦ 蓄圧注入系注入開始後の凝縮効果により一時的に水位が低下する。
 - ⑧ ダウンカマ水頭の増加により水位が回復する。
 - ⑨ 炉心上部再冠水 (約 158 秒)。



- 原子炉出力
 - ② 「原子炉圧力低」信号のトリップ限界値到達 (約 7 秒)。
 - ④ 制御棒挿入完了。
- 炉心出口流量
 - ⑦ ポンプコールドダウンにより流量が低下する。
 - ⑧ 炉心露出により炉心出口が蒸気上昇流に移行する。
 - ⑨ 蓄圧注入開始後の凝縮効果により流量が低下する。
 - ⑩ 炉心水位の上昇により蒸気流量が増加する。

図1.1-8 原子炉冷却材喪失-ECCS性能評価解析
一小破断 (1/3) -液相部破断

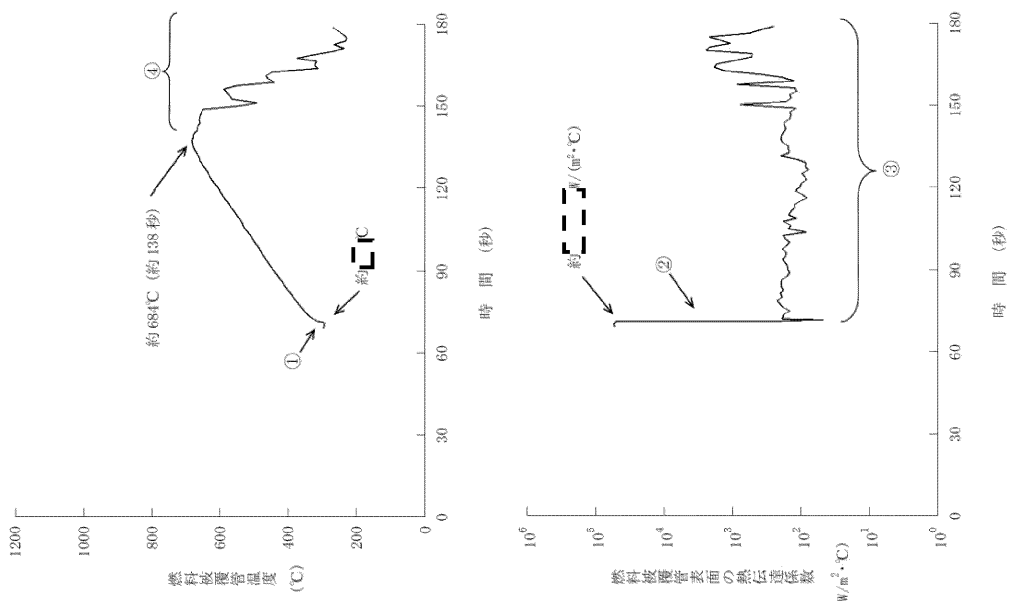
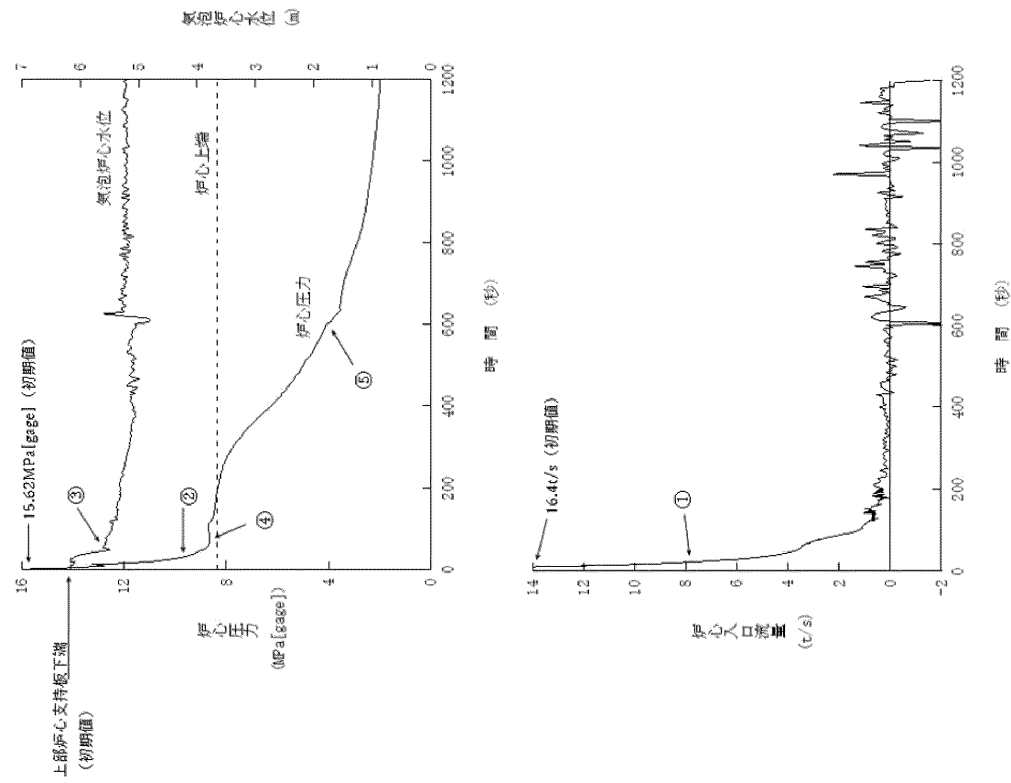


図1.1-9 原子炉炉冷却材喪失－ECCS性能評価解析
－小破断（2/3）－液相部破断

- 燃料被覆管温度
 - ① 炉心上部露出による燃料被覆管温度上昇開始。
 - ② 炉心水位上昇による燃料被覆管温度低下。

- 燃料被覆管表面の熱伝達係数
 - ② 炉心上部露出による蒸気冷却への移行。
 - ③ 炉心流量に応じて変動。

[-]: 商業機密に係る事項のため公開できません。



- 気泡炉心水位
 - ③ 高温側配管上端まで水位が低下する。

- 炉心圧力
 - ② 高圧注入系注入開始 (約 37 秒)。
 - ④ 蒸気発生器 2 次側との熱平衡。
 - ⑤ 蓄圧注入系注入開始 (約 602 秒)。

- 炉心入口流量
 - ① ポンプユニットダウンにより流量が低下する。

図1.1-10 原子炉冷却材喪失—ECCS性能評価解析
—小破断 (3/3) —気相部破断

(2) 原子炉冷却材流量の喪失

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に 1 次冷却材の流量が定格出力時の流量から自然循環流量にまで大幅に低下する事象を想定する。

具体的には 1 次冷却材ポンプの全台の駆動電源が同時に喪失するものと考ええる。

b. 解析方法

1 次冷却材流量過渡特性解析コード PHOENIX により 1 次冷却材流量コーストダウン曲線を求め、これを入力として、プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力及び原子炉圧力の過渡応答を求める。これらのデータを使って、燃料棒過渡解析コード FACTRAN により燃料棒表面の平均点と熱点の熱流束の時間変化を求め、さらに、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-11 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.1-5 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-6 及び図 1.1-12～図 1.1-13 に示す。

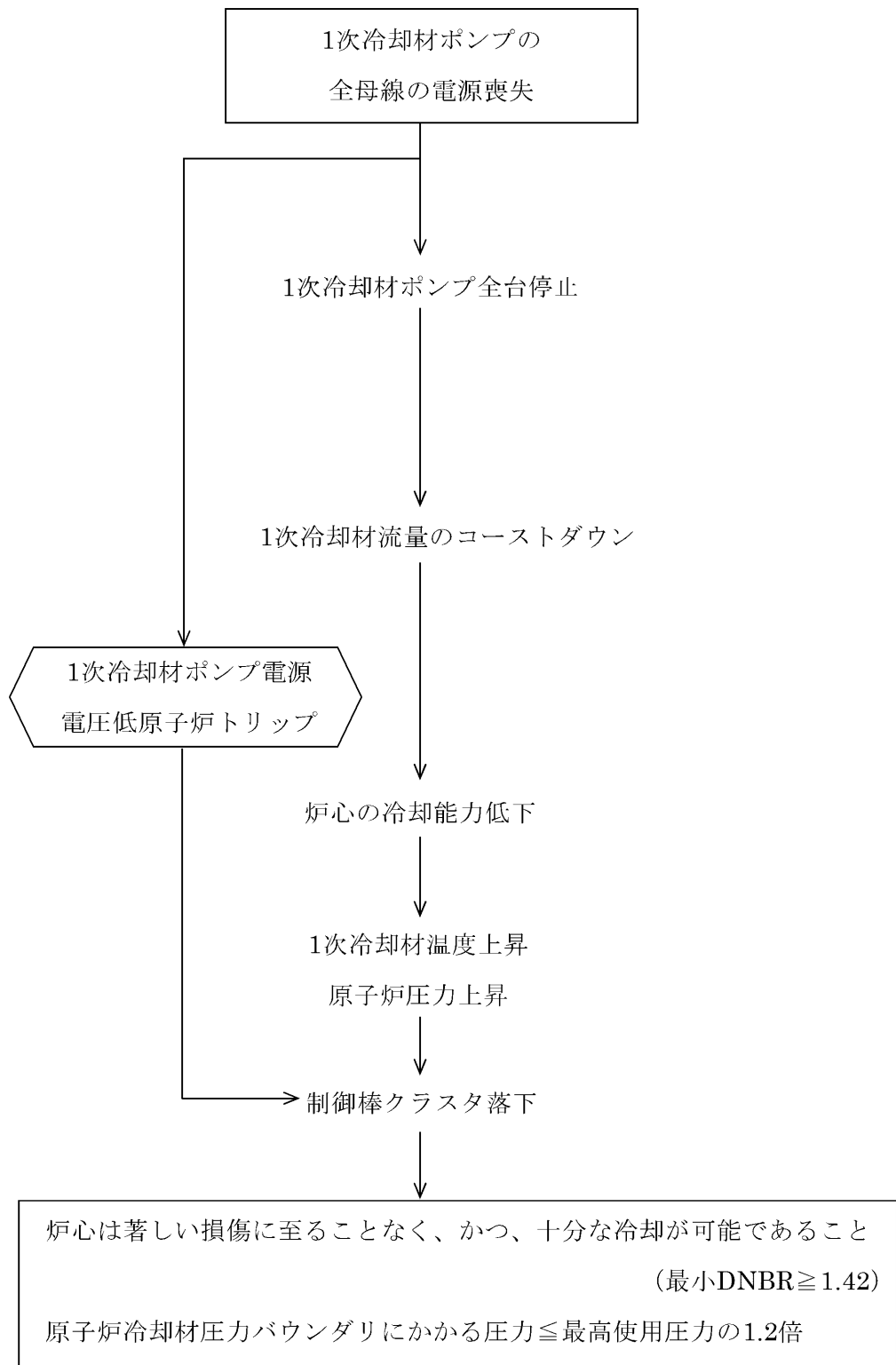


図1.1-11 「原子炉冷却材流量の喪失」の事象過程

表1.1-5 「原子炉冷却材流量の喪失」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	コーストダウン開始 「1次冷却材ポンプ電源電圧低」信号トリップ 限界値到達
約1.5	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約2.8	DNBR最小
約4.7	原子炉圧力最大
10	計算終了

表1.1-6 「原子炉冷却材流量の喪失」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	
		原子炉冷却材流量の喪失	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	全台の1次冷却材ポンプのコーストダウン	指針どおり
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	出力運転時の最小値で反応度帰還による出力減少効果を最小
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図1.1-12の上限值	トリップ時の負の反応度添加を最小にするようドップラの反応度負帰還を最大
	原子炉出力%	100	定格値
	1次冷却材平均温度℃	307.1	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	15.41	同 上
	熱水路係数	$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$	DNBR解析に使用
	単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド	PHOENIX MARVEL FACTRAN THINC-III	1次冷却材ポンプのコーストダウン流量解析 プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小DNBRの解析	
原子炉トリップ信号	1次冷却材ポンプ電源電圧低		
解 析 結 果		結 果	判 定
	炉心冷却能力 (最小DNBR)	約1.77	≥ 1.42
	原子炉圧力 MPa[gage]	上昇は約0.7	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

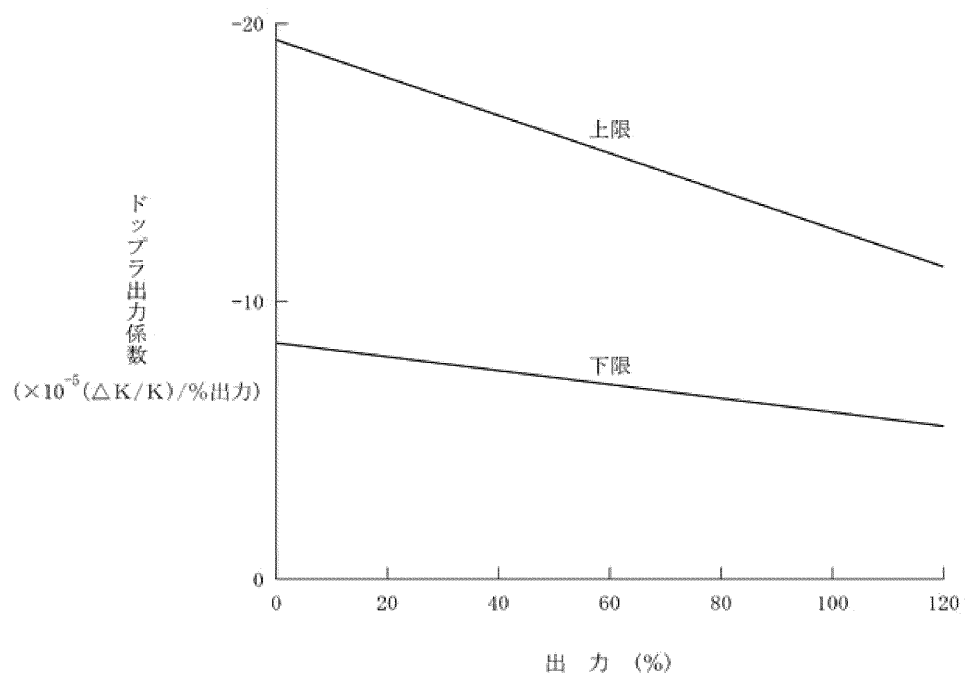
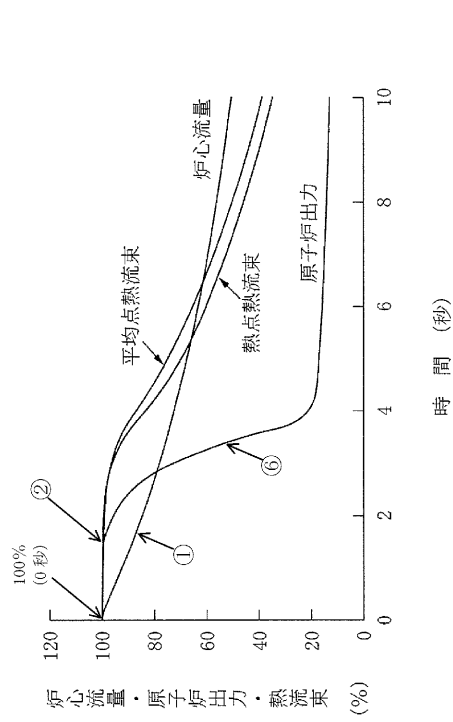
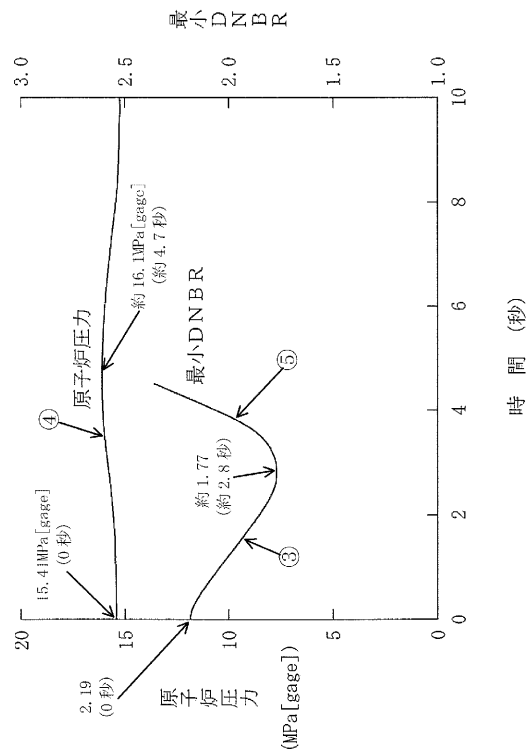


図1.1-12 解析に使用したドップラ出力係数



- 炉心流量
 - ① RCP全台停止による流量低下
- 原子炉出力
 - ② 「1次冷却材ポンプ電源電圧低」原子炉トリップ (約1.5秒)
 - ⑥ 制御棒落下による出力低下



- 最小DNBR
 - ③ 流量低下に伴うDNBR低下
 - ⑤ 出力低下によるDNBR回復
- 原子炉圧力
 - ④ 流量低下による1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇

図1.1-13 原子炉冷却材流量の喪失

(3) 原子炉冷却材ポンプの軸固着

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に、1次冷却材を駆動するポンプの回転軸が固着し、1次冷却材の流量が急激に減少する事象を想定する。

具体的には1次冷却材ポンプ1台の回転軸が固着して瞬時に停止するものとする。

b. 解析方法

1次冷却材流量過渡特性解析コード PHOENIX により1次冷却材流量の過渡応答を求め、これを入力として、プラント過渡特性解析コード MARVEL により原子炉出力の過渡応答を求める。これらのデータを使って、燃料棒過渡解析コード FACTRAN により燃料棒表面の平均点と熱点の熱流束の時間変化を求め、さらに、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。加えて、THINC-III により炉心における急峻なボイドの生成を求め、このボイドを考慮して MARVEL により原子炉圧力を求める。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-14 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.1-7 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-8 及び図 1.1-15 に示す。

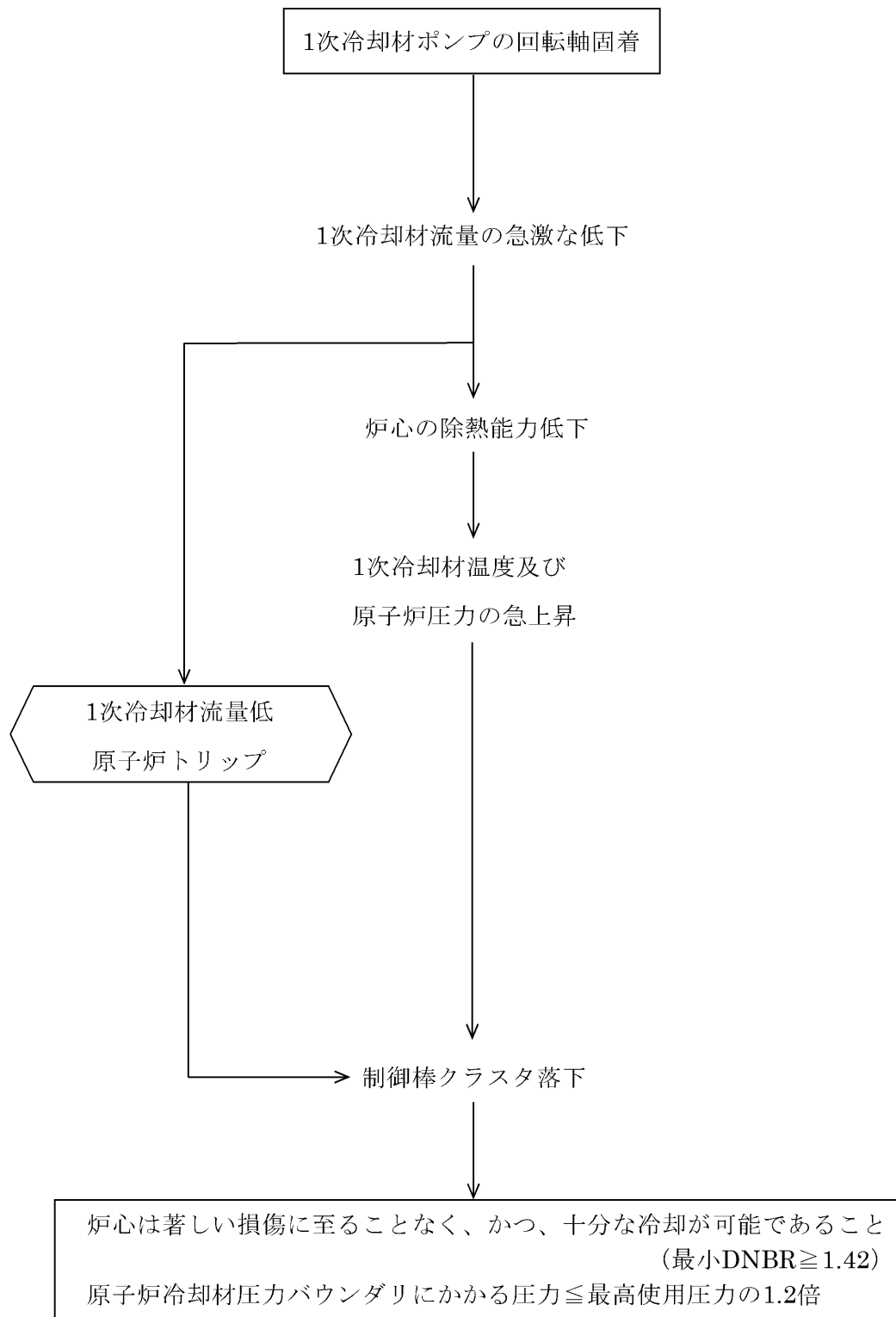


図1.1-14 「原子炉冷却材ポンプの軸固着」の事象過程

表1.1-7 「原子炉冷却材ポンプの軸固着」の主要事象クロノロジ

時刻（秒）	事 象
0	1次冷却材ポンプ1台の軸固着発生
約0.1	「1次冷却材流量低」信号トリップ限界値到達
約1.1	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約2.0	DNBR最小
約4.0	原子炉圧力最大
10	計算終了

表1.1-8 「原子炉冷却材ポンプの軸固着」の解析条件及び解析結果

①最小DNBR解析、②原子炉圧力解析

項 目		解析件名	
		原子炉冷却材ポンプの軸固着	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	1台の1次冷却材ポンプ流量急減	指針どおり
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)	0	出力運転時の最小値で反応度帰還による出力減少効果を最小
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力	図1.1-12の上限値	トリップ時の負の反応度添加を最小にするようドップラの反応度負帰還を最大
	原子炉出力%	①100 ②102	定格値 定常誤差を考慮した上限値
	1次冷却材平均温度℃	①307.1 ②309.3	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]	①15.41 ②15.62	同 上
	熱水路係数	$F_{\Delta H}^N = 1.64$ $F_Z^N = 1.62\cos$	DNBR解析に使用
	単 一 故 障	—	安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド	PHOENIX MARVEL FACTRAN THINC-III	1次冷却材ポンプの軸固着流量解析 プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小DNBR及びボイド生成の解析	
原子炉トリップ信号	1 次 冷 却 材 流 量 低		
解 析 結 果		結 果	判 定
	炉 心 冷 却 能 力 (最 小 D N B R)	約1.53	≥ 1.42
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	約16.8	原子炉圧力は過度に上昇することなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。

- 炉心流量
 - ① RCP1 台軸固着による流量低下
 - ⑨ RCP1 台停止時の流量に整定
- 原子炉出力
 - ④ 「1次冷却材流量低」原子炉トリップ (約 1.1 秒)
 - ⑧ 制御棒落下による出力低下
- 熱点熱流束
 - ⑤ 局所的に沸騰している状況であるため流量の影響はほとんどなし
- 平均点熱流束
 - ② 流量急減による熱伝達の低下に伴い熱流束低下
 - ③ 被覆管表面温度の上昇に伴い1次冷却材との温度差が大きくなることによる熱流束上昇
- 最小DNBR
 - ⑥ 流量低下に伴うDNBR低下
 - ⑩ 出力低下によるDNBR回復
- 原子炉圧力
 - ⑦ 流量低下による1次冷却材温度上昇に伴う圧力上昇

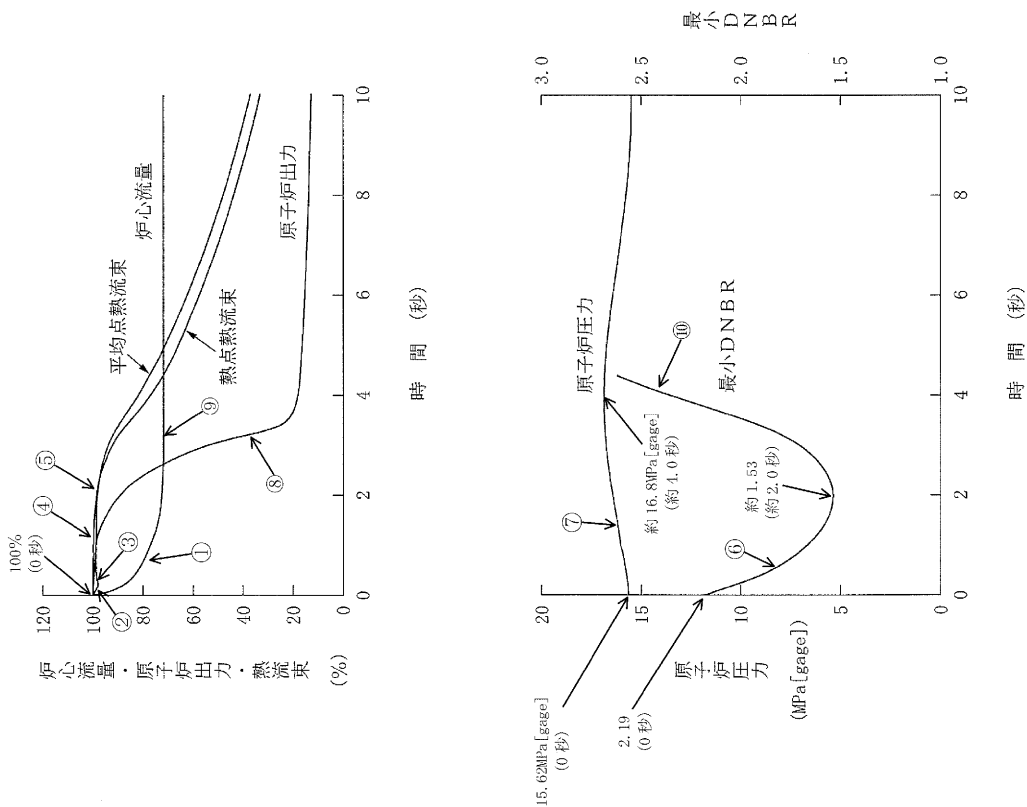


図1.1-15 原子炉冷却材ポンプの軸固着

(4) 主給水管破断

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に給水系配管に破断が生じ、2次冷却材が喪失し、発電用原子炉の冷却能力が低下する事象を想定する。

具体的には主給水管1本が瞬時に両端破断するものとする。

b. 解析方法

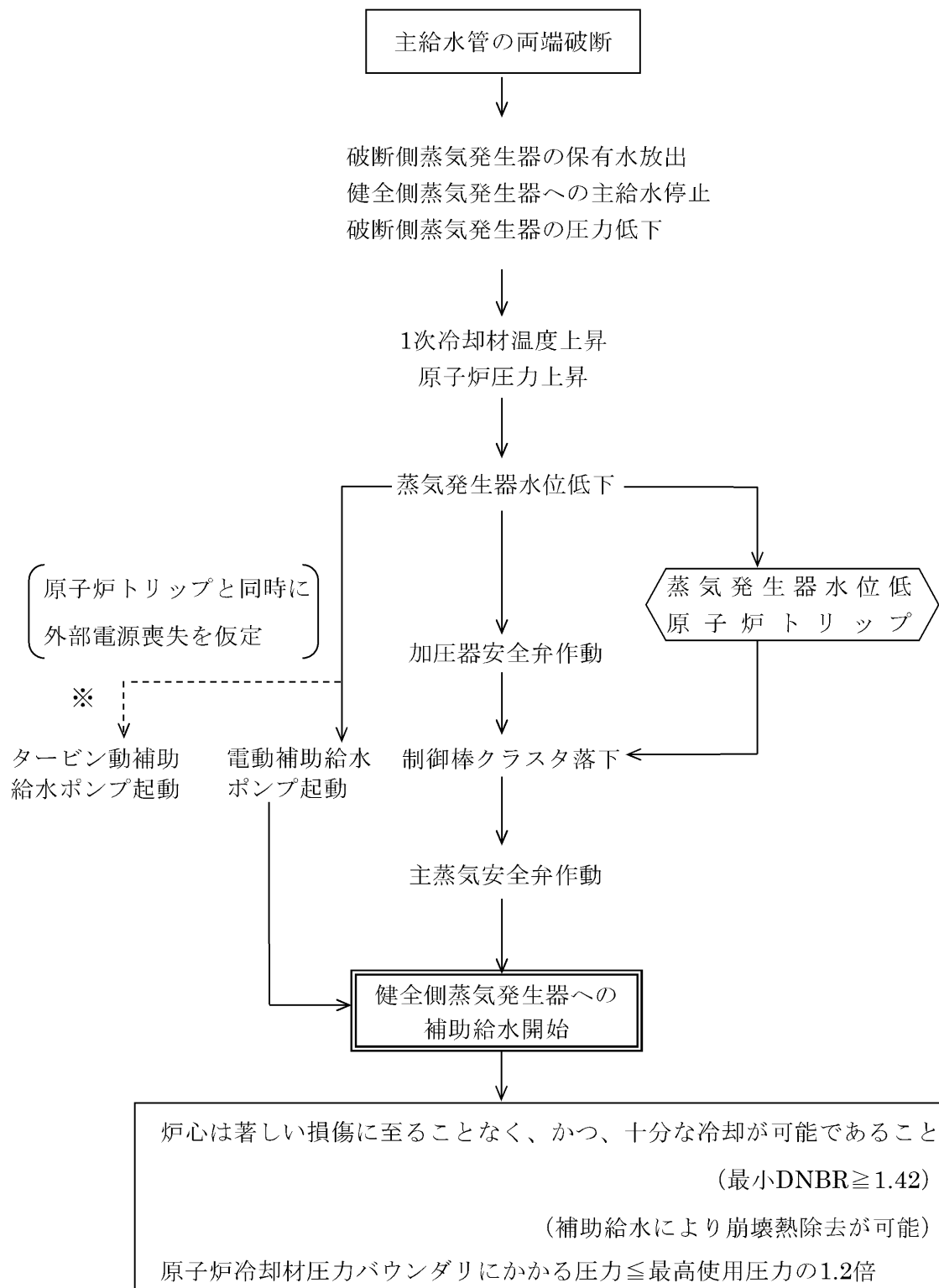
プラント過渡特性解析コード MARVEL により原子炉出力、原子炉圧力、加圧器保有水量及び、1次冷却材平均温度の過渡応答を求める。これらのデータを使って燃料棒過渡解析コード FACTRAN により燃料棒表面の熱流束の時間変化を求め、さらに、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-16 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.1-9 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-10 及び図 1.1-17～図 1.1-18 に示す。



※解析では単一故障を仮定している

図1.1-16 「主給水管破断」の事象過程

表1.1-9 「主給水管破断」の主要事象クロノロジ

時刻 (秒)	事 象
0	主給水管破断発生
約18	破断側「蒸気発生器水位低」信号トリップ限界値到達
約20	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約22	原子炉圧力最大
約660	運転員の手動操作による健全側蒸気発生器への補助給水開始
2,000	計算終了

表1.1-10 「主給水管破断」の解析条件及び解析結果

①加圧器圧力制御系作動（最小DNBR解析）

②加圧器圧力制御系不作動（原子炉圧力解析）

項 目		解析件名	主 給 水 管 破 断	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件		主給水管両端破断	指針どおり
	減速材密度係数 ($\Delta K/K$)/(g/cm ³)		0	出力運転時の最小値で反応度帰還による出力減少効果を最小
	ドップラ出力係数 ($\Delta K/K$)/%出力		図1.1-12の上限値	トリップ時の負の反応度添加を最小にするようドップラの反応度負帰還を最大
	原子炉出力%		①100 ②102	定格値 定常誤差を考慮した上限値
	1次冷却材平均温度℃		①307.1 ②309.3	同 上
	原子炉圧力 MPa[gage]		①15.41 ②15.62	同 上
	熱水路係数		$F_{\Delta H}^N=1.64$ $F_Z^N=1.62\cos$	DNBR解析に使用
	単 一 故 障		タービン動補助給水ポンプ 1台故障	除熱の観点で厳しい
	外 部 電 源		無	同 上
	運 転 員 操 作 時 間		事故検知後10分	事故検知後10分に運転員操作を開始する
解 析 コ ー ド		MARVEL FACTRAN THINC-III	プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小DNBRの解析	
原子炉トリップ信号		蒸気発生器水位低		
解 析 結 果			結 果	判 定
	炉心冷却能力 (最小DNBR)		約1.63	≥ 1.42
	(崩壊熱除去)		補助給水系が作動して、原子炉の崩壊熱及びその他の残留熱を除去することにより、炉心は十分に冷却できる。	
	原子炉圧力 MPa[gage]		約17.8 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力約18.4〕	原子炉圧力は過度に上昇することはなく、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 \leq 最高使用圧力 $\times 1.2$ 倍 (=20.59)〕

- 1次冷却材平均温度
 - ① 主給水管破断に伴う給水およびSG2次側保有水の喪失により1次系の除熱が十分でなくなることに伴う温度上昇
 - ② 「蒸気発生器水位低」原子炉トリップ(約20秒)
 - ③ 原子炉トリップにより出力低下したことによる一時的な温度低下
 - ④ 崩壊熱および1次冷却材流量低下による温度上昇
 - ⑤ 自然循環移行による除熱が有効となり一時的な温度上昇の緩和
 - ⑥ 補助給水による健全側SGの除熱能力の回復に伴う温度低下
- 加圧器保有水量
 - ⑦ 1次冷却材温度上昇による保有水量増加
 - ⑧ 原子炉トリップによる保有水量増加の緩和
 - ⑨ 崩壊熱および1次冷却材流量低下による保有水量増加
 - ⑤ 自然循環移行による除熱が有効となり一時的な保有水量増加の緩和
 - ⑥ 補助給水による健全側SGの除熱能力の回復に伴う保有水量減少
- 原子炉圧力
 - ⑩ 1次冷却材温度上昇による圧力上昇
 - ⑪ 加圧器安全弁作動
 - ⑫ 健全側SGへの補助給水の開始(約660秒)
 - ⑥ 補助給水による健全側SGの除熱能力の回復に伴う1次冷却材温度低下による圧力低下

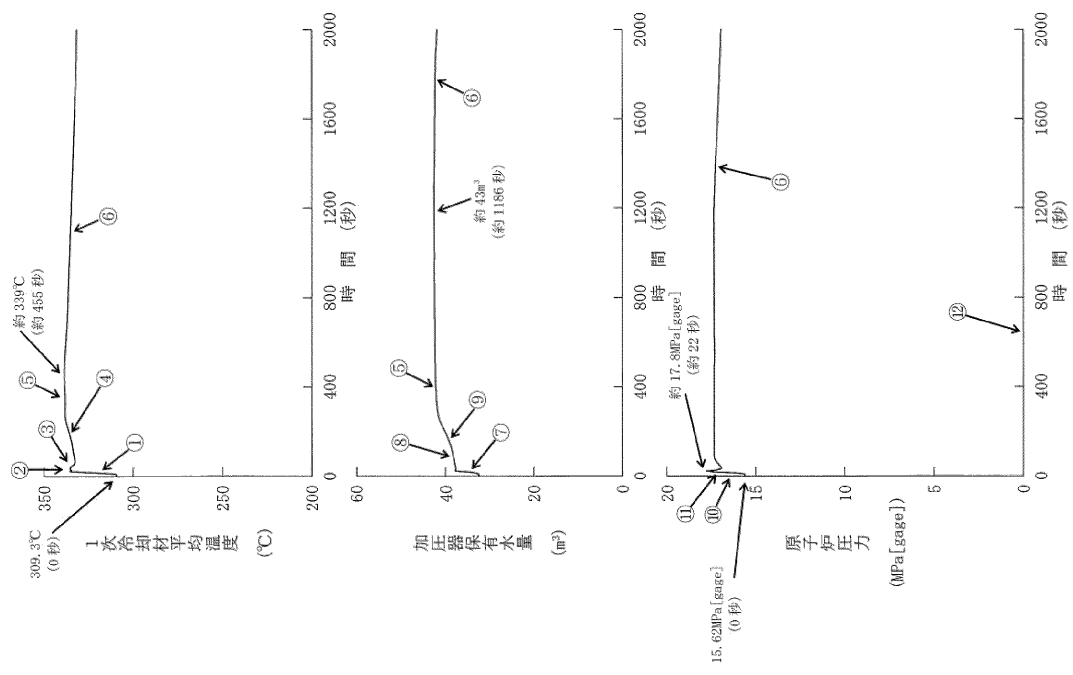


図1.1-17 主給水管破断(1/2)

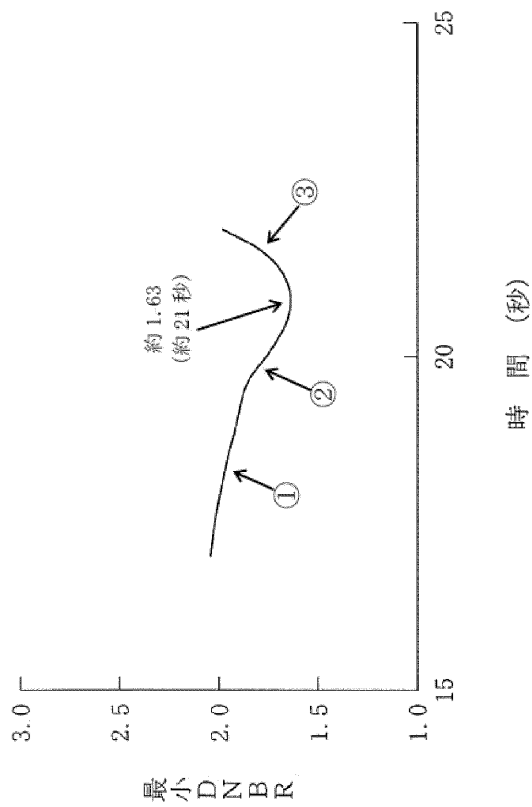


図1.1-18 主給水管破断(2/2)

・最小DNBR

- ① 主給水管破断による給水およびSG 2次側保有水の喪失に伴う1次冷却材温度上昇によりDNBRは低下
- ② 原子炉トリップと同時に外部電源喪失を仮定することによる1次冷却材流量低下に伴うDNBR低下
- ③ 原子炉トリップによる出力低下に伴うDNBR回復

(5) 主蒸気管破断

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の高温停止時に、2次冷却系の破断等により1次冷却材の温度が低下し、反応度が添加される事象を想定する。具体的には主蒸気管1本が瞬時に両端破断するものとする。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉圧力、炉心冷却材平均温度、蒸気流量、炉心反応度及び熱流束の過渡応答を求める。さらに、炉心出力分布を核設計計算コード ANC により求め、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を解析する。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.1-19 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.1-11 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.1-12 及び図 1.1-20～図 1.1-23 に示す。

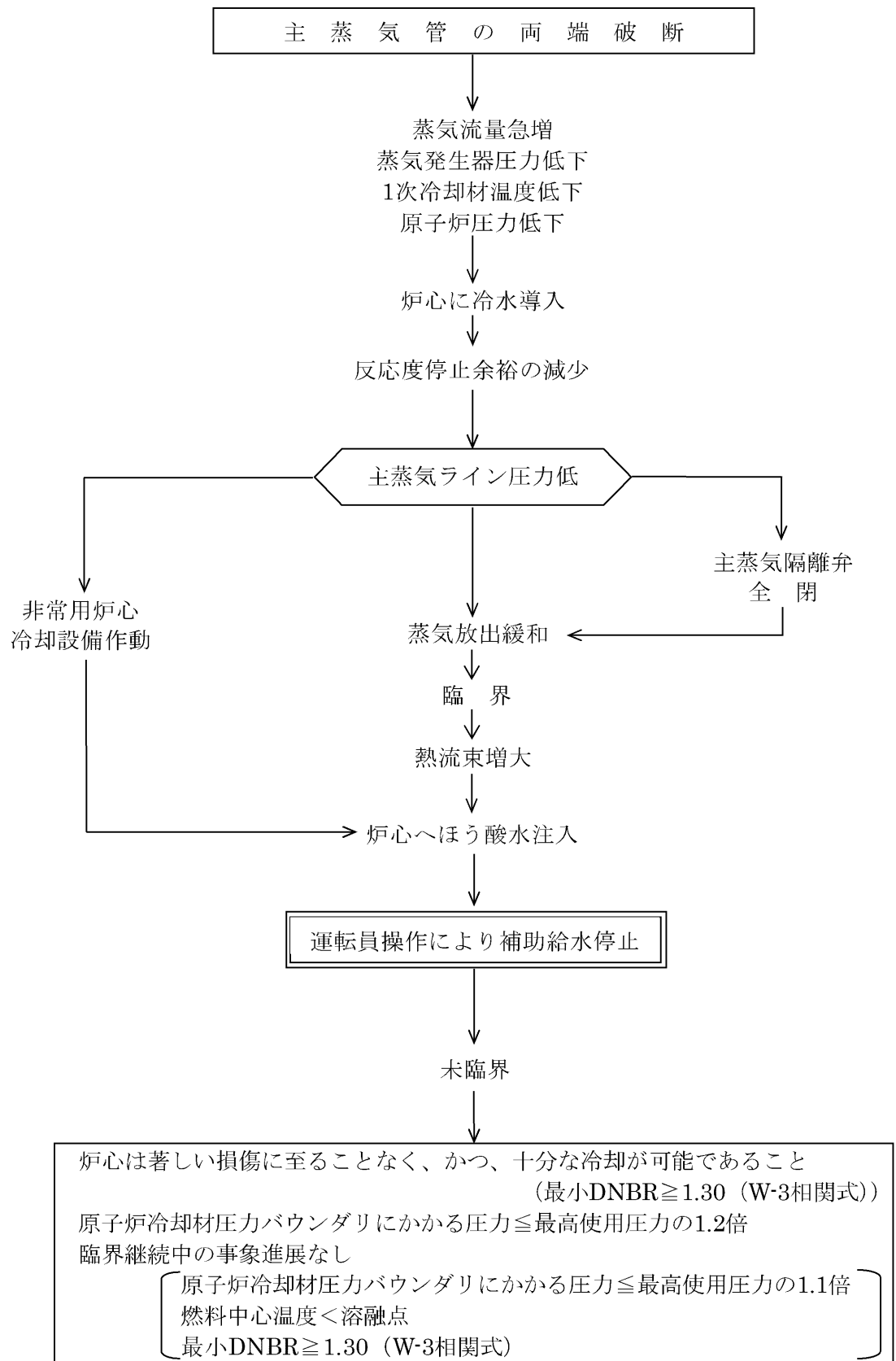


図1.1-19 「主蒸気管破断」の事象過程

表1.1-11 「主蒸気管破断」の主要事象クロノロジ

ケースA：外部電源あり

時刻（秒）	事 象
0	主蒸気管破断発生
約2	「主蒸気ライン圧力低」信号の非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約10	主蒸気隔離弁全閉
約17	非常用炉心冷却設備作動
約17	臨界到達
約120	ほう酸水が1次冷却材低温側配管に到達
約644	運転員の手動操作による破断側蒸気発生器への補助給水ポンプ出口弁閉止 未臨界達成
1,200	計算終了

ケースB：外部電源なし

時刻（秒）	事 象
0	主蒸気管破断発生
約2	「主蒸気ライン圧力低」信号の非常用炉心冷却設備作動限界値到達
約10	主蒸気隔離弁全閉
約22	臨界到達
約29	非常用炉心冷却設備作動
約132	ほう酸水が1次冷却材低温側配管に到達
約644	運転員の手動操作による破断側蒸気発生器への補助給水ポンプ出口弁閉止
約1,270	未臨界達成
3,600	計算終了

表1.1-12 「主蒸気管破断」の解析条件及び解析結果

項 目		主 蒸 気 管 破 断	
		使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件	主蒸気管両端破断	指針どおり
	原 子 炉 出 力 %	高 温 停 止	指針どおり
	減速材密度反応度欠損	図1.1-20	冷却による反応度添加量を最大にする
	ド ッ プ ラ 出 力 欠 損	図1.1-21	出力上昇による反応度帰還量を最小にする
	燃料取替用水ピットの ほう素濃度 ppm	3,100	設計条件
	ほう素の反応度価値 $10^{-5}(\Delta K/K)/\text{ppm}$	-7.4 (減速材密度 0.85g/cm^3 、ほう素濃度 300ppmにおける値)	ほう素による負の反応度添加を最小にする
	単 一 故 障	高圧注入ポンプ1台	ほう酸水の添加に対し最も厳しい
	反 応 度 停 止 余 裕 % $\Delta K/K$	1.6	炉心の安全性確認項目における安全解析 使用値
	外 部 電 源	あり/なし	外部電源はある場合の方が1次冷却材流量が維持され炉心がより冷却されるので、 厳しい仮定になると考えられるが、両方の ケースについて解析する。
	運 転 員 操 作 時 間	事故検知後10分	事故検知後10分で運転員操作を開始する
解 析 コ ー ド	MARVEL ANC THINC-III	プラントの過渡応答の解析 過渡変化時の出力分布の変化の解析 最小DNBRの解析	
非常用炉心冷却設備作動信号	主蒸気ライン圧力低		

表1.1-12 「主蒸気管破断」の解析条件及び解析結果（つづき）

項 目		主 蒸 気 管 破 断	
		結 果	判 定
解 析 結 果	炉 心 冷 却 能 力	炉心は損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
	（ 最 小 D N B R ）	約1.57 ^{注1}	≥1.30（W-3相関式）
	（ 臨 界 未 満 達 成 ）	非常用炉心冷却設備の作動でほう酸水が炉心に注入されることにより原子炉出力は低下し、補助給水の停止に伴って未臨界となる。	
	原 子 炉 圧 力	過度に上昇することはない ^{注2}	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
	臨 界 継 続 中 の 事 象 進 展	臨界状態が継続する間に事象が進展しないためのめやすを満足	
	（ 最 小 D N B R ）	約1.57 ^{注1}	≥1.30（W-3相関式）
	（ 燃 料 中 心 温 度 ）	最大熱流束は定格出力の約20%と小さいため、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
	（ 原 子 炉 圧 力 ）	過度に上昇することはない ^{注2}	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は最高使用圧力の1.1倍を下回る。
	そ の 他	臨界継続中に他の異常状態が重畳する可能性は十分小さい。	

注1) 外部電源がある場合の方が1次冷却材流量が維持され炉心がより冷却されるので、厳しい仮定となる。

注2) ほう酸水が注入され続けたとしても、高圧注入ポンプの締切圧力が低く、原子炉圧力は加圧器逃がし弁の設定圧力に達することはない。

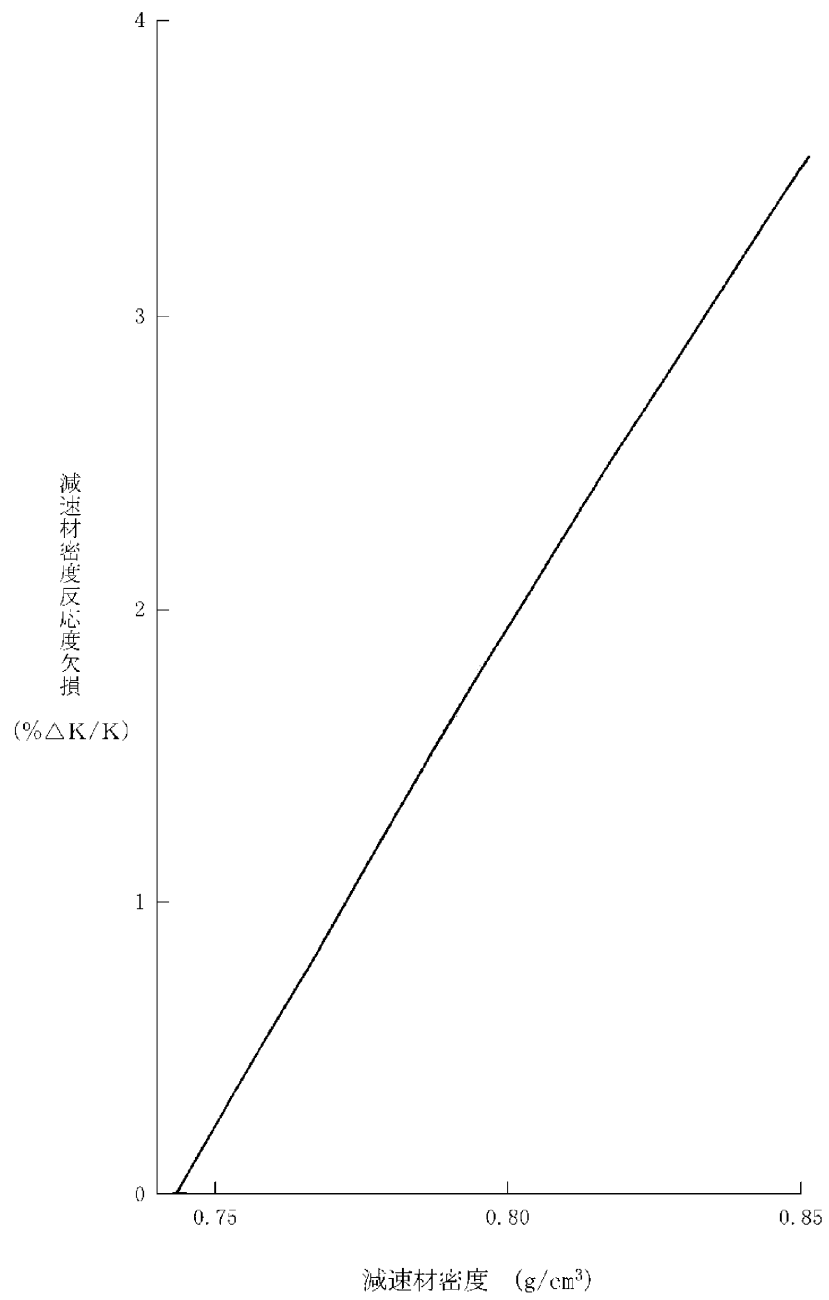


図1.1-20 解析に使用した減速材密度反応度欠損

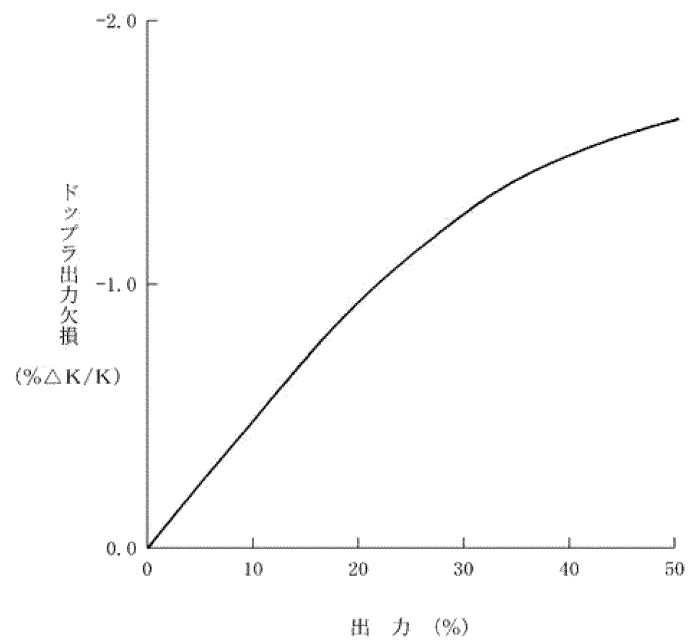


図1.1-21 解析に使用したドップラ出力欠損

- 炉心冷却材平均温度
 - ① 主蒸気管破断による蒸気放出に伴う1次冷却系の冷却
 - ⑧ 臨界到達による出力上昇および蒸気流量低下による温度低下の緩和
 - ⑩ 破断側SGドライアウトによる一時的な温度上昇
 - ⑪ 破断側SGへの補助給水停止 (約 644 秒) による一時的な温度上昇
- 原子炉圧力
 - ⑤ 加圧器空による圧力低下
 - ⑦ 原子炉容器頂部ポイド発生による圧力低下の緩和
 - ⑨ 温度低下の緩和および高圧注入ポンプによるほう酸水注入により圧力上昇
 - ⑩ 破断側SGドライアウトによる一時的な温度上昇に伴う圧力上昇
 - ⑪ 破断側SGへの補助給水停止 (約 644 秒) による一時的な温度上昇に伴う圧力上昇
- 蒸気流量
 - ② 蒸気圧力の低下に伴う蒸気流量低下
 - ⑩ 破断側SGドライアウトによる蒸気流量低下
 - ⑪ 破断側SGへの補助給水停止 (約 644 秒) による蒸気流量低下
- 反応度
 - ⑫ 1次冷却材温度低下に伴う反応度添加
 - ⑬ 臨界到達 (約 17 秒)
 - ⑯ ドップラ効果による反応度抑制
 - ⑰ 非常用炉心冷却設備作動によりほう酸水が1次冷却材低温側配管に到達 (約 120 秒)
 - ⑱ ほう素の負の反応度効果により反応度低下
 - ⑩ 破断側SGドライアウトによる1次冷却材温度上昇に伴う反応度低下
 - ⑪ 破断側SGへの補助給水停止 (約 644 秒) による1次冷却材温度上昇に伴う反応度低下
 - ⑲ 未臨界達成 (約 644 秒)
- 熱流束
 - ⑬ 1次冷却材温度低下に伴う熱流束上昇
 - ⑮ 臨界到達により熱流束上昇
 - ⑯ 破断側SGドライアウトによる反応度の低下に伴う熱流束低下
 - ⑰ 破断側SGへの補助給水停止 (約 644 秒) による未臨界達成に伴う熱流束低下

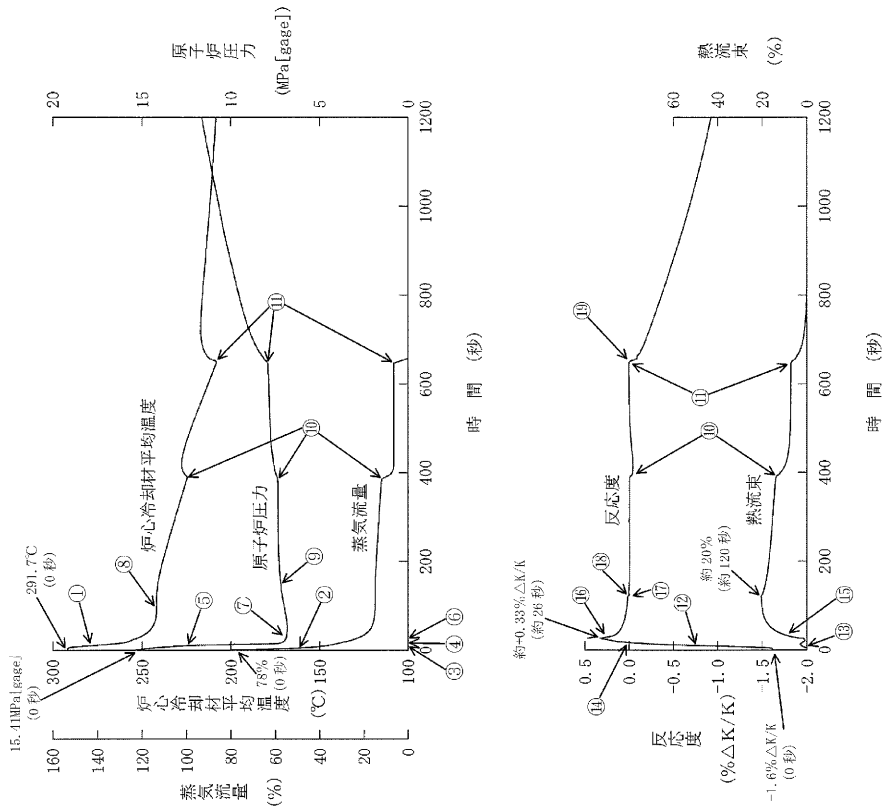


図1.1-22 主蒸気管破断一ケースA (外部電源あり)

- ③ 「主蒸気ライン圧力低」による非常用炉心冷却設備作動限界値到達 (約 2 秒)
- ④ 主蒸気隔離弁全閉 (約 10 秒)
- ⑥ 非常用炉心冷却設備作動 (約 17 秒)

- 炉心冷却材平均温度
 - ① 主蒸気管破断による蒸気放出に伴う1次冷却系の冷却
 - ⑥ 臨界到達による出力上昇および蒸気流量低下による温度低下の緩和
 - ⑩ 蒸気流量の低下に伴う温度低下の緩和
- 原子炉圧力
 - ⑤ 加圧器空による圧力低下
 - ⑧ 臨界到達による温度低下の緩和および高圧注入ポンプによるほう酸水注入により圧力上昇
 - ⑪ 温度低下の緩和および非常用炉心冷却設備からの注入による圧力上昇
- 蒸気流量
 - ② 蒸気圧力の低下に伴う流量低下
- 反応度
 - ⑫ 1次冷却材温度低下に伴う反応度添加
 - ⑬ 臨界到達 (約 22 秒)
 - ⑮ ドップラ効果による反応度抑制
 - ⑯ 非常用炉心冷却設備作動によりほう酸水が1次冷却材低温側配管に到達 (約 132 秒)
 - ⑰ 冷却による正の反応度添加とほう素による負の反応度添加がつりあうことにより臨界状態が継続
 - ⑱ 未臨界達成 (約 1270 秒)
 - ⑲ 炉心ほう素濃度上昇による負の反応度添加が、冷却による反応度添加を上回り低下
- 熱流束
 - ⑭ 臨界到達により熱流束上昇

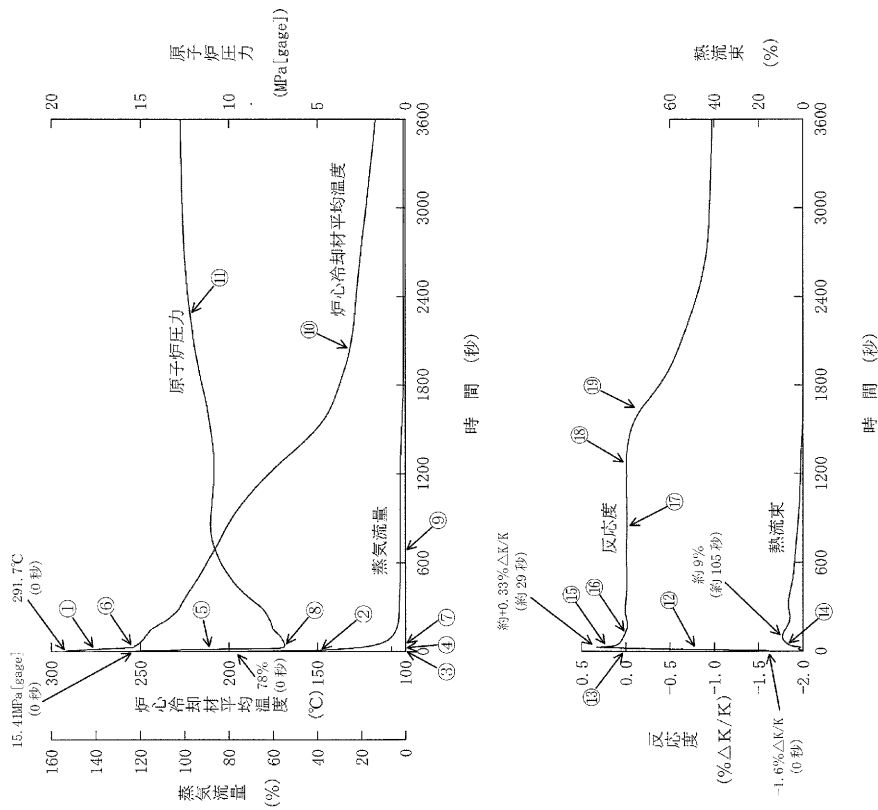


図1.1-23 主蒸気管破断一ケースB (外部電源なし)

- ③ 「主蒸気ライン圧力低」による非常用炉心冷却設備作動限界値到達 (約 2 秒)
- ④ 主蒸気隔離弁全閉 (約 10 秒)
- ⑦ 非常用炉心冷却設備作動 (約 29 秒)
- ⑨ 破断側 S G への補助給水停止 (約 644 秒)

1.2 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化

(1) 制御棒飛び出し

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉が臨界又は臨界近傍にあるときに、制御棒駆動系あるいは同ハウジングの破損等により制御棒クラスタ 1 本が炉心外に飛び出し、急激な反応度の添加と出力分布変化を生ずる事象を想定する。

高温零出力時からの飛び出しは、反応度の添加が 1 ドルを超えるので、反応度投入事象となる。

b. 解析方法

多次元炉心動特性解析コード TWINKLE により、炉心の平均出力の過渡応答を求め、燃料棒過渡解析コード FACTRAN により、この平均出力に熱水路係数を乗じた出力変化に対する熱点での燃料エンタルピ、燃料温度等を解析する。また、熱水力計算コード THINC-III により炉心における急峻なボイドの生成を求め、このボイドを考慮して、プラント過渡特性解析コード MARVEL により原子炉圧力の時間変化を求める。

なお、高温零出力のケースにおいては「RIE 報告書」に示される評価手法を適用している。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.2-1 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.2-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.2-2～表 1.2-3 及び図 1.2-2～図 1.2-7 に示す。

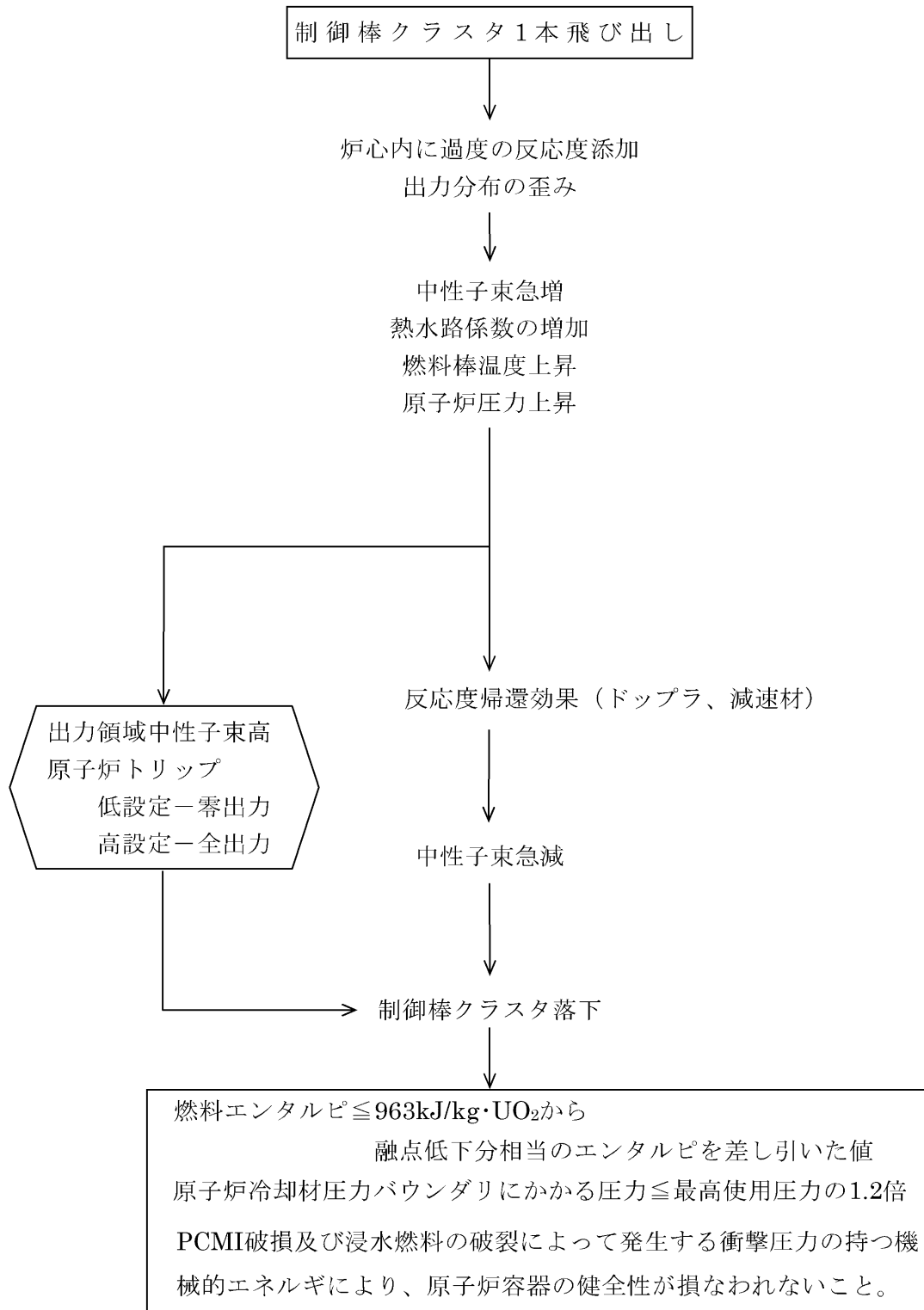


図1.2-1 「制御棒飛び出し」の事象過程

表1.2-1 「制御棒飛び出し」の主要事象クロノロジ

(1) 高温全出力（サイクル初期及び末期）

時刻（秒）	事 象
(初期)	
0	制御棒飛び出し
約0.06	「出力領域中性子束高（高設定）」信号トリップ限界値到達
約0.6	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
5	計算終了
(末期)	
0	制御棒飛び出し
約0.05	「出力領域中性子束高（高設定）」信号トリップ限界値到達
約0.6	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
5	計算終了

(2) 高温零出力（サイクル初期及び末期）

時刻（秒）	事 象
(初期)	
0	制御棒飛び出し
約0.19	「出力領域中性子束高（低設定）」信号トリップ限界値到達
約0.7	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約2.0	燃料エンタルピ最大
5	計算終了
(末期)	
0	制御棒飛び出し
約0.12	「出力領域中性子束高（低設定）」信号トリップ限界値到達
約0.6	原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約1.3	燃料エンタルピ最大
5	計算終了

表1.2-2 「制御棒飛び出し（高温全出力）」の解析条件及び解析結果

①DNBR解析、②原子炉圧力解析

項 目		解析件名			
		制 御 棒 飛 び 出 し （ 高 温 全 出 力 ）			選 定 理 由
		サイクル初期	サイクル末期	使用値等	
解 析 条 件	事 故 条 件 (反 応 度 添 加 量 ^{注2)} %ΔK/K	0.12	0.12	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値	
	原 子 炉 出 力 %	①100 ②102		定格値 定常誤差を考慮した上限値	
	1次冷却材平均温度℃	①307.1 ②309.3		同 上	
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	①15.41 ②15.62		同 上	
	熱 水 路 係 数	5.0	5.0	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値	
	実効遅発中性子割合%	0.48	0.44	最小値	
	即 発 中 性 子 寿 命 ^{注1} μ sec	9	9	同 上	
	単 一 故 障	—		安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし	
解 析 コ ー ド	TWINKLE FACTRAN THINC-III MARVEL		反応度事故時の過渡応答解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小DNBR及びボイド生成の解析 圧力応答解析		
原子炉トリップ信号	出力領域中性子束高（高設定）				
解 析 結 果	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	約16.3	約16.9	原子炉圧力は過度に上昇することはない。原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 ^{注4}	
	そ の 他 (DNB破損本数割合%)	約9 ^{注3}	約3	—	

- 注1) ドップラ効果は、燃料実効温度の関数として考慮しており、TWINKLEコードにおいて各空間メッシュの高速中性子のマクロ吸収断面積を変化させることで模擬している。また、圧力ハウジングの破損に伴う減圧沸騰による負の反応度効果は、考慮しないものとする。
- 注2) 制御用制御棒バンクDは、制御棒クラスタ挿入限界位置にあると仮定し、その位置から制御棒クラスタ1本が飛び出すものとする。
- 注3) 線量評価に使用する。
- 注4) 燃料から冷却材への熱伝達、金属-水反応、冷却材中での熱発生を考慮し、制御棒クラスタ駆動装置圧力ハウジングの破損による減圧効果を見逃している。

表1.2-3 「制御棒飛び出し（高温零出力）」の解析条件及び解析結果

①燃料エンタルピー解析、②原子炉圧力解析

項 目		解析件名		
		制 御 棒 飛 び 出 し （ 高 温 零 出 力 ）		
		サイクル初期	サイクル末期	選 定 理 由
使用値等				
解 析 条 件	事 故 条 件 (反 応 度 添 加 量) %ΔK/K	0.66	0.87	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値
	原 子 炉 出 力 %	定格出力の10 ⁻⁷		—
	1 次 冷 却 材 平 均 温 度 ℃	293.9		定常誤差を考慮した上限値
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	①15.20 ②15.62		定常誤差を考慮した下限値 定常誤差を考慮した上限値
	制 御 棒 飛 び 出 し 直 後 の 熱 水 路 係 数	15	25	炉心の安全性確認項目における安全解析使用値
	実 効 遅 発 中 性 子 割 合 %	0.48	0.44	最小値
	即 発 中 性 子 寿 命 μ sec	9	9	同 上
	単 一 故 障	—		安全保護系の単一故障を想定するが多重構成としているので機能喪失なし
解 析 コ ー ド		TWINKLE FACTRAN THINC-III MARVEL		反応度事故時の過渡応答解析 燃料棒の熱的変化の解析 最小DNBR及びボイド生成の解析 圧力応答解析
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		出力領域中性子束高（低設定）		
解 析 結 果	燃 料 エ ン タ ル ピ の 最 大 値 ^{注3} kJ/kg・UO ₂	約282	約358	≤ 791
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]	約16.0	約16.0	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 ^{注4}
	PCMI 破損及び浸水 燃料の破裂によって 発生する衝撃圧力の 持つ機械的エネルギー kJ	0	約11	原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー（9.4×10 ³ kJ）を下回る。
	そ の 他 (PCMI 破損本数割 合%)	0	0	—

- 注1) ドップラ効果は、燃料実効温度の関数として考慮しており、TWINKLEコードにおいて各空間メッシュの高速中性子のマクロ吸収断面積を変化させることで模擬している。また、圧力ハウジングの破損に伴う減圧沸騰による負の反応度効果は、考慮しないものとする。
- 注2) 制御用制御棒バンクDは全挿入位置、他のバンクは挿入限界位置にあると仮定し、バンクDに属する制御棒クラスタ1本が飛び出すものとする。
- 注3) ギャップ熱伝達係数は、初期の燃料エンタルピを高めを与えるように小さめのギャップ熱伝達係数をコード内部で計算し、初期値から一定として使用する。
- 注4) 燃料から冷却材への熱伝達、金属-水反応、冷却材中での熱発生を考慮し、制御棒クラスタ駆動装置圧力ハウジングの破損による減圧効果を見逃している。

- 中性子束
 - ① 制御棒クランプ飛出しによる反応度添加に伴う中性子束増加
 - ② ドップラ反応度帰還効果による中性子束減少
 - ③ 「出力領域中性子束高（高設定）」原子炉トリップ（約0.6秒）
 - ④ 制御棒落下による中性子束減少

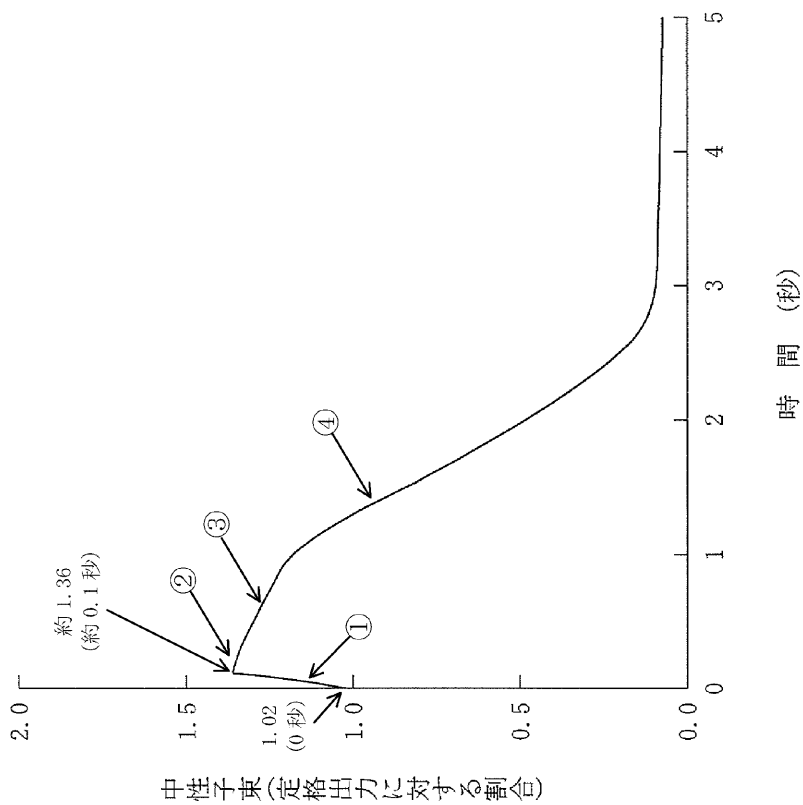


図1.2.2 制御棒飛出し一サイクル初期高温全出力

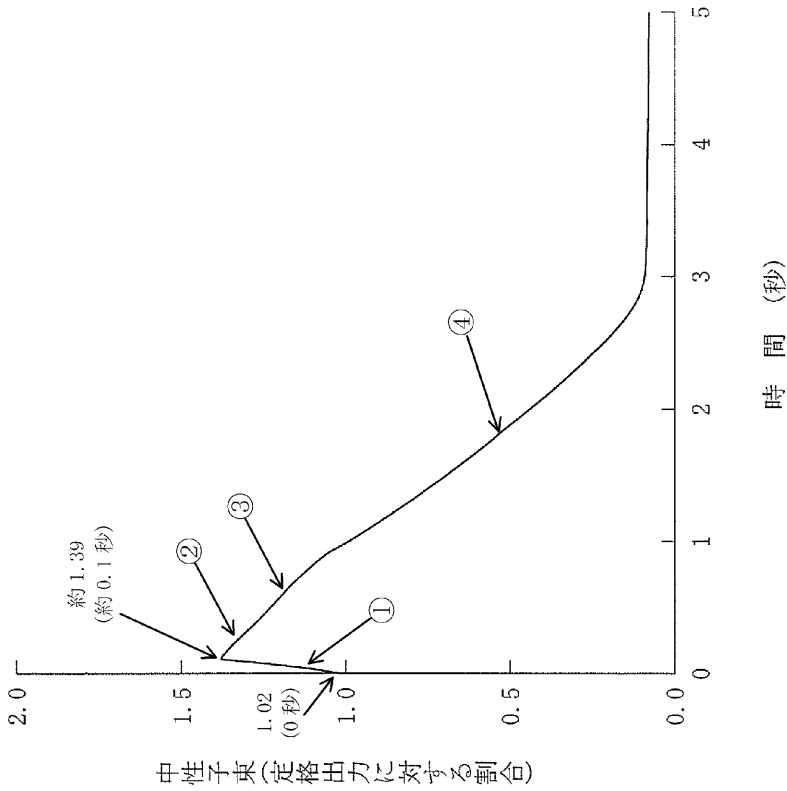


図1.2-3 制御棒飛び出し—サイクル末期高温全出力

- 中性子束
 - ① 制御棒クランプ飛び出しによる反応度添加に伴う中性子束増加
 - ② プラファ反応度帰還効果による中性子束減少
 - ③ 「出力領域中性子束高 (高設定)」原子炉トリップ (約 0.6 秒)
 - ④ 制御棒落下による中性子束減少

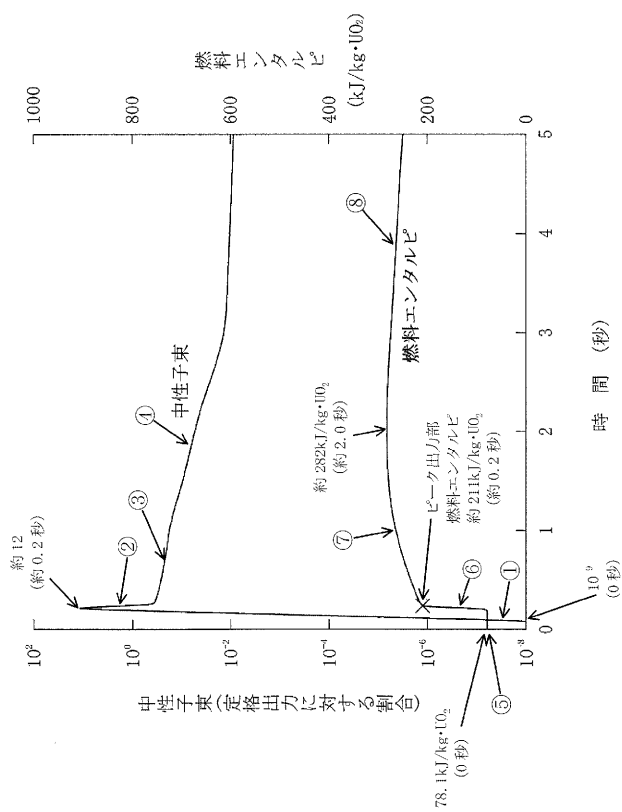


図1.2-4 制御棒飛び出し一サイクル初期高温零出力

- 中性子束
 - ① 制御棒クランプ飛び出しによる反応度添加に伴う中性子束増加
 - ② プラファ反応度帰還効果による中性子束減少
 - ③ 「出力領域中性子束高(低設定)」原子炉トリップ (約0.7秒)
 - ④ 制御棒落下による中性子束減少
- 燃料エンタルピー
 - ⑤ 高温零出力状態における初期値 (0°C基準)
 - ⑥ 即発臨界による出力上昇に伴うエンタルピー上昇
 - ⑦ ピーク出力部を過ぎても除熱を上回るランアウト出力があるため、燃料エンタルピーは上昇
 - ⑧ 出力低下に伴うエンタルピー低下

- 中性子束
 - ① 制御棒クランプ飛び出しによる反応度添加に伴う中性子束増加
 - ② プラファ反応度帰還効果による中性子束減少
 - ③ 「出力領域中性子束高（低設定）」原子炉トリップ（約0.6秒）
 - ④ 制御棒落下による中性子束減少
- 燃料エンタルピー
 - ⑤ 高温零出力状態における初期値（0°C基準）
 - ⑥ 即発臨界による出力上昇に伴うエンタルピー上昇
 - ⑦ ピーク出力部を過ぎても除熱を上回るランアウト出力があるため、燃料エンタルピーは上昇
 - ⑧ 出力低下に伴うエンタルピー低下

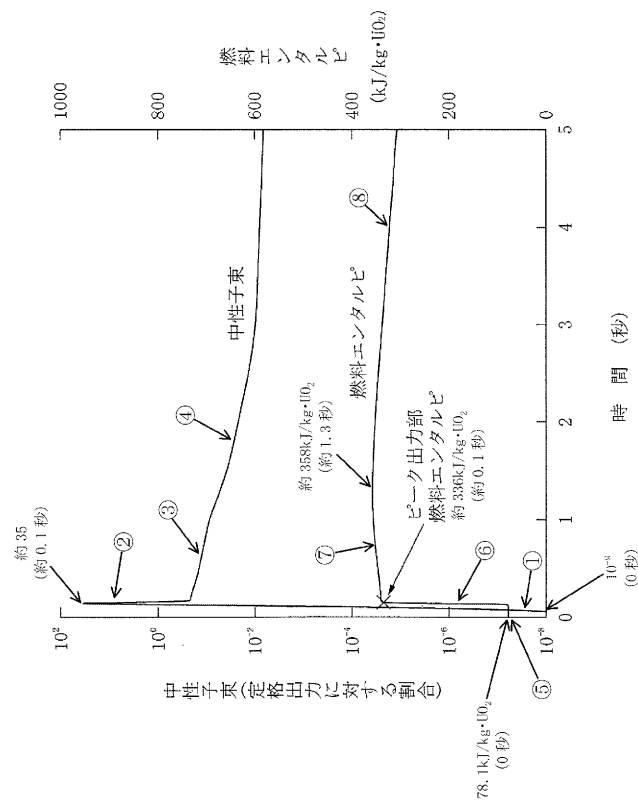
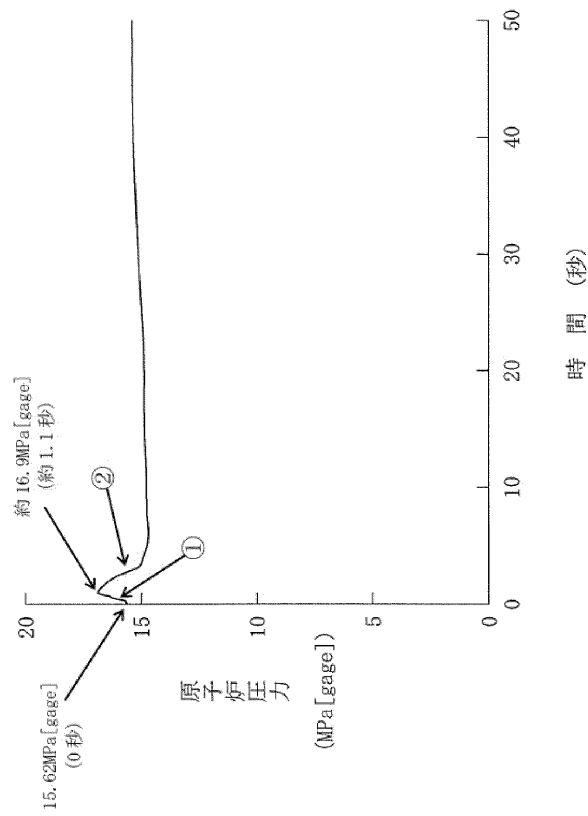


図1.2-5 制御棒飛び出し一サイクル末期高温零出力



- 原子炉圧力
 - ① 出力上昇および炉心内ボイド発生による圧力上昇
 - ② 炉心内ボイド減少による圧力低下

図1.2-6 制御棒飛び出し-サイクル末期高温全出力
-圧力解析

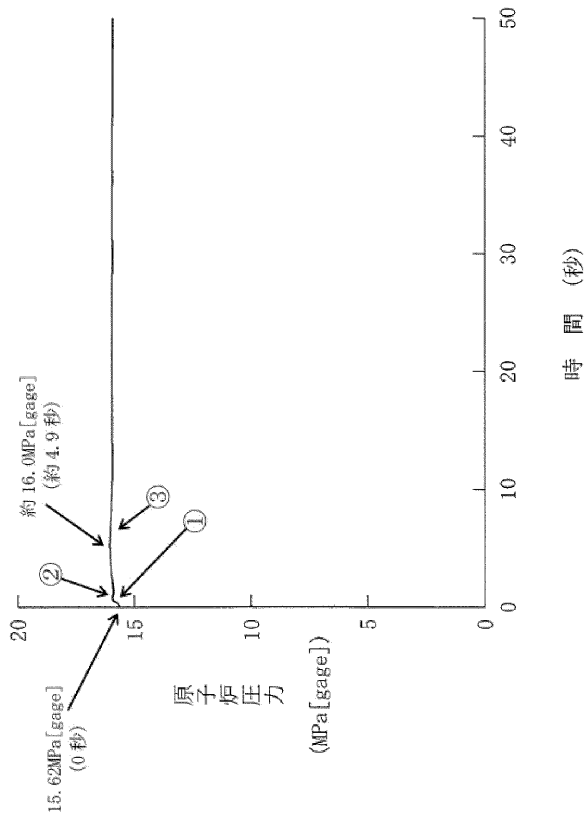


図1.2-7 制御棒飛び出し-サイクル末期高温零出力
-圧力解析

- 原子炉圧力
 - ① 出力上昇および炉心内ボイド発生による圧力上昇
 - ② 炉心内ボイド減少による圧力低下
 - ③ 出力上昇に伴う1次冷却材温度上昇による圧力上昇

1.3 環境への放射性物質の異常な放出

(1) 蒸気発生器伝熱管破損

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に、蒸気発生器の伝熱管が破損し、2次冷却系を介して1次冷却材が原子炉格納容器外に放出される事象を想定する。この場合、1次冷却材に放射性物質が含まれていると仮定すると、蒸気発生器2次側で放射性物質による汚染を生じる。この汚染された2次側の蒸気は、タービン又はタービンバイパス系を通り復水器へ導かれるが、もし同時に外部電源が喪失していることなどによりタービンバイパス系が不作動であると、放射性物質は主蒸気逃がし弁又は主蒸気安全弁等を通して大気へ放出される。

b. 解析方法

プラント過渡特性解析コード MARVEL により、原子炉出力、原子炉圧力、2次系圧力、1次冷却系から2次冷却系への流出量等の過渡応答を求める。これらのデータを使って燃料棒過渡解析コード FACTRAN により、燃料棒表面の熱流束の時間変化を求め、さらに、熱水力計算コード THINC-III により DNBR への影響を計算する。

c. 事故経過の解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.3-1 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.3-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.3-2 及び図 1.3-2～図 1.3-3 に示す。

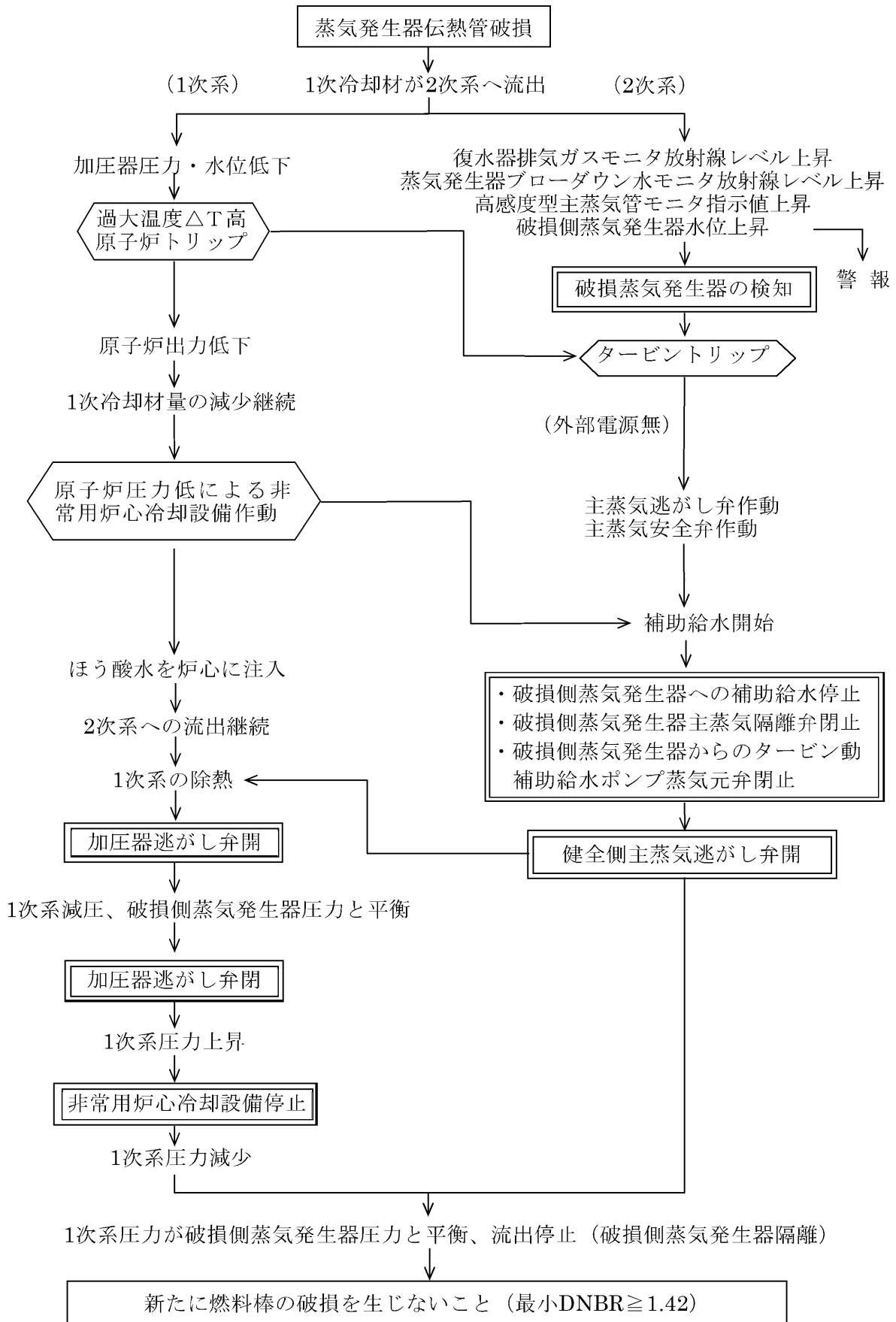


図1.3-1 「蒸気発生器伝熱管破損」の事象過程

表1.3-1 「蒸気発生器伝熱管破損」の主要事象クロノロジ

時刻 (分)	事 象
0	蒸気発生器伝熱管破損発生
約5	「過大温度 ΔT 高」信号トリップ限界値到達 原子炉トリップ、制御棒クラスタ落下開始
約11	「原子炉圧力低」信号による「非常用炉心冷却設備作動」信号発信、高圧注入ポンプ作動
約12	補助給水開始
約15 (トリップ後10分)	運転員による破損側蒸気発生器への補助給水停止操作、タービン動補助給水ポンプ蒸気元弁閉止操作及び破損側主蒸気隔離弁閉止操作開始
約25 (トリップ後20分)	破損側主蒸気隔離弁閉止の完了
約30 (トリップ後25分)	健全側蒸気発生器の主蒸気逃がし弁手動開による1次冷却系の除熱開始
約39	加圧器逃がし弁手動開による1次冷却系の減圧開始
約41	加圧器逃がし弁閉
約42	非常用炉心冷却設備停止
約49	1次冷却材の2次冷却系への流出停止(破損側蒸気発生器隔離) 計算終了

表1.3-2 「蒸気発生器伝熱管破損」の解析条件及び解析結果

① 最小DNBR解析、② プロセス応答解析

項 目		解析件名	蒸 気 発 生 器 伝 熱 管 破 損	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	事 故 条 件		伝熱管1本 両端破断	指針どおり
	原 子 炉 出 力 %		①100 ②102	定 格 値 定常誤差を考慮した上限値
	原 子 炉 圧 力 MPa[gage]		①15.41 ②15.62	定 格 値 定常誤差を考慮した上限値
	単 一 故 障		タービン動補助給水ポンプ1台	除熱の観点で厳しい
	外 部 電 源		無	同上
	その他	運転員操作時間 ^{注1} (事故検知後)	破損側蒸気発生器への補助 給水停止 破損側蒸気発生器からの タービン動補助給水ポンプ 蒸気元弁閉止 10分 破損側蒸気発生器主蒸気隔 離弁閉止完了 20分 健全側主蒸気逃がし弁開 25分 加圧器逃がし弁開 約34分 ECCS停止 約37分	事故検知後10分に運転員操作を開始する
		高 圧 注 入 ポ ン プ		2台
解 析 コ ー ド		MARVEL FACTRAN THINC-III	プラントの過渡応答の解析 燃料棒の熱的变化の解析 最小DNBRの解析	
原 子 炉 ト リ ッ プ 信 号		過 大 温 度 Δ T 高		
解 析 結 果			結 果	判 定
	燃 料 棒 の 破 損 (最 小 D N B R)		新たに燃料棒の破損は生じない 約1.75	≥1.42
	(参 考)			
	1次冷却材の2次系への流 出 量 ト ン		約 70	—
大 気 中 へ 放 出 さ れ る 蒸 気 量 ト ン		約 26		

注1) 原子炉トリップ信号発信後の時間

- 原子炉圧力
 - ① 1次冷却材の2次冷却系への流出による圧力低下
 - ② 高圧注入ポンプによるほう酸水注入により圧力上昇
 - ③ 主蒸気逃がし弁手動開による1次冷却系の除熱に伴う圧力低下
 - ④ 加圧器逃がし弁手動開 (約 39 分) による1次冷却系の減圧
 - ⑤ 1次冷却系圧力が破損側蒸気発生器2次側圧力まで低下した時点で加圧器逃がし弁手動閉 (約 41 分)
 - ⑥ 1次冷却材圧力の再上昇を確認した後、非常用炉心冷却設備停止 (約 42 分)
 - ⑦ 1次冷却材の2次冷却系への流出停止 (約 49 分)
- 2次系圧力
 - ⑧ タービントリップによる圧力上昇
 - ⑨ 主蒸気逃がし弁作動 (約 5.0 分)
 - ⑩ 補助給水開始 (約 11.6 分)
 - ⑪ 破損側蒸気発生器への補助給水停止操作開始 (約 15 分)
 - ⑫ 健全側主蒸気逃がし弁手動開 (約 30 分) による1次冷却系の除熱開始
 - ⑬ 健全側主蒸気逃がし弁の調整閉
 - ⑭ 健全側主蒸気逃がし弁の調整開
 - ⑮ 1次冷却材の2次冷却系への流出停止 (約 49 分)
- 原子炉出力
 - ⑯ 制御棒落下による出力低下

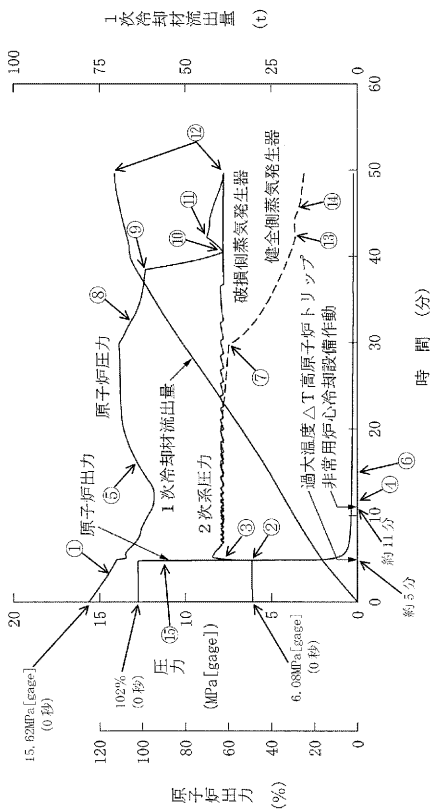


図1.3-2 蒸気発生器伝熱管破損 (1/2)

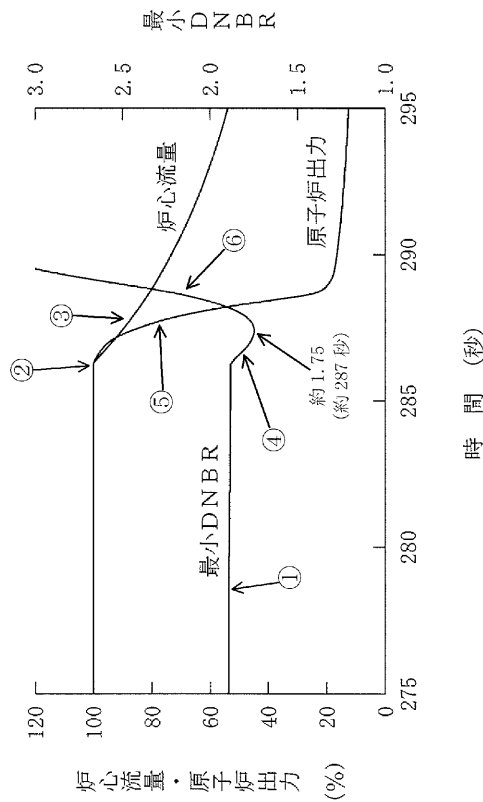


図1.3-3 蒸気発生器伝熱管破損 (2/2)

- 最小DNBR
 - ① 1次冷却材の2次冷却系への流出による圧力低下に伴いわずかにDNBR低下
 - ④ 1次冷却材流量低下に伴うDNBR低下
 - ⑥ 出力低下に伴うDNBR回復
- 原子炉出力
 - ② 「過大温度 ΔT 高」原子炉トリップ
 - ⑤ 制御棒落下による出力低下
- 炉心流量
 - ③ 原子炉トリップと同時に外部電源喪失を仮定することによる1次冷却材流量コーストダウン

1.4 原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化

(1) 原子炉冷却材喪失

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、1次冷却材が系外に流出し、原子炉格納容器内の圧力、温度が異常に上昇する事象を想定するものである。

b. 解析方法

原子炉格納容器の内圧解析は破断箇所からの放出質量、エネルギーの算出及びその放出質量、エネルギーに基づいた原子炉格納容器の内圧、温度解析とからなる。

放出質量、エネルギーの計算は、ブローダウン解析コード SATAN-VI及びリフィル／再冠水解析コード WREFLOOD により、ブローダウン、リフィル及び再冠水の各段階に分けて行う。原子炉格納容器内圧、温度の計算は、原子炉格納容器内圧解析コード COCO により、リフィル、再冠水及び再冠水後の放出質量、エネルギーの計算と同時に行う。

c. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図 1.4-1 に示す。

主要事象クロノロジを表 1.4-1 に示す。

解析条件及び解析結果を表 1.4-2 及び図 1.4-2 に示す。

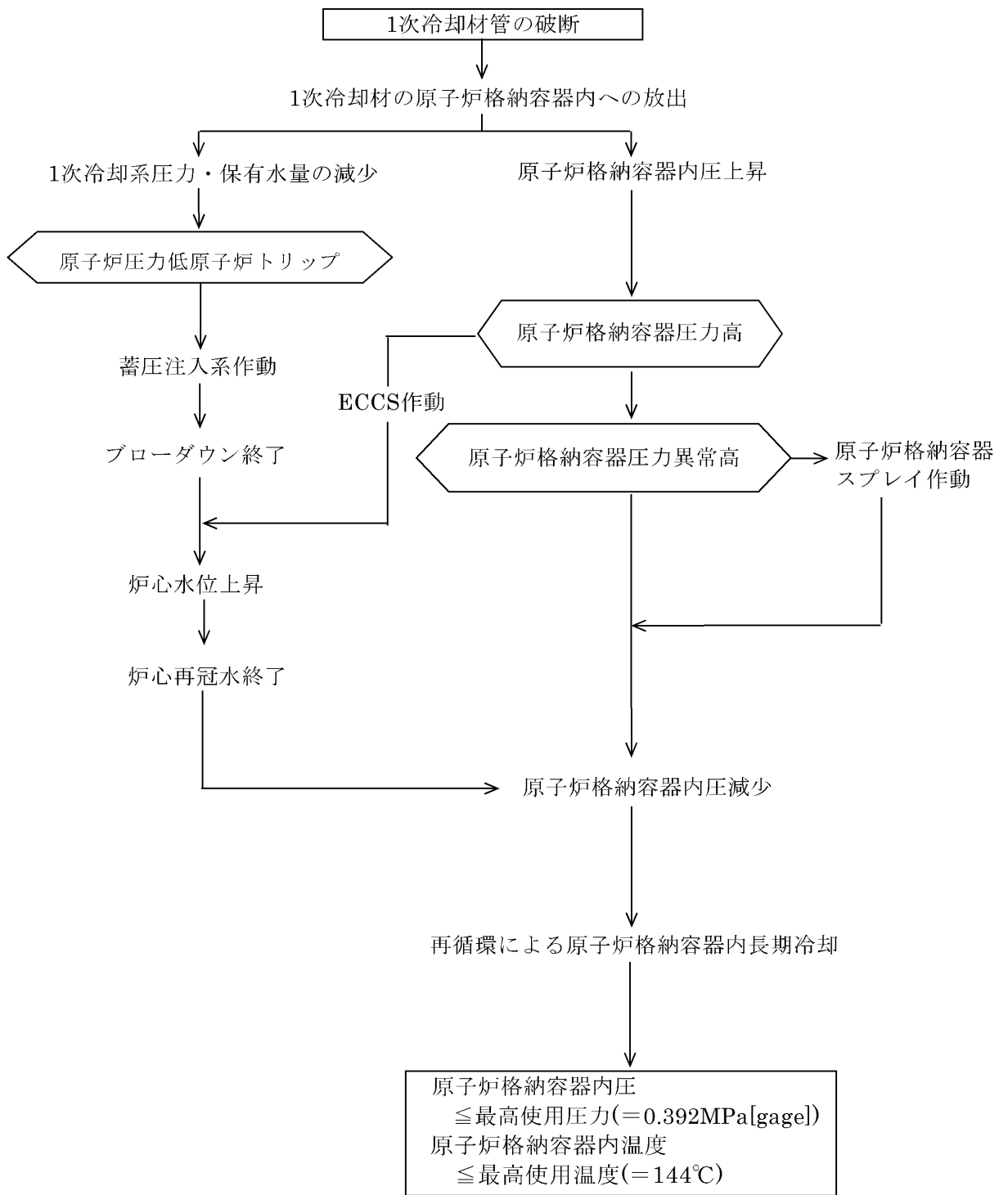


図1.4-1 「原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）」の事象過程

表1.4-1 「原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）」の
主要事象クロノロジ

時刻（秒）	事 象
0	蒸気発生器出口側配管両端破断発生
約9	「原子炉格納容器圧力異常高」信号 原子炉格納容器スプレイ作動限界値到達
約17	第1ピーク圧力
約22	炉心再冠水開始
約142	炉心再冠水終了 原子炉格納容器圧力最大
約154	原子炉格納容器スプレイ開始
100,000	計算終了

表1.4-2 「原子炉冷却材喪失(原子炉格納容器健全性評価)」
の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	原子炉冷却材喪失 (原子炉格納容器健全性評価)		
			使用値等	選 定 理 由	
解 析 条 件	事 故 条 件	蒸気発生器出口側配管 の両端破断 流出係数=1.0		原子炉格納容器内圧上昇の観点から最も厳しい	
	原 子 炉 出 力 %		102	定常誤差を考慮した上限値	
	単 一 故 障	原子炉格納容器 スプレイ設備1系列		原子炉格納容器内圧上昇の観点から最も厳しい	
	そ の 他	崩 壊 熱	日本原子力学会の推奨 値に基づく核分裂生成 物の崩壊熱にアクチニ ドの崩壊熱を考慮した 曲線		MHI-NES-1010改4「PWRの安全解析用 崩壊熱について」に基づく
		外 部 電 源		無	原子炉格納容器スプレイの作動遅れを 伴うため厳しい
		原 子 炉 格 納 容 器 スプレイ開始時刻 秒		154	ディーゼル発電機起動時間などを考慮 した最大値
		原 子 炉 格 納 容 器 自 由 体 積 m ³		72,900	原子炉格納容器内圧上昇の観点から厳 しくなる少なめの値
解 析 コ ー ド		SATAN-VI WREFLOOD COCO		ブローダウン時熱水力挙動解析 再冠水時熱水力挙動解析 原子炉格納容器内圧解析	
原 子 炉 格 納 容 器 ス プ レ イ 作 動 信 号		原子炉格納容器圧力異常高			
解 析 結 果		結 果	判 定		
	原 子 炉 格 納 容 器 内 最 高 圧 力 MPa[gage]		約0.308	≤0.392MPa[gage] (最高使用圧力)	
	原 子 炉 格 納 容 器 内 最 高 温 度 °C		約132	≤144°C (最高使用温度)	

- ・原子炉格納容器圧力
 - ① 破断流の原子炉格納容器内への流出に伴って圧力が上昇する。
 - ② 原子炉格納容器内のヒートシンク除熱効果が破断エネルギーを上回り、圧力低下に転ずる。
 - ③ 炉心再冠水開始 (約 22 秒)。
 - ④ 炉心再冠水により破断口からの蒸気放出が増加するため、再び圧力が上昇する。
 - ⑤ 炉心再冠水終了により破断流が急減し、圧力低下に転ずる。
 - ⑥ 格納容器スプレイ開始 (約 154 秒)。
 - ⑦ 格納容器スプレイ及びヒートシンク除熱効果により、圧力が低下する。
 - ⑧ 再循環開始 (約 [] 秒) によりスプレイ水温が上昇し、減圧が緩やかになる。
 - ⑨ 再循環冷却により減圧が継続する。

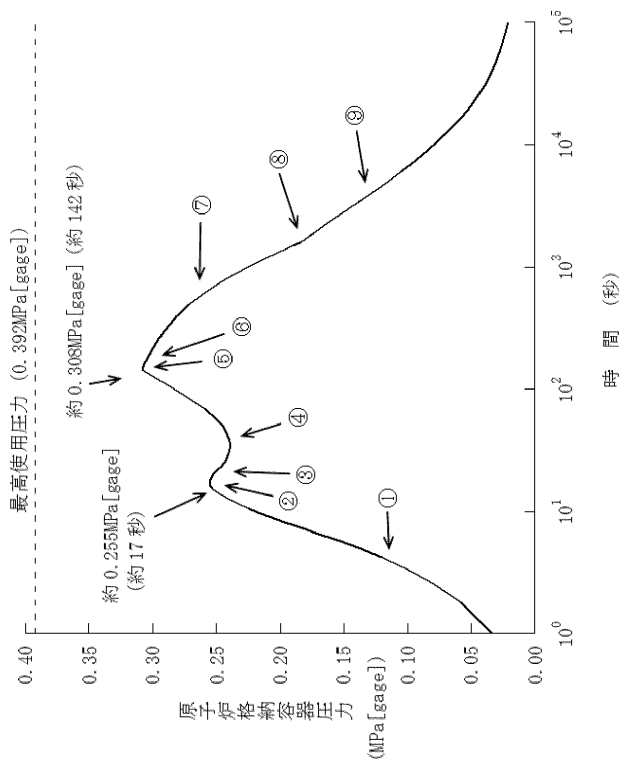


図1.4-2 原子炉冷却材喪失
—原子炉格納容器健全性評価用内圧解析

[]: 商業機密に係る事項のため公開できません。

(2) 可燃性ガスの発生

a. 事故の原因

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、1次冷却材が系外に流出した際に、可燃性ガスが発生する事象を想定する。

b. 判断基準

この事故には、以下の判断基準を用いる。

原子炉格納容器内の水素及び酸素の濃度は、事故発生後少なくとも30日間はいずれかが次の値以下であること。

水素	4%
酸素	5%

c. 解析方法

事故後、原子炉格納容器内に蓄積される水素の量は、d.の条件により解析し、原子炉格納容器内に均一に分布するものとして、原子炉格納容器内の水素濃度の変化を求める。

d. 解析条件及び解析結果

事象の過程を図1.4-3に示す。

主要事象クロノロジを表1.4-3に示す。

解析条件及び解析結果を表1.4-4及び図1.4-4に示す。

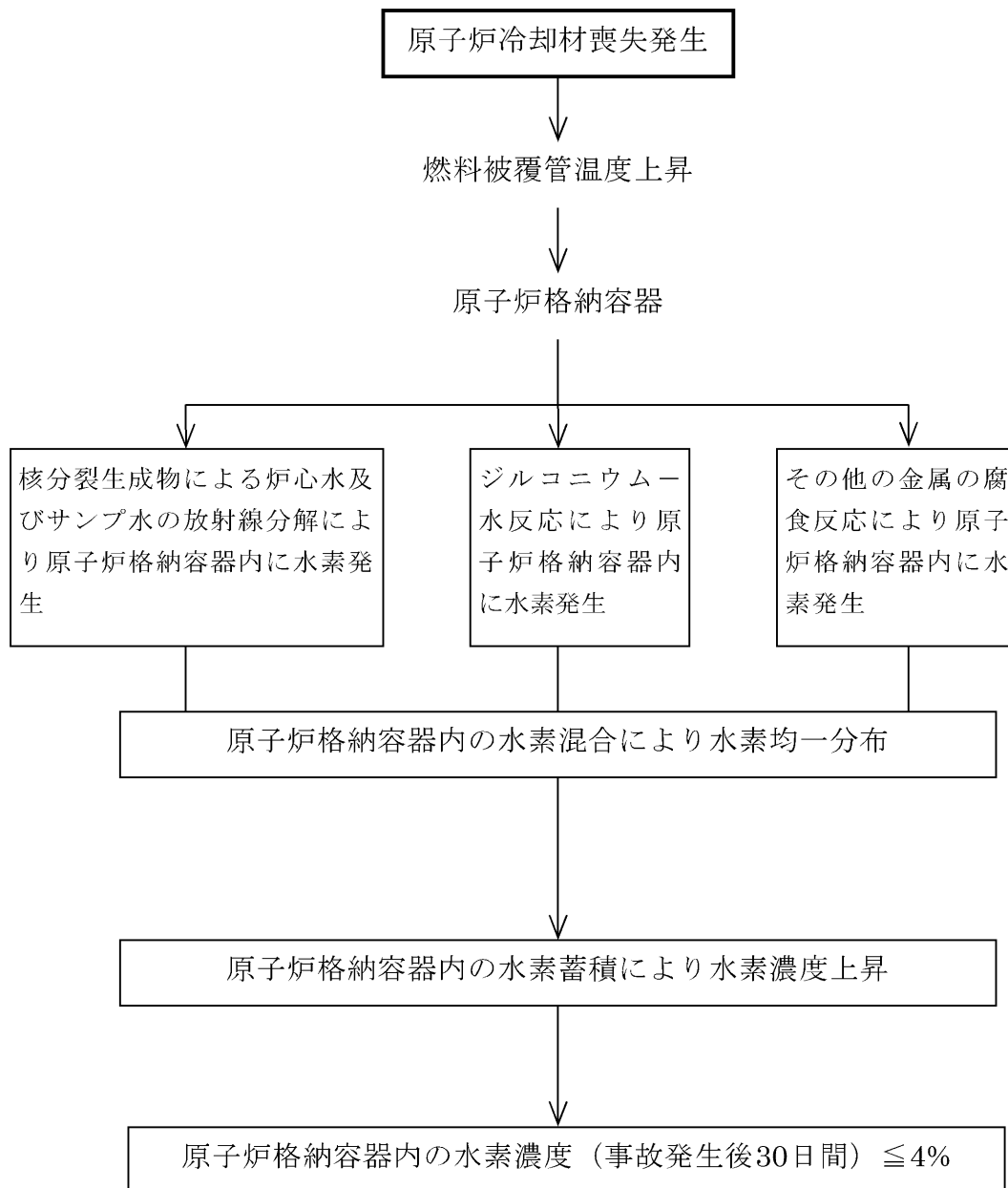


図1.4-3 「可燃性ガスの発生」の事象過程

表1.4-3 「可燃性ガスの発生」の主要事象クロノロジ

時刻（時間）	事 象
0 720	配管破断発生 原子炉格納容器内水素濃度（約 2.7%） 計算終了

表1.4-4 「可燃性ガスの発生」の解析条件及び解析結果

項 目		解析件名	可 燃 性 ガ ス の 発 生	
			使用値等	選 定 理 由
解 析 条 件	原子炉出力 %		102	定常誤差を考慮した上限値
	単 一 故 障		低圧注入系 1系列故障	ECCS性能評価に同じ
	ジルコニウム - 水 反 応 量 %		1.5 (ECCS性能評価の解 析結果の5倍)	「安全評価指針」に従い、燃料被覆管の 表面から5.8 μ mの厚さが反応した場合 に相当する量より大きいECCS性能評価 の解析結果の5倍を仮定している。
	そ の 他	原子炉格納容器内の 液相中に存在する核 分裂生成物の量 %	炉心内蓄積量のうち ハロゲン：50 希ガス及びハロゲンを 除く他の核分裂生成 物：1 (希ガスを除く他の核 分裂生成物はすべて炉 心部に存在するものと する。)	指針どおり
		放射線水分解による 水素ガスの生成割合 (G値) 分子/100eV	炉心水：0.4 サンプル水：0.3	実験結果に基づく値に余裕を見込んで いる。
解 析 コ ー ド			—	—
原子炉トリップ信号			—	
解 析 結 果			結 果	判 定
		原子炉格納容器内水素濃 度 %	約2.7 (事故発生後 30日時点)	事故発生後少なくとも30日間は水素濃 度4%以下

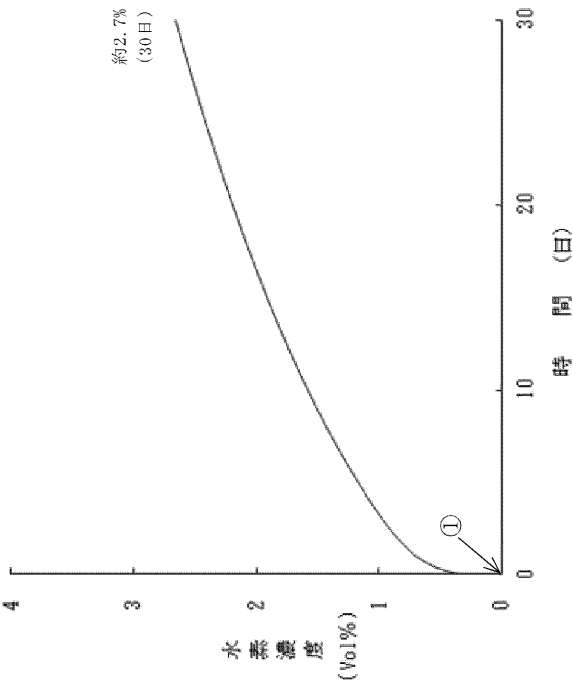


図1.4-4 可燃性ガスの発生

- 水素濃度
 - ① 原子炉冷却材喪失
 ジルコニウム-水反応による水素の発生
 炉心水の放射線分解による水素の発生
 サンプ水の放射線分解による水素の発生
 金属の腐食反応による水素の発生

2. 解析結果

ここでは、「設計基準事故」の解析結果をまとめる。

2.1 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化

事象	解析結果	判断基準
1.原子炉冷却材喪失(大破断)		
(a) 炉心冷却能力	炉心は著しい損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
(燃料被覆管最高温度)	約984℃	≤1,200℃
(局所的最大ジルコニウム-水反応量)	約0.4% ^{注1}	≤15%
(b)全炉心平均ジルコニウム-水反応量	0.3%以下	原子炉格納容器健全性の見地から十分小さいこと。(1%以下)
(c)長期間の崩壊熱除去	再循環モードにより維持 ^{注2}	燃料棒の形状の変化を考慮しても、崩壊熱の除去が長期間にわたって可能であること。
2.原子炉冷却材流量の喪失		
(a)炉心冷却能力	炉心は損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
(最小DNBR)	約1.77	≥1.42
(b)原子炉圧力	上昇は約0.7MPa ^{注3}	原子炉圧力の上昇はわずかであり、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
3.原子炉冷却材ポンプの軸固着		
(a)炉心冷却能力	炉心は損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
(最小DNBR)	約1.53	≥1.42
(b)原子炉圧力	約16.8 MPa[gage]	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
4.主給水管破断		
(a)炉心冷却能力	炉心は損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
(最小DNBR)	約1.63	≥1.42
(崩壊熱除去)	補助給水系が作動して、原子炉の崩壊熱及びその他の残留熱を除去することにより、炉心は十分に冷却できる。	
(b)原子炉圧力	約17.8MPa[gage] 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 約18.4MPa[gage]〕	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。 〔原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力 ≤最高使用圧力×1.2倍 (20.59MPa[gage])〕

注1) 両端破断の場合は、局所的最大ジルコニウム-水反応量は約1%となる。

注2) 格納容器再循環サンプにたまった流出水等を余熱除去ポンプ、余熱除去冷却器及び高圧注入系を通して炉心に注入する再循環に切り替え、長期にわたる冷却を行う。

注3) 通常運転時の圧力は約15.41MPa[gage]

2.1 原子炉冷却材の喪失又は炉心冷却状態の著しい変化（つづき）

事象	解析結果	判断基準
5.主蒸気管破断		
(a)炉心冷却能力	炉心は損傷に至ることはなく、炉心冷却能力が失われることはない。	
(最小DNBR)	約1.57 ^{注1}	≥1.30 (W-3相関式)
(臨界未満達成)	非常用炉心冷却設備の作動でほう酸水が炉心に注入されることにより原子炉出力は低下し、補助給水の停止に伴って未臨界となる。	
(b)原子炉圧力	過度に上昇することはない ^{注2}	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
(c) 臨界継続中の事象進展	臨界状態が継続する間に事象が進展しないためのめやすを満足。	
(最小DNBR)	約1.57 ^{注1}	≥1.30 (W-3相関式)
(燃料中心温度)	最大熱流束は定格出力の約20%と小さいため、燃料中心温度は十分溶融点未満である。	
(原子炉圧力)	過度に上昇することはない ^{注2}	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力は最高使用圧力の1.1倍を下回る。
(d)その他	臨界継続中に他の異常状態が重畳する可能性は十分小さい。	

注1) 外部電源がある場合の方が1次冷却材流量が維持され炉心がより冷却されるので、厳しい仮定となる。

注2) ほう酸水が注入され続けたとしても、高圧注入ポンプの締切圧力が低く、原子炉圧力は加圧器逃がし弁の設定圧力に達することはない。

2.2 反応度の異常な投入又は原子炉出力の急激な変化

事象	解析結果	判断基準
1.制御棒飛び出し		
(a)燃料エンタルピー サイクル初期	約282kJ/kg・UO ₂	≤791kJ/kg・UO ₂
サイクル末期	約358kJ/kg・UO ₂	
(b)原子炉圧力 高温全出力 サイクル末期	約16.9MPa[gage]	原子炉圧力は過度に上昇することはない、原子炉冷却材圧力バウンダリの健全性が問題となることはない。
高温零出力 サイクル末期	約16.0MPa[gage]	
(c) PCMI破損及び浸水燃料の破裂によって発生する衝撃圧力の持つ機械的エネルギー 高温零出力 サイクル末期	約11kJ	原子炉容器の吸収可能な歪エネルギー (9.4×10 ³ kJ) を下回る。
(d)燃料破損割合 DNBR破損本数割合 高温全出力 サイクル初期 サイクル末期 PCMI破損本数割合 高温零出力 サイクル初期 サイクル末期	 約9% ^{注1} 約3% 0% 0%	—

注1) 最大値9%を使用して放出放射エネルギー評価を行う。

2.3 環境への放射性物質の異常な放出

事象	解析結果	判断基準
1.蒸気発生器伝熱管破損		
(a)燃料棒の破損 (最小DNBR)	新たに燃料棒の破損は生じない。	
	約1.75	≥ 1.42

2.4 原子炉格納容器内圧力、雰囲気等の異常な変化

事象	解析結果	判断基準
1.原子炉冷却材喪失		
(a)原子炉格納容器内最高圧力	約0.308MPa[gage]	$\leq 0.392\text{MPa[gage]}$
(b)原子炉格納容器内最高温度	約132°C	$\leq 144^\circ\text{C}$
2.可燃性ガスの発生		
(a)原子炉格納容器内水素濃度	約2.7% (事故発生後30日時点)	事故発生後少なくとも30日間は水素濃度4%以下

各評価の説明

(設計基準事故時の被ばく評価)

目 次

1. 玄海原子力発電所 4 号炉における設計基準事故時の 被ばく評価の評価内容	13 条-別添 3-1
1.1 放射性気体廃棄物処理施設の破損	13 条-別添 3-1
1.2 蒸気発生器伝熱管破損	13 条-別添 3-5
1.3 燃料集合体の落下	13 条-別添 3-11
1.4 原子炉冷却材喪失	13 条-別添 3-16
1.5 制御棒飛び出し	13 条-別添 3-23

1. 玄海原子力発電所4号炉における設計基準事故時の被ばく評価の
評価内容

1.1 放射性気体廃棄物処理施設の破損

この事故は、放射性気体廃棄物処理設備の一部が破損し、ここに貯留されていた気体状の放射性物質が環境に放出される事象を想定する。

具体的には、放射性気体廃棄物処理設備の配管、ガスサージタンク及び活性炭式希ガスホールドアップ装置等が、何らかの理由で破損又は漏えいを起こし、内蔵された放射性物質が施設外に放出される事象である。

この事象に関する評価条件を表1.1-1に、評価結果を表1.1-2に、希ガスの大気放出過程を図1.1-1に、放射能放出経路を図1.1-2に示す。

表 1.1-1 放射性気体廃棄物処理施設の破損時の評価条件

評価条件	使用値	選定理由
破損箇所	ガスサージタンク出口	指針に準じ、放出放射能が最大量となる破損箇所を選定する。
原子炉熱出力	3,479MWt	定格出力(3,411MWt)の102%
燃料被覆管欠陥率	1%	設計値
ガスサージタンクへ移行する放射エネルギー	1次冷却材中の希ガス全量	指針に準じる。
ガスサージタンクへの放射能放出源	体積制御タンク	1次冷却材中の希ガス全量を考える。
放出される希ガスの量	1基のタンクに蓄積した最大の希ガス放射エネルギー	指針に準じる。
環境への放射性物質の放出	地上放出	補助建屋換気空調設備の効果を期待しない。
環境に放出された放射性物質の大気中の拡散条件 「発電用原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算された相対線量 (D/Q)	D/Q : $4.0 \times 10^{-19} \text{Gy/Bq}$	指針どおり

表 1.1-2 放射性気体廃棄物処理施設の破損時の評価結果

環境に放出される希ガス量 (γ 線エネルギー0.5MeV換算)	約 $2.2 \times 10^{14} \text{Bq}$	[判定] 核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。 $\leq 5 \text{mSv}$
実効線量	約0.089 mSv	

単位：Bq (γ線エネルギー)
0.5MeV換算)

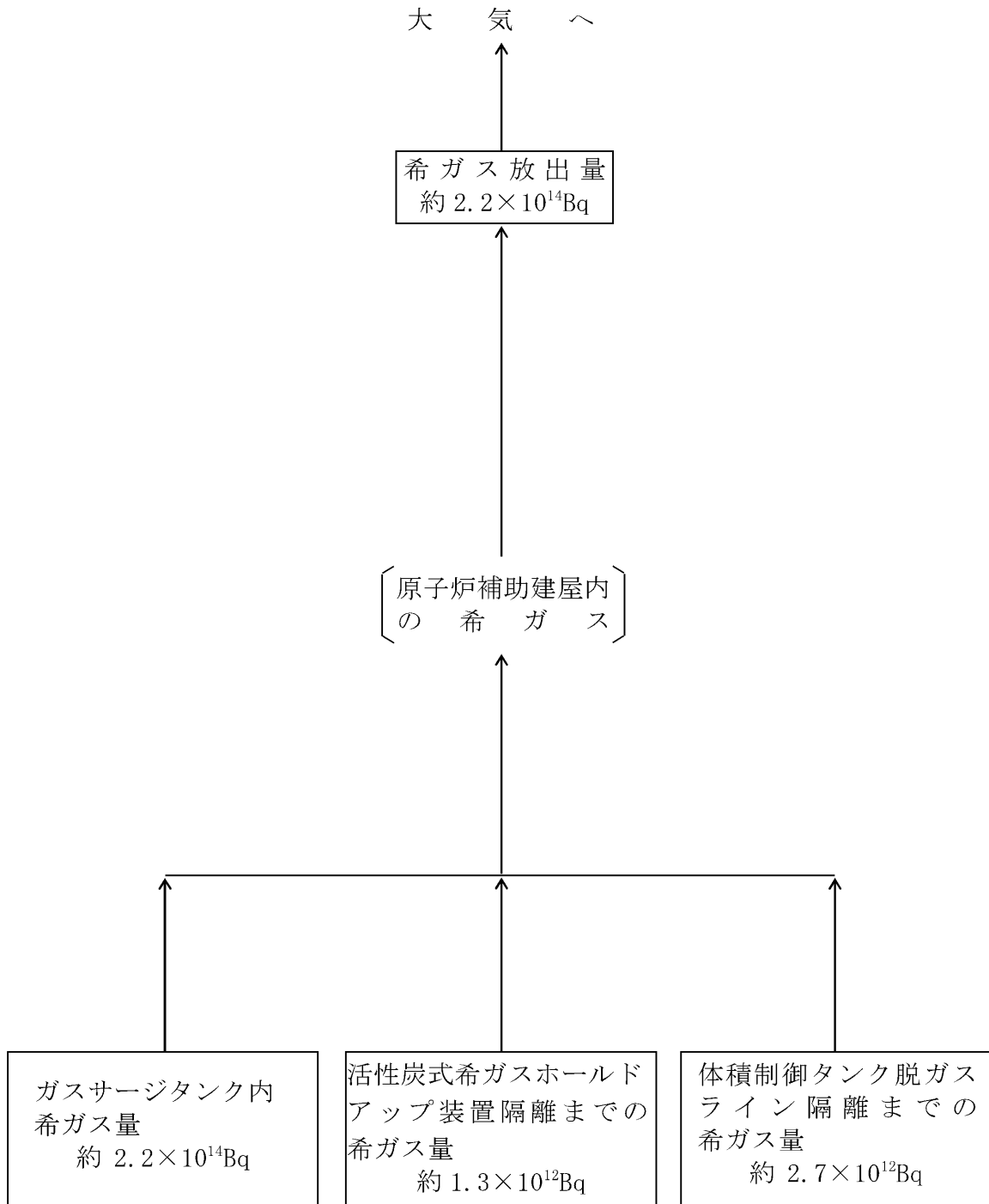


図1.1-1 放射性気体廃棄物処理施設の破損時の希ガスの大気放出過程

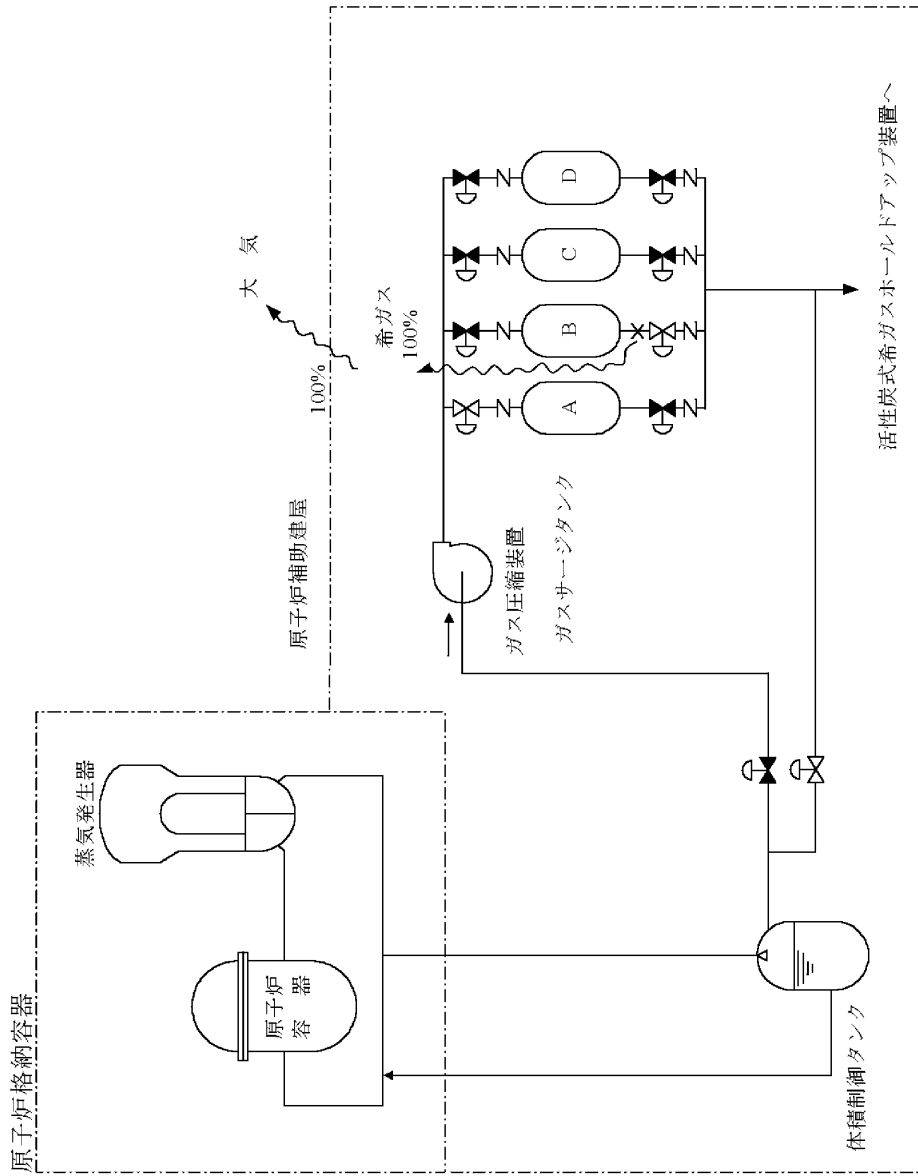


図1.1-2 放射性気体廃棄物処理施設の破損時の放射能放出経路

1.2 蒸気発生器伝熱管破損

この事故は、発電用原子炉の出力運転中に、蒸気発生器の伝熱管が破損し、2次冷却系を介して1次冷却材が原子炉格納容器外に放出される事象を想定する。この場合、1次冷却材に放射性物質が含まれていると仮定すると、蒸気発生器2次側で放射性物質による汚染を生じる。この汚染された2次側の蒸気は、タービン又はタービンバイパス系を通り復水器へ導かれるが、もし同時に外部電源が喪失していることなどによりタービンバイパス系が不作動であると、放射性物質は主蒸気逃がし弁又は主蒸気安全弁等を通して大気へ放出される。

この事象に関する評価条件を表1.2-1に、評価結果を表1.2-2に、よう素の大気放出過程を図1.2-1に、希ガスの大気放出過程を図1.2-2に、放射能放出経路を図1.2-3に示す。

表 1.2-1 蒸気発生器伝熱管破損時の評価条件

評価条件	使用値	選定理由
原子炉熱出力	3,479MWt	定格熱出力 (3,411MWt) の102%
原子炉運転時間	最高 40,000時間	平衡炉心の最高運転時間を下回らない値
通常運転中に1次冷却材中に存在する希ガス・よう素の量	燃料被覆管欠陥率1%とした場合の1次冷却材中の希ガス・よう素の濃度	設計値
損傷燃料被覆管から新たに1次冷却材中に追加放出される希ガス・よう素の量	追加放出に寄与する放射エネルギーの炉心内蓄積量に対する割合 希ガス：0.01% よう素：0.005%	ギャップ内蔵量に燃料被覆管欠陥率を考慮した値
	1次冷却系の圧力降下に比例して放出	指針どおり
1次系から2次系に流出する冷却材量	85t	事故解析に基づく値（約70t）に余裕をみた値
1次系から2次系に流出する放射エネルギー	1次冷却材中の濃度に依存する	指針に準じる
大気中へ放出される希ガス量	2次冷却系に流出してきた希ガス全量	指針どおり
2次系へ流出する有機よう素と無機よう素の割合	有機よう素 0% 無機よう素 100%	指針に準じる
2次系に流出してきた無機よう素の気液分配係数	100	指針どおり
蒸気の大気放出量	35t	事故解析に基づく値（約26t）に余裕をみた値
破損蒸気発生器隔離後2次系弁からの蒸気漏えい率	漏えい率 5m ³ /d (隔離直後)	設計値に余裕をみた値
	隔離後24時間で直線的に大気圧まで減少する2次冷却系圧力に対応する漏えい	指針どおり
環境への放射性物質の放出	地上放出	主蒸気安全弁等から放出される。
環境に放出される放射性物質の大気中の拡散条件 「発電用の原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算された相対濃度 (x/Q) 及び相対線量 (D/Q)	x/Q : 3.1×10 ⁻⁵ s/m ³ D/Q : 4.0×10 ⁻¹⁹ Gy/Bq	指針どおり

表 1.2-2 蒸気発生器伝熱管破損時の評価結果

環境に放出されるよう素量 (I-131等価)	約 1.3×10^{11} Bq	<p>[判定]</p> <p>核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。</p> <p>$\leq 5\text{mSv}$</p>
環境に放出される希ガス量 (γ 線エネルギー0.5MeV換算)	約 4.4×10^{14} Bq	
実効線量	約0.24mSv	

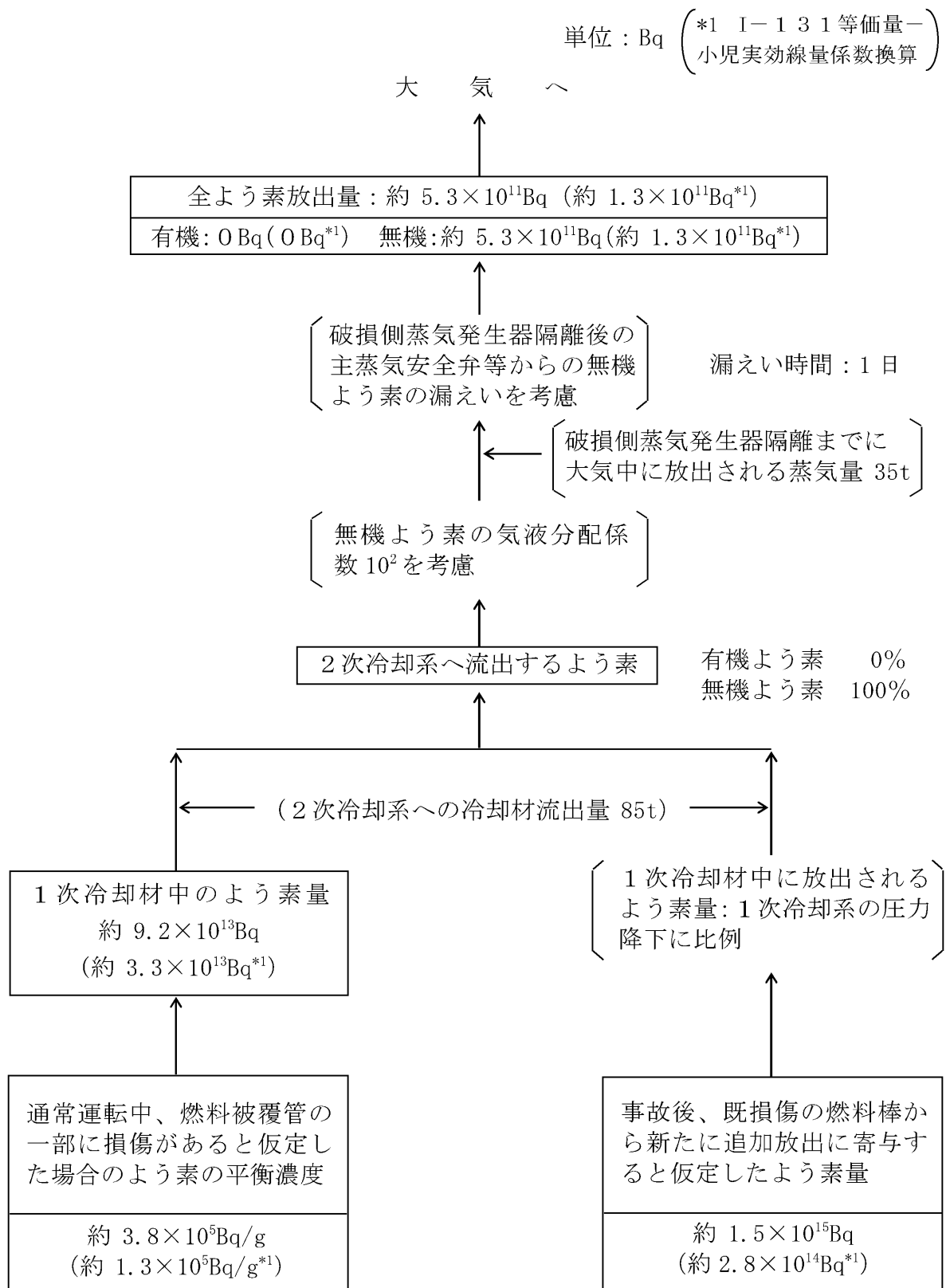


図1.2-1 蒸気発生器伝熱管破損時のよう素の大気放出過程

単位：Bq (γ線エネルギー)
0.5MeV換算)

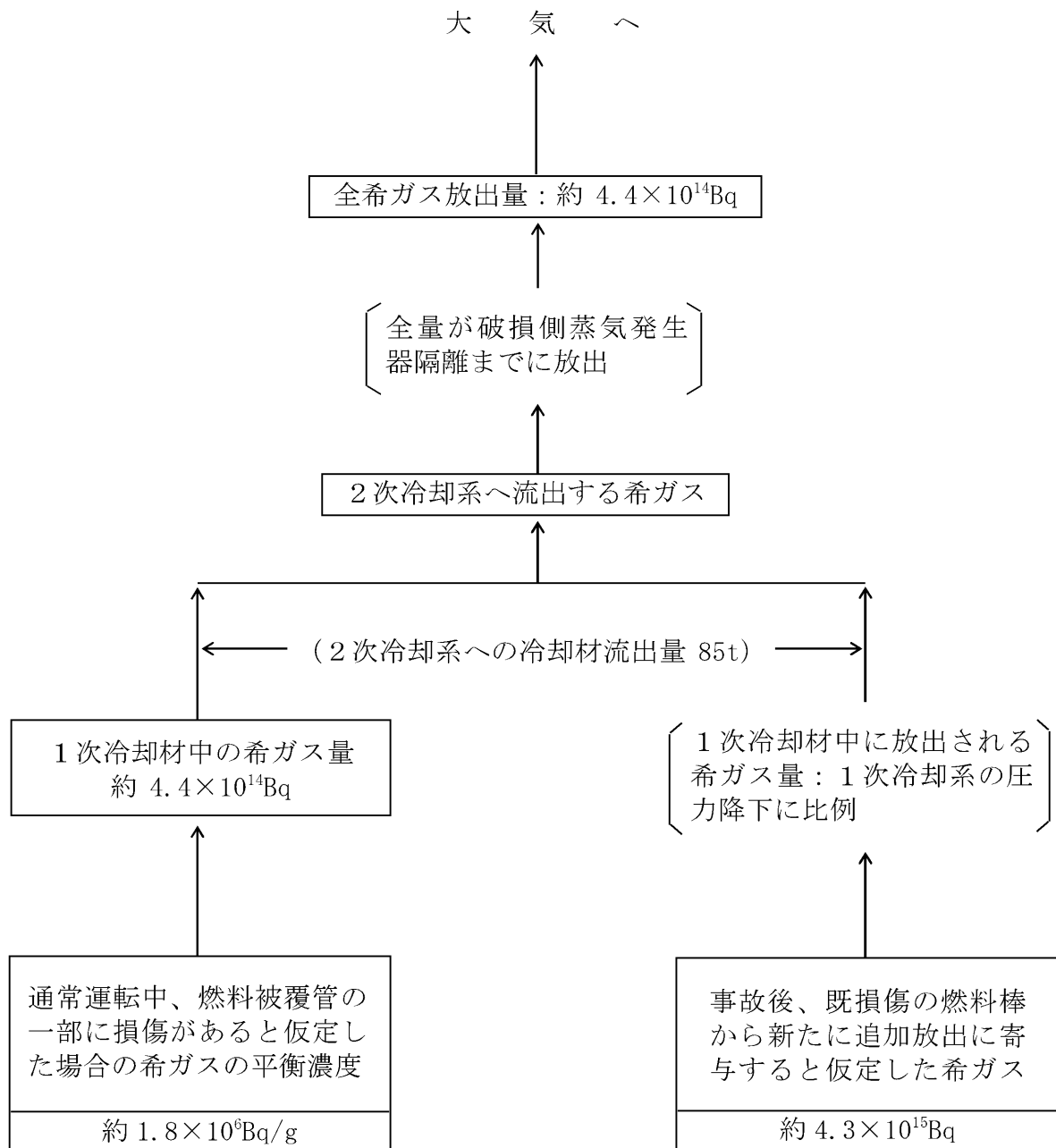


図1.2-2 蒸気発生器伝熱管破損時の希ガスの大気放出過程

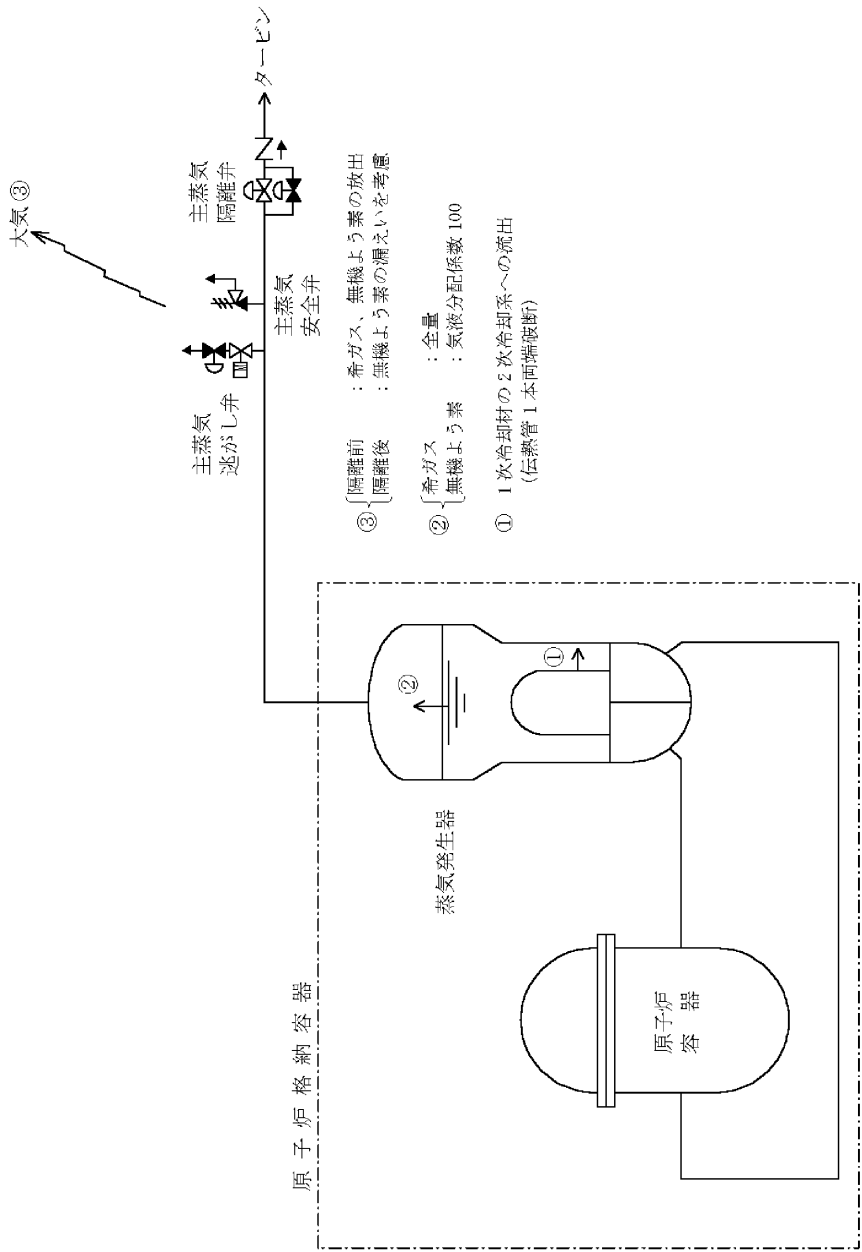


図1.2-3 蒸気発生器伝熱管破損時の放射能放出経路

1.3 燃料集合体の落下

この事故は、発電用原子炉の燃料交換時に何らかの理由によって燃料集合体が落下して破損し、放射性物質が環境に放出される事象を想定する。

具体的には、燃料取扱作業中、燃料取扱装置の機械的故障によって、取扱い中の燃料集合体在使用済燃料ピットに落下し、燃料被覆管の機械的破損を生じるような事象として考える。

この事象に関する評価条件を表1.3-1に、評価結果を表1.3-2に、よう素の大気放出過程を図1.3-1に、希ガスの大気放出過程を図1.3-2に、放射能放出経路を図1.3-3に示す。

表 1.3-1 燃料集合体の落下時の評価条件

評価条件	使用値	選定理由
燃料集合体破損割合	燃料集合体 0.1体	指針に準じ、実験に基づいて評価された値
燃料集合体熱出力	28.2MWt	最大出力の燃料集合体
燃料集合体運転時間	最高 40,000時間	平衡炉心の最高運転時間を下回らない値
燃料ギャップ放射エネルギー計算法	等価球拡散モデル	ギャップ放射エネルギーの計算に広く使用されている
事故の発生時期	原子炉停止 100時間後	燃料搬出は早くても原子炉停止後100時間以上経て行う。
破損燃料棒から使用済燃料ピット水中に放出される核分裂生成物の量	燃料ギャップに蓄積した核分裂生成物全量	指針に準じる
ピット水中外へ放出される希ガス量	ピット水中へ放出された希ガス全量	指針どおり
よう素の水中での除染係数	500	指針どおり
環境への放射性物質の放出	地上放出	原子炉補助建屋から放出される。
環境に放出される放射性物質の大気中の拡散条件 「発電用の原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算された相対濃度 (χ/Q) 及び相対線量 (D/Q)	$\chi/Q : 3.1 \times 10^{-5} \text{s/m}^3$ $D/Q : 4.0 \times 10^{-19} \text{Gy/Bq}$	指針どおり

表 1.3-2 燃料集合体の落下時の評価結果

環境に放出されるよう素量 (I-131等価)	約 $8.4 \times 10^{10} \text{Bq}$	[判定] 核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。 $\leq 5 \text{mSv}$
環境に放出される希ガス量 (γ 線エネルギー0.5MeV換算)	約 $6.2 \times 10^{12} \text{Bq}$	
実効線量	約 0.039mSv	

単位：Bq（*1 I-131 等価量）
小児実効線量係数換算）

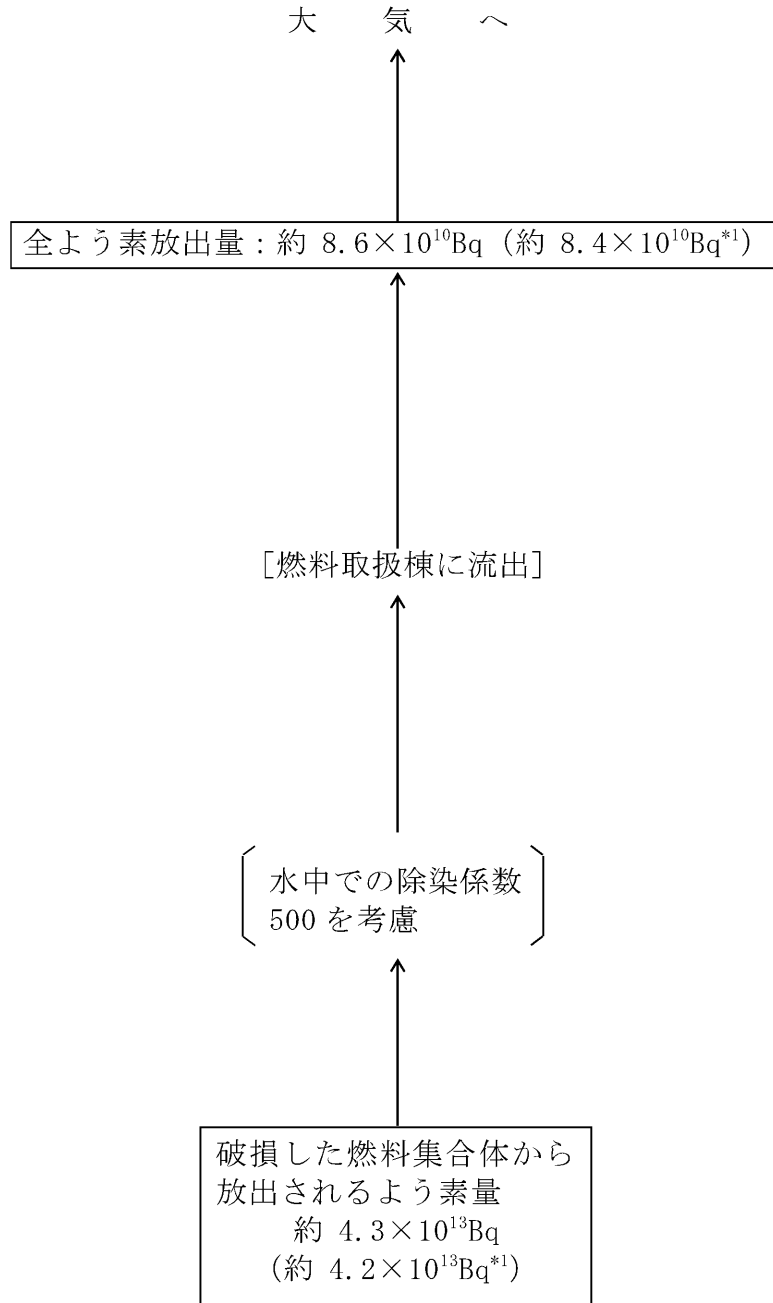


図1.3-1 燃料集合体の落下時のよう素の大気放出過程

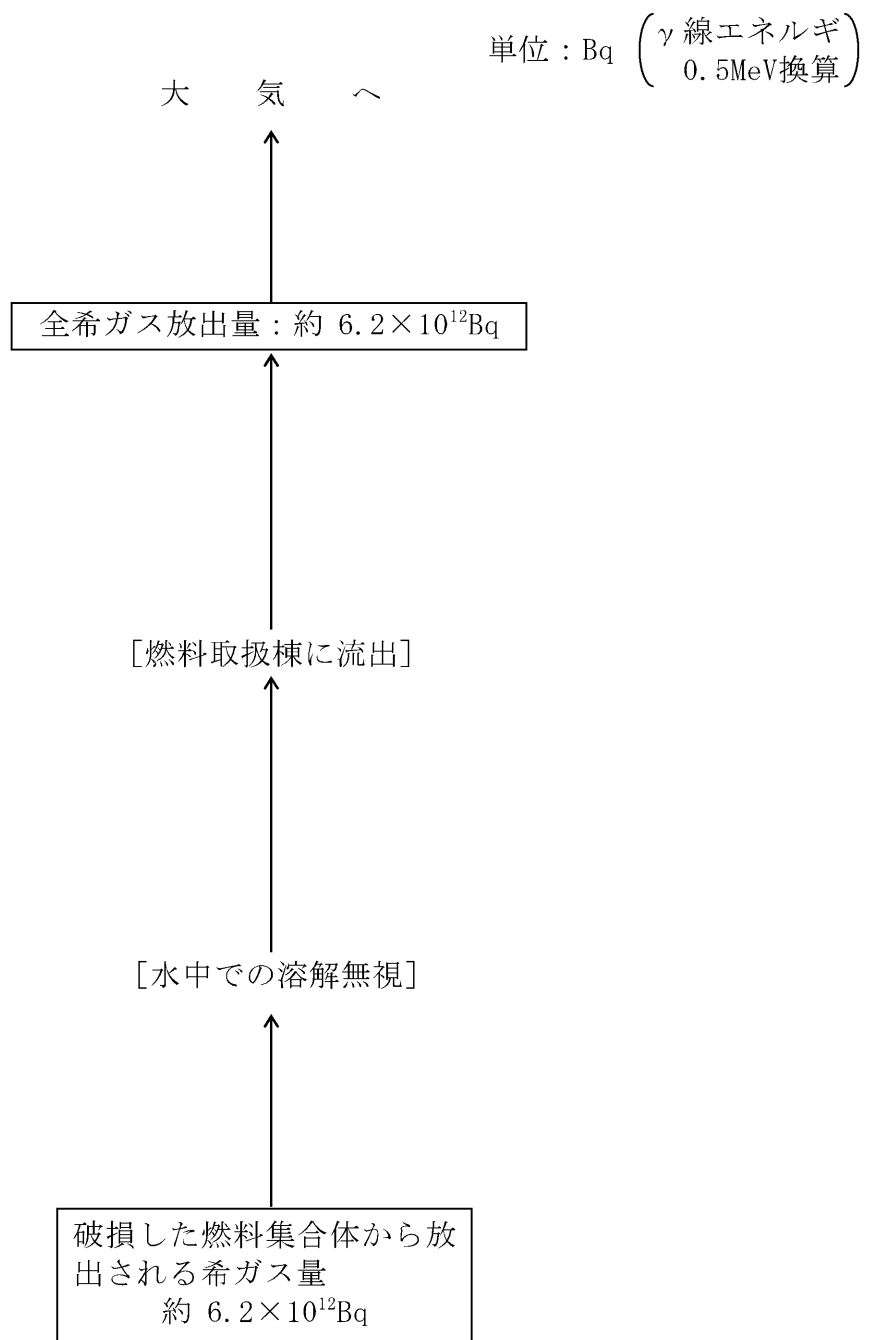
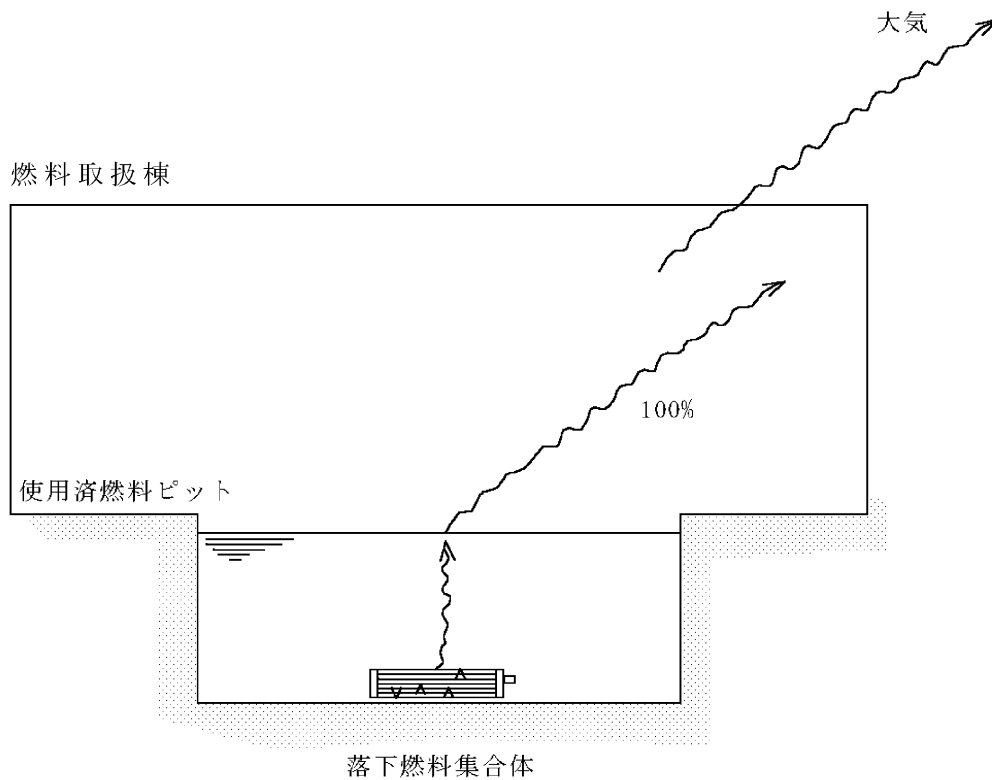


図1.3-2 燃料集合体の落下時の希ガスの大気放出過程



*使用済燃料ピット水中に放出される希ガス及びイオンの量は、最大出力の燃料集合体 0.1 体中のギャップ内蔵量全量とする。
 (ただし、100 時間の放射性崩壊を考慮)

図 1.3-3 燃料集合体の落下時の放射能放出経路

1.4 原子炉冷却材喪失

発電用原子炉の出力運転中に原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管あるいはこれに付随する機器等の破損等により、1次冷却材が系外に流出し、炉心の冷却能力が低下し、放射性物質が環境に放出される事象を想定し、評価を行った。

この事象に関する評価条件を第1.4-1表に、評価結果を第1.4-2表に、よう素の大気放出過程を第1.4-1図に、希ガスの大気放出過程を第1.4-2図に、放射能放出経路及び被ばく経路を第1.4-3図に示す。

表1.4-1 原子炉冷却材喪失時の評価条件（1 / 3）

評価条件	使用値	選定理由
原子炉熱出力	3,479MWt	定格熱出力(3,411MWt)の102%
原子炉運転時間	最高 40,000時間	平衡炉心の最高運転時間を下回らない値
事故後、原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の量	炉心内蓄積量に対し 希ガス 1% よう素 0.5%	指針どおり
原子炉格納容器内に放出されるよう素の形態	有機よう素 4% 無機よう素 96%	指針どおり
原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の内、原子炉格納容器内部に沈着する割合	希ガス 0% 有機よう素 0% 無機よう素 50%	指針どおり
原子炉格納容器スプレイによる除去効率が有効になる時間	事故後6分で有効になる。	設計値に余裕をみた値
原子炉格納容器スプレイ水による無機よう素の除去効率	スプレイによるよう素除去に対する等価半減期 無機よう素 50秒 但し、有機よう素・希ガスについては考えない。	指針に準じ、実験に基づいて評価された値(50秒以内)に余裕を見込んだ値。 指針どおり
原子炉格納容器からの漏えい率	次式により求めた値を下回らない値 $L = \frac{C}{V} \sqrt{\frac{\Delta P}{\rho}}$ L : 漏えい率[Vol%/d] C : 定数 V : 格納容器内気相部体積 ΔP : 差圧 ρ : 格納容器内気体密度	指針に準じ、事故時の原子炉格納容器の内圧に対応した漏えい率とする。
原子炉格納容器からの漏えい割合	アニュラス部 97% アニュラス部以外 3%	指針どおり

表1.4-1 原子炉冷却材喪失時の評価条件（2 / 3）

評価条件	使用値	選定理由
アニュラス空気浄化設備のよう素フィルタのよう素除去効率	95%	設計上は95%以上の効率を有す。
アニュラス部の負圧達成までのよう素フィルタのよう素除去効率 負圧達成後のアニュラス排気風量	(0～2分) アニュラス空気浄化設備を通して全量放出(フィルタの効果は考慮しない) (2分～30分) アニュラス空気浄化設備を通してファン容量の15%放出(フィルタの効果は考慮する)	負圧達成時間は評価上2分とする。
非常用炉心冷却設備及び原子炉格納容器スプレイ設備の再循環系(以下「再循環系」という。)から安全補機室内への漏えい率	$4 \times 10^{-3} \text{ m}^3/\text{h}$	設計値に余裕をみた値
再循環水中の放射エネルギー	よう素の炉心内蓄積量に対し0.5%	指針どおり
再循環水体積	1,600m ³	設計値に余裕をみた値
再循環開始時間	事故後20分	設計に基づく評価では20分以上である。
再循環系から安全補機室内に漏えいした再循環水中のよう素の気相への移行率	5%	指針どおり
安全補機室内でのよう素沈着率	50%	指針どおり
安全補機室空気浄化設備のよう素フィルタのよう素除去効率	95%	設計上は95%以上の効率を有す。
原子炉格納容器内の核分裂生成物による直接線量の線源	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の炉心内蓄積量に対する割合 希ガス 1% ハロゲン 0.5% その他 0.01%	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物を下回らない値

表1.4-1 原子炉冷却材喪失時の評価条件（3 / 3）

評価条件	使用値	選定理由
事故の評価期間	30日	指針に準じ、原子炉格納容器内圧が原子炉格納容器からの漏えいが無視できる程度に低下するまでの期間とする。
環境への放射性物質の放出	排気筒放出及び地上放出	アニュラス部及び再循環系を経て排気筒から放出される放射性物質に対し排気筒放出。 アニュラス部以外から漏えいする放射性物質に対し地上放出。
環境に放出される放射性物質の大気中の拡散条件 「発電用の原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算された相対濃度（ χ/Q ）及び相対線量（ D/Q ）	χ/Q : $3.3 \times 10^{-6} \text{s/m}^3$ （排気筒放出） $6.0 \times 10^{-5} \text{s/m}^3$ （地上放出） D/Q : $4.6 \times 10^{-20} \text{Gy/Bq}$ （排気筒放出） $3.2 \times 10^{-19} \text{Gy/Bq}$ （地上放出）	指針どおり

表1.4-2 原子炉冷却材喪失時の評価結果

環境に放出されるよう素量 （I-131等価）	約 $2.3 \times 10^{11} \text{Bq}$	[判定] 核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。 $\leq 5 \text{mSv}$
環境に放出される希ガス量 （ γ 線エネルギー0.5MeV換算）	約 $4.5 \times 10^{13} \text{Bq}$	
実効線量	約 0.095mSv^{*1}	

*1 直接線量：約 0.0014mSv を含む。

単位：Bq （*1 I-131 等価量 - 小児実効線量係数換算）

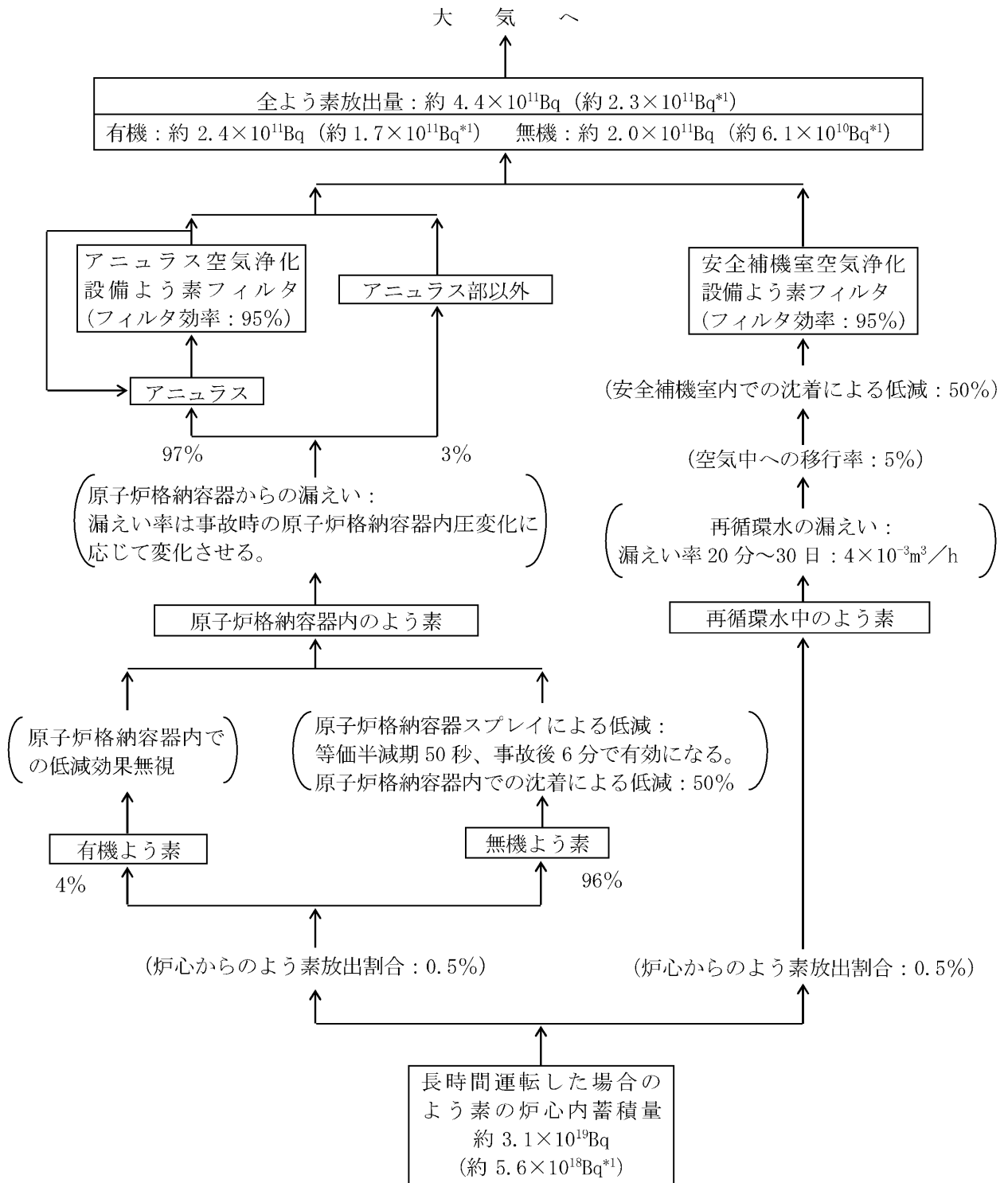


図1.4-1 原子炉冷却材喪失時のよう素の大気放出過程

単位：Bq (γ線エネルギー)
0.5MeV換算)

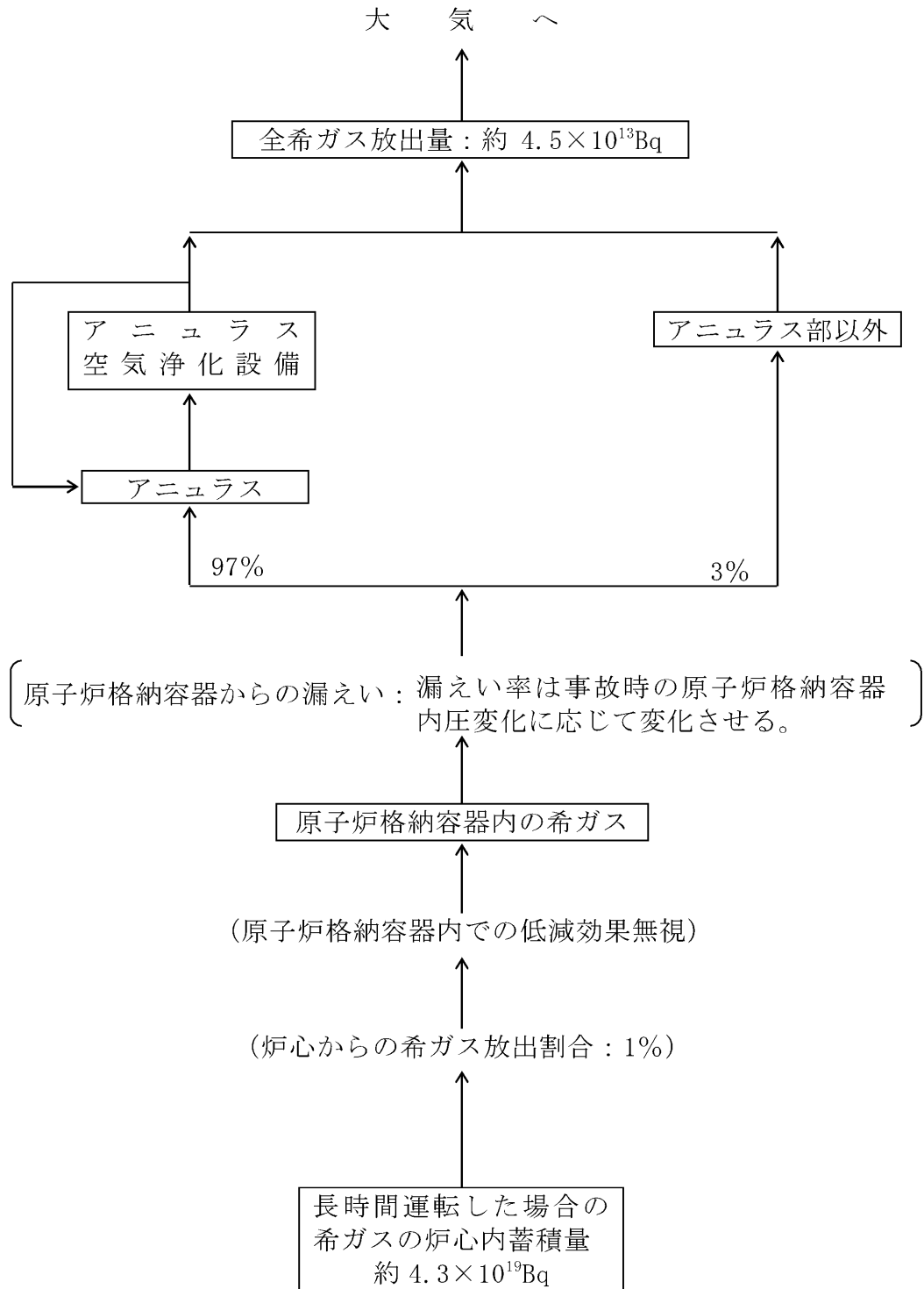


図1.4-2 原子炉冷却材喪失時の希ガスの大気放出過程

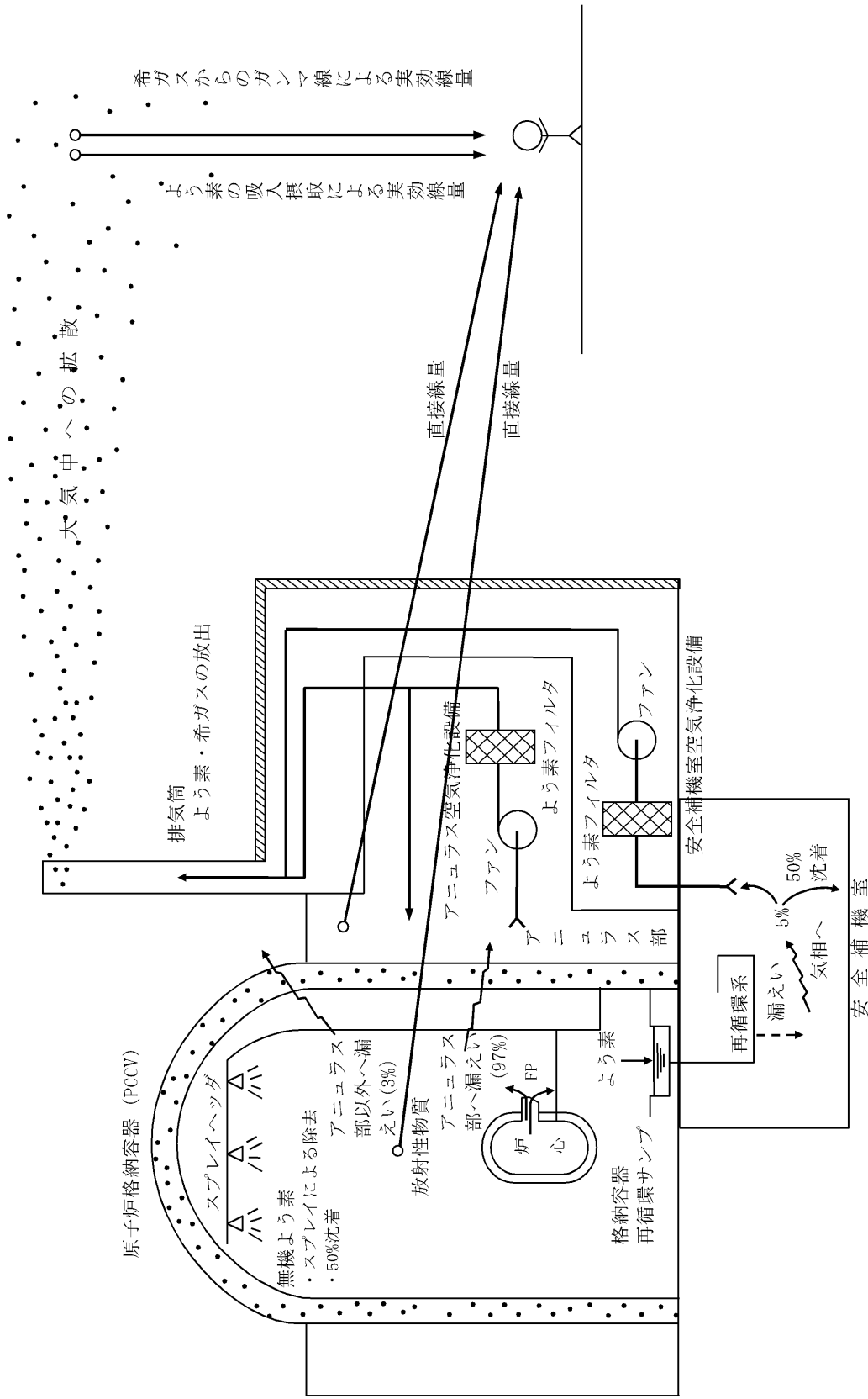


図1.4-3 原子炉冷却材喪失時の放射能放出経路及び被ばく経路

1.5 制御棒飛び出し

発電用原子炉が臨界又は臨界近傍にあるときに、制御棒駆動系あるいは同ハウジングの破損等により、制御棒クラスター1本が炉心外に飛び出し、急激な反応度添加と出力分布変化を生じ、放射性物質が環境に放出される事象を想定し、評価を行った。

この事象に関する評価条件を表1.5-1に、評価結果を表1.5-2に、よう素の大気放出過程を図1.5-1に、希ガスの大気放出過程を図1.5-2に、放射能放出経路及び被ばく経路を図1.5-3に示す。

表 1.5-1 制御棒飛び出し時の評価条件（1 / 3）

評価条件	使用値	選定理由
原子炉熱出力	3,479MWt	定格熱出力(3,411MWt)の102%
原子炉運転時間	最高 40,000時間	平衡炉心の最高運転時間を下回らない値
事故後、原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の量	炉心内蓄積量に対し 希ガス 0.27% よう素 0.135%	指針に準じ、運転中の設計燃料欠陥率(1%)に相当する放射能(炉心内蓄積量の0.01%)と事故時の破損燃料棒(炉心全本数の9%)中のギャップ放射能(炉心内蓄積量の0.26%)の和(炉心内蓄積量の0.27%)に対し希ガス100%、よう素50%が原子炉格納容器内に放出されるとする。
原子炉格納容器内に放出されるよう素の形態	有機よう素 4% 無機よう素 96%	指針どおり
原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の内、原子炉格納容器内部に沈着する割合	希ガス 0% 有機よう素 0% 無機よう素 50%	指針どおり
原子炉格納容器スプレイ水による無機よう素の除去効率	スプレイによるよう素除去に対する等価半減期 無機よう素 50秒 但し、有機よう素・希ガスについては考えない。	指針に準じ、実験に基づいて評価された値(50秒以内)に余裕を見込んだ値。
原子炉格納容器スプレイ起動時間	事故発生後30分で起動する。	運転員操作に余裕を見た値

表 1.5-1 制御棒飛び出し時の評価条件（2 / 3）

評価条件	使用値	選定理由
原子炉格納容器からの漏えい率	0～1日 : 0.127%/d 1～30日 : 0.0635%/d	事故後短期間の原子炉格納容器内圧上昇は、原子炉格納容器内圧異常高の設定値以下である。格納容器内圧異常高に対応する漏えい率が1日間続くものとし、1日以後はその半分の漏えい率とする。
原子炉格納容器からの漏えい割合	アニュラス部 97% アニュラス部以外 3%	指針どおり
アニュラス空気浄化設備のよう素フィルタのよう素除去効率	95%	設計上は95%以上の効率を有す。
アニュラス部の負圧達成までのよう素フィルタのよう素除去効率	(0～10分) アニュラス空気浄化設備を通して全量放出(フィルタの効果は考慮しない)	負圧達成時間は評価上10分とする。
負圧達成後のアニュラス排気風量	(10分～30日) アニュラス空気浄化設備を通してファン容量の15%放出(フィルタの効果を検討する)	
再循環系から安全補機室内への漏えい率	$4 \times 10^{-3} \text{m}^3/\text{h}$	設計値に余裕をみた値
再循環水中の放射エネルギー	よう素の炉心内蓄積量に対し0.135%	指針どおり
再循環水体積	1,600 m^3	設計値に余裕をみた値
再循環開始時間	事故後50分	設計に基づく評価では50分以上である。
再循環系から安全補機室内に漏えいした再循環水中のよう素の気相への移行率	5%	指針どおり
安全補機室内でのよう素沈着率	50%	指針どおり

表 1.5-1 制御棒飛び出し時の評価条件 (3 / 3)

評価条件	使用値	選定理由
安全補機室空気浄化設備のよう素フィルタのよう素除去効率	95%	設計上は95%以上の効率を有す。
原子炉格納容器内の核分裂生成物による直接線量の線源	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物の炉心内蓄積量に対する割合 希ガス 0.27% ハロゲン 0.135% その他 0.0027%	原子炉格納容器内に放出される核分裂生成物を下回らない値
事故の評価期間	30日	指針に準じ、原子炉格納容器内圧が原子炉格納容器からの漏えいが無視できる程度に低下するまでの期間とする。
環境への放射性物質の放出	排気筒放出及び地上放出	アニュラス部及び再循環系を経て排気筒から放出される放射性物質に対し排気筒放出。 アニュラス部以外から放出される放射性物質に対し地上放出。
環境に放出される放射性物質の大気中の拡散条件 「発電用の原子炉施設の安全解析に関する気象指針」に基づいて計算された相対濃度(χ/Q)及び相対線量(D/Q)	χ/Q : $3.8 \times 10^{-6} \text{s/m}^3$ (排気筒放出) $5.5 \times 10^{-5} \text{s/m}^3$ (地上放出) D/Q : $5.4 \times 10^{-20} \text{Gy/Bq}$ (排気筒放出) $3.9 \times 10^{-19} \text{Gy/Bq}$ (地上放出)	指針どおり

表 1.5-2 制御棒飛び出し時の評価結果

環境に放出されるよう素量 (I-131等価)	約 $1.0 \times 10^{11} \text{Bq}$	[判定] 核分裂生成物の放出量は少なく、周辺の公衆に対し著しい放射線被ばくのリスクを与えることはない。 $\leq 5 \text{mSv}$
環境に放出される希ガス量 (γ 線エネルギー0.5MeV換算)	約 $1.5 \times 10^{13} \text{Bq}$	
実効線量	約 0.031mSv^*1	

*1 直接線量 : 約 0.00042mSv を含む。

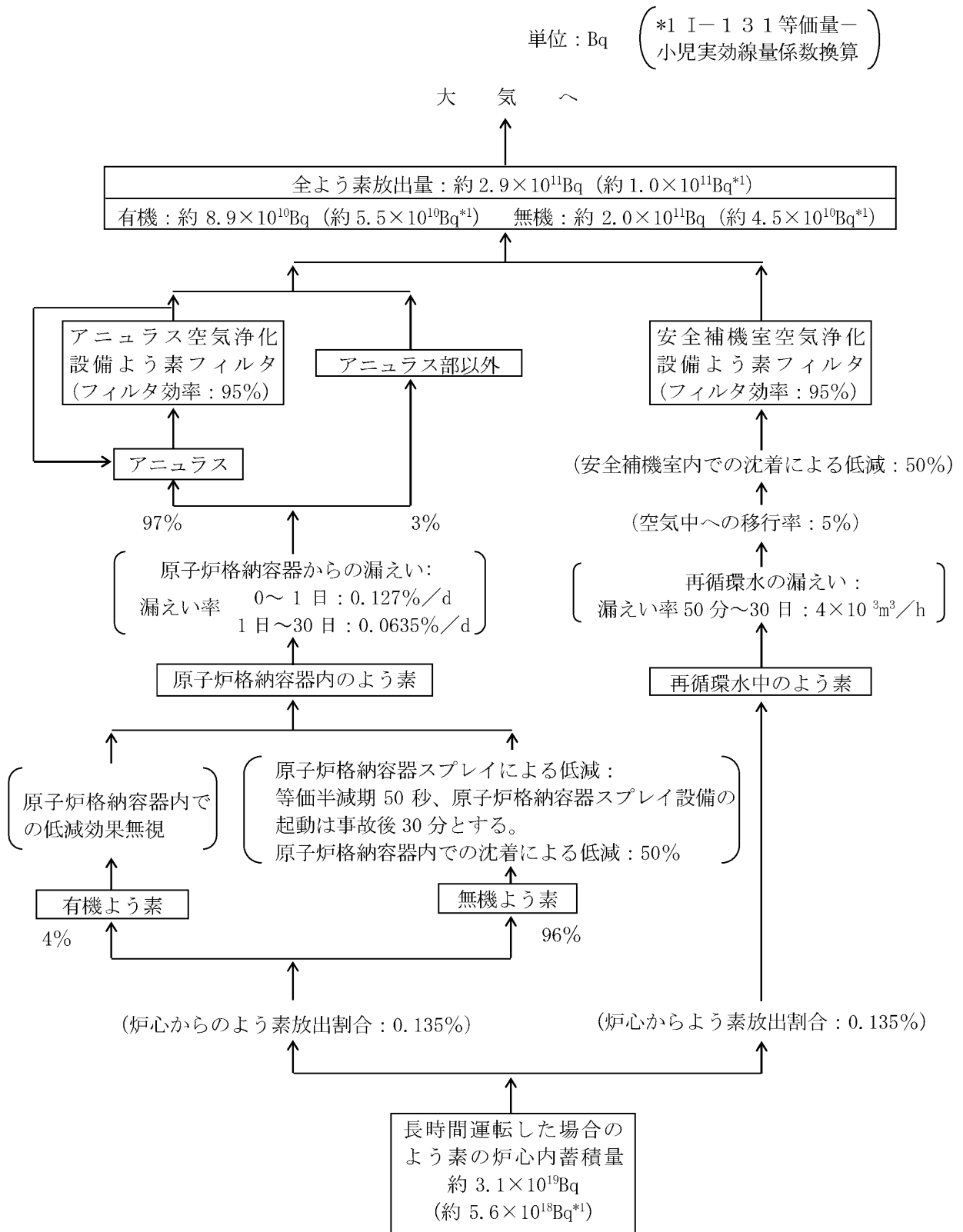


図 1.5-1 制御棒飛び出し時のよう素の大気放出過程

単位：Bq (γ線エネルギー)
0.5MeV換算)

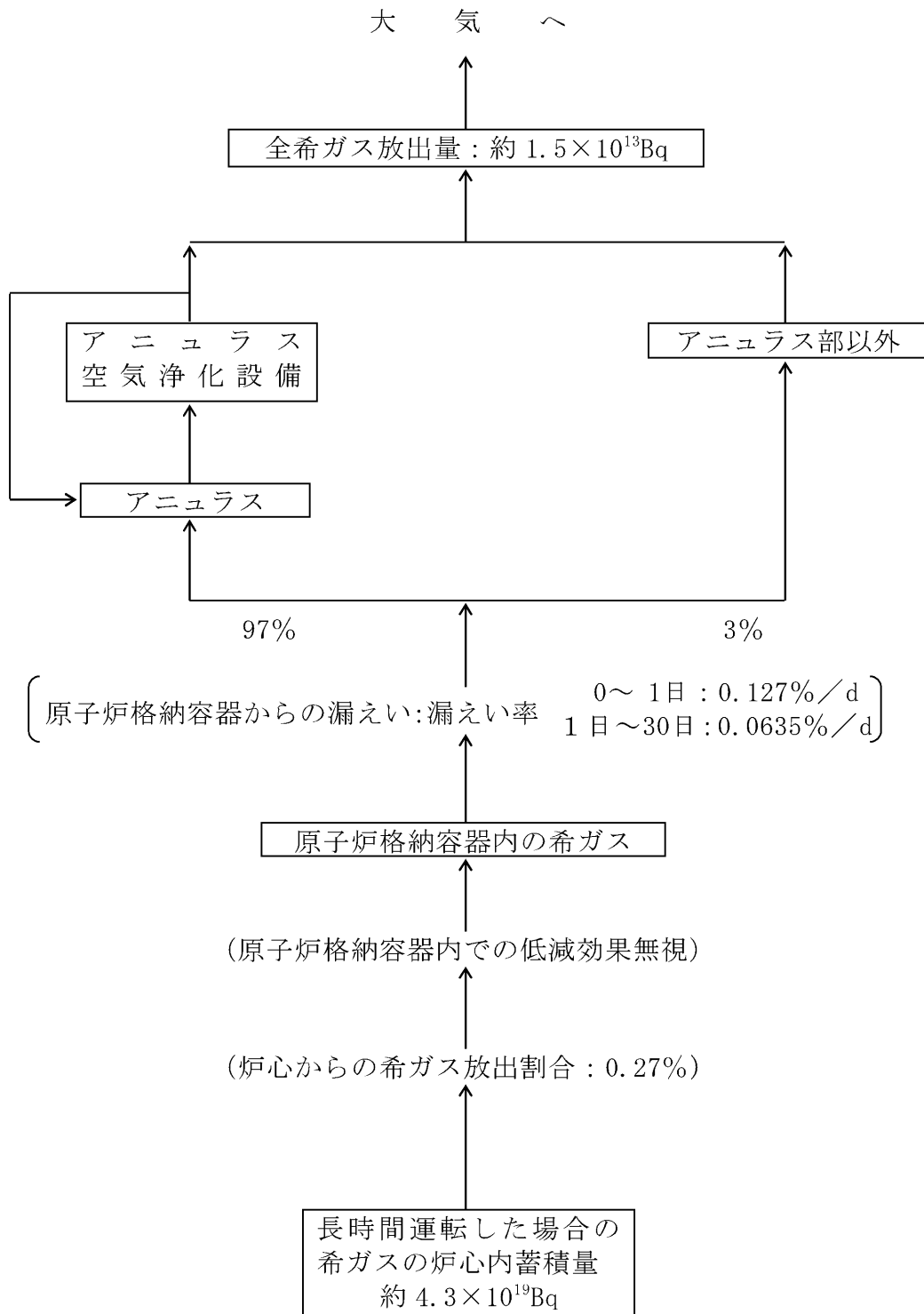


図1.5-2 制御棒飛び出し時の希ガスの大気放出過程

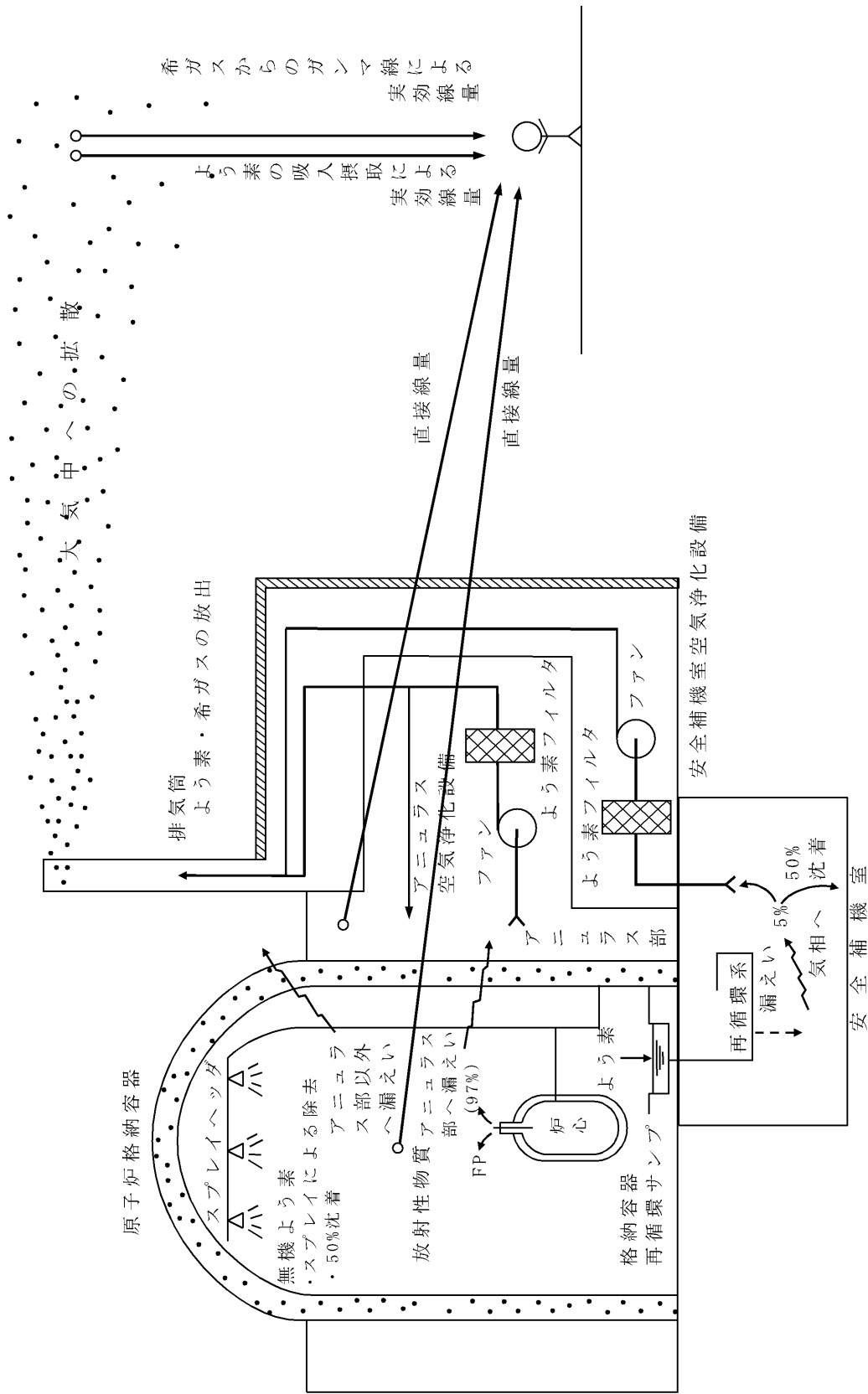


図1.5-3 制御棒飛び出し時の放射能放出経路及び被ばく経路

原子炉冷却材喪失時の原子炉格納容器漏えい率について

玄海 4 号炉の原子炉冷却材喪失時の安全評価に使用する原子炉格納容器漏えい率は、「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針（以下「安全評価指針」という。）」に示されている「原子炉格納容器内の圧力に対応した漏えい率」（事故）としており、安全評価指針の条件を満足している。

なお、原子炉冷却材喪失時における原子炉格納容器内の圧力に対応した漏えい率を図 1 に示す。

具体的には、公開文献^{*1}に基づき求めた原子炉格納容器漏えい率に対して、その漏えい率を下回らないようにステップ状に設定した漏えい率を用いている。

ステップ状の漏えい率を用いる理由は、原子炉冷却材喪失時の放出量の計算式が次に示すように漏えい率に時間依存が無いものであり、また、指針要求事項である「原子炉格納容器内の圧力に対応した漏えい率」にも適合する必要があるためである。

$$Q_m^d = Q_{cm} \cdot F_d \cdot L \cdot \frac{1 - e^{-\beta(T_{m+1} - T_m)}}{\beta}$$

Q_m^d 時刻 T_m から T_{m+1} の時間内にアニュラス部以外から放出される
よう素及び希ガスの量

Q_{cm} 時刻 T_m に原子炉格納容器内に浮遊している漏えいに寄与する
よう素及び希ガスの量

F_d アニュラス部以外からの漏えい割合

L 原子炉格納容器からの漏えい率

β 原子炉格納容器内でのよう素及び希ガスに対する低減効果

このステップ状の漏えい率の設定方法は、公開文献には記載がないものの、指針にも適合した保守的な漏えい率であり、また放出量評価が簡便になることから、PWR プラント共通で用いられている考え方である。

*1 「事故時の格納容器漏洩率」 MAPI-1060 改 1，三菱重工業，平成 12 年

- ① 破断流の原子炉格納容器内への流出に伴って原子炉格納容器圧力、温度が上昇し、漏えい率が上昇する
- ② 原子炉格納容器内のヒートシンク除熱効果が破断エネルギーを上回り、原子炉格納容器圧力、温度が低下に転じ、漏えい率が低下する
- ③ 炉心再冠水により破断口からの蒸気放出が増加するため、再び原子炉格納容器圧力、温度が上昇し、漏えい率が上昇する
- ④ 炉心再冠水終了により破断流が急減し、原子炉格納容器圧力、温度が低下に転じ、漏えい率が低下する
- ⑤ 原子炉格納容器スプレイ及びヒートシンク除熱効果により、原子炉格納容器圧力、温度が低下し、漏えい率が低下する
- ⑥ 再循環モードが確立し、再循環サンプが水源となり、スプレイ水温、安全注入水温が上昇するため、原子炉格納容器圧力、温度が上昇し、漏えい率の低下が緩やかになる
- ⑦ 時間の経過とともに再循環モードでの熱交換器による冷却が進み、原子炉格納容器圧力、温度が低下し、漏えい率の低下が継続する

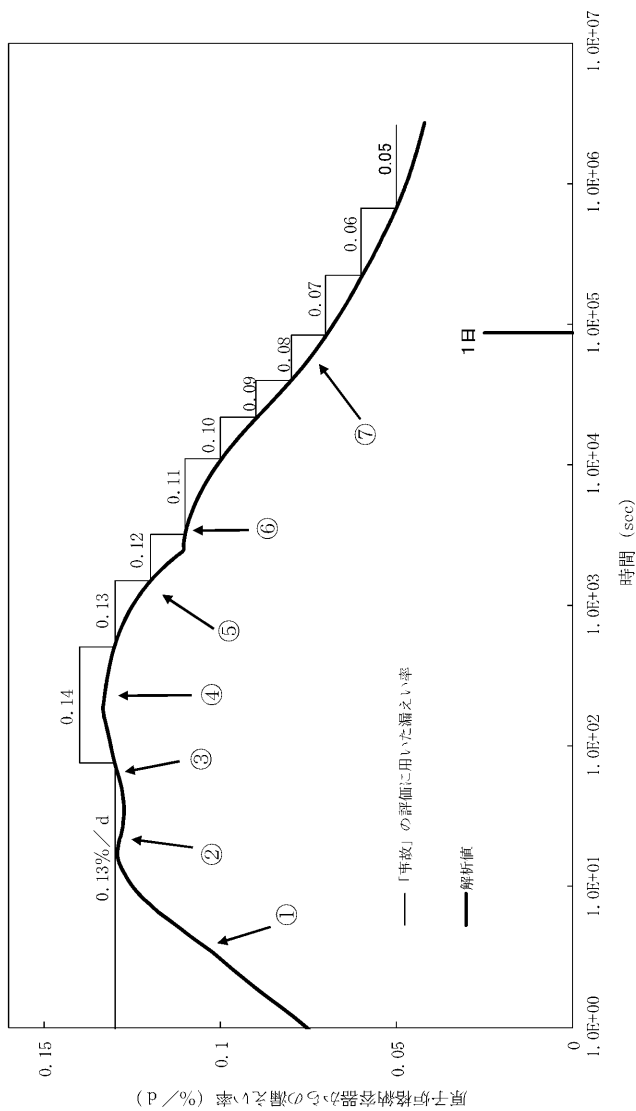
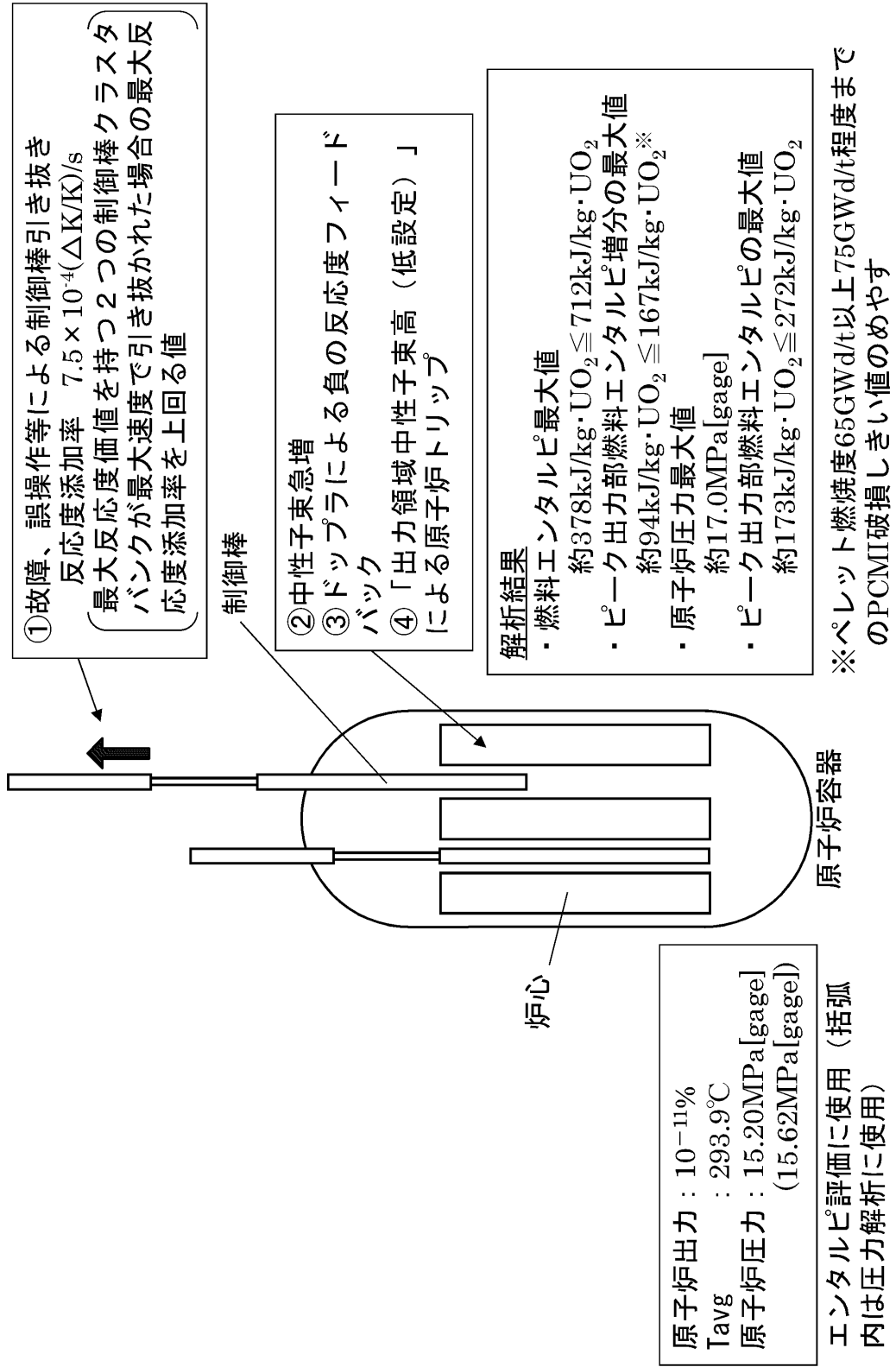


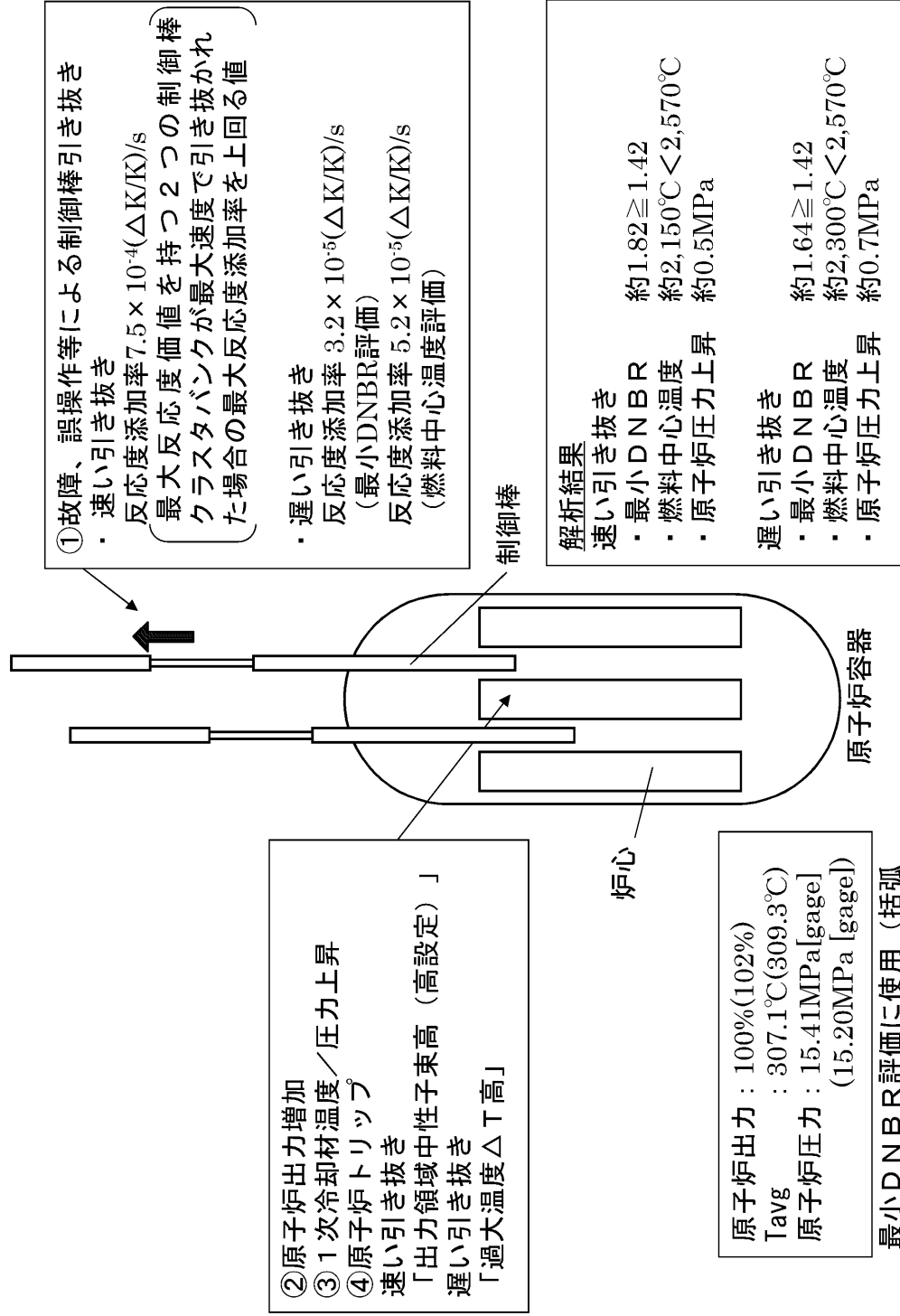
図 1 原子炉冷却材喪失時の原子炉格納容器からの漏えい率（玄海 4 号炉）

運転時の異常な過渡変化の個別事象概要図

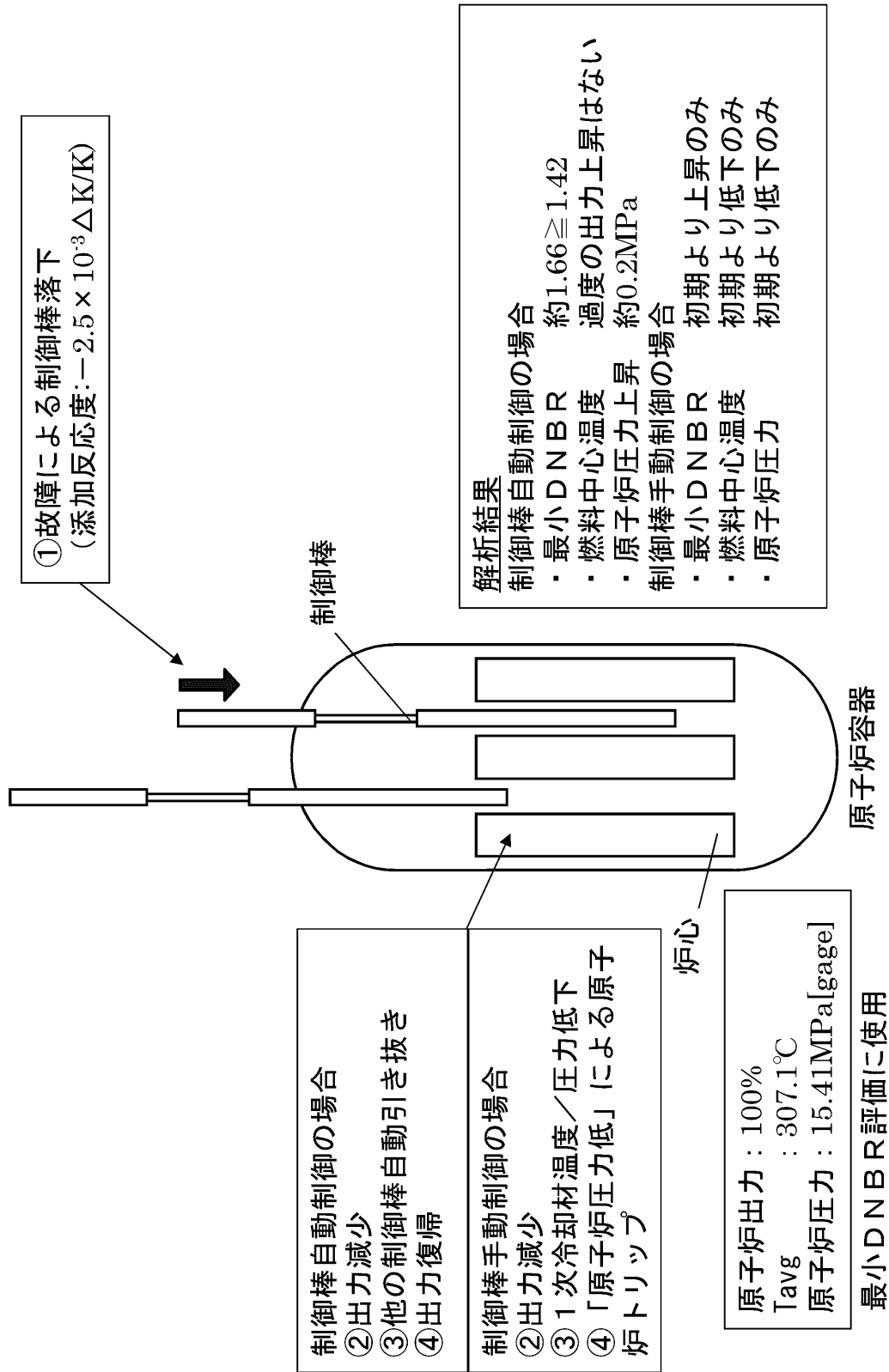
2.2.1 原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き



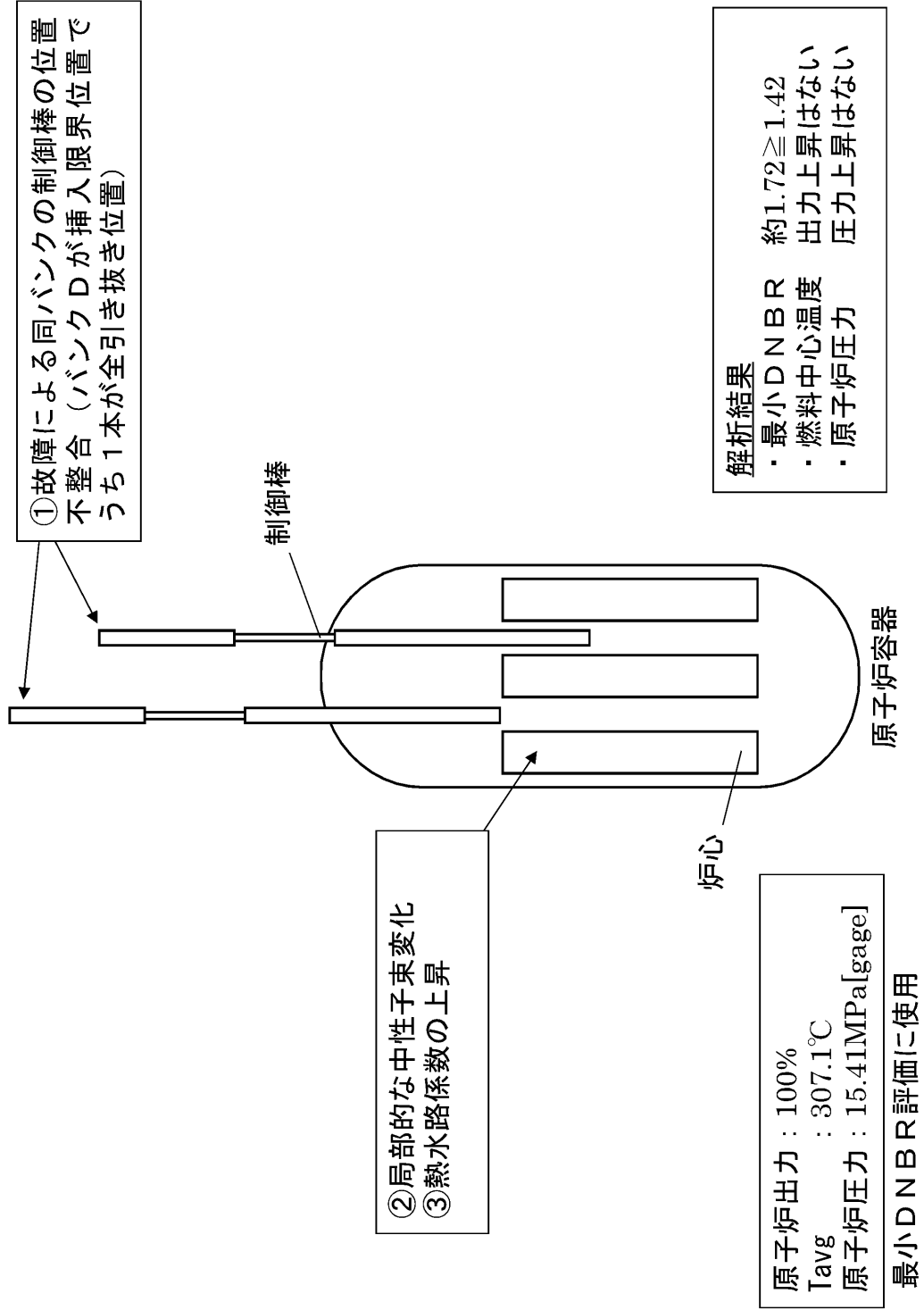
2.2.2 出力運転中の制御棒の異常な引き抜き



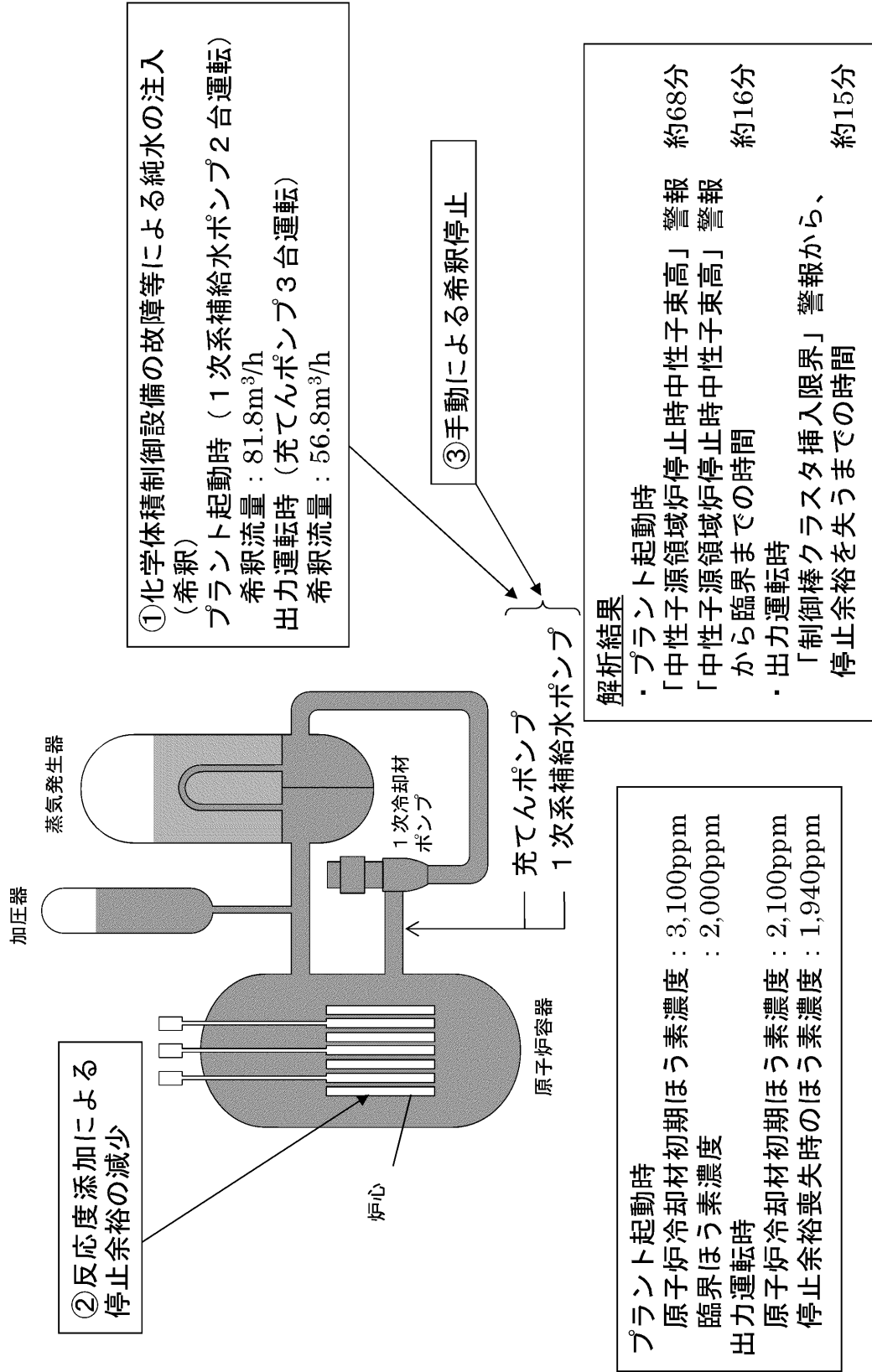
2.2.3 (1/2) 制御棒の落下及び不整合 (制御棒落下)



2.2.3 (2/2) 制御棒の落下及び不整合 (制御棒不整合)



2.2.4 原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈



②反応度添加による
停止余裕の減少

①化学体積制御設備の故障等による純水の注入
(希釈)
プラント起動時 (1次系補給水ポンプ2台運転)
希釈流量 : 81.8m³/h
出力運転時 (充てんポンプ3台運転)
希釈流量 : 56.8m³/h

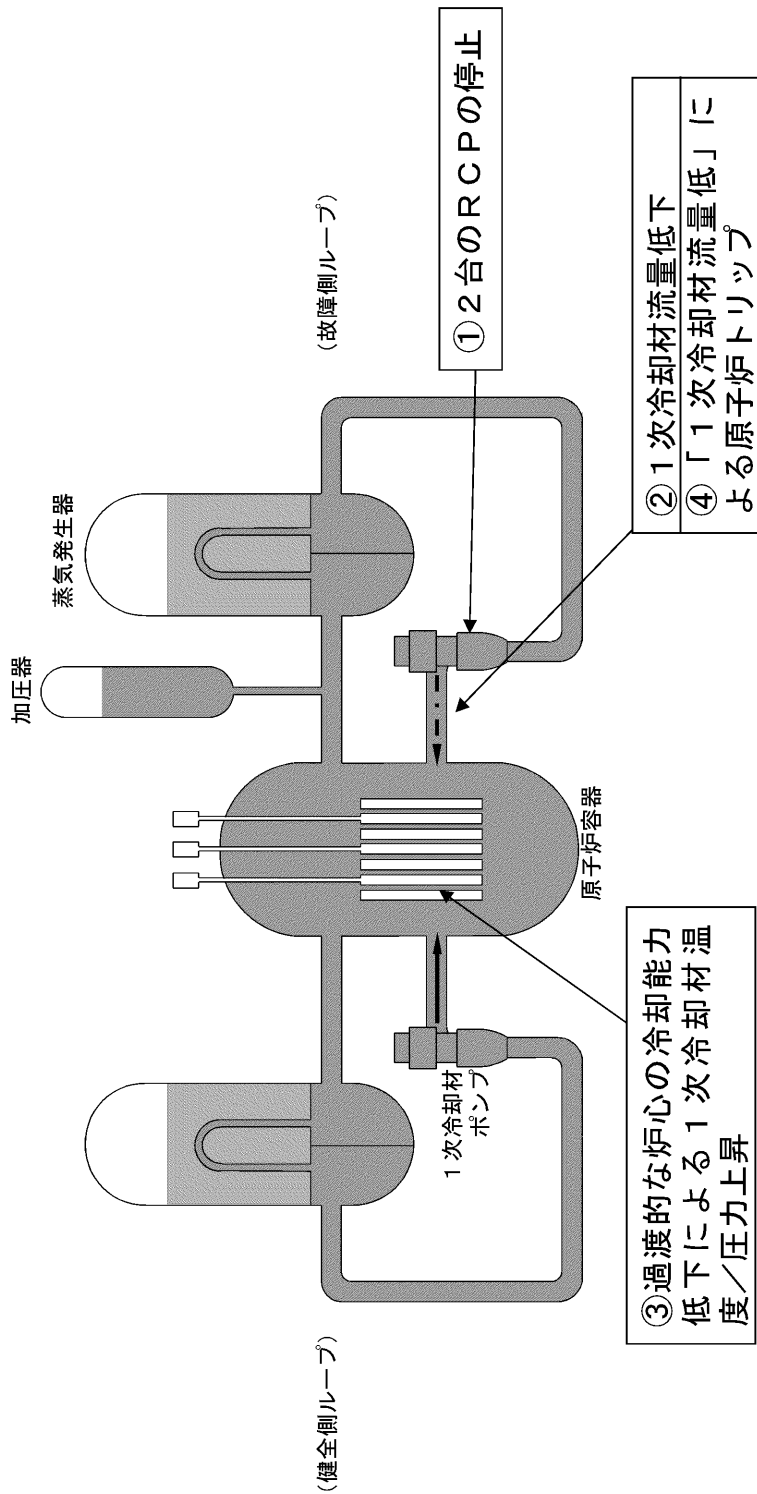
③手動による希釈停止

解析結果

- ・プラント起動時
「中性子源領域炉停止時中性子束高」 警報 約68分
- ・「中性子源領域炉停止時中性子束高」 警報 約16分
から臨界までの時間
- ・出力運転時
「制御棒クラスト挿入限界」 警報から、
停止余裕を失うまでの時間 約15分

プラント起動時
原子炉冷却材初期ほう素濃度 : 3,100ppm
臨界ほう素濃度 : 2,000ppm
出力運転時
原子炉冷却材初期ほう素濃度 : 2,100ppm
停止余裕喪失時のほう素濃度 : 1,940ppm

2.3.1 原子炉冷却材流量の部分喪失



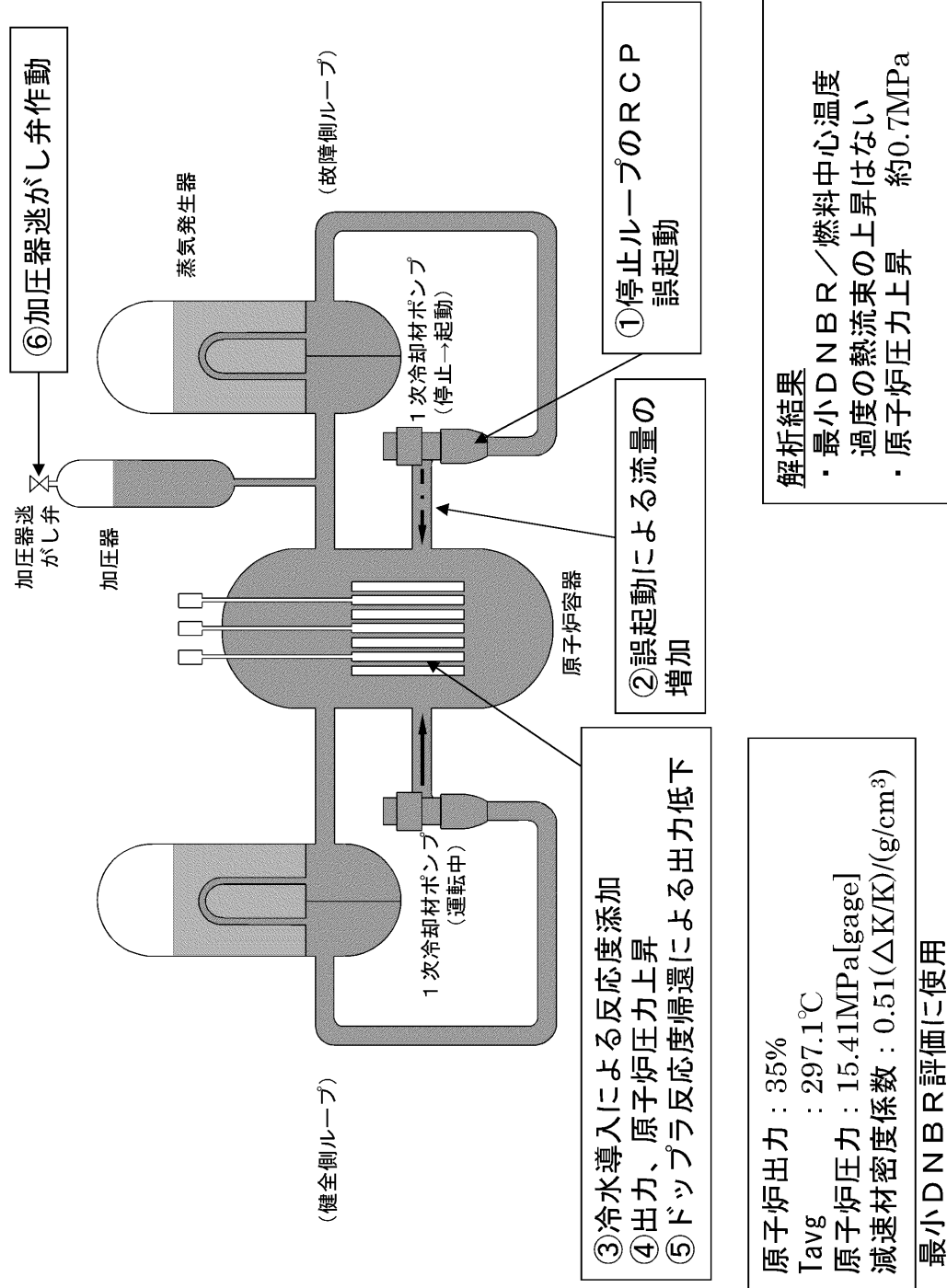
原子炉出力 : 100%
 T_{avg} : 307.1°C
 原子炉圧力 : 15.41MPa[gage]
 減速材密度係数 : $0(\Delta K/K)/(g/cm^3)$

最小DNBR評価に使用

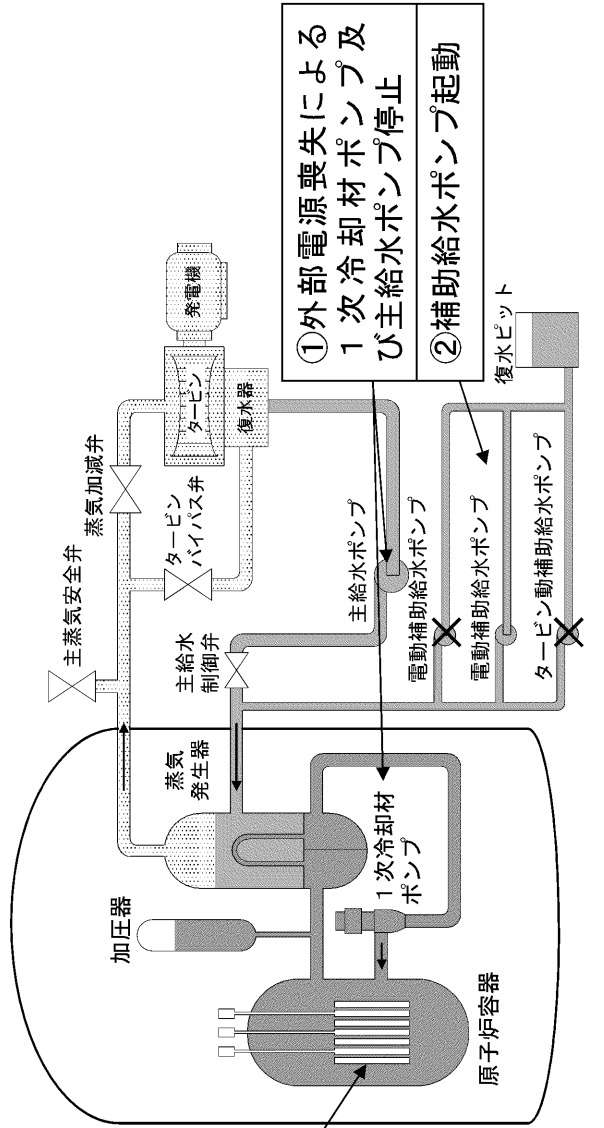
解析結果

- ・ 最小DNBR 約1.92 \geq 1.42
- ・ 燃料中心温度 出力上昇はない
- ・ 原子炉圧力上昇 約0.5MPa

2.3.2 原子炉冷却材系の停止ループの誤起動



2.3.3 外部電源喪失



- ③除熱悪化による1次冷却材温度/圧力上昇
- ④「1次冷却材流量低」等の信号による原子炉トリップ
- ⑤主蒸気安全弁作動、崩壊熱低下及び補助冷却材温度により1次冷却材温度/圧力低下

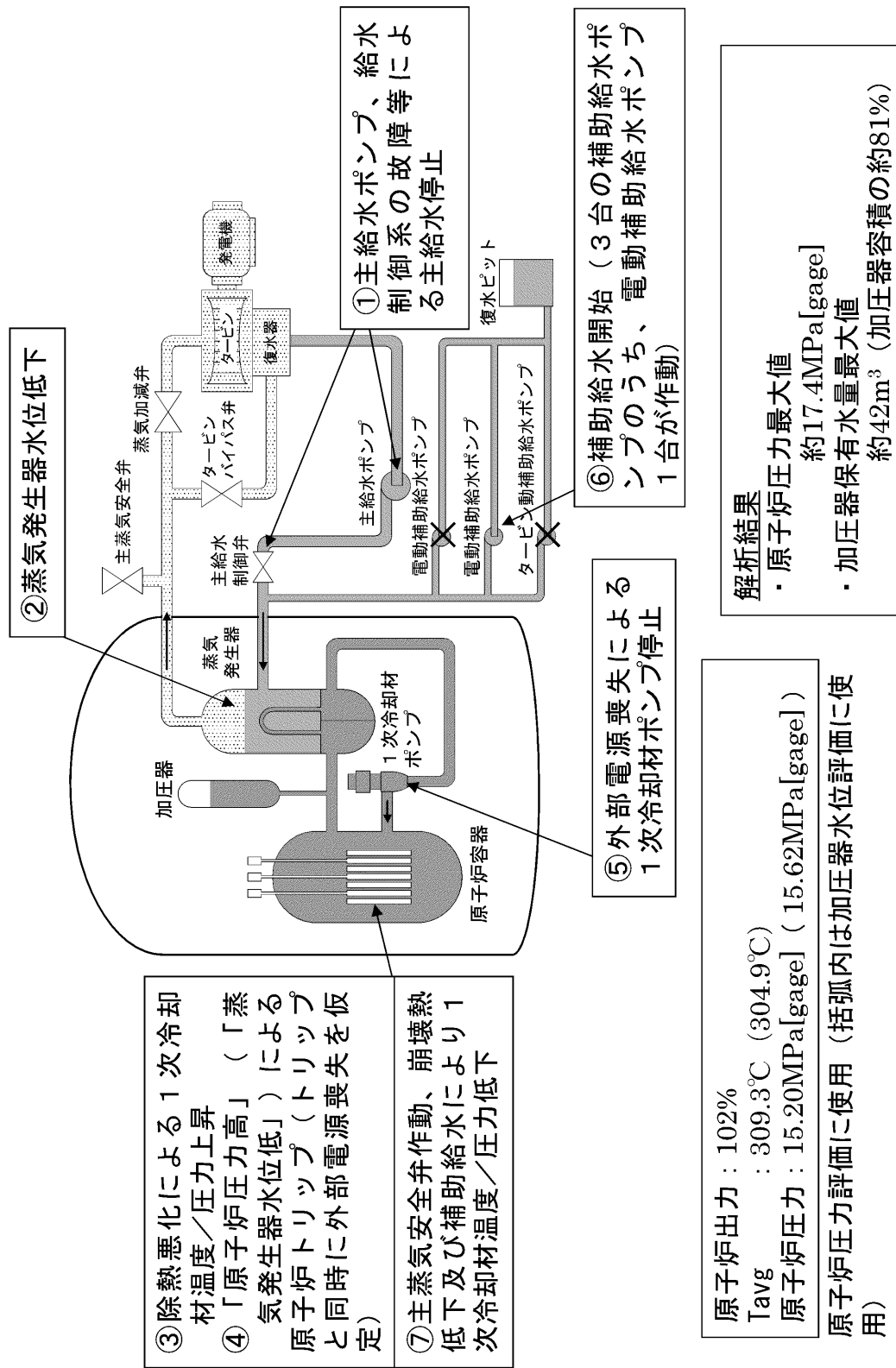
- ①外部電源喪失による1次冷却材ポンプ及び主給水ポンプ停止
- ②補助給水ポンプ起動

本事象は、「主給水流量喪失」及び「原子炉冷却材流量の喪失」の解析結果に包絡されるため、解析を実施しない。

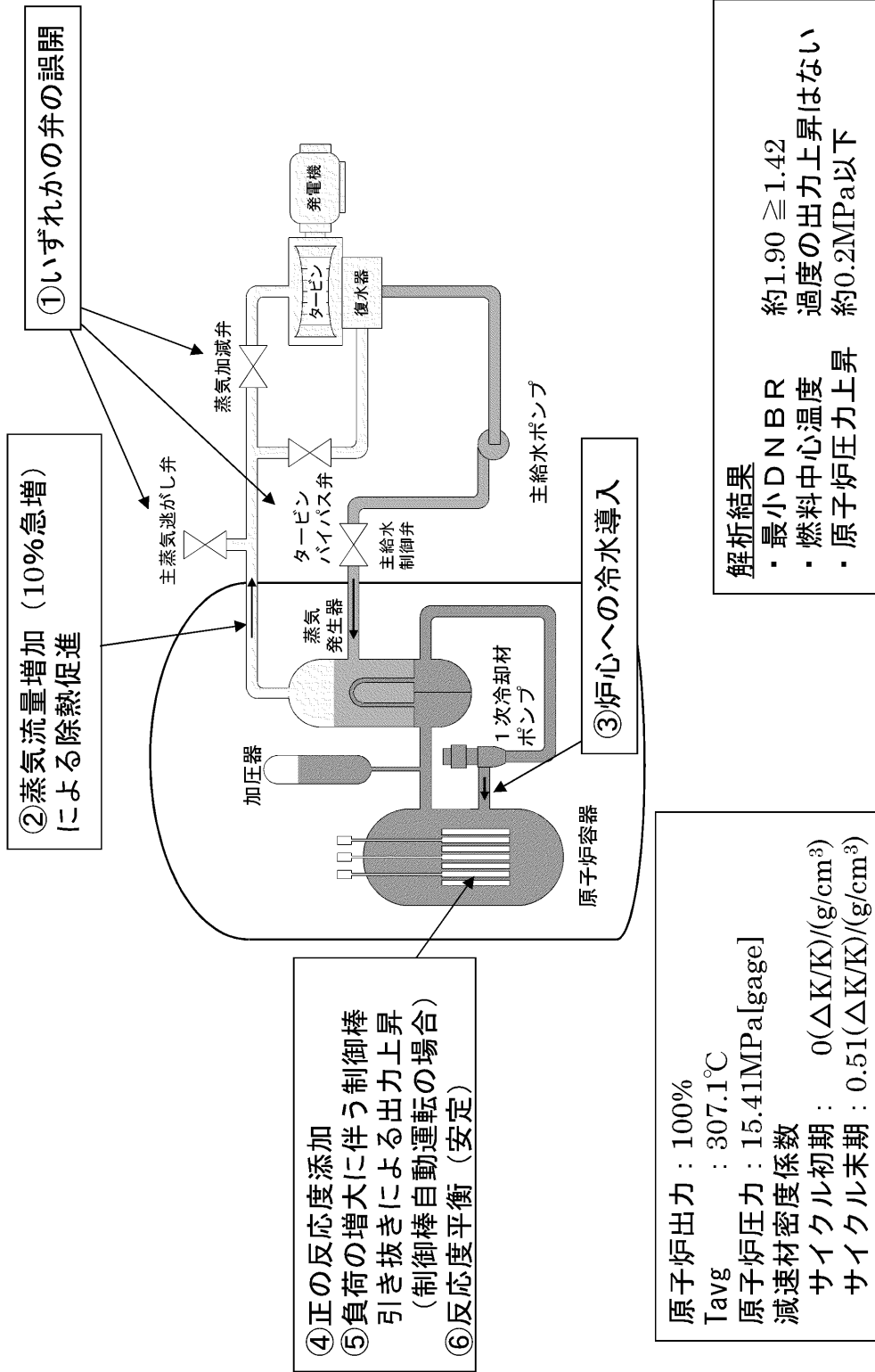
解析結果

- ・最小DNBR
- 約1.77 (原子炉冷却材流量の喪失) ≥ 1.42
- ・燃料中心温度 原子炉出力は上昇しない
- ・原子炉圧力最大値 約17.4MPa[gage] (主給水流量喪失)

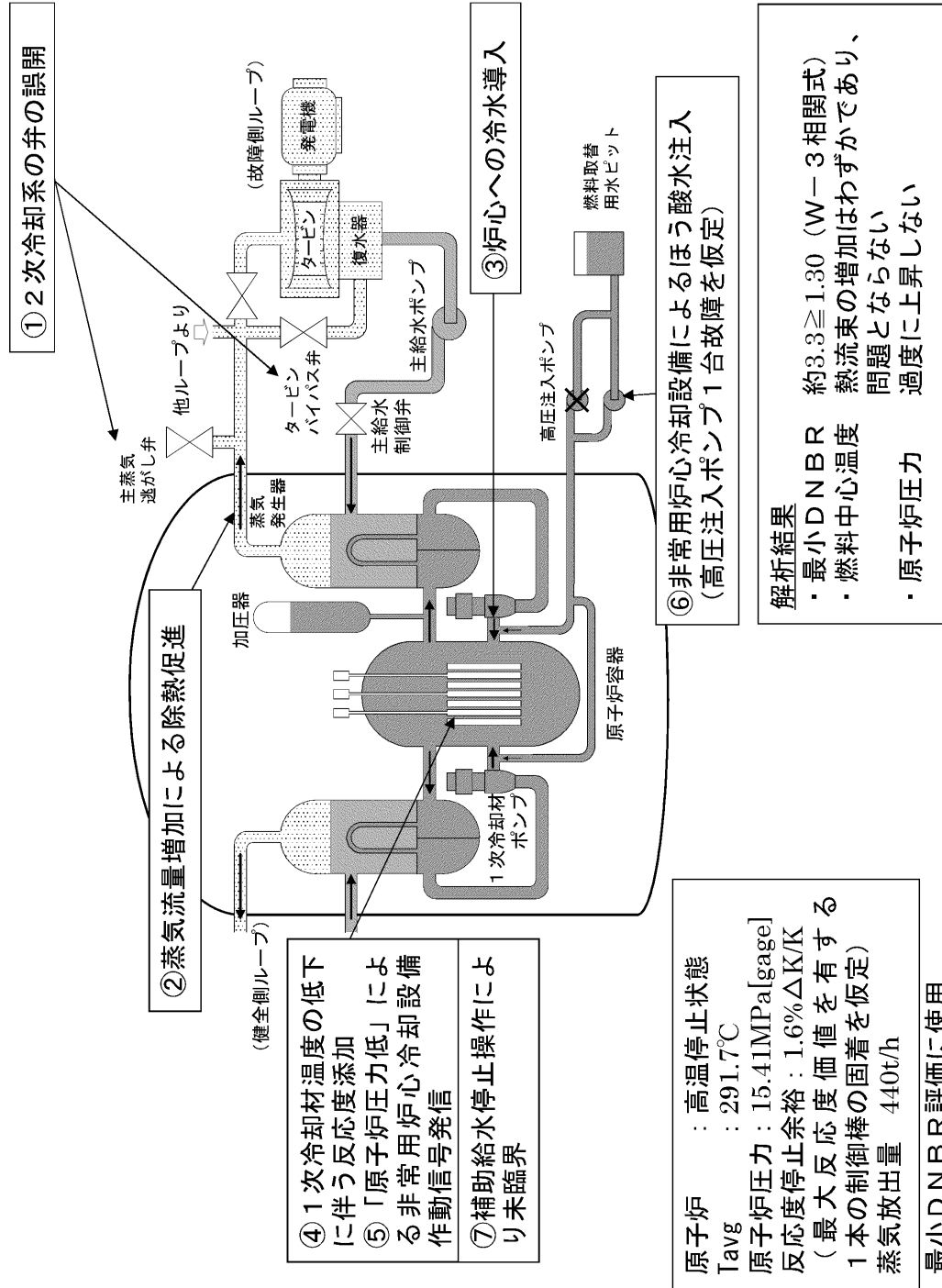
2.3.4 主給水流量喪失



2.3.5 蒸気負荷の異常な増加



2.3.6 2次冷却系の異常な減圧



① 2次冷却系の弁の誤開

② 蒸気流量増加による除熱促進
(健全側ループ)

④ 1次冷却材温度の低下に伴う反応度添加
⑤ 「原子炉炉圧力低」による非常用炉心冷却設備作動信号発信
⑦ 補助給水停止操作により未臨界

③ 炉心への冷水導入

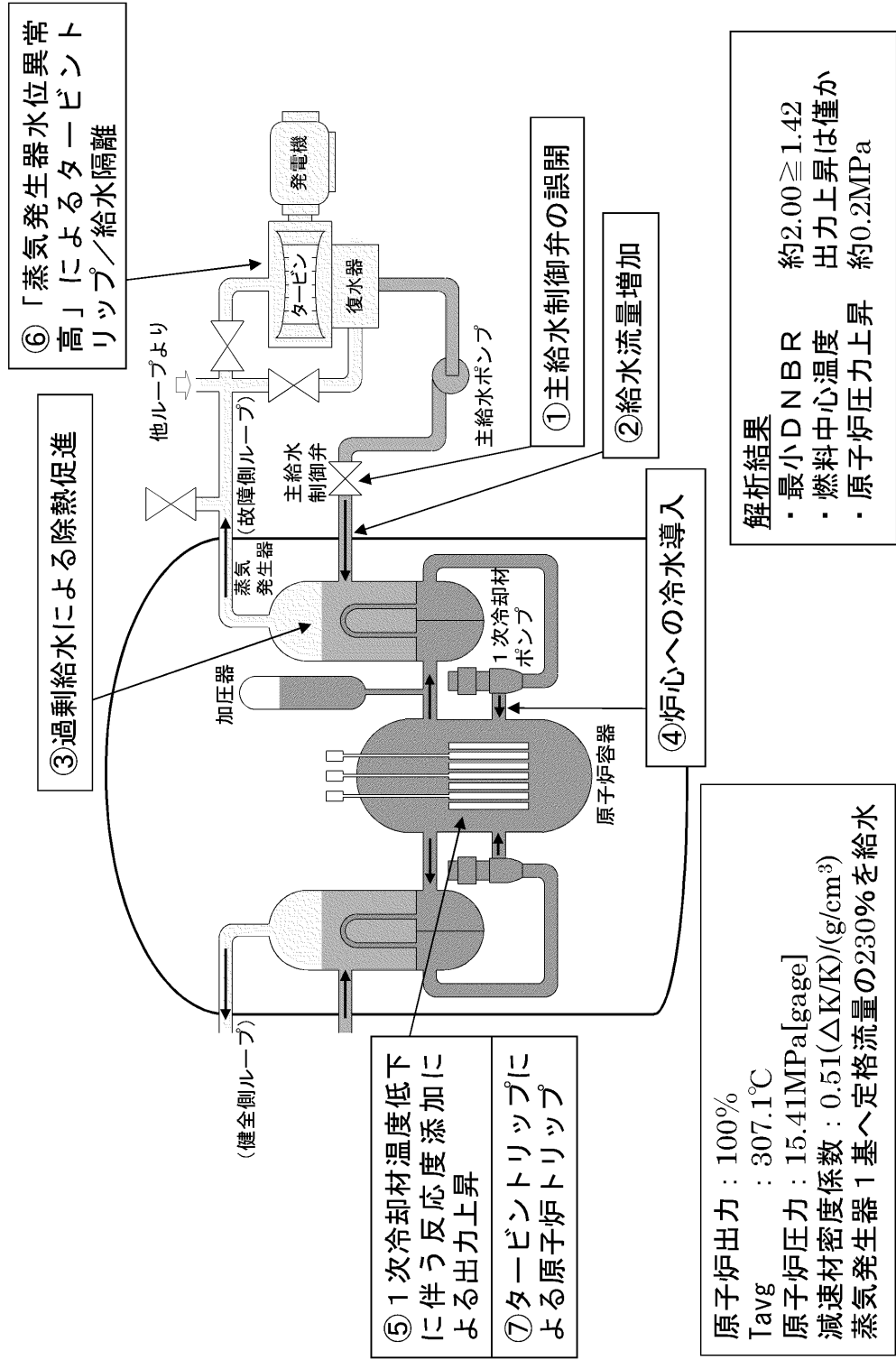
⑥ 非常用炉心冷却設備によるほう酸水注入
(高圧注入ポンプ1台故障を仮定)

原子炉 : 高温停止状態
Tavg : 291.7°C
原子炉炉圧力 : 15.41MPa[gage]
反応度停止余裕 : 1.6%ΔK/K
(最大反応度値を有する1本の制御棒の固着を仮定)
蒸気放出量 440t/h

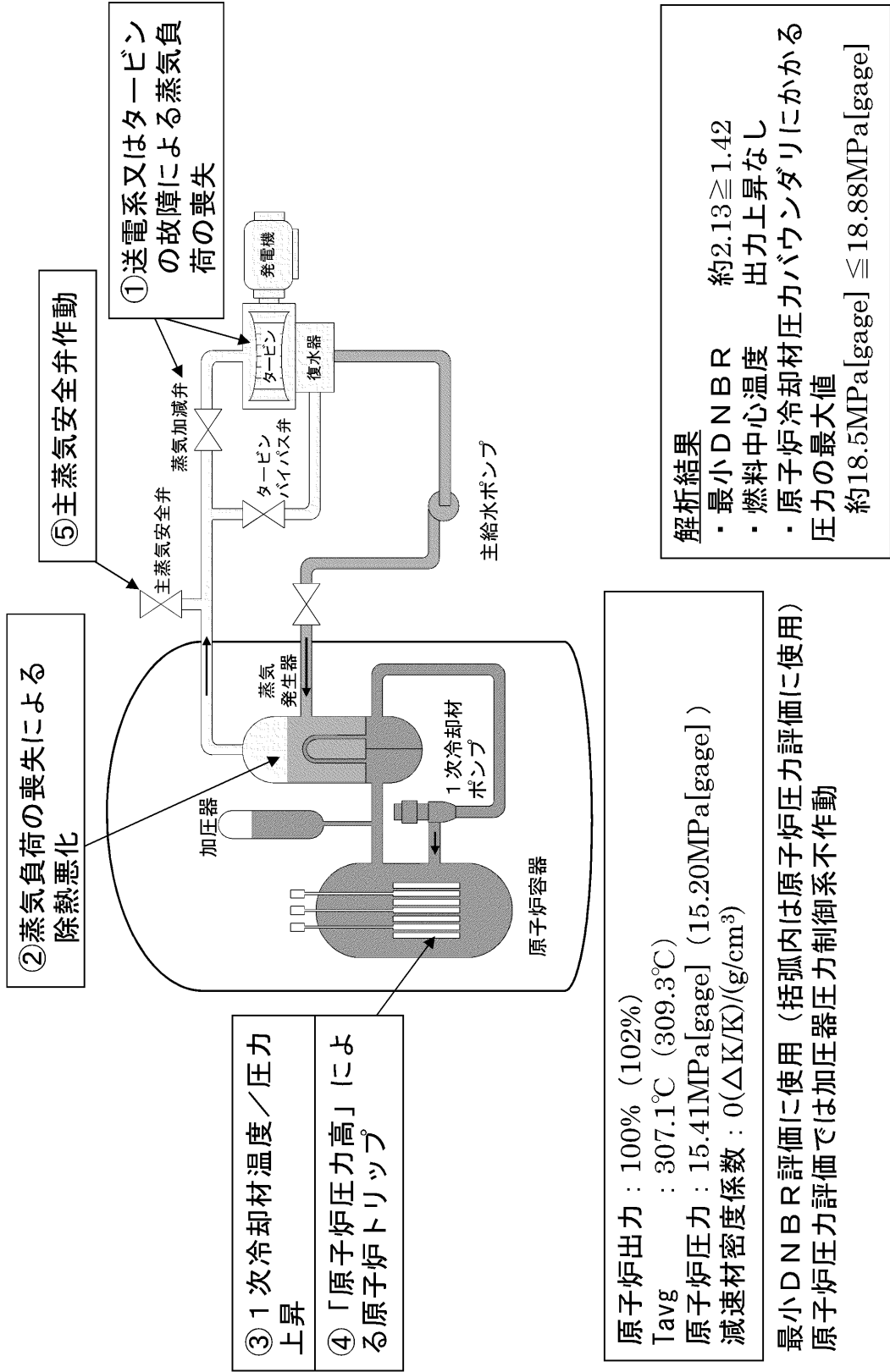
解析結果
・最小DNBR 約3.3 ≧ 1.30 (W-3相関式)
・燃料中心温度 熱流束の増加はわずかであり、問題とならない
・原子炉圧力 過度に上昇しない

最小DNBR評価に使用

2.3.7 蒸気発生器への過剰給水の過剰給水



2.4.1 負荷の喪失



② 蒸気負荷の喪失による
除熱悪化

⑤ 主蒸気安全弁作動

① 送電系又はタービンの故障による蒸気負荷の喪失

- ③ 1次冷却材温度／圧力上昇
- ④ 「原子炉圧力高」による原子炉トリップ

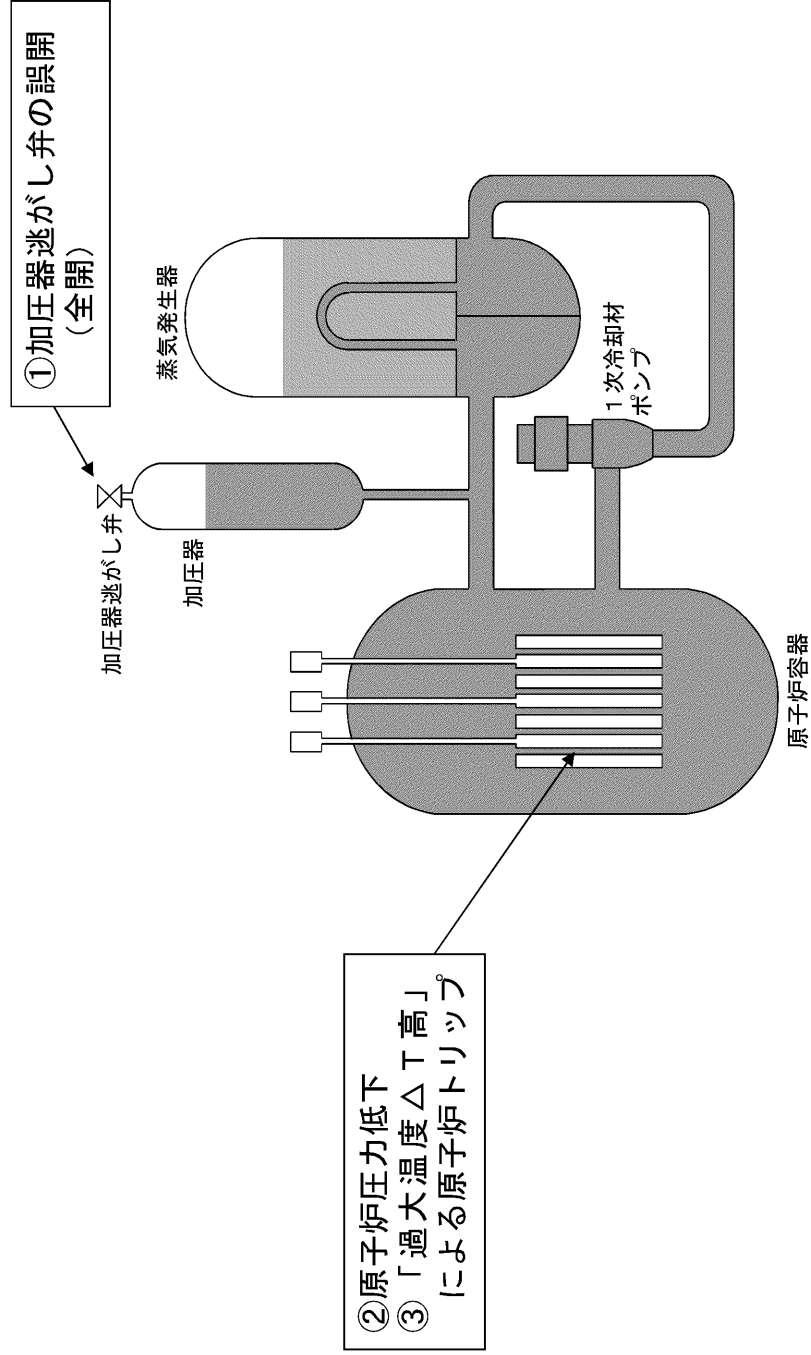
原子炉出力：100% (102%)
 T_{avg} ：307.1°C (309.3°C)
 原子炉圧力：15.41MPa[gage] (15.20MPa[gage])
 減速材密度係数：0($\Delta K/K$)/(g/cm³)

最小DNBR評価に使用 (括弧内は原子炉圧力評価に使用)
 原子炉圧力評価では加圧器圧力制御系不動作

解析結果

- ・ 最小DNBR 約2.13 \geq 1.42
- ・ 燃料中心温度 出力上昇なし
- ・ 原子炉冷却材圧力カバウンダリにかかる圧力の最大値 約18.5MPa[gage] \leq 18.88MPa[gage]

2.4.2 原子炉冷却材系の異常な減圧

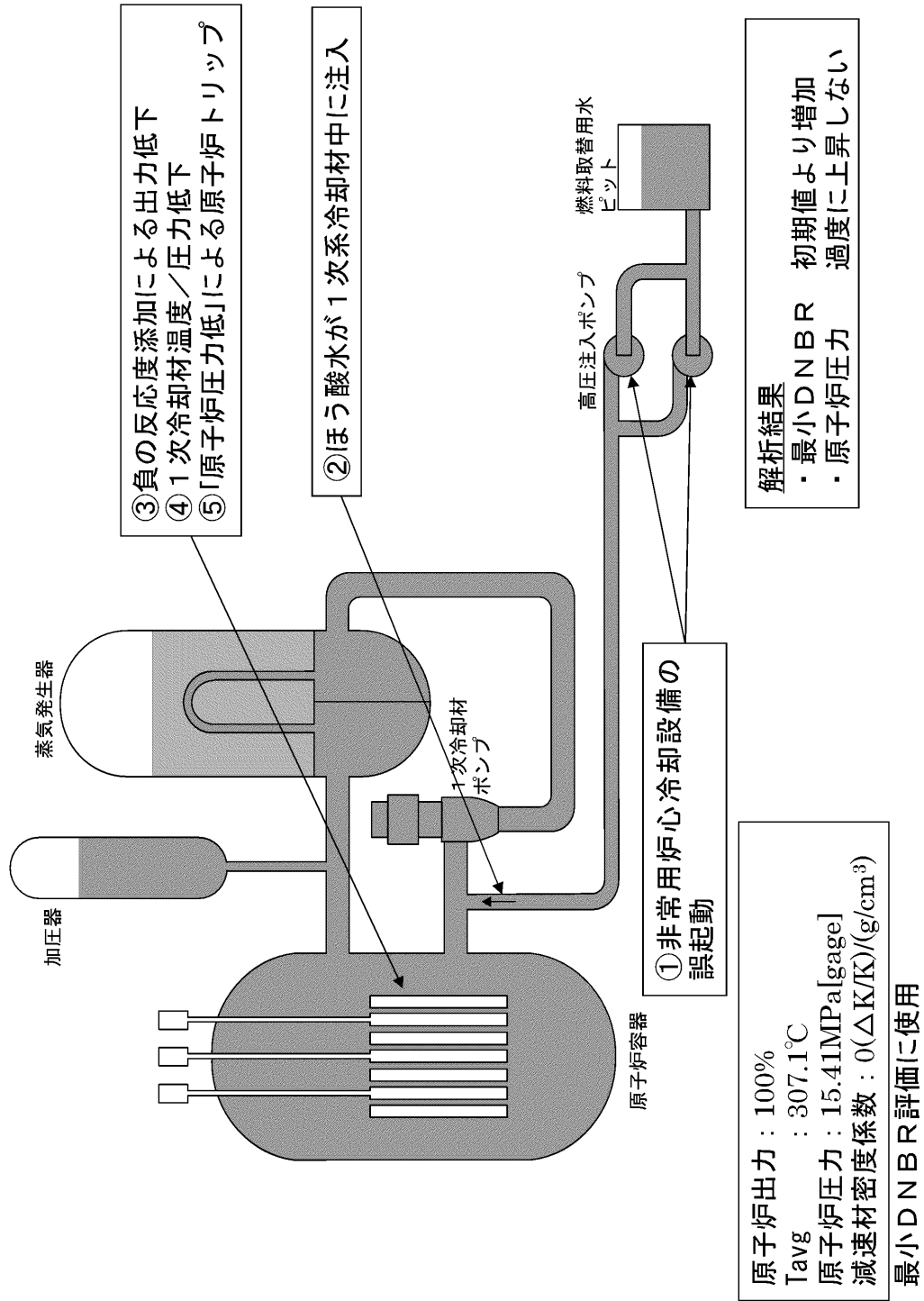


原子炉出力 : 100%
 T_{avg} : 307.1°C
 原子炉圧力 : 15.41MPa[gage]
 減速材密度係数 : $0(\Delta K/K)/(g/cm^3)$

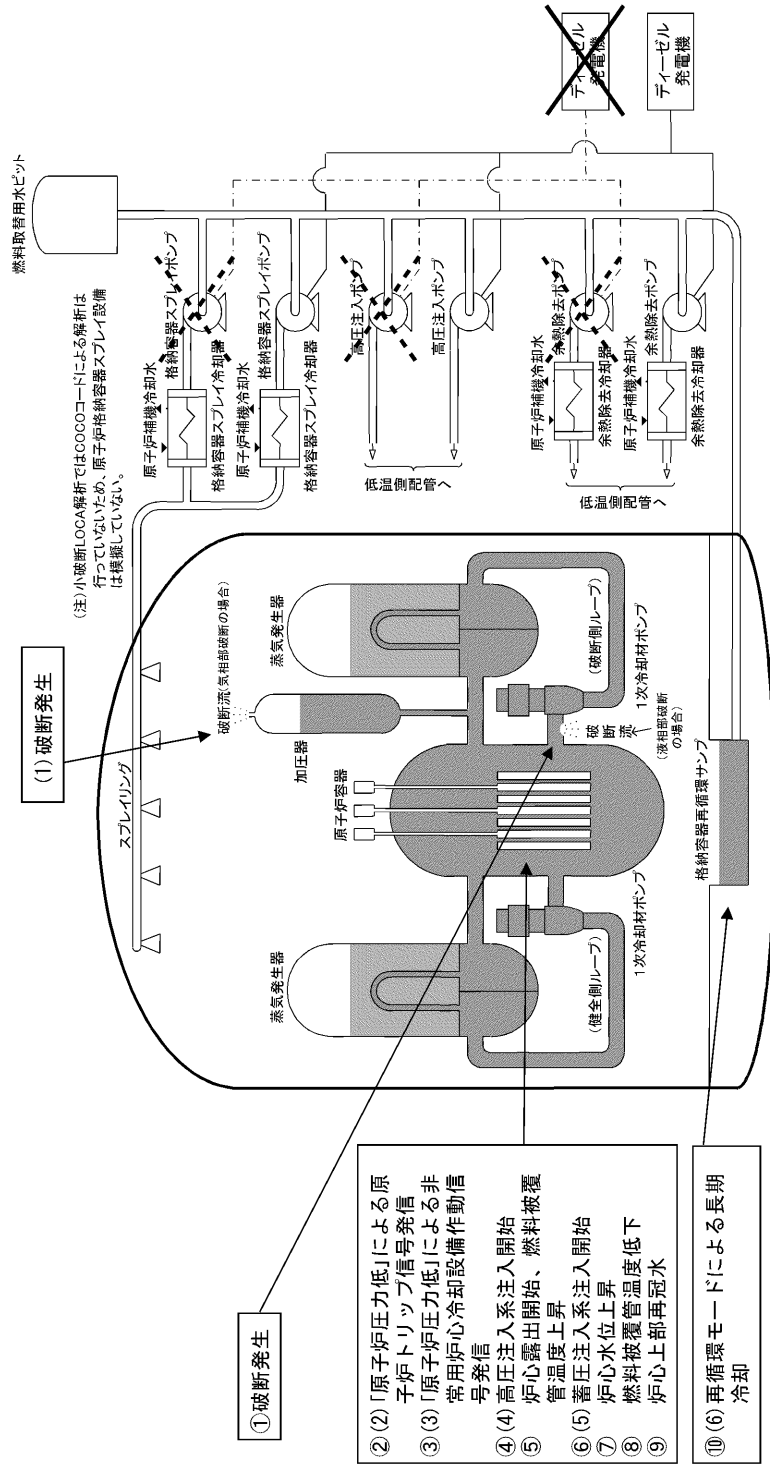
最小DNBR評価に使用

解析結果
 ・最小DNBR 約1.93 \geq 1.42

2.4.3 出力運転中の非常用炉心冷却系の誤起動



3.2.1(2/2) 原子炉冷却材喪失（小破断）



解析結果

液相破断

- ・ 燃料被覆管最高温度 : 約684℃ ≤ 1200℃
- ・ 局所的最大Zr-水反応量 : 約0.1% ≤ 15%
- ・ 全炉心平均Zr-水反応量 : 0.1%以下

気相破断

- ・ 炉心は露出ししない

原子炉出力 : 102%

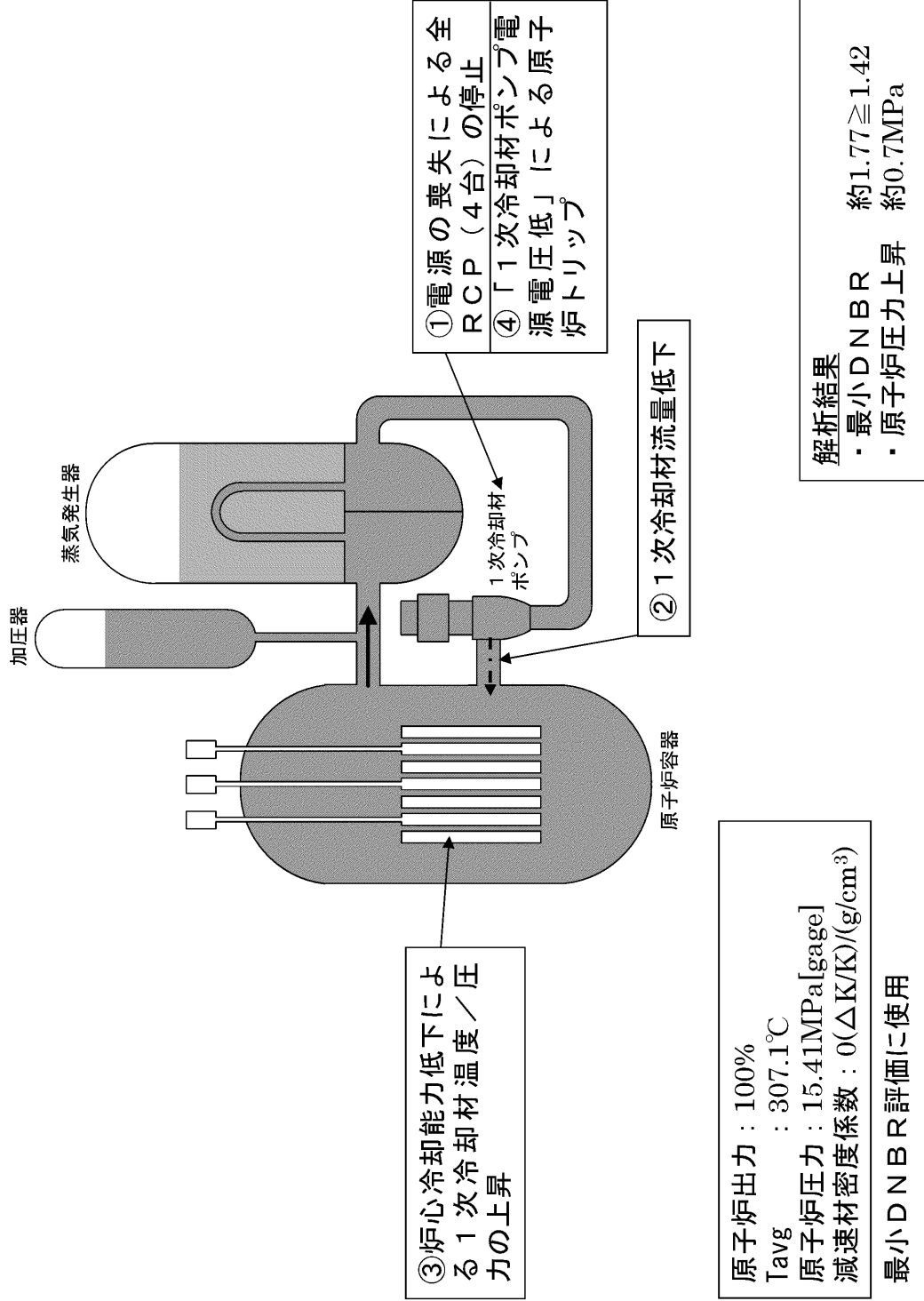
蒸気発生器伝熱管実施栓率 : 0%

単一故障 : デイゼル発電機 1台

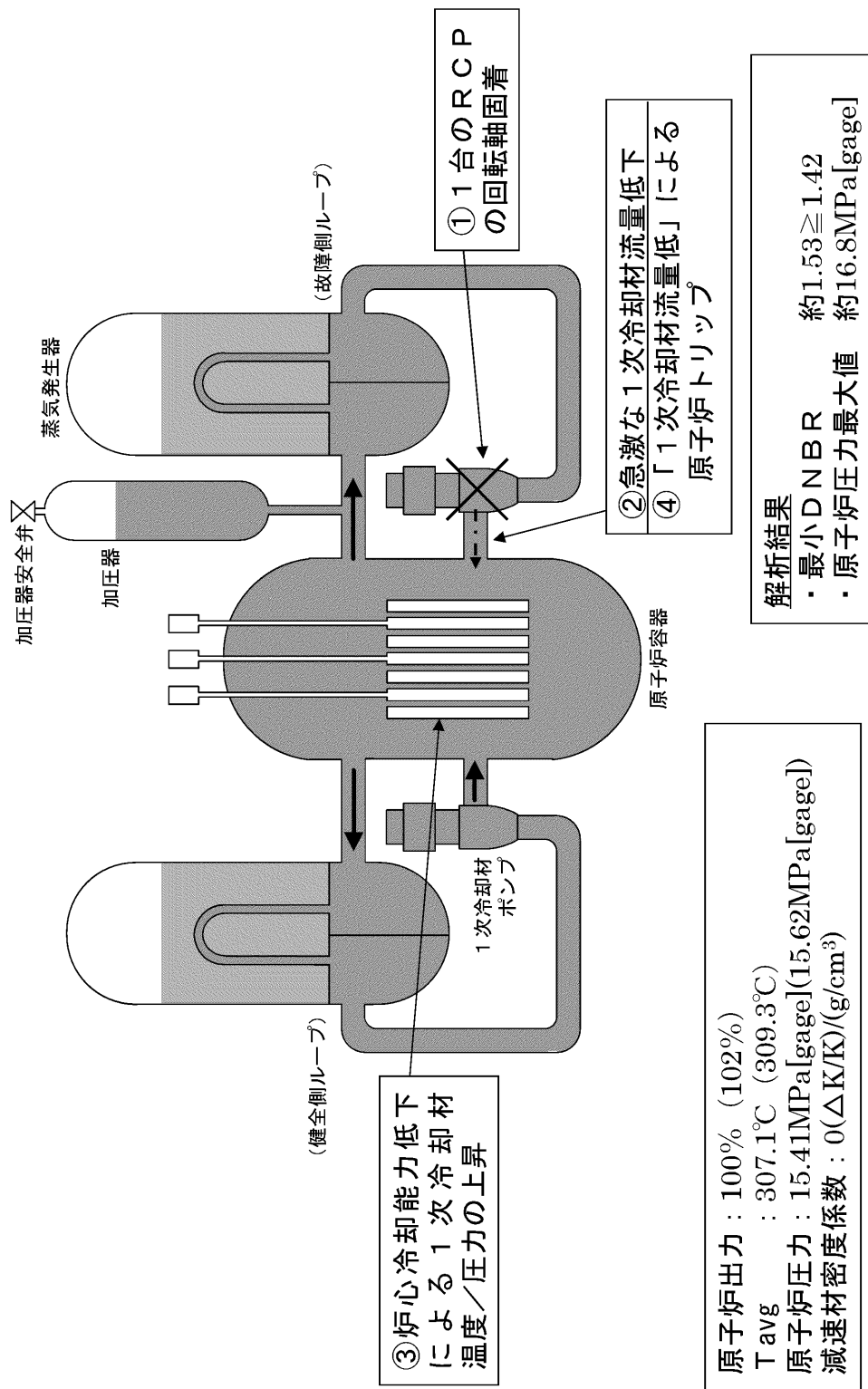
外部電源 : 喪失を仮定

高圧注入系の作動時間遅れ : 27秒

3.2.2 原子炉冷却材流量の喪失

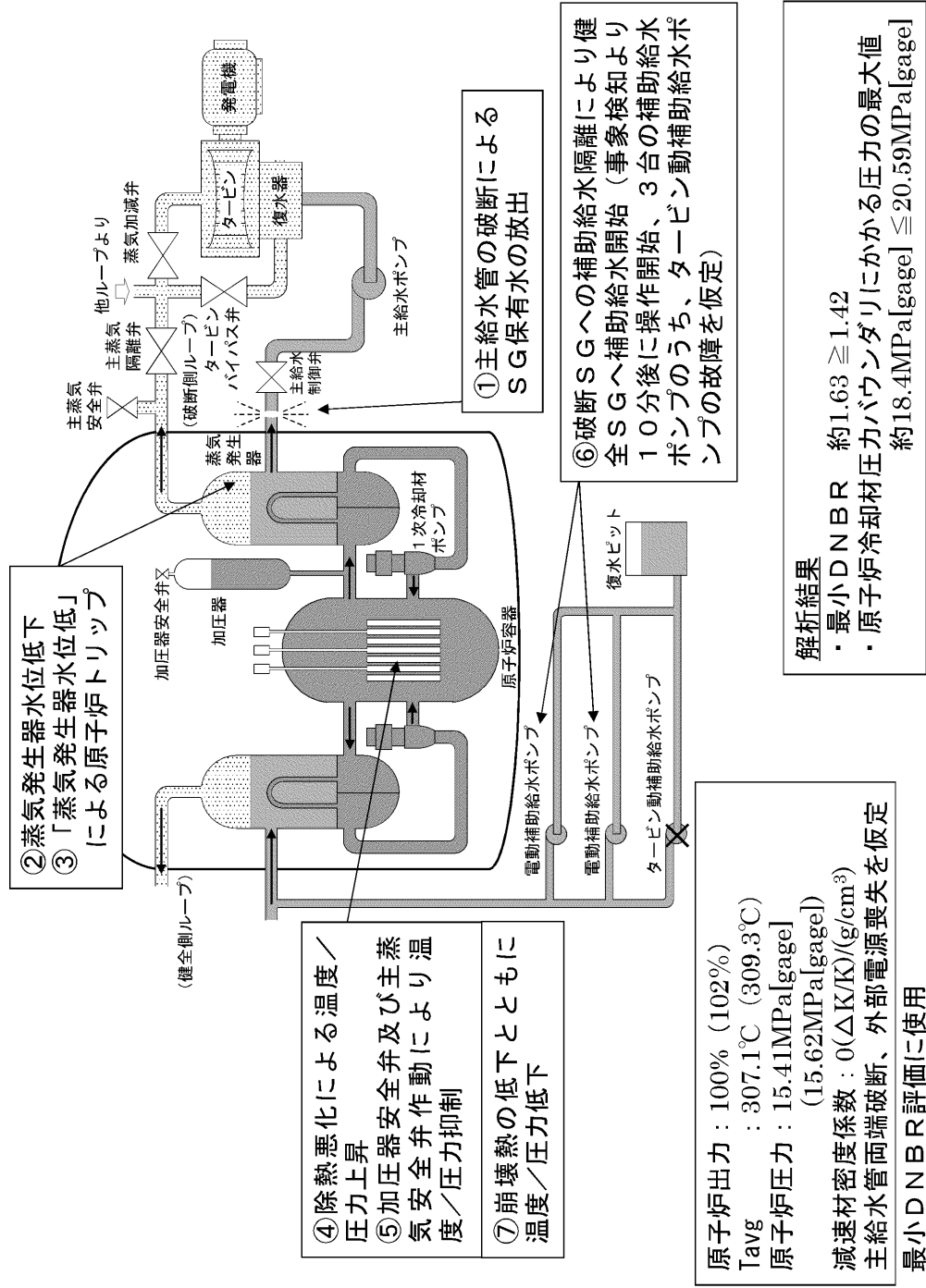


3.2.3 原子炉冷却材ポンプの軸固着

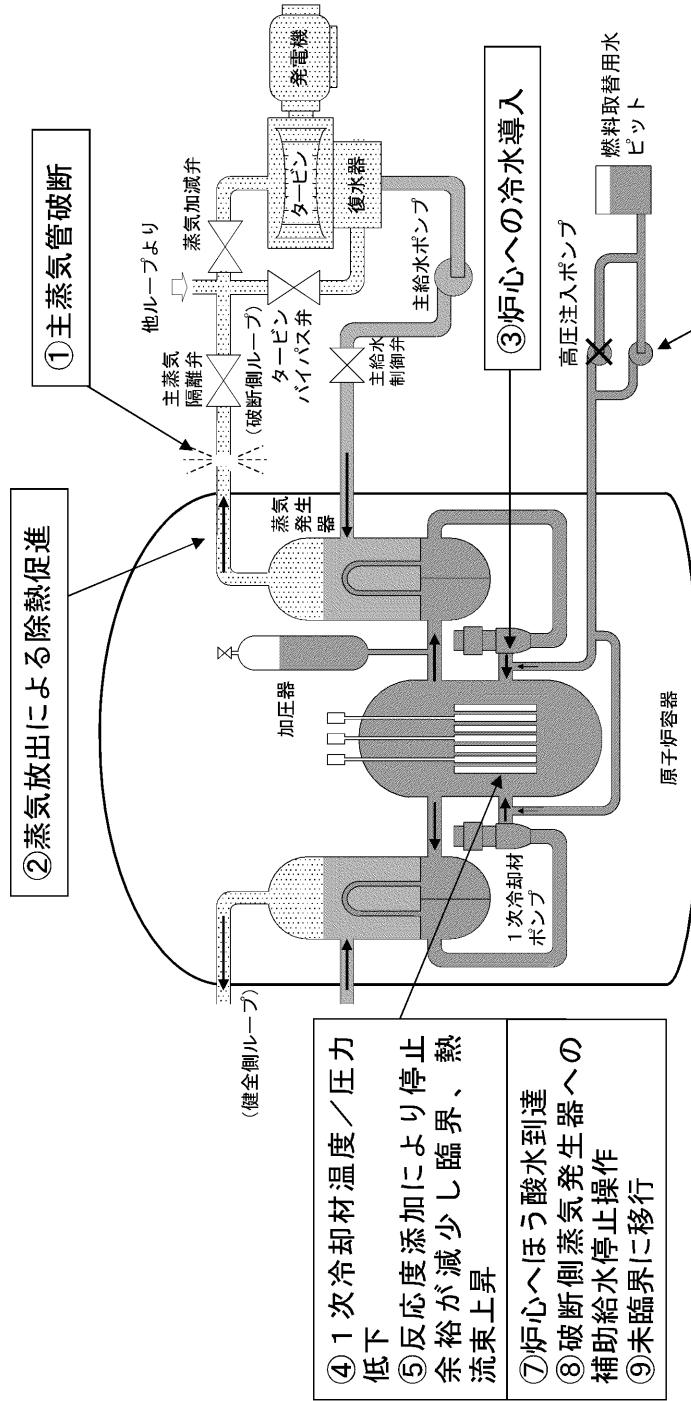


最小DNBR評価に使用 (括弧内は原子炉圧力評価に使用)

3.2.4 主給水管破断



3.2.5 主蒸気管破断



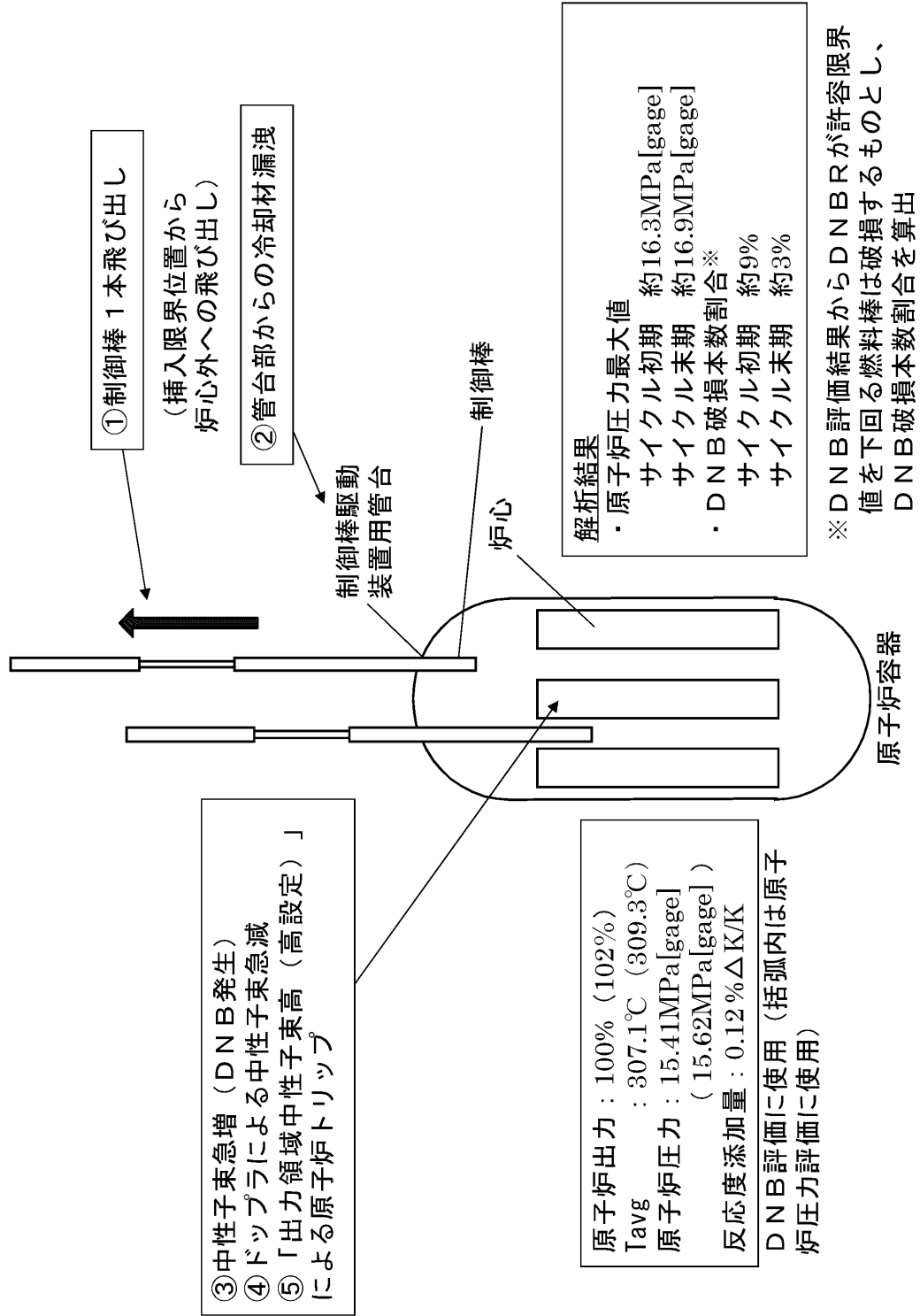
- ④ 1次冷却材温度/圧力低下
- ⑤ 反応度添加により停止余裕が減少し臨界、熱流束上昇
- ⑦ 炉心へほう酸水到達
- ⑧ 破断側蒸気発生器への補助給水停止操作
- ⑨ 未臨界に移行

原子炉 : 高温停止状態
 Tavg : 291.7°C
 原子炉圧力 : 15.41MPa[gage]
 反応度停止余裕 : 1.6%ΔK/K
 (最大反応度値を有する1本の制御棒の固着を仮定)
 主蒸気管両端破断
 外部電源あり/なしを想定
 最小DNBR評価に使用

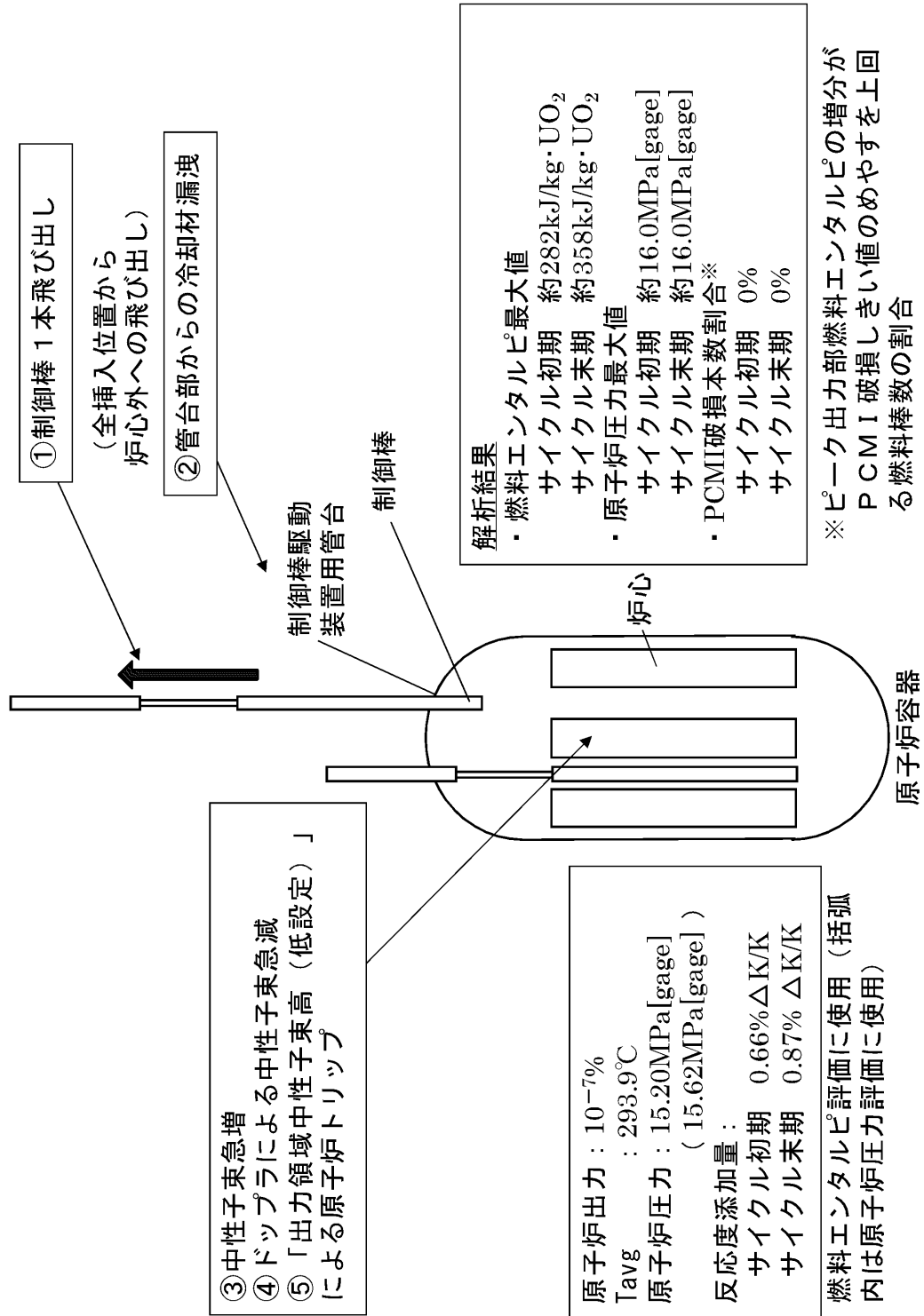
⑥ 「主蒸気ライン圧力低」による非常用炉心冷却設備作動に伴うほう酸水注入(高圧注入ポンプ1台故障を仮定)

解析結果
 ・最小DNBR 約1.57 ≥ 1.30 (W-3相関式)
 ・原子炉圧力 過度に上昇しない

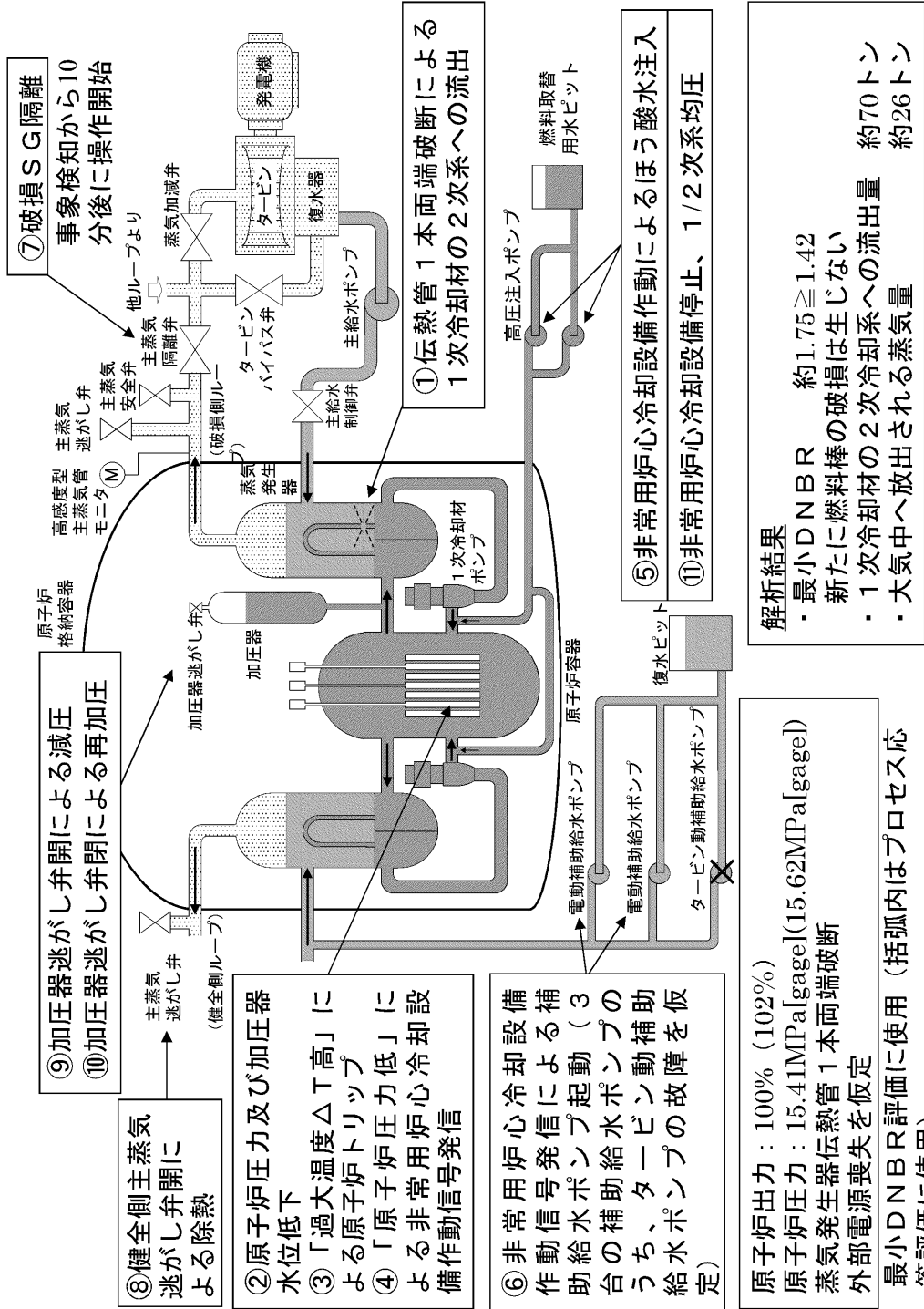
3.3.1 (1/2) 制御棒飛び出し (高温全出力)



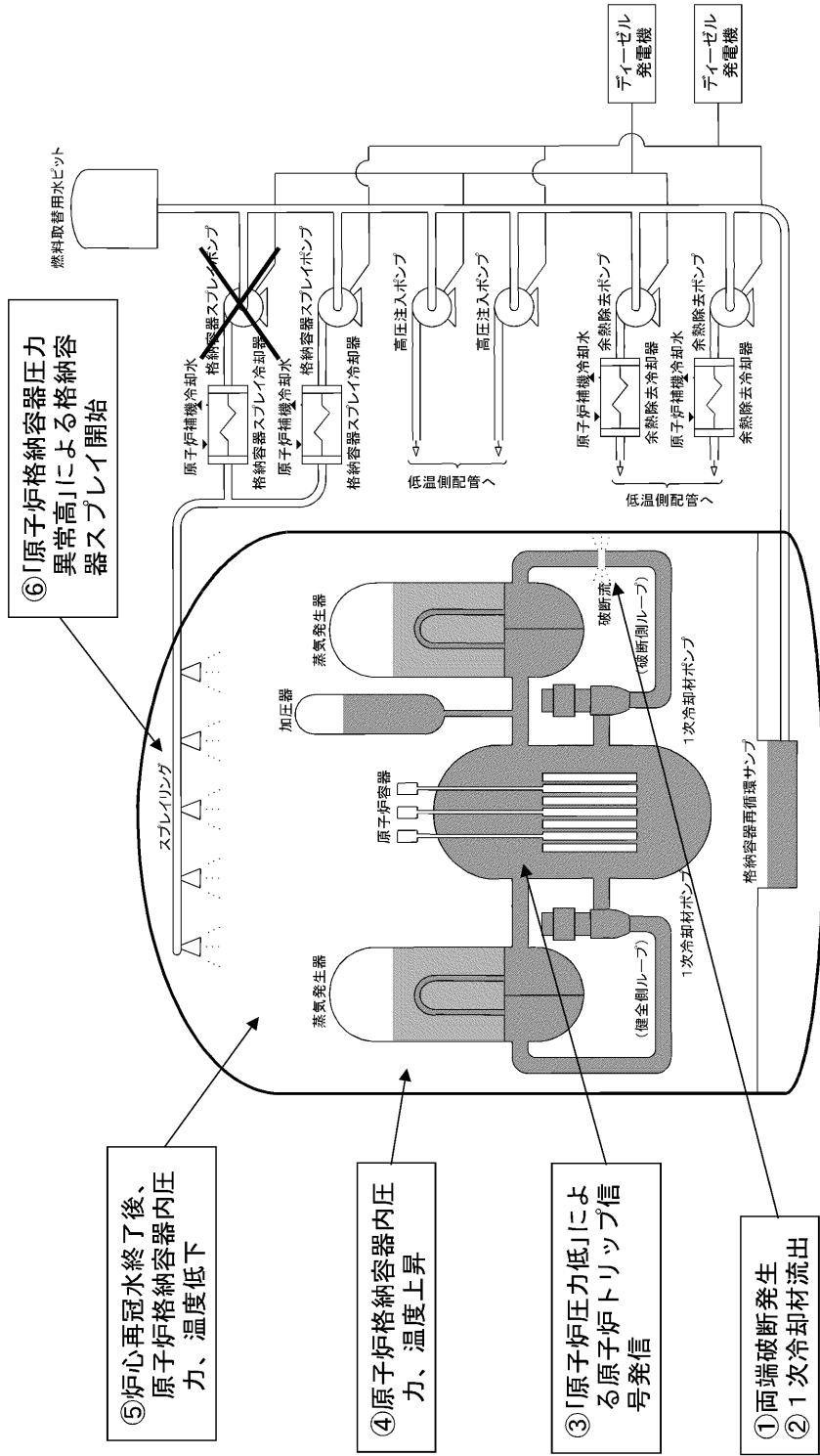
3.3.1 (2/2) 制御棒飛び出し (高温零出力)



3.4.2 蒸気発生器伝熱管破損



3.5.1 原子炉冷却材喪失（原子炉格納容器健全性評価）



原子炉出力：102%
 破断条件：蒸気発生器出口側配管両端破断
 単一故障：原子炉格納容器スプレイング
 外部電源：喪失を仮定
 格納容器スプレイング開始：154秒

解析結果
 ・ 原子炉格納容器内最高圧力：
 約0.308MPa[gage]≦0.392MPa[gage]
 ・ 原子炉格納容器内最高温度：
 約132℃≦144℃

原子炉格納容器内温度の評価について

1. 概要

「実用発電用原子炉及びその附属施設の位置、構造及び設備の基準に関する規則」（以下「設置許可基準規則」という。）第十三条では、設計基準事故時の原子炉格納容器健全性に係る判断基準として「原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力及び原子炉格納容器バウンダリにおける温度が最高使用圧力及び最高使用温度以下となること」が要求されている。

ここでは、本要求に対して、原子炉格納容器内温度が最高使用温度を下回ることを確認することにより、判断基準を満足することを示す。

2. 審査指針における判断基準

「発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針」では、事故時の原子炉格納容器健全性評価に係る判断基準として 4.2(4)にて「原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力は、最高使用圧力以下であること。」を定めており、同指針付録 I の I. の 3.4.1(5)にて「原子炉格納容器内温度が、最高使用温度を超えないことを確認した上で、4.2の(4)を適用する。」と定めている。

このため、設計基準事故である原子炉冷却材喪失時原子炉格納容器健全性評価では、原子炉格納容器内温度が最高使用温度を下回ることを確認した上で原子炉格納容器バウンダリにかかる圧力が最高使用圧力以下であることを示すことにより、原子炉格納容器の健全性が確保されることを示している。

3. 原子炉格納容器健全性評価

上記の要求に対して、原子炉格納容器内圧解析コード COCO により原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度を評価しており、コードの概要及び評価結果について示す。

(1) COCO コードの概要^[1]

原子炉格納容器内圧解析コード COCO は、原子炉冷却材喪失事故時の原子炉格納容器内の圧力、温度変化の評価を主目的に開発され、原子炉格納容器

[1] 「三菱 PWR 原子炉格納容器内圧評価解析手法」MHI-NES-1016、三菱重工業、平成 12 年

内を気相系と液相系に大別し、各系内では状態は一様とし、各々の系について質量及びエネルギー保存則を解く。

気相部の蒸気については過熱及び飽和状態、液相部の水については飽和及び未飽和状態を模擬することができ、どの状態にあるかは圧力、流体温度を内蔵された蒸気表に照らして蒸気及び水の状態を判別して、対応した状態方程式を用いる。また、原子炉格納容器スプレイ設備等の減圧系のみならず、原子炉格納容器内構造物との間の熱の授受もモデルとして組み込まれている。COCOコードモデル概要図を図1に示す。

(2) 評価結果

原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器内温度の過渡応答を図2及び図3に示す。1次冷却材管の破断後、原子炉格納容器内に冷却材が流出するため、原子炉格納容器圧力及び温度は急速に上昇する。しかし、ブローダウンが進むにつれて流出流量が少なくなるとともに、圧力上昇に伴い温度も高くなり、熱吸収体による除熱が大きくなるため、事故後約17秒にブローダウンエネルギーによって形成される第1ピーク圧力約0.255MPa [gage]、温度約126°Cが現れる。その後、熱吸収体の効果により、圧力及び温度は漸減していくが、約22秒に再冠水が始まり蒸気発生器を回って原子炉格納容器内へ放出されるエネルギーの効果により、圧力及び温度は再び緩やかに上昇していく。なお、1次冷却材管の破断直後は原子炉格納容器内に放出された蒸気量が少ないことから蒸気分圧が飽和蒸気圧を下回るため過熱状態となっているが、その後は蒸気分圧が飽和蒸気圧となり飽和状態となる。また、再冠水期間においては1次冷却材管の破断口から過熱蒸気が放出されることがあるが、原子炉格納容器内においては既に大量の飽和蒸気が存在しているため過熱状態に至ることはなく、飽和状態が維持される。

一方、ブローダウンによる原子炉格納容器圧力上昇により、「原子炉格納容器圧力異常高」信号の原子炉格納容器スプレイ作動限界値に事故後約9秒で到達することにより、約154秒から原子炉格納容器スプレイが開始され、これ以降原子炉格納容器スプレイによる除熱も行われる。

事故後約 142 秒には、再冠水により全炉心がクエンチし、原子炉格納容器内へのエネルギー放出が減少することにより、第 2 ピーク圧力約 0.308MPa [gage]、温度約 132°C が現れ、これが最高圧力、最高温度となる。これ以降、原子炉格納容器内へ持ち込まれるエネルギーが減少するため、圧力は低下していく。

再循環モードに移行した後も原子炉格納容器スプレイによる除熱が継続されるが、原子炉格納容器スプレイの水源が燃料取替用水ピットから格納容器再循環サンプルとなり、原子炉格納容器スプレイ水温が上昇することから原子炉格納容器圧力及び温度の低下が緩やかになる。

再循環開始までの 1 次冷却系から原子炉格納容器内に放出された破断流量の積分値及び安全注入（高圧注入、低圧注入）水のスピル量の積分値の合計の変化を図 4、再循環開始までの安全注入流量の積分値、原子炉格納容器スプレイ流量の積分値及びそれらの合計（燃料取替用水ピット消費量）を図 5 に示す。図 4 及び図 5 に示すとおり、再循環開始まで、安全注入及び原子炉格納容器スプレイにより、1 次冷却系及び原子炉格納容器内に継続的に注水されている。

格納容器再循環サンプル水温の変化を図 6 に示す。図 6 に示すとおり、再循環開始後、燃料取替用水ピット水に比べてサブクール度が小さい格納容器再循環サンプル水が炉心注入され炉心を冷却して格納容器再循環サンプルに落水する、また、原子炉格納容器スプレイにより原子炉格納容器内に散布され原子炉格納容器内の蒸気と熱平衡状態に達して格納容器再循環サンプルに落水するため、格納容器再循環サンプル水温が一時的に上昇する。しかしながら、崩壊熱の低下と相まって、余熱除去冷却器及び格納容器スプレイ冷却器による除熱により格納容器再循環サンプル水温度は低下に転じる。

以上より、原子炉冷却材喪失時の原子炉格納容器圧力及び温度の最高値は、原子炉格納容器の最高使用圧力 (0.392MPa [gage]) 及び最高使用温度 (144°C) を下回っており、原子炉格納容器の健全性は確保できる。

4. 原子炉格納容器バウンダリにおける温度

原子炉格納容器バウンダリにおける温度については、原子炉格納容器内温度の上昇に伴い上昇するが、熱吸収体の効果により原子炉格納容器バウンダリ付近の温度は低下することから、原子炉格納容器バウンダリにおける温度は、原子炉格納容器内温度より低くなる。

したがって、原子炉格納容器内温度が最高使用温度を下回ることを確認することにより、原子炉格納容器バウンダリにおける温度が最高使用温度以下となることを確認することができる。

5. まとめ

設置許可基準規則第十三条における設計基準事故時の原子炉格納容器健全性に係る判断基準である「原子炉格納容器バウンダリにおける温度が最高使用温度以下となること」については、原子炉格納容器内温度が最高使用温度を下回ることを確認することにより、判断基準を満足していることを確認することができる。

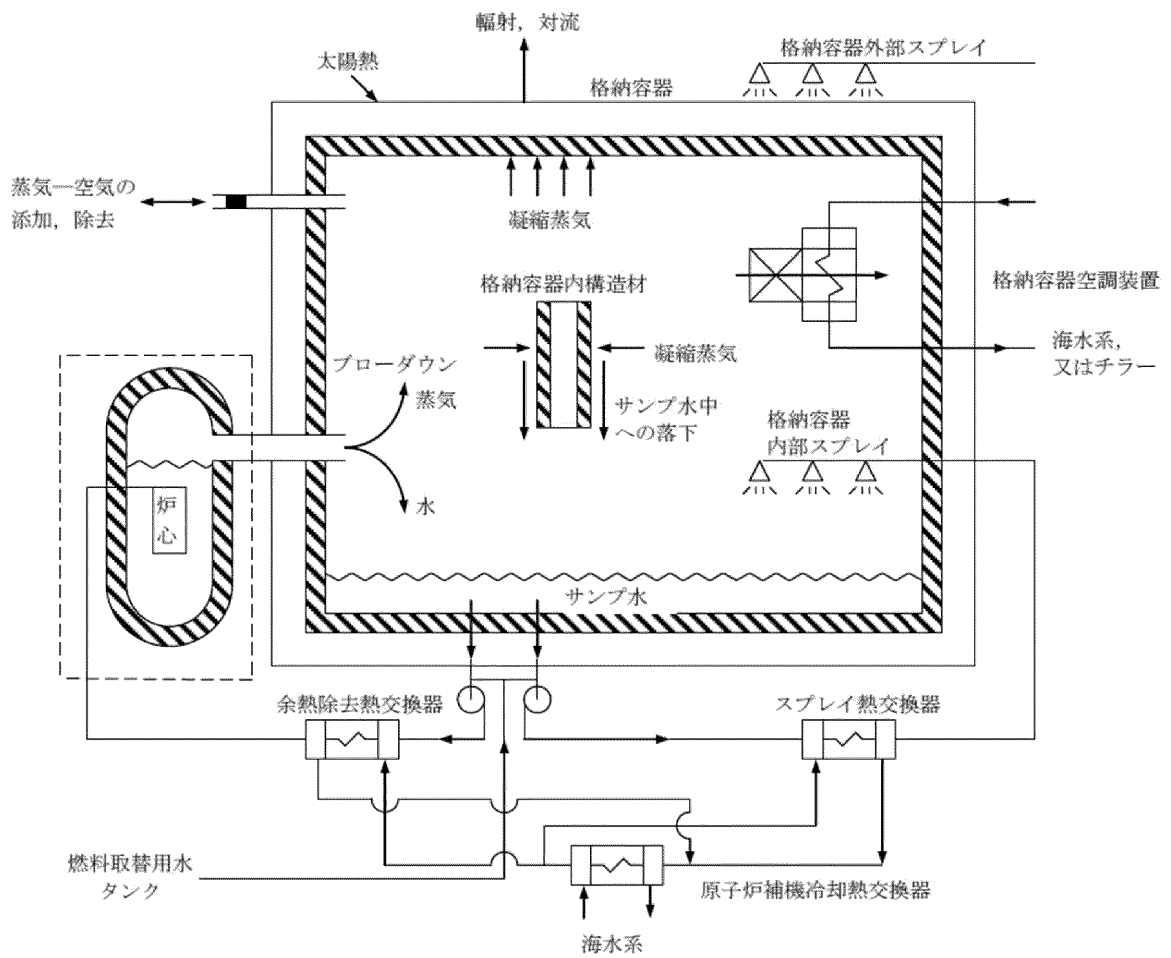


図1 COCOコードモデル概要図

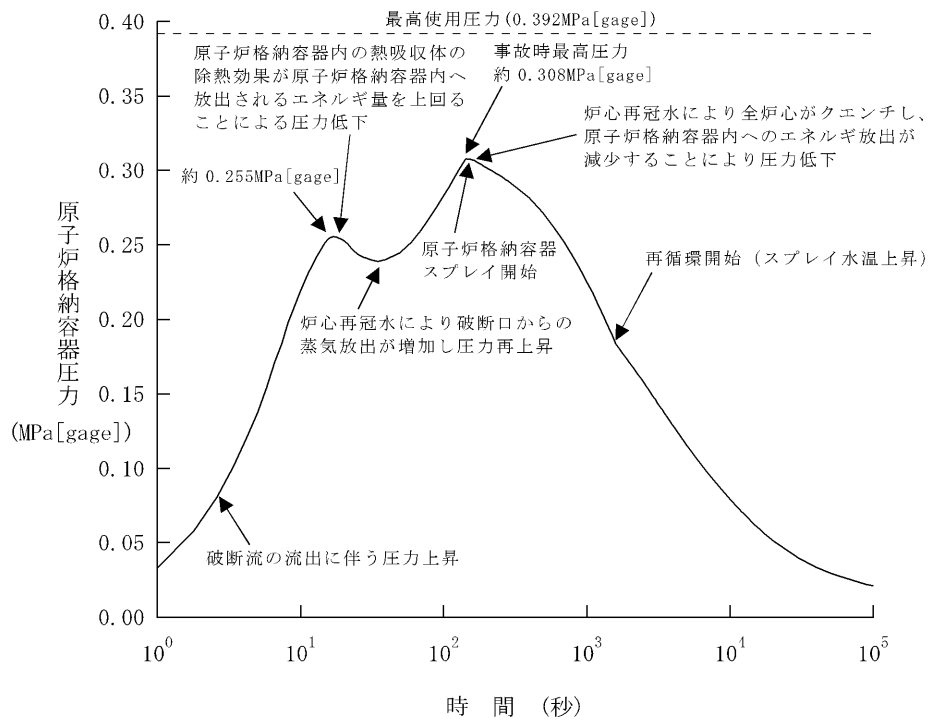


図2 原子炉格納容器圧力

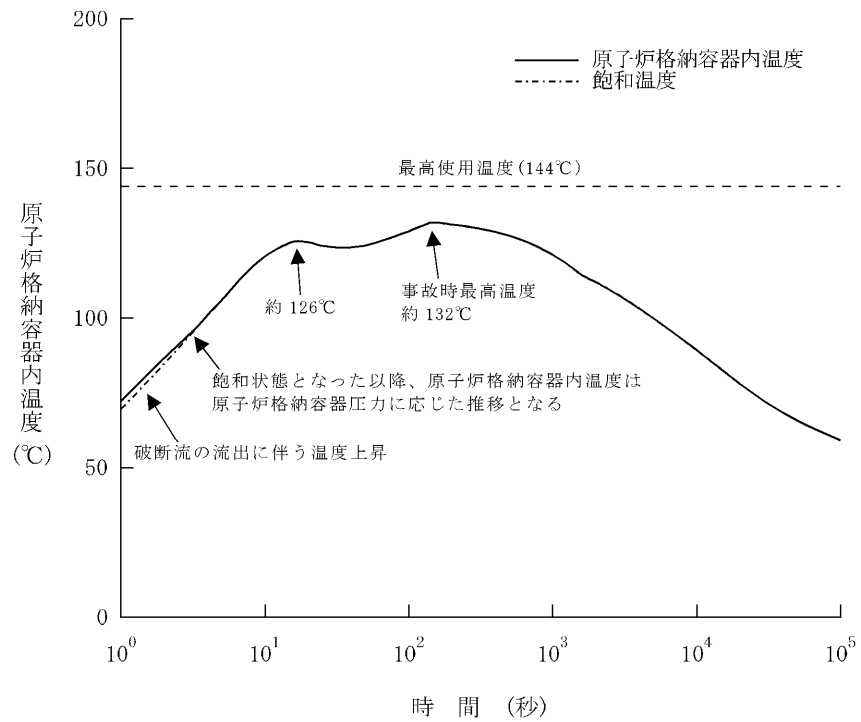


図3 原子炉格納容器内温度

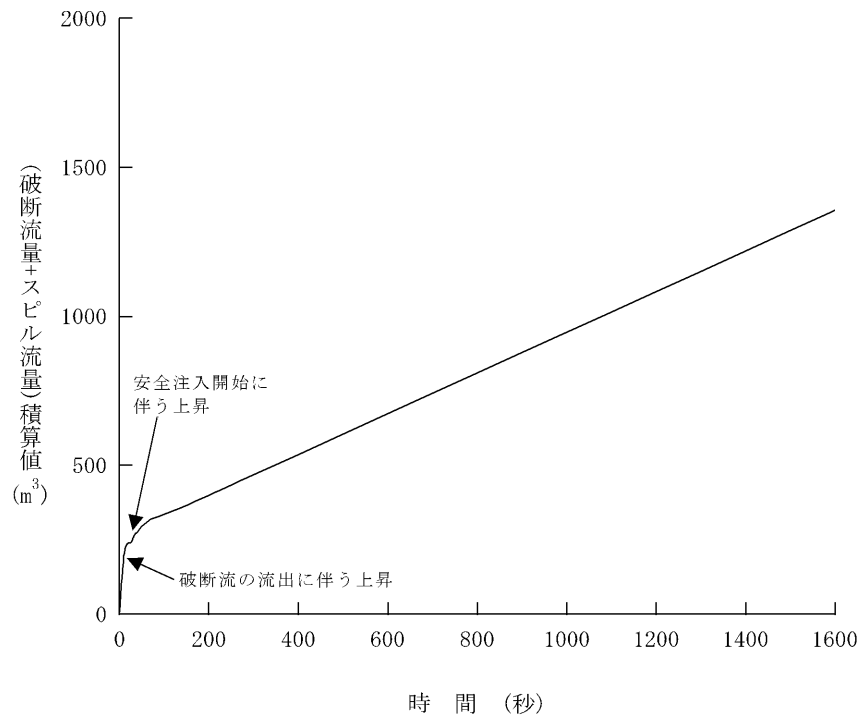


図4 破断流量及び安全注入水のスピル量の積算値

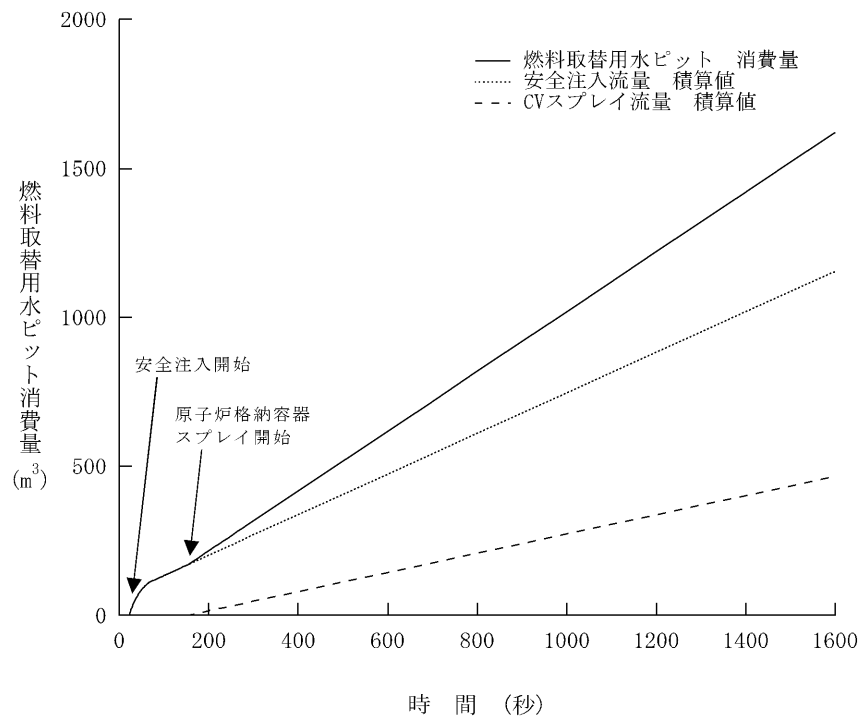


図5 安全注入流量、原子炉格納容器スプレイ流量の積算値及びそれらの合計

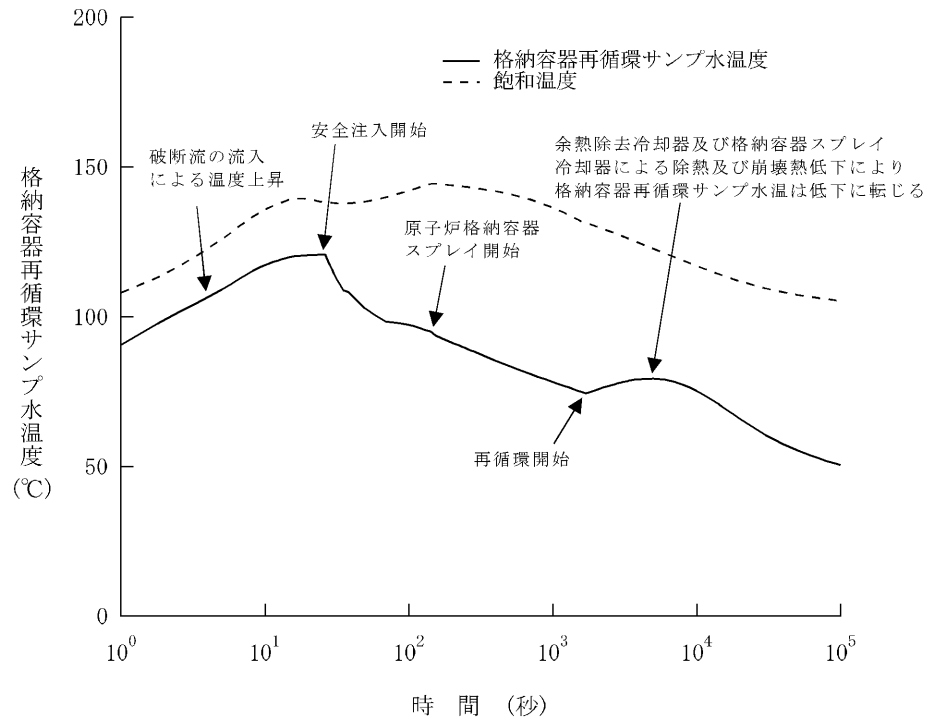


図6 格納容器再循環サンプル水温度の変化

15 条
炉心等

<目 次>

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性

(1) 適合性説明

2. 炉心等

(別添1) 高燃焼度燃料の機械設計について

(別添2) 高燃焼度燃料装荷炉心の核設計について (動特性含む)

(別添3) 高燃焼度燃料の熱水力設計について

1. 基本方針

1.1 要求事項に対する適合性説明

(1) 適合性説明

(炉心等)

第十五条 設計基準対象施設は、原子炉固有の出力抑制特性を有するとともに、発電用原子炉の反応度を制御することにより核分裂の連鎖反応を制御できる能力を有するものでなければならない。

2 炉心は、通常運転時又は運転時の異常な過渡変化時に発電用原子炉の運転に支障が生ずる場合において、原子炉冷却系統、原子炉停止系統、反応度制御系統、計測制御系統及び安全保護回路の機能と併せて機能することにより燃料要素の許容損傷限界を超えないものでなければならない。

3 燃料体、減速材及び反射材並びに炉心支持構造物は、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時において、発電用原子炉を安全に停止し、かつ、停止後に炉心の冷却機能を維持できるものでなければならない。

4 燃料体及び反射材並びに炉心支持構造物、熱遮蔽材並びに一次冷却系統に係る容器、管、ポンプ及び弁は、一次冷却材又は二次冷却材の循環、沸騰その他の一次冷却材又は二次冷却材の挙動により生ずる流体振動又は温度差のある流体の混合その他の一次冷却材又は二次冷却材の挙動により生ずる温度変動により損傷を受けないものでなければならない。

5 燃料体は、通常運転時における圧力、温度及び放射線に起因する最も厳しい条件において、必要な物理的及び化学的性質を保持するものでなければならない。

6 燃料体は、次に掲げるものでなければならない。

一 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における発電用原子炉内の圧力、自重、附加荷重その他の燃料体に加わる負荷に耐えるものとする。

二 輸送中又は取扱中において、著しい変形を生じないものとする。

1 について

濃縮ウラン燃料、軽水減速、軽水冷却、加圧水型の本発電用原子炉は、低濃縮二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り低濃縮二酸化ウラン燃料を使用し、ドップラ係数、減速材温度係数、減速材ボイド係数及び圧力係数を総合した固有の負の反応度フィードバック特性を持たせることにより、固有の出力抑制特性を有する設計とする。

具体的には、発電用原子炉は、高温状態以外で臨界としない設計とする。ドップラ係数は、急激な反応度増加があった場合でも十分な出力抑制効果を有するように、常に負になる設計とする。減速材温度係数は、高温出力運転状態で負になる設計とする。減速材ボイド係数及び圧力係数は、減速材温度係数と同様、減速材密度の変化に基づく反応度係数であるが、これらによる反応度が炉心に与える効果は、通常、温度の効果に比べ小さい。

これらにより、設計負荷変化及び外乱に起因する反応度変化に対しては、固有の出力抑制特性と原子炉制御設備により原子炉出力の振動が十分な減衰特性を有する設計とするとともに、急激な反応度増加に対しても、固有の出力抑制特性により十分な出力抑制効果を有する設計とする。

発電用原子炉に固有の負の反応度フィードバック特性を持たせることにより、キセノンによる原子炉出力分布の空間振動のうち水平方向振動は減衰特性を有する設計とする。軸方向振動は、炉外核計装で軸方向中性子束偏差を計測することにより確実かつ容易に検出でき、制御棒クラスタを操作して、アキシャルオフセットを適正な範囲に維持することによって出力振動を抑制できる設計とする。

また、アキシャルオフセットが運転目標値から大きく逸脱した場合には、原子炉制御設備又は原子炉保護設備が作動し、出力低下あるいは原子炉トリップを行うことにより、燃料要素の許容損傷限界を超えない設計とする。

2 について

(1) 炉心は、それに関連する1次冷却系統、反応度制御系統、原子炉停止系統、計測制御系統、安全保護回路の機能とあいまって、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において燃料要素の許容損傷限界を超えないように以下の基準を満足する設計とする。

- a. 最小DNBRは、許容限界値以上であること。
- b. 燃料中心最高温度は、二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランそれぞれの溶融点未満であること。

すなわち、炉心設計においては、炉内出力分布が平坦になるような燃料取替方式を採用するほか、必要に応じてバーナブルポイズン又はガドリニア入り二酸化ウラン燃料を使用する。

また、計測制御系統により、原子炉運転中の炉内出力分布を監視できる設計とする。

さらに、燃料中心最高温度が二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランそれぞれの溶融点を超えるか又は最小DNBRが許容限界値を下回るおそれがある場合には、安全保護回路の作動により発電用原子炉を自動的に停止できる設計とする。

(2) 想定される反応度投入過渡事象（原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き）時においては「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象に関する評価指針」に定める燃料材のエンタルピに関する燃料要素の許容損傷限界及び「発電用軽水型原子炉施設の反応度投入事象における燃焼の進んだ燃料の取扱いについて」に定めるPCMI破損しきい値のめやすを超えることのない設計とする。

3 について

炉心を構成する燃料要素以外の燃料体の構成要素及び原子炉容器内で炉心近辺に位置する燃料体以外の構成要素は、通常運転時、運転時の異常な過渡変化時及び設計基準事故時において想定される荷重の組合せに対し、発電用原子炉の安全停止及び炉心の冷却を確保するために必要な構造及び強度を維持し得る設計とする。

4 について

燃料体は、1次冷却材の挙動により生じる流体振動により損傷を受けない設計とする。

炉心支持構造物、熱遮へい材並びに1次冷却系統に係る容器、管、ポンプ及び弁は、1次冷却材又は2次冷却材の循環、沸騰等により生じる流体振動又は温度差のある流体の混合等により生じる温度変動により損傷を受けない設計とする。

5及び6の一 について

燃料体は、通常運転時における燃料要素の内外圧差、燃料要素及び他の材料の照射、負荷の変化により起こる圧力及び温度の変化、化学的効果、静的及び動的荷重、燃料材の変形並びに燃料要素内封入ガスの組成の変化等を考慮して、各構成要素が十分な強度を有し、その機能を保持できる設計とし、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における発電用原子炉内の圧力、自重、附加荷重、核分裂生成物の蓄積による燃料被覆材の内圧上昇、熱応力等の荷重に耐える設計とする。

このため、燃料要素は所要の運転期間において、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時に、以下の基準を満足できる設計とする。

- (1) 燃料中心最高温度は、二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランそれぞれの溶融点未満であること。
- (2) 燃料要素内圧は、通常運転時において、燃料被覆材の外向きのクリープ変形

により燃料材と燃料被覆材のギャップが増加する圧力を超えないこと。

- (3) 燃料被覆材応力は、燃料被覆材の耐力以下であること。
- (4) 燃料被覆材に生じる円周方向引張歪の変化量は、各過渡変化に対して1%以下であること。
- (5) 累積疲労サイクルは、設計疲労寿命以下であること。

6の二 について

燃料体は、輸送及び取扱中に燃料体に加わる荷重に対して構成部品が十分な強度を有し、燃料体としての機能を阻害することのない設計とする。

また、輸送及び取扱いに当たっては、過度な外力がかからないよう十分な配慮をするとともに、発電所へ搬入後、健全性を確認する。

2. 炉心等

- (別添 1) 高燃焼度燃料の機械設計について
- (別添 2) 高燃焼度燃料装荷炉心の核設計について (動特性含む)
- (別添 3) 高燃焼度燃料の熱水力設計について

高燃焼度燃料の機械設計について

目 次

1. 概 要	15条-別添1-1
2. 燃料棒の健全性	15条-別添1-5
2.1 設計方針	15条-別添1-5
2.2 設計評価	15条-別添1-8
3. 燃料集合体の健全性	15条-別添1-32
3.1 設計方針	15条-別添1-32
3.2 設計評価	15条-別添1-32
4. まとめ	15条-別添1-37

1. 概 要

玄海原子力発電所4号炉で採用を計画している燃料集合体最高燃焼度を55,000MWd/tとする高燃焼度燃料（以下「ステップ2燃料」という。）は、高燃焼度化による燃料健全性への影響に対応するため、現行の燃料集合体最高燃焼度を48,000MWd/tとする高燃焼度燃料（以下「ステップ1燃料」という。）に対し以下の仕様変更を行っている。

なお、燃料の基本仕様にはA型燃料（三菱原子燃料（以下「三菱」という。）製燃料）及びB型燃料（原子燃料工業（以下「原燃工」という。）製燃料）がある。

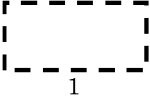


- ・ 炉内滞在期間の長期化に伴う被覆管の腐食及び水素吸収量増加を抑制するため、耐食性を向上させた改良被覆管（A型燃料はMDA及びZIRLO^{®*}、B型燃料はNDA）を採用する。
- ・ ペレットからの核分裂生成ガス放出の増加等に伴う燃料棒内圧の増加を抑制するため、ステップ1燃料に比べ、燃料棒初期ヘリウム圧力を低下させる。

このステップ2燃料の健全性を評価するに際し設定したA型及びB型の燃料主要仕様を表1-1に示す。また改良被覆管に関する照射データを取得した際の照射条件について、照射プラント毎に表1-2に示す。

ステップ2燃料の設計方針及び設計評価について以降に示す。

* ZIRLO[®]はウエスチングハウス社により商標登録されたものであり、以下「ZIRLO」という。

表1-1 燃料の主要仕様

項目	A型		B型	
	ステップ1	ステップ2	ステップ1	ステップ2
ペレット				
材料	UO ₂ 又は(U,Gd)O ₂	同 左	同 左	同 左
濃縮度	UO ₂ 約4.1wt%	約4.8wt%	約4.1wt%	約4.8wt%
	(U,Gd)O ₂ 約2.6wt%	約3.2wt%	約2.6wt%	約3.2wt%
ガドリニア濃度	約6wt%	約10wt%	約6wt%	約10wt%
初期密度	UO ₂ 理論密度の約95%	理論密度の約97%	理論密度の約95%	理論密度の約97%
	(U,Gd)O ₂ 理論密度の約95%	理論密度の約96%	理論密度の約95%	理論密度の約96%
ペレット直径	約8.19mm	同 左	約8.05mm	約8.19mm
ペレット長さ	約9.5mm	同 左	約9.0mm	約9.2mm
ペレット最高燃焼度	約62,000MWd/t	約71,000MWd/t	約62,000MWd/t	約71,000MWd/t
被覆管				
材料	ジルカロイ-4	MDA又はZIRLO	ジルカロイ-4	NDA
外径	約9.50mm	同 左	同 左	同 左
厚さ	約0.57mm	同 左	約0.64mm	約0.57mm
被覆管-ペレット間隙(直径)	約0.17mm	同 左	同 左	同 左
燃料集合体				
燃料棒配列	17×17	同 左	同 左	同 左
集合体当たり燃料棒本数	264	同 左	同 左	同 左
燃料棒全長(端栓とも)	約3,852mm	約3,863mm	約3,852mm	約3,862mm
燃料棒初期ヘリウム圧力				
UO ₂				
(U,Gd)O ₂	1		1	
燃料棒プレナム体積*				
燃料棒ピッチ	約12.6mm	同 左	同 左	同 左
集合体全長	約4,058mm	同 左	同 左	約4,055mm
集合体断面寸法	約214mm×約214mm	同 左	同 左	同 左
支持格子材料				
最上下部	ニッケル・クロム・鉄合金	同 左	同 左	同 左
中間部	ニッケル・クロム・鉄合金	ジルカロイ-4	ニッケル・クロム・鉄合金	ジルカロイ-4
集合体当たり支持格子数	9	同 左	同 左	同 左
制御棒案内シンプル材料	ジルカロイ-4	同 左	同 左	同 左
集合体当たり制御棒案内シンプル本数	24	同 左	同 左	同 左
制御棒案内シンプル				
外径 上部	約12.2mm	同 左	同 左	同 左
下部	約10.9mm	同 左	同 左	同 左
厚さ 上部	約0.41mm	同 左	同 左	同 左
下部	約0.41mm	同 左	同 左	同 左
炉内計装用案内シンプル材料	ジルカロイ-4	同 左	同 左	同 左
集合体当たり炉内計装用案内シンプル本数	1	同 左	同 左	同 左
炉内計装用案内シンプル				
外径	約12.2mm	同 左	同 左	同 左
厚さ	約0.41mm	同 左	同 左	同 左
燃焼度				
燃料集合体最高	48,000MWd/t	55,000MWd/t	48,000MWd/t	55,000MWd/t

*ステップ1燃料の燃料棒プレナム体積を1とした場合の値。

: 商業機密に係る事項のため公開できません。

表1-2 改良被覆管の照射データに関する照射条件 (1/2)

照射プラント		照射条件					燃料形式	改良被覆管(MDA/ZIRLO)照射データ取得項目*3						
		冷却材 入口温度 (°C)	冷却材 圧力 (MPa[gage])	冷却材 リチウム濃度 (ppm)	冷却材 pH	平均線出力 (t° - η 線出力) (kW/m)		腐食	水素 吸収	燃料棒 外径	燃料棒 伸び	機械 特性	疲労 特性	PCI
海外試験炉	BR2	約293	約15.5	約2.7	約6.8 ~7.2	(約34)	17×17	○ (13R)	○ (14R)	○ (16R)	○ (16R)	○ (22P)	—	—
海外商業炉	BR3	約255	約14.2	—	—	(~約39)	14×14	○ (63R)	○ (63R)	○ (63R)	○ (63R)	○ (71P)	—	—
	NorthAnna1	約289	約15.5	~約3.2	約6.9*1	約18.6	17×17	○ (55R)	—	○ (55R)	○ (55R)	—	—	—
	Vandellos2	約292	約15.4	~約3.5	約6.3 ~7.2	約17.9	17×17*2	○ (57R)	○ (56R)	○ (60R)	○ (57R)	○ (56P)	○ (56P)	○ (60P)
国内商業炉	大飯4号機	約289	約15.4	約2.2*1	約7.2 ~7.4*1	約17.9	17×17	○ (57R)	○ (57R)	○ (57R)	○ (57R)		—	—

*1 管理値。

*2 通常の長尺燃料棒及び7つのセグメント燃料から構成される燃料棒。

*3 括弧内は燃料棒平均燃焼度(R)及び局所燃焼度(P)の最高燃焼度(GWd/t)を表す。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表 1-2 改良被覆管の照射データに関する照射条件 (2/2)

照射プラント		照射条件					燃料 形式	改良被覆管(NDA)照射データ取得項目*4						
		冷却材 入口温度 (°C)	冷却材 圧力 (MPa[gage])	冷却材 リウム濃度 (ppm)	冷却材 pH	平均線出力 (t^{-1} 線出力) (kW/m)		腐食	水素 吸収	燃料棒 外径	燃料棒 伸び	機械 特性	疲労 特性	PCI
海外 試験炉	BR2	約293	約15.5	約2.7	約6.8~ 7.2	(約25~40)	17×17	○ (19R)	○ (14R)	○ (19R)	○ (19R)	○ (23P)	-	○ (23P)
	Osiris (BR2から継続照射)	約250	約15.4	約0.6	約5.9~ 6.7	(約30)	17×17	○ (27R)	-	○ (27R)	○ (27R)	-	-	-
	R2*1 (McGuire1から継続照射)	約80*2	約14.5	約1.7*1	-	(約14~33)	17×17	○ (84R)	○ (62R)	○ (84R)	-	○ (63P)	-	○ (65P)
	Halden	約300	約16.2	約2.0*3	約7.1*3	(約26~37)	17×17	○ (55R)	○ (54R)	○ (55R)	○ (55R)	-	-	○ (55P)
海外 商業炉	McGuire1	約293	約15.4			約17.8	17×17	○ (42R)	○ (42R)	○ (42R)	○ (42R)	○ (43P)	○ (45P)	○ (46P)
国内 商業炉	大飯4号機	約289	約15.4	約2.2*3	約7.2~ 7.4*3	約17.9	17×17	○ (57R)	○ (57R)	○ (57R)	○ (57R)	○ (63P)	-	-

*1 最初の4サイクル（局所燃焼度で約2~3GWd/t照射に相当）での冷却材は純水を使用。

*2 被覆管表面温度が商業炉条件に相当するよう高出力にて照射。

*3 管理値。

*4 括弧内は燃料棒平均燃焼度(R)及び局所燃焼度(P)の最高燃焼度(GWd/t)を表す。

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

2. 燃料棒の健全性

2.1 設計方針

ステップ2燃料棒は、燃料材料、使用温度、圧力条件及び照射効果を評価し、原子炉安全基準専門部会報告書「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について（昭和63年5月12日）」及び原子炉安全専門審査会内規「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について（昭和51年2月16日）」に記載されている考え方にに基づき、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時において、原子炉施設の各設備とあいまって燃料の健全性を確保するため、以下の5つの設計基準を満足するよう設計する。

(1) 燃料中心最高温度

燃料中心最高温度は、二酸化ウラン及びガドリニア入り二酸化ウランそれぞれの溶融点未満であること。

ここで、燃料中心最高温度の解析上の制限値を設定するに際し、以下の点を考慮する。

- ・ 未照射二酸化ウランの溶融点は、ステップ1燃料と同じ2,800℃とし、未照射ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点は図2.1-1に示す三菱データのガドリニア濃度10wt%時における非溶融点の上限であり、且つ原燃工が設定した固相線を下回る保守的な値として2,700℃とする。
- ・ 燃料の製造公差及び計算モデルの不確定性に基づく燃料中心最高温度の不確定性は、ステップ1燃料では製造実績に基づく不確定性幅にて評価し200℃と設定していたが、ステップ2燃料では導入当初の製造実績が十分ではないことから、表2.1-1に示すとおり、保守的に製造公差を不確定性幅として評価し220℃と設定する。
- ・ 燃焼に伴う溶融点の低下は図2.1-2に示す二酸化ウランの溶融点と燃焼度との関係を考慮して、ステップ1燃料と同様、保守的に10,000MWd/t当たり32℃と設定する。

以上より、二酸化ウラン燃料の燃料中心最高温度の解析における制限値は、未照射燃料では $2,580^{\circ}\text{C}$ 、燃焼に伴う低下を $10,000\text{ MWd/t}$ 当たり 32°C と設定する。また、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の燃料中心最高温度の解析における制限値は、未照射燃料では $2,480^{\circ}\text{C}$ 、燃焼に伴う低下を $10,000\text{ MWd/t}$ 当たり 32°C と設定する。

(2) 燃料棒内圧

燃料棒内圧は、通常運転時において、被覆管の外向きのクリープ変形によりペレットと被覆管のギャップが増加する圧力を超えないこと。

ここで、燃料棒内圧基準値は、原子炉安全基準専門部会報告書「発電用軽水型原子炉の燃料設計手法について（昭和63年5月12日）」に記載された方法により設定する。具体的には、図2.1-3に示すように、評価対象の燃料棒仕様に対し実際の炉心運用で考えられる燃料棒出力履歴のうち燃料棒内圧が厳しくなる複数の燃料棒出力履歴を用いて、燃料棒設計コードによるペレットと被覆管ギャップ変化の解析結果からギャップが増加する時点を求め、この時の燃料棒内圧を最大内圧値（限界内圧）とする。この各出力履歴に対する限界内圧の下限を包絡する内圧値を設定し、更に解析における不確定性を考慮して、燃料棒内圧基準値を設定する。

A型燃料の場合、ステップ2燃料にて採用する改良被覆管（MDA及びZIRLO）の内向きのクリープ変形は、ステップ1燃料のジルカロイ-4製被覆管に比べ減少することから、ステップ2燃料の限界内圧はステップ1燃料のそれに比べ高くなる。これより、ステップ2燃料においても、保守的にステップ1燃料と同じ燃料棒内圧基準値 19.7MPa を適用する。

B型燃料の場合、ステップ2燃料にて採用する改良被覆管（NDA）の内向きのクリープ変形は、ステップ1燃料のジルカロ

イ-4製被覆管と同等であるが、ペレット体積変化の照射データ拡充に伴い燃料棒設計コードのペレットスエリング率をこれまでより小さくなるよう見直したことから、ペレット外径増加速度が低下するため、ステップ2燃料の限界内圧はステップ1燃料に比べ低くなる。これより、前述の方法により限界内圧を評価した結果、ステップ2燃料の燃料棒内圧基準値は、ステップ1燃料の19.0MPaから18.6MPaに変更する。

(3) 被覆管応力

被覆管にかかる応力は、被覆材の耐力以下であること。

ここで、改良被覆管（MDA、NDA及びZIRLO）の耐力は、図2.1-4に示すように、ジルカロイ-4製被覆管の耐力と同等であり、炉内での使用温度及び高速中性子照射の効果を考慮すると、約310N/mm²～約590N/mm²となる。被覆管応力基準値は、未照射、照射のいずれの場合でも、被覆管耐力の最確値にその不確定性を考慮して保守的に定めた温度依存の被覆管耐力を使用する。

(4) 被覆管引張歪

被覆管に生じる円周方向引張歪の変化量は、各過渡変化に際して1%を超えないこと。

ここで、図2.1-5に示すように、改良被覆管（MDA、NDA及びZIRLO）の延性は、ジルカロイ-4製被覆管の延性と同等であり、従来と同様、各過渡変化に対して円周方向引張歪の変化量が1%を超えないことを設計基準として使用する。

(5) 被覆管累積疲労

被覆管の累積疲労サイクル数は、設計疲労寿命を超えないこと。

ここで、図2.1-6に示すように、改良被覆管（MDA、NDA及びZIRLO）の疲労強度は、ジルカロイ-4製被覆管の疲労強度と

同等であり、設計疲労曲線としては、従来と同様、Langer and O'Donnellの曲線を使用する。

2.2 設計評価

ステップ2燃料棒の健全性評価は、改良被覆管の特性等を反映した燃料棒設計コード（A型燃料は高燃焼度用FINEコード*1、B型燃料は高燃焼度用FPACコード*2）を用いて、以下の燃焼度範囲まで行っている。

燃料集合体最高燃焼度	55,000MWd/t
燃料棒最高燃焼度	61,000MWd/t
ペレット最高燃焼度	71,000MWd/t

燃料棒設計コードは、燃料棒の定常状態での挙動を解析するものであり、国内外の試験炉及びPWR商業炉で取得された改良被覆管等を含む高燃焼度までの照射データに基づき実証性が確認されている。

ステップ2燃料棒の健全性評価のうち、燃料中心最高温度は、ステップ2燃料棒が寿命中に経験する最大線出力密度を包絡するよう核設計を通じて設定された線出力密度条件にて評価する。また、その他の評価項目は、ステップ2燃料を装荷したサイクル以降の平衡炉心（以下「ステップ2燃料装荷平衡炉心」という。）における通常運転時の各燃料棒の出力履歴のうち評価値が厳しくなる出力履歴並びに運転時の異常な過渡変化時のうち線出力密度が大きくなる代表事象において生じる最大線出力密度及び線出力密度変化幅を用いて評価する。

ステップ2燃料装荷平衡炉心におけるステップ2燃料棒の健全性評価結果を以下に示すが、これより機械設計の観点から原子炉内

*1 参考文献

- ・「三菱PWRの燃料設計計算コードの概要」、MAPI-1019改1、三菱原子力工業、昭和63年
- ・「三菱PWR高燃焼度化ステップ2燃料（信頼性向上燃料）の機械設計」、MNF-1010改0、三菱原子燃料株式会社、令和4年

*2 参考文献

- ・「燃料棒性能解析コード（FPAC）」、NFK-8011改11、原子燃料工業、平成21年

における使用期間中の健全性が確保できる。

(1) 燃料中心最高温度

二酸化ウラン燃料の定格出力時の最大線出力密度（ $43.1\text{kW}/\text{m}$ ）並びに通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における最大線出力密度（ $59.1\text{kW}/\text{m}$ ）に対する燃料中心最高温度の評価結果を表2.2-1に示す。また、ガドリニア濃度約10wt%のガドリニア入り二酸化ウラン燃料について、定格出力時の最大線出力密度（ $33.4\text{kW}/\text{m}$ ）並びに通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における最大線出力密度（ $44.3\text{kW}/\text{m}$ ）に対する燃料中心最高温度の評価結果を同表に示す。これらの評価結果は、燃料中心温度が最高となり、かつ、燃料中心温度と制限値との差が最も小さくなる時の値である。

同表に示すとおり、通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時における二酸化ウラン燃料の燃料中心最高温度は約 $2,220^{\circ}\text{C}$ であり、制限値を十分に下回っている。また、ガドリニア入り二酸化ウラン燃料の燃料中心最高温度についても約 $2,040^{\circ}\text{C}$ であり、制限値を十分に下回っている。

(2) 燃料棒内圧

代表的な燃料棒に対する燃料棒内圧及び燃料棒平均線出力の燃焼度変化について図2.2-1に示す。燃料棒内圧は、燃焼に伴うFPガスの蓄積等により徐々に上昇し寿命末期で最も高くなる。

通常運転時における燃料棒内圧評価結果を表2.2-2に示すとおり、二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料とも設計比は1より小さく、設計基準を満足している。

(3) 被覆管応力

発生応力が厳しくなる運転時の異常な過渡変化時における被覆管応力評価結果を表2.2-3に示す。被覆管の応力として、内外圧差による応力、ペレットの接触圧による応力、熱応力、水力振

動による応力に、地震による応力を考慮しても、同表に示すとおり、二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料とも設計比は1より小さく、設計基準を満足している。

(4) 被覆管引張歪

代表的な燃料棒に対する燃料径の燃焼度変化について図2.2-2に示す。寿命初期は燃料棒内圧が1次冷却材定格運転圧力より低いため、被覆管は、内外圧差による圧縮荷重を受けクリープにより徐々に径が減少し、ペレットとの接触に至る。ペレットと接触後は、ペレットのスエリングによる膨張速度と、接触圧及び内外圧差による被覆管のクリープ変形速度が釣り合った状態で、径が徐々に増加する。

運転時の異常な過渡変化時における被覆管引張歪の変化量の評価結果を表2.2-4に示す。運転時の異常な過渡変化時には、線出力密度の増加に応じて被覆管引張歪が増加するが、同表に示すとおり、二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料とも設計比は1より小さく、設計基準を満足している。

(5) 被覆管累積疲労

被覆管累積疲労評価では、表2.2-5に示す燃料寿命中の起動停止や負荷変化により被覆管にかかる応力サイクル数と、それぞれの応力振幅に対応して設計疲労曲線から求まる設計許容繰返し数との比の疲労損傷係数に、地震による疲労損傷係数を足し合わせても累積疲労損傷係数が1.0を超えないことを確認している。

寿命末期における被覆管の累積疲労損傷係数の評価結果を表2.2-6に示す。同表に示すとおり、二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料とも設計比は1より小さく、設計基準を満足している。

(6) その他の評価事項

ステップ2燃料棒の健全性評価に際し、上述の評価事項の他に高燃焼度化に伴う影響を確認した事項について以下に示す。

a. 被覆管の腐食及び水素吸収

炉内滞在中に生じる腐食による被覆管肉厚の最大減肉量を評価した結果、A型で約8.2%、B型で約8.3%となり、いずれも被覆管応力への影響が小さい10%以下の減肉量である。

また、被覆管の最大水素吸収量を評価した結果、A型で約570ppm、B型で約700ppmとなり、図2.2-3に示す水素吸収させた未照射被覆管の高温引張試験結果及び図2.2-4に示す照射被覆管の高温引張試験より得られた破断伸びと水素吸収量の関係から、延性が確保されていることが確認できる約800ppmより小さい。

b. PCI破損

燃料のPCI（ペレット－被覆管相互作用）破損は、最大線出力密度及び線出力密度変化幅について同時にPCI破損しきい値を超えた場合に起こることが、種々の実験結果や実炉での経験から知られている。

改良被覆管の耐PCI性は、図2.2-5に示すとおり、高燃焼度領域までジルカロイ-4製被覆管と同等以上であり、現行のPCI破損しきい値に対し十分余裕があることが確認でき、これをPCI破損評価に適用する。

サイクル初期及びサイクル末期において想定した原子炉冷却材中のほう素の異常な希釈事象及び出力運転中の制御棒の異常な引き抜き事象の出力変化を図2.2-6にPCI破損しきい値とともに示す。これより、運転時の異常な過渡変化時における最大線出力密度及び線出力密度変化幅は、同時にPCI破損しきい値を超えることはなく、PCI破損は生じない。

表 2.1-1 燃料中心最高温度の不確定性

[単位：℃]

項 目	A 型	B 型
不確定性	220	220

(注) 不確定性評価手順

- ・①についてデータのばらつきに起因する計算コード予測の不確定性を評価
- ・②～⑧について個々の不確定性幅に応じた燃料中心最高温度の増加分を評価
- ・平均二乗誤差法により⑨を評価

$$\textcircled{9} = (\textcircled{1}^2 + \textcircled{2}^2 \sim \textcircled{7}^2)^{1/2} + \textcircled{8}$$

[]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

表 2.2-1(1) 燃料中心最高温度評価結果 (A型燃料)

燃 料	線出力密度 (kW/m)	燃 焼 度 (MWd/t)	燃 料 中 心 最 高 温 度 (°C)	判定	制 限 値 (°C)
二酸化ウラン燃料	59.1	0	約2,220	<	2,580
	43.1		約1,800		
ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	44.3	10,000	約2,040	<	2,440
	33.4		約1,680		

表 2.2-1(2) 燃料中心最高温度評価結果 (B型燃料)

燃 料	線出力密度 (kW/m)	燃 焼 度 (MWd/t)	燃 料 中 心 最 高 温 度 (°C)	判定	制 限 値 (°C)
二酸化ウラン燃料	59.1	0	約2,170	<	2,580
	43.1		約1,750		
ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	44.3	15,000	約1,900	<	2,430
	33.4	25,000	約1,540		2,400

表 2.2-2(1) 燃料棒内圧評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
通常運転時期 寿命末期	二酸化ウラン燃料	0.71	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.56		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-2(2) 燃料棒内圧評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
通常運転時期 寿命末期	二酸化ウラン燃料	0.72	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.59		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-3(1) 被覆管応力評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運転時の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.87	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.69		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-3(2) 被覆管応力評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運転時の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.75	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.67		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-4(1) 被覆管引張歪評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運 転 時 の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.39	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.33		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-4(2) 被覆管引張歪評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
運 転 時 の 異常な過渡変化時	二酸化ウラン燃料	0.26	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.22		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-5 被覆管累積疲労評価における応力サイクル数

過渡条件の分類	繰り返し回数
起動・停止 (冷態←→温態)	4回/年
負荷追従を含む運転時出力変化 (0%←→100%)	520回/年
異常な過渡変化における原子炉トリップ (0%←→過渡)	32回/年

表 2.2-6(1) 被覆管累積疲労評価結果 (A型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
寿 命 末 期	二酸化ウラン燃料	0.35	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.16		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

表 2.2-6(2) 被覆管累積疲労評価結果 (B型燃料)

条件/時期	燃 料	設 計 比*	判定	判定基準
寿 命 末 期	二酸化ウラン燃料	0.27	≤	1
	ガドリニア入り 二酸化ウラン燃料	0.25		

*設計比とは評価値と基準値の比である。

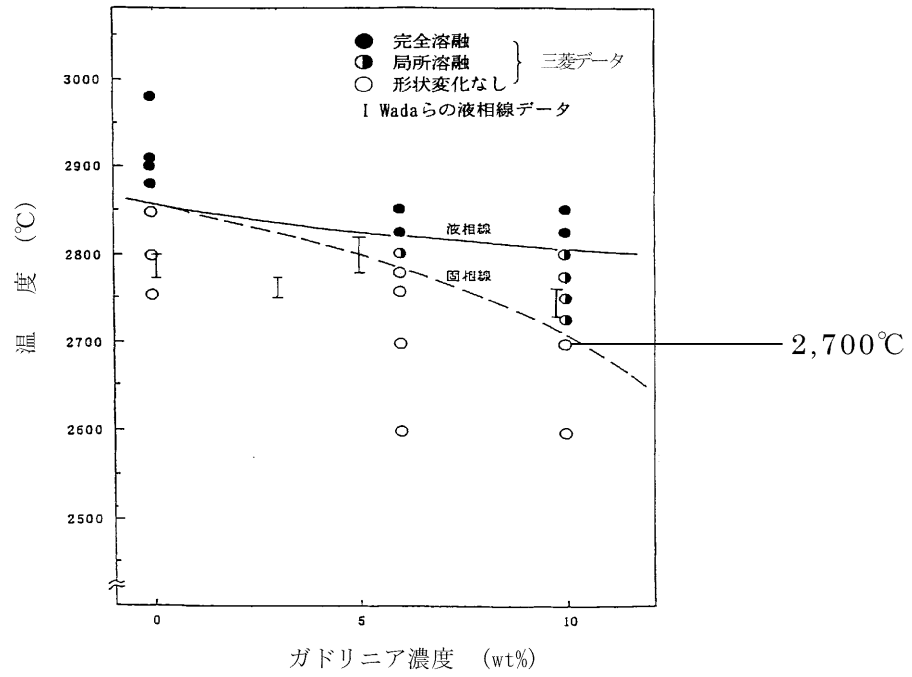


図 2.1-1(1) ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点 (三菱)

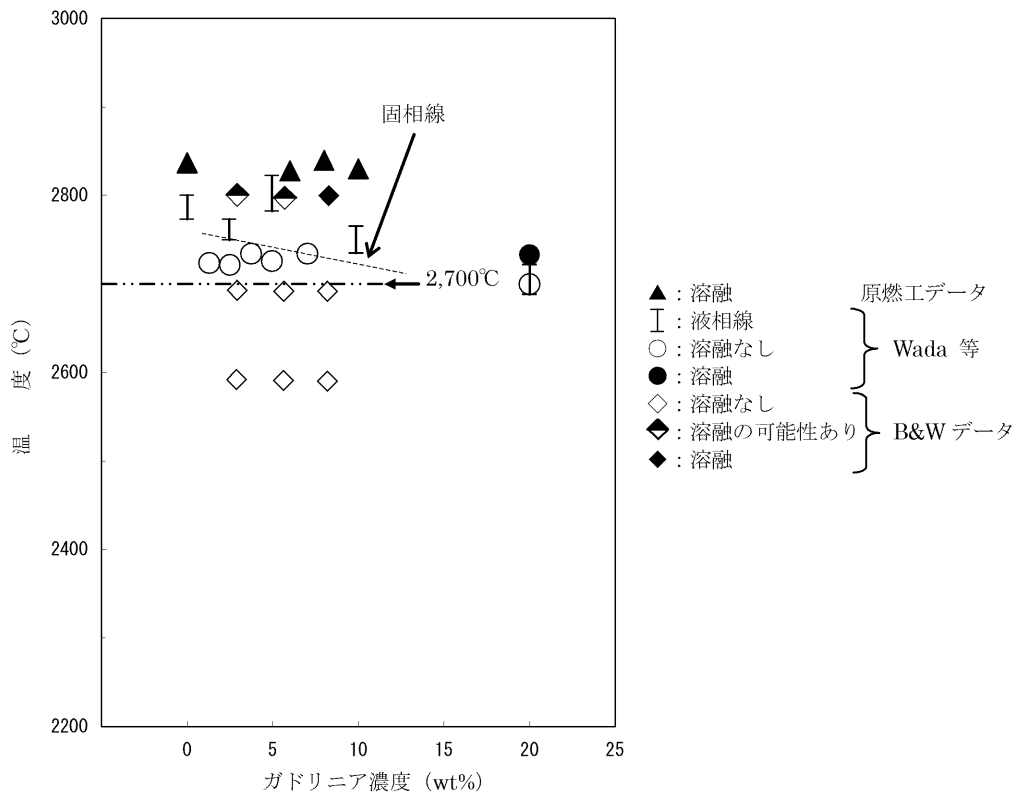


図 2.1-1(2) ガドリニア入り二酸化ウランの溶融点 (原燃工)

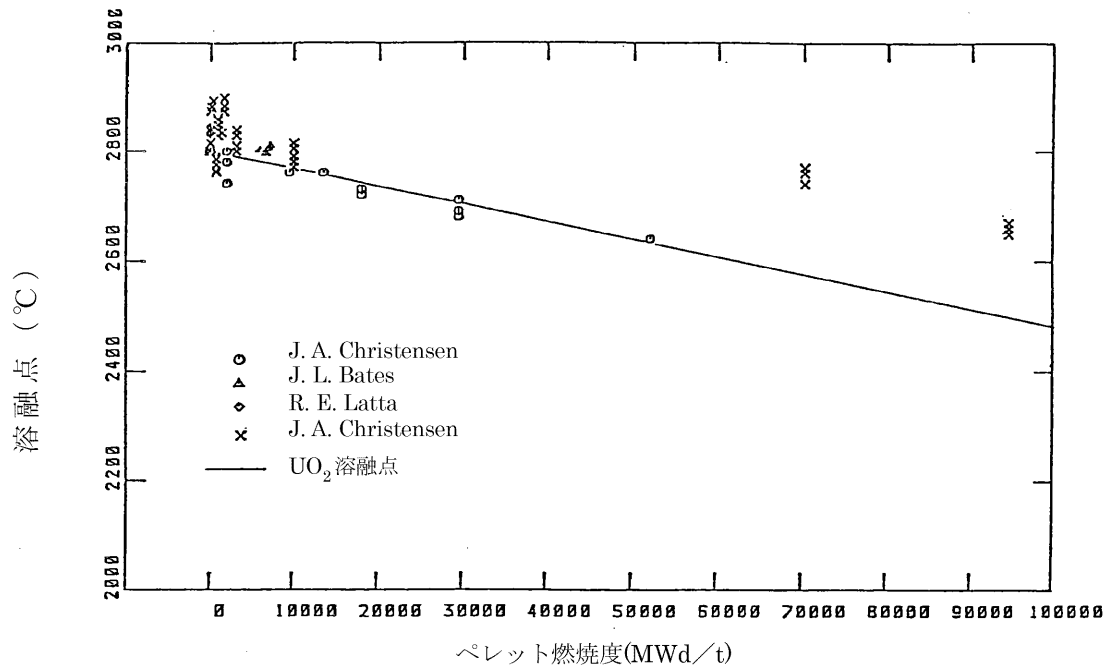


図 2.1-2 二酸化ウランの溶融点の燃焼に伴う変化

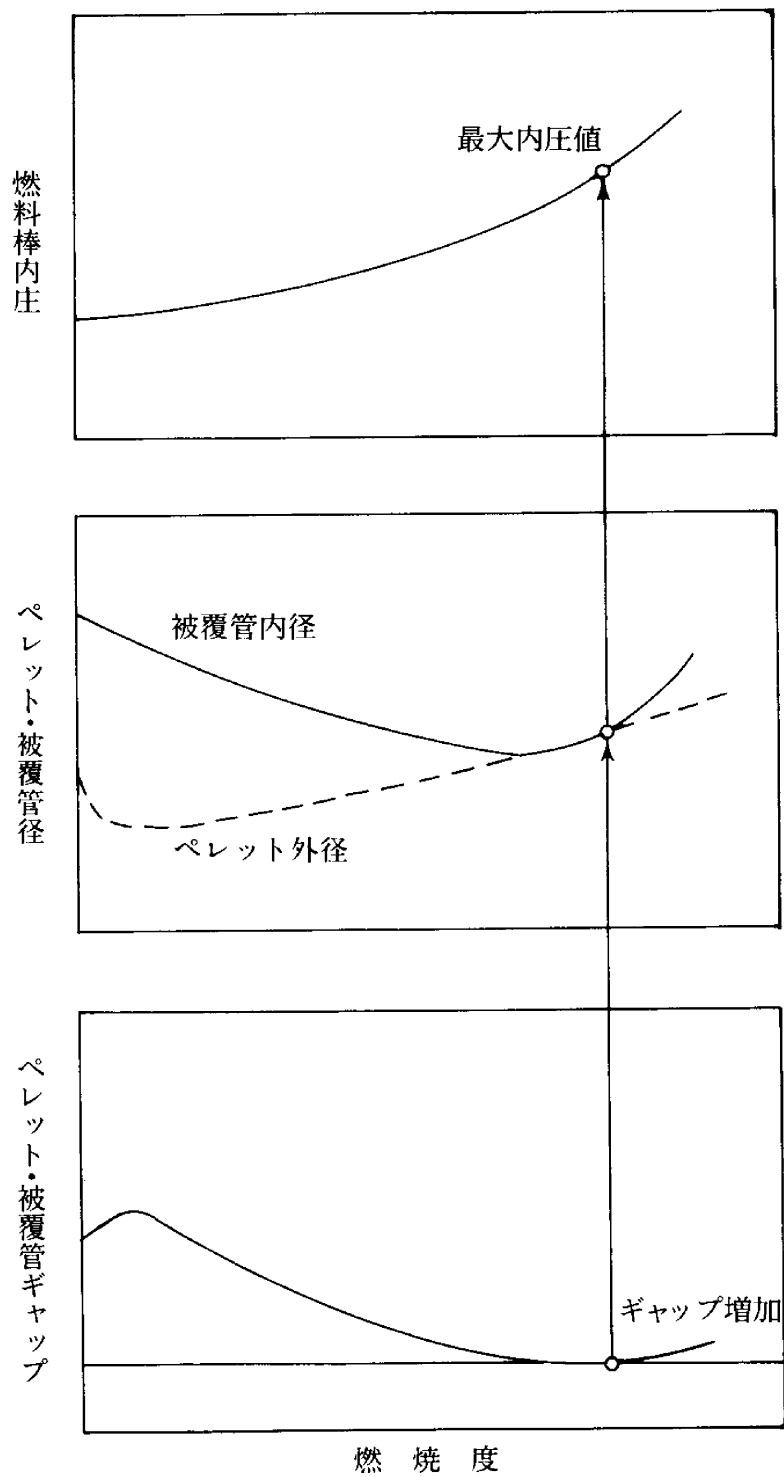


図 2.1-3 限界内圧の求め方

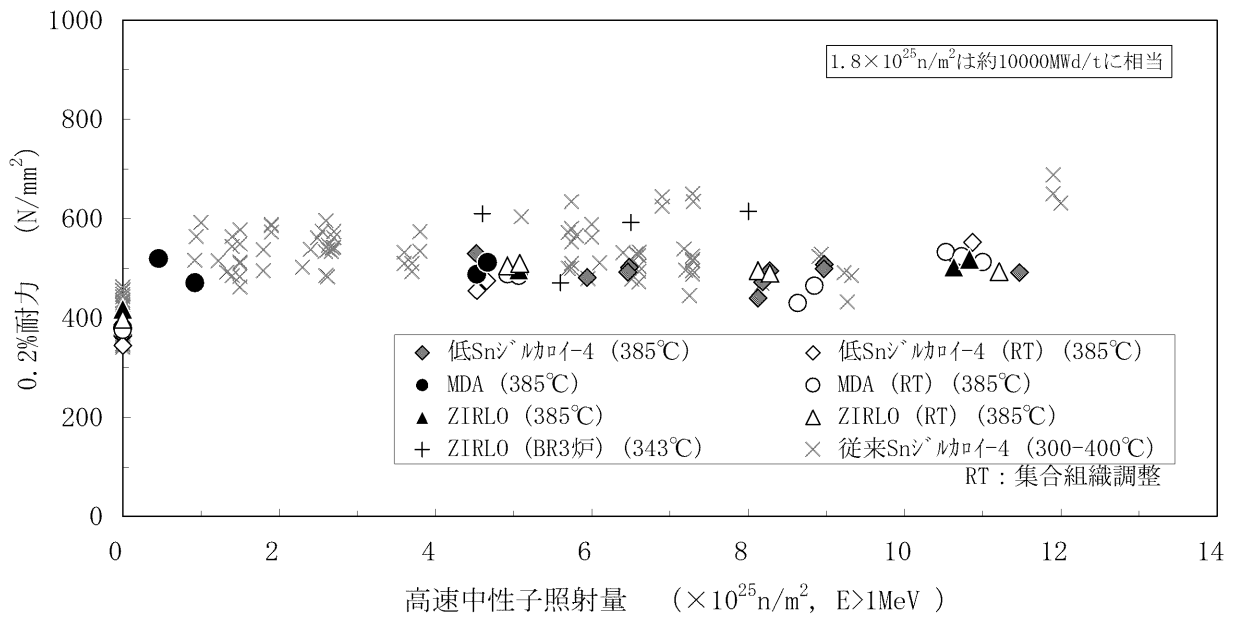


図 2.1-4(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の耐力

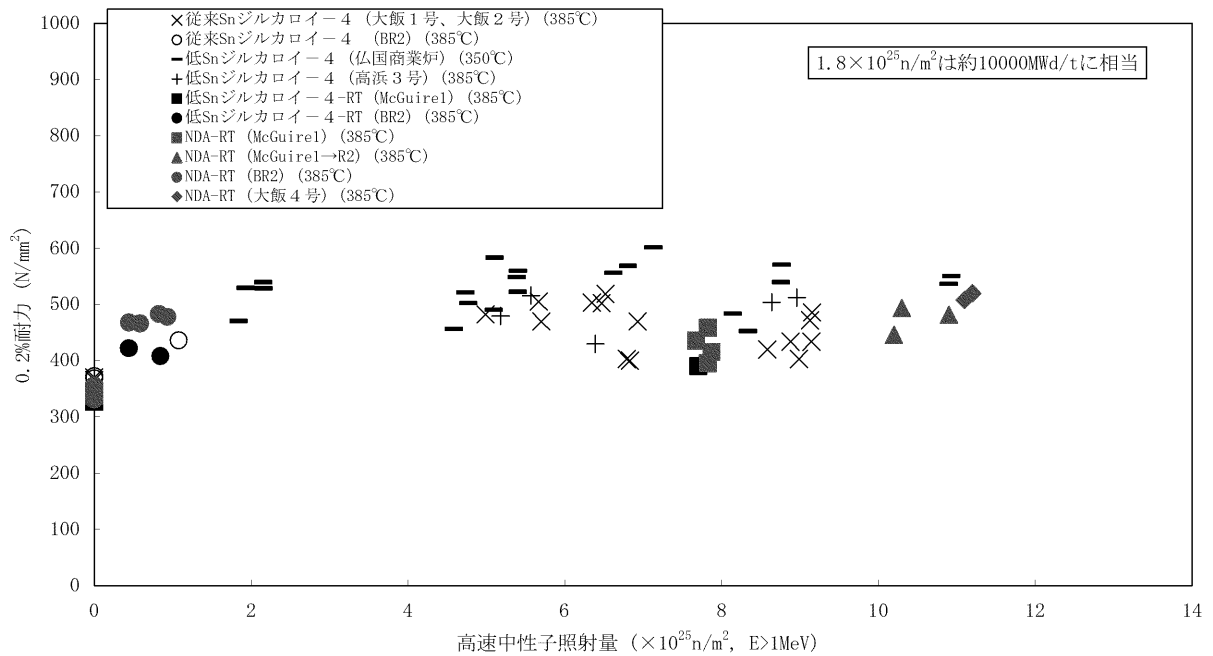


図 2.1-4(2) 改良被覆管 (NDA) の耐力

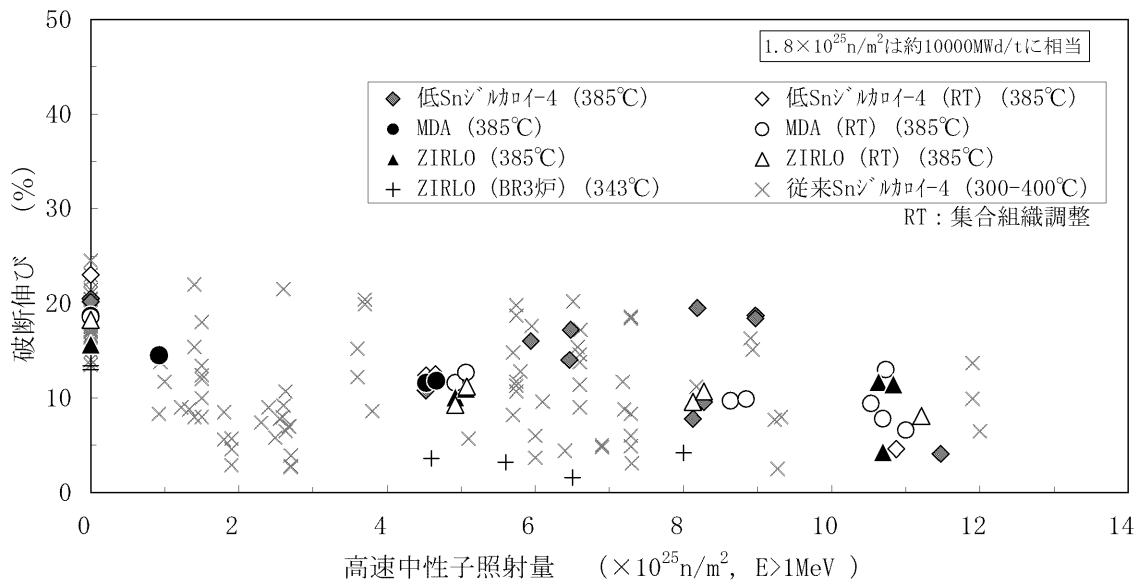


図 2.1-5(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の延性

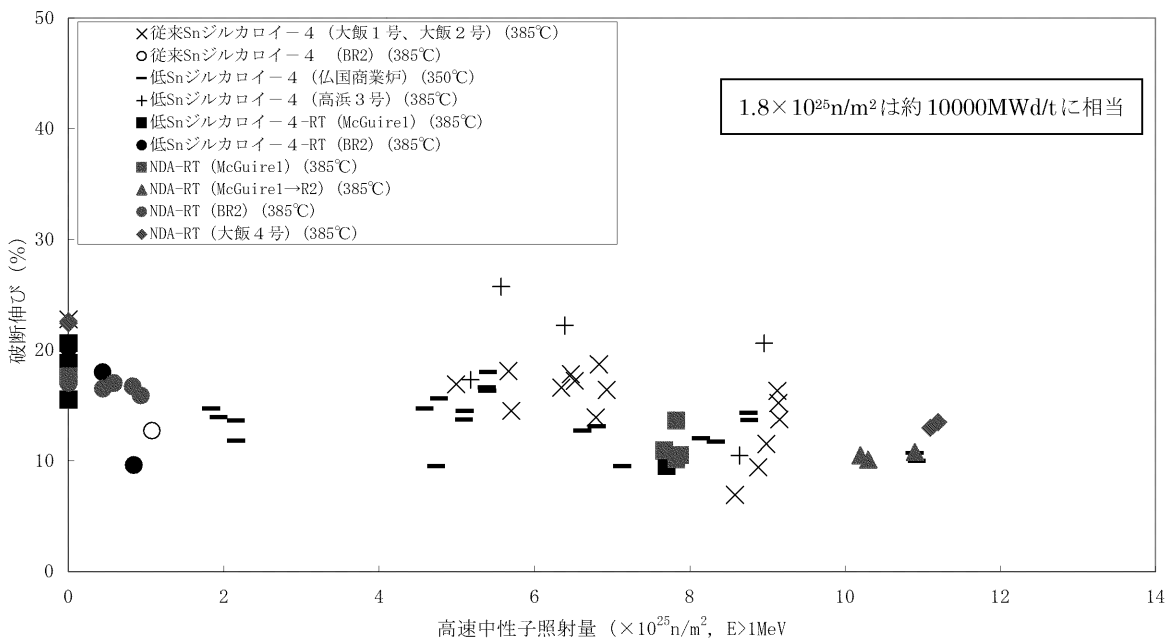


図 2.1-5(2) 改良被覆管 (NDA) の延性

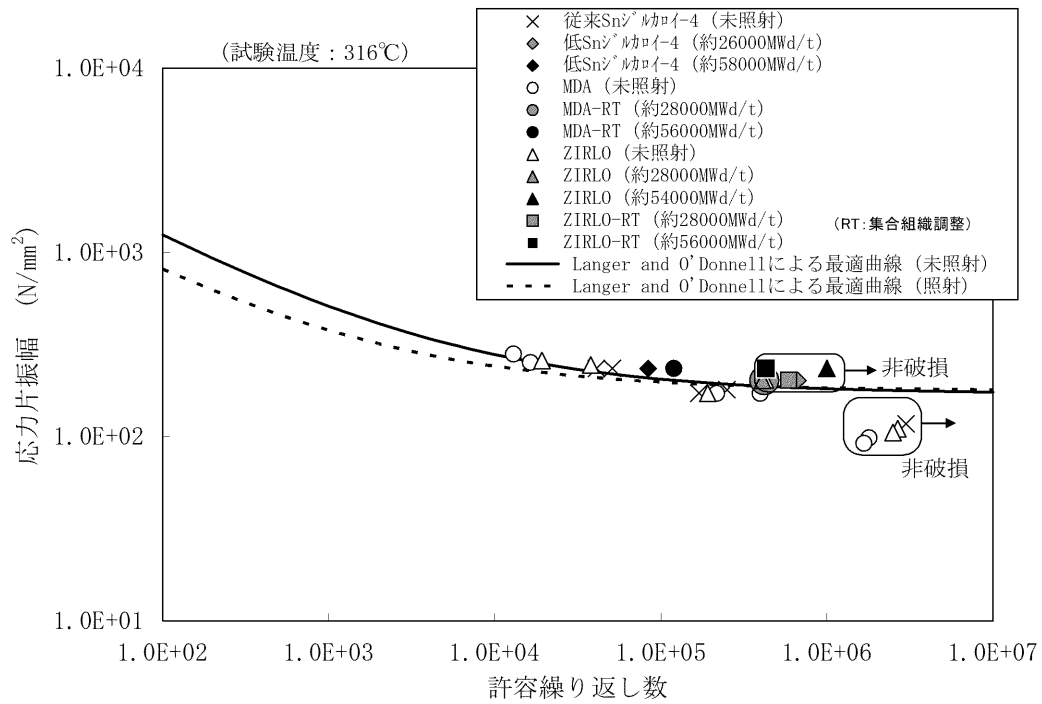


図2.1-6(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の疲労強度

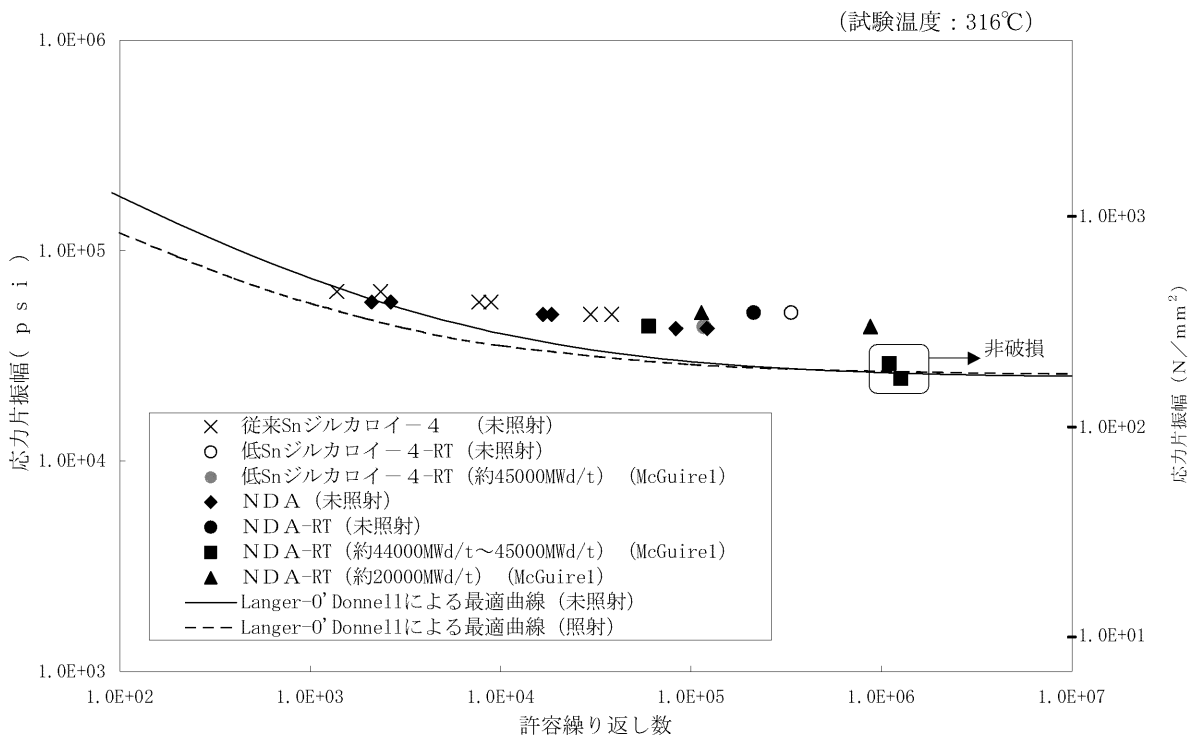


図2.1-6(2) 改良被覆管 (NDA) の疲労強度

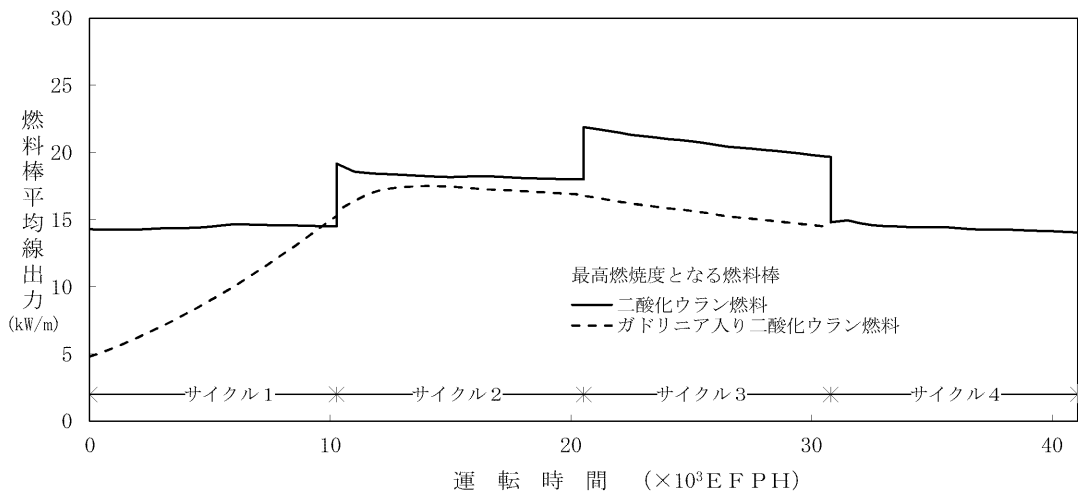
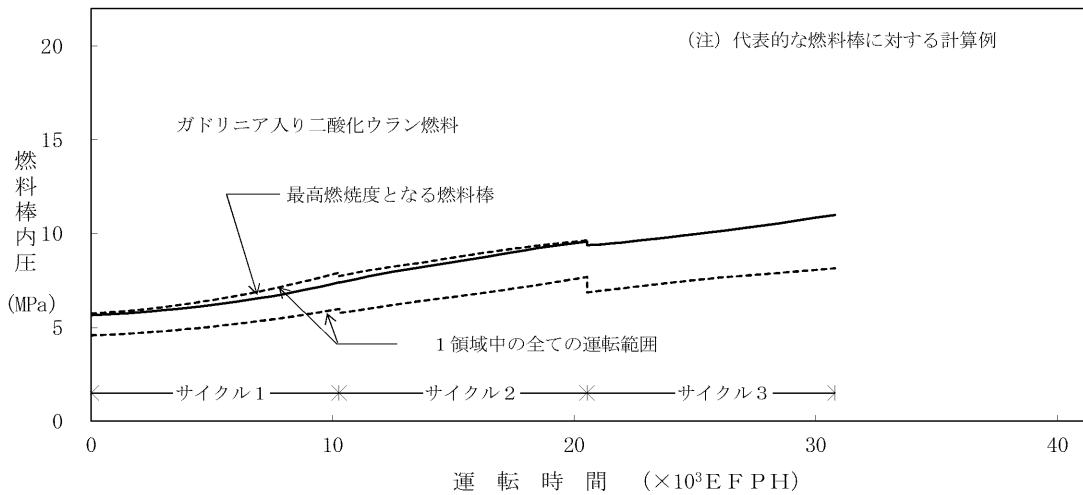
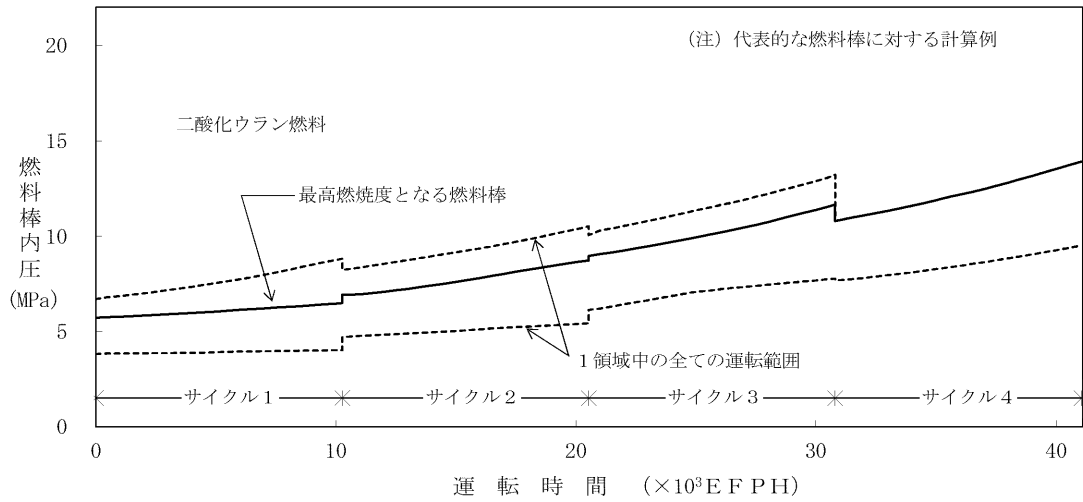


図 2.2-1(1) 燃料棒内圧の燃焼度変化 (A型燃料)

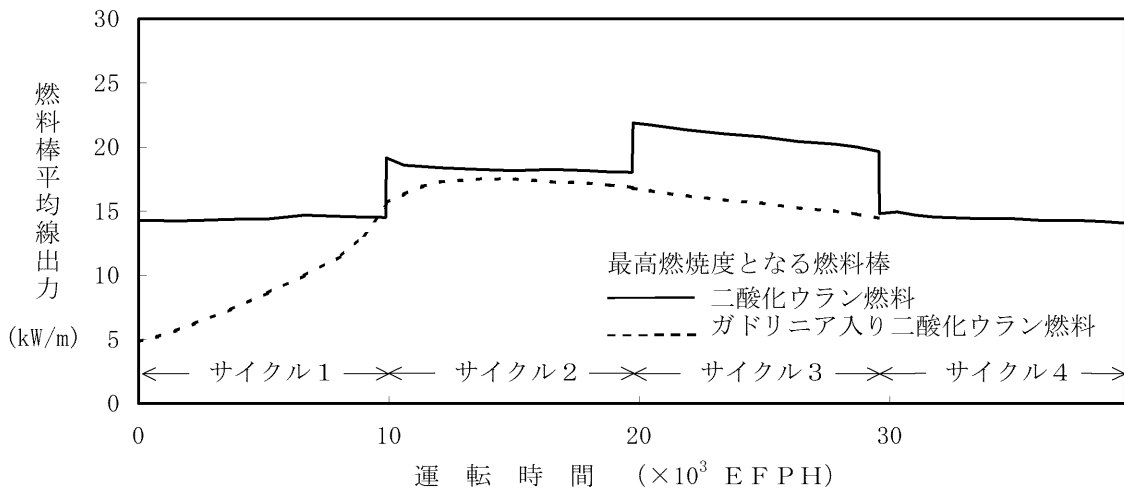
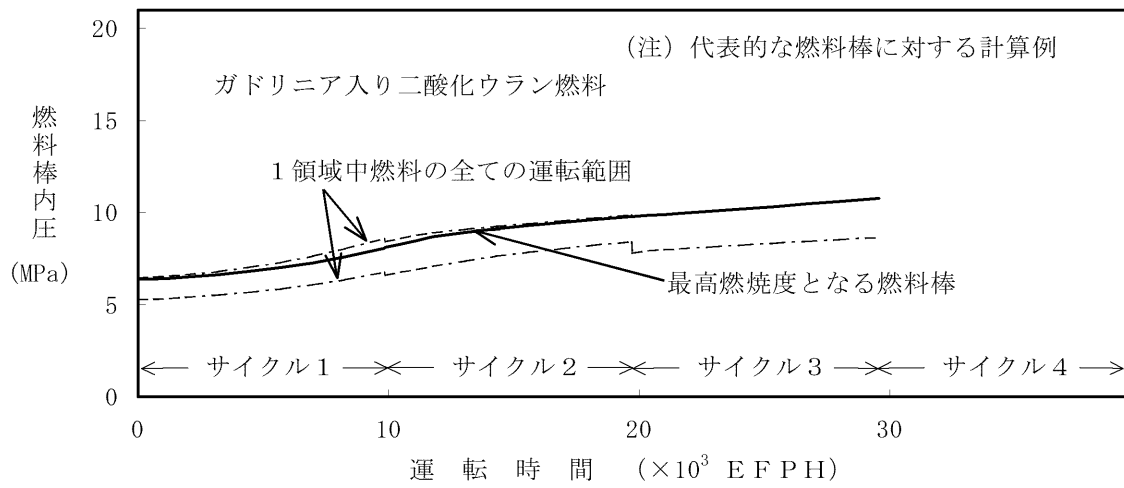
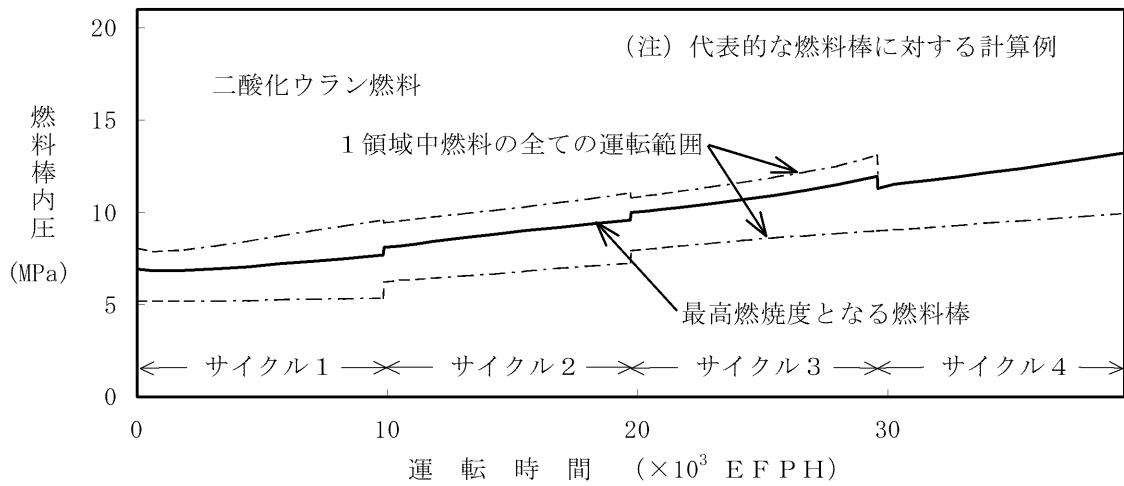


図 2.2-1(2) 燃料棒内圧の燃焼度変化 (B型燃料)

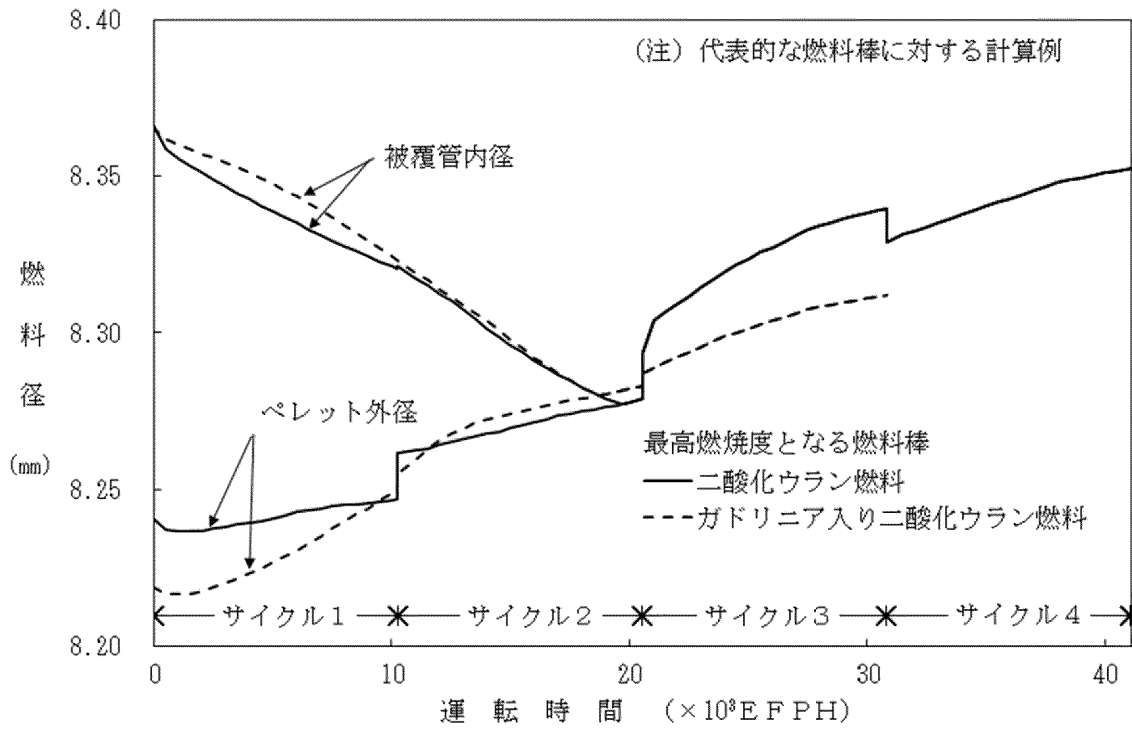


図 2.2-2(1) 燃料径の燃焼度変化 (A型燃料)

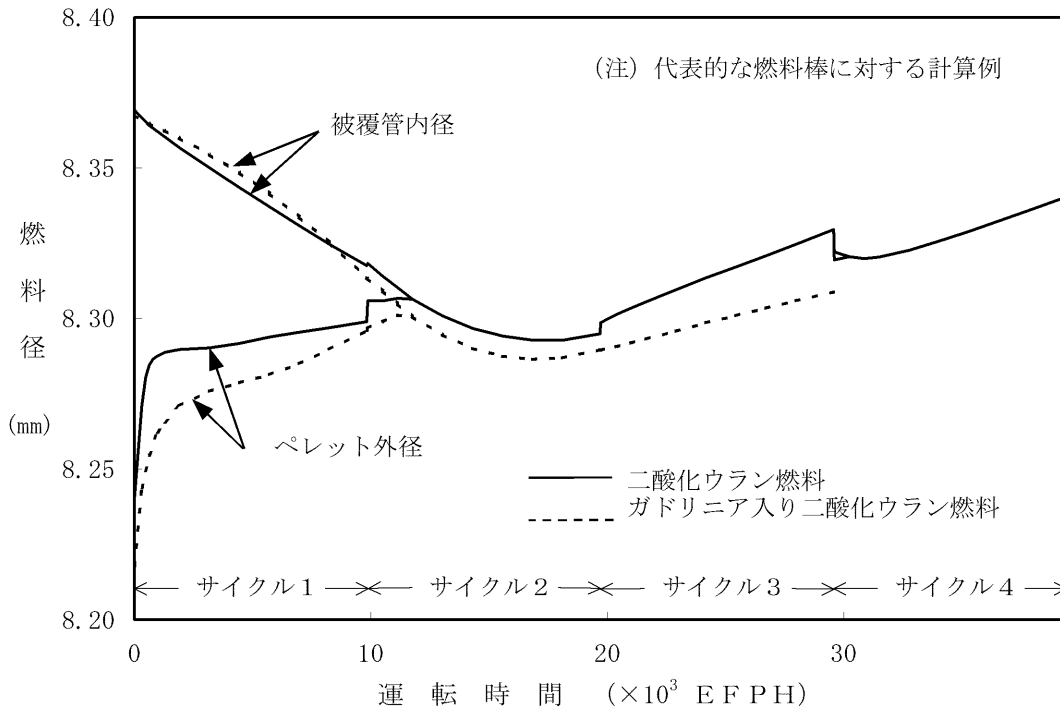


図 2.2-2(2) 燃料径の燃焼度変化 (B型燃料)

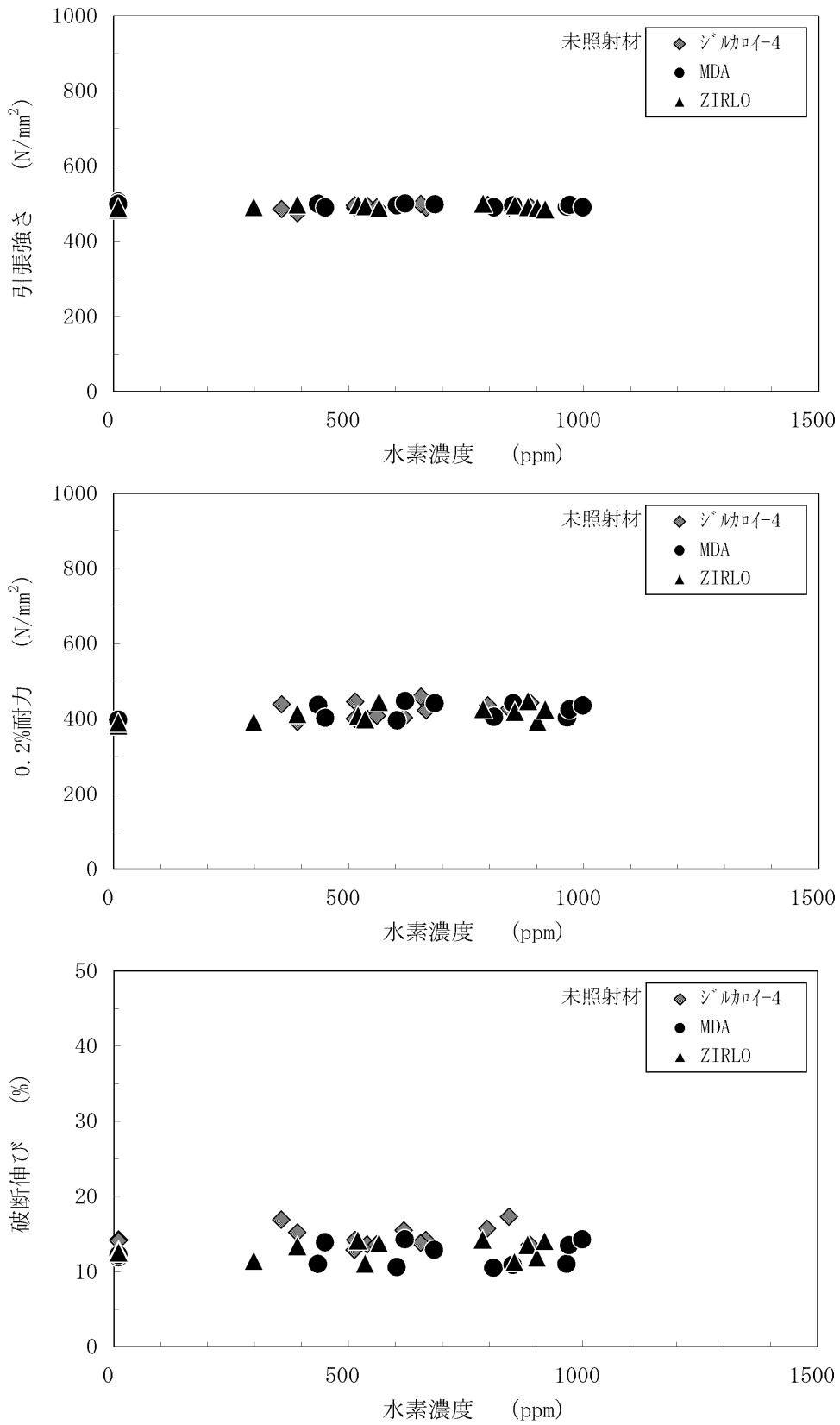


図 2.2-3(1) 未照射改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の機械的特性と水素吸収量 (水素濃度) の関係

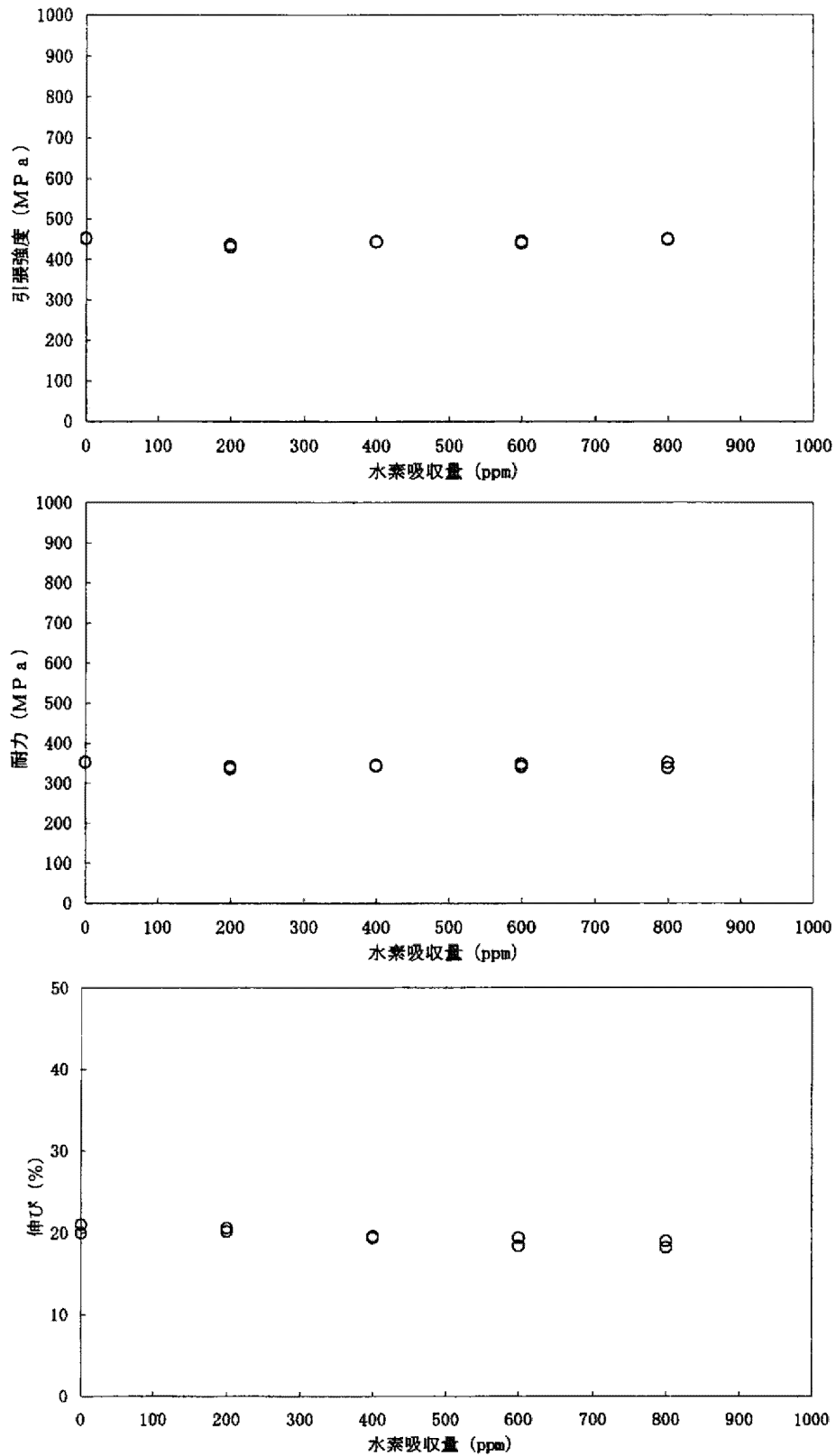


図 2.2-3(2) 未照射改良被覆管 (NDA) の機械的特性と水素吸収量の関係

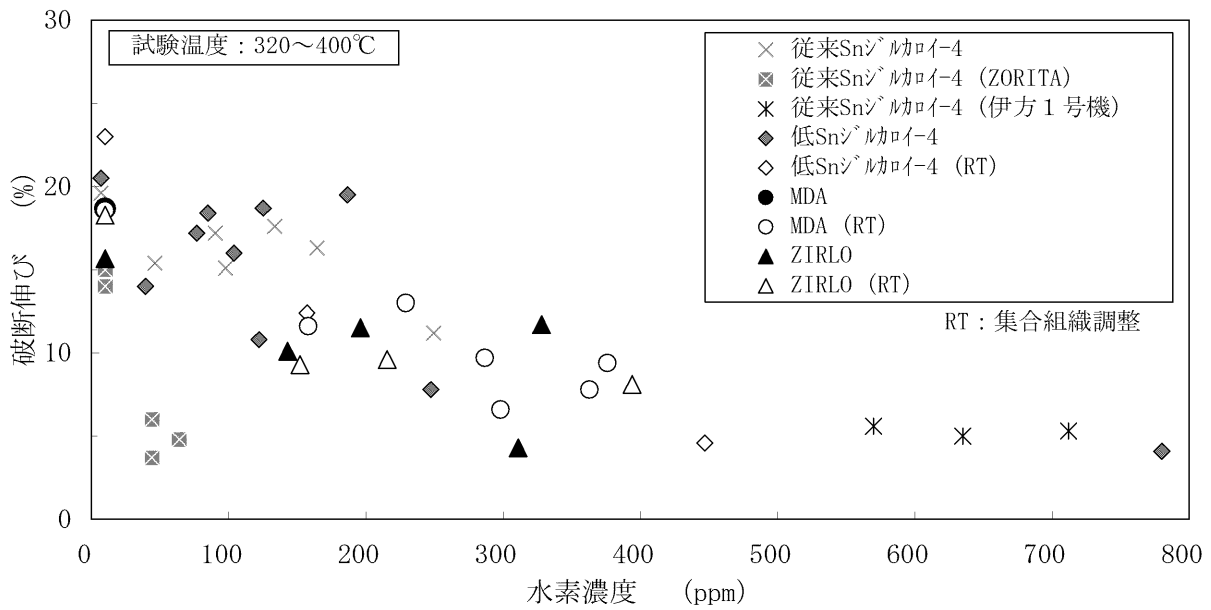


図 2.2-4(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の破断伸びと水素吸収量 (水素濃度) の関係

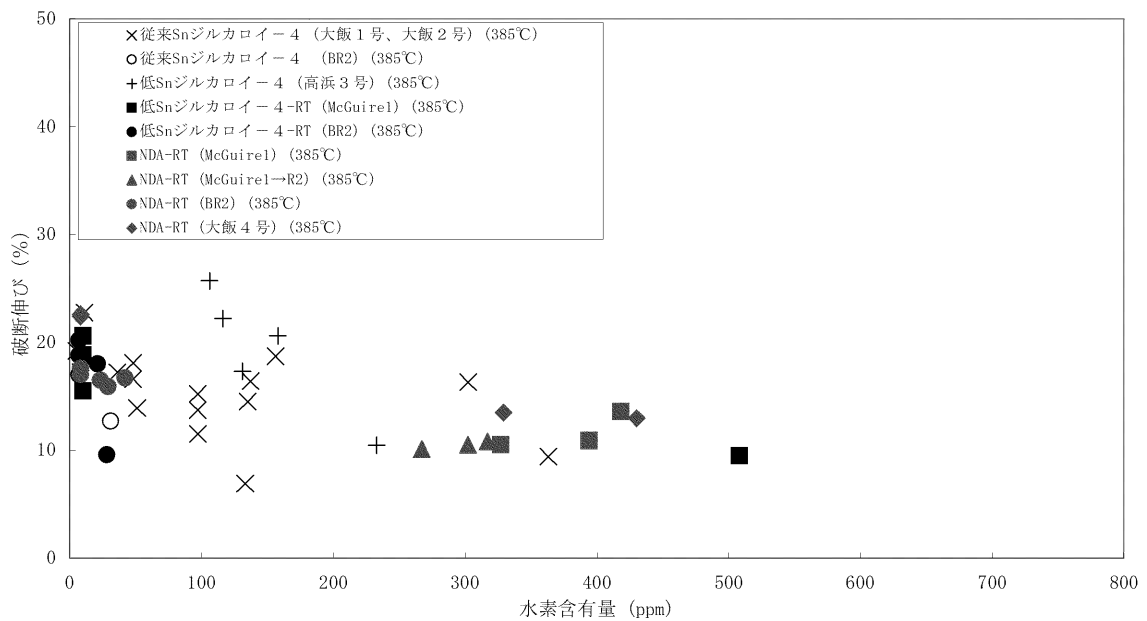


図 2.2-4(2) 改良被覆管 (NDA) の破断伸びと水素吸収量の関係

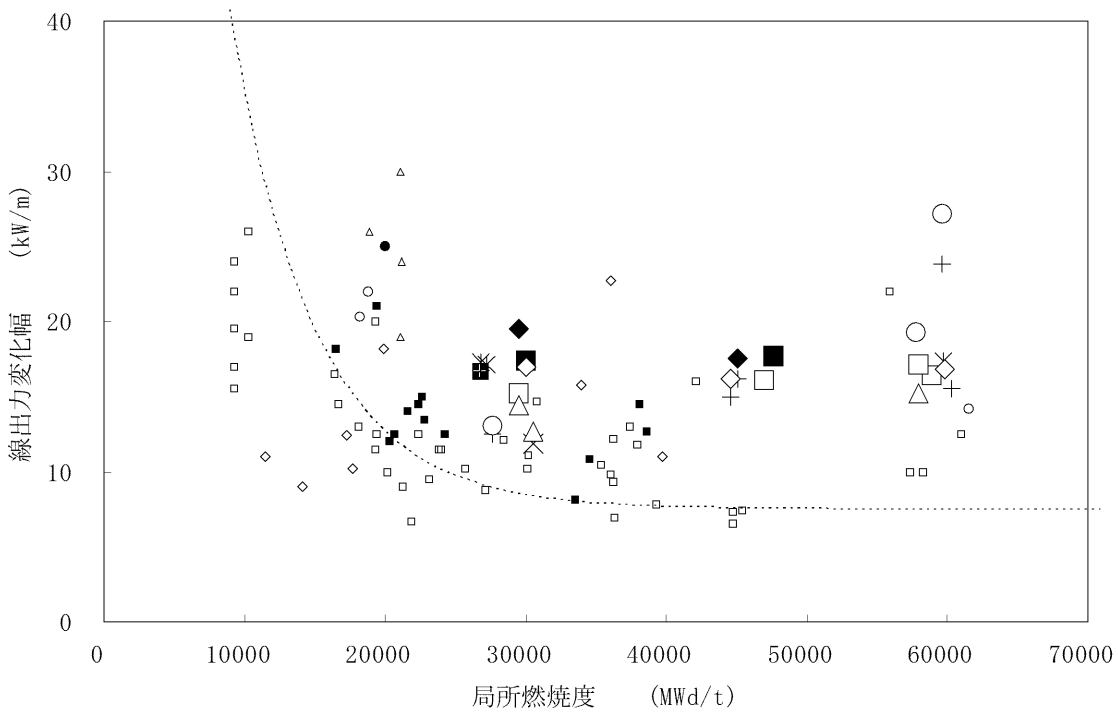
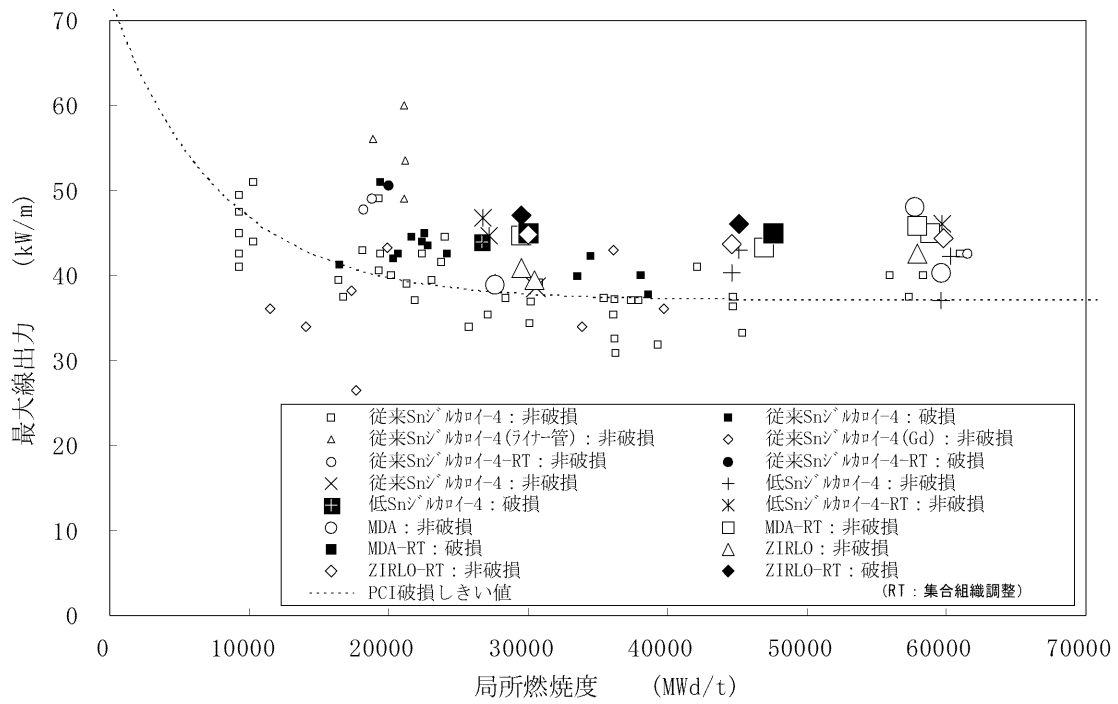


図2.2-5(1) 改良被覆管 (MDA及びZIRLO) の耐PCI性

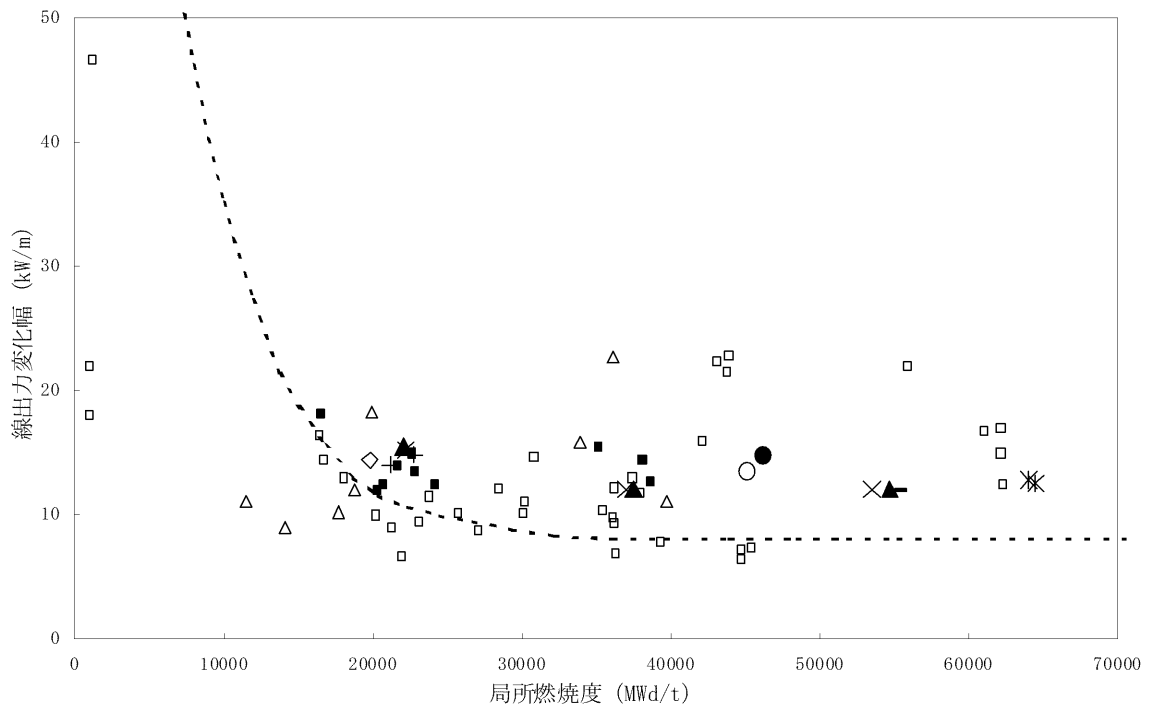
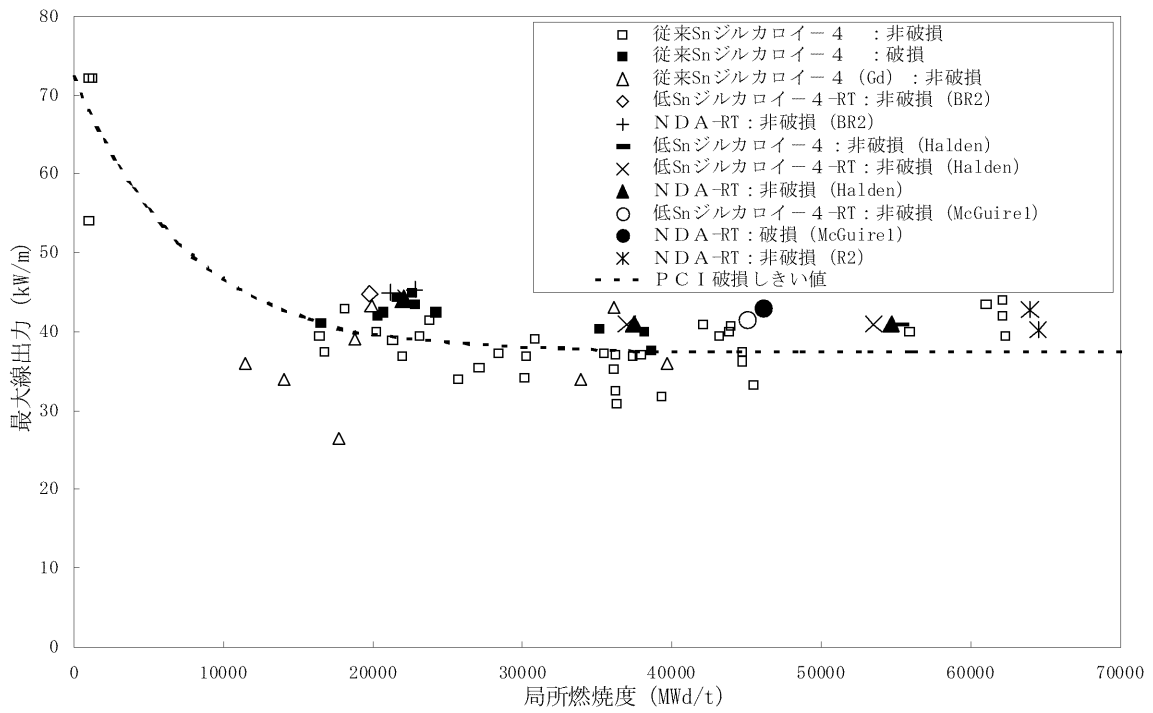


図2.2-5(2) 改良被覆管 (NDA) の耐PCI性

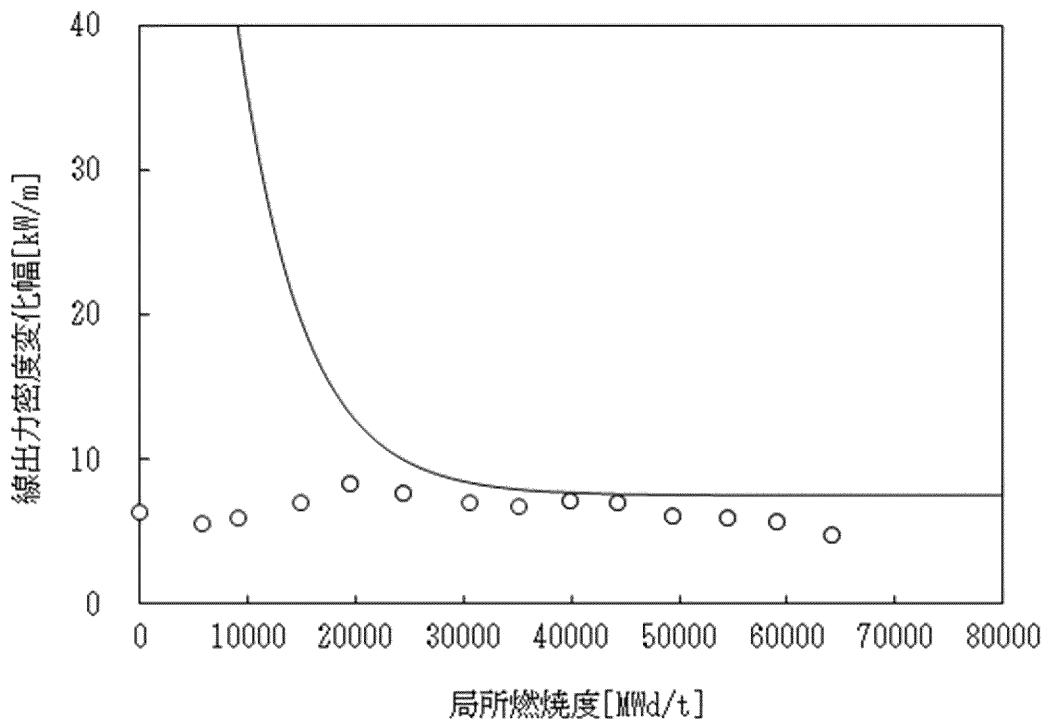
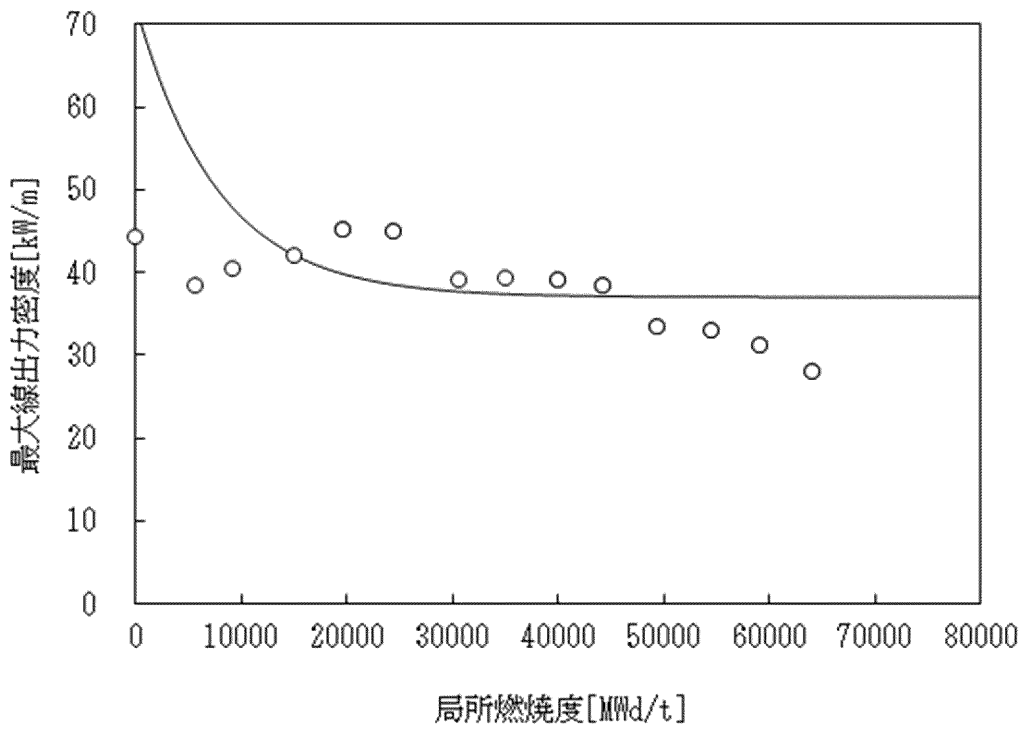


図2.2-6 PCI評価結果

3. 燃料集合体の健全性

3.1 設計方針

ステップ2燃料集合体は、原子炉安全専門審査会内規「加圧水型原子炉に用いられる17行17列型の燃料集合体について（昭和51年2月16日）」に記載されている考え方にに基づき、燃料集合体の骨格を形成する制御棒案内シンプル、支持格子、上部ノズル及び下部ノズル並びにこれらの部材の接合部分について、種々の荷重に対してその健全性が保持され、周囲の炉心構造物の機能に影響を与えないように、以下の2つの設計基準を満足するよう設計する。

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度

通常運転時及び運転時の異常な過渡変化状態において生ずる静的荷重及び繰り返し荷重に対する応力は、原則として、ASME Section IIIに基づいて評価する。

(2) 輸送及び取扱時の強度

輸送及び取扱時の荷重に対して、6G（Gは重力加速度を示す）の荷重で著しい変形が生じないこと。

3.2 設計評価

ステップ2燃料集合体は、基本構造がステップ1燃料集合体と同等であり、その健全性を確保するため従来と同様、実験、有限要素法構造解析等に基づき、以下の点を考慮して設計する。

(1) 通常運転時及び運転時の異常な過渡変化時の強度

原子炉内における使用期間中、通常運転時には燃料集合体の各構成部品に水力的揚力、浮力、上部ノズル押えばね力及び燃料集合体自重が働き、運転時の異常な過渡変化時には、これらに加

えてスクラム時の衝撃荷重が働く。

ステップ2燃料集合体は、これらの荷重に対する健全性に問題ない設計とする。

なお、上記荷重はステップ1燃料集合体に対するものと同程度であること、またステップ2燃料集合体の基本構造がステップ1燃料集合体と同等であることから、ステップ2燃料集合体はステップ1燃料集合体と同様、その健全性に問題ない設計とすることができる。

(2) 輸送及び取扱い時の強度

ステップ2燃料集合体は、輸送及び取扱い時の設計荷重6Gに対する健全性に問題ない設計とする。

なお、設計荷重はステップ1燃料集合体に対するものと同程度であること、またステップ2燃料集合体の基本構造がステップ1燃料集合体と同等であることから、輸送及び取扱い時についても、ステップ2燃料集合体はステップ1燃料集合体と同様、その健全性に問題ない設計とすることができる。また、この設計荷重6Gは、輸送時の最大荷重が輸送容器に装備したショック指示計又は加速度計により6G以下であることを確認すること、また燃料取扱い時の最大荷重は使用されるクレーンの特性で決まり、3G～4G程度であることから、燃料集合体としての機能は保持される。

(3) その他の設計上の考慮事項

上述の考慮事項の他に高燃焼度化に伴う影響を考慮する主要事項について以下に示す。

a. 燃料集合体の寸法変化

燃料集合体は、制御棒案内シンブルの照射成長に加え、燃料棒の伸びと制御棒案内シンブルの照射成長の差及び支持格子

の燃料棒拘束力に応じて制御棒案内シンプルに加わる引張力による照射クリープ変形により、燃焼度の増加とともに伸びる。また、燃料棒とノズルの間隙は、燃料棒伸びが燃料集合体伸びより大きいことから、燃焼度の増加とともに減少する。

ステップ2燃料集合体は、寿命末期において燃料集合体と炉心板並びに燃料棒とノズルが干渉しないよう十分な間隙を確保した設計とする。

b. 燃料棒曲がり

燃料棒曲がりは、燃料棒と燃料集合体の伸びの差により、支持格子の燃料棒拘束力に応じた圧縮力が燃料棒に作用するため発生する。

ステップ2燃料集合体は、過度な燃料棒曲がりが生じないよう支持格子の燃料棒拘束力等を適切な設計とする。

c. 燃料棒の流動振動によるフレットニング摩耗

燃料寿命中に生じる燃料棒の流動振動の振幅は、燃料棒が支持格子により保持されているため小さい。この支持格子の燃料棒拘束力は、燃料棒曲がりが過大とならないこと、輸送及び取扱い時に燃料棒の移動がないこと並びにフレットニング摩耗が過大とならないことを考慮して設計している。

ステップ2燃料集合体においても、燃料棒の流動振動による過度なフレットニング摩耗が生じないよう支持格子の燃料棒拘束力等を適切な設計とする。

d. 支持格子の位置ずれ

A型燃料集合体の中間部支持格子は制御棒案内シンプルに固定されているため、燃料集合体伸びに応じて移動するが、燃料集合体伸びは比較的小さく、移動した支持格子が隣接する支持格子と過大な位置ずれを起こすことはない。

一方、B型燃料集合体の中間部支持格子はフローティング型となっており、燃料棒伸びに応じて移動することから、支持格子の移動量は比較的大きく、移動した支持格子が隣接する支持格子と過大な位置ずれを起こした場合、1次冷却材の横流れが発生し、燃料棒の流動振動を増加させる可能性がある。

このため、B型のステップ2燃料集合体の中間部支持格子は、B型燃料集合体及びA型燃料集合体との隣接を考慮し、これら隣接する燃料集合体の中間部支持格子と燃焼期間を通じて重なり合った状態となる設計とする。

e. ジルカロイ-4製部材の腐食

ステップ2燃料集合体に用いられるジルカロイ-4製部材（制御棒案内シンブル及び中間部支持格子）は、被覆管と同様、炉内滞在中に腐食するものの、非発熱体であることから、被覆管に比べ腐食量は少なくなる。

国内外商業炉にて照射された制御棒案内シンブルの酸化膜厚さ及び水素吸収量をそれぞれ図3.2-1及び図3.2-2に示す。制御棒案内シンブルの酸化膜厚さは、制御棒案内シンブル肉厚に対して十分小さく、また水素吸収量も小さい。中間部支持格子は制御棒案内シンブルと同じ材料であり温度条件も同等であることから、制御棒案内シンブルと同様な腐食特性を示すと考えられる。

なお、照射データを取得した制御棒案内シンブルは従来Snジルカロイ-4製であるが、現在のステップ1燃料ではより耐食性に優れた低Snジルカロイ-4製制御棒案内シンブルを用いており、ステップ2燃料でも引き続きこれを使用する。

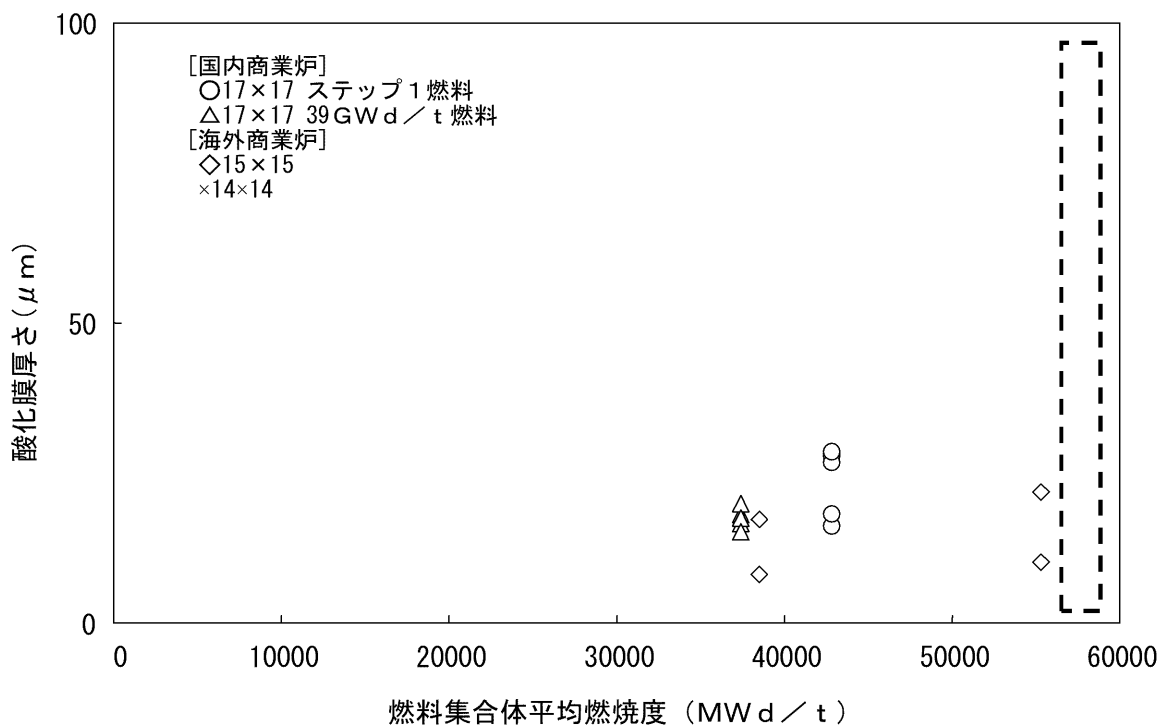


図 3.2-1 制御棒案内シンプルの酸化膜厚さ

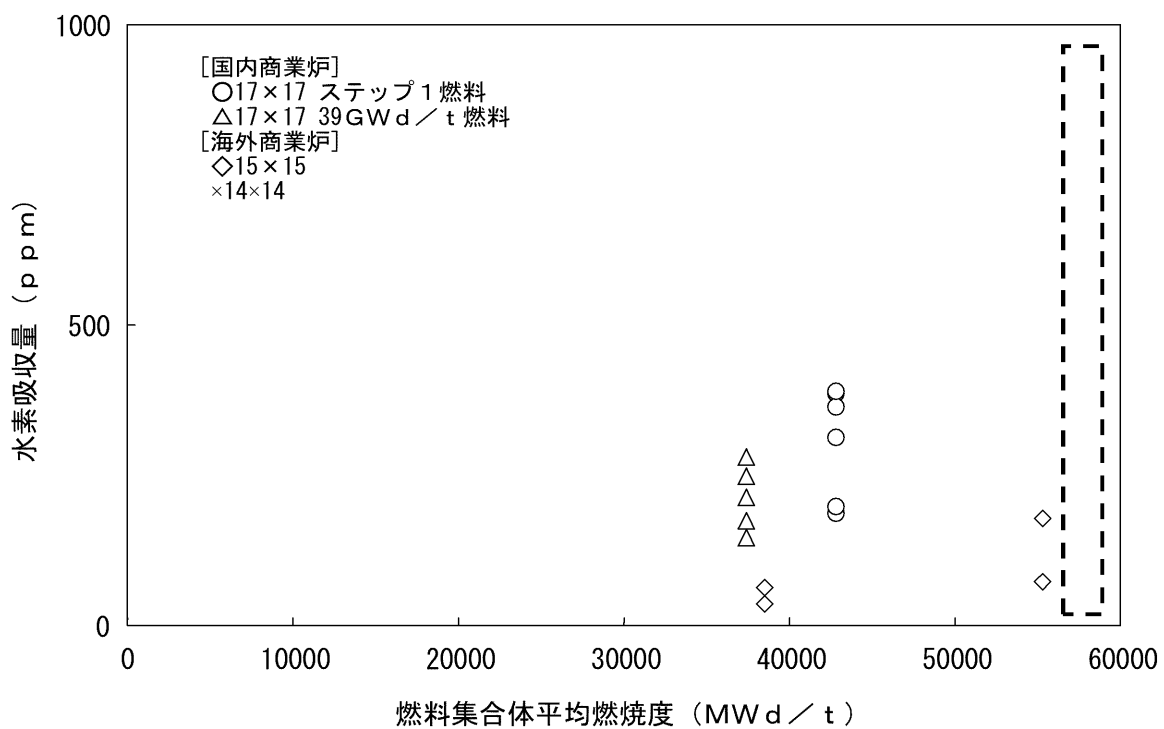


図 3.2-2 制御棒案内シンプルの水素吸収量

[- - -]: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

4. まとめ

玄海原子力発電所4号炉で採用を計画しているステップ2燃料について、改良被覆管等の特性を踏まえた健全性評価の結果から、ステップ2燃料の機械設計が所要の設計基準を満足するものであることを確認した。

燃料棒設計コードについて

ステップ 1 燃料及びステップ 2 先行照射燃料の燃料棒健全性評価は、燃料棒設計コード（A 型燃料は「FINE コード」、B 型燃料は「FPAC コード」）を用いて実施されている。

ステップ 2 燃料の燃料棒健全性評価は、この FINE コード及び FPAC コードに以下の主な追加・変更を行った燃料棒設計コード（A 型燃料は「高燃焼度用 FINE コード」、B 型燃料は「高燃焼度用 FPAC コード」）を用いて実施されている。

- ・改良被覆管の腐食量、水素吸収量、炉内クリープ変形及び照射成長を評価できる機能を追加。
- ・ペレット熱伝導率のガドリニア濃度増加に伴う低下割合を変更。
- ・燃焼度増加に伴い低下するようペレット熱伝導率を変更。

（追加・変更点の一覧は表 1 参照）

両コードの実証性は、表 2 に示す改良被覆管及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウランペレットを含む高燃焼度までの照射データに基づき確認されている。両コードの実証データのうち、国内外の試験炉及び PWR 商業炉で照射された燃料棒の代表的な出力履歴をステップ 2 燃料装荷平衡炉心において最高燃焼度となる燃料棒の出力履歴とともに図 1 に示す。両コードの実証データは、ステップ 2 燃料の燃料集合体最高燃焼度 55,000MWd/t（燃料棒最高燃焼度で約 61,000MWd/t）を包絡する燃焼度範囲にあり、またペレットからの FP ガス放出及び燃料棒内圧変化のように出力履歴に影響を受ける照射挙動を考えた場合でも、ステップ 2 燃料の炉内照射にて想定される線出力と同程度またはそれよりも高い線出力範囲の履歴となっている。したがって、表 2 に示す実証データは、両コードのステップ 2 燃料健全性評価への適用を考える上で妥当なものである。

個別の照射挙動項目について両コードによる計算値と実測値との比較を図 2～10 に示すが、これらの図より両コードの実証性を以下のとおり確認した。

(1) 燃料中心温度（二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料）

二酸化ウラン燃料及びガドリニア入り二酸化ウラン燃料に対する中心温度の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 2 及び図 3 に示す。これらの図に示す実測値は、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における値であり、また図 3 には高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(2) FP ガス放出率及び燃料棒内圧

FP ガス放出率及び燃料棒内圧の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 4 及び図 5 に示す。これらの図には、燃料棒内圧の観点から厳しくなる高燃焼度データ及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(3) ペレット体積変化

ペレットは、燃焼に伴い燃焼初期の焼きしまりによる体積減少とその後支配的となるスエリングによる体積増加という挙動を示す。ペレット体積変化の計算値と実測値の比較を図 6 に示す。同図には、高燃焼度データ及び高濃度ガドリニア入り二酸化ウラン燃料データが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(4) 燃料棒外径変化

燃焼に伴う燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較を図 7 に示す。同図には、ペレットと改良被覆管が接触するまでのデータ、すなわち改良被覆管の燃焼に伴う炉内クリープ変形に関するデータが含まれており、両コードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(5) 燃料棒伸び

燃料棒伸びの計算値と実測値の比較を図 8 に示す。同図には、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における改良被覆管の照射データが含まれており、両コ

ードによる計算値は、実測値を良く再現している。

(6) 被覆管腐食量及び水素吸収量

被覆管腐食量及び水素吸収量の計算値と実測値の比較をそれぞれ図 9 及び図 10 に示す。これらの図には、高燃焼度に至るまでの各燃焼度における改良被覆管の照射データが含まれている。両コードによる計算値は、実測値に対して同等もしくは若干過大な値となっているが、これは被覆管腐食評価上安全側の評価結果を与えることとなる。

表 1(1) 高燃焼度用 FINE コードにおける追加・変更点

計算項目	挙動評価モデル	高燃焼度用 FINE コードにおける追加・変更点		
燃料温度	1次冷却材温度	変更なし		
	被覆管温度	変更なし		
	ペレット-被覆管ギャップ温度	変更なし		
	ペレット内温度分布	ペレット熱伝導率式を変更 ・ 燃焼に伴う低下 ・ ガドリニア添加による低下割合 ・ リム組織の形成 ペレット密度補正式を変更		
燃料棒寸法変化	ペレット熱膨張	変更なし		
	ペレット焼きしまり	変更なし		
	ペレットスエリング	変更なし		
	被覆管熱膨張及び弾性変形	変更なし		
	被覆管クリープ変形	[従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[MDA/ZIRLO] 定数を調整した評価式を追加	
	被覆管照射成長			
燃料棒内圧	FP ガス放出	FP ガス放出評価式を変更 ・ ペレット熱伝導率の変更に伴う評価式の定数を変更 ・ リム組織の形成		
被覆管応力	内外圧差及び接触圧による応力、熱応力	変更なし		
被覆管腐食及び水素吸収	被覆管腐食	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4] 水素吸収率の変更に伴い評価式の定数を変更	[MDA/ZIRLO] 定数を調整した評価式を追加
	水素吸収量	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4、 MDA/ZIRLO] データベース拡充に伴い水素吸収率を変更 (MDA/ZIRLO の水素吸収率は低 Sn ジルコイ-4 と同等)	

表 1(2) 高燃焼度用 FPAC コードにおける追加・変更点

計算項目	挙動評価モデル	高燃焼度用 FPAC コードにおける追加・変更点		
燃料温度	1次冷却材温度	変更なし		
	被覆管温度	変更なし		
	ペレット-被覆管ギャップ温度	ギャップ熱伝達係数を変更		
	ペレット内温度分布	ペレット熱伝導率式を変更 ・ 燃焼に伴う低下 ・ ガドリニア添加による低下割合		
燃料棒寸法変化	ペレット熱膨張	変更なし		
	ペレット焼きしまり	変更なし		
	ペレットスエリング	固体 FP スエリングの燃焼度依存性を変更		
	ペレットリロケーション	ペレットと被覆管接触後のペレット剛性を変更		
	被覆管熱膨張及び弾性変形	変更なし		
	被覆管クリープ変形	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4、NDA] データベース拡充に伴い評価式の定数を変更 (NDA のクリープ変形は低 Sn ジルコイ-4 と同等)	
	被覆管照射成長		[低 Sn ジルコイ-4] データベース拡充に伴い評価式の定数を変更	[NDA] 定数を調整した評価式を追加
燃料棒内圧	FP ガス放出	FP ガス放出評価式を変更 ・ ペレット熱伝導率の変更に伴う評価式の定数を変更		
被覆管応力	内外圧差及び接触圧による応力	有限要素法を用いた計算に変更		
	熱応力	変更なし		
被覆管腐食及び水素吸収	被覆管腐食	[従来 Sn ジルコイ-4] 変更なし	[低 Sn ジルコイ-4] データベース拡充に伴い評価式の関数を変更	[NDA] 定数を調整した評価式を追加
	水素吸収量	[従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4、NDA] データベース拡充に伴い水素吸収率を変更 (NDA の水素吸収率は従来 Sn/低 Sn ジルコイ-4 と同等)		

表2(1) 燃料棒設計コードの実証データ（高燃焼度用FINEコード）

照射炉	燃料型式	本数	被覆材	ペレット	ペレット初期密度(%TD)	燃料棒平均燃焼度(MWd/t)	燃料棒平均線出力密度(kW/m)	実証項目					備考		
								燃料中心温度	FPガス放出率・燃料棒内圧	ペレット体積変化	燃料棒寸法変化	被覆管食量・水素吸収量			
試験炉	Halden, R2, Saxton	17×17	54	ジルカロイ-4	UO ₂ 10wt% Gd	92~95	~29,000	~30*1	○		-	-	-	*1: 出力変動が大きいため Halden データは含まない	高燃焼度化ステップ2先行照射 燃料安全審査当時のデータ
国内商業炉	美浜2号機、美浜3号機、大飯1号機、大飯2号機、高浜3号機、玄海1号機、伊方1号機	14×14 15×15 17×17	76	ジルカロイ-4	UO ₂ 6wt% Gd	94~95	~50,000	~24	-	○					
海外商業炉	Zion, Surry, Zorita, Trojan, Farley, North Anna 1, BR3	14×14 15×15 17×17	302	ジルカロイ-4	UO ₂ 3~10wt% Gd	93~97	~62,000	~32	-		○	○	○		
試験炉	Halden, BR2, R2	17×17 細径	16	ジルカロイ MDA	UO ₂ 6~8wt% Gd	94~98	~86,000	~20*2	○	○	○	○	-	*2: 出力変動が大きいため Halden データは含まない	上記からの追加データ
	Halden	ディスク	7	-	UO ₂ 10wt% Gd	96~97	~80,000*3	-	-	-	○	-	-	*3: ペレット燃焼度	
国内商業炉	美浜3号機、高浜3号機、大飯2号機、大飯4号機	15×15 17×17	292	ジルカロイ-4 MDA ZIRLO	UO ₂ 6wt% Gd	95	~46,000	~21	-	○	○	○	○		
海外商業炉	Vandellos 2*5 North Anna 1, BR3*5	17×17	330	ジルカロイ-4 MDA ZIRLO	UO ₂ 10wt% Gd	95	~65,000*4	~30	-					*4: セグメント燃料棒燃焼度を含む *5: 一部R2にて継続照射	

表2(2) 燃料棒設計コードの実証データ（高燃焼度用FPACコード）

照射炉	燃料型式	本数	被覆材	ペレット	ペレット初期密度(%TD)	燃料棒平均燃焼度(GWd/t)	燃料棒平均線出力密度(kW/m)	実証項目					備考		
								燃料中心温度	FPガス放出率・燃料棒内圧	ペレット体積変化	燃料棒寸法変化	被覆管食量・水素吸収量			
試験炉	Halden、Oak Ridge、DR3、R2	17×17	17	ジルカロイ	UO ₂ 10wt% Gd	90~98	~17	~28	○		-				高燃焼度ステップ2先行照射燃料安全審査当時のデータ
国内商業炉	伊方1号機、大飯1号機、大飯2号機	14×14 17×17	21	ジルカロイ-4	UO ₂ 6wt% Gd	95	~48	~24	-	○		○			
海外商業炉	BR3、Zorita、Oconee、Obrigheim、Graveline	14×14 15×15 17×17	181	ジルカロイ-4	UO ₂ 3~10wt% Gd	93~96	~69	~40	-		○		○		
試験炉	Halden、DR3、BR2、Osiris、Siloe、R2	16×16 17×17 細径	37	ジルカロイ NDA	UO ₂ 5~10wt% Gd	94~97	~87	~37	○						上記からの追加データ
国内商業炉	大飯2号機、大飯3号機、大飯4号機、高浜3号機	17×17	455	ジルカロイ-4 NDA	UO ₂ 6~10wt% Gd	95~96	~57	~23	-	○	○	○	○		
海外商業炉	McGuire1、Goesgen、海外商業炉A 海外商業炉B	15×15 17×17	155	ジルカロイ-4 NDA	UO ₂	95~97	~51	~28	-						

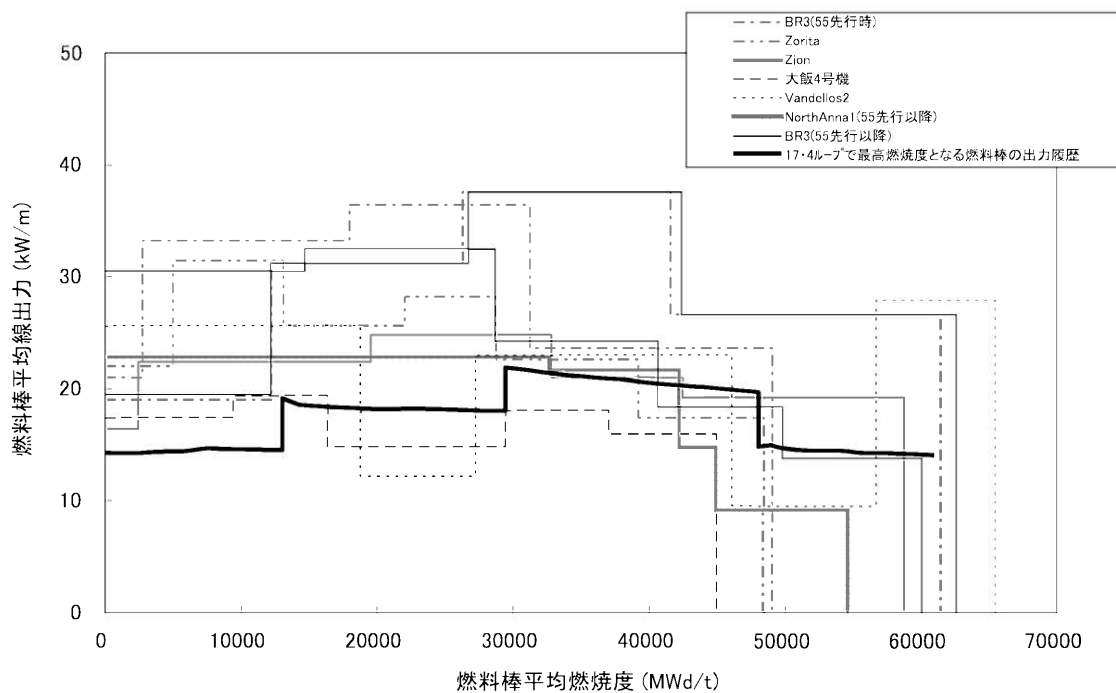


図 1(1) ステップ 2 燃料評価に対する高燃焼度用 FINE コード
実証データの出力履歴

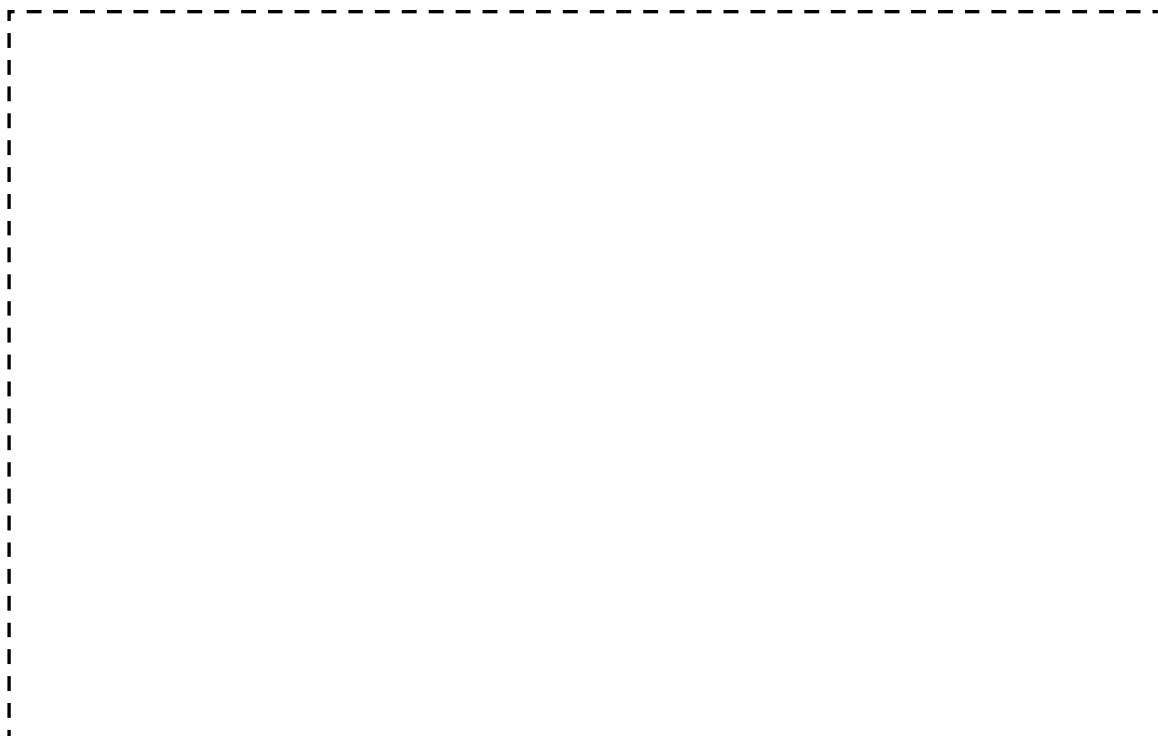


図 1(2) ステップ 2 燃料評価に対する高燃焼度用 FPAC コード
実証データの出力履歴

┌───┐: 商業機密に係る事項のため、公開できません。

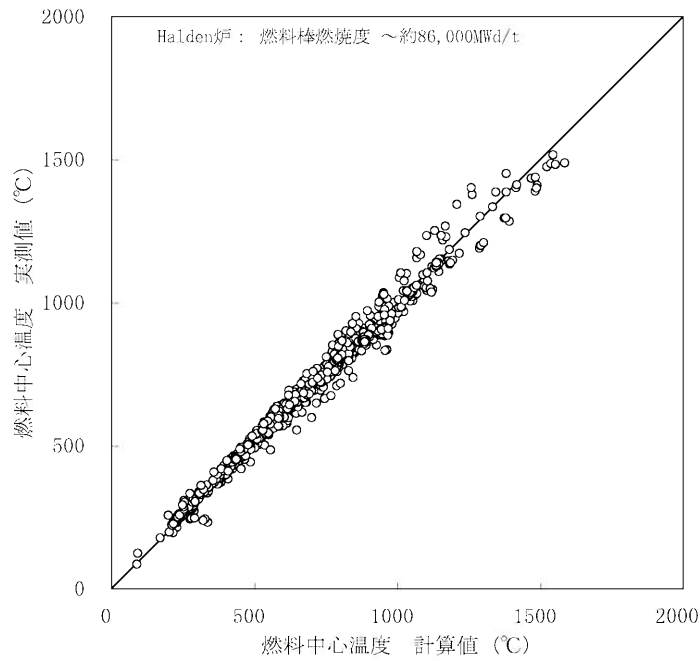


図 2(1) 二酸化ウラン燃料の中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

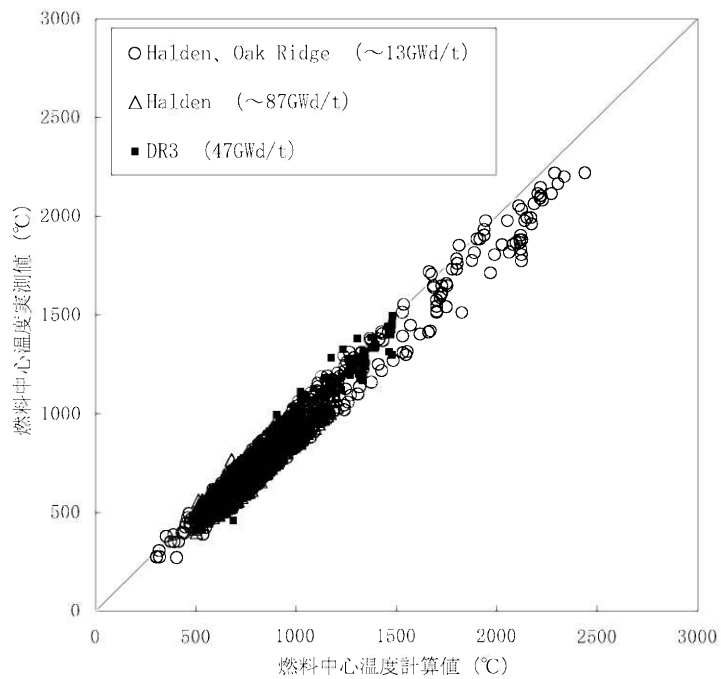


図 2(2) 二酸化ウラン燃料の中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

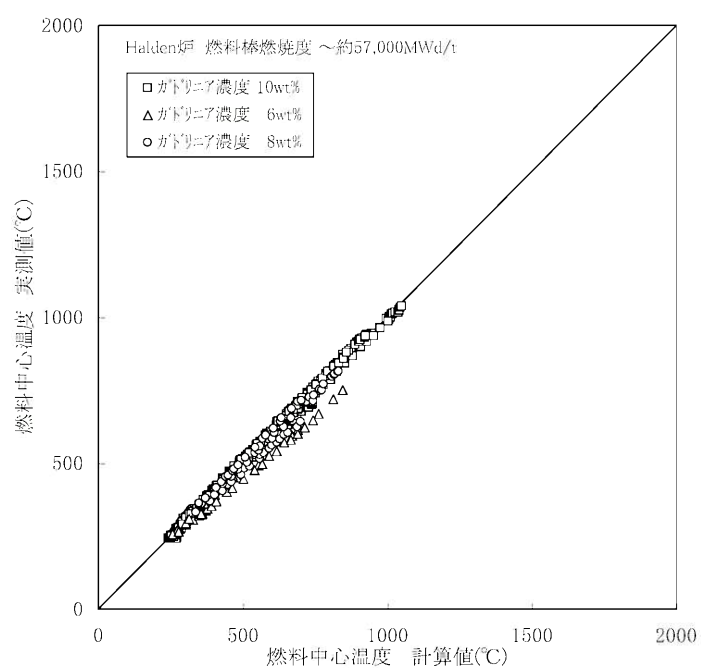


図3(1) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

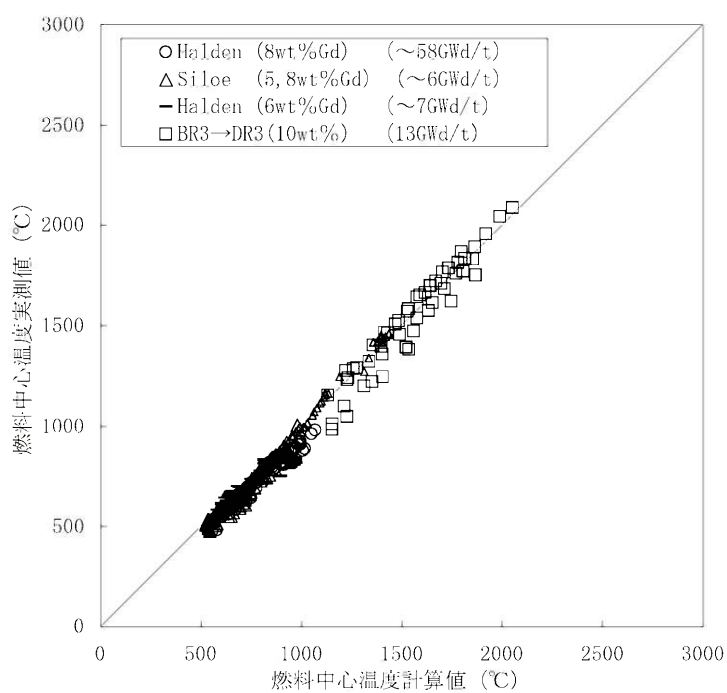


図3(2) ガドリニア入り二酸化ウラン燃料中心温度の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

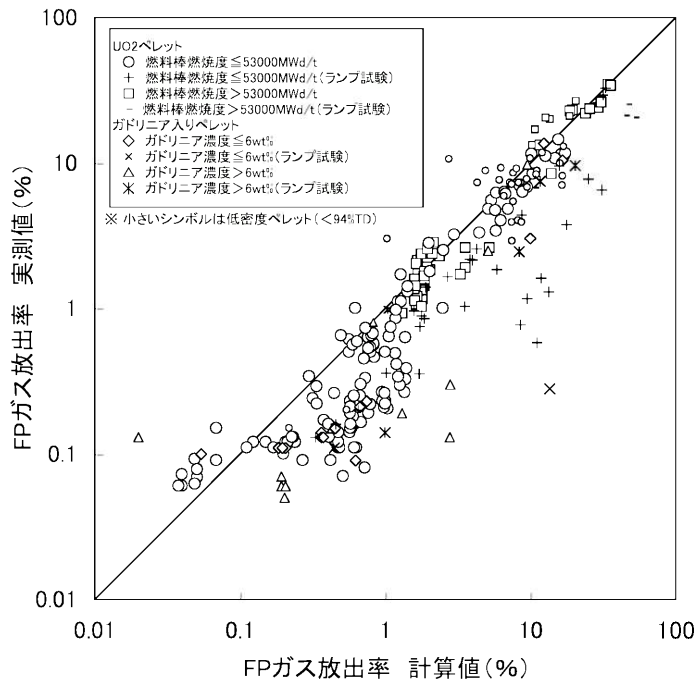


図 4(1) FP ガス放出率の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FINE コード)

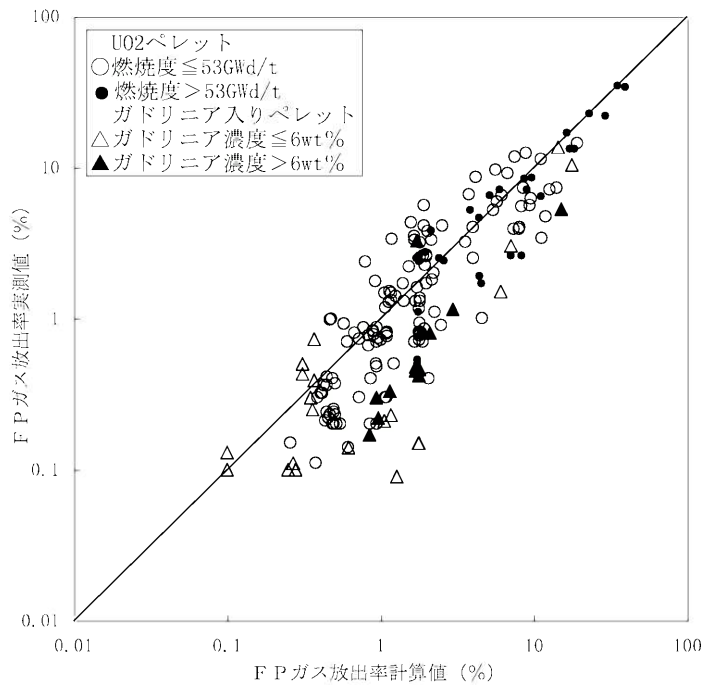


図 4(2) FP ガス放出率の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FPAC コード)

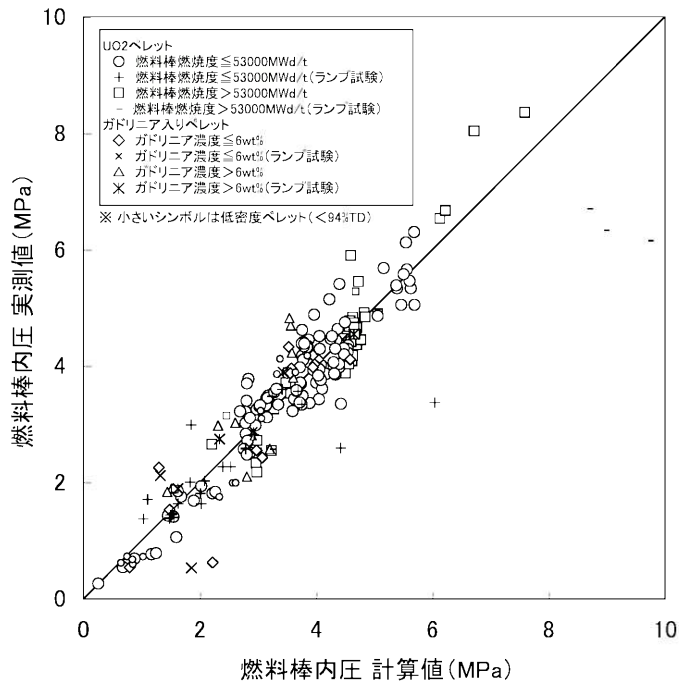


図 5(1) 燃料棒内圧の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

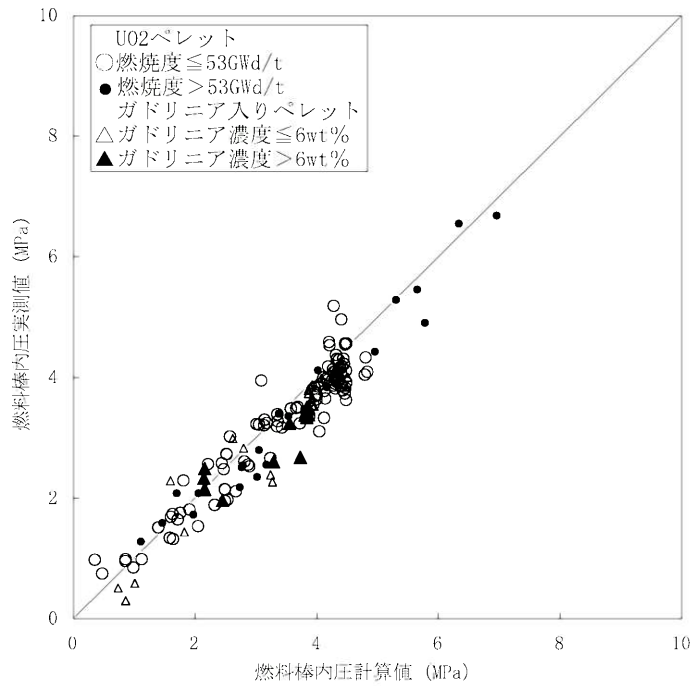


図 5(2) 燃料棒内圧の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

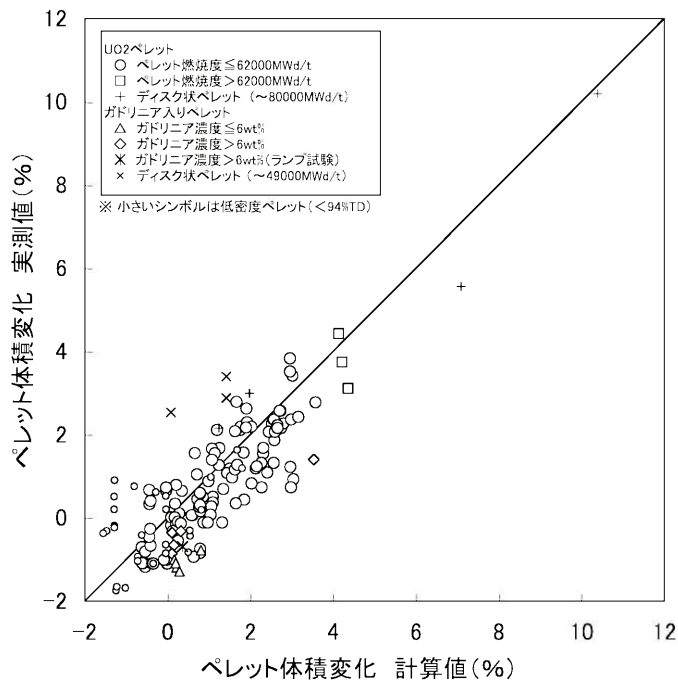


図 6(1) ペレット体積変化の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FINE コード)

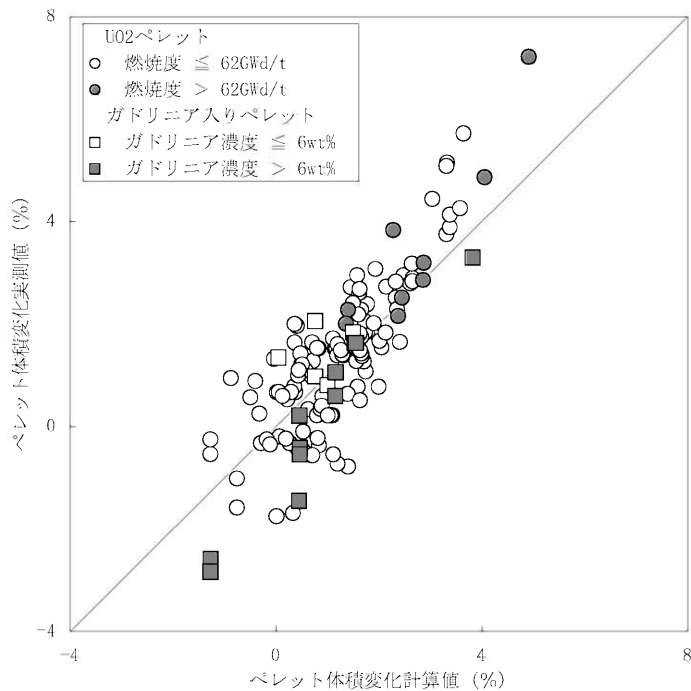


図 6(2) ペレット体積変化の計算値と実測値の比較
 (高燃焼度用 FPAC コード)

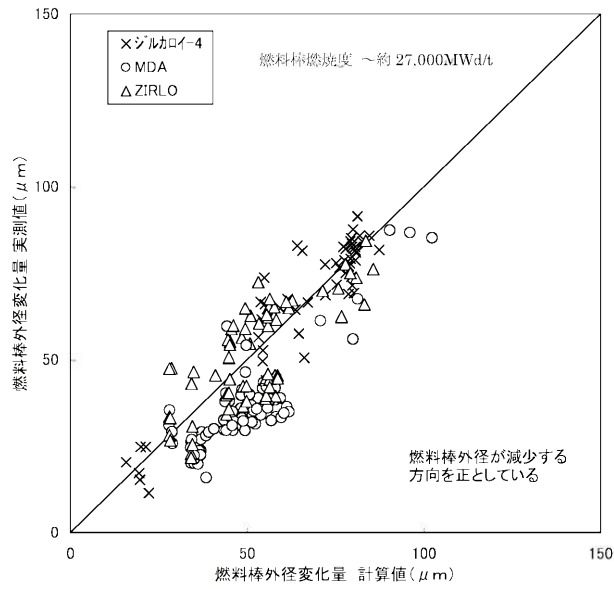


図 7(1) 燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

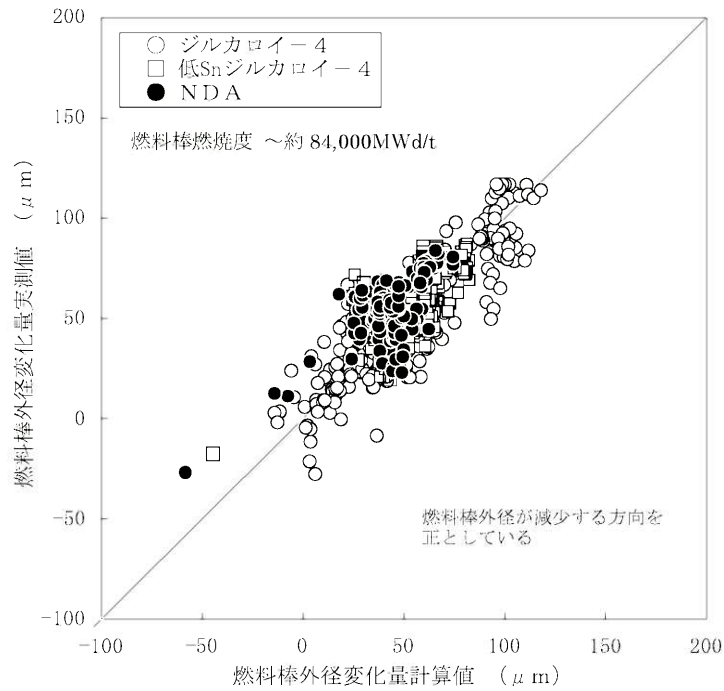


図 7(2) 燃料棒外径変化の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

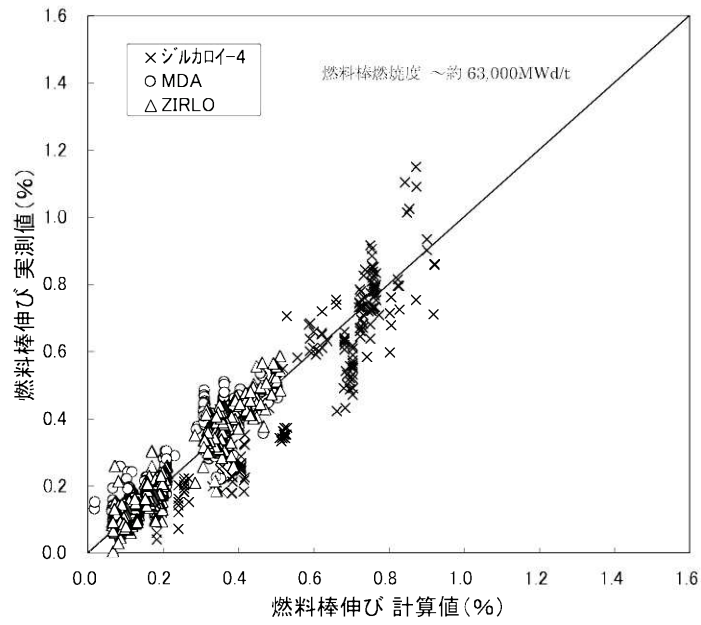


図 8(1) 燃料棒伸びの計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

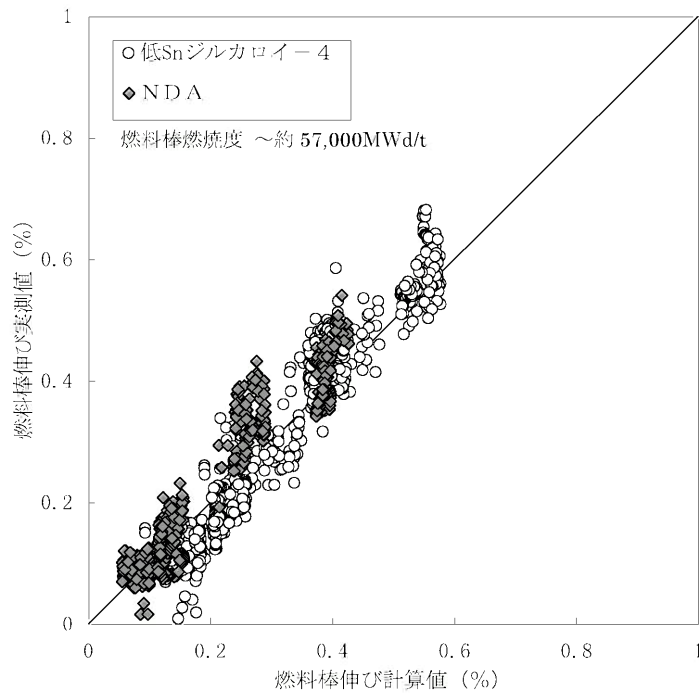


図 8(2) 燃料棒伸びの計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

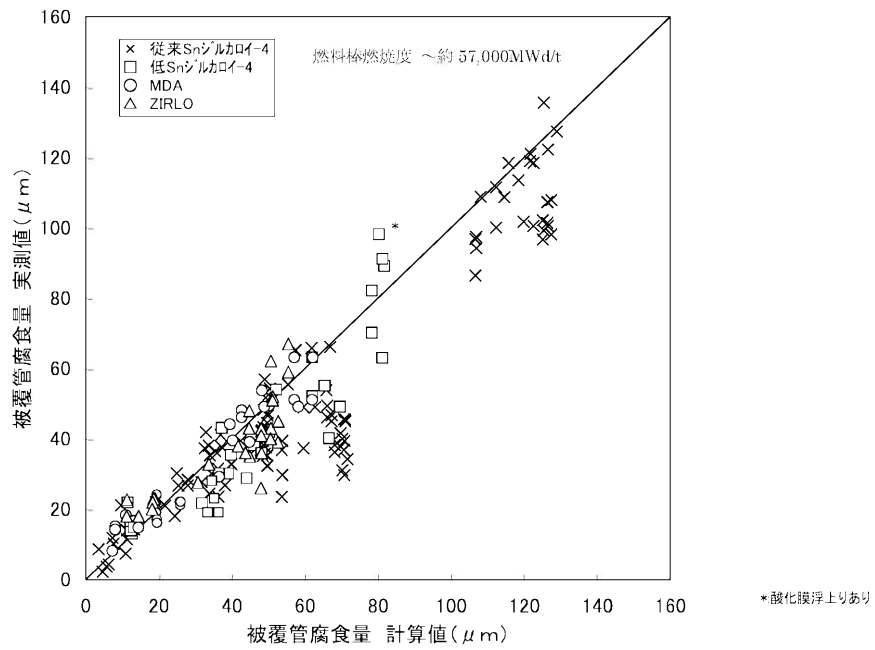


図 9(1) 被覆管腐食量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

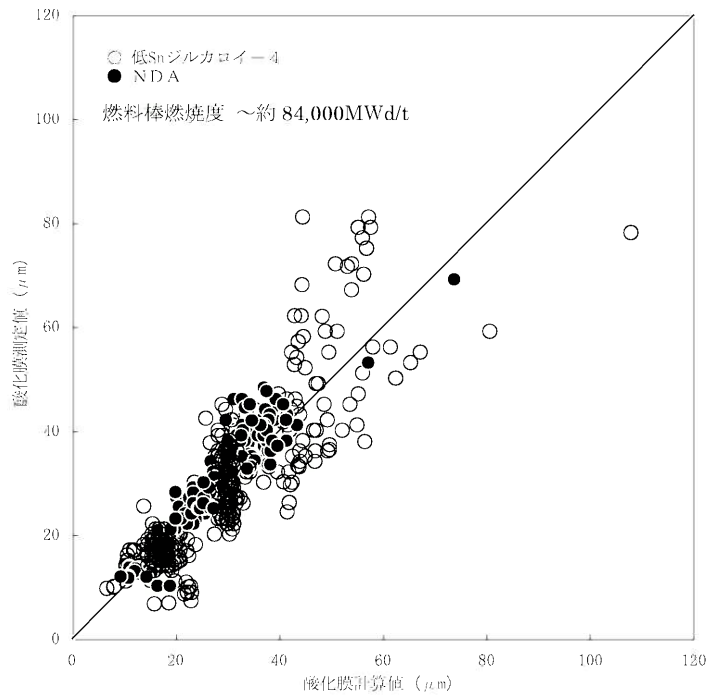


図 9(2) 被覆管腐食量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

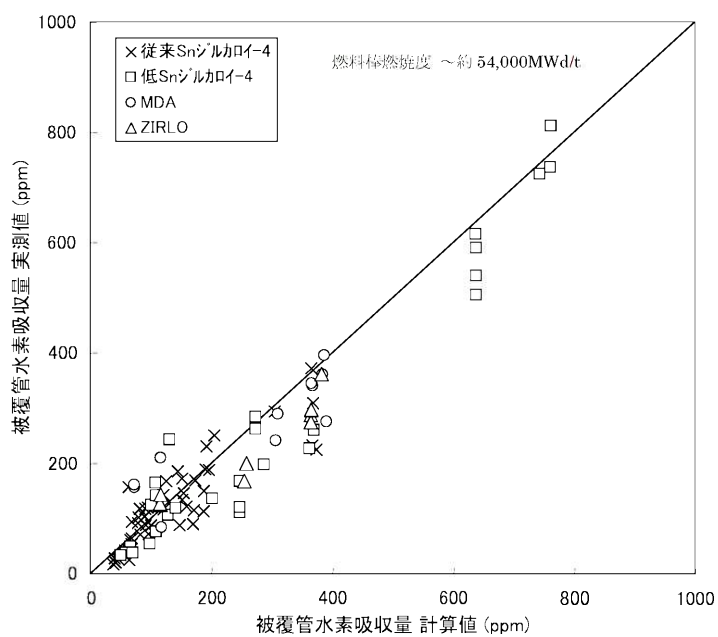


図 10(1) 被覆管水素吸収量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FINE コード)

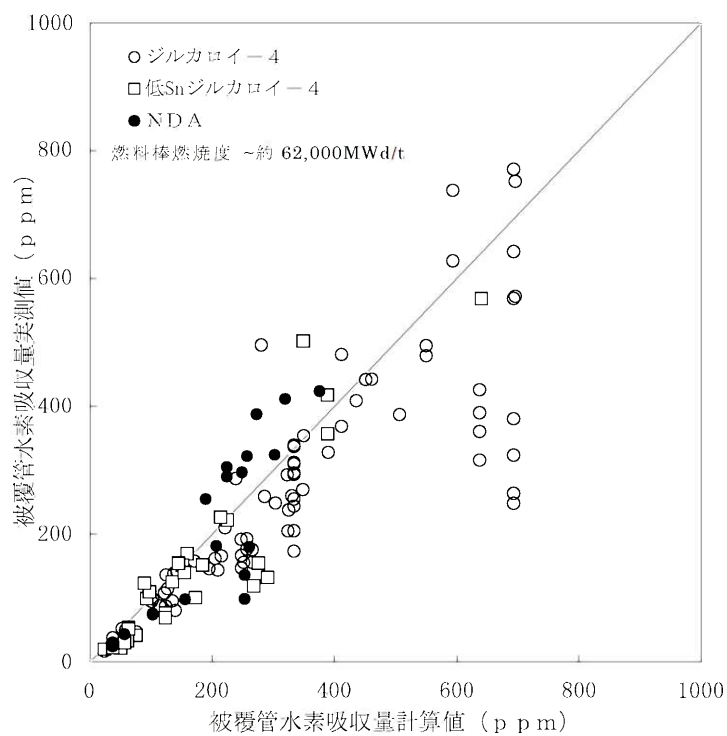


図 10(2) 被覆管水素吸収量の計算値と実測値の比較
(高燃焼度用 FPAC コード)

燃料棒設計コードでの考慮事項

高燃焼度用 FINE コード及び高燃焼度用 FPAC コードは、従来の FINE コード及び FPAC コードに改良被覆管等の特性及びペレット照射挙動に関する最近の知見を反映したものである。高燃焼度用 FINE コード及び高燃焼度用 FPAC コードにおける考慮事項を FINE コード及び FPAC コードと比較して参考表 1 および参考表 2 にそれぞれ示す。

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [1/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃 料 温 度	<p>燃料温度は、1次冷却材温度、被覆管温度、ペレット被覆管ギャップ温度差及びペレット内温度の順に計算される。</p> <p>[1次冷却材温度] 燃料棒下端からの1次冷却材エンタルピ上昇をもとに計算される。</p> <p>[被覆管温度] 局所沸騰のない場合はDittus-Boelterの式、局所沸騰がある場合はThomの式を用いて計算される。</p> <p>[ペレット被覆管ギャップ温度差] ギャップ内のガスの熱伝達及びペレットと被覆管の接触による熱伝達を考慮したギャップ熱伝達係数を用いて計算される。</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項 (A型) [2/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃料温度 (続 き)	<p>[ペレット内温度分布] ペレット熱伝導率とペレット内径方向出力分布をもとに計算される。</p> <p><ペレット熱伝導率></p> $k_{95} = \frac{1}{A + B \cdot T} + C \cdot T^3$ <p> k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 A, B, C : 定数(ウランペレット及びガドリニウム濃度に応じたガドリニア入り二酸化ウランペレットごとに設定) </p> <p>※95%TD以外の密度の場合には下記のMaxwell-Euckenの式により密度補正を行う。</p> $k_{\rho} = \frac{\rho}{100 + \beta(100 - \rho)}$ $\times \frac{100 + 0.5(100 - 95)}{95} \cdot k_{95}$ <p> k_{ρ} : 密度ρ (%TD) の熱伝導率 β : 定数 =0.5 ($\rho \geq 95\%$TD) =1.0 ($\rho < 95\%$TD) </p>	<p>(同 左)</p> <ul style="list-style-type: none"> ・ハルデンプロジェクト推奨モデルを参考に、ペレット熱伝導率の燃焼に伴う低下を反映するように変更(熱伝導率式中の①の項)。 ・ガドリニア入りペレット熱伝導率について、ガドリニア添加による低下割合を最新データに基づき見直す(熱伝導率式中の②の係数にガドリニア添加の寄与を考慮)。 $k_{95} = \frac{1}{A + \alpha \cdot w + \beta \cdot Bu + B \cdot T} + C \cdot T^3$ <p style="text-align: center;"> ② ① </p> <p> k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 α, β : 定数 w : ガドリニウム濃度 Bu : 燃焼度 A, B, C : 定数(ガドリニウム濃度に依存せず左欄のウランペレットの場合に同じ) </p> <p>※予測精度向上のため95%TD以外の密度の場合には下記のBakkerの式により密度補正を行うように変更。</p> $\frac{k}{k_{100}} = (1 - p)^n$ <p> p : 気孔率、$n=1.7$ k : 気孔率pの時の熱伝導率 k_{100} : 100%理論密度(気孔率0%)の時の熱伝導率 </p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [3/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
燃料温度 (続 き)		<p>・高燃焼度時にペレット外周部に形成される高気孔率組織（リム組織）幅を以下の式*で与える。</p> $W = \sqrt{391.4(Bu - Bo)}$ $Bu \geq Bo \text{ (MW d / kgM)}$ <p> <i>W</i> : リム幅 <i>Bo</i> : リム組織形成しきい燃焼度 <i>Bu</i> : 燃焼度 </p> <p>上記のリム組織部分について、高気孔率化（～約15%）に伴うペレット熱伝導率への影響を保守的に評価するために、前述のBakkerの式により、リム組織部分の熱伝導率を補正する。</p>

* : HBEP (High Burnup Effects Program) 国際プログラムでの結果に対する Barner らの研究成果を参考としている。

J.O.Barner et al., "Relationship between Microstructure and Fission Gas Release in High burnup UO₂ Fuel with Emphasis on the RIM Region", ANS Topical Meeting, April 1991, Avignon, France

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [4/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
<p>燃料棒 寸法変化</p>	<p>ペレットの寸法変化は、熱膨張及び燃焼に伴う焼きしまりやスエリングを考慮して計算される。被覆管の寸法変化は、熱膨張、弾性変形、クリープ変形等を考慮して計算される。</p> <p>[ペレット熱膨張] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレット焼きしまり] 照射後試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレットスエリング] 固体FPスエリングとFPガススエリングを考慮し、照射後試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[被覆管熱膨張及び弾性変形] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[被覆管クリープ変形] 炉外試験データ及び照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}_{th}(T, \varepsilon_{th}, \sigma) + \dot{\varepsilon}_{irr}(\phi, \sigma) + \dot{\varepsilon}_{growth}(\phi_t)$ <p>$\dot{\varepsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 $\dot{\varepsilon}_{growth}$: 被覆管照射成長に伴う周方向歪速度 T, σ, ϕ, ϕ_t : 温度、応力、高速中性子束、高速中性子照射量</p> <p>[被覆管照射成長] 照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\Delta l_{growth} = A \cdot (\phi_t)^B$ <p>Δl_{growth} : 被覆管照射成長 ϕ : 高速中性子照射量 A, B : 定数</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・改良被覆管 (MDA、ZIRLO®) の特性を反映し定数を調整した評価式を追加。左欄の式の右辺の各項は、応力、歪、温度または照射量の関数となっており、これから得られる変化量が照射後試験データと整合するよう関数内の係数を再設定し、結果として改良被覆管のクリープ量がジルカロイ-4製被覆管に対して約50%となるようにする。</p> <p>・改良被覆管 (MDA、ZIRLO®) の特性を反映し、定数を調整した評価式を追加。照射後試験データと整合するように左欄の式の定数を設定し、結果として改良被覆管の照射成長がジルカロイ-4製被覆管に対して約50%となるようにする。</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [5/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
<p>燃料棒内圧</p>	<p>燃料棒内圧は、燃料棒内のガス量、燃料棒空隙体積及び温度から計算される。</p> <p>[FPガス放出] 低温度領域で支配的となる反跳（リコイル）及びたき出し（ロックアウト）によるペレットからのFPガス放出（$R_{低温度}$）、並びに中高温度領域で支配的となる拡散メカニズムによるペレットからのFPガス放出（$R_{中高温度}$）を下式に示すように考慮。</p> <p>全放出率R</p> $R = R_{低温度} + R_{中高温度}$ $= \sum \Delta R_{低温度} + \sum \Delta R_{中高温度}$ <p>微小時間間隔Δtにおいて</p> $\Delta R_{低温度} = \left(\frac{S}{V}\right) \cdot Bu \cdot P$ $\Delta R_{中高温度} = K_D \cdot (C - C^*) \cdot \Delta t$ <p style="text-align: center;">($C \geq C^*$の場合)</p> $= 0 \quad (C < C^* \text{の場合})$ <p>(S/V) : 実効比表面積 (燃焼度、ペレット表面—中心温度差の関数) Bu : 燃焼度 P : FPガス生成量 K_D : 単位時間当たりのFPガス放出割合 (温度、燃焼度の関数) C : 結晶粒内でのFPガス濃度 C^* : 結晶粒界上に蓄積できる最大FPガス濃度 (温度の関数)</p>	<p>・ 燃焼に伴うペレット熱伝導率の低下の反映に伴って評価されるペレット温度に対して、中高温度領域からのFPガス放出（$R_{中高温度}$）を従来と同程度とするようにC^*を変更。</p> <p>・ 燃焼に伴うペレット熱伝導率の低下及びペレット外周部における高気孔率組織（リム組織）の形成を考慮し、低温度領域からのFPガス放出（$R_{低温度}$）について、リコイル・ロックアウトによる放出を実効比表面積（S/V）を小さくすることにより少なくし、その分を高燃焼度化に伴ってペレット外周部に形成されるリム組織からのFPガス放出として扱い、$R_{低温度}$を従来と同程度とするように変更。</p> $\text{旧}R_{低温度} \div \text{新}R_{低温度} = R_{リコイル・ロックアウト} + R_{リム}$
<p>被覆管応力</p>	<p>被覆管応力は、内外圧差やペレット—被覆管相互作用による応力及び熱応力から計算される。応力評価では、これらに別途求まる水力振動による応力を加えて評価する。</p> <p>[内外圧差及び接触圧による応力] 内外圧差による応力は、一様な内外圧を受ける厚肉円筒公式を用いて計算される。また、接触圧による応力は焼きばめの式を用いて計算される。</p> <p>[熱応力] 被覆管内の半径方向温度分布を用いて円筒の熱応力式により計算される。</p> <p>[水力振動による応力] 流水中の燃料棒の振動・振幅を表す実験式より求まる燃料棒たわみ量をもとに、たわみの式を用いて計算される。</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p>

参考表1 燃料棒設計コードでの反映事項（A型） [6/6]

計算手法	FINEコード	高燃焼度用FINEコード
被覆管腐食 水素吸収	<p>[被覆管腐食]</p> <p>被覆管腐食量は、下式に示すように、腐食の初期段階では時間の立方則、遷移点到達以降は時間の線型則に従うとして計算される。</p> $Z = \left[A_1 \cdot t \cdot \exp\left(-\frac{Q_1}{R \cdot T}\right) \right]^{1/3} \quad (Z < Z_1)$ $= A_2 \cdot (t - t_1) \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right) + Z_1 \quad (Z_1 \leq Z < Z_2)$ $= A_3 \cdot (t - t_2) \cdot \exp\left(-\frac{Q_2}{R \cdot T}\right) + Z_2 \quad (Z_2 \leq Z)$ <p> Z : 被覆管酸化膜 Z_1 : 被覆管酸化膜第1遷移点 Z_2 : 被覆管酸化膜第2遷移点 t : 時間 t_1 : 第1遷移点到達時間 t_2 : 第2遷移点到達時間 Q_1, Q_2 : 第1遷移点前後の活性化エネルギー R : 気体定数 A_1, A_2, A_3 : 定数 T : 酸化膜-金属境界温度 </p>	<p>・改良被覆管（MDA、ZIRLO）の特性を反映し、左欄の式の各定数A_1、A_2及びA_3に腐食速度低減効果を考慮した腐食量評価式を追加。</p> <p>改良被覆管は、炉外試験より従来Snジルカロイ-4製被覆管に対し腐食速度約30%減とし、左欄の式の各定数A_1、A_2及びA_3を従来値の約70%に設定。</p> <p>また、後述する水素吸収率の変更に伴い、低Snジルカロイ-4製被覆管及び改良被覆管の酸化膜第2遷移点Z_2を従来より小さい値へ変更。</p>
	<p>[水素吸収量]</p> <p>被覆管水素吸収量は、上記で計算される腐食量に対して水素吸収率12%を用いて計算される。</p>	<p>・低Snジルカロイ-4製被覆管及び改良被覆管（MDA、ZIRLO）について、データベース拡充に伴い水素吸収率を15%に設定。</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [1/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料温度	<p>燃料温度は、1次冷却材温度、被覆管温度、ペレット被覆管ギャップ温度差及びペレット内温度の順に計算される。</p> <p>[1次冷却材温度] 燃料棒下端からの1次冷却材エンタルピ上昇をもとに計算される。</p> <p>[被覆管温度] 局所沸騰のない場合Dittus-Boelterの式、局所沸騰がある場合はThomの式を用いて計算される。</p> <p>[ペレット被覆管ギャップ温度差] ギャップ内のガスの熱伝達及びペレットと被覆管の接触による熱伝達等を考慮したギャップ熱伝達係数を用いて計算される。</p> $hg_{gap} = \frac{Km}{\theta \cdot y + G} + hr + hs$ <p>hg_{gap} : 熱伝達係数 Km : 混合ガスの熱伝導率 θ : 定数 y : 径方向ギャップ G : 温度飛躍距離 hr : 輻射による熱伝達係数 hs : ペレット-被覆管接触による熱伝達係数</p> $hs = \alpha \cdot p$ <p>α : 熱伝達圧力係数 (温度の関数) p : ペレット-被覆管接触圧</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・予測精度向上のためギャップ熱伝達係数を見直し。</p> $hg_{gap} = \frac{Km}{\alpha \cdot y + \beta \cdot G} + hr + hs$ <p>hg_{gap} : 熱伝達係数 Km : 混合ガスの熱伝導率 (ガスの熱伝導率について見直し) y : 径方向ギャップ G : 温度飛躍距離 α, β : 定数 hr : 輻射による熱伝達係数 hs : ペレット-被覆管接触による熱伝達係数</p> $hs = K_{mean} \cdot f$ $K_{mean} = \frac{2kc \cdot kp}{kc + kp}$ <p>f : ペレット表面粗さ、被覆管表面粗さ、接触圧及び被覆管硬度の関数 kc : 被覆管熱伝導率 kp : ペレット熱伝導率</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [2/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料温度 (続 き)	<p>[ペレット内温度分布] ペレット熱伝導率とペレット内径方向出力分布をもとに計算される。</p> <p><ペレット熱伝導率></p> $k_{95} = A + \frac{1}{\underbrace{B + C \cdot T}_{K_0}} + \underbrace{D \cdot T^3}_{K_1}$ <p>k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 T : 温度 A, B, C, D : 定数 (ガドリニア濃度に応じて設定)</p> <p>※95%TD以外の密度の場合には下記のSchulzの式により密度補正を行う。</p> $k_{\rho} = k_{95} \cdot \left(\frac{1-p}{1-p_{95}} \right)^{\alpha}$ <p>k_{ρ} : 密度ρの熱伝導率 p : 気孔率 p_{95} : 密度95%TDの気孔率 (=0.05) α : 定数 (1.5を使用)</p>	$k_{95} = (K_0 / x) \cdot \arctan(x) + K_1$ $x = \left(\sum_i (D_i \cdot y_i^{1/2}) + D_{irr} \cdot y_{irr}^{1/2} \right) \cdot K_0^{1/2}$ <p>k_{95} : 密度95%TDの熱伝導率 i : 元素i (FP、Gd) D_i : 元素iの係数 (温度の関数) D_{irr} : 照射欠陥項の係数 (温度の関数) y_i : 元素iの固溶濃度 y_{irr} : 照射欠陥濃度 (燃焼度の関数)</p> <p>※K_0及びK_1中の定数A、B、C及びDはガドリニア濃度に依存せず、左欄のウランペレットの場合と同じ。</p> <ul style="list-style-type: none"> ・炉内照射済みペレット及び模擬FP固溶ペレットの熱伝導率データをもとにペレット熱伝導率の燃焼に伴う低下を反映。 ・ガドリニア入りペレット熱伝導率について、ガドリニア添加による低下割合を最新データに基づき見直し。

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [3/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
<p>燃料棒 寸法変化</p>	<p>ペレットの寸法変化は、熱膨張及び燃焼に伴う焼きしまりやスエリング等を考慮して計算される。被覆管の寸法変化は、熱膨張、弾性変形、クリープ変形等を考慮して計算される。</p> <p>[ペレット熱膨張] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレット焼きしまり] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p> <p>[ペレットスエリング] 固体FPスエリングとFPガススエリングを考慮し、照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\begin{aligned} & \text{(ペレットスエリング)} \\ & = \text{(固体FPスエリング)} \\ & \quad + \text{(FPガススエリング)} \end{aligned}$ <p>[ペレットリロケーション] ペレット割れによるペレット径増加及びペレットと被覆管の接触後のペレット径減少を照射後試験データに基づく下式により考慮。</p> <p>ペレットと被覆管の接触によるリロケーション歪の変化</p> $\varepsilon_{reloc}^{new} = f \cdot \varepsilon_{reloc}^{old}$ <p>$\varepsilon_{reloc}^{new}$: 現ステップにおけるリロケーション歪 $\varepsilon_{reloc}^{old}$: 前ステップにおけるリロケーション歪 f : ペレットと被覆管の接触圧及びリロケーション歪の関数</p> <p>[被覆管熱膨張及び弾性変形] 炉外試験データに基づく式により計算される。</p>	<p>(同 左)</p> <p>(同 左)</p> <p>・照射データ拡充に伴い固体FPスエリングの燃焼度依存性について、照射後試験データと整合するように下式の定数を設定。</p> <p>(ペレットスエリング) = $A \cdot \text{(固体FPスエリング)}$ + (FPガススエリング) A: 定数</p> <p>・照射データ拡充に伴いペレットと被覆管の接触後のペレット剛性を見直し。 (ペレットと被覆管の接触によるリロケーション歪の変化を接触応力とペレットの剛性 (ヤング率) から求める。)</p> $\varepsilon_{reloc}^{new} = \varepsilon_{reloc}^{old} - \Delta\sigma_c / E$ <p>$\varepsilon_{reloc}^{new}$: 現ステップにおけるリロケーション歪 $\varepsilon_{reloc}^{old}$: 前ステップにおけるリロケーション歪 $\Delta\sigma_c$: ペレットと被覆管の接触応力の変化量 E : ヤング率 (リロケーション歪の関数)</p> <p>(同 左)</p>

参考表2 燃料棒設計コードでの反映事項（B型） [4/6]

計算手法	FPACコード	高燃焼度用FPACコード
燃料棒 寸法変化 (続き)	<p>[被覆管クリープ変形] 炉外試験データ及び照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{th}(T, \sigma, t) + \dot{\epsilon}_{irr}(\phi, \sigma)$ <p> $\dot{\epsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 T, σ, t, ϕ : 温度、応力、時間、高速中性子束 </p> <p>[被覆管照射成長] 照射後試験データに基づく下式により計算される。</p> $\epsilon_{growth} = f_1 + f_2$ <p> ϵ_{growth} : 被覆管照射成長 f_1, f_2 : 高速中性子照射量の関数 </p>	<p>・改良被覆管（NDA）の特性（低Snジルカロイ-4製被覆管と同等）を反映。照射後試験データと整合するように下式の定数を設定し、改良被覆管のクリープ式として追加。</p> $\dot{\epsilon} = A \cdot \{ \dot{\epsilon}_{th}(T, \sigma, t) + \dot{\epsilon}_{irr}(\phi, \sigma) \}$ <p> $\dot{\epsilon}$: 炉内での全クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{th}$: 熱的に生じる炉外クリープ歪速度 $\dot{\epsilon}_{irr}$: 照射によるクリープ歪速度 T, σ, t, ϕ : 温度、応力、時間、高速中性子束 A : 定数 </p> <p>・改良被覆管（NDA）の特性（低Snジルカロイ-4製被覆管に対し約30%減）を反映。照射後試験データと整合するように下式の定数を設定し、改良被覆管の照射成長式として追加。</p> $\epsilon_{growth} = A \cdot f_1 + B \cdot f_2$ <p> ϵ_{growth} : 被覆管照射成長 f_1, f_2 : 高速中性子照射量の関数 A, B : 定数 </p>