

3.2 外部事象PRA

3.2.1 地震 PRA

外部事象地震レベル1PRA（以下、「地震PRA」という。）は、一般社団法人日本原子力学会発行の「原子力発電所の地震を起因とした確率論的安全評価実施基準：2007」（以下、「地震PSA学会標準」という。）を参考に評価を実施し、各実施項目については「PRAの説明における参照事項」（原子力規制庁 平成25年9月）の記載事項への適合性を確認した。評価フローを第3.2.1.a-1 図に示す。今回の地震PRAでは、地震単独の影響のみを評価しており、地震に伴う津波、溢水、火災等の重畳については対象としていない。

3.2.1.a. 対象プラントと事故シナリオ

対象とするプラントの説明

(1) サイト・プラント情報の収集・分析

内部事象出力時レベル 1PRA で収集したプラントの基本的な情報（設計情報、運転・保守管理情報等）に加え、地震レベル 1PRA を実施するために、プラントの耐震設計や機器配置といった地震固有に考慮すべき関連情報を追加で収集・分析した。収集した情報及び主な情報源を第 3.2.1.a-1 表に示す。

(2) PRA において考慮する緩和機能（系統）の概要

PRA において考慮する緩和機能（系統）は、3.1 内部事象 PRA 3.1.1 出力運転時 PRA での記載と同様である。

(3) 地震に対する特徴

内部事象 PRA に対する地震 PRA の特徴は以下のとおり。

- ・ 常用系の耐震クラスが低い給水系、復水系及び PCS は緩和系として期待しない。
- ・ また、地震動に対する現実的耐力が極端に小さい給水建屋、純水タンク及びろ過水タンクについてフラジリティ評価を実施していないため、地震時には使用不可能と想定する。そのため純水補給水系（MUWP）による復水貯蔵槽（CSP）への補給に期待しない。
- ・ 地震時には、機器及び電源の復旧は不可能とし、外部電源喪失時の外部電源復旧に期待しない。
- ・ 複数基同時被災の影響を考慮し、隣接号機からの電源融通（高圧電源融通）に期待しない。
- ・ 事故シーケンス評価における起因事象に関しては、複数の建屋・構築物、安全機能や緩和機能を有する機器が複数同時損傷することによる様々な起因事象を合理的に処理するために、成功基準の観点からグループ化を行った上で、プラントへの影響が最も厳しい起因事象順に代表させる形で階層イベントツリーを作成している。

(4) プラントウォークダウン

机上検討において十分確認ができないプラント情報を取得すること、及び地震時の事故シーケンスの妥当性の確認することを目的として、地震 PRA の観点からリスク上重要な建屋・構築物、機器を対象にプラントウォークダウンを実施し、主に以下の観点にてフラジリティ評価及びシステム評価において新たに考慮する事項が無いことの確認を実施している。

- ・耐震安全性の確認
- ・地震による二次的影響の確認

点検項目については、地震 PSA 学会標準等を参考に更に細分化して設定している。

評価対象機器選定フローを第 3.2.1.a-2 図に、評価結果例を第 3.2.1.a-3 図に示す。評価対象機器選定フローにより抽出した機器等に対し、耐震安全性の確認、二次的影響の確認等を実施したが、フラジリティ評価や事故シーケンス評価において新たに考慮すべき項目が無いことを確認した。

(5)今回実施した地震 PRA の前提条件等について

今回実施した地震 PRA について、主な留意点を以下に示す。

- 評価の前提条件について
 - ・評価地震動範囲は120gal～3900gal（解放基盤表面上の加速度）とする。
 - ・津波が建屋、機器及び緩和機能に及ぼす影響は考慮せず、地震の影響のみ評価する。
- 地震の影響について
 - ・冗長機器及び設備は、地震の影響により同時に損傷する（完全相関）と仮定する。
 - ・余震による炉心損傷への影響は考慮しない。
- 地震ハザードについて
 - ・地震PRA評価で使用した地震ハザードは、今回の原子炉設置変更許可申請で使用しているものである。

地震により炉心損傷に至る事故シナリオと分析

地震時の事故シナリオの選定にあたっては、重要な建屋・構築物、機器（例：原子炉建屋、原子炉圧力容器など）の損傷により炉心損傷に直結する事故シナリオだけでなく、安全機能への間接的な影響（地震起因の火災、溢水、津波の影響を除いた周辺設備の損傷による間接的な影響（例：斜面崩壊、クレーン落下など））による事故シナリオも広範囲に抽出した。

なお、地震 PRA の評価地震動範囲は、原子炉自動停止となる信号の設定点（水平地震動に対するスクラム設定値）を目安に 120gal¹以上とした。

選定した事故シナリオのうち、安全機能への間接的影響、余震による地震動の安全機

¹ 解放基盤表面上の加速度。目安としているスクラム信号の設定点 120gal は、建屋内に設置されている地震加速度計での値のため、保守的な評価となっている。

能への影響，経年変化を考慮した場合の影響を考慮した事故シナリオについてはスクリーニングを行い，安全機能を有する建屋・構築物，機器の損傷が直接炉心損傷事故に繋がる事故シナリオと合わせて事故シナリオの明確化を行った。スクリーニング結果を第 3.2.1.a-2 表に示す。事故シナリオのスクリーニングについては，これまでに決定論的に評価されている情報，又は運用面での対策・対応に関する情報に基づき判断している。

スクリーニングの結果から，事故シーケンス評価の対象となる起因事象を第 3.2.1.a-4 図に示すフローを用いて，以下の通り抽出した。

- ・ 建屋・構築物の損傷（原子炉建屋（R/B））
- ・ 建屋・構築物の損傷（原子炉圧力容器・格納容器（RPV・PCV））
- ・ 格納容器バイパス事象
- ・ 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失
- ・ 計測・制御系喪失
- ・ 直流電源喪失
- ・ 原子炉補機冷却系喪失
- ・ 交流電源喪失
- ・ 外部電源喪失
- ・ 過渡事象

これらの分析結果に基づき，起因事象の要因となる機器及び起因事象が発生した場合の緩和設備に係る建屋・構築物，機器を抽出し，地震 PRA で対象となる建屋・機器リストを作成した。第 3.2.1.a-3 表に建屋・機器リストを示す。

3.2.1.b. 確率論的地震ハザード

設置変更許可申請書の「基準地震動の超過確率参照」で示している確率論的地震ハザードは、以下のとおり評価している。

確率論的地震ハザード評価の方法

地震 PSA 学会標準の方法に基づき評価を行う。

なお、地震動の伝播特性は敷地内で異なることが確認されているため、1~4号機が位置する荒浜側においては最も顕著な増幅が確認される1号機地点を、5~7号機が位置する大湊側においては顕著な相異がないことを確認したうえで5号機地点を代表させ確率論的地震ハザードを評価する。

確率論的地震ハザード評価に当たっての主要な仮定

(1) 震源モデルの設定

震源モデルは、以下に示す特定震源モデルと領域震源モデルを設定した。

a. 特定震源モデル

サイトから30km程度の範囲内の活断層は、地質調査結果による見解に基づく基準地震動の策定上の評価に準じてモデル化を行った。サイトから30km程度以遠の活断層については、地震調査研究推進本部(2012)に基づいてモデル化を行った。また、敷地に影響が大きい活断層については、ロジックツリーにおいて連動を考慮した。

日本海東縁部の特定震源モデルについては、地震調査研究推進本部(2009)に基づいてモデル化を行った。また、津波評価で考慮している地震についても考慮した。

第3.2.1.b-1図~第3.2.1.b-4図に敷地周辺の活断層及び設定したモデルの図を、第3.2.1.b-1表~第3.2.1.b-3表に震源モデルの諸元を示す

b. 領域震源モデル

領域震源モデルについては、垣見・他(2003)の領域区分を参照して、サイトから半径150km以内の領域を対象とした。敷地に近い領域については、地震動特性を踏まえ、海域と陸域で領域分けを行った。さらに、基準地震動策定における地質調査の内容を考慮して、敷地から半径30km以内の領域を設定する。

各領域の最大マグニチュードは領域内の過去の地震の最大値をもとに設定することを基本とし、ロジックツリーにおいて島崎(2009)の知見を考慮した。

第3.2.1.b-5図に設定した領域区分の図を示す。

(2) 地震動伝播モデルの設定

地震動伝播モデルとしてはNoda et al.(2002)による距離減衰式を用いた。また、ロジックツリーにおいて観測記録に基づく補正の有無を考慮した。

(3)ロジックツリーの作成

ロジックツリーの作成では、震源モデルおよび地震動伝播モデルの設定において、選定した認識論的不確かさ要因から確率論的地震ハザード評価に大きな影響を及ぼす要因を選定した。特に敷地に影響を及ぼすと考えられる活断層の連動については、詳細なロジックツリーに展開し評価した。作成したロジックツリーを第3.2.1.b-6図～第3.2.1.b-8図に、ロジックツリーの分岐及び重み付けの考え方を第3.2.1.b-4表に示す。

確率論的地震ハザード評価結果

(1)地震ハザード曲線

上記により評価した平均地震ハザード曲線を第3.2.1.b-9図及び第3.2.1.b-10図に、主要活断層ごとのハザード曲線を第3.2.1.b-11図及び第3.2.1.b-12図に示す。また、フラクタイル地震ハザード曲線を第3.2.1.b-13図及び第3.2.1.b-14図に示す。

(2)一様ハザードスペクトル

基準地震動の応答スペクトルと年超過確率毎の一様ハザードスペクトルとの比較を第3.2.1.b-15図及び第3.2.1.b-16図に示す。基準地震動の年超過確率は、水平・鉛直方向ともに、 10^{-4} ～ 10^{-5} 程度となっている。また、一様ハザードスペクトルの算出のもととなる周期ごとのハザード曲線を第3.2.1.b-17図及び第3.2.1.b-18図に示す。

(3)フラジリティ評価用地震動

フラジリティ評価用地震動は、平均値評価による 10^{-4} 、 10^{-5} の一様ハザードスペクトル形状を比較し、相似形になることを確認した上で、それらを包絡するスペクトルを目標スペクトルとして模擬地震波を作成する。経時特性を基準地震動の策定と同様に Noda et al.(2002)に基づき地震規模 $M=8.1$ 、等価震源距離 $X_{eq}=25\text{km}$ として設定した。模擬波を第3.2.1.b-19図及び第3.2.1.b-20図に示す。

3.2.1.c-1. 建屋のフラジリティ

6,7号機で評価手法は基本的に同じであるため,7号機で代表した記載とする。

評価対象と損傷モードの設定

(1) 評価対象物

建屋のフラジリティ評価の対象は,第3.2.1.a-3表の建屋・機器リストに記載されたものとし,原子炉建屋,コントロール建屋,タービン建屋,廃棄物処理建屋とした。原子炉建屋の概略平面図および概略断面図をそれぞれ第3.2.1.c-1-1図および第3.2.1.c-1-2図に示す。コントロール建屋の概略平面図および概略断面図をそれぞれ第3.2.1.c-1-3図および第3.2.1.c-1-4図に示す。タービン建屋の概略平面図および概略断面図をそれぞれ第3.2.1.c-1-5図および第3.2.1.c-1-6図に示す。廃棄物処理建屋の概略平面図および概略断面図をそれぞれ第3.2.1.c-1-7図および第3.2.1.c-1-8図に示す。

(2) 損傷モードおよび部位の設定

建屋の要求機能喪失に繋がる支配的な構造的損傷モードおよび部位として,建屋の崩壊シーケンスを踏まえ,層崩壊を伴う耐震壁のせん断破壊を選定した。

フラジリティの評価方法の選択

フラジリティ評価方法として,「現実的耐力と現実的応答による方法(応答解析に基づく方法)」を選択した。評価手法は地震PSA学会標準に準拠した手法とする。

フラジリティ評価上の主要な仮定

(1) 考慮する不確かさ要因

現実的耐力および現実的応答の偶然的な不確かさ(以下, σ_R という)と認識論的不確かさ(以下, σ_U という)については,地震PSA学会標準に基づき評価した。考慮する不確かさ要因の例を第3.2.1.c-1-1表に示す。

(2) 損傷評価の指標

損傷評価の指標については,耐震壁のせん断破壊の程度を表すことができる指標として,せん断ひずみを選定した。

フラジリティ評価における耐力情報

現実的耐力である損傷限界時のせん断ひずみの平均値と変動係数は地震PSA学会標準に示された実験結果に基づく値を用いることとし,対数正規分布を仮定した。損傷限界点の現実的な値を第3.2.1.c-1-2表に示す。

フラジリティ評価における応答情報

現実的応答については,現実的な物性値に基づく地震応答解析を入力レベルごとに実施することにより評価を行った。現実的な物性値は地震PSA学会標準に基づき算出し,

対数正規分布を仮定した。損傷評価の指標である耐震壁のせん断破壊に対しては水平動が支配的であることから、水平動による評価を行うこととした。

(1)入力地震動

入力地震動は第 3.2.1.b-19 ,20 図に示す模擬波を入力レベルごとに係数倍したものとした。(最大 2000cm/s^2)

(2)現実的な物性値と応答解析モデル

柏崎刈羽サイトの地盤物性値を第 3.2.1.c-1-3 表に示す。原子炉建屋、コントロール建屋、タービン建屋および廃棄物処理建屋の物性値をそれぞれ第 3.2.1.c-1-4 表、第 3.2.1.c-1-5 表、第 3.2.1.c-1-6 表および第 3.2.1.c-1-7 表に示す。応答解析に用いる現実的な物性値は、地震 PSA 学会標準に示された評価方法に基づき算出した。評価方法を第 3.2.1.c-1-8 表に示す。

原子炉建屋の解析モデルおよび解析モデル諸元を第 3.2.1.c-1-9 図および第 3.2.1.c-1-9(1) ~ (5)表に示す。コントロール建屋の解析モデルおよび解析モデル諸元を第 3.2.1.c-1-10 図および第 3.2.1.c-1-10(1) ~ (4)表に示す。タービン建屋の解析モデルおよび解析モデル諸元を第 3.2.1.c-1-11(1) ~ (3)図および第 3.2.1.c-1-11(1) ~ (8)表に示す。廃棄物処理建屋の解析モデルおよび解析モデル諸元を第 3.2.1.c-1-12(1), (2)図および第 3.2.1.c-1-12(1) ~ (5)表に示す。

(3)現実的応答

現実的応答は地震 PSA 学会標準に準拠して対数正規分布を仮定し、その中央値は物性値に中央値を与えた応答解析結果により算出した。また、対数標準偏差は、地震 PSA 学会標準に基づき、最大応答せん断ひずみとして 0.2 を与えた。

建屋のフラジリティ評価結果

現実的耐力と現実的応答よりフラジリティ曲線と HCLPF (低い損傷確率(5%損傷確率)であることが高い信頼度(95%信頼度)で推定できる地震加速度)を算出した。フラジリティ曲線は、各建屋を構成する全要素のうち、入力レベル 2000cm/s^2 の際に損傷確率が最大となる要素を対象として算出することとした。ここに損傷確率は現実的応答が現実的耐力を上回る確率である。選定した要素の各入力レベルでの損傷確率は対数正規累積分布関数により近似し、信頼度ごとの連続的なフラジリティ曲線を算出した。

原子炉建屋、コントロール建屋およびタービン建屋のフラジリティ曲線を第 3.2.1.c-1-13 図、第 3.2.1.c-1-14 図および第 3.2.1.c-1-15 図に示す。また、HCLPF について第 3.2.1.a-3 表の建屋・機器リストに示す。なお、廃棄物処理建屋については、入力レベル 2000cm/s^2 においても損傷確率が極めて小さかったことからフラジリティ曲線を算出していない。

3.2.1.c-2. 建屋・構築物の損傷に係わる基礎地盤のフラジリティ

評価対象と損傷モードの設定

(1) 評価対象物

建屋・構築物の損傷に係わる基礎地盤のフラジリティ評価の対象は、第 3.2.1.a-3 表の建屋・機器リストに記載されたものとし、原子炉建屋基礎地盤とした。原子炉建屋基礎地盤の断面図を第 3.2.1.c-2-1 図に示す。

(2) 損傷モードおよび部位の設定

建屋の要求機能喪失に繋がる支配的な構造的損傷モードおよび部位として、原子炉建屋基礎地盤のすべり破壊を選定した。

フラジリティの評価方法の選択

フラジリティ評価方法として「現実的耐力と現実的応答による方法（応答解析に基づく方法）」を選択した。評価手法は地震 PSA 学会標準に準拠した手法とする。

フラジリティ評価上の主要な仮定

(1) 考慮する不確かさ要因

現実的耐力および現実的応答の偶然的な不確かさ（以下、 R という）と認識論的不確かさ（以下、 U という）については、地震 PSA 学会標準に基づき評価した。考慮する不確かさ要因の例を第 3.2.1.c-2-1 表に示す。

第 3.2.1.c-2-1 表 考慮する不確かさ要因の例

評価項目	偶然的な不確かさ R	認識論的不確かさ U
地盤モデルおよび地盤応答の評価	地盤材料定数	解析モデル 動的地盤定数の評価法 解析手法 など

地震 PSA 学会標準 解説 74 表 2 をベースに作成

(2) 損傷評価の指標

地震 PSA 学会標準に従い、建屋基礎地盤のフラジリティ評価では、すべり安全率の小さなすべり線上の土塊及び不安定な岩塊を選定し、すべり安全率を指標として評価を行う。ここでは、基準地震動 S_s を対象として実施した基礎地盤安定性評価の結果（K6/7 申請書 添付六）に基づいて、最小すべり安全率を算定したすべり線の評価対象として選定している。

フラジリティ評価における耐力情報

現実的耐力に相当する地盤強度は、試験結果に基づき設定した。ばらつきについては、LHS 法（Latin Hypercube Sampling, ラテン方格法）によってサンプリングし、任意に組み合わせたデータセット 30 ケースを用いることで評価した。ばらつきを考慮する地盤物性を第 3.2.1.c-2-2 表、主要な地盤物性値を第 3.2.1.c-2-3 表に示す。

第 3.2.1.c-2-2 表 ばらつきを考慮する地盤物性

地層 物性	西山層	F系 断層	V, L系 断層	古安田 層	番神 砂層
せん断剛性					
強度			-		

V, L系断層はすべり線上に存在しないため強度物性を必要としない。

：ばらつきを考慮する， - ：ばらつきを考慮しない(確定値として扱う)

第 3.2.1.c-2-3 表 主要地盤物性値

		西山層	F系断層	古安田層
せん断剛性 G0(N/mm ²)	平均値	394-1.63・Z	340	175
	標準偏差	58.1	7.00	19.6 (17.5)
ピーク せん断強度 (N/mm ²)	平均値	1.37-0.00504・Z	0.286+0.191・P	0.238+0.407・P
	標準偏差	0.240	0.0428	0.0563
残留 せん断強度 (N/mm ²)	平均値	0.673-0.00201・Z	0.219+0.251・P	0.224+0.312・P
	標準偏差	0.194	0.0451	0.0337
引張強度 (N/mm ²)	平均値	0.335-0.00157・Z	見込まない	見込まない
	標準偏差	0.119	見込まない	見込まない

注：Zは、標高(m)を示す。

注：Pは、地下水位を考慮した圧密圧力(N/mm²)を示す。

フラジリティ評価における応答情報

現実的応答については、地震応答解析を実施することにより評価を行った。地震応答解析は、等価線形法による有限要素解析手法を用い、水平・鉛直動を同時入力している。

(1)入力地震動

入力地震動は第 3.2.1.b-19, 20 図に示す模擬波を入力レベルごとに係数倍したものとした。

(2)現実的な物性値と応答解析モデル

現実的応答については、試験結果に基づき設定した物性値を用いて、地震応答解析を実施することにより評価した。地震応答解析は、等価線形法による有限要素解析手法を用い、水平・鉛直動を同時入力している。

地盤のせん断剛性については、ばらつきを考慮した値を設定し、地震応答解析を実施することにより評価を行った。ばらつきは、LHS 法によってサンプリングし、任意に組み合わせたデータセット 30 ケースを用いることで評価する。地盤物性値を第

3.2.1.c-2-2 表に示す。

応答解析モデルは、基礎地盤安定性評価の結果（K6/7 申請書 添付六）に記載の地盤モデルを用いた。基礎地盤の解析モデルを第 3.2.1.c-2-3 図に示す。

基礎地盤のフラジリティ評価結果

フラジリティ評価は、現実的耐力と現実的応答による方法（応答解析に基づく方法）を適用した。

模擬地震波と平均物性値を用いた地震応答解析を実施することで、すべり安全率が 1.0 となる限界加速度を算定する。地盤物性値のばらつきを評価するにあたっては、LHS 法によってサンプリングしたデータセット 30 ケースを設定する。データセット 30 ケースを用いて、限界加速度に相当する模擬地震波を入力条件とした地震応答解析を行い、すべり安全率の算定を行いフラジリティ曲線を算出する。HCLPF は信頼度 95%フラジリティ曲線を基に算出した。

原子炉建屋基礎地盤のフラジリティ曲線を第 3.2.1.c-2-4 図に示す。

最終的な HCLPF、中央値については、二次元基礎地盤安定解析では考慮していない奥行き方向の側面抵抗効果を考慮して、上述の手法により得られた値に対して係数 1.5 を乗じている。奥行き方向の側面抵抗効果とは、二次元解析では期待していない平面奥行き方向のすべり面の抵抗を考慮するものであり、7号炉、6号炉、5号炉を対象とした既往バックチェック^{*1}において、検討対象とした解析断面に対する効果を確認している。F2 断層沿いのすべりを想定する安全率 1.6 のケース（第 3.2.1.c-2-2 図）に対して、奥行き方向の側面抵抗を考慮する場合、すべり安全率は 3.3（約 2.1 倍）となる。

信頼度 50%での 50%損傷確率および HCLPF について第 3.2.1.a-3 表の建屋・機器リストに示す（HCLPF：1.33G、中央値：1.83G、 r ：0.043、 u ：0.15）。

なお、原子炉建屋基礎地盤のような平坦な地盤の安定性を検討する場合、地盤の支持力と変形（沈下）を指標とした評価が一般的であること、地震 PSA 学会標準ではより現実的な耐力の評価手法として許容すべり量の評価について言及していることなどから、すべり安全率を指標としたフラジリティ評価結果については保守性が含まれており、基礎地盤についての現実的な耐性が PRA の結果に現れているものではないと考える。（添付資料 3.2.1.c-1）

* 1：柏崎刈羽原子力発電所 7 号機「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」の改訂に伴う耐震安全性評価結果 報告書（改訂 1）（平成 21 年 1 月）

3.2.1.c-3. 機器のフラジリティ

6,7号機で評価手法は基本的に同じであるため,7号機で代表した記載とする。

評価対象と損傷モードの設定

機器のフラジリティ評価対象は,第3.2.1.a-3表に記載されたものとする。

損傷モードは,評価対象機器の要求機能に応じ,構造損傷と機能損傷に分類し適切に設定する。

機器のフラジリティ評価対象のうち,タンク・熱交換器等の静的機器は,要求機能の喪失につながる延性破壊や脆性破壊等の構造損傷の観点からフラジリティ評価を実施する。また,電気盤類およびポンプ・弁等の動的機器は,事故シーケンス評価上の要求機能に応じて構造損傷,動的機能限界や電氣的機能限界等の機能損傷の観点からフラジリティ評価を実施し,当該機器のフラジリティとして用いることとする。

なお,構造損傷に関する評価では,機器の本体・支持脚・基礎ボルト等の主要部位について耐震性評価が実施されるが,部位間で裕度(例えば,設計許容値/発生値)が異なり,また,同一部位でも評価応力の種類(引張応力・曲げ応力・組合せ応力等)によって裕度が異なる。前述の各部位および各評価応力の種類の中から,耐震性評価上厳しいものに着目しフラジリティ評価を実施する。

フラジリティ評価方法の選択

フラジリティ評価方法として,「現実的耐力と現実的応答による方法(以下,「応答解析に基づく方法」という。),「現実的耐力と応答係数による方法(以下,「原研法に基づく方法」という。),および「耐力係数と応答係数による方法(以下,「安全係数法」という。)」の中から「安全係数法」を選択した。

「安全係数法」は十分精度のある設計応答を基に,不確かさの要因を既往知見に基づく係数として積み上げて現実的応答を求める方法であり,不確かさ要因を考慮した応答解析により現実的応答を直接求める手法と同等の結果が得られると考えられる。

なお,「安全係数法」は米国において,評価手法として提案され^(*1),約40プラントでの評価実績がある^(*2-4)。

評価手法は地震PSA学会標準に準拠した手法とする。

フラジリティ評価上の主要な仮定(不確かさの設定,応答係数等)

機器フラジリティ評価とは,地震動の入力が増大し,評価対象機器が損傷に至る時点における最大加速度を評価尺度として表示するものである。このとき,最大加速度Aをフラジリティ加速度と称し,機器フラジリティ解析ではこれを確率量として扱い,以下の式で表す。

$$A = A_m \cdot \varepsilon_R \cdot \varepsilon_U$$

ここで、

A_m : 機器が損傷に達するときの地震動強さ（フラジリティ加速度） A の中央値

ε_R : 物理現象固有の偶然的不確かさに起因するばらつきを表す確率密度分布であり、中央値は 1.0、対数標準偏差は β_R で表わされる。

ε_U : 認識論的不確かさに起因するばらつきを表す確率密度分布であり、中央値は 1.0、対数標準偏差は β_U で表わされる。

フラジリティ加速度 A を累積分布関数で示したものが機器フラジリティ曲線である。

なお、フラジリティ評価では、直接 A_m 、 ε_R 、 ε_U からフラジリティ加速度を算定せず、一般に安全係数の概念を用いて下式の様に算定する。

$$A_m = F \cdot A_d \quad \dots \text{式(1)}$$

ここで、

F : 安全係数（裕度）

A_d : 基準地震動の最大加速度

式(1)の安全係数（裕度）は、式(2)のように基準とする地震動による現実的な応答に対する機器の現実的な耐力の割合で定義されるが、式(3)のように評価対象機器の設計応答値に対する現実的な応答の割合（応答に関する係数）と現実的な耐力に対する設計応答値の割合（耐力に関する係数）に分離して評価する。

ただし、入力地震動に対する機器の応答には、機器自身の応答に加えて建屋の応答が影響することから、応答に関する係数は機器応答係数 F_{RE} と建屋応答係数 F_{RS} に分割して評価する。

$$F = \frac{\text{現実的な耐力}}{\text{現実的な応答}} \quad \dots \text{式(2)}$$

$$= \underbrace{\frac{\text{設計応答値}}{\text{現実的な応答}}}_{\text{応答に関する係数}} \times \underbrace{\frac{\text{現実的な耐力}}{\text{設計応答値}}}_{\text{耐力に関する係数}}$$

$$\therefore F = F_C \cdot F_{RE} \cdot F_{RS} \quad \dots \text{式(3)}$$

ここで、

F_C : 耐力係数

F_{RE} : 機器応答係数

F_{RS} : 建屋応答係数

耐力係数 F_C , 機器応答係数 F_{RE} および建屋応答係数 F_{RS} は , それぞれ以下に示す係数に分離して評価する。これらの係数は , フラジリティ評価上に存在する各種の不確かさ要因を評価したものであり , 全て対数正規分布する確率量と仮定する。不確かさ要因の例を第 3.2.1.c-3-1 表に示す。

第 3.2.1.c-3-1 表 現実的耐力および現実的応力の不確かさ要因の例

評価方法		偶然的な不確かさ (β_R)	認識論的不確かさ (β_U)
機器配管系	現実的耐力	・ 機能試験データの統計的精度	・ 構造材料定数 ・ 機能試験データの統計的精度
	現実的応答	・ 減衰定数 ・ モード合成法	・ 床応答スペクトル ・ 減衰定数 ・ 解析モデルの評価法

$$F_C = F_S \cdot F_\mu$$

ここで ,

F_S : 強度係数

F_μ : 塑性エネルギー吸収係数

$$F_{RE} = F_{SA} \cdot F_D \cdot F_M \cdot F_{MC}$$

ここで ,

F_{SA} : スペクトル形状係数

F_D : 減衰係数

F_M : モデル化係数

F_{MC} : モード合成係数

$$F_{RS} = F_1 \cdot F_2 \cdot F_3$$

ここで ,

F_1 : 解放基盤表面の地震動に関する係数

F_2 : 建屋への入力地震動に関する係数

F_3 : 建屋の地震応答に関する係数

建屋の応答係数について , 第 3.2.1.c-3-2 表の値を使用する。

フラジリティ評価における耐力情報

評価部位 , 損傷モード (評価応力の種類) は , 評価対象において耐震性評価上厳

しいものを選定した。耐力値は、評価部位に使用されている部材の、JSME 発電用原子力設備規格設計・建設規格(2005 年版) (JSME S NC1-2005)に記載されている許容値等を適用した。確率分布は、中央値に関する不確実さの要素について、加振試験結果や文献値、工学的判断等によって評価し、 $\beta_R \cdot \beta_U$ として定量化して考慮した。

フラジリティ評価における応答情報

評価部位、損傷モード(評価応力の種類)は、評価対象において耐震性評価上厳しいものを選定した。応答値は、地震動によってその部位にかかる応力等の地震応答の計算値を設定した。確率分布については、中央値に関する不確実さの要素について、加振試験結果や文献値、工学的判断等によって評価し、 $\beta_R \cdot \beta_U$ として定量化して考慮した。

機器のフラジリティ評価結果

機器フラジリティ評価結果を第 3.2.1.a-3 表に示す。

機器フラジリティの評価対象は、評価対象の特徴を踏まえ、「大型機器」、「静的機器」、「動的機器」、「電気盤・計装」および「配管」の5グループに分類した。また、グループごとに代表機器を抽出し、その評価の具体例を以下に示す。各グループの代表機器はFV重要度を参照し抽出した。

(1)大型機器 (RPV ペDESTAL)

評価対象機器の諸元を以下に示す。

- ・評価対象機器 : RPV ペDESTAL
- ・設置位置 : 原子炉建屋
- ・耐震クラス : S
- ・固有振動数 : 14.5Hz
- ・基準地震動 S_s に対する発生応力
- ・評価対象部位 : たてリブ
- ・評価応力 : 組合せ応力

第 3.2.1.c-3-3 表に、RPV ペDESTALのたてリブの耐震評価結果を示す。第 3.2.1.c-3-3 表を基にフラジリティを算出した。

第 3.2.1.c-3-3 表 RPV ペDESTAL のたてリブの耐震性評価結果

評価部位	材料	評価応力	発生値 [MPa]	評価基準値 [MPa]	裕度
たてリブ	SPV490	組合せ 応力	373	427	1.14

a. 耐力係数 F_C の評価

(a) 強度係数 F_S の評価

本係数は、設計応力に対する限界強度の持つ裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_S = \frac{\sigma_C - \sigma_N}{\sigma_T - \sigma_N}$$

ここで、

σ_C : 限界応力の中央値

σ_T : 地震時応力

σ_N : 通常運転時応力

たてリブの材質は SPV490 であることから、限界応力として JSME 発電用原子力設備規格設計・建設規格(2005 年版) (JSME S NC1-2005) 第 I 編付録図表 Part5 の設計降伏点 $S_y=490$ [MPa] (評価温度: 常温 (-30 ~ 40)) を採用する。規格値に含まれている余裕 (S_y 値の 1.17 倍) を考慮して限界応力の中央値とする。

$$\sigma_C = 1.17 \times S_y = 1.17 \times 490 = 573 \text{ [MPa]}$$

なお、通常運転時応力は、耐震性評価において地震時応力を分離して評価していないため 0 [MPa] とする。

$$\sigma_N = 0 \text{ [MPa]}$$

以上より、強度係数 F_S は、以下の通りとなる。

$$F_S = \frac{\sigma_C}{\sigma_T} = \frac{1.17 \times S_y}{\sigma_T} = \frac{573}{373} = 1.54$$

不確かさは、限界応力の中央値 $1.17 \times S_y$ に対して、規格値 S_y が 99% 信頼下限に相当すると考え、全てを認識論的不確かさ β_U として評価する。

$$\beta_U = \frac{1}{2.33} \ln \left(\frac{1.17 \times S_y}{S_y} \right) = 0.07$$

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_S = 1.54, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.07$$

(b) 塑性エネルギー吸収係数 F_μ の評価

本係数は、塑性変形によるエネルギー吸収に関する裕度を評価する。

本評価対象は鋼材の支持構造物であり、支持機能を喪失するまでの塑性変形を許容できると考える。また強度係数 F_s の評価において、限界応力の中央値を S_y にて算定しているため、本係数を考慮する。

本係数は、建物・構築物の変形能力による地震エネルギー吸収能力などに応じた低減係数である構造特性係数 D_s と逆数の関係にあることから、次式により評価する。

$$F_\mu = \frac{1}{D_s}$$

なお、「鋼板コンクリート構造物耐震設計技術指針 建物・構築物編 (JEAG4618-2005)」を参考に RPV ベDESTAL の構造特性係数 $D_s=0.45$ とした。不確かさは、地震 PSA 学会標準に示された BWR 型プラント原子炉建屋のフラジリティ評価結果を用いた。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_\mu = \frac{1}{D_s} = \frac{1}{0.45} = 2.22, \quad \beta_R = \beta_U = 0.10$$

b. 機器応答係数 F_{RE} の評価

(a) スペクトル形状係数 F_{SA} の評価

本係数は、設計で用いられる床応答スペクトルの拡幅に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、スペクトル形状係数の概念図を第 3.2.1.c-3-1 図に示す。

$$F_{SA} = \frac{\text{拡幅後の床応答スペクトルによる応答加速度}}{\text{拡幅前の床応答スペクトルによる応答加速度}}$$

本評価対象は、時刻歴応答解析により評価しており、床応答スペクトルを用いないことから、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{SA} = 1.00, \quad \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 減衰係数 F_D の評価

本係数は、設計で用いられる減衰定数に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、減衰係数の概念図を第 3.2.1.c-3-2 図に示す。

$$F_D = \frac{\text{設計用減衰定数による応答値}}{\text{減衰定数の中央値による応答値}}$$

ただし、本評価対象の設計用減衰定数および減衰定数の中央値は同一 (5.0%)

と考え、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_D = 1.00, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(c) モデル化係数 F_M の評価

本係数は、機器の解析モデル化に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_M = \frac{\text{設計解析モデルによる 応答加速度}}{\text{現実的解析モデルによる 応答加速度}}$$

ただし、本評価対象の解析モデル化は妥当であり、解析モデルから得られる応答は中央値に相当すると考える。

また、本評価対象は柔な機器であり、耐震性評価は多質点系モデルを用いて行われていることから、不確かさは Kennedy の研究結果^(*3)を用いた。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_M = 1.00, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.15$$

(d) モード合成係数 F_{MC} の評価

本係数は、モーダル解析により地震応答を評価する場合に、モーダル解析のモード合成に含まれる裕度を評価するものである。

本評価対象は、時刻歴応答解析により評価しており、モード合成を行っていないため、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{MC} = 1.00, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

c. 建屋応答係数 F_{RS} の評価

建屋応答に関する各係数は第 3.2.1.c-3-2 表に示す建屋の応答係数を用いる。

(a) 解放基盤表面の地震動に関する係数 F_1 の評価

本係数は、基準とする地震動のスペクトルが持つ裕度を評価するものである。本評価では、解放基盤表面における地震動のスペクトル形状係数を考慮する。第 3.2.1.c-3-3 図にスペクトル形状係数の概念図を示す。

なお、スペクトル形状係数は、基準とする地震動のスペクトルと一様ハザードスペクトルの建屋または機器の固有周期における比を、次式により評価する。

$$\text{スペクトル形状係数} = \frac{\text{基準とする地震動の応答加速度}}{\text{一様ハザードスペクトルの応答加速度}}$$

また、不確かさは地震ハザードにおける距離減衰式等のばらつきに考慮されるため、本係数では考慮しない。

サブ応答係数 F_1 は、本評価対象を含む原子炉压力容器系連成地震応答解析の固有周期に対応した値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_1 = 0.63, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 建屋への入力地震動に関する係数 F_2 の評価

本係数は、地盤モデルに関する設計上の裕度および基礎による入力損失に関する設計上の裕度を評価するものである。

中央値は、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび基礎の拘束効果による入力損失の影響が小さいことから 1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_2 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_3 \text{ と共通})$$

(c) 建屋の地震応答に関する係数 F_3 の評価

本係数は、建屋振動モデルに関する設計上の裕度、地盤 - 建屋連成系モデルに関する設計上の裕度および建屋の非線形応答による機器入力に関する裕度を評価する。

中央値は、柏崎刈羽サイトが軟質岩盤サイトであり、建屋応答に与える地盤の影響が支配的であること、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび一般的に建屋の非線形化により、線形時よりも応答加速度が低減される傾向があることから、1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_3 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_2 \text{ と共通})$$

d. 評価結果のまとめ

各係数の評価結果を第 3.2.1.c-3-4 表に示す。これらの結果より、RPV ペDESTAL のフラジリティ加速度の中央値 A_m 、その不確かさ $\beta_R \cdot \beta_U$ および HCLPF は、以下の通りとなる。

また、フラジリティ曲線を第 3.2.1.c-3-4 図に示す。

$$\begin{aligned}
Am &= 2.65 \text{ [G]} \\
\beta_R &= 0.22, \beta_U = 0.24 \\
HCLPF &= Am \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\
&= 2.65 \times \exp\{-1.65 \times (0.22 + 0.24)\} \\
&= 1.24 \text{ [G]}
\end{aligned}$$

第 3.2.1.c-3-4 表 RPV ペDESTAL 安全係数評価結果の一覧

F _S	F _μ	F _{SA}	F _D	F _M	F _{MC}	F ₁	F ₂	F ₃	Median	HCLPF	
β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R		β_R
β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U		β_U
1.54	2.22	1.00	1.00	1.00	1.00	0.63	1.00	2.65	1.24		
0.00	0.10	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.20	0.22			
0.07	0.10	0.00	0.00	0.15	0.00	0.00	0.15	0.24			

なお，RPV ペDESTAL は決定論的評価において，実際には交番荷重である地震荷重を，静的に最大荷重が負荷されている状態を想定して評価していることから，上記のフラジリティ評価結果も保守性を有しており，現実的な耐性が PRA の結果に現れているものではないと考える。（添付資料 3.2.1.c-1）

(2) 静的機器（原子炉補機冷却水系熱交換器）

評価対象機器の諸元を以下に示す。

- ・評価対象機器：原子炉補機冷却水系熱交換器
- ・設置位置：タービン建屋 T.M.S.L. 4.9m
- ・耐震クラス：S
- ・固有振動数：20Hz 以上
- ・基準地震動 S_s に対する発生応力
- ・評価対象部位：耐震強化サポート
- ・評価応力：組合せ応力

第 3.2.1.c-3-5 表に，原子炉補機冷却水系熱交換器の耐震強化サポートの耐震評価結果を示す。第 3.2.1.c-3-5 表を基にフラジリティを算出した。

第 3.2.1.c-3-5 表 原子炉補機冷却水系熱交換器の耐震強化サポートの耐震性評価
結果

評価部位	材料	評価応力	発生値 [MPa]	評価基準値 [MPa]	裕度
耐震強化 サポート	SPV490	組合せ 応力	334	420	1.25

a. 耐力係数 F_C の評価

(a) 強度係数 F_S の評価

本係数は、設計応力に対する限界強度の持つ裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_S = \frac{\sigma_C - \sigma_N}{\sigma_T - \sigma_N}$$

ここで、

σ_C : 限界応力の中央値

σ_T : 地震時応力

σ_N : 通常運転時応力

耐震強化サポートの材質は SPV490 であることから、限界応力として JSME 発電用原子力設備規格設計・建設規格(2005 年版) (JSME S NC1-2005) 第 I 編付録図表 Part5 の設計引張強さ $Su=600.5$ [MPa] (評価温度: 50) を採用する。規格値に含まれている余裕 (Su 値の 1.17 倍) を考慮して限界応力の中央値とする。

$$\sigma_C = 1.17 \times Su = 1.17 \times 600.5 = 702 \text{ [MPa]}$$

なお、通常運転時応力は、耐震性評価において地震時応力を分離して評価していないため 0 [MPa] とする。

$$\sigma_N = 0 \text{ [MPa]}$$

以上より、強度係数 F_S は、以下の通りとなる。

$$F_S = \frac{\sigma_C}{\sigma_T} = \frac{1.17 \times Su}{\sigma_T} = \frac{702}{334} = 2.10$$

不確かさは、限界応力の中央値 $1.17 \times Su$ に対して、規格値 Su が 99% 信頼下限に相当すると考え、全てを認識論的不確かさ β_U として評価した。

$$\beta_U = \frac{1}{2.33} \ln \left(\frac{1.17 \times Su}{Su} \right) = 0.07$$

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_S = 2.10, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.07$$

(b) 塑性エネルギー吸収係数 F_{μ} の評価

本係数は、塑性変形によるエネルギー吸収に関する裕度を評価する。

本評価対象は鋼材の支持構造物であり、支持機能を喪失するまでの塑性変形を許容できると考えるが、強度係数 F_S の評価において、限界応力の中央値を弾塑性範囲までを一括考慮している S_u にて算定しているため、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{\mu} = 1.00 , \quad \beta_R = \beta_U = 0.00$$

b. 機器応答係数 F_{RE} の評価

(a) スペクトル形状係数 F_{SA} の評価

本係数は、設計で用いられる床応答スペクトルの拡幅に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、スペクトル形状係数の概念図を第 3.2.1.c-3-1 図に示す。

$$F_{SA} = \frac{\text{拡幅後の床応答スペクトルによる応答加速度}}{\text{拡幅前の床応答スペクトルによる応答加速度}}$$

ただし、本評価対象は剛であり、床応答スペクトルを用いないことから、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{SA} = 1.00 , \quad \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 減衰係数 F_D の評価

本係数は、設計で用いられる減衰定数に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、減衰係数の概念図を第 3.2.1.c-3-2 図に示す。

$$F_D = \frac{\text{設計用減衰定数による応答値}}{\text{減衰定数の中央値による応答値}}$$

ただし、本評価対象は剛であり、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_D = 1.00 , \quad \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(c) モデル化係数 F_M の評価

本係数は、機器の解析モデル化に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_M = \frac{\text{設計解析モデルによる 応答加速度}}{\text{現実的解析モデルによる 応答加速度}}$$

ただし、評価対象の解析モデル化は妥当であり、解析モデルから得られる応答は中央値に相当すると考える。

本評価対象は剛であり、現実的な応答は1次の振動モードが支配的で、解析モデルから得られる応答の不確かさは小さいと考え、不確かさは考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_M = 1.00, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(d) モード合成係数 F_{MC} の評価

本係数は、モーダル解析により地震応答を評価する場合に、モーダル解析のモード合成に含まれる裕度を評価するものである。

本評価対象は剛であり、モーダル解析による評価では無いことから本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{MC} = 1.00, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

c. 建屋応答係数 F_{RS} の評価

建屋応答に関する各係数は第 3.2.1.c-3-2 表に示す建屋の応答係数を用いる。

(a) 解放基盤表面の地震動に関する係数 F_1 の評価

本係数は、基準とする地震動のスペクトルが持つ裕度を評価するものである。本評価では、解放基盤表面における地震動のスペクトル形状係数を考慮する。第 3.2.1.c-3-3 図にスペクトル形状係数の概念図を示す。

なお、スペクトル形状係数は、基準とする地震動のスペクトルと一様ハザードスペクトルの建屋または機器の固有周期における比を、次式により評価する。

$$\text{スペクトル形状係数} = \frac{\text{基準とする地震動の応答加速度}}{\text{一様ハザードスペクトルの応答加速度}}$$

また、不確かさは地震ハザードにおける距離減衰式等のばらつきに考慮されるため、本係数では考慮しない。

本評価対象は、タービン建屋に設置される剛な機器であることから、サブ応答係数 F_1 はタービン建屋の一次固有周期に対応した値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_1 = 0.70, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 建屋への入力地震動に関する係数 F_2 の評価

本係数は、地盤モデルに関する設計上の裕度および基礎による入力損失に関する設計上の裕度を評価するものである。

中央値は、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび基礎の拘束効果による入力損失の影響が小さいことから 1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_2 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_3 \text{ と共通})$$

(c) 建屋の地震応答に関する係数 F_3 の評価

本係数は、建屋振動モデルに関する設計上の裕度、地盤 - 建屋連成系モデルに関する設計上の裕度および建屋の非線形応答による機器入力に関する裕度を評価する。

中央値は、柏崎刈羽サイトが軟質岩盤サイトであり、建屋応答に与える地盤の影響が支配的であること、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび一般的に建屋の非線形化により、線形時よりも応答加速度が低減される傾向があることから、1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_3 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_2 \text{ と共通})$$

d. 評価結果のまとめ

各係数の評価結果を第 3.2.1.c-3-6 表に示す。これらの結果より、原子炉補機冷却水系熱交換器のフラジリティ加速度の中央値 A_m 、その不確かさ $\beta_R \cdot \beta_U$ および HCLPF は、以下の通りとなる。

また、フラジリティ曲線を第 3.2.1.c-3-5 図に示す。

$$A_m = 1.81 \text{ [G]}$$

$$\beta_R = 0.20, \beta_U = 0.17$$

$$\begin{aligned} HCLPF &= A_m \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\ &= 1.81 \times \exp\{-1.65 \times (0.20 + 0.17)\} \\ &= 0.98 \text{ [G]} \end{aligned}$$

第 3.2.1.c-3-6 表 原子炉補機冷却水系熱交換器 安全係数評価結果の一覧

F _S	F _μ	F _{SA}	F _D	F _M	F _{MC}	F ₁	F ₂	F ₃	Median	HCLPF	
β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R		
β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U		
2.10	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	0.70	1.00		1.81	0.98	
0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.20		0.20		
0.07	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.15		0.17		

(3) 動的機器（残留熱除去系電動弁）

評価対象機器の諸元を以下に示す。

- ・ 評価対象機器：残留熱除去系電動弁
- ・ 設置位置：原子炉建屋 T.M.S.L. 1.2m
- ・ 耐震クラス：S
- ・ 固有振動数：4.44Hz（1次）
- ・ 基準地震動 Ss に対する応答加速度：
 - 水平方向 6.0G
 - 鉛直方向 3.7G
- ・ 機能維持確認済加速度：
 - 水平方向 10.0G^(*4)
 - 鉛直方向 10.0G^(*4)

水平方向と鉛直方向の応答加速度に対して動的機能維持評価を行うが、ここでは HCLPF が小さい水平方向についての評価を示す。

a. 耐力係数 F_C の評価

(a) 強度係数 F_S の評価

本係数は、応答加速度に対する試験加速度の持つ裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_S = \frac{\text{損傷加速度中央値}}{\text{応答加速度}}$$

弁のように、構造強度のみでなく動的機能維持が必要な機器については、試験加速度（機能維持確認済加速度など）に基づきフラジリティ評価を行う。本対象機器においては構造強度評価のフラジリティと比較し、HCLPF が低い動的機能維持評価を代表とする。

フラジリティ評価のベースとする試験加速度レベルでは誤動作・損傷が見られないことから、試験加速度が5%の損傷確率、95%の信頼度の加速度に相当すると考え、地震 PSA 学会標準を参考に試験加速度を 1/0.9 倍した値が現実的耐

力の中央値に相当すると考える。

不確かさは損傷加速度中央値と機能維持確認済加速度の関係より求める。損傷加速度中央値と機能維持確認済加速度の関係は以下の通りである。

$$\text{損傷加速度中央値} = \text{機能維持確認済加速度} \times \exp(1.65 \times (\beta_R + \beta_U))$$

なお、偶然的な不確かさ β_R と認識論的な不確かさ β_U は等しいとして評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_S = \frac{\text{損傷加速度中央値}}{\text{応答加速度}} = \frac{\text{機能維持確認済加速度}/0.9}{\text{応答加速度}} = \frac{10.0/0.9}{6.0} = 1.85$$

$$\beta_R = \beta_U = \frac{1}{1.65 \times 2} \ln \left(\frac{\text{機能維持確認済加速度}/0.9}{\text{機能維持確認済加速度}} \right)$$

$$= \frac{1}{1.65 \times 2} \ln \left(\frac{1.27/0.9}{1.27} \right) = 0.03$$

(b) 塑性エネルギー吸収係数 F_μ の評価

本係数は、塑性変形によるエネルギー吸収に関する裕度を評価する。

動的機器において、弾性範囲内で誤動作が生じることが否定出来ないため、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_\mu = 1.00, \quad \beta_R = \beta_U = 0.00$$

b. 機器応答係数 F_{RE} の評価

(a) スペクトル形状係数 F_{SA} の評価

本係数は、設計で用いられる床応答スペクトルの拡幅に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、スペクトル形状係数の概念図を第 3.2.1.c-3-1 図に示す。

$$F_{SA} = \frac{\text{拡幅後の床応答スペクトルによる応答加速度}}{\text{拡幅前の床応答スペクトルによる応答加速度}}$$

拡幅前後の応答スペクトルの比率（拡幅後 / 拡幅前）は、サイト・プラントによらず有意な差はないと考えられる為、代表プラントで評価した値を共通値として用いる。

代表プラントでの応答加速度比は、機器の主要周期帯である 0.05 ~ 0.1 秒に対して 1.1 ~ 1.4 であり、この知見からスペクトル形状係数の中央値を算定する。

不確かさは、応答スペクトル比率の最小値と最大値がそれぞれ中央値に対して -95% 下限値と +95% 上限値に相当するものとみなし算定する。なお、不確かさ

は各機器に対して一般値として適用する為、全てを認識論的不確実さ β_U とする。

$$F_{SA} = \sqrt{1.1 \times 1.4} = 1.24$$

$$\beta_U = \frac{1}{1.65 \times 2} \ln\left(\frac{1.4}{1.1}\right) = 0.07$$

以上より、本係数および不確実さは以下の値とする。

$$F_{SA} = 1.24, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.07$$

(b) 減衰係数 F_D の評価

本係数は、設計で用いられる減衰定数に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、減衰係数の概念図を第 3.2.1.c-3-2 図に示す。

$$F_D = \frac{\text{設計用減衰定数による応答値}}{\text{減衰定数の中央値による応答値}}$$

評価対象の配管系は“スナップおよび架構レストレイント支持主体の配管系で、支持具（スナップ又は架構レストレイント）の数が4個以上のもの”（配管区分： ）に該当する保温材なしの配管系に接続される弁であり、設計用減衰定数 2.0%、振動試験データから求められる減衰定数の中央値 6.1%とから、次に示す Newmark の応答倍率式^(*5)を用いて評価する。

$$\text{応答値} = 3.21 - 0.68 \ln(h)$$

ここで、

$$h : \text{減衰定数 (\%)}$$

不確実さについては、設計用減衰定数が振動試験による減衰データの下限值として用いられている為、設計用減衰定数による応答値を減衰定数の中央値による応答の 99%上限値と考え算定する。また、偶然的な不確実さ β_R と認識論的不確実さ β_U が等しいとして評価する。

以上より、本係数および不確実さは以下の値とする。

$$F_D = \frac{3.21 - 0.68 \ln(2.0)}{3.21 - 0.68 \ln(6.1)} = 1.38$$

$$\beta_R = \beta_U = \frac{1}{2.33 \times \sqrt{2}} \ln\left(\frac{3.21 - 0.68 \ln(2.0)}{3.21 - 0.68 \ln(6.1)}\right) = 0.10$$

(c) モデル化係数 F_M の評価

本係数は、機器の解析モデル化に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_M = \frac{\text{設計解析モデルによる応答加速度}}{\text{現実的解析モデルによる応答加速度}}$$

ただし、評価対象の解析モデル化は妥当であり、解析モデルから得られる応答は中央値に相当すると考える。

また、本評価対象は柔な機器であり、耐震性評価は多質点系モデルを用いて行われていることから、不確かさは Kennedy の研究結果^(*)3)を用いた。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_M = 1.00, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.15$$

(d) モード合成係数 F_{MC} の評価

本係数は、モーダル解析により地震応答を評価する場合に、モーダル解析のモード合成に含まれる裕度を評価するものである。

中央値および不確かさは地震 PSA 学会標準を参考にする。なお、不確かさは解析手法が本質的に持つものである為、全て偶然的な不確かさ β_R とする。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{MC} = 1.03, \beta_R = 0.13, \beta_U = 0.00$$

c. 建屋応答係数 F_{RS} の評価

建屋応答に関する各係数は第 3.2.1.c-3-2 表に示す建屋の応答係数を用いる。

(a) 解放基盤表面の地震動に関する係数 F_1 の評価

本係数は、基準とする地震動のスペクトルが持つ裕度を評価するものである。本評価では、解放基盤表面における地震動のスペクトル形状係数を考慮する。第 3.2.1.c-3-3 図にスペクトル形状係数の概念図を示す。

なお、スペクトル形状係数は、基準とする地震動のスペクトルと一様ハザードスペクトルの建屋または機器の固有周期における比を、次式により評価する。

$$\text{スペクトル形状係数} = \frac{\text{基準とする地震動の応答加速度}}{\text{一様ハザードスペクトルの応答加速度}}$$

また、不確かさは地震ハザードにおける距離減衰式等のばらつきに考慮されるため、本係数では考慮しない。

本評価対象は、原子炉建屋に設置される柔な弁であることから、サブ応答係数 F_1 は弁の固有周期が属する周期帯に対応した値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_1 = 0.65, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 建屋への入力地震動に関する係数 F_2 の評価

本係数は、地盤モデルに関する設計上の裕度および基礎による入力損失に関する設計上の裕度を評価するものである。

中央値は、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび基礎の拘束効果による入力損失の影響が小さいことから 1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_2 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_3 \text{ と共通})$$

(c) 建屋の地震応答に関する係数 F_3 の評価

本係数は、建屋振動モデルに関する設計上の裕度、地盤 - 建屋連成系モデルに関する設計上の裕度および建屋の非線形応答による機器入力に関する裕度を評価する。

中央値は、柏崎刈羽サイトが軟質岩盤サイトであり、建屋応答に与える地盤の影響が支配的であること、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび一般的に建屋の非線形化により、線形時よりも応答加速度が低減される傾向があることから、1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_3 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_2 \text{ と共通})$$

d. 評価結果のまとめ

各係数の評価結果を第 3.2.1.c-3-7 表に示す。これらの結果より、残留熱除去系電動弁のフラジリティ加速度の中央値 A_m 、その不確かさ $\beta_R \cdot \beta_U$ および HCLPF は、以下の通りとなる。

また、フラジリティ曲線を第 3.2.1.c-3-6 図に示す。

$$A_m = 2.61 \quad [\text{G}]$$

$$\beta_R = 0.26, \beta_U = 0.25$$

$$\begin{aligned} \text{HCLPF} &= A_m \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\ &= 2.61 \times \exp\{-1.65 \times (0.26 + 0.25)\} \\ &= 1.13 \quad [\text{G}] \end{aligned}$$

第 3.2.1.c-3-7 表 残留熱除去系電動弁 安全係数評価結果の一覧

F _S	F _μ	F _{SA}	F _D	F _M	F _{MC}	F _I	F ₂	F ₃	Median	HCLPF	
β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R		1.13
β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U		
1.85	1.00	1.24	1.38	1.00	1.03	0.65	1.00	2.61			
0.03	0.00	0.00	0.10	0.00	0.13	0.00	0.20	0.26			
0.03	0.00	0.07	0.10	0.15	0.00	0.00	0.15	0.25			

(4) 電気・計装品（直立盤）

評価対象機器の諸元および耐震評価結果を以下に示す。

- ・評価対象機器：安全保護系盤 区分
- ・設置位置：コントロール建屋 T.M.S.L. 17.3m
- ・耐震クラス：S
- ・固有振動数：20Hz 以上
- ・基準地震動 S s に対する応答加速度：
 - 水平方向 1.29G
 - 鉛直方向 0.90G
- ・機能確認済加速度：
 - 水平方向 5.88G^(*6)
 - 鉛直方向 G^(*7)

水平方向と鉛直方向の入力加速度に対して機能評価を実施しているが、ここでは HCLPF 値が小さい鉛直方向についての評価結果を示す。

a. 耐力係数 F_C の評価

(a) 強度係数 F_S の評価

本係数は、応答加速度に対する試験加速度の持つ裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_S = \frac{\text{損傷加速度中央値}}{\text{応答加速度}}$$

構造強度のみでなく電氣的機能維持が必要な電気・計装品については、試験加速度（機能確認済加速度など）に基づきフラジリティ評価を行う。本評価対象においては、構造損傷におけるフラジリティ評価結果と機能損傷におけるフラジリティ評価結果を比較し、HCLPF 値が低い機能損傷におけるフラ

ジリティ評価結果を代表とする。

フラジリティ評価のベースとする試験加速度レベルでは誤動作・損傷が見られないことから，以下に示す方法（ここでは，「設定法」と呼ぶ。）により誤動作・損傷に対する加速度の中央値を推定する。

[設定法の概要]

フラジリティ評価において，HCLPF は次式により評価される。

$$HCLPF = A_m \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\}$$

ここで， A_m ：フラジリティ加速度の中央値

上式より，

$$A_m = HCLPF \times \exp\{1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\}$$

これと同様に，加振試験における損傷加速度の中央値と HCLPF の関係は次式により表される。

$$\text{損傷加速度の中央値} = \text{損傷加速度の HCLPF} \times \exp\{1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\}$$

従って，“損傷加速度の HCLPF = 試験加速度”とし，不確かさ β_R および β_U を与えることにより，損傷加速度の中央値を推定できる。

なお，既往の電気品の試験結果^(*)より，電気品の誤動作に関する不確かさは， $\beta_R = 0.10$ ， $\beta_U = 0.20$ 程度と考えられる。

従って，直立盤の損傷加速度中央値は，設定法に基づき以下の通りとなる。

$$\begin{aligned} \text{損傷加速度の中央値} &= \text{試験加速度} \times \exp\{1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\ &= 2.00 \times \exp\{1.65 \times (0.10 + 0.20)\} \\ &= 3.28G \end{aligned}$$

以上より，本係数および不確かさは以下の値となる。

$$F_S = \frac{\text{損傷加速度中央値}}{\text{応答加速度}} = \frac{3.28}{0.90} = 3.64$$

$$\beta_R = 0.10, \beta_U = 0.20$$

(b) 塑性エネルギー吸収効果に関する係数 F_{μ}

本係数は，塑性変形によるエネルギー吸収に関する裕度を評価する。

電気・計装品については，弾性範囲内で誤動作が生じることが否定できないため，本係数は考慮しない。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{\mu} = 1.00 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

b. 機器の応答係数 F_{RE}

(a) スペクトル形状係数 F_{SA}

本係数は、設計で用いられる床応答スペクトルの拡幅に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、スペクトル形状係数の概念図を第 3.2.1.c-3-1 図に示す。

$$F_{SA} = \frac{\text{拡幅後の床応答スペクトルによる応答加速度}}{\text{拡幅前の床応答スペクトルによる応答加速度}}$$

ただし、本評価対象は剛であり、床応答スペクトルを用いないことから本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{SA} = 1.00 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 設計用減衰定数に関する減衰係数 F_D

本係数は、機器損傷時の減衰定数の中央値に対する設計用減衰定数が持つ裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、減衰係数の概念図を第 3.2.1.c-3-2 図に示す。

$$F_D = \frac{\text{設計用減衰定数での応答値}}{\text{減衰定数の中央値での応答値}}$$

ただし、本評価対象は剛であるため、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_D = 1.00 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(c) 機器のモデル化に関する係数 F_M

本係数は、機器の解析モデル化に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。

$$F_M = \frac{\text{設計解析モデルによる 応答加速度}}{\text{現実的解析モデルによる 応答加速度}}$$

ただし、本評価対象の機能損傷による評価は試験加速度値を採用しており、解析モデル等を構築した評価では無いことから本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_M = 1.00 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(d) モード合成法に関する係数 F_{MC}

本係数は、モーダル解析により地震応答を評価する場合に、モーダル解析の

モード合成に含まれる裕度を評価するものである。

本評価対象は剛であり，モーダル解析による評価では無いことから本係数は考慮しない。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{MC} = 1.00 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

c. 建屋応答係数 F_{RS}

建屋応答に関する各係数は第 3.2.1.c-3-2 表に示す建屋の応答係数を用いる。

(a) 解放基盤表面の地震動に関する係数 F_1 の評価

本係数は，基準とする地震動のスペクトルが持つ裕度を評価するものである。本評価では，解放基盤表面における地震動のスペクトル形状係数を考慮する。第 3.2.1.c-3-3 図にスペクトル形状係数の概念図を示す。

なお，スペクトル形状係数は，基準とする地震動のスペクトルと一様ハザードスペクトルの建屋または機器の固有周期における比を，次式により評価する。

$$\text{スペクトル形状係数} = \frac{\text{基準とする地震動の応答加速度}}{\text{一様ハザードスペクトルの応答加速度}}$$

また，不確かさは地震ハザードにおける距離減衰式等のばらつきに考慮されるため，本係数では考慮しない。

本評価対象は，コントロール建屋に設置される剛な機器であることから，サブ応答係数 F_1 はコントロール建屋の一次固有周期に対応した値として評価する。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_1 = 0.84 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 建屋への入力地震動に関する係数 F_2 の評価

本係数は，地盤モデルに関する設計上の裕度および基礎による入力損失に関する設計上の裕度を評価するものである。

中央値は，設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび基礎の拘束効果による入力損失の影響が小さいことから 1.00 とする。

不確かさは，地震 PSA 学会標準を参考に設定し，建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_2 = 1.00 , \beta_R = 0.10 , \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_3 \text{ と共通})$$

(c) 建屋の地震応答に関する係数 F_3 の評価

本係数は、建屋振動モデルに関する設計上の裕度、地盤 - 建屋連成系モデルに関する設計上の裕度および建屋の非線形応答による機器入力に関する裕度を評価する。

中央値は、柏崎刈羽サイトが軟質岩盤サイトであり、建屋応答に与える地盤の影響が支配的であること、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび鉛直方向の建屋の非線形応答は考慮しないことから、1.00とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_3 = 1.00, \beta_R = 0.10, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_2 \text{ と共通})$$

d. 評価結果のまとめ

各係数の評価結果を下表に示す。これらの結果より、直立盤のフラジリティ加速度の中央値 A_m 、その不確かさ $\beta_R \cdot \beta_U$ および HCLPF は、以下の通りとなる。

また、フラジリティ曲線を第 3.2.1.c-3-7 図に示す。

$$A_m = 3.77[G]$$

$$\beta_R = 0.14, \beta_U = 0.25$$

$$\begin{aligned} HCLPF &= A_m \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\ &= 3.77 \times \exp\{-1.65 \times (0.14 + 0.25)\} \\ &= 1.98[G] \end{aligned}$$

第 3.2.1.c-3-8 表 直立盤（鉛直方向）安全係数評価結果の一覧（機能損傷）

F_S	F_U	F_{SA}	F_D	F_M	F_{MC}	F_1	F_2	F_3	Median	HCLPF
β_R										
β_U										
3.64	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00	0.84	1.00		3.77	1.98
0.10	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.10		0.14	
0.20	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.15		0.25	

なお、直立盤のフラジリティ評価に用いている機能確認済加速度は完全に機能喪失する状態までを検証した結果ではないことから、現実的な直立盤の機能喪失状態が PRA の結果に現れているものではないと考える。（添付資料 3.2.1.c-1）

(5)配管（原子炉補機冷却水系配管）

評価対象機器の諸元を以下に示す。

- ・評価対象機器：原子炉補機冷却水系配管
- ・設置位置：タービン建屋および連絡トレンチ T.M.S.L. -3.5m
- ・耐震クラス：S
- ・固有振動数：5.88Hz（1次）
- ・基準地震動 S_s に対する発生応力
- ・評価対象部位：配管本体
- ・評価応力：1次応力

第 3.2.1.c-3-9 表に，原子炉補機冷却水系配管の耐震評価結果を示す。第 3.2.1.c-3-9 表を基にフラジリティを算出した。

第 3.2.1.c-3-9 表 原子炉補機冷却水系配管の耐震性評価結果

評価部位	材料	評価応力	発生値 [MPa]	評価基準値 [MPa]	裕度
配管本体	SM400C	1次応力	260	344	1.32

a. 耐力係数 F_C の評価

(a) 強度係数 F_S の評価

本係数は，設計応力に対する限界強度の持つ裕度を評価するものであり，次式により評価する。

$$F_S = \frac{\sigma_C - \sigma_N}{\sigma_T - \sigma_N}$$

ここで，

σ_C ：限界応力の中央値

σ_T ：地震時応力

σ_N ：通常運転時応力

本評価対象の材質は SM400C であることから，限界応力として JSME 発電用原子力設備規格設計・建設規格(2005年版) (JSME S NC1-2005)第 I 編付録図表 Part5 の設計引張強さ $S_u=383$ [MPa] (評価温度：70)を採用する。規格値に含まれている余裕 (S_u 値の 1.17 倍)を考慮して限界応力の中央値とする。

$$\sigma_C = 1.17 \times S_u = 1.17 \times 383 = 448 \text{ [MPa]}$$

なお，通常運転時応力は，耐震性評価において地震時応力を分離して評価していないため 0 [MPa]とする。

$$\sigma_N = 0 \text{ [MPa]}$$

以上より，強度係数 F_S は，以下の通りとなる。

$$F_S = \frac{\sigma_C}{\sigma_T} = \frac{1.17 \times Su}{\sigma_T} = \frac{448}{260} = 1.72$$

不確かさは、限界応力の中央値 $1.17 \times Su$ に対して、規格値 Su が 99%信頼下限に相当すると考え、全てを認識論的不確かさ β_U として評価する。

$$\beta_U = \frac{1}{2.33} \ln \left(\frac{1.17 \times Su}{Su} \right) = 0.07$$

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_S = 1.72, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.07$$

(b) 塑性エネルギー吸収係数 F_μ の評価

本係数は、塑性変形によるエネルギー吸収に関する裕度を評価する。

本評価対象は鋼材の配管であり、バウンダリ機能を喪失するまでの塑性変形を許容できると考えるが、強度係数 F_S の評価において、限界応力の中央値を弾塑性範囲までを一括考慮している Su にて算定しているため、本係数は考慮しない。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_\mu = 1.00, \beta_R = \beta_U = 0.00$$

b. 機器応答係数 F_{RE} の評価

(a) スペクトル形状係数 F_{SA} の評価

本係数は、設計で用いられる床応答スペクトルの拡幅に含まれる裕度を評価するものであり、次式により評価する。なお、スペクトル形状係数の概念図を第 3.2.1.c-3-1 図に示す。

$$F_{SA} = \frac{\text{拡幅後の床応答スペクトルによる応答加速度}}{\text{拡幅前の床応答スペクトルによる応答加速度}}$$

拡幅前後の応答スペクトルの比率（拡幅後 / 拡幅前）は、サイト・プラントによらず有意な差はないと考えられる為、代表プラントで評価した値を共通値として用いる。

代表プラントでの応答加速度比は、機器の主要周期帯である 0.05 ~ 0.1 秒に対して 1.1 ~ 1.4 であり、この知見からスペクトル形状係数の中央値を算定する。

不確かさは、応答スペクトル比率の最小値と最大値がそれぞれ中央値に対して -95% 下限値と +95% 上限値に相当するものとみなし算定する。なお、不確かさは各機器に対して一般値として適用する為、全てを認識論的不確かさ β_U とする。

$$F_{SA} = \sqrt{1.1 \times 1.4} = 1.24$$

$$\beta_U = \frac{1}{1.65 \times 2} \ln\left(\frac{1.4}{1.1}\right) = 0.07$$

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{SA} = 1.24, \beta_R = 0.00, \beta_U = 0.07$$

(b) 減衰係数 F_D の評価

本係数は，設計で用いられる減衰定数に含まれる裕度を評価するものであり，次式により評価する。なお，減衰係数の概念図を第 3.2.1.c-3-2 図に示す。

$$F_D = \frac{\text{設計用減衰定数による応答値}}{\text{減衰定数の中央値による応答値}}$$

評価対象の配管系は“スナツバおよび架構レストレイント支持主体の配管系で，支持具(スナツバ又は架構レストレイント)の数が4個以上のもの”(配管区分：)に該当する保温材なしの配管系であり，設計用減衰定数 2.0%，試験データから求められる減衰定数の中央値 6.1%とから，次に示す Newmark の応答倍率式^(*)5)を用いて評価する。

$$\text{応答値} = 3.21 - 0.68 \ln(h)$$

ここで，

h : 減衰定数 (%)

不確かさについては，設計用減衰定数が振動試験による減衰データの下限值として用いられている為，設計用減衰定数による応答値を減衰定数の中央値による応答の 99%上限値と考え算定する。また，偶然的な不確かさ β_R と認識論的な不確かさ β_U が等しいとして評価する。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_D = \frac{3.21 - 0.68 \ln(2.0)}{3.21 - 0.68 \ln(6.1)} = 1.38$$

$$\beta_R = \beta_U = \frac{1}{2.33 \times \sqrt{2}} \ln\left(\frac{3.21 - 0.68 \ln(2.0)}{3.21 - 0.68 \ln(6.1)}\right) = 0.10$$

(c) モデル化係数 F_M の評価

本係数は，機器の解析モデル化に含まれる裕度を評価するものであり，次式により評価する。

$$F_M = \frac{\text{設計解析モデルによる 応答加速度}}{\text{現実的解析モデルによる 応答加速度}}$$

評価対象の解析モデル化は妥当であり，解析モデルから得られる応答は

中央値に相当すると考える。

また，本評価対象は柔な機器であり，耐震性評価は多質点系モデルを用いて行われていることから，不確かさは Kennedy の研究結果^(*3)を用いた。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_M = 1.00 , \beta_R = 0.00 , \beta_U = 0.15$$

(d) モード合成係数 F_{MC} の評価

本係数は，モーダル解析により地震応答を評価する場合に，モーダル解析のモード合成に含まれる裕度を評価するものである

中央値および不確かさは地震 PSA 学会標準を参考にする。なお，不確かさは解析手法が本質的に持つものである為，全て偶然的な不確かさ β_R とする。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_{MC} = 1.03 , \beta_R = 0.13 , \beta_U = 0.00$$

c. 建屋応答係数 F_{RS} の評価

建屋応答に関する各係数は第 3.2.1.c-3-2 表に示す建屋の応答係数を用いる。

(a) 解放基盤表面の地震動に関する係数 F_1 の評価

本係数は，基準とする地震動のスペクトルが持つ裕度を評価するものである。本評価では，解放基盤表面における地震動のスペクトル形状係数を考慮する。第 3.2.1.c-3-3 図にスペクトル形状係数の概念図を示す。

なお，スペクトル形状係数は，基準とする地震動のスペクトルと一様ハザードスペクトルの建屋または機器の固有周期における比を，次式により評価する。

$$\text{スペクトル形状係数} = \frac{\text{基準とする地震動の応答加速度}}{\text{一様ハザードスペクトルの応答加速度}}$$

また，不確かさは地震ハザードにおける距離減衰式等のばらつきに考慮されるため，本係数では考慮しない。

本評価対象は，タービン建屋および連絡トレンチに設置される柔な配管であることから，サブ応答係数 F_1 は配管の固有周期が属する周期帯に対応した値として評価する。

以上より，本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_1 = 0.69 , \beta_R = \beta_U = 0.00$$

(b) 建屋への入力地震動に関する係数 F_2 の評価

本係数は，地盤モデルに関する設計上の裕度および基礎による入力損失に関する設計上の裕度を評価するものである。

中央値は、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび基礎の拘束効果による入力損失の影響が小さいことから 1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_2 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_3 \text{ と共通})$$

(c) 建屋の地震応答に関する係数 F_3 の評価

本係数は、建屋振動モデルに関する設計上の裕度、地盤 - 建屋連成系モデルに関する設計上の裕度および建屋の非線形応答による機器入力に関する裕度を評価する。

中央値は、柏崎刈羽サイトが軟質岩盤サイトであり、建屋応答に与える地盤の影響が支配的であること、設計地盤物性と中央値地盤物性ではほとんど相違がないことおよび一般的に建屋の非線形化により、線形時よりも応答加速度が低減される傾向があることから、1.00 とする。

不確かさは、地震 PSA 学会標準を参考に設定し、建屋への入力地震動に関する係数 F_2 および建屋の地震応答に関する係数 F_3 を併せてひとつの値として評価する。

以上より、本係数および不確かさは以下の値とする。

$$F_3 = 1.00, \beta_R = 0.20, \beta_U = 0.15 \quad (\beta_R \text{ と } \beta_U \text{ は } F_2 \text{ と共通})$$

d. 評価結果のまとめ

各係数の評価結果を第 3.2.1.c-3-10 表に示す。これらの結果より、原子炉補機冷却水系配管のフラジリティ加速度の中央値 A_m 、その不確かさ $\beta_R \cdot \beta_U$ および HCLPF は、以下の通りとなる。

$$A_m = 2.58 \text{ [G]}$$

$$\beta_R = 0.26, \beta_U = 0.25$$

$$\begin{aligned} HCLPF &= A_m \times \exp\{-1.65 \times (\beta_R + \beta_U)\} \\ &= 2.58 \times \exp\{-1.65 \times (0.26 + 0.25)\} \\ &= 1.11 \text{ [G]} \end{aligned}$$

第 3.2.1.c-3-10 表 原子炉補機冷却水系配管 安全係数評価結果の一覧

F _S	F _μ	F _{SA}	F _D	F _M	F _{MC}	F ₁	F ₂	F ₃	Median	HCLPF	
β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R	β_R		
β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U	β_U		
1.72	1.00	1.24	1.38	1.00	1.03	0.69	1.00		2.58	1.11	
0.00	0.00	0.00	0.10	0.00	0.13	0.00	0.20		0.26		
0.07	0.00	0.07	0.10	0.15	0.00	0.00	0.15		0.25		

- * 1 : R.P.Kennedy and M.K.Ravindra, “ Seismic Fragilities for Nuclear Power Plant Risk Studies ” ,
Nuclear Engineering and Design 79(1984)
- * 2 : R. Kassawara, EPRI Report 1003121, “ Methodology for Probabilistic Risk Assessment
Applications of Seismic Margin Evaluations ” , Electric Power Research Institute, December
2001
- * 3 : Westinghouse Electric Company, “ AP1000 Design Control Document ” , December 2011
(年・月は、AP1000 標準設計認証修正版の NRC 認可時期を示す)
- * 4 : General Electric (GE) Nuclear Energy, “ ABWR Design Control Document ” , March 1997
(年・月は、ABWR 標準設計認証の NRC 認可時期を示す)
- * 5 : 米国リミトルク社の弁駆動部(電動式)試験結果
- * 6 : N.M.Newmark and W.J.Hall, “ Development of Criteria for Seismic Review of Selected Nuclear
Power Plants ” , NUREG/CR-0098
- * 7 : 「原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機器耐力その 1 (横形ポンプ , 電気品) 」 , 平成 17
年 7 月 , 独立行政法人 原子力安全基盤機構
- * 8 : 既往の社内試験結果
- * 9 : G.S.Holman and C.K. Chou, “ Components Fragility Research Program, Phase 1 Components
Prioritization ” , NUREG/CR-4899

3.2.1.d. 事故シーケンス

起因事象

(1) 評価対象とした起因事象のリスト，説明及び発生頻度

3.2.1.a. の地震時特有の要因による分類を踏まえた地震PRAにおける起因事象の扱いは以下のとおりである。また，起因事象の発生頻度を第3.2.1.d-1表に示す。

a. 建屋・構築物の損傷（R/B）

原子炉建屋が損傷すると建屋全体の崩壊の可能性がある，同時に建屋内の格納容器（RCCV）又は原子炉圧力容器などの機器及び構造物が大規模な損傷を受ける可能性がある。原子炉建屋損傷が発生した場合に緩和系の機能に期待できる可能性を厳密に考慮することは困難なため，保守的に全損を仮定し，原子炉停止及び炉心冷却が不可能になるものとして直接炉心損傷に至る起因事象として整理した。

b. 建屋・構築物の損傷（RPV・PCV）

格納容器が損傷すると，格納容器内の機器又は原子炉圧力容器などの構築物が大規模な損傷を受けて，原子炉停止及び炉心冷却ができなくなり炉心損傷に至る事象。格納容器の耐圧機能が劣化することによって格納容器が過圧破損して炉心損傷に至る事象，あるいは格納容器が損傷することにより長期的にみてサブプレッションプール水が利用できなくなり炉心損傷に至る事象が考えられる。

また，原子炉圧力容器が損傷すると，原子炉の制御が不可能となり，ECCSによる炉心冷却効果が期待できず，直接炉心損傷に至る事象が考えられる。

これらのことから，格納容器又は原子炉圧力容器の損傷が発生した場合に緩和系の機能に期待できる可能性を厳密に評価することは難しいため，保守的に直接炉心損傷に至る起因事象として整理した。

c. 格納容器バイパス事象

格納容器バイパス事象は，インターフェイスシステムLOCA（ISLOCA）及びバイパス破断に細分化される。ISLOCAは，格納容器バウンダリ内外の高圧設計配管と低圧設計配管のインターフェイスの隔離機能が喪失することによって，格納容器外の低圧配管，弁などに一次冷却系の高圧負荷がかかり配管，弁などの損傷が生じ，格納容器外への冷却材流出を引き起こす事象である。

また，バイパス破断は，常時開などの隔離弁に接続している配管の格納容器外での破断と，隔離弁の閉失敗が同時に発生する事象であり，原子炉冷却材が格納容器外へ流出する事象である。

格納容器バイパス発生時は，破損箇所の隔離に失敗し，高温・高圧の蒸気や溢

水が格納容器外（原子炉建屋）に流出することにより，原子炉建屋内の他の機器（電気品，計装品等）への悪影響が避けられないため，緩和系には期待せず保守的に炉心損傷に至る起因事象として整理した。

d. 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失

地震動によって格納容器内にある一次系配管又はそのサポート部が損傷し，原子炉冷却材喪失を引き起こす事象である。

内的事象レベル1PRAでは，原子炉冷却材喪失を大・中・小LOCAに分類しているものの，地震PRAでは，同一の地震動による複数の配管損傷の相関性を考慮すると，事故シナリオを詳細に分析すること（緩和系にどの程度期待できるか判断すること）が困難なため破断の規模による分類が厳密には難しいこと，相関をもつ配管を同定し，損傷の相関係数を全ての配管に対して適切に算定することは現状の評価技術では困難であることから，格納容器内の一次系配管の大規模な破断によりECCS性能を上回る大規模な原子炉冷却材喪失（Excessive-LOCA）が発生するものと想定し，直接炉心損傷に至る起因事象として代表させた。格納容器内の一次系配管に用いるフラジリティは，主蒸気系，給水系，CUW系，SLC系及びECCS系（RHR，RCIC及びHPCF）の配管の中からHCLPFが最も小さい系の配管のフラジリティにより代表した。

e. 計測・制御系喪失

計測・制御系が損傷した場合，プラントの監視及び制御が不能に陥る可能性があること，プラント挙動に対する影響が現在の知見では明確ではないことから，保守的に直接炉心損傷に至る起因事象として整理した。

f. 直流電源喪失

直流電源が損傷した場合，ほぼ全ての安全機能の制御機能が喪失すると考えられるため，直接炉心損傷に至る起因事象として整理した。安全系に関係する直流電源系は3系統あるが，同種系統間での地震による損傷は完全相関を仮定している。

g. 原子炉補機冷却系喪失（全交流電源喪失（RCW・RSW損傷））

原子炉補機冷却系（原子炉補機冷却水系（RCW），原子炉補機冷却海水系（RSW））が損傷した場合，炉心冷却に必要な緩和系（高圧炉心注水系（HPCF），残留熱除去系（RHR），非常用ディーゼル発電設備（D/G））の冷却機能が喪失する。さらに地震により外部電源喪失が発生している場合には，全交流電源喪失に至る。

本評価においては，原子炉補機冷却系と外部電源が同時に損傷した場合につい

て、起因事象「全交流電源喪失（RCW・RSW損傷）」として整理し、原子炉補機冷却系のみが損傷、外部電源が健全な場合は、その影響を起因事象「過渡事象」に対応するイベントツリーで期待している緩和系のサポート系の中でその影響を考慮することとした。原子炉補機冷却系は3系統あるが、同種系統間での地震による損傷は完全相関を仮定している。

h. 交流電源喪失（全交流電源喪失（D/G損傷））

本評価においては、交流電源と外部電源が同時に損傷した場合について、起因事象「全交流電源喪失（D/G損傷）」として整理し、交流電源のみが損傷、外部電源が健全な場合は、その影響を起因事象「過渡事象」に対応するイベントツリーで期待している緩和系のサポート系の中でその影響を考慮することとした。D/Gは3系統あるが、同種系統間での地震による損傷は完全相関を仮定している。

i. 外部電源喪失

外部電源設備が地震動により損傷し、プラントへの外部からの電源供給が途絶える事象である。プラントへの外乱を発生させる過渡事象であり、地震耐力が小さく広範囲な緩和系の機能喪失を発生させるため、独立した起因事象とした。

j. 過渡事象

内的事象レベル1PRAでは、過渡事象を外部電源喪失、手動停止および給復水系による除熱機能（PCS）が使用可能か否かで分類している。

これに対し地震PRAでは、外部電源喪失は上述の通り、独立した起因事象として整理した。また、上述a.～i.の起因事象が発生しない場合にも、地震動を検知した原子炉停止信号（地震加速度大）により原子炉停止に至ることから何らかの過渡事象は発生するものとした。この際、給復水系に関連する設備は耐震クラスが低いため期待せず、過渡事象としては給復水系が使用不可能な過渡事象としてひとまとめで取り扱っている。手動停止については、地震発生とは無関係な起因事象であるため対象外とした。

g. およびh. で述べたとおり、外部電源が健全であり、原子炉補機冷却系または非常用交流電源が損傷している場合も過渡事象の中でその影響を考慮している。

(2) 階層イベントツリーとその説明

事故シーケンスの定量化では、第3.2.1.d-1 図の起因事象階層ツリーで、地震により発生する起因事象の発生確率の和が1.0 を越えないように取り扱う。具体的には、階層イベントツリーでは、ある起因事象の発生確率を、（上位のヘディングで設定した起因事象が発生しない確率）×（当該起因事象の発生確率）として算出す

る。すなわち、下位のヘディングで設定した起因事象の発生確率は、上位のヘディングで設定した起因事象が発生しない条件付きの確率となる。

階層イベントツリーは、起因事象が発生した時の炉心損傷への影響が大きい順に並べ、これらをヘディングとしており、それらの発生確率は、それぞれ対象とする建屋・構築物、機器などを設定し、そのフラジリティを評価することで算出する。

成功基準

(1)成功基準の一覧

直接炉心損傷に至るとした起因事象については緩和手段がないため成功基準は設定していない。本評価では、全交流電源喪失時についても、緩和手段がないため成功基準を設定していない。これら以外の起因事象（外部電源喪失、過渡事象）については、起因事象の発生原因（内的要因か地震要因か）が成功基準の設定に直接関係しないと考えられることから、内の事象レベル1PRAをベースに成功基準を設定した。

使命時間については、内の事象レベル1PRAでは24時間と設定しているのに対し、地震PRAでは72時間を設定した。これは、地震PRAでは、設計基準地震動を越える大規模な地震によって耐震クラスの高い設備の機能喪失が生じる事故シーケンスを対象とするため、機能喪失した設備の修復、及びサイト内、サイト外からの支援に時間を要することが想定され、これらの修復、支援が可能となるまでの時間、すなわち緩和系が所要の安全機能を果たすために必要な運転時間として設定したものである。

事故シーケンス

(1)イベントツリー

第3.2.1.d-1 図に示した起因事象の階層イベントツリーと炉心損傷直結事象以外の起因事象に対して、緩和系の状態を表すイベントツリーを作成した。

イベントツリーの展開方法には小イベントツリー/大フォールトツリー法を用い、事故シーケンスの定量化手法にはフォールトツリー結合法を用いた。これにより、サポート系とフロントライン系間などの従属関係がフォールトツリー内で明示的に表現され、従属関係が適切に取り扱われる。

第3.2.1.d-2図～第3.2.1.d-5図に過渡事象、外部電源喪失、全交流電源喪失（D/G損傷）、全交流電源喪失（RCW・RSW損傷）のイベントツリーを示す。

システム信頼性

(1)評価対象としたシステム

評価対象システムの各系統の情報や依存性については内の事象レベル1PRA と

同等であるが、それぞれについて地震における故障の分析を行い、起因事象に係るフォールトツリー及び緩和系に係るフォールトツリーを作成した。フォールトツリーのモデル化にあたっては、内の事象レベル1PRAのフォールトツリーをベースとし、既に考慮されている機器故障、人的過誤などに加えて、地震による動的機器や電氣的機器の損傷を基事象としてフォールトツリーに追加している。さらに地震時特有の建屋・構築物、大型機器の損傷も基事象としてフォールトツリーに追加している。評価対象システムの一覧を第3.2.1.d-2 表に示す。

(2)機器損傷に関する機器間の相関の取扱い

相関性が考えられる全ての構造物，系統，又は機器に対する本評価モデルにおける相関性の取扱いは，同一系統での同種の機器間において損傷の完全相関（完全従属）を仮定する方法を採用した。

(3)システム信頼性評価を実施せずに設定した非信頼度とその根拠

本評価では，システム信頼性評価を実施せずに設定した非信頼度はない。

人的過誤

(1)評価対象とした人的過誤

地震発生後の運転員操作に対する人間信頼性解析手法には，内の事象レベル1PRAで採用しているTHERP手法（NUREG/CR-1278）を採用する。中央制御室および現場操作に対する人間信頼性解析における仮定は以下のとおり。

(i)地震発生後の中央制御室操作

地震発生後の混乱に伴う高ストレス状態は，運転員操作の阻害要因となることから，地震発生後の比較的短時間（地震発生後数時間以内）での運転員操作の定量化においては，地震発生後の混乱に伴う高ストレス状態を仮定する。

具体的には，行動形成因子（PSF）項目の一つである「ストレス要因」について，高ストレス（）を仮定する。対象となる運転操作の例としては，ECCSの自動起動失敗時の手動起動によるバックアップ操作，高圧注水系成功時の炉水位制御操作，及びスクラム失敗時（ATWS時）の運転員操作等がある。本PRAで考慮している起因事象発生後の人的過誤確率を第3.2.1.d-3 表に示す。

(ii)地震発生後の運転員操作（現場操作）

本評価では，AM策で実施した各対策については評価対象外としているため，地震発生後のAM策に係る現場操作は期待していない。

炉心損傷頻度

(1) 炉心損傷頻度の算出に用いた方法

炉心損傷頻度評価は、炉心損傷に至る各事故シーケンスの発生頻度を合計して算出した。各事故シーケンスの発生頻度は、地震ハザードから求めた発生頻度に事故シーケンスの条件付き発生確率を乗じて算出した。計算コードは、内部事象と同様のコード(Safety Watcher)を用いた。

(2) 炉心損傷頻度結果

a. 7号機

前述のとおりの手順でモデルを定量化した結果、全炉心損傷頻度結果は 1.5×10^{-5} (/ 炉年) となった。起因事象別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-4 表、第3.2.1.d-6 図に示す。

起因事象別の結果では、地震による交流電源喪失(外部電源喪失、全交流電源喪失(RCW・RSW損傷)、全交流電源喪失(D/G損傷))による炉心損傷頻度が全体の約4割を占めており、特に電源と緩和系のサポート系設備である原子炉補機冷却系の損傷によって安全機能の喪失に至るシナリオが重要となっている。第3.2.1.d-5表に炉心損傷頻度の寄与が大きい事故シーケンスを示す。

また、炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-6 表、第3.2.1.d-7 図に示す。崩壊熱除去失敗シーケンス(TW)の寄与が最も大きく、次いで建屋・構築物(R/B)損傷シーケンス(RBR)、電源喪失シーケンス(TB)が続いているが、各炉心損傷シーケンスに対する分析結果を第3.2.1.d-7表に示す。

さらに、加速度区分別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-8表、第3.2.1.d-8図に示す。低加速度領域(～575gal付近)は、地震により起因事象又は緩和系に係る機器等が損傷しにくいため、炉心損傷頻度は加速度の増加とともに低下している。更に加速度が大きくなると、炉心損傷頻度は増加し評価代表点1400gal、1450galの付近で最大となっている。この領域ではRCW・RSWなどの緩和系の損傷による影響が大きく、これよりも大きな加速度領域では建屋・構築物(R/B)の損傷が支配的な事故シーケンスとなっている。

なお、建屋・構築物(R/B)の損傷、計測・制御系喪失などの炉心損傷直結事象については、事象進展の特定、詳細な事故シーケンスの定量化が困難であるため、保守的に炉心損傷直結事象として整理しているなど、地震に対するプラントの現実的な耐性がPRAの結果に現れているものではない。これら炉心損傷直結事象の現実的シナリオ等について考慮した結果を添付資料3.2.1.c-1に示す。

b. 6号機

前述のとおりの手順でモデルを定量化した結果、全炉心損傷頻度結果は 1.2×10^{-5} (/ 炉年) となった。起因事象別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-4 表、第3.2.1.d-6 図に示す。

起因事象別の結果では、地震による建屋・構築物の損傷 (R/B) による炉心損傷頻度が全体の約3割を占めている。第3.2.1.d-5表に炉心損傷頻度の寄与が大きい事故シーケンスを示す。

また、炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-6 表、第3.2.1.d-7 図に示す。建屋・構築物 (R/B) 損傷シーケンス (RBR) の寄与が最も大きく、次いで崩壊熱除去失敗シーケンス (TW) 、電源喪失シーケンス (TB) が続いているが、各炉心損傷シーケンスに対する分析結果を第3.2.1.d-7表に示す。

さらに、加速度区分別の炉心損傷頻度を第3.2.1.d-8表、第3.2.1.d-8図に示す。低加速度領域 (~ 575gal 付近) は、地震により起因事象又は緩和系に係る機器等が損傷しにくいいため、炉心損傷頻度は加速度の増加とともに低下している。更に加速度が大きくなると、炉心損傷頻度は増加し評価代表点1500galの付近で最大となっている。この領域では炉心損傷に直結する建屋・構築物の損傷 (R/B) による影響が大きく、これよりも大きな加速度領域においても建屋・構築物 (R/B) の損傷が支配的な事故シーケンスとなっている。

6号機と7号機の炉心損傷頻度等の評価結果の差についての分析を添付資料 3.2.1.d-1に示す。

(3)重要度解析、不確かさ解析及び感度解析

a.重要度解析

重要度解析では、炉心損傷頻度に有意な寄与を持つ機器故障、人的過誤等を対象に、各基事象の全地震動強さにわたる炉心損傷頻度の積分値に対する Fussell-Vesely指標 (FV重要度) を算出した。

(参考) Fussell-Vesely指標 (FV指標)

FV指標は、頂上事象の発生を仮定したときに、評価対象機器の機能喪失が寄与している条件付確率を表すもので次式で定義される。

$$FV_i = \frac{P_i(top)}{P(top)} = 1 - \frac{P(top / A_i = 0)}{P(top)}$$

$P_i(top)$: 機器 A_i の機能喪失が寄与して発生する頂上事象の発生確率

$P(top / A_i = 0)$: 機器 A_i の機能喪失確率 (事象 A_i の発生確率) が0の場合の頂上事象の発生確率

$P(top)$: 頂上事象の発生確率

地震で損傷する建屋・構築物，機器のFussell-Vesely (FV) 重要度評価結果を第3.2.1.d-9 表に示す。FV 重要度は，炉心損傷頻度に寄与する相対的な割合を表すものである。

7号機では，RCW熱交換器及びRCW配管といった電源や緩和系のサポート機器のFV重要度が高い結果となっているが，これらは炉心損傷頻度への寄与割合が大きい，全交流電源喪失 (RCW・RSW) に係る機器である。次に炉心損傷頻度への寄与割合が大きい過渡事象に係る，RHR系統操作失敗，RHR弁等についてもFV重要度が高い結果となっている。また，損傷後の影響緩和が困難である炉心損傷直結事象の内，炉心損傷頻度への寄与度が高い，建屋・構築物の損傷 (原子炉建屋) に対する原子炉建屋基礎すべり線についても，FV重要度が高い結果となっている。

6号機では，RHR系統操作失敗及びRCW弁といった操作・機器のFV重要度が高い結果となっているが，これらは炉心損傷頻度への寄与割合が大きい，過渡事象や全交流電源喪失 (RCW・RSW) に係る機器である。また，損傷後の影響緩和が困難である炉心損傷直結事象の内，炉心損傷頻度への寄与度が高い，建屋・構築物の損傷 (原子炉建屋) に対する原子炉建屋基礎すべり線についても，FV重要度が高い結果となっている。

b. 不確実さ解析

不確実さ解析では，地震ハザード，建屋・構築物，機器のフラジリティ及びランダム故障に含まれる不確実さ要因を対象として，不確実さの伝播解析を実施し，全炉心損傷頻度の分布及び分布を表すパラメータ (平均値，5%確率値，50%確率値 (中央値)，95%確率値) を評価した。第3.2.1.d-9図に評価結果を示す。

c. 感度解析

(a) 評価条件

本評価では，同種の機器間に耐力，応答の完全相関を仮定 (以下，ベースケース) しているが，この解析上の仮定が炉心損傷頻度に与える影響の感度を確認するため，損傷の完全独立を仮定した場合の感度解析 (以下，感度解析ケース) を実施した。

損傷の完全独立の仮定は，リスク上重要な建屋・構築物，機器を対象にするものとし，具体的には7号機の地震PRA評価結果からFV重要度値が0.01以上の機器を対象として選定した。ただし，原子炉建屋基礎地盤すべり線やRPVペダスタルといったベースケースにおいて損傷の完全相関を仮定していな

いものは対象から除外するとともに、格納容器内配管については、以下の理由から対象から除外した。

格納容器内配管の完全独立を仮定した場合、まず個々の配管の地震による損傷の程度（ギロチン、き裂など）に応じた冷却材漏えい規模を同定もしくは仮定して、成功基準を設定する必要がある。さらに、同一の地震動によって複数の配管が重畳する組み合わせを考慮し、配管損傷の規模に応じて起因果象を適切に分類する必要がある。これらの工学的判断は、事象が複雑であり判断基準が不明瞭であるため判断の正当性・妥当性を確認することが技術的に困難なため、格納容器内配管については対象から除外することとした。

第3.2.1.d-10表に損傷の完全独立を想定する機器を示す。

(b) 評価結果

a. 7号機

ベースケースでの炉心損傷頻度 1.5×10^{-5} （/炉年）に対し、感度解析ケースの炉心損傷頻度は 1.2×10^{-5} （/炉年）となり、約2割低減する結果となった。起因果象別の評価結果を第3.2.1.d-10図に、地震加速度別の評価結果を第3.2.1.d-11図に示す。

第3.2.1.d-10図からは、原子炉補機冷却系関連設備（RCW熱交換器、RCW配管、非常用取水路）について同種機器間で損傷の完全独立を仮定したことにより起因果象発生頻度が低減、「全交流電源喪失（RCW・RSW）損傷」の炉心損傷頻度が低減していることが分かる。

また、第3.2.1.d-11図からは、375gal～1625galの加速度区間で炉心損傷頻度が低減していることが分かる。これは375gal以下の加速度区間ではランダム要因故障が支配的であるため、地震要因損傷の影響が小さいこと、1625gal以上の加速度区間では「建屋・構築物の損傷（R/B）」シーケンスが支配的であるため、地震要因損傷の相関の影響が小さいことによる。

b. 6号機

ベースケースでの炉心損傷頻度 1.2×10^{-5} （/炉年）に対し、感度解析ケースの炉心損傷頻度は 1.3×10^{-5} （/炉年）となり、約1割増加する結果となった。起因果象別の評価結果を第3.2.1.d-10図に、地震加速度別の評価結果を第3.2.1.d-11図に示す。

第3.2.1.d-10図からは、原子炉補機冷却系関連設備（RCW弁）について同種機器間で損傷の完全独立を仮定したことにより起因果象発生頻度が低減、「全交流電源喪失（RCW・RSW損傷）」の炉心損傷頻度が低減していることが分かる。また、バイパス破断事象関連の隔離弁（原子炉給水ライン隔離弁）

を同種機器間で損傷の完全独立を仮定したことで「格納容器バイパス」の起因事象発生頻度及び炉心損傷頻度が低減した。一方、前段のヘディング「全交流電源喪失（RCW・RSW損傷）」の起因事象発生頻度が低減したことで、後段の「全交流電源喪失（D/G）」、「外部電源喪失」の起因事象発生頻度が相対的に増加した。また加えて、「外部電源喪失」ではRCW弁の損傷を和事象としたことでRCW系統単体の機能喪失確率が増加したことにより、炉心損傷頻度が増加した。

また、第3.2.1.d-11図からは、1225gal～1975galの加速度区間で炉心損傷頻度が増加していることが分かる。これは地震動レベルが大きいほど個別の機器損傷確率が大きくなり、上記で述べたとおり、直列に構成した機器（RCW弁）損傷の和事象の発生確率が大きくなる傾向がより顕著に表れるためである。

第 3.2.1.a-1 表 地震 PRA 実施のために収集した情報源 (1/2)

評価作業	主な情報源
プラントの設計・運転管理に関する情報の把握	1)原子炉設置許可申請書 2)配管計装線図 3)電気系統図(所内単線結線図等) 4)プラント機器配置図 5)系統設計仕様書 6)機器設計仕様書 7)各種運転手順書 8)内の事象レベル1PRAに関連する報告書 9)ストレステストに関する報告書 10)耐震バックチェックに関する報告書
地震ハザード評価	1)原子炉設置許可申請書 2)気象庁地震カタログ 3)文献調査結果(次ページ参照) 4)地質調査結果
建屋・機器フラジリティ評価	1)文献調査結果(次ページ参照)
事故シーケンスの定量化	1)上記プラントの設計・運転管理に関する情報1)～10)

第 3.2.1.a-1 表 地震 PRA 実施のために収集した情報源 (2/2)

	参考文献
地震ハザード評価	<p>1)地震調査研究推進本部(2012): 今後の地震動ハザード評価に関する検討～2011年・2012年における検討結果～</p> <p>2)地震調査研究推進本部(2009): 「全国を概観した地震動予測地図」報告書 2009年版</p> <p>3)垣見俊弘, 松田時彦, 相田勇, 衣笠善博 (2003): 日本列島と周辺海域の地震地体構造区分, 地震, 第2輯, 第55巻</p> <p>4)宇佐美龍夫, 石井寿, 今村隆正, 武村雅之, 松浦律子 (2013): 日本被害地震総覧 599 - 2012, 東京大学出版会</p> <p>5)気象庁: 地震年報 2011年版, 地震・火山月報ほか</p> <p>6)宇津徳治 (1982): 日本付近のM6.0以上の地震および被害地震の表: 1885年～1980年, 東京大学地震研究所彙報, 第57巻</p> <p>7)宇津徳治 (1985): 日本付近のM6.0以上の地震および被害地震の表: 1885年～1980年(訂正と追加), 東京大学地震研究所彙報, 第60巻</p> <p>8)Utsu, T. (1969): Aftershocks and earthquake statistics(), Journal of Faculty of Science, Hokkaido University, Series , Vol.3</p> <p>9)島崎邦彦 (2009): 地震と活断層: その関係を捉え直す, 科学, Vol.79, No.2</p> <p>10)Noda, S., K.Yashiro, K.Takahashi, M.Takemura, S.Ohno, M.TODO and T.Watanabe (2002): RESPONSE SPECTRA FOR DESIGN PURPOSE OF STIFF STRUCTURES ON ROCK SITES, OECD-NEA Workshop on the Relations between Seismological Data and Seismic Engineering Analysis, Oct,16-18, Istanbul</p>
建屋・機器フ ラジリティ評 価	<p>1)R.P.Kennedy and M.K.Ravindra, "Seismic Fragilities for Nuclear Power Plant Risk Studies", Nuclear Engineering and Design 79(1984)</p> <p>2)R. Kassawara, EPRI Report 1003121, "Methodology for Probabilistic Risk Assessment Applications of Seismic Margin Evaluations", Electric Power Research Institute, December 2001</p> <p>3)Westinghouse Electric Company, "AP1000 Design Control Document", December 2011(年・月は、AP1000標準設計認証修正版のNRC認可時期を示す)</p> <p>4)General Electric (GE) Nuclear Energy, "ABWR Design Control Document", March 1997(年・月は、ABWR標準設計認証のNRC認可時期を示す)</p> <p>5)米国リミトルク社の弁駆動部(電動式)試験結果</p> <p>6)N.M.Newmark and W.J.Hall, "Development of Criteria for Seismic Review of Selected Nuclear Power Plants", NUREG/CR-0098</p> <p>7)「原子力発電施設耐震信頼性実証に関する報告書 機器耐力その1(横形ポンプ, 電気品)」, 平成17年7月, 独立行政法人 原子力安全基盤機構</p> <p>8)既往の社内試験結果</p> <p>9)G.S.Holman and C.K. Chou, "Components Fragility Research Program, Phase 1 Components Prioritization", NUREG/CR-4899</p>

第 3.2.1.a-2 表 地震による事故シナリオのスクリーニング (1/5)

事故シナリオ	分析	スクリーニング
地震による安全機能への間接的影響		
安全機能を有する建屋・構築物，機器以外の屋内設備損傷による間接的影響		
天井クレーンの転倒・落下による原子炉圧力容器 格納容器への影響	<p>天井クレーンは，地震時に落下しないよう落下防止装置を有する構造となっている。また，待機時においては原子炉圧力容器又は格納容器の直上に位置させない運用となっており，仮に転倒・落下した場合にも原子炉の上には落下しないように距離がとられている。</p> <p>新潟県中越沖地震時に，6号機天井クレーンの車軸部の破損が発生したが，その際にも落下防止装置は健全であり安全機能に影響はなかった。</p>	工学的判断によりスクリーニングアウト
耐震重要度 B，C クラスの損傷に伴う S クラス機器の損傷	<p>S クラスに属するものは，下位の分類に属するものの破損によって波及的影響が生じないことは設計段階で要求されており，耐震設計において建屋内又は建屋外における下位クラスの施設の損傷，転倒，落下等による耐震重要施設への影響がないことを確認している。また，プラントウォークダウンにおいて重点的に確認する項目の1つとし，問題ないことを確認している。</p>	工学的判断によりスクリーニングアウト
主タービンの軸受けなどの損傷に伴うタービンミサイルによる隣接原子炉建屋内関連設備への影響	<p>タービンミサイルの影響は，原子炉設置許可申請書において評価・審査されており，申請書添付八の「発電用軽水型原子炉施設に関する安全設計審査指針への適合性」において，安全上重要な構築物，系統及び機器がタービンミサイルによって影響を受ける可能性は極めて低い（仮想的ミサイルの発生を想定しても，タービン建屋を飛び出さない，または飛び出したとしても原子炉建屋（SFP）に到達する確率は 1×10^{-7}/年以下である）ことが確認されている。</p>	工学的判断によりスクリーニングアウト

第 3.2.1.a-2 表 地震による事故シナリオのスクリーニング (2/5)

事故シナリオ	分析	スクリーニング
地震による安全機能への間接的影響		
安全機能を有する建屋・構築物，機器以外の屋外設備損傷による間接的影響		
排気筒転倒による建屋への影響	排気筒は，解放基盤表面で 2000gal 相当の地震動において損傷しないことを確認しており，各建屋の耐力と比較しても，排気筒の耐力は非常に大きいことを確認している。	工学的判断によりスクリーニングアウト
斜面崩壊による原子炉建屋・周辺構造物への影響	安全上重要な施設の近傍には，地震時に想定し得る斜面の崩壊等により施設の安全機能に影響を及ぼすような斜面がないことを確認している。	工学的判断によりスクリーニングアウト
送電網の鉄塔などの損傷に伴う外部電源への影響	外部電源のフラジリティは，最も耐力の低いセラミックインシュレータで代表させており，送電網まわりの影響を包絡していると判断。	地震 PRA で考慮
安全上重要な設備の冷却に使用可能な給水源の停止に伴う冷却水枯渇の影響	冷却水枯渇影響に対し復水貯蔵槽への補給水源として必要なものとして，ろ過水タンク，純水タンクを抽出。	地震 PRA で考慮

*: 2000gal 以上の加速度領域においては，原子炉建屋基礎地盤すべり線が炉心損傷要因として支配的であり，かつ条件付炉心損傷確率がほぼ 1 となっているため，結果への影響が小さい。

第 3.2.1.a-2 表 地震による事故シナリオのスクリーニング (3/5)

事故シナリオ	分析	スクリーニング
人的過誤による影響		
施設の計画,設計,材料選定,製作,組立,完成検査までのミス	原子炉施設の安全性,信頼性及び点検保守上の要求を満足するため,設計,製作,据付等の各段階において適切な品質保証活動が実施されている。また,万が一,これらのミスがあったとしても,多重性を備えた設備の全てに同様のミスが発生する可能性は小さい。	工学的判断によりスクリーニングアウト
地震後の運転員による操作において,地震による高ストレスを受けた条件下で引き起こされる操作失敗	地震後の混乱に伴う高ストレス状態は運転員操作の阻害要因となりえる。	地震 PRA で考慮 (地震後の比較的短時間での運転員操作に対する人的過誤確率の設定にて考慮)
変圧器等碍子類の損傷による停電に伴うバックアップ操作支障	地震要因による設備の損傷状態は様々であり,地震後の初期段階で機器そのものの復旧に期待することは現実的ではないと考えられる。また,複数基同時被災の影響並びに損傷の相関性を考慮すると,他号機においても同様な事象が発生している可能性がある。	損傷機器の復旧や他号機からの電源融通には期待しない。
地盤液状化等による構内通行支障	地震発生後,原子力発電所構内の道路に陥没,段差,亀裂等の損傷が発生し,構内通行に支障が出る可能性があるが,本評価では現場操作に期待していないため,構内通行支障による影響はない。	工学的判断によりスクリーニングアウト
二次部材損傷による操作員等従業員への影響	施設内の損壊物や地震動による飛来物が操作員等を傷付け,操作を妨げる可能性があるが,中央制御室付近において,運転員操作を著しく妨げるような物体は基本的にはないものと考えられる。	工学的判断によりスクリーニングアウト

第 3.2.1.a-2 表 地震による事故シナリオのスクリーニング (4/5)

事故シナリオ	分析	スクリーニング
余震による炉心損傷への影響		
<p>本震直後の余震による炉心損傷への影響</p>	<p>原子炉建屋（耐震壁）については、加振試験等において繰り返しの力に対して復元力が維持されることが確認されている。</p> <p>動的機器については、設計条件を大きく超える加速度を入力した加振試験において 1 試験体に対して加振レベルを上げながら繰り返し加振し、最終的な機能維持が確認された最大加速度を現実的耐力値として採用していることから、余震による地震動の繰り返しの影響を含めた耐力評価結果となっている。</p> <p>配管系については、終局強度試験において基準地震動に対する許容応力度の 10 倍以上の応力強さにおいても塑性崩壊又は疲労による破損は生じないこと等が確認され、破損に対して非常に大きな安全裕度を保有しており、余震による地震動の影響は小さいと考えられる。</p> <p>上記の通り余震の影響は小さいと判断できる建屋・機器はあるが、評価方法の詳細および評価例などに関する情報が非常に少ないため、余震による炉心損傷への影響評価方法を系統的に示すには至っていない。</p>	<p>今回の評価では評価技術の成熟度から余震の影響評価は困難であると判断し、余震影響は考慮しないものとする。</p>

第3.2.1.a-2表 地震による事故シナリオのスクリーニング (5/5)

事故シナリオ	分析	スクリーニング
経年変化による炉心損傷への影響		
経年変化を考慮した場合の炉心損傷への影響	<p>建屋については経年変化による強度低下の可能性は小さいと考えられ、定期的な点検と保全を計画的に実施していることから経年劣化が構造物の耐震性に与える影響は小さいものと考えられる。</p> <p>また、機器については維持・管理、リプレースなどの保全によって、耐震上、大きな影響が生じないよう管理・対処されていると考えられる。</p>	<p>左記分析結果を踏まえ、経年変化に係わる事故シナリオはスクリーニングアウトする。</p>

第 3.2.1.a-3(1) 表 7号機 建屋機器リストとフラジリティ評価(1/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
建屋・構築物 (原子炉建屋)	原子炉建屋(R/B)	-	-	3.13	0.32	0.15	1.44
	原子炉建屋基礎地盤すべり線	-	-	1.83	0.04	0.15	1.33
建屋・構築物 (格納容器・圧力容器)	ダイヤフラムフロア	工認評価部位 No.4	構造損傷	6.28	0.14	0.21	3.52
	原子炉遮へい壁	開口集中部	構造損傷	3.50	0.20	0.22	1.75
	RPV本体	胴板	構造損傷	389.74	0.22	0.24	182.45
	RPV支持スカート	スカート	構造損傷	9.62	0.22	0.24	4.50
	RPVベDESTAL	たてリブ	構造損傷	2.65	0.22	0.24	1.24
	原子炉圧力容器スタビライザ	ロッド	構造損傷	3.65	0.22	0.24	1.71
	ブラケット類	RPVスタビライザブラケット	構造損傷	18.41	0.39	0.41	4.92
	下部鏡板	下部鏡版	構造損傷	31.98	0.22	0.24	14.97
	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔	円筒構造物	構造損傷	5.76	0.20	0.22	2.88
	原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔	ケーシング付根	構造損傷	10.26	0.39	0.41	2.74
	ノズル	ノズル セーフエンド	構造損傷	7.06	0.25	0.25	3.09
	CRDハウジングレストレントビーム	プレート	構造損傷	3.06	0.20	0.22	1.53
	RIPモータケーシング	ケーシング	構造損傷	3.14	0.20	0.21	1.60
	蒸気乾燥器	耐震ブロック	構造損傷	6.05	0.22	0.23	2.88
	格納容器バイパス	主蒸気隔離弁	弁駆動部	機能損傷	4.91	0.26	0.25
CUW吸込ライン隔離弁		弁駆動部	機能損傷	3.88	0.25	0.24	1.73
RCIC配管		配管本体	構造損傷	3.59	0.26	0.25	1.55
RCIC蒸気ライン隔離弁		弁駆動部	機能損傷	4.34	0.26	0.25	1.87
原子炉給水ライン隔離弁		弁駆動部	機能損傷	4.81	0.25	0.24	2.14
RHR配管		配管サポート	構造損傷	3.35	0.33	0.32	1.15
停止時冷却隔離弁		弁駆動部	機能損傷	2.61	0.26	0.25	1.13
原子炉冷却材圧力バウンダリ	主蒸気系配管	配管サポート	構造損傷	2.82	0.26	0.25	1.22
	CUW系配管	配管本体	構造損傷	3.69	0.25	0.25	1.62
	給水系配管	配管サポート	構造損傷	4.24	0.32	0.31	1.50
	RCIC系配管	配管本体	構造損傷	3.59	0.26	0.25	1.55
	RHR系配管	配管サポート	構造損傷	3.35	0.33	0.32	1.15
	SLC系配管	配管本体	構造損傷	3.98	0.25	0.24	1.77
	HPCF系配管	配管本体	構造損傷	3.33	0.26	0.25	1.44
計測・制御系	コントロール建屋(C/B)	-	-	2.87	0.18	0.15	1.67
	ベンチ盤	盤全体	機能損傷	4.15	0.14	0.25	2.18
	直立盤(制御盤・多重伝送盤)	盤全体	機能損傷	3.77	0.14	0.25	1.98
	計装ラック	盤全体	機能損傷	5.25	0.22	0.21	2.58
	バイタル交流電源装置	盤全体	機能損傷	3.91	0.14	0.25	2.05
	交流120Vバイタル分電盤	盤全体	機能損傷	3.91	0.14	0.25	2.05

第3.2.1.a-3(1)表 7号機建屋機器リストとフラジリティ評価(2/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
直流電源	直流125V蓄電池	基礎ボルト	構造損傷	12.01	0.20	0.17	6.52
	直流125V充電器盤	盤全体	機能損傷	4.04	0.14	0.25	2.12
	直流125V主母線盤	盤全体	機能損傷	4.60	0.22	0.25	2.12
	ケーブルトレイ	トレイサポート	構造損傷	6.00	0.24	0.24	2.72
	電線管	電線管サポート	構造損傷	3.67	0.24	0.24	1.66
原子炉補機冷却系	タービン建屋(T/B)	-	-	2.65	0.13	0.15	1.67
	非常用取水路	隔壁	構造損傷	2.20	0.07	0.24	1.33
	RCWポンプ	ポンプ	機能損傷	3.92	0.10	0.15	2.60
	RCW熱交換器	耐震強化サポート	構造損傷	1.81	0.20	0.17	0.98
	RCWサージタンク	基礎ボルト	構造損傷	4.87	0.20	0.17	2.64
	RCW配管	配管本体	構造損傷	2.58	0.26	0.25	1.11
	RCW弁	弁駆動部	機能損傷	3.62	0.26	0.25	1.56
	RSWポンプ	モータ	機能損傷	2.75	0.20	0.15	1.54
	RSWストレーナ	基礎ボルト	構造損傷	75.45	0.20	0.17	40.98
	RSW配管	配管サポ ト	構造損傷	3.34	0.26	0.25	1.44
	RSW弁	弁駆動部	機能損傷	5.44	0.26	0.25	2.34
	交流電源(D/G)	6.9kVメタクラ	盤全体	機能損傷	4.18	0.22	0.25
480Vパワーセンタ用動力変圧器		基礎ボルト	構造損傷	5.86	0.20	0.17	3.18
480Vパワーセンタ		盤全体	機能損傷	5.77	0.22	0.25	2.66
480VMCC		盤全体	機能損傷	4.04	0.14	0.25	2.12
非常用ディーゼル発電設備		ディーゼル機関本体	機能損傷	4.36	0.20	0.15	2.45
燃料ディタンク		スカ ト	構造損傷	43.96	0.20	0.16	24.27
DG空気だめ		胴板	構造損傷	94.76	0.20	0.17	51.46
DG非常用送風機		電動機	機能損傷	2.90	0.20	0.15	1.63
燃料移送ポンプ		ポンプ	機能損傷	2.70	0.10	0.15	1.79
DGFO配管		配管サポ ト	構造損傷	3.00	0.25	0.25	1.31
軽油配管トレンチ(軽油タンク-R/B)		隔壁および底版	構造損傷	4.23	0.17	0.24	2.17
DGFO弁		弁駆動部	機能損傷	5.13	0.25	0.24	2.29
軽油タンク		胴板	構造損傷	3.45	0.23	0.27	1.51

第3.2.1.a-3(1) 表 7号機建屋機器リストとフラジリティ評価(3/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
外部電源	外部電源設備全般	磚子	構造損傷, 機能損傷	0.91	0.24	0.22	0.43
スクラム	炉心シュラウド	下部胴	構造損傷	3.96	0.22	0.23	1.88
	シュラウドサポート	レグ	構造損傷	6.14	0.23	0.28	2.65
	炉心支持板	支持板P05	構造損傷	4.68	0.20	0.22	2.34
	上部格子板	グリッドプレート	構造損傷	2.82	0.20	0.22	1.41
	制御棒案内管	ボディ	構造損傷	12.62	0.25	0.35	4.69
	燃料支持金具	周辺燃料支持金具	構造損傷	16.41	0.20	0.22	8.21
	燃料集合体	燃料集合体	機能損傷	3.33	0.20	0.21	1.69
	水圧制御ユニット	部材(フレーム)	構造損傷	4.35	0.20	0.17	2.36
	CRD配管	配管サポート	構造損傷	3.12	0.25	0.24	1.39
	スクラム弁	スクラム弁	機能損傷	8.11	0.20	0.15	4.55
反応度制御	SLC配管	配管本体	構造損傷	3.98	0.25	0.24	1.77
	SLCポンプ	ポンプ	機能損傷	3.71	0.20	0.15	2.08
	SLC貯蔵タンク	基礎ボルト	構造損傷	1.82	0.20	0.17	0.99
	SLC弁	弁駆動部	機能損傷	7.66	0.25	0.24	3.41
SRV開・SRV再開鎖	逃がし安全弁(18弁)	弁駆動部	構造損傷	3.93	0.26	0.25	1.69
RCIC	RCIC配管	配管本体	構造損傷	3.59	0.26	0.25	1.55
	RCICポンプ	ポンプ	機能損傷	3.98	0.10	0.15	2.63
	RCIC駆動タービン	タービン	機能損傷	3.98	0.10	0.15	2.63
	給水隔離弁	弁駆動部	機能損傷	4.12	0.25	0.24	1.84
	RCIC弁	弁駆動部	機能損傷	4.34	0.26	0.25	1.87
	CSP	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					
	CSP周り配管	配管サポート	構造損傷	2.40	0.25	0.25	1.05
	廃棄物処理建屋(RW/B)	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					

第 3.2.1.a-3(1) 表 7号機建屋機器リストとフラジリティ評価(4/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
HPCF	HPCF配管	配管本体	構造損傷	3.33	0.26	0.25	1.44
	HPCFポンプ	電動機	機能損傷	2.00	0.10	0.15	1.32
	HPCFポンプ室空調機	ファン	機能損傷	3.98	0.10	0.15	2.63
	スパージャ	ヘッド	構造損傷	3.39	0.20	0.22	1.70
	HPCF弁	弁駆動部	機能損傷	2.44	0.18	0.24	1.22
	CSP	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					
	CSP周り配管	配管サポ ト	構造損傷	2.40	0.25	0.25	1.05
	廃棄物処理建屋(RW/B)	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					
減圧	逃がし安全弁(18弁)	弁駆動部	機能損傷	2.39	0.26	0.25	1.03
	SRV用アキュムレータ	胴板	構造損傷	5.67	0.20	0.16	3.13
	HPIN配管	配管サポ ト	構造損傷	2.61	0.25	0.25	1.14
	窒素ガス供給弁	弁駆動部	機能損傷	10.39	0.25	0.24	4.63
LPFL	RHR配管	配管サポ ト	構造損傷	3.35	0.33	0.32	1.15
	RHRポンプ	モータ	機能損傷	2.00	0.10	0.15	1.32
	RHR熱交換器	胴板	構造損傷	4.64	0.20	0.17	2.52
	RHRポンプ室空調機	ファン	機能損傷	3.98	0.10	0.15	2.63
	RHR/LPFL共通弁	弁駆動部	機能損傷	2.61	0.26	0.25	1.13
RHR	RHR配管	配管サポ ト	構造損傷	3.35	0.33	0.32	1.15
	RHRポンプ	モータ	機能損傷	2.00	0.10	0.15	1.32
	RHR熱交換器	胴板	構造損傷	4.64	0.20	0.17	2.52
	RHRポンプ室空調機	ファン	機能損傷	3.98	0.10	0.15	2.63
	RHR/LPFL共通弁	弁駆動部	機能損傷	2.61	0.26	0.25	1.13
	RHR弁	弁駆動部	機能損傷	2.61	0.26	0.25	1.13

第 3.2.1.a-3(2) 表 6号機建屋機器リストとフラジリティ評価(1/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)	
建屋・構築物 (原子炉建屋)	原子炉建屋(R/B)	-	-	3.75	0.33	0.15	1.70	
	原子炉建屋基礎地盤すべり線	-	-	1.83	0.04	0.15	1.33	
建屋・構築物 (格納容器・圧力容器)	ダイヤフラムフロア	鉄筋コンクリートスラブ	構造損傷	3.60	0.22	0.26	1.63	
	原子炉遮へい壁	開口集中部	構造損傷	3.49	0.20	0.22	1.75	
	RPV本体	基礎ボルト	構造損傷	6.21	0.22	0.24	2.91	
	RPV支持スカート	スカート	構造損傷	9.44	0.22	0.24	4.42	
	RPVベDESTAL	原子炉本体基礎アンカボルト	構造損傷	2.82	0.22	0.29	1.22	
	原子炉圧力容器スタビライザ	ロッド	構造損傷	4.25	0.22	0.24	1.99	
	ブラケット類	原子炉圧力容器スタビライザブラケット	構造損傷	13.97	0.22	0.24	6.54	
	下部鏡板	球殻部	構造損傷	13.14	0.22	0.24	6.15	
	制御棒駆動機構ハウジング貫通孔	スタブチューブ	構造損傷	3.59	0.20	0.22	1.80	
	原子炉炉冷却材再循環ポンプ貫通孔	ケーシング側付け根R部	構造損傷	2.76	0.20	0.22	1.38	
	ノズル	ノズルセーフエンド	構造損傷	4.65	0.25	0.25	2.04	
	CRDハウジングレストレイントビーム	プレート	構造損傷	4.96	0.20	0.22	2.48	
	RIPモータケーシング	ケーシング	構造損傷	3.05	0.20	0.21	1.55	
	蒸気乾燥器	耐震用ブロックせん断面A	構造損傷	12.28	0.22	0.23	5.84	
	格納容器バイパス	主蒸気隔離弁	駆動部	機能損傷	2.97	0.19	0.25	1.44
		CUW吸込ライン隔離弁	駆動部	機能損傷	5.81	0.25	0.24	2.59
RCIC配管		配管本体	構造損傷	3.91	0.25	0.25	1.71	
RCIC蒸気ライン隔離弁		駆動部	機能損傷	5.47	0.25	0.24	2.44	
原子炉給水ライン隔離弁		弁本体	機能損傷	2.40	0.18	0.24	1.20	
RHR配管		サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.27	0.26	0.25	1.84	
停止時冷却隔離弁		駆動部	機能損傷	3.71	0.26	0.25	1.60	
原子炉冷却材圧力バウンダリ	主蒸気系配管	配管本体	構造損傷	4.20	0.26	0.25	1.81	
	CUW系配管	スナッパ	構造損傷	8.38	0.32	0.31	2.96	
	給水系配管	配管本体	構造損傷	2.60	0.26	0.25	1.12	
	RCIC系配管	配管本体	構造損傷	3.91	0.25	0.25	1.71	
	RHR系配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.27	0.26	0.25	1.84	
	SLC系配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.04	0.26	0.26	1.71	
	HPCF系配管	配管本体	構造損傷	2.55	0.26	0.25	1.10	
計測・制御系	コントロール建屋(C/B)	-	-	2.87	0.18	0.15	1.67	
	パンチ盤	盤全体	機能損傷	3.72	0.14	0.25	1.95	
	直立盤(制御盤・多重伝送盤)	盤全体	機能損傷	3.72	0.14	0.25	1.95	
	計装ラック	盤全体	機能損傷	5.60	0.14	0.25	2.94	
	バイタル交流電源装置	重心位置	機能損傷	3.03	0.14	0.25	1.59	
	交流120Vバイタル分電盤	重心位置	機能損傷	3.03	0.14	0.25	1.59	

第 3.2.1.a-3(2) 表 6号機建屋機器リストとフラジリティ評価(2/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
直流電源	直流125V蓄電池	取付ボルト	構造損傷	10.85	0.20	0.17	5.89
	直流125V充電器盤	重心位置	機能損傷	4.04	0.14	0.25	2.12
	直流125V主母線盤	(MCC)重心位置	機能損傷	4.60	0.22	0.25	2.12
	ケーブルトレイ	ケーブルトレイサポート定着部	構造損傷	6.73	0.39	0.36	1.95
	電線管	電線管本体 金具(クランプ)	構造損傷	2.69	0.20	0.15	1.51
原子炉補機冷却系	タービン建屋(T/B)	-	-	2.63	0.18	0.15	1.52
	非常用取水路	隔壁	せん断 WCOM	3.53	0.18	0.24	1.78
	RCWポンプ	軸位置	機能損傷	3.91	0.10	0.15	2.59
	RCW熱交換器	基礎ボルト	構造損傷	2.69	0.20	0.17	1.46
	RCWサージタンク	基礎ボルト	構造損傷	4.70	0.20	0.17	2.55
	RCW配管	配管本体	構造損傷	5.49	0.26	0.25	2.37
	RCW弁	駆動部	機能損傷	2.24	0.26	0.25	0.97
	RSWポンプ	コラム先端部	機能損傷	5.68	0.25	0.24	2.53
	RSWストレナー	基礎ボルト	構造損傷	21.32	0.20	0.17	11.58
	RSW配管	配管本体	構造損傷	4.73	0.26	0.25	2.04
	RSW弁	駆動部	機能損傷	4.20	0.19	0.25	2.03
交流電源(D/G)	6.9kVメタクラ	重心位置	機能損傷	4.08	0.22	0.25	1.88
	480Vパワーセンタ用動力変圧器	取付ボルト	構造損傷	14.93	0.20	0.17	8.11
	480Vパワーセンタ	重心位置	機能損傷	5.65	0.22	0.25	2.60
	480VMCC	重心位置	機能損傷	4.04	0.14	0.25	2.12
	非常用ディーゼル発電設備	機関側軸受台下部ベース取付ボルト	構造損傷	4.22	0.20	0.17	2.29
	燃料ディタンク	基礎ボルト	構造損傷	12.82	0.20	0.17	6.96
	DG空気だめ	胴板	構造損傷	5.70	0.20	0.17	3.10
	DG非常用送風機	軸受部	機能損傷	2.90	0.20	0.15	1.63
	燃料移送ポンプ	軸位置	機能損傷	4.12	0.20	0.15	2.31
	DGFO配管	配管本体	構造損傷	4.28	0.25	0.25	1.88
	軽油配管トレンチ(軽油タンク-R/B)	隔壁 底版	せん断 WCOM	3.14	0.12	0.24	1.74
	DGFO弁	弁本体	機能損傷	3.23	0.25	0.24	1.44
	軽油タンク	胴板	構造損傷	3.67	0.23	0.27	1.61

第 3.2.1.a-3(2) 表 6号機建屋機器リストとフラジリティ評価(3/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)	
外部電源	外部電源設備全般	碍子	構造損傷, 機能損傷	0.91	0.24	0.22	0.43	
スクラム	炉心シュラウド	下部胴	構造損傷	19.02	0.22	0.23	9.05	
	シュラウドサポート	レグ	構造損傷	3.76	0.22	0.23	1.79	
	炉心支持板	支持板	構造損傷	6.20	0.20	0.22	3.10	
	上部格子板	グリッドプレート	構造損傷	10.85	0.20	0.22	5.43	
	制御棒案内管	下部溶接部	構造損傷	46.84	0.22	0.23	22.29	
	燃料支持金具	中央燃料支持金具	構造損傷	8.56	0.24	0.34	3.29	
	燃料集合体	制御棒(挿入性)	機能損傷	5.17	0.20	0.21	2.63	
	水圧制御ユニット	フレーム	構造損傷	11.65	0.20	0.17	6.33	
	CRD配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	5.88	0.25	0.24	2.62	
	スクラム弁	駆動部	機能損傷	8.99	0.20	0.15	5.05	
反応度制御	SLC配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.04	0.26	0.26	1.71	
	SLCポンプ	重心位置	機能損傷	3.71	0.20	0.15	2.08	
	SLC貯蔵タンク	基礎ボルト	構造損傷	3.87	0.20	0.17	2.10	
	SLC弁	弁本体	機能損傷	7.00	0.26	0.25	3.02	
SRV開・SRV再閉鎖	逃がし安全弁(18弁)	ボンネットボルト	構造損傷	3.53	0.26	0.25	1.52	
RCIC	RCIC配管	配管本体	構造損傷	3.91	0.25	0.25	1.71	
	RCICポンプ	基礎ボルト	構造損傷	3.45	0.20	0.17	1.87	
	RCIC駆動タービン	基礎ボルト	構造損傷	4.22	0.20	0.17	2.29	
	給水隔離弁	駆動部	機能損傷	5.47	0.25	0.24	2.44	
	RCIC弁	駆動部	機能損傷	5.47	0.25	0.24	2.44	
	CSP	損傷確率極小のためスクリーニングアウト						
	CSP周り配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	3.07	0.25	0.25	1.35	
	廃棄物処理建屋(RW/B)	損傷確率極小のためスクリーニングアウト						

第 3.2.1.a-3(2) 表 6号機建屋機器リストとフラジリティ評価(4/4)

	機器名	評価実施部位	損傷モード	Am(G)	r	u	HCLPF(G)
HPCF	HPCF配管	配管本体	構造損傷	2.55	0.26	0.25	1.10
	HPCFポンプ	軸受部	機能損傷	3.75	0.20	0.15	2.10
	HPCFポンプ室空調機	軸受部	機能損傷	3.95	0.10	0.15	2.61
	スパージャ	ヘッダ	構造損傷	10.28	0.22	0.23	4.89
	HPCF弁	駆動部	機能損傷	2.18	0.26	0.25	0.94
	CSP	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					
	CSP周り配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	3.07	0.25	0.25	1.35
	廃棄物処理建屋(RW/B)	損傷確率極小のためスクリーニングアウト					
減圧	逃がし安全弁(18弁)	駆動部	機能損傷	2.00	0.26	0.25	0.86
	SRV用アキュムレータ	Uバンド及びびりブ	構造損傷	5.03	0.20	0.16	2.78
	HPIN配管	配管本体	構造損傷	3.24	0.25	0.24	1.44
	窒素ガス供給弁	駆動部	機能損傷	2.47	0.25	0.24	1.10
LPFL	RHR配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.27	0.26	0.25	1.84
	RHRポンプ	軸受部	機能損傷	3.75	0.20	0.15	2.10
	RHR熱交換器	胴板	構造損傷	3.33	0.20	0.17	1.81
	RHRポンプ室空調機	軸受部	機能損傷	3.95	0.10	0.15	2.61
	RHR/LPFL共通弁	駆動部	機能損傷	3.71	0.26	0.25	1.60
RHR	RHR配管	サポート本体(架構レストレイント)	構造損傷	4.27	0.26	0.25	1.84
	RHRポンプ	軸受部	機能損傷	3.75	0.20	0.15	2.10
	RHR熱交換器	胴板	構造損傷	3.33	0.20	0.17	1.81
	RHRポンプ室空調機	軸受部	機能損傷	3.95	0.10	0.15	2.61
	RHR/LPFL共通弁	駆動部	機能損傷	3.71	0.26	0.25	1.60
	RHR弁	駆動部	機能損傷	3.71	0.26	0.25	1.60

第 3.2.1.b-1 表 震源モデルの諸元（活断層による地震，調査結果に基づく）

特定震源の名称	分類	地震規模 M	等価震源距離 X_{eq} (km)		平均活動間隔 (年)	発生確率モデル
			荒浜側	大湊側		
佐渡島棚東縁部断層	海域	6.8	55	53	5500	ポアソン
F-B 断層		7.0	13	13	1000	BPT
佐渡島南方断層		6.9	23	22	4700	ポアソン
F-D 断層		6.9	35	36	4700	ポアソン
高田沖断層		6.8	61	63	4100	ポアソン
親不知海脚西縁断層帯～魚津断層帯		7.5	94	96	8000	ポアソン
角田・弥彦断層	陸域	7.7	51	49	2450	ポアソン
気比ノ宮断層		7.1	21	20	2450	ポアソン
片貝断層		6.8	14	14	2450	ポアソン
悠久山断層		6.8	27	26	5800	ポアソン
半蔵金付近のリニアメント		6.8	25	25	2300	ポアソン
柏崎平野南東縁のリニアメント		6.8	15	16	2300	ポアソン
山本山断層		6.8	21	21	2300	ポアソン
水上断層		6.8	15	16	2300	ポアソン
上米山断層		6.8	17	18	2300	ポアソン
十日町盆地西縁断層		7.4	30	32	3300	ポアソン

注) 海域の断層による地震の M は 2007 年新潟県中越沖地震(M6.8)の知見を踏まえて設定した値を記載。

陸域の断層による地震の M は，松田（1975）に基づき設定。ただし，いずれも下限値は 6.8 としている。

第 3.2.1.b-2 表 震源モデルの諸元（活断層による地震，地震調査研究推進本部（2012）に基づく）

特定震源の名称	分類	地震規模 M	等価震源距離 X _{eq} (km)		平均活動間隔 (年)	発生確率モデル
			荒浜側	大湊側		
会津盆地西縁断層帯	陸域	7.4	102	101	8550	BPT
会津盆地東縁断層帯		7.7	123	123	7800	BPT
櫛形山脈断層帯		6.9	99	97	3500	BPT
月岡断層帯		7.3	67	66	7500	BPT
関谷断層		7.5	113	113	3350	BPT
平井 - 櫛挽断層帯		7.1	144	145	7300	ポアソン
十日町断層帯東部		7.0	41	42	6000	ポアソン
糸魚川 - 静岡構造線断層帯 (北部・中部)		8.2	125	126	1000	BPT
呉羽山断層帯		7.3	150	151	4000	ポアソン
六日町断層帯 北部 (ケース 1)		7.1	32	32	5400	ポアソン
六日町断層帯 北部 (ケース 2)		7.1	28	28	3600	BPT
六日町断層帯 南部		7.3	43	44	6700	BPT
高田平野東縁断層帯		7.2	42	44	2300	ポアソン
高田平野西縁断層帯		7.3	52	53	3500	BPT
長野盆地西縁断層帯		7.8	74	76	1650	BPT

第 3.2.1.b-3 表 震源モデルの諸元（日本海東縁部の地震）

特定震源の名称		分類	地震規模 M	等価震源距離 X _{eq} (km)		平均活動間隔 (年)	発生確率モデル
				荒浜側	大湊側		
秋田県沖	東傾斜	海域	7.5	258	257	1000	ポアソン
	西傾斜		7.5	259	257	1000	ポアソン
山形県沖			7.7	169	167	1000	BPT
新潟県北部沖			7.5	117	116	1000	BPT
佐渡島北方沖	東傾斜		7.8	235	233	750	ポアソン
			7.8	199	197	750	ポアソン
			7.8	148	147	750	ポアソン
	西傾斜		7.8	235	234	750	ポアソン
			7.8	199	198	750	ポアソン
			7.8	149	147	750	ポアソン
佐渡島北方沖～北海道西方沖 (連動)		8.4	280	278	3900	ポアソン	
想定 D 断層による地震		8.0	74	75	25000	ポアソン	

第 3.2.1.b-4 表 ロジックツリーの分岐及び重み付けの考え方 (1 / 3)

(a) 陸域の主要な活断層 (長岡平野西縁断層帯)

項目	分岐	重み	重み付けの考え方
震源の 組み合わせ	3 セグメントの連動 (各発生 パターンの出現確率を考慮)	1/3	複数の連動パターンを考慮し、 重みは等配分とした。
	長岡平野西縁断層帯を 1 セグメントとして評価 (常に連動)	1/3	
	3 セグメントが単独で活動	1/3	
傾斜角	50 °	1/2	調査結果と中越沖地震の知見 に基づき設定した。
	35 °	1/2	
アスペリティ 位置	中央	1/3	複数の位置を設定し、重みは等 配分とした。
	至近	1/3	
	遠方	1/3	
距離減衰式の 補正係数	補正あり	1/2	中越沖地震の知見に基づき設 定した。
	補正なし	1/2	

第 3.2.1.b-4 表 ロジックツリーの分岐及び重み付けの考え方 (2 / 3)

(b) 海域の主要な活断層

項目	分岐	重み	重み付けの考え方
震源の 組み合わせ	各セグメントが常に個別に活動	1/9	複数の連動パターンを考慮し、重みは等配分とした。
	F-D, 高田沖は常に個別, F-B + 佐渡島南方は連動	1/9	
	F-D + 高田沖は常に連動, F-B 断層, 佐渡島南方断層は常に個別に活動	1/9	
	F-D, 高田沖は常に連動, F-B + 佐渡島南方は連動	1/9	
	F-D + 高田沖は連動, その他は常に個別に活動	1/9	
	F-D + 高田沖は連動, F-B + 佐渡島南方は連動	1/9	
	高田沖 + F-D + F-B は連動, 佐渡島南方は常に個別に活動	1/9	
	高田沖 + F-D + 佐渡島南方は連動, F-B は常に個別に活動	1/9	
	高田沖 + F-D + F-B + 佐渡島南方は連動	1/9	
地震規模	中越沖地震の知見を考慮	2/3	中越沖地震の知見に基づき設定した。
	松田式	1/3	
アスペリティ 位置	中央	1/3	複数の位置を設定し、重みは等配分とした。
	至近	1/3	
	遠方	1/3	
距離減衰式の 補正係数	補正あり	1/2	中越沖地震の知見に基づき設定した。
	補正なし	1/2	

第 3.2.1.b-4 表 ロジックツリーの分岐及び重み付けの考え方 (3 / 3)

(c) 領域震源

項目	分岐		重み	重み付けの考え方
半径 30km の区分	区分する		1/2	敷地周辺の地質調査範囲に基づき設定した。
	区分しない		1/2	
b 値	観測記録		1/2	過去に発生した地震と地震本部 (2012) に基づき設定した。
	0.9		1/2	
地震規模 (最大 M)	歴史地震	中央値	1/6	歴史地震と、島崎 (2009) に基づき設定した。
		最小値	1/6	
		最大値	1/6	
	島崎 (2009)	M7.1	3/8	
		M7.4	1/8	

第 3.2.1.c-1-1 表 考慮する不確かさ要因の例

評価方法		偶然的不確かさ (β_R)	認識論的不確かさ (β_U)
建物 構築物	現実的耐力	<ul style="list-style-type: none"> ・ 構造材料定数 ・ 損傷限界時ひずみ 	<ul style="list-style-type: none"> ・ 施工精度 ・ 実験データの統計的精度 ・ 耐力評価式の誤差
	現実的応答	<ul style="list-style-type: none"> ・ 構造材料定数 ・ 地盤材料定数 	<ul style="list-style-type: none"> ・ モデル形態 ・ 剛性評価の仮定 ・ 復元力特性のモデル化 ・ 耐震要素の評価範囲

第 3.2.1.c-1-2 表 損傷限界点の現実的な値 (地震 PSA 学会標準)

損傷限界点の指標		平均値	変動係数
せん断ひずみ	ボックス壁	5.36×10^{-3}	0.24
	円筒壁	9.77×10^{-3}	0.33

第 3.2.1.c-1-3 表 地盤物性値

地層 T.M.S.L. (m)	地盤せん断波 速度 V_s (m/s)	密度 ρ (kN/m^3)	ポアソン比 ν	せん断 弾性係数 G (N/mm^2)	ヤング係数 E (N/mm^2)
+12.0	150	16.1	0.347	37.3	100
+8.0	200	16.1	0.308	65.7	172
+4.0	330	17.3	0.462	192	562
-6.0	490	17.0	0.451	416	1210
-33.0	530	16.6	0.446	475	1370
-90.0	590	17.3	0.432	613	1760
-136.0	650	19.3	0.424	833	2370
-155.0	720	19.9	0.416	1050	2980

第 3.2.1.c-1-4 表 物性値 (原子炉建屋)

部位	使用材料	ヤング係数 E (N/mm ²)	せん断 弾性係数 G (N/mm ²)	減衰定数 h (%)
建屋部	コンクリート： Fc=52.6(N/mm ²) 鉄筋： SD35, SD40 (SD345,SD390相当)	3.21×10 ⁴	1.34×10 ⁴	5
基礎スラブ	コンクリート： Fc=47.9(N/mm ²) 鉄筋： SD35 (SD345相当)	2.98×10 ⁴	1.24×10 ⁴	5

第 3.2.1.c-1-5 表 物性値 (コントロール建屋)

部位	使用材料	ヤング係数 E(N/mm ²)	せん断 弾性係数 G(N/mm ²)	減衰定数 h(%)
建屋部	コンクリート： Fc=52.6(N/mm ²) 鉄筋：SD35 (SD345相当)	3.21×10 ⁴	1.34×10 ⁴	5
基礎スラブ	コンクリート： Fc=47.9(N/mm ²) 鉄筋：SD35 (SD345相当)	2.98×10 ⁴	1.24×10 ⁴	5

第 3.2.1.c-1-6 表 物性値 (タービン建屋)

部位	使用材料	ヤング係数 E (N/mm ²)	せん断 弾性係数 G (N/mm ²)	減衰定数 h (%)
建屋部	コンクリート : Fc=52.6 (N/mm ²) 鉄筋 : SD35 (SD345相当)	3.21×10 ⁴	1.34×10 ⁴	5
基礎スラブ	コンクリート : Fc=47.9 (N/mm ²) 鉄筋 : SD35 (SD345相当)	2.98×10 ⁴	1.24×10 ⁴	5
鉄骨部	鉄骨 : SS41 , SM41A , SM50A (SS400 , SM400A , SM490A 相当)	2.05×10 ⁵	7.90×10 ⁴	2

第 3.2.1.c-1-7 表 物性値 (廃棄物処理建屋)

部位	使用材料	ヤング係数 E (N/mm ²)	せん断 弾性係数 G (N/mm ²)	減衰定数 h (%)
建屋部	コンクリート : Fc=52.6 (N/mm ²) 鉄筋 : SD35 (SD345相当)	3.21×10 ⁴	1.34×10 ⁴	5
基礎スラブ	コンクリート : Fc=47.9 (N/mm ²) 鉄筋 : SD35 (SD345相当)	2.98×10 ⁴	1.24×10 ⁴	5
鉄骨部	鉄骨 : SS41 , SM41A , SM50A (SS400 , SM400A , SM490A 相当)	2.05×10 ⁵	7.90×10 ⁴	2

第 3.2.1.c-1-8 表 現実的な物性値の評価方法

物性値		現実的な物性値の評価方法
構造材料定数	コンクリート強度 F_c	平均値：1.63 × 設計基準強度 変動係数：0.13
	コンクリートの減衰定数 h	平均値：5% 変動係数：0.25
地盤材料定数	地盤のせん断波速度 V_s	平均値：設計値 変動係数：0.10

第 3.2.1.c-1-9(1)表 解析モデル諸元 (原子炉建屋 水平 NS 方向)

部位	質点番号	高さ T.M.S.L. (m)	質点重量 W(kN)	回転慣性 重量 I_G ($\times 10^5 \text{kN} \cdot \text{m}^2$)	部材 番号	せん断 断面積 $A_s (\text{m}^2)$	断面2次 モーメント $I (\text{m}^4)$
外壁部	1	49.7	39490	70.6	1	41.0	13700
	2	38.2	80520	410.9	2	83.0	51100
	3	31.7	84470	473.7	3	188.0	70600
	4	23.5	84770	293.2	4	132.5	69000
	5	18.1	55380	198.1	5	149.4	84700
	6	12.3	81140	289.3	6	180.5	105000
	7	4.8	80120	296.2	7	183.2	112800
	8	-1.7	81300	298.1	8	223.5	119000
	9	-8.2	342450	945.4	9	3373.4	900600
	10	-13.7	216040	581.5			
原子炉 格納容器 (RCCV)	11	31.7	91400	32.4	11	119.6	7200
	12	23.5	155040	371.7	12	113.0	23300
	13	18.1	102870	305.0	13	137.6	23500
	14	12.3	199270	408.9	14	139.2	23400
	15	4.8	124050	387.4	15	132.4	23600
	16	-1.7	136800	369.7	16	186.4	29600

第 3.2.1.c-1-9(2)表 解析モデル諸元 (原子炉建屋 水平 EW 方向)

部位	質点 番号	高さ T.M.S.L. (m)	質点重量 W(kN)	回転慣性 重量 I_G ($\times 10^5 \text{kN} \cdot \text{m}^2$)	部材 番号	せん断 断面積 $A_s(\text{m}^2)$	断面2次 モーメント $I(\text{m}^4)$
外壁部	1	49.7	39490	147.1	1	54.7	30000
	2	38.2	80520	300.1	2	122.9	62600
	3	31.7	89570	299.1	3	172.7	87900
	4	23.5	67270	275.6	4	131.8	81900
	5	18.1	50210	210.8	5	166.7	92800
	6	12.3	78630	320.7	6	179.3	114600
	7	4.8	76690	316.8	7	211.5	124000
	8	-1.7	79240	324.6	8	259.5	131000
	9	-8.2	342450	1039.5	9	3373.4	998600
	10	-13.7	216040	644.3			
原子炉 格納容器 (RCCV)	11	31.7	86300	267.7	11	219.0	6700
	12	23.5	172540	474.6	12	222.8	23300
	13	18.1	108040	340.3	13	207.4	23100
	14	12.3	201780	453.1	14	152.1	23400
	15	4.8	127480	432.5	15	180.1	21200
	16	-1.7	138860	409.9	16	164.4	23800

第 3.2.1.c-1-9(3)表 建屋のばね定数 (原子炉建屋 水平 EW 方向)

部材 番号	位置	剛性 ($\times 10^{10} \text{kN} \cdot \text{m/rad}$)		減衰定数 (%)
K_θ	9-12	回転剛性	2.18	4.85

第 3.2.1.c-1-9(4)表 地盤ばね定数と減衰係数
(原子炉建屋 2000gal 規準化入力 NS 方向)

	ばね番号	ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K1	4.63×10^5	2.90×10^5
	K3	1.23×10^6	7.70×10^5
	K5	6.62×10^6	1.52×10^6
	K7	3.61×10^6	7.73×10^5
側面 回転ばね	K2	3.59×10^8	7.11×10^7
	K4	9.53×10^8	1.89×10^8
	K6	5.24×10^9	3.37×10^8
	K8	2.82×10^9	1.70×10^8
底面水平ばね	K9	4.71×10^7	2.27×10^6
底面回転ばね	K10	4.12×10^{10}	5.01×10^8

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)

減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第 3.2.1.c-1-9(5)表 地盤ばね定数と減衰係数
(原子炉建屋 2000gal 規準化入力 EW 方向)

	ばね番号	ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K1	4.63×10^5	2.92×10^5
	K3	1.23×10^6	7.73×10^5
	K5	6.62×10^6	1.52×10^6
	K7	3.61×10^6	7.72×10^5
側面 回転ばね	K2	3.59×10^8	7.13×10^7
	K4	9.53×10^8	1.89×10^8
	K6	5.24×10^9	3.39×10^8
	K8	2.82×10^9	1.71×10^8
底面水平ばね	K9	4.69×10^7	2.25×10^6
底面回転ばね	K10	4.44×10^{10}	5.82×10^8

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)

減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第 3.2.1.c-1-10(1)表 解析モデル諸元 (コントロール建屋 水平 NS 方向)

部位	質点番号	高さ T.M.S.L. (m)	質点重量 W(kN)	回転慣性 重量 I_G ($\times 10^6$ kN \cdot m 2)	部材 番号	せん断 断面積 A_s (m 2)	断面2次 モーメント I (m 4)
建屋部	1	24.1	68160	10.89	1	76.7	24000
	2	17.3	92410	14.80	2	112.1	27400
	3	12.3	103900	18.55	3	151.7	41700
	4	6.5	120780	22.62	4	156.8	53200
	5	1.0	65170	13.89	5	153.6	53200
基礎 スラブ	6	-2.7	124330	19.88	6	2478.0	364300
	7	-5.5	81650	12.01			

第 3.2.1.c-1-10(2)表 解析モデル諸元 (コントロール建屋 水平 EW 方向)

部位	質点番号	高さ T.M.S.L. (m)	質点重量 W(kN)	回転慣性 重量 I_G ($\times 10^6$ kN \cdot m 2)	部材 番号	せん断 断面積 A_s (m 2)	断面2次 モーメント I (m 4)
建屋部	1	24.1	68160	22.64	1	68.9	38100
	2	17.3	92410	30.06	2	129.8	61100
	3	12.3	103900	33.17	3	151.7	84100
	4	6.5	120780	37.43	4	204.1	109100
	5	1.0	65170	24.86	5	202.3	107800
基礎 スラブ	6	-2.7	124330	38.72	6	2478.0	718800
	7	-5.5	81650	23.70			

第 3.2.1.c-1-10(3)表 地盤ばね定数と減衰係数
(コントロール建屋 2000gal 規準化入力 NS 方向)

	ばね番号	ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K1	9.16×10^5	5.33×10^5
	K3	6.14×10^5	3.57×10^5
	K5	2.64×10^5	1.54×10^5
側面 回転ばね	K2	5.22×10^8	9.11×10^7
	K4	3.50×10^8	6.10×10^7
	K6	1.51×10^8	2.63×10^7
底面 水平ばね	K7	4.31×10^7	1.81×10^6
底面 回転ばね	K8	2.37×10^{10}	2.82×10^8

注：ばね定数の単位は，kN/m（水平），kN・m/rad（回転）
減衰係数の単位は，kN・s/m（水平），kN・s・m/rad（回転）

第 3.2.1.c-1-10(4)表 地盤ばね定数と減衰係数
(コントロール建屋 2000gal 規準化入力 EW 方向)

	ばね番号	ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K1	9.16×10^5	5.37×10^5
	K3	6.14×10^5	3.60×10^5
	K5	2.64×10^5	1.55×10^5
側面 回転ばね	K2	5.22×10^8	9.13×10^7
	K4	3.50×10^8	6.12×10^7
	K6	1.51×10^8	2.64×10^7
底面 水平ばね	K7	4.18×10^7	1.70×10^6
底面 回転ばね	K8	3.74×10^{10}	6.47×10^8

注：ばね定数の単位は，kN/m（水平），kN・m/rad（回転）
減衰係数の単位は，kN・s/m（水平），kN・s・m/rad（回転）

第 3.2.1.c-1-11(1)表 解析モデル諸元 (タービン建屋 水平 NS 方向)
 質点重量および回転慣性重量

標高 T.M.S.L (m)	T/G架台	建 屋		
		(1)	(2)	
44.3		34230	20910	
		24615	6678	
(3)				
52320				
11346				
38.6		(4)	(5)	(6)
		106960	41250	8290
30.9		30626	75099	1373
			(7)	(8)
25.8			41390	23190
		441907	247039	
20.4	(19)	(9)	(10)	
	103470	186550	97680	
	-	347244	391079	
12.3	(20)	(11)	(12)	
	70210	171270	204800	
	-	603207	505631	
4.9		(13)	(14)	
		163700	206300	
		576543	741432	
-1.1		(15)	(16)	
		116250	148030	
		385264	1020902	
-5.1		(17)		
		494300		
		3783700		
-7.9		(18)		
		264930		
		1487022		

質点重量 (kN)

回転慣性重量 ($\times 10^2$ kN \cdot m 2)

第 3.2.1.c-1-11(2)表 解析モデル諸元 (タービン建屋 水平 NS 方向)
せん断断面積および断面二次モーメント

標高 T.M.S.L (m)	T/G架台	建 屋		
44.3		(1)	(2)	
		4.00	2.70	
		-		
38.6		(3)		
		5.80		
30.9		(4)	(5)	(6)
		204.1	95.4	1.1
			64644	-
25.8		84328	(7)	(8)
			120.5	4.5
	50284			
20.4	(19)	(9)	(10)	
	13.9	168.6	146.5	
	-	82226	72329	-
12.3	(20)	(11)	(12)	
		248.0	282.0	
		148356	108286	
4.9	10.2	(13)	(14)	
		251.5	393.6	
		129870	178046	
-1.1		(15)	(16)	
		273.8	392.0	
		145704	171477	
-5.1	(17)			
	7954			
	-			
-7.9	(18)			

せん断断面積 (m ²)
断面二次モーメント (m ⁴)

第 3.2.1.c-1-11(3)表 解析モデル諸元 (タービン建屋 水平 EW 方向)
 質点重量および回転慣性重量

標高 T.M.S.L (m)	T/G架台	建 屋								
		(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	
44.3		4430	13150	13130	13320	11110				
		167	6325	6315	6404	3187				
38.6		5660	12750	12490	11840	9580				
		353	6247	6119	5786	2824				
30.9		11230	15770	2170	31100	19900	33180	19840	18760	4550
		1432	7786	0	9905	6051	10670	6031	5943	677
25.8		10920		16720	11480	12390			13070	
		716		8110	794	932			3805	
20.4		103470	15110	52710	47390	24990	51130	25800	67100	
		-	775	79287	24879	13818	27223	15573	91614	
12.3		70210	125510		75880	83770			90910	
		-	322609		147835	166321			190033	
4.9		289670			80330					
		1049331			163506					
-1.1		185020			79260					
		668411			105304					
-5.1		494300								
		5278312								
-7.9		264930								
		2079794								

質点重量 (kN)

回転慣性重量 ($\times 10^2$ kN \cdot m 2)

第 3.2.1.c-1-11(4)表 解析モデル諸元 (タービン建屋 水平 EW 方向)
せん断断面積および断面二次モーメント

標高 T.M.S.L (m)	T/G架台	建					屋				
		(1)	(2)		(3)		(4)		(5)		
44.3		1.30	0.72	0.06	0.72	0.09	0.72	0.09	0.72	0.09	
		-	-		-		-		-		
38.6		(6)	(7)	-	(8)	-	(9)	-	(10)	-	
		1.90	0.91		0.91		0.91		0.91		
30.9		-	-	-	-	-	-	-	-	-	
		(11)	(12)	(19)	(13)	(18)	(14)	(17)	(15)	(16)	
		25.3	15.0	0.3	26.8	29.2	26.8	31.1	37.8	14.9	
7074		-		3772		3772		233			
25.8		(20)	(21)	452	(22)	294	(23)	1318	(24)		
		42.9	9.6		26.9		28.2		24.2		
20.4	25111	99	559	559	559	559	1436				
	(42)	(25)	(26)		(27)	(31)	(28)	(30)	(29)		
	25.3	61.4	62.8	45.9	37.6	11.9	19.3	107.4			
12.3	-	38110	12036	2247	1022	157	372	27633			
	(43)	(32)		(33)	(35)	(33)	(35)	(34)			
	4.9	175.5		67.3	111.4	117.1					
69335		3640		14180	55072						
-1.1	(36)	11.4	(36)	(37)	(36)						
	427.5		128.3								
-5.1	141670	13128									
	(38)	(39)									
-7.9	495.7	154.9									
	147630	11394									
	(40)										
	7954										
	-										
	(41)										

せん断断面積 (m ²)
断面二次モーメント (m ⁴)

第 3.2.1.c-1-11(5)表 建屋のばね定数 (タービン建屋 水平 NS 方向)

部材 番号	位置	剛性 ($\times 10^4$ kN/m)	減衰定数 (%)
K1	1 - 2	45.1	2
K2	4 - 5	0.0	4.85
K3	9 - 10	763.7	4.85
K4	11 - 12	904.0	4.85
K5	13 - 14	677.4	4.85
K6	15 - 16	477.3	4.85
K7	5 - 6	15.7	2
K8	7 - 8	27.6	4.85

第 3.2.1.c-1-11(6)表 建屋のばね定数 (タービン建屋 水平 EW 方向)

部材 番号	位置	剛性 ($\times 10^4$ kN/m)	減衰定数 (%)
K1	1 - 2	54.9	2
K2	6 - 7	141.5	4.85
K3	11 - 12	170.2	4.85
K4	25 - 26	1541.2	4.85
K5	11 - 19	0.0	4.85
K6	20 - 21	27.5	2
K7	36 - 37	156.4	4.85
K8	38 - 39	703.9	4.85
K9	2 - 3	36.3	2
K10	7 - 8	200.1	4.85
K11	12 - 13	421.0	4.85
K12	26 - 27	1154.8	4.85
K13	32 - 33	429.0	4.85
K14	18 - 19	0.0	4.85
K15	21 - 22	13.7	2
K16	26 - 31	764.9	4.85
K17	32 - 35	401.4	4.85
K18	3 - 4	36.3	2
K19	8 - 9	158.7	4.85
K20	13 - 14	618.8	4.85
K21	27 - 28	1082.3	4.85
K22	17 - 18	173.6	2
K23	22 - 23	0.0	4.85
K24	30 - 31	276.0	4.85
K25	36 - 37	174.8	4.85
K26	4 - 5	38.2	2
K27	9 - 10	199.0	4.85
K28	14 - 15	473.9	4.85
K29	28 - 29	745.3	4.85
K30	33 - 34	744.2	4.85
K31	16 - 17	0.0	4.85
K32	23 - 24	12.7	2
K33	29 - 30	881.0	4.85
K34	34 - 35	517.6	4.85

第 3.2.1.c-1-11(7)表 地盤ばね定数と減衰係数
(タービン建屋 2000gal 規準化入力 NS 方向)

		ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K_{s1}	1.69×10^5	1.83×10^5
	K_{s2}	2.27×10^5	2.46×10^5
	K_{s3}	4.03×10^5	4.36×10^5
	K_{s4}	5.41×10^5	5.86×10^5
	K_{s5}	1.15×10^6	8.12×10^5
	K_{s6}	1.84×10^6	6.14×10^5
側面 回転ばね	K_{r1}	3.10×10^8	9.79×10^7
	K_{r2}	4.15×10^8	1.31×10^8
	K_{r3}	7.37×10^8	2.33×10^8
	K_{r4}	9.89×10^8	3.13×10^8
	K_{r5}	2.21×10^9	4.49×10^8
	K_{r6}	3.39×10^9	3.71×10^8
底面水平ばね	K_{s7}	7.38×10^7	5.56×10^6
底面回転ばね	K_{r7}	1.80×10^{11}	6.29×10^9

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)
減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第 3.2.1.c-1-11(8)表 地盤ばね定数と減衰係数
(タービン建屋 2000gal 規準化入力 EW 方向)

		ばね定数	減衰係数
側面 水平ばね	K_{s1}	2.99×10^5	3.21×10^5
	K_{s2}	9.79×10^4	1.05×10^5
	K_{s3}	7.11×10^5	7.65×10^5
	K_{s4}	2.33×10^5	2.51×10^5
	K_{s5}	1.15×10^6	8.08×10^5
	K_{s6}	1.84×10^6	6.11×10^5
側面 回転ばね	K_{r1}	5.46×10^8	1.72×10^8
	K_{r2}	1.79×10^8	5.65×10^7
	K_{r3}	1.30×10^9	4.10×10^8
	K_{r4}	4.26×10^8	1.35×10^8
	K_{r5}	2.21×10^9	4.47×10^8
	K_{r6}	3.39×10^9	3.68×10^8
底面水平ばね	K_{s7}	7.53×10^7	5.78×10^6
底面回転ばね	K_{r7}	1.40×10^{11}	4.13×10^9

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)
減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第 3.2.1.c-1-12(1)表 解析モデル諸元 (廃棄物処理建屋 水平 NS 方向)

T.M.S.L. (m)	建屋	
	(10)	(11)
44.3	24625	8404
	3.135	1.106
	(9)	
36.0	21947	
	2.661	
	(7)	
30.9	33804	
	4.025	
	(8)	
30.4		19937
		2.318
	(6)	
20.4	125574	
	15.37	
	(5)	
12.3	167723	
	19.33	
	(4)	
6.5	185669	
	21.67	
	(3)	
-1.1	209333	
	23.04	
	(2)	
-6.1	138303	
	15.72	
	(1)	
-8.6	76884	
	8.222	

重量(kN)
回転慣性重量 ($\times 10^6$ kN \cdot m ²)

T.M.S.L. (m)	建屋	
	(10)	(11)
44.3	0.341	
	-	0.191
	(9)	
36.0	0.480	
	-	
	(7)	
30.9	36.49	-
	(8)	
	4990	35.78
30.4		4230
	(6)	
	192.27	
20.4	25540	
	(5)	
	271.01	
12.3	44580	
	(4)	
	305.20	
6.5	49890	
	(3)	
	300.95	
-1.1	50620	
	(2)	
	2613.40	
-6.1	279100	
	(1)	
	-8.6	

せん断面積(m ²)
断面二次モーメント(m ⁴)

第 3.2.1.c-1-12(2)表 解析モデル諸元 (廃棄物処理建屋 水平 EW 方向)

T.M.S.L. (m)	建屋	
44.3	(10)	
	33029	
	0.4170	
36.0	(9)	
	21947	
	0.5875	
30.9	(7)	
	33804	
	1.322	
30.4	(8)	
	19937	
	0.2318	
20.4	(6)	
	125574	
	115.5	
12.3	(5)	
	167723	
	67.40	
6.5	(4)	
	185669	
	78.20	
-1.1	(3)	
	209333	
	86.11	
-6.1	(2)	
	138303	
	66.50	
-8.6	(1)	
	76884	
	34.16	

重量(kN)
回転慣性重量 ($\times 10^6 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$)

T.M.S.L. (m)	建屋	
44.3	(10)	
	0.4329	0.0252
	-	
(9)		
36.0	0.4305	—
	-	
	(7)	
30.9	47.75	—
30.4	(8)	
	1775	
	24.59	
20.4	(6)	
	184.81	
	82380	
12.3	(5)	
	330.09	
	163990	
6.5	(4)	
	381.66	
	214550	
-1.1	(3)	
	415.42	
	228710	
-6.1	(2)	
	2613.40	
	1160600	
-8.6	(1)	

せん断断面積(m^2)
断面二次モーメント(m^4)

第 3.2.1.c-1-12(3)表 建屋のばね定数 (廃棄物処理建屋 水平 NS 方向)

部材 番号	位置	剛性 ($\times 10^4$ kN/m)	減衰定数 (%)
K1	10 - 11	29.58	2

第 3.2.1.c-1-12(4)表 地盤ばね定数と減衰係数
(廃棄物処理建屋 2000gal 規準化入力 NS 方向)

		ばね定数	減衰係数
側面水平ばね	K_{s1}	2.18×10^6	4.10×10^5
側面回転ばね	K_{r1}	1.31×10^9	7.13×10^7
底面水平ばね	K_{s2}	4.57×10^7	2.04×10^6
底面回転ばね	K_{r2}	1.96×10^{10}	1.39×10^8

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)

減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第 3.2.1.c-1-12(5)表 地盤ばね定数と減衰係数
(廃棄物処理建屋 2000gal 規準化入力 EW 方向)

		ばね定数	減衰係数
側面水平ばね	K_{s1}	2.18×10^6	4.08×10^5
側面回転ばね	K_{r1}	1.31×10^9	7.45×10^7
底面水平ばね	K_{s2}	4.19×10^7	1.71×10^6
底面回転ばね	K_{r2}	5.26×10^{10}	9.60×10^8

注：ばね定数の単位は、kN/m (水平)、kN・m/rad (回転)

減衰係数の単位は、kN・s/m (水平)、kN・s・m/rad (回転)

第3.2.1.c-3-2 表 建屋の応答係数

方向	係数		中央値	β_R	β_U		
水平	F ₁	解放基盤表面の地震動に関する係数	スペクトル形状係数		0.00	0.00	
	F ₂	建屋への入力地震動に関する係数	地盤モデルに関するサブ応答係数	1.00	0.20	0.15	
			基盤による入力損失に関するサブ応答係数	1.00			
	F ₃	建屋の地震応答に関する係数	建屋振動モデルに関するサブ応答係数	建屋減衰			1.00
				建屋剛性			1.00
			地盤 - 建屋連成系モデルに関するサブ応答係数	1.00			
			非線形応答に関するサブ応答係数	1.00			
		地震応答解析手法に関するサブ応答係数	1.00	0.00			0.00
鉛直	F ₁	解放基盤表面の地震動に関する係数	スペクトル形状係数		0.00	0.00	
	F ₂	建屋への入力地震動に関する係数	地盤モデルに関するサブ応答係数	1.00	0.10	0.15	
			基盤による入力損失に関するサブ応答係数	1.00			
	F ₃	建屋の地震応答に関する係数	建屋振動モデルに関するサブ応答係数	建屋減衰			1.00
				建屋剛性			1.00
			地盤 - 建屋連成系モデルに関するサブ応答係数	1.00			
			非線形応答に関するサブ応答係数	1.00			
		地震応答解析手法に関するサブ応答係数	1.00	0.00			0.00

建屋のスペクトル形状係数は、対象設備に応じ個別に算定する

第 3.2.1.d-1(1)表 7号機 起因事象発生頻度

起因事象	発生頻度 [/ 年]
建屋・構築物の損傷 (R/B)	3.8E-6
建屋・構築物の損傷 (RPV・PCV)	8.9E-7
格納容器バイパス	1.2E-7
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	7.8E-7
計測・制御系喪失	6.9E-8
直流電源喪失	6.0E-8
全交流電源喪失 (RCW・RSW 損傷)	3.8E-6
全交流電源喪失 (D/G 損傷)	2.7E-7
外部電源喪失	1.0E-4
過渡事象	1.5E-2

第 3.2.1.d-1(2)表 6号機 起因事象発生頻度

起因事象	発生頻度 [/ 年]
建屋・構築物の損傷 (R/B)	3.6E-6
建屋・構築物の損傷 (RPV・PCV)	1.2E-6
格納容器バイパス	9.6E-7
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	1.0E-6
計測・制御系喪失	1.9E-7
直流電源喪失	1.3E-7
全交流電源喪失 (RCW・RSW 損傷)	1.7E-6
全交流電源喪失 (D/G 損傷)	2.0E-7
外部電源喪失	1.0E-4
過渡事象	1.5E-2

第 3.2.1.d-2 表 評価対象システム一覧

分類	
起因事象	建屋・構築物（原子炉建屋）
	建屋・構築物（原子炉压力容器・格納容器）
	格納容器バイパス
	原子炉冷却材圧力バウンダリ
	計測・制御系
	直流電源
	原子炉補機冷却系
	交流電源（D/G）
	外部電源
	緩和系
SLC	
S/R 弁開，S/R 再閉鎖	
HPCF	
RCIC	
ADS	
LPFL	
RHR	

第 3.2.1.d-3 表 起因事象発生後の人的過誤確率評価例

起因事象発生後の人的過誤	ストレスファクタ		余裕時間	過誤確率	内的事象 (参考)
	認知	操作			
炉水位制御操作失敗					
水源切替操作失敗(初期 ^{*1})					
水源切替操作失敗(長期)					
原子炉減圧起動操作失敗					
注水不能認知失敗					
高圧注水系起動操作失敗					
低圧注水系起動操作失敗					
SLC 関連手動操作失敗					
RHR 系統操作失敗 (ATWS 以外)					
RHR 系統操作失敗 (ATWS)					

(太字は内的事象から変更箇所)

*1 初期水源として S/P に切り替える場合

--

第 3.2.1.d-4(1) 表 7号機 起因事象別の炉心損傷頻度

起因事象	炉心損傷頻度 [/炉年]	寄与割合
建屋・構築物の損傷 (R/B)	3.8E-6	24.6%
建屋・構築物の損傷 (RPV・PCV)	8.9E-7	5.8%
格納容器バイパス事象	1.2E-7	0.8%
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	7.8E-7	5.0%
計測・制御系喪失	6.9E-8	0.4%
直流電源喪失	6.0E-8	0.4%
全交流電源喪失 (RCW・RSW損傷)	3.8E-6	25.0%
全交流電源喪失 (D/G 損傷)	2.7E-7	1.8%
外部電源喪失	1.7E-6	11.2%
過渡事象	3.9E-6	25.0%
合計	1.5E-5	100%

第 3.2.1.d-4(2) 表 6号機 起因事象別の炉心損傷頻度

起因事象	炉心損傷頻度 [/炉年]	寄与割合
建屋・構築物の損傷 (R/B)	3.6E-6	28.9%
建屋・構築物の損傷 (RPV・PCV)	1.2E-6	9.8%
格納容器バイパス事象	9.6E-7	7.7%
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	1.0E-6	8.2%
計測・制御系喪失	1.9E-7	1.5%
直流電源喪失	1.3E-7	1.0%
全交流電源喪失 (RCW・RSW損傷)	1.7E-6	14.0%
全交流電源喪失 (D/G 損傷)	2.0E-7	1.6%
外部電源喪失	2.1E-7	1.6%
過渡事象	3.2E-6	25.6%
合計	1.2E-5	100%

第 3.2.1.d-5(1) 表 7号機 起因事象別の炉心損傷頻度への寄与が大きい事故シーケンスの概要

起因事象	主要な事故シーケンスの概要	左欄事故シーケンスによる炉心損傷頻度 (起因事象別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
建屋・構築物の損傷 (R/B)	<p>地震により「原子炉建屋基礎地盤すべり線」又は「原子炉建屋」が損傷すると建屋全体の崩壊の可能性がある、同時に建屋内の格納容器(RCCV)又は原子炉压力容器などの機器及び構造物が大規模な損傷を受ける可能性がある。</p> <p>発生した場合の緩和系への影響を厳密に判断することが困難であるため、全損を仮定し、保守的に原子炉停止及び炉心冷却が不可能になるものと想定し直接炉心損傷に至るケース</p>	<p>3.8E-06 [/炉年] (3.8E-06 [/炉年])</p>	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉建屋基礎地盤すべり線の損傷
全交流電源喪失 (RCW・RSW 損傷)	<p>地震により外部電源と D/G のサポート系(RCW・RSW)が機能喪失することで「全交流電源喪失」の起因事象となる。</p> <p>その後、事象初期の原子炉隔離時冷却系(以下、RCIC)による原子炉注水に成功するものの、RCIC 運転継続に必要な直流電源及び水源を確保できないため注水継続に失敗し炉心損傷に至るケース</p>	<p>3.3E-06 [/炉年] (3.8E-06 [/炉年])</p>	<ul style="list-style-type: none"> 外部電源喪失(地震) + RCW 熱交換器の構造損傷 外部電源喪失(地震) + RCW 配管の構造損傷

第 3.2.1.d-5(1) 表 7号機 起因事象別の炉心損傷頻度への寄与が大きい事故シーケンスの概要

起因事象	主要な事故シナリオ	左欄事故シーケンスによる炉心損傷頻度 (起因事象別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
過渡事象	地震により「過渡事象」が発生するものの、外部電源は健全であり、スクラム、S/R 弁による圧力制御、HPCF による原子炉注水には成功するが、RHR による格納容器除熱失敗により炉心損傷に至るケース	3.0E-06 [/炉年] (3.9E-06 [/炉年])	・ RHR 系統操作失敗 (人的過誤)
外部電源喪失	地震により「外部電源喪失」の起因事象が発生するが非常用交流電源は健全であり電源は確保される。その後のスクラム、S/R 弁による圧力制御に成功し、HPCF による原子炉注水には成功するが、残留熱除去系 (以下、RHR) による格納容器除熱失敗により炉心損傷に至るケース	1.4E-06 [/炉年] (1.7E-06 [/炉年])	・ 外部電源喪失 (地震) + RHR 弁の機能損傷 ・ 外部電源喪失 (地震) + RHR 配管の構造損傷
建屋・構築物の損傷 (格納容器・圧力容器)	地震により原子炉格納容器又は原子炉圧力容器が損傷した場合の緩和系への影響を厳密に判断することが困難であるため、保守的に原子炉停止及び炉心冷却が不可能になるものと想定し直接炉心損傷に至るケース	8.9E-07 [/炉年] (8.9E-07 [/炉年])	・ RPV ペDESTALの損傷

第 3.2.1.d-5(2) 表 6号機 起因事象別の炉心損傷頻度への寄与が大きい事故シーケンスの概要

起因事象	主要な事故シーケンスの概要	左欄事故シーケンスによる炉心損傷頻度 (起因事象別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
建屋・構築物の損傷 (R/B)	<p>地震により「原子炉建屋基礎地盤すべり線」又は「原子炉建屋」が損傷すると建屋全体の崩壊の可能性がある、同時に建屋内の格納容器(RCCV)又は原子炉压力容器などの機器及び構造物が大規模な損傷を受ける可能性がある。</p> <p>発生した場合の緩和系への影響を厳密に判断することが困難であるため、全損を仮定し、保守的に原子炉停止及び炉心冷却が不可能になるものと想定し直接炉心損傷に至るケース</p>	<p>3.6E-06 [/炉年] (3.6E-06 [/炉年])</p>	<ul style="list-style-type: none"> 原子炉建屋基礎地盤すべり線の損傷
過渡事象	<p>地震により「過渡事象」が発生するものの、外部電源は健全であり、スクラム、S/R 弁による圧力制御、HPCF による原子炉注水には成功するが、RHR による格納容器除熱失敗により炉心損傷に至るケース</p>	<p>2.6E-06 [/炉年] (3.2E-06 [/炉年])</p>	<ul style="list-style-type: none"> RHR 系統操作失敗(人的過誤)

第 3.2.1.d-5(2) 表 6号機 起因事象別の炉心損傷頻度への寄与が大きい事故シーケンスの概要

起因事象	主要な事故シナリオ	左欄事故シーケンスによる炉心損傷頻度 (起因事象別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
全交流電源喪失 (RCW・RSW 損傷)	地震により外部電源と D/G のサポート系 (RCW・RSW) が機能喪失することで「全交流電源喪失」の起因事象となる。 その後、事象初期の原子炉隔離時冷却系 (以下、RCIC) による原子炉注水に成功するものの、RCIC 運転継続に必要な直流電源及び水源を確保できないため注水継続に失敗し炉心損傷に至るケース	1.7E-06 [/炉年] (1.7E-06 [/炉年])	・外部電源喪失 (地震) + RCW 弁の機能損傷
建屋・構築物の損傷 (格納容器・圧力容器)	地震により原子炉格納容器又は原子炉圧力容器が損傷した場合の緩和系への影響を厳密に判断することが困難であるため、保守的に原子炉停止及び炉心冷却が不可能になるものと想定し直接炉心損傷に至るケース	1.2E-06 [/炉年] (1.2E-06 [/炉年])	・RPV ペDESTALの損傷
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	地震により原子炉格納容器内にある一次系配管の大規模な破断により E-LOCA が発生し直接炉心損傷に至るケース。	1.0E-06 [/炉年] (1.0E-06 [/炉年])	・格納容器内配管

第 3.2.1.d-6(1) 表 7号機 炉心損傷シーケンス別炉心損傷頻度

炉心損傷シーケンス	炉心損傷頻度 [/炉年]	寄与割合
崩壊熱除去失敗シーケンス (TW)	5.3E-6	34.7%
建屋・構築物(R/B)の損傷シーケンス (RBR)	3.8E-6	24.6%
電源喪失シーケンス (TB)	3.5E-6	23.0%
建屋・構築物(RPV・PCV)の損傷シーケンス (PCVR)	8.9E-7	5.8%
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失シーケンス (LOCA)	8.2E-7	5.3%
電源喪失シーケンス (TBU)	3.7E-7	2.4%
未臨界確保失敗シーケンス (TC)	3.6E-7	2.3%
格納容器バイパスシーケンス (BYPASS)	1.2E-7	0.8%
計測・制御系喪失シーケンス (CI)	6.9E-8	0.4%
電源喪失シーケンス (TBD)	6.0E-8	0.4%
高圧注水失敗, 減圧失敗シーケンス (TQUX)	2.3E-8	0.2%
電源喪失シーケンス (TBP)	2.0E-8	0.1%
高圧注水失敗, 低圧注水失敗シーケンス (TQUV)	1.3E-8	0.1%
全炉心損傷頻度	1.5E-5	100%

第 3.2.1.d-6(2) 表 6号機 炉心損傷シーケンス別炉心損傷頻度

炉心損傷シーケンス	炉心損傷頻度 [炉年]	寄与割合
建屋・構築物 (R/B) の損傷シーケンス (RBR)	3.6E-6	28.9%
崩壊熱除去失敗シーケンス (TW)	3.3E-6	26.2%
電源喪失シーケンス (TB)	1.9E-6	15.0%
建屋・構築物 (RPV・PCV) の損傷シーケンス (PCVR)	1.2E-6	9.8%
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失シーケンス (LOCA)	1.1E-6	8.9%
格納容器バイパスシーケンス (BYPASS)	9.6E-7	7.7%
計測・制御系喪失シーケンス (CI)	1.9E-7	1.5%
電源喪失シーケンス (TBD)	1.3E-7	1.0%
電源喪失シーケンス (TBU)	5.4E-8	0.4%
高圧注水失敗, 減圧失敗シーケンス (TQUX)	3.1E-8	0.3%
未臨界確保失敗シーケンス (TC)	1.4E-8	0.1%
電源喪失シーケンス (TBP)	1.0E-8	0.1%
高圧注水失敗, 低圧注水失敗シーケンス (TQUV)	6.4E-9	0.1%
全炉心損傷頻度	1.2E-5	100%

第 3.2.1.d-7(1) 表 7号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(1/3)

炉心損傷シーケンス	主要な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
崩壊熱除去失敗シーケンス (TW)	過渡事象 + RHR による崩壊熱除去失敗	3.0E-06 [/ 炉年] (5.3E-06 [/ 炉年])	・ RHR 系統操作失敗 (人的過誤)
建屋・構築物 (R/B) の損傷シーケンス (RBR)	原子炉建屋の損傷	3.8E-06 [/ 炉年] (3.8E-06 [/ 炉年])	・ 原子炉建屋基礎すべり線の損傷
電源喪失シーケンス (TB)	外部電源喪失 + RCW・RSW 損傷 (全交流電源喪失)	3.3E-06 [/ 炉年] (3.5E-06 [/ 炉年])	・ 外部電源喪失 (地震) + RCW 熱交換器の構造損傷 ・ 外部電源喪失 (地震) + RCW 配管の構造損傷
建屋・構築物 (RPV・PCV) の損傷シーケンス (PCVR)	RPV 損傷	8.9E-07 [/ 炉年] (8.9E-07 [/ 炉年])	・ RPV ペDESTALの構造損傷

第 3.2.1.d-7(1) 表 7号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(2/3)

炉心損傷シーケンス	主な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失シーケンス (LOCA)	原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	7.8E-07 [/ 炉年] (8.2E-07 [/ 炉年])	・ 格納容器内配管の損傷
電源喪失シーケンス (TBU)	全交流電源喪失 (外部電源喪失 + RCW・RSW 損傷) + RCIC 注水失敗	3.5E-07 [/ 炉年] (3.7E-07 [/ 炉年])	・ 外部電源喪失 (地震) + 復水貯蔵槽周り配管 (RCIC 水源) の構造損傷 + RCW 熱交換器の構造損傷 ・ 外部電源喪失 (地震) + 復水貯蔵槽周り配管 (RCIC 水源) の構造損傷 + 非常用取水路の損傷
未臨界確保失敗シーケンス (TC)	全交流電源喪失 (外部電源喪失 + RCW・RSW 損傷) + スクラム失敗	1.7E-07 [/ 炉年] (3.6E-07 [/ 炉年])	・ 外部電源喪失 (地震) + 上部格子板損傷 + RCW 熱交換器の構造損傷 ・ 外部電源喪失 (地震) + CRD 配管構造損傷 + RCW 熱交換器の構造損傷
格納容器バイパスシーケンス (BYPASS)	低耐震クラス配管破断 + 格納容器隔離弁損傷	1.2E-07 [/ 炉年] (1.2E-07 [/ 炉年])	・ 原子炉冷却材浄化系 (CUW 系) 配管の構造損傷 + CUW 系隔離弁の機能損傷 ・ 停止時冷却隔離弁下流の低圧設計配管の構造損傷 + 停止時冷却隔離弁の機能損傷

3.2.1-104

第 3.2.1.d-7(1) 表 7号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(3/3)

炉心損傷シーケンス	主な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
計測・制御系喪失シーケンス (CI)	計測・制御系の損傷	6.9E-08 [/ 炉年] (6.9E-08 [/ 炉年])	<ul style="list-style-type: none"> ・コントロール建屋の損傷 ・直立盤の機能損傷
電源喪失シーケンス (TBD)	直流電源喪失	6.0E-08 [/ 炉年] (6.0E-08 [/ 炉年])	<ul style="list-style-type: none"> ・電線管の構造損傷 ・直流 125V 主母線盤の機能損傷
高圧注水失敗，減圧失敗シーケンス (TQUX)	過渡事象 + 高圧注水失敗 + 減圧失敗	1.8E-08 [/ 炉年] (2.3E-08 [/ 炉年])	<ul style="list-style-type: none"> ・原子炉減圧起動操作失敗 + 原子炉水位高誤信号 (ランダム故障) ・原子炉注水自動起動不能の認知失敗 + 原子炉水位高誤信号 (ランダム故障)
電源喪失シーケンス (TBP)	全交流電源喪失 (外部電源喪失 + RCW・RSW 損傷) + S/R 弁再閉鎖失敗	1.9E-08 [/ 炉年] (2.0E-08 [/ 炉年])	<ul style="list-style-type: none"> ・外部電源喪失 (地震) + RCW 熱交換器の構造損傷 + S/R 弁のランダム故障 ・外部電源喪失 (地震) + RCW 配管の構造損傷 + S/R 弁のランダム故障
高圧注水失敗，低圧注水失敗シーケンス (TQUV)	過渡事象 + 高圧注水失敗 + 低圧注水失敗	6.4E-09 [/ 炉年] (1.3E-08 [/ 炉年])	<ul style="list-style-type: none"> ・RCW 熱交換器の構造損傷 + RCIC ランダム故障 ・RCW 配管の構造損傷 + RCIC ランダム故障

第 3.2.1.d-7(2) 表 6号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(1/3)

炉心損傷シーケンス	主要な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
建屋・構築物 (R/B) の損傷シーケンス (RBR)	原子炉建屋の損傷	3.6E-06 [/ 炉年] (3.6E-06 [/ 炉年])	・ 原子炉建屋基礎すべり線の損傷
崩壊熱除去失敗シーケンス (TW)	過渡事象 + RHR による崩壊熱除去失敗	2.6E-06 [/ 炉年] (3.3E-06 [/ 炉年])	・ RHR 系統操作失敗 (人的過誤)
電源喪失シーケンス (TB)	外部電源喪失 + RCW・RSW 損傷 (全交流電源喪失)	1.7E-06 [/ 炉年] (1.9E-06 [/ 炉年])	・ 外部電源喪失 (地震) + RCW 弁の機能損傷
建屋・構築物 (RPV・PCV) の損傷シーケンス (PCVR)	RPV 損傷	1.2E-06 [/ 炉年] (1.2E-06 [/ 炉年])	・ RPV ペDESTALの構造損傷

第 3.2.1.d-7(2) 表 6号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(2/3)

炉心損傷シーケンス	主な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失シーケンス (LOCA)	原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失	1.0E-06 [/ 炉年] (1.1E-06 [/ 炉年])	・ 格納容器内配管の損傷
格納容器バイパスシーケンス (BYPASS)	低耐震クラス配管破断 + 格納容器隔離弁損傷	9.6E-07 [/ 炉年] (9.6E-07 [/ 炉年])	・ 原子炉給水ライン (FDW 系) 配管の構造損傷 + FDW 系隔離弁の機能損傷
計測・制御系喪失シーケンス (CI)	計測・制御系の損傷	1.9E-07 [/ 炉年] (1.9E-07 [/ 炉年])	・ バイタル交流電源装置の機能損傷 ・ 交流 120V バイタル分電盤の損傷
電源喪失シーケンス (TBD)	直流電源喪失	1.3E-07 [/ 炉年] (1.3E-07 [/ 炉年])	・ 電線管の構造損傷

第 3.2.1.d-7(2) 表 6号機 炉心損傷シーケンスに対する分析結果(3/3)

炉心損傷シーケンス	主な事故シーケンス	炉心損傷頻度 (炉心損傷シーケンス別の全炉心損傷頻度)	主要なカットセット
電源喪失シーケンス (TBU)	全交流電源喪失(外部電源喪失+RCW・RSW損傷)+RCIC注水失敗	4.6E-08 [/ 炉年] (5.4E-08 [/ 炉年])	・外部電源喪失(地震)+復水貯蔵槽周り配管(RCIC水源)の構造損傷+RCW弁の機能損傷
高圧注水失敗, 減圧失敗シーケンス (TQUX)	過渡事象+高圧注水失敗+減圧失敗	1.8E-08 [/ 炉年] (3.1E-08 [/ 炉年])	・原子炉減圧起動操作失敗+原子炉水位高誤信号(ランダム故障) ・原子炉注水自動起動不能の認知失敗+原子炉水位高誤信号(ランダム故障)
未臨界確保失敗シーケンス (TC)	全交流電源喪失(外部電源喪失)+スクラム失敗+SLC失敗	5.1E-09 [/ 炉年] (1.4E-08 [/ 炉年])	・外部電源喪失(地震)+シュラウドサポート損傷+SLC操作失敗
電源喪失シーケンス (TBP)	全交流電源喪失(外部電源喪失+RCW・RSW損傷)+S/R弁再閉鎖失敗	9.0E-09 [/ 炉年] (1.0E-08 [/ 炉年])	・外部電源喪失(地震)+RCW弁の機能損傷+S/R弁のランダム故障
高圧注水失敗, 低圧注水失敗シーケンス (TQUV)	過渡事象+高圧注水失敗+低圧注水失敗	3.6E-09 [/ 炉年] (6.4E-09 [/ 炉年])	・RCW弁の機能損傷+RCICランダム故障

第 3.2.1.d-8(1) 表 7号機 加速度区分別炉心損傷頻度評価結果

加速度区分	地震発生頻度 [/年]	炉心損傷頻度 [/炉年]	寄与割合	累積寄与割合
1 (120 ~ 175gal)	8.2E-03	1.4E-06	9.2%	9.2%
2 (175 ~ 225gal)	3.2E-03	5.5E-07	3.6%	12.7%
3 (225 ~ 275gal)	1.6E-03	2.8E-07	1.8%	14.6%
4 (275 ~ 325gal)	9.0E-04	1.6E-07	1.0%	15.6%
5 (325 ~ 375gal)	5.3E-04	9.2E-08	0.6%	16.2%
6 (375 ~ 425gal)	3.3E-04	5.9E-08	0.4%	16.5%
7 (425 ~ 475gal)	2.1E-04	4.1E-08	0.3%	16.8%
8 (475 ~ 525gal)	1.4E-04	3.3E-08	0.2%	17.0%
9 (525 ~ 575gal)	9.9E-05	3.2E-08	0.2%	17.2%
10 (575 ~ 625gal)	7.0E-05	3.7E-08	0.2%	17.5%
11 (625 ~ 675gal)	5.0E-05	4.8E-08	0.3%	17.8%
12 (675 ~ 725gal)	3.7E-05	6.5E-08	0.4%	18.2%
13 (725 ~ 775gal)	2.8E-05	9.1E-08	0.6%	18.8%
14 (775 ~ 825gal)	2.1E-05	1.2E-07	0.8%	19.6%
15 (825 ~ 875gal)	1.6E-05	1.7E-07	1.1%	20.7%
16 (875 ~ 925gal)	1.2E-05	2.2E-07	1.4%	22.1%
17 (925 ~ 975gal)	9.7E-06	2.8E-07	1.8%	23.9%
18 (975 ~ 1025gal)	7.6E-06	3.4E-07	2.2%	26.0%
19 (1025 ~ 1075gal)	6.0E-06	4.0E-07	2.6%	28.6%
20 (1075 ~ 1125gal)	4.8E-06	4.6E-07	3.0%	31.6%
21 (1125 ~ 1175gal)	3.8E-06	5.2E-07	3.3%	34.9%
22 (1175 ~ 1225gal)	3.1E-06	5.7E-07	3.7%	38.6%
23 (1225 ~ 1275gal)	2.5E-06	6.1E-07	4.0%	42.6%
24 (1275 ~ 1325gal)	2.1E-06	6.5E-07	4.2%	46.8%
25 (1325 ~ 1375gal)	1.7E-06	6.9E-07	4.5%	51.3%
26 (1375 ~ 1425gal)	1.4E-06	7.0E-07	4.6%	55.8%
27 (1425 ~ 1475gal)	1.2E-06	7.0E-07	4.5%	60.4%
28 (1475 ~ 1525gal)	1.0E-06	6.8E-07	4.4%	64.8%
29 (1525 ~ 1575gal)	8.4E-07	6.4E-07	4.1%	68.9%
30 (1575 ~ 1625gal)	7.1E-07	5.9E-07	3.8%	72.7%
31 (1625 ~ 1675gal)	6.1E-07	5.4E-07	3.5%	76.2%
32 (1675 ~ 1725gal)	5.2E-07	4.8E-07	3.1%	79.3%
33 (1725 ~ 1775gal)	4.4E-07	4.2E-07	2.7%	82.1%
34 (1775 ~ 1825gal)	3.7E-07	3.7E-07	2.4%	84.5%
35 (1825 ~ 1875gal)	3.2E-07	3.2E-07	2.1%	86.5%
36 (1875 ~ 1925gal)	2.7E-07	2.7E-07	1.8%	88.3%
37 (1925 ~ 1975gal)	2.3E-07	2.3E-07	1.5%	89.8%
38 (1975 ~ 2100gal)	4.6E-07	4.6E-07	3.0%	92.8%
39 (2100 ~ 2300gal)	4.8E-07	4.8E-07	3.1%	95.9%
40 (2300 ~ 2500gal)	2.7E-07	2.7E-07	1.8%	97.7%
41 (2500 ~ 2700gal)	1.6E-07	1.6E-07	1.0%	98.7%
42 (2700 ~ 2900gal)	9.2E-08	9.2E-08	0.6%	99.3%
43 (2900 ~ 3100gal)	5.3E-08	5.3E-08	0.3%	99.6%
44 (3100 ~ 3300gal)	2.9E-08	2.9E-08	0.2%	99.8%
45 (3300 ~ 3500gal)	1.8E-08	1.8E-08	0.1%	99.9%
46 (3500 ~ 3700gal)	8.1E-09	8.1E-09	0.1%	100.0%
47 (3700 ~ 3900gal)	2.8E-09	2.8E-09	0.0%	100.0%
全炉心損傷頻度		1.5E-05	100.0%	----

第 3.2.1.d-8(2) 表 6 号機 加速度区分別炉心損傷頻度評価結果

加速度区分	地震発生頻度 [/年]	炉心損傷頻度 [/炉年]	寄与割合	累積寄与割合
1 (120 ~ 175gal)	8.2E-03	1.4E-06	11.4%	11.4%
2 (175 ~ 225gal)	3.2E-03	5.5E-07	4.4%	15.8%
3 (225 ~ 275gal)	1.6E-03	2.8E-07	2.2%	18.0%
4 (275 ~ 325gal)	9.0E-04	1.5E-07	1.2%	19.3%
5 (325 ~ 375gal)	5.3E-04	9.2E-08	0.7%	20.0%
6 (375 ~ 425gal)	3.3E-04	5.8E-08	0.5%	20.5%
7 (425 ~ 475gal)	2.1E-04	3.9E-08	0.3%	20.8%
8 (475 ~ 525gal)	1.4E-04	2.9E-08	0.2%	21.0%
9 (525 ~ 575gal)	9.9E-05	2.6E-08	0.2%	21.2%
10 (575 ~ 625gal)	7.0E-05	2.9E-08	0.2%	21.5%
11 (625 ~ 675gal)	5.0E-05	3.6E-08	0.3%	21.8%
12 (675 ~ 725gal)	3.7E-05	4.9E-08	0.4%	22.1%
13 (725 ~ 775gal)	2.8E-05	6.6E-08	0.5%	22.7%
14 (775 ~ 825gal)	2.1E-05	8.9E-08	0.7%	23.4%
15 (825 ~ 875gal)	1.6E-05	1.2E-07	0.9%	24.3%
16 (875 ~ 925gal)	1.2E-05	1.5E-07	1.2%	25.5%
17 (925 ~ 975gal)	9.7E-06	1.8E-07	1.4%	26.9%
18 (975 ~ 1025gal)	7.6E-06	2.1E-07	1.7%	28.6%
19 (1025 ~ 1075gal)	6.0E-06	2.4E-07	2.0%	30.6%
20 (1075 ~ 1125gal)	4.8E-06	2.8E-07	2.2%	32.8%
21 (1125 ~ 1175gal)	3.8E-06	3.1E-07	2.5%	35.4%
22 (1175 ~ 1225gal)	3.1E-06	3.5E-07	2.8%	38.2%
23 (1225 ~ 1275gal)	2.5E-06	3.8E-07	3.1%	41.2%
24 (1275 ~ 1325gal)	2.1E-06	4.2E-07	3.3%	44.6%
25 (1325 ~ 1375gal)	1.7E-06	4.5E-07	3.6%	48.2%
26 (1375 ~ 1425gal)	1.4E-06	4.8E-07	3.9%	52.1%
27 (1425 ~ 1475gal)	1.2E-06	5.0E-07	4.0%	56.1%
28 (1475 ~ 1525gal)	1.0E-06	5.0E-07	4.0%	60.1%
29 (1525 ~ 1575gal)	8.4E-07	5.0E-07	4.0%	64.1%
30 (1575 ~ 1625gal)	7.1E-07	4.8E-07	3.9%	68.0%
31 (1625 ~ 1675gal)	6.1E-07	4.6E-07	3.7%	71.7%
32 (1675 ~ 1725gal)	5.2E-07	4.2E-07	3.4%	75.1%
33 (1725 ~ 1775gal)	4.4E-07	3.8E-07	3.1%	78.2%
34 (1775 ~ 1825gal)	3.7E-07	3.4E-07	2.8%	80.9%
35 (1825 ~ 1875gal)	3.2E-07	3.0E-07	2.4%	83.4%
36 (1875 ~ 1925gal)	2.7E-07	2.7E-07	2.1%	85.5%
37 (1925 ~ 1975gal)	2.3E-07	2.3E-07	1.9%	87.4%
38 (1975 ~ 2100gal)	4.6E-07	4.6E-07	3.7%	91.1%
39 (2100 ~ 2300gal)	4.8E-07	4.8E-07	3.8%	94.9%
40 (2300 ~ 2500gal)	2.7E-07	2.7E-07	2.2%	97.1%
41 (2500 ~ 2700gal)	1.6E-07	1.6E-07	1.3%	98.4%
42 (2700 ~ 2900gal)	9.2E-08	9.2E-08	0.7%	99.1%
43 (2900 ~ 3100gal)	5.3E-08	5.3E-08	0.4%	99.5%
44 (3100 ~ 3300gal)	2.9E-08	2.9E-08	0.2%	99.8%
45 (3300 ~ 3500gal)	1.8E-08	1.8E-08	0.1%	99.9%
46 (3500 ~ 3700gal)	8.1E-09	8.1E-09	0.1%	100.0%
47 (3700 ~ 3900gal)	2.8E-09	2.8E-09	0.0%	100.0%
全炉心損傷頻度		1.2E-05	100.0%	----

第 3.2.1.d-9(1)表 7号機 FV 重要度評価結果

建屋・機器	中央値 (G)	HCLPF (G)	FV 重要度	建屋・機器の損傷が影響を与える主 な事故シーケンス
1.RCW 熱交換器	1.81	0.98	1.4E-01	・ TB シーケンス ・ TBU シーケンス
2.RHR 系統操作失敗	-	-	1.4E-01	・ TW シーケンス
3.RCW 配管	2.58	1.11	4.1E-02	・ TB シーケンス ・ TBU シーケンス
4.RHR 弁	2.61	1.13	3.8E-02	・ TW シーケンス
5.RHR/LPFL 共通弁	2.61	1.13	3.8E-02	・ TW シーケンス
6.RHR 配管	3.35	1.15	3.5E-02	・ TW シーケンス
7.格納容器内配管	3.35	1.15	3.5E-02	・ LOCA シーケンス
8.原子炉建屋基礎地盤 すべり線	1.83	1.33	2.7E-02	・ RBR シーケンス
9.非常用取水路	2.20	1.33	2.0E-02	・ TB シーケンス ・ TBU シーケンス
10.RPV ペDESTAL	2.65	1.24	1.8E-02	・ PCVR シーケンス

第 3.2.1.d-9(2)表 6号機 FV 重要度評価結果

建屋・機器	中央値 (G)	HCLPF (G)	FV 重要度	建屋・機器の損傷が影響を与える主 な事故シーケンス
1.RHR 系統操作失敗	-	-	1.7E-01	・ TW シーケンス
2.RCW 弁	2.24	0.97	1.6E-01	・ TB シーケンス ・ TBU シーケンス
3.格納容器内配管	2.55	1.10	6.7E-02	・ LOCA シーケンス
4.原子炉建屋基礎地盤 すべり線	1.83	1.33	5.9E-02	・ RBR シーケンス
5.耐震 B クラス配管(確 率値 1)	-	-	4.1E-02	・ BYPASS シーケンス
6.原子炉給水ライン隔 離弁	2.40	1.20	4.1E-02	・ BYPASS シーケンス
7.RPV ペDESTAL	2.82	1.22	3.5E-02	・ PCVR シーケンス
8.セラミックインシュ レータ	0.91	0.43	1.7E-02	・ 外部電源喪失
9.RSW ポンプ起動失敗 CCF	-	-	1.4E-02	・ TB シーケンス ・ TBU シーケンス
10.原子炉冷却材再循環 ポンプ貫通孔	2.76	1.38	1.2E-02	・ PCVR シーケンス

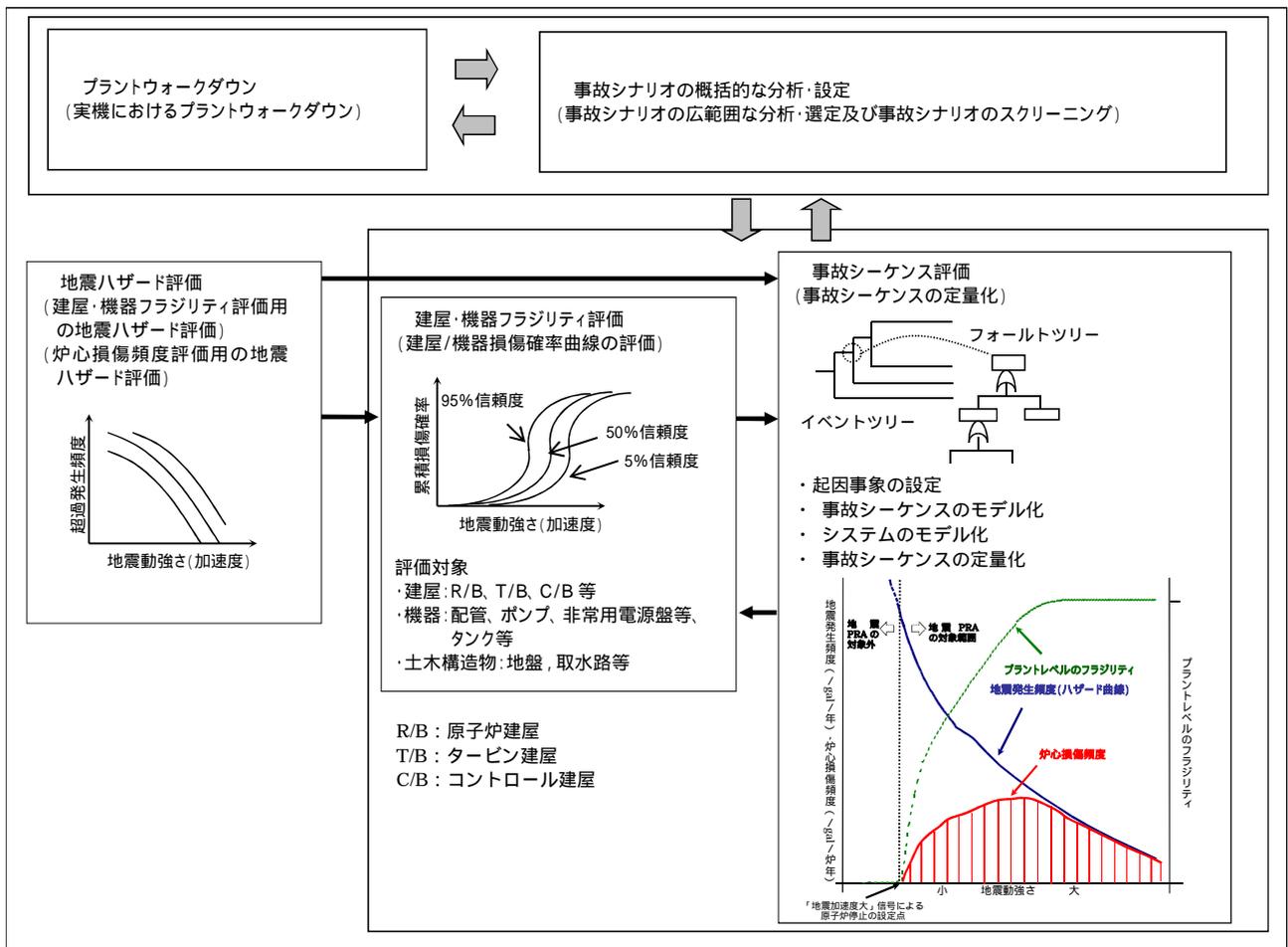
第 3.2.1.d-10 表 感度解析対象機器（損傷の完全独立想定機器）

（KK7）

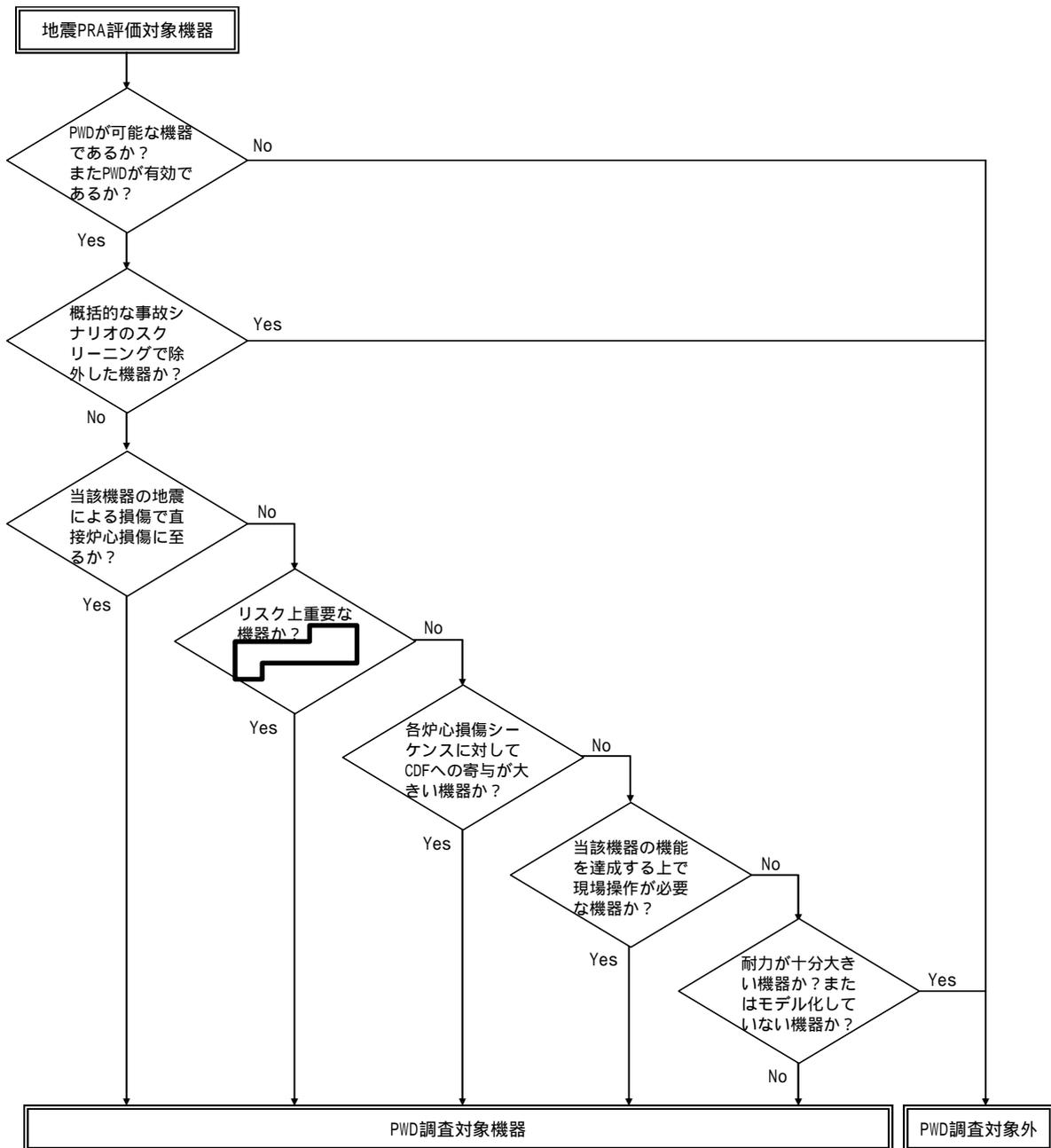
FV 重要度	対象機器
1.4E-01	RCW 熱交換器
4.1E-02	RCW 配管
3.8E-02	RHR 弁
3.8E-02	RHR/LPFL 共通弁
3.5E-02	RHR 配管
2.0E-02	非常用取水路
1.4E-02	RHR ポンプ

（KK6）

FV 重要度	対象機器
1.6E-01	RCW 弁
4.1E-02	原子炉給水ライン隔離弁



第 3.2.1.a-1 図 地震 PRA 評価フロー



第 3.2.1.a-2 図 プラントウォークダウン調査対象機器 選定フロー

柏崎刈羽原子力発電所7号機 プラントウォークダウン・チェックシート		Sheet No. KK7-041	実施日 平成26年 2月 27日	実施者 <div style="border: 1px solid black; width: 150px; height: 20px;"></div>		
機器名称： RCW 配管(A) (配管サポート名称: AN-RCW-T504)	耐震クラス： S	機器 No.： 191				
建屋名： <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 20px;"></div>						
フロア： <div style="border: 1px solid black; width: 100%; height: 20px;"></div>	区画： 機器配置図 Sh.11					
[チェック対象項目](下記チェック欄にレ点を記入する) A) 耐震安全性の確認 <input checked="" type="checkbox"/> B) 現場操作の確認						
A) 耐震安全性の確認 (確認結果欄にレ点を記入する)						
No	点 検 項 目	確認結果				備考
		Y	N	U	N/A	
1	対象機器本体の評価	/	/	/	/	
	a 対象機器の形状が図面(外形図・耐震計算書等)と外見上の相違が無い	レ				
	b 対象機器と支持構造物との接合部に外見上の異常(腐食・亀裂等)は無い	レ				
	c 配管接合部と図面に外見上の相違点は無い	レ				
	d 配管接合部に外見上の異常(腐食・亀裂等)は無い	レ				
2	アンカーボルト評価	/	/	/	/	
	a アンカーボルトの形状が図面(外形図・耐震計算書等)と外見上の相違が無い	レ				
	b アンカーボルトに外見上の異常(腐食・亀裂等)は無い	レ				
	c アンカーボルトの締め付け強度は適切に管理されている(ゆるみ止め対策がされている等)	レ				
	d アンカーボルト付近のコンクリート部に外見上亀裂がない	レ				
3	二次的影響について	/	/	/	/	
	a 周辺の耐震クラスが低い機器, 構築物等が倒壊又は損傷することで二次的影響を及ぼすことがない	レ				
	b 倒壊により被害を与えうる周辺の機器の耐震性は問題ない	レ				
	c クレーン, 燃料交換機の落下, 部材のコンクリート剥落, ブロック壁の倒壊など安全上重要な機器に影響を及ぼすことがない				レ	機器上部にクレーンが設置されていないことを確認。
	d 機器に接続されるケーブルが柔軟な構造をしている				レ	接続されるケーブルがないことを確認
	e Sクラス以外の周辺機器の損傷時, 周辺機器の保有水による影響はない	レ				
	f 周囲に仮置き火災源 ¹ はない	レ				

第 3.2.1.a-3 図 プラントウォークダウン評価結果例 (1/4)

B) 現場操作の確認 (確認結果欄にレ点を記入する) (例 現場での起動が必要な設備, 現場での復旧作業において機能回復が見込める設備)					
点 検 項 目	確認結果				備考
	Y	N	U	N/A	
アクセス性	/	/	/	/	/
a 対象機器の識別が可能である				レ	
b 周辺設備又は周辺斜面からの被害を受けない				レ	
c 可動部分のある器具 ² は存在しない				レ	
d 近傍の設備の倒壊によりアクセスルートが塞がれる可能性はない				レ	
現場操作性	/	/	/	/	/
a 現場での操作が可能である				レ	
b 操作のための場所が確保できる				レ	
c 機器の作動状態が確認できる				レ	

特記事項
・現場操作は不要であるため, 現場操作の確認については N/A とする。

総合評価 (モデルへの反映方法, 取扱い等も含む)
・地震 PRA で評価している範囲において, 耐震安全性に問題はない。

¹ 燃え始める可能性がある設備又は仮置き可燃物

² 固定されていない点検用クレーン, 梯子, 可動式架台など, アクセス性を阻害する可能性のある器具

第 3.2.1.a-3 図 プラントウォークダウン評価結果例 (2/4)



RCW 配管 外観



RCW 配管 外観

第 3.2.1.a-3 図 プラントウォークダウン評価結果例 (3/4)

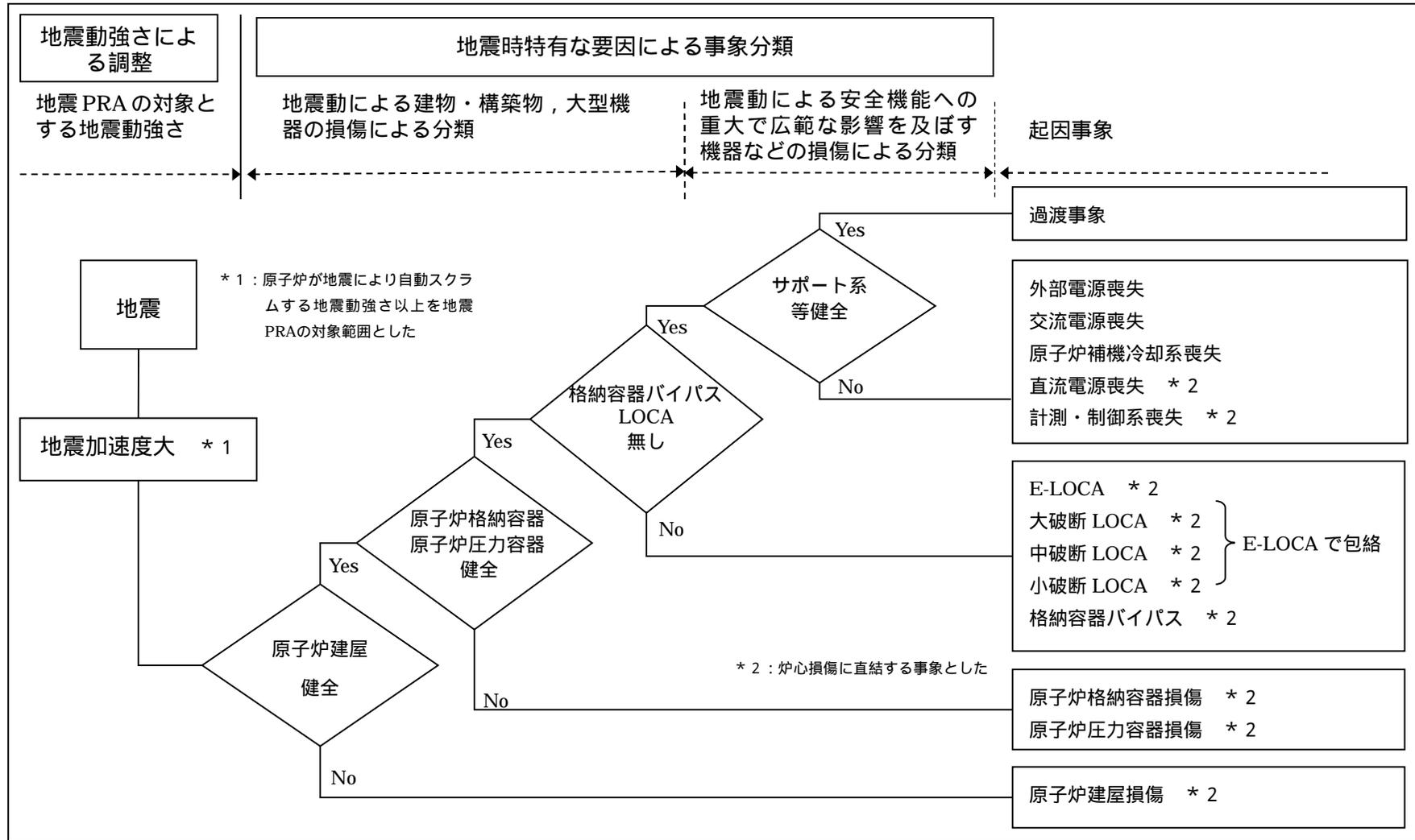


RCW 配管サポート 外観

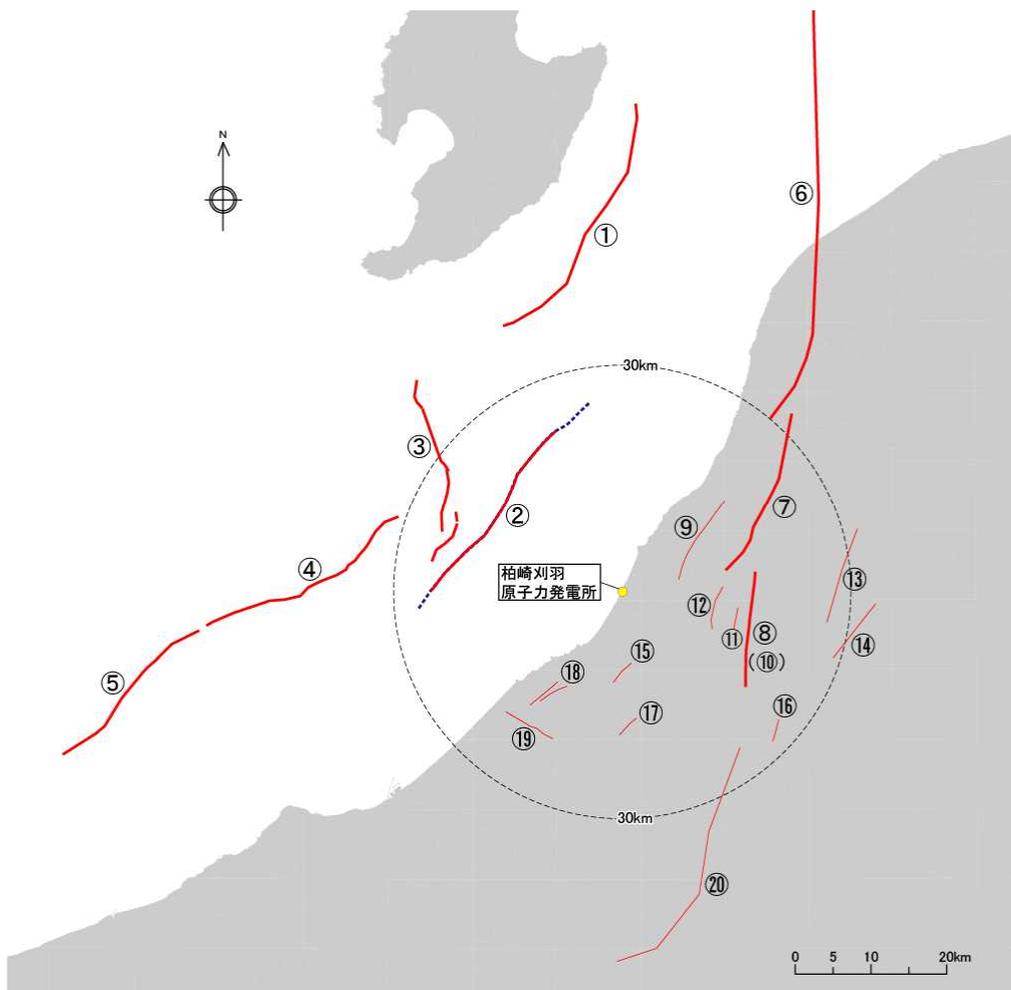


RCW 配管サポート 外観

第 3.2.1.a-3 図 プラントウォークダウン評価結果例 (4/4)



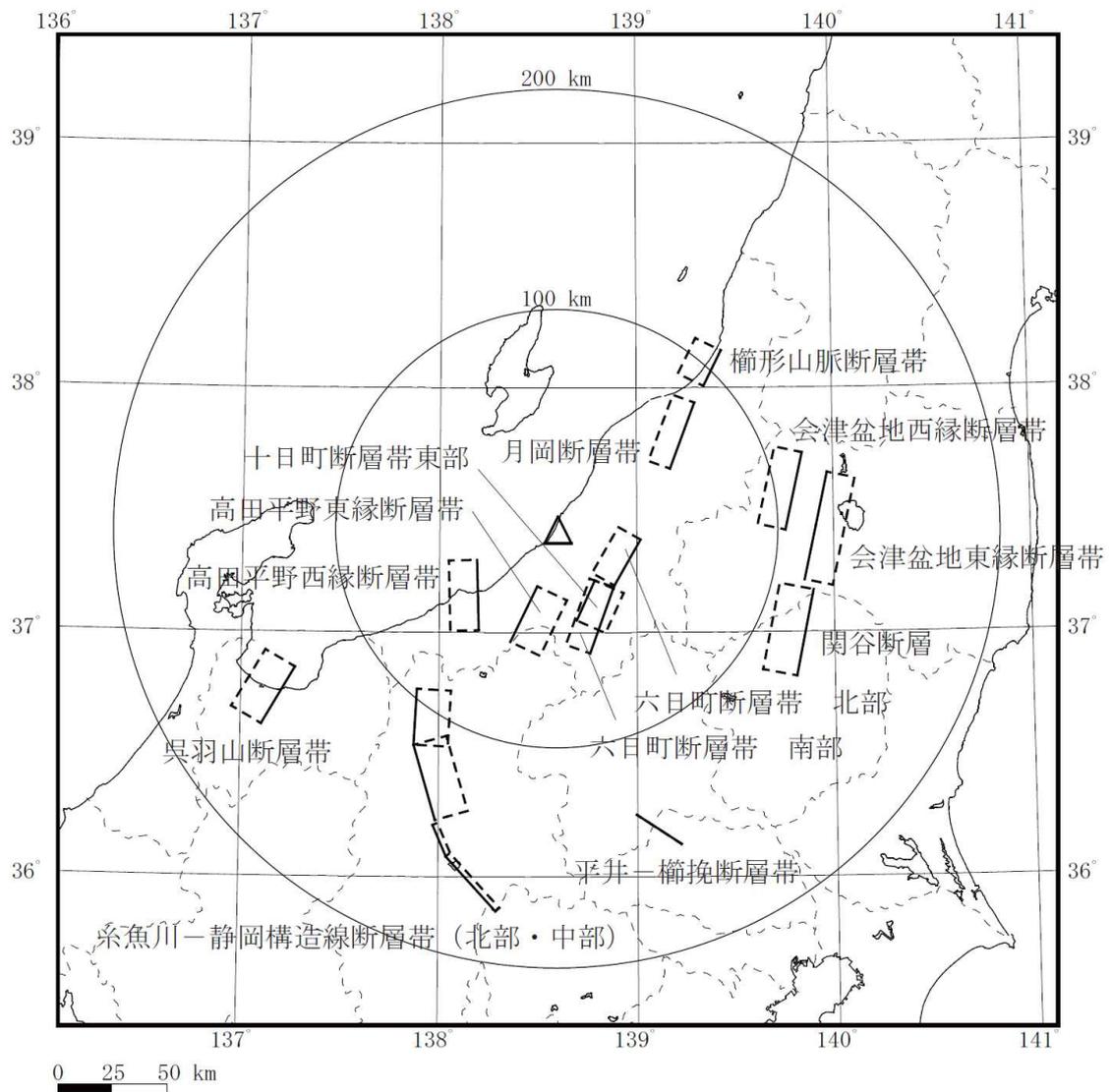
第 3.2.1.a-4 図 起因事象の抽出フロー



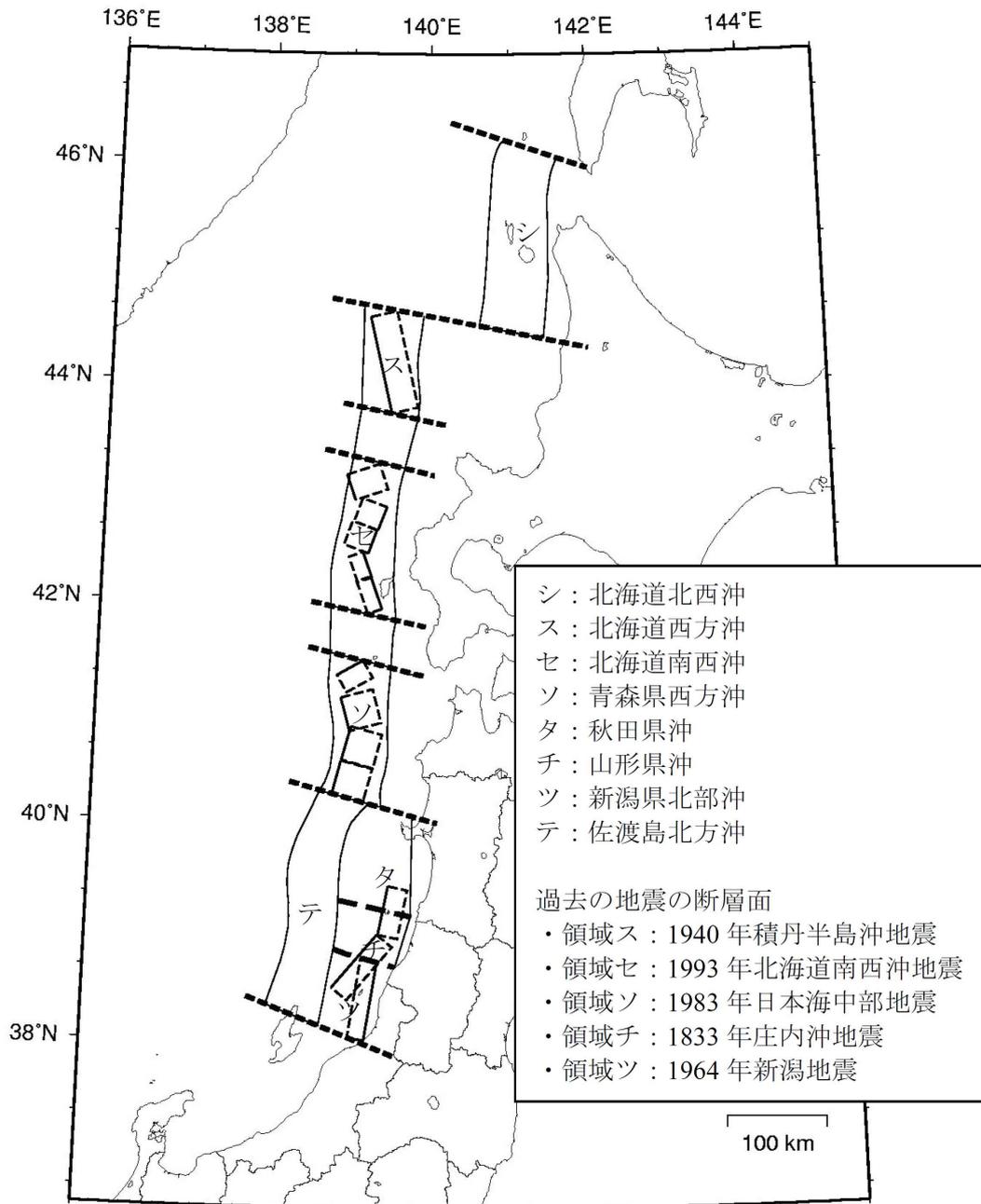
	佐渡島棚東縁撓曲		親沢断層
	F - B 褶曲群		渋海川向斜部のリニアメント
	佐渡島南方断層		悠久山断層
	F - D 褶曲群		半蔵金付近のリニアメント
	高田沖褶曲群		柏崎平野東縁のリニアメント
	角田・弥彦断層		山本山断層
	気比ノ宮断層		水上断層
	片貝断層		上米山断層
	中央丘陵西縁部断層		雁海断層
	上富岡断層		十日町盆地西縁断層

注) 背景色つきの断層は連動を考慮する。

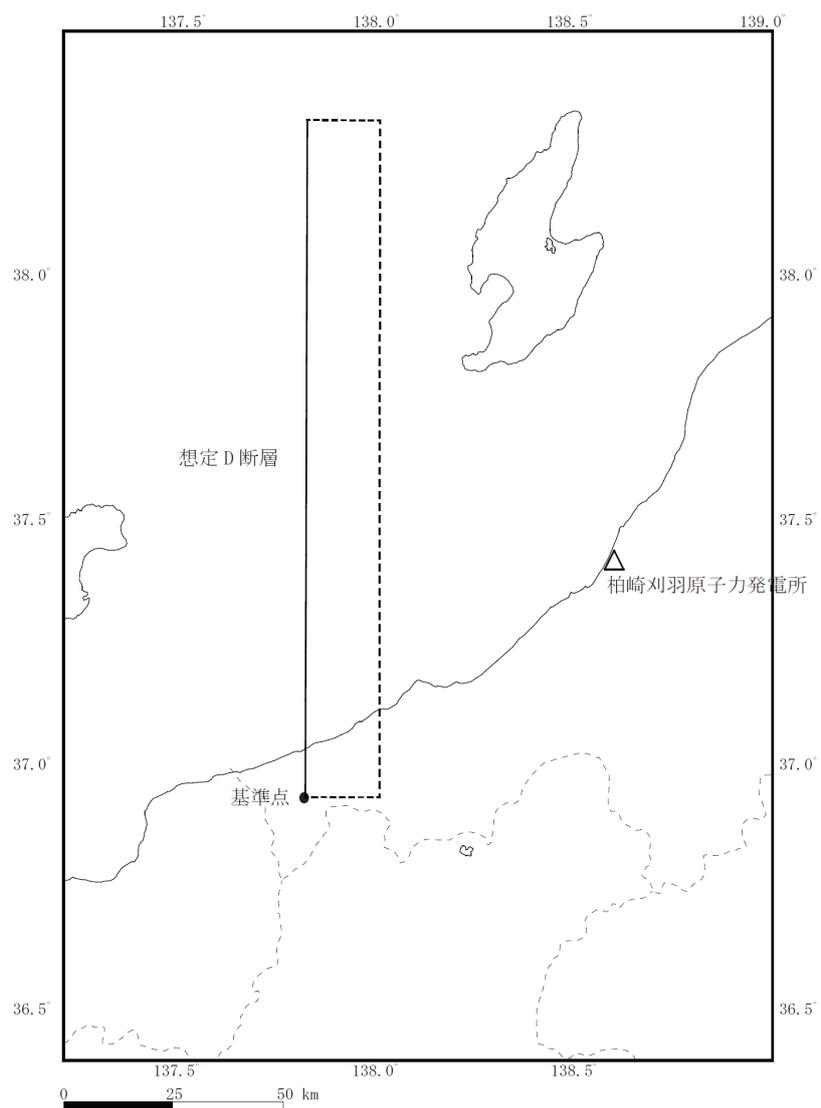
第 3.2.1.b-1 図 敷地周辺の主な活断層 (地質調査結果に基づく)



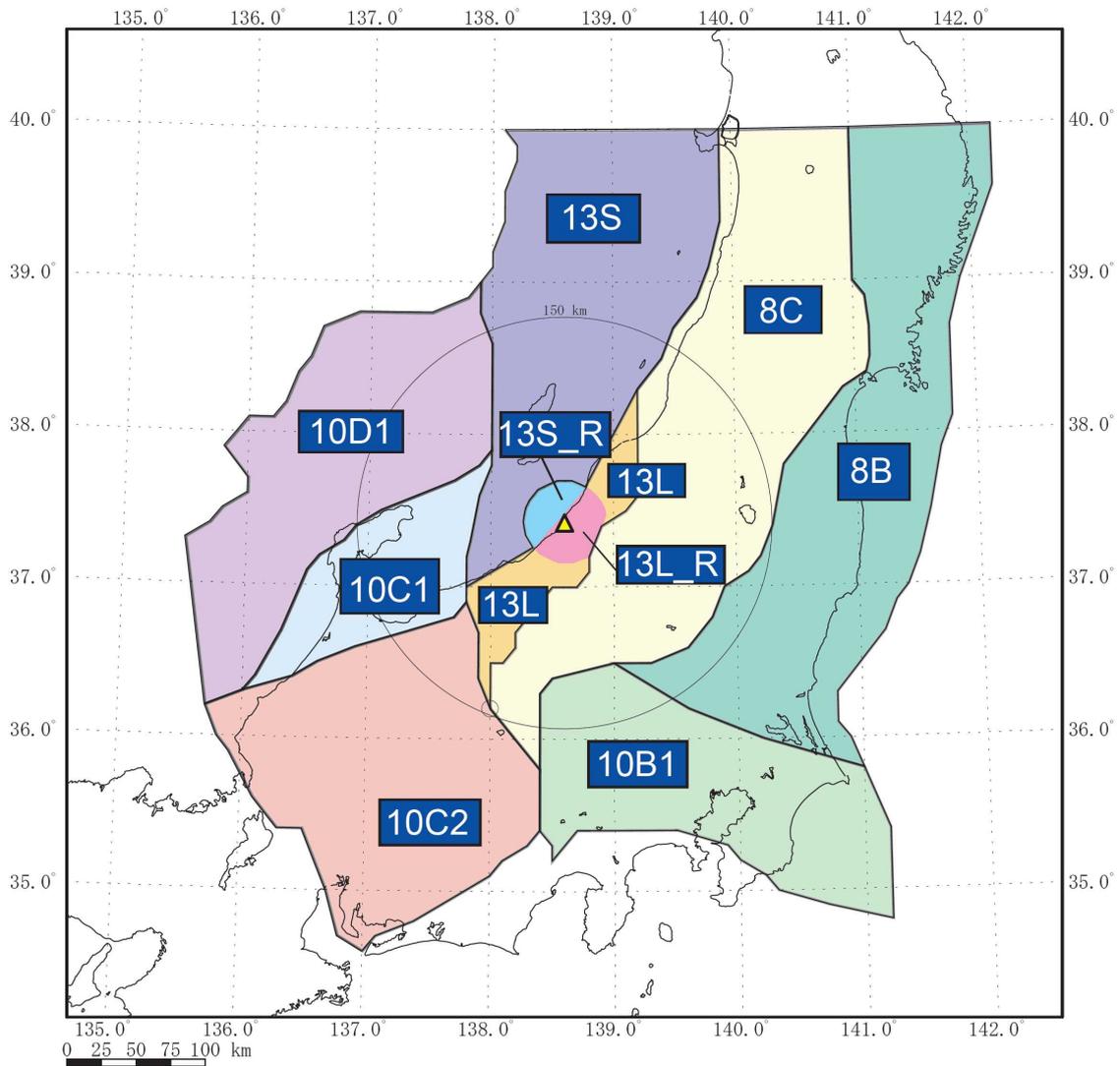
第 3.2.1.b-2 図 敷地周辺の主な活断層（地震調査研究推進本部（2012）に基づく）



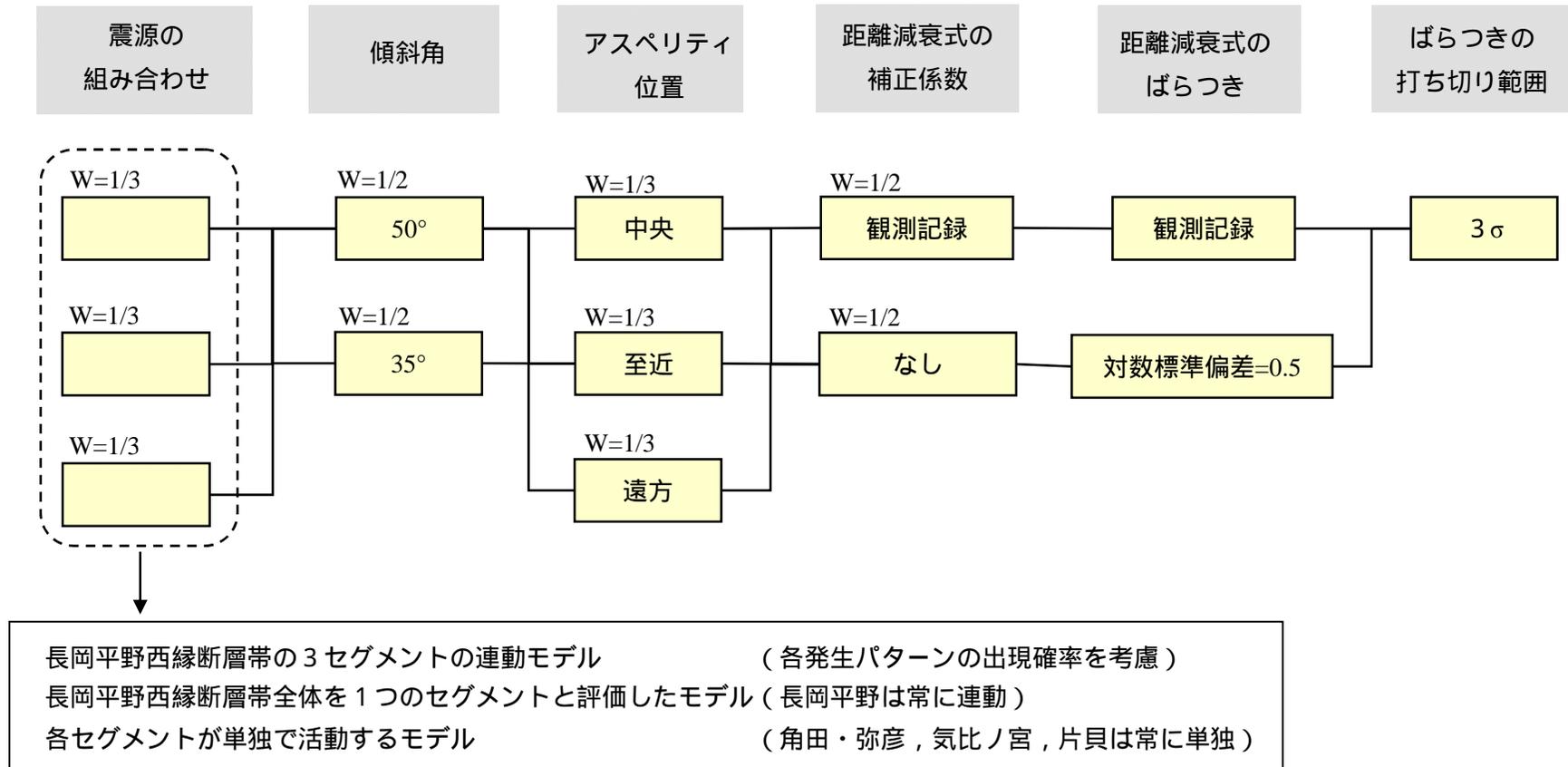
第 3.2.1.b-3 図 日本海東縁部の特定震源



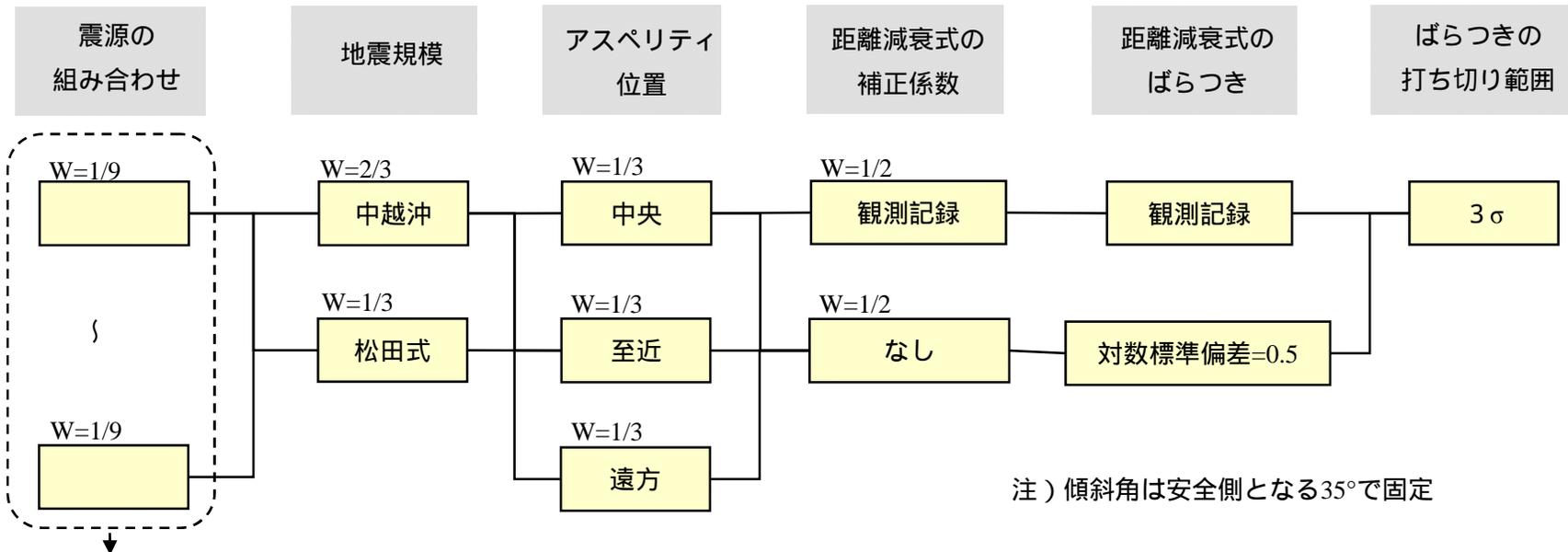
第 3.2.1.b-4 図 津波評価において考慮している特定震源



第 3.2.1.b-5 図 設定した領域区分



第 3.2.1.b-6 図 ロジックツリーを設定した陸域の主要な活断層



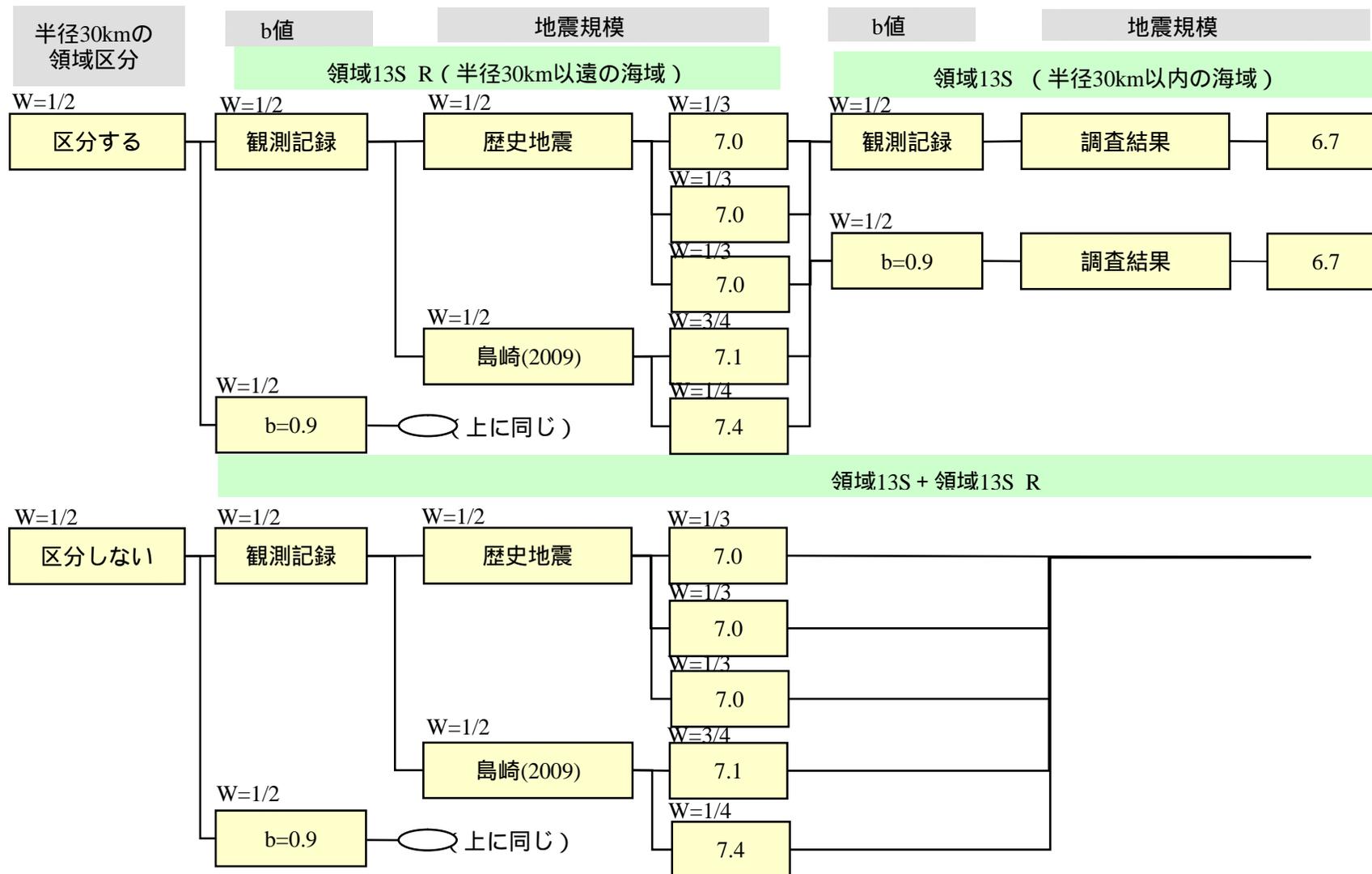
注) 傾斜角は安全側となる35°で固定

F-B断層，佐渡島南方断層，F-D断層，高田沖断層の各セグメントが常に個別に活動
 F-D，高田沖は常に個別，F-B + 佐渡島南方は連動
 F-D + 高田沖は常に同時，F-B断層，佐渡島南方断層は常に個別に活動
 F-D，高田沖は常に同時，F-B + 佐渡島南方は連動
 F-D + 高田沖は連動，その他は常に個別に活動
 F-D + 高田沖は連動，F-B + 佐渡島南方は連動
 高田沖 + F-D + F-Bは連動，佐渡島南方は常に個別に活動
 高田沖 + F-D + 佐渡島南方は連動，F-Bは常に個別に活動
 高田沖 + F-D + F-B + 佐渡島南方は連動

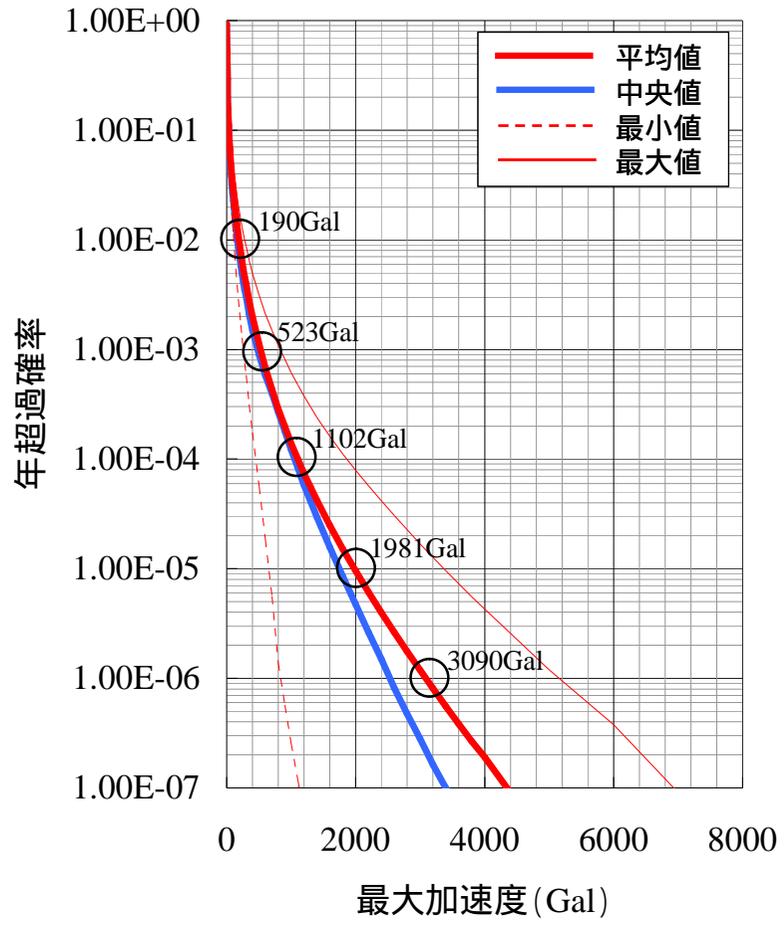
注1) 親不知海脚西縁断層帯～魚津断層帯はモデル～に対して連動する場合 (W=1/2) を考える。

注2) 佐渡海盆東縁断層については，活動を考慮するケース (W=1/10) と活動を考慮しないケース (W=9/10) を分岐として設定し，活動を考慮する場合には，周辺の断層と連動するケース (W=1/2) と連動しないケース (W=1/2) を分岐として設定する

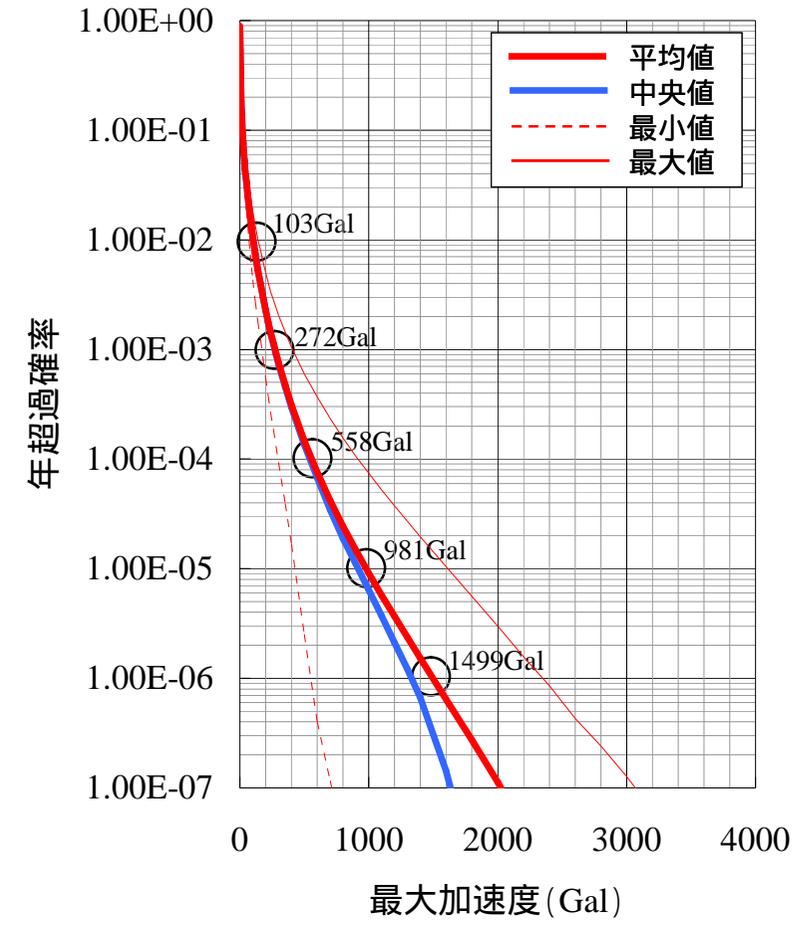
第 3.2.1.b-7 図 ロジックツリーを設定した海域の主要な活断層



第 3.2.1.b-8 図 ロジックツリーを設定した敷地周辺の領域震源

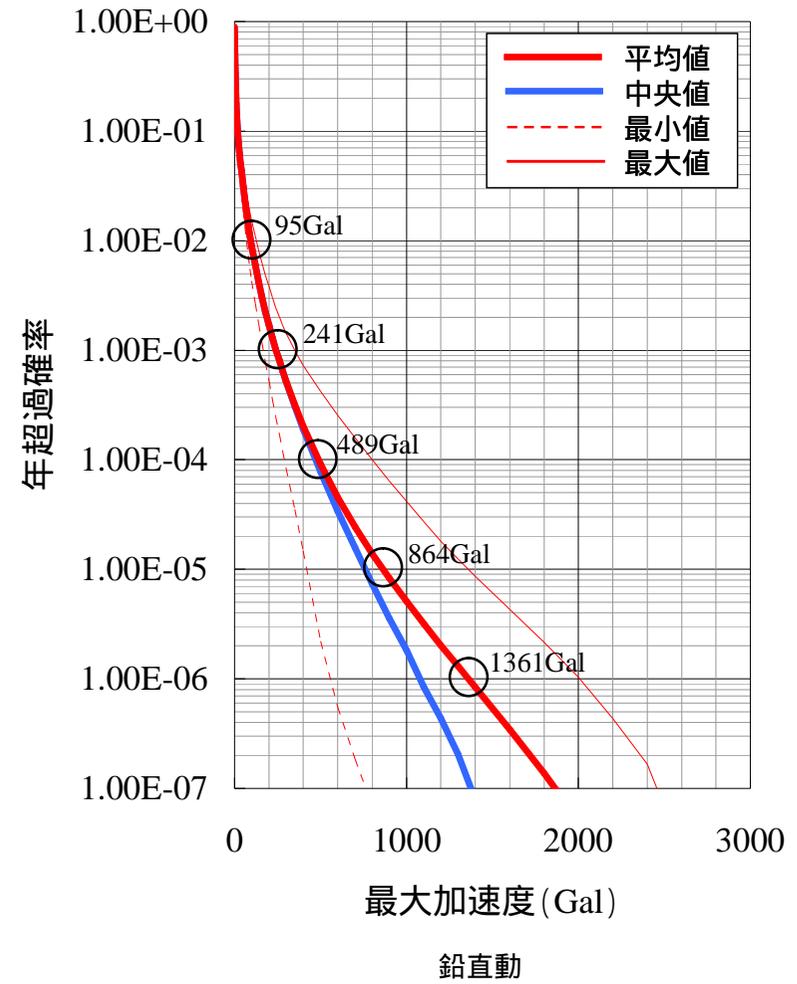
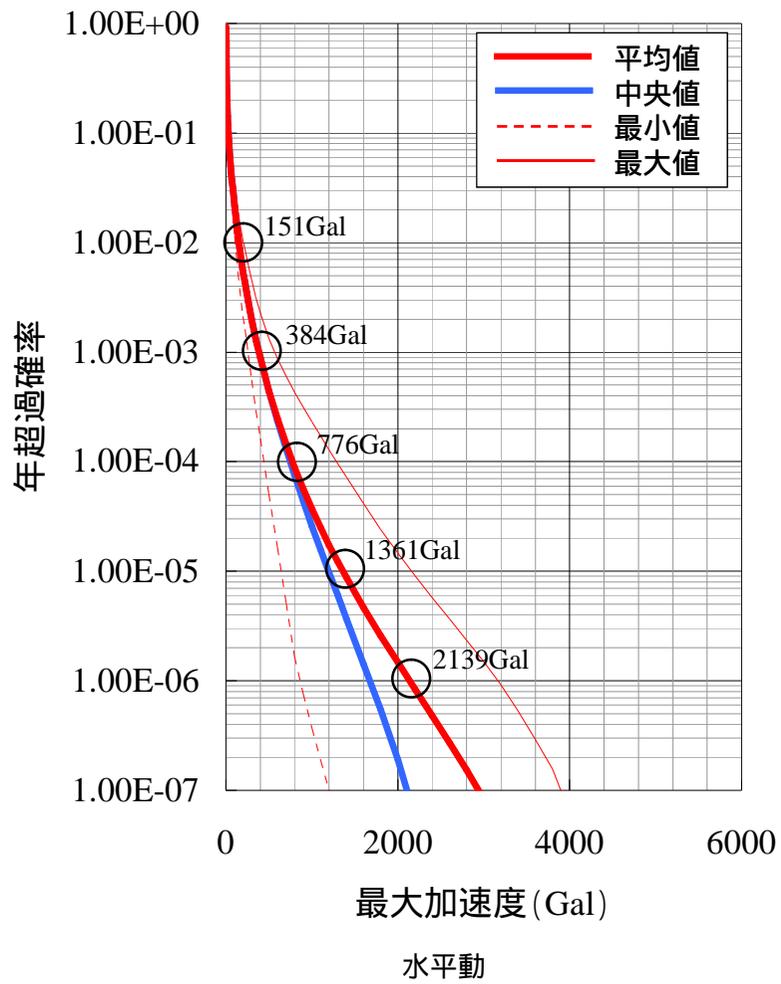


水平動

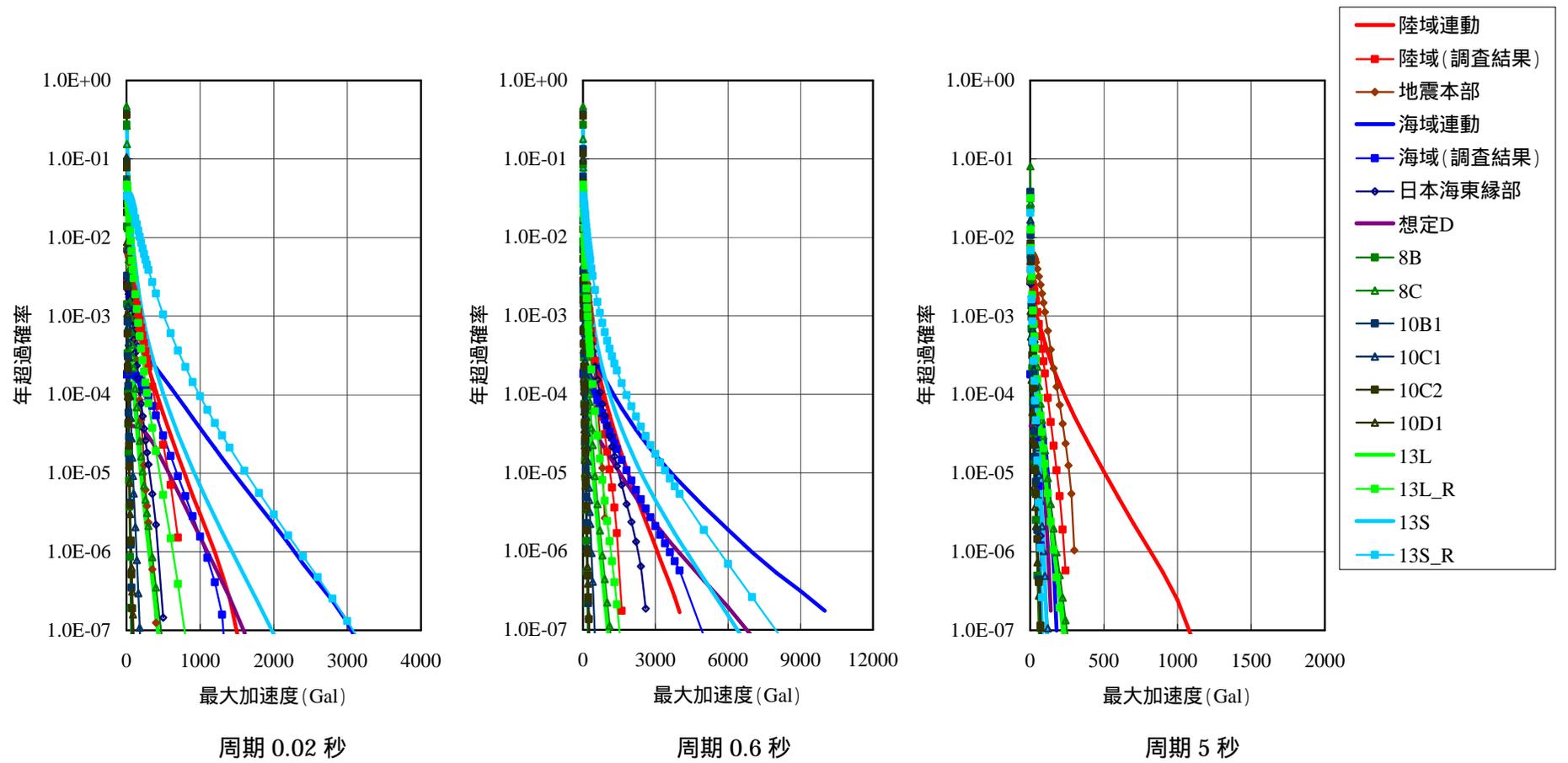


鉛直動

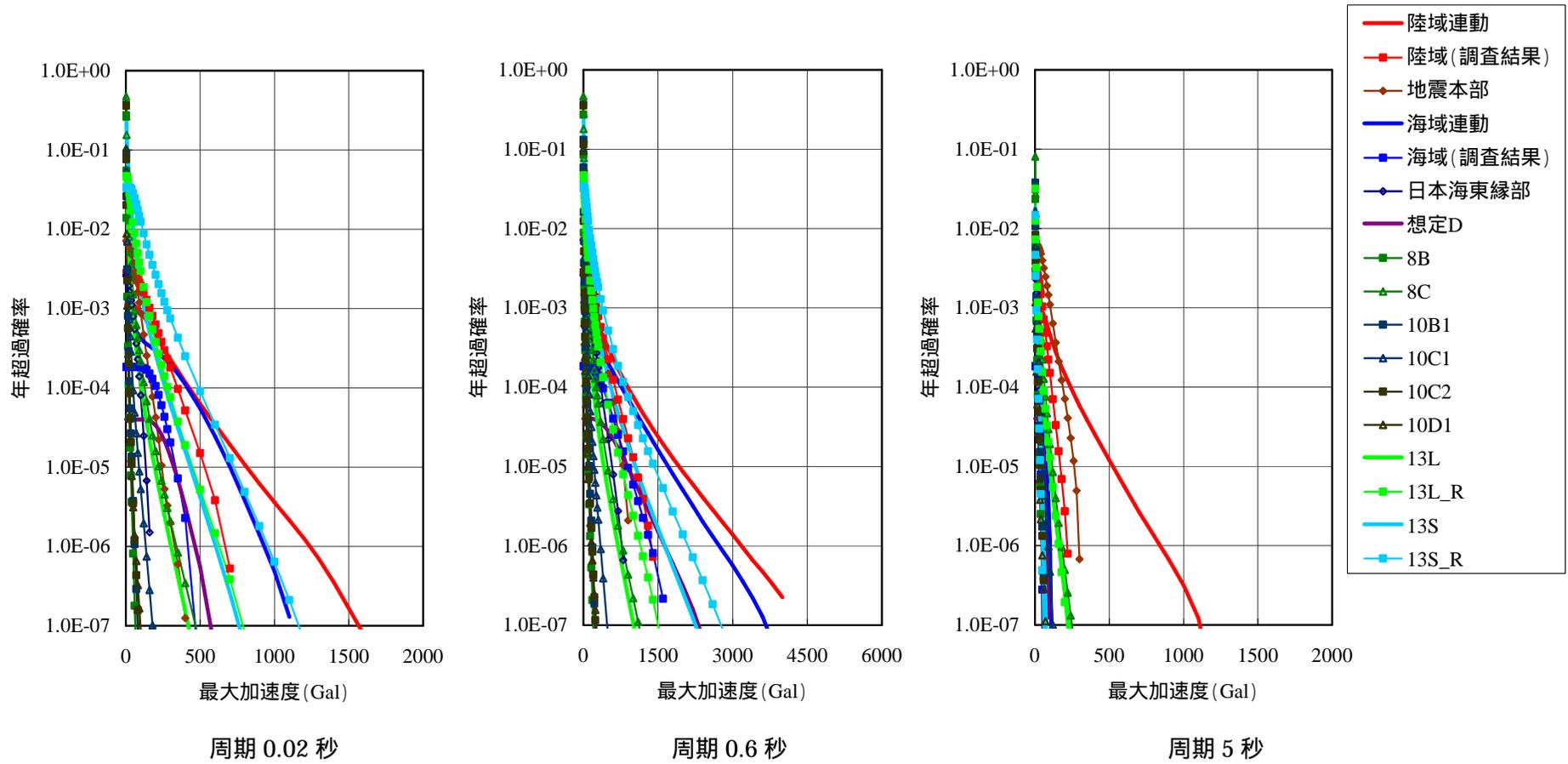
第 3.2.1.b-9 図 平均ハザード曲線 (周期 0.02 秒, 荒浜側)



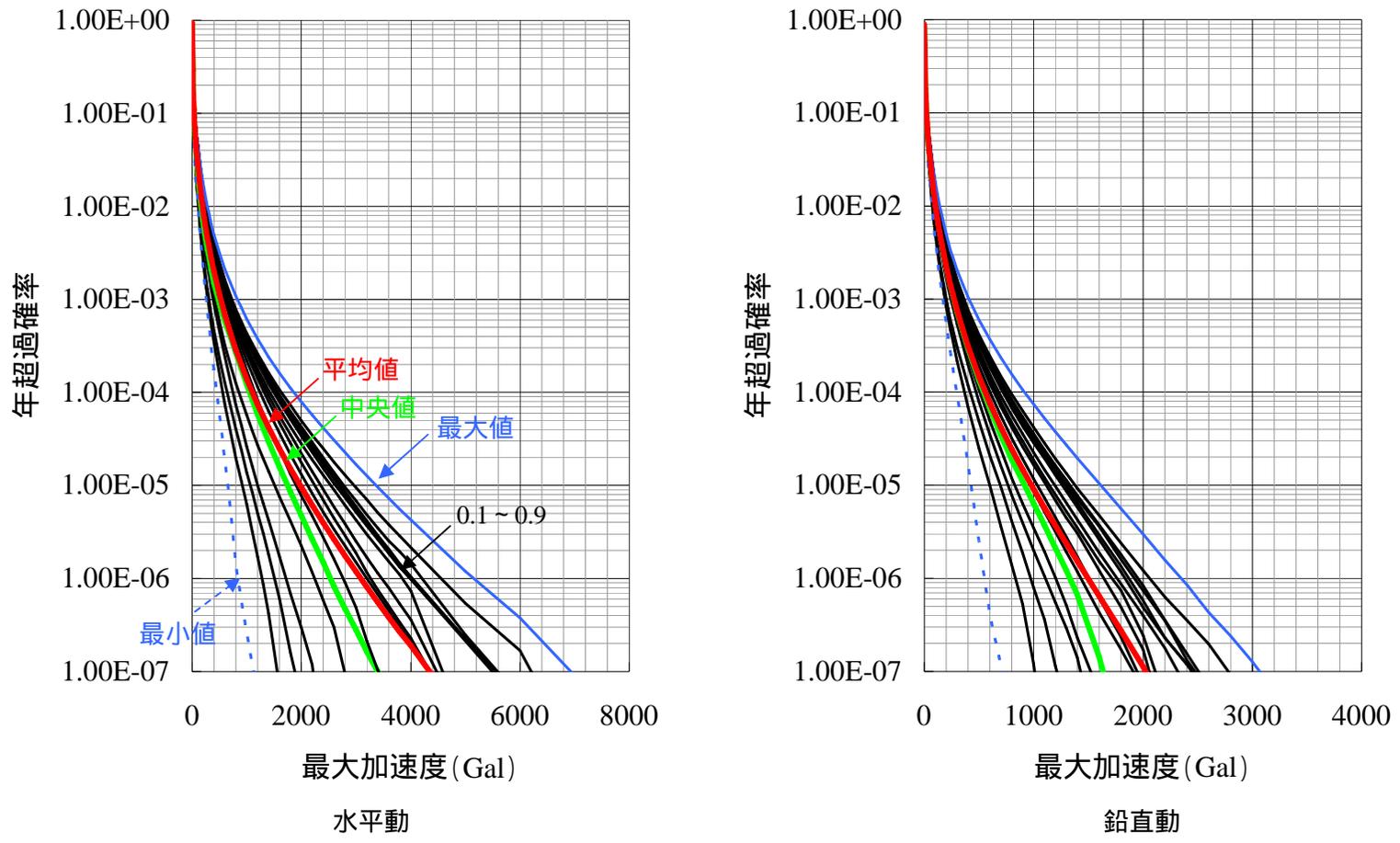
第 3.2.1.b-10 図 平均ハザード曲線 (周期 0.02 秒, 大湊側)



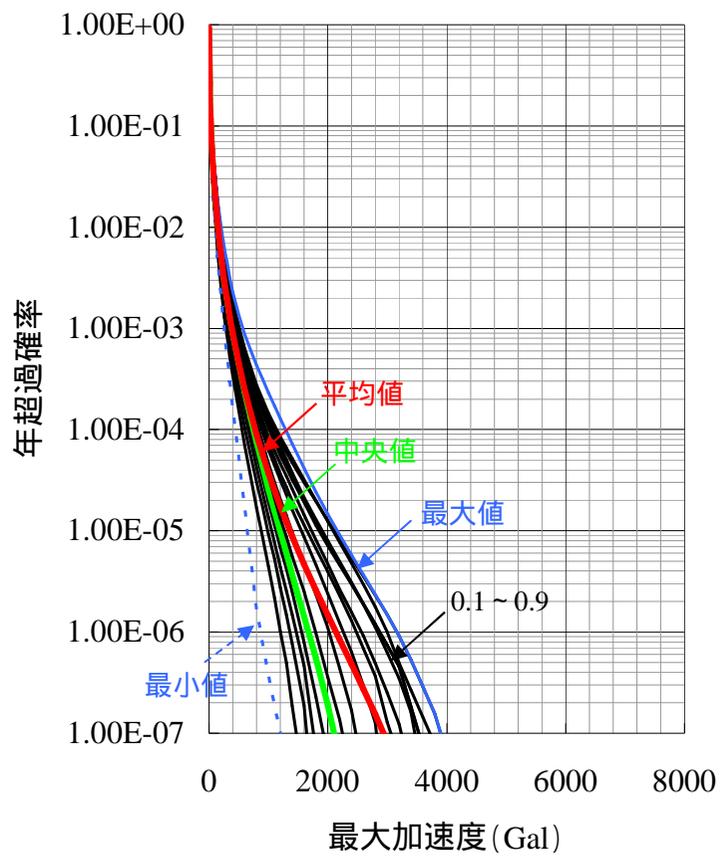
第 3.2.1.b-11 図 地震ごとのハザード曲線 (荒浜側, 水平動)



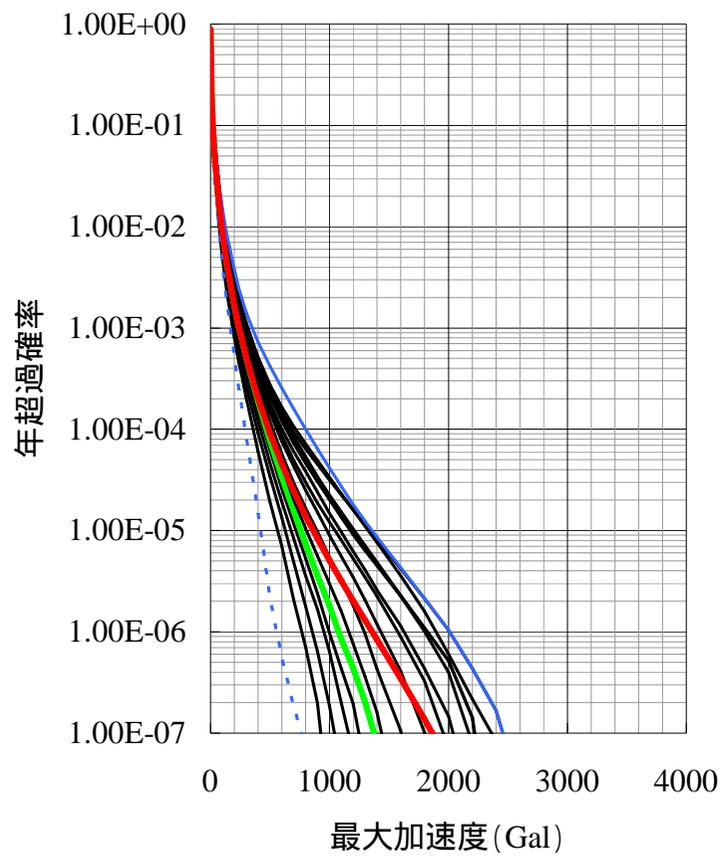
第 3.2.1.b-12 図 地震ごとのハザード曲線（大湊側，水平動）



第 3.2.1.b-13 図 フラクタイル地震ハザード曲線 (周期 0.02 秒, 荒浜側)

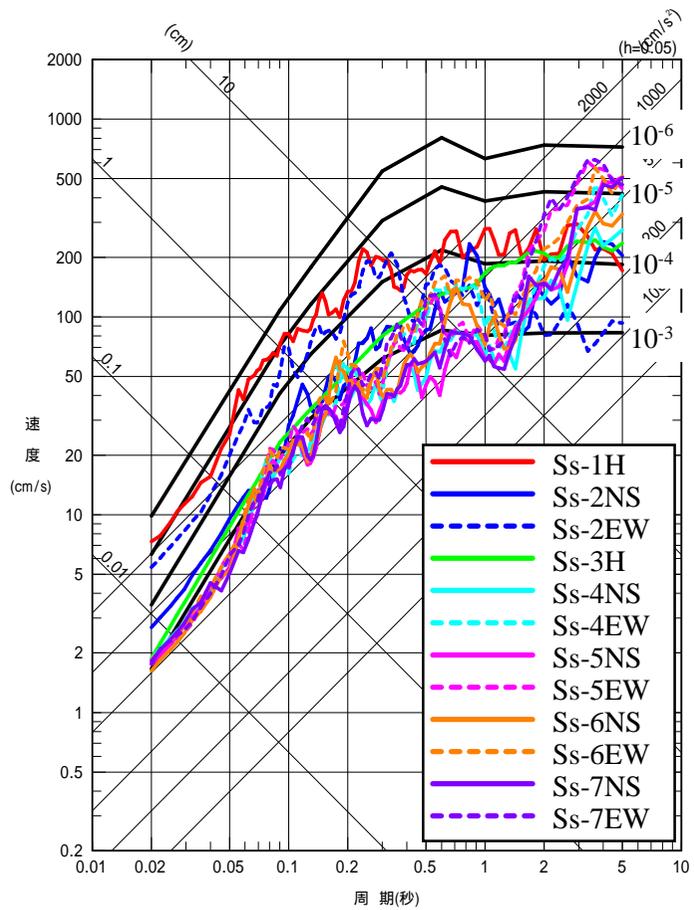


水平動

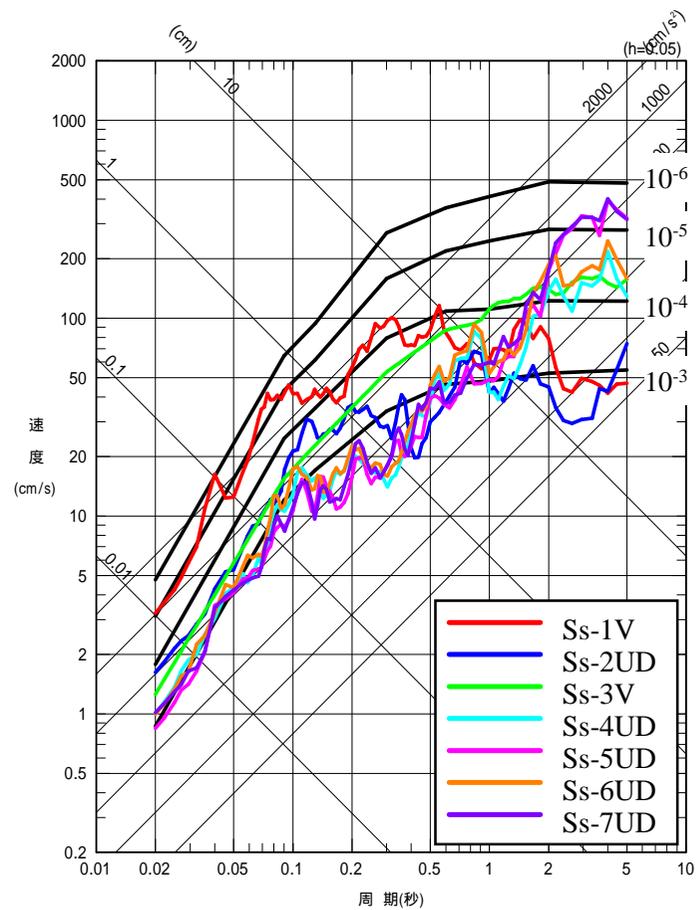


鉛直動

第 3.2.1.b-14 図 フラクタイル地震ハザード曲線 (周期 0.02 秒, 大湊側)

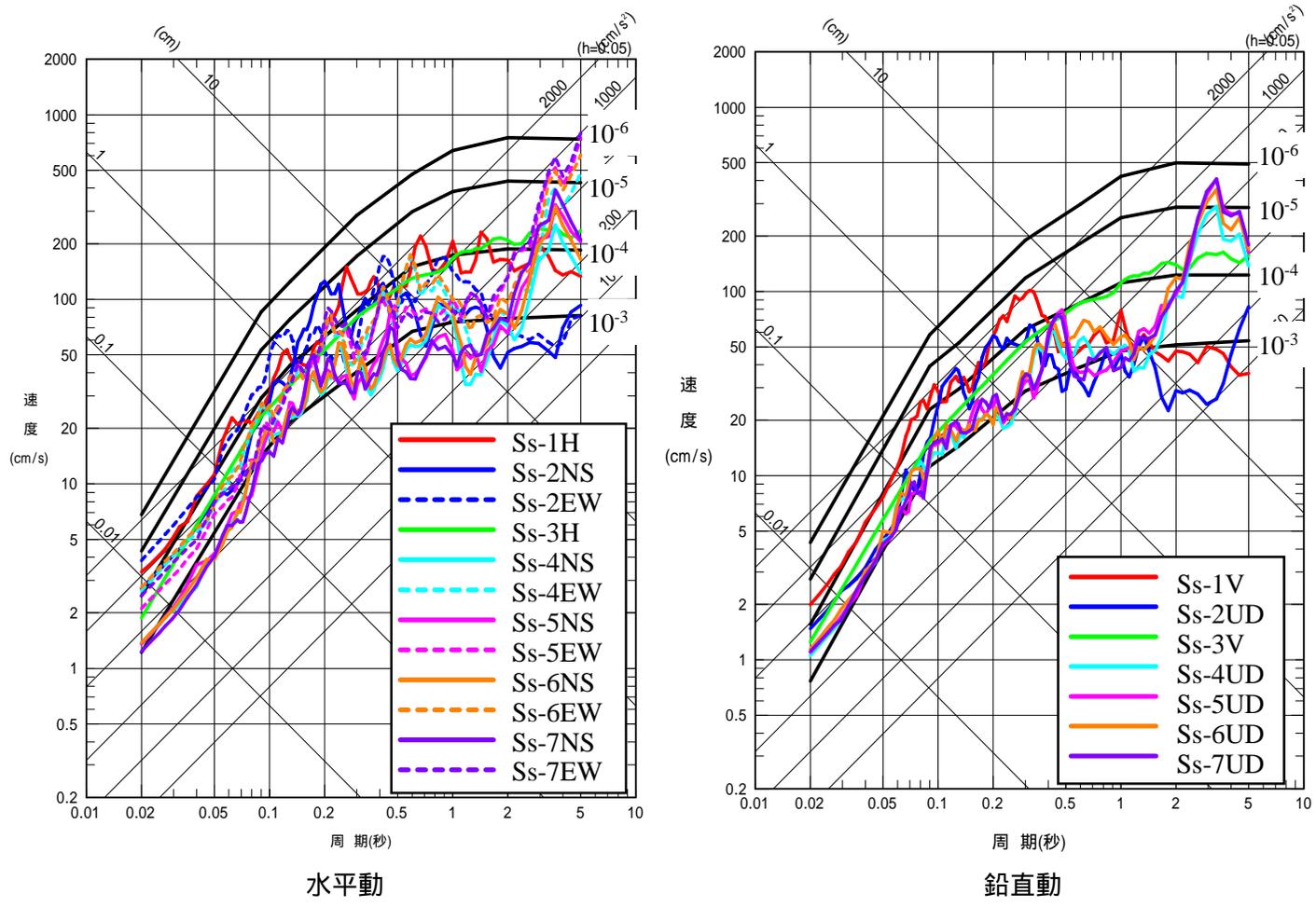


水平動

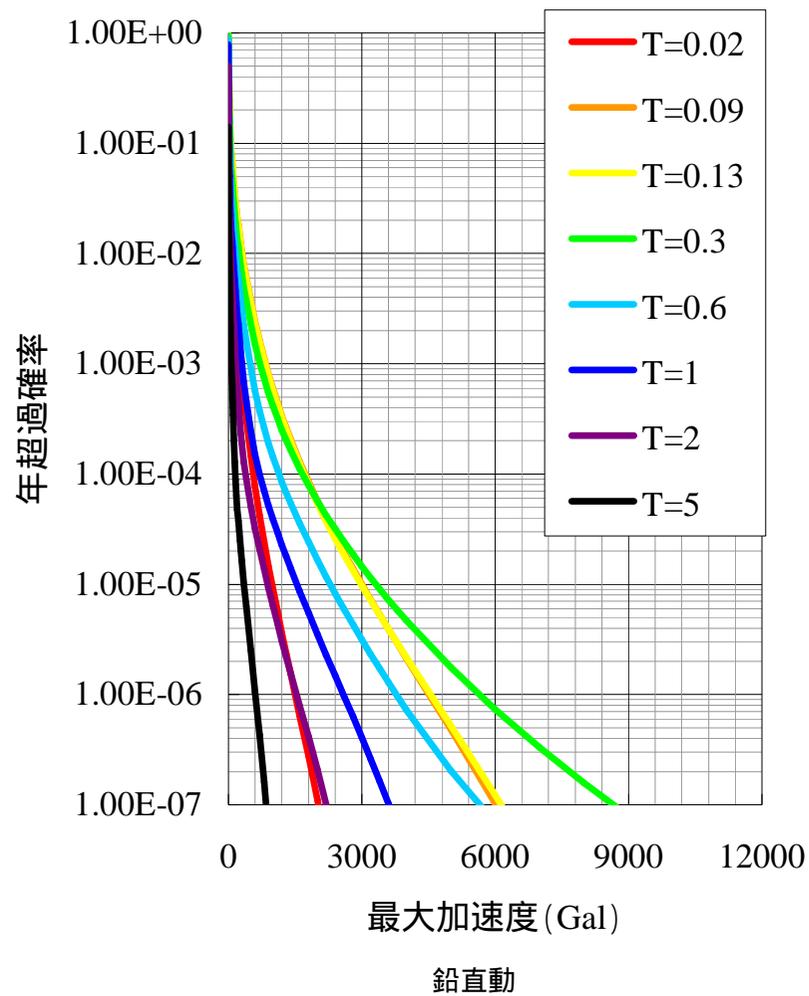
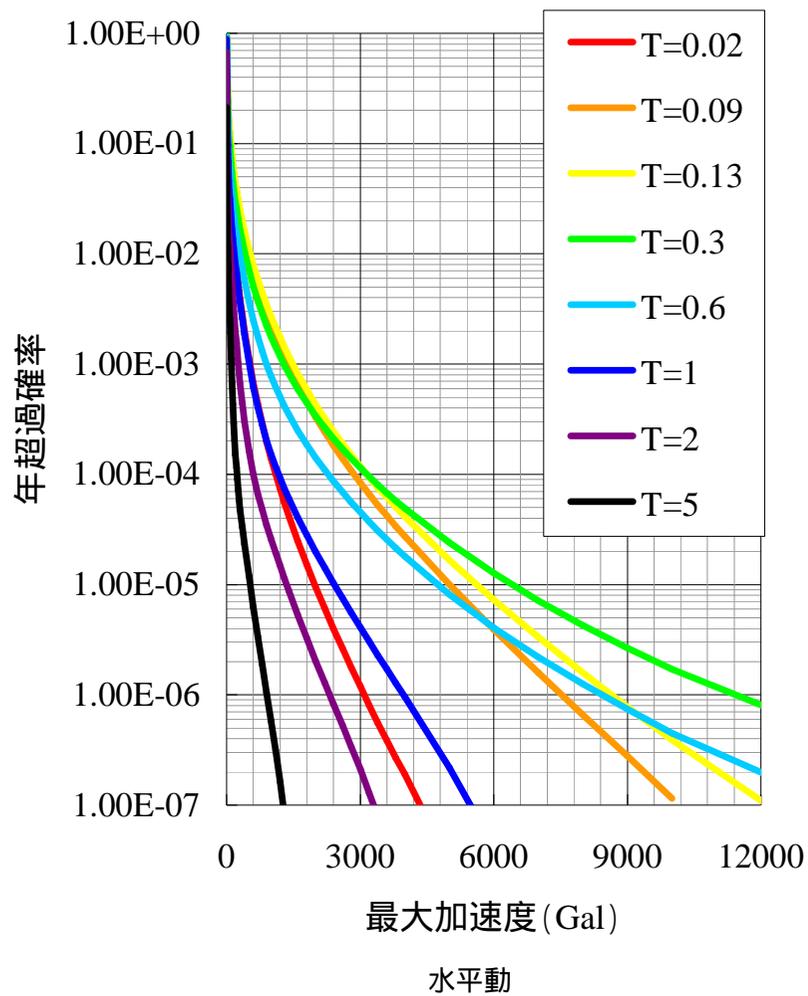


鉛直動

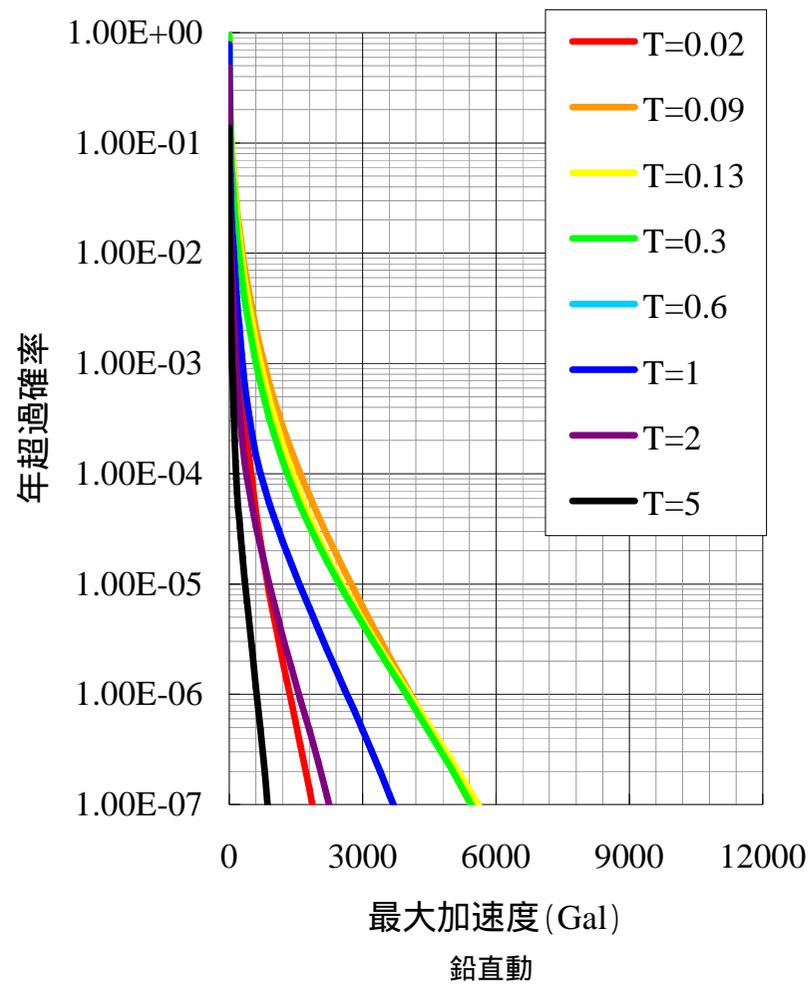
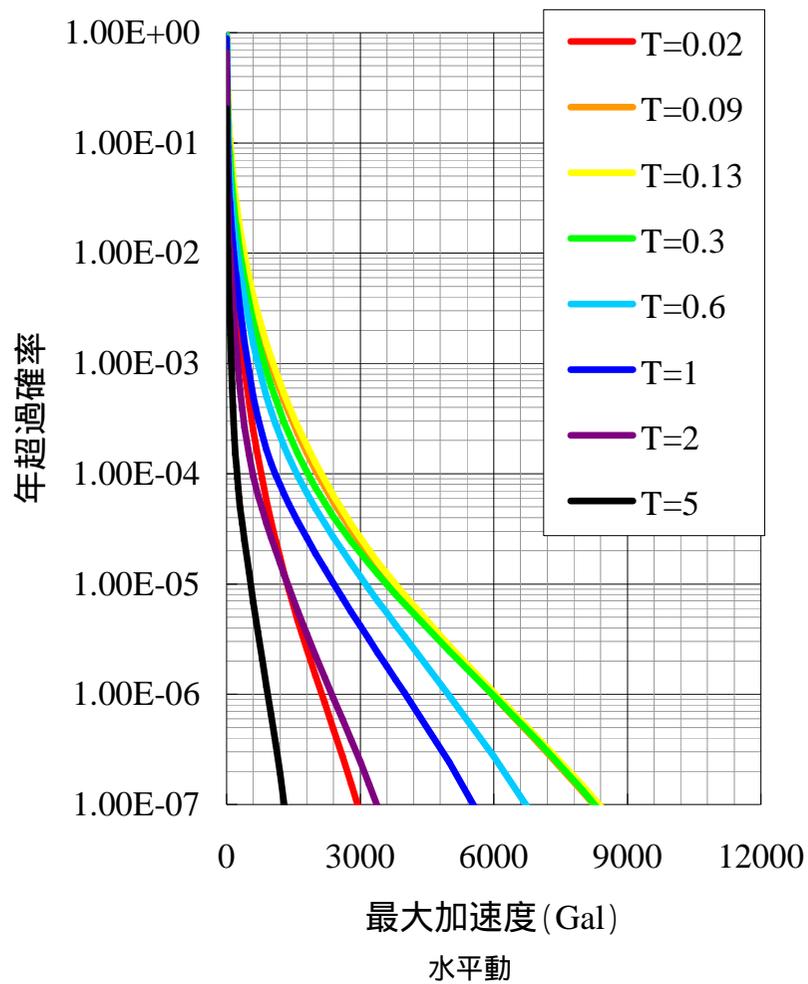
第 3.2.1.b-15 図 一様ハザードスペクトルと基準地震動 Ss の応答スペクトルの比較 (荒浜側)



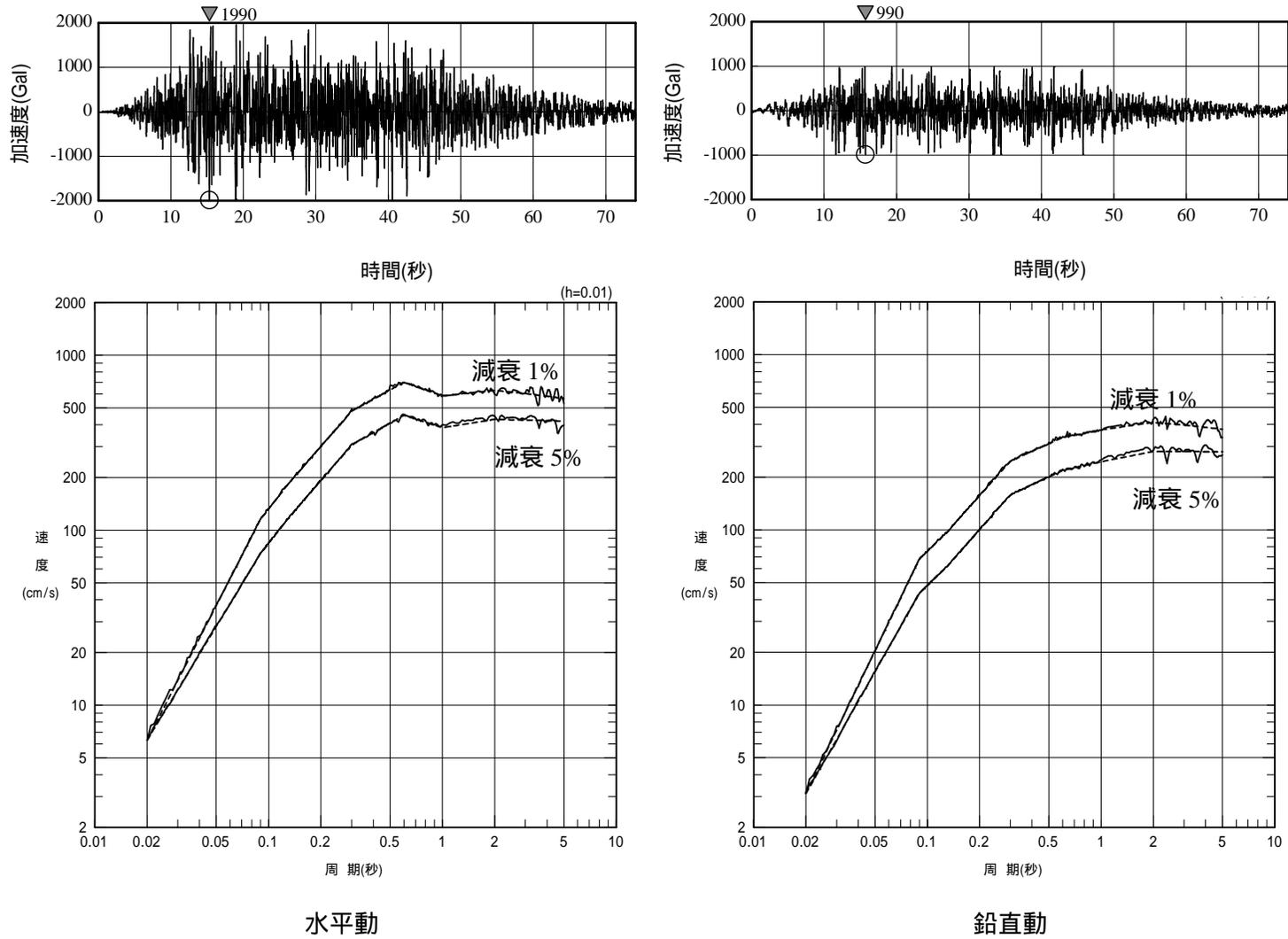
第 3.2.1.b-16 図 一様ハザードスペクトルと基準地震動 Ss の応答スペクトルの比較 (大湊側)



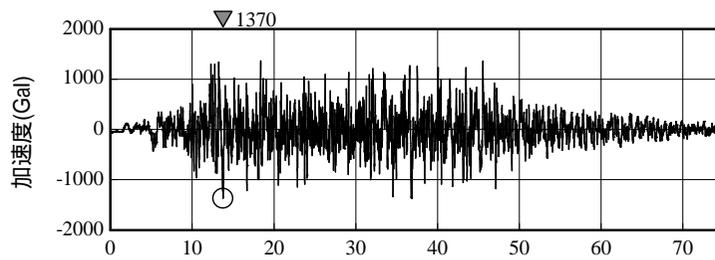
第 3.2.1.b-17 図 周期ごとの平均ハザード曲線 (荒浜側)



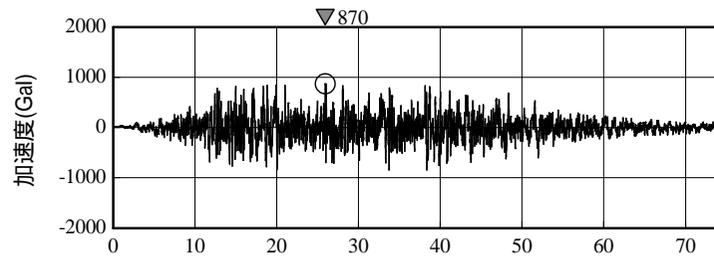
第 3.2.1.b-18 図 周期ごとの平均ハザード曲線 (大湊側)



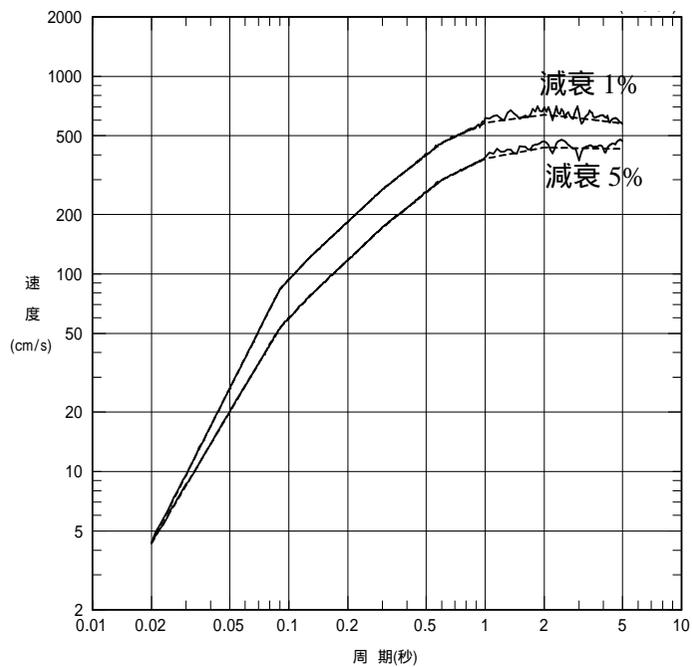
第 3.2.1.b-19 図 フラジリティ評価に用いる模擬地震波と目標応答スペクトルに対するフィッティング（荒浜側）



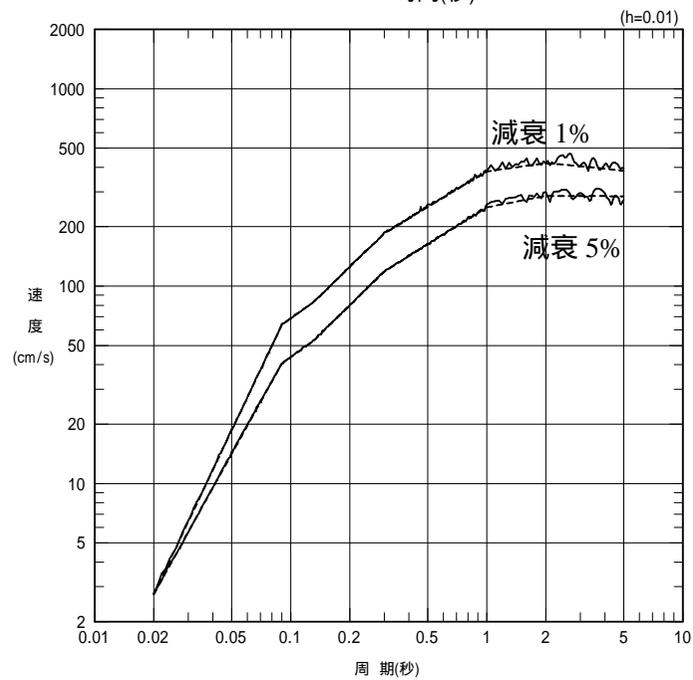
時間(秒)



時間(秒)

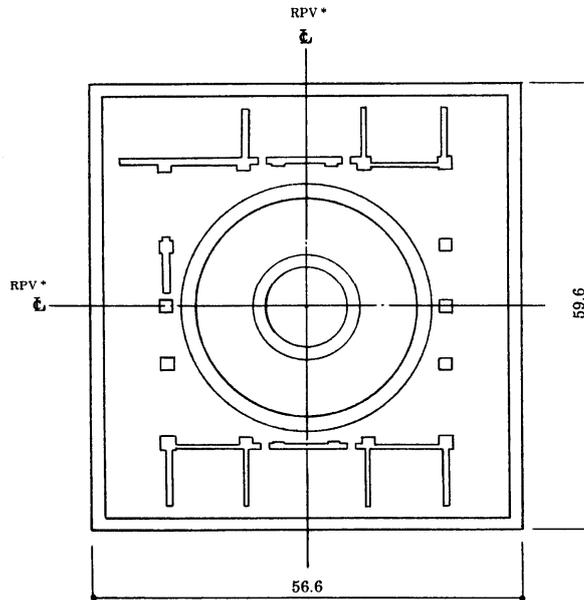


水平動



鉛直動

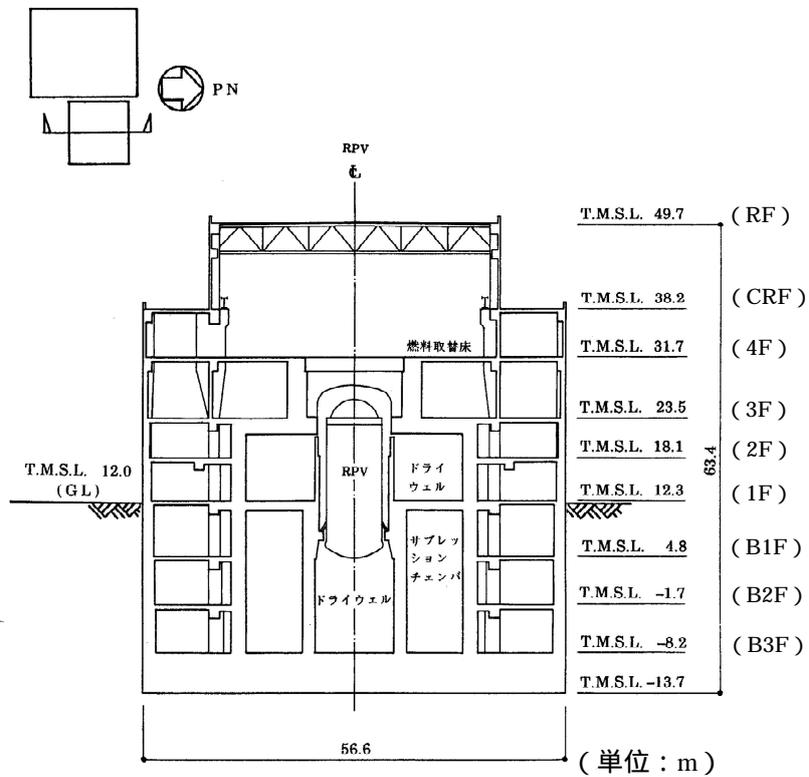
第 3.2.1.b-20 図 フラジリティ評価に用いる模擬地震波と目標応答スペクトルに対するフィッティング（大湊側）



(単位：m)

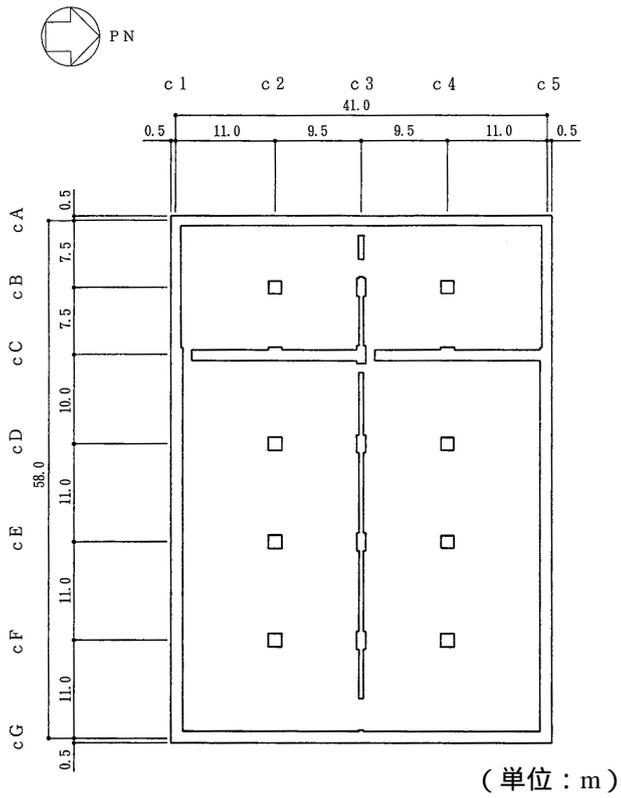
注記・：原子炉圧力容器(以下、「RPV」と略す。)

第 3.2.1.c-1-1 図 原子炉建屋の概略平面図(地下3階)

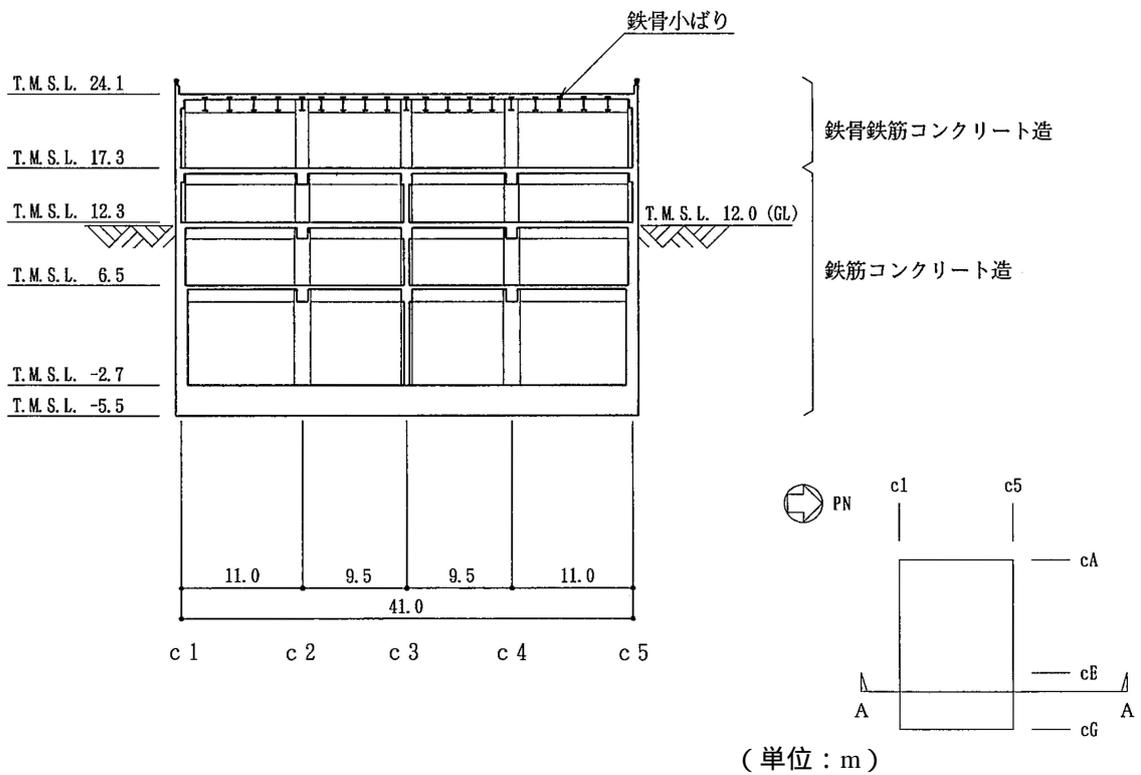


(単位：m)

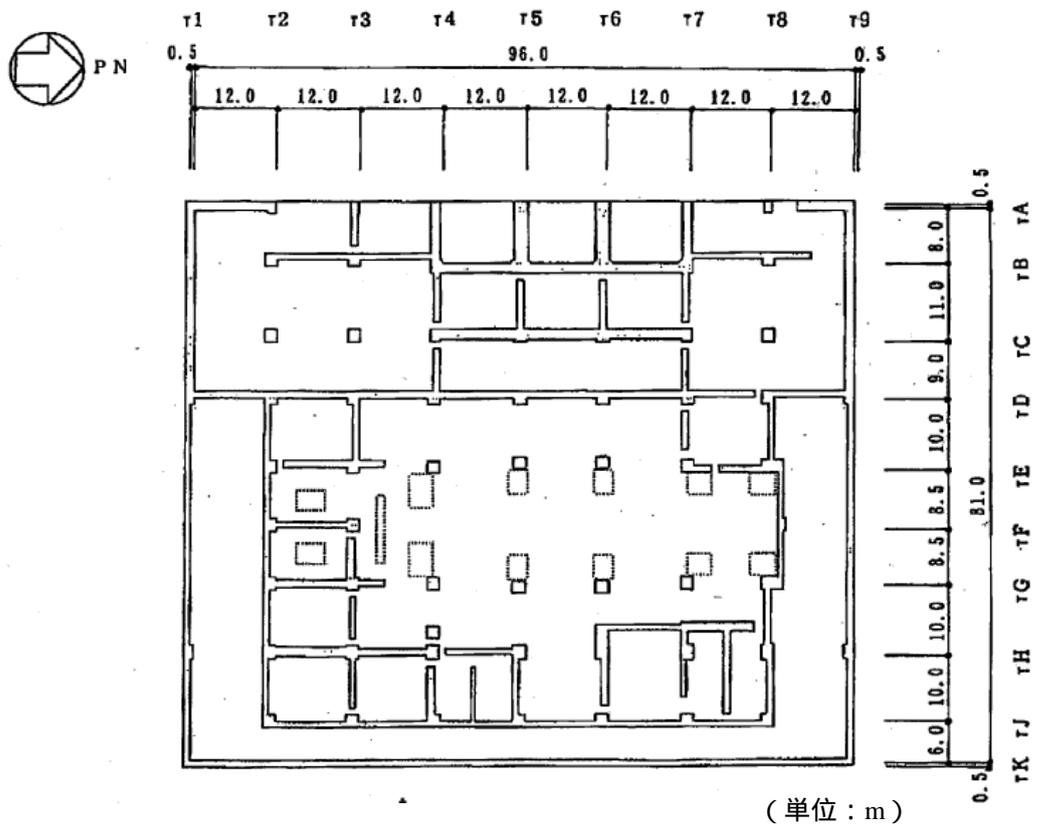
第 3.2.1.c-1-2 図 原子炉建屋の概略断面図(NS方向断面)



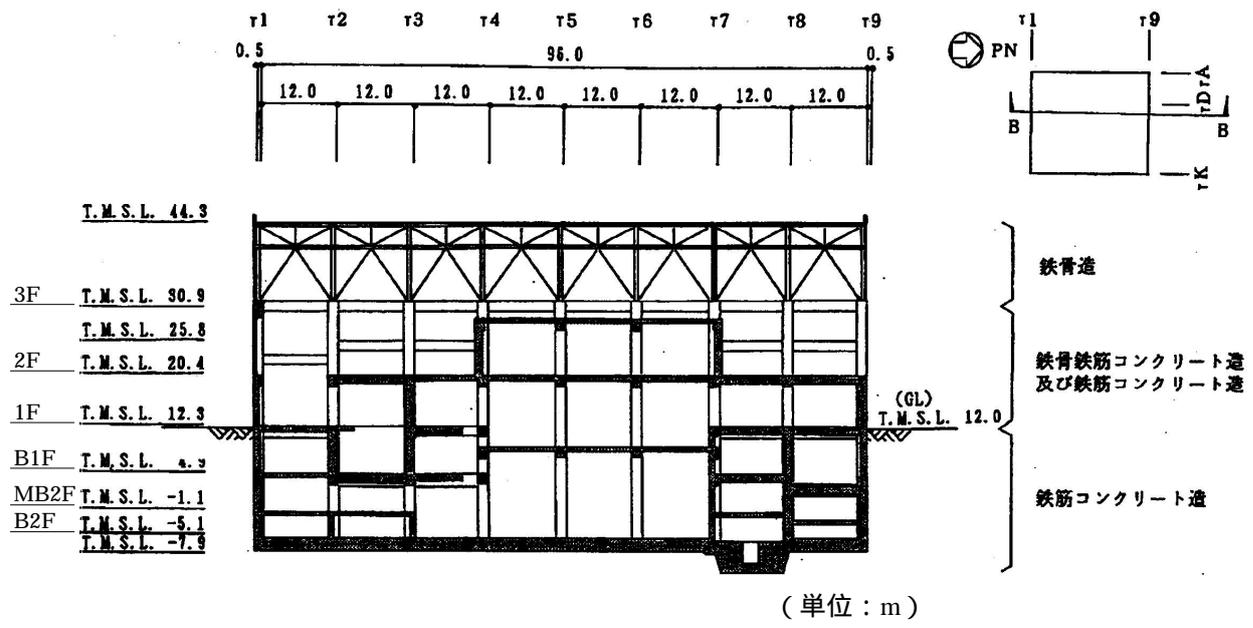
第 3.2.1.c-1-3 図 コントロール建屋の概略平面図 (地下 2 階)



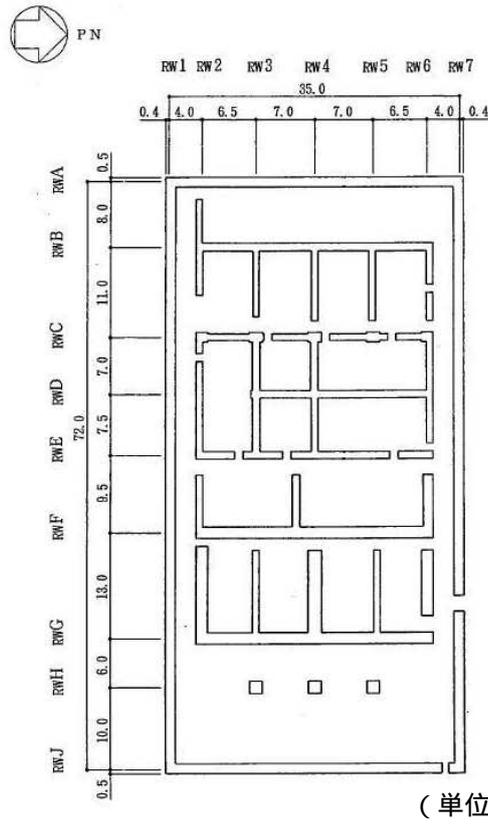
第 3.2.1.c-1-4 図 コントロール建屋の概略断面図 (NS 方向断面)



第 3.2.1.c-1-5 図 タービン建屋の概略平面図 (地下 2 階)

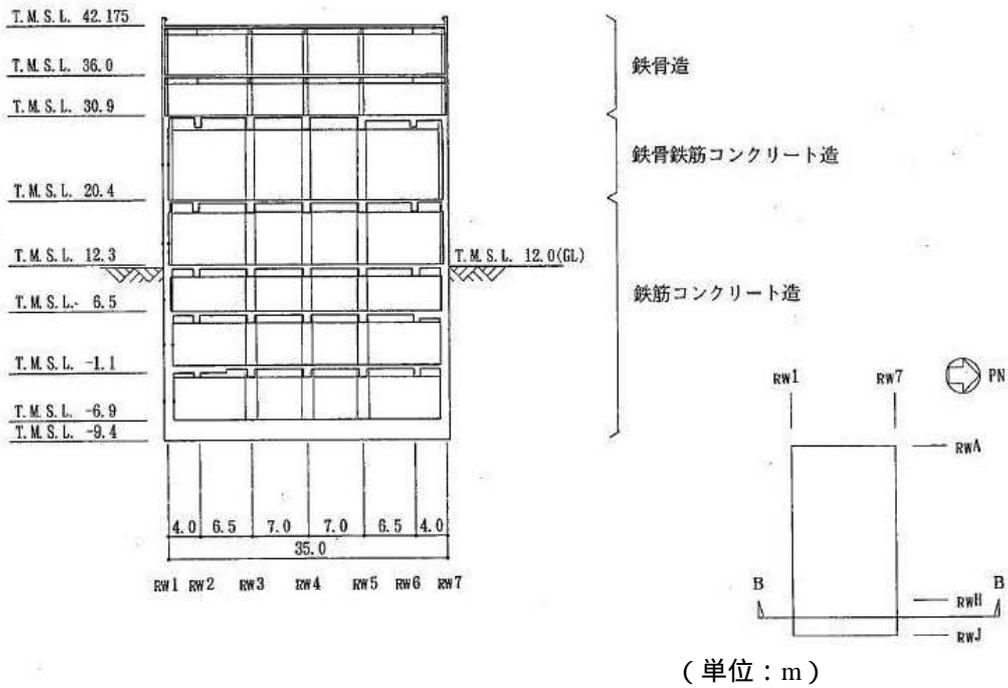


第 3.2.1.c-1-6 図 タービン建屋の概略断面図 (NS 方向断面)



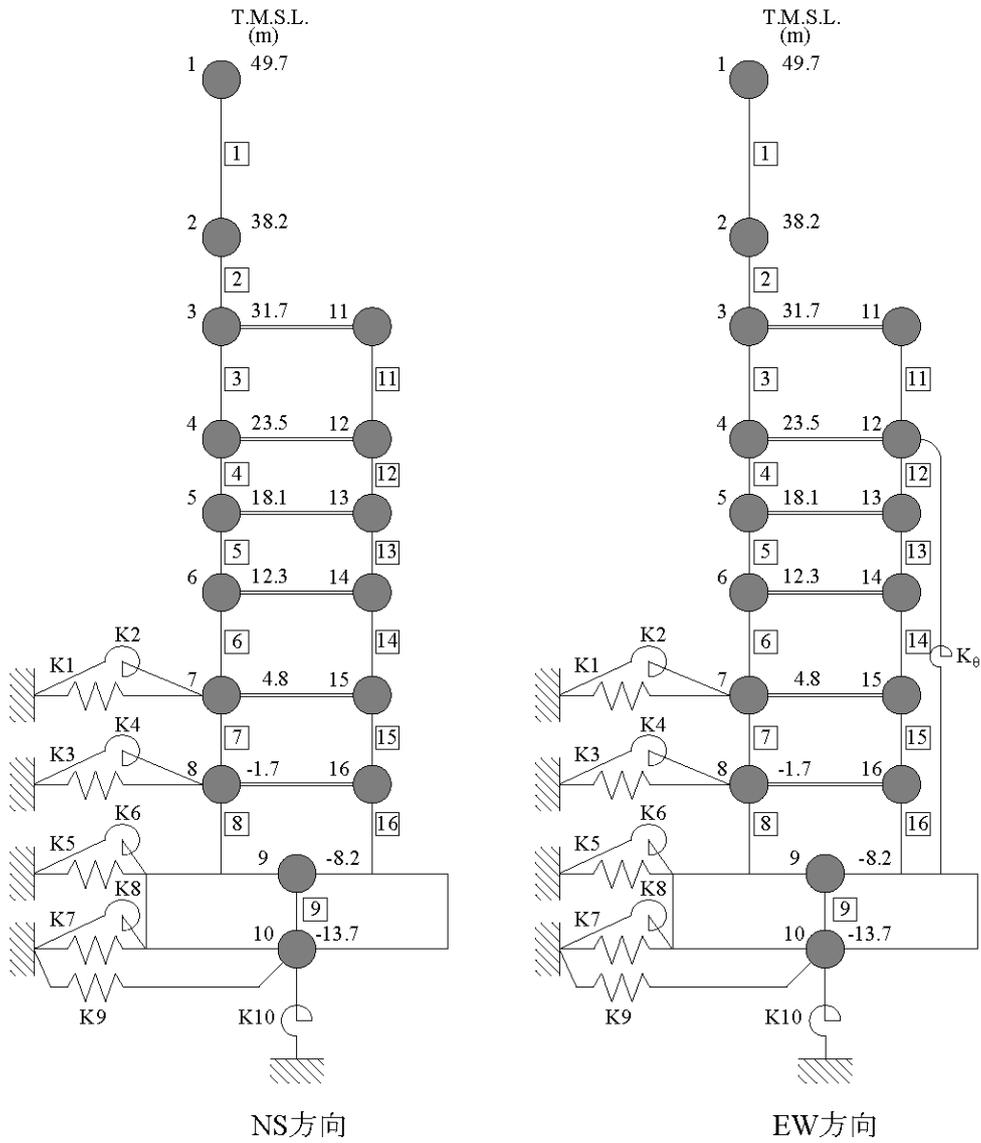
(単位：m)

第 3.2.1.c-1-7 図 廃棄物処理建屋の概略平面図 (地下 3 階)

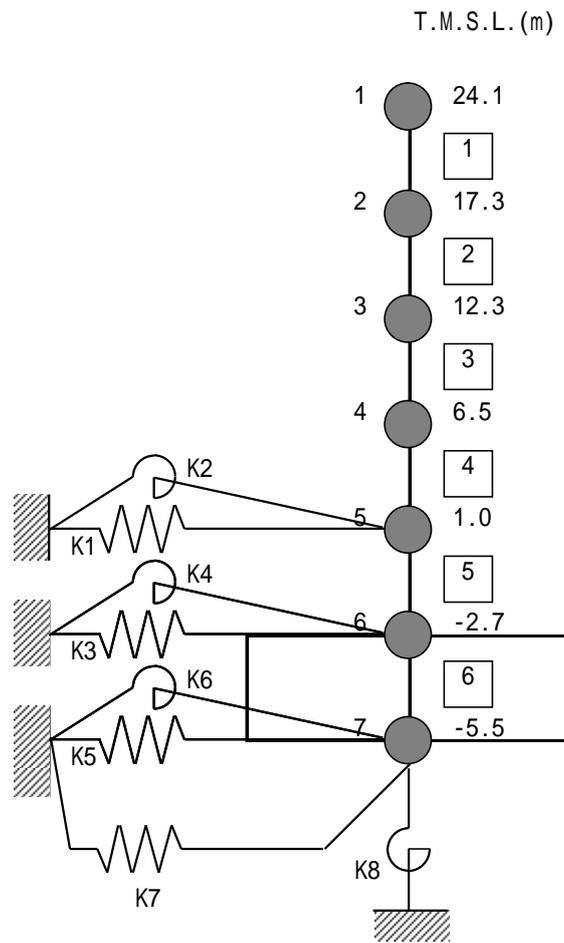


(単位：m)

第 3.2.1.c-1-8 図 廃棄物処理建屋の概略断面図 (NS 方向断面)



第 3.2.1.c-1-9 図 解析モデル (原子炉建屋 水平)

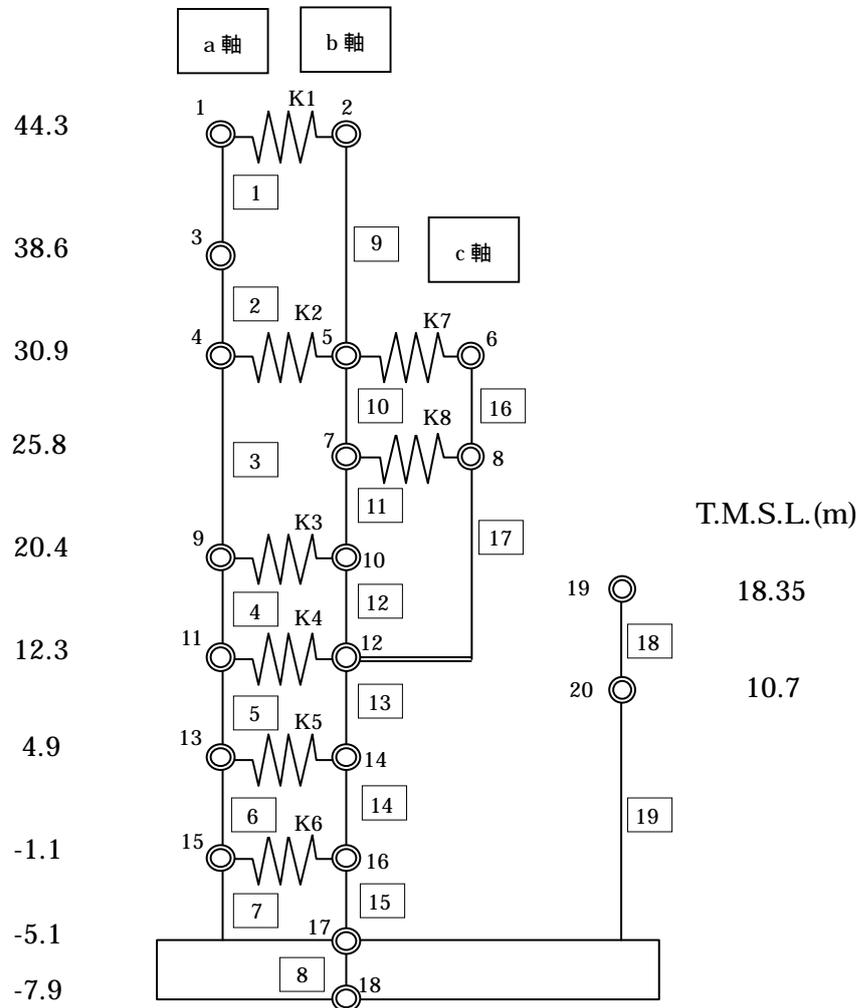


第 3.2.1.c-1-10 図 解析モデル (コントロール建屋 水平)

T.M.S.L.(m)

(建屋)

(T / G)

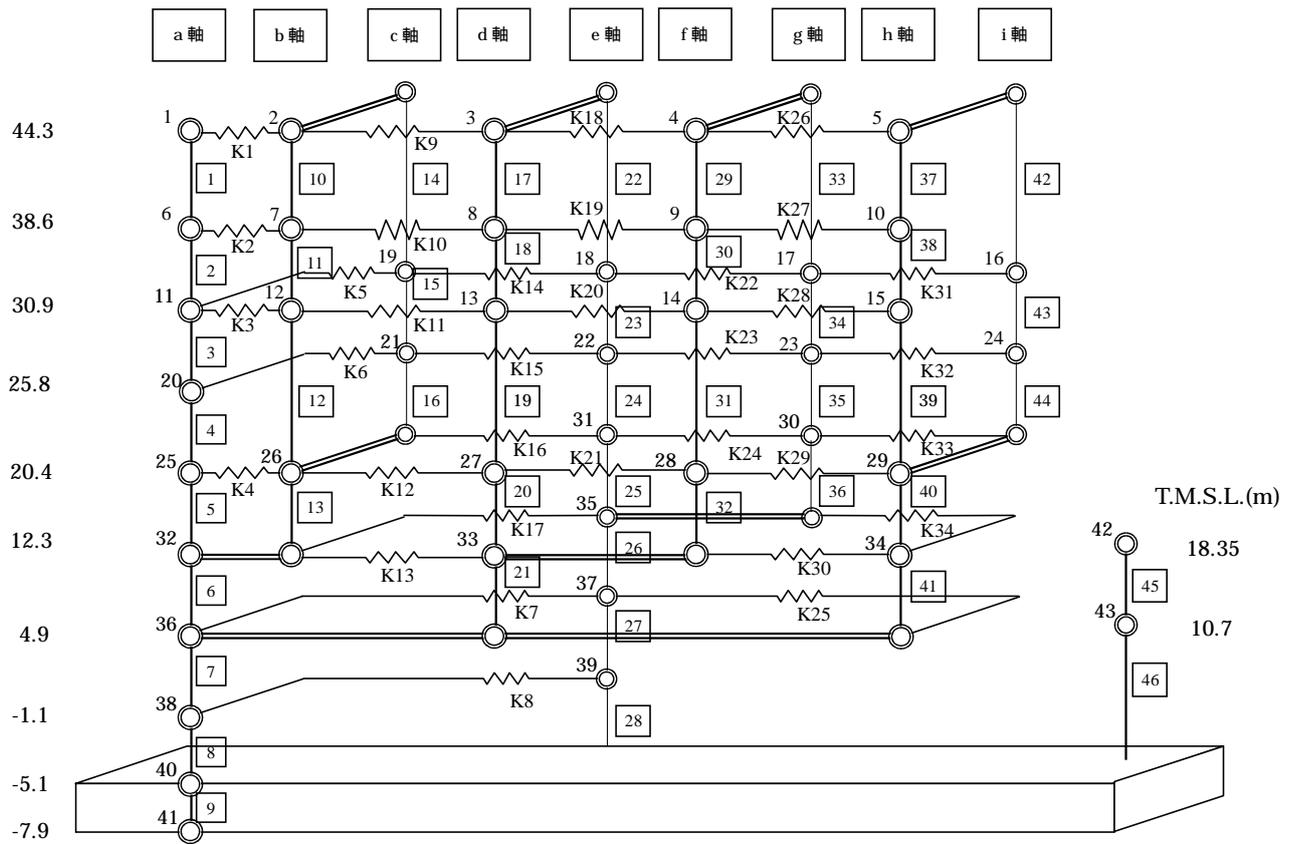


第 3.2.1.c-1-11(1)図 解析モデル (タービン建屋 水平 NS 方向)

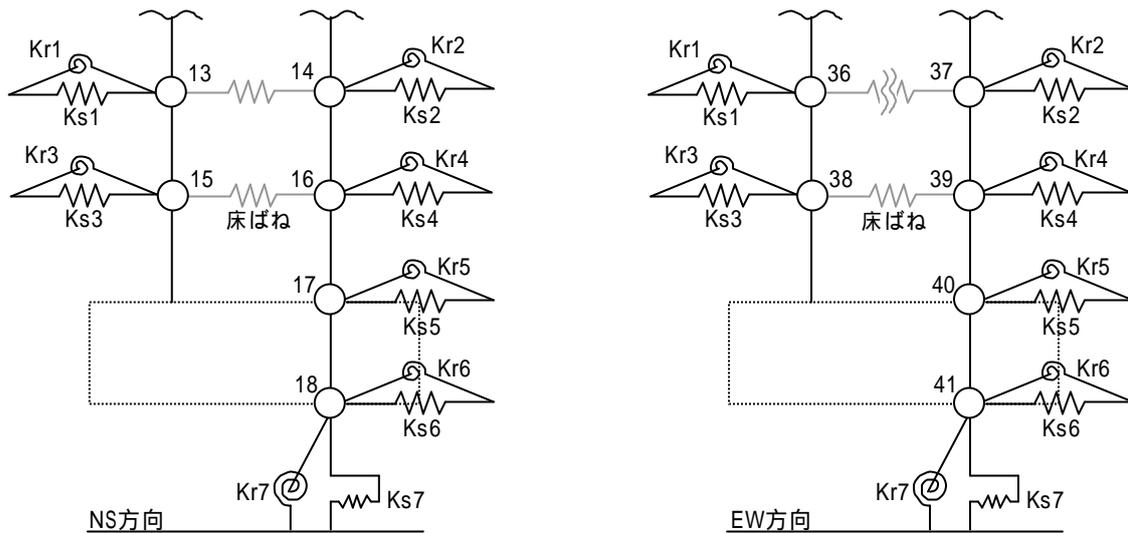
T.M.S.L.(m)

(建屋)

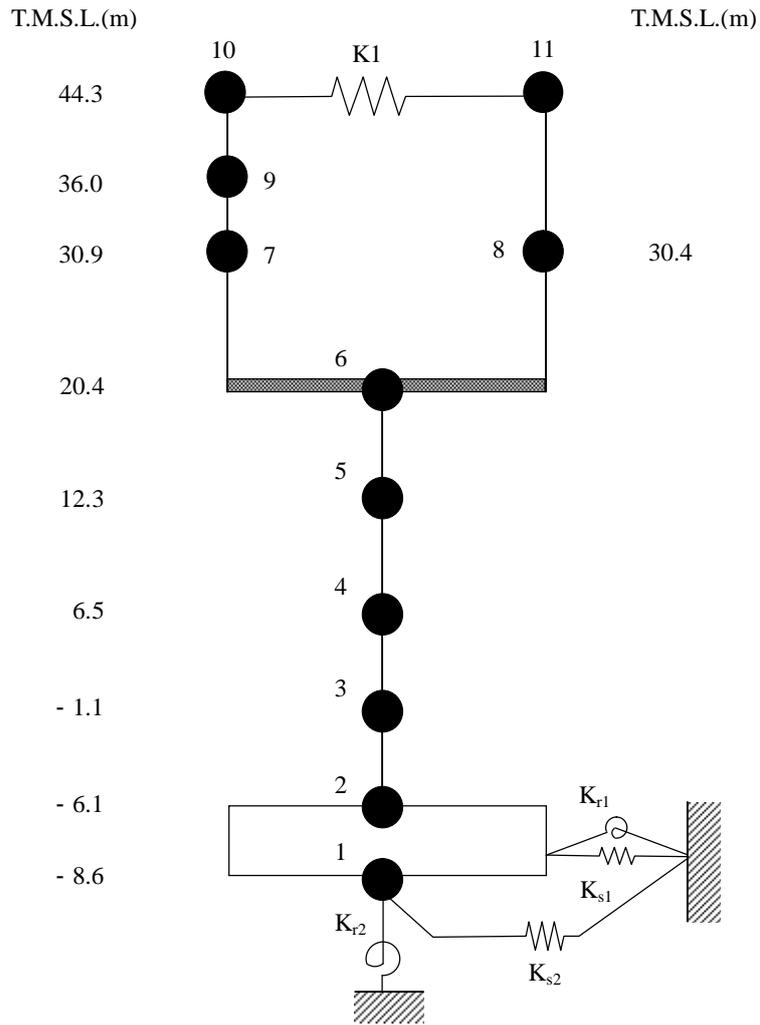
(T / G)



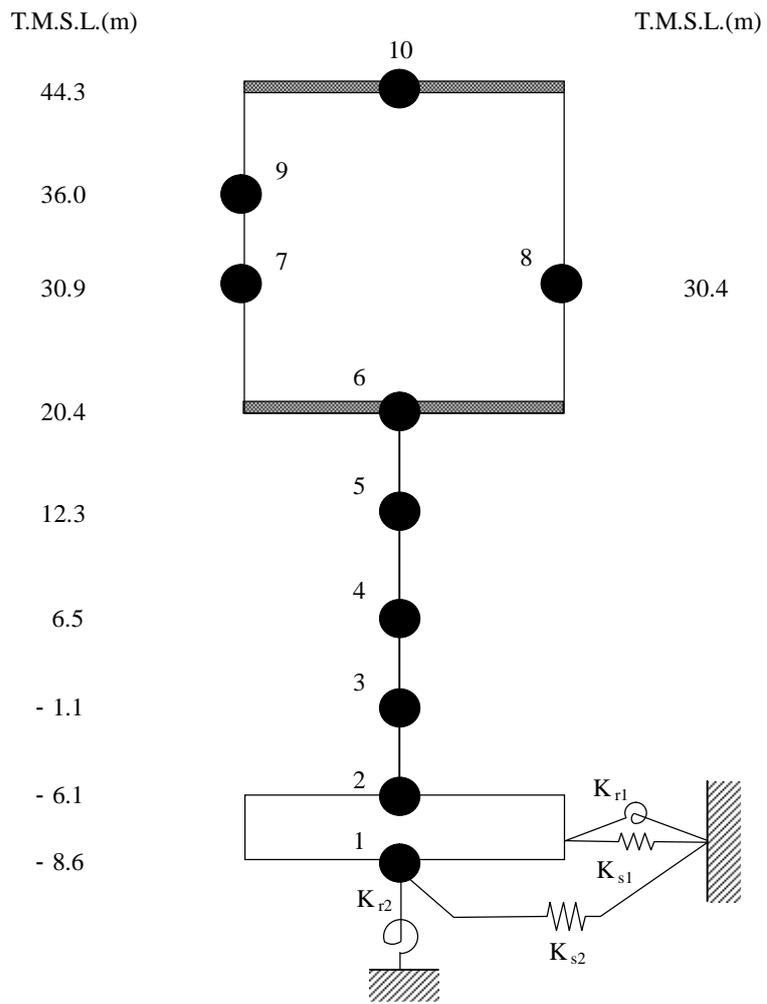
第 3.2.1.c-1-11(2)図 解析モデル (タービン建屋 水平 EW 方向)



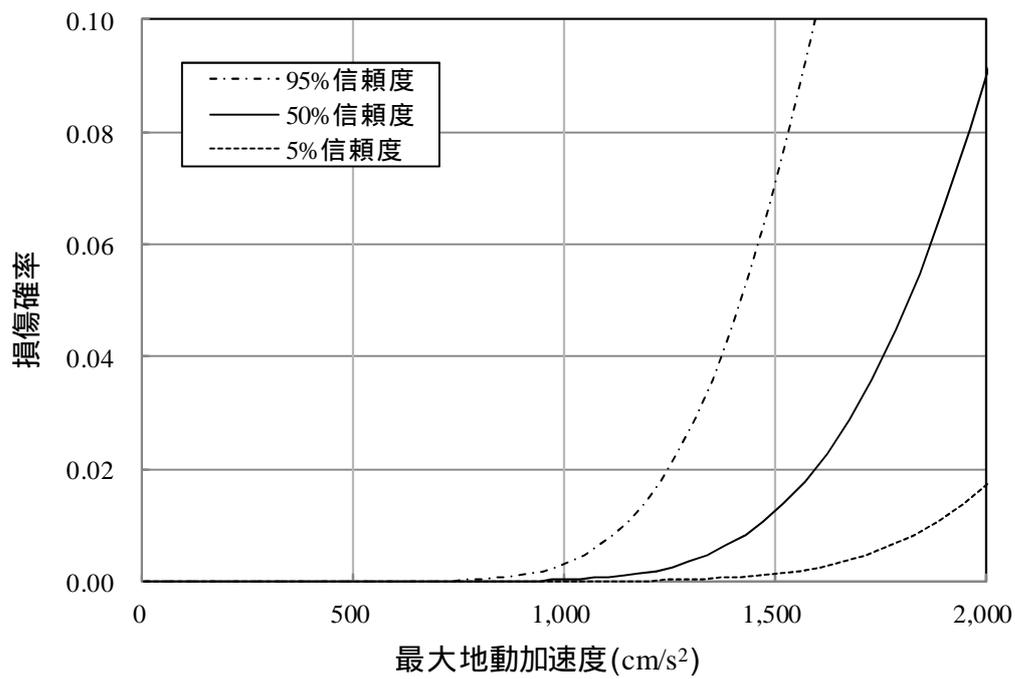
第 3.2.1.c-1-11(3)図 地盤ばねの記号



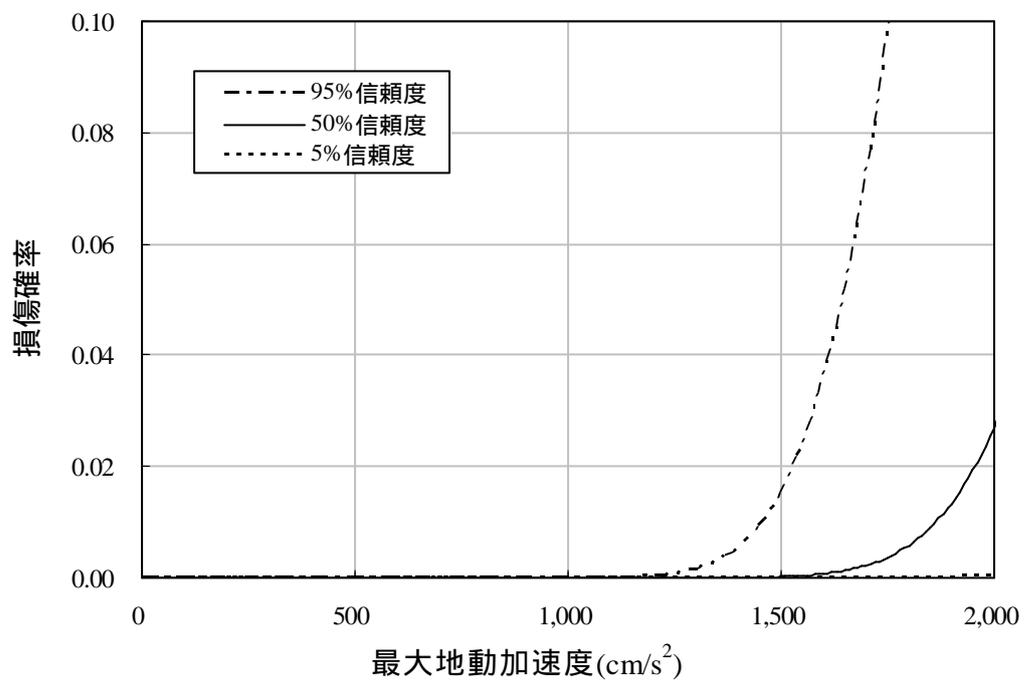
第 3.2.1.c-1-12(1)図 解析モデル (廃棄物処理建屋 水平 NS 方向)



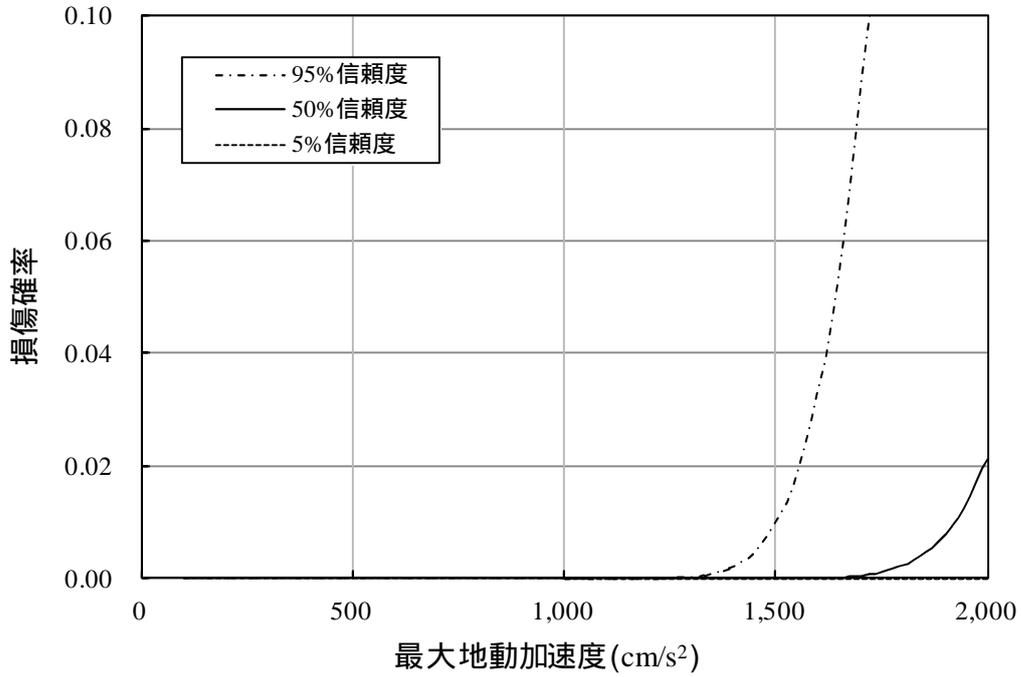
第 3.2.1.c-1-12(2) 図 解析モデル (廃棄物処理建屋 水平 EW 方向)



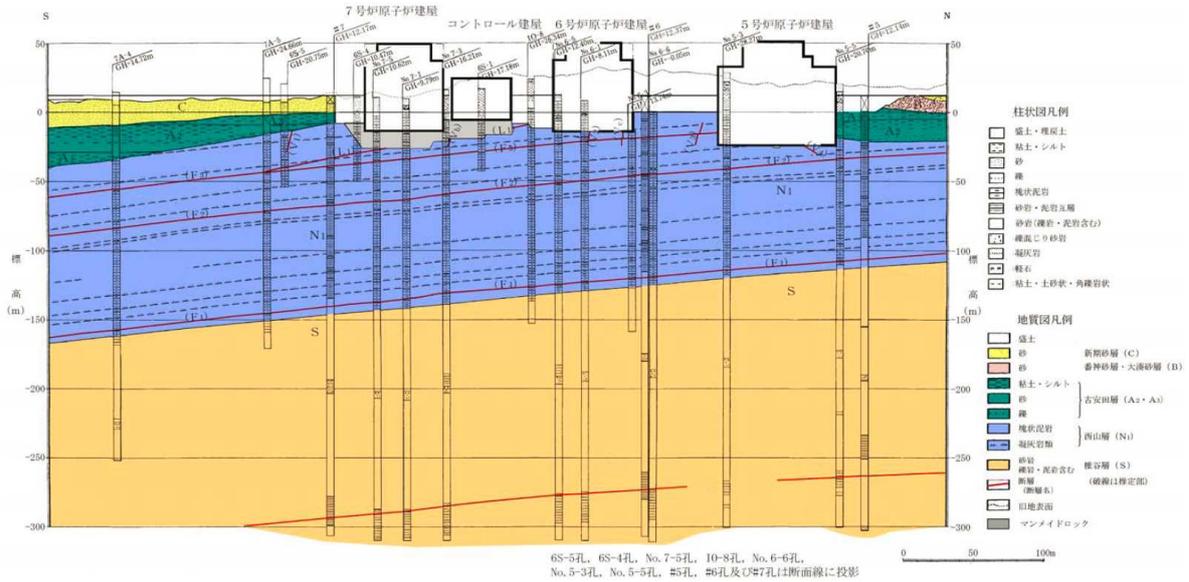
第 3.2.1.c-1-13 図 建屋フラジリティ曲線 (原子炉建屋)



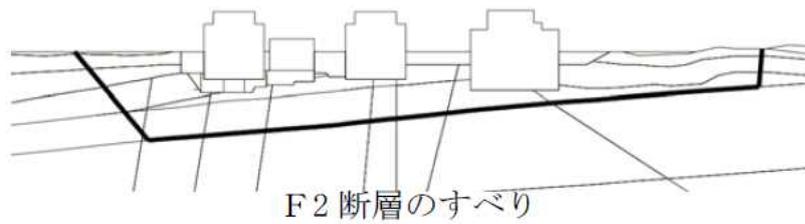
第 3.2.1.c-1-14 図 建屋フラジリティ曲線 (コントロール建屋)



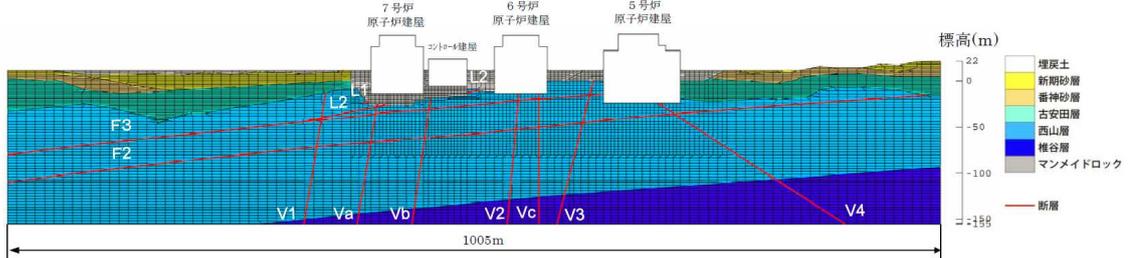
第 3.2.1.c-1-15 図 建屋フラジリティ曲線 (タービン建屋)



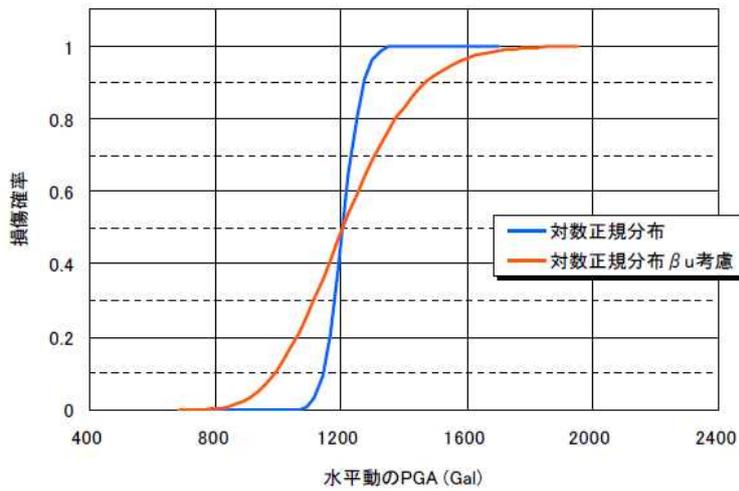
第 3.2.1.c-2-1 図 6・7号炉付近の地盤分類図



第 3.2.1.c-2-2 図 すべり安全率 1.6(6・7号炉原子炉建屋基礎地盤, Ss-3)

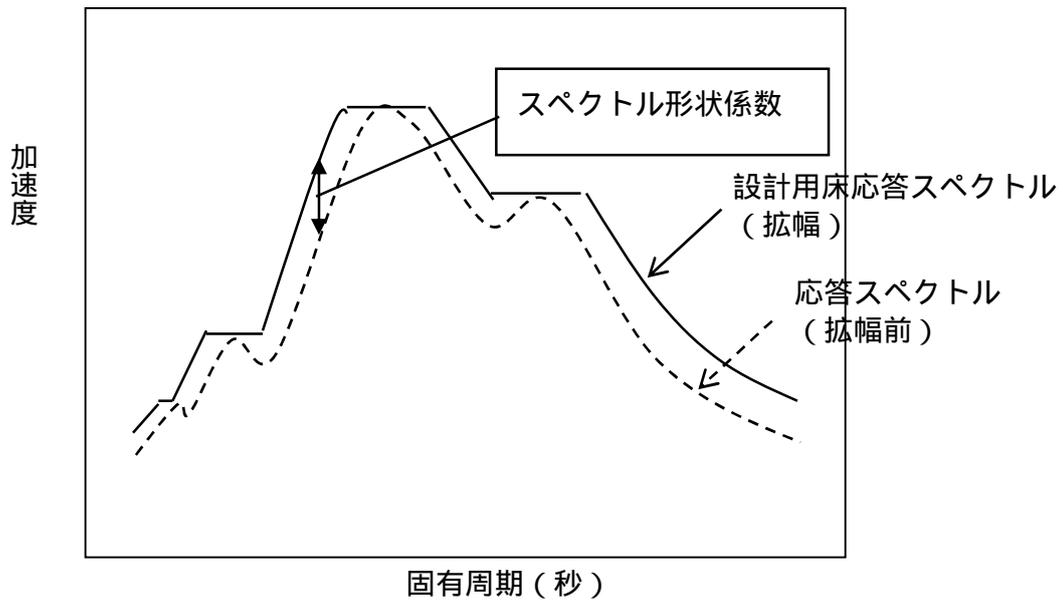


第 3.2.1.c-2-3 図 解析用要素分割図 (6・7号炉汀線平行断面)

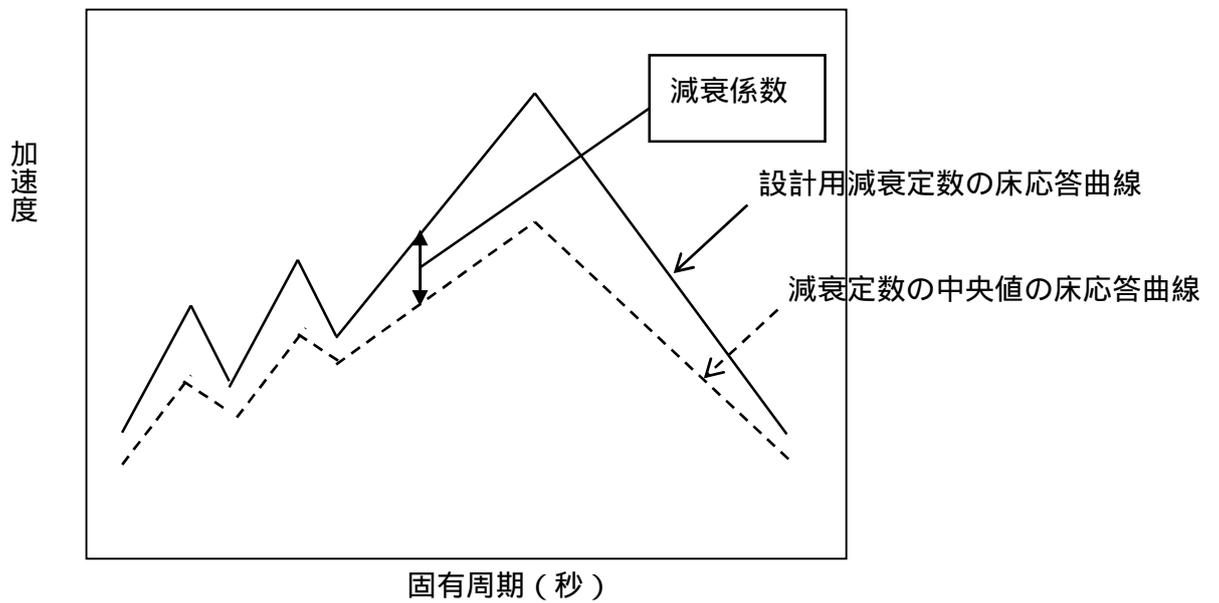


(中央値 : 1193Gal , $R : 0.043$, $U : 0.15$)

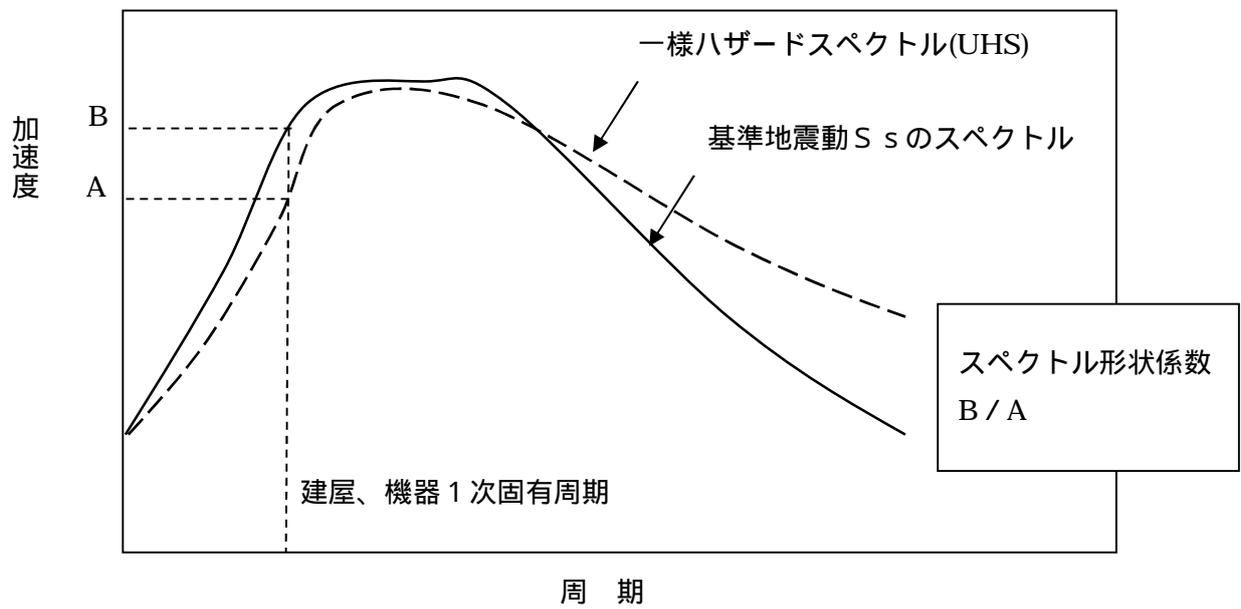
第 3.2.1.c-2-4 図 原子炉建屋基礎地盤フラジリティ曲線



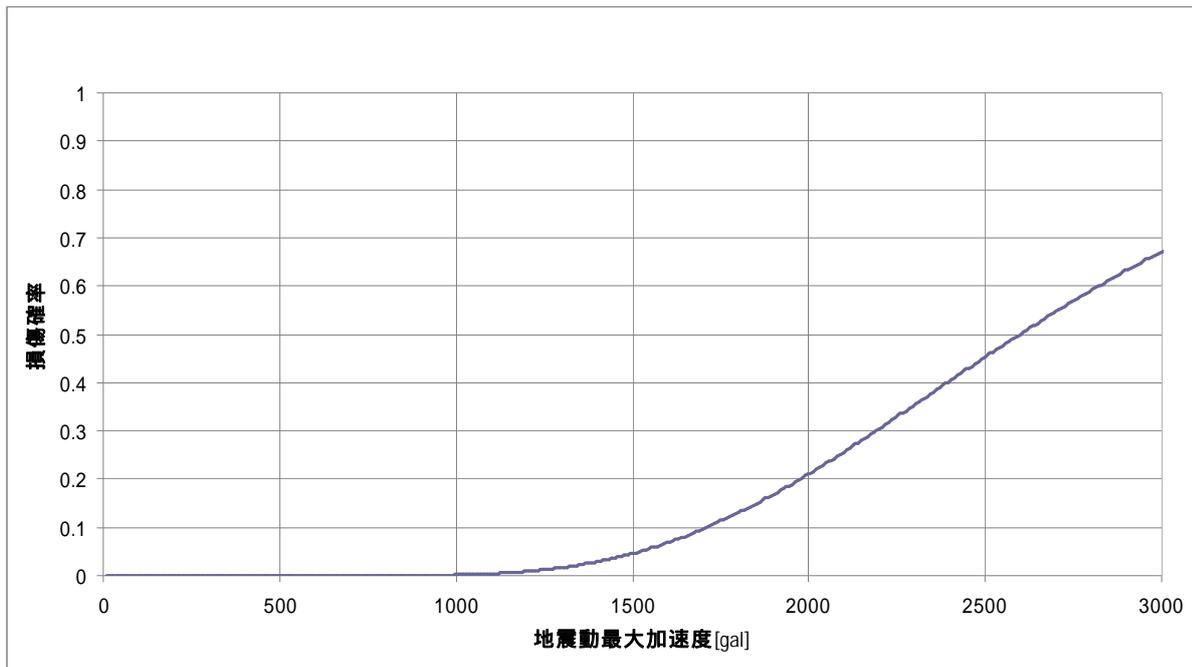
第 3.2.1.c-3-1 図 機器応答に関するスペクトル形状係数の概念図



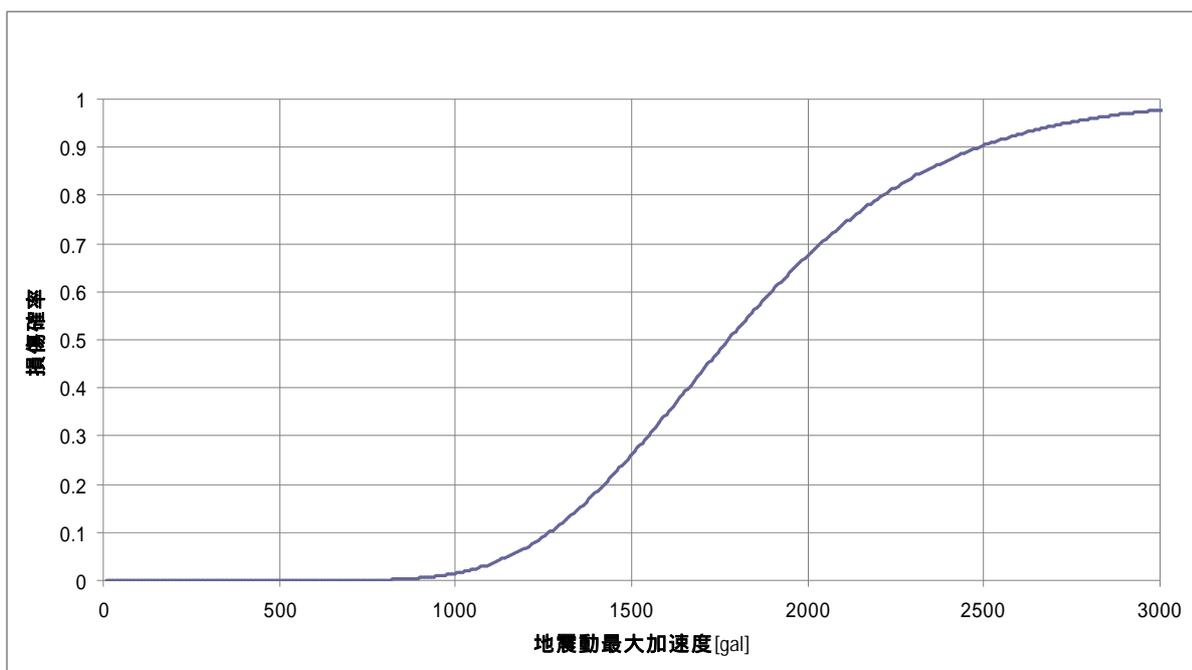
第 3.2.1.c-3-2 図 減衰係数の概念図



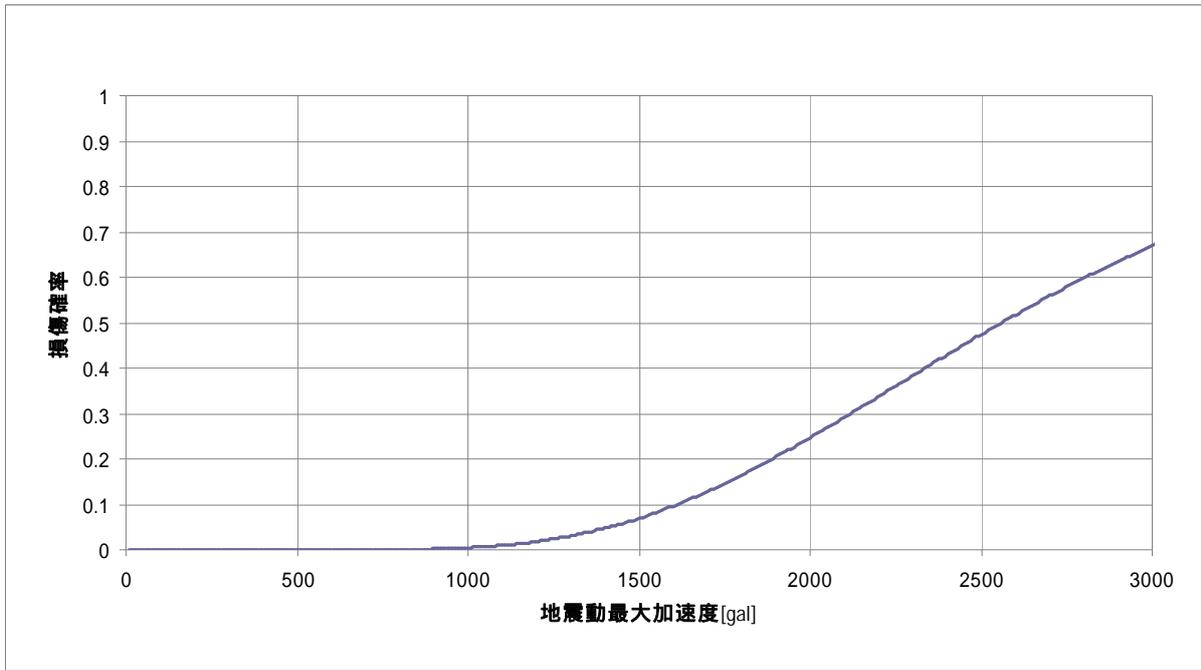
第 3.2.1.c-3-3 図 建屋応答に関するスペクトル形状係数の概念図



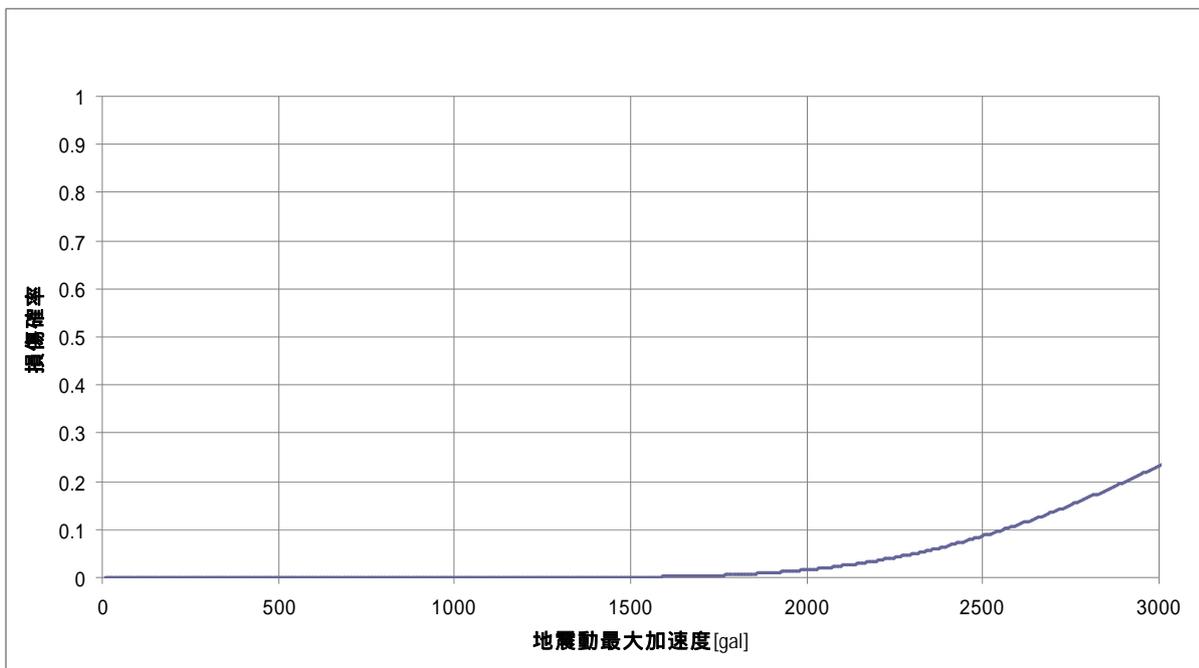
第 3.2.1.c-3-4 図 原子炉本体基礎のフラジリティ曲線



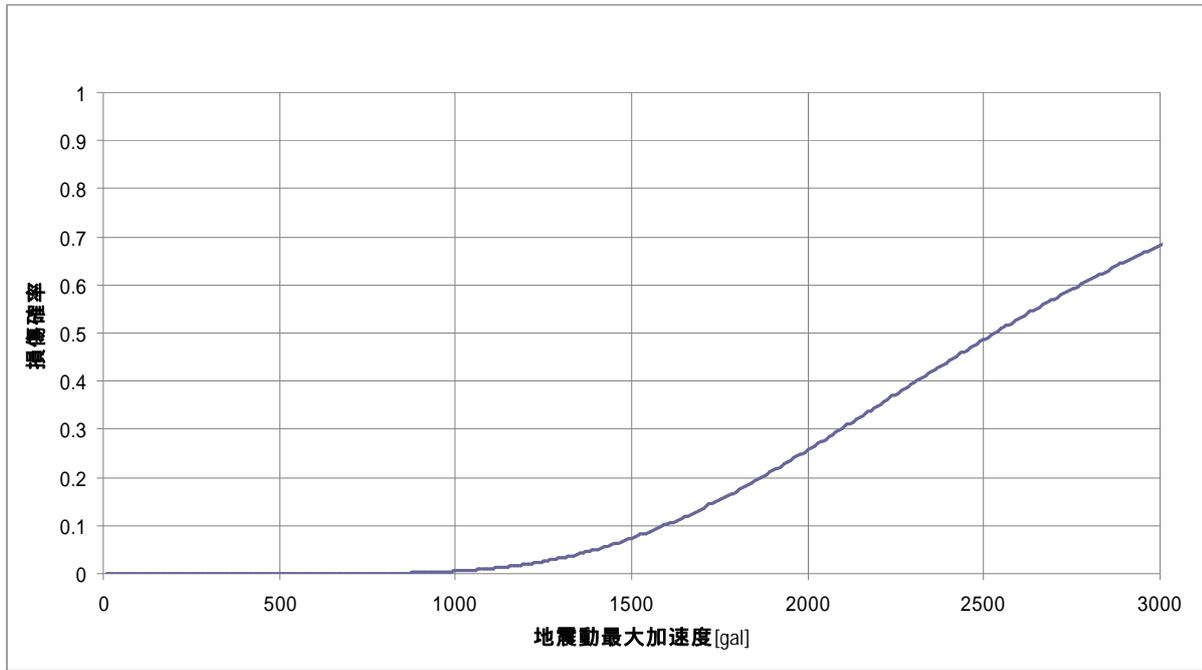
第 3.2.1.c-3-5 図 原子炉補機冷却水系熱交換器のフラジリティ曲線



第 3.2.1.c-3-6 図 残留熱除去系電動弁の fragility 曲線



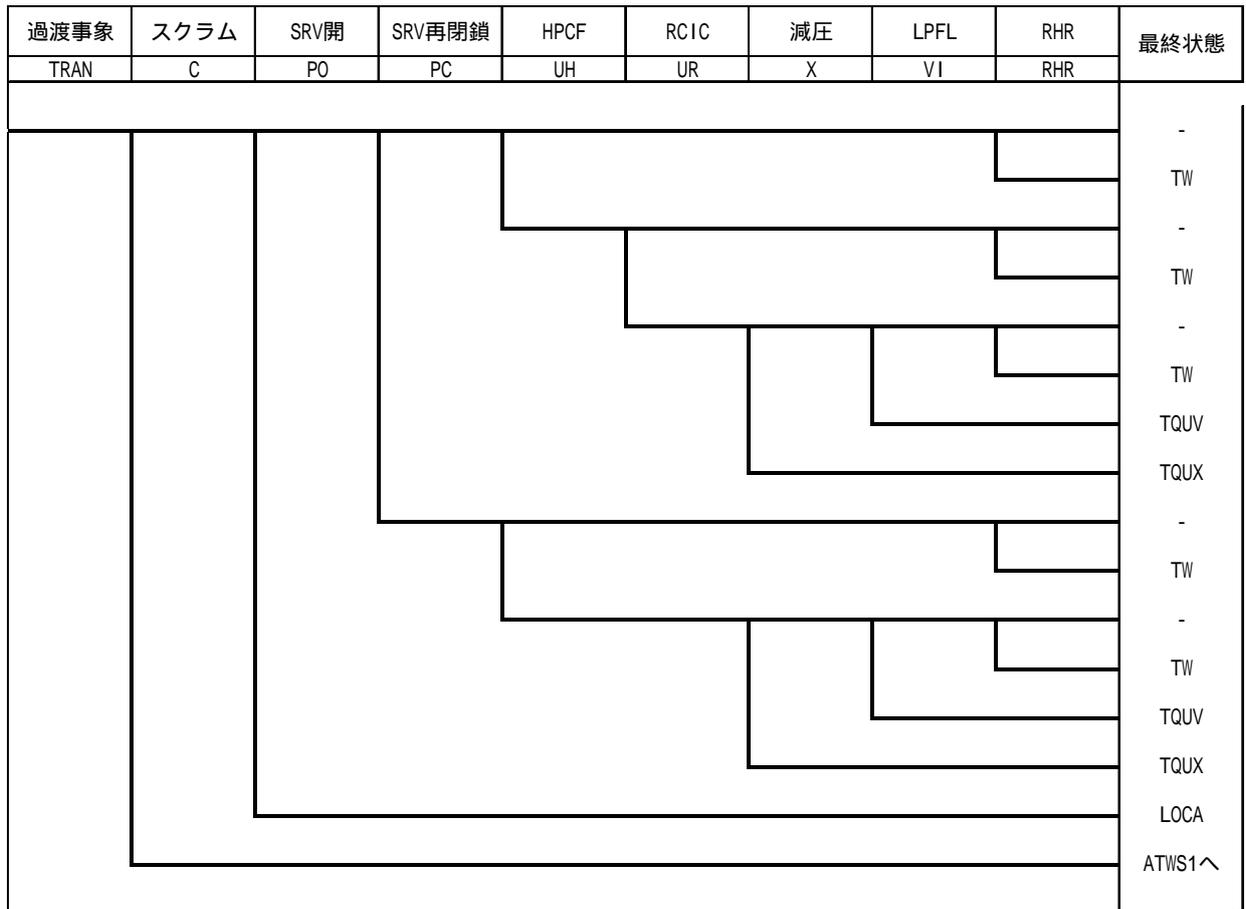
第 3.2.1.c-3-7 図 直立盤の fragility 曲線



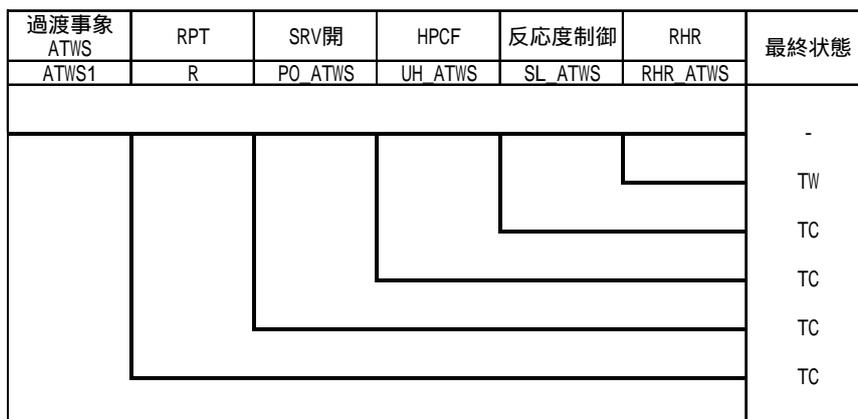
第 3.2.1.c-3-8 図 原子炉補機冷却水系配管のフラジリティ曲線

地震	地震加速度大	建屋・構築物 (原子炉建屋)	建屋・構築物 (原子炉压力容器・ 原子炉格納容器)	原子炉格納 容器バイパス	原子炉冷却材 圧力バウンダリ	計測・制御系	直流電源	原子炉補機冷 却系	交流電源	外部電源	事故シーケンス分類	最終状態
											-	-
											過渡事象	TRAN
											外部電源喪失	LOP
											全交流電源喪失 (D/G損傷)	SBO
											全交流電源喪失 (RCW・RSW損傷)	LUHS SBO
											直流電源喪失	TBD
											計測・制御系喪失	CI
											原子炉冷却材圧力 バウンダリ喪失	LOCA
											格納容器バイパス	BYPASS
											建屋・構築物の損傷 (RPV・PCV)	PCVR
											建屋・構築物の損傷 (R/B)	RBR

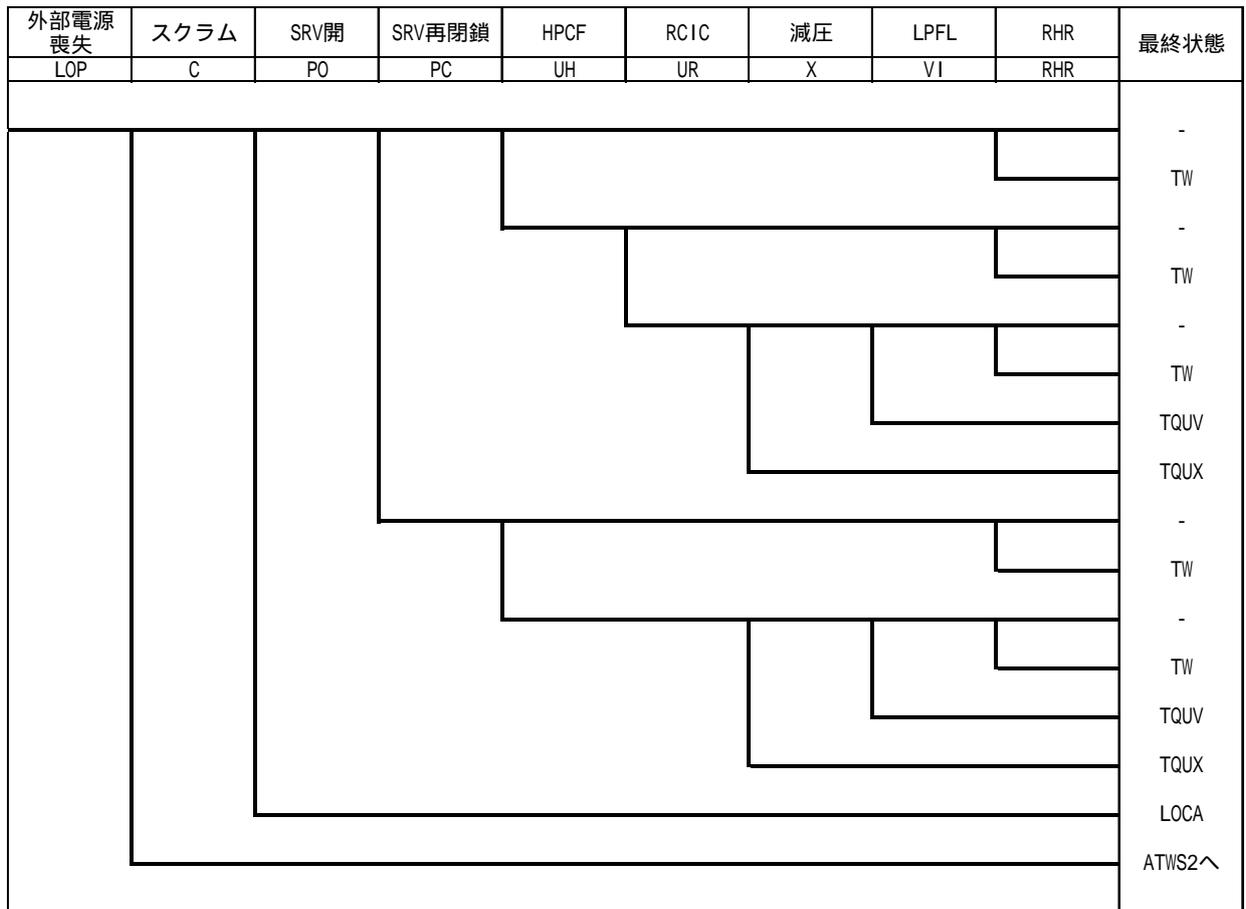
第 3.2.1.d-1 図 地震 PRA 階層イベントツリー



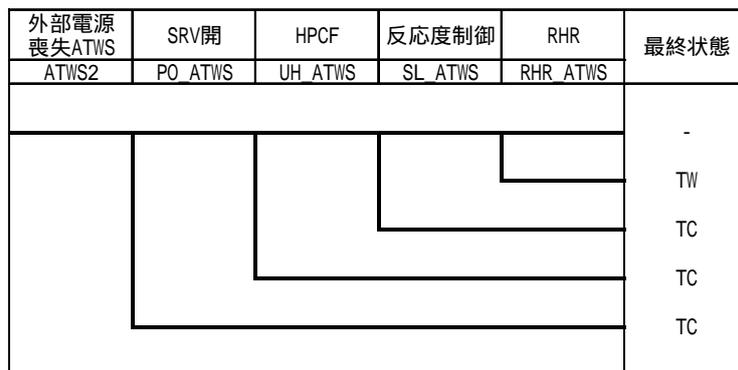
第 3.2.1.d-2(1)図 起因事象（過渡事象）イベントツリー



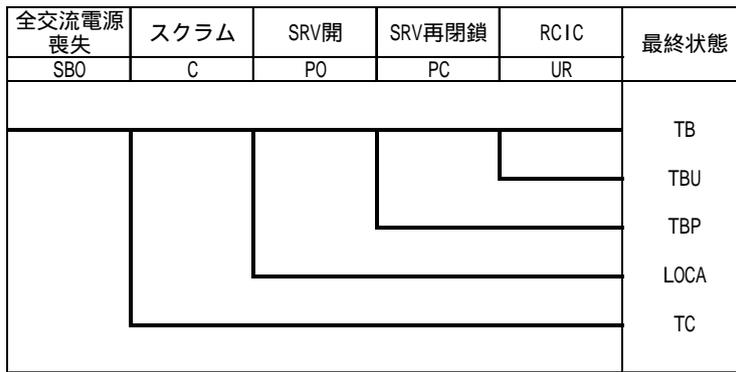
第 3.2.1.d-2(2)図 起因事象（過渡事象 ATWS）イベントツリー



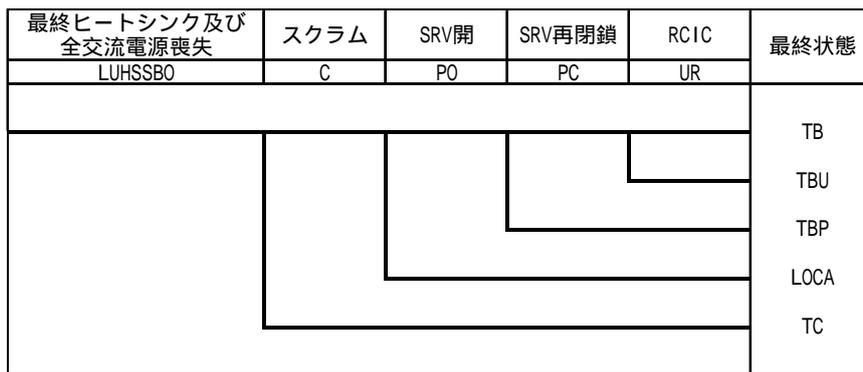
第 3.2.1.d-3(1)図 起因事象（外部電源喪失）イベントツリー



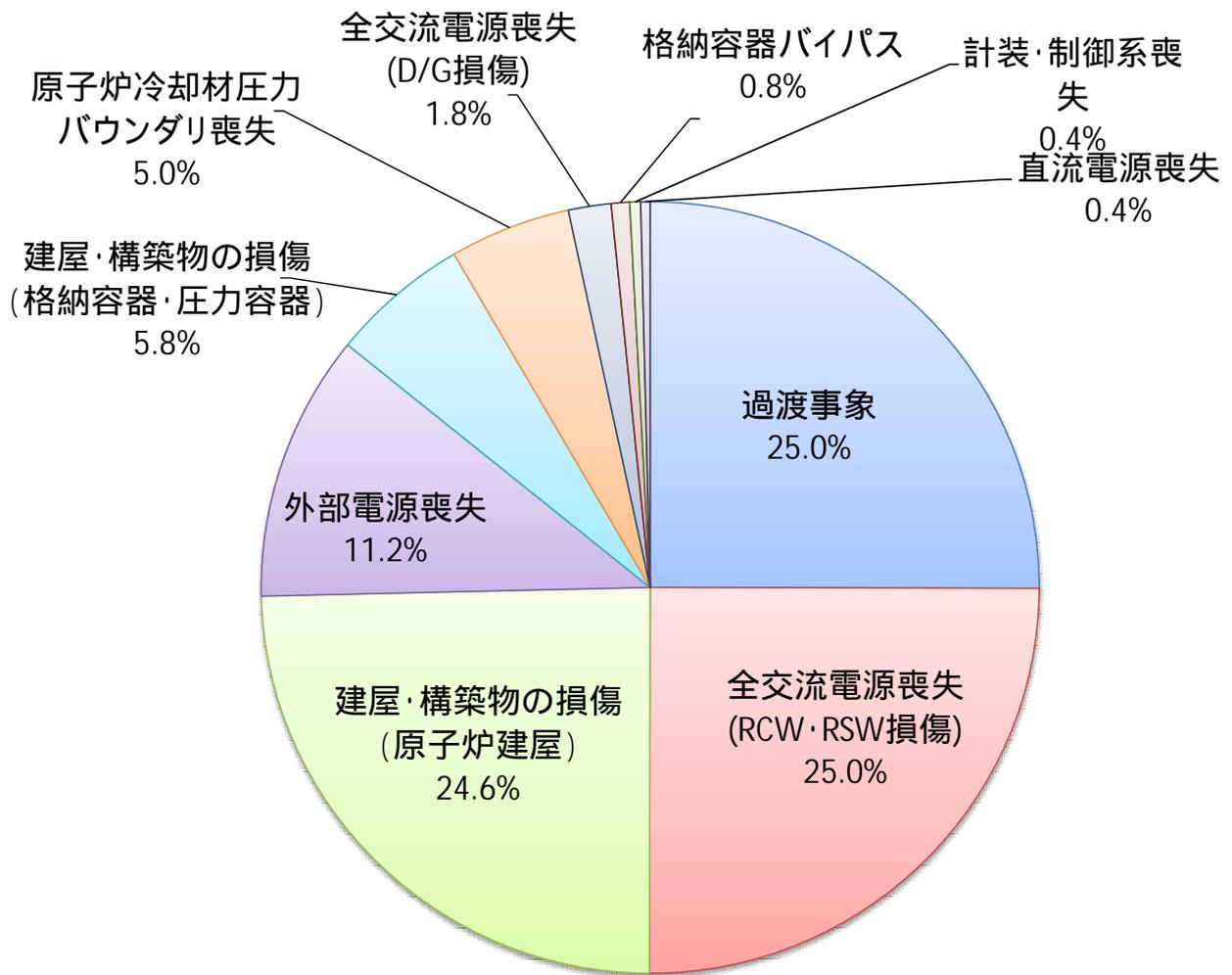
第 3.2.1.d-3(2)図 起因事象（外部電源喪失 ATWS）イベントツリー



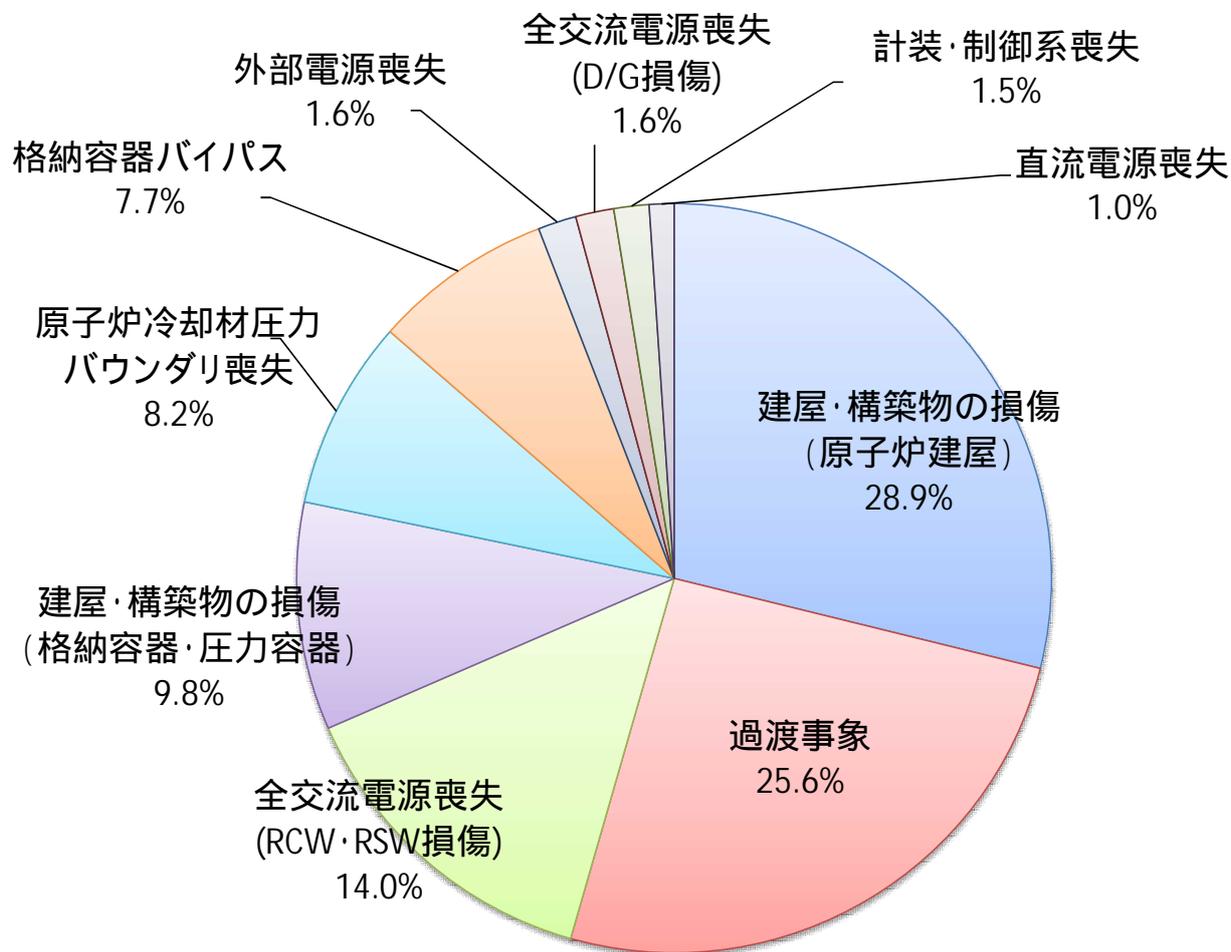
第 3.2.1.d-4 図 起因事象 (全交流電源喪失 (D/G 損傷)) イベントツリー



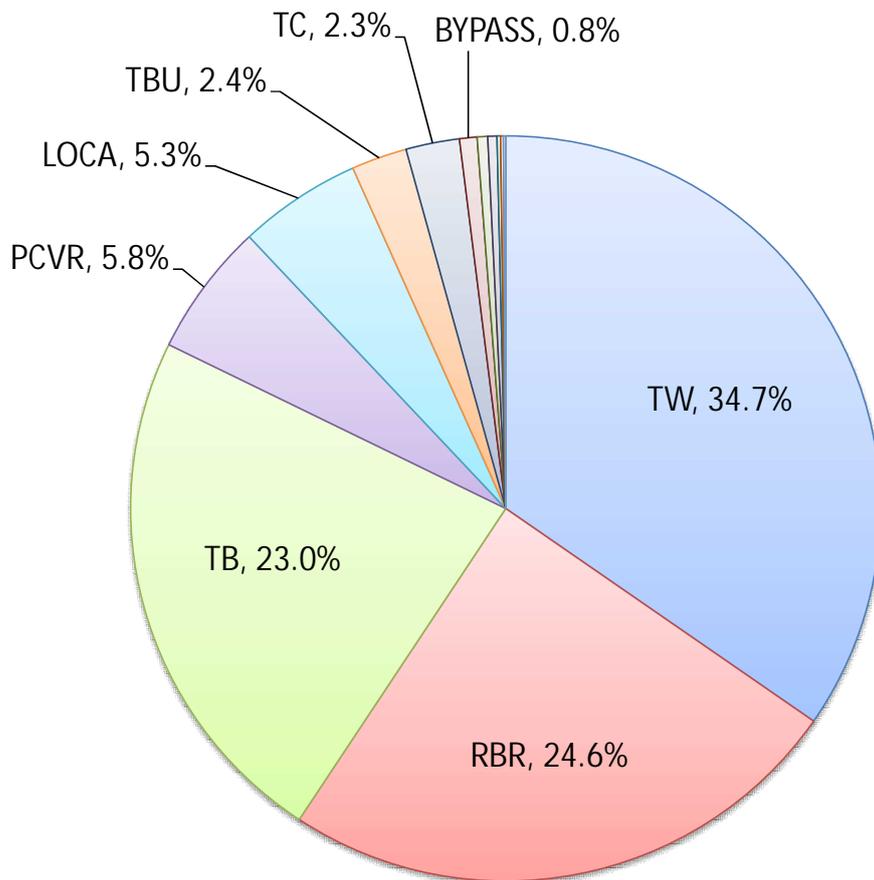
第 3.2.1.d-5 図 起因事象 (全交流電源喪失 (RCW・RSW 損傷)) イベントツリー



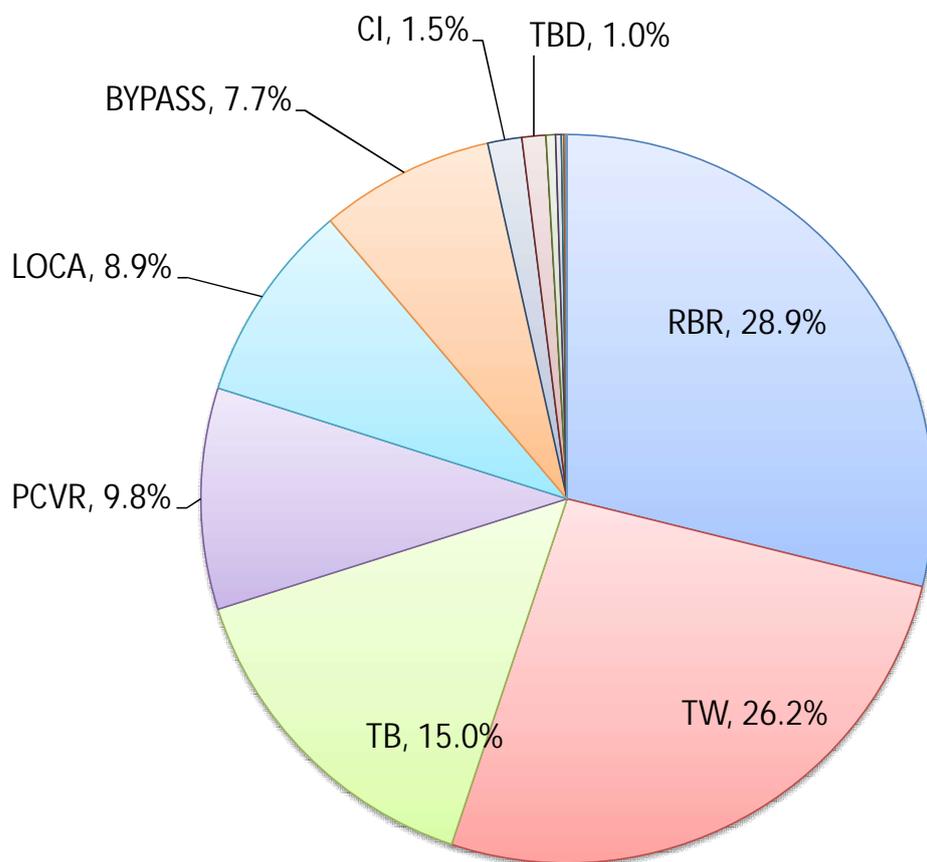
第 3.2.1.d-6(1) 図 7号機 起因事象別炉心損傷頻度寄与割合



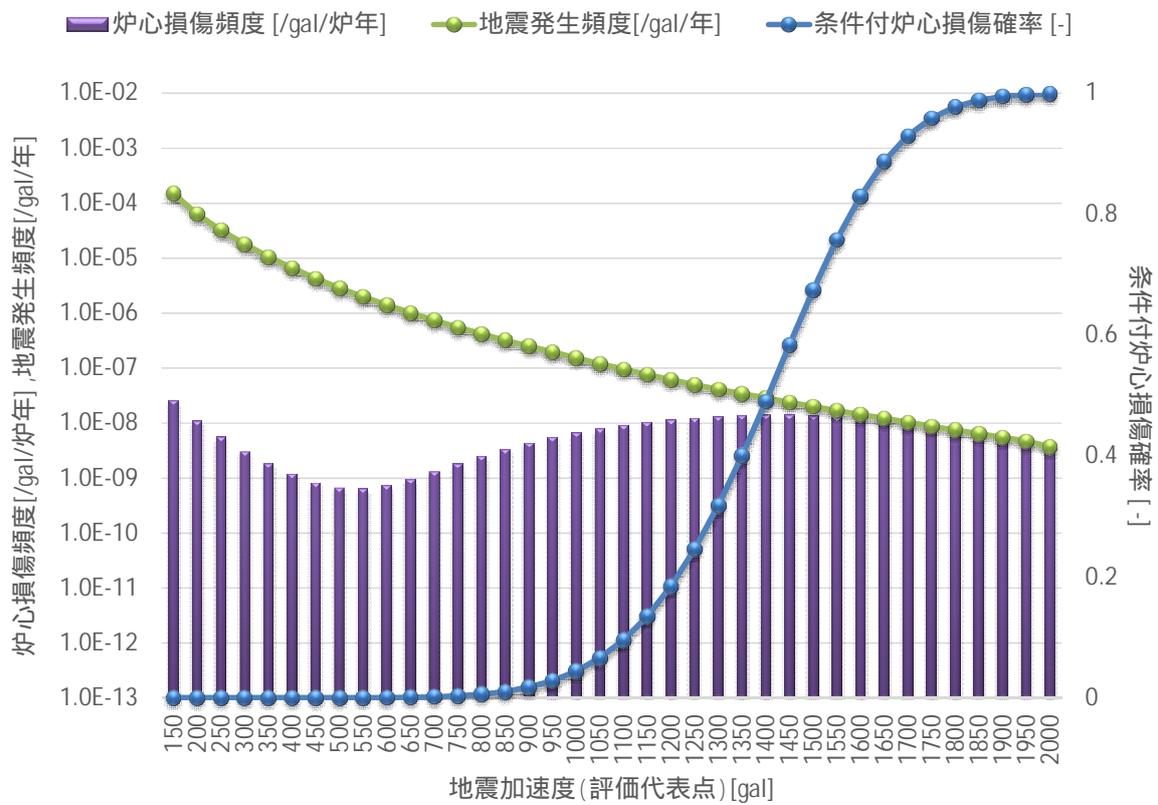
第 3.2.1.d-6(2) 図 6号機 起因事象別炉心損傷頻度寄与割合



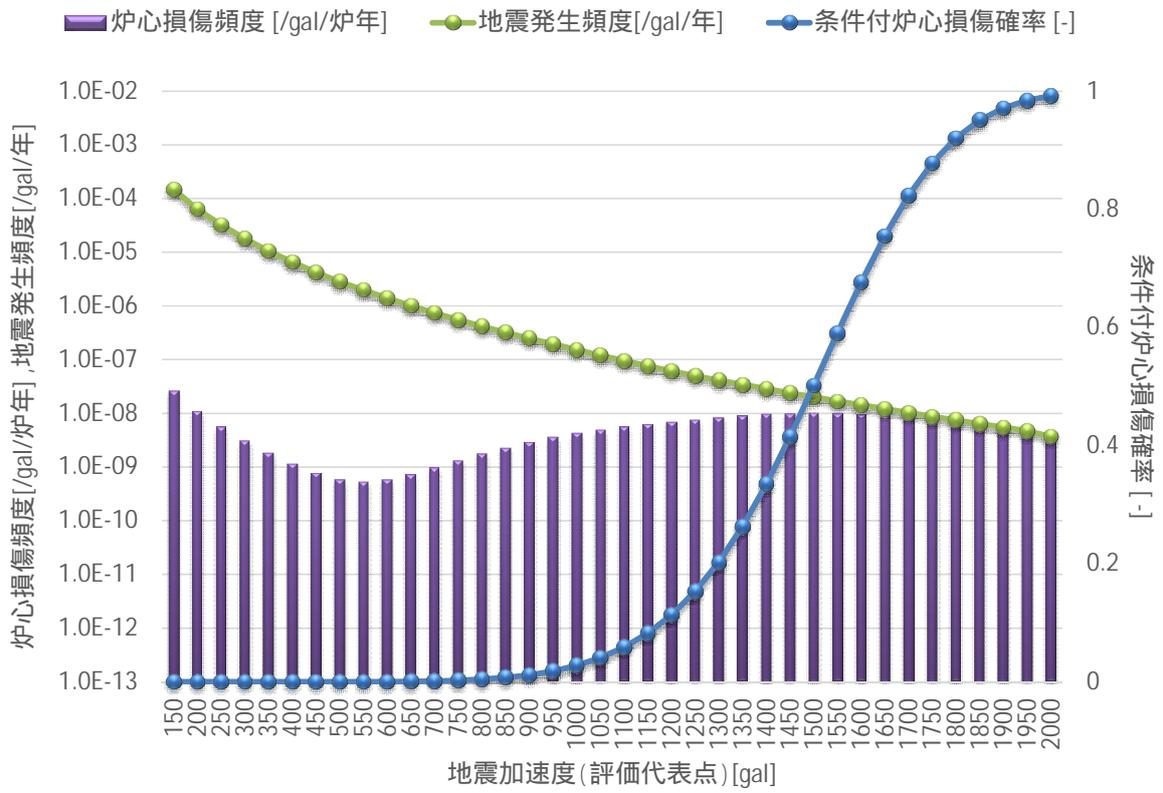
第 3.2.1.d-7(1) 図 7号機 炉心損傷シーケンス別炉心損傷頻度寄与割合



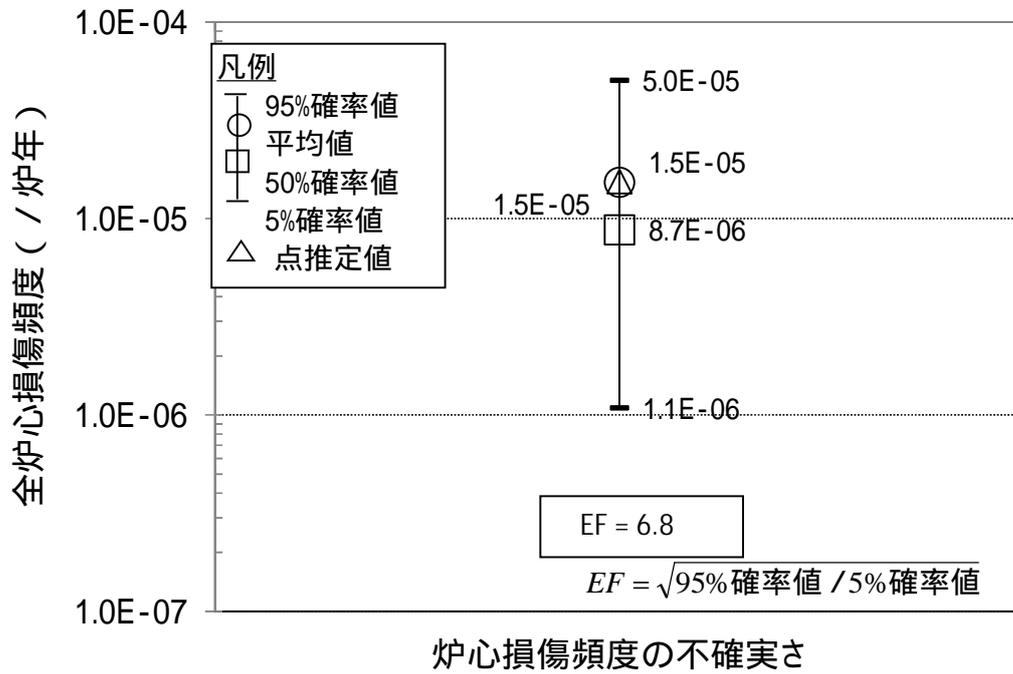
第 3.2.1.d-7(2) 図 6号機 炉心損傷シーケンス別炉心損傷頻度寄与割合



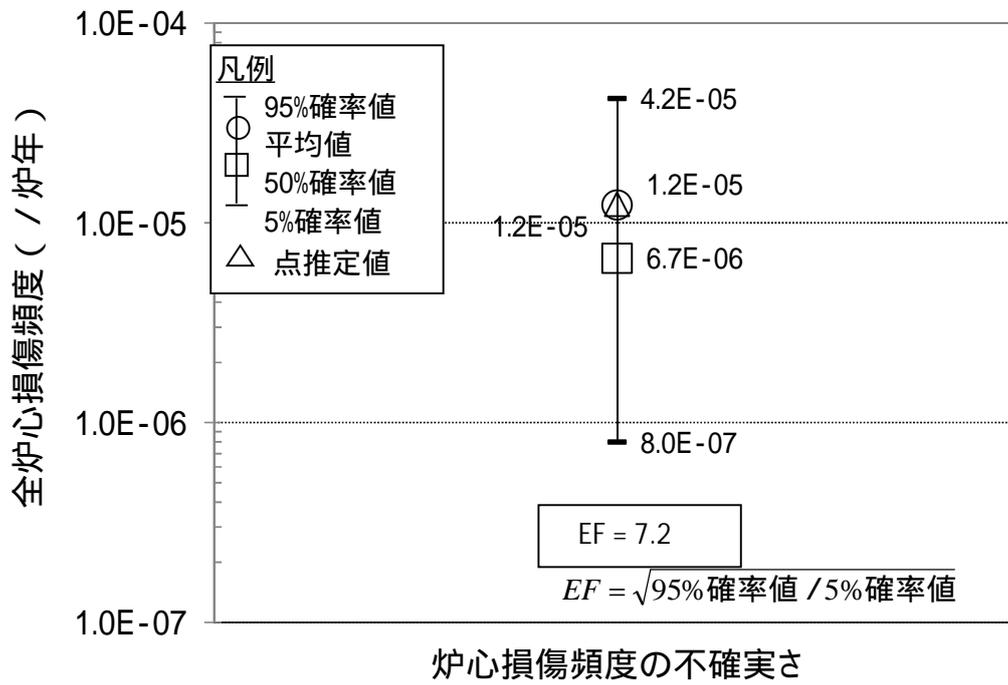
第 3.2.1.d-8(1) 図 7号機 地震加速度に対する炉心損傷頻度及び条件付炉心損傷確率



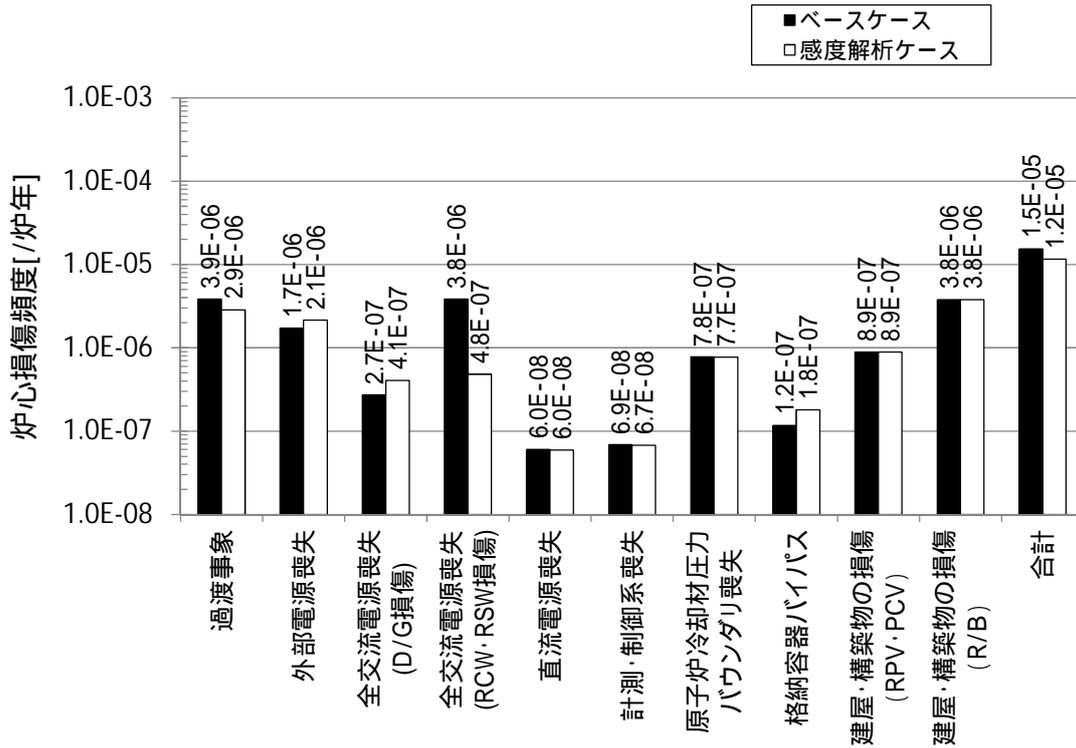
第 3.2.1.d-8(2) 図 6号機 地震加速度に対する炉心損傷頻度及び条件付炉心損傷確率



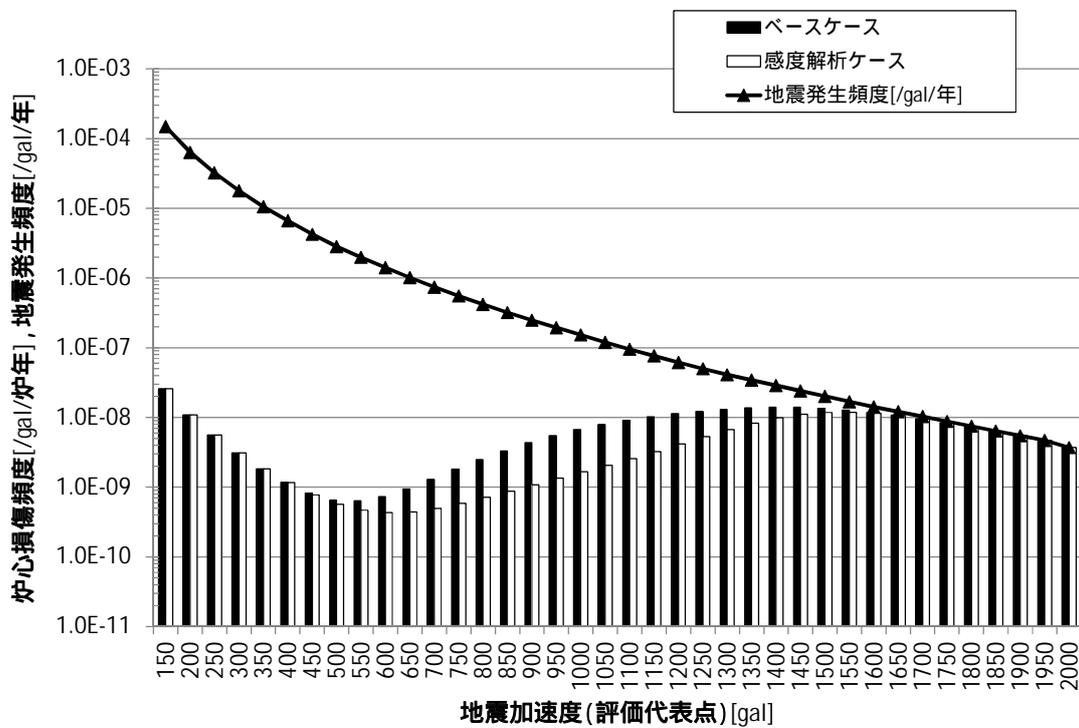
第 3.2.1.d-9(1) 図 7号機 不確かさ評価結果



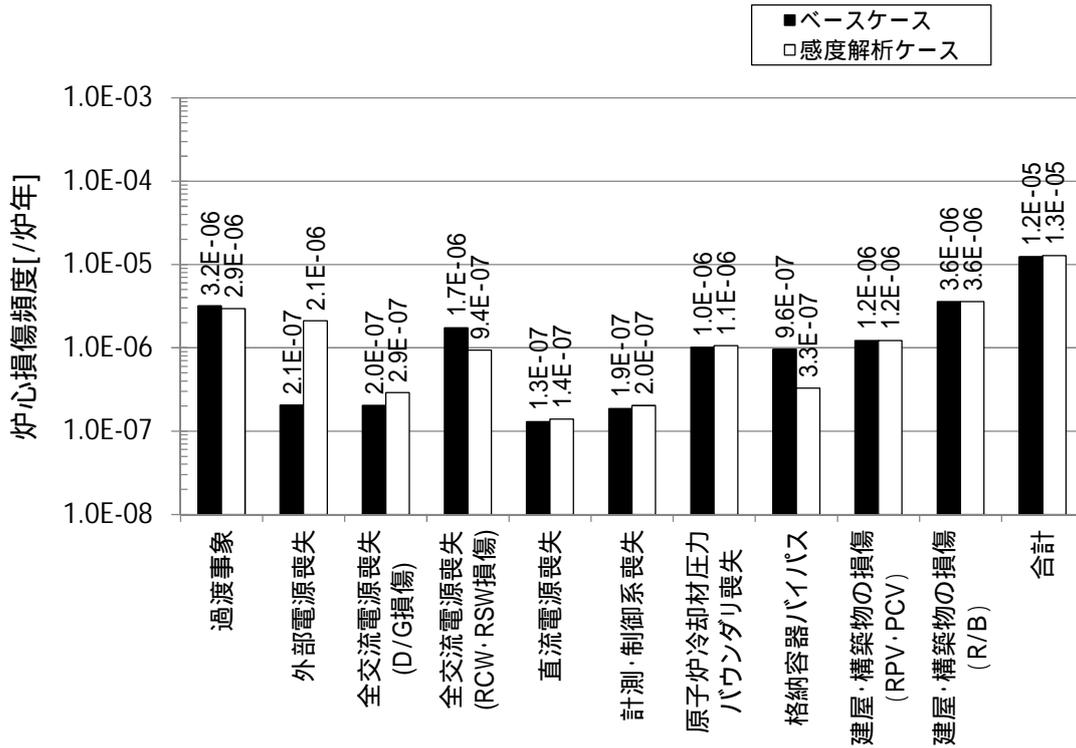
第 3.2.1.d-9(2) 図 6 号機 不確かさ評価結果



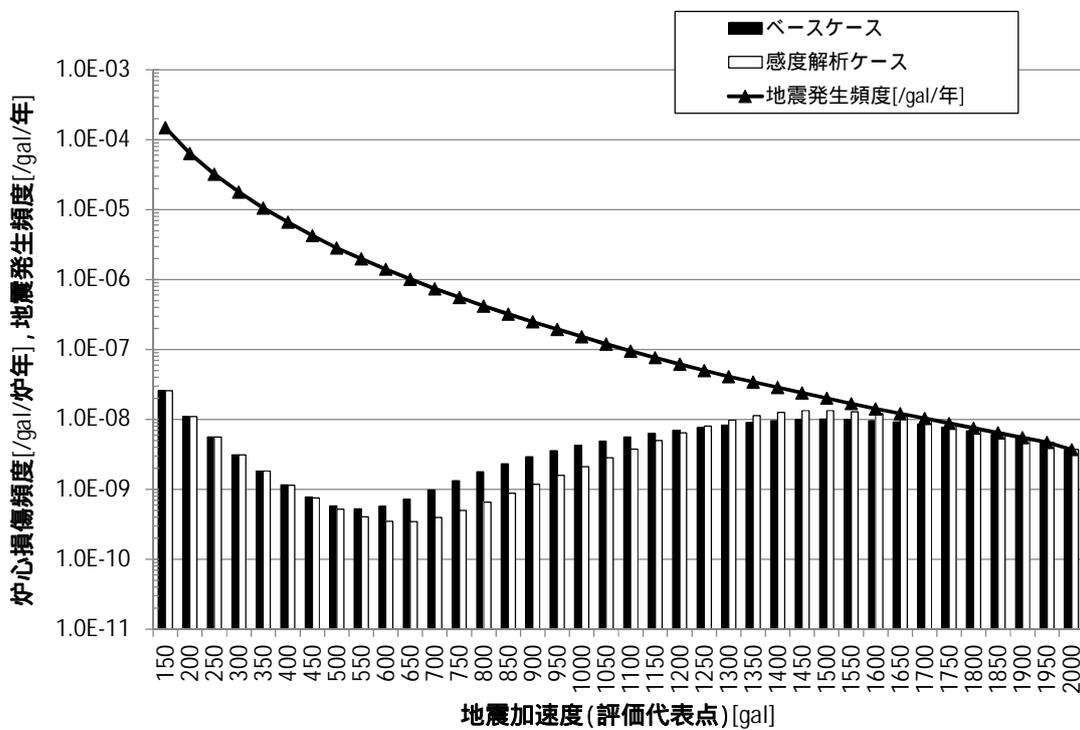
第 3.2.1.d-10(1) 図 7号機 感度解析結果（起回事象別の炉心損傷頻度比較）



第 3.2.1.d-11(1) 図 7号機 感度解析結果（地震加速度別の炉心損傷頻度比較）



第 3.2.1.d-10(2) 図 6号機 感度解析結果（起因事象別の炉心損傷頻度比較）



第 3.2.1.d-11(2) 図 6号機 感度解析結果（地震加速度別の炉心損傷頻度比較）

外部事象(地震)に特有の事故シーケンスについて

1. はじめに

外部事象の内、地震PRAを実施した結果、内的事象PRAでは抽出されていない建屋・構築物(原子炉建屋)の損傷、建屋・構築物(格納容器・圧力容器)の損傷といった事故シーケンスが抽出されている点、内的事象PRAでは有意な頻度ではなかった原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失の全体に占める寄与割合が大きくなっている点が地震事象の特徴となっている。

また、これら事故シーケンスに加え、計測・制御系喪失、直流電源喪失、格納容器バイパスについては、事象進展の特定、詳細な事故シーケンスの定量化が困難であるため、保守的に炉心損傷直結事象として整理している点も地震事象評価特有の扱いである。

以下では、これら地震事象に特有の各事故シーケンス(炉心損傷直結事象)について、地震PRA評価におけるフラジリティ評価や事故シーケンス評価における条件設定の妥当性等について再整理の上、炉心損傷防止対策の有効性評価の事故シーケンスグループとして取り扱うべきかの検討を実施した。

2. 炉心損傷直結事象について

炉心損傷直結事象として整理した各事故シーケンスに関連する建屋・構築物、機器のフラジリティ評価や事故シーケンスの評価条件や想定シナリオ等の詳細についてあらためて確認を行うとともに、評価の最適化について検討を実施した。

2.1 建屋・構築物(原子炉建屋)の損傷

(1) 想定事故シナリオ

原子炉建屋については、「原子炉建屋」又は「原子炉建屋基礎地盤すべり線」の損傷を以て原子炉建屋損傷としており、このうち、寄与が大きい要因は「原子炉建屋基礎地盤すべり線」である。

原子炉建屋あるいは、原子炉建屋を支持している基礎地盤が損傷に至ることで、建屋内の原子炉格納容器、原子炉圧力容器等の機器及び構造物が大規模な損傷を受ける可能性があり、影響緩和系に期待できる可能性を厳密に考慮することが困難なため、直接炉心損傷に至る事故シナリオとして整理している。

【炉心損傷頻度】 3.8×10^{-6} / 炉年(点推定値)

・ 原子炉建屋基礎地盤すべり線： 3.5×10^{-6} / 炉年(点推定値)

・ 原子炉建屋： 7.2×10^{-7} / 炉年(点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 約28%

(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

PSA標準に従えば、建屋基礎地盤、周辺斜面などの地盤のすべり破壊、転動の可能

性のある岩塊を評価対象として、すべり安全率の小さなすべり線上の土塊及び不安定な岩塊を選定することが求められる。

原子炉建屋基礎地盤の場合、基準地震動Ssを対象として実施した基礎地盤安定性評価の結果(K6/7申請書 添付六)に基づいて、図1に示す最小安全率(基準地震動Ss-3に対して安全率1.6)を算定したすべり線を評価対象として選定している。

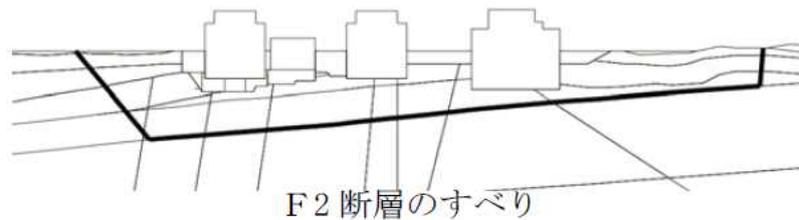


図1 すべり安全率 1.6(6・7号炉原子炉建屋基礎地盤, Ss-3)

b. 評価方法

フラジリティ評価方法として「現実的耐力と現実的応答による方法(応答解析に基づく方法)」を選択した。評価手法は地震PSA 学会標準に準拠した手法とする。

現実的耐力に相当する地盤強度は、試験結果に基づき設定した。ばらつきについては、LHS法(Latin Hypercube Sampling, ラテン方格法)によってサンプリングし、任意に組み合わせたデータセット30ケースを用いることで評価した。

現実的応答については、試験結果に基づき設定した物性値を用いて、地震応答解析を実施することにより評価した。地震応答解析は、等価線形化法による周波数応答解析手法を用い、水平・鉛直動を同時入力している。

地盤のせん断剛性については、ばらつきを考慮した値を設定し、地震応答解析を実施することにより評価を行った。ばらつきは、LHS法によってサンプリングし、任意に組み合わせたデータセット30ケースを用いることで評価する。

応答解析モデルは、基礎地盤安定性評価(K6/7申請書 添付六)に記載の地盤モデルを用いた。基礎地盤の解析モデルを図2に示す。

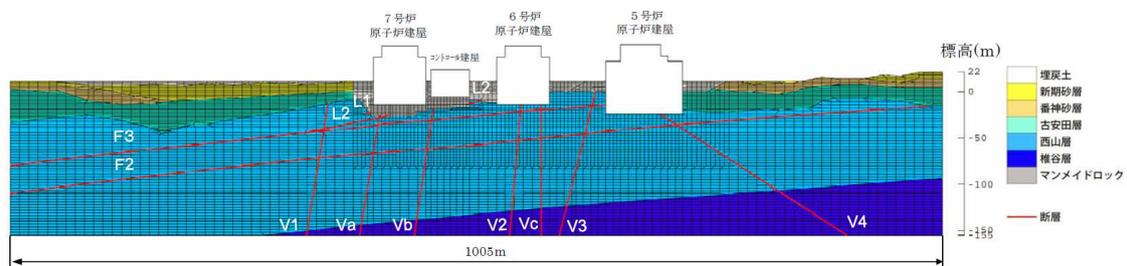
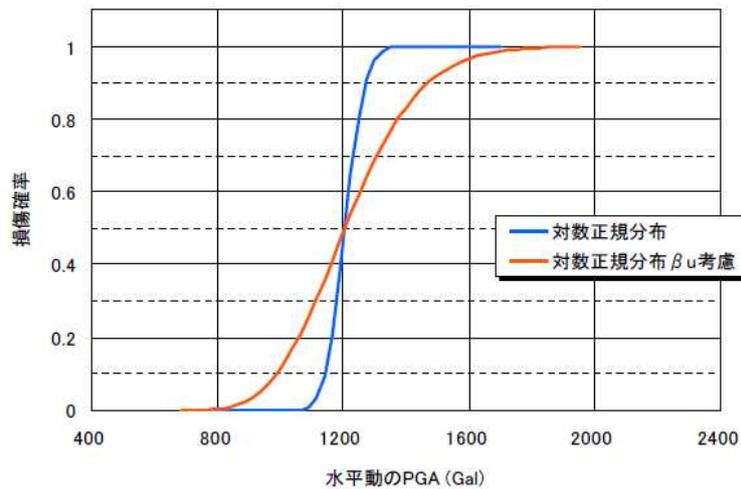


図2 解析用要素分割図(6・7号炉汀線平行断面)

フラジリティ評価では、まず、模擬地震波と平均物性値を用いた地震応答解析を実施することで、すべり安全率が1.0 となる限界加速度を算定する。地盤物性値のばらつきを評価

するため、LHS法によってサンプリングしたデータセット30ケースを設定する。データセット30ケースを用いて、限界加速度に相当する模擬地震波を入力条件とした地震応答解析、すべり安全率の算定を行い、フラジリティ曲線を算出する。HCLPF は信頼度95%フラジリティ曲線を基に算出した。

原子炉建屋基礎地盤のフラジリティ曲線を図3に示す。



(中央値:1193Gal, $R:0.043$, $U:0.15$)

図3 フラジリティ曲線

なお、最終的なHCLPF,中央値については、二次元基礎地盤安定解析における奥行き方向の側面抵抗効果を考慮して、上述の手法により得られた値に対して係数1.5を乗じている。奥行き方向の側面抵抗効果とは、二次元解析では期待していない平面奥行き方向のすべり面の抵抗を考慮するものであり、7号炉,6号炉,5号炉を対象とした既往バックチェック*1において、検討対象とした解析断面に対する効果を確認している。F2断層沿いのすべりを想定する安全率1.6のケース(図1)に対して、奥行き方向の側面抵抗を考慮する場合、すべり安全率は3.3(約2.1倍)となる(HCLPF:1.33G,中央値:1.83G, $R:0.043$, $U:0.15$)。

*1 柏崎刈羽原子力発電所7号機「発電用原子炉施設に関する耐震設計審査指針」の改訂に伴う耐震安全性評価結果 報告書(改訂1)(平成21年1月)

c. 決定論的耐震評価/設計基準地震動に対する裕度

既往バックチェックの中では、7号炉,6号炉,5号炉を対象として、二次元解析においては期待していない平面奥行き方向のすべり面の抵抗を検討している。奥行き方向の側面抵抗を考慮した結果、すべり安全率の最小値は2.9となる。

基礎地盤に対して、基準地震動を用いた決定論的耐震評価を行う場合、3程度の裕度がある。

(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

a. 現行評価手法(すべり安全率)における保守性について

原子炉建屋基礎地盤の安定性は、すべり安全率を指標として評価を行う。しかし、実現現象を考えれば、原子炉建屋の設置されている平坦な敷地に対して、地震動に起因したすべり線に沿った土塊の破壊・変形を想定することは困難である。

基礎地盤の耐震安定性評価にあたって採用されているすべり安全率評価には、以下の保守性が含まれていると考えることができる。

力の釣合条件に基づく評価をしていることによる保守性

土木工学の分野では、斜面の安定性を検討するにあたり、想定したすべり線上の力の釣合条件に基づいた安全率により評価・設計を行う。斜面の場合、地震動の継続時間のうち極めてわずかの時間でも、地震に起因する滑動力が地盤の抵抗力を上回り、すべり線が破壊に至れば、安定性を失った斜面土塊が重力の作用により不安定な状態(崩壊)に至る懸念があり、すべり安全率を指標とした設計が一般的に実施されている。

一方で、基礎地盤の安定性について検討する場合、支持力と変形(沈下)を指標とした評価が一般的であり、原子力発電所の基礎地盤に要求されるすべり安全率評価は一般的ではない。平坦な基礎地盤を考える場合、地震動の継続時間の中で、すべり線が破壊に至った場合でも、不安定な土塊が形成されることはない。また、地震に起因する滑動力が地盤の抵抗力を上回る(すべり安全率が1.0を下回り破壊に至る)のは微小な時間であり、大変形が生じることは考えられない。

基礎地盤のすべり安全率に対する考え方は、斜面設計の考え方と地盤の極限支持力の考え方を勘案して、保守的に導入されたものと推定される。なお、地盤安定性評価を実施する上で一般的な指標となる支持力については、申請書に記載した通り、原位置試験等により得られた極限支持力と建物・構築物の荷重を評価することにより、十分な安全性を確認している。

地盤モデルにおける断層の扱いにおける保守性

基礎地盤の解析モデルの作成にあたっては、主要な断層が直線的に連続するものであると仮定している。実際の断層では、走行・傾斜、破碎部形状・性状に変化があることから、一様な解析モデル上の断層と比較すれば、大きな抵抗力を有するものと推定される。

b. 基礎地盤に対する現実的評価

既往の審査指針、JEAG等の中では、基礎地盤の安定性を評価するにあたり、すべり安全率を指標とした評価を要求しているが、その評価には保守性が含まれると考えられる。PSA標準では、より現実的な地盤耐力の評価手法として、許容すべり量の評価について

も言及していることから、非線形有限要素解析を適用した検討を行い、変形量について評価する。

UHS(10⁻⁶)相当地震波(2138Gal)を入力した場合、基礎地盤に変形が生じる可能性は否定できないものの、安全上重要な機器・配管系の安全機能に支障を与えるものではないと考えられる。以下、検討結果の概要を示す。

非線形有限要素解析を適用した検討

フラジリティ評価を実施した等価線形解析に替えて、地震後の残留変形量を評価することができる非線形有限要素解析により変形量評価を行った。UHS(10⁻⁶)相当地震波を入力し、変形量を評価する。なお、非線形有限要素解析に適用する地盤モデルは、フラジリティ評価に適用したモデルと共通とする。

非線形有限要素解析の結果を図7～9、表2に示す。地震後の残留傾斜は、K6R/Bで1/1500、K7R/Bで1/2800と算定された。残留傾斜は1/1000以下であり、安全上重要な機器・配管系の安全機能に支障を与えるものではない。

以上より、非線形有限要素解析を適用してUHS(10⁻⁶)相当地震波(2138Gal)を入力した結果、基礎地盤に変形が生じる可能性は否定できないものの、安全上重要な機器・配管系の安全機能に支障を与えるものではないと考えられる。

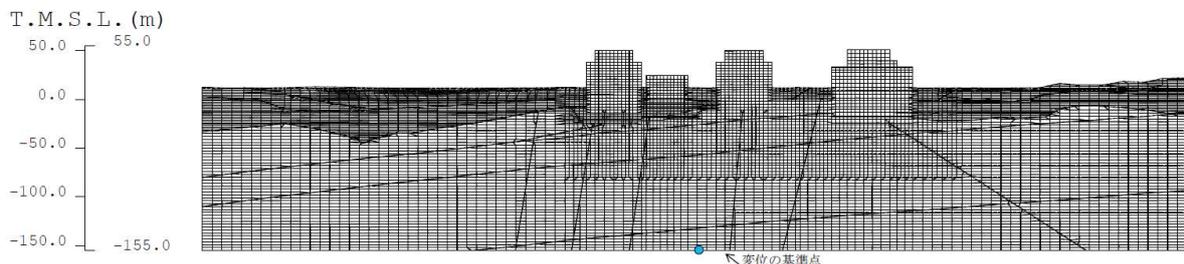


図7 非線形有限要素解析 残留変形(UHS(10⁻⁶)相当地震波)

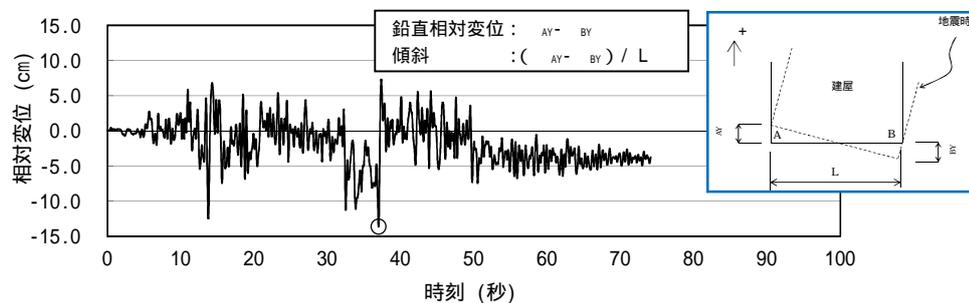


図8 6号機原子炉建屋の鉛直相対変位量(UHS(10⁻⁶)相当地震波)

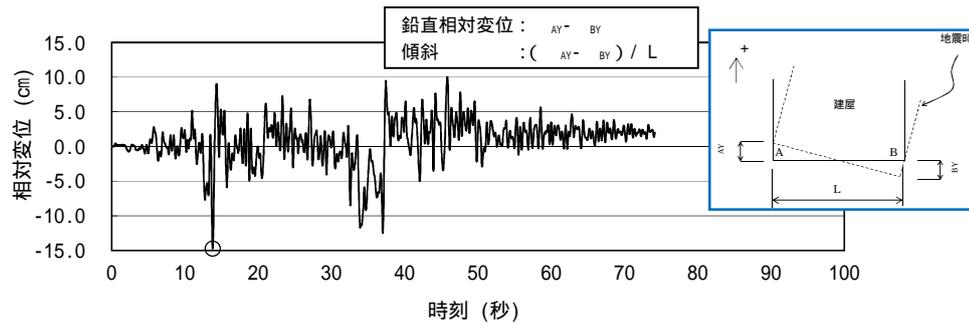


図9 7号機原子炉建屋の鉛直相対変位量(UHS(10⁻⁶)相当地震波)

表2 非線形有限要素解析による原子炉建屋の変位まとめ

	最大鉛直相対変位 (cm)	最大傾斜	発生時刻 (秒)	残留鉛直相対変位 (cm)	残留傾斜
K6R/B	-13.6	-1/400	37.00	-3.8	-1/1500
K7R/B	-14.7	-1/300	13.78	2.0	1/2800

(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

以上の通り、建屋・構築物(原子炉建屋)損傷シーケンスの評価は、現状のフラジリティ評価手法にかなりの保守性を有していると考えられ、このような高い加速度領域における基礎地盤変形が起きるといことは現実的には考えにくい。

仮に基礎地盤変形が起きた場合に考え得るシナリオとしては、原子炉建屋自体の損傷に伴う建屋内機器の機能喪失ではなく、建屋間に生じる可能性のある相対変位により、建屋間を貫通している機器等の損傷である。建屋間を貫通している機器としては、配管、電線管・ケーブルトレイがあるが、電線管・ケーブルトレイについては、損傷に至った場合であっても、ケーブルは、ある程度、余長をもった施工がなされていることから、(3)項に示したような変位に対して断線に至る可能性は小さい。そのため、想定し得る範囲においては、配管の損傷となるが、緩和系に関する配管で損傷が想定されるのは、原子炉建屋とタービン建屋(熱交換器エリア)を貫通している原子炉補機冷却系配管、給水系配管、及び消火系配管、またコントロール建屋と原子炉建屋を貫通している純水補給水系配管などがある。原子炉補機冷却系配管が破断するシナリオは既存の事故シーケンスグループである、原子炉補機冷却系喪失として整理されている。また、破断箇所からの溢水により、全ての水が原子炉建屋内へ流入することは現実的には考えられないものの、その場合の事故シナリオについても、高圧・低圧注水機能喪失として整理される。

以上を総合的に勘案した上で、本事象については新たな有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないこととした¹。

¹ 建屋間相対変位による配管の損傷に留まらず、大規模な範囲での損傷を仮定した場合、地震による原子炉建屋の損傷程度や緩和系の健全性を評価の上、事故シーケンスを特定することは困難であり、炉心損傷対策の有効性評価の事故シーケンスグループとしては適切でない。

2.2 建屋・構築物(格納容器・圧力容器)の損傷

(1) 想定事故シナリオ

格納容器又は圧力容器の損傷は、原子炉格納容器内の構造物や原子炉圧力容器などの損傷に続く事象の進展が複雑であり、影響緩和系による事象収束について厳密に考慮することは合理的ではないことから、直接炉心損傷に至る事故シナリオとして整理している。

【炉心損傷頻度】 8.9×10^{-7} / 炉年(点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 約7%

(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

建屋・構築物(格納容器・圧力容器)の損傷を起因とする燃料損傷に対して最も大きな影響をもつ施設は、RPVペDESTALである。RPVペDESTALの概要図を図10に示す。

RPVペDESTAL下層は内外にある2枚の円筒鋼板(内筒, 外筒)から構成されている。これらの鋼板はたてリブ鋼板(隔壁)により一体化され、鋼板間にコンクリートを充填した構造物である。

地震時には、ダイヤフラムフロアを介して、RPVペDESTAL頂部に原子炉建屋からせん断力が伝達される。

原子炉圧力容器のスカート状の支持脚が、RPVペDESTALのブラケットに設置され、120本の基礎ボルトによって固定されており、地震時に原子炉圧力容器からRPVペDESTALにせん断力・モーメントが伝達される。

RPVペDESTAL基部は、リングガーダを介してアンカボルト(内筒側160本, 外筒側320本)により原子炉格納容器底部に定着されており、RPVペDESTALに付加された荷重は、この基部に伝達される。

決定論による耐震評価結果において、地震荷重に対して裕度が小さい部位(アンカボルト, たてリブ)を、フラジリティの評価部位とした。

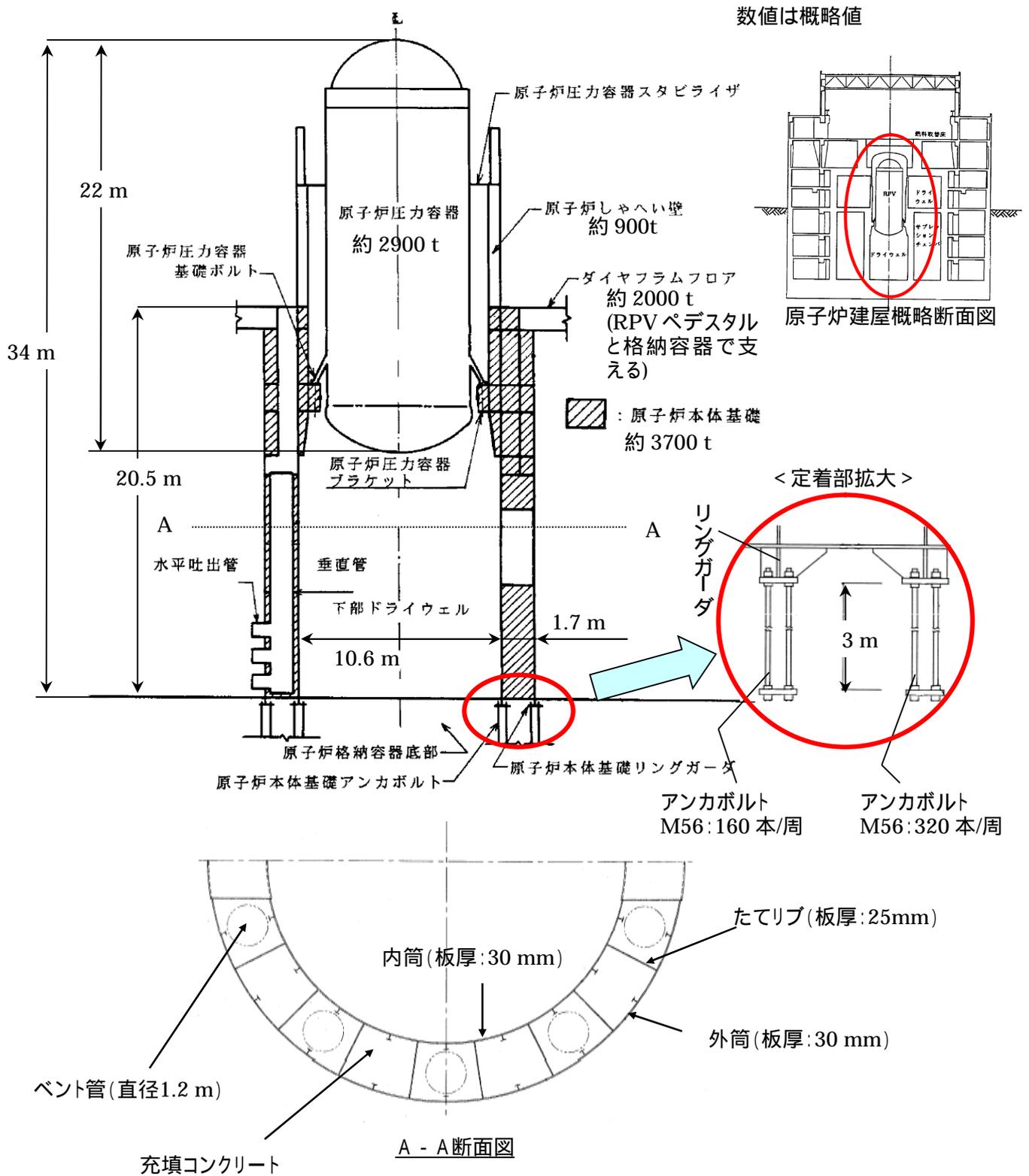


図 10 RPV ペDESTAL の概要図

b.評価方法

今回のフラジリティ評価では、決定論による耐震評価結果に基づき、耐力係数と応答係数を用いた簡易的な安全係数法によりフラジリティを評価した。

c.決定論的耐震評価/設計基準地震動に対する裕度

原子炉建屋内の原子炉压力容器、原子炉格納容器、RPVペDESTAL等の大型機器・構造物は、支持構造上から建屋との連成が無視できないため、地盤・建屋と連成し、コンクリート、鋼板の剛性を適切に考慮した解析モデルにより、基準地震動Ssによる地震応答解析を時刻歴解析で実施する(図11)。

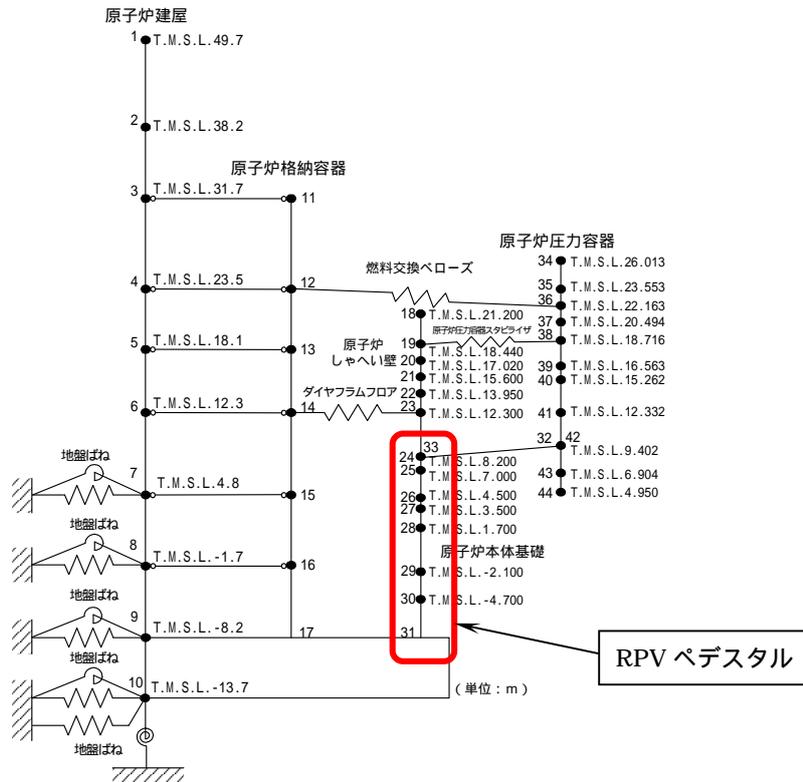


図 11 原子炉しゃへい壁、RPV ペDESTAL及び原子炉压力容器
地震応答解析モデル(NS 方向)

RPVペDESTALのたてリブの構造強度評価においては、上記の地震応答解析により算出した時刻歴荷重データのうち最大荷重を用いて有限要素法による解析を実施している(図12)。この時、コンクリートの強度を無視して、最大荷重を静的に扱い評価を行っている。

RPVペDESTALのアンカボルトの構造強度評価においては、上記の地震応答解析により算出した時刻歴荷重データのうち最大荷重を静的に扱い、応力のつり合い式の計算を行っている(図13)。

たてリブおよびアンカボルトにおいては、ともに地震荷重(最大荷重)を交番荷重では

なく、静的に負荷され続けている単調荷重を想定して評価を行っているところに保守性がある^(*)。さらにたてリブの構造強度評価ではコンクリート強度を無視しているところにも保守性がある。

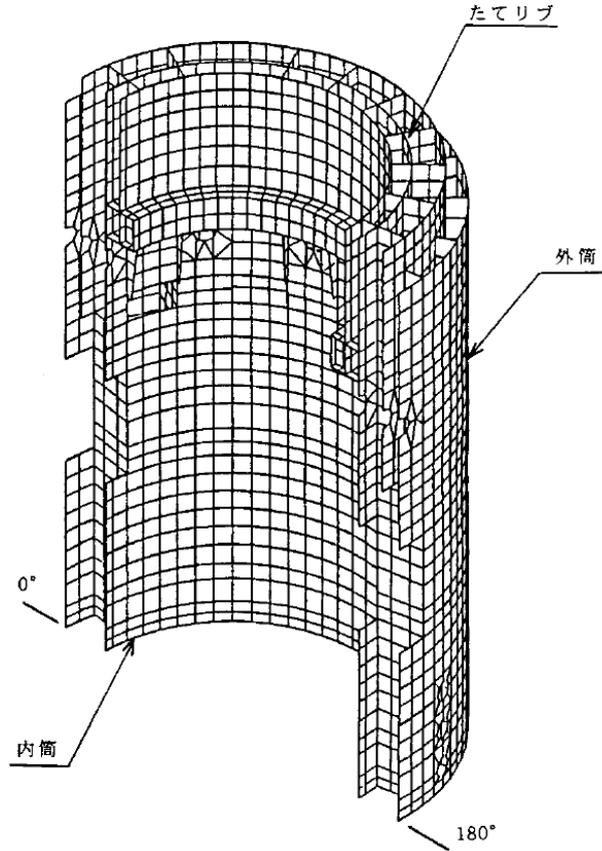


図12 RPVペDESTAL 解析モデル概要図

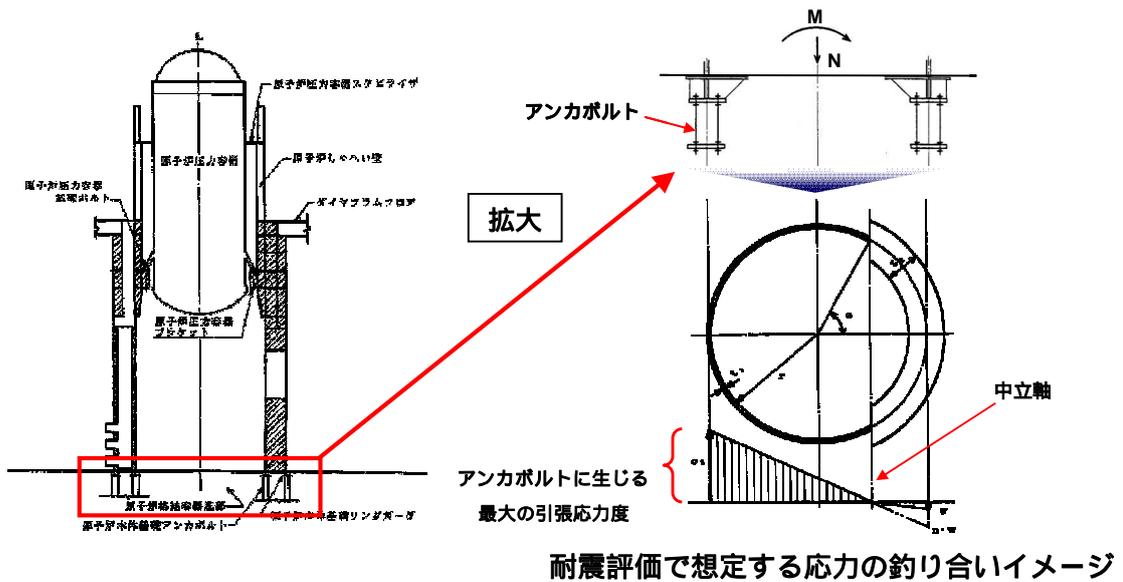
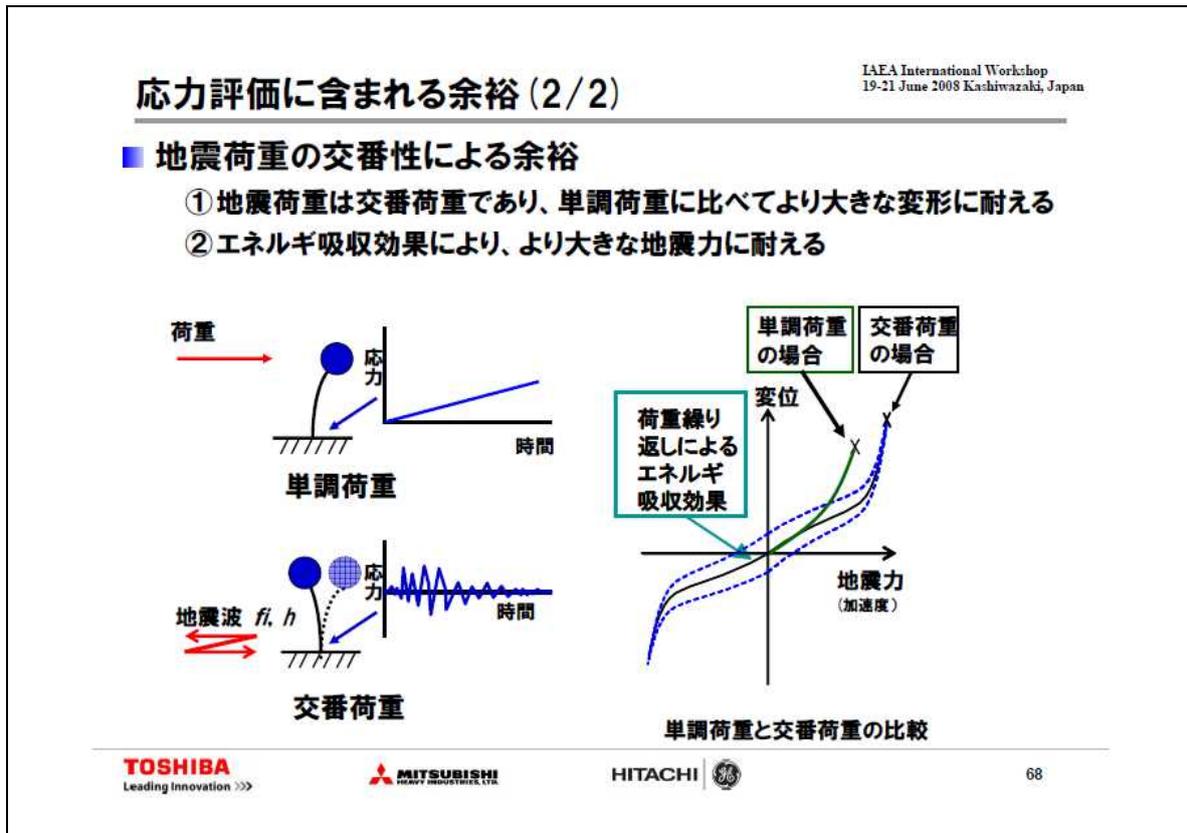


図13 決定論による耐震評価のイメージ(アンカボルト)

* 1 交番荷重を単調荷重として扱うことによる耐震設計上の余裕が一般的に知られている



東芝 電力システム社, 三菱重工業, 日立 GE ニュークリア・エナジー, “Seismic Design Approach in Japanese NPPs”, IAEA International Workshop 19-21 June 2008 Kashiwazaki, Japan

(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

現実的な損傷に対して現実的な評価を行うとすれば、鋼板、アンカー部、基礎マットおよび充填コンクリート全体を詳細にモデル化して応答解析を行う詳細法が考えられるが、今回の評価としては保守的な決定論的評価に基づいた簡易的な方法により評価しているため、RPVペDESTALの支持性能が実際に失われる地震動の大きさは、耐震評価から求まる地震動の大きさよりもはるかに大きいと考えられる。また、RPVペDESTALが支持機能を喪失する地震動の大きさであっても、ダイヤフラムフロアや原子炉格納容器の壁が存在するため、圧力容器が大きく傾くスペースは存在せず、圧力容器に接続されている一次系配管の一部破断もしくは破損に留まると考えられる。

(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

以上の通り、建屋・構築物(格納容器・圧力容器)の損傷シーケンスの評価は、現状のフラジリティ評価手法にかなりの保守性を有していると考えられ、現実的な耐性がPRAの結果に現れているものではない。

仮にペDESTALにおける支持機能の喪失が起きた場合に考え得るシナリオとして、(3)項の通り、一次系配管の一部破断もしくは破損が生じるに留まり、想定し得る範囲においては、

これによる冷却材喪失(LOCA)の発生が考えられ、この場合の事象進展は、既存のLOCAシナリオと同様の進展となることが想定される。

以上を総合的に勘案した上で、本事象については新たな有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないこととした。

2.3 原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失

(1) 想定事故シナリオ

原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失については、地震によるスクラム後、S/R弁の開放失敗による原子炉圧力上昇または地震による直接的な荷重により、原子炉格納容器内の一次冷却材配管が損傷に至るシナリオを想定している。いずれの場合も原子炉冷却材圧力バウンダリの損傷の規模や影響緩和系による事象収束可能性の評価が困難なため、保守的にE-LOCA相当とし、炉心損傷に至る事故シナリオとして整理している。

【炉心損傷頻度】 8.2×10^{-7} / 炉年(点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 約6%

S/R開失敗シナリオ

-(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

事故シーケンスとしては、過渡事象や外部電源喪失、全交流電源喪失時の発生時を想定しているが、いずれのケースにおいても、S/R弁の損傷に起因している。

b. 評価方法

S/R弁の構造上、最弱部の決定論的評価結果に基づき、フラジリティ評価を実施している。

-(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

S/R弁については合計18台設置されているものの、フラジリティ評価上は、機器の完全相関を仮定しており、単一機器の評価 = 全台の評価としている。共通原因故障として単一機器の機能喪失を全台機能喪失と仮定すること自体は保守的な取り扱いではあるが、実際には機器配置の差など、応答に差があることを踏まえると、さらに余裕があると言える。

-(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

PRA評価では、S/R開失敗によるLOCAシナリオとして、S/R弁全数破損により原子炉圧力が過剰に上昇し原子炉一次冷却材バウンダリが広範囲・大規模に破損に至ることを想定し、影響緩和系に期待できず炉心損傷が回避不可となるケースを考え、炉心損傷直結としている。

ただし、-(3)の通り、要因となっているS/R弁の現状のフラジリティ評価にかなり保守的な仮定をおいており、現実的な事故シナリオとしては、合計18台あるS/R弁が同時損傷する可能性は極めて低いことから、E-LOCAには至ることなく緩和系による事象収束が期待できる。そのため、炉心損傷に至る確率が十分小さいと判断し、有効性評価の事故シケ

ンスグループとしては取り扱わないこととした²。

格納容器内配管損傷シナリオ

-(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

配管が格納容器内を通る系統について、配管本体及びその支持構造物のフラジリティを評価した。

b. 評価方法

配管の評価は、各系統で耐震評価上厳しい決定論の結果に基づき、フラジリティ評価を実施している。

² E-LOCA を仮定した場合でも、ECCS 系による注水流量では足りないほどの原子炉冷却材の流出が考えられることから、この事故シーケンスは、LOCA 時に ECCS 系による注水機能が喪失した場合と類似の状況となる可能性が高いと考えられ、「LOCA 時注水機能喪失」の事故シーケンスグループに整理できる。また、E-LOCA 発生時には、大 LOCA + SBO シーケンスと同様に、早い段階で炉心損傷に至ることから、炉心損傷防止対策を講じることは困難である。そのため、本事故シーケンスについては、炉心損傷対策の有効性評価の事故シーケンスグループとして定義するのではなく、格納容器破損防止対策を講じることにより、格納容器閉じ込め機能を維持できるようにしておくことが重要であると考えられる。

c. 決定論的耐震評価/設計基準地震動に対する裕度

地震力をモーダル解析による応答スペクトル法により算出する配管系は、その配管系の振動性状を考慮したモデルを用い、適切な減衰定数により地震応答解析を行う。

配管系の地震応答解析に用いる減衰定数、評価基準値等は保守的に設定されており、裕度を確保している。

配管本体については設計に比べて大きな耐震裕度を有しており、既往研究結果等からも設計想定レベルを上回る地震力に対して健全性を維持することが確認されている。「平成15年配管系終局強度試験」においては、配管バウンダリが設計レベルの約12倍の耐震裕度を有していることが確認された。

平成18年に実施した電共研における配管系耐震試験では、配管サポート及び定着部を含めて模擬した配管サポート系試験体の実規模加振試験を実施しており、配管及びサポートについて、設計で許容されるレベルに対して少なくとも9倍の耐震裕度があることを確認している。

- (3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

現実的な損傷に対して現実的な評価を行うとすれば、配管および配管サポートを一体でモデル化した応答解析を行う詳細法が考えられるが、今回の評価としては保守的な決定論的評価に基づいた簡易的な方法により評価しているため、配管系が損傷に至る地震動の大きさは、耐震評価から求まる地震動の大きさよりもはるかに大きいと考えられる。

- (4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

PRA評価では、格納容器内配管損傷によるLOCAシナリオとして、損傷程度(規模、範囲)を特定することは困難であるものの、-(3)の通り、フラジリティ評価にかなり保守的な仮定をおり、現実的な事故シナリオとしては、E-LOCAには至ることなく緩和系による事象収束が期待できると考えられるため、炉心損傷に至る確率が十分小さいと判断し、有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないこととした³。

2.4 計測・制御系喪失

(1) 想定事故シナリオ

計装・制御系が損傷した場合、プラントの監視及び制御が不能に陥る可能性があること、

³ E-LOCA を仮定した場合でも、ECCS 系による注水流量では足りないほどの原子炉冷却材の流出が考えられることから、この事故シーケンスは、LOCA 時に ECCS 系による注水機能が喪失した場合と類似の状況となる可能性が高いと考えられ、「LOCA 時注水機能喪失」の事故シーケンスグループに整理できる。また、E-LOCA 発生時には、大 LOCA + SBO シーケンスと同様に、早い段階で炉心損傷に至ることから、炉心損傷防止対策を講じることは困難である。そのため、本事故シーケンスについては、炉心損傷対策の有効性評価の事故シーケンスグループとして定義するのではなく、格納容器破損防止対策を講じることにより、格納容器閉じ込め機能を維持できるようにしておくことが重要であると考えられる。

発生時のプラント挙動に対する影響が現在の知見では明確でないことから、保守的に直接炉心損傷に至る事故シナリオとして整理している。

【炉心損傷頻度】 6.9×10^{-8} / 炉年 (点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 1%未満

(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

計測・制御系喪失において評価対象となる電気計装機器は、制御盤、計装ラック、バイタル交流電源設備である。

これらの電気計装機器について、基礎ボルトの構造損傷及び、盤または計装ラック全体における機能損傷について評価している。

b. 評価方法

制御盤及びバイタル交流電源設備は、盤の形状が何れも直立盤に分類されることから、水平方向の耐力評価については、過去に直立盤について機能確認済加速度値を検証しているJNESの知見を用いて行った。

計装ラックについても水平方向の耐力評価については、JNESによる計装ラック全体を加振して検証した機能確認済加速度値が検証されていることから、この知見を用いて耐力評価を実施した。

鉛直方向については、既往の試験結果による機能確認済加速度を適用することとした。

c. 決定論的耐震評価/設計基準地震動に対する裕度

今回の耐力評価に使用している機能確認済加速度は、誤動作を起こすまでの結果である場合が多く、電気計装機器の機能損傷レベルに対して余裕のある機能確認済加速度値を採用している。

(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

今回の直立盤及び計装ラックの評価に適用した機能確認済加速度値は、盤及び内蔵器具類が再使用困難な状態までを検証した結果でないことから、仮に地震動が機能確認済加速度値を超過した場合においても一時的な故障にとどまる可能性が高く、地震収束後に再起動操作等を適切に実施することにより機能回復が可能と考える。

そのため、今回の評価においては炉心損傷直結事象と整理してはいるが、現実的に、直立盤または計装ラックが倒壊するような復旧困難な損傷でない限りは事象収束措置が図られること及び、上記理由により機能回復が見込めることから、実態として炉心損傷に直結しないものと考えられる。

(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

仮に直立盤または計装ラックが倒壊するような機能回復が見込めないような場合であって

も、その範囲により事象収束の可能性が残されているものの、損傷の程度や、影響の程度によって変化する事故シーケンスを個別に特定していくことは困難である。

ただし、(3)の通り、現実的な事故シナリオとしては、一時的な機能喪失にとどまる機器が多く、地震収束後に再起動操作を適切に実施することで緩和系による事象収束が期待できるため、炉心損傷に至る確率が十分小さいと判断し、有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないこととした。

2.5 直流電源喪失

(1) 想定事故シナリオ

直流電源系が損傷に至ることで、ほぼ全ての安全機能の制御機能が喪失することから直接炉心損傷に至る事故シナリオとして整理。

【炉心損傷頻度】 6.0×10^{-8} / 炉年(点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 1%未満

(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

直流電源喪失において評価対象となる電気計装機器は、蓄電池、充電器盤、直流主母線盤、ケーブルトレイ、電線管、直流MCCである。

これらの電気計装機器について、蓄電池架台と盤の基礎部の構造損傷、ケーブルトレイ及び電線管のサポート類の構造損傷、盤における機能損傷について評価している。

b. 評価方法

蓄電池については蓄電池架台の基礎部についての構造損傷評価を実施し、ケーブルトレイ及び電線管については、ケーブルトレイと電線管の本体及び各サポート類の構造損傷を評価した。

また、充電器盤及び直流主母線盤は、盤の形状が何れも直立盤に分類されることから、水平方向の耐力評価については、過去に直立盤について機能確認済加速度値を検証しているJNESの知見を用いて行った。

直流MCCについても水平方向の耐力評価については、JNESによるMCC全体を加振して検証した機能確認済加速度値が検証されていることから、この知見を用いて耐力評価を実施した。

鉛直方向については、既往の試験結果による機能確認済加速度を評価して適用することとした。

c. 決定論的耐震評価/設計基準地震動に対する裕度

今回の耐力評価に使用している機能確認済加速度は、誤動作を起こすまでの結果である場合が多く、電気計装機器の機能損傷レベルに対して余裕のある機能確認済加速度値を採用している。

直流電源喪失において、特にHCLPFが低い電線管及びケーブルトレイは、多数のサポート類における決定論上の評価結果より、最も裕度の低かった部位(最弱部位)の評価結果を適用して得られた結果である。よって、部分的に損傷を開始する可能性は考えられるが、多数の電線管等が全て同時に損傷するものではないと考えられる。更に、電線管及びケーブルトレイの評価部位は、最弱部位(サポート類)に対する評価結果であり、電線管やケーブルトレイに収納されているケーブルが断線等により直接的に機能喪失に至ることを評価したものではない。

(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

今回の直立盤、直流MCCの評価に適用した機能確認済加速度値は、盤及び内蔵器具類が再使用困難な状態までを検証した結果でないことから、仮に地震動が機能確認済加速度値を超過した場合においても一時的な故障にとどまる可能性が高く、地震収束後に再起動操作等を適切に実施することにより機能回復が可能と考える。

また、ケーブルトレイ及び電線管に適用した決定論上の評価結果についても、最弱部位(サポート類)の内、最も裕度の低い評価結果を適用した結果であることから、全てのサポートが同時に損傷するものではないと考えられること及び、ケーブル断線等の直接的な機能喪失を評価した結果を適用しているものではないことから、実際のケーブル断線等の機能損傷に至るまでには裕度があると考えられる。

今回の評価結果から炉心損傷直結事象と整理されてはいるが、現実的に、直立盤または直流MCC或いは蓄電池が倒壊するような復旧困難な損傷でない限りは事象収束措置が図られ機能回復が見込めること及び、電線管等についてもケーブル断線等の機能喪失に至るまでには裕度を有していることから、実態として炉心損傷に直結しないものと考えられる。

(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

仮に一部の直流MCCや蓄電池が倒壊し復旧困難な場合においては、事象収束措置が困難となり炉心損傷に至るケースも想定されるものの、損傷の程度や影響の程度によって変化する事故シーケンスを個別に特定していくことは困難であり、大規模に機器が損傷に至る場合においては、さらにその困難さや評価の不確かさが増すことから、PRA評価では、直流電源喪失シナリオは、保守的に炉心損傷直結としている。

ただし、(3)の通り、現実的な事故シナリオとしては、一時的な機能喪失にとどまる機器に対し、地震収束後に適切に対応することで緩和系による事象収束が期待できるため、炉心損傷に至る確率が十分小さいと判断し、有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないこととした。

2.6 格納容器バイパス

(1) 想定事故シナリオ

格納容器バイパス事象は、インターフェースシステムLOCA(IS-LOCA)と、バイパス破

断に細分化される。IS-LOCAは、格納容器バウンダリ内外の高圧設計配管と低圧設計配管のインターフェースの隔離機能が喪失することによって、格納容器外の低圧設計配管、弁などに一次冷却材の高圧負荷がかかり損傷が生じ、格納容器外へ原子炉冷却材流出を引き起こす事象である。バイパス破断は、常時開などの隔離弁に接続している配管が格納容器外で破損すると同時に隔離弁が閉失敗することで、原子炉冷却材が流出する事象である。

本事故シーケンスにおいて支配的なシナリオは原子炉冷却材浄化系(CUW系)隔離弁の下流側配管(耐震Bクラス)の地震による損傷と、通常開状態である隔離弁の同時損傷による隔離失敗に至ることでバイパス破断が発生するものである。事故シナリオとしては、原子炉冷却材が格納容器外への流出することで、建屋内の広範な影響緩和系に係る機器(電気品、計装品等)が機能喪失するとし、直接炉心損傷に至るものと整理している。

【炉心損傷頻度】 1.2×10^{-7} / 炉年(点推定値)

【全炉心損傷頻度への寄与割合】 1%未満

(2) フラジリティ評価

a. 評価対象機器/評価部位

本事故シーケンスで支配的なシナリオである格納容器バイパス破断については、CUW系配管の破損と、CUW系隔離弁の閉失敗に関する機器(隔離弁、電源設備(D/G、電源盤等))である。

b. 評価方法

隔離弁や電源設備については、本事故シーケンス特有の設備ではないため、特段、フラジリティ評価に変わりはないが、CUW系配管については、耐震Bクラスということで地震発生時の損傷確率1.0としている。

(3) 現実的評価/最適評価(フラジリティ/シナリオ)

CUW系配管については、耐震Bクラスということでフラジリティ評価では地震に対する耐力を考慮していないものの、一定程度の耐力は有していると考えられる。また、隔離弁については、2重化されているものの、完全相関を仮定していることから、地震動の大きさによっては、同時破損確率は、現評価よりは低くなることが考えられる。

(4) 有効性評価における事故シーケンスグループとしての取り扱い

PRA評価では、格納容器バイパスシナリオについて、配管損傷の程度やその発生位置に応じて変化する溢水量や溢水(又は蒸気)の伝播経路の特定、影響緩和措置の実現性や成立性の確認を含めた詳細な事象進展の特定は不確実さも大きく定量化困難である。

ただし、(3)の通り、現実的な事故シナリオとしては、損傷の程度や位置によっては、建屋内で影響の及ぶ機器は限定的なものとなり、原子炉へ注水を継続することにより炉心損傷回避が図られる。また、(2)の通り、地震動の大きさに限らずCUW系配管(耐震クラスB)に

ついて損傷確率1と仮定した評価を実施しているものの、新潟県中越沖地震の際も、建屋での配管損傷事例は確認されておらず、実際には一定の裕度を有しておりことから、更に発生頻度は低くなると判断される。

すなわち、損傷の程度によっては既存の有効性評価の事故シーケンスグループに含まれること、加えて本事故シーケンスにより炉心損傷に至る頻度はかなり稀な事象であるといえることから、新たな有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないものとした。

3.まとめ

炉心損傷直結事象として整理した6つの事故シーケンスについては、現実的な耐力や事故シナリオを考慮することにより、新たな有効性評価の事故シーケンスグループとしては取り扱わないものとした⁴。

本来はPRA評価においても、損傷の程度に応じて緩和系による事象収束可否を詳細に評価することが望ましいが、現段階では損傷の規模や範囲の特定は困難かつ不確かさが大きく、これら事故シーケンスが発生した場合の事象進展、具体的には炉心損傷までの時間余裕、緩和系の健全性や炉心損傷防止への必要性能有無などについて評価を行うことは現実的ではないことから、保守的に炉心損傷直結として取り扱っている。

⁴ 大規模な地震を想定した場合の、多数の設備の損壊により炉心損傷回避が困難となるケースについても、炉心損傷防止対策の有効性評価の事故シーケンスグループとして単独で定義する必要はなく、地震による損傷の程度や事象進展に応じて、さまざまな炉心損傷防止対策を臨機応変に組み合わせて活用可能なように準備しておくことが重要である。また、原子炉建屋全体が損壊し、建屋内部の安全系機器が機能喪失に至ってしまうような非常に苛酷な状況下においても、屋外の可搬型設備により注水、除熱、電源機能を確保するとともに、大規模損壊対策として放水砲等の影響緩和措置を講じられるようにしておくことが重要であると考えられる。

柏崎刈羽原子力発電所 6号機および7号機の比較

1. はじめに

地震 PRA モデルとして、評価条件、地震ハザード、イベントツリー、フォールトツリー及びランダム要因失敗確率（機器故障、人的過誤、共通原因故障など）については柏崎刈羽原子力発電所 6号機と 7号機は共通であり、6号機と 7号機の相違点はフラジリティのみである。

そのため 6号機と 7号機の炉心損傷頻度等の評価結果の差について、フラジリティの比較の観点から分析を実施した。

2. 炉心損傷頻度の比較

全炉心損傷頻度は、6号機が 1.2×10^{-5} / 炉年（点推定値）、7号機が 1.5×10^{-5} / 炉年（点推定値）であり、概ね同等な結果となっている。ただし、炉心損傷シーケンス別に炉心損傷頻度を比較すると 6号機および 7号機間でバラツキが見受けられることから、それら差について要因分析を実施した。（炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度 図.1、表.1 参照）

各炉心損傷シーケンスの中で、最も炉心損傷頻度の相対的な差が大きいのは格納容器バイパスシーケンスであり、6号機が 9.6×10^{-7} [炉年]、7号機が 1.2×10^{-7} [炉年] である。格納容器バイパスの主要なシナリオは、低耐震クラス配管等と隔離弁の同時損傷によるものであるが、6号機で炉心損傷頻度への寄与の大きい原子炉給水隔離弁の HCLPF が 1.20[G]なのに対し、7号機で炉心損傷頻度への寄与の大きい CUW 吸込ライン隔離弁では 1.73[G]となっており、この耐力の差が炉心損傷頻度の差の要因となっている。さらに 6号機では主蒸気隔離弁の損傷確率が大きい（6号機 HCLPF 1.44[G]、7号機 HCLPF 2.12[G]）ことも、6号機の炉心損傷頻度評価結果が大きい要因となっている。

各炉心損傷シーケンスについて、主要な事故シナリオの比較、炉心損傷頻度への寄与が大きい機器、フラジリティ評価の差異理由等を別添 1 に示す。

以上

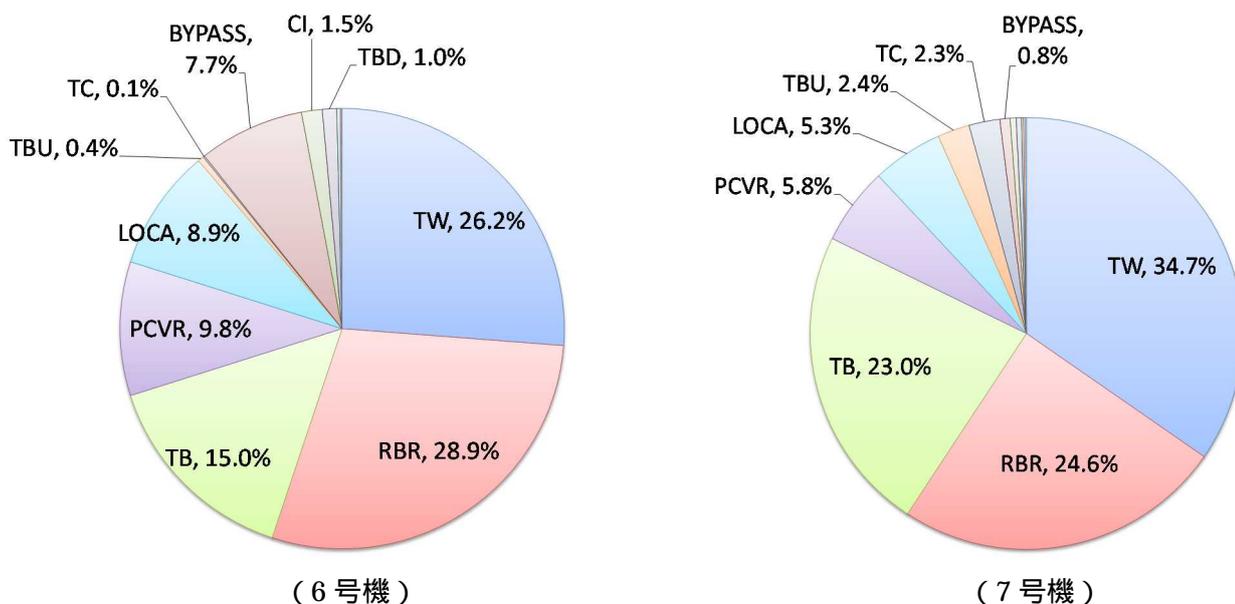


図.1 6号機及び7号機の炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度（点推定値）

表.1 6号機及び7号機の炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度（点推定値）

起因事象	6号機		7号機	
	炉心損傷頻度 [炉年]	寄与割合	炉心損傷頻度 [炉年]	寄与割合
崩壊熱除去失敗 (TW)	3.3E-6	26.2%	5.3E-6	34.7%
建屋・構築物(R/B)の損傷 (RBR)	3.6E-6	28.9%	3.8E-6	24.6%
電源喪失 (TB)	1.9E-6	15.0%	3.5E-6	23.0%
建屋・構築物(RPC・PCV)の損傷 (PCVR)	1.2E-6	9.8%	8.9E-7	5.8%
原子炉冷却材圧力バウンダリ喪失 (LOCA)	1.1E-6	8.9%	8.2E-7	5.3%
電源喪失 (TBU)	5.4E-8	0.4%	3.7E-7	2.4%
未臨界確保失敗 (TC)	1.4E-8	0.1%	3.6E-7	2.3%
原子炉格納容器バイパス (BYPASS)	9.6E-7	7.7%	1.2E-7	0.8%
計測・制御系喪失 (CI)	1.9E-7	1.5%	6.9E-8	0.4%
電源喪失 (TBD)	1.3E-7	1.0%	6.0E-8	0.4%
高圧注水失敗, 減圧失敗 (TQUX)	3.1E-8	0.3%	2.3E-8	0.2%
電源喪失 (TBP)	1.0E-8	0.1%	2.0E-8	0.1%
高圧注水失敗, 低圧注水失敗 (TQUV)	6.4E-9	0.1%	1.3E-8	0.1%
合計	1.2E-5	100%	1.5E-5	100%

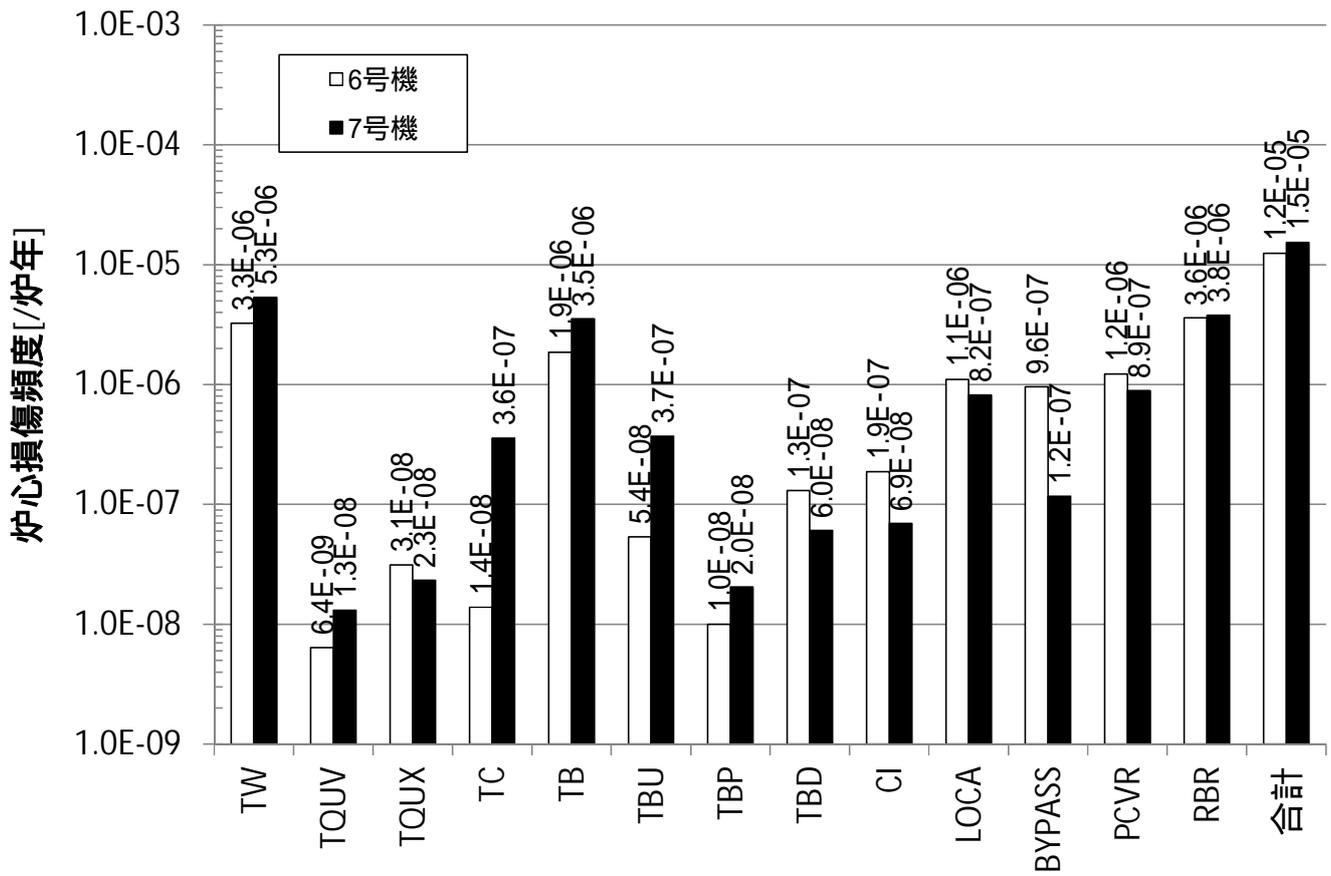


図.2 6号機及び7号機の炉心損傷シーケンス別の炉心損傷頻度の比較

【TW シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	3.3×10^{-6} [/炉年]	5.3×10^{-6} [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	「過渡事象」時にスクラム, 圧力制御及びHPCFによる炉心注水に成功後, RHRによる原子炉格納容器からの崩壊熱除去に失敗するシナリオ	同左	7号機の主要な事故シナリオでは, 「RHR弁」, 「RHR/LPFL共通弁」, 「RHR配管」の地震要因事象が炉心損傷頻度に占める割合が大きい, いずれのHCLPFも6号機の方が大きいことが, 6号機の炉心損傷頻度が小さくなる要因となっている。	6号機	7号機		
				RHR弁	1.60	1.13	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				RHR/LPFL共通弁	1.60	1.13	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
RHR配管	1.84	1.15	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる				

【TQUV シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	6.4×10^{-9} [/炉年]	1.3×10^{-8} [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	「過渡事象」時に圧力制御成功又はS/R弁再閉鎖失敗後, 高圧注水機能(圧力制御成功時はHPCF及びRCIC, S/R弁再閉鎖失敗時はHPCF)に失敗し, 原子炉減圧には成功するが低圧注水機能(LPFL)に失敗し炉心損傷に至るシナリオ	同左	6号機及び7号機で炉心損傷頻度への寄与が最も大きい機器のHCLPFを比較すると7号機RCW熱交換器(HCLPF=0.98[G])より6号機RCW弁(HCLPF=0.97[G])の方がわずかに小さいものの, 7号機は炉心損傷頻度への寄与が大きい機器としてRCW配管(HCLPF=1.11[G])があり, カットセット同士の炉心損傷頻度を加算すると7号機の炉心損傷頻度の方が大きくなる。	6号機	7号機		
				RCW熱交換器	1.46	0.98	機器の構造がプラント間で異なる
				RCW弁	0.97	1.56	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
RCW配管	2.37	1.11	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる				

【TQUX シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	3.1×10^{-8} [/炉年]	2.3×10^{-8} [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	「過渡事象」時に、圧力制御成功後、高圧注水機能（HPCF 及び RCIC）に失敗し、更に原子炉減圧に失敗することで原子炉への注水不能となり炉心損傷に至るシナリオ	同左	6号機の炉心損傷頻度の方が大きいのは、高圧注水機能及び原子炉減圧機能に関連する地震要因基事象のHCLPFが、7号機より6号機で小さいことによる。		6号機	7号機	
				HPCF 弁	0.94	1.22	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				逃がし安全弁	0.86	1.03	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる

【TC シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.4×10^{-8} [/炉年]	3.6×10^{-7} [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	地震により外部電源が喪失することで「外部電源喪失」が発生する。その後のスクラムに失敗して、S/R 弁開放による圧力制御及び HPCF による炉心冷却には成功するが SLC による反応度制御に失敗して炉心損傷に至るシナリオ	地震により外部電源と D/G のサポート系である原子炉補機冷却水系・冷却海水系（RCW・RSW）が喪失することで「全交流電源喪失」が発生する。その後のスクラム失敗により未臨界確保に失敗し炉心損傷に至るシナリオ	スクラム系に関連する要因で、7号機の CRD 配管、上部格子板より6号機のシュラウドサポートのHCLPFが大きいため、7号機の炉心損傷頻度が大きくなっている。 また、6号機は7号機に比べて原子炉補機冷却水系・冷却海水系（RCW・RSW）に関する機器のフラジリティが強く「全交流電源喪失（RCW・RSW 損傷）」の起因事象発生頻度が小さいため、6号機と7号機で主要な事故シナリオが異なる。		6号機	7号機	
				RCW 熱交換器	1.46	0.98	機器の構造がプラント間で異なる
				RCW 配管	2.37	1.11	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				CRD 配管	2.62	1.39	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる

【TB シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器				
炉心損傷頻度	1.9×10^{-6} [/炉年]	3.5×10^{-6} [/炉年]		6号機及び7号機で炉心損傷頻度への寄与が最も大きい機器のHCLPFを比較すると7号機RCW熱交換器(HCLPF=0.98[G])より6号機RCW弁(HCLPF=0.97[G])の方がわずかに小さいものの、7号機は炉心損傷頻度への寄与が大きい機器としてRCW配管(HCLPF=1.11[G])があり、カットセット同士の炉心損傷頻度を加算すると7号機の炉心損傷頻度の方が大きくなる。	機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	地震により外部電源とD/Gのサポート系である原子炉補機冷却水系・冷却海水系(RCW・RSW)が喪失することで「全交流電源喪失」が発生する。 その後のスクラム、S/R弁による圧力制御に成功し、事象初期のRCICによる原子炉注水に成功するものの、サポート系(非常用交流電源及び原子炉補機冷却水系・冷却海水系(RCW・RSW))及び長期水源を確保できないことから継続注水に失敗し炉心損傷に至るシナリオ	同左	6号機		7号機	機器の構造がプラント間で異なる		
			RCW熱交換器		1.46		0.98	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
			RCW弁		0.97		1.56	
RCW配管	2.37	1.11						

【TBU シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器				
炉心損傷頻度	5.4×10^{-8} [/炉年]	3.7×10^{-7} [/炉年]		6号機及び7号機で炉心損傷頻度への寄与が最も大きい機器のHCLPFを比較すると7号機RCW熱交換器(HCLPF=0.98[G])より6号機RCW弁(HCLPF=0.97[G])の方がわずかに小さいものの、7号機は炉心損傷頻度への寄与が大きい機器としてRCW配管(HCLPF=1.11[G])があり、カットセット同士の炉心損傷頻度を加算すると7号機の炉心損傷頻度の方が大きくなる。 RCICに関連する要因では、7号機のCSP周り配管より6号機のCSP周り配管のHCLPFが大きいいため、6号機の炉心損傷頻度が小さくなる。	機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	地震により外部電源とD/Gのサポート系である原子炉補機冷却水系・冷却海水系(RCW・RSW)が喪失することで「全交流電源喪失」が発生する。その後のスクラム及びS/R弁による圧力制御に成功後、事象初期のRCICによる原子炉注水に失敗し炉心損傷に至るシナリオ	同左	6号機		7号機	機器の構造がプラント間で異なる		
			RCW熱交換器		1.46		0.98	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
			RCW弁		0.97		1.56	
			RCW配管		2.37		1.11	
CSP周り配管	1.35	1.05						

【TBP シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.0×10^{-8} [/炉年]	2.0×10^{-8} [/炉年]					
主要な事故シナリオ	地震により外部電源とD/Gのサポート系である原子炉補機冷却水系・冷却海水系(RCW・RSW)が喪失することで「全交流電源喪失」が発生する。その後のスクラム及びS/R弁による開放には成功するが再閉鎖に失敗し炉心損傷に至るシナリオ	同左	6号機及び7号機で炉心損傷頻度への寄与が最も大きい機器のHCLPFを比較すると7号機RCW熱交換器(HCLPF=0.98[G])より6号機RCW弁(HCLPF=0.97[G])の方がわずかに小さいものの、7号機は炉心損傷頻度への寄与が大きい機器としてRCW配管(HCLPF=1.11[G])があり、カットセット同士の炉心損傷頻度を加算すると7号機の炉心損傷頻度の方が大きくなる。	機器名称	HCLPF[G]		備考
					6号機	7号機	
				RCW熱交換器	1.46	0.98	機器の構造がプラント間で異なる
				RCW弁	0.97	1.56	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				RCW配管	2.37	1.11	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる

【TBD シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.3×10^{-7} [/炉年]	6.0×10^{-8} [/炉年]					
主要な事故シナリオ	直流電源系が損傷し、ほぼ全ての安全機能の制御機能が喪失することから直接炉心損傷に至るシーケンス	同左	7号機より6号機の電線管のHCLPFが小さいため、6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。	機器名称	HCLPF[G]		備考
					6号機	7号機	
				電線管	1.51	1.66	プラント間で大きな差違なし
				ケーブルトレイ	1.95	2.72	ケーブルトレイおよびケーブルトレイ支持構造物の配置がプラント間で異なる

【CI シーンケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.9×10^{-7} [炉年]	6.9×10^{-8} [炉年]			HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	計装・制御系が損傷し、プラントの監視及び制御が不能に陥り直接炉心損傷に至るシーケンス	同左	6,7号機のコントロール建屋(C/B)より6号機のバイタル交流電源装置 交流120Vバイタル分電盤のHCLPFが小さいため、6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。	6号機	7号機		
				バイタル交流電源	1.59	2.05	鉛直方向の機能確認済加速値がプラント間で異なる
				交流120Vバイタル分電盤	1.59	2.05	鉛直方向の機能確認済加速値がプラント間で異なる
				コントロール建屋(C/B)	1.67	1.67	

【LOCA シーンケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.1×10^{-6} [炉年]	8.2×10^{-7} [炉年]			HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	原子炉格納容器内にある一次系配管の大規模な破断により E-LOCA が発生し直接炉心損傷に至るシナリオ	同左	7号機より6号機の格納容器内配管のHCLPFが小さいため、6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。	6号機	7号機		
				格納容器内配管	1.10	1.15	プラント間で大きな差異なし

【BYPASS シーケンス】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	9.6 × 10 ⁻⁷ [/炉年]	1.2 × 10 ⁻⁷ [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	原子炉給水ライン隔離弁の上流側設備（耐震 B クラスの配管又はタービン関連設備）が地震により破断し、通常開状態である隔離弁が地震により同時損傷（隔離機能喪失）した場合にバイパス破断が発生し直接炉心損傷に至るシナリオ	CUW 吸込みライン隔離弁の下流側設備（耐震 B クラスの配管）が地震により破断し、通常開状態である隔離弁が地震により同時損傷（隔離機能喪失）した場合にバイパス破断が発生し直接炉心損傷に至るシナリオ	7号機の CUW 吸込ライン隔離弁より6号機の原子炉給水ライン隔離弁及び主蒸気隔離弁の HCLPF が小さいため、6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。		6号機	7号機	
				CUW 吸込ライン隔離弁	2.59	1.73	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				原子炉給水ライン隔離弁	1.20	2.14	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				主蒸気隔離弁	1.44	2.12	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
				RHR 停止時冷却隔離弁	1.60	1.13	弁が設置される配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる
	主蒸気隔離弁の下流側設備（耐震 B クラスの配管又はタービン関連設備）が地震により破断し、通常開状態である隔離弁が地震により同時損傷（隔離機能喪失）した場合にバイパス破断が発生し直接炉心損傷に至るシナリオ	通常閉状態である RHR 停止時冷却隔離弁及びその下流側の低圧設計配管が地震により同時損傷した場合に ISLOCA が発生し、直接炉心損傷に至るシナリオ		RHR 配管	1.84	1.15	配管および配管支持構造物の配置がプラント間で異なる

【PCVR シーンズ】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	1.2 × 10 ⁻⁶ [/炉年]	8.9 × 10 ⁻⁷ [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	原子炉格納容器又は原子炉圧力容器が損傷し、直接炉心損傷に至るシーンズ	同左	7号機より6号機のRPVペDESTALのHCLPFが小さいため、6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。さらに、6号機の原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔のHCLPFが小さいことによっても6号機の炉心損傷頻度が大きくなる。		6号機	7号機	
				原子炉冷却材再循環ポンプ貫通孔	1.38	2.74	<ul style="list-style-type: none"> ・6号機では「塑性エネルギー吸収係数」を考慮しなかったため ・6号機で「塑性エネルギー吸収係数」を考慮した場合の参考 HCLPF : 3.27[G] ・6号機参考HCLPFと7号機HCLPFの差異は「解放基盤表面の地震動に関する係数」の違いによるもの 6号機：0.83，7号機：0.63
				RPV ペDESTAL	1.22	1.24	プラント間で大きな差なし

【RBR シーンズ】

	6号機	7号機	主要な事故シナリオの比較分析	炉心損傷頻度への寄与が大きな機器			
炉心損傷頻度	3.6 × 10 ⁻⁶ [/炉年]	3.8 × 10 ⁻⁶ [/炉年]		機器名称	HCLPF[G]		備考
主要な事故シナリオ	原子炉建屋が損傷し、建屋内の原子炉格納容器、原子炉圧力容器等の機器及び構造物が大規模な損傷を受け直接炉心損傷に至るシーンズ	同左	炉心損傷頻度への寄与が大きい原子炉建屋基礎地盤すべり線のフラジリティは6号機及び7号機で共通なため、6号機及び7号機間の炉心損傷頻度の差が小さい。 6号機の炉心損傷頻度の方がわずかに小さいのは、6号機原子炉建屋のHCLPFが7号機より大きいことに起因している。		6号機	7号機	
				原子炉建屋 (R/B)	1.70	1.44	建屋の構造がプラント間で異なる

3.2.2 津波PRA

津波PRAは、一般社団法人 日本原子力学会が発行した「原子力発電所に対する津波を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準：2011（以下「津波PRA学会標準」という。）を参考に評価を実施し、各実施項目については「PRAの説明における参照事項」（原子力規制庁 平成25年9月）の記載事項への適合性を確認した。評価フローを第3.2.2-1図に示す。なお、今回の津波PRAでは、津波単独の影響のみを評価しており、地震随伴に伴う津波（重畳事象）等は対象としていない。

3.2.2.a. 対象プラントと事故シナリオ

① 対象とするプラントの説明

1) PRAにおいて考慮する緩和機能(系統)の概要

主要な機器・系統の配置及び形状・設備容量は3.1内部事象PRAでの記載と同様である。

なお本評価では、AM要請以降に整備したアクシデントマネジメント策には期待しないことを前提としている。このため、津波に対し有効と考えられる防潮堤、水密扉や貫通口止水等の止水対策についても考慮していない。

第3.2.2.a-1図に津波PRAの中で考慮する設備配置を記載したプラント概要図を示す。また、津波PRAに必要なプラント情報として、次の情報を収集、整理した。

- ・ 機器配置図
 - ✓ 原子炉建屋(R/B)
 - ✓ タービン建屋(T/B)
 - ✓ コントロール建屋(C/B)
 - ✓ 廃棄物処理建屋(Rw/B)

- ・ 建屋内外の開口部(貫通部)情報(以下の開口位置, 開口面積)
 - ✓ 扉, 機器ハッチ, 空調ダクト, ケーブルトレイ, ドレンファンネル, 配管, 電線管
- ・ 設備の設置情報(設置区画及び設置高さ)
- ・ 津波ハザード評価

2) プラントウォークダウン(PWD)の結果

a. PWDの実施手順

PWDは机上検討では確認が難しいプラント情報の取得及び検討したシナリオの妥当性確認のために実施する。このPWDにおいて評価対象とする機器の抽出の考え方や, 調査すべき要件をPWD要領書(チェックシート等を含む)にまとめた。この要領書に従ってPWDを実施し, 主に以下の観点について対象箇所の状況を確認した。

- ・ 津波影響
- ・ 間接的影響の有無
- ・ 津波伝播経路及び建屋開口部(貫通部)

b. プラントウォークダウン対象機器の選定

まず, 津波PRA対象となる機器及び建屋開口部(貫通部)を, 以下の手順で抽出した。

- ・ 機器の抽出

(a) 内部事象レベル1PRA 評価において, 当該系統・機器が機能喪失することで炉心損傷に至る恐れのある緩和系の系統・設備を抽出している。津波PRAにおいてもそれら全てを検討対象とした。

(b) (a)では対象外だったもののうち, 津波による損傷によって内部事象出力運転時レベル1の起因事象が発生するもの(給復水系, 屋外変圧器等)や津波特有の損傷状態に至る設備(電源盤, 取水構造物など)を機器配置図や構造図等の図面により抽出した。

・ 建屋開口部(貫通部)の抽出

本評価では、屋外の海水取水口のように開口面積が広い箇所を代表的な津波浸水口として抽出した。

このようにして抽出した津波PRA対象機器・開口部のうち、事故シーケンスモデルにおいて評価結果に大きな影響を及ぼすと想定される設備が設置されている溢水区画および当該溢水区画への溢水伝播経路を調査対象として選定した。

c. プラントウォークダウンの結果

PWD要領書のチェックシートに基づき、対象機器のチェックを行った。溢水伝播経路図、現場写真のサンプル及びチェックシートをそれぞれ第3.2.2.a-2図、第3.2.2.a-3図に示す。PWDの結果、抽出した対象機器及び開口部(貫通部)等について、図面との相違や過不足等が無いことを確認した。

② 津波により炉心損傷に至る事故シナリオと分析

評価においては、以下を前提条件とした。

- ✓ 地震発生前は出力運転状態とする。
- ✓ 地震によって安全上重要な建屋、系統(システム)、機器の機能喪失につながる損傷はない、即ち、地震によるプラントへの直接的影響は無いものとする。
- ✓ 地震後に津波が襲来するものとする。
- ✓ 地震発生から津波襲来までは一定の時間があり、その間にプラントを停止できることから、津波襲来時には原子炉が停止しているものとする。(添付資料3.2.2.a-1)

1) 事故シナリオの分析・選定

津波襲来時における事故シナリオの分析・選定を行った。津波 PRA 学会標準を参考に津波による影響を、直接的な被災による事故シナリオと間接的な被災による事故シナリオに区別し分析した。分析した内容を第 3.2.2.a-1 表に示す。

分析した結果、本評価では事故シナリオのうち「浸水による設備の没水、被水」を対象とした。また、引き波の影響については感度解析として評価した。

2) 起回事象の分析結果

第 3.2.2.a-4 図に示すフローを用いて津波により誘発される起回事象を分析し、選定した。起回事象として選定したのは以下の 5 事象である。

- ・ 外部電源喪失
- ・ 直流電源喪失
- ・ 全交流電源喪失
- ・ 最終ヒートシンク喪失(原子炉補機冷却系機能喪失)
- ・ 過渡事象(全給水機能喪失等)

3) 建屋・機器リストの作成

本評価では、下記の3つの前提条件を定め、考慮する建屋・機器のリストを作成した。

- a. 地震の影響による安全上重要な機器等の損傷はない。
- b. 建屋内の壁・床・扉等の止水対策は考慮しない。したがって、建屋外郭の開口部(貫通部)から津波が流入した場合には、同一建屋の同一フロア全体が同時に浸水する。
- c. 格納容器は密閉構造であることから、格納容器内には津波が流入しない。

また、津波による損傷によりプラントに影響を及ぼす機器のリスト(抜

粹)を第3.2.2.a-2表に示す。

4) 津波シナリオの作成

本評価では「起因事象の誘発又は緩和設備の損傷が生じる高さ」から、事故シナリオを以下の4区分に分類した。第3.2.2.a-3表、第3.2.2.a-4表にシナリオ区分を示すとともに、以下に各シナリオの特徴を記載する。なお、本評価での「水没」とは、海水が機器の設置高さに到達した時点とする。また、各種ポンプについては海水が電動機下端に到達した時点で「水没」とする。

a. 津波シナリオ区分1(T.M.S.L. +4.2m未満(7号炉), T.M.S.L. +4.4m未満(6号炉))

本シナリオ区分では、取水口からT/B地下1階に設置されているマンホール(T.M.S.L. +3.5m)を經由してT/Bに水が浸入する。原子炉補機冷却海水系B系(RSW(B))ポンプの電源盤がT/B地下1階(T.M.S.L. +3.5m)に設置されているため、当該ポンプが機能喪失する。また、T/B内での溢水伝播により、T/B設備の機能喪失による過渡事象(T/B地下2階(T.M.S.L. -4.8m)に設置された常用系の電源盤の機能喪失に伴う全給水機能喪失等)が発生する。なお、水の浸入口であるT/B地下1階のマンホール(T.M.S.L. +3.5m)と区分1の津波高さの上限(T.M.S.L. +4.2m(7号炉), T.M.S.L. +4.4m未満(6号炉))の差は0.7m(7号炉), 0.9m(6号炉)であり、津波シナリオ区分1の津波高さの上限に達しない程度の津波であれば、T/B以外の建屋にまで伝播し、当該エリアの機器に影響を及ぼす程の浸入量にはならないと考え、T/B以外までの浸水には至らないものとした。

b. 津波シナリオ区分2(T.M.S.L. +4.2m以上～T.M.S.L. +4.8m未満(7号炉), T.M.S.L. +4.4m以上～T.M.S.L. +4.8m未満(6号炉))

本シナリオ区分では、T/B地下1階(フロア高さT.M.S.L. +3.5m)の原

子炉補機冷却系A系(RCW(A))ポンプが電動機下端部(T.M.S.L. +4.2m(7号炉), T.M.S.L. +4.4m(6号炉))への水の到達によって機能喪失する。また、階段室を経由して地下2階に溢水伝播し、当該フロアに設置されているRCW(C)ポンプが電動機下端部への水の到達によって機能喪失に至り、最終ヒートシンク喪失が発生する。

c. 津波シナリオ区分3(T.M.S.L. +4.8m以上～T.M.S.L. +6.5m未満)

本シナリオ区分では、T/B地下1階(T.M.S.L.+3.5m)から浸入した水がT/B地下2階(T.M.S.L.-5.1m)等を経由してR/B地下1F(T.M.S.L. +4.8m)に伝播し、同フロアに設置されている非常用電源盤(メタルクラッドスイッチギア(メタクラ))が水没にすることで全交流電源喪失が発生する。

d. 津波シナリオ区分4(T.M.S.L. +6.5m以上)

本シナリオ区分では、T/B地下1階(T.M.S.L.+3.5m)から浸入した水がT/B地下2階(T.M.S.L.-5.1m)、Rw/B地下3階(T.M.S.L. -6.1m)等を経由してC/B地下1階(T.M.S.L. +6.5m)に伝播し、同フロアに設置されている直流電源盤が水没することで直流電源喪失が発生する。これにより、逃がし安全弁による原子炉減圧が不可能となる。

3.2.2.b. 確率論的津波ハザード

① 確率論的津波ハザード評価の方法

確率論的津波ハザードの検討にあたっては、地震による津波を検討対象とし、解析手順については津波PRA学会標準及び「確率論的津波ハザード解析の方法(土木学会, 2011)」に基づき評価した。

認識論的不確かさとして、地震規模、平均発生間隔、波源のモデル化等を考慮した。偶然的な不確かさとして、津波水位のばらつきの分布を対数正規分布として考慮した。ロジックツリー及び分岐の重みについては、2011年東北地方太平洋沖地震後の知見を反映して設定した。

評価の全体方針を付録-1に示す。

② 確率論的津波水位評価の概要

津波発生モデルとしては、以下の波源を想定し、検討を実施した。

- ・敷地周辺海域の活断層による津波
- ・日本海東縁部の地震による津波

津波伝播の数値シミュレーションは、基準津波の評価と同じ手法を用いて検討を実施した。

評価は平成25年9月27日設置変更許可申請書時のものであり、今後行われる基準津波の審議結果を踏まえ、必要に応じて見直しを行う。また、地震以外の要因による津波は、確率論的津波水位評価への影響が小さいと考えられることから、評価に含めていない。

評価の概要を付録-2～12に示す。

③ 津波ハザード曲線の評価結果

取水口前面、大湊側遡上域、基準津波の策定位置において算出した津波ハザード曲線の評価結果を付録-13～16に示す。

3.2.2.c. 建屋・機器の脆弱性

① 評価対象と損傷モードの設定

プラント情報の収集・分析で得られた建屋・機器脆弱性評価関連情報と事故シナリオの検討において抽出された建屋・機器リストに基づき、起因事象及び緩和系に着目して評価対象とする建屋・機器を設定する。次に、第3.2.2.a-1表の通り、対象とする建屋・機器が津波によって機能喪失に至る影響モードを検討した。その結果、動的・電氣的な機器の「被水・没水」による損傷を評価対象として抽出した。

② フラジリティ評価について

動的・電氣的な機器に対する「被水・没水」の損傷モードでは、海水が各機器の設置高さに到達した時点で、当該機器が確率1で損傷すると仮定した。機器フラジリティを第3.2.2.c-1図に示す。

津波の高さが、建屋の浸水口高さと同機器の設置高さのいずれよりも高い場合に「被水・没水」するとした。

3.2.2.d. 事故シーケンス

(1) 起因事象

① 評価対象とした起因事象のリスト，説明及び発生頻度

3.2.2.a.②.2)の通り，津波PRAでは以下の起因事象を抽出している。

- 外部電源喪失($12\text{m} \leq x$) (12m は低起動変圧器の設置高さ)
- 直流電源喪失($6.5\text{m} \leq x$)
- 全交流電源喪失($4.8\text{m} \leq x$)
- 最終ヒートシンク喪失(原子炉補機冷却系機能喪失)($4.2\text{m} \leq x$ (7号炉),
 $4.4\text{m} \leq x$ (6号炉))
- 過渡事象(全給水機能喪失等) ($3.5\text{m} \leq x$)

上記の起因事象を発生させる各機器は、各々の損傷高さまで浸水した時点で、確率1で機能喪失すると評価していることから、起因事象発生頻度は各機器の損傷が起因事象となる津波が発生する範囲の年超過頻度と同じとなる。

② 津波高さ別のイベントツリーとその説明

本評価では、津波高さに応じて発生する起因事象が変化することから、

津波高さの順に起因事象を並べたイベントツリーを作成した。第3.2.2.d-1(a)図、第3.2.2.d-1(b)図に津波PRAにおける起因事象の津波高さ別のイベントツリーを示す。

(2) 成功基準

① 成功基準の一覧

炉心損傷防止の成功基準は、内部事象PRAと津波PRAでの相違がないため、基本的に内部事象PRAで設定した成功基準(過渡事象・手動停止)を用いる。但し、津波の特徴を勘案し、以下の機能・系統は除外している。

- ・ 津波襲来までに原子炉の停止は達成されているものとしていることから、停止機能の成否は評価対象としない。
- ・ 評価結果に支配的な影響を及ぼす津波の浸入経路がT/B地下開口部であることから、津波が浸入する際にはT/Bが浸水することとなる。これを考慮し、給水・復水系には期待しない。
- ・ 津波高さがT.M.S.L. +3.5m以上から+4.2m未満(7号炉)、T.M.S.L. +3.5m以上から+4.4m未満(6号炉)の場合(津波シナリオ区分1)は、津波ハザードの年超過頻度は高くなるが、給水・復水系やRSW(B)と従属性のある系統(HPCF(B)及びRHR(B))以外の緩和設備に期待できる。このため、炉心損傷頻度(CDF)は津波ハザードの年超過頻度と使用可能な各緩和設備の失敗確率との積となる。これにより、津波シナリオ区分1のCDFは、津波ハザードの年超過頻度がそのままCDFとなる津波シナリオ区分2～4の場合に比べて非常に低い値となる。これを踏まえ、事故シーケンスの評価対象は7号炉でT.M.S.L. +4.2m以上、6号炉でT.M.S.L. +4.4m以上の場合とした。
- ・ 津波高さが7号炉でT.M.S.L. +4.2m以上、6号炉でT.M.S.L. +4.4m以上では原子炉補機冷却系の喪失に至るため、HPCF(高圧注水機能)及び

RHR(低圧注水・除熱機能)も喪失することとなる。このため、HPCF(高圧注水機能)及びRHR(低圧注水・除熱機能)については、成功基準を設定しない。

- ・ 電源については、津波で外部電源を喪失した際の復旧には期待しない他、複数プラントの被災が想定されることから、高圧電源融通には期待しない。

福島第一及び第二原子力発電所における被災直後の対応も踏まえて、使命時間は72時間とした。これは、被災直後はプラント周辺のアクセス性が悪化すること等を考慮し、外部支援等に期待可能となるまでの時間として設定したものである。但し本評価では、T/Bに津波の浸水があった場合、期待できる緩和設備がないと仮定としたことから、設定した使命時間を使用した箇所はない。

(3) 事故シーケンス

① イベントツリー

起因事象の発生要因は津波と内的事象では異なるが、起因事象発生後の緩和設備は内部事象と同様の設備に期待する。そのため、内部事象のイベントツリーを基に、前述の成功基準を考慮してイベントツリーを作成した。作成したイベントツリーを第3.2.2.d-2(a)～(c)図、第3.2.2.d-3(a)～(c)図に示す。

(4) システム信頼性

① 評価対象としたシステムとその説明

内部事象PRAに際してまとめた情報や、津波による機器ごとの損傷モードとプラントへの影響を整理して作成した建屋・機器リストを用い、評価対象範囲を明確にした。各系統の情報や依存性は内部事象PRAと同じであ

る。

② 機器損傷に関する機器間の相関の取扱い

機器間の相関について、系統間の従属性の取扱いは内部事象レベル1PRAと同様とした。また、津波の影響については、建物内に浸水した場合、フロア全体が一様な深さで浸水し当該フロアの機器は全て機能喪失するとした。

③ システム信頼性評価結果

システムの非信頼度は、内部事象レベル1PRAと同様の評価を用いた。

1) 主要なミニマルカットセット

本評価では、機器の機能喪失の原因の殆どが「被水・没水」である。仮にミニマルカットセット(MCS)を抽出しても、各機器の機能喪失の原因は建屋への浸水経路に依存することとなる。即ち、建屋への浸水経路に止水等の対策を施すことによって炉心損傷を防止できることが明らかである。このため、MCSは抽出しない。

④ システム信頼性評価を実施せずに設定した非信頼度とその根拠

最終ヒートシンク喪失時の高圧注水(RCIC)については、水没又はタービン排気圧高あるいは、直流電源の枯渇によるRCICタービントリップによって機能喪失に至るものと考え、当該ヘディングの失敗確率を1として評価した。

(5) 人的過誤

① 評価対象とした人的過誤及び評価結果

本評価においては、人的過誤の要素を考慮するヘディングが存在しない。

但し、感度解析として実施した引き波の影響評価では、補機冷却海水系(RSW)ポンプや循環水ポンプ(CWポンプ)の手動停止操作が必要となる。これについて人的過誤を考慮した。

(6) 炉心損傷頻度

① 炉心損傷頻度の算出に用いた方法

計算コードは、内部事象と同様のコード(Safety Watcher)を用いた。

② 炉心損傷頻度評価結果

1) 評価結果と事故シナリオ

a. 津波シナリオ区分毎の評価結果

津波シナリオ区分毎の評価結果を第3.2.2.d-1(a),(b)表に示す。7号炉の全CDFは 2.1×10^{-4} (/炉年)となり、津波シナリオ区分3(津波高さ4.8m以上～6.5m未満)が大きく占める。津波シナリオ区分毎の評価結果及び事故シナリオの概要を以下に示す。なお、6号炉の場合、RCWポンプ用電動機下端高が7号炉よりも高く津波高さによるLUHSの発生頻度の差からCDFは 1.8×10^{-4} (/炉年)となる。

(a) 津波シナリオ区分1(T.M.S.L. +4.2m未満(7号炉), T.M.S.L. +4.4m未満(6号炉))

津波シナリオ区分1で発生する起因事象には、過渡事象(T/B地下2階(T.M.S.L. -4.8m)に設置された常用系の電源盤の機能喪失に伴う全給水機能喪失等)があるが、当該事象発生時は、注水・減圧・除熱の各緩和機能に期待出来る状況である。このため、全ての緩和機能の喪失が生じた場合に炉心損傷に至ることとなるが、このCDFは津波ハザードの年超過頻度と使用可能な各緩和設備の失敗確率との積となり、緩和系に期待できない津波シナリオ区分2～4に比べて非常

に小さくなる。このことを考慮すると、津波シナリオ区分1は全CDFに対して無視できる。

津波シナリオ区分2以降に影響する機器の機能喪失として、津波高さ+3.5mでのT/B地下1階への浸水により、同フロアの電源盤が水没するため、RSW(B)ポンプの機能喪失が発生する。

(b)津波シナリオ区分2(T.M.S.L. +4.2m以上～4.8m未満(7号炉),
T.M.S.L. +4.4m以上～4.8m未満(6号炉))

津波シナリオ区分2のCDFは7号炉では 8.8×10^{-5} (/炉年)、6号炉では 5.4×10^{-5} (/炉年)である。本シナリオ区分では、RCW(A)ポンプが電動機下端部(+4.2m(7号炉), +4.4m(6号炉))への浸水によって機能喪失する。さらに、階段室を経由したT/B 地下2階への溢水伝播により、当該フロアのRCW(C)ポンプが電動機下端部への浸水によって機能喪失し、最終ヒートシンク喪失が発生する。

(c)津波シナリオ区分3(T.M.S.L. +4.8m以上～6.5m未満)

津波シナリオ区分3のCDFは 1.0×10^{-4} (/炉年)である。本シナリオ区分では、T/B地下1階(T.M.S.L. +3.5m)から浸入した水がT/B地下2階(T.M.S.L.-5.1m)等を経由してR/B地下1階(T.M.S.L. +4.8m)に伝播し、同フロアの非常用メタクラを水没させることにより、全交流電源喪失が発生する。同時にシナリオ区分2の通り、最終ヒートシンク喪失も発生する。

(d)津波シナリオ区分4(T.M.S.L. +6.5m以上)

津波シナリオ区分4のCDFは 2.5×10^{-5} (/炉年)である。本シナリオ区分では、T/B地下1階(T.M.S.L.+3.5m)から浸入した水がT/B地下2階(T.M.S.L.-5.1m)、Rw/B地下3階(T.M.S.L. -6.1m)等を経由してC/B地下1階(T.M.S.L. +6.5m)に伝播し、同フロアの直流電源盤を水没させることにより、直流電源喪失が発生する。これにより、逃がし安全

弁による原子炉減圧が不可能となる。同時にシナリオ区分2, 3の通り, 最終ヒートシンク喪失及び全交流電源喪失も発生する。

b. 津波PRAで抽出された事故シーケンス

「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の解釈」における必ず評価すべき事故シーケンスグループは以下に示す(a)~(g)の7つである。

- (a) 高圧・低圧注水機能喪失
- (b) 高圧注水・減圧機能喪失
- (c) 全交流動力電源喪失
- (d) 崩壊熱除去機能喪失
- (e) 原子炉停止機能喪失
- (f) LOCA時注水機能喪失
- (g) 格納容器バイパス(インターフェイスシステムLOCA)

津波PRAからは以上の7つ以外の事故シーケンスグループは抽出されなかった。なお, (b), (e), (g)についても本評価では抽出されなかった。

本評価の事故シナリオでは, LUHSを起因として高圧注水と低圧注水が同時に機能喪失するとしている。この場合, 原子炉減圧の成否は事故進展に影響せず, いずれにしても炉心損傷すること, また通常は運転操作上も高圧シーケンスよりも低圧シーケンスを選択するため, 成否いずれの場合も高圧・低圧注水機能喪失と整理し, (b)の高圧注水・減圧機能喪失は抽出していない。

(e)の原子炉停止機能喪失については, 本評価では津波の襲来前に原子炉は停止しているものとしているため抽出されない。

(g)の格納容器バイパスについては, 津波を起因として生じるものではないことから抽出していない。

a項で説明した事故シナリオを、上記の基準で整理した結果を第3.2.2.d-2(a),(b)表, 第3.2.2.d-3(a),(b)表に示す。また、事故シーケンスのCDF及び概要を以下に示す。

(a)-1：最終ヒートシンク喪失+高圧・低圧注水機能喪失

当該事故シーケンスのCDFは、7号炉で 8.8×10^{-5} (/炉年)、6号炉で 5.4×10^{-5} (/炉年)であり、具体的には以下のシーケンスとなる。

- ・津波高さが7号炉で4.2m以上4.8m未満、6号炉で4.4m以上4.8m未満(津波シナリオ区分2)において、原子炉補機冷却系機能喪失に伴う最終ヒートシンクの喪失及び電動の高圧注水系、低圧注水系の喪失が発生し、S/R弁開放には成功するが、蒸気駆動の高圧注水系(RCIC)が機器の浸水等によりその機能を維持出来ず、高圧及び低圧の注水機能喪失によって炉心損傷に至るシーケンス(TQUV)。また、S/R弁開放後のS/R弁再閉鎖に失敗した場合もRCICに期待できないため、TQUVとなる。

(f)-1：最終ヒートシンク喪失+冷却材喪失

当該事故シーケンスのCDFは、7号炉で 8.8×10^{-25} (/炉年)、6号炉で 5.4×10^{-25} (/炉年)であり、具体的には以下のシーケンスとなる。

- ・津波高さが7号炉で4.2m以上4.8m未満、6号炉で4.4m以上4.8m未満(津波シナリオ区分2)において、原子炉補機冷却系の機能喪失に伴う最終ヒートシンクの喪失及び電動の高圧注水系、低圧注水系の喪失が発生し、さらにS/R弁開放に失敗することで原子炉圧力容器が過圧され、原子炉圧力バウンダリ機能を喪失し、これに伴い原子炉内の冷却材を喪失することで炉心損傷に至るシーケンス(LOCA)。しかし、実質的には無視しうるシーケンスである。

(a)-2：最終ヒートシンク喪失+全交流電源喪失+高圧・低圧注水機能喪失

当該事故シーケンスのCDFは 1.0×10^{-4} (/炉年)であり、具体的には

以下のシーケンスとなる。

- ・ 津波高さが4.8m以上～6.5m未満(津波シナリオ区分3)において、原子炉補機冷却系機能喪失に伴う最終ヒートシンクの喪失及び電動の高圧注水系、低圧注水系の機能喪失が発生、さらに、R/Bへの溢水伝播による非常用M/Cの水没により全交流電源喪失が発生する。S/R弁開放には成功するが、RCICが機器の浸水等によりその機能を維持出来ず、高圧及び低圧の注水機能喪失によって炉心損傷に至るシーケンス(TQUV)。また、S/R弁開放後のS/R弁再閉鎖に失敗した場合もRCICに期待できないため、TQUVとなる。

(f)-2：最終ヒートシンク喪失+全交流電源喪失+冷却材喪失

当該事故シーケンスのCDFは、 1.0×10^{-24} (/炉年)であり、具体的には以下のシーケンスとなる。

- ・ 津波高さが4.8m以上～6.5m未満(津波シナリオ区分3)において、原子炉補機冷却系機能喪失に伴う最終ヒートシンクの喪失及び電動の高圧注水系、低圧注水系の機能喪失が発生、さらに、R/Bへの溢水伝播による非常用M/Cの水没により全交流電源喪失し、その後S/R弁開放に失敗することで原子炉压力容器が過圧され、原子炉圧力バウンダリ機能を喪失し、これに伴い原子炉内の冷却材を喪失することで炉心損傷に至るシーケンス(LOCA)。しかし、実質的には無視しうるシーケンスである。

(c)：最終ヒートシンク喪失+全交流電源喪失+直流電源喪失

当該事故シーケンスのCDFは、 2.5×10^{-5} (/炉年)であり、具体的には以下のシーケンスとなる。

- ・ 津波高さが6.5m以上(津波シナリオ区分4)において、(a)-2シーケンスの通り最終ヒートシンク喪失及び全交流電源喪失による全注水機能の喪失に加え、C/B設置の直流電源盤の水没が発生するため直

流電源喪失が発生する。直流電源喪失によって炉心損傷に至るシーケンス(TBD)であり、津波高さ6.5m未満の場合との相違点は原子炉の減圧もできなくなるために、原子炉圧力容器内が高圧(7MPa程度)の状態での炉心損傷に至る点である。

以上を整理した事故シーケンスグループ別のCDFを以下に示す(第3.2.2.d-3(a),(b)表参照)。

(a) : 高圧・低圧注水機能喪失 1.9×10^{-4} (/炉年)(7号炉), 1.6×10^{-4} (/炉年)(6号炉)

(事故シーケンスグループ(a)は、前述の(a)-1, 2が該当し、上記の値はこれらの事故シーケンスを足し合わせたものである。)

津波高さT.M.S.L. +4.8m以上6.5m未満においては、最終ヒートシンク喪失に加えて、全交流電源喪失が同時に発生することとなる。しかしながら、T.M.S.L. +4.2m以上4.8m未満で発生した最終ヒートシンク喪失により、高圧・低圧注水機能を期待できない状態となっており、同時に全交流電源喪失が発生したとしても事象進展としては緩和系の状態は同じである。よって、(a)-1, 2は同一の事故シーケンスとして整理した。

(f) : LOCA時注水機能喪失 1.9×10^{-24} (/炉年) (7号炉), 1.6×10^{-24} (/炉年)(6号炉)

(事故シーケンスグループ(f)は、前述の(f)-1~2が該当し、上記の値はこれらの事故シーケンスを足し合わせたものである。)

S/R弁開放失敗及び注水機能喪失により炉心損傷に至る事象はLOCA時注水機能喪失として整理した。

(c) : 全交流動力電源喪失(直流電源喪失) 2.5×10^{-5} (/炉年)

(事故シーケンスグループ(c)は、前述の(c)が該当する。)

直流電源喪失時によって、原子炉圧力容器内が高圧の状態で炉心損傷に至るシーケンスは全交流動力電源喪失（直流電源喪失）と整理した。

c. 評価結果の分析

起回事象別及び事故シーケンスグループ別の全CDFへの寄与割合を示す円グラフを第3.2.2.d-4(a),(b)図、第3.2.2.d-5(a),(b)図に示す。

本津波PRAにおいて、全CDFは7号炉で 2.1×10^{-4} (/炉年)、6号炉で 1.8×10^{-4} (/炉年)となった。そのうち、高圧・低圧注水機能喪失の寄与割合が7号炉で約89%、6号炉で約86%と大きく、次いで全電源喪失となり、この2つの寄与割合でほぼ100%を占めた。

評価結果から7号炉でT.M.S.L. +4.2m以上、6号炉でT.M.S.L. +4.4m以上では、取水口から建屋への津波の浸入による原子炉補機冷却系の機能喪失が発生し、これにより他の高圧・注水機能等の緩和設備の有無に関わらず炉心損傷に至ることとなる。ただし、T.M.S.L. +6.5m以上においては、新たに直流電源喪失が発生することから、原子炉減圧が不可能となり、緩和系の状態が変化することから、炉心損傷シーケンスとしては、全交流動力電源喪失(直流電源喪失)とした。

③ 重要度解析、不確かさ解析及び感度解析

1) 重要度解析

本評価で期待した緩和系は津波による被水・没水によってその機能を喪失する。重要度解析は、各基事象のCDFやシステムの非信頼度への寄与を評価する手法であるが、上記の通り、緩和系の機能喪失の原因はT/Bのマンホールから津波が浸水することによる「被水・没水」であり、有効な対策はマンホールの止水対策となるため、機器の重要度に関係ないものとなる。そのため重要度解析は実施しない。

2) 不確定性解析

7号炉で津波高さ4.2m以上, 6号炉で津波高さ4.4m以上でのCDFの不確定性解析結果を第3.2.2.d-6(a)図, 第3.2.2.d-6(b)図に示す。本評価では津波高さが4.2m以上(7号炉)あるいは4.4m以上(6号炉)となった場合, 炉心損傷に至ることから, CDFの不確かさは津波ハザードのみで決まる。従って, 津波ハザードの4.2m(7号炉)あるいは4.4m(6号炉)での平均値及びEFをCDFの平均値及びEFとした。

3) 感度解析

津波による影響モードの検討で除外している引き波の影響について感度解析を実施した。その結果, 引き波のCDFへの寄与は, 押し波の約16%程度となる。評価の詳細を添付資料3.2.2.d-1に記載する。

第 3.2.2.a-1 表 考慮すべき津波による影響モード(1/2)

津波の影響	影響の種類	建物・構築物, 機器・配管系への影響	本評価における前提
直接的	浸水による設備の没水, 被水	設備の動的機能損傷, 電気設備の発電/送電機能損傷	安全上重要な機器が多く設置されている C/B, R/B, T/B, Rw/B の建屋外からの浸水を考慮した。電動ポンプ, 電動弁等の動的機能損傷, 電気設備の発電/送電機能損傷を考慮した。
	津波波力, 流体力, 浮力	建物・構築物, 機器・配管系の構造的損傷	屋外設備については波力や流体力, 浮力の影響を受ける以前に, 外部取水口から建屋内への浸水が主な経路となることから, 評価対象から除外した。 T/B からの浸水源となる T/B 地下 1 階マンホールについては, ボルトによる耐力を考慮せず, 津波高さがマンホール高さに到達した時点で浸水すると仮定した。
	海底砂移動	海水取水設備の機能損傷	海底砂移動に関して事故シナリオを検討するためには, 取水口が閉塞する津波高さの評価結果が必要となるが, 現状では定量的な評価をする手法が整備されていないことから, 対象から除外した。
	引き波による水位低下	海水取水設備の機能損傷	引き波の場合, 潮位の低下を検知し, 一時的に海水系ポンプを手動停止させることにより最終ヒートシンクの喪失を防止できる。但し, 津波到達までの時間余裕や手動停止操作の人的過誤確率の設定については, 不確実な要素が多いため, 引き波の影響については感度解析として評価し, 全体の評価には含めないこととした。

第 3.2.2.a-1 表 考慮すべき津波による影響モード(2/2)

津波の影響	影響の種類	建物・構築物，機器・配管系への影響	本評価における前提
	津波によって発電所内の施設から流出した漂流物の発電所施設への衝突や発電所周辺の漁港又は貯木場等から流出した漁船又は木材等の漂流物の発電所施設への衝突	建物・構築物，機器・配管系の構造的損傷	本評価では，大湊側敷地高さ未満の津波において浸水し，炉心損傷に至るという結果が支配的になるため，漂流物の影響については考慮対象外とした。
間接的	津波による高ストレスの条件下で引き起こされる操作失敗	運転員操作の失敗	高ストレスの条件下における操作失敗例として以下が挙げられる。 ・津波襲来後の注水系起動操作など中央制御室において津波後比較的短時間で求められる運転員操作 本評価においては，イベントツリーにおいて人的過誤を考慮するヘディングが無い場合，考慮の対象から除外した。但し，感度解析として実施した引き波の影響評価では，RSW ポンプの手動停止操作が必要となるため，これについては人的過誤を考慮した。
	作業環境に係る設備の支障，アクセス性の阻害	運転員の回復操作の遅延	津波がサイト敷地に到達すると瓦礫による運転員の回復操作の遅延，アクセス性の阻害が考えられ，時間を要する可能性がある。ただし，本評価では，大湊側敷地高さ未満の津波において浸水し，炉心損傷に至るという結果が支配的になるため，これらの影響については考慮対象外とした。

第 3.2.2.a-2 表 機器リスト(7号炉抜粋)(1/2)

系統・設備名称	対象設備			設置高さ T.P. (m)
	総称名	機器名称	機器設置位置 (フロアー)	
影響緩和機能(フロントライン系)に関する設備				
MS系	弁	SRV	PCV TP 15.6	15.6
HPCF(B)系	ポンプ	HPCFポンプ(B)	R/B B3F-H	-7.9
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-II	R/B B1F-O	4.8
	空調機	HPCFポンプ(B)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
HPCF(C)系	ポンプ	HPCFポンプ(C)	R/B B3F-H	-7.9
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-III	R/B B1F-O	4.8
	空調機	HPCFポンプ(C)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
GSP	タンク	復水貯蔵槽(上部ハッチ)	RW/B 1F	
RCIC系	ポンプ	RCICポンプ	R/B B3F-H	-7.3
		:	:	:
	タービン	RCIC駆動タービン	R/B B3F-H	-7.3
		:	:	:
	熱交換機	潤滑油冷却器 (タービン用)	R/B B3F	-8.2
		:	:	:
	タンク	油タンク	R/B B3F	-8.2
		:	:	:
	コンデンサ	RCICパロメトリックコンデンサ	R/B B3F	-8.2
	制御盤	RCICタービン制御盤 DIV-I	R/B B1F-O	4.8
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-I	R/B B1F-O	4.8
		:	:	:
	中継端子箱	E51-MO-F004中継端子箱	R/B B1F-O	4.8
	:	:	:	
MS系	弁	SRV(電磁弁含む)	PCV TP 15.6	15.6
	弁	SRV(電磁弁含む)	PCV TP 15.6	15.6
	弁	弁	PCV TP 18.1	18.1
	ラック	窒素ガスボンベラック(A)	R/B 4F	31.7
	:	:	:	:
RHR(A)系LPFL	ポンプ	RHRポンプ(A)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換機	RHR熱交換器(A)	R/B B3F	-8.2
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-I	R/B B1F-O	4.8
	空調機	RHRポンプ(A)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
RHR(B)系LPFL	ポンプ	RHRポンプ(B)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換機	RHR熱交換器(B)	R/B B3F	-8.2
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-II	R/B B1F-O	4.8
	空調機	RHRポンプ(B)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
RHR(C)系LPFL	ポンプ	RHRポンプ(C)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換機	RHR熱交換機(C)	R/B B3F	-8.2
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-III	R/B B1F-O	4.8
	空調機	RHRポンプ(C)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
RHR(A)系	ポンプ	RHRポンプ(A)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換機	RHR熱交換器	R/B B3F	-9.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-I	R/B B1F-O	4.8
		:	:	:
	空調機	RHRポンプ(A)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
RHR(B)系	ポンプ	RHRポンプ(B)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換機	RHR熱交換器	R/B B3F	-9.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-II	R/B B1F-O	4.8
		:	:	:
	空調機	RHRポンプ(B)室空調機	R/B B3F-H	-8.0
RHR(C)系	ポンプ	RHRポンプ(C)	R/B B3F-H	-7.9
	熱交換器	RHR熱交換器	R/B B3F	-9.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-III	R/B B1F-O	4.8
		:	:	:
	空調機	RHRポンプ(C)室空調機	R/B B3F-H	-8.0

第 3.2.2.a-2 表 機器リスト(7号炉抜粋)(2/2)

系統・設備名称	対象設備			設置高さ T.P. (m)
	機器・設備	機器名称	機器設置位置 (フロア)	
C/B				
直流電源設備	蓄電池	直流125V蓄電池 7A	C/B B1F	6.5
		直流125V蓄電池 7B	C/B B1F	6.5
		:	:	:
	充電器	直流125V充電器盤 7A	C/B B1F	6.5
		直流125V充電器盤 7B	C/B B1F	6.5
		:	:	:
	直流主母線盤	直流125V主母線盤 7A	C/B B1F	6.5
		直流125V主母線盤 7B	C/B B1F	6.5
	:	:	:	
MCC	直流MCC	MCC(DC)	R/B B1 F-0	4.8
C/B				
計装系	計装ラック	原子炉系(I)計装ラック	R/B B1 F-0	4.8
		原子炉系(II)計装ラック	R/B B1 F-0	4.8
		:	:	:
制御系	中央制御室制御盤	中央運転監視盤 1	C/B 2F	17.3
		中央運転監視盤 2	C/B 2F	17.3
		:	:	:
	中央制御室外原子炉停止制御	R/B B1 F-0	4.8	
		:	:	:
バイタル交流電源設備	バイタル交流電源設備	バイタル交流電源装置 7A	C/B B1F	6.5
		バイタル交流電源装置 7B	C/B B1F	6.5
		:	:	:
非常用取水路			Y/D	4.2
T/B				
RCW(A)系	ポンプ	RCWポンプ(A)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
	熱交換器	RCW熱交換器(A)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
	タンク	サージタンク	R/B 4F-0	31.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-I	R/B B1 F-0	4.8
弁	RCW系バルブ	T/B B1F	4.9	
		:	:	:
RCW(B)系	ポンプ	RCWポンプ(B)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
	熱交換器	RCW熱交換器(B)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
	タンク	サージタンク	R/B 4F-0	31.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-II	R/B B1 F-0	4.8
弁	RCW系バルブ	R/B B1F	4.8	
		:	4.9	:
RCW(C)系	ポンプ	RCWポンプ(C)	T/B B2F	-4.6
		:	:	:
	熱交換器	RCW熱交換器(C)	T/B B2F	-5.1
		:	:	:
	タンク	サージタンク	R/B 4F-0	31.7
	多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-III	R/B B1 F-0	4.8
弁	RCW系バルブ	T/B B2F	-5.1	
		:	4.9	:
RSW(A)系	ポンプ	RSWポンプ(A)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-I	R/B B1 F-0	4.8	
弁	RSW系バルブ	T/B B1F	4.9	
		:	4.9	:
RSW(B)系	ポンプ	RSWポンプ(B)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-II	R/B B1 F-0	4.8	
弁	RSW系バルブ	T/B B1F	4.9	
		:	4.9	:
RSW(C)系	ポンプ	RSWポンプ(C)	T/B B1F	4.9
		:	:	:
多重伝送盤	安全系多重伝送現場盤 DIV-III	R/B B1 F-0	4.8	
M/O		M/O 7C	R/B B1 F-0	4.8
		:	:	:
P/C		7C-1	R/B B1 F-0	4.8
		7C-2	T/B 1F	12.3
		:	:	:
MCC		7C-1-1	R/B B1 F-0	4.8
		7C-1-2	R/B B1 F-0	4.8
		:	:	:
非常用ディーゼ	ディーゼル機関	ディーゼル機関	R/B 1F-0	12.3

第 3.2.2.a-3 表 重要事故シークエンス評価用の津波シナリオ区分 (7 号炉)

シナリオ区分	津波高さ (T.M.S.L. (+m))	津波によって損傷する主要な機器とその設置箇所(T.M.S.L.(m))		起回事象	事故シナリオの概要
1	$3.5 \leq x < 4.2$	原子炉補機冷却海水ポンプ B 系電源	T/B B1F +3.5m	・ 過渡事象(全給水機能喪失等)	<ul style="list-style-type: none"> 取水口から当該エリアのマンホール (T.M.S.L. +3.5m) から T/B B1F に浸水。 T/B B1F に設置されている RSW(B)ポンプ用電源盤が機能喪失し、当該ポンプも機能喪失する。 溢水伝播により、給水・復水系及びタービン建屋設備の機能喪失に伴う過渡事象(全給水機能喪失等)が発生。
		タービン地下 2F 設置電源	T/B B2F -4.8m		
2	$4.2 \leq x < 4.8$	原子炉補機冷却系ポンプ	T/B B1F +4.2m(A, B 系) T/B B2F -4.1m(C 系)	<ul style="list-style-type: none"> 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+4.2m で RCW(A)ポンプの電動機下端部が被水し、RCW(A)ポンプが機能喪失。 階段室を經由して地下 2 階に溢水伝播し、地下 2 階に設置されている RCW(C)ポンプの電動機下端部が被水し、RCW(C)ポンプが機能喪失。 補機冷却系の機能喪失により電動駆動の高圧・低圧注水機能(HPCF, LPFL)を喪失、浸水等により RCIC を機能喪失し、炉心損傷に至る。
		タービン補機冷却系ポンプ	T/B B2F -4.0m		
		非常用炉心冷却系ポンプ	R/B B3F -8.2m		
		常用メタクラ	C/B B2F -2.7m		
		復水補給水系ポンプ	Rw/B B3F -6.1m		
3	$4.8 \leq x < 6.5$	タービン補機冷却海水系ポンプ	T/B B1F +5.7m	<ul style="list-style-type: none"> 全交流電源喪失 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+4.8m で非常用メタクラが水没し、全交流電源喪失が発生する。 シナリオ区分 2 と同様に全注水系の機能喪失によって、炉心損傷に至る。
		原子炉補機冷却海水系ポンプ	T/B B1F +5.5m		
		原子炉隔離時冷却系制御盤	R/B B1F +4.8m		
		非常用メタクラ	R/B B1F +4.8m		
4	$6.5 \leq x$	直流電源盤	C/B B1F +6.5m	<ul style="list-style-type: none"> 直流電源喪失 全交流電源喪失 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+6.5m で直流電源盤が水没し直流電源喪失が発生する。これにより逃がし安全弁による原子炉減圧が不可能となる。

第 3.2.2.a-4 表 重要事故シークエンス評価用の津波シナリオ区分 (6 号炉)

シナリオ区分	津波高さ (T.M.S.L. (+m))	津波によって損傷する主要な機器とその設置箇所(T.M.S.L.(m))		起回事象	事故シナリオの概要
1	$3.5 \leq x < 4.4$	原子炉補機冷却海水ポンプ B 系電源	T/B B1F +3.5m	・ 過渡事象(全給水機能喪失等)	<ul style="list-style-type: none"> 取水口から当該エリアのマンホール (T.M.S.L. +3.5m) から T/B B1F に浸水。 T/B B1F に設置されている RSW(B)ポンプ用電源盤が機能喪失し、当該ポンプも機能喪失する。 溢水伝播により、給水・復水系及びタービン建屋設備の機能喪失に伴う過渡事象(全給水機能喪失等)が発生。
		タービン地下 2F 設置電源	T/B B2F -4.8m		
2	$4.4 \leq x < 4.8$	原子炉補機冷却系ポンプ	T/B B1F +4.4m(A, B 系) T/B B2F -4.1m(C 系)	<ul style="list-style-type: none"> 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+4.4m で RCW(A)ポンプの電動機下端部が被水し、RCW(A)ポンプが機能喪失。 階段室を經由して地下 2 階に溢水伝播し、地下 2 階に設置されている RCW(C)ポンプの電動機下端部が被水し、RCW(C)ポンプが機能喪失。 補機冷却系の機能喪失により電動駆動の高圧・低圧注水機能(HPCF, LPFL)を喪失、浸水等により RCIC を機能喪失し、炉心損傷に至る。
		タービン補機冷却系ポンプ	T/B B2F -3.9m		
		非常用炉心冷却系ポンプ	R/B B3F -8.2m		
		常用メタクラ	C/B B2F -2.7m		
		復水補給水系ポンプ	Rw/B B3F -6.1m		
3	$4.8 \leq x < 6.5$	タービン補機冷却海水系ポンプ	T/B B1F +5.4m	<ul style="list-style-type: none"> 全交流電源喪失 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+4.8m で非常用メタクラが水没し、全交流電源喪失が発生する。 シナリオ区分 2 と同様に全注水系の機能喪失によって、炉心損傷に至る。
		原子炉補機冷却海水系ポンプ	T/B B1F +5.6m		
		原子炉隔離時冷却系制御盤	R/B B1F +4.8m		
		非常用メタクラ	R/B B1F +4.8m		
4	$6.5 \leq x$	直流電源盤	C/B B1F +6.5m	<ul style="list-style-type: none"> 直流電源喪失 全交流電源喪失 最終ヒートシンク喪失 過渡事象(全給水機能喪失等) 	<ul style="list-style-type: none"> 津波高さ T.M.S.L.+6.5m で直流電源盤が水没し直流電源喪失が発生する。これにより逃がし安全弁による原子炉減圧が不可能となる。

第 3.2.2.d-1(a)表 津波シナリオ区分毎の津波発生頻度及び炉心損傷頻度(7 号炉)

シナリオ区分	津波高さ (T.M.S.L.)	炉心損傷頻度(/炉年)	寄与(%)
1,2	4.8m 未満	8.8×10^{-5}	41
3	4.8m~6.5m	1.0×10^{-4}	48
4	6.5m 以上	2.5×10^{-5}	11
全炉心損傷頻度		2.1×10^{-4}	100

第 3.2.2.d-1(b)表 津波シナリオ区分毎の津波発生頻度及び炉心損傷頻度(6 号炉)

シナリオ区分	津波高さ (T.M.S.L.)	炉心損傷頻度(/炉年)	寄与(%)
1,2	4.8m 未満	5.4×10^{-5}	30
3	4.8m~6.5m	1.0×10^{-4}	56
4	6.5m 以上	2.5×10^{-5}	14
全炉心損傷頻度		1.8×10^{-4}	100

第 3.2.2.d-2(a)表 起回事象別の CDF 評価結果(7 号炉)

起回事象	事故シーケンス	事故シーケンス別 CDF (炉年)	起回事象別 CDF(炉年)	
				割合
最終ヒートシンク喪失	最終ヒートシンク喪失 +高圧・低圧注水機能喪失	8.8×10^{-5}	8.8×10^{-5}	41%
	最終ヒートシンク喪失 +冷却材喪失 (S/R 弁開放(圧力制御)失敗に伴う LOCA)	8.8×10^{-25}		
最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失+高圧・低圧注水機能喪失	1.0×10^{-4}	1.0×10^{-4}	48%
	最終ヒートシンク喪失+全交流電源喪失 +冷却材喪失 (S/R 弁開放(圧力制御)失敗に伴う LOCA)	1.0×10^{-24}		
最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +直流電源喪失	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +直流電源喪失	2.5×10^{-5}	2.5×10^{-5}	11%
合計	—	—	2.1×10^{-4}	100%

第 3.2.2.d-2(b)表 起回事象別の CDF 評価結果(6 号炉)

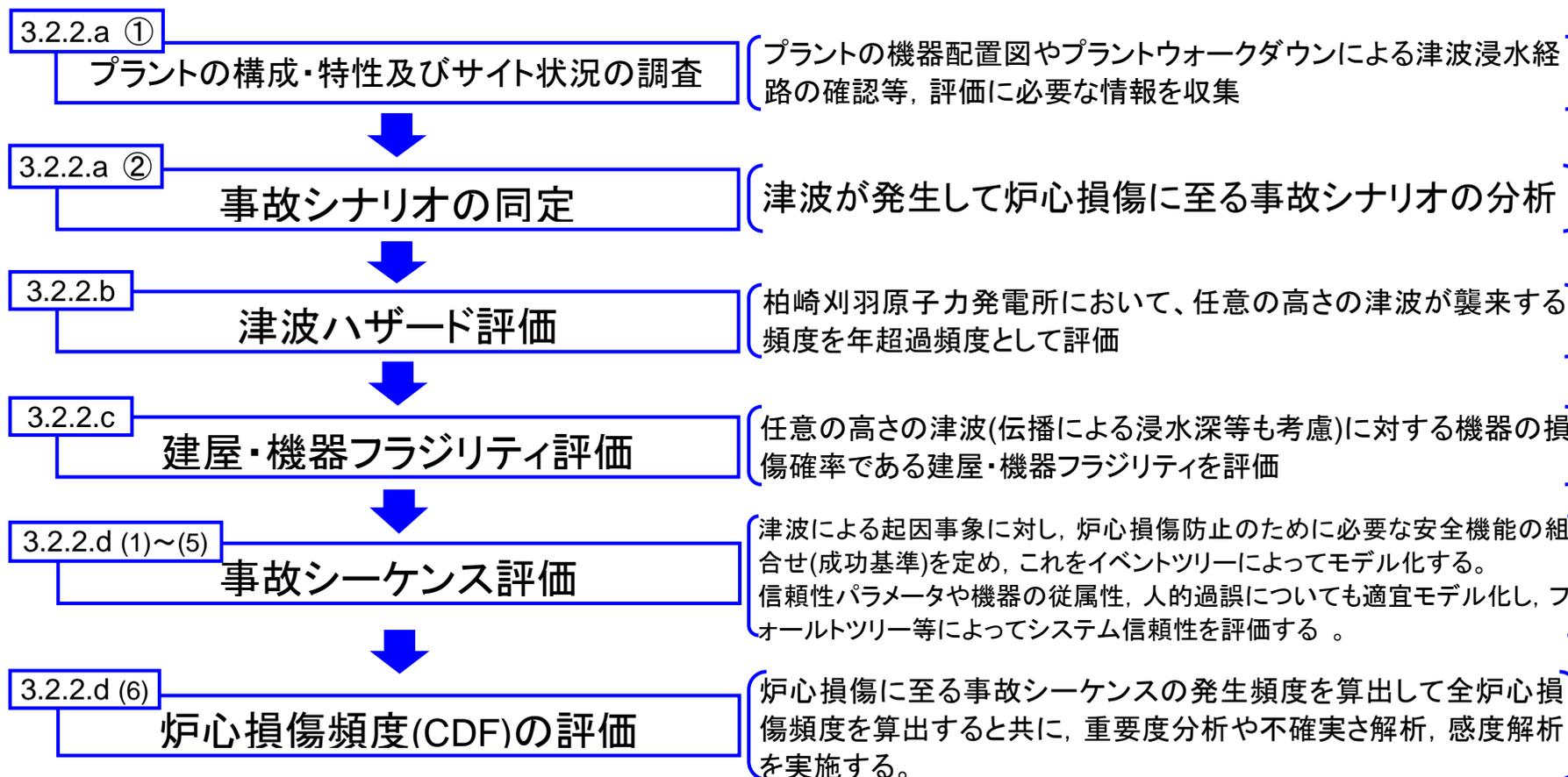
起回事象	事故シーケンス	事故シーケンス別 CDF (炉年)	起回事象別 CDF(炉年)	
				割合
最終ヒートシンク喪失	最終ヒートシンク喪失 +高圧・低圧注水機能喪失	5.4×10^{-5}	5.4×10^{-5}	30%
	最終ヒートシンク喪失 +冷却材喪失 (S/R 弁開放(圧力制御)失敗に伴う LOCA)	5.4×10^{-25}		
最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失+高圧・低圧注水機能喪失	1.0×10^{-4}	1.0×10^{-4}	56%
	最終ヒートシンク喪失+全交流電源喪失 +冷却材喪失 (S/R 弁開放(圧力制御)失敗に伴う LOCA)	1.0×10^{-24}		
最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +直流電源喪失	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +直流電源喪失	2.5×10^{-5}	2.5×10^{-5}	14%
合計	—	—	1.8×10^{-4}	100%

第 3.2.2.d-3(a)表 事故シーケンスグループ別の CDF 評価結果(7号炉)

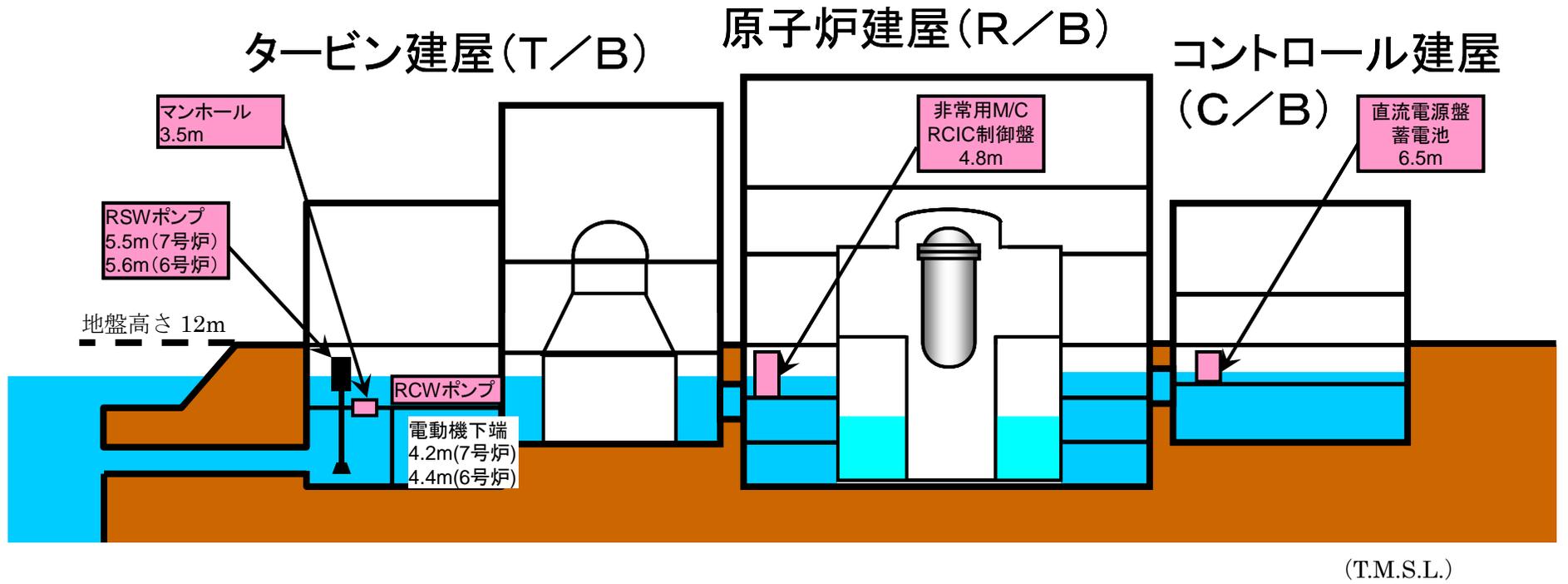
	事故シーケンス	事故シーケンス グループ	シーケン ス別 CDF (炉年)	事故シーケンス グループ別 CDF(炉年)	
					割合
(a)-1	最終ヒートシンク喪失 +高圧・低圧注水機能喪失	高圧・低圧注水機能喪失	8.8×10^{-5}	1.9×10^{-4}	89%
(a)-2	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +高圧・低圧注水機能喪失		1.0×10^{-4}		
(f)-1	最終ヒートシンク喪失 +冷却材喪失(S/R 弁開放 (圧力制御)失敗に伴う LOCA)	LOCA 時注水機能喪失	8.8×10^{-25}	1.9×10^{-24}	0%
(f)-2	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +冷却材喪失(S/R 弁開放 (圧力制御)失敗に伴う LOCA)		1.0×10^{-24}		
(c)	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +直流電源喪失	全交流動力電源喪失 (直流電源喪失)	2.5×10^{-5}	2.5×10^{-5}	11%
—	合計	—	—	2.1×10^{-4}	100%

第 3.2.2.d-3(b)表 事故シーケンスグループ別の CDF 評価結果(6 号炉)

	事故シーケンス	事故シーケンス グループ	シーケン ス別 CDF (炉年)	事故シーケンス グループ別 CDF(炉年)	
					割合
(a)-1	最終ヒートシンク喪失 +高圧・低圧注水機能喪失	高圧・低圧注水機能喪失	5.4×10^{-5}	1.6×10^{-4}	86%
(a)-2	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +高圧・低圧注水機能喪失		1.0×10^{-4}		
(f)-1	最終ヒートシンク喪失 +冷却材喪失(S/R 弁開放 (圧力制御)失敗に伴う LOCA)	LOCA 時注水機能喪失	5.4×10^{-25}	1.6×10^{-24}	0%
(f)-2	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 +冷却材喪失(S/R 弁開放 (圧力制御)失敗に伴う LOCA)		1.0×10^{-24}		
(c)	最終ヒートシンク喪失 +全交流電源喪失 直流電源喪失	全交流動力電源喪失 (直流電源喪失)	2.5×10^{-5}	2.5×10^{-5}	14%
—	合計	—	—	1.8×10^{-4}	100%



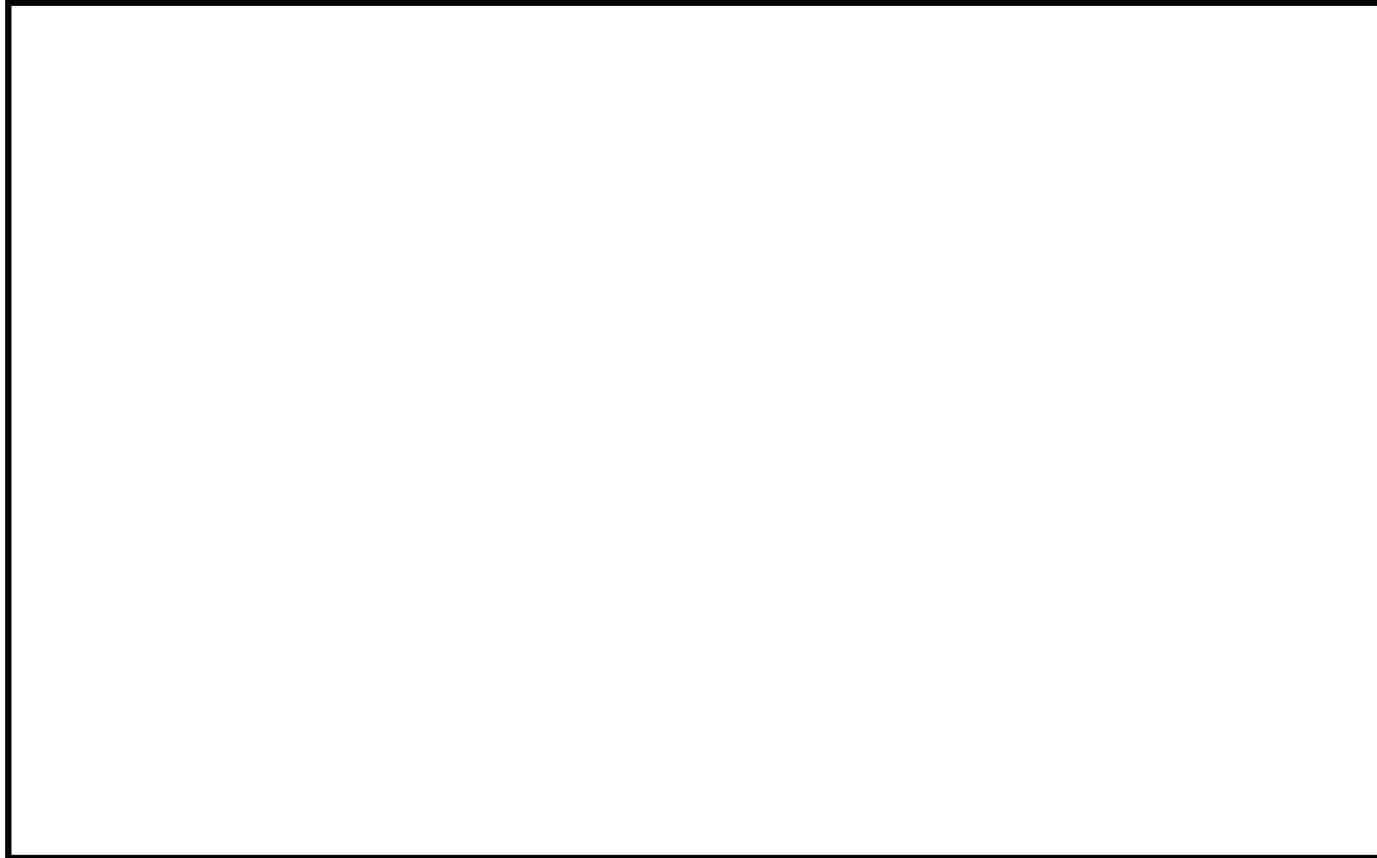
第 3.2.2-1 図 津波レベル 1PRA のフロー



第 3.2.2.a-1 図 プラント概要

【浸水経路調査(発電所外)】

津波襲来方向



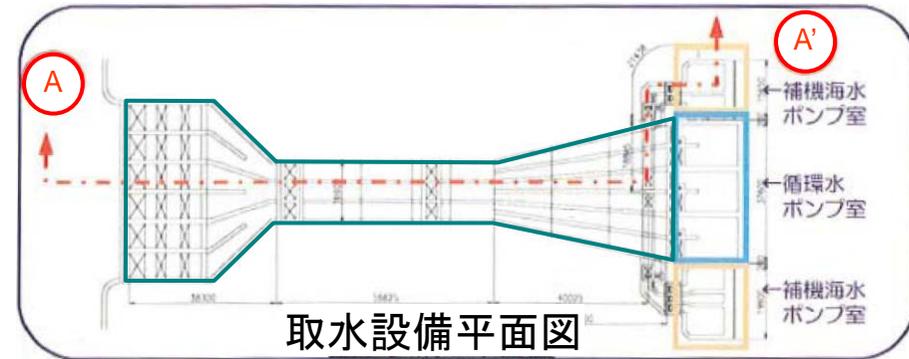
柏崎刈羽原子力発電所大湊側敷地平面図

黒枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

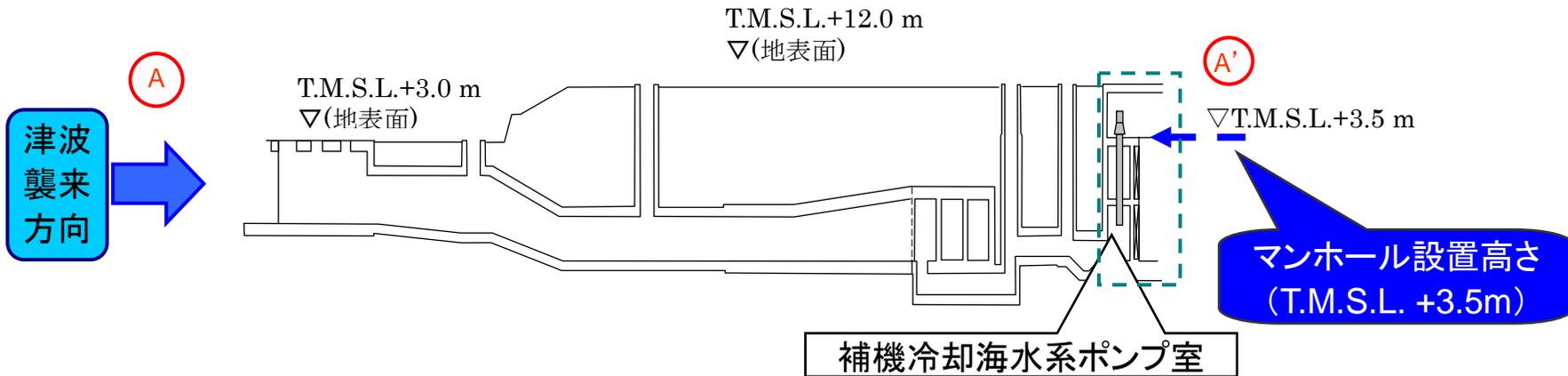
3.2.2-32

【浸水経路調査(取水口～T/B)】

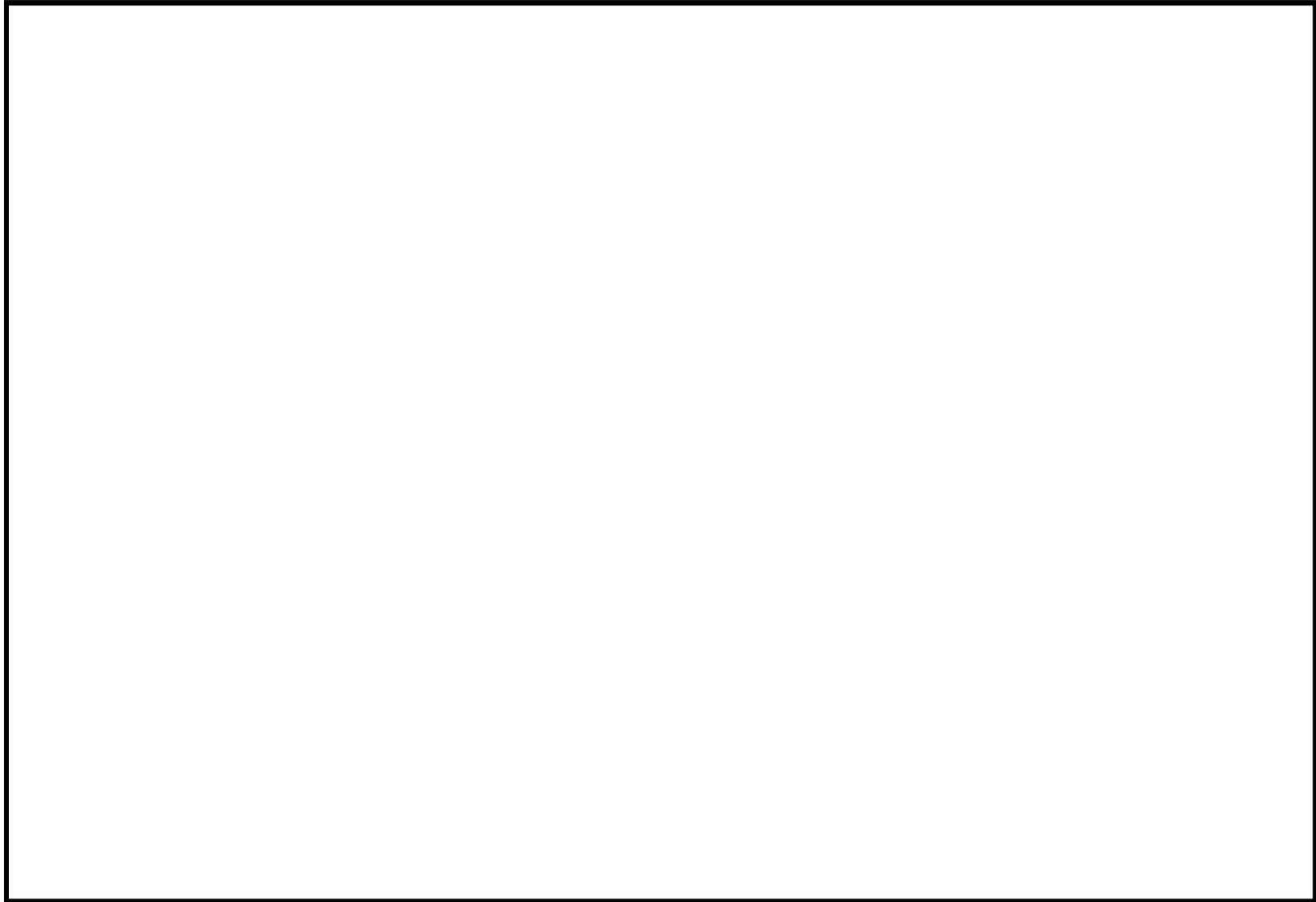
津波により取水口から進入した津波は、マンホール高さ3.5mにおいて浸水を開始。同高さ設置の電源盤水没により原子炉補機冷却系(B)系機能喪失。



3.2.2-33

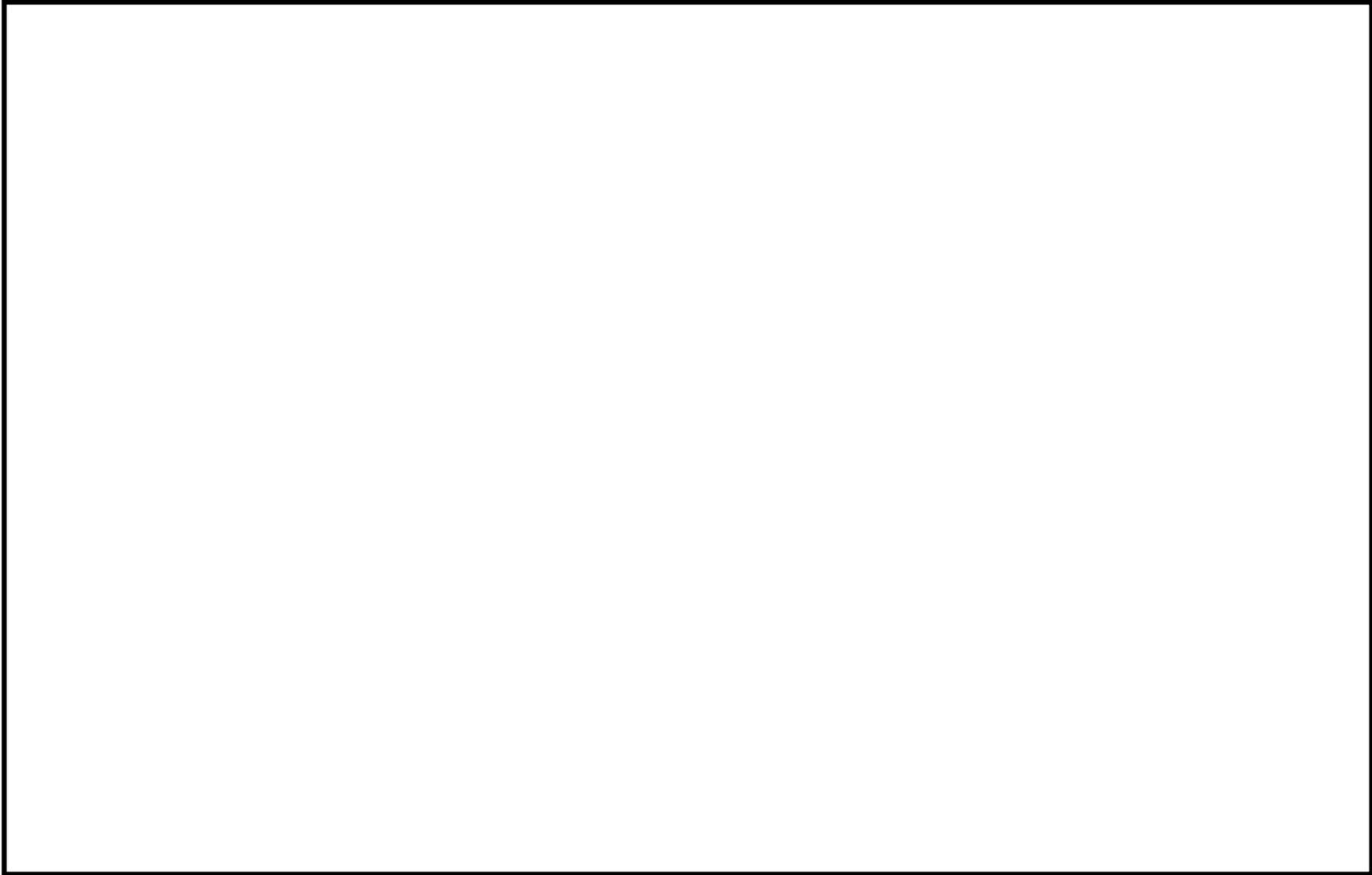


7号炉取水設備断面図
取水設備からT/Bへの浸水経路



黒枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

第 3.2.2.a-2 図 津波 PRA プラントウォークダウン結果(溢水伝播経路の同定)(3/5)



黒枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。



黒枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。

3.2.2.a-2 図 津波 PRA プラントウォークダウン結果(溢水伝播経路の同定)(5/5)

津波PRA現場調査 チェックシート (溢水伝播、その他)

担当会社名: 		
プラント名	柏崎刈羽原子力発電所第7号機	確認日時 2013年 2月 22日 (14:00)
建屋名		
フロア		部屋名称

分類	確認項目	チェック
貫通部	対象エリア (床・壁部) の貫通部 止水条件に着目して確認	
	①配管貫通部は止水処理をしているか?	問題なし・要検討・適用外
	②トレイ貫通部は止水処理をしているか?	問題なし・要検討・適用外
	③電線管貫通部は止水処理をしているか?	問題なし・要検討・適用外
	④ダクト貫通部は止水処理をしているか?	問題なし・要検討・適用外
	⑤床ファンネルは止水処理をしているか?	問題なし・要検討・適用外
扉および建屋構築物	対象設備の境界部 止水条件に着目して確認	
	⑥浸水防止扉のシール部は健全となっているか? また扉の開口下端の埋は止水対策を考慮しているか?	問題なし・要検討・適用外
	⑦建屋外壁部の止水状態は健全となっているか? 空調ルーバ等の開口部に関しては想定津波高さの以下は止水対策をとっているか?	問題なし・要検討・適用外
	⑧建屋内・外のブロックアウト壁は止水対策を考慮しているか?	問題なし・要検討・適用外
	⑨溢水経路上の建屋内の床ハッチ開口部および埋について止水対策を考慮しているか?	問題なし・要検討・適用外
	⑩溢水経路上の階段・E.Vは埋について止水対策を考慮しているか?	問題なし・要検討・適用外
その他	操作性等に着目して確認	
	⑪緊急時の操作に際し、障害となる事項はないか?	問題なし・要検討・適用外
	⑫	問題なし・要検討・適用外
	⑬	問題なし・要検討・適用外
	⑭	問題なし・要検討・適用外
		問題なし・要検討・適用外

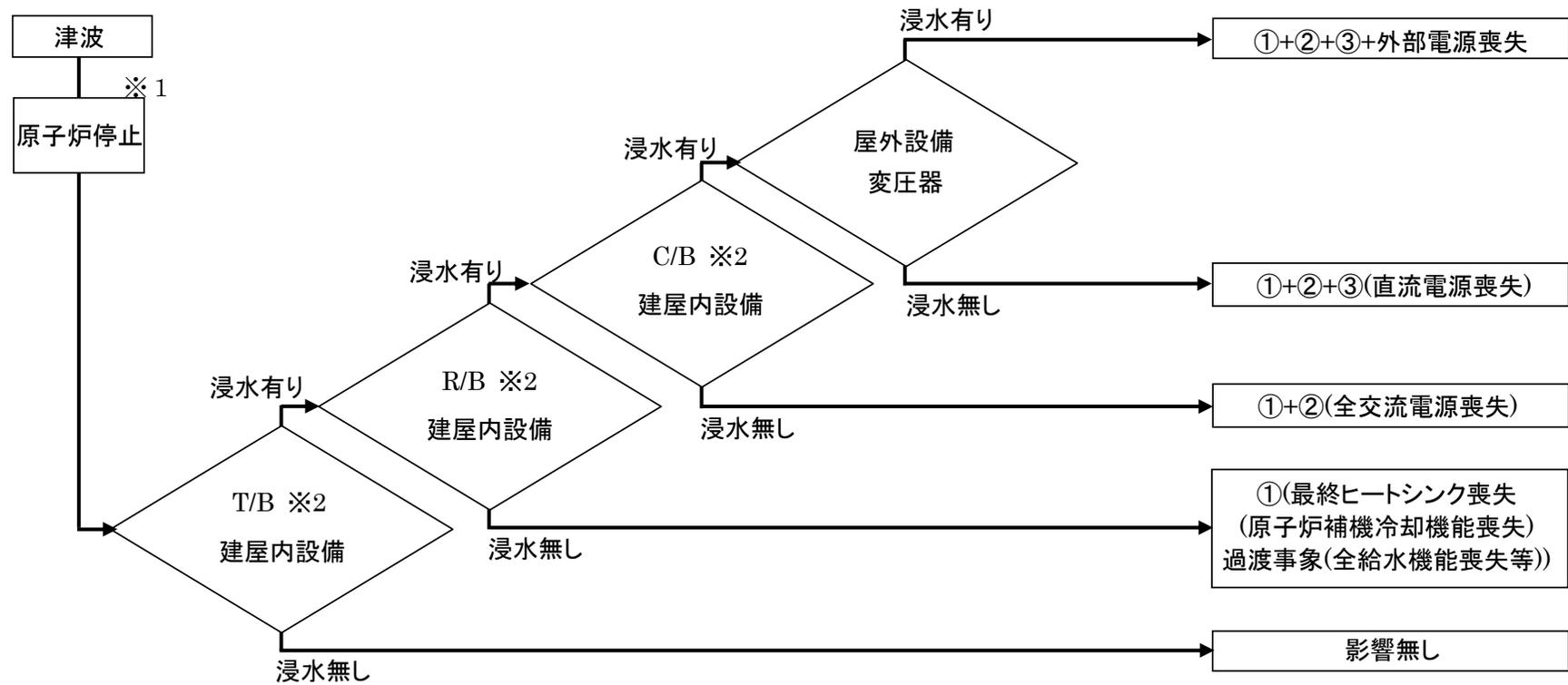
特記事項	【RCIC室への貫通口の確認 (2/3)】
	<ul style="list-style-type: none"> ・貫通部止水済み (R-B3-4 (北側通路) 側: 現場写真A, C参照) ・オフセットダクト開口有り (R-B3-4 (北側通路) 側: 現場写真D参照) ・機器直上に開口部は無いが、機器搬出入用ハッチについては止水対策が必要 ・床ドレンファンネルについては、R-B3-5 (RHRポンプ (A) 室) 側からの独立防壁として逆止弁の設置が必要 ・シリコンゴム・ラバーブーツに関してはメーカー推奨の耐用年数が10年 (PD-46-0015 床壁貫通部設計仕様書) となっていることから、電力殿にて施工時期及び、有効期限を確認願います。

現場写真等	
-------	--

3.2.2-37

第3.2.2.a-3 図 プラントウォークダウンチェックシート

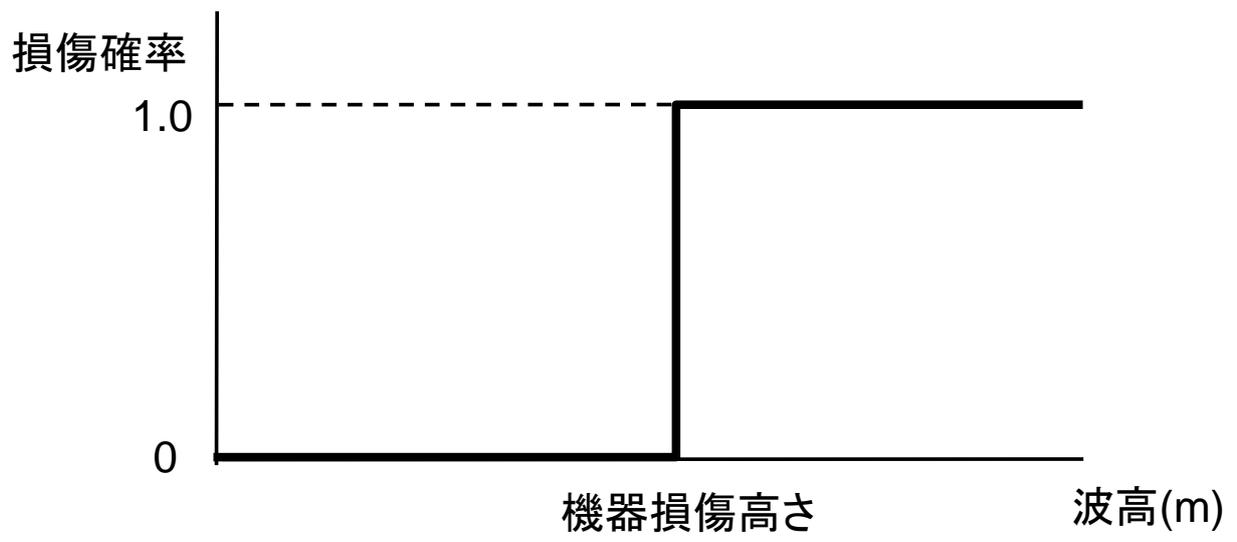
黒枠囲みの内容は機密事項に属しますので公開できません。



※1 津波襲来までに原子炉は停止しているものとする。

※2 本評価では防潮堤，津波防護施設，浸水防止施設は対象としない。

第 3.2.2.a-4 図 起因事象の抽出フロー



第 3.2.2.c-1 図 被水・没水に関するフラジリティ曲線

津波高さ	12m	6.5m	4.8m	4.2m	3.5m	発生する起因事象
以下→						起因となる事象発生無し
以上↓						①
						①+②
						①+②+③
						①+②+③+④
						①+②+③+④+⑤

①過渡事象, ②最終ヒートシンク喪失(LUHS), ③全交流動力電源喪失(SBO)
 ④直流電源喪失, ⑤外部電源喪失

第 3.2.2.d-1(a)図 津波 PRA における起因事象の津波高さ別イベントツリー(7号炉)

津波高さ	12m	6.5m	4.8m	4.4m	3.5m	発生する起因事象
以下→						起因となる事象発生無し
以上↓						①
						①+②
						①+②+③
						①+②+③+④
						①+②+③+④+⑤

①過渡事象, ②最終ヒートシンク喪失(LUHS), ③全交流動力電源喪失(SBO)
 ④直流電源喪失, ⑤外部電源喪失

第 3.2.2.d-1(b)図 津波 PRA における起因事象の津波高さ別イベントツリー(6号炉)

津波高さ 4.2m~4.8m (LUHS)	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高圧注水	原子炉 ^{※1} 減圧	低圧注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※2} (/炉年)
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	① ^{※3}
							TQUX	—
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
TQUV	② ^{※3}							
TQUX	—							
LOCA	8.8×10^{-25}							

※1 本イベントツリーでは、高圧注水及び低圧注水の失敗確率が 1 であり、これは原子炉減圧の成否に依らない。このため原子炉減圧の分岐は考慮せず、高圧注水失敗後は高圧・低圧注水機能喪失に整理している。

※2 本イベントツリーで発生頻度を“—”としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

※3 ①+② = 8.8×10^{-5} (/炉年)

第 3.2.2.d-2(a)図 最終ヒートシンク喪失(LUHS)のイベントツリー(7号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +4.2~4.8m)

津波高さ 4.8m~6.5m (LUHS+SBO ^{※1})	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高圧注水	原子炉 ^{※2} 減圧	低圧注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※3} (/炉年)
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	① ^{※4}
							TQUX	—
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
TQUV	② ^{※4}							
TQUX	—							
LOCA	1.0×10^{-24}							

※1 全交流電源喪失(SBO)が発生するため、一部の最終状態を TB シーケンスとして整理することもできるが、浸水経路の観点から、先に LUHS が発生することを考慮し、第 3.2.2-d-2(a)図と同様の最終状態として整理した。

※2 本イベントツリーでは、高圧注水及び低圧注水の失敗確率が 1 であり、これは原子炉減圧の成否に依らない。このため原子炉減圧の分岐は考慮せず、高圧注水失敗後は高圧・低圧注水機能喪失に整理している。

※3 本イベントツリーで発生頻度を“—”としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

※4 ①+② = 1.0×10^{-4} (/炉年)

第 3.2.2.d-2(b)図 LUHS 及び全交流電源喪失(SBO)のイベントツリー(7号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +4.8~6.5m)

津波高さ 6.5m以上 (LUHS+SBO ^{※1})	直流電源	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高圧注水	原子炉 減圧	低圧注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※2} (/炉年)
	—	—							
	TW	—							
	—	—							
	TW	—							
	TQUV	—							
	TQUX	—							
	—	—							
	TW	—							
	—	—							
	TW	—							
	TQUV	—							
	TQUX	—							
LOCA	—								
TBD	2.5×10^{-5}								

※1 全交流電源喪失(SBO)が発生するため、一部の最終状態を TB シーケンスとして整理することもできるが、浸水経路の観点から、先に LUHS が発生することを考慮し、第 3.2.2-d-2(a) 図と同様の最終状態として整理した。

※2 本イベントツリーで発生頻度を “—” としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

第 3.2.2.d-2(c)図 LUHS, SBO 及び直流電源喪失のイベントツリー(7 号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +6.5m 以上)

津波高さ 4.4m~4.8m (LUHS)	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高压注水	原子炉 ^{※1} 減圧	低压注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※2} (/炉年)
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	① ^{※3}
							TQUX	—
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	② ^{※3}
							TQUX	—
							LOCA	5.4×10^{-25}

※1 本イベントツリーでは、高压注水及び低压注水の失敗確率が 1 であり、これは原子炉減圧の成否に依らない。このため原子炉減圧の分岐は考慮せず、高压注水失敗後は高压・低压注水機能喪失に整理している。

※2 本イベントツリーで発生頻度を“—”としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

※3 ①+② = 5.4×10^{-5} (/炉年)

第 3.2.2.d-3(a)図 最終ヒートシンク喪失(LUHS)のイベントツリー(6号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +4.4~4.8m)

津波高さ 4.8m~6.5m (LUHS+SBO ^{※1})	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高压注水	原子炉 ^{※2} 減圧	低压注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※3} (/炉年)
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	① ^{※4}
							TQUX	—
							—	—
							TW	—
							—	—
							TW	—
							TQUV	② ^{※4}
							TQUX	—
							LOCA	1.0×10^{-24}

※1 全交流電源喪失(SBO)が発生するため、一部の最終状態を TB シーケンスとして整理することもできるが、浸水経路の観点から、先に LUHS が発生することを考慮し、第 3.2.2-d-3(a)図と同様の最終状態として整理した。

※2 本イベントツリーでは、高压注水及び低压注水の失敗確率が 1 であり、これは原子炉減圧の成否に依らない。このため原子炉減圧の分岐は考慮せず、高压注水失敗後は高压・低压注水機能喪失に整理している。

※3 本イベントツリーで発生頻度を“—”としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

※4 ①+② = 1.0×10^{-4} (/炉年)

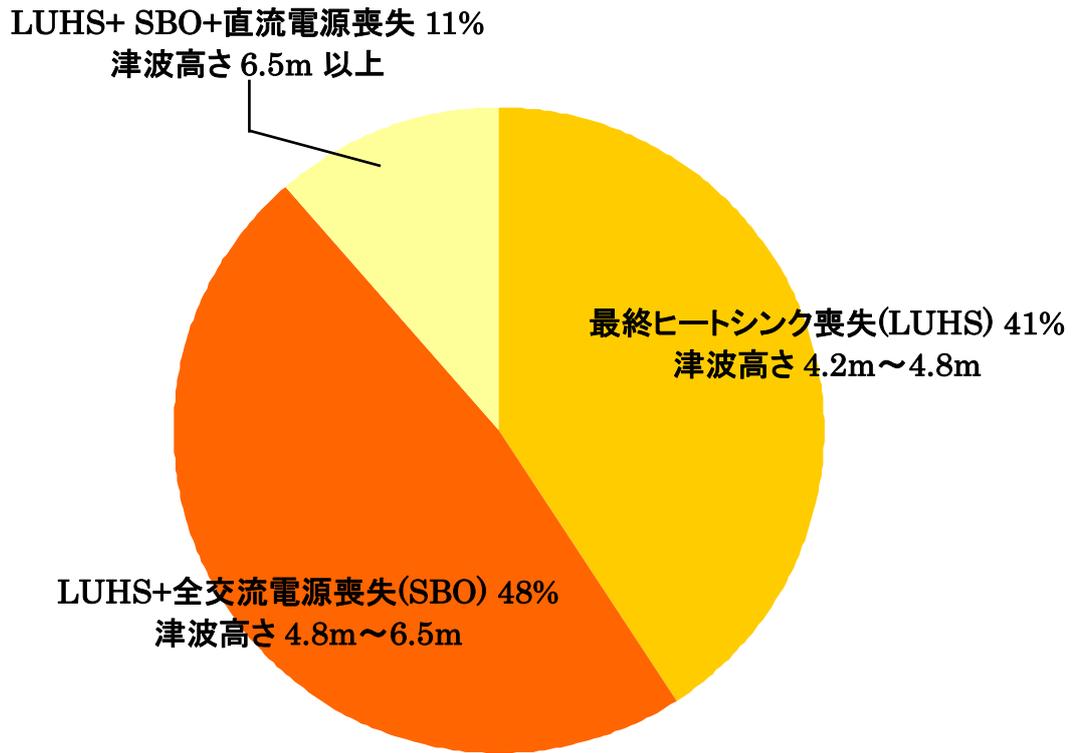
第 3.2.2.d-3(b)図 LUHS 及び全交流電源喪失(SBO)のイベントツリー(6号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +4.8~6.5m)

津波高さ 6.5m以上 (LUHS+SBO ^{※1})	直流電源	逃がし 安全弁 開放	逃がし 安全弁 再閉鎖	高圧注水	原子炉 減圧	低圧注水	格納容器 除熱	最終状態	発生頻度 ^{※2} (/炉年)
								—	—
								TW	—
								—	—
								TW	—
								TQUV	—
								TQUX	—
								—	—
								TW	—
								—	—
								TW	—
								TQUV	—
							TQUX	—	
							LOCA	—	
							TBD	2.5×10^{-5}	

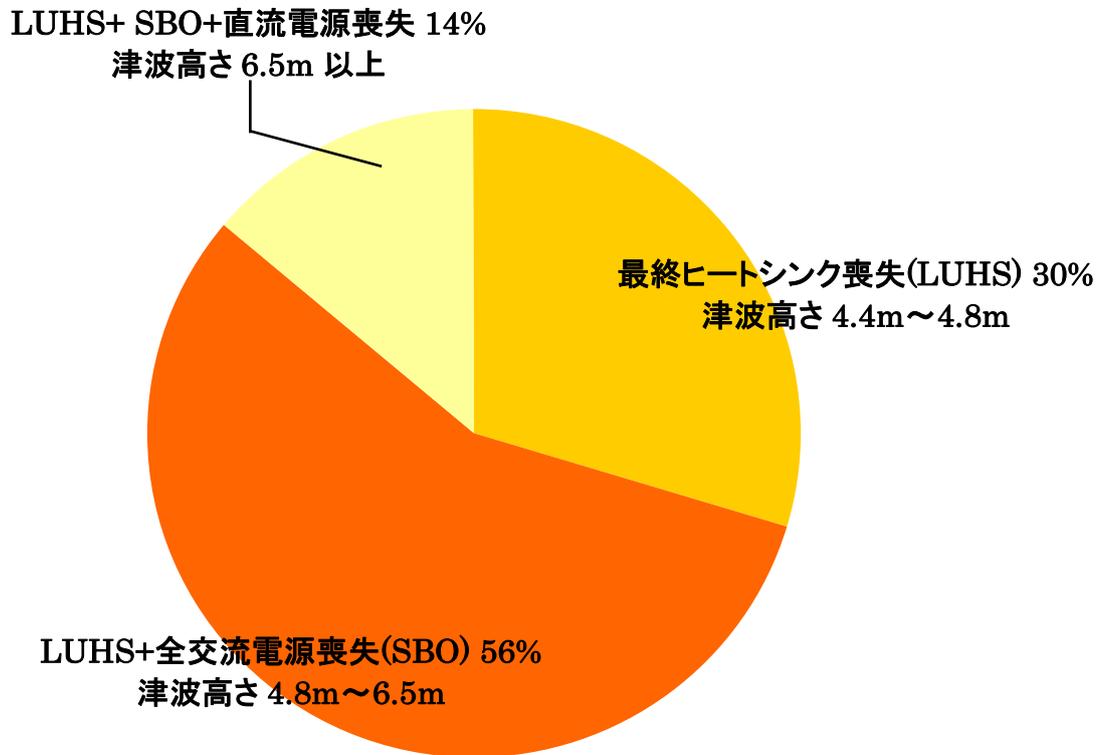
※1 全交流電源喪失(SBO)が発生するため、一部の最終状態を TB シーケンスとして整理することもできるが、浸水経路の観点から、先に LUHS が発生することを考慮し、第 3.2.2-d-3(a) 図と同様の最終状態として整理した。

※2 本イベントツリーで発生頻度を “—” としているシーケンスの発生頻度は 0 であり、発生しない。

第 3.2.2.d-3(c)図 LUHS, SBO 及び直流電源喪失のイベントツリー(6 号炉)
(津波高さ T.M.S.L. +6.5m 以上)

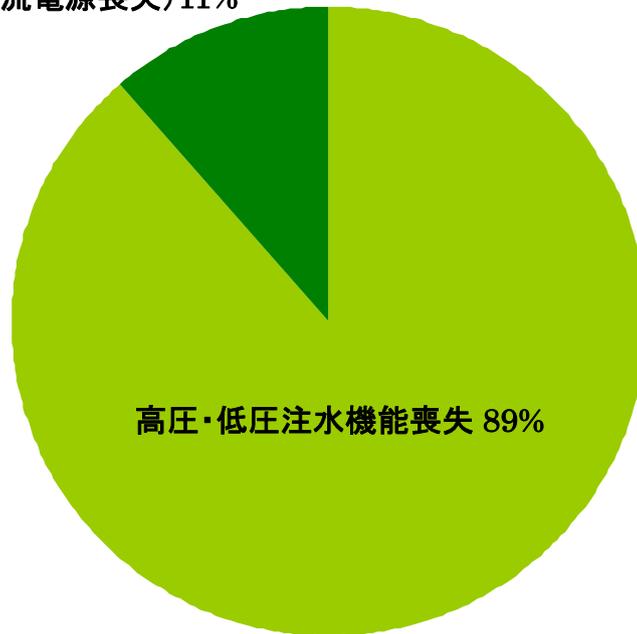


第 3.2.2.d-4(a)図 起因事象別の炉心損傷頻度寄与割合(7号炉)



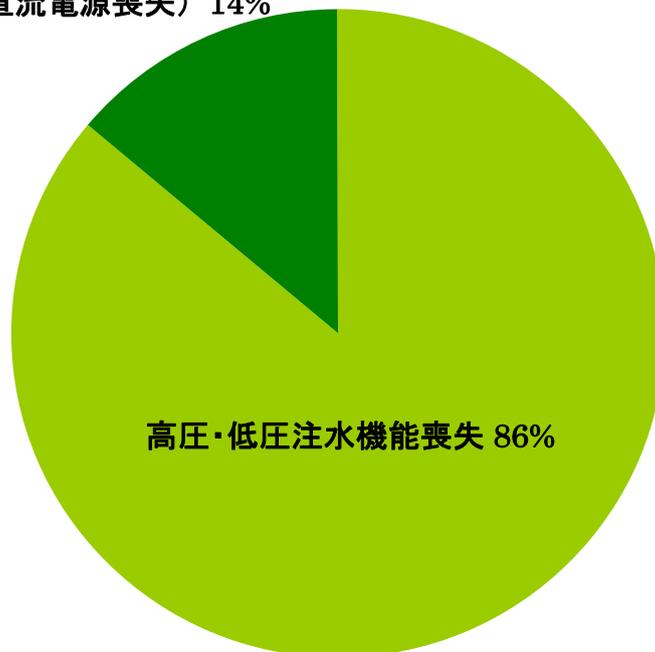
第 3.2.2.d-4(b)図 起因事象別の炉心損傷頻度寄与割合(6号炉)

全交流動力電源喪失
(直流電源喪失) 11%



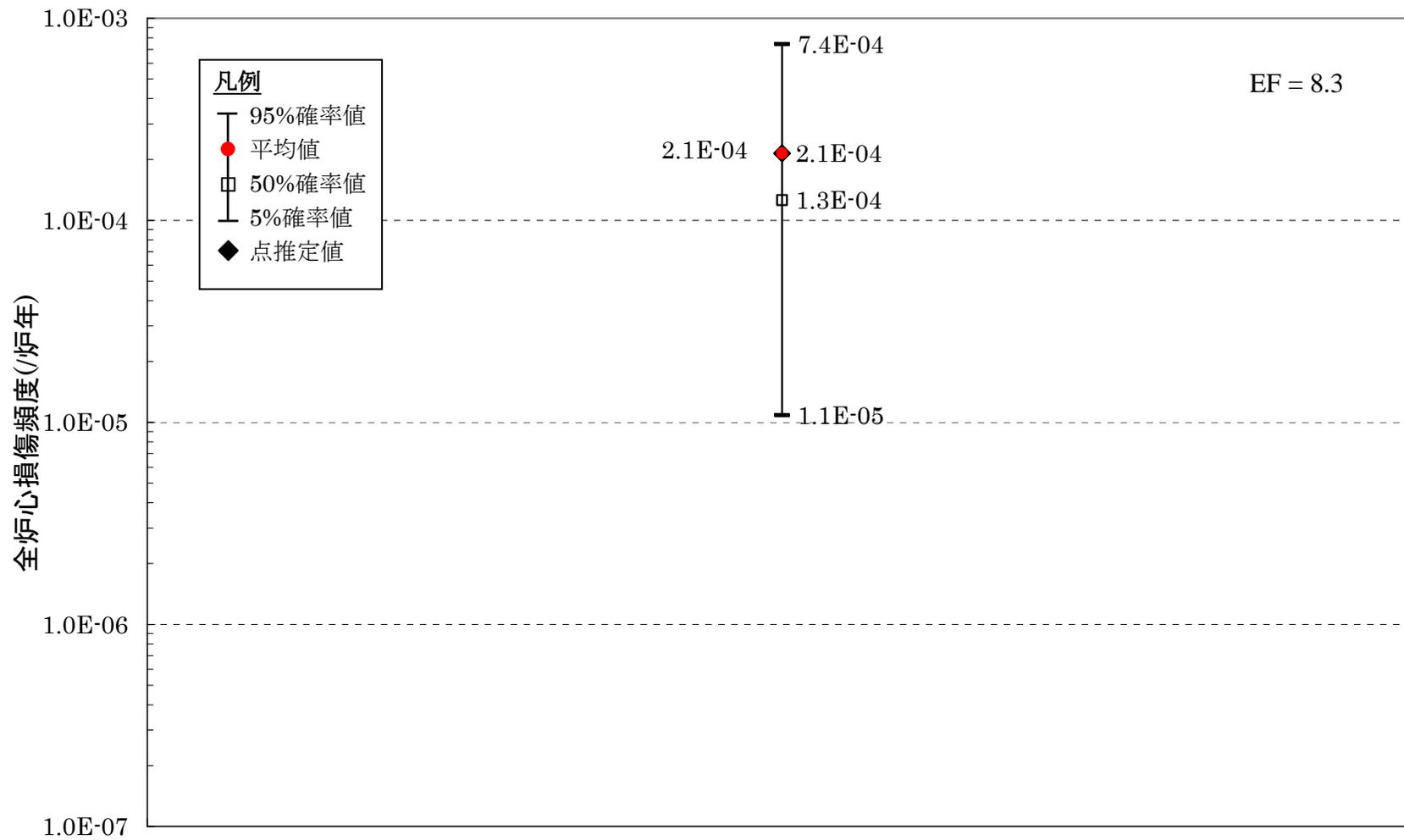
第 3.2.2.d-5(a)図 事故シナリオグループ別の炉心損傷頻度寄与割合(7号炉)

全交流動力電源喪失
(直流電源喪失) 14%

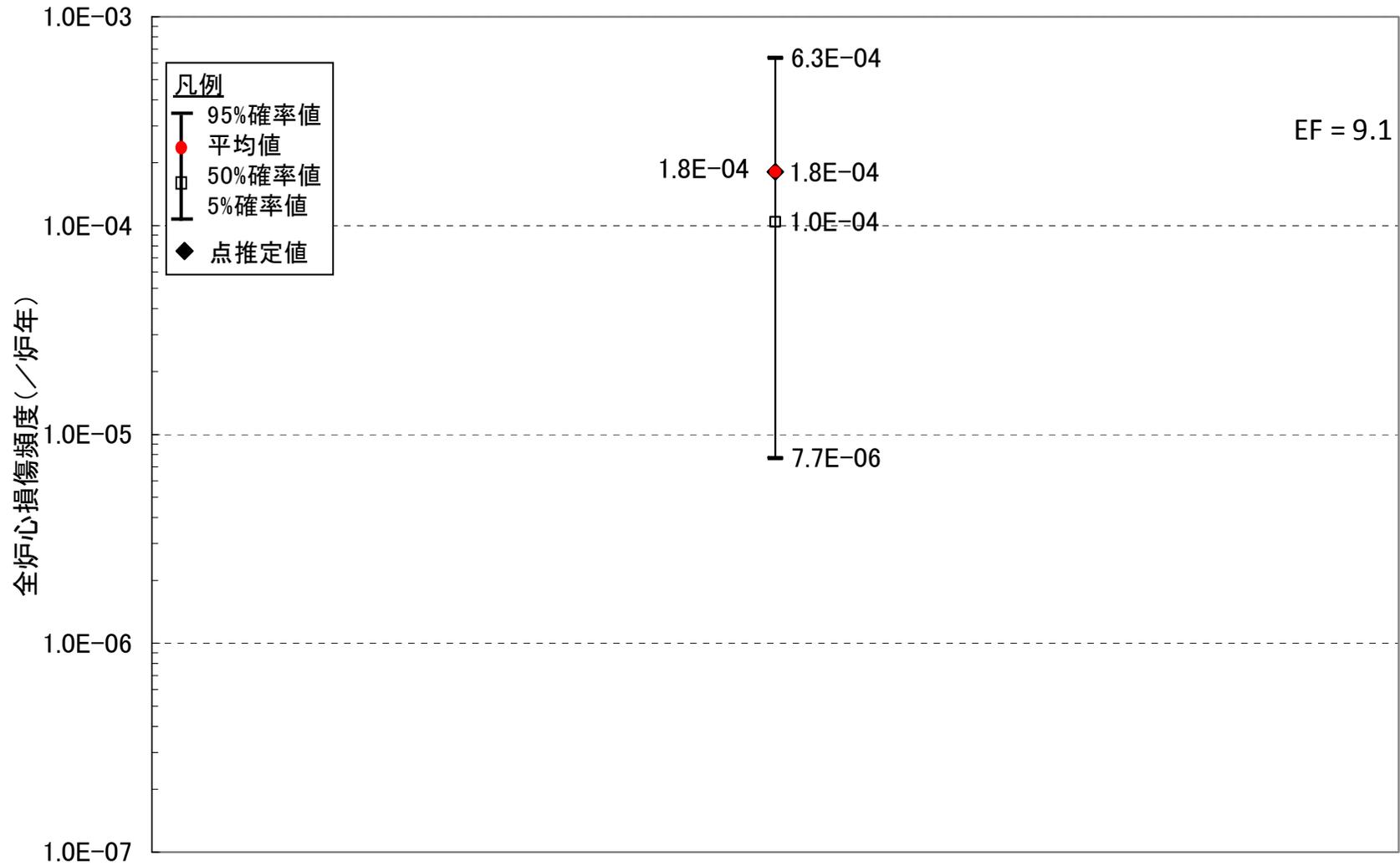


第 3.2.2.d-5(b)図 事故シナリオグループ別の炉心損傷頻度寄与割合(6号炉)

3.2.2-47



第 3.2.2.d-6(a)図 不確かさ解析の結果 (7 号炉)



第 3.2.2.d-6(b)図 不確かさ解析の結果 (6号炉)

プラント停止の手順について

震源の近い地震によって津波が引き起こされる場合、地震加速度大のインターロックによりスクラムしプラントは自動停止すると考えられる。震源が遠い地震などプラントでの地震加速度が小さく、自動スクラムに至らない場合に原子炉を手動停止する手順について以下に示す。

事故時運転操作手順書（事象ベース）では、津波発生時の手順を次のように定めている。津波注意報／警報／大津波警報が発令された場合、**RSW** 取水槽の液位監視や **CW** ポンプ、**RSW** ポンプのパラメータ監視を強化する。**RSW** 取水槽の液位が低下、あるいは **RSW** ポンプの吐出圧力がハンチングした場合には、**RSW** ポンプの水位確保のため、**CWP** を 1 台停止する。停止後も、**RSW** 取水槽の液位や **RSW** ポンプの吐出圧力が回復しない場合、さらに残り 2 台の **CWP** を停止させ、同時に手動スクラム操作を行う。その結果プラントは停止状態となる。（図 1 参照）

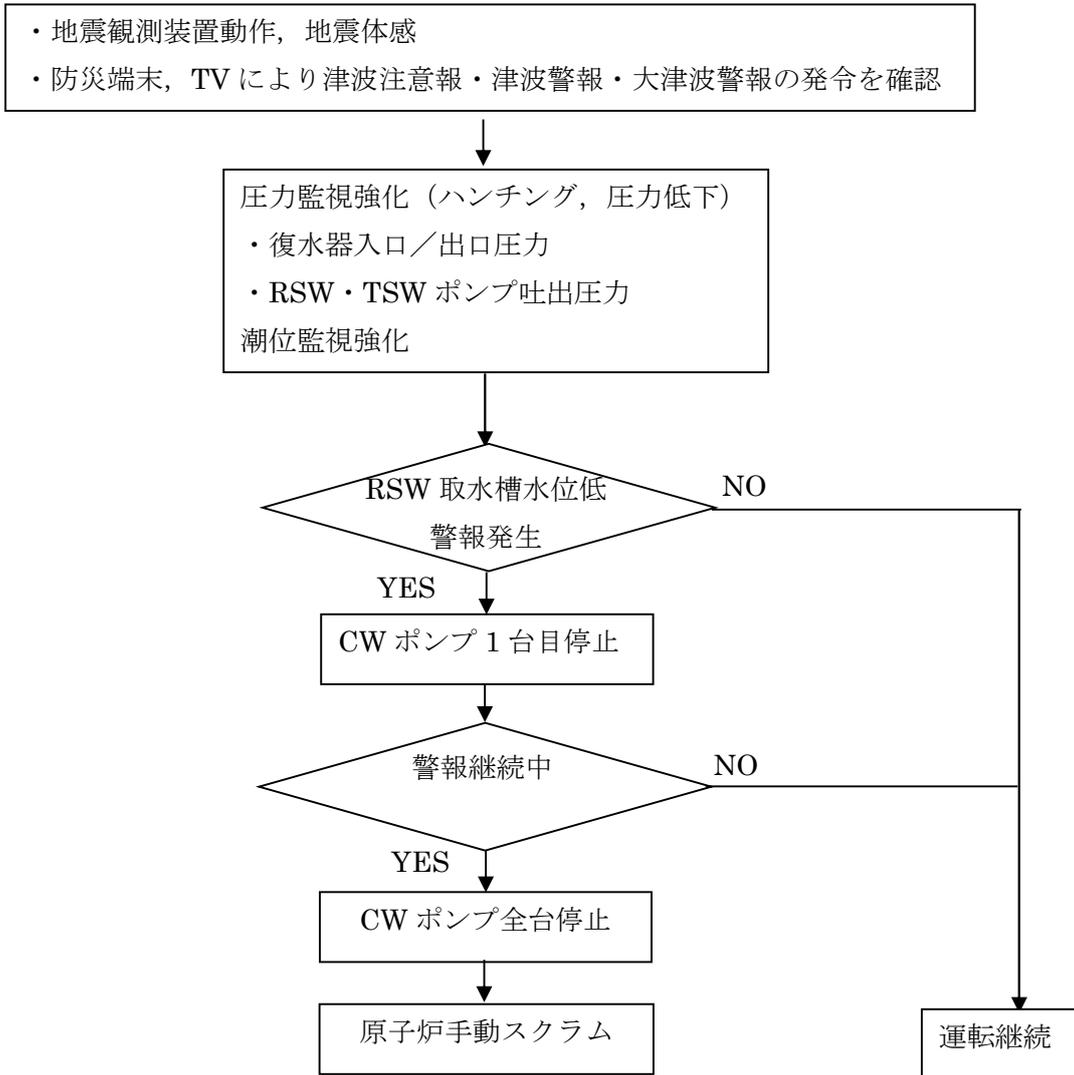


図 1 津波発生時の原子炉手動停止手順

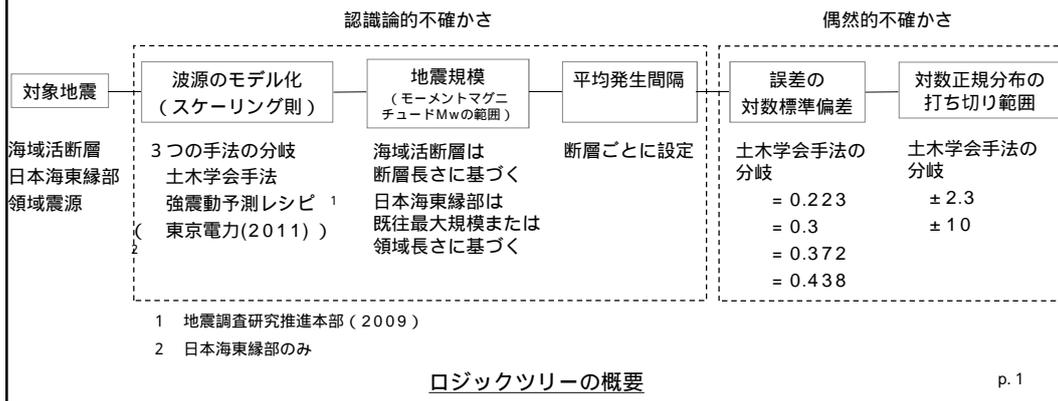
添付3.2.2.b-1 確率論的津波ハザード評価に関する検討

目次

- | | |
|-----------------------|-------------|
| 1 . 確率論的津波ハザード評価の全体方針 | : p. 1 |
| 2 . 敷地周辺海域の活断層による津波 | : p. 2 ~ 6 |
| 3 . 日本海東縁部の地震による津波 | : p. 7 ~ 11 |
| 4 . 潮位の考慮 | : p.12 |
| 5 . 津波ハザード曲線の評価結果 | : p.13 |
| 6 . フラクタイルハザード曲線の評価結果 | : p.14 ~ 16 |

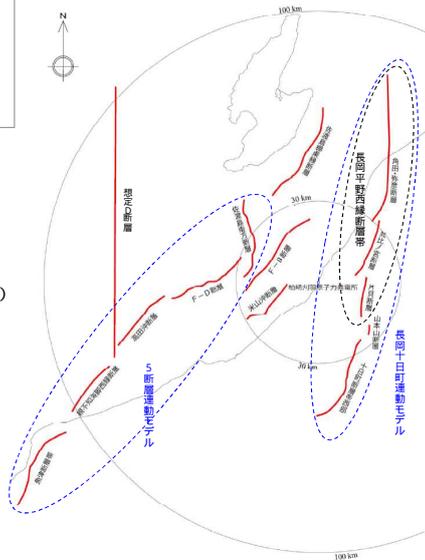
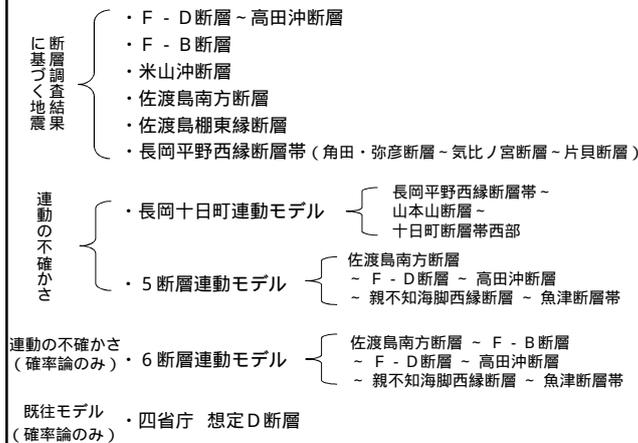
1. 確率論的津波ハザード評価の全体方針

- 確率論的津波ハザードの検討にあたっては、地震による津波を検討対象とし、解析手順は日本原子力学会(2012)・土木学会(2011)(以下、「土木学会手法」という。)に基づき実施した。
- 検討対象の地震は、敷地周辺海域の活断層に想定される地震と、日本海東縁部に想定される地震とした。
- 認識論的不確かさとして、地震規模、平均発生間隔、波源のモデル化等を考慮した。
- 偶然的不確かさとして、津波水位のばらつきを対数正規分布として考慮した。
- ロジックツリーは、日本原子力学会(2012)・土木学会手法を参考とし、2011年東北地方太平洋沖地震後の知見を反映して設定した。
- 評価は、平成25年9月27日設置変更許可申請時のものであり、今後行われる基準津波の審議結果を踏まえ、必要に応じて見直しを行う。



2. 敷地周辺海域の活断層による津波

- 基準津波の検討において考慮した、敷地周辺海域における活断層調査結果に基づく地震及び運動の不確かさを考慮した地震について検討対象とした。
- 確率論の方がより広汎なモデルを考慮することとし、運動の不確かさで考慮する断層を長くするとともに、四省庁の想定D断層を検討対象に加えた。

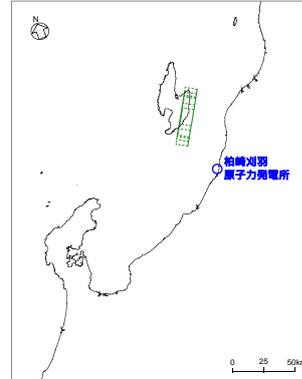


敷地周辺海域の活断層分布図

2.1 断層調査結果に基づく地震(1)

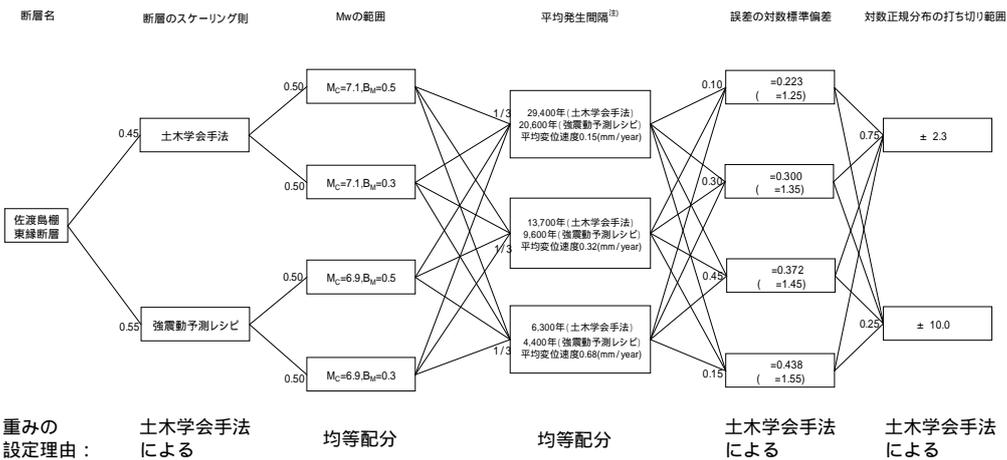
■敷地周辺海域における活断層調査結果に基づく地震(連動を考慮しないケース)について、佐渡島棚東縁断層の例を示す。

- ▶日本原子力学会(2012)・土木学会手法に基づき検討した。
- ▶ロジックツリーを次ページに示す。



断層モデルの位置
(佐渡島棚東縁断層)

2.1 断層調査結果に基づく地震(2)



注) 平均発生間隔は、Mw範囲が0.3の場合の値
 重みの判断が困難な場合は、日本原子力学会(2012)を踏まえ均等配分
 枠の添数字は分岐の重み
 M_C: モーメントマグニチュードの中央値
 B_M: マグニチュードの不確かさの幅

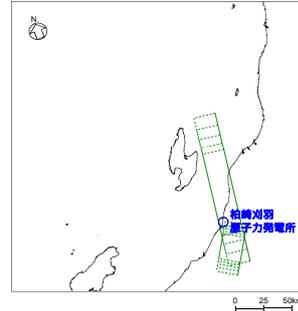
佐渡島棚東縁断層のロジックツリー

2.2 連動の不確かさ：長岡十日町連動モデル

■ 運動を考慮するケースのうち、長岡平野西縁部断層帯（角田・弥彦断層，氣比ノ宮断層，片貝断層）及び十日町断層帯西部の連動モデルの検討内容を示す。

➢ 断層運動に関するロジックツリーの他は、日本原子力学会（2012）・土木学会手法に基づき検討した。

➢ 断層運動に関するロジックツリーを以下に示す。

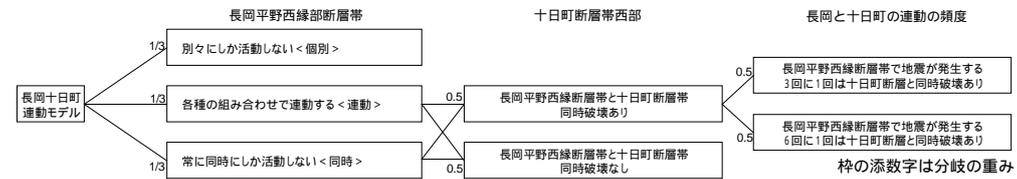


断層モデルの位置

<分岐の断層モデル>
「角田・弥彦断層」，「氣比ノ宮断層」，
「片貝断層」

<分岐の断層モデル>
(1)「角田・弥彦断層」，「氣比ノ宮断層」，「片貝断層」
(2)「角田・弥彦+氣比ノ宮断層」，「片貝断層」
(3)「角田・弥彦断層」，「氣比ノ宮+片貝断層」
(4)「角田・弥彦+氣比ノ宮+片貝断層」

<分岐の断層モデル>
「角田・弥彦+氣比ノ宮+片貝断層」



重みの設定理由：

均等配分

均等配分

均等配分

断層運動に関するロジックツリー（長岡十日町連動モデル）

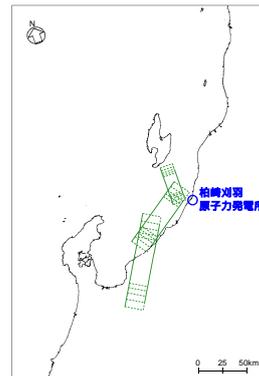
p. 5

2.3 連動の不確かさ：5断層連動モデル

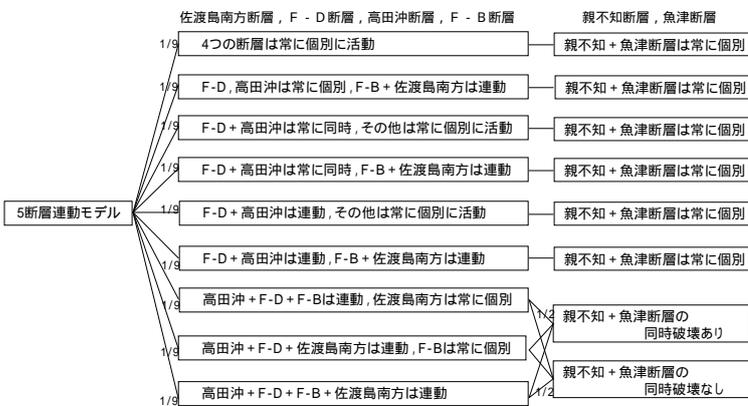
■ 運動を考慮するケースのうち、5断層連動モデル（佐渡島南方断層・F-D断層・高田沖断層・親不知海脚西縁断層・魚津断層）の検討内容を示す。

➢ 断層運動に関するロジックツリーの他は、日本原子力学会（2012）・土木学会手法に基づき検討した。

➢ 断層運動に関するロジックツリーを以下に示す。



断層モデルの位置
（5断層連動モデル）



重みの設定理由：

均等配分

均等配分

枠の添数字は分岐の重み

「連動」は個別活動と同時活動の組合せ

断層運動に関するロジックツリー（5断層連動モデル）

p. 6

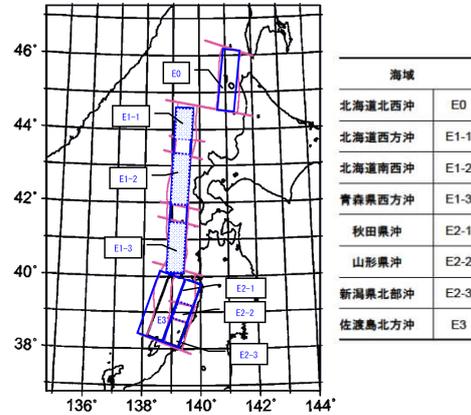
3. 日本海東縁部の地震による津波（1）

■日本海東縁部に想定される地震は、地震調査研究推進本部（2003），土木学会手法等の知見に基づき，活動域区分を設定する。

日本海東縁部の大地震活動域の既往最大Mw

海域	発生年	津波モデルのMw	既往最大Mw (=Mmax)	「地震本部」による地震規模(信頼度)
北海道北西沖 (E0)	なし	-	-	M7.8程度(D)
北海道西方沖 (E1-1)	1940	7.7	7.7	M7.5前後(B)
北海道南西沖 (E1-2)	1993	7.8	7.8	M7.8前後(B)
青森県西方沖 (E1-3)	1983	7.7	7.7	M7.7前後(B)
秋田県沖 (E2-1)	なし	-	-	M7.5程度(C)
山形県沖 (E2-2)	1833	7.8	7.8	M7.7前後(B)
新潟県北部沖 (E2-3)	1964	7.5	7.5	M7.5前後(B)
佐渡島北方沖 (E3)	なし	-	-	M7.8程度(D)

土木学会（2011）を編集



土木学会（2011）

日本海東縁部海域の大地震活動域区分

3. 日本海東縁部の地震による津波（2）

■日本海東縁部に想定される地震の平均発生間隔分布の考え方は、地震調査研究推進本部（2003）に基づき設定された，土木学会手法を用いる。

地震調査研究推進本部（2003）による平均発生間隔と本検討における平均発生間隔分布の考え方

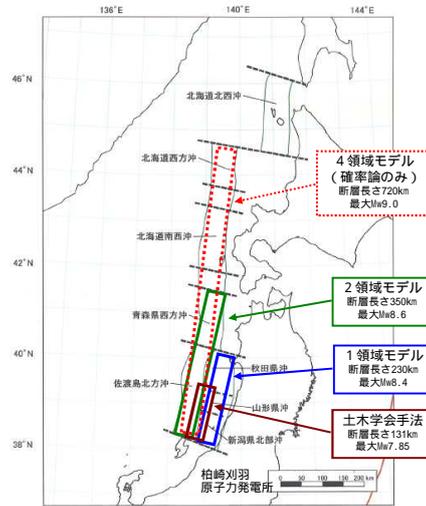
海域	平均発生間隔(推本)	根拠	分布の考え方
北海道北西沖	3900年程度	約2100年前と約6000年前に2個のイベント	発生間隔データ1個
北海道西方沖	1400～3900年程度	(連続性)	一様分布(1400-3900)
北海道南西沖	500～1400年程度	6個のイベントの平均が約1400年	一様分布(500-1400)
青森県西方沖	500～1400年程度	3個のイベントの平均が約500年	一様分布(500-1400)
秋田県沖	1000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1000-1500)
山形県沖	1000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1000-1500)
新潟県北部沖	1000年程度以上	(2列への配分)	一様分布(1000-1500)
佐渡島北方沖	500～1000年程度	中嶋(2003)	一様分布(500-1000)

土木学会（2011）

3. 日本海東縁部の地震による津波 (3)

- 日本海東縁部に想定される地震の規模は、土木学会手法を基本とした。
- 基準津波の検討において考慮した、地震調査研究推進本部(2003)の評価対象領域の区分における、1領域モデル(基本モデル)及び2領域モデル(地震規模の不確かさ考慮モデル)による地震を検討対象とした。
- 確率論の方がより広汎なモデルを考慮することとし、運動の不確かさで考慮する断層を長くした地震を検討対象に加えた。

既往最大規模	土木学会手法のモデル 確率論 E2領域全体同時破壊なし
運動の不確かさ	基準津波の基本モデル(1領域モデル) 確率論 E2領域全体同時破壊モデル
	基準津波の不確かさ考慮モデル(2領域モデル) 確率論 E3 + E1-3領域全体同時破壊モデル 確率論 E1-1 + E1-2領域全体同時破壊モデル
運動の不確かさ(確率論のみ)	さらなる不確かさ考慮モデル(4領域モデル) 確率論 E3 + E1領域全体同時破壊モデル



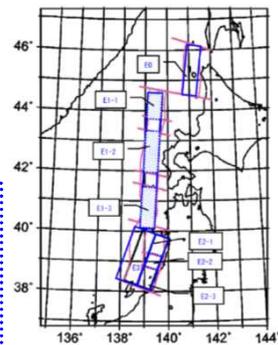
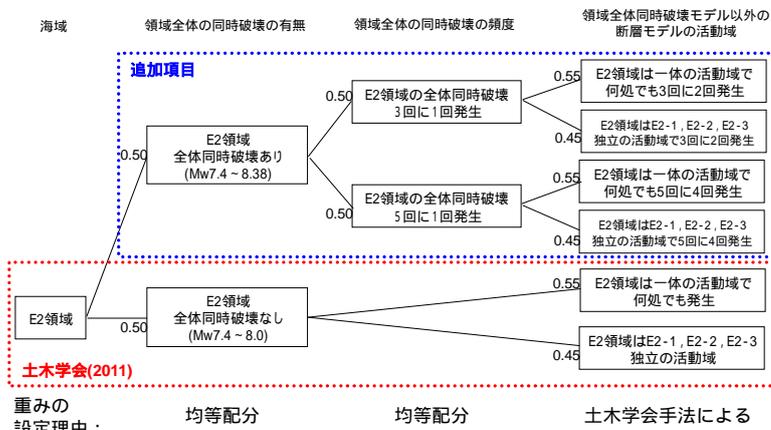
日本海東縁部の波源モデル

地震調査研究推進本部(2003)に加筆

確率論においては、領域の運動(地震規模)についてさらなる不確かさを考慮したモデルを加えることとし、佐渡島北沖-青森県西沖-北海道南西沖-北海道西沖の4領域が一度の地震で活動するものとして断層長さを設定したモデルを検討対象に加えた。

3.1 日本海東縁部：E2領域

- 日本海東縁部に想定される地震による津波のうち、E2領域の検討内容を示す。
- 土木学会手法(最大Mw8.0)に、「E2領域全体同時破壊(最大Mw8.38)」を考慮する分岐を追加した。
- その他の設定は、日本原子力学会(2012)・土木学会手法に基づき検討した。
- 同時破壊の考え方及び地震規模に関するロジックツリーを以下に示す。



領域の位置

枠の添数字は分岐の重み

重みの設定理由:

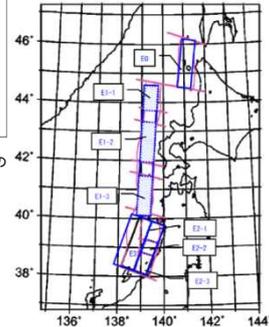
均等配分 均等配分 土木学会手法による

同時破壊の考え方及び地震規模に関するロジックツリー
(日本海東縁部：E2領域)

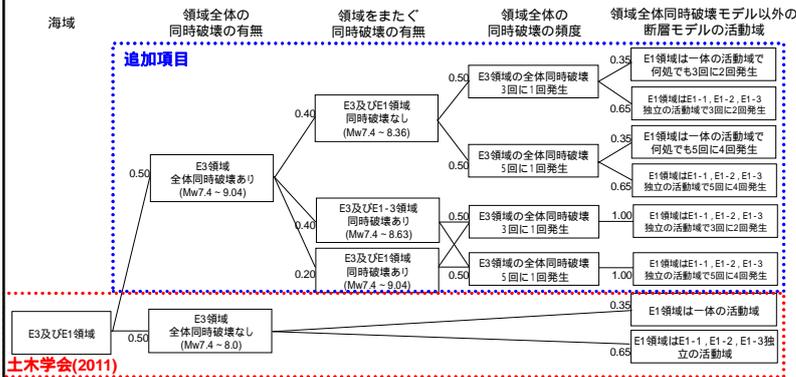
3.2 日本海東縁部：E1及びE3領域

■日本海東縁部に想定される地震による津波のうち、E1及びE3領域の検討内容を示す。

- 土木学会手法（最大Mw8.0）に、「E3領域全体同時破壊（最大Mw8.36）」、「E3領域とE1-3領域の全体同時破壊（最大Mw8.64）」及び「E3領域とE1領域の全体同時破壊（最大Mw9.04）」を考慮する分岐を追加した。
- この他の設定は、日本原子力学会（2012）・土木学会手法に基づき検討した。
- 同時破壊の考え方及び地震規模に関するロジックツリーを以下に示す。



領域の位置



土木学会(2011)

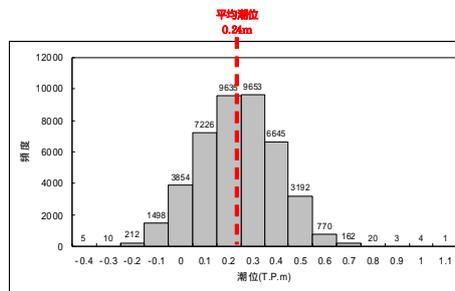
枠の添数字は分岐の重み

重みの設定理由： 均等配分 「E3及びE1海域」の重みを他の分岐の半分とした 均等配分 土木学会手法による

同時破壊の考え方及び地震規模に関するロジックツリー
(日本海東縁部：E3及びE1領域)

4. 潮位の考慮

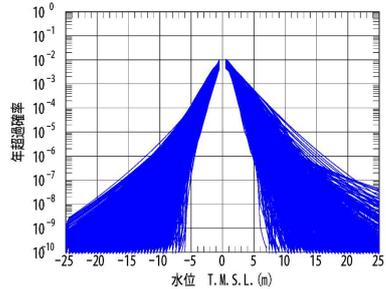
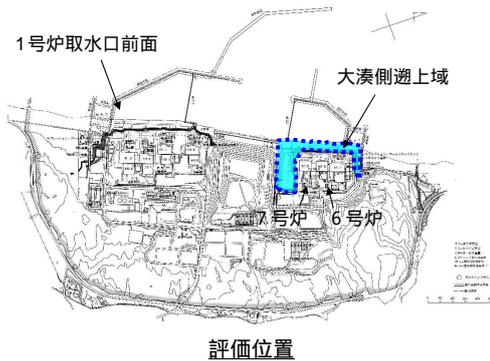
- 潮位分布は、土木学会手法に基づき、津波ハザード解析結果に潮位の相対頻度（全体が1となる分布）の畳み込みを行うことで評価した。
- 潮位分布の検討では、国土交通省国土地理院柏崎検潮所における2003年4月から2008年4月の観測記録を用いた。



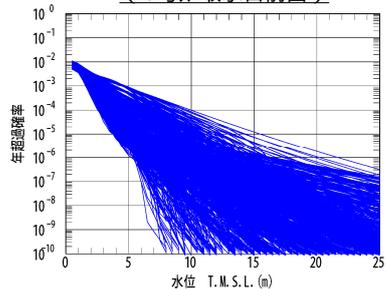
潮位分布（柏崎検潮所）

5. 津波ハザード曲線の評価結果

- 取水口前面における津波ハザード曲線の評価は、1号炉前面において算定した。
- 遡上域の評価は、防潮堤前面部の領域内の最大値で評価した。
- フラクタイル曲線は、津波ハザード曲線の総本数から、2,000本を抽出して算出した。



2000本のハザード曲線
(1号炉取水口前面)

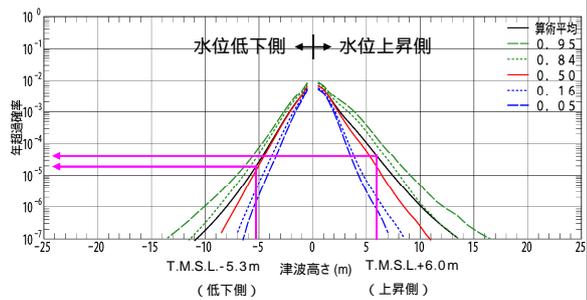


2000本のハザード曲線
(大湊側遡上域)

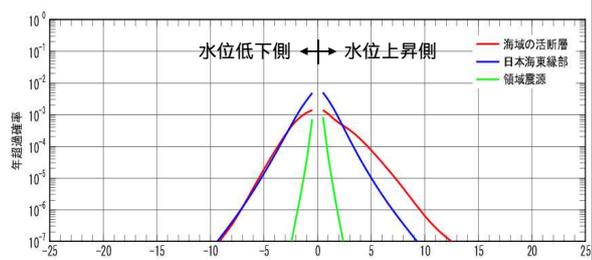
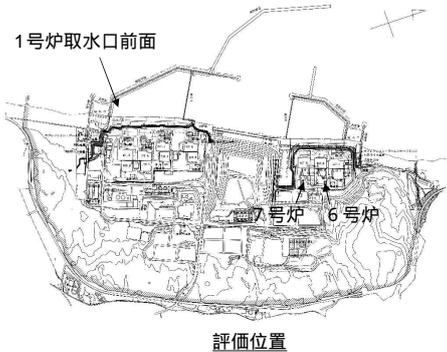
p. 13

6. フラクタイルハザード曲線の評価結果：(1) 取水口前面

- 取水口前面(1号炉)における津波ハザード曲線(フラクタイルハザード曲線)を算定した。
- 最高水位・最低水位の年超過確率はいずれも $10^{-4} \sim 10^{-5}$ 程度である。



フラクタイルハザード曲線(1号炉取水口前面)

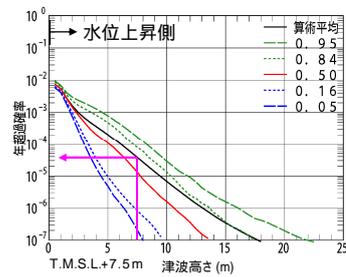
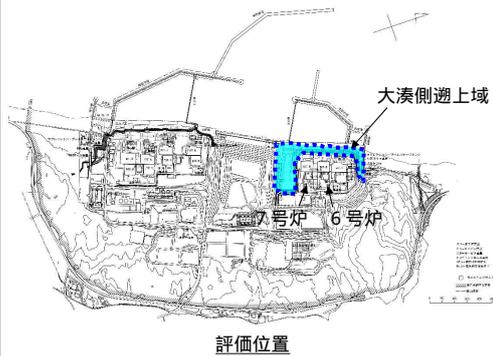


波源ごとの平均ハザード曲線

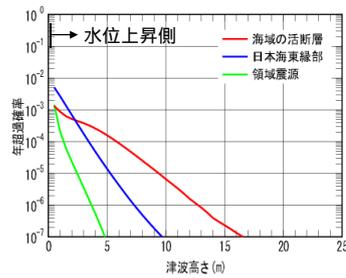
p. 14

6. フラクタイルハザード曲線の評価結果：(2) 遡上域

- 遡上域（大湊側）における津波ハザード曲線（フラクタイルハザード曲線）を算定した。
- 遡上域の津波ハザード曲線は、防潮堤前面部の領域内の最大値で算定した。
- 最高水位・最低水位の年超過確率は $10^{-4} \sim 10^{-5}$ 程度である。



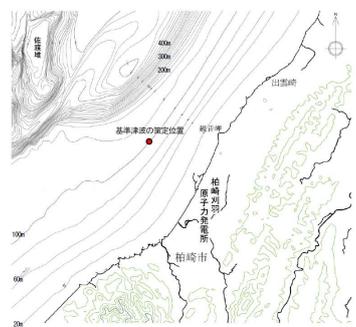
フラクタイルハザード曲線（大湊側遡上域）



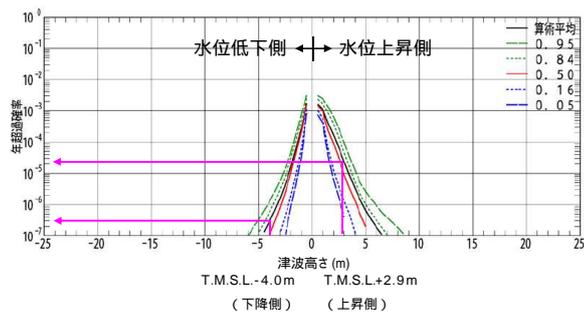
波源ごとの平均ハザード曲線

6. フラクタイルハザード曲線の評価結果(3) 基準津波の策定位置

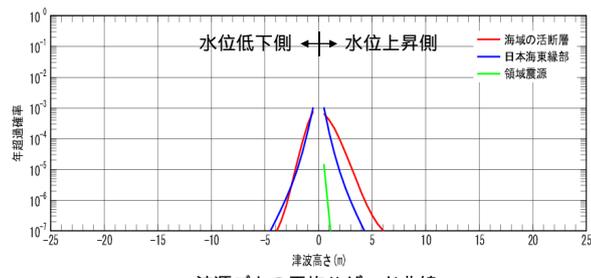
- 基準津波の策定位置（水深100m，敷地の沖合約7km）における津波ハザード曲線（フラクタイルハザード曲線）を算定した。
- 最高水位の年超過確率は $10^{-4} \sim 10^{-5}$ 程度，最低水位の年超過確率は $10^{-6} \sim 10^{-7}$ 程度である。



（水深100m，敷地の沖合約7km）



フラクタイルハザード曲線（基準津波策定位置）



波源ごとの平均ハザード曲線

【参考文献】

- 日本原子力学会（2012）：原子力発電所に対する津波を起因とした確率論的リスク評価に関する実施基準：2011，日本原子力学会標準。
- 土木学会（2011）：確率論的津波ハザード解析の方法。
- 東京電力（2011）：福島第一原子力発電所及び福島第二原子力発電所における東北地方太平洋沖地震により発生した津波の調査結果に係わる報告，第26回地震、地質・地盤に関する小委員会，地小委26-2号。
- 地震調査研究推進本部（2009）：震源断層を特定した地震の強震動予測手法（「レシピ」）。
- 農林水産省構造改善局・農林水産省水産庁・運輸省港湾局・建設省河川局（1996）：日本海東縁部地震津波防災施設整備計画調査報告書。
- 地震調査研究推進本部（2003）：日本海東縁部の地震活動の長期評価。

引き波の津波PRAへの寄与について

(1) 引き波による水位低下の海水系への影響について

引き波による水位低下が発生すると、非常用海水ポンプ(RSWポンプ)が取水継続できない可能性がある。これは、循環水ポンプ(CWポンプ)やRSWポンプを適切に停止することで回避することができる。この場合、水位回復後に各種緩和系に期待できることから、浸水に伴ってほとんどの緩和系が失われる押し波に比べ、引き波のリスクへの寄与は小さいと考え、津波PRAで評価する起因事象からは引き波を除外している。今回、この引き波の影響について感度解析を行った。

(2) 事故シナリオの同定

引き波の水位に応じた事故シナリオの分析及び、誘発される起因事象を表1に整理した。また、図1、図2に取水路の概要図を示す。

(3) 解析条件

①起因事象については、事故シナリオの分析結果から以下のように設定した。

(a) 津波水位(T.M.S.L. -2.7m～T.M.S.L. -4.1m)

CWポンプ停止操作に成功した場合、RSWポンプは運転可能な水位であり、全てのECCS系は使用可能であることから、隔離事象を想定した。また、CWポンプ停止操作に失敗した場合、RSWポンプが取水継続できなくなると仮定し、起因事象としてLUHSを設定した。

(b) 津波水位(T.M.S.L -4.1m以下)

津波水位T.M.S.L. -4.1m以下では、RSWポンプ運転限界水位に到達するため、

起因事象としてLUHSを設定した。

②敷地周辺海域の活断層の地震による津波(近地津波)と日本海東縁部に想定される地震による津波(遠地津波)では、想定波源が異なるため津波の到達時間には差があると考えられる。即ち、ポンプ停止操作に対する時間余裕が異なると考えられることから、表2の通り近地津波・遠地津波の発生頻度に分けて評価した。

③引き波によるポンプの停止操作に対する運転員の人的過誤確率は内的事象PRAと同様にTHERP手法にて評価した。CWポンプ、RSWポンプの停止操作の人的過誤確率の算出にあたっては、設置許可の入力津波(図3, 図4)に基づき近地津波では15分、遠地津波では60分の時間余裕を使用した。

④日本海では地理的な特性から、津波が繰り返し襲来する可能性がある。津波が連なる場合、停止操作・復旧操作を複数回実施することが考えられるため、2ケースの評価を実施した。ケース1では繰り返しを考慮しない人的過誤確率を設定した評価を、ケース2では10回の繰り返しを考慮しCWポンプ、RSWポンプの停止・復旧操作の人的過誤確率を10倍に設定した評価を実施した。

(4) イベントツリーの作成

イベントツリーを図5及び図6に示す。イベントツリー作成にあたって、安全機能に関して、冷却水系が機能喪失していない場合にはHPCFやLPFLといった系統に期待できるものの、引き波では、潮位が回復するまでRCICによる継続的な炉心冷却を考慮していることから、保守的にRCICのみに期待するとしている。

(5) 評価結果

引き波による全炉心損傷頻度(CDF)の評価結果を、表3に示す。

津波の繰り返しを考慮しないケース1では、近地津波、遠地津波の合計のCDFは 3.4×10^{-5} (/炉年)となり、押し波のCDF(2.1×10^{-4} (/炉年))の16%程度である。起因事象を発生させる-2.7m以下の引き波の発生頻度(5.1×10^{-4} (/年))は、4.2m以上

の押し波の発生頻度(2.1×10^{-4} (/年))に比べ大きい。しかし、引き波の場合、CWポンプやRSWポンプの停止操作に成功すれば各種緩和機能に期待でき、CDFは引き波の発生頻度と使用可能な各緩和設備の失敗確率の積となるが、押し波の場合ではCDFは押し波の発生頻度と等しくなる。このため、押し波に比べ、引き波のCDFは小さい値となる。

引き波の繰り返しを考慮したケース2では、CDFは 6.7×10^{-5} (/炉年)であり、ケース1に比べ約2倍となった。ケース1に比べ増加しているが、これは繰り返しを考慮した人的過誤確率をRSWポンプの停止操作や復旧操作に採用しているためである。押し波に対する割合は32%程度となる。

本評価では、引き波と押し波は独立として評価している。しかし、引き波と押し波が同一の波源で発生する場合、全体のCDFは各CDFの単純な和とはならないと考えられ、引き波の寄与は、本評価よりも小さいものとなると考えられる。

次に、引き波と押し波を合わせた炉心損傷クラス毎のCDFを表4に、その寄与割合を示す円グラフを図7、図8に示す。押し波のみの結果より割合が小さくなるものの、TQUVの寄与割合がケース1の場合で約78%と大きい結果となる。これに続き、引き波の主要な炉心損傷クラスであるTWが約12%となる。

表 1 津波水位と引き波による CDF の評価ケース

: 評価対象

津波水位	評価ケース	津波により誘発される起回事象	備考
T.M.S.L. -1.7m 以上	—	起回事象は発生しない	津波による起回事象は発生しないため、評価対象外とする。
T.M.S.L. -1.7m ~ -2.7m	—	隔離事象(水位回復後には復水器による除熱も使用可能)	CW ポンプの運転限界水位であり、給復水系や PCS は使用できないものの安全系は使用可能な水位。T.M.S.L. -2.7m 以下の事故シナリオに比べ、最終ヒートシンク喪失は発生しないことから、プラントへの影響は小さいものと考えられるため、評価対象外とする。
T.M.S.L. -2.7m ~ -4.1m	CW ポンプ停止 <input checked="" type="checkbox"/> 成功対応ケース	隔離事象(水位回復後には復水器による除熱も使用可能)	CW ポンプ停止操作に成功した場合、給復水系や PCS は使用できないものの安全系は使用可能である。T.M.S.L. -1.7m ~ -2.7m の事故シナリオと同様に、最終ヒートシンク喪失は発生しないことから、プラントへの影響は小さいものと考えられ、評価対象外とする。
	CW ポンプ停止 <input checked="" type="checkbox"/> 失敗対応ケース		CW ポンプ停止操作に失敗した場合、取水路射流の発生により大規模な渦と取水槽の水位低下を引き起こし、RSW ポンプが取水継続できなくなることを仮定する。
T.M.S.L. -4.1m 以下	CW ポンプ, RSW ポンプ停止 <input checked="" type="checkbox"/> 成功対応ケース	最終ヒートシンク喪失	CW ポンプ停止操作及び RSW ポンプ停止操作に成功した場合、RCIC を手動起動し、潮位が安定した後、海水系ポンプの復旧操作(再起動)に成功すれば RSW に期待できるものとする。
	CW ポンプ, RSW ポンプ停止 <input checked="" type="checkbox"/> 失敗対応ケース		CW ポンプ停止操作に失敗した場合、RSW 系取水槽水位が回復しないことを想定し、RSW ポンプ停止操作についても必ず失敗するものとする。

添付資料 3.2.2.d-1-4

表2 津波水位に対する発生頻度

水位	波源モデル	発生頻度
T.M.S.L. -2.7m～T.M.S.L. -4.1m	海域活断層 (近地津波)	2.2×10^{-4}
	日本海東縁部 (遠地津波)	2.1×10^{-4}
T.M.S.L. -4.1m 以下	海域活断層 (近地津波)	4.5×10^{-5}
	日本海東縁部 (遠地津波)	3.8×10^{-5}

単位(／年)

表3 引き波による炉心損傷頻度(7号炉)

ケース	近地津波	遠地津波	引き波による CDF	引き波／ 押し波
	CDF	CDF		
ケース1(繰り返しなし)	3.2×10^{-5}	1.6×10^{-6}	3.4×10^{-5}	16%
ケース2(繰り返しあり)	6.5×10^{-5}	2.5×10^{-6}	6.7×10^{-5}	32%

単位(／炉年)

表 4 引き波と押し波による炉心損傷クラス毎の炉心損傷頻度(7号炉)

ケース	TQUV		TW	TBD	LOCA		合計
	押し波	引き波	引き波	押し波	押し波	引き波	
ケース 1	1.9×10^{-4}	3.2×10^{-6}	3.0×10^{-5}	2.5×10^{-5}	1.9×10^{-24}	1.0×10^{-24}	2.5×10^{-4}
(繰り返し なし)	77%	1%	12%	10%	0%	0%	100%
ケース 2	1.9×10^{-4}	3.2×10^{-6}	6.4×10^{-5}	2.5×10^{-5}	1.9×10^{-24}	1.0×10^{-24}	2.8×10^{-4}
(繰り返し あり)	67%	1%	23%	9%	0%	0%	100%

単位(／炉年)

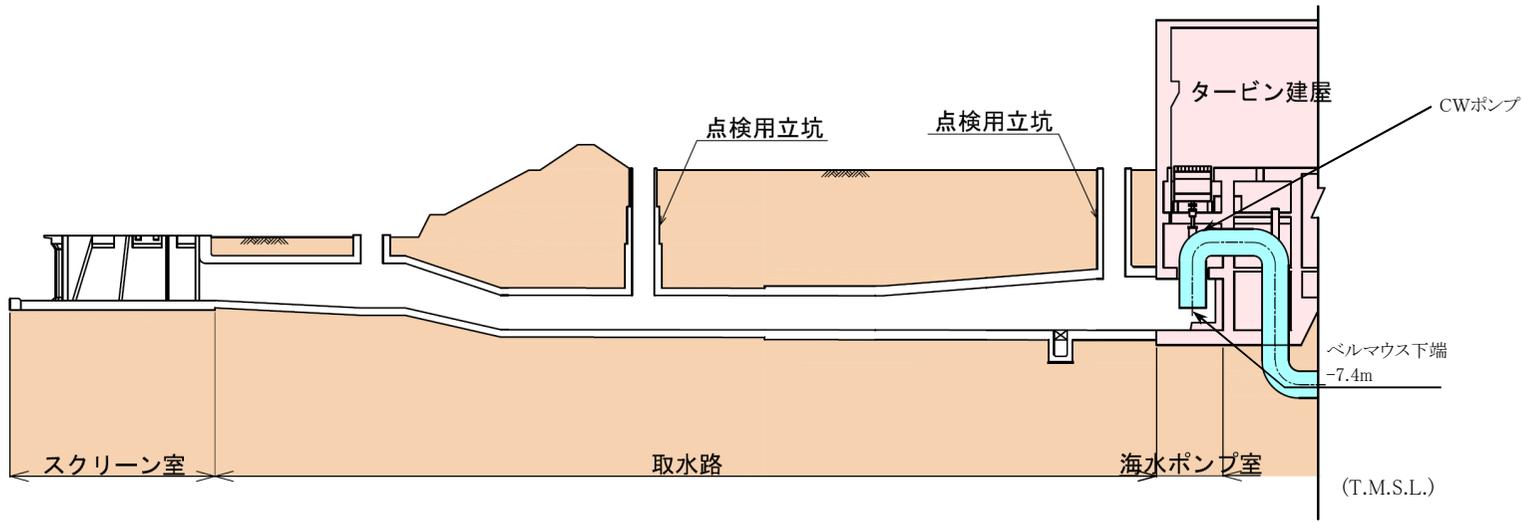


図1 取水路概要図(常用系断面図)

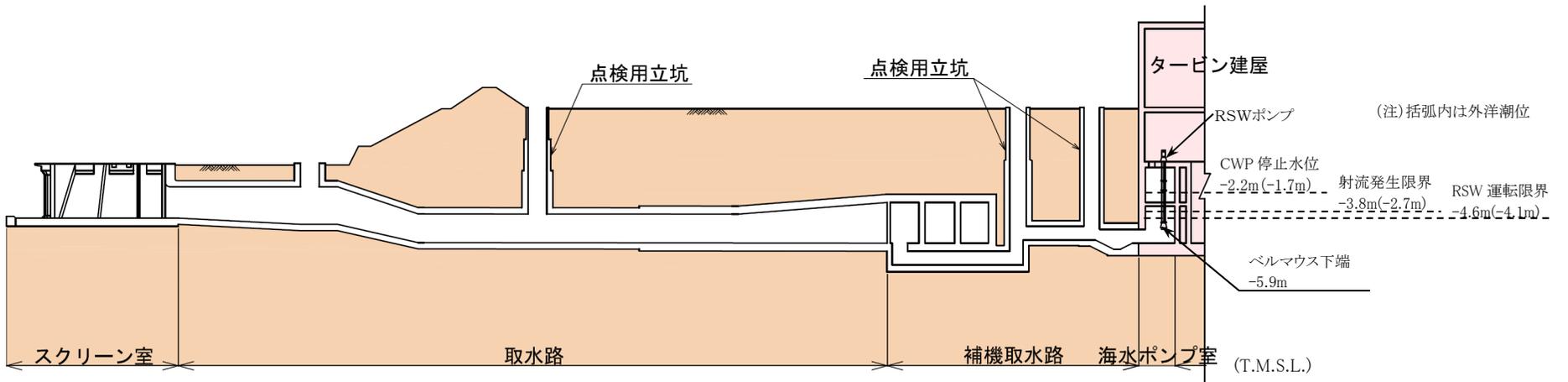


図2 取水路概要図(非常用系断面図)

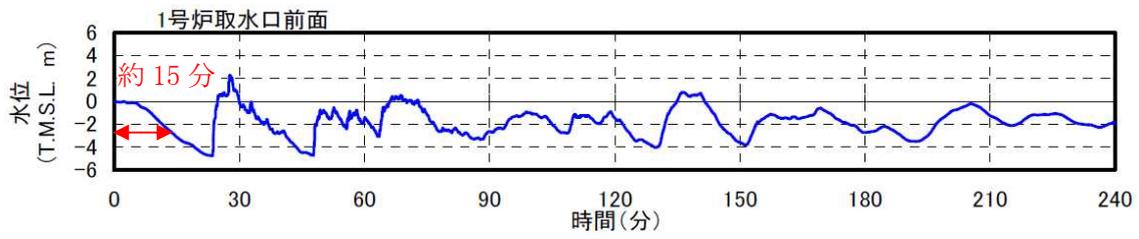


図 3 入力津波の時刻歴波形(近地津波)

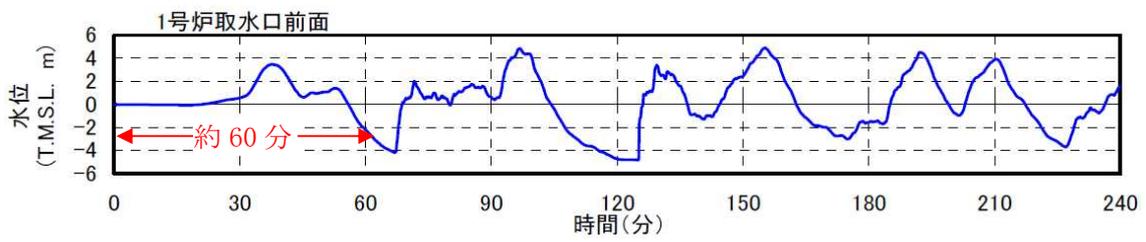


図 4 入力津波の時刻歴波形(遠地津波)

津波 T.M.S.L. -2.7m ~-4.1m	CWポンプ 停止操作	S/R弁開放	S/R弁再閉鎖	RCIC	RHR-A系	RHR-B系	RHR-C系	No.	最終状態
								1	過渡事象へ
								2	-
								3	-
								4	-
								5	TW
								6	TQUV
								7	TQUV
								8	LOCA

図5 津波水位 T.M.S.L. -2.7m~T.M.S.L. -4.1m のイベントツリー(7号炉)

津波 T.M.S.L. -4.1m 以下	CWポンプ 停止操作	RSWポンプ 停止操作	S/R弁開放	S/R弁再閉鎖	RCIC	RSWポンプ 復旧操作	RHR-A系	RHR-B系	RHR-C系	No.	最終状態
										1	-
										2	-
										3	-
										4	TW
										5	TW
										6	TQUV
										7	TQUV
										8	LOCA
										9	-
										10	-
										11	-
										12	TW
										13	TW
										14	TQUV
										15	TQUV
										16	LOCA
										17	-
										18	-
										19	-
										20	-
										21	TW
										22	TW
										23	TQUV
										24	TQUV
										25	LOCA

図6 津波水位 T.M.S.L. -4.1m 以下のイベントツリー(7号炉)

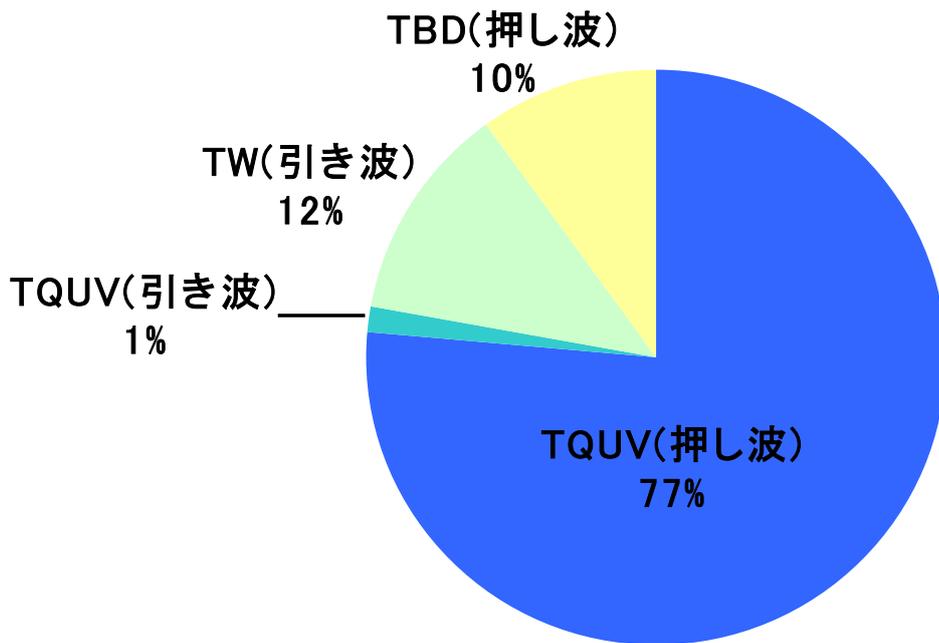


図 7 炉心損傷クラス毎の炉心損傷頻度寄与割合
(押し波+引き波(ケース 1:繰り返しなし))(7号炉)

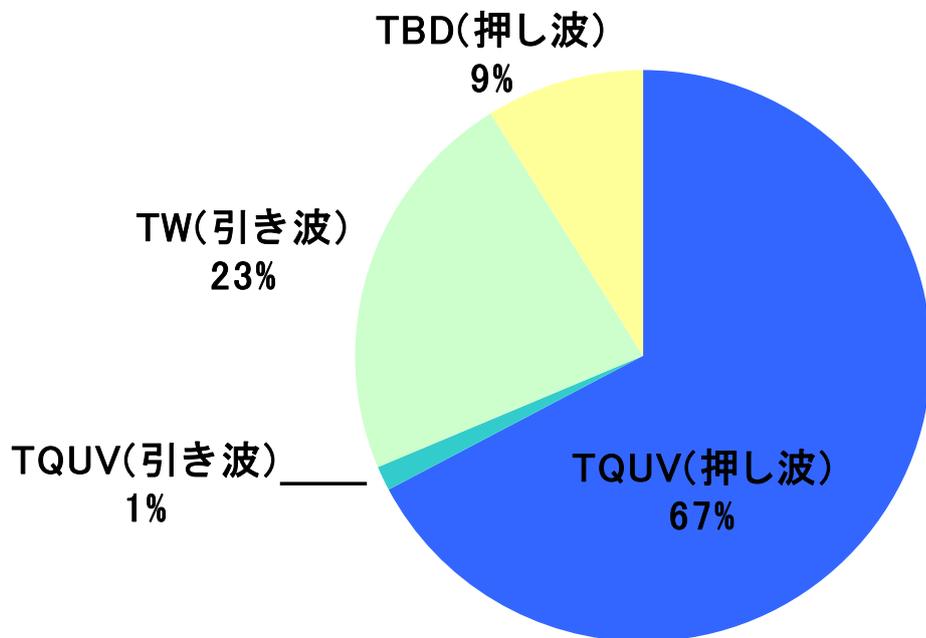


図 8 炉心損傷クラス毎の炉心損傷頻度寄与割合
(押し波+引き波(ケース 2:繰り返しあり))(7号炉)

4. レベル 1.5PRA

4.1 内部事象 PRA

4.1.1 出力運転時 PRA

出力運転時 PRA は、(社)日本原子力学会が発行した「原子力発電所の出力運転状態を対象とした確率論的安全評価に関する実施基準(レベル 2PSA 編)：2008」を参考に評価を実施し、各実施項目については「PRA の説明における参照事項」(原子力規制庁 平成 25 年 9 月)の記載事項への適合性を確認した。評価フローを図 4.1.1-1 に示す。

4.1.1.a プラントの構成・特性

① 対象プラントに関する説明

(1) 機器・システムの配置及び形状・設備容量

主要な機器・システムの配置及び形状・設備容量は 3.レベル 1PRA に用いた情報と同じである。また、レベル 1.5PRA では格納容器損傷頻度等の評価することから、格納容器の特性を考慮している。この格納容器の仕様を第 4.1.1.a-1 表に示す。また、格納容器及び格納容器下部ドライウエル(ペDESTAL部)の構造の詳細を第 4.1.1.a-1 図に示す。また、格納容器の限界圧力及び限界温度の設定に際しては、福島第一原子力発電所事故において 1～3 号機の格納容器が閉じ込め機能の喪失に至った事実を考慮し、その知見の反映について検討した。検討結果を添付資料 4.1.1.a-1 に示す。

(2) 事故の緩和操作

プラント運転開始時より備えている手段・設備による事故の緩和操作として以下を考慮する。

- ・原子炉手動減圧及び低圧注水操作
- ・PCV スプレー手動起動操作
- ・外部電源復旧操作
- ・高圧電源融通操作

(3) 燃料及びデブリの移動経路

事故時の燃料及びデブリなどの熱源の移動は、IVR、水素発生、熔融炉心・コンクリート相互作用(MCCI)及び格納容器内の熱水力挙動、FP 移行挙動に影響する。燃料及びデブリの移動経路を第 4.1.1.a-2 表に示す。

4.1.1.b プラント損傷状態の分類及び発生頻度

内部事象レベル 1PRA(出力運転時)で得られた、炉心損傷に至るすべての事

故シーケンスについて、事象の進展及び緩和操作の類似性からプラント損傷状態(PDS)を定義し、PDS の分類及び発生頻度を評価する。

① PDS の一覧

(1) PDS の考え方、定義

PDS の分類は、炉心損傷に至る事故シーケンスグループを、熱水力挙動の類似性及び事故後の緩和設備・緩和操作の類似性から、以下の 4 項目に着目して実施する。

a. 格納容器破損時期

炉心損傷後に格納容器破損が生じる場合と、格納容器破損後に炉心損傷が生じる場合とを分類する。この前後関係によって、事故の防止手段及び緩和手段の種類が大きく異なる。

b. 原子炉圧力容器圧力

原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力容器内雰囲気、高圧状態か低圧状態かで分類する。この圧力状態の違いにより、原子炉圧力容器破損時の格納容器雰囲気の圧力上昇の程度、デブリの飛散の程度、デブリと格納容器バウンダリとの直接接触の可能性など、原子炉圧力容器破損後の事故進展が異なる。

c. 炉心損傷時期

炉心損傷時期が早期か後期かで分類する。この時期の違いにより、原子炉圧力容器の破損時期、格納容器雰囲気の圧力及び温度上昇の時期が大きく変化し、格納容器破損時期が影響を受ける。このため、事故の緩和操作の時間余裕が大きく異なる。

なお、早期・後期の分類は、事象発生後の原子炉への注水の有無を考慮したものであり、結果として後期には長期 TB と TW を分類している。事象発生後に注水に成功する長期 TB 及び TW、事象発生が即ち格納容器の機能喪失(破損)となる ISLOCA、事象発生後速やかに格納容器先行破損に至る TC を除き、他のシナリオは全て注水に失敗するシナリオであり、概ね 1 時間前後で炉心損傷に至る。

長期 TB では事象発生後、一定時間の RCIC の運転に期待しており、電源が直流(バッテリー)に限られていることを考慮すると、RCIC の運転継続時間は 8 時間程度と考えられる。これを考慮し、炉心損傷時期の早期・後期の 1 つの目安として、RCIC の運転継続時間を参考に炉心損傷時期後期を 8 時間後と整理した。また、TW は注水に期待し続けることができるシナリオであり、格納容器先行破損までに十数時間程度の時間余裕がある。

d. 電源確保

電源が確保されている場合と、電源が喪失している場合で分類する。電源が喪失している場合には、電源を復旧することで防止手段及び緩和手段が達成される可能性がある。

第 4.1.1.b-1 表に炉心損傷に至る事故シーケンスの概要、第 4.1.1.b-1 図に上記分類を踏まえた PDS 分類の考え方を示す。

(2) レベル 1PRA の事故シーケンスグループの PDS への分類結果

炉心損傷に至る事故シーケンスグループを、上記(1)の考え方に基づいて PDS として分類した結果を第 4.1.1.b-2 表に示す。BWR プラントでは炉心損傷に至る事故シーケンスグループを、上記(1)の考え方に基づいて分類して PDS としているため、炉心損傷に至る事故シーケンスグループと PDS が一致することとなる。

② PDS ごとの発生頻度

PDS ごとに炉心損傷頻度(CDF)を整理した結果を第 4.1.1.b-3 表に示す。崩壊熱除去機能喪失の PDS が支配的となっているが、これは、全 CDF に占める崩壊熱除去機能喪失(TW)の CDF の割合が大きいこと及び、TW には有効な緩和策が無く、TW の CDF がそのまま格納容器破損頻度(CFF)に反映されるためである。

- ・崩壊熱除去機能喪失 : TW (寄与 : 約 99.9%)
- ・LOCA 時注水機能喪失 : LOCA (寄与 : 約 0.1%)
- ・上記以外の各 PDS (寄与 : 0.1%未満)

4.1.1.c 格納容器破損モード

① 格納容器破損モードの一覧と各破損モードに関する説明

炉心損傷から格納容器破損に至るまでの事故シーケンスは、次章 4.1.1.d でイベントツリーによって分析するが、このイベントツリーの最終状態となる格納容器破損モードは、炉心損傷後の格納容器内の物理化学的挙動を分析することで抽出する。本章では格納容器破損モードを網羅的に抽出し、本 PRA でイベントツリーの最終状態として設定すべき格納容器破損モードを選定する。

BWR のシビアアクシデントで考えられる事故進展を第 4.1.1.c-1 図に示す。第 4.1.1.c-1 図では、炉心損傷後の格納容器内の物理化学的挙動を網羅的に考慮し、事故進展に応じて想定される、格納容器の健全性に影響を与え

る負荷を、発生時期に沿って示している。

格納容器の健全性に影響を与える負荷の抽出結果と、本 PRA で想定する格納容器破損モードを第 4.1.1.c-1 表に示す。なお、第 4.1.1.c-1 表には物理化学現象に起因する負荷の他に、格納容器バイパス事象(ISLOCA 及び格納容器隔離失敗事象)も含めて示した。また、格納容器の健全性に影響を与える負荷としては抽出したものの、本 PRA で想定する格納容器破損モードの設定からは除外した負荷については、その除外理由を示した。

4.1.1.d 事故シーケンス

① 格納容器イベントツリー構築の考え方及びプロセス

一般的なシビアアクシデントでは、事故進展の各フェーズにおいて格納容器の健全性を脅かす物理化学現象が異なるため、事故進展フェーズ毎に、重要な物理化学現象、緩和設備の作動状況及び運転員操作の因果関係を分析して、これらの組合せから事故の進展を樹形図で分類する格納容器イベントツリーを構築する。

本評価では格納容器イベントツリー構築にあたって、以下に示す 3 つの事故進展フェーズを定義している。

- T1：炉心損傷から原子炉圧力容器破損直前
- T2：原子炉圧力容器破損直後
- T3：原子炉圧力容器破損後長期間経過後

② 格納容器イベントツリー

(1) 格納容器イベントツリー構築に当たって検討した重要な物理化学現象、対処設備の作動・不作動、運転員操作、ヘディング間の従属性

a. 重要な物理化学現象、対処設備の作動・不作動

格納容器イベントツリーの構築に際し、炉心損傷から格納容器破損に至るまでの事故進展の各フェーズで発生する重要な物理化学現象について、各 PDS を考慮して抽出し、その発生条件及び発生後の事象進展を検討した。

第 4.1.1.d-1 表に示す検討結果に基づき、PDS ごとに事故進展フェーズを考慮して緩和設備の作動状態及び物理化学現象の発生状況进行分析し、格納容器イベントツリーのヘディングとその定義を第 4.1.1.d-2 表のとおり選定した。

b. 運転員操作

4.1.1.a ① (2)に記載の操作を考慮している。

c. ヘディング間の従属性

第 4.1.1.d-2 表で定義したヘディングの状態が発生する確率は、他の複数のヘディングの状態に從属して決定される場合があるため、ヘディングの順序及び分岐確率の設定に際してヘディング間の從属性を整理した結果を第 4.1.1.d-3 表に示す。

(2) 格納容器イベントツリー

選定したヘディングについてヘディング間の從属性を考慮して順序付けて、格納容器イベントツリーを作成した。作成した格納容器イベントツリーを添付資料 4.1.1.d-1 に示す。

4.1.1.e 事故進展解析

格納容器破損頻度を評価するにあたっての事故進展解析の目的は、以下の 2 点である。

- ・ 緩和系の復旧操作等のための時間余裕の評価
- ・ 物理化学現象の発生の有無と格納容器への負荷

このうち、後者の物理化学現象の発生と格納容器への負荷については、現象の不確定性などを考慮した分岐確率を評価しているため、ここでは緩和系の復旧操作等のための時間余裕を評価することを目的とする。したがって、緩和系が機能しない状態で物理化学現象が発生せずに、格納容器が過圧または過温破損に至る事故シーケンスを評価する。

① 解析対象とした事故シーケンスと対象事故シーケンスの説明

プラントの熱水力的挙動及び炉心損傷、原子炉圧力容器破損などの事象の発生時期、事象の緩和手段に係る運転員操作の余裕時間、シビアアクシデント現象による格納容器負荷を解析すると共に、格納容器イベントツリーのヘディングの分岐確率の計算に必要なデータを得る事を目的として、各 PDS を代表する事故進展解析を実施する。

(1) 解析対象事故シーケンスの選定

a. 解析対象 PDS の選定

解析対象 PDS は、事故進展の類似性の観点及び炉心損傷に至る際に期待可能な緩和系の類似性を考慮して選定する。

事故進展の類似性の観点として、格納容器破損時期や炉心損傷時の原子炉圧力容器の圧力等によってプラント損傷状態を分類した結果を第 4.1.1.b-1 図に示す。

第 4.1.1.b-1 図の分類結果に対し、期待可能な緩和系の類似性の観点から、一部の解析対象事故シーケンスを整理した。整理した結果を第 4.1.1.e-1 図に示す。

TQUX、TBU 及び TBD は、いずれも高圧注水及び減圧ができないまま炉心損傷に至るシーケンスであり、事故進展解析上の相違は見られないと考えられることから、解析については TQUX で代表することとした。

TQUV 及び TBP は、いずれも原子炉は減圧されるものの、高圧及び低圧注水ができないまま炉心損傷に至るシーケンスであり、事故進展解析上の相違は見られないと考えられることから、解析については TQUV で代表することとした。

TQUV と LOCA はそれぞれ解析対象とした。これは、炉心損傷後の電源復旧等を受けて原子炉注水に成功した場合を考えると、LOCA では冷却水の一部が流出する可能性があること等、影響緩和手段に対する両者の応答の違いを考慮したためである。

また、AE、S1E、S2E は LOCA として 1 つのプラント損傷状態とした。これは、事故進展解析の結果(第 4.1.1.e-4 表参照)、AE と TQUV の RPV 破損までの時間の差が [] であるため、冷却材の流出口の大きさは、炉心損傷後の事象の進展速度に大きな影響を及ぼすものではないと考えたためである。

格納容器先行破損(レベル 1PRA 評価の範囲)である TC、TW、ISLOCA については、炉心損傷の前に格納容器が破損しているモードであり、レベル 1.5PRA における緩和手段が存在しないことから、イベントツリーの作成対象から除外した。これは、TC、TW 及び ISLOCA については、レベル 1PRA 側で格納容器破損防止対策を講じなければならないということを意味している。

以上の検討の結果、以下の事故シーケンスグループを解析対象として選定した。

- ・ TQUV
- ・ TQUX
- ・ LOCA
- ・ 長期 TB

b. 解析対象事故シーケンスの選定

解析対象事故シーケンスの選定にあたっては、操作余裕時間が厳しくなる観点、発生頻度が大きくなる観点等を考慮する。

LOCA 以外の PDS については、選定する過渡事象の違いによる操作余裕時間に対する影響はほとんど無いと考えられるため、事故シーケンスの発生頻度の観点から、CDF に占める割合が最も大きい起因事象として隔離事象(MSIV 閉鎖を伴う過渡事象)を選定する。

また、LOCA については、操作余裕時間の観点から事故進展が早い大 LOCA を選定し、破断想定箇所としては従来設置許可申請の安全解析で想定している HPCF 配管破断とする。

以上から、解析対象として選定した事故シーケンスを第 4.1.1.e-1 表に示す。

(2) 事故進展解析の解析条件

プラント構成・特徴の調査より、全ての事故シーケンスに対し共通するプラント構成・特徴に依存した基本解析条件を第 4.1.1.e-2 表に示す。

なお、事故進展解析には、事故シーケンスに含まれる物理化学現象、機器・系統の動作を模擬することができる MAAP コードを使用した。

② 事故シーケンスの解析結果

選定した各事故シーケンスについて、プラントの熱水力挙動の解析を実施した。解析結果を第 4.1.1.e-2 図に、原子炉圧力容器内および格納容器内の熱水力挙動の事象進展における主要事象の判断基準を第 4.1.1.e-3 表に、主要事象の発生時刻を第 4.1.1.e-4 表に示す。

4.1.1.f 格納容器破損頻度

① 格納容器破損頻度の評価方法

格納容器イベントツリーの分岐に分岐確率を設定、又はフォールトツリーをリンクし、プラント損傷状態ごとに格納容器破損頻度を算出した。

② 格納容器イベントツリーヘディングの分岐確率

ヘディングの分岐確率は、次の通りに設定した。格納容器イベントツリーの分岐確率の設定について第 4.1.1.f-1 表に示す。

(1) 物理化学現象に関する分岐確率の設定

シビアアクシデント現象のヘディングにおいて、不確実さが大きい現象に対しては、当該現象の支配要因、不確実さ幅及び格納容器の構造健全性への影響の因果関係を明らかにし、分解イベントツリー(DET)手法等を用いて、分岐確率を設定した。

なお、今回の評価で設定した物理化学現象のヘディングの分岐確率は、評価の対象とした物理化学現象が不確実さの大きな現象であることを認識しつつも、現状有している知見をもとに、可能な限りの評価を実施して設定したものであり、今回設定した値には依然大きな不確実さを含んでいるものと認識している。

この内 IVR は、その成立によって事象が緩和される側に寄与する点が他の物理化学現象と異なるが、今回の評価ではヘディングとして設定した。これは、格納容器イベントツリーで考慮する物理化学現象の選定にあたっては、格納容器に与える影響が厳しいか、あるいは緩和されるかという観点では無く、考えられる物理化学現象の可能性を排除しないという観点で選定したためである。

このため、これらの物理化学現象のヘディングの分岐確率の多寡は、有効性評価の対象となる評価事故シーケンスを選定する際には影響しない。

物理化学現象に関する分岐確率の具体的な設定方法については、添付資料 4.1.1.f-1 に示す。

(2) 事故の緩和手段に関する分岐確率の設定

レベル 1PRA のフォールトツリーを基に、フォールトツリーを作成することにより、緩和手段の非信頼度(分岐確率)をモデル化した。

モデル化にあたっては、緩和手段に対する運転員の操作性及び事故時の条件を考慮するとともに、4.1.1.e の事故進展解析の結果から機器・システムの回復操作を含めた運転員の時間余裕を分析した。事故進展解析の結果から、緩和手段実施までの時間余裕を設定した結果を第 4.1.1.f-2 表に示す。なお、時間余裕の設定の考え方を添付資料 4.1.1.f-2 に示す。

また、格納容器隔離の分岐確率は過去の文献をもとに設定した。詳細を添付資料 4.1.1.f-3 に示す。

③ 格納容器破損頻度の評価結果

定量化の結果、全格納容器破損頻度(CFF)は 8.7×10^{-6} /炉年、条件付格納容器破損確率(CCFP)は 1.0 となった。

PDS 別の CDF 及び CFF を第 4.1.1.f-3 表及び第 4.1.1.f-1 図に、PDS 別の CDF の円グラフを第 4.1.1.f-2 図に、PDS 別の CFF の円グラフを第 4.1.1.f-3 図に示す。割合としては、全 CFF の約 99.9%が格納容器除熱機能喪失から過圧破損に至るシーケンスとなった。本評価では殆どの AM 策を考慮していないことから、電源の復旧により ECCS が使用可能となる PDS 及び原子炉減圧の再実施により低圧 ECCS が使用可能となる PDS(TBU、TBP、長期 TB、TQUX)では格納容器破損を回避できる場合がある(CCFP が 0.58~0.82)が、上記以外 PDS(TQUV、LOCA、TBD、TW、TC、ISLOCA)の CCFP は 1 となり、上述の通り PDS 別の CFF で TW シーケンスが大部分を占めるため、全体の CCFP は 1.0 となっている。

また、格納容器破損モード別の CFF を第 4.1.1.f-4 表に、格納容器破損モ

ード別の CFF の円グラフを第 4.1.1.f-4 図に示す。全 CFF のうち、「水蒸気(崩壊熱)による過圧破損」の寄与が約 99.9%、「過温破損」の寄与が約 0.1% を占め、以下、「ISLOCA」、「格納容器隔離失敗」の寄与が続くが、「水蒸気(崩壊熱)による過圧」および「過温破損」以外の格納容器破損モードの寄与は 0.1%未満であった。

④ 重要度評価について

レベル 1.5PRA として重要度評価は実施していないが、レベル 1PRA で算出された炉心損傷頻度を PDS として整理して格納容器破損頻度評価の入力としており、特に重大事故等防止対策等を考慮しない(CCFP が大きい)条件下では、レベル 1PRA の結果に強く依存する。レベル 1PRA にて実施した表 3.1.1.h-5 に示す FV 重要度評価では、補機冷却系、残留熱除去系の重要度が高くなっていることから、レベル 1.5PRA においてもこれらの機能の重要度が高くなっているものと考えられる。

以下に示す通り、CFF に占める割合が大きい格納容器破損モードは補機冷却系又は残留熱除去系の機能喪失に関連したものとなっていることが分かる。

- ・「水蒸気(崩壊熱)による過圧破損」は CFF の約 99.9%が「崩壊熱除去機能喪失(TW)」のシーケンスである。これは、格納容器先行破損シーケンスであるため、PDS 別 CDF で約 99.9%を占める TW の寄与が大きくなっているためである。この格納容器破損モードに対しては、代替原子炉補機冷却系を用いた残留熱除去系による除熱または格納容器圧力逃がし装置又は耐圧強化ベント系による除熱により、格納容器破損頻度を低減することができる考える。

4.1.1.g 不確実さ解析及び感度解析

① 不確実さ解析

格納容器破損モード別の格納容器破損頻度の不確実さ解析結果を第 4.1.1.g-1 表及び第 4.1.1.g-1 図に示す。

不確実さ解析の結果、格納容器破損モード別の点推定値は不確実さ分布内にあり、格納容器破損モード別の点推定値と不確実さ解析結果の傾向に大きな差はなく、「水蒸気(崩壊熱)による過圧破損」が支配的であることが確認できた。したがって、格納容器破損モード別の格納容器破損頻度の特徴について、不確実さが有意に影響することは考えにくい。

② 感度解析



第 4.1.1.a-1 表 格納容器の主要仕様

項 目		仕 様
型 式		圧力抑制型 (鉄筋コンクリート製 格納容器(RCCV))
容 積	ドライウエル空間部(ベント管とも)	約 7,400 m ³
	サブプレッションチェンバ空間部	約 6,000 m ³
	サブプレッションチェンバ保有水量(最小)	約 3,600 m ³
最高使用圧力	ドライウエル	310 kPa[gage]
	サブプレッションチェンバ	
最高使用温度	ドライウエル	171 °C
	サブプレッションチェンバ	104 °C
限界圧力		620 kPa[gage]
限界温度		200 °C

第 4.1.1.a-2 表 燃料及びデブリの移動経路

	放出先	放出先からの移動
重力による移動	【RPV 破損前】 RPV 下鏡	移動なし
	【RPV 破損後】 原子炉下部 ドライウエル	移動なし
1 次系圧力による 分散放出	【RPV 破損後】 原子炉下部 ドライウエル	連通孔を通じて 上部ドライウエルに移動

第 4.1.1.b-1 表 炉心損傷に至る事故シーケンスの概要

事故シーケンス	概要
TQUV	高圧及び低圧の炉心への注水系が故障している事故シーケンスである。原子炉の減圧に成功し、RPV の雰囲気は低圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
TQUX	高圧の炉心への注水系が故障していて、さらに原子炉の減圧に失敗している事故シーケンスである。RPV の雰囲気は高圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
長期 TB	全交流電源が喪失し、RCIC などの作動後、直流電源の枯渇によって、RCIC などが機能喪失し炉心損傷に至る事故シーケンスである。RPV の雰囲気は高圧状態で事故が進展する。直流電源が枯渇するまでには RCIC などによる炉心への注入が可能のため、炉心損傷は事故後後期に生じる。
TBU	全交流電源が喪失し、RCIC の故障などによって、炉心への注水ができない事故シーケンスである。RPV の雰囲気は高圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
TBP	全交流電源が喪失し、S/R 弁が開固着するため、RPV 内が減圧され、RCIC が使用できないなど、原子炉注水ができない事故シーケンスである。RPV の雰囲気は低圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
TBD	外部電源の喪失後、直流電源の喪失によって、原子炉注水ができない事故シーケンスである。RPV の雰囲気は高圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
LOCA ・ AE(大 LOCA) ・ S1E(中 LOCA) ・ S2E(小 LOCA)	原子炉冷却材喪失事故(LOCA)後、原子炉注水機能が喪失する事故シーケンスである。大 LOCA においては事象発生後、RPV の雰囲気は低圧状態で事故が進展する。中小 LOCA においては ADS により低圧状態となる。炉心損傷は事故後早期に生じる。
TW	事故後、炉心への注水には成功するものの、崩壊熱の除去に失敗する事故シーケンスである。PCV 内に蓄積する水蒸気によって、炉心損傷前に PCV が過圧破損する。その後、原子炉注水機能が喪失して炉心損傷に至る。炉心損傷は事故後後期に生じる。
TC	事故後、原子炉の未臨界確保に失敗する事故シーケンスである。TW シーケンスと同様に、PCV 内に蓄積する水蒸気によって、炉心損傷前に PCV が過圧破損する。その後、RPV の雰囲気は高圧状態で事故が進展する。炉心損傷は事故後早期に生じる。
ISLOCA	RHR と ECCS を隔離する多重の弁の故障等に伴う LOCA により、冷却水の原子炉建屋への流出が継続し、炉心損傷に至る事故シーケンスである。炉心損傷は事故後早期に生じる。

第 4.1.1.b-2 表 プラント損傷状態の分類結果

PDS	PCV 破損時期	RPV 圧力	炉心損傷時期	電源確保
TQUV	炉心損傷後	低圧	早期	電源確保
TQUX	炉心損傷後	高圧	早期	電源確保
長期 TB	炉心損傷後	高圧	後期	DC 電源確保
TBU	炉心損傷後	高圧	早期	DC 電源確保 AC 電源復旧必要
TBP	炉心損傷後	低圧	早期	電源復旧必要
TBD	炉心損傷後	高圧	早期	DC 電源復旧必要
LOCA ・ AE(大 LOCA) ・ S1E(中 LOCA) ・ S2E(小 LOCA)	炉心損傷後	低圧	早期	電源確保
TW	炉心損傷前	—	後期	電源確保
TC	炉心損傷前	—	早期	電源確保
ISLOCA	炉心損傷前	—	早期	電源確保

— : PDS の分類に際して考慮不要であることを示す。

第 4.1.1.b-3 表 プラント損傷状態毎の炉心損傷頻度発生頻度

プラント損傷状態	炉心損傷頻度(/炉年)	割合(%)
TQUX	4.2×10^{-9}	< 0.1
TQUV	9.6×10^{-10}	< 0.1
長期 TB	4.8×10^{-10}	< 0.1
TBU	6.0×10^{-10}	< 0.1
TBP	1.2×10^{-10}	< 0.1
TBD	8.1×10^{-11}	< 0.1
LOCA	4.5×10^{-9}	0.1
TW	8.7×10^{-6}	99.9
TC	5.1×10^{-12}	< 0.1
ISLOCA	9.5×10^{-11}	< 0.1
合計	8.7×10^{-6}	100

第 4.1.1.c-1 表 格納容器の健全性に影響を与える負荷と本 PRA で設定した格納容器破損モード(1/2)

抽出した負荷	負荷の概要	格納容器破損モード (除外事象の場合は除外理由を示す。)
ISLOCA	格納容器バイパス事象であり、発生と同時に格納容器の閉じ込め機能を喪失する。	ISLOCA 発生後、冷却材の流出が継続して炉心損傷に至り、格納容器をバイパスして放射性物質等が原子炉建屋内に放出されるモードとして分類。
格納容器隔離失敗	格納容器バイパス事象であり、炉心損傷時点で格納容器の隔離に失敗している状態。	炉心損傷時点で格納容器の隔離に失敗しており、隔離失敗箇所から放射性物質等が原子炉建屋内に放出されるモードとして分類。
未臨界確保失敗時の水蒸気による過圧	原子炉の未臨界確保に失敗した場合に、炉心から生じ続ける多量の蒸気で格納容器圧力が早期に上昇する。	左記の事象により、格納容器が過圧破損に至るモードとして分類。
崩壊熱除去に伴って発生する水蒸気による過圧	炉心又は格納容器に注入した水が崩壊熱によって蒸発し、発生する蒸気によって格納容器圧力が緩やかに上昇する。	左記の事象により格納容器が過圧破損に至るモードとして分類。 なお、圧力容器破損後の格納容器圧力上昇の要因には、コア・コンクリート反応継続による非凝縮性ガスの蓄積も含まれる。
貫通部過温	圧力容器破損後、溶融物が冷却されない場合、溶融物から発生する崩壊熱の輻射や対流により、格納容器内部が加熱される。	左記の事象により、格納容器貫通部等が熱的に損傷し、格納容器が過温破損に至るモードとして分類。
圧力容器内での水蒸気爆発 (炉内 FCI)	炉心溶融後、溶融物が圧力容器内下部の冷却水中に落下した場合、水蒸気爆発が発生する可能性がある。その際のエネルギーによって、圧力容器の蓋が持ち上げられると、格納容器に衝突する場合は考えられる。	【除外事象】 圧力容器の蓋の衝突によって格納容器が破損するモードが考えられるが、圧力容器内での水蒸気爆発は、過去の知見から極めて生じにくいと事象と考えられることから、本 PRA で想定する格納容器破損モードから除外した。圧力容器内での水蒸気爆発についての詳細は添付資料 4.1.1.c-1 に示す。

第 4.1.1.c-1 表 格納容器の健全性に影響を与える負荷と本 PRA で設定した格納容器破損モード(2/2)

抽出した負荷	負荷の概要	格納容器破損モード (除外事象の場合は除外理由を示す。)
格納容器雰囲気 直接加熱(DCH)	高圧状態で圧力容器が破損した場合に、溶融物が格納容器雰囲気中を飛散する過程で微粒子化し、雰囲気ガスとの直接的な熱伝達等によって急激に加熱され、格納容器内圧力が急上昇する場合は考えられる。	左記の急激な圧力上昇により、格納容器が破損に至るモードとして分類。
圧力容器外での 水蒸気爆発 (炉外 FCI)	圧力容器破損後、溶融物が格納容器下部のペDESTAL部の水中に落下した場合、水蒸気爆発が発生する可能性がある。	左記の水蒸気爆発に伴うペDESTAL部の損傷や水蒸気による圧力スパイクによって格納容器損傷に至るモードとして分類。
コア・コンクリート 反応継続(MCCI)	圧力容器破損後、溶融物が冷却されない場合、下部ドライウエル側壁又は格納容器床面のコンクリートを浸食する。	左記の下部ドライウエル側壁の浸食による圧力容器支持機能の喪失又は格納容器床面が浸食により貫通し、格納容器の破損に至るモードとして分類。
溶融物直接接触 (シェルアタック)	圧力容器破損後、溶融物が格納容器下部のペDESTAL部へ落下、ペDESTAL部の外側のドライウエルの床に流出、高温のデブリがドライウエル壁に接触し、壁面を浸食する場合は考えられる。	【除外事象】 ドライウエル壁の一部が浸食され、溶融貫通して破損するモードが考えられるが、本破損モードは Mark-I 型格納容器特有であり、柏崎刈羽原子力発電所 6,7 号機では、格納容器の構造上、ペDESTAL部に落下した溶融物が直接ドライウエル壁(格納容器バウンダリ)と接触することは無い。このため、本破損モードは本 PRA で想定する格納容器破損モードから除外した。除外理由の詳細は添付資料 4.1.1.c-2 に示す。
水素燃焼	燃料棒が露出し、高温となった場合にジルコニウムと水蒸気が反応して発生する水素や、MCCI で発生する水素が、格納容器内に大量に蓄積され、燃焼する場合は考えられる。	【除外事象】 柏崎刈羽原子力発電所 6,7 号機では、運転中、格納容器内を窒素で置換し、酸素濃度を低く管理しているため、酸素が可燃限界に至る可能性が十分小さい。このため、本破損モードは本 PRA で想定する格納容器破損モードから除外した。除外理由の詳細は添付資料 4.1.1.c-2 に示す。

第 4.1.1.c-2 表 格納容器破損モードの選定

格納容器の状態		破損モード	概要
格納容器健全		格納容器健全	格納容器が健全に維持されて事故が収束
格納容器バイパス		インターフェイスシステム LOCA	インターフェイスシステム LOCA による格納容器バイパス
格納容器隔離失敗		格納容器隔離失敗	炉心損傷時点で格納容器の隔離に失敗
格納容器 物理的破損	早期格納 容器破損	原子炉未臨界確保失敗時の過圧破損	水蒸気蓄積による準静的な加圧による格納容器先行破損(原子炉未臨界確保失敗)
		格納容器雰囲気直接加熱(DCH)	格納容器雰囲気直接加熱による格納容器破損
		水蒸気爆発(FCD)	格納容器内での水蒸気爆発又は水蒸気スパイクで格納容器が破損
	後期格納 容器破損	過温破損	格納容器貫通部が過温により破損
		水蒸気(崩壊熱)による過圧破損	水蒸気・非凝縮性ガス蓄積による準静的な加圧で格納容器が破損
		コア・コンクリート反応継続(MCCI)	デブリによる下部 D/W 壁のコンクリート浸食による原子炉圧力容器支持機能喪失又はベースマットの溶融貫通による格納容器破損

第 4.1.1.d-1 表 物理化学現象と設備及び操作との関係の整理

物理化学現象	発生条件	発生後の事故進展	防止又は緩和設備	防止又は緩和操作
RPV 破損	—	—	ECCS	損傷炉心注水
PCV 過圧破損	<ul style="list-style-type: none"> 崩壊熱による水蒸気生成 非凝縮性ガス生成 	水蒸気(崩壊熱)による過圧による格納容器破損	RHR	格納容器スプレイ
PCV 過温破損	<ul style="list-style-type: none"> RPV 破損 格納容器内に水なし 	貫通部過温による格納容器破損	ECCS	損傷炉心注水(RPV 破損回避)
高圧溶融物放出	<ul style="list-style-type: none"> RPV 高圧で破損 	格納容器雰囲気直接加熱による格納容器破損	S/R 弁 ECCS	RPV 減圧(RPV 高圧破損回避) 損傷炉心注水(RPV 破損回避)
水蒸気爆発	<ul style="list-style-type: none"> RPV 破損時にデブリが落下 デブリへの注水 	水蒸気爆発による格納容器破損	ECCS	損傷炉心注水(RPV 破損回避)
コンクリート浸食	<ul style="list-style-type: none"> RPV 破損 格納容器内に水なし(不確かさが大きい ため、水ありの場合でも現象が進む可能性あり) 	コア・コンクリート反応継続による格納容器破損	ECCS	損傷炉心注水(RPV 破損回避)

第 4.1.1.d-2 表 ヘディングの選定および定義

No	ヘディング	ヘディングの定義	
炉心損傷～RPV 破損直前(T1)	1	PCV 隔離	事故後の PCV 隔離が正常に実施されなかった場合、失敗とする。
	2	原子炉減圧操作	RPV が高圧のプラント状態において、RPV の減圧操作が正常に実施されなかった場合、失敗とする。
	3	非常用交流電源復旧	電源喪失のプラント状態において、RPV 破損前までに非常用交流電源が復旧されなかった場合、失敗とする。
	4	減圧後の損傷炉心注水	原子炉減圧操作後の炉心注水が正常に実施されなかった場合、失敗とする。
	5	RPV 破損	熔融炉心が下部プレナム部へ落下した場合に、熔融炉心の冷却ができず、RPV 内に保持できない場合、失敗とする。
RPV 破損直後(T2)	6	水蒸気爆発による破損	水蒸気爆発によって格納容器が破損する場合、有とする。
	7	格納容器雰囲気直接加熱による破損	格納容器雰囲気直接加熱によって格納容器が破損する場合、有とする。
RPV 破損後長期(T3)	8	交流電源復旧	電源喪失のプラント状態において、PCV 破損前までに非常用交流電源が復旧されなかった場合、失敗とする。
	9	下部 D/W 注水(RPV 破断口からの注水)	RPV 破損後の RPV 注水により RPV 破断口からの水の流出が無い場合、失敗とする。
	10	上部 D/W スプレー	上部 D/W スプレーが正常に実施されなかった場合、失敗とする。
	11	デブリ冷却(コア・コンクリート反応継続)	下部 D/W 床面および側壁においてコア・コンクリート反応が継続し、ベースマツトが熔融貫通または側壁が RPV 支持機能喪失する場合、有とする。

第 4.1.1.d-3 表 ヘディング間の従属性

ヘディング(影響を与える側) ヘディング (影響を受ける側)		炉心損傷～RPV 破損直前(T1)					RPV 破損直後(T2)		RPV 破損後長期(T3)			
		PCV 隔離	RPV 減圧	電源復旧	損傷 炉心注水	RPV 破損 (IVR)	炉外 FCI	格納容器雰囲気直 接加熱(DCH)	電源復旧	下部 D/W 注水 (RPV 破損口)	上部 D/W スプ レイ(RHR)	デブリ冷却 (MCCI)
炉心損傷～RPV 破損直前(T1)	PCV 隔離											
	RPV 減圧	—										
	電源復旧	—	—									
	損傷 炉心注水	—	○	○ 電源喪失時、注水 には復旧が必要								
	RPV 破損 (IVR)	—	—	—	○							
RPV 破損 直後(T2)	格納容器雰囲気直 接加熱(DCH)	—	○ 減圧により DCH 防止	—	—	—						
	炉外 FCI	—	—	—	○	—	—					
RPV 破損後長期(T3)	電源復旧	—	—	— (T1 で復旧して いれば不要)	—	—	—	—				
	下部 D/W 注水 (RPV 破損口)	—	—	○ 電源喪失時、注水 には復旧が必要	—	—	—	○ 電源喪失時の注水 には復旧が必要				
	上部 D/W スプ レイ(RHR)	—	—	○ 電源喪失時、注水 には復旧が必要	—	—	—	○ 電源喪失時、注水 には復旧が必要	—			
	デブリ冷却 (MCCI)	—	—	—	—	—	—	—	○	—		

第 4.1.1.e-1 表 事故進展解析の対象とした代表事故シーケンス

PDS	選定した事故シーケンス	備考
TQUV	MSIV 閉鎖を伴う過渡事象→高圧注水系失敗→ADS 手動起動による減圧→低圧注水系失敗→RPV 低圧破損→PCV 破損	TBP も同様であるため、本事故シーケンスで代表させる。
TQUX	MSIV 閉鎖を伴う過渡事象→高圧注水系失敗→原子炉減圧失敗→RPV 高圧破損→PCV 破損	TBU、TBD も同様であるため本事故シーケンスで代表させる。
長期 TB	全交流電源喪失→RCIC 作動→事故後 8h で DC バッテリ枯渇・RCIC 機能喪失→RPV 高圧破損→PCV 破損	—
LOCA	HPCF 配管破断→高圧注水系失敗→低圧注水系失敗→RPV 低圧破損→PCV 破損	破断口は大 LOCA の破断口で代表させる。

第 4.1.1.e-2 表 解析コードの基本解析条件

項目	解析条件
原子炉出力	3,926 MW
原子炉圧力	7.07 MPa[gage]
原子炉水位	通常水位
格納容器空間容積	D/W : 7,350 m ³ W/W : 9,540 m ³
炉心損傷	被覆管破損温度：1500 K 炉心ノード融点：2500 K
原子炉圧力容器破損	下部ヘッド CRD 貫通部の破損
格納容器破損モード	過圧破損条件：2Pd (約 620 kPa[gage]) 過温破損条件：200 °C(格納容器内壁面温度で判定)
DC バッテリ継続時間	8 時間

第 4.1.1.e-3 表 事故進展判断基準

項目	判断基準
炉心溶融	
炉心支持板破損※	
RPV 破損	
PCV 破損	

※ RPV 下部プレナムリロケーションは、RPV 下部プレナムへのデブリの移行を意味する。

第 4.1.1.e-4 表 事故進展解析結果

PDS	炉心溶融	炉心支持板破損※	RPV 破損	PCV 破損
TQUV				
TQUX				
長期 TB				
LOCA				

第 4.1.1.f-1 表 格納容器イベントツリー分岐確率の設定(1/3)

現象・機能等	発生条件	分岐確率	分岐確率の考え方
PCV 隔離		5.0×10^{-3}	NUREG/CR-4220(1985)で評価されたアンアベイラビリティを固定分岐確率として設定する。
原子炉減圧	RPV 高圧シークェンス	FT により設定	レベル 1PRA の FT をベースとして、以下をモデル化する。
電源復旧 (RPV 破損前)	TBU、TBP、長期 TB	FT により設定	レベル 1PRA の FT をベースとして、以下をモデル化する。
損傷炉心注水 (RPV 破損前)	<ul style="list-style-type: none"> ・ RPV 低圧シークェンス ・ RPV 高圧シークェンスにて減圧に成功する場合 	FT により設定	レベル 1PRA の FT をベースとして、以下をモデル化する。

第 4.1.1.f-1 表 格納容器イベントツリー分岐確率の設定(2/3)

現象・機能等	発生条件	分岐確率	分岐確率の考え方
RPV 破損 (IVR)	TQUV+代替注水系相当 の注水		
DCH による PCV 破損 (DCH)	早期 RPV 高圧破損シーケンス (TQUX) 後期 RPV 高圧破損シーケンス (長期 TB)		
RPV 破損時水蒸気爆発 (FCI)	RPV 破損シーケンス		
AC 電源復旧 (PCV 破損前)	TBU、TBP、長期 TB	FT により設定	

第 4.1.1.f-1 表 格納容器イベントツリー分岐確率の設定(3/3)

現象・機能等	発生条件	分岐確率	分岐確率の考え方
下部 D/W 注水 (RPV 破損口)	RPV 破損時において LPFL による RPV 注水成功の場合	FT により設定 <input type="text"/>	レベル 1PRA の FT をベースとして以下をモデル化する。
上部 D/W スプレイ (RHR)	RHR が使用可能な場合	FT により設定 <input type="text"/>	レベル 1PRA の FT をベースとして以下をモデル化する。
デブリ冷却 (MCCI)	RPV 破損シーケンス	<input type="text"/>	<input type="text"/>

第 4.1.1.f2 表 時間余裕の設定

ヘディング	タイミング	時間余裕
原子炉減圧	RPV 破損まで	
損傷炉心注水	RPV 破損まで	
非常用交流 / 直流電源復旧		
非常用交流 / 直流電源復旧	PCV 破損まで	

第 4.1.1.f-3 表 プラント損傷状態別の炉心損傷頻度及び格納容器破損頻度

PDS	炉心損傷頻度 (/炉年)	割合 (%)	条件付き格納容器 破損確率(-)	格納容器破損頻度 (/炉年)	割合 (%)
TQUX	4.2×10^{-9}	0.1	0.58	2.4×10^{-9}	0.0
TQUV	9.6×10^{-10}	0.0	1.00	9.6×10^{-10}	0.0
長期 TB	4.8×10^{-10}	0.0	0.82	3.9×10^{-10}	0.0
TBU	6.0×10^{-10}	0.0	0.62	3.7×10^{-10}	0.0
TBP	1.2×10^{-10}	0.0	0.60	7.4×10^{-11}	0.0
TBD	8.1×10^{-11}	0.0	1.00	8.1×10^{-11}	0.0
LOCA	4.5×10^{-9}	0.1	1.00	4.5×10^{-9}	0.1
TW	8.7×10^{-6}	99.9	1.00	8.7×10^{-6}	99.9
TC	5.1×10^{-12}	0.0	1.00	5.1×10^{-12}	0.0
ISLOCA	9.5×10^{-11}	0.0	1.00	9.5×10^{-11}	0.0
合計	8.7×10^{-6}	100	1.00	8.7×10^{-6}	100

※炉心損傷頻度、格納容器破損頻度への寄与が大きい PDS における代表的な事故シーケンスは以下のとおり。

TW：崩壊熱除去機能喪失

LOCA：LOCA 時注水機能喪失

第 4.1.1.f-4 表 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度

格納容器破損モード	格納容器破損頻度(/炉年)	割合(%)
未臨界確保失敗時の過圧破損	5.1×10^{-12}	0.0
水蒸気(崩壊熱)による過圧破損	8.7×10^{-6}	99.9
過温破損	8.4×10^{-9}	0.1
格納容器雰囲気直接加熱	1.2×10^{-12}	0.0
水蒸気爆発	3.8×10^{-13}	0.0
コア・コンクリート反応継続	1.2×10^{-11}	0.0
格納容器隔離失敗	5.5×10^{-11}	0.0
ISLOCA	9.5×10^{-11}	0.0
合計	8.7×10^{-6}	100

第 4.1.1.g-1 表 格納容器破損モード別格納容器破損頻度不確実さ解析

破損モード	格納容器破損頻度(/炉年)				
	5%値	95%値	中央値	平均値	点推定値
未臨界確保失敗時の過圧破損	9.5×10^{-14}	1.2×10^{-11}	9.6×10^{-13}	3.3×10^{-12}	5.1×10^{-12}
水蒸気(崩壊熱)による過圧破損	9.8×10^{-7}	2.7×10^{-5}	4.2×10^{-6}	9.0×10^{-6}	8.7×10^{-6}
過温破損	6.4×10^{-10}	2.3×10^{-8}	3.0×10^{-9}	8.1×10^{-9}	8.4×10^{-9}
格納容器雰囲気直接加熱	3.7×10^{-15}	3.0×10^{-12}	1.1×10^{-13}	9.1×10^{-13}	1.2×10^{-12}
水蒸気爆発	8.1×10^{-16}	7.0×10^{-13}	2.0×10^{-14}	3.1×10^{-13}	3.8×10^{-13}
コア・コンクリート反応継続	0	3.7×10^{-11}	5.8×10^{-13}	1.3×10^{-11}	1.2×10^{-11}
格納容器隔離失敗	1.6×10^{-12}	1.9×10^{-10}	1.5×10^{-11}	5.5×10^{-11}	5.5×10^{-11}
ISLOCA	3.2×10^{-13}	2.9×10^{-10}	8.8×10^{-12}	7.3×10^{-11}	9.5×10^{-11}
合計	1.0×10^{-6}	2.7×10^{-5}	4.2×10^{-6}	9.0×10^{-6}	8.7×10^{-6}

第 4.1.1.g-2 表 感度解析結果

格納容器破損モード	格納容器破損頻度(/炉年)	
	ケース 1 (ベースケース)	ケース 2
未臨界確保失敗時の過圧破損	5.1×10^{-12}	
水蒸気(崩壊熱)による過圧破損	8.7×10^{-6}	
過温破損	8.4×10^{-9}	
格納容器雰囲気直接加熱	1.2×10^{-12}	
水蒸気爆発	3.8×10^{-13}	
コア・コンクリート反応継続	1.2×10^{-11}	
格納容器隔離失敗	5.5×10^{-11}	
ISLOCA	9.5×10^{-11}	
合計	8.7×10^{-6}	

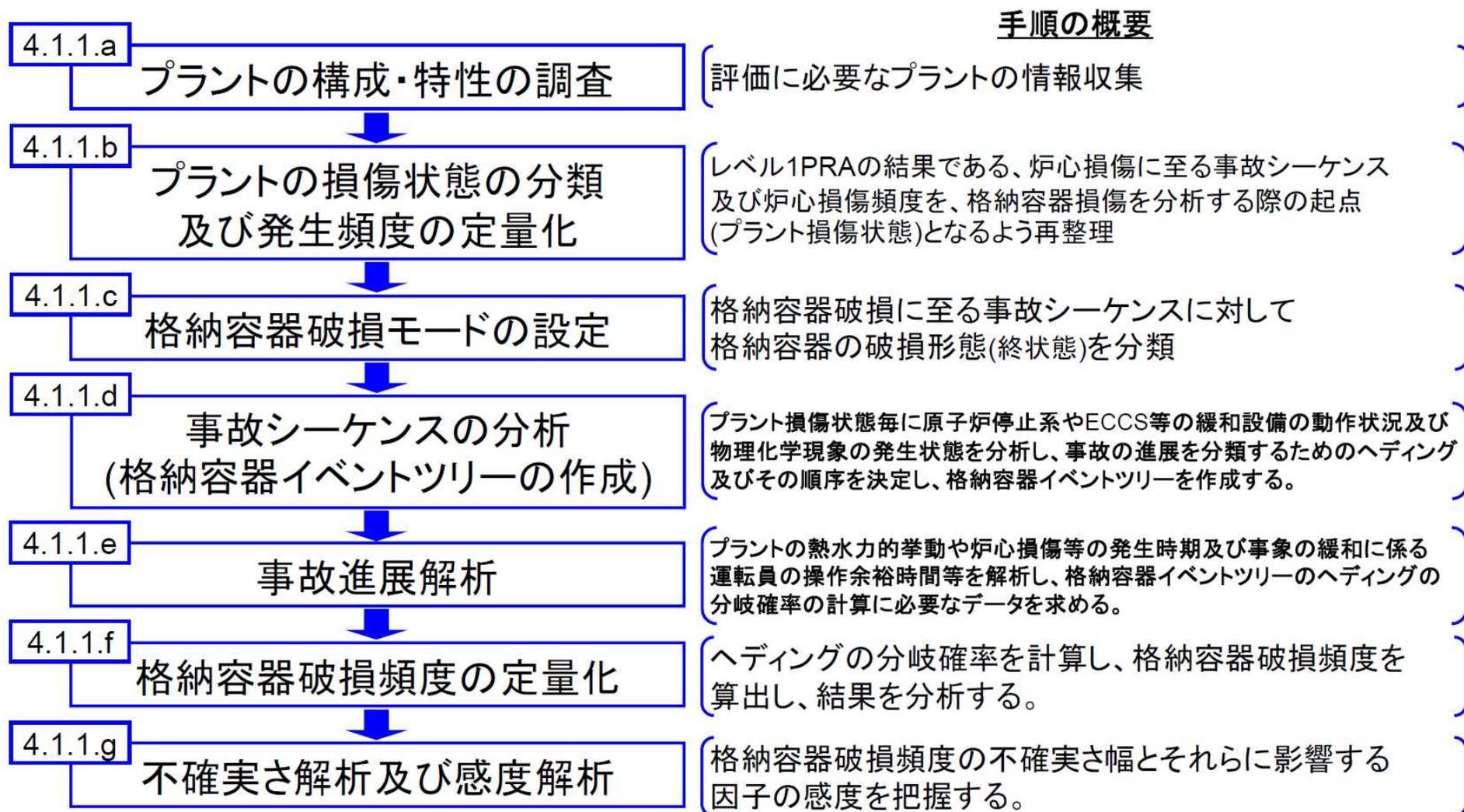
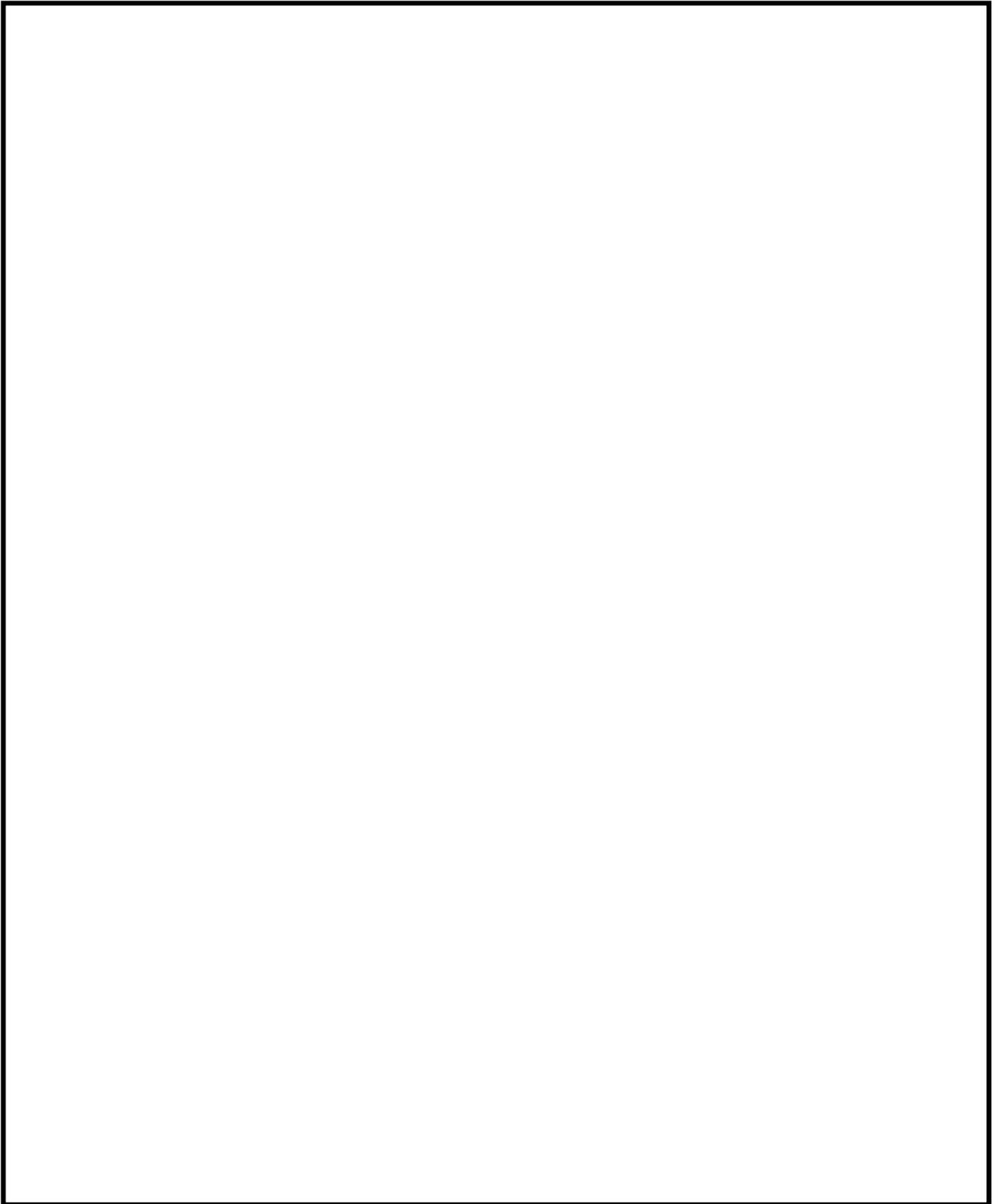


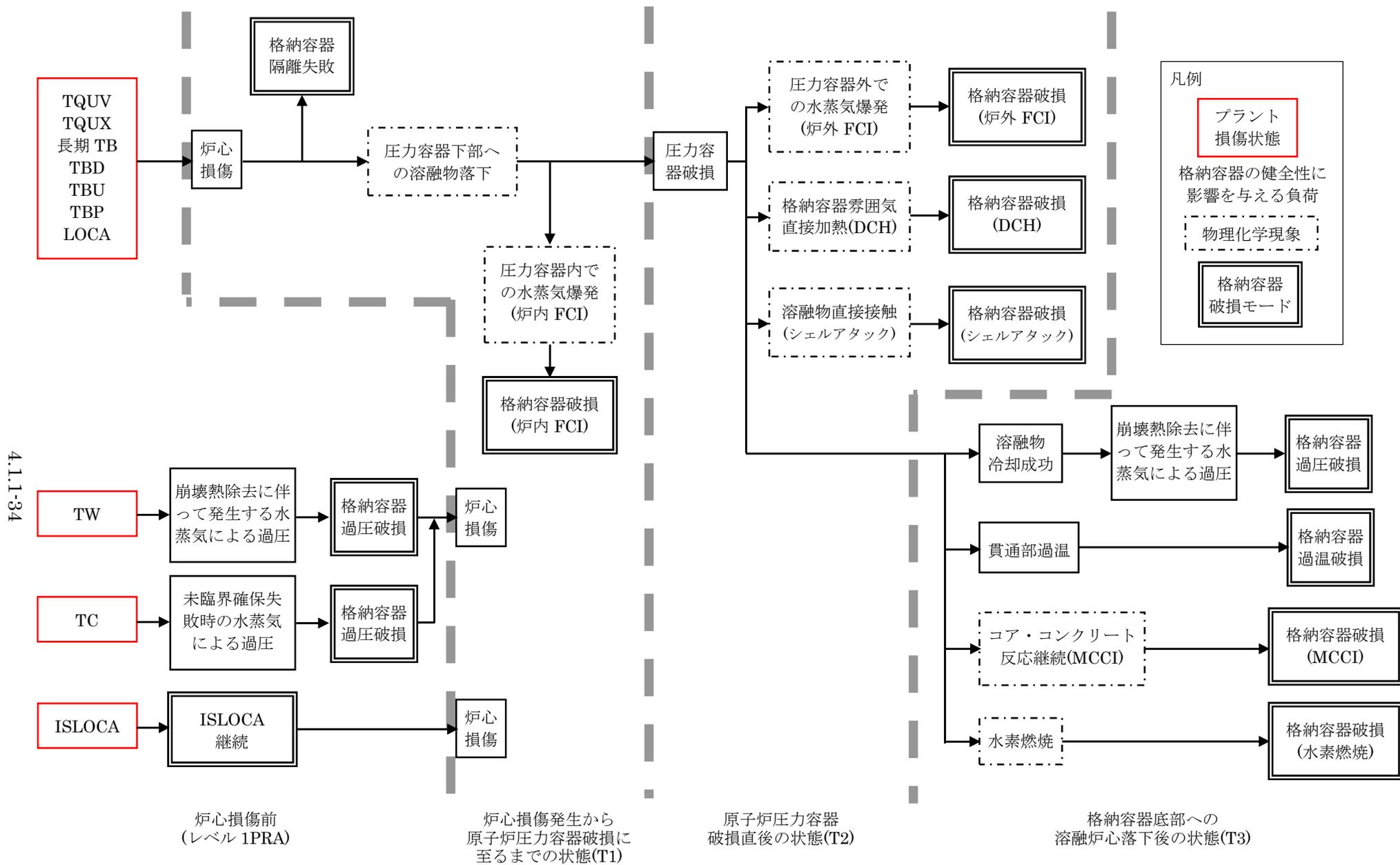
図 4.1.1-1 内部事象運転時レベル 1.5PRA の評価フロー



第 4.1.1.a-1 図 格納容器及び下部ドライウェル(ペDESTAL部)の構造の詳細

炉心損傷 事故シーケンス	PCV破損時期	RPV圧力	炉心損傷時期	電源確保	プラント損傷状態
	炉心損傷前		後期		TW
			早期		TC ISLOCA
TQUX TQUV AE S1E S2E TBU TBP TBD 長期TB TW TC ISLOCA	炉心損傷前	高圧	後期		長期TB
			早期	電源確保	TQUX
	炉心損傷後	高圧	早期	直流電源確保 交流電源確保要	TBU
				直流電源復旧要	TBD
炉心損傷後	低圧			電源確保	TQUV AE S1E S2E
				電源復旧要	TBP

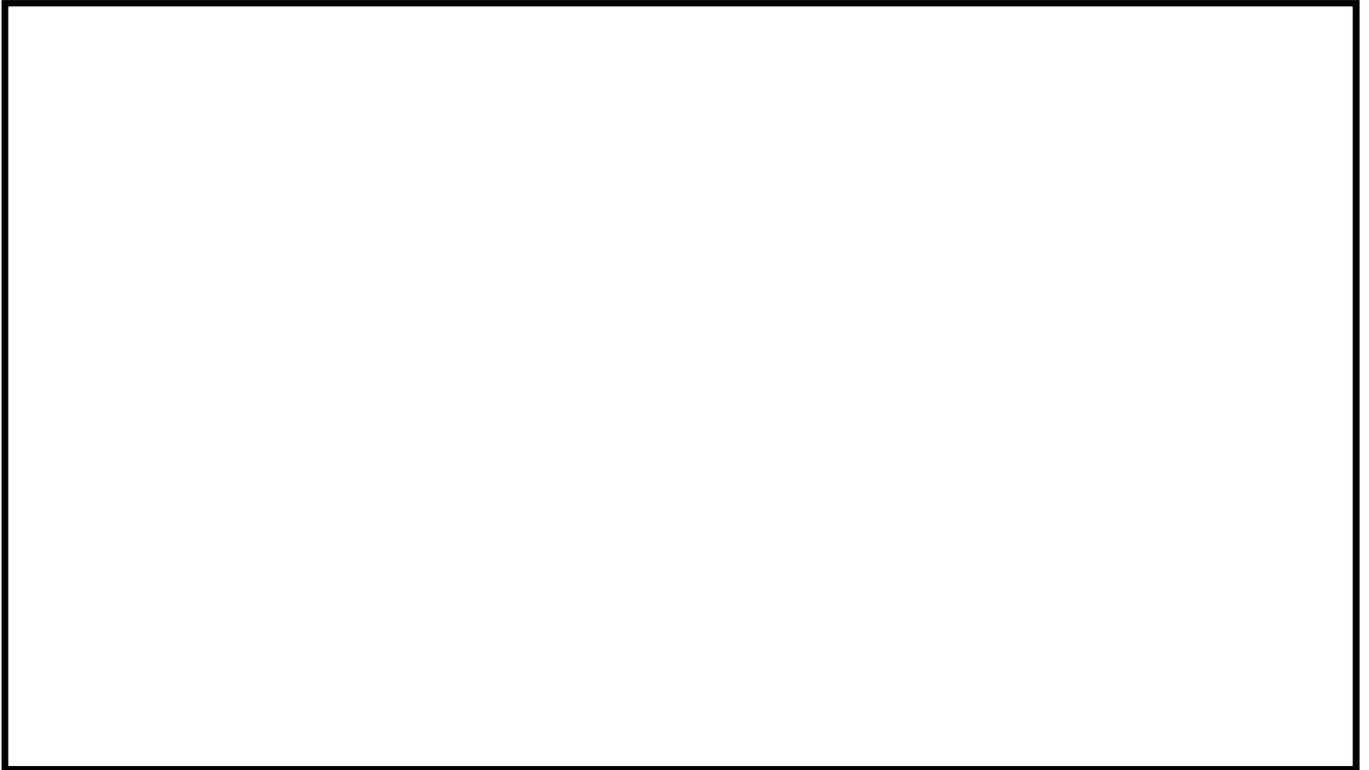
第 4.1.1.b-1 図 プラント損傷状態の分類



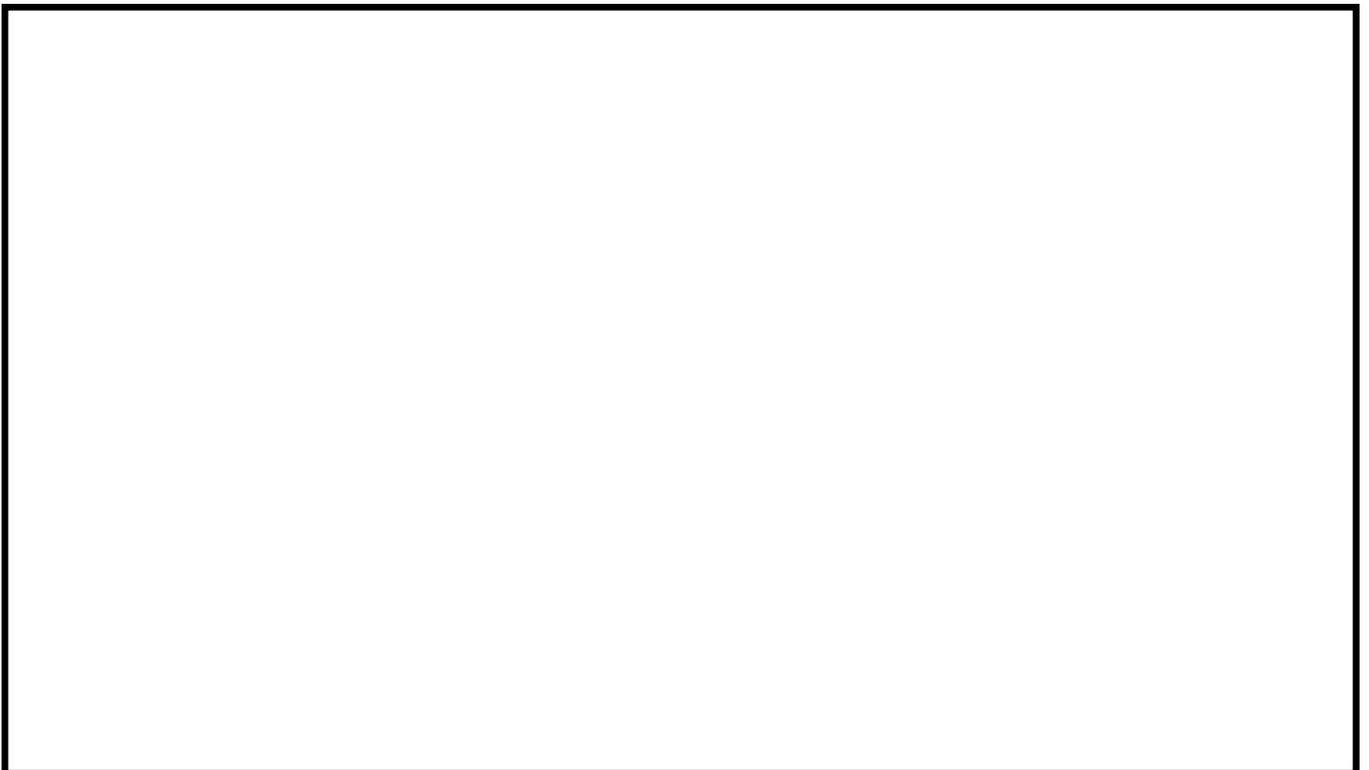
第 4.1.1.c-1 図 BWR のシビアアクシデントにおいて考えられる事故進展

炉心損傷 事故シーケンス	PCV 破損時期	RPV圧力	炉心損傷時期	起因事象	PDSグループ化 結果
	炉心損傷前		後期 (TW)		(TW)
	(TW) (TC) (ISLOCA)		早期 (TC) (ISLOCA)		(TC) (ISLOCA)
	炉心損傷後	高圧	後期 長期TB		長期TB
TQUX TQUV AE、S1E、S2E TBU TBP TBD 長期TB	TQUX TQUV AE、S1E、S2E TBU TBP TBD 長期TB	TQUX TBU TBD 長期TB	早期 TQUX TBU TBD		TQUX TBU TBD
(TC) (TW) (ISLOCA)	TBU TBP TBD 長期TB	低圧 TQUV AE、S1E、S2E TBP		過渡 事故	TQUV TBP AE、S1E、S2E

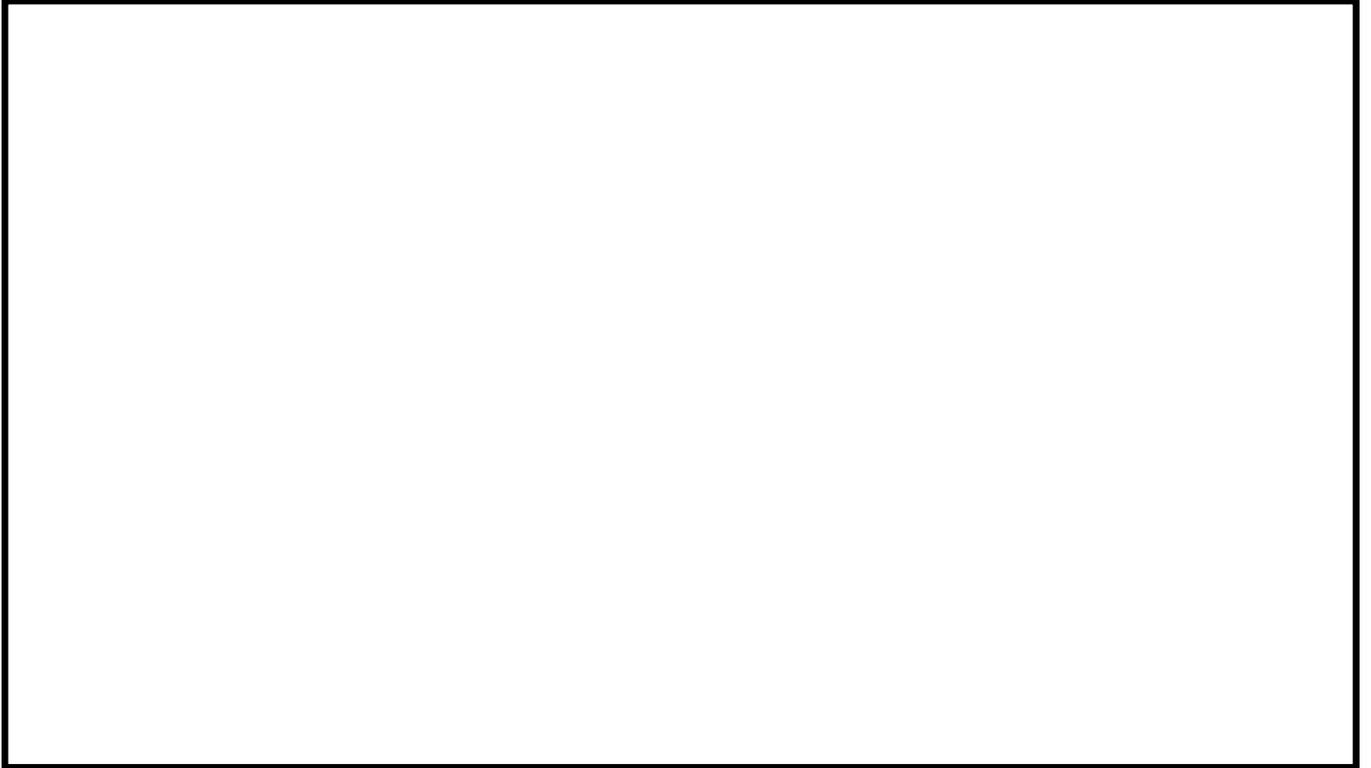
第 4.1.1.e-1 図 解析対象とする PDS 分類



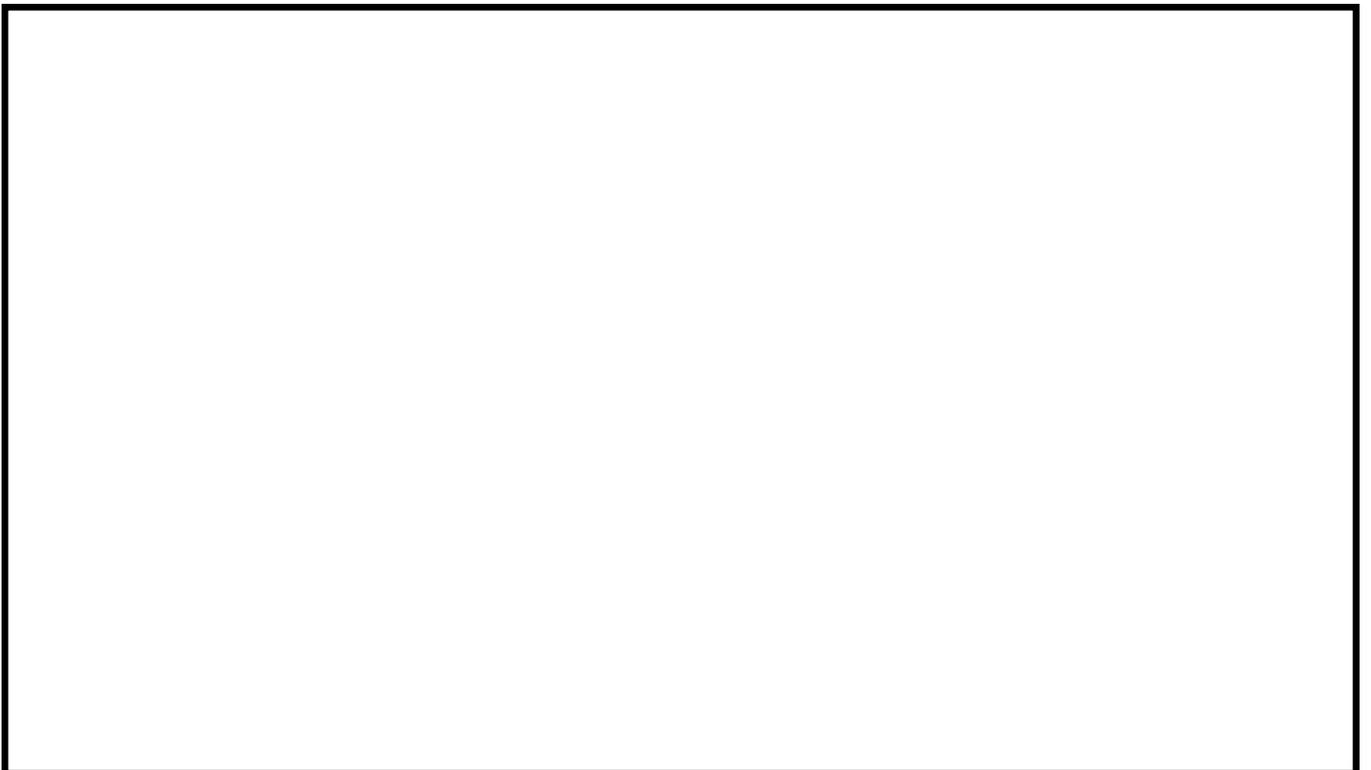
第 4.1.1.e-2 図(1/16) TQUV シーケンスの解析結果(炉心最高温度)



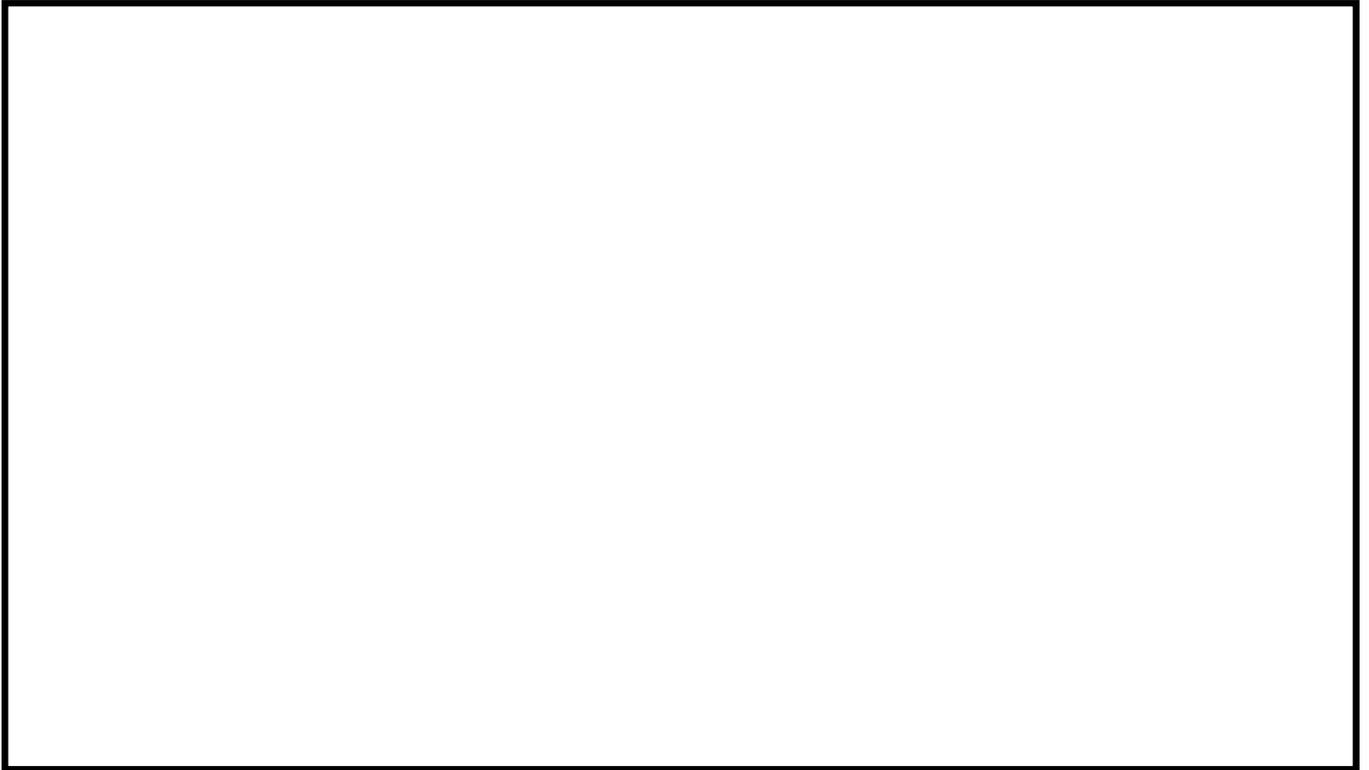
第 4.1.1.e-2 図(2/16) TQUV シーケンスの解析結果(原子炉圧力)



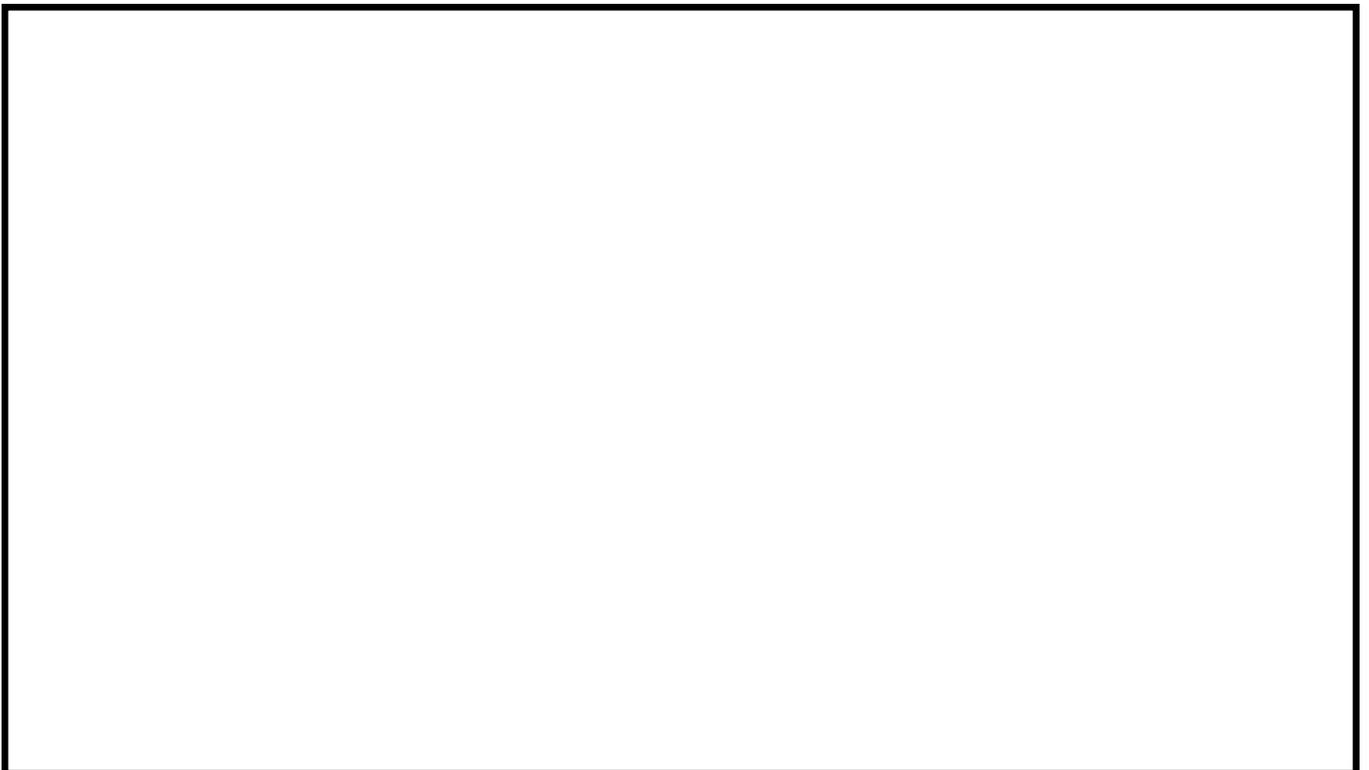
第 4.1.1.e-2 図(3/16) TQUV シーケンスの解析結果(D/W 圧力)



第 4.1.1.e-2 図(4/16) TQUV シーケンスの解析結果(D/W 内壁面温度)



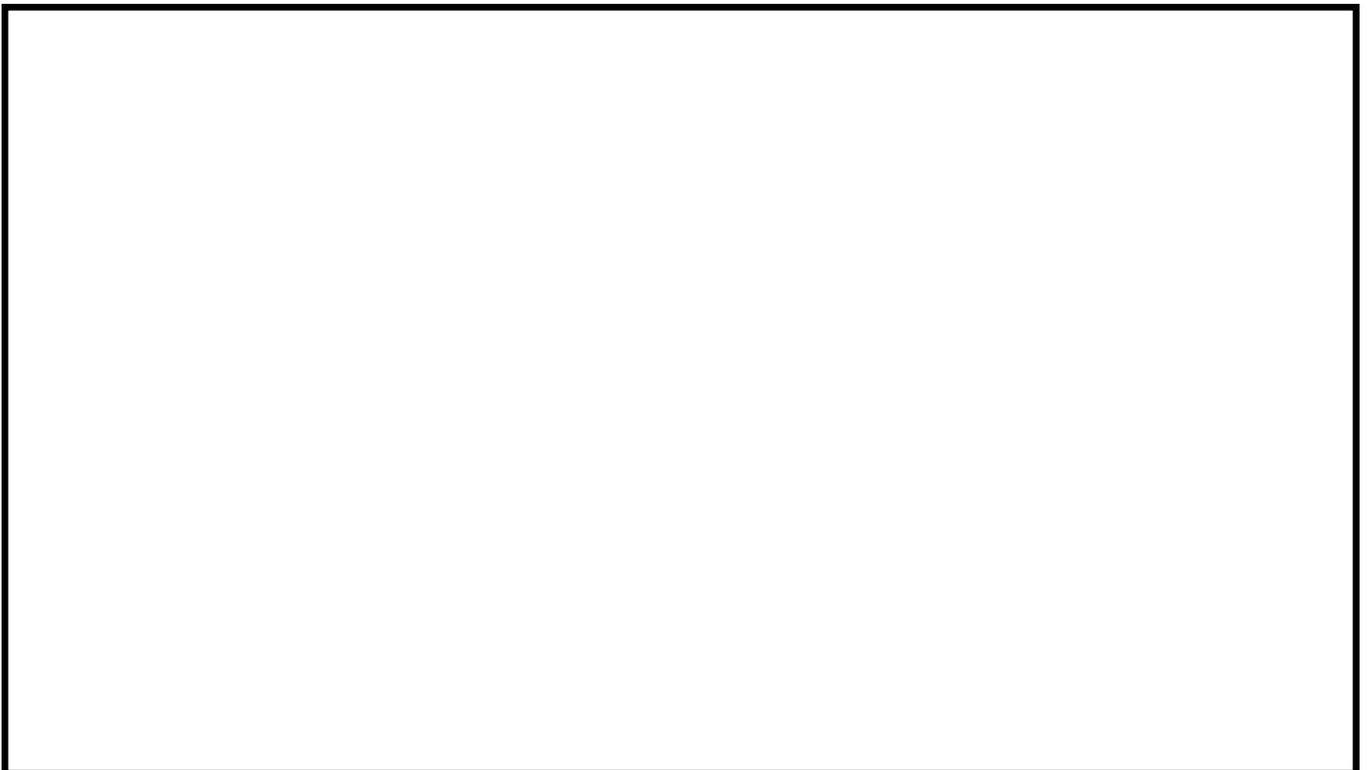
第 4.1.1.e-2 図(5/16) TQUX シーケンスの解析結果(炉心最高温度)



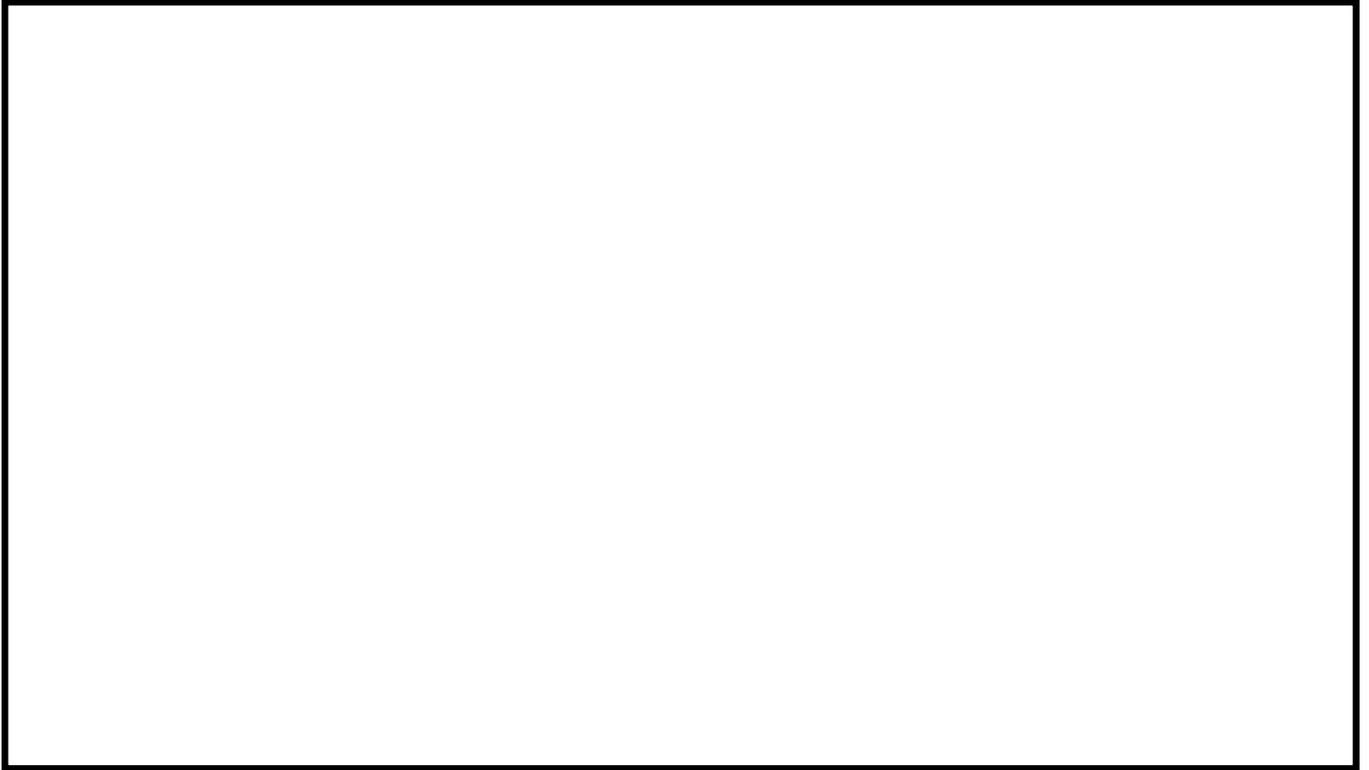
第 4.1.1.e-2 図(6/16) TQUX シーケンスの解析結果(原子炉圧力)



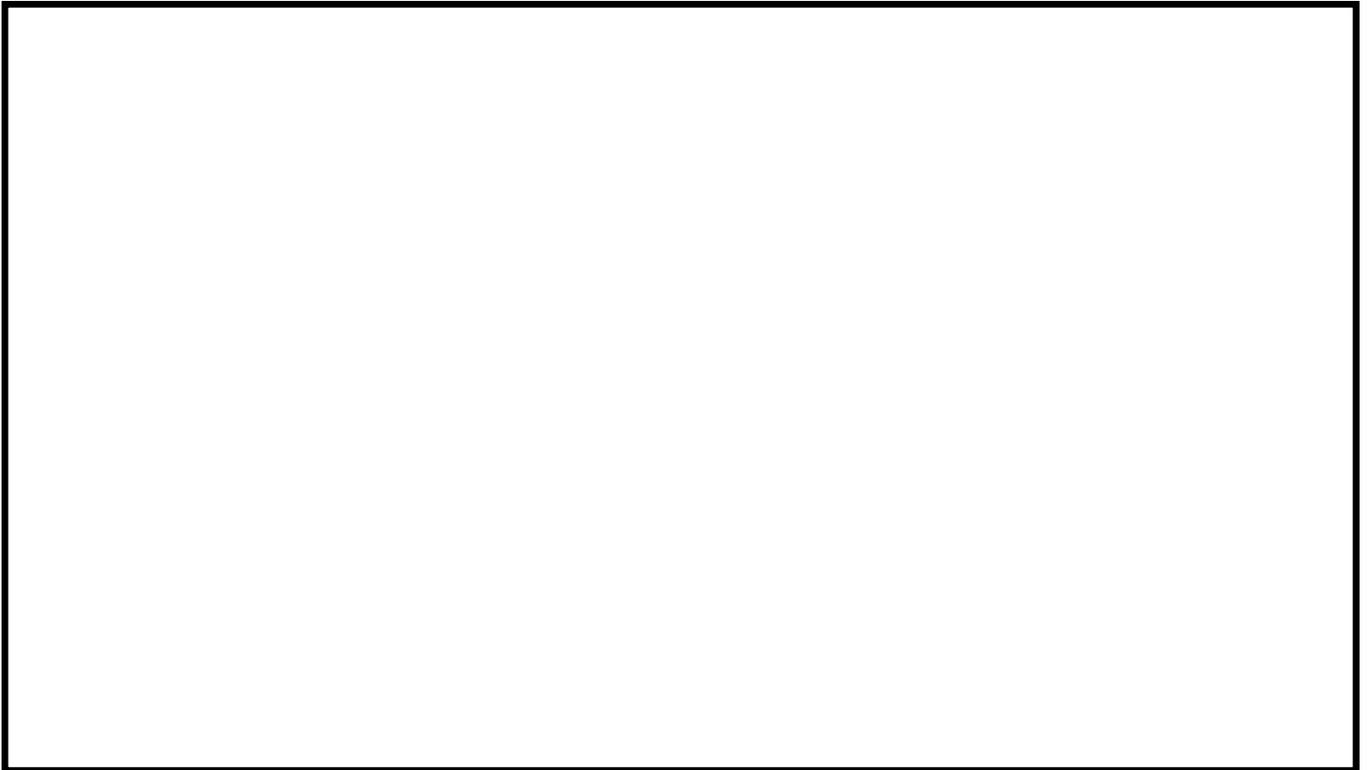
第 4.1.1.e-2 図(7/16) TQUX シーケンスの解析結果(D/W 圧力)



第 4.1.1.e-2 図(8/16) TQUX シーケンスの解析結果(D/W 内壁面温度)



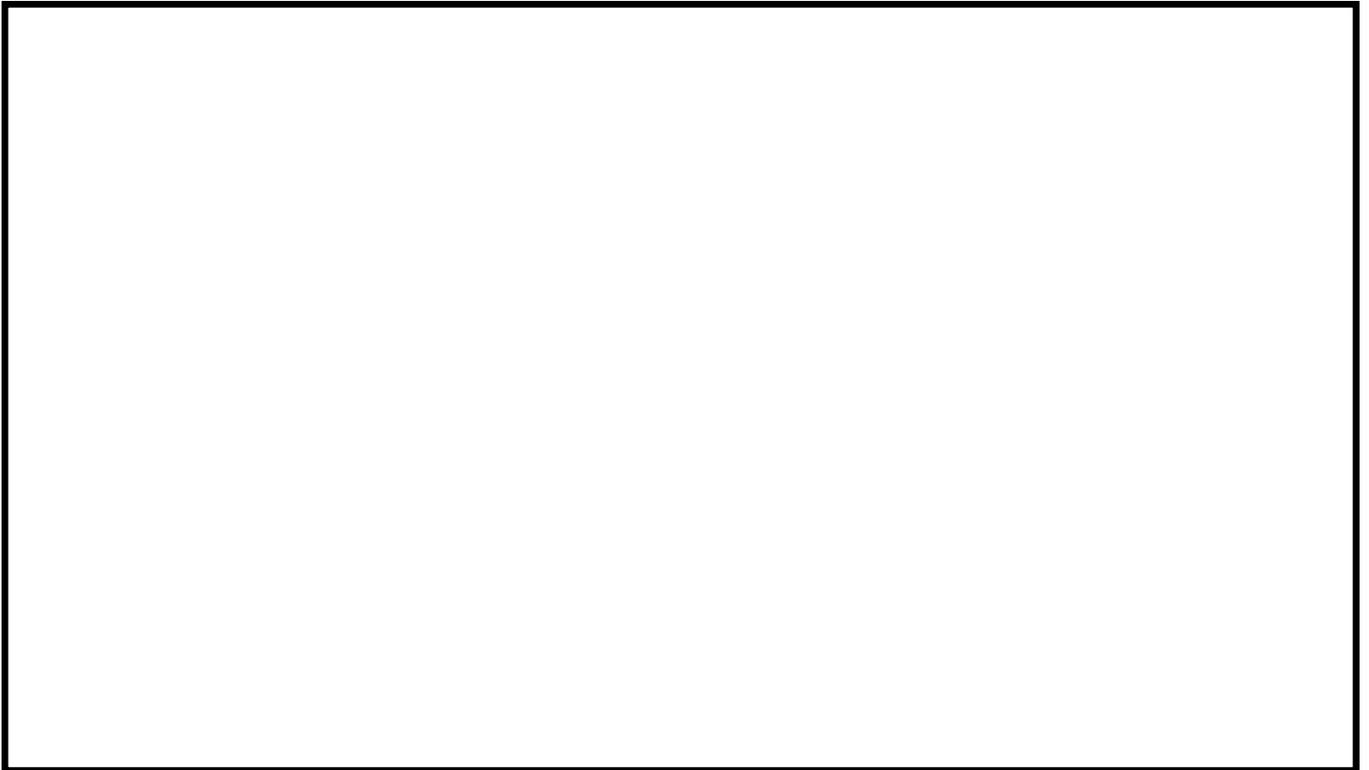
第 4.1.1.e-2 図(9/16) 長期 TB(SBO, 蓄電池枯渇により 8 時間で RCIC 停止)
シーケンスの解析結果(炉心最高温度)



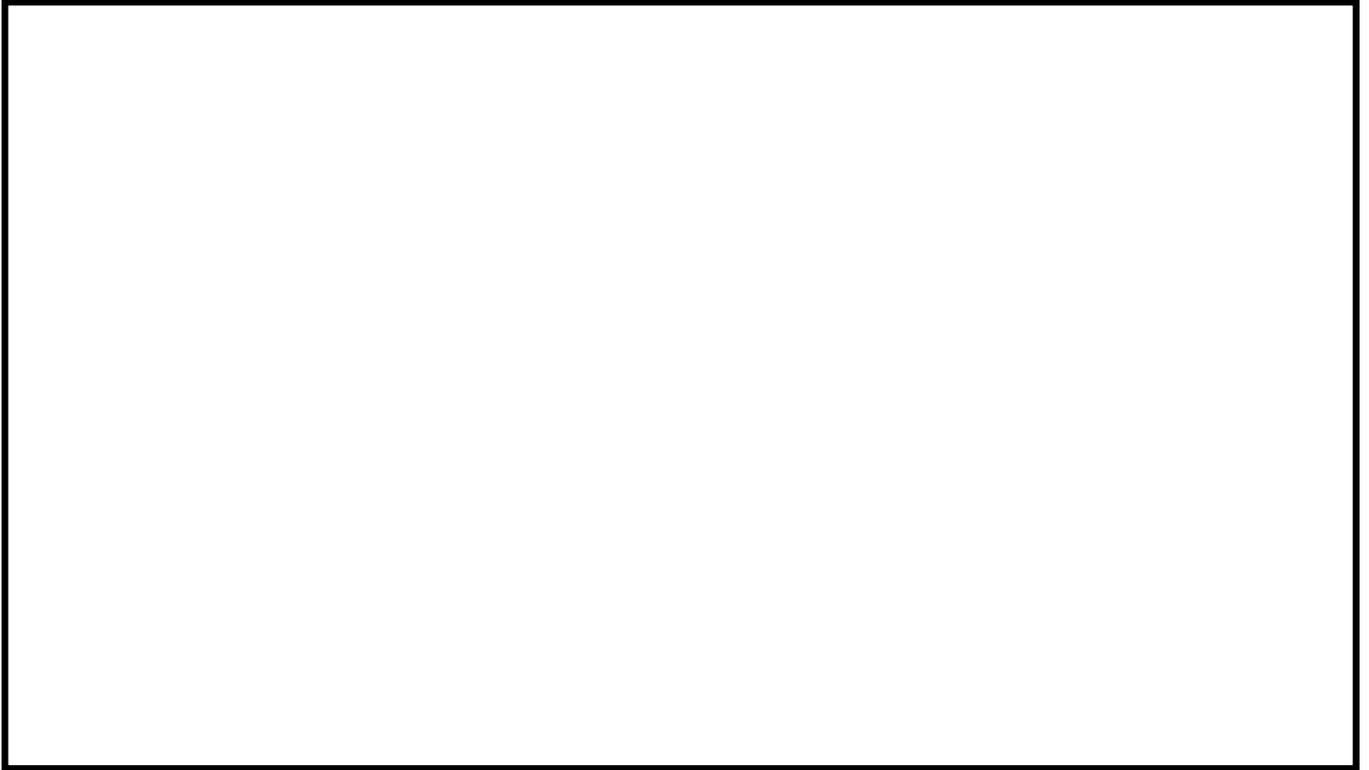
第 4.1.1.e-2 図(10/16) 長期 TB(SBO, 蓄電池枯渇により 8 時間で RCIC 停止)
シーケンスの解析結果(原子炉圧力)



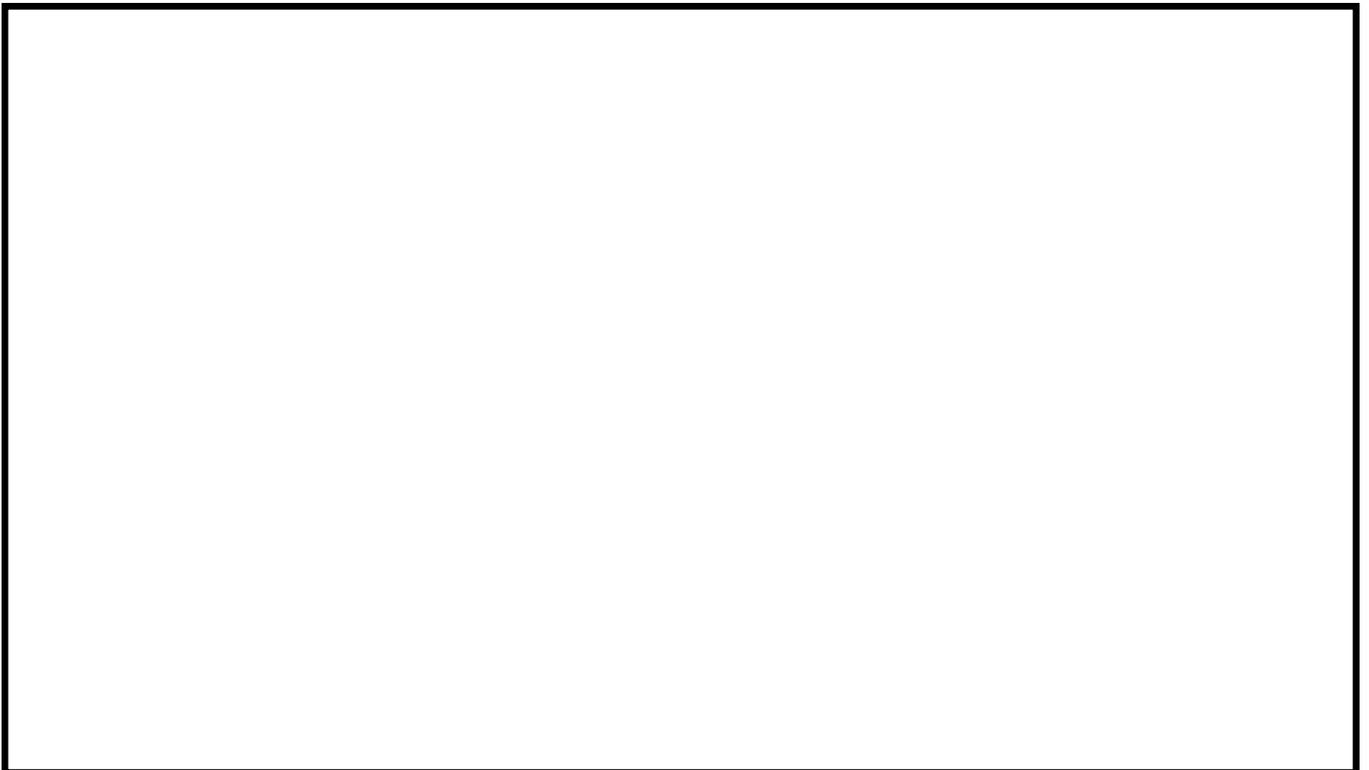
第 4.1.1.e-2 図(11/16) 長期 TB(SBO, 蓄電池枯渇により 8 時間で RCIC 停止)
シーケンスの解析結果(D/W 圧力)



第 4.1.1.e-2 図(12/16) 長期 TB(SBO, 蓄電池枯渇により 8 時間で RCIC 停止)
シーケンスの解析結果(D/W 内壁面温度)



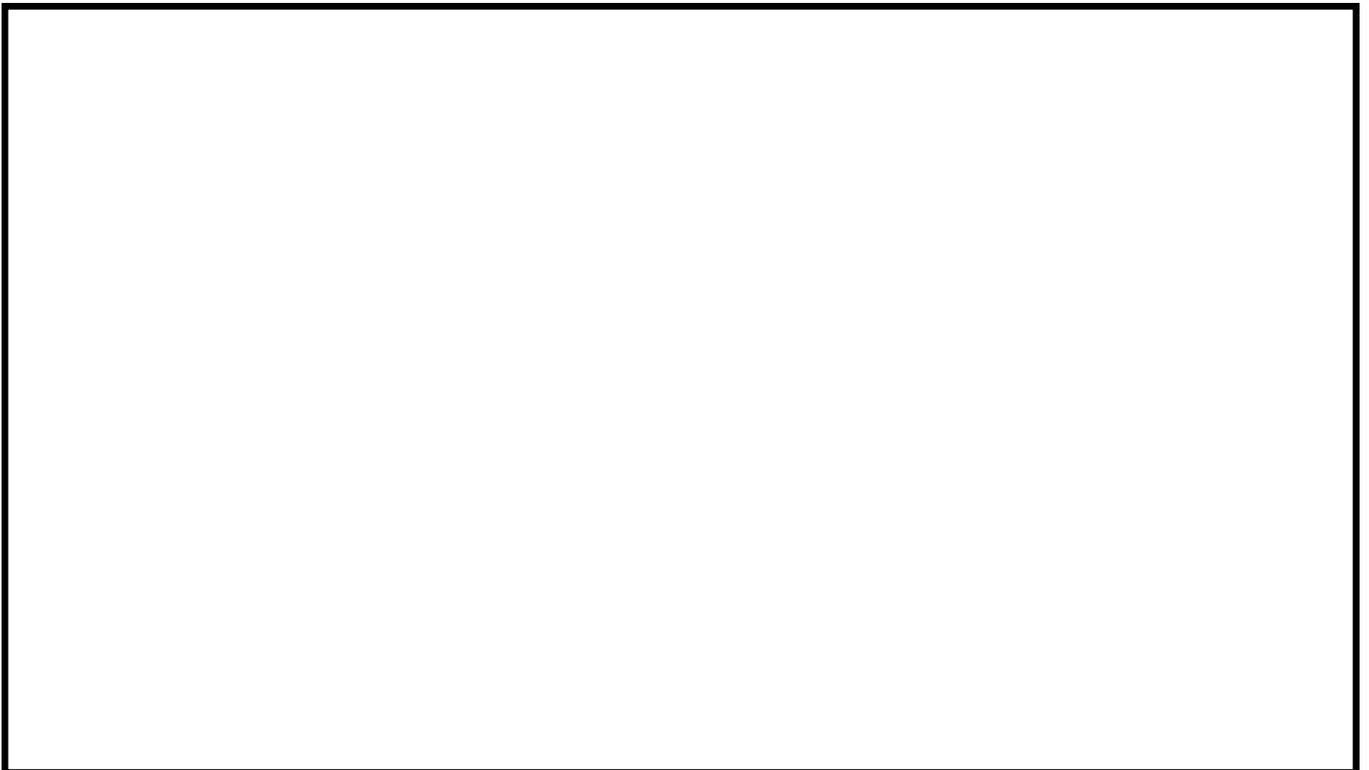
第 4.1.1.e-2 図(13/16) LOCA(大 LOCA+注水失敗)シーケンスの解析結果(炉心最高温度)



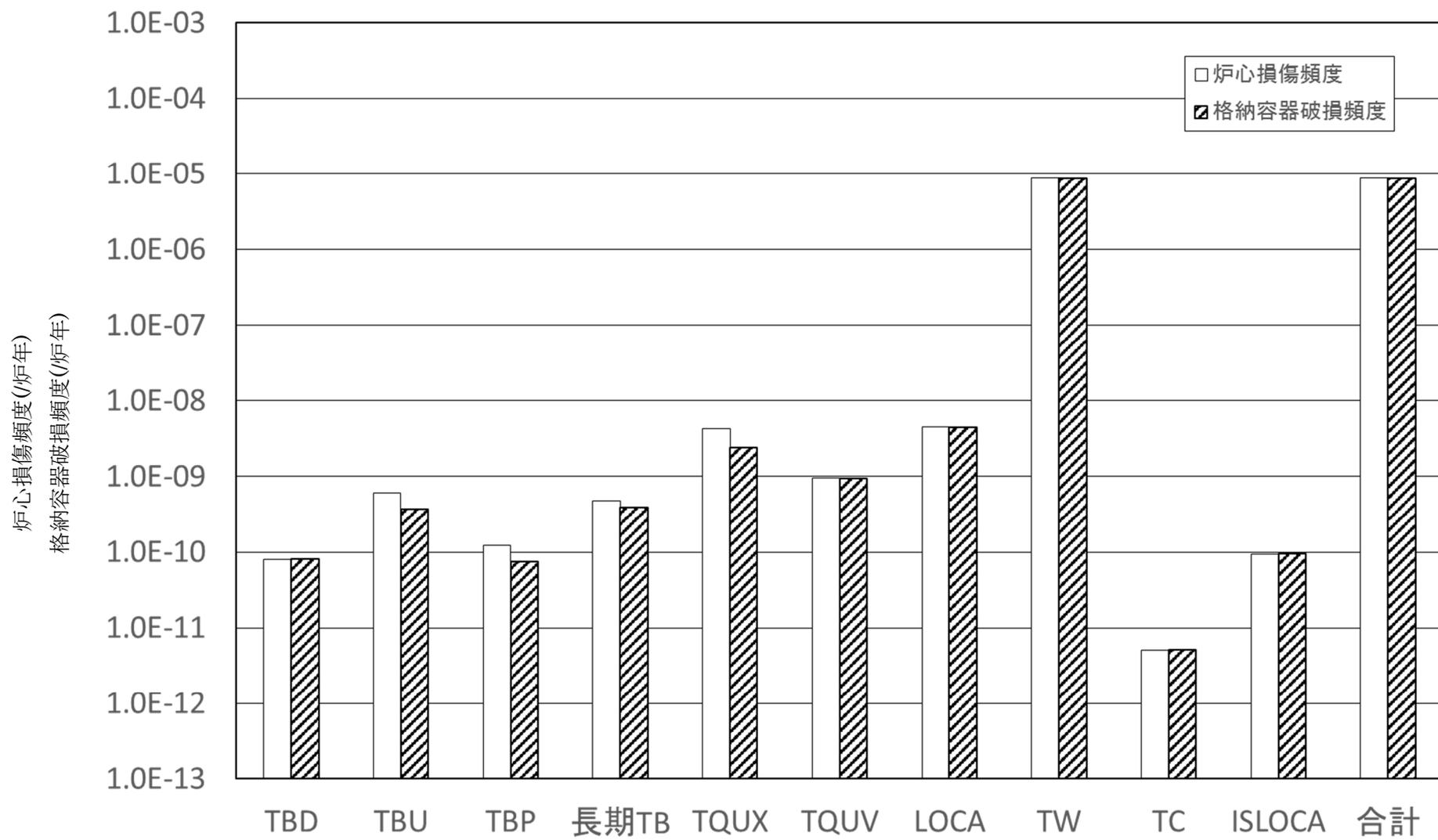
第 4.1.1.e-2 図(14/16) LOCA(大 LOCA+注水失敗)シーケンスの解析結果(原子炉圧力)



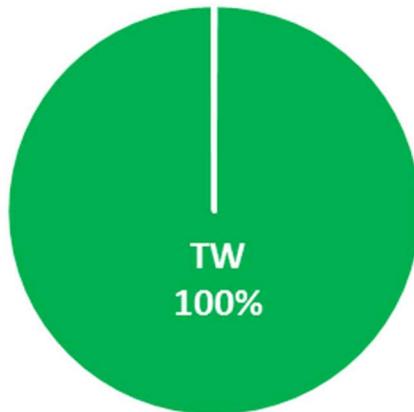
第 4.1.1.e-2 図(15/16) LOCA(大 LOCA+注水失敗)シーケンスの解析結果(D/W 圧力)



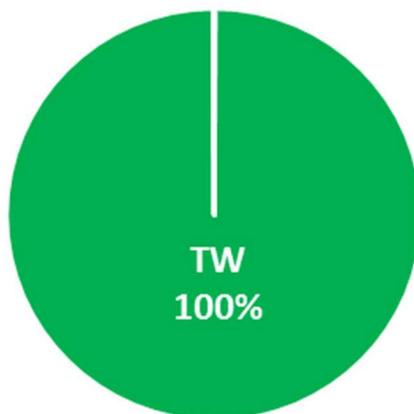
第 4.1.1.e-2 図(16/16) LOCA(大 LOCA+注水失敗)シーケンスの解析結果(D/W 内壁面温度)



第 4.1.1.f-1 図 プラント損傷状態別の炉心損傷頻度及び格納容器破損頻度の比較



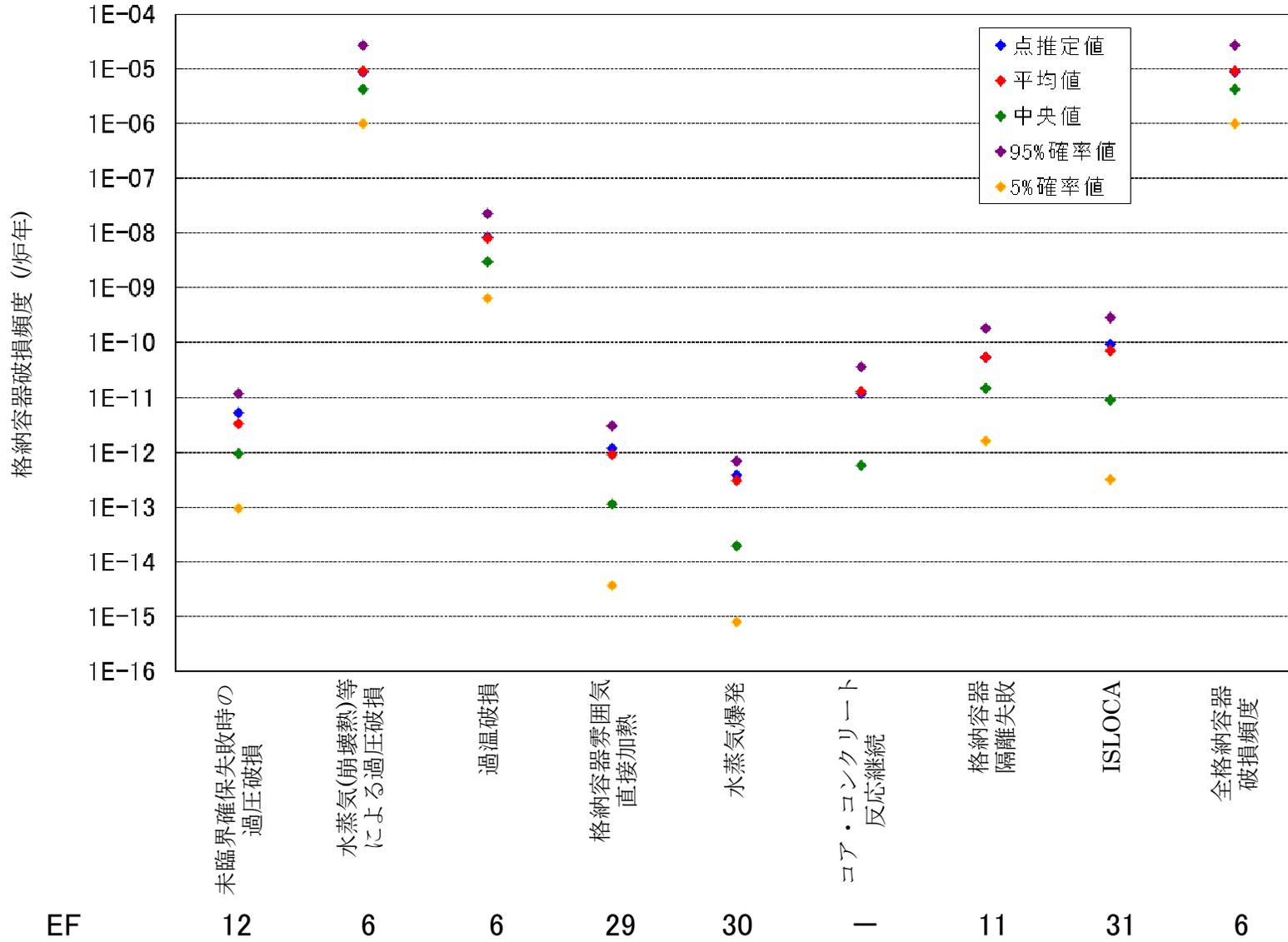
第 4.1.1.f-2 図 プラント損傷状態別の炉心損傷頻度



第 4.1.1.f-3 図 プラント損傷状態別の格納容器破損頻度



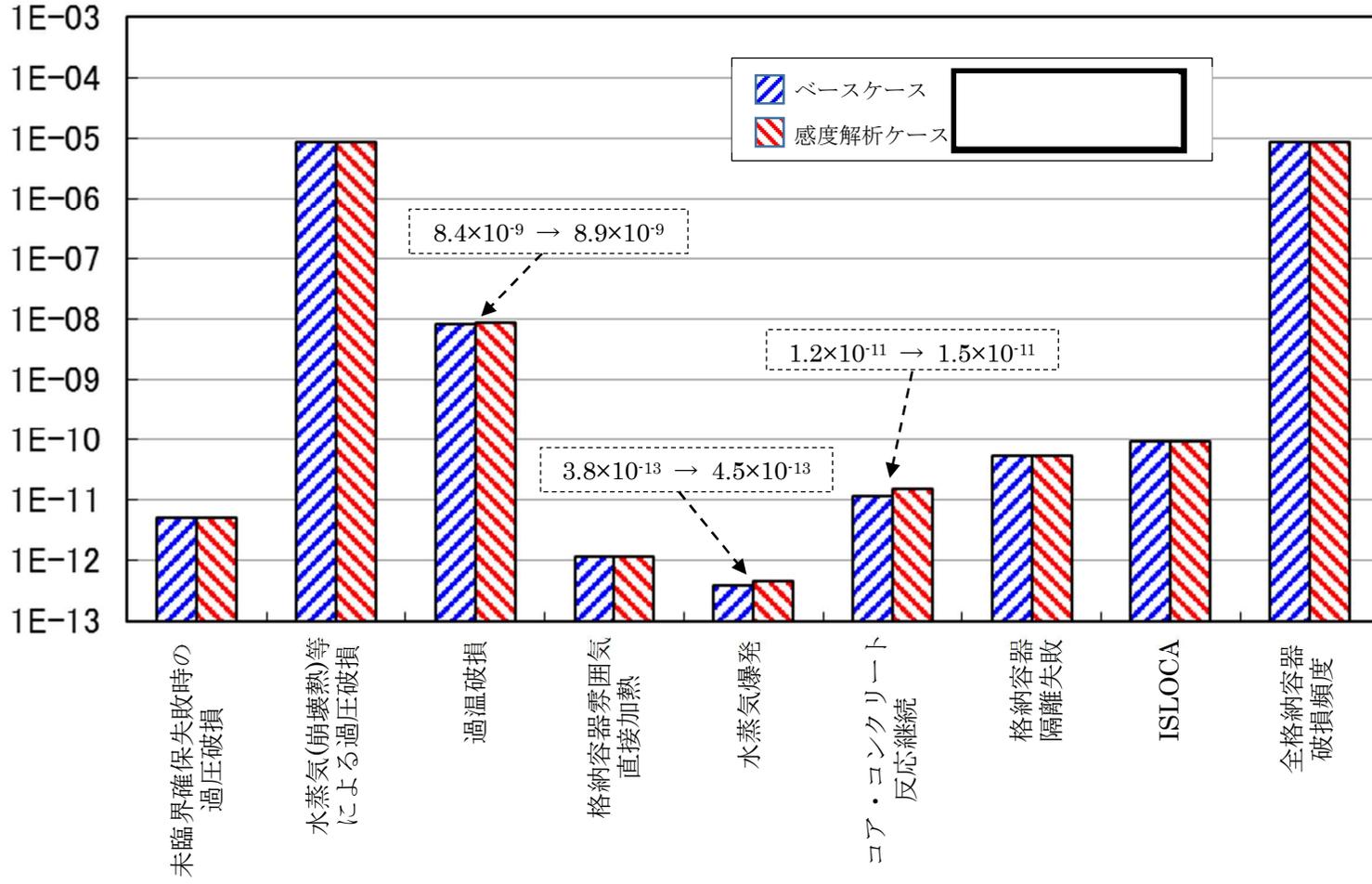
第 4.1.1.f-4 図 格納容器破損モード別の格納容器破損頻度



$$EF = \sqrt{\frac{95\% \text{確率値}}{5\% \text{確率値}}}$$

第 4.1.1.g-1 図 格納容器破損モード別格納容器破損頻度不確実さ解析

格納容器破損頻度 (1/炉年)



第 4.1.1.g-2 図 [] に関する感度解析

内部事象運転時レベル 1.5PRA のシーケンス選定における 福島第一原子力発電所事故の知見の考慮

1. はじめに

平成 23 年 3 月 11 日に発生した東京電力福島第一原子力発電所事故では、格納容器の閉じ込め機能の喪失に伴い、環境中に放射性物質が放出された。

レベル 1.5PRA では格納容器破損に至るまでの事故シーケンス及び格納容器破損頻度(CFF)等を評価する。この際、物理化学現象の発生による格納容器破損の発生確率や過圧・過温破損に至るまでの時間の評価に格納容器が閉じ込め機能を維持可能な温度及び圧力の限界(限界温度及び限界圧力)を設定する必要がある。

今回の PRA 実施に際して、これまでの福島第一原子力発電所事故の調査結果から、レベル 1.5PRA への反映が可能な知見の有無について確認した。

2. 格納容器破損に関する福島第一原子力発電所事故の知見

福島第一原子力発電所事故の進展のうち、未解明な点については現在も解明を進めている^[1-3]ところである。福島第一原子力発電所 1～3 号機の格納容器はいずれも事故後のどこかのタイミングで破損に至ったと考えられ、その詳細なメカニズムについては、解明に向けた取り組みを進めているところであるが、これまでに得られている知見からも以下の可能性が考えられる。

漏えいの経路については、その可能性の 1 つとして、トップヘッドフランジ等のフランジシール部からの漏えいが考えられる。1～3 号機の中で原子炉建屋での水素爆発が発生しておらず、オペレーティングフロアの形状が維持されている 2 号機に着目すると、原子炉格納容器の圧力低下が確認された 3 月 15 日の朝方にブローアウトパネルから蒸気の放出が確認されていること(後日の調査においてもシールドプラグの隙間から蒸気が放出されていることを確認)及びオペレーティングフロアにおける雰囲気線量率の調査の結果、シールドプラグの近傍における線量率が他の測定点に比べて高いことからその可能性が考えられる。

格納容器圧力については、格納容器ベントによる格納容器の減圧が実施されたと判断している 3 号機を除き、1、2 号機では設計圧力(Pd)の約 1.7 倍程度の測定データが得られている。一方、格納容器温度の炉心損傷後の測定データは得られていない。

格納容器温度に対する現場調査の結果として、1 号機では、格納容器内部調査により格納容器貫通部に設置されていた遮へい用の鉛板が消失していることが確認され、格納容器壁付近で少なくとも鉛の融点(328 °C)以上を経験したものと

考えられる。

2号機では、注水機能喪失後に原子炉圧力容器を1MPa以下に減圧していた。3月14日の21時頃から3月15日の1時頃にかけて3回の原子炉圧力容器の圧力上昇及びSRVの開放による圧力低下が確認され、これとほぼ同じタイミングで格納容器圧力が約0.7MPa(約1.7Pd)まで上昇している。この3回の圧力上昇ピークは、炉心での水-ジルコニウム反応に伴う水素の大量発生によるものと推定されており、この際には大量のエネルギーが発生している。

この大量のエネルギーについては、以下のメカニズム及びその重畳によって格納容器頂部の温度を上昇させる可能性が考えられる。

- ・ 過熱された気体がSRVを介して格納容器に移行し、格納容器頂部に上昇して格納容器頂部の温度を上昇させる可能性
- ・ 溶融炉心によって原子炉圧力容器が過熱され、その熱が格納容器内の気体に伝えられ、その対流により格納容器頂部の温度を上昇させる可能性
- ・ 溶融炉心によって過熱された原子炉圧力容器からの熱伝導・輻射によって格納容器頂部の温度を上昇させる可能性

また、MARK-I格納容器の上部円筒部は熱の籠り易い構造であることから、ドライウェルクーラからダクトを介して冷却される設計となっていた。しかしながら、福島第一原子力発電所の事故時はドライウェルクーラの機能も喪失していたため、格納容器上部が冷却されない状態になっており、RCICの運転中から高温になっていたと考えられる。

炉心損傷後は原子炉圧力容器内が更に過酷な温度条件となると考えると、格納容器の内側頂部は高い温度になっていたと考えられる。

ドライウェルクーラの停止等により元々高い温度となっていた格納容器の内側頂部に水-ジルコニウム反応に伴う大量のエネルギーが何らかの形で伝えられ、格納容器の内側頂部の温度が200℃を大幅に超える状態になっていた可能性は充分にあると考えている。

つまり、従来の知見から福島第一原子力発電所の原子炉格納容器限界温度及び限界圧力は200℃、2Pdとしているが、2号機でも1号機と同様に格納容器の内側頂部の温度が限界温度である200℃を大幅に超える状態になっていた可能性があると考えている。

3. KK6/7のPRAにおける格納容器の扱い

福島第一原子力発電所事故において、格納容器が過酷な環境にさらされたことも考慮し、KK6/7の格納容器の限界温度及び限界圧力に対する機能維持については事故の知見も踏まえて改めて確認している(添付資料-4.1.1.a-1-1)。KK6/7号機のレベル1.5PRAでは、物理化学現象の発生確率や過圧・過温破損に至るまでの時間を評価するための格納容器の限界温度及び限界圧力には、重大事故

等防止対策の有効性評価の条件と同じ条件(限界温度 200 °C、限界圧力 620 kPa[gage])を用いている。

4. レベル 1.5PRA における考慮の必要性

福島第一原子力発電所事故については、格納容器内の状況等、未だ確認が困難な点が多く、未解明な問題がある。一方で、これまでの状況からは、現在レベル 1.5PRA で考慮しているモード以外で格納容器が破損に至ったとは考えにくい。このことから、事故シーケンスの抽出という観点では現在の PRA でも網羅的な分析となっているものと考えられる。

今後、格納容器の限界温度及び限界圧力に関する新たな知見が得られた際には、物理化学現象の発生確率や過圧・過温破損に至るまでの時間が変化することとなり、PRA としては炉心損傷から格納容器破損に至るまでの余裕時間を見直す必要がある。なお、全 CFF はレベル 1PRA の結果である全炉心損傷頻度(CDF)を上回るものではなく、また、現在の評価の CDF のほぼ 100%が TW(崩壊熱除去機能喪失に伴う格納容器先行破損)による炉心損傷であり、CFF のほぼ 100%がこの TW による過圧破損であることを考えると、定量的にも大きく影響を及ぼすものではないと考えられる。

また、物理化学現象の発生確率については、その不確実性が非常に大きく、限界温度及び限界圧力を見直したとしても、発生確率の精度向上に大きく寄与するものではない。

5. 結論

福島第一原子力発電所事故のこれまでの調査・検討結果からは、現在のところ KK6/7 号機の PRA に反映可能な知見は得られていないが、今後、新たな知見が確認された場合には、PRA への反映を検討していく。このため、KK6/7 号機については現在の設計をもとに事象進展解析等を実施し、物理化学現象の発生確率や過圧・過温破損に至るまでの時間を評価している。

以 上

- [1] 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 1 回進捗報告」平成 25 年 12 月 13 日
- [2] 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 2 回進捗報告」平成 26 年 8 月 6 日
- [3] 東京電力株式会社「福島第一原子力発電所 1～3 号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第 3 回進捗報告」平成 27 年 5 月 20 日

柏崎刈羽原子力発電所 6/7 号炉の原子炉格納容器限界温度・圧力について

柏崎刈羽原子力発電所 6/7 号炉の設置変更許可申請における重大事故等対策の有効性評価では、原子炉格納容器限界温度を 200℃、限界圧力を最高使用圧力の 2 倍 (2Pd:620kPa) と設定している。

なお、原子炉格納容器限界温度・限界圧力の設定値根拠は以下のとおりである。

(1) 格納容器限界温度・圧力に関する既往研究について

重大事故時条件下の格納容器閉じ込め機能については、過去に電力会社等による共同研究（以下「電共研」という。）で解析、試験等を実施しており、これをもとに有効性評価の格納容器限界温度・圧力を設定している。また、当時の（財）原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）による「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）」の研究成果も取り入れて、格納容器閉じ込め機能に関する新たな知見を踏まえた限界温度・圧力の設定を行っている。図 1 に、電共研で実施した格納容器閉じ込め機能に関する「漏洩、破損圧力－温度線図」を示す。

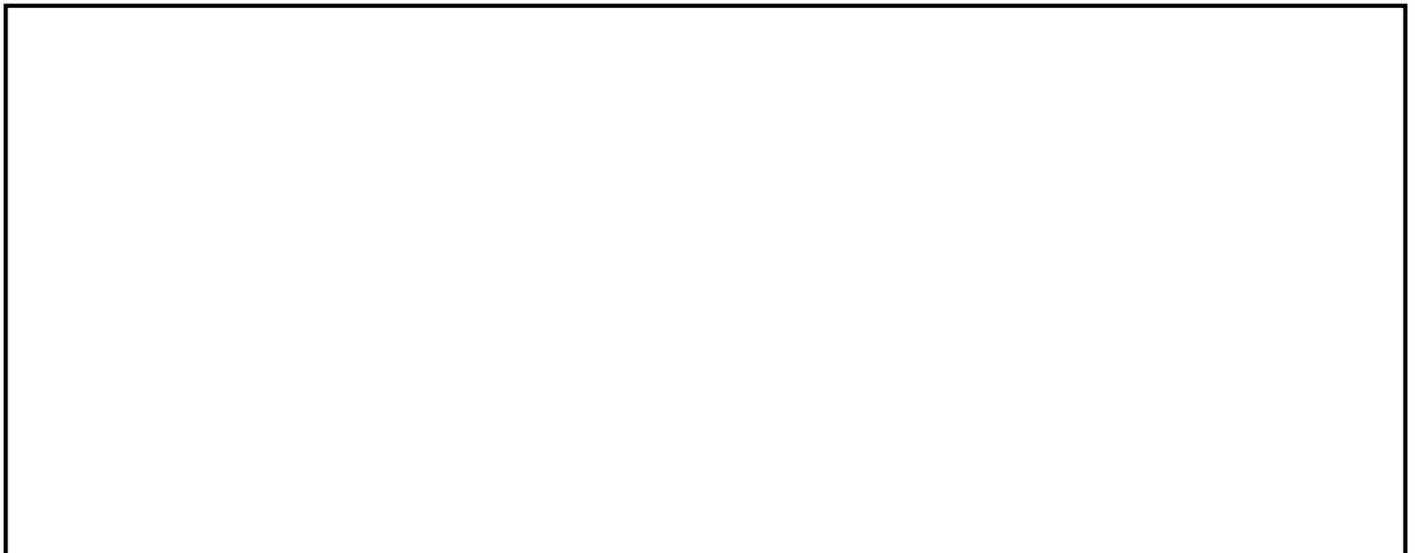


図 1 漏洩、破損圧力－温度線図 (MARK-II 改型※)

※RCCV と MARK-II 改型のトップハット・ハッチは同程度の剛性であるため、MARK-II 改型の線図をもとに評価する

(A) 「漏洩、破損圧力－温度線図」について

【線(a)】飽和蒸気圧曲線

本線は飽和蒸気圧曲線を示すことから、線(a)を境にした①の範囲は、重大事故時では発生する可能性の少ない荷重の範囲である。

【線(b)】格納容器構造部の破損判定解析結果（破損可能性が高い境界）

本線は格納容器全体、トップヘッドフランジ、ハッチフランジ部の構造解析結果から、過圧・過温状態における格納容器の延性破損クライテリアを示したものである。解析評価の破損判定として、塑性不安定荷重（引張試験片がネッキングを起こして不安定破壊するような状態の荷重）を用いており、格納容器延性破損に対する限界の線を引いている。

【線(c)】格納容器構造部の破損判定解析結果（破損すると考えられる境界）

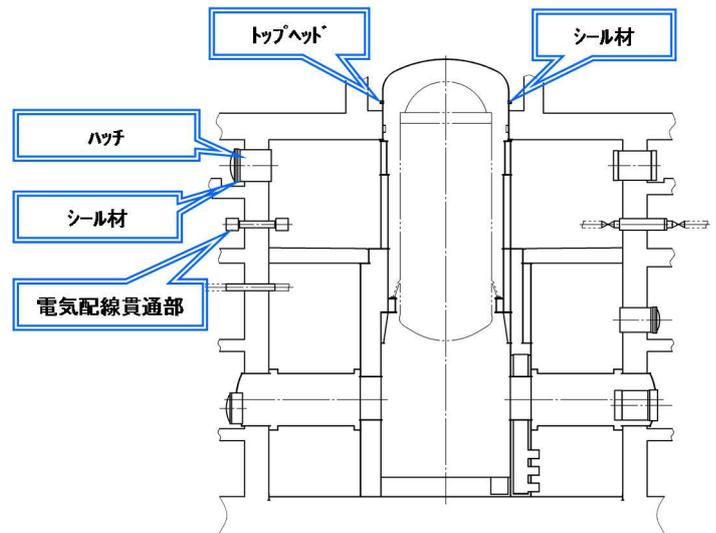
本線は格納容器全体、トップヘッドフランジ、ハッチフランジ部の構造解析結果から、過圧・過温状態における格納容器の延性破損クライテリアを示したものである。解析評価の破損判定として、線(b)で用いた荷重よりも小さい崩壊荷重で評価し、格納容器延性破損に対して保守的な境界を引いている。

【線(d)】格納容器フランジ部の漏洩判定解析結果

本線はトップヘッドフランジ、ハッチフランジ部の構造解析結果からフランジ部の開口量を評価し、過圧・過温状態における格納容器の漏洩発生クライテリアを示したものである。解析で示したフランジ部の開口量がシール材初期締付量に相当する開き量に達した点を漏洩発生点とし、漏洩判定の境界線を引いている。

【線(e)】フランジ部からの漏洩の判定カーブ

本線は格納容器フランジ部シール材の小型モデル試験結果から、過圧・過温状態におけるシール材の漏洩判定を示したものである。小型モデル試験では、格納容器シール部形状を模擬した試験装置で、シール材から漏洩する圧力、温度に関するデータを取得している。試験は、シール材に放射線照射するケース、蒸気曝露するケースも含んでおり、各条件の試験データのばらつきを考慮して、保守的に漏洩点を設定して漏洩判定の境界線を引いている。



(参考図) RCCV 型格納容器

(B) 既往研究のモデル試験について

(a) トップヘッドフランジのモデル試験

電共研でトップヘッドフランジ模擬試験体を用い、常温で水圧により加圧することで漏洩判定と変形挙動を示している。その結果、まで加圧されたところで漏洩したことを確認している。

(b) ハッチのモデル試験

電共研でハッチ形状を模擬した小型モデルの試験体を用い、常温で水圧により加圧することで漏洩判定と変形挙動を示している。その結果、まで加圧されても漏洩しないことを確認している。また、NUPEC ではハッチ形状を模擬した実機モデルの試験体を用い、常温で水圧により加圧破損試験を実施しており、約 6.2Pd まで加圧したところで破損が発生している。

(c) 電気配線貫通部のモデル試験

既往研究で電気配線貫通部の過圧・過温状態における耐漏洩性を確認している。電共研では の圧力範囲内で 程度の状態で漏洩しないことを示し、NUPEC の評価では、最大 1.0MPa (約 3Pd)、約 260℃までの耐漏洩性を示している。

(2) 福島第一事故を踏まえた確認について

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内ガスが漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、KK6/7 原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材 (シリコンゴム) について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価した。その結果、原子炉格納容器圧力が 2Pd の状況におけるフランジ部の開口を評価したところ、その開口量はシール材 (シリコンゴム) の追従範囲内であることを確認した。また、原子炉格納容器温度が 200℃の状況におけるシール材 (シリコンゴム) の劣化状況を確認したところ、劣化特性を考慮しても格納容器閉じ込め機能の健全性を確認した。

上記の確認により、従来から使用しているシール材によっても、事故環境下における原子炉格納容器からの漏えいを防止できるものと考えられるが、更なる信頼性向上を達成することが必要であると考えている。これを踏まえ、柏崎刈羽原子力発電所においては、高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシール材 (シリコンゴム) を補強し、耐漏えい機能を向上させるために、200℃蒸気曝露条件で耐劣化性に優れているバックアップシール材を従来のシール材 (シリコンゴム) に加えて追加塗布し、限界温度及び限界圧力に対する格納容器閉じ込め機能の更なる健全性を確認している。

(3) 限界温度・圧力 (200℃・2Pd) の設定について

既往研究における格納容器の閉じ込め機能の評価から、格納容器の温度・圧力が図 1 に示す②の範囲内であれば、格納容器に漏洩・破損が発生している可能性が少ないと考えられる。これらの結果から少なくとも、温度 200℃、最高使用圧力の 2 倍の圧力であれば格納容器閉じ込め機能が確保できる範囲と考えており、福島第一原子力発電所事故の知見を踏まえても、柏崎刈羽原子力発電所 6/7 号炉の格納容器限界温度・圧力 (200℃、2Pd) は妥当であると考えている。

以 上

炉内熔融燃料－冷却材相互作用(炉内 FCI)に関する知見の整理

1. 現象の概要

原子炉容器内水蒸気爆発による格納容器破損は α モード破損と呼ばれ、WASH-1400 から研究が続けられてきた。この現象は、熔融炉心(コリウム)が原子炉压力容器下部ヘッドに溜まっている水中に落下した時に水蒸気爆発が発生し、それにより水塊がミサイルとなって炉内構造物を破壊し、原子炉压力容器上蓋に衝突することで上蓋を固定するボルトを破壊し、上蓋が格納容器に衝突して格納容器破損に至るといった現象である。

炉内での現象は、以下のようなメカニズムであると考えられている。

- ① 炉内の冷却材が喪失し、炉心が熔融して、その熔融炉心が下部プレナムの残存水に落下する。水と接触した熔融炉心は、その界面の不安定性により、熔融炉心の一部もしくは大部分が分裂し、膜沸騰を伴う水との混合状態となる(粗混合)。更に、自発的もしくは外部からの圧力パルスにより、膜沸騰が不安定化し(トリガリング)、二液が直接接触する。
- ② 下部プレナムにおける二液の直接接触により、急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生・熔融炉心の微細化によって、更に液体どうしの接触を促進し(伝播)、蒸気発生を促進する。この蒸気発生により、圧力波が発生する。
- ③ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域(元々は粗混合領域)の膨張により運動エネルギーが発生し、上部ヘッドを破壊する。この結果、上部ヘッドはミサイルとなって格納容器に衝突する。

2. 過去の実験結果の整理^[1]

FCI について、過去に実施された比較的大規模な実験概要及び結果を以下に示す。

2.1 FARO 実験

FARO 実験は、イタリアのイスプラ研究所において実施された実験で、压力容器内での FCI を調べることを主な目的とした試験である。多くの実験は高圧・飽和水条件で実施されているが、压力容器外を対象とした低圧・サブクール水条件の実験も実施されている。

図 2.1 に試験装置の概要図を示す。試験装置は主にくつぼと保温容器で構成されている。くつぼ内で熔融させたコリウムを一度リリースベッセルに保持し、その底部にあるフラップを開放することにより熔融コリウムを水プールに落下させる。熔融物落下速度は、リリースベッセルの圧力を調整することにより調整可能である。

実験は、酸化物コリウム(80wt% UO_2 +20wt% ZrO_2)または金属 Zr を含むコリウム(77wt% UO_2 +19wt% ZrO_2 +4wt% Zr)を用いて実施された。

表 2.1 に試験条件及び試験結果を示す。

結果として、いずれの実験においても、水蒸気爆発の発生は確認されなかった。

溶融コリウムの粒子化量について、高圧条件・低サブクール水条件においては水深約 1 m の場合で溶融コリウムの約半分が粒子化し、残りはジェット状でプール底面に衝突し、パンケーキ状に堆積したとの結果が得られている。また、低圧条件・サブクール水条件では、全てのコリウムは粒子化した。

さらに、粒子の質量中央径は 3.2 mm~4.8 mm であり、試験パラメータ(初期圧力、水深、コリウム落下速度、サブクール度)に依存しないことが報告されている。

2.2 COTELS 実験

COTELS 実験は、(財)原子力発電技術機構により実施された実験であり、圧力容器底部が溶融破損して溶融コリウムが格納容器床面上の水プールに落下した場合の水蒸気爆発の発生有無を調べることを目的に実施された。図 2.2 に実験装置の概要図を示す。実験は、シビアアクシデント時の溶融コリウム成分を模擬するため、比較的多くの金属成分を含む模擬コリウム(55wt% UO_2 +5wt% ZrO_2 +25wt% Zr+15wt% SUS)が用いられた。また、多くの実験ケースはプール水深 40 cm、飽和水温度で実施されている

表 2.2 に実験条件及び結果を示す。

結果として、いずれの実験においても、水蒸気爆発の発生は確認されなかった。

プールに落下した溶融コリウムはほとんどが粒子化し、落下速度が大きいケースでは、全てのコリウムが粒子化するとの結果が得られている。

また、コリウム落下速度の大きいケースを除いて、粒径分布に大きな差はなく、質量中央径で 6 mm 程度であり、落下速度が大きいケースでは粒子径は小さくなっている。

2.3 KROTOS 実験

KROTOS 実験はイスプラ研究所で実施された実験であり、FARO 実験が高圧条件を主目的として実施されたのに対して、KROTOS 実験では、低圧・サブクール水を主として実施が行われている。

図 2.3 に実験装置の概要図を示す。本実験では模擬コリウムとして UO_2 混合物(80% UO_2 +20% ZrO_2)またはアルミナを用いた実験を行っている。また、外部トリガ装置によりトリガを与えることで、水蒸気爆発を誘発させる実験も実施されている。

表 2.3 に実験条件及び結果を示す。

アルミナを用いた実験では、サブクール水(ケース 38, 40, 42, 43, 49)の場合、外部トリガ無しで水蒸気爆発が発生、低サブクール水(ケース 41, 44, 50, 51)の場合、外部トリガがある場合(ケース 44)に水蒸気爆発が発生した。一方、 UO_2 混合物を用いた実験では、サブクール度が 4~102 K の場合、外部トリガ無しでは水蒸気爆発が発生せず、外部トリガありの場合でも、熔融物の重量が大きい、または、水プールのサブクール度が高い場合(ケース 52)に水蒸気爆発が観測されている。

これらの差異として、粒子径はアルミナの 8~17 mm に対し UO_2 混合物は 1~1.7 mm であり、 UO_2 混合物の方が小さく、粒子化直後の表面積が大きいため粗混合時に水プールが高ボイド率となり、トリガの伝播を阻害した可能性がある。また、アルミナは比重が小さいことから水面近傍でブレイクアップし、径方向に広がったことによりトリガが伝搬しやすくなったと考えられている。一方、 UO_2 混合物は、粒子表面と水が接触した直後に表面が固化することにより蒸気膜が崩壊した際の微粒子化が起こりにくく、これが一つの要因となって水蒸気爆発の発生を阻害すると考えられる。

2.4 ALPHA 実験

旧原子力研究所(JAERI)で実施された実験であり、シビアアクシデント時の格納容器内の諸現象を明らかにし、格納容器の耐性やアクシデントマネジメント策の有効性を評価することを目的に、1988 年から事故時格納容器挙動試験の一環で実施された。

図 2.4 に実験装置の概要図を示す。実験では、熔融ステンレス鋼または酸化アルミニウムと鉄からなる熔融物を実験装置の模擬格納容器内に設置した水プールに落下させるもので、模擬格納容器の寸法は、内径約 4 m、高さ約 5 m、内容積約 50 m³である。

表 2.4 に実験条件及び結果を示す。

熔融ステンレス鋼の実験ケースでは、水プールのサブクール度が高い場合でも水蒸気爆発の発生は確認されていない。

酸化アルミニウムと鉄の熔融物の実験では、熔融物の重量が 20kg、雰囲気圧力が 0.1 MPa で、サブクール度が 73~90 K において実施されたケース(ケース 2, 3, 5, 9, 17, 18)において水蒸気爆発が発生している。熔融物量を半減させたケース 1, 10, 13 では、ケース 10 のみ水蒸気爆発が確認された。この 3 ケースの条件には有意な差が無いことから、この 3 ケースの条件がこの実験体系における水蒸気爆発の発生の有無の境界近傍であること及びこの結果からは、熔融物の落下量が多い場合に水蒸気爆発が発生し易いことが示されている。水プールを飽和水としたケース 14 では水蒸気爆発は観測されなかった。一方、ケース 8, 12, 15, 25 は雰囲気圧力を 0.5~1.6 MPa の範囲で変化させているが、最も低い

0.5 MPa のケースのみ水蒸気爆発が観測された。

以上の結果から、高雰囲気圧力あるいは低サブクール水の場合に水蒸気爆発発生が抑制される傾向があることが示されている。

ケース 6, 11, 19, 20, 21 は、溶融物を分散させ複数のジェットを形成させたケースであるが、3 ケースで水蒸気爆発が観測されたが、水蒸気爆発の規模は抑制される場合と増大される場合があり、溶融物と冷却水の粗混合状態が FCI の進展に大きな影響を及ぼすことを示していると結論付けられている。

3. 知見のまとめ

上記で示した主な実験結果をまとめると以下のとおりとなる。

- ・ UO_2 を用いた実験では、水蒸気爆発は確認されていない。(FARO 実験、COTELS 実験)
- ・ 高圧力条件、または、低サブクール水条件は、水蒸気爆発を抑制する傾向がある(ALPHA 試験)
- ・ 粒子化割合は、サブクール度に依存し、サブクール度が大きいと粒子化割合は高くなる(FARO 実験)
- ・ 粒子化割合は、デブリ落下速度に依存し、落下速度が大きいと粒子化が促進される(COTELS 実験)
- ・ デブリ落下後の水プールが高ボイド率状態になると、トリガの伝播を阻害する可能性がある(KROTOS 実験)
- ・ 溶融物と水の粗混合状態が、FCI の進展に大きな影響を及ぼす(ALPHA 実験)

BWR 体系に対して、上記の実験結果を踏まえた分析結果を表 3.1 に示す。実験結果からは、水蒸気爆発の発生は不確実さが大きいと考えられるものの、BWR 体系では炉内における水蒸気爆発は発生しにくいと考えられることが分かる。

また、BWR において炉内での自発的水蒸気爆発(外部トリガ無しの状態での水蒸気爆発)が発生しにくい理由として、BWR の炉内の水が低サブクール(飽和水に近い状態)であり、低サブクールであれば溶融炉心を覆う蒸気膜が凝縮効果によって崩壊する可能性が低いことから、蒸気膜の安定性が高く、蒸気膜の崩壊(トリガリング)が生じにくいことが挙げられている。^[1]

炉内 FCI の発生確率低減に対する炉心下部の構造物の効果として考慮される事項としては、以下の事項が考えられる。また、溶融炉心の流路を図 3.1 に示す。

- ・ 水蒸気爆発に寄与する溶融炉心の質量が限られること。

炉心下部の構造物によって、溶融炉心の流路が阻害され、一度に炉水中に落下する溶融炉心の質量が限定(炉水中に移行する溶融炉心のエネルギーが抑制される。)されることにより、水蒸気爆発を仮定してもそのエネルギーが低く抑えられると考えられる。

- ・ 溶融炉心の落下速度が抑えられること。

溶融炉心の落下速度が大きい場合、粗混合時の粒径が小さくなることが報告されている。炉心下部の構造物によって、溶融炉心の落下速度が抑制されれば、粗混合時の粒径が大きくなり、溶融炉心の表面積が小さくなることから、蒸気膜の表面積も小さくなり、トリガリング発生の可能性が小さくなると考えられる。

4. 専門家会議等の知見^[2]

BWR の炉内 FCI の発生確率に関して、専門家の中で議論がなされており、その結果を表 4.1 に示す。

専門家の間での議論の結果として、BWR 体系では下部プレナムに制御棒案内管等が密に存在しており、これらはデブリ落下時の粗混合を制限すると考えられるため、水蒸気爆発の発生確率はプラント全体で見た際に他の要因による格納容器破損頻度に比べて十分小さく無視出来ると結論付けられている。

5. まとめ

これまでに実施された各種実験結果および専門家による工学的判断の結果から、BWR 体系における炉内 FCI 発生の可能性は十分小さいと考えられる。

したがって、BWR における格納容器破損モードとして、炉内 FCI の考慮は不要である。

6. 参考文献

[1] 社団法人日本原子力学会「シビアアクシデント熱流動現象評価」平成 12 年 3 月

[2] 財団法人原子力安全研究協会「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」平成 13 年 7 月

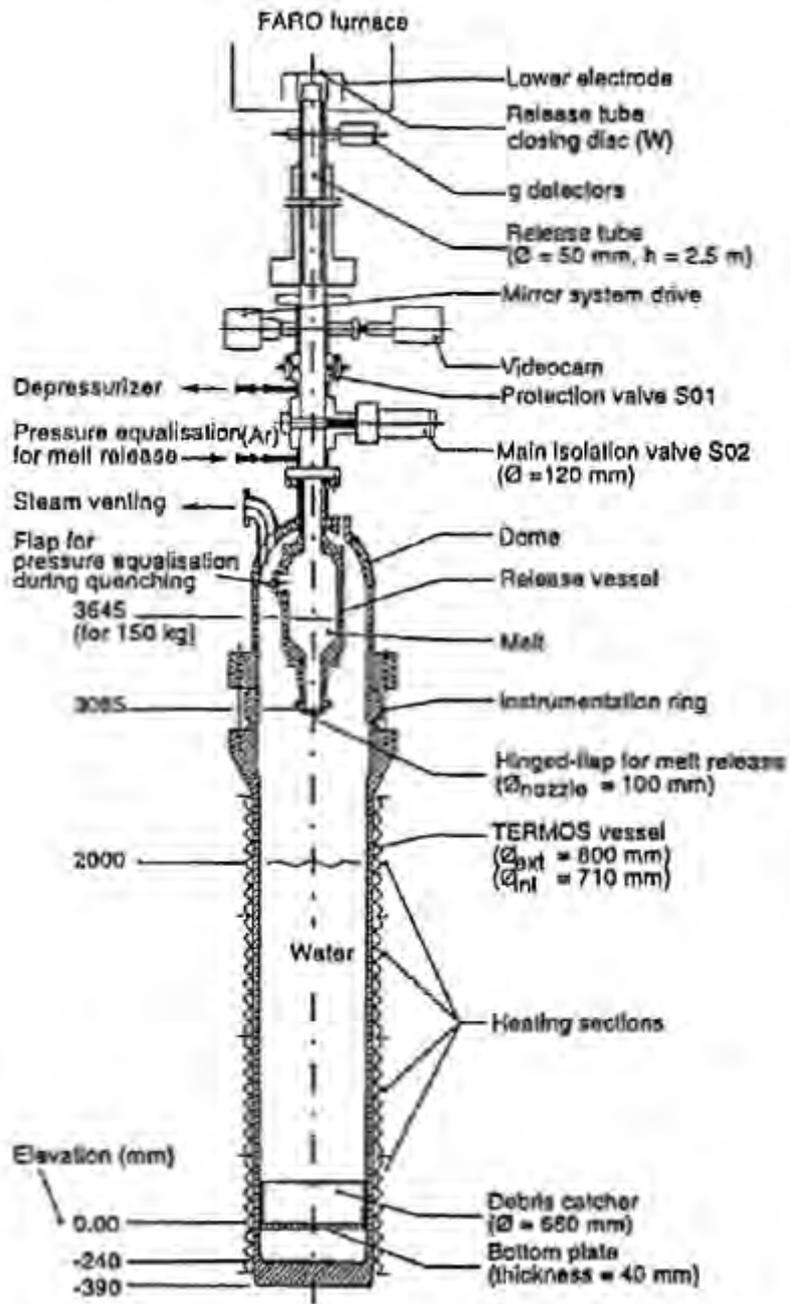


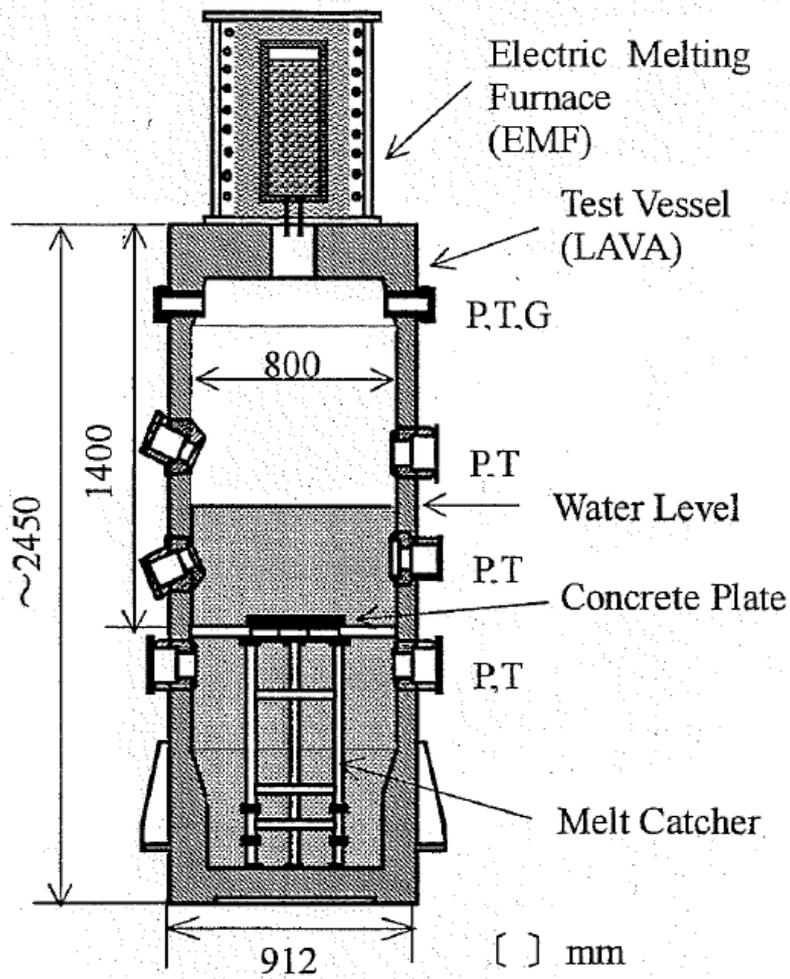
図 2.1 FARO 試験装置

表 2.1 FARO 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム ※	溶融物質 質量 [kg]	溶融物温度 [K]	溶融物落下 粒径[mm]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	FCI発生の 有無
L-06	A	18	2923	100	5.0	0.87	0	無
L-08	A	44	3023	100	5.8	1.00	12	無
L-11	B	151	2823	100	5.0	2.00	2	無
L-14	A	125	3123	100	5.0	2.05	0	無
L-19	A	157	3073	100	5.0	1.10	1	無
L-20	A	96	3173	100	2.0	1.97	0	無
L-24	A	177	3023	100	0.5	2.02	0	無
L-27	A	129	3023	100	0.5	1.47	1	無
L-28	A	175	3052	100	0.5	1.44	1	無
L-29	A	39	3070	100	0.2	1.48	97	無
L-31	A	92	2990	100	0.2	1.45	104	無
L-33	A	100	3070	100	0.4	1.60	124	無

※ A: 80wt% UO₂+20wt% ZrO₂

B: 77wt% UO₂+19wt% ZrO₂+4wt% Zr



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

図 2.2 COTELS 試験装置

表 2.2 COTELS 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム ※	溶融物質質量 [kg]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	FCI発生の 有無
A1	C	56.3	0.20	0.4	0	無
A4	C	27.0	0.30	0.4	8	無
A5	C	55.4	0.25	0.4	12	無
A6	C	53.1	0.21	0.4	21	無
A8	C	47.7	0.45	0.4	24	無
A9	C	57.1	0.21	0.9	0	無
A10	C	55.0	0.47	0.4	21	無
A11	C	53.0	0.27	0.8	86	無

※ C: 55wt% UO₂+5wt% ZrO₂+25wt% Zr+15wt% SUS

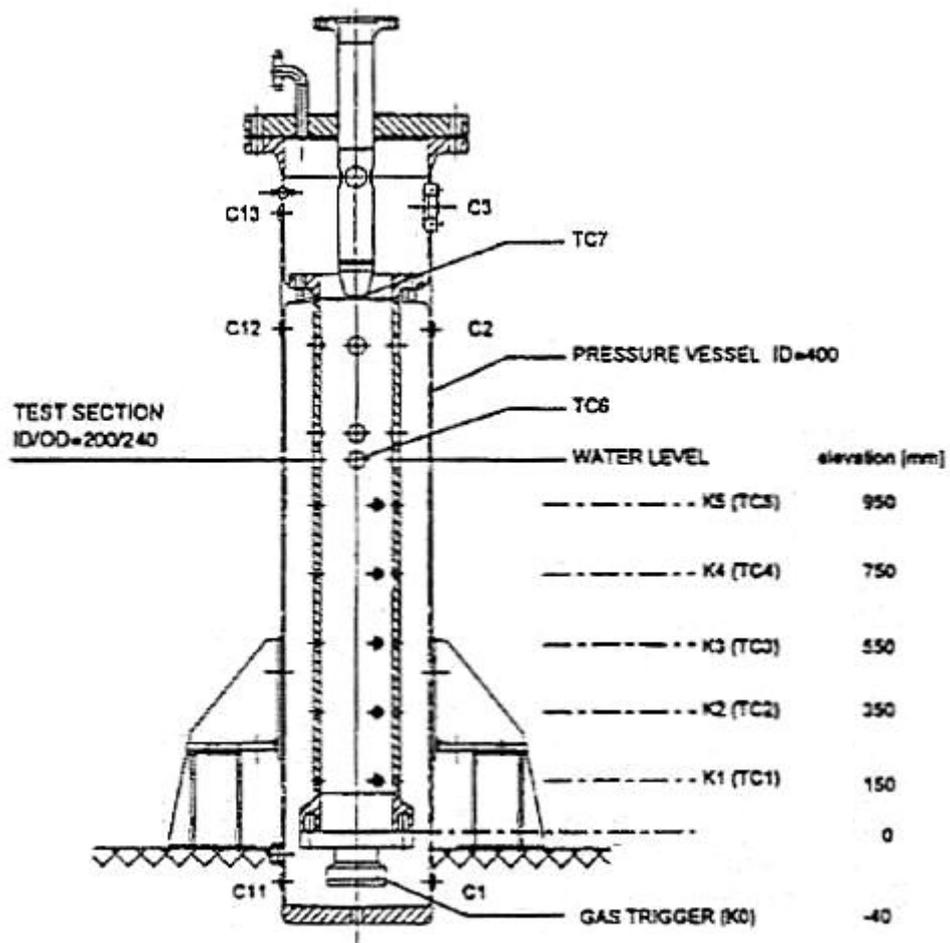


図 2.3 KROTOS 試験装置

表 2.3 KROTOS 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム	溶融物質量 [kg]	溶融物温度 [K]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	外部トリガ の有無	FCI発生の 有無
38	アルミナ	1.53	2665	0.10	1.11	79	無	有
40	アルミナ	1.47	3073	0.10	1.11	83	無	有
41	アルミナ	1.43	3073	0.10	1.11	5	無	無
42	アルミナ	1.54	2465	0.10	1.11	80	無	有
43	アルミナ	1.50	2625	0.21	1.11	100	無	有
44	アルミナ	1.50	2673	0.10	1.11	10	有	有
49	アルミナ	1.47	2688	0.37	1.11	120	無	有
50	アルミナ	1.70	2473	0.10	1.11	13	無	無
51	アルミナ	1.79	2748	0.10	1.11	5	無	無
37	コリウム※	3.22	3018	0.10	1.11	77	有	無
45	コリウム※	3.09	3106	0.10	1.14	4	有	無
47	コリウム※	5.43	3023	0.10	1.11	82	有	無
52	コリウム※	2.62	3023	0.20	1.11	102	有	有

※ コリウム：80% UO₂+20% ZrO₂

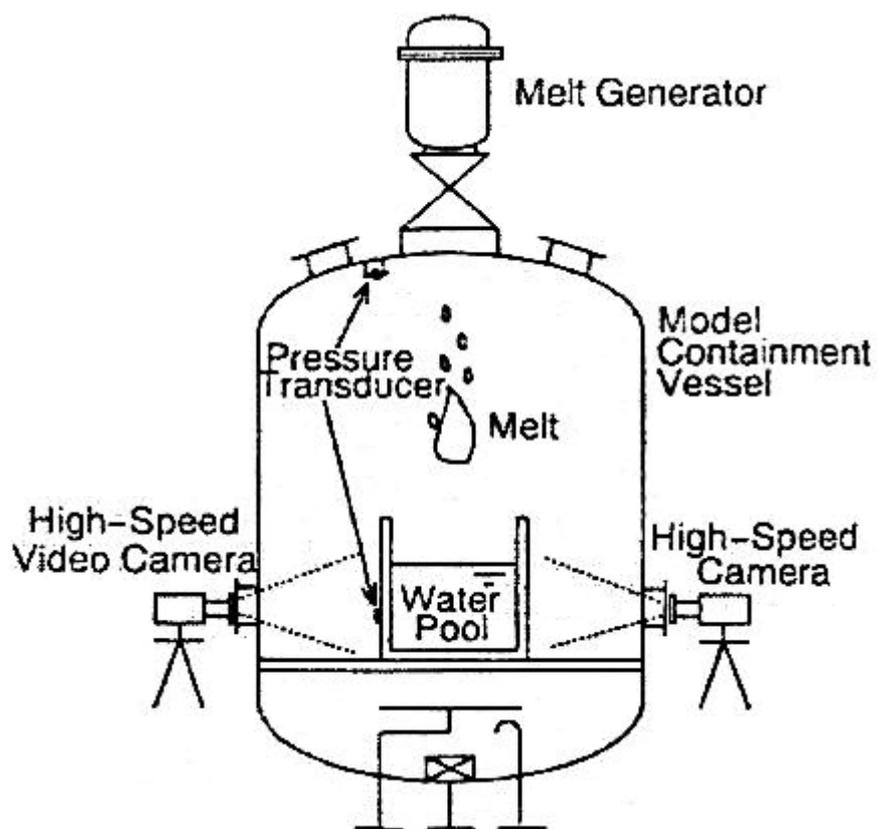


图 2.4 ALPHA 試驗裝置

表 2.4 ALPHA 試験の試験条件及び FCI 発生の有無

No.	溶融 コリウム	溶融物質 質量 [kg]	溶融物温度 [K]	雰囲気圧力 [MPa]	水深[m]	サブクール度 [K]	FCI発生の 有無
1	Fe+アルミナ	10	2723	0.1	1.0	80	無
2	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	84	有
3	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	81	有
5	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	73	有
6	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	75	有
8	Fe+アルミナ	20	2723	1.6	1.0	186	無
9	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	84	有
10	Fe+アルミナ	10	2723	0.1	1.0	80	有
11	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	83	有
12	Fe+アルミナ	20	2723	1.6	1.0	184	無
13	Fe+アルミナ	10	2723	0.1	1.0	76	無
14	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	1	無
15	Fe+アルミナ	20	2723	1.0	1.0	171	無
16	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.9	78	有
17	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.9	87	有
18	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.9	90	有
19	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.9	92	有
20	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	1.0	92	無
21	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.9	92	有
22	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.8	87	無
23	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.3	140	有
24	Fe+アルミナ	20	2723	0.1	0.8	145	有
25	Fe+アルミナ	20	2723	0.5	0.9	145	有

表 3.1 BWR 体系を踏まえた炉内 FCI 発生の整理

BWR 体系	FCI 発生への影響	備考
下部プレナム残存水はおおよそ飽和温度	<ul style="list-style-type: none"> ・ 飽和温度に近いこと粒子化割合が少なくなることから、初期粗混合が抑制されることが推測され、FCI 発生は阻害される可能性が考えられる。 ・ 飽和温度に違いことからデブリ落下のボイド発生が多くなり、トリガが発生した場合の伝播が妨げられ、FCI 発生は阻害される可能性が考えられる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ FARO 実験 ・ KROTOS 実験
下部プレナムに残存する水量は少量	<ul style="list-style-type: none"> ・ 水量が少ないことから熱容量が小さく、デブリ落下時のボイド発生が多くなり、トリガが発生した場合の伝播が妨げられ、FCI 発生は阻害される可能性が考えられる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ KROTOS 実験
プール水面衝突時のデブリ落下速度は比較的遅い	<ul style="list-style-type: none"> ・ 落下速度が遅いためデブリの粒子化割合が少なくなり、初期粗混合が抑制されることが推測され、FCI 発生は阻害される可能性が考えられる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ COTELS 実験
デブリ落下は単一ジェットではなく、複数ジェット	<ul style="list-style-type: none"> ・ 複数ジェットのため初期のデブリ落下量が多く、ボイド発生が多くなり、トリガが発生した場合の伝播が妨げられ、FCI 発生は阻害される可能性が考えられる。 ・ 複数ジェットにより粗混合状態が促進される状態となった場合は、FCI 発生を促進される可能性が考えられる。 	<ul style="list-style-type: none"> ・ KROTOS 実験 ・ ALPHA 実験

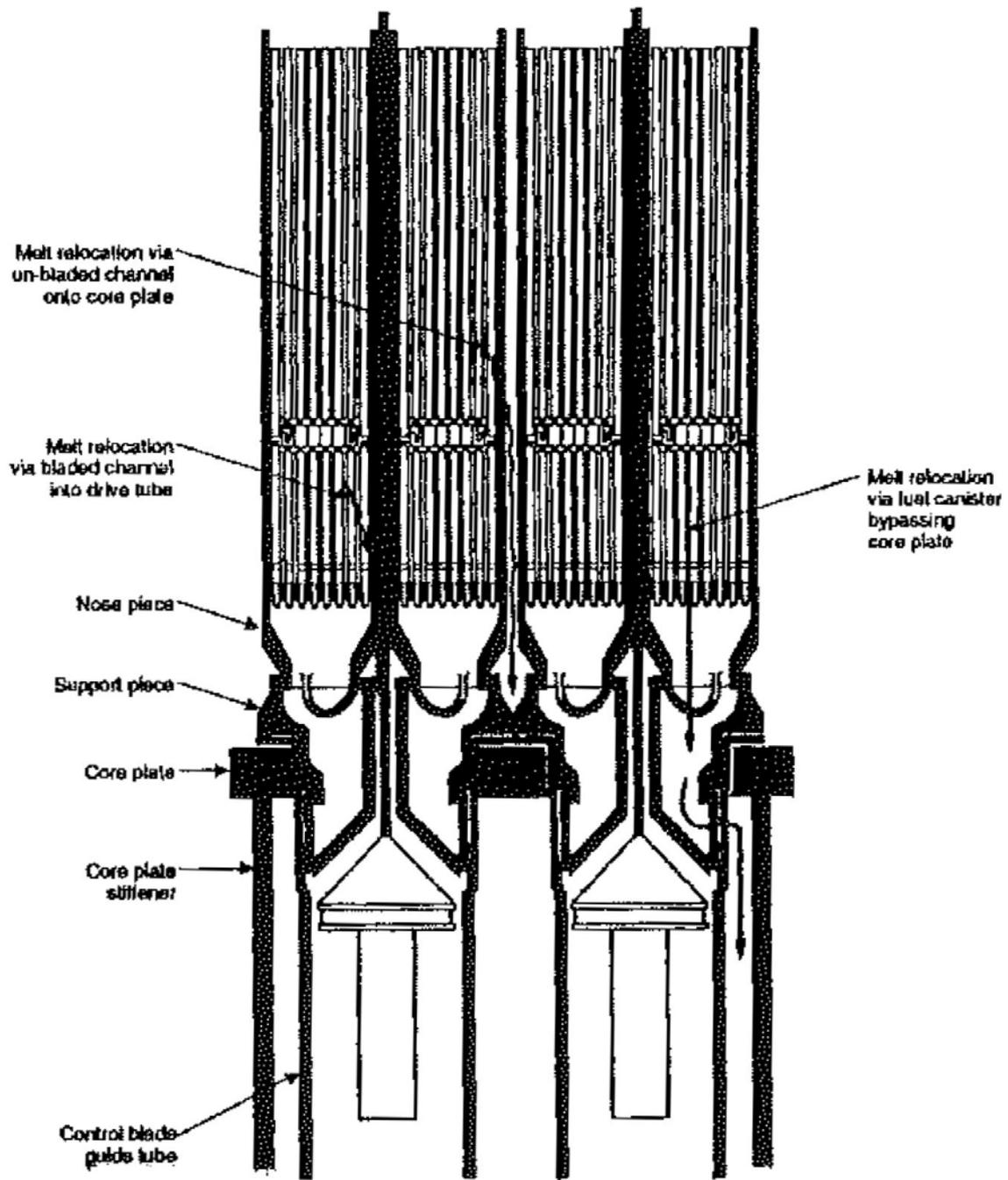


図 3.1 BWR における溶融炉心の流路^[1]

表 4.1 BWR 体系における炉内 FCI 現象の発生確率に関する議論の整理

著者	会議／文献	議論
Okkonen 等 (1993)	OECD/CSNI FCI 専門家会議 (1993) NUREG/CP-0127	BWR の圧力容器下部プレナムは、制御棒案内管で密に占められている。そして、炉心の広い範囲でのコヒーレントなリロケーションは、炉心支持板があるため起こりにくそうである。これらの特徴は、燃料-冷却材の粗混合のポテンシャルを制限し、水蒸気爆発に起因する水-熔融物スラグの運動エネルギーを消失させる可能性がある。従って、スラグにより破壊された圧力容器ヘッドのミサイルに伴う格納容器破損は、PWR を対象とした研究よりも BWR の方が起こりにくいと評価される。
Theofanous 等(1994)	NUREG/CR-5960	下部プレナムには、密に詰められた制御棒案内管があるため、BWR は炉内水蒸気爆発問題の対象とならない。
Corradini (1996)	SERG-2 ワークシ ョップ(1996) NUREG-1524	物理的なジオメトリは爆発的事象の発生に貢献しないため、BWR の α モード格納容器破損確率は、おそらく PWR より小さい。
Zuchuat 等 (1997)	OECD/CSNI FCI 専門家会議 (1997) JAERI-Conf 97-011	下部プレナム構造物の存在は、水蒸気爆発の影響を緩和する。 一般に、BWR の現在の知見は、炉内水蒸気爆発は格納容器への脅威とならないということである。 (NUREG/CR-5960 を参考文献としている)

「水素燃焼」及び「溶融物直接接触(シェルアタック)」を
格納容器破損モードの評価対象から除外する理由

「実用発電用原子炉に係る炉心損傷防止対策及び格納容器(PCV)破損防止対策の有効性評価に関する審査ガイド」(有効性評価ガイド)では、必ず想定するPCV破損モードの1つとして水素燃焼及び格納容器直接接触(シェルアタック)が挙げられている。

一方、有効性評価ガイドに基づき、格納容器破損モード抽出のための個別プラント評価として実施した、KK6/7号機(ABWR)の内部事象運転時レベル1.5PRAでは、水素燃焼及び格納容器直接接触(シェルアタック)をPCV破損モードの評価対象から除外している。以下に、除外理由の詳細を示す。

○「水素燃焼」の除外理由

有効性評価ガイドにおける、「水素燃焼」の現象の概要は以下の通りである。

原子炉格納容器内に酸素等の反応性のガスが混在していると、水-ジルコニウム反応等によって発生した水素と反応することによって激しい燃焼が生じ、原子炉格納容器が破損する可能性がある。

・炉心損傷に伴うPCV内の気体の組成及び存在割合の変化

KK6/7(ABWR)では、運転中はPCV内を常時窒素で置換しており、酸素の濃度は3.5%以下に管理されている。一般に可燃限界とされている濃度は、水素が4%以上かつ酸素が5%以上の場合である。

水-ジルコニウム反応の程度や水蒸気等他の気体の存在割合にも依るが、燃料温度の著しい上昇に伴って水-ジルコニウム反応が生じる状況になれば、水素濃度は4%をほぼ上回る。

一方酸素は、事象発生前からPCV内に存在している量の他には水の放射線分解によって生じるのみである。このため、炉心損傷後のPCV内での水素燃焼の発生を考慮する際には、酸素濃度に着目する必要がある。なお、水の放射線分解による酸素濃度の上昇に対して保守的なシナリオで評価しても、事象発生から7日以内に酸素濃度が5%を超えることは無い。

・内部事象運転時レベル1.5PRAの格納容器破損モードから除外する理由

内部事象運転時レベル1.5PRAにおいて、仮にイベントツリーに水素燃焼に関するヘディングを設けたとしても、上記の通り、7日以内に酸素濃度が5%を超えることは無く、また、7日以上PCVの機能を維持(破損を防止)

しながら酸素濃度の上昇については何も対応しない状況は考え難いことを考えると、水素燃焼に関するヘディングの分岐確率は0となる。

内部事象運転時レベル 1.5PRA は、格納容器破損のシーケンスに加えて格納容器破損頻度(CFF)を求める評価であることから、発生する状況が想定されない水素燃焼を評価対象とすることは適切でないと考ええる。

上記の理由により、水素燃焼は内部事象運転時レベル 1.5PRA の対象から除外した。但し、有効性評価においては、酸素濃度の観点で最も厳しいシナリオを考慮し、可燃限界に至らないことを示している。

なお、PCV 外部からの空気の流入によって酸素濃度が上昇する場合には、既に PCV の隔離機能が失われている状況であるため、内部事象運転時レベル 1.5PRA の対象外となる。

○「溶融物直接接触(シェルアタック)」の除外理由

有効性評価ガイドにおける、「溶融物直接接触(シェルアタック)」の現象の概要は以下の通りである。

原子炉圧力容器内の溶融炉心が原子炉格納容器内の床へ流れ出す時に、溶融炉心が床面で拡がり原子炉格納容器の壁に接触することによって原子炉格納容器が破損する可能性がある。

・シェルアタックについて

シェルアタックについては、NUREG/CR-6025⁴⁾において、BWR MARK I 型 PCV に対する検討が実施されている。BWR MARK I 型 PCV におけるシェルアタックのメカニズムは次の通り。

炉心損傷後、原子炉圧力容器底部から流出した溶融炉心はペDESTAL部に落下する。この時、BWR MARK I 型 PCV はペDESTAL部に切れ込み(図 1)があるため、溶融炉心がペDESTAL床面に広がった場合、溶融炉心が切れ込みからペDESTAL部の外側に流出して PCV の壁面(金属製のライナー部分)に接触する可能性(図 2)がある。

この事象は、PCV の構造上、BWR MARK I 型 PCV 特有である。

・内部事象運転時レベル 1.5PRA の格納容器破損モードから除外する理由

KK6/7(ABWR)の RCCV 型 PCV のペDESTALの側面は、二重の円筒鋼板内部にコンクリートを充填した壁で囲まれており、BWR MARK I 型 PCV の様な切れ込みを持たない構造(図 3, 4)であるため、溶融炉心がペDESTAL床面で広がった場合でも、ペDESTAL外側へ溶融炉心が流れ出ることは無い。この様に、ABWR では構造的に発生しない PCV 破損モードであるこ

とから、内部事象運転時レベル 1.5PRA の対象から除外した。なお、同様の理由により、有効性評価の対象からも除外している。

以 上

参考文献

- [1] NUREG/CR-6025, The Provability of Mark-I Containment Failure by Melt-Attack of the Liner, U.S. Nuclear Regulatory Commission (1993)

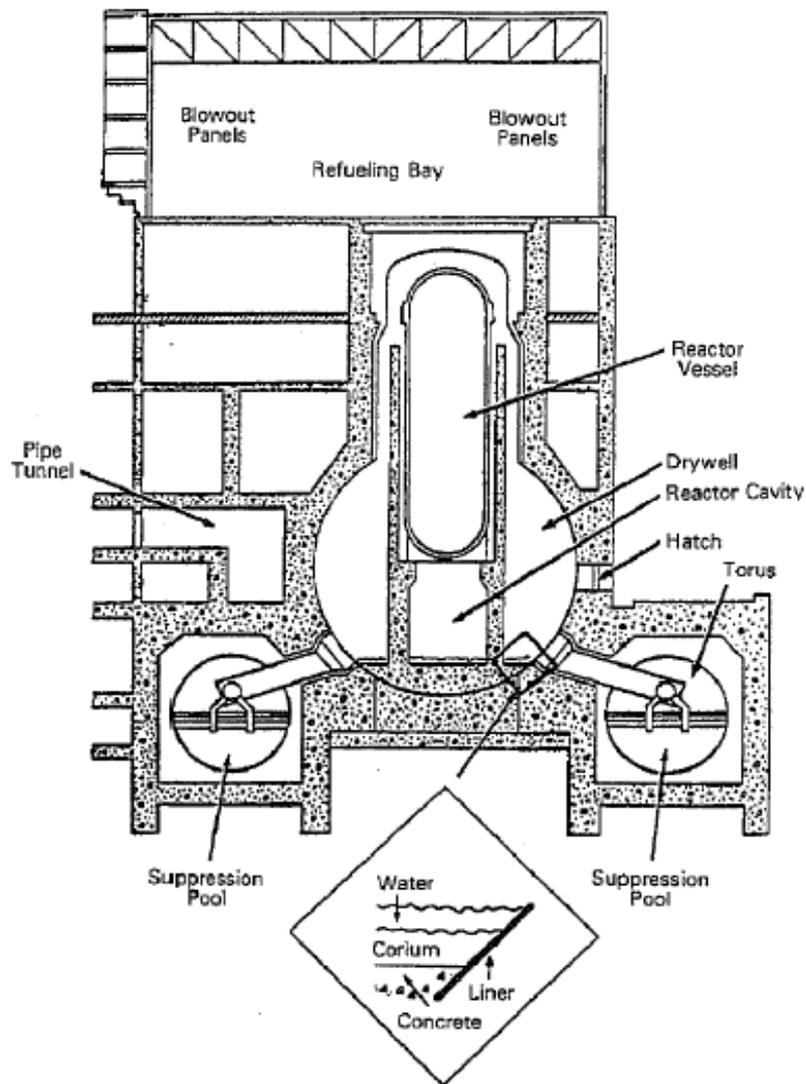


図 1 BWR MARK I 型 PCV におけるシェルアタックのイメージ(側面図)^[1]

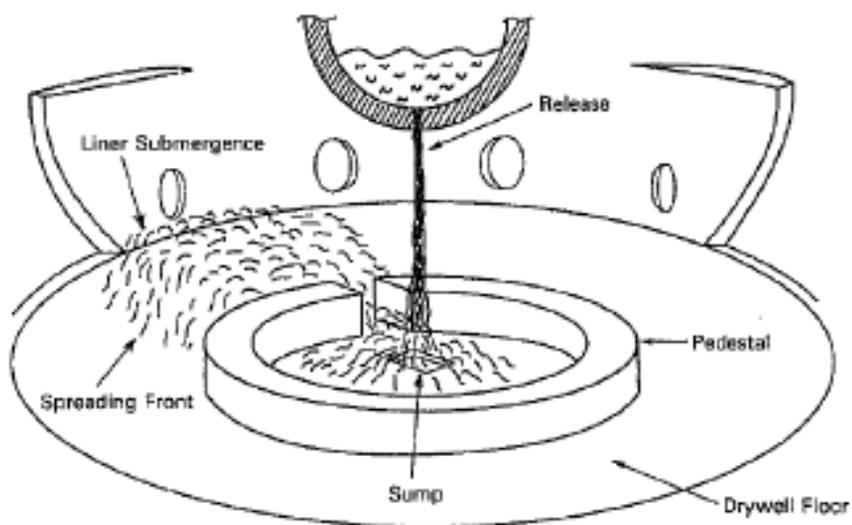


図 2 BWR MARK I 型 PCV における溶融炉心のペDESTAL外側への流出のイメージ^[1]

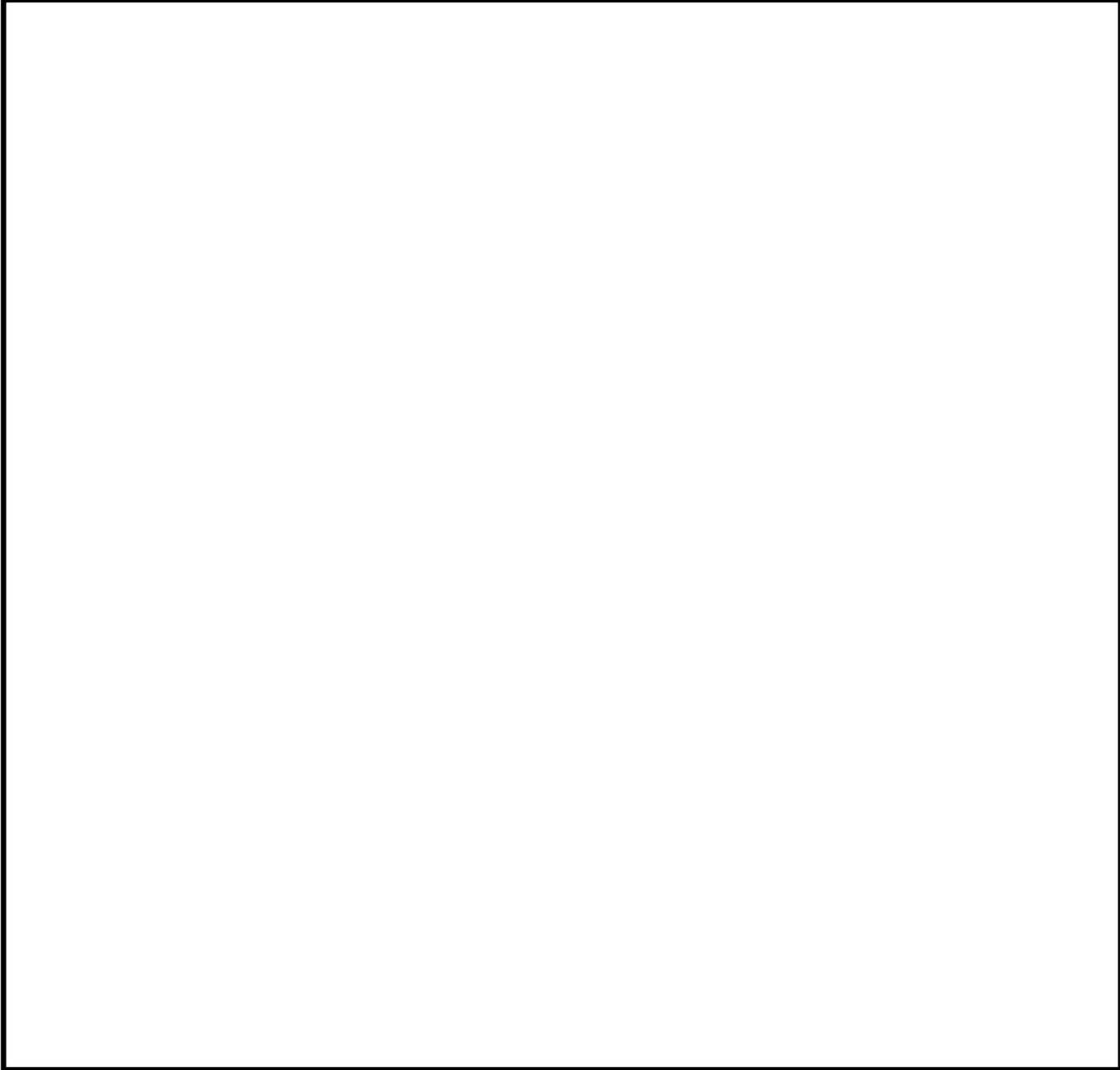


図 3 RCCV 型格納容器の構造

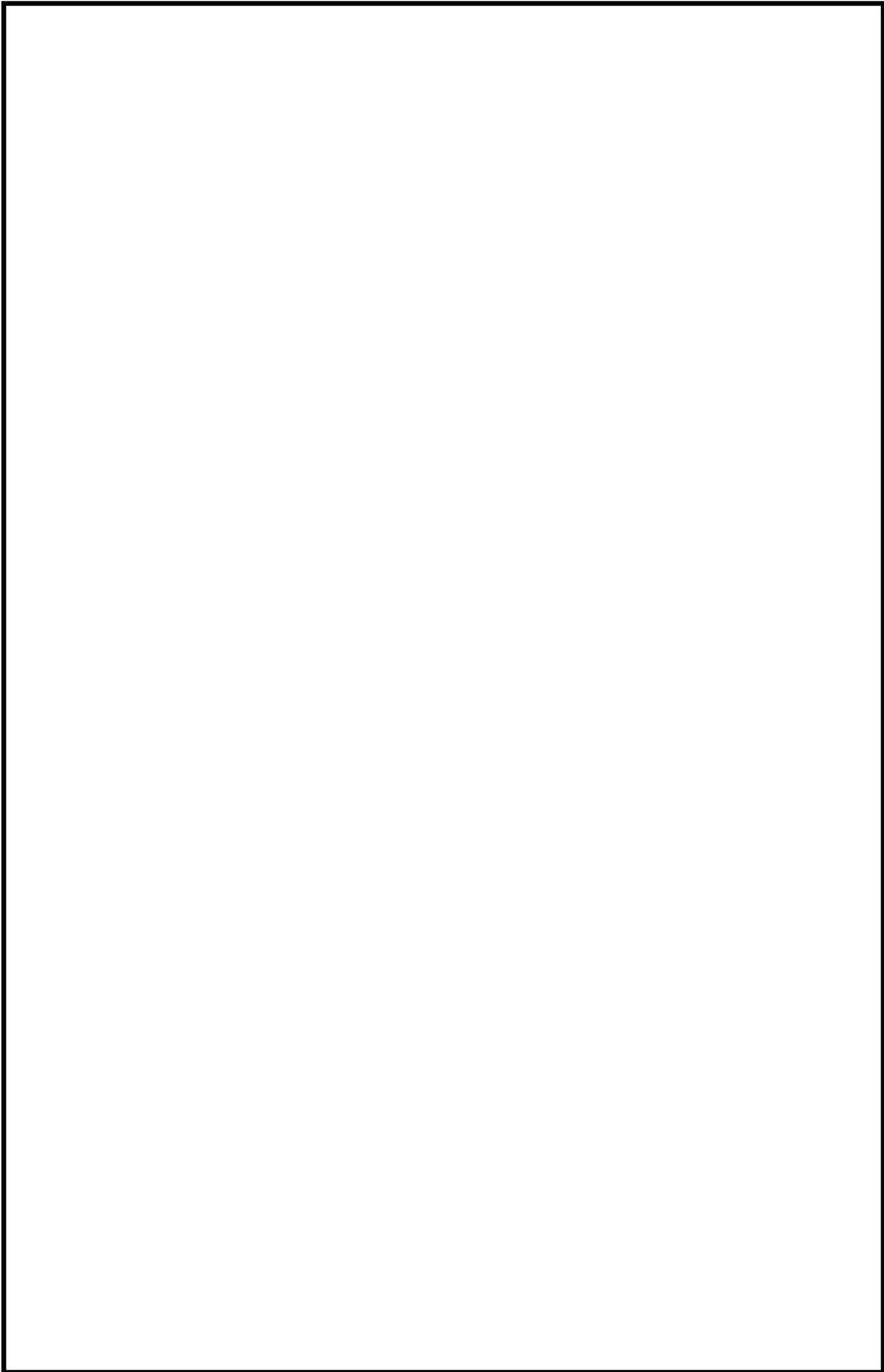


図 4 RCCV 型格納容器のペデスタル部内筒展開図(ペデスタルの内側から見た図)

柏崎刈羽原子力発電所 6号機及び7号機
内的事象出力運転時レベル 1.5PRA イベントツリー集

目 次

1. TQUX P2 ～ P6
2. TQUV P7 ～ P8
3. LOCA P9 ～ P10
4. TBD P11 ～ P12
5. TBU P13 ～ P18
6. TBP P19 ～ P23
7. 長期TB P24 ～ P26

○格納容器イベントツリーの最終状態について

各格納容器イベントツリーの最終状態には、以下の格納容器破損モードの ID を割り付けた。なお、格納容器の健全性が維持される事故シーケンス（圧力容器内で事故収束、格納容器内で事故収束）についても PCV 破損モードの ID を割り付けた。また、一部の ID には、DW、SP という ID が末尾に追加されているが、これはソースターム評価用に設定しているものであり、レベル 1.5 の評価では考慮不要である。

OKV：RPV 内で事象収束

OKP：PCV 内で事象収束

FOP：過圧破損

FOT：過温破損

FPE：水蒸気爆発（FCI）

FCCI：コア・コンクリート反応継続（MCCI）

FDCH：格納容器雰囲気直接加熱（DCH）

PBYP：PCV 隔離失敗

ET名称：TQUX.et//TQUX(*1)

プラント損傷状態 TQUX	PCV隔離	原子炉減圧	損傷炉心注水	RPV破損なし(IVR)	下部D/W事 前水張り	RPV破損時水蒸気爆発なし	FCIR	DCHIによるPCV破損なし	No.	最終状態	発生頻度(／炉年)	CCFP
TQUX	CIS	CX	CV	IVR	CLD1	FCIR	DCH					
									6 - 8	TQUX.et//T3A(*1)(*1)^(
									9 - 16	TQUX.et//T3B(*1)(*1)^(
									17	FPE		
									18 - 25	TQUX.et//T3B(*2)(*1)^(
									26 - 33	TQUX.et//T3B(*3)(*1)^(
									34	FDCH		
									35	PBYP		

ET名称：TQUX.et//T3A(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	上部D/W スブレイ (RHR)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3A	CUDR	CWD	HASON	TOPVENT	6	OKV		
					7	FOPDW		
					8	FOPSP		

ET名称：TQUX.et//T3B(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									9	OKP		
									10	FCCI		
									11	FPE		
									12	FOPDW		
									13	FOPSP		
									14	FCCI		
									15	FPE		
									16	FOT		

ET名称：TQUX.et//T3B(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									18	OKP		
									19	FCCI		
									20	FPE		
									21	FOPDW		
									22	FOPSP		
									23	FCCI		
									24	FPE		
									25	FOT		

ET名称：TQUX.et//T3B(*3)(*1)

T1/T2の 後続事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCI1	CWD	HASON	TOPVENT				
									26	OKP		
									27	FCCI		
									28	FPE		
									29	FOPDW		
									30	FOPSP		
									31	FCCI		
									32	FPE		
									33	FOT		

ET名称 : TQUV.et//TQUV(*1)

プラント損傷状態 TQUV	PCV隔離	下部D/W 事前水張り	RPV破損 時水蒸気 爆発なし	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
TQUV	CIS	CLD1	FCIR	9 - 16 17	TQUV.et//T3B(*1)(*1)へ PBYP		

ET名称：TQUV.et//T3B(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									9	OKP		
									10	FCCI		
									11	FPE		
									12	FOPDW		
									13	FOPSP		
									14	FCCI		
									15	FPE		
									16	FOT		

ET名称 : LOCA.et//LOCA(*1)

プラント損傷状態 LOCA	PCV隔離 CIS	損傷炉心注水(代替注水) CV	RPV破損なし(IVR) IVR	下部D/W事 前水張り CLD1	RPV破損時水蒸気爆発なし FCIR	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
						6 - 13	LOCA.et//T3B(*2)(*1)へ		
						14	FPE		
						15	PBYP		

ET名称 : LOCA.et//T3B(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									6	OKP		
									7	FCCI		
									8	FPE		
									9	FOPDW		
									10	FOPSP		
									11	FCCI		
									12	FPE		
									13	FOT		

ET名称：TBD.et//TBD(*1)

プラント損傷状態 TBD	PCV隔離	DC電源復旧(RPV破損前)	原子炉減圧	AC電源復旧(RPV破損前)	損傷炉心注水	RPV破損なし(IVR)	下部D/W事前水張り	RPV破損時水蒸気爆発なし	DCHによるPCV破損なし	No.	最終状態	発生頻度(／炉年)	CCFP
TBD	CIS	DCRR	CX	ACRR	CV	IVR	CLD1	FCIR	DCH				
										3	TBD.et//T3E(*1)(*1)へ		
										4	FDCH		
										5	PBYP		

ET名称：TBD.et//T3E(*1)(*1)

T1/T2の 後続事象	DC電源 復旧 (PCV破 損前)	AC電源 復旧 (PCV破 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3E	DCRP	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT	3	FOT		

ET名称：TBU.et//TBU(*1)

プラント損傷状態 TBU	PCV隔離	原子炉減圧	AC電源 復旧 (RPV破損前)	損傷炉心 注水	RPV破損 なし(IVR)	下部D/W 事前水張り	RPV破損 時水蒸気 爆発なし	DCHIによ るPCV破 損なし	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
TBU	CIS	CX	ACRR	CV	IVR	CLD1	FCIR	DCH				
									7 - 9	TBU.et//T3A(*1)(*1)^(
									10 - 17	TBU.et//T3B(*1)(*1)^(
									18	FPE		
									19 - 26	TBU.et//T3B(*2)(*1)^(
									27 - 35	TBU.et//T3D(*1)(*1)^(
									36 - 44	TBU.et//T3D(*2)(*1)^(
									45	FDCH		
									46	PBYP		

ET名称 : TBU.et//T3A(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	上部D/W スブレイ (RHR)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3A	CUDR	CWD	HASON	TOPVENT	7	OKV		
					8	FOPDW		
					9	FOPSP		

ET名称 : TBU.et//T3B(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									10	OKP		
									11	FCCI		
									12	FPE		
									13	FOPDW		
									14	FOPSP		
									15	FCCI		
									16	FPE		
									17	FOT		

ET名称 : TBU.et//T3B(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									19	OKP		
									20	FCCI		
									21	FPE		
									22	FOPDW		
									23	FOPSP		
									24	FCCI		
									25	FPE		
									26	FOT		

ET名称：TBU.et//T3D(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	AC電源 復旧 (PCV破 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トッ プ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3D	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
										27	OKP		
										28	FCCI		
										29	FPE		
										30	FOPDW		
										31	FOPSP		
										32	FCCI		
										33	FPE		
										34	FOT		
										35	FOT		

ET名称：TBU.et//T3D(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	AC電源 復旧 (PCV破 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トッ プ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3D	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
										36	OKP		
										37	FCCI		
										38	FPE		
										39	FOPDW		
										40	FOPSP		
										41	FCCI		
										42	FPE		
										43	FOT		
										44	FOT		

ET名称：TBP.et//TBP(*1)

プラント損傷状態 TBP	PCV隔離	AC電源 復旧 (RPV破 損前)	ACRR	CV	損傷炉心 注水	IVR	RPV破損 なし(IVR)	下部D/W 事前水張 り	CLD1	FCIR	RPV破損 時水蒸気 爆発なし	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
TBP	CIS	ACRR	CV	IVR	CLD1	FCIR	6 - 8	TBP.et//T3A(*1)(*1)^							
							9 - 16	TBP.et//T3B(*1)(*1)^							
							17	FPE							
							18 - 25	TBP.et//T3B(*2)(*1)^							
							26 - 34	TBP.et//T3D(*1)(*1)^							
							35	PBYP							

ET名称 : TBP.et//T3A(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	上部D/W スブレイ (RHR)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3A	CUDR	CWD	HASON	TOPVENT	6	OKV		
					7	FOPDW		
					8	FOPSP		

ET名称 : TBP.et//T3B(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									9	OKP		
									10	FCCI		
									11	FPE		
									12	FOPDW		
									13	FOPSP		
									14	FCCI		
									15	FPE		
									16	FOT		

ET名称 : TBP.et//T3B(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3B	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
									18	OKP		
									19	FCCI		
									20	FPE		
									21	FOPDW		
									22	FOPSP		
									23	FCCI		
									24	FPE		
									25	FOT		

ET名称：TBP.et//T3D(*1)(*1)

T1/T2の 後継事象	AC電源 復旧 (PCV破 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トッ プ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3D	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
										26	OKP		
										27	FCCI		
										28	FPE		
										29	FOPDW		
										30	FOPSP		
										31	FCCI		
										32	FPE		
										33	FOT		
										34	FOT		

ET名称 : TB.et//TB(*1)

プラント損傷状態TB	PCV隔離	DC電源復旧(RPV破損前)	原子炉減圧	AC電源復旧(RPV破損前)	損傷炉心注水	RPV破損なし(IVR)	下部D/W事前水張り	RPV破損時水蒸気爆発なし	DCHによるPCV破損なし	建屋トップベント	No.	最終状態	発生頻度(／炉年)	CCFP
TB	CIS	DCRR	CX	ACRR	CV	IVR	CLD1	FCIR	DCH	TOPVEN T1				
											8 - 16	TB.et//T3D(*2)(*1)へ		
											17	FDCH		
											18	TB.et//T3E(*1)(*1)へ		
											19	FDCH		
											20	PBYP		

ET名称：TB.et//T3D(*2)(*1)

T1/T2の 後継事象	AC電源 確保 (PCV破 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トッ プ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3D	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT				
										8	OKP		
										9	FCCI		
										10	FPE		
										11	FOPDW		
										12	FOPSP		
										13	FCCI		
										14	FPE		
										15	FOT		
										16	FOT		

ET名称：TB.et//T3E(*1)(*1)

T1/T2の 後続事象	DC電源 復旧 損前)	AC電源 復旧 損前)	下部D/W 注水(代 替注水)	下部D/W 注水 (RPV破 損口)	上部D/W スプレイ (RHR)	PCV注水 時水蒸気 爆発なし	デブリ冷 却(事前 水張り失 敗時)	PCVベン ト	PCV破損 箇所	建屋トップ ベント	No.	最終状態	発生頻度 (/炉年)	CCFP
T3E	DCRP	ACRP	CLD2ALT	CLD2R	CUDR	FCIP	MCCII	CWD	HASON	TOPVENT	18	FOT		

内部事象運転時レベル 1.5PRA における物理化学現象の考慮

内部事象運転時レベル 1.5PRA では、炉心損傷後に炉内及び格納容器内で発生する可能性が考えられている以下の物理化学現象を考慮することとし、一定の分岐確率を設定している。

考慮の対象とした物理化学現象は以下の通り。

- ・ 格納容器直接加熱(DCH)
- ・ 炉外溶融燃料－冷却材相互作用(炉外 FCI)
- ・ 溶融炉心・コンクリート相互作用(MCCI)
- ・ 炉内溶融物保持(IVR)

また、分岐確率の算出の流れは以下の通り。

- ・ 考慮する物理化学現象を主要過程に分解
- ・ 分解した中で考慮する物理化学現象に影響が大きいと考えられるパラメータを抽出
- ・ 抽出したパラメータの不確かさを考慮した上で各物理化学現象の影響の大きさの分布を計算
- ・ 計算した分布のうち、考慮する物理化学現象による格納容器破損の判定条件を超える割合(確率)を算出
- ・ 上記の割合(確率)を内部事象運転時レベル 1.5PRA の分岐確率に設定

今回の内部事象運転時レベル 1.5PRA で考慮した物理化学現象の分岐確率の設定の詳細について、物理化学現象毎に次に示す。

これらの物理化学現象の評価モデルは、これまでに得られている知見をもとに構築したものである。一方、今回の評価で設定した物理化学現象のヘディングの分岐確率は、評価の対象とした物理化学現象が不確かさの大きな現象であることを認識しつつも、現状有している知見をもとに、可能な限りの評価を実施して設定したものであり、今回設定した値には依然大きな不確かさを含んでいるものと認識している。

この内 IVR は、その成立によって事象が緩和される側に寄与する点が他の物理化学現象と異なるが、今回の評価ではヘディングとして設定した。これは、格納容器イベントツリーで考慮する物理化学現象の選定にあたっては、格納容器に与える影響が厳しいか、あるいは緩和されるかという観点では無く、考えられる物理化学現象の可能性を排除しないという観点で選定したためである。

このため、これらの物理化学現象のヘディングの分岐確率の多寡は、有効性評価の対象となる評価事故シーケンスを選定する際には影響しない。

1. 格納容器直接加熱(DCH)

(1) 事象の概要

格納容器直接加熱(DCH; Direct Containment Heating)は炉心が損傷、熔融した後、熔融炉心が原子炉圧力容器(RPV)下部プレナムに落下し、その後 RPV 内が高圧の状態、RPV 下鏡が破損することで熔融炉心が破損口から噴出し、高速のガス流によって熔融炉心が微粒子化して原子炉格納容器内に飛散放出され、この飛散放出された熔融炉心が原子炉格納容器(PCV)内の雰囲気、原子炉格納容器圧力及び温度が急上昇する現象である。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

本現象は、シビアアクシデント時に格納容器破損に至る可能性のある現象として、米国原子力規制委員会(NRC)の確率論的安全評価報告書 NUREG-1150^[1-1]にて新たに考慮されたものである。

DCH の前提となる熔融炉心の飛散放出は、高圧条件下で熔融炉心が原子炉圧力容器外に噴出される場合に発生する。一方 DCH が生じる圧力には閾値(2 MPa[gage]以下)があり、RPV を減圧することにより、熔融炉心の飛散を抑制あるいは緩和できることが知られている^[1-2]。

(3) 今回の PRA における扱い

BWR では逃し安全弁を解放することで、DCH が発生する可能性のある圧力(2 MPa[gage])以下まで容易に RPV の圧力を下げることができる。このため、BWR において DCH が発生する可能性は極めて低いものの、原子炉減圧に失敗する場合も考えられるため、今回の内的事象運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、DCH についての分岐(ヘディング)を設定している。

分岐確率の算出の考え方(フロー)を図 1 に示す。算出にあたっては DCH に影響するパラメータを選定するとともに各パラメータの分布を決定し、これらのパラメータの組み合わせによる格納容器ピーク圧力を MAAP コードの DCH モデルを用いて求め、各パラメータを変数とした相関式を作成する。この相関式からパラメータの様々な組み合わせにおける格納容器ピーク圧力を求め、ピーク圧力に対する格納容器破損頻度(格納容器フラジリティ)の関係から格納容器破損確率を求めた。この詳細は次項に示す。

(4) DCH による分岐確率の算出の考え方

① DCH に影響するパラメータの選定

これまでの知見から、DCH は以下の過程に分けられる。

- ・ 溶融物の放出
- ・ 液滴の発生
- ・ 液滴の移行
- ・ 格納容器雰囲気との相互作用による圧力上昇

これらの各過程に対する現状の知見および DCH に支配的なパラメータについて以下に整理する。

a. 溶融物の放出

DCH においてまず重要な過程は、炉心溶融物の圧力容器からの放出である。炉心溶融の進展により、溶融した炉心は RPV 下部プレナムに移行する。BWR では炉心下部に制御棒駆動機構ハウジング、ドレンライン等があり、これらの貫通配管の破損に伴う溶融物の放出が想定される。また、貫通配管の破損以外には原子炉圧力容器下鏡のクリープ破断も考えられる。この場合、RPV 下部プレナムの溶融物は、格納容器下部ドライウエル(以下、「ペデスタル」という。)の床に堆積すると考えられる。

原子炉圧力容器下部に堆積した溶融炉心の量は、ペデスタルに流出する溶融炉心の量に影響すると考えられるため、溶融物のペデスタルへの放出挙動は RPV 破損時に下部プレナム内に存在する溶融炉心の量が影響し、その不確かさは大きいと考えられる。

b. 液滴の発生

ペデスタルに放出された炉心溶融物は、ペデスタルの床に落下するものの、そこに RPV 破損口からの高速蒸気流が吹き付けることによって巻き上げられ、炉心溶融物の一部が蒸気流中に浮遊して流れる(エントレイン)。その過程でコリウム液滴が発生し、また、炉心溶融物の一部はペデスタルから上部ドライウエル(D/W)に移行する。(図 2 参照)

c. 液滴の移行

液滴状態となった炉心溶融物は蒸気流と共に流動すると考えられるが、その過程で蒸気流とは異なり、壁面に付着する等の挙動をとる。DCH が発生するためには、微粒子化した溶融物が壁面に付着することなく上部 D/W に移行する必要がある。

RCCV 型格納容器のペデスタルの構造から、粒子化したデブリが上部 D/W に移行するには、RPV からペデスタル床方向に流れる蒸気流とは逆方向に流れる必要がある。RCCV 型格納容器では、ベント管を通じた移行が考えられる

がその経路は狭く、エントレインメントされた粒子は移動の過程で運動方向を変える必要があるため、上部 D/W には移行しにくいと考えられる。

液滴の移行挙動は、RPV からのブローダウンガスの流量およびその継続時間に影響される。RPV からのブローダウンガスの流量およびその継続時間は RPV の破損面積 に影響を受けることから、その不確かさは大きいと考えられる。また、上部 D/W への粒子化デブリの移行割合 は DCH の程度に直接的に影響し、その不確かさは大きいと考えられる。

d. 格納容器直接加熱による圧力上昇

上部 D/W に移行した浮遊コリウム粒子は上部 D/W の雰囲気との熱的・化学的相互作用により、格納容器雰囲気を直接加熱し、非凝縮性ガスの発生や格納容器圧力の上昇を引き起こす。この加熱の主な原因は、高温の微粒子から雰囲気ガスへの伝熱によるものである。

DCH 時の格納容器のピーク圧力は、圧力容器破損時の格納容器の圧力と、熱的・化学的相互作用による圧力上昇、およびサプレッションプールへ(S/P)のベントクリアリングによる圧力抑制効果により決まる。

RPV の破損時点での格納容器圧力および上部 D/W の雰囲気との熱的・化学的相互作用による圧力上昇は、RPV 破損の時点での炉内のジルコニウム酸化割合が影響すると考えられる。炉内のジルコニウム酸化割合が高いと、発生している水素の量が多く、RPV 破損の時点での D/W 圧力が高くなる。一方、炉内のジルコニウム酸化割合 が低いと、格納容器雰囲気との相互作用により発生する水素の量が多くなるため、DCH 発生時の圧力上昇幅が大きくなると考えられるが、炉内のジルコニウム酸化割合 については不確かさがあると考えられる。

以上の DCH 現象の主要過程の知見から、DCH 現象に関する不確かさのパラメータとして次のパラメータ(上記 a, c, d の下線部)を選定し、確率分布を設定するものとした。

- ・炉内のジルコニウム酸化割合
- ・RPV 破損面積
- ・下部プレナム内容融炉心割合
- ・上部 D/W への粒子化デブリ移行割合

②各パラメータへの確率分布の設定

各パラメータへの確率分布及びその設定の考え方を表 1 に示す。

③DCH 分岐確率の評価

以下の流れで評価した。

- ・ DCH の現象の評価に影響し、不確かさの大きいパラメータとして選定した炉内のジルコニウム酸化割合、RPV 破損面積、下部プレナム内容融炉心割合(格納容器へ流出する溶融炉心の割合)および粒子化デブリの上部 D/W への移行割合を選定し、各パラメータに確率密度関数(pdf: probability density function)を設定する。
- ・ パラメータと DCH 時の格納容器圧力のピーク値との関係(CR : Causal Relation)を作成する。(格納容器圧力のピーク圧力は表 2 及び表 3 参照)
- ・ 格納容器圧力と格納容器破損確率の関係(格納容器フラジリティ)を設定する。
- ・ 確率密度関数を与えたパラメータのモンテカルロサンプリングを実施し、サンプリングに応じた格納容器ピーク圧力を求め、格納容器フラジリティ(図 3)を参照することで格納容器破損確率を評価する。

上記のうち、DCH 時の格納容器ピーク圧力を表す相関式は MAAP の DCH 評価モデルを用いて以下のように作成する。

- ・ DCH 時の水-金属反応に影響する D/W の雰囲気条件(水蒸気量)を設定するため、RPV 破損までの D/W の雰囲気条件を MAAP コードにより評価する。
- ・ 各パラメータ(炉内 Zr 酸化割合、RPV 破損面積、下部プレナム溶融炉心割合、D/W への粒子化デブリ移行割合)を変化させて、DCH 評価モデルにより RPV 破損後の格納容器圧力上昇分を計算する。
- ・ RPV 破損前の格納容器圧力に DCH による圧力上昇分を加えて格納容器圧力のピーク値を求める。

RPV 破損時の D/W 雰囲気条件が異なる、早期に RPV 破損に至るシナリオ(TQUX シーケンス)および後期に RPV 破損に至るシナリオ(長期 TB シーケンス)について作成した DCH 時の格納容器圧力のピーク値を与える相関式は以下の通り。

$$\text{【TQUX】 } P_{\text{peak}} = P_0 + \Delta P =$$

$$\text{【長期 TB】 } P_{\text{peak}} = P_0 + \Delta P =$$

ここで、

P_0 : 圧力容器破損前の格納容器圧力

ΔP : DCH 時の加圧量

X : 炉内 Zr 酸化割合(-)

A : 圧力容器破損面積(m²)

F : 下部プレナム溶融割合に上部 D/W への粒子化デブリ移行割合を
乗じた割合(-)

であり、各係数は最小自乗法によって決定した。

D/W 圧力ピーク値と格納容器破損確率の相関である格納容器フラジリティは、
ABWR 標準安全解析書(SSAR)^[1-3]に使用されているフラジリティ曲線(図 3 参
照)を用い、幾何標準偏差が 0.16 の対数正規分布を仮定して設定した。

以上の評価方法によって求めた DCH による格納容器破損確率(平均値)は、早
期 RPV 破損シナリオ(TQUX シーケンス)において 4.1×10^{-5} 、後期 RPV 破損シ
ナリオ(長期 TB シーケンス)において 2.4×10^{-3} となった。

以 上

参考文献

- [1-1] USNRC, “Severe Accident Risks: An Assessment for Five US. Nuclear Power
Plants”, Final Summary Report, NUREG-1150(1990)
- [1-2] (財)原子力安全研究協会, 「次世代型軽水炉の原子炉格納容器設計におけるシビアアク
シデントの考慮に関するガイドライン」(1999)
- [1-3] ABWR Standard Safety Analysis Report, GE.

表 1 DCH 評価の選定パラメータ

パラメータ (選定の考え方)	確率分布	設定の考え方
炉内 Zr 酸化割合 (RPV 破損時点での PCV 圧力、D/W 移行粒子中の Zr 量/DCH 時 Zr 酸化に影響)	分布形：三角分布 最小値：0.01 最尤値：0.24 最大値：0.53	<ul style="list-style-type: none"> 代表的な PRA(NUREG/CR-4551)での複数の専門家評価の平均値をもとに設定 最小値は DBA LOCA の上限値に設定
RPV 破損面積 (RPV からのブローダウンガス流量およびその継続時間に影響)	分布形：三角分布 最小値：0.02 m ² 最尤値： <input type="text"/> 最大値：2.0 m ²	<ul style="list-style-type: none"> 最小値は、下部ヘッドに接続されている中で最も細い計装配管相当を想定 最尤値は、CRD 貫通部 1 本の破損 <input type="text"/> を想定 最大値は下部ヘッドクリーブ破損相当 (2.0 m²) を仮定
下部プレナム内溶融炉心割合 (全炉心に対して PCV ペDESTAL へ流出する溶融炉心割合であり、D/W への粒子化デブリ移行割合と合わせて DCH 現象の程度に影響)	分布形：三角分布 最小値：0.1 最尤値： <input type="text"/> 最大値：1.0	<ul style="list-style-type: none"> 最小値は溶融物落下早期に下部ヘッドが破損したとして 10%炉心量を設定 最尤値は溶融物落下早期には下部ヘッドが破損しないとして <input type="text"/> を設定 最大値は全量の溶融物が落下するとして 100%炉心量を設定
D/W への粒子化デブリ移行割合 (PCV ペDESTAL 内溶融デブリの D/W への移行割合は DCH 現象の程度に直接的に影響※)	$F_{ent} \times F_{pd-out} \times F_{no-impact}$ により評価 $F_{ent} = 1$ F_{pd-out} ：一様分布 最小値： <input type="text"/> 最大値： <input type="text"/> $F_{no-impact}$ ：一様分布 一様分布 最小値：0.5 最大値：1.0	<ul style="list-style-type: none"> D/W へ移行するコリウム粒子割合 (F_{frag})は、ペDESTAL 床上の溶融コリウムがガス流によりエントレインされる割合 (F_{ent})、エントレインされた粒子がペDESTAL から開口部へ流出する割合 (F_{pd-out})、ペDESTAL 開口部で付着しない割合 ($F_{no-impact}$) を考慮し、 $F_{frag} = F_{ent} \times F_{pd-out} \times F_{no-impact}$ より評価した。 F_{pd-out} や $F_{no-impact}$ は、気流解析結果をもとに設定

※D/W への粒子化デブリの移行割合については、 F_{ent} について保守的な設定としているほか、 F_{pd-out} については STAR-CD を用いた流動解析結果ではペDESTAL 開口への移行は確認されなかったものの、保守的に確率分布を設定している。 $F_{no-impact}$ については、壁面に高速で衝突した溶融コリウムは壁面に付着する割合が高いと考えられるが、工学的判断として上記の設定とした。

表 2 DCH 時の D/W ピーク圧力評価結果(TQUX シーケンス)

--

表 3 DCH 時の D/W ピーク圧力評価結果(長期 TB シーケンス)

--

不確かさ要因

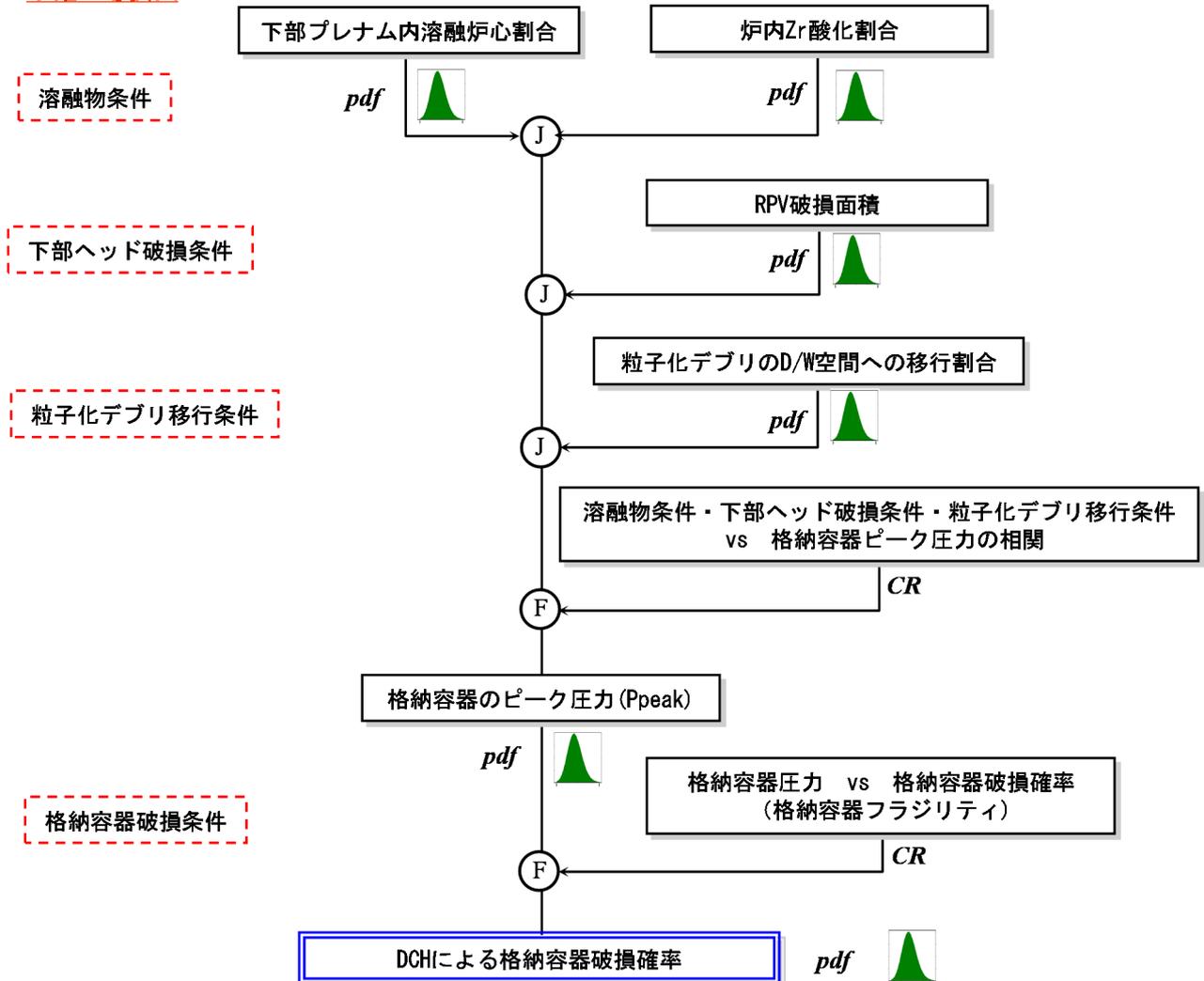


図1 DCHによる格納容器破損確率の評価フロー

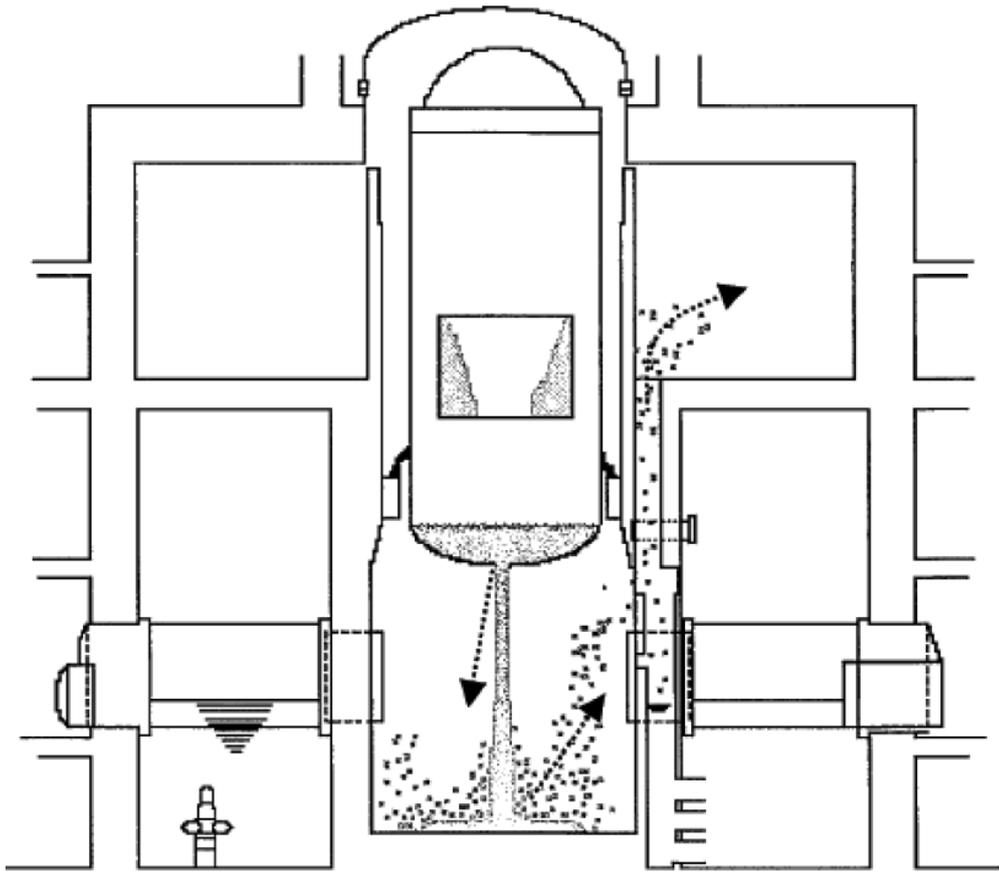


図2 RCCV型格納容器における上部D/Wへの粒子化デブリ移行のイメージ

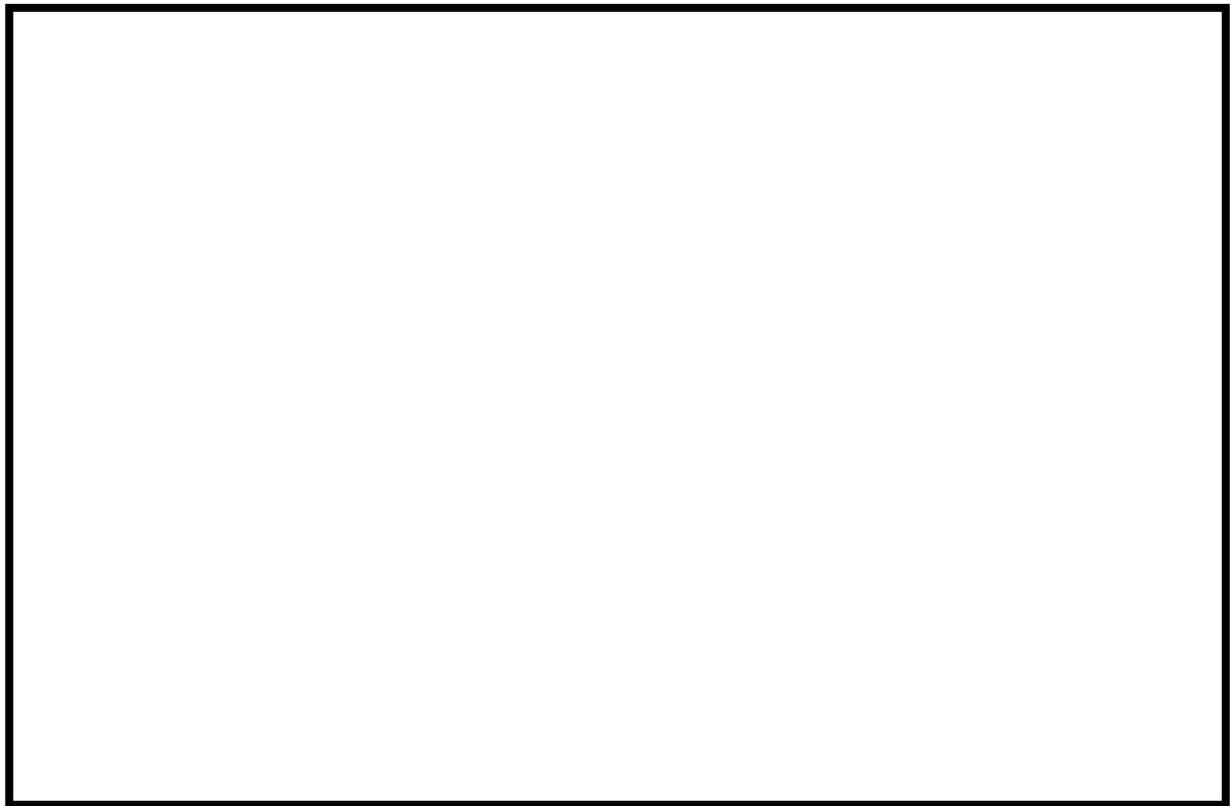


図3 RCCV型格納容器のフラジリティ曲線

2 炉外溶融燃料-冷却材相互作用(炉外 FCI)

(1) 事象の概要

原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用(FCI; Fuel Coolant Interaction)は、溶融炉心と原子炉圧力容器外の冷却水が接触して一時的な圧力の急上昇が生じ、このときに発生するエネルギーが大きい場合に構造物が破壊され、格納容器破損に至る破損モードである。

原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用の中の水蒸気爆発事象については、これまでに実ウラン等を用いて種々の実験が行われている。水蒸気爆発は溶融炉心が水中に落下した際に形成される蒸気膜が何らかの外乱によって崩壊した際に、瞬時の圧力伝播を生じ、大きなエネルギーを発生させる現象である。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

これまでの研究による知見^[2-11]から、水蒸気爆発を以下の様な段階的な過程によって説明するモデル(熱的デトネーションモデル)が提唱されている。(図 1 参照)

- ① 炉心あるいは原子炉圧力容器から落下する溶融炉心(デブリジェット)が冷却水中に落下する。水と接触した溶融炉心は、その界面の不安定性により細粒化して水中に分散する(エントレイン)。細粒化した溶融炉心(以下、デブリ粒子という。)は、蒸気膜に覆われた状態で膜沸騰を伴う水との混合状態となる(粗混合)。
- ② さらに、自発的もしくは外部からの圧力パルス等の外乱により、膜沸騰が不安定化し(トリガリング)、デブリ粒子と冷却水が直接接触する。
- ③ デブリ粒子と冷却水の直接接触により、急速な熱の移動が発生し、急速な蒸気発生・溶融炉心の微細化により、さらにデブリ粒子と冷却水の接触を促進し(伝播)、蒸気発生を促進する。この急速な蒸気発生により圧力波が発生する。
- ④ 発生した圧力波が通過した後の高温高圧領域(元々は粗混合領域)の膨張により運動エネルギーが発生し、構造物を破壊する要因となる。水蒸気爆発が発生するためには、トリガリングが生じる必要があり、さらにデブリ粒子と冷却水の接触が瞬時に粗混合領域全体に伝播する必要がある。また、水蒸気爆発に至らない場合でも、急速な蒸気発生による圧力上昇(圧力スパイク)が発生する。

(3) 今回の PRA における扱い

今回の内部事象出力運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、炉外 FCI について分岐(ヘディング)を設定している。この分岐確率の算出の考え方(フロー)を図 2 に示す。算出にあたっては、炉外 FCI に影響する、不確かさを考慮すべきパラメータを選定すると共に、各パラメータの分布を決定し、炉外 FCI に

より発生するエネルギーを評価することによって格納容器破損確率を求めた。
この詳細は次項に示す。

(4) FCI による分岐確率の算出の考え方

① FCI に影響するパラメータの選定

熔融デブリと冷却材の接触から水蒸気発生までの一連の現象を説明するモデルとして提唱されている熱的デトネーションモデル(図 1 参照)では、FCI を以下の 4 つの過程に分けている。

- ・ 初期粗混合状態
- ・ 自発的あるいは外部トリガ
- ・ 急速伝熱・細粒化をともなう相互作用の伝播
- ・ 膨張による機械的エネルギーの放出

これらの各過程に対する現状の知見および FCI に影響するパラメータについて、以下に整理する。

a. 初期粗混合状態

炉外 FCI では、熔融デブリが水中に落下した直後や、落下した熔融デブリに注水した時点で熔融デブリが微細化するトリガリングが発生すると、熔融デブリの熱エネルギーが瞬時に放出され、水蒸気爆発に至る。このトリガリングに寄与する熔融デブリの量を粗混合量と呼んでおり、水蒸気爆発の規模を規定するパラメータと考えられている。

これまでの水蒸気爆発に関する研究からは、粗混合量の定量化には至っていないものの、粗混合量には RPV 破損後に放出される熔融デブリの放出挙動やトリガタイミング等が影響すると考えられている。

この過程に含まれるパラメータとしては、以下が考えられる。

・ RPV 破損までに下部プレナムに落下する熔融炉心量

炉心損傷進展挙動に応じて下部プレナムに落下する炉心熔融量が異なるため、不確かさを有すると考えられる。RPV 破損までに下部プレナムに落下する熔融炉心量は、FCI に寄与する熔融デブリ落下量に影響するため、FCI に寄与する熔融デブリ落下量の不確かさに含めて評価する。

・ 熔融炉心量と粗混合量の相関

熔融デブリの粗混合量は、RPV 底部の破損の程度に応じてその量に変化

すると考えられ、相関性があるものと考えられる。

- ・ **RPV 破損後に放出される溶融デブリの特性(流量、組成)**

溶融デブリの細粒化量に影響し、原子炉圧力容器破損モード(核計装配管や制御棒案内管の貫通部破損、下部ヘッドのクリープ破損等)や原子炉圧力容器破損時の原子炉圧力により決まる。本パラメータは、FCI に寄与する溶融デブリ落下量に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

- ・ プール水中における粗混合量

落下した溶融デブリのジェットからの離脱の態様と水中の落下挙動により決まる。ジェットから離脱した場合、熱伝達によって固化することで、粗混合量は減少する。本パラメータは、FCI に寄与する溶融デブリ落下量に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

- ・ FCI に寄与する溶融デブリ落下量

FCI に寄与する溶融デブリ落下量は、トリガリングが発生するタイミングの違いによって異なることから、不確かさを有すると考えられる。

b. 自発的あるいは外部トリガ

水中に落下し、粗混合状態にある溶融デブリにトリガリングが発生すると水蒸気爆発が発生する。この過程には、これまでの知見から、以下のパラメータについての不確かさが考えられる。

- ・ 溶融デブリの過熱度

過熱度が小さい場合、溶融デブリ周りの蒸気膜崩壊時に接触界面温度が固化温度以下に低下するためトリガリングが生じないと考えられている。本パラメータは、トリガリング発生の有無に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

- ・ プール水温

飽和水の場合には自発的トリガリングが発生しにくいという知見が得られている。本パラメータは、トリガリング発生の有無に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

- ・ トリガリング発生の有無

トリガリング発生の有無には多数の因子が寄与しており、不確かさを有すると考えられる。

c. 急速伝熱・細粒化を伴う相互作用の伝播及び膨張による機械的エネルギーの放出

トリガリング発生後は、冷却材と熔融デブリが直接接触し、高温伝熱・沸騰、高温融体の細粒化が高速に進み(伝播)、系全体に広がる(膨張)することで、熔融デブリの熱エネルギーが機械的エネルギーに変換される。

熔融デブリの熱エネルギーは、FCI に寄与する熔融デブリ落下量と、熔融デブリの単位質量あたりの内部エネルギーで決まる。熔融デブリの内部エネルギーは、熔融炉心における金属の酸化割合等に依存し、不確かさを有すると考えられる。

炉外 FCI で発生する機械的エネルギーの大きさは、熔融デブリの熱エネルギーの機械的エネルギーへの変換効率によって決まる。この機械的エネルギー変換効率は、これまでの実験等による知見から、トリガリングのタイミング、熔融デブリの組成、粗混合領域のボイド率等に依存することが分かっているが、現象論的な不確かさがある。なお、この変換効率は、アルミナを用いた試験で保有熱エネルギーの1~3%程度、実機の熔融デブリに近い材料を用いた実験においては、1%以下となっている(KROTOS 実験^[2-2, 2-3, 2-4])。

この過程に含まれるパラメータとしては、以下が考えられる。

・トリガリングのタイミング

トリガリングのタイミングが早い場合、粗混合状態を形成して水蒸気爆発に寄与する熔融デブリの量が少ないために発生エネルギーは小さくなる。タイミングが遅い場合、細粒化した熔融デブリの固化が進むうえ、冷却材ボイド率が高まり機械的エネルギーが低下する。トリガリングのタイミングは、現象論的な不確かさを有すると考えられる。本パラメータは FCI に寄与する熔融デブリ落下量及び機械的エネルギー変換効率に影響するため、それらのパラメータの不確かさに含めて評価する。

・熔融デブリの内部エネルギー

内部エネルギーが高いほど、発生する機械的エネルギーが増大する。熔融デブリの内部エネルギーは、熔融デブリに含まれる金属の酸化割合等の性状に依存する。熔融デブリの組成は主に燃料や被覆管、制御棒等の圧力容器下部ヘッド内構造材の混合物であり、熔融デブリ中金属の酸化割合は、

不確かさを有すると考えられる。

- ・粗混合領域のボイド率

ボイド率が高いと、水の運動エネルギーが蒸気相に吸収されてしまうため、エネルギー変換効率が低下する。粗混合領域のボイド率は、反応の過程に依存すると考えられるが、その過程には不確かさが存在する。本パラメータは、機械的エネルギー変換効率に影響するため、このパラメータの不確かさに含めて評価する。

- ・機械的エネルギー変換効率

炉外 FCI 発生時の機械的エネルギー変換効率には多数の因子が寄与しており、不確かさを有する。

以上に述べた FCI 現象の主要過程の知見から、FCI に関する支配パラメータとして、次のパラメータ(上記 a, b, c の下線部)を選定し、1), 4) ~ 6)に確率分布を設定するものとした。なお、3)は 1)の確率分布及び 2)の相関式から確率分布を評価している。

- 1) RPV 破損までに下部プレナムに落下する熔融炉心量
- 2) 熔融炉心量と粗混合量の相関
- 3) FCI に寄与する熔融デブリ落下量
- 4) トリガリング発生有無
- 5) 熔融デブリ内部エネルギー
- 6) 機械エネルギー変換効率

②各パラメータの設定

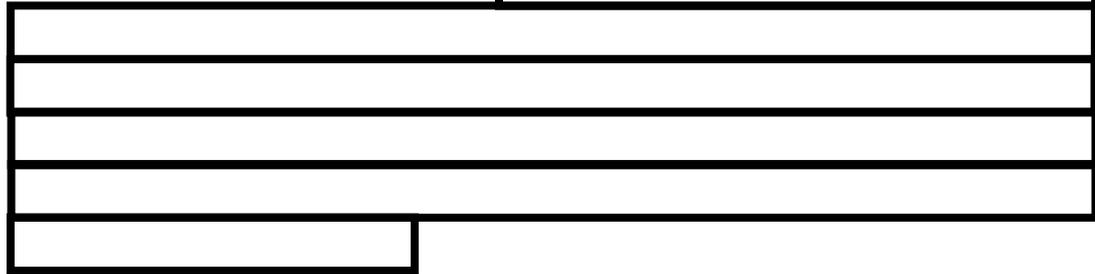
各パラメータへの確率分布等の設定の考え方を表 1 に示す。

③FCI 分岐確率の評価

以下の流れで評価した。

- ・炉外水蒸気爆発の評価に影響し、不確かさが大きいパラメータとして、RPV 破損までに下部プレナムに落下する熔融炉心量、熔融炉心の単位質量当たりの熱エネルギー(熔融デブリ内部エネルギー)および熱エネルギーから機械的エネルギーへの変換効率を選定し、各パラメータに確率密度関数(pdf : probability density function)を設定した。

・ 溶融炉心量と粗混合量の相関は、



- ・ FCI に寄与する溶融デブリ落下量は RPV 破損までに下部プレナムに落下する溶融炉心量の確率密度関数及び溶融炉心量と粗混合量の相関の相関式から確率密度関数を評価した。
- ・ 機械的エネルギーとペDESTAL破損確率の因果関係(ペDESTALフラジリティ)を設定した。炉外水蒸気爆発による発生エネルギー(機械的エネルギー)に対するペDESTALフラジリティは、AUTODYN コードで評価した結果から作成した。(図 3 参照)
- ・ 確率密度関数を与えたパラメータのモンテカルロサンプリングを実施し、機械的エネルギーを求め、ペDESTALフラジリティを参照することで、水蒸気爆発発生時の条件付きペDESTAL破損確率を評価した。トリガリング発生確率(水蒸気爆発の発生確率)を 0.1 として、また、ペDESTAL破損は保守的に格納容器破損と同等と仮定して格納容器破損確率を評価した。

粗混合量の評価式、パラメータの確率分布及びペDESTALフラジリティをもとに、モンテカルロサンプリングを実施して、水蒸気爆発あり(トリガリング有り)の条件付きペDESTAL破損確率を求めた。さらに、 UO_2 混合物を用いた既往試験(外部トリガー無し)では水蒸気爆発がほとんど確認されていないことから、トリガリング発生確率(水蒸気爆発の発生確率)を 0.1 と仮定して、また、ペDESTAL破損は保守的に格納容器破損と同等と仮定することにより、炉外 FCI(水蒸気爆発)による格納容器破損確率を評価した。この結果、算出された炉外 FCI(水蒸気爆発)による格納容器破損確率(平均値)は 4.8×10^{-5} となった。

以 上

参考文献

- [2-1] 「シビアアクシデント対策評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」財団法人原子力安全研究協会 平成 13 年 7 月
- [2-2] I. Huhtiniemi, et al., "Results of recent KROTOS FCI tests: alumina versus corium melts," Nucl. Eng. Des. 189 379-389, 1999.

- [2-3] D. Magallon, "Characteristics of corium debris bed generated in large-scale fuel-coolant interaction experiments," Nucl. Eng. Des. 236 1998-2009, 2006.
- [2-4] H. S. Park, et al., "Vapor Explosions in One-Dimensional Large Scale Geometry with Simulant Melts", NUREG/CR-6623, 1999.

表 1 各パラメータ設定の考え方

パラメータ	設定値	設定の考え方
溶融炉心量(t)	分布：三角分布 最小値：24 最尤値：67 最大値：110	<ul style="list-style-type: none"> • MAAP の解析結果に基づき、下部プレナム落下量を設定。 • MAAP の解析結果の最大値を分布の上限とし、最小値を最尤値とし、下限は工学的判断とした。
溶融炉心量と粗混合量の相関		
溶融デブリ内部エネルギー (MJ/kg)	分布：三角分布 最小値：1.3 最尤値：1.4 最大値：1.5	溶融物の比熱を考慮し、ジルコニウムの酸化割合が 5, 50, 95%となるエネルギーとして設定。
機械的エネルギー変換効率	分布：三角分布 最小値：0.002 最尤値：0.01 最大値：0.03	KROTOS 試験 ^[2-2, 2-3, 2-4] の知見(変換効率は、アルミナ試験では数%[1~3%]、コリウム試験では極めて小さい([0.02~0.05%]))を参考に設定
トリガリング発生有無	発生頻度 0.1	既往の FCI 試験結果を踏まえて設定。衝撃波の発生が生じにくい低サブクール条件を除外し、高サブクール条件での FCI 発生頻度から 0.1 を設定。

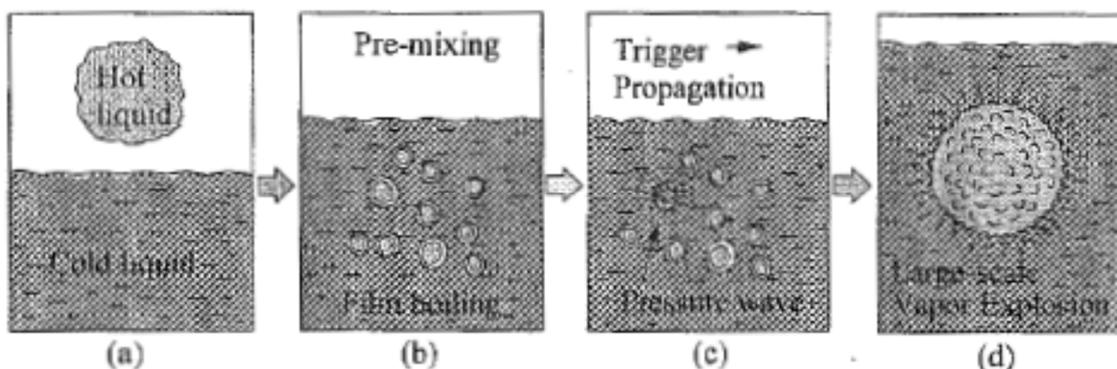


図 1 熱的デトネーションモデルの概念

不確かさ要因

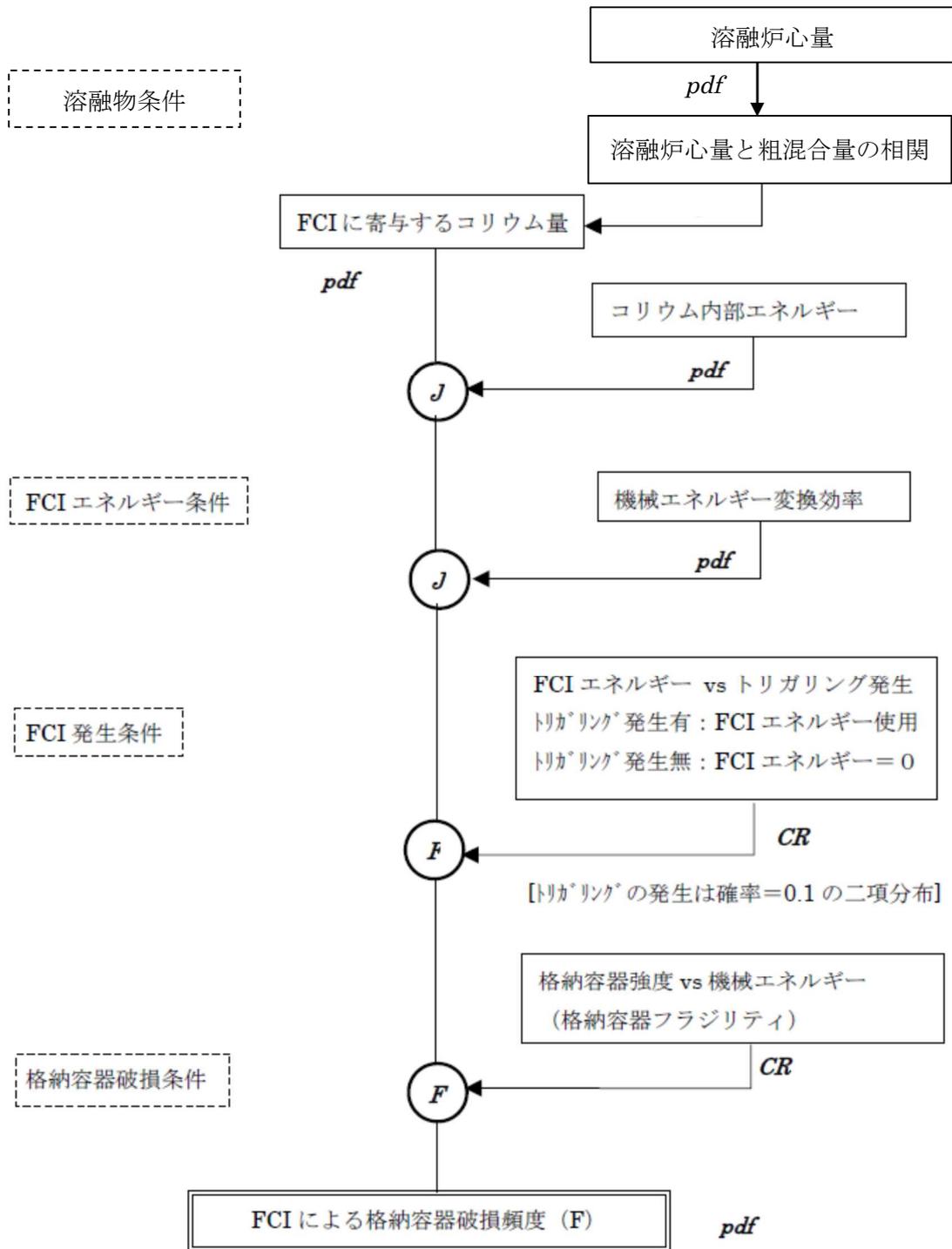


図 2 FCI による格納容器破損確率評価の枠組み

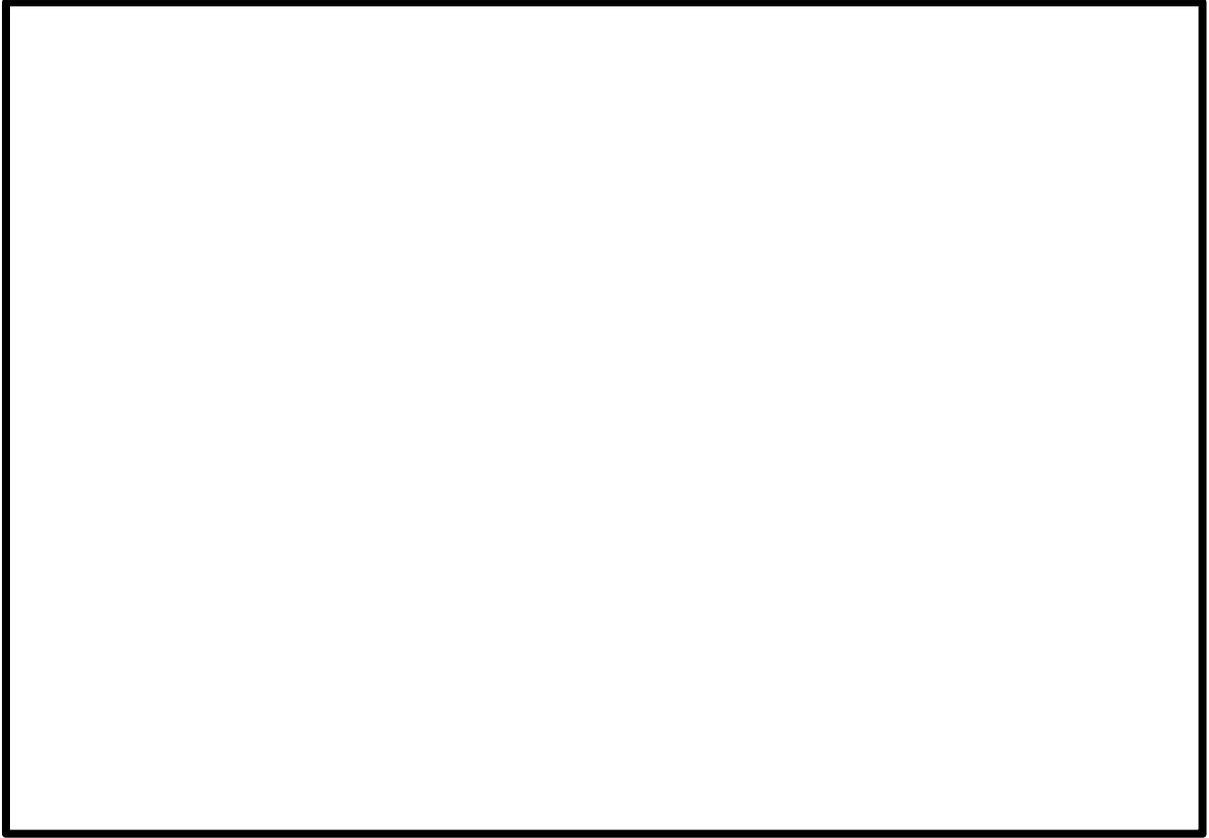


図 3 水蒸気爆発によって発生する機械的エネルギーに対するペDESTALのフラジリティ

3. 溶融炉心・コンクリート相互作用(MCCI)

(1) 事象の概要

溶融炉心・コンクリート相互作用(MCCI; Molten Core Concrete Interaction)は、炉心損傷後に溶融炉心が RPV 下部ヘッドを溶融貫通し、PCV のペDESTALの床面に落下した際、高温の溶融炉心からの熱の移行によりペDESTALのコンクリートが熱せられ、分解・侵食される現象である。

コンクリートの分解により発生する水蒸気および二酸化炭素が溶融炉心内を通過する際、未酸化金属成分と反応して水素や一酸化炭素等の非凝縮性の可燃性ガスが発生する。これらのガス発生による格納容器内の加圧が格納容器の閉じ込め機能維持に悪影響を与える可能性がある。

また、コンクリートの侵食が継続し、ペDESTALの床面を溶融貫通した場合、放射性物質の地中放出が起きる可能性や、側面の著しい侵食により RPV の支持機能が失われ、格納容器の閉じ込め機能維持に悪影響を与える可能性がある。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

MCCI に関する過去の実験について表 1 に示す。また、MCCI の主要過程に関する主な知見を以下に示す。

- ・ 種々の冷却水無しの場合の MCCI 試験より、コンクリート侵食の速度は 10～20 cm/h 程度である。
- ・ 注水を伴った MCCI 実験(SWISS 実験^[3-1], WETCOR 実験^[3-2], MACE 実験^[3-3, 3-4], COTELS 実験^[3-5, 3-6])のうち、コンクリートと接触している部分のコリウムが注水により最終的に固化し、コンクリートの侵食が停止した試験結果は COTELS 試験のみである。SWISS 試験、WETCOR 試験や MACE 試験ではコリウム上面のみならず側面にも強固なクラストが形成されコリウム内への冷却水の侵入を妨げた。
- ・ 塊状のコリウムの冷却性については、堆積厚さに依存するとともにコリウム上部のハードクラスト形成の有無に起因して伝熱条件に大きな不確かさが存在する。
- ・ 溶融物の拡がりの実験や解析が行われ、水がないドライ状態では水がある場合に比べて溶融物が均一に広がる。
- ・ 水中に溶融炉心が落下すると大部分が粒子化してデブリベッドを形成する。
- ・ 粒子化が完全には進まず一部が塊状に堆積した場合でも、コンクリート床面に密着することなく侵食は起きていない。
- ・ 水プール中のデブリベッドの高さが不均一な場合でも、ベッド内部での沸騰により粒子が吹き上げられて自然と平坦化する。
- ・ デブリベッドのドライアウト熱流束は粒子径・ポロシティ・ベッド高さ

が影響する。

(3) 今回の PRA における扱い

今回、KK6/7号機の内部事象運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、MCCI 継続についての分岐(ヘディング)を設定している。この分岐確率の算出の考え方(フロー)を図 1 に示す。MCCI に影響するパラメータを選定すると共に、各パラメータの分布を決定し、熔融炉心から水プールへの熱伝達量と除熱量を比較することで MCCI 継続又は停止を判定し、判定結果を集約することで MCCI の発生確率を求めた。また、本評価では、ペDESTAL への熔融炉心落下前の水張りが行われていないことを前提とした。この詳細は次項に示す。

(4) MCCI による分岐確率の算出の考え方

①MCCI に影響するパラメータの選定

これまでに述べた MCCI の主要過程の知見から、ペDESTAL への熔融炉心落下前の水張りが行われていない場合の MCCI 継続に影響する不確かさを有するパラメータとして、次のパラメータを抽出し、確率分布を与えるものとした。

- ・ 熔融炉心落下量
- ・ 熔融炉心広がり面積
- ・ クラスト浸水によるドライアウト熱流束

②各パラメータへの確率分布の設定

各パラメータへの確率分布の設定の考え方を表 2 に示す。

③MCCI 分岐確率の評価

各パラメータに対して分岐確率(確率分布)を与えて各シーケンスの発生確率を計算、さらに各シーケンスに対して MCCI 継続の有無を評価し、最終的な MCCI 継続による格納容器破損の分岐確率を評価した。

MCCI 継続の判定条件は、MAAP コードを用いた水プールへの熱流束と MCCI 継続についての感度解析から求めた。この感度解析の結果から、水プールへの熱伝達量が熔融炉心の崩壊熱を上回る場合に MCCI が停止するものとした。

熔融炉心の崩壊熱については、ペDESTAL への落下直後(Q_1)及びコンクリートの侵食が許容限界まで進んだ時点(Q_2)が考えられる。水プールへの熱伝達量が Q_1 以上の場合は MCCI が全く進行せず、 Q_2 以下の場合は MCCI が継続し、格納容器破損に至る。このことから、水プールへの熱伝達量が Q_1 以上の場合は MCCI 継続による格納容器破損の確率を 0 とし、 Q_2 以下の場合は 1 とした。また、水プールへの熱伝達量が Q_1 と Q_2 の中間の場合は、

許容範囲内である程度 MCCI が進行した後に MCCI が停止するものと考えられるが、この場合の MCCI 継続による格納容器破損の確率は、 Q_1 と Q_2 の時点での格納容器破損の確率を直線内挿して求めた。(図 2 参照)

この結果、本評価における MCCI 継続による格納容器破損確率(平均値)は 7.3×10^{-3} となった。

なお、MCCI 継続による格納容器破損確率に影響するパラメータに対し、格納容器の型式の違いが大きく影響すると考えられる要素としては溶融デブリの拡がり面積が挙げられる。溶融炉心の拡がり面積は水プールへの熱伝達量に影響するため、ペDESTALの床面積が大きい程、熱伝達量は多くなる。この熱伝達量が多い程、溶融デブリからの除熱量が多くなることから、MCCI が停止し易くなる。(図 1 参照)

KK6/7 の RCCV 型格納容器のペDESTAL床面積は約 88 m^2 である。これを例えばペDESTAL床面積が 30 m^2 程度である MARK-II 型格納容器と比較した場合、KK6/7 の RCCV 型格納容器の MCCI 継続による格納容器破損確率は、MARK-II 型格納容器の格納容器破損確率に比べて小さく評価される。

以上

参考文献

- [3-1] R.E.Blose, et al., "SWISS: Sustained Heated Metallic Melt/Concrete Interactions With Overlying Water Pools," NUREG/CR-4727 (1987).
- [3-2] R.E.Blose, et al., "Core-Concrete Interactions with Overlying Water Pools - The WETCOR-1 Test," NUREG/CR-5907 (1993).
- [3-3] B.R.Seohal, et al., "ACE Project Phase C&D : ACE/MCCI and MACE Tests", NUREG/CR-0119, Vol.2 (1991).
- [3-4] M.T.Farmer, et al., "Status of Large Scale MACE Core Coolability Experiments", Proc. OECD Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).
- [3-5] 原子力発電技術機構(NUPEC), 「重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証試験)に関する総括報告書」(2003).
- [3-6] H.Nagasaka, et al., "COTELS Project (3): Ex-vessel Debris Cooling Tests," Proc. of OECD/CSNI Workshop on Ex-Vessel Debris Coolability, Karlsruhe, Germany (1999).

表1 MCCI時のデブリ冷却性に関する既往の試験及び主な知見

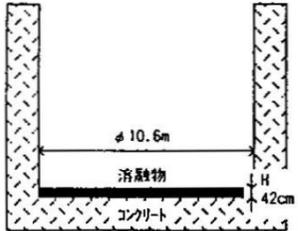
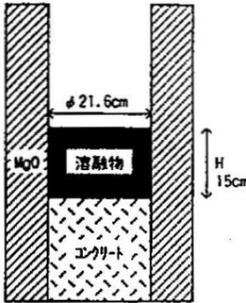
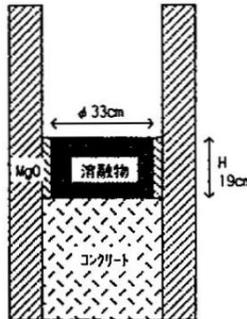
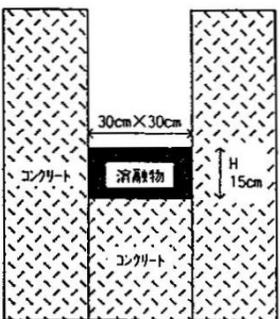
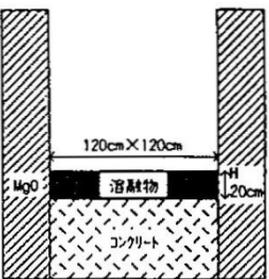
	実機	SWISS-2	WETCOR-1	MACE MO	MACE M3b
体系	 <p>(ABWR 1350MWプラントの例)</p>				
熔融物 (初期条件)	(ABWR 1350MW, 100%炉心, 全Zr 20%酸化の場合)	金属	酸化物	PWRコリウム (Zr 70%酸化)	100% 酸化物コリウム
質量	~310 ton	44.2 kg	34.1 kg	130 kg	1800 kg
成分	UO ₂ : 55 w/o ZrO ₂ : 7 w/o Zr : 21 w/o スティ-N: 17 w/o	ステンレススティール	Al ₂ O ₃ : 76.8 w/o CaO : 16.9 w/o SiO ₂ : 4 w/o others	UO ₂ : 56 w/o ZrO ₂ : 11 w/o Zr : 4 w/o SiO ₂ : 3 w/o CaO : 3 w/o Conc: 23 w/o	UO ₂ : 56.9 w/o ZrO ₂ : 29.1 w/o others
温度	~2500 K	~1900 K	1850 K	~2000 K	2500 K
コンクリート種類	玄武岩系	石灰岩系(Limestone/Common Sand)	石灰岩系(Limestone/Common Sand)	石灰岩系(Limestone/Common Sand)	石灰岩系(Limestone/Common Sand)
形状	2次元	1次元	1次元	2次元	1次元
発熱密度	(1% 熱出力として) • 0.23 W/g UO ₂ • 1.1 W/cm ³ melt • 0.44 MW/m ²	• 1.5~ 1.7 W/g • 10.2~11.5 W/cm ³ • 1.5~ 1.7 MW/m ²	• 0.30 W/g • 0.61 W/cm ³ • 0.12 MW/m ²	• 0.35 W/g UO ₂ • 1.9 W/cm ³ melt • 0.28 MW/m ²	• 0.3 W/g UO ₂ • 1.1 W/cm ³ melt • 0.21 MW/m ²
主な知見	—	<ul style="list-style-type: none"> デブリ上部に安定クラスト形成 浸食速度: 27cm/hr (40分間でおよそ18cm) 水プールへの熱流束: ~0.8 MW/m² (平均) 	<ul style="list-style-type: none"> デブリ上部に安定クラスト形成 浸食速度: 6~11 cm/hr (30分間でおよそ3~6cm) 水プールへの熱流束: 0.52 MW/m² (熔融時) 0.25 or 0.20 MW/m² (凝固後) 	<ul style="list-style-type: none"> デブリ上部に安定クラスト形成 浸食速度: 8~11 cm/hr (70分間でおよそ11cm) 水プールへの熱流束: 3.5 MW/m² (注水初期), 0.6 MW/m² (~35分まで) から 0.15MW/m² (試験終了) まで減少 周期的なメルトプールのスウェル、クラスト上へのメルト噴出冷却 	<ul style="list-style-type: none"> デブリ上部に安定クラスト形成 浸食速度: 6時間でおよそ30cm 水プールへの熱流束: 4.9 MW/m² (注水直後) 0.6 MW/m² (初期20分間) から 0.24MW/m² まで急減、その後 ~3hrで0.085MW/m² まで低下
参考文献		NUREG/CR-4727	NUREG/CR-5907	2nd OECD(NEA)CSNI Specialist Mtg. on MCCI	(日本原子力研究所版による速報)

表 2 各パラメータの設定の考え方

パラメータ	分岐確率	設定の考え方
溶融炉心落下割合	分布：一様分布 上限：100 % 下限：90 %	MAAP 解析によると全炉心の 90%程度がペDESTALに落下する。IVR を考慮した炉心溶融進展解析より、圧力容器破損時に 100%落下する可能性が高いことを考慮して保守的に設定。
溶融炉心拡がり面積	分布形 三角分布 最小値 ペDESTAL面積の 50% 最尤値 ペDESTAL面積の 75% 最大値 ペDESTAL面積	溶融炉心拡がり実験をもとに設定。拡がり面積が大きい場合には水プールへの熱伝達量が大きくなる。(KK6/7 のペDESTALの面積は約 88 m ²)
水プールへのドライアウト熱流束	分布形 三角分布 最小値 0.2 MW/m ² 最尤値 0.3 MW/m ² 最大値 0.5 MW/m ²	クラスト浸水時のドライアウト熱流束は、OECD 試験のデータを元に設定。ハードクラストによる熱伝導でも 0.15 MW/m ² 程度の熱流束となるため、浸水により改善されるとして最小値 0.2 MW/m ² とした。最尤値、最大値は OECD 試験データを参考に設定した。
除熱量と MCCI 停止の因果関係	<ul style="list-style-type: none"> ・ Q₁(定格熱出力の 1%×0.8 (希ガス減衰)×落下割合)以上の除熱量の場合、MCCI 停止 ・ Q₂(定格熱出力の 0.66%×0.8×落下割合)以下の除熱量の場合、MCCI 継続 ・ 上記中間の除熱量の場合は除熱量により確率 0 と 1 を直線内挿。 	<p>デブリの崩壊熱を除去できれば MCCI が停止すると想定。コンクリートの侵食速度(※)から推定して事故後 3~15 時間相当の崩壊熱とバランスする除熱を達成することができれば MCCI は停止する。</p> <p>崩壊熱は 3 時間後で定格熱出力の 1%、15 時間後で 0.66%であるから、このときの崩壊熱を除熱できれば MCCI は停止する。(※KK6/7 の場合、ペDESTAL壁側の厚さは約 1.7 m であることから、浸食深さ 1 m であれば許容されるものとし、この深さに到達する時間が約 15 時間となることから 15 時間と設定した。)</p>

不確かさパラメータ

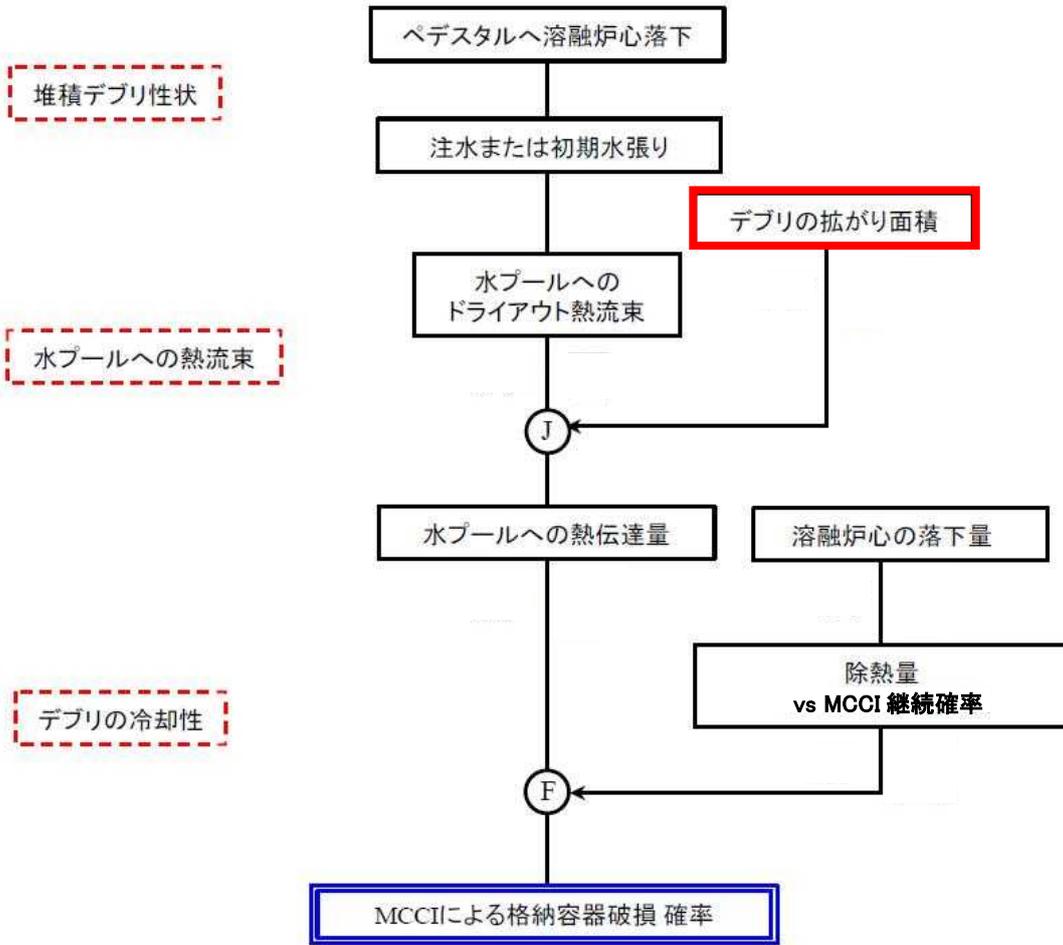


図 1 MCCI 継続による格納容器破損確率の評価のフロー

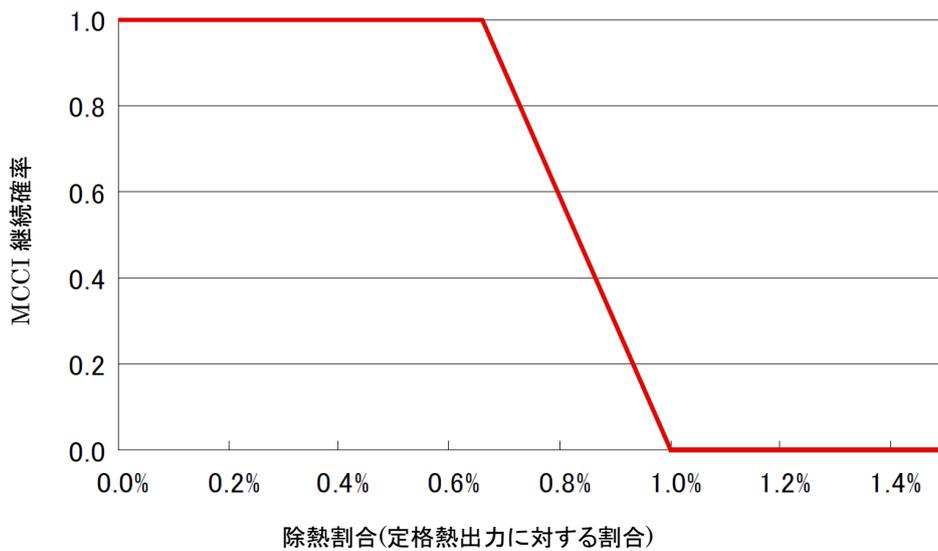


図 2 水プールへの熱伝達割合と MCCI 継続確率の関係

4. 炉内溶融物保持(IVR)

(1) 事象の概要

原子炉圧力容器内溶融物保持(IVR : In Vessel Retention)は、炉心損傷後に溶融炉心が原子炉圧力容器(RPV)底部に落下した際、RPV 底部に残存する冷却材や注水系の復旧により溶融炉心が RPV 内で冷却され、RPV 内に保持される現象であり、TMI-2 事故において RPV が破損に至らなかったことから特に注目された事象である。

(2) 主要過程に関するこれまでの知見

IVR の主要な現象及びそれらに関する知見を表 1 に示す。表 1 の通り、過去の様々な研究によって主要な現象の影響が分析^{[4-1][4-2]}されている。

また、BWR には以下の特徴によって IVR が生じやすいものとする。ABWR と TMI-2 の主要諸元の比較を表 2 に示す。

- ・信頼性の高い原子炉減圧系を有しているため、容易に圧力容器を低圧状態に移行できる。これにより代替注水系を含む低圧注水系により原子炉圧力容器内に注水できる可能性が高く、また内圧が低いことによりクリープ破損しにくい。
- ・炉心支持板が破損して溶融炉心が下部プレナムに落下する際には下部プレナムには 4 m 以上の水深の水プールが存在する。水中落下時に溶融炉心は分散し粒子化することにより冷却が促進され、下部ヘッド到達時には溶融炉心の温度は低下していると考えられる。これは、溶融炉心が下部ヘッドに堆積した時の下部ヘッドへの熱負荷を低減する方向に作用する。
- ・プール水があることにより溶融物ジェットが直接下部ヘッド壁に衝突し溶融破損に至る、所謂ジェット・インピンジメントの発生も防止する。
- ・BWR は大型の圧力容器を使用しているため、下部ヘッド自体のヒートシンク効果が大きく、また CRD ガイドチューブ及びチューブ内の冷却水も大きなヒートシンク効果があると期待される。また、CRD ガイドチューブへの通水の継続は IVR 達成の可能性が高い。^[4-3]
- ・下部ヘッドには計装管や CRD 配管の貫通部が多数存在し、これらの貫通部からの放熱の効果も期待される。

(3) 今回の PRA における扱い

今回、KK6/7 号機の内部事象運転時レベル 1.5PRA のイベントツリーでは、IVR についての分岐(ヘディング)を設定している。この分岐確率の算出の考え方は、図 1a の①～④の通りである。IVR に影響するパラメータを選定(①)すると共に各パラメータの分布を決定し、これらのパラメータのイベントツリーを作成(②、表 3、図 1b)、シーケンス毎に評価コードを用いて IVR の成否を判定(③、図 1c)し、判定結果を集約することで IVR の発生確率を求めた(④)。

①～④の詳細は(4)に示す。

今回の評価において、炉心損傷後の注水に期待するシナリオは TQUX、TBU、TBP からのシーケンスである。炉心損傷後の電源復旧、減圧に期待し、LPFL (954 m³/h)で注水する。但し、今回の評価では保守的に LPFL より注水流量の少ない代替注水系(MUWC, 110 m³/h)の流量を用いて IVR の成否を評価している。また、電源復旧、減圧に期待するための時間遅れを考慮し、注水開始は溶融炉心の落下開始(炉心下部支持板破損)と同時とした。なお、今回の評価では炉心損傷から溶融炉心落下までの間に注水する場合を考慮していないが、MAAP の評価結果(L1.5 報告書 第 4.1.1.e-2 図)を見ると、炉心損傷から溶融炉心落下までには [] 程度の時間余裕がある。この間での注水開始を考慮に入れると、IVR に成功する可能性が高くなるものと考えられる。

今回、IVR の有無を考慮した理由は、IVR の可能性を排除しないためであり、IVR の発生有無を分析する上での知見が組み込まれ、TMI-2 事故についての再現性も確認された評価コードを用いれば、IVR の発生有無について一定の評価が可能と考えたためである。

一方で、各入力パラメータが不確実さを持つことから、IVR の発生確率についても不確実さが生じる。 []

(4) IVR による分岐確率の算出の考え方

①IVR に影響するパラメータの選定

これまでの知見(表 1 参照)より、IVR 現象の主要過程は以下のように分けられる。

- ・ 下部プレナムへの溶融物移行
- ・ 水中での落下溶融物の分散および冷却
- ・ 落下・堆積デブリと貫通部との熱的相互作用
- ・ 堆積デブリの上面からプール水への熱伝達による冷却
- ・ 連続デブリ層表面でのクラスト形成と溶融プール内自然対流熱伝達
- ・ 連続デブリ層と下鏡との狭隘ギャップ形成およびギャップ沸騰冷却
- ・ RPV 下鏡破損

これらの各過程に対する現状の知見および IVR 現象に支配的なパラメータについて、以下に整理する。

a. 下部プレナムへの溶融物移行

下部プレナムに落下するコリウムは下部プレナムの残存水との相互作用により、粒子状デブリベッドや連続デブリ層となる。この程度は下部プレナムへのコリウムの流量と落下総量に影響を受けることから、炉心溶融進展に伴う下部プレナムへのコリウムの流量と落下総量は、下部プレナムに堆積するデブリの性状、すなわち粒子状デブリベッドと連続デブ

リ層との存在割合に大きく影響を与える。

炉心溶融過程については不確かさが大きいが、事故シナリオ(低圧炉心損傷か高圧炉心損傷か、あるいは RPV 内部注水の条件)によって下部プレナムへのコリウム落下挙動は異なると考えられる。また、落下コリウムの温度は、下部プレナム残存水との相互作用による冷却水インベントリ減少速度や下鏡の熱負荷の大きさに影響するが、炉心構成物質(UO₂、Zr、ZrO₂及び SUS)による不確かさを有すると考えられる。

b. 水中での落下溶融物の分散および冷却

下部プレナムへ炉心溶融物が落下を開始する時点では未だ下部プレナムには残存水があり、水中に溶融物が落下する場合には、ジェットブレークアップにより一部が粒子化することが、実験的に確認されている(FARO 実験、COTELS 実験)。粒子化する割合が大きいほどデブリは冷却されやすく、IVR 達成の可能性が大きくなると考えられる。一方、粒子化によってデブリ冷却が促進されるほど、下部プレナム残存水の減少は早く、注水系の復旧タイミングや注水流量が重要となる。

落下コリウムの粒子化割合は、MAAP4 コードにも組み込まれている Ricou-Spalding の相関式をコリウムのジェットブレークアップに応用することによって、評価が可能である。同相関式で評価される粒子化割合は、初期ジェット直径とプール水深に大きく影響される。ここで、プール水深(プール水量)は事故シナリオに依存するが、初期ジェット直径については不確かさが大きいと考えられる。

c. 落下・堆積デブリと貫通部との熱的相互作用

IVR 成立のためには、堆積デブリによって貫通配管部が損傷しないことが必要条件である。これまでの実験的知見として、WH 社 PWR の計装配管を模擬した EPRI/FAI 実験によれば、溶融物(アルミナ)が貫通部に侵入しても凝固し、圧力バウンダリの破損は生じなかったことが報告されている。また、CORVIS 実験(スイス PSD)でも同様に、ドライ条件で BWR ドレン配管に溶融物(アルミナ)が侵入しても凝固し、健全性を維持したことが報告されている。これらの実験的知見から、落下・堆積デブリとの熱的相互作用によって、コリウム落下直後に貫通部の早期破損が生じる可能性は小さいと考えられる。

d. 堆積デブリの上面からプール水への熱伝達による冷却

水中での落下溶融物の分散によって生じた粒子が堆積して粒子状デブリベッドが生じることは、FARO 実験(JRC ISPRA)や COTELS 実験(NUPEC)において確認されている。粒子状デブリベッドの下部プレナム残存水による冷却性については、既往研究に基づき Lipinski のドライアウトヒートフラックスモデルによって除熱量の評価が可能である。本モデル(相関式)による除熱量は主としてデブリ粒子径に依存している。水中

で分散した粒子径については、幾つかの相関式や TMI-2 事故分析から概ね 1~5 mm と考えられており、この粒子径の範囲については、粒子状デブリベッドの崩壊熱は十分に除去可能と評価している。また、粒子化せず連続層として堆積したデブリからの除熱は、平板での Kutateladze タイプの限界熱流束相関式(最大除熱量)や膜沸騰熱伝達相関式による評価が可能であり、連続デブリ層の崩壊熱が除去可能か否かは連続デブリ層の堆積量(厚さ)に依存する。

e. 連続デブリ層表面でのクラスト形成と溶融プール内自然対流熱伝達

連続デブリ層の表面は、下部プレナム残存水や下鏡との接触により凝固点以下となってクラストを形成し、内部は発熱を伴う自然対流が生じると考えられる。内部発熱を伴う自然対流熱伝達については、方位角に依存した実験相関式により評価が可能である。

RPV 下鏡内に落下した溶融炉心の状態について、下鏡内に注水しない(下部プレナムに溶融プールが継続的に存在する)マネジメントの下では、溶融炉心が上から酸化物層(UO₂)、金属層(ウラン合金及び金属等)の順に層を形成(逆成層化)し、金属層上端の最外周(RPV 下部ヘッド壁の接触部)及びその近傍において RPV 下部ヘッド壁への熱流束の集中(フォーカシング効果)が生じるという報告^[4-4]がある(図 2a, 図 2b 参照)。今回の IVR 評価モデルではフォーカシング効果を考慮していないが、この報告と今回の評価の条件を比較すると、今回の評価は下鏡内に注水している点が上記の報告と異なる。下鏡内に注水した場合のフォーカシング効果についての報告は確認されていないが、下鏡内に注水しない場合に比べ、溶融プール上部から水への熱伝達による除熱があることにより、下部プレナムへの熱流束は緩和されるものと考えられる。また、フォーカシング効果については圧力容器の変形を考慮するとその影響が限界熱流束程度まで低減されるとの報告^[4-5]があり、今回の IVR 評価モデルでは f. のギャップ沸騰冷却の観点から圧力容器の変形を考慮している。

フォーカシング効果については不確かさの大きい現象と考えるが、溶融炉心から下部ヘッドへの熱伝達の不確かさの 1 つと整理し、下記の f. の不確かさに含めて考慮することとした。

f. 連続デブリ層と下鏡との狭隘ギャップ形成およびギャップ沸騰冷却

下部ヘッドに堆積した連続層デブリは、下鏡を加熱するものの完全には固着せずにギャップを形成し、下鏡のクリープ変形によるギャップ拡大によって冷却水が浸入したことが、TMI-2 事故での下部ヘッド急冷メカニズムと考えられている。ギャップ形成と容器壁の冷却は IVC 実験 (FAI 社) および ALPHA 実験 (JAERI) によって確認されている。また、狭隘ギャップでの沸騰除熱特性については、傾斜角度の効果を考慮した電共研実験相関式より評価が可能である。ただし、実炉スケールでの堆積デ

ブリ量は、炉心全量落下(110万kW級プラント)条件では200t以上にもなり、TMI-2事故における20tに比べて著しく大きい場合も考えられる。大量の連続デブリ層が堆積した場合にも下部プレナム底部のギャップまで冷却水が浸入するか否かは不確かさが大きいと考えられる。

g. RPV 下鏡破損

RPV 下鏡の破損メカニズムとしては、堆積デブリによって下鏡が加熱される結果、CRD チューブや計装管を接続する溶接部分の健全性が失われてチューブから熔融デブリが逸出するいわゆる“チューブイジェクション”あるいは“下鏡クリープ破断”が想定される。“チューブイジェクション”は、溶接部でのせん断応力と温度上昇による強度低下から評価することができる。また、“下鏡クリープ破断”については、過渡的な下鏡応力および下鏡温度を評価することによって判定することができる。

以上に述べた IVR 現象の主要過程の知見から、IVR 冷却達成に関する不確実パラメータとして、次のパラメータ(上記 a, b, f の下線部)を選定し確率分布を設定するものとした。

- ・ 下部プレナムへのコリウム落下量(落下流量と総落下量)
- ・ 落下コリウム温度
- ・ 落下コリウムジェット径
- ・ ギャップへの冷却水浸入制限の有無

②各パラメータへの確率分布の設定

各パラメータへの確率分布の設定の考え方を表 3 に示す。

③評価コードによる IVR 解析

IVR の評価コード^{[4-1][4-6]}は、これまでの知見を踏まえるとともに、熔融炉心からの熱伝達をモデル化して構築した。IVR 評価コードの要素モデルを図 3a に示す。また、評価コードの妥当性は、TMI-2 事故の再現性が確認^[4-7]されている MAAP4 との比較によって確認した。表 4 の通り、MAAP4 では TMI-2 の事象を模擬できることが確認されている。本評価で用いた評価コードについても、考慮している現象はほぼ同等であり、同じ条件で評価すると、表 5 の通りにやや保守的ではあるが、同様の結果を示すことから、IVR に関して妥当な評価となっているものとする。

なお、IVR 評価コードの入力条件、モデルの概要、評価結果に基づく IVR 成否の判定基準は次の通り。

a. 入力条件

- 熔融炉心が下部プレナムへ落下する時刻(解析開始時間)とその時点で

の原子炉圧力容器内の条件(圧力、保有水量、注水流量)(MAAP コードによって評価)

○IVR のイベントツリーの各ヘディング(図 1b 参照)の分岐の組合せ

b. モデルの概要

IVR 評価コードは図 3a の要素モデルをもとに図 3b の伝熱及び物質移行モデルを構築したものであり、これによって RPV 下部での現象を定量化している。

考慮している現象は水中での溶融コリウム落下挙動からコリウム堆積後のプール水及び RPV 下鏡と RPV の内部構造物との熱的相互作用に係わるものである。各要素モデルとその定量化の対応は次の通り。

○プール水中落下時の溶融物の分散冷却

- ・ 水中での落下溶融物の分散・冷却モデル
 - 粒子化割合算出に Ricou-Spalding の相関式を応用
 - 粒子径は Henry らの相関式によるものとした
- ・ 分散粒子の Zr-水反応モデル
 - 水中での粒子滞留時間を考慮し、Baker-Just の実験データに基づく Zr 酸化割合を入力

○堆積コリウムからの熱移行

- ・ 粒子状コリウムベッドの冷却モデル
 - Lipinski のドライアウト熱流束相関式
- ・ 連続コリウム層表面でのクラスト形成と溶融プール内自然対流熱伝達モデル
 - 準定常を仮定したクラストエネルギーバランス
 - Jahn-Reineke の発熱を伴う自然対流相関式
- ・ 連続コリウム層上面での冷却モデル
 - プール沸騰曲線に依存した熱伝達相関式(核沸騰：Rohsenow, 膜沸騰：Berenson)あるいは限界熱流束相関式
- ・ RPV 下鏡との間でのギャップ沸騰冷却モデル
 - 狭隘ギャップでの最大熱流束相関式を用いる Suh らの評価モデル
- ・ CRD 冷却水による冷却モデル
 - 沸騰曲線に依存したプール沸騰熱伝達相関式

○RPV 下鏡の挙動

- ・ RPV 下鏡のクリープ変形モデル
 - ラーソンミラーパラメータ相関式を用い、クリープ破断モデルを適用した Suh らの評価モデル
- ・ RPV 外部冷却モデル
 - 沸騰曲線に依存したプール沸騰熱伝達相関式

c. 評価結果に基づく IVR 成否の判定基準

IVR 失敗の判断基準は、下鏡貫通配管(CRD チューブ)からの溶融デブリの逸出あるいは下鏡のクリープ破断に至った場合とした。

下鏡貫通配管からの溶融デブリの逸出は、下鏡との溶接部が過温状態となって健全性が失われ、CRD チューブからの溶融デブリが逸出する状況を想定したものである。IVR 評価コードでは、溶接部温度を下鏡内壁温度で代表させ、温度上昇に伴う溶接部限界強度の低下を評価し、溶接部でのせん断応力がこれを上回った場合に CRD チューブからの溶融デブリの逸出に至ると判定するものとした。

下鏡クリープ破断は、Larson-Miller Parameter(LMP)を用いたクリープ破断時間に基づいて評価した。クリープ破断の評価では、応力状態に対する LMP を求め、破断時間を LMP と温度から計算するものとした。

④IVR 分岐確率の評価

各不確実パラメータに対して分岐確率(確率分布)を与えて各シーケンスの発生確率を計算、さらに各シーケンスに対して IVR の成功の有無を評価し、最終的な IVR の分岐確率を評価した。本評価における IVR の分岐確率は 0.66 となった。

以上

参考文献

- [4-1]「原子炉圧力容器内容融物冷却特性に関する研究」BWR 電力共同研究 平成 13 年 3 月
- [4-2]「シビアアクシデント熱流動現象評価」社団法人 日本原子力学会 平成 12 年 3 月
- [4-3] Main Results of the MASCA1 and 2 Projects, OECD MASCA integrated report, June 2007.
- [4-4]「原子炉施設のアクシデントマネージメントに係る知識ベースの整備に関する報告書 =環境への影響緩和=」独立行政法人 原子力安全基盤機構 平成 22 年 10 月
- [4-5] Chi-Thanh Tran and Pavel Kudinov, “The effective convectivity model for simulation of molten metal layer heat transfer in a boiling water reactor lower head” *Hindawi Publishing Corporation Science and Technology of Nuclear Installations Volume 2013, 2013*
- [4-6]「格納容器イベントツリーの再評価に関する研究(フェーズⅡ)」BWR 電力共同研究 平成 16 年 3 月
- [4-7]「シビアアクシデント評価のための格納容器イベントツリーに関する検討」財団法人 原子力安全研究協会 平成 13 年 7 月

表 1 IVR に関する現状の知見(1/2)^[4-1]

個別現象	主な知見
下部プレナムへの溶融物移行挙動	<ul style="list-style-type: none"> ・事故シナリオによって溶融物成分が相違する可能性あり。 ・“dry core”シナリオ(低圧シーケンスのように完全な炉心露出後の溶融)では metal-rich な溶融物が主 ・“wet core”シナリオ(TMI-2)では ceramic-rich な溶融物が主 ・MP 実験, XR 実験 (米 SNL)より、落下パスについて知見あり。
溶融物水中落下時のブレイクアップ	<ul style="list-style-type: none"> ・FARO 実験(UO₂ 混合物を用いた In-vessel FCI 試験)で、プール水落下時の溶融物の粒子化が確認されている。 ・粒子化割合はジェット直径とプール水深に大きく影響される。 ・種々のブレイクアップ相関式が提案されている。例えば Rico-Spalding 式を使用する場合にはエントレインメント係数の適切な設定により実験結果の再現が可能 ・Rico-Spalding 式について、構造物がある場合(BWR)でも適用可能であることを確認
デブリ上面からプール水への熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・熱伝達量はデブリ上面性状(粒子状 or 連続層, デブリ粒径, 空隙率), コリウム過熱度, 組成等に依存する。 ・粒子状デブリベッドからの除熱評価は Lipinski ドライアウト熱流束モデル等により可能 ・連続層からの除熱は、平板での Kutateladze タイプ限界熱流束相関式(最大除熱量)や膜沸騰熱伝達率による評価が可能
溶融プールからデブリクラストへの熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・内部発熱を伴う高レイリー数(実機で 10¹⁶~10¹⁷)の自然対流熱伝達について種々の実験相関式(無次元式)が得られている。(ACOPO, RASPLAV 試験等) ・角度により熱伝達が異なる。 ・下鏡内に注水しない場合、溶融炉心が上から酸化物層(UO₂)、金属層(ウラン合金及び金属等)の順に層を形成(逆成層化)し、金属層上端の最外周(RPV 下部ヘッド壁の接触部)及びその近傍において RPV 下部ヘッド壁への熱流束の集中(フォーカシング効果)が生じる。(図 2a, 図 2b 参照) ・フォーカシング効果は圧力容器の変形を考慮するとその影響が軽減される。
下部ヘッドや CRD ガイドチューブへの熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> ・CRD チューブの対流熱伝達への影響不明 ・TMI-2 事故の分析から、落下したコリウムは下部ヘッド壁に隙間なく付着した訳ではないことが考えられ、微小なギャップによる接触熱抵抗が存在することが提案されている。(MAAP4)

表 1 IVR に関する現状の知見(2/2)^[4-2]

個別現象	現状の知見
コリウムと下部ヘッド壁のギャップの形成と沸騰熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> •TMI-2 事故の分析から、落下したコリウムは下部ヘッド壁に付着せず、微小なギャップによる接触熱抵抗が存在することを提案(MAAP4) •下部ヘッドクリープ変形に伴いギャップの形成が確認されている。(ALPHA 試験, FAI-IVC 試験) •垂直加熱平板を用いた自然循環条件での狭い間隙の沸騰による最大熱流束相関式がもとめられている。(門出式) •CCFL 条件下の試験が実施され、門出式より熱流束が小さくなることが示されている。(SONATA, 小泉) •ギャップの大きさ(0.2- 1.0 mm)及び角度(0- 90 °)による沸騰挙動及びその影響を確認(電共研)
下部ヘッド外面, 貫通部からの放熱	<ul style="list-style-type: none"> •EPRI 実験では、溶融物が貫通部に浸入しても凝固し、圧力容器バウンダリの健全性は維持される可能性が高いと結論(WH 社製計装配管の実験で確認) •CORVIS 実験(スイス PSD)では、ドライ条件で BWR ドレン配管に酸化溶融物が浸入しても配管からの放熱等により凝固し、健全性を維持された。
構造物から水プールへの熱伝達	<ul style="list-style-type: none"> •構造壁温度に対応して沸騰熱伝達が期待できる。
CRD 冷却水の効果	<ul style="list-style-type: none"> •CRD ガイドチューブ水の冷却効果が期待できる。
下部ヘッドのクリープ変形	<ul style="list-style-type: none"> •In Vessel Cooling Phase-1&2 実験により確認済み •ラーソンミラーパラメータを用いたクリープ変形モデルが提案されている。下部ヘッド壁温 1100 °C 程度で 1 時間以内に数 mm のギャップが形成される。 •SNL の LHF 試験等によりクリープ変形破損挙動が実験されている。

表 2 IVR に関わる主要諸元の比較

項目	TMI-2	ABWR
下部プレナム水深	約 1.5 m	4 m 以上
原子炉圧力容器内径	4.4 m	7.1 m
下部ヘッド厚さ	13 cm	25 cm

表 3 各パラメータの設定の考え方(②)

パラメータ	分岐確率	設定の考え方
注水の有無	—	低圧シーケンス(TQUV)+代替注水系(110 m ³ /h) (溶融炉心の落下開始と同時に注水開始と想定)
下部プレナムへの落下コリウム量	(a) 0.9 (b) 0.1	コリウム量は不確実性を考慮し保守的に以下の 2 ケースの評価結果を基に設定 (a) MAAP で評価した結果をもとに設定(約 70%の落下を想定) (b) 大量コリウムが落下する場合を想定し、全炉心が落下する設定
落下コリウム温度	温度, 確率 2,500 K, 0.5 2,800 K, 0.5	・炉心構成物質(UO ₂ , Zr, ZrO ₂ , SUS)の共晶反応により UO ₂ 単体融点より低い温度で落下するが、その温度は幅があると考え、2,500 K 及びこれより高めの値 2,800 K を設定 ・確率は不確実さが大きいと考え、各々0.5 を設定
落下コリウムジェット直径	直径, 確率 0.05 m, 0.15 0.10 m, 0.50 0.15 m, 0.35	・直径は溶融コリウムが CR チューブ間(最大 15 cm)を液柱状で落下することを想定し、最大値 0.15 m, 最尤値 0.10 m および最小値 0.05 m と設定
RPV とコリウムのギャップへの冷却水侵入の有無	分布：三角分布 最小：0 最尤：0.5 最大：1.0	実炉スケールの大量デブリ堆積の場合、下鏡底部のギャップまで冷却水が浸入するか否かは不確実さが大きいと考え、確率 0.5 を最尤値として設定(侵入量は CCFL 相関式(小泉らの実験データを KAERI がフィッティングした相関式)を用いて評価)

表 4 TMI-2 事故と MAAP4 再現解析結果の比較^[4-7]

	TMI-2 事故	MAAP4 再現解析
・下部プレナムへのリロケーション時間	227 分	226 分
・下部プレナムへのリロケーション量	19 t	25 t
・下部ヘッド最高温度	1100 °C	1177 °C

表 5 MAAP4 と IVR 評価コードの解析結果の比較 (ABWR TQUV シーケンス)

	MAAP4	IVR 評価コード
・下部プレナムへのリロケーション時間	2.3 時間	1.5 時間※
・下部ヘッド破損時間	5.9 時間	4.5 時間
・破損モード	CRD 貫通部逸出	CRD 貫通部逸出
・リロケーションから破損までの時間余裕	3.6 時間	3.6 時間

※MAAP3 で評価

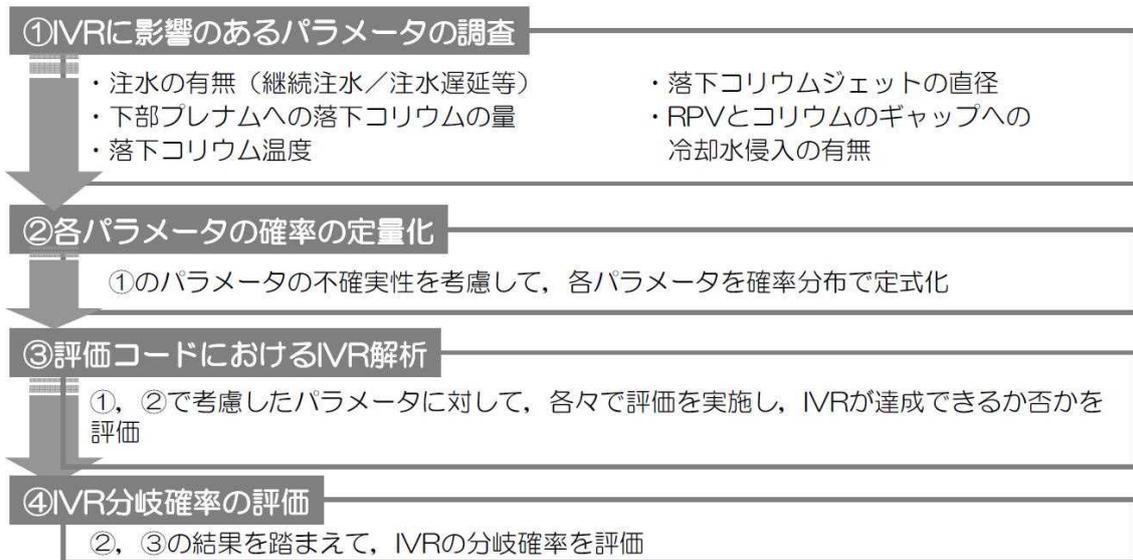


図 1a IVR による分岐確率の算出の流れ(①～④)

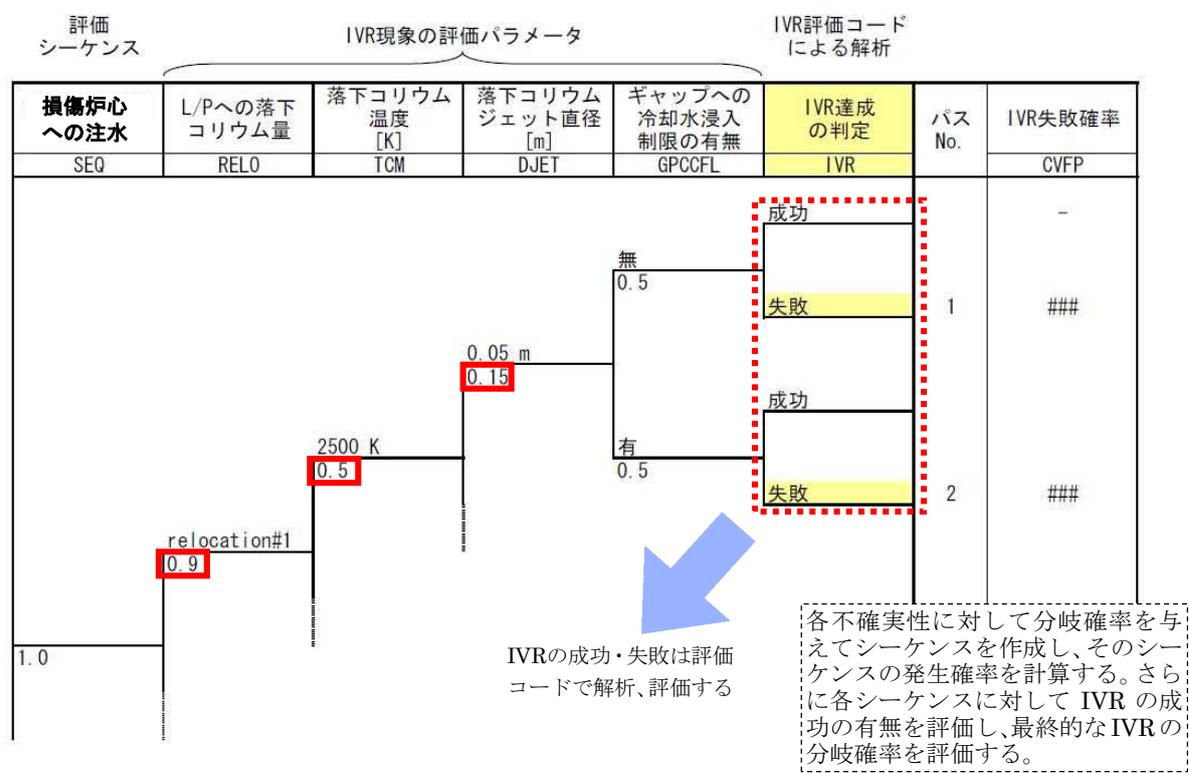


図 1b IVR 現象のイベントツリー(②)

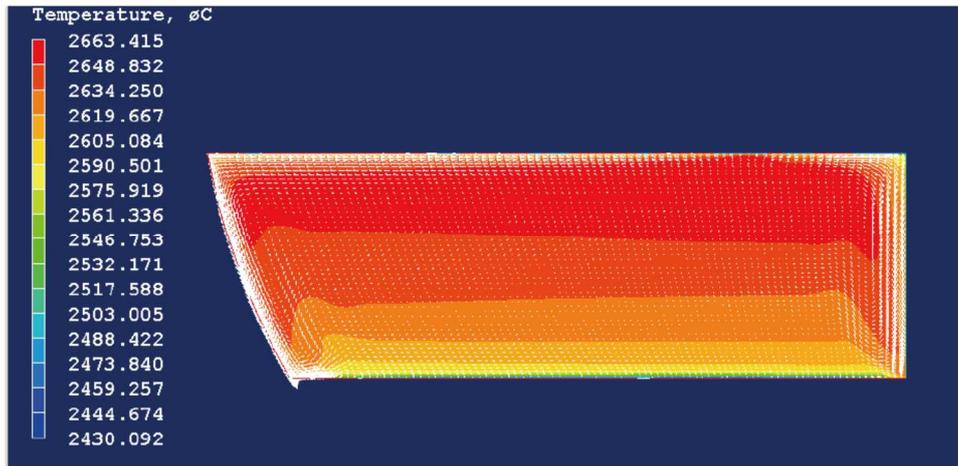
ケースNo.	注水系	コリウム 落下量	落下 コリウム温度	初期ジェツ ト 直径	ギャップへの 水侵入制限	下部プレナム ドライアウト 時刻	下部ヘッド 破損時刻(h)	下部ヘッド 破損形態	下鏡内壁 最高温度(K)	
01				0.05m	無	no dryout	-	-	512	
02					有	no dryout	-	-	512	
03			2500K	0.1m	無	no dryout	-	-	1717	
04					有	no dryout	3.35	#1 Penetration Ejection!	1784	
05		MAAP に よる計算 (約 70%)	2800K	0.15m	無	no dryout	1.40	#1 Penetration Ejection!	1783	
06				有	no dryout	1.35	#1 Penetration Ejection!	1783		
07				0.05m	無	no dryout	-	-	517	
08				有	no dryout	-	-	517		
09				0.1m	無	no dryout	1.73	#1 Penetration Ejection!	1783	
10				有	no dryout	1.66	#1 Penetration Ejection!	1783		
11			0.15m	無	no dryout	-	-	1745		
12			有	no dryout	1.58	#1 Penetration Ejection!	1783			
13	TQUV MUWC 復旧 注水 110m ³ /h		全量落下	2500K	0.05m	無	no dryout	1.47	#1 Penetration Ejection!	1783
14					有	no dryout	1.42	#1 Penetration Ejection!	1783	
15					0.1m	無	no dryout	-	-	1740
16				有	no dryout	1.66	#1 Penetration Ejection!	1782		
17				0.15m	無	no dryout	-	-	1743	
18				有	no dryout	1.49	#6 Penetration Ejection!	1782		
19		0.05m	無	no dryout	-	-	1751			
20		有	no dryout	1.63	#5 Penetration Ejection!	1783				
21		2800K	0.1m	無	no dryout	0.81	#11 Penetration Ejection!	1784		
22		有		no dryout	0.76	#11 Penetration Ejection!	1784			
23		0.15m		無	no dryout	0.67	#12 Penetration Ejection!	1783		
24		有	no dryout	0.65	#12 Penetration Ejection!	1784				

IVR 達成

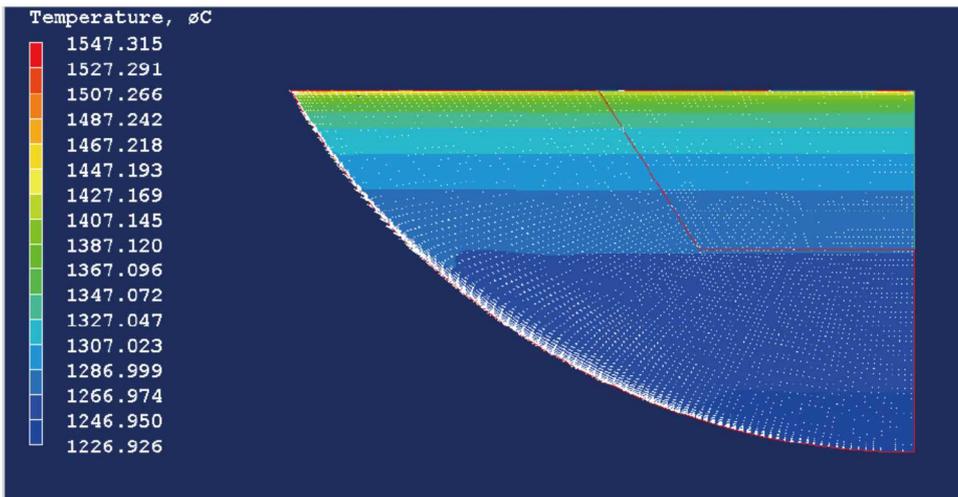
IVR 失敗
(CRD ハウ
ジング破損)

②で設定したパラメータに対する
各々のシーケンスに対して、デブリ
落下に伴う下鏡内温度とバウンダ
リの限界強度との比較等により
IVR が達成できるか否かを評価

図 1c 評価コードによる IVR 成否の解析(③)

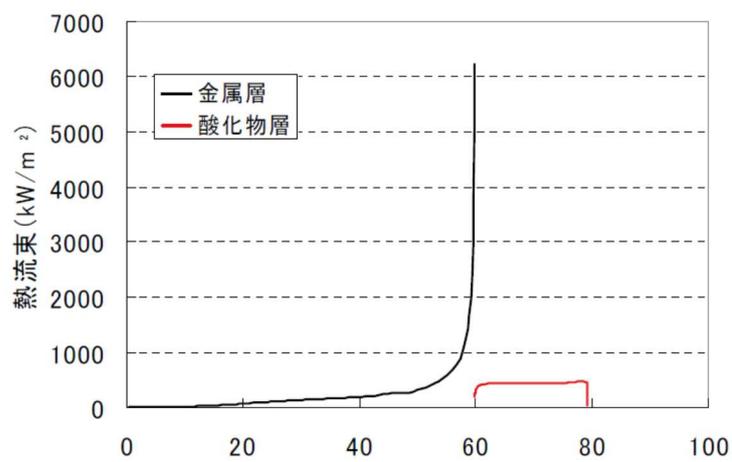


(a) 酸化物層



(b) 金属層

図 2a 温度コンター図及び流速ベクトル図(簡易モデル, 圧力容器溶融無し)^[4-4]



角度[°] (RPV 最下端が 0°, 60°が酸化物層と金属層の境界に相当)

図 2b 熱流束分布(簡易モデル, 圧力容器溶融無し)^[4-4]

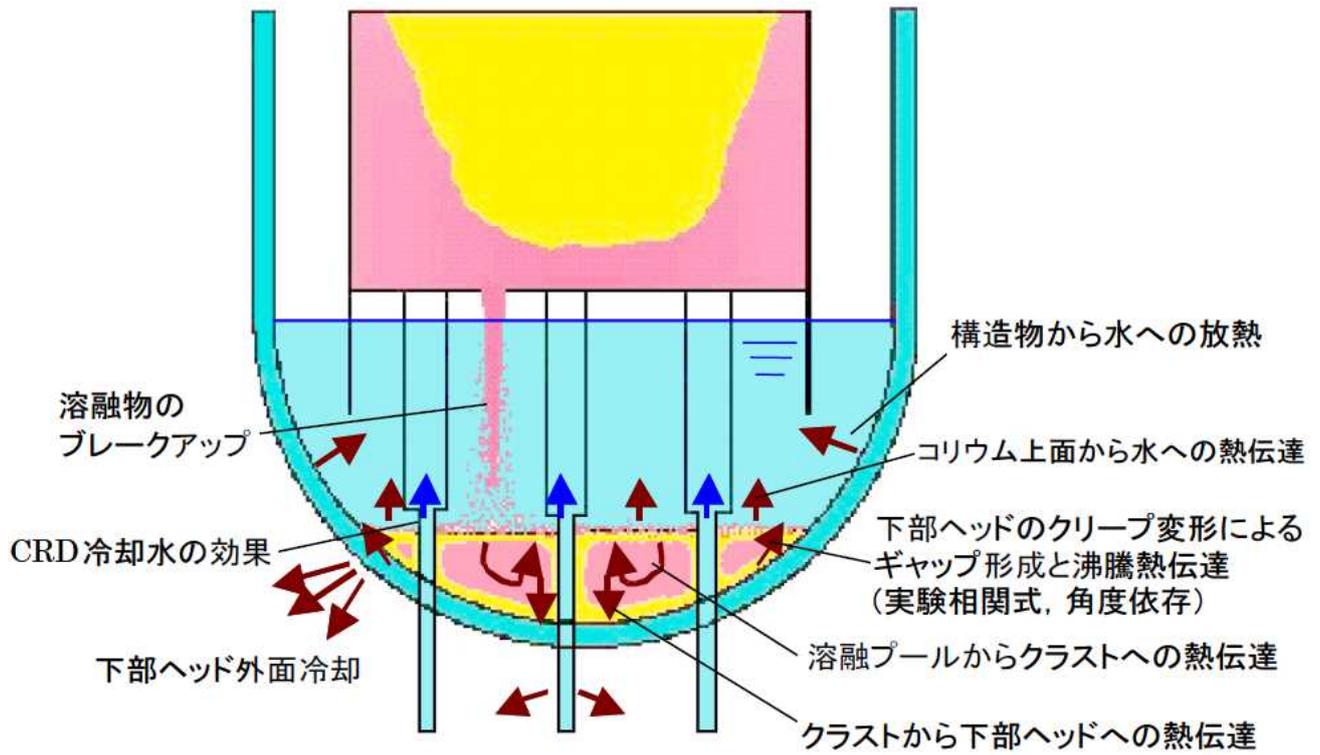


図 3a 評価コードの要素モデル^[4-1]

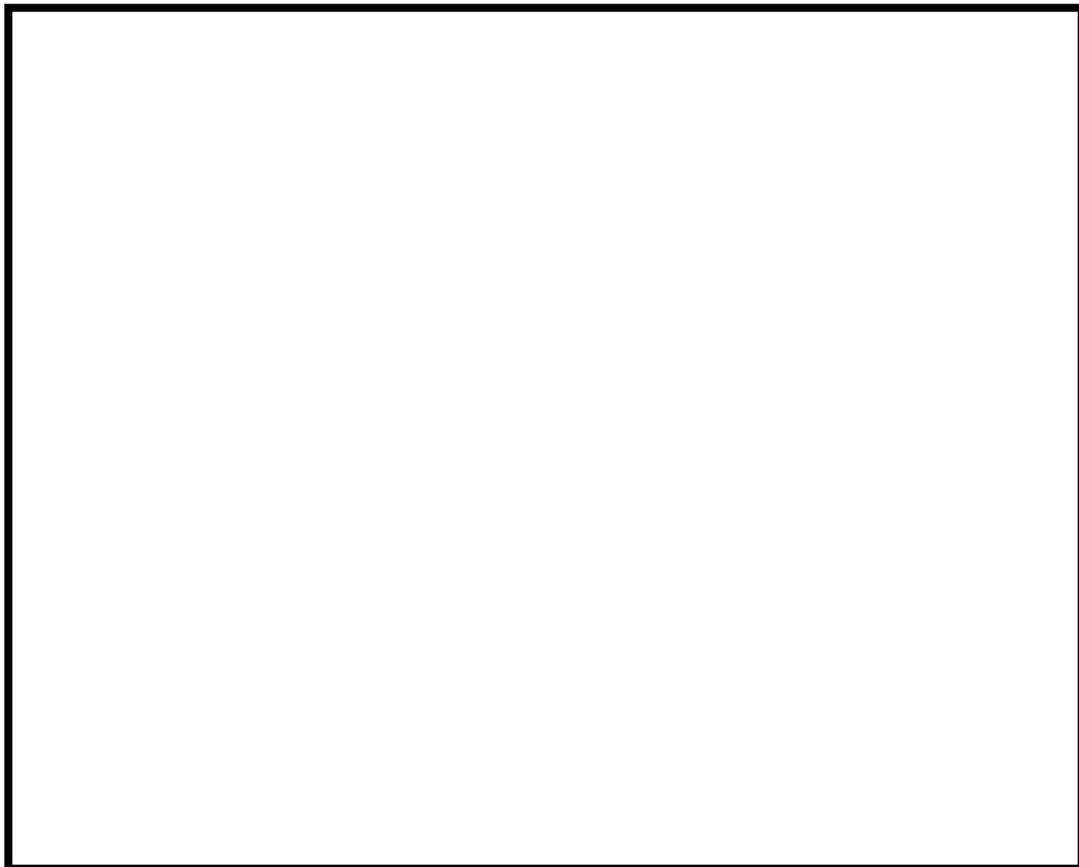


図 3b IVR 評価コードの伝熱および物質移行モデル^[4-6]

格納容器雰囲気直接加熱発生時の格納容器への温度負荷

柏崎刈羽 6 号及び 7 号炉の内部事象運転時レベル 1.5PRA では、格納容器雰囲気直接加熱(以下、「DCH」という。)による格納容器内の圧力上昇を原子炉格納容器のフラジリティ曲線に照らして DCH による格納容器破損頻度を評価している。このとき、格納容器への温度負荷は考慮していない。

本評価では原子炉圧力容器が高压破損し、DCH が発生した場合について、原子炉圧力容器の破損時の格納容器への温度負荷を確認した。

1. 評価条件

TQUX によって炉心損傷に至り、その後の減圧に失敗する事故シーケンスについて評価した。評価条件を表 1 に示す。

2. 評価結果

評価結果を図 1 及び図 2 に示す。

原子炉格納容器への温度に関する負荷は、原子炉格納容器の壁面温度で確認することが適切であることから、原子炉格納容器の壁面温度を確認すると、原子炉圧力容器高压破損直後であっても気相部温度と比較して温度の上昇は緩やかであり、限界温度(200°C)に対して余裕があることが確認出来る。このことから、仮に DCH によって更に急激な原子炉格納容器の温度上昇が生じても原子炉格納容器の壁面温度が短時間で限界温度に到達することはなく、また、DCH によって格納容器に大きな負荷が生じた場合、格納容器は先に圧力によって破損に至るものと考えられる。

このため、DCH による格納容器破損頻度の評価においては、原子炉圧力容器への圧力負荷に着目して評価することで問題無いと考える。

3. その他の影響

高压状態の原子炉圧力容器から熔融炉心が噴出された場合、高温の熔融炉心が壁面に付着し、格納容器を加熱することで格納容器破損に至る可能性も考えられるが、熔融炉心の噴出先は格納容器下部ドライウエルであるため、原子炉格納容器のバウンダリに接触することはなく、上部ドライウエルへの流路も連通孔に限定されるため、上部ドライウエルの壁面に付着し、加熱によって格納容器破損に至る可能性は小さいものとする。

以上

表 1 DCH 評価条件

パラメータ	評価条件	備考
対象シーケンス	TQUX	炉心損傷後の減圧失敗
炉内ジルコニウム酸化割合	24%	不確かさ確率分布 (三角分布) の最尤値
RPV 破損面積	0.3m ²	不確かさ確率分布 (三角分布) の最尤値
下部プレナムに落下する 溶融炉心の割合	60%	不確かさ確率分布 (三角分布) の最尤値
ドライウエルへの粒子化 デブリの移行割合	5%	不確かさ確率分布 (一様分布) の最大値

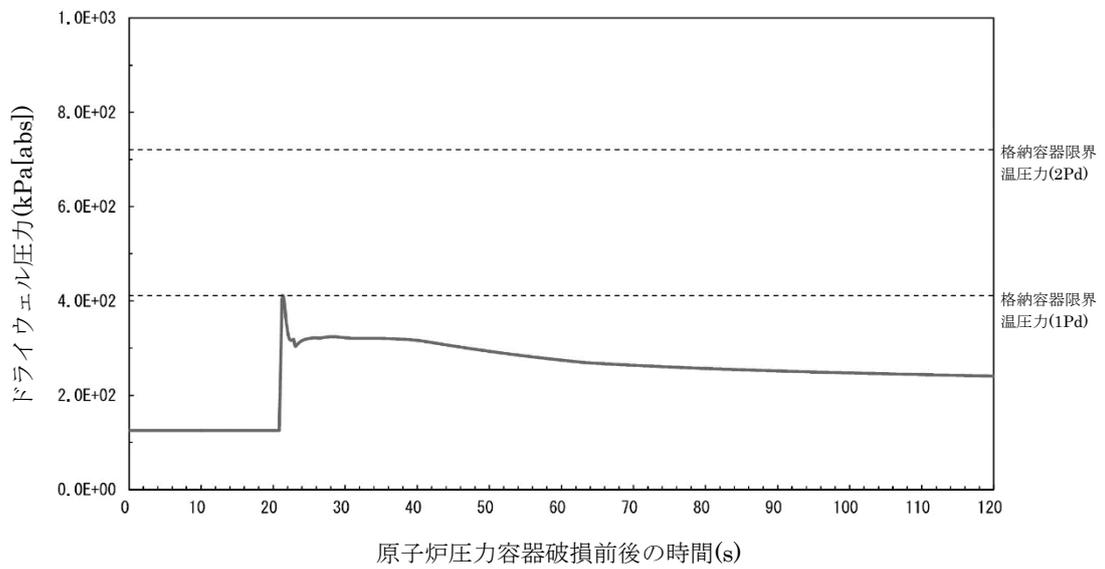


図 1 ドライウエル圧力

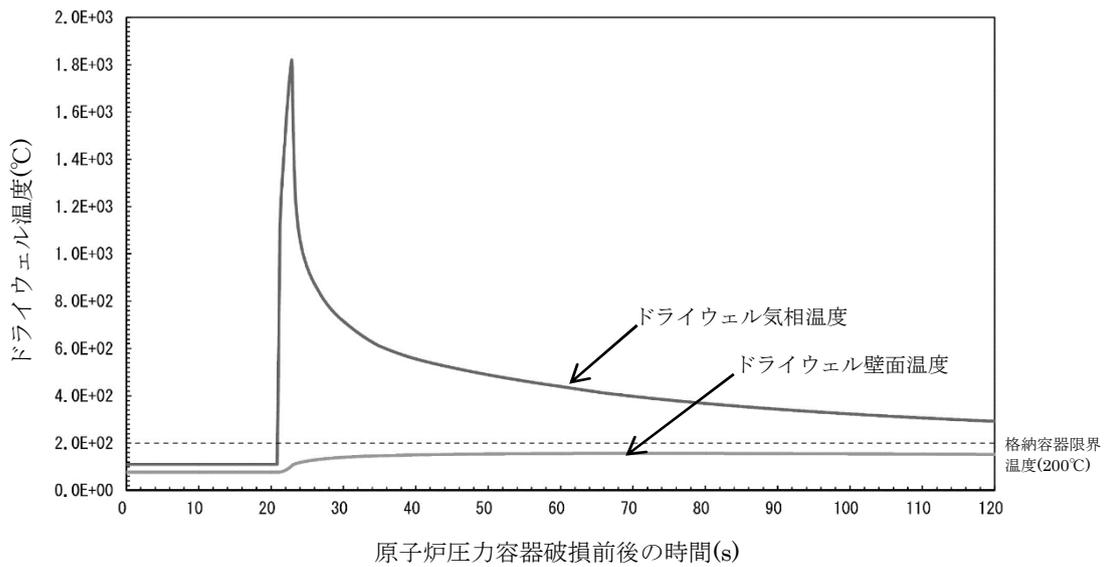


図 2 ドライウエル温度

炉外 FCI による格納容器破損確率評価における ペDESTALフラジリティの設定

炉外 FCI による格納容器破損確率の評価では、格納容器下部ドライウェルへの溶融デブリの落下に伴って生じる水蒸気爆発の機械的エネルギーの分布を、機械的エネルギーと格納容器下部ドライウェル側壁(ペDESTAL)の破損確率の関係(ペDESTALフラジリティ)に照らして炉外 FCI による格納容器の破損確率を評価している。

このペDESTALフラジリティは以下の流れで設定している。設定の詳細を 1. 以降に示す。

- ① FCI によって生じる機械的エネルギーとペDESTALの鋼板の塑性ひずみ量の関係を、動的連続体非線形相互作用解析コード「AUTODYN-2D」を用いて評価する。
- ② ①で求めた関係をもとに、ペDESTALフラジリティを設定する。

1. AUTODYN-2D によるペDESTALの鋼板の塑性ひずみ量の評価

(1) 評価条件

AUTODYN-2D での解析条件を次に示す。AUTODYN-2D では、格納容器下部ドライウェルの液相部での水蒸気爆発による圧力波が液相部あるいは気相部を伝播して構造物に働く荷重及び変形を評価した。

a. 解析モデル

解析モデルを図 1 に示す。下部ドライウェルにはリターンラインまで水位があるもの(水深約 7 m)とした。

FCI による圧力源には GASBAG モデル(水プール中の点に高圧気泡を置き、この気泡の膨張によって所定の仕事をさせるモデル)を使用した。

鋼板材(SPV490)の材料物性として、SPV490 の応力-ひずみ曲線を使用した。SPV490 の応力-ひずみ曲線を図 2 に示す。

b. 解析ケース

AUTODYN-2D による解析ケースを表 1 に示す。FCI に寄与するコリウムの量は、破損口径とプール水深(約 7 m)の積とし、FCI によって発生する機械的エネルギーは FCI に寄与するコリウムの内部エネルギーとエネルギー変換効率の積とした。

破断口面積には、破損規模が小規模なケース(CRD1 本程度の面積を考慮)及び破損規模が大規模なケース(大規模クリープ破損を想定)を考慮した。

圧力源の位置は水プールの中心とし、圧力源の形状は球形とした。

(2) 評価結果(機械的エネルギーとペDESTALの鋼板の塑性ひずみ量の関係)

表 1 の解析ケース毎に AUTODYN-2D を用いて評価した鋼板の塑性ひずみと、FCI によって生じる機械的エネルギーとの関係を図 3 に示す。今回の解析条件の範囲では機械的エネルギーの増大に対して塑性ひずみはほぼ線形に増加していく結果となった。

2. ペDESTALフラジリティの設定

ペDESTALフラジリティは、AUTODYN-2D による評価結果から得られた図 3 の機械的エネルギーとペDESTALの鋼板の塑性ひずみ量の関係を参考に、 を上限とする として設定した。設定したペDESTALのフラジリティ曲線を図 4 に示す。

の上限については、図 2 から SRV490 の最大引張り強さ時の塑性歪みが であることを読み取り、図 3 からは塑性歪み に相当する機械的エネルギーが 以上であること等を踏まえて設定した。

以 上

表 1 AUTODYN-2D による解析ケース

解析 ケース	破損規模	破損口 面積[m ²]	プール 水深[m]	機械的 エネルギー 変換効率[%]	機械的 エネルギー [MJ]
1	小規模 (CRD1 本程度の 面積を考慮)	0.28	6.757	2	348
2				1	174
3	大規模 (大規模クリーブ 破損を想定。)	2.27		2	2739
4				1	1369
5				0.5	685

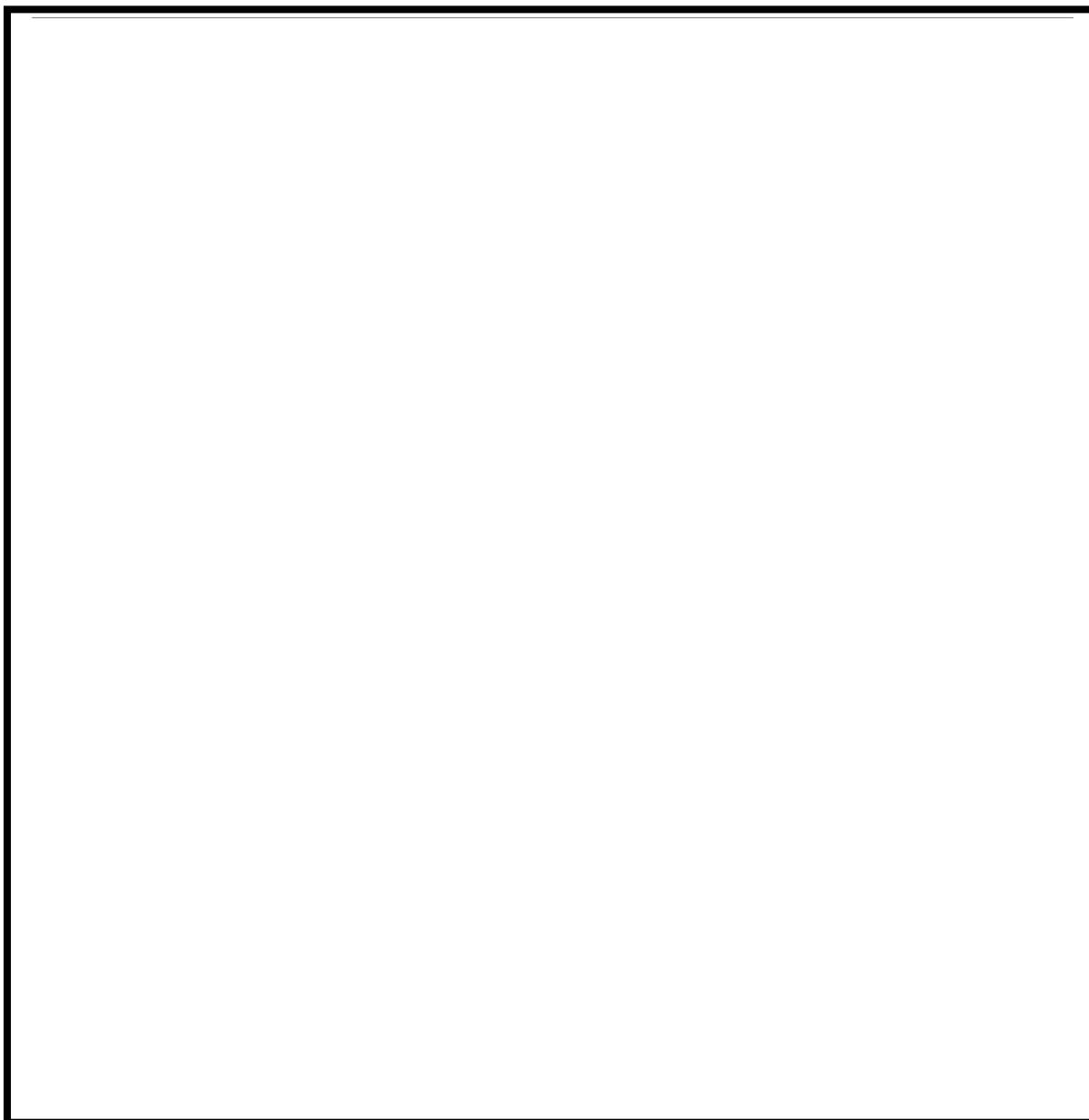


図 1 AUTODYN-2D による格納容器下部ドライウエル内の動的荷重評価モデル

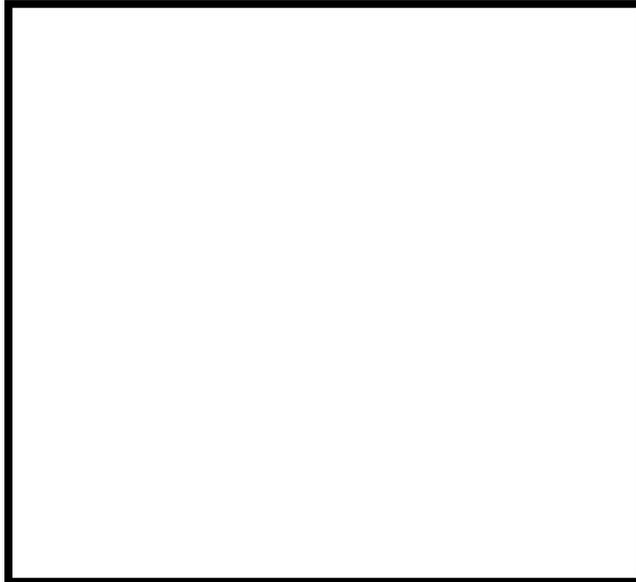


図 2 鋼板材(SRV490)の応力-ひずみ曲線



図 3 FCI によって生じる機械的エネルギーと鋼板の塑性ひずみの関係



図 4 FCI によって生じる機械的エネルギーに対するペDESTALのフラジリティ曲線

余裕時間の設定方法

格納容器イベントツリー評価において、分岐確率を設定するにあたって、余裕時間を設定する必要がある。余裕時間の設定が必要となる格納容器イベントツリーのヘディングおよび本ヘディングに示す操作の実施目的を下表に示す。

これらのヘディングの分岐確率を設定するために必要となる、運転操作の余裕時間について、実施目的を考慮して、事故進展解析結果から設定する。

ヘディング		実施目的
1	原子炉減圧	RPV 破損防止
2	損傷炉心注水	
3	下部 D/W 注水(RPV 破損前)	PCV 破損防止
4	上部 D/W スプレイ (RHR)	
5	非常用交流電源復旧(RPV 破損前)	RPV 破損防止 (1,2 のためのサポート系)
6	非常用交流電源復旧(PCV 破損前)	PCV 破損防止 (3,4 のためのサポート系)

1. 損傷炉心注水の余裕時間

損傷炉心注水の余裕時間は、RPV 内容融物保持(IVR)を達成するために許容される時間と定義され、具体的にはリロケーション開始からの時間によって設定することが出来る。

ここで、表 4.1.1.f-2-1 に事故進展解析結果を示す。本表からリロケーション開始までの時間は、炉心損傷時期が早期か後期かで大きく異なる。炉心損傷時期の早期/後期を、PDS によって分類すると、以下のようになる。

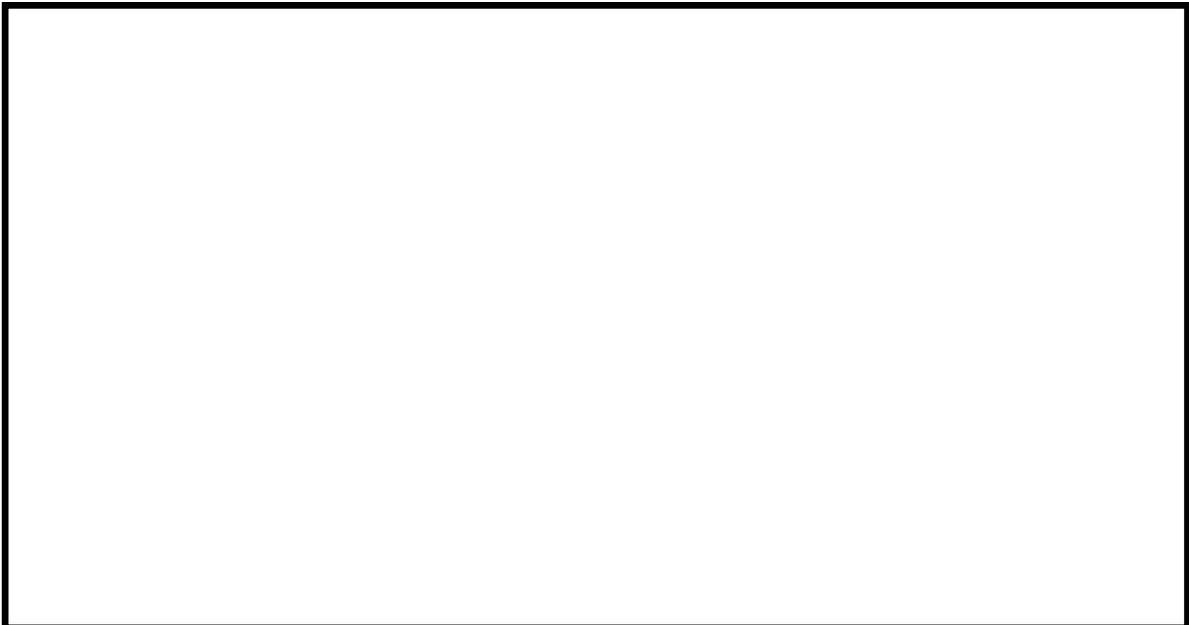
- ・ 炉心損傷時期早期：長期 TB 以外
- ・ 炉心損傷時期後期：長期 TB

したがって、損傷炉心注水の余裕時間は、長期 TB と長期 TB 以外に区別して設定を行う。

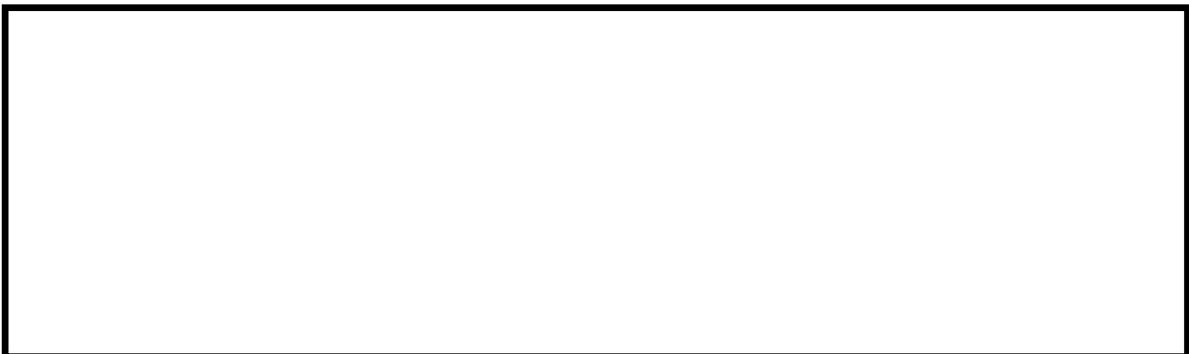
① 長期 TB 以外の PDS に対する損傷炉心注水の余裕時間



② 長期 TB に対する損傷炉心注水の余裕時間



2. 残留熱除去系による PCV 除熱の余裕時間



② RPV 破損あり (IVR 失敗時)





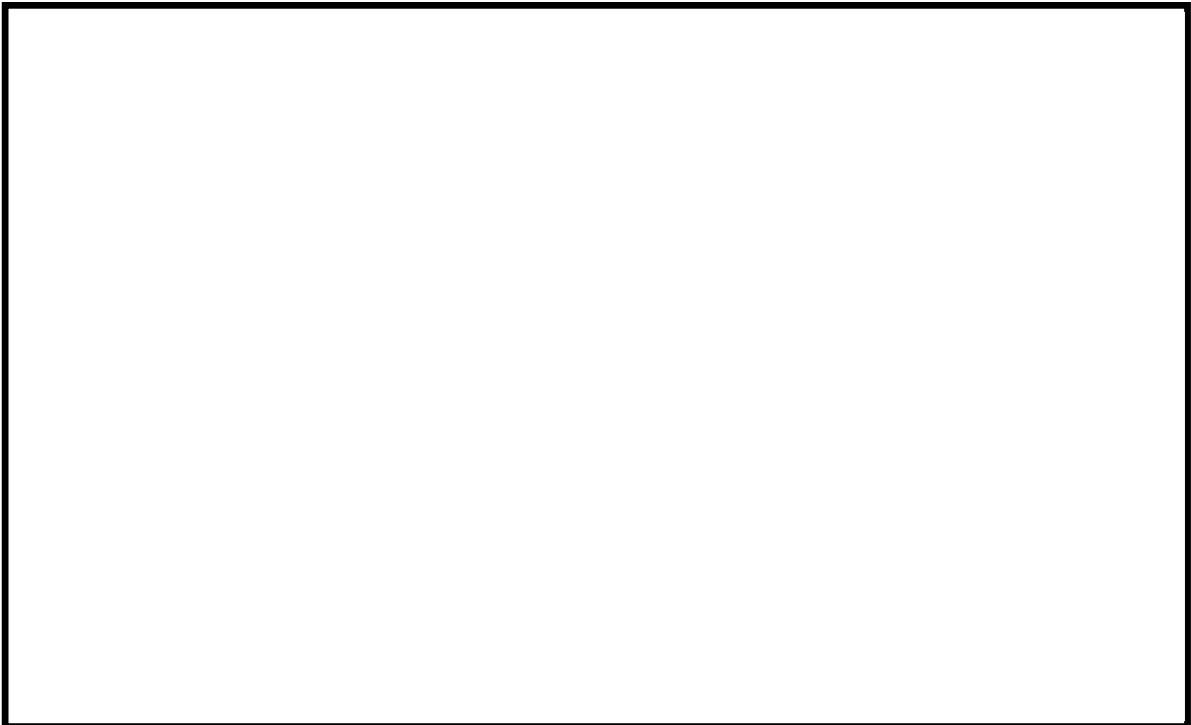
残留熱除去系による PCV 除熱の余裕時間を整理した結果を表 4.1.1.f-2-5 に示す。

3. 交流電源復旧の余裕時間

交流電源復旧の目的は、交流電源喪失時における、損傷炉心注水および PCV 除熱であるため、交流電源復旧は、1.および 2.で設定した余裕時間以内に完了する必要がある。

したがって、1.および 2.の余裕時間設定の考え方を基に以下の通り設定した。

① 損傷炉心注水のための交流電源復旧の余裕時間



② PCV 破損防止のための交流電源復旧の余裕時間





PCV 破損前までの交流電源復旧の余裕時間を整理した結果を表 4.1.1.f-2-6
に示す。

表 4.1.1.f-2-1 代表炉心損傷シーケンスの事故進展解析結果

PDS	炉心溶融	RPV 下部プレナム リロケーション	RPV 破損	PCV 破損
TQUV (TBP)				
TQUX (TBU, TBD)				
TQUX (RPV 破損なし)				
LOCA				
長期 TB				

RPV 下部プレナムリロケーションとは、RPV 下部プレナムへのデブリの移行時間を表す。

表 4.1.1.f-2-2 代替注水系相当の流量で注水した場合の注水の遅れ時間と IVR 達成の関係

--

表 4.1.1.f-2-3 損傷炉心注水の余裕時間

--

表 4.1.1.f-2-4 RPV 破損から PCV 破損までの余裕時間

--

表 4.1.1.f-2-5 残留熱除去系による PCV 除熱の余裕時間

--

表 4.1.1.f-2-6 交流電源復旧の余裕時間

--

格納容器隔離の分岐確率の根拠と格納容器隔離失敗事象への対応

【分岐確率の根拠】

KK6/7号機の内部事象運転時レベル 1.5PRA では、炉心損傷の時点で原子炉格納容器(PCV)の隔離に失敗している場合を考慮しており、これを「PCV 隔離」のヘディング(分岐確率 5.0×10^{-3})として設定している。

この分岐確率は、PCV 隔離システムの信頼性について評価している NUREG/CR-4220^[1]をもとに設定している。NUREG/CR-4220 では、米国の LER (Licensee Event Report)(1965年～1984年分)を分析し、PCV からの大規模漏洩が生じた事象4件を抽出、これを評価時点での運転炉年(740炉年)で割ることにより、PCV 隔離失敗の発生頻度(5.0×10^{-3} /炉年)を算出している。更に、PCV 隔離失敗の継続時間の情報が無いことから、工学的判断として PCV の隔離機能が確認される間隔を1年とし、上記の発生頻度に1年を掛けることにより、「PCV 隔離」の失敗確率としている。

本評価においても、PCV の隔離機能は少なくとも1年に1回程度は確認されるもの(1サイクルに1回程度)と考え、上記の発生頻度に1年を掛けることにより、「PCV 隔離」の失敗確率としている。

なお、NUREG/CR-4220 では、潜在的な漏洩が発生する経路として、ベント弁等の大型弁の故障や PCV 壁に穴が空く事象等の直接的な破損を考えている。

【JNES による検討事例】

PCV の隔離失敗については、独立行政法人 原子力安全基盤機構(JNES)による評価結果^[2]が報告されている。国内 BWR-5MARK II 型格納容器プラントを対象に、フォールトツリー(FT)を用いて PCV 隔離の失敗確率を評価しており、PCV 隔離の失敗確率は平均値で 8.3×10^{-4} (EF = 2.4)と示されている。

PCV の貫通部を抽出した上で、貫通部の弁の構成等を考慮し、リークのパターンを FT でモデル化している。また、FT の基事象には国内機器故障率データを使用している。

【分岐確率の設定について】

NUREG/CR-4220 では米国の運転実績から、JNES による評価では、FT による分析から PCV 隔離失敗の頻度又は確率が評価されている。用いているデータ及び評価方法は異なるものの、いずれも 1.0×10^{-3} 前後の値である。

本評価において、ヘディング「PCV 隔離」は他のヘディングとの従属関係を持たない独立のヘディングであることから、プラント損傷(炉心損傷)状態の発生頻度とヘディング「PCV 隔離」の確率の積がそのまま PCV 破損モード「PCV 隔離失敗」による PCV 破損頻度となる。また、PCV の隔離に成功している確率

はほぼ1であることから、ヘディング「PCV 隔離」以降のイベントツリーの分析結果(CFF)には殆ど影響しない。これらのことから、参照可能と考える評価結果のうち、大きめの値を示している NUREG/CR-4220 の評価結果をもとに、工学的判断によって分岐確率 5.0×10^{-3} を採用した。

なお、現状の運転管理として PCV 内の圧力を日常的に監視しているほか、格納容器圧力について 1 日 1 回記録を採取している。仮に今回想定した様な大規模な漏えいが生じた場合、速やかに検知できる可能性が高いと考える。

【格納容器隔離失敗事象への対応】

格納容器隔離失敗事象には、炉心損傷の時点で PCV の隔離に失敗している場合と、原子炉冷却材浄化系配管等の原子炉圧力容器(RPV)に繋がる高圧配管が格納容器外で破断した後に炉心損傷に至る場合が含まれている。

PRA では、炉心損傷の時点で PCV の隔離に失敗している場合を考慮している。PRA 上、具体的な隔離失敗(漏えい)箇所を設定しているものでは無いが、万一、炉心損傷の時点で PCV の隔離に失敗していた場合には、中央制御室からの隔離失敗(漏えい)箇所の隔離を試みることとなる。

このため、本事象への対応としては、炉心損傷頻度の低減を図ると共に、万一の重大事故発生時に PCV の隔離に失敗していることの無いよう、PCV の漏えいに対する検知性を向上させることが有効であり、これらについては重大事故等対処設備や日常の PCV の圧力監視等で対応している。

原子炉冷却材浄化系配管等、RPV に繋がる配管が格納容器外で破断した後に炉心損傷に至る場合については、配管破断の発生頻度が十分に低いため、ISLOCA を除いて PRA 上はモデル化していない。仮に配管破断が生じた場合には、破断箇所の隔離、RPV の急速減圧、炉水位をバイパス破断が生じた配管の RPV 接続位置の高さ以下に保つ等、ISLOCA の場合と同様の対応をとることとなる。

また、サプレッションプールからの吸込配管等、直接炉心損傷につながるものでは無いが、PCV から外部に敷設されている配管が破断した場合についても、破断箇所を隔離することで対応する。

以 上

参考文献

- [1] NUREG/CR-4220, Reliability Analysis of Containment Isolation Systems., U.S. Nuclear Regulatory Commission (1985)
- [2] 「JNES/SAE06-031, 06 解部報-0031 格納容器健全性に関する機器の重要度評価(BWR)」
独立行政法人 原子力安全基盤機構 (2006)

重大事故等対策の有効性評価について
(原子炉格納容器の限界温度・圧力)

目 次

	頁
(本文)	
1. 評価の概要	
(1) はじめに	1
(2) 限界温度・圧力の評価	2
(3) 健全性確認	2
(4) 結論	23
別添－1 福島第一原子力発電所事故時の格納容器温度・圧力の挙動	
別添－2 格納容器限界温度・圧力に関する海外知見について	
別添－3 原子炉格納容器バウンダリにおけるシール材の変更について	
(添付資料)	
1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）	
1.1 評価方針	1-1
1.2 評価	1-1
1.3 評価結果	1-3
2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）	
2.1 評価方針	2-1
2.2 評価	2-1
2.3 評価結果	2-3
3. トップヘッドフランジ	
3.1 評価方針	3-1
3.2 評価結果	3-4
(1) 本体の耐圧	3-4
(2) フランジ固定部の強度	3-11
(3) ガasketの健全性	3-13
3.3 評価まとめ	3-23
4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）	
4.1 評価方針	4-1
4.2 評価結果	4-3

(1) 本体の耐圧	4-3
(2) フランジの固定部の強度	4-21
(3) ガasketの健全性	4-23
4.3 評価まとめ	4-33
5. エアロック	
5.1 評価方針	5-1
5.2 評価結果	5-4
(1) 本体の耐圧	5-4
(2) ガasketの健全性	5-20
6. 配管貫通部	
6-1 配管貫通部（貫通配管）	
6-1.1 評価方針	6-1
6-1.2 評価	6-1
6-1.3 評価結果	6-4
添付 6-1 原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について	6-11
6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）	
6-2.1 評価方針	6-13
6-2.2 評価	6-14
6-2.2.1 基本板厚計算	
6-2.2.1.1 スリーブ	6-14
6-2.2.1.2 端板	6-15
6-2.2.1.3 閉止板	6-16
6-2.2.2 応力評価	6-17
6-2.3 評価結果	6-23
6-3 配管貫通部（閉止フランジ）	
6-3.1 フランジ部の構造	6-24
6-3.2 評価部位	6-24
6-3.3 評価	6-25
6-3.4 評価結果	6-25
7. 電気配線貫通部	
7.1 評価方針	7-1

7.2 評価	7-7
7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算	7-7
7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価	7-16
8. 原子炉格納容器隔離弁	
8.1 はじめに	8-1
8.2 不活性ガス系バタフライ弁	
8.2.1 評価方針	8-2
8.2.2 評価結果	8-2
8.3 TIP ボール弁及びページ弁	
8.3.1 評価方針	8-4
8.3.2 評価結果	8-5
添付 8-1 原子炉格納容器隔離弁の抽出について	8-7
添付 8-2 格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験について	8-8
別紙-1 6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト	
別紙-2 7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト	
別紙-3 トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について	
別紙-4 改良E PDMシール材の試験について	
別紙-5 バックアップシール材の試験について	
別紙-6 一次+二次応力の評価について	
別紙-7 ライナの不連続部の評価について	
別紙-8 格納容器貫通部における楕円変形の影響について	
別紙-9 モデル化している各部位の耐震性について	
別紙-10 フランジ開口に対するシール材の復元特性について	
別紙-11 実機フランジモデル試験の概要について	
別紙-12 NUPEC 解析モデルの当社プラントへの適用性について	
別紙-13 SA 時の S/C 構造評価における水力学的動荷重の影響について	
別紙-14 限界温度・圧力に対する評価対象部位の裕度について	
別紙-15 配管貫通部の代表性について	
別紙-16 バックアップシール材塗布による設計影響について	
別紙-17 TIP ページ弁（メタルシート）の実機適用性について	

1. 評価の概要

(1) はじめに

柏崎刈羽原子力発電所6、7号炉の重大事故等対策の有効性評価において、原子炉格納容器の限界温度・圧力をそれぞれ200℃、2Pd（0.62MPa、Pd：最高使用圧力（0.31MPa））として評価している。以下にその根拠と妥当性を示す。

表-1.1 原子炉格納容器の設計条件と限界温度・圧力の比較

	設計仕様 (最高使用温度・圧力)	有効性評価で使用する 限界温度・圧力
温度	171℃*1	200℃
圧力	310kPa (1Pd) {3.16kgf/cm ² }	620kPa (2Pd)

*1：ドライウエルの最高使用温度を示す。サプレッション・チェンバの最高使用温度は104℃である。

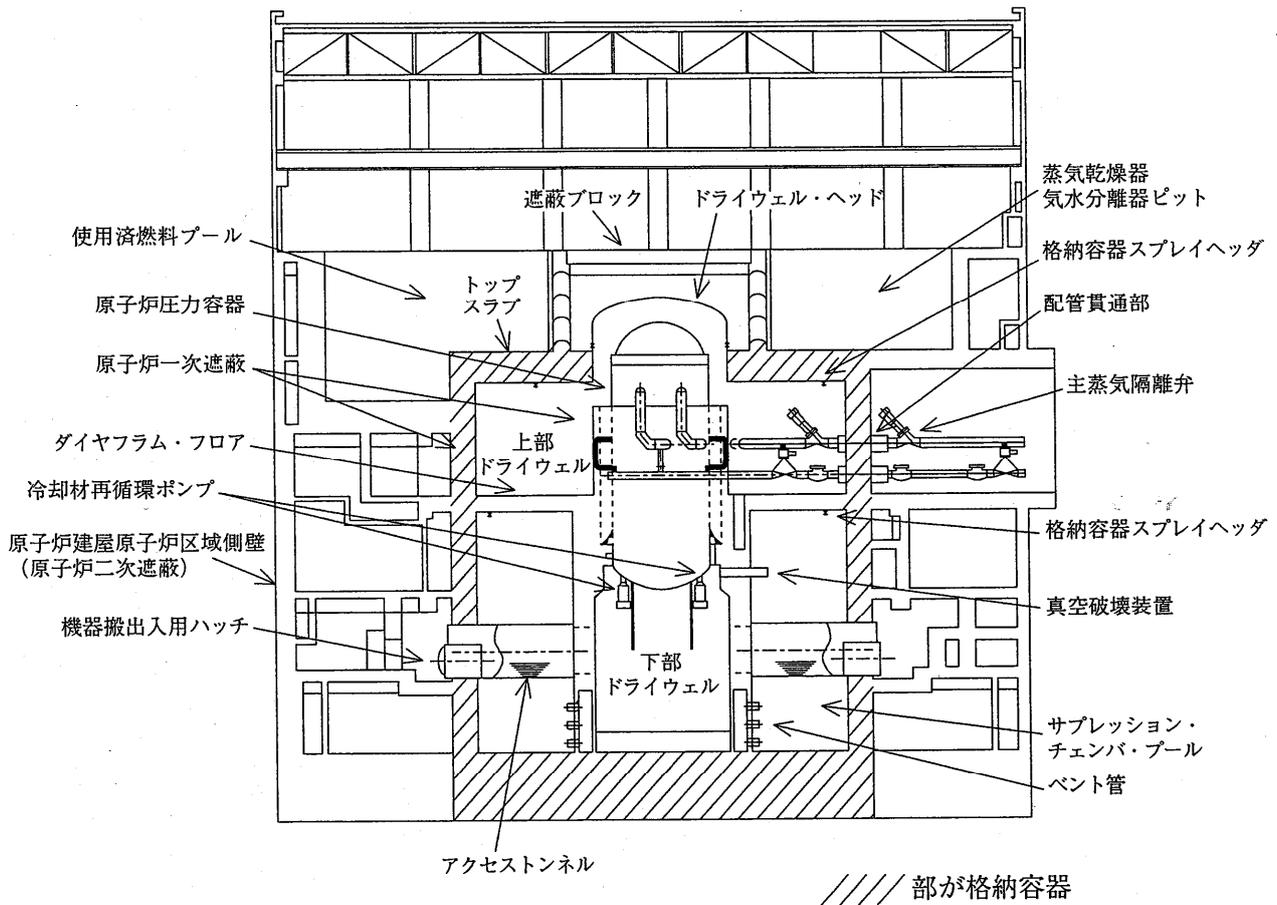


図-1.1 原子炉格納容器全体図

(2) 限界温度・圧力の評価

原子炉格納容器の限界温度・圧力については、重大事故時条件下において、原子炉格納容器の機能である放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを条件として設定する。放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、原子炉格納容器バウンダリを構成する機器である格納容器本体、ハッチ類、貫通部、隔離弁等が、重大事故時条件下において著しい損傷が生じることなく、気密性を確保することが必要である。

重大事故時条件下の格納容器閉じ込め機能については、これまでに実施した電力会社等による共同研究（以下「電共研」という。）や、当時の（財）原子力発電技術機構（以下「NUPEC」という。）による「重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）」の研究成果を踏まえた評価等に加え、福島事故では格納容器の閉じ込め機能が喪失し、放射性物質の放出につながった可能性が高いことから、これまでの福島事故の分析、評価によって得られている知見を考慮して、格納容器バウンダリを構成する機器の機能が健全に維持できることが確認できる条件を設定する。

これらを踏まえ、有効性評価における重大事故時の原子炉格納容器の限界温度・圧力をそれぞれ 200℃、2Pd と設定していることに対し、上記に示す電共研や NUPEC の研究成果、解析評価、および、福島事故の知見等により妥当性を確認するものである。

(3) 健全性確認

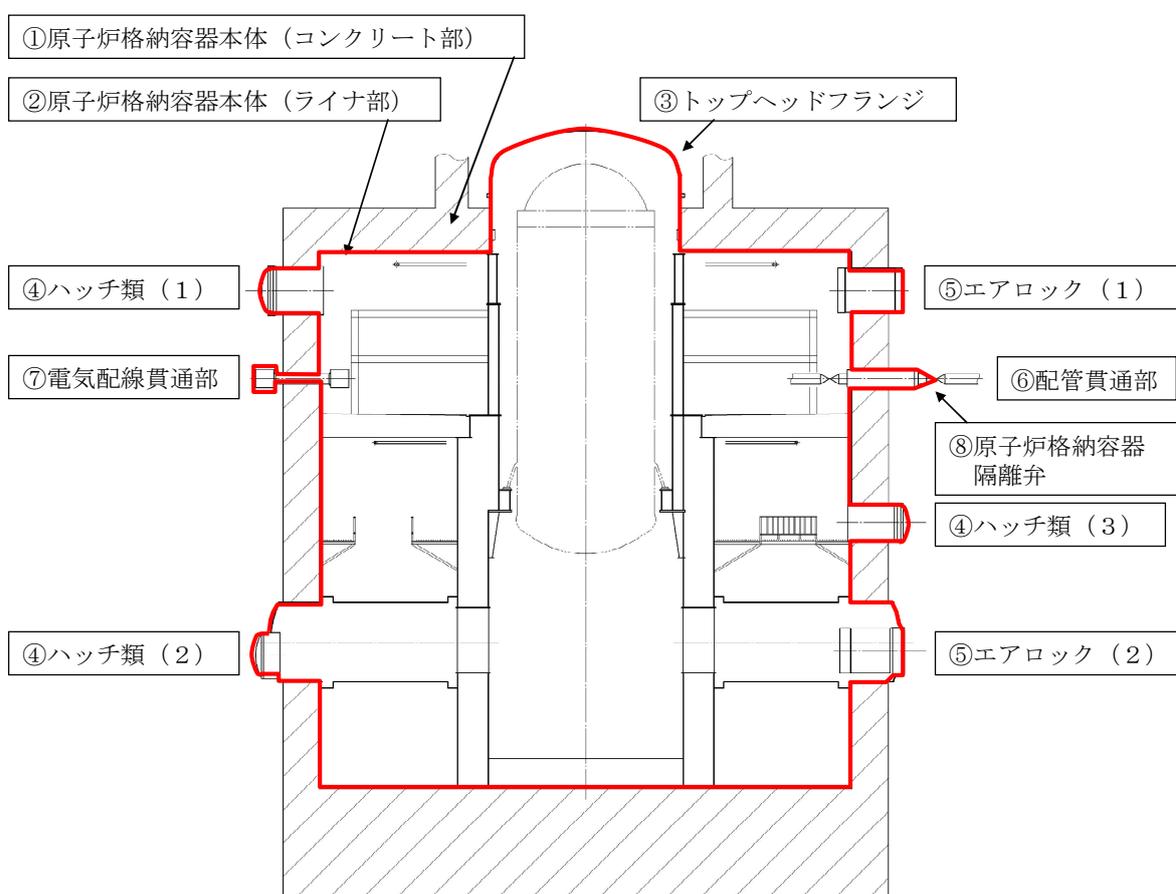
a. 評価対象

放射性物質の閉じ込め機能を確保するためには、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器本体及び開口部等の構造健全性を確認する必要がある。

さらに、福島第一原子力発電所事故において、格納容器からの漏えい要因の一つとして推定している原子炉格納容器に設置されるトップヘッドフランジ部、ハッチフランジ部、電気配線貫通部等のシール部についても、200℃、2Pd の環境下での機能維持を確認する必要がある。

このことから原子炉格納容器本体の他に、200℃、2Pd の環境下で原子炉格納容器の変位荷重等の影響により、構造上、リークパスになる可能性がある開口部及び貫通部の構成品、また、ガスケットの劣化及びシート部の変形に伴いリークパスになる可能性があるシール部が評価対象となり、以下の原子炉格納容器バウンダリ構成部を評価する。なお、図-1.2 に原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要を示す。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
- ③トップヘッドフランジ
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
- ⑤エアロック
- ⑥配管貫通部（貫通配管、スリーブ、端板、閉止フランジ、閉止板）
- ⑦電気配線貫通部
- ⑧原子炉格納容器隔離弁



※赤線は原子炉格納容器のバウンダリを示す

- ハッチ類（１） 上部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（２） 下部ドライウエル機器搬入用ハッチ
- ハッチ類（３） サプレッション・チェンバ出入口
- エアロック（１） 上部ドライウエル所員用エアロック
- エアロック（２） 下部ドライウエル所員用エアロック

図-1.2 原子炉格納容器バウンダリ構成部の概要図

b. 機能喪失要因

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備の重大事故時における放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因（以下、「機能喪失要因」という。）として、原子炉格納容器内の温度、内圧条件や原子炉格納容器本体の変形に伴う、以下の要因が想定される。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
曲げせん断破壊
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
延性破壊
- ③トップヘッドフランジ
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑤エアロック
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑥配管貫通部
 - ・ 貫通配管
延性破壊
 - ・ スリーブ
延性破壊
 - ・ 端板
延性破壊
 - ・ 閉止板
延性破壊
 - ・ 閉止フランジ
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑦電気配線貫通部
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑧原子炉格納容器隔離弁
延性破壊、高温劣化（シール部）

c. 評価方法

構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定し、以下のいずれかの方法により評価し、200℃、2Pd の環境下での健全性及び機能維持を確認する。

- (a) 自社研，電共研，NUPEC での試験結果等による評価
- (b) 設計・建設規格又は既工事計画認可申請書等に準拠した評価
- (c) 設計・建設規格の準用等による評価

評価方法による評価対象機器の分類を図-1.3 及び表-1.2 に示す。

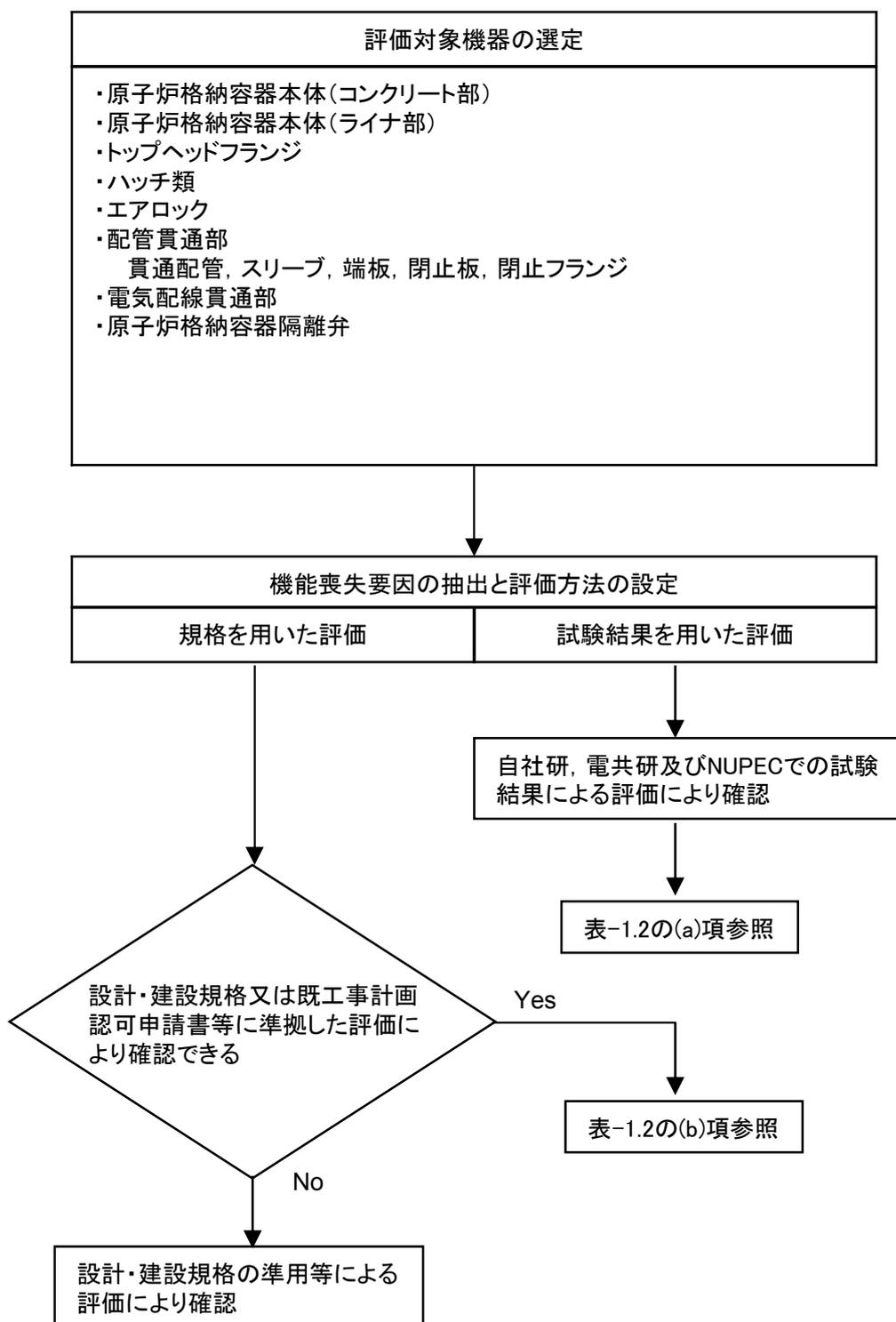


図-1.3 評価方法による評価対象機器の分類

表-1.2 評価対象機器の分類及び評価内容

評価対象部位		想定される機能喪失要因	評価手法	評価方法の概要	判定基準
①	原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	曲げせん断破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた弾塑性解析により、200℃条件下で、コンクリート部の内圧に対する耐圧性状を確認	2Pd を上回ること
②	原子炉格納容器本体 (ライナ部)	延性破壊	(a)	NUPEC で実施された有限要素法を用いた歪み評価をもとに、ライナ部破損圧力を評価	2Pd を上回ること
③	トップヘッドフランジ	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施された 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
④	ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
			(a)	NUPEC で実施されたハッチモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価	2Pd を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑤	エアロック	延性破壊	(b)	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力を 200℃における 2/3Su として評価	許容応力を下回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑥	配管貫通部 (貫通配管)	延性破壊	(b)	代表配管について、原子炉格納容器変位に伴う曲げ荷重の作用による強度評価を、設計・建設規格 PPC-3530 に準拠し、既工事計画認可申請書で実績ある手法で評価を実施	PPC-3530 に規定される 1 次、2 次応力の制限値を満足する
	配管貫通部 (スリーブ、端板、閉止板、閉止フランジ)	延性破壊	(b)	代表配管について、設計・建設規格 PVE-3410, 3610 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
	配管貫通部 (閉止フランジ)	変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	シール部が健全であること
⑦	電気配線貫通部	延性破壊	(b)	代表貫通部について、設計・建設規格 PVE-3230 に準拠し、必要板厚を算定	設計上の必要板厚を上回ること
		変形・高温劣化 (シール部)	(a)	電共研、NUPEC で実施された電気配線貫通部のモデル試験体を用いた気密性能確認結果に基づき限界圧力・温度を評価	2Pd, 200℃を上回ること
⑧	原子炉格納容器隔離弁	変形・高温劣化 (シール部)	(a)	シール部について試験結果に基づき評価	シール部が健全であること

d. 評価結果の概要

①原子炉格納容器本体（コンクリート部）

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで健全性を確認する。

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により限界の内圧を確認している。この結果から、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の破損は 200℃条件下において 4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられるため、限界温度・圧力である 200℃、2Pd での構造健全性を確認した。

②原子炉格納容器本体（ライナ部）

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

したがって、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

一方、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの原子炉格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これを用いて柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定した。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用した結果、重大事故時のライナ部の破損に対する限界圧力は 2Pd 以上あることを確認した。

③ トップヘッドフランジ

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、原子炉格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器膨張によるトップスラブ部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

・ 本体

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、ドライウェル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するトップヘッドフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、トップヘッドフランジに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物

質の閉じ込め機能)を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m , P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定(原子炉冷却材喪失事故を想定)に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価(原子炉格納容器信頼性実証事業)(平成 2 年度～平成 14 年度)において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。この 1/10 スケールモデル試験体は Mark-II 改良型の上鏡を想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型の上鏡と RCCV の上鏡の基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、限界圧力 $2Pd$ 環境下で構造健全性を有していることを確認した。

・シール機能

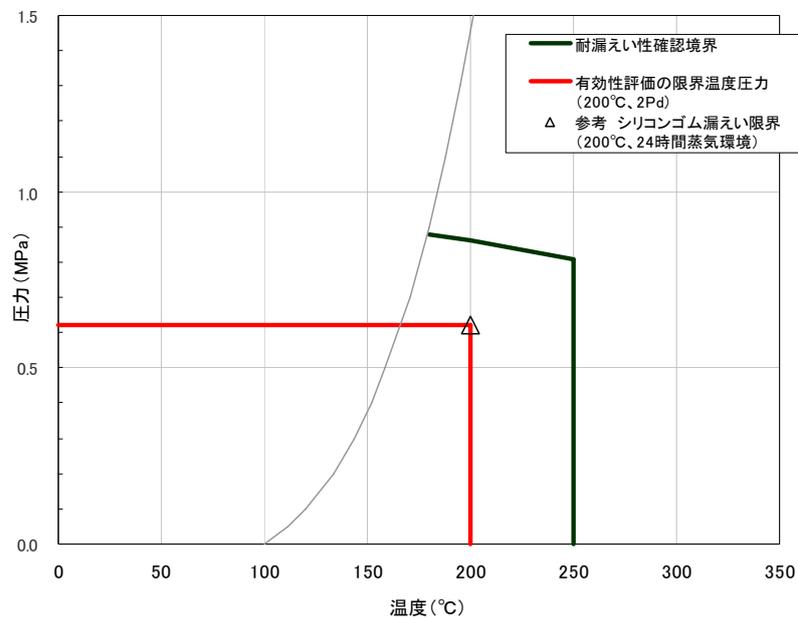
・フランジ固定部の強度

トップヘッドフランジのシール機能維持については、過去に電共研でドライウエル上鏡を模擬した上鏡モデル試験を行っており、トップヘッドフランジ部の圧力とフランジ開口量との関係を測定している。格納容器圧力 $2Pd$ の状態でフランジ面間に発生する最大の隙間を弾塑性大変形解析で評価したところ、上鏡モデル試験結果で漏えいが無いとされる隙間以下であることを確認した。なお、上鏡モデル試験体は鋼製格納容器(Mark-II 改良型)を想定して試験が行われたものであるが、RCCV の上鏡についても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

・シール材

シール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良EPDMのシール材に変更する。本評価では、改良EPDMについて事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。その結果、200℃、2Pd の環境下において、少なくとも7日間の健全性が確保されることを確認した。なお、更なる安全性の向上のため、高温蒸気曝露で劣化が進む特性を持つシール材を補強するために、さらに高温蒸気に耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確保する。

以上の評価結果から、トップヘッドフランジの耐性は、シール材の耐力が支配的となる。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており（別添-1参照）、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化した改良EPDM製シール材を用いることにより、機能を向上させる。上記の評価におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-1.4に示す。



<圧力-温度線図記載条件>

- ・トップヘッドフランジに採用する改良 EPDM の高温劣化特性を考慮
- ・有効性評価で確認している7日間の劣化を考慮
- ・シリコンゴム（参考）については、200℃で24時間（1日）の劣化を考慮

図-1.4 シール材の機能確保に関する評価線図（トップヘッドフランジ）

本線図では、温度・圧力が低下するほど、漏えい、破損に対する裕度が増加することを示しており、有効性評価に用いている格納容器の限界温度・圧力の条件である200℃、2Pd（最高使用圧力の2倍：0.62 MPa）は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であると考えられる。

なお、上記のような構造健全性確保の考え方は、米国の原子力事業者が実施している格納容器の健全性評価と同様の手法であり、妥当性を有するものであると考える（別添-2参照）。

以上のことから、トップヘッドフランジについて、原子炉格納容器の限界温度・圧力の200℃、2Pdは、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pdを考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、下記のとおり200℃、2Pdの環境下での健全性を確認した。

・本体

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する部位の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su$ (=Su) と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は 19.5kg/cm^2 （約 6.0Pd）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉とのハッチ形状の違いを考慮したとしても、限界圧力 2Pd 環境下で構造健全性を有していることを確認した。

- ・シール機能

- ・フランジ固定部

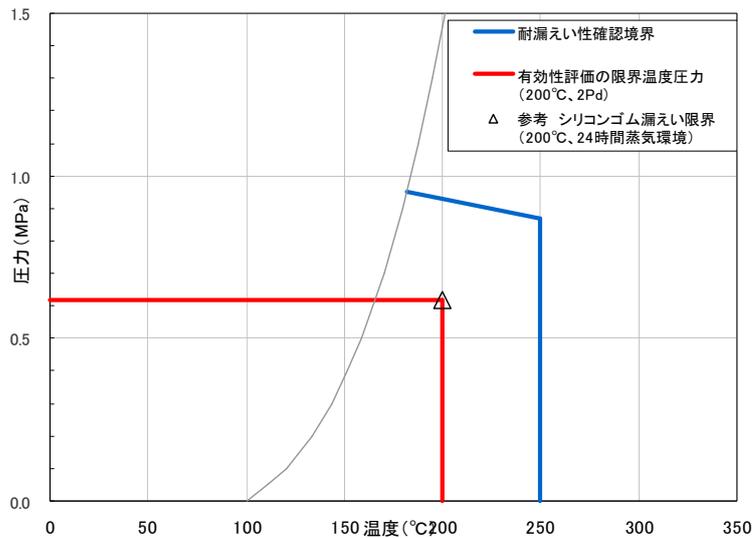
ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも内径が大きいことから、原子炉格納容器内圧により発生する原子炉格納容器シェル部の歪に伴う強制変位が顕著に作用する。

ハッチ類のシール機能維持については、過去に NUPEC でハッチ類を模擬したハッチモデル試験を行っており、ハッチフランジ部の圧力とフランジ開口量の関係を測定している。この測定結果は常温試験によるものであるが、高温環境下（200℃）による剛性の低下を考慮しても、フランジ開口が許容開口量（ガスケットが健全の場合）に達する圧力は約 2.5Pd であり、限界圧力 2Pd におけるシール機能の健全性を確認した。なお、ハッチモデル試験体は鋼製格納容器（Mark-II 改良型）を想定し、シリコンゴムのガスケットを用いて試験が行われたものであるが、RCCV のハッチについても基本構造は同じであり、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉との上鏡形状の違いを考慮したとしても、適用可能であると考えている。

- ・シール材

シール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 E P D M のシール材に変更する。本評価では、改良 E P D M について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能の評価した。その結果、200℃、2Pd の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。なお、更なる安全性の向上のため、高温環境下で劣化が進む特性を持つシール材を補強するために、さらに高温環境下で耐えられるバックアップシール材を追加塗布し、フランジシール部の重大事故時における閉じ込め機能の健全性を確保する。

以上の評価結果から、ハッチ類の耐性は、シール材の耐力が支配的となる。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており（別添-1 参照）、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化した改良 E P D M 製シール材を用いることにより、機能を向上させる。上記の評価におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-1.5 に示す。



<圧力-温度線図記載条件>

- ・ハッチ類に採用する改良 EPDM の高温劣化特性を考慮
- ・有効性評価で確認している 7 日間の劣化を考慮
- ・シリコンゴム（参考）については、200°C で 24 時間（1 日）の劣化を考慮

図-1.5 シール材の機能確保に関する評価線図（機器搬入用ハッチ）

本線図では、温度・圧力が低下するほど、漏えい、破損に対する裕度が増加することを示しており、有効性評価に用いている格納容器の限界温度・圧力の条件である200°C、2Pd（最高使用圧力の2倍：0.62 MPa）は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であると考えます。

なお、上記のような構造健全性確保の考え方は、米国の原子力事業者が実施している格納容器の健全性評価と同様の手法であり、妥当性を有するものであると考える（別添-2参照）。

以上のことから、ハッチ類について、原子炉格納容器の限界温度・圧力の200°C、2Pdは、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

⑤エアロック

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定されており、円筒胴の両端に平板（隔壁）を溶接し、人が出入りできる開口部を設けている。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸等が貫通しており、均

圧弁及び扉開閉ハンドル貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けることによる、過度な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、下記のとおり 200℃、2Pd の環境下での健全性を確認した。

・本体

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴）を評価対象として一次応力評価を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認した。

ここで、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割り下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過する 200℃、2Pd の環境下でのエアロックの構造健全性を確認するものであるため、上記割り下げ率を 1.0 とした評価を行う。すなわち、エアロックに発生する応力が、設計引張強さ（Su）以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考える。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説図 PVB-3111-5 に示すように、供用状態 D の P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）の許容値と同等である。なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり（設計・建設規格 解説 PVB-3111）、エアロックの限界温度及び限界圧力の状態は、供用状態 D をはるかに超えた事象であり、許容圧力を算出する際に P_L+P_b の許容値として設計引張強さ（但し、限界温度における設計引張強さ）を適用することは妥当であり、許容値を設計引張強さ（Su）とする。

さらに、エアロックの構造健全性確認として、限界温度・圧力における上

部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドライウェルアクセストンネル（所員用エアロック付）の基本板圧計算を設計・建設規格 PVE-3321 に基づき実施し、いずれも呼び厚さが計算上の必要厚さを上回ることを確認した。

・シール機能

・扉

エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価した。

扉に用いられているシール材は、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。本評価では、改良 EPDM について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能を評価した。その結果、200℃、2Pd の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。

・シール材

扉のシリコンゴムのガスケット以外にエアロックの扉板貫通部に使用しているシール材は以下の通りである。

(6号炉)

①ハンドル軸貫通部 Oリング・・・ふっ素ゴム

②均圧弁・・・ふっ素樹脂

(7号炉)

①ハンドル軸貫通部 Oリング・・・ふっ素ゴム

②均圧弁・・・ふっ素樹脂

ハンドル軸貫通部 Oリングに使われているシール材（ふっ素ゴム）、および、均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられる。

このため、ハンドル軸貫通部 Oリングを、より耐放射線性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通

する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材（改良 EPDM）をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを合わせることで重大事故環境下における健全性を確保する。

⑥配管貫通部

・貫通配管

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が貫通配管に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器が変形すると考えられることから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次＋二次応力が制限値を満足することを確認する。

このため、配管に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該配管について 3 次元梁モデルを用いた弾性解析を実施し、設計・建設規格の PPC-3530 に規定される一次＋二次応力の制限値を満足することを確認した。なお、前述の一次＋二次応力の制限値は既工認でも採用しているものである。

・スリーブ

スリーブ本体及び取付部（以下、スリーブ）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

したがって、スリーブ機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。

ここで、スリーブに発生する応力が大きいと考えられる最大口径の配管貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 のとおり、延性破壊評価として一次応力の評価を実施した。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

以上から、 200°C 、 $2Pd$ の環境下において、スリーブは損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

・ 端板

今回の評価条件である 200°C 、 $2Pd$ を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。一方、 200°C 、 $2Pd$ の環境下では原子炉格納容器が大きく変形することにより貫通配管に原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。

ここで、端板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 のとおり、延性破壊評価として一次応力の評価を実施した。

一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び

温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

また、一次一般膜応力強さは、供用状態 D における一次一般膜応力の許容値である $2/3Su$ 以下であることも確認した。

・閉止フランジ

今回の評価条件である 200°C 、 $2Pd$ を考慮した場合、閉止フランジについては、耐圧部材の破損、フランジ部の開口の進展による締付ボルトの破損、開口量増加による漏えいが想定される。閉止フランジについては、設計・建設規格に基づきフランジを選定していることから、破損については評価上支配的ではないため、フランジ開口によるシール機能喪失について評価を行い、 200°C 、 $2Pd$ において健全であることを確認した。

また、閉止フランジに用いているシール材（ガスケット）には、現在はシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で高温劣化した可能性があることも踏まえ、より高温耐性に優れた改良 EPDM のシール材に変更する。本評価では、改良 EPDM について事故時の格納容器内環境でのシール材劣化特性を考慮してシール機能の評価した。その結果、 200°C 、 $2Pd$ の環境下において、少なくとも 7 日間の健全性が確保されることを確認した。

- ・閉止板

閉止板の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、閉止板には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力（曲げ応力）が生じ、端板の機能喪失要因は延性破壊が想定される。このため、閉止板に発生する応力が大きい貫通部を代表として選定し、当該閉止板の厚さが、200℃、2Pd 環境下において、設計・建設規格PVE-3410 に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認し、閉止板の損傷に至らず、放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

⑦電気配線貫通部

- ・電気配線貫通部本体

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッド設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過度の圧縮力がスリーブ、アダプタ、ヘッドに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。したがって、スリーブ、アダプタ、ヘッドの機能喪失要因は、高温状態での内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッドが200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さがJSME の設計・建設規格（PVE-3230）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認した。

- ・シール材

電気配線貫通部のシール材については、電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験（昭和62年度）」において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を200℃、約2.6Pd（約0.8MPa）とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性を確認している。

また、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大3.2Pd（1.0MPa）、約260℃までの耐漏えい性

を確認している。

さらに、過去の電気配線貫通部の環境試験において、格納容器内を 200℃と模擬した試験において、電気配線貫通部の長期健全性を確認している。

したがって、電気配線貫通部については、有効性確認評価における限界温度・圧力としている 200℃、2Pd 条件下でのシール機能を確認した。

⑧原子炉格納容器隔離弁

原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、移動式炉心内計装 (Traverse Incore Prove、以下 TIP) ボール弁及びパージ弁について、事故環境下でのシール材の損傷 (変形) が想定されるため以下の通り健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pd の環境下では脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。したがって、原子炉格納容器隔離弁のうちバタフライ弁、TIP ボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受けることによる過渡な変形 (一次応力) が想定されるため、以下の通り健全性を確認する。

・原子炉格納容器隔離弁 (バタフライ弁)

設計・建設規格 (弁の圧力温度基準に基づく評価) に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。

また、隔離機能 (気密性保持) については、弁体シート部ガasketの耐環境性が支配的であり、今後、バタフライ弁のシート部に改良 E P D M を採用するため、改良 E P D M の環境試験結果を確認し、事故環境下における放射性物質の閉じ込め機能があることを確認した。

・原子炉格納容器隔離弁 (TIP ボール弁及びパージ弁)

設計・建設規格 (弁の圧力温度基準に基づく評価) に基づき、弁箱の耐圧機能の評価を行い、200℃、2Pd での耐圧性能を有することを確認した。

また、TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、トップヘッドフランジ及び機器搬入用ハッチで採用したものと同様に改良 E P D M 製シール材に変更する。なお、TIP ボール弁の弁座シートについては、均圧弁の改良と同様に耐環境性に優れた PEEK 材が適用可能な見通しが立ったことから、PEEK 材に変更することでも問題ない。

また、TIP パージ弁についてはグランドOリング及び弁ふたシールについては改良EPDM製シール材を採用する。弁座シートについてはメタルシールとし、耐環境性を強化するため、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

なお、上記以外の隔離弁については、以下の理由により200℃、2Pdの環境下で健全性を有している。

- ・弁箱は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており（耐圧性能が最小のものでも1.03MPa）、耐圧上問題になることはない。
- ・弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製のパッキン、ガスケットを有しており、耐熱性上問題となることはない。
- ・弁シート部は全て金属製である。

(4) 結論

柏崎刈羽原子力発電所6、7号炉の原子炉格納容器本体並びに原子炉格納容器に設置されている開口部（トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック）、原子炉格納容器貫通部（配管貫通部、電気配線貫通部）及び原子炉格納容器隔離弁の構造健全性について、有効性評価における限界温度・圧力として設定する200℃、2Pdの妥当性を評価した。また、開口部、原子炉格納容器貫通部及び原子炉格納容器隔離弁に使用されているシール部についても、同様に限界圧力、温度に対する妥当性を評価した。

その結果、構造健全性については、限界温度・圧力環境下において想定される損傷モードにおける評価では、許容値に対して余裕があることから機器に著しい損傷が生じることなく、放射性物質の閉じ込め機能を確保できることを確認した。

一方、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環境性に優れたEPDM性シール材を用いること（別添-3参照）により、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。

以上のことから、柏崎刈羽原子力発電所6、7号炉で設定した原子炉格納容器の限界温度・圧力の200℃、2Pd（最高使用圧力の2倍：0.62 MPa）は、機器や材料が有する耐力に対して裕度を確保した設定であり、妥当である。

以 上

福島第一原子力発電所事故時の原子炉格納容器温度・圧力の挙動

これまでに実施した当社の福島第一原子力発電所の事故（以下、「1F 事故」という）の分析では、原子炉格納容器トップヘッドのフランジ部がシール機能を喪失したために、放射性物質の放出につながった可能性が高いと評価している^[1]。事故時には、格納容器内部の圧力が上昇するとフランジ部に開口挙動が生じるが、シール部の気密性が維持されていれば、格納容器外部への放射性物質の漏えいを防止することが可能であったと考えられる。1F 事故以前の格納容器限界温度・圧力に関する研究では、実機フランジ部を模擬した試験や高温高圧蒸気環境を想定したシール材性能試験が実施され、当時想定していた事故条件下では健全性が確保できることが確認されていた。一方、1F 事故では、シール材が高温高圧条件の蒸気環境下に、長時間さらされることによって劣化し、格納容器の閉じ込め機能を喪失したものと考えられる。

本資料では、福島第一原子力発電所 1～3 号機の挙動のうち、事象の進展中での格納容器の閉じ込め機能喪失のタイミングが比較的明確になっている 1 号機および 2 号機に着目し、格納容器温度・圧力の挙動と格納容器の閉じ込め機能喪失の関係を整理した。1F 事故時の圧力変化の実績（図 1-1、図 3-1 参照）では、実機で観測された圧力データは、従来の研究で健全性が確認されていた最高使用圧力の 2 倍（最高使用圧力 0.427 MPa[gage]）を下回っている。一方、温度データについては、収集された実績データは少ないが、格納容器スプレイなど事故対策設備が十分に機能せず、温度制御が困難であったことから、格納容器内の温度は非常に高い状態にあったと推測される。その結果、格納容器内は高温蒸気環境となり、シリコン製シール材の劣化が時間経過と共に進行したと考えられる。ここで、シール材の劣化は、格納容器の閉じ込め機能維持を評価する観点からは、シール部での上下フランジの圧縮を解放した際の戻り量の程度（圧縮永久ひずみに相当）で表すことができる。通常時において、格納容器トップヘッドのフランジ部はボルトにより締め付けられ閉じているが、格納容器内部圧力が上昇した場合には、上蓋が持ち上がる方向に圧力が作用するため、フランジ部は開口する。この開口は、シール材の機能が健全な場合には、シール材の戻り量（復元力による圧縮の解放）によって開口が埋められるため漏えいは発生しない。しかし、劣化の進行に伴いシール材の戻り量が低下すると、シール材で開口を埋めることができなくなるため、開口部からの漏えいが発生する。

・ 1 号機の状況

図1-1、図1-2に1号機の格納容器圧力と温度の変化を示す。D/W圧力は、3月12日 2時30分頃に0.84 MPa[abs]を計測した後、格納容器のベントに成功するまでの間、0.7 MPa[abs]

～0.8 MPa[abs]程度の範囲の圧力を維持している。事故時に想定される注水による蒸気発生、格納容器温度の上昇等の事象を考慮すると、格納容器圧力は上昇する傾向となると考えられるが、格納容器内部の圧力が緩やかな減少傾向で安定していたことから、この期間において格納容器からの小規模な漏えいが生じていた可能性が考えられる。

格納容器からの過温による漏えいを仮定した3月12日 5時頃の時点では、格納容器温度は300°C付近に到達している。図2は、実機相当のフランジを用いた、高温蒸気環境下でのシリコン製シール材のシール部漏えい試験^[2]の結果であり、蒸気による加圧に対して漏えいが発生した温度・圧力を示している。温度が200°Cを超えると、漏えい発生時の圧力が徐々に低下し、300°Cのような高温条件では、0.5 MPaを下回るレベルの圧力でもシール部が破損し、漏えいが生じている。1号機は、全ての注水機能を喪失したため事故直後から温度が上昇しており、漏えいを仮定した時点では、温度は300°C付近、格納容器圧力は0.8 MPaと高くなっていた。この温度・圧力条件は、前述の試験結果に照らして評価すると、漏えいが発生する条件を超えるものであることから、シール材の高温破損にともなう機能喪失により漏えいに至った可能性が高いと推測される。

・2号機の状況

図3-1、図3-2に2号機の格納容器圧力と温度の変化を示す。事故当初は、蒸気駆動のポンプにより原子炉への注水が行われていたため温度圧力ともに低い状態であったが、ポンプが機能を喪失したと思われる3月13日頃から温度・圧力ともに高い状態が継続した。温度は150°Cから175°C程度と1号機ほど高くはないが、シリコン製シール材にとっては、蒸気環境では厳しい温度域であり、この間にシール材の劣化が進んでいたと考えられる。加えて、3月14日 23時25分には、原子炉圧力容器の損傷に伴って、D/W圧力が0.75 MPa[abs]程度まで上昇している。これらの状況から、2号機は1号機と比較して長い時間をかけてシール材の劣化が進み、3月15日 7時20分に圧力が急激に低下し、閉じ込め機能を喪失したと考えられるまでの間、高い圧力レベルでもシリコン製シール材のシール機能が維持されていたと推測される。

ここで、3月11日から3月18日にかけての1F正門付近における敷地内空間線量率の推移を図4に示す。空間線量率データは、風向等の気象条件の影響を大きく受けるとともに、格納容器ベントで放出した放射性物質に起因する変動が生じる場合があるため、格納容器からの意図しない漏えいによる放出状況のみに依存するものではないが、格納容器の損傷状況の推定に際して参考情報とすることができると考えられる。空間線量率データは、3月12日4時頃から線量率の上昇が見られ、1号機の格納容器からの漏えいが始まっていたと推測される時期と一致している。また、同様に2号機で圧力が急激に低下した3月15日7時頃にも線量率の上昇が確認できる。空間線量率データの変化は、格納容器からの放射性物質の漏えい発生時期の傍証とすることができる。

一方、福島第二原子力発電所（2F）では、すべてのプラントで炉心を損傷させることなく冷温停止することができた。2F-1、2、4号機では、津波の影響で全ての海水系ポンプが使用不能となり、一時的に原子炉除熱機能を喪失した。しかし、原子炉隔離時冷却系の起動等により原子炉水位を維持しつつ、主蒸気逃がし安全弁で原子炉圧力の制御（減圧操作）を行い、原子炉への注水を原子炉隔離時冷却系から復水補給水系による代替注水に切り替えて、注水を継続した。事故発生以降、原子炉除熱機能を回復するまでの間、これらプラントの格納容器内の圧力、温度は、緩やかに上昇したものの、D/W温度は最大でも125℃程度までしか上昇しておらず、シリコンゴムの劣化が問題とされない範囲に収まっている。また、D/W圧力は、最大でも設計上の最高使用圧力（0.31MPa[gage]）を下回る250kPa[gage]程度までしか上昇しておらず、フランジの開口量の観点からも格納容器からの意図しない漏えいが生じる状況とはならなかったと考えられる。このように、2Fではアクシデントマネジメントが有効に機能した結果、事故時の格納容器の閉じ込め機能を維持することができた。

これらに示すとおり、1F 事故での格納容器の温度・圧力の推移や格納容器からの漏えいの状況、敷地内空間線量率の推移等から、実機でのシリコン製シール材の劣化と閉じこめ機能への影響を推測した。1号機、2号機の実績からは、格納容器トップヘッドのフランジ部は、高温蒸気環境下におかれることによりシール材の劣化が進行し、最終的には、閉じ込め機能の喪失に至ったと考えられる。1F 事故の結果から、格納容器の健全性を維持するためには、特にトップヘッド等のシール部からの漏えいに注意する必要がある。また、シール材は、事故時には時間に依存して劣化する特性が顕著であることから、事故マネジメントの組み合わせ等により、温度、圧力を適切に制御することが必要となる。

[1]福島第一原子力発電所1～3号機の炉心・格納容器の状態の推定と未解明問題に関する検討 第2回進捗報告（平成26年8月6日 東京電力株式会社）

[2]K. Hirao, T. Zama, M. Goto et al., "High-temperature leak characteristics of PCV hatch flange gasket," Nucl. Eng. Des., 145, 375-386 (1993).

以上

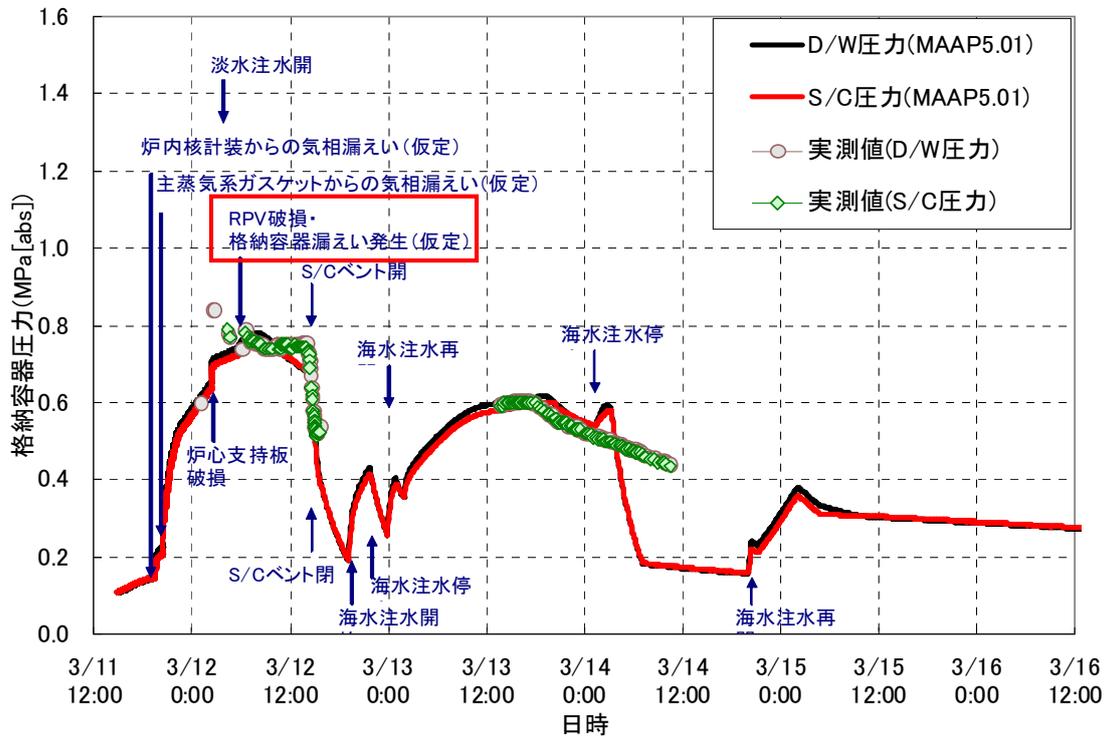


図 1-1 1号機 格納容器圧力挙動

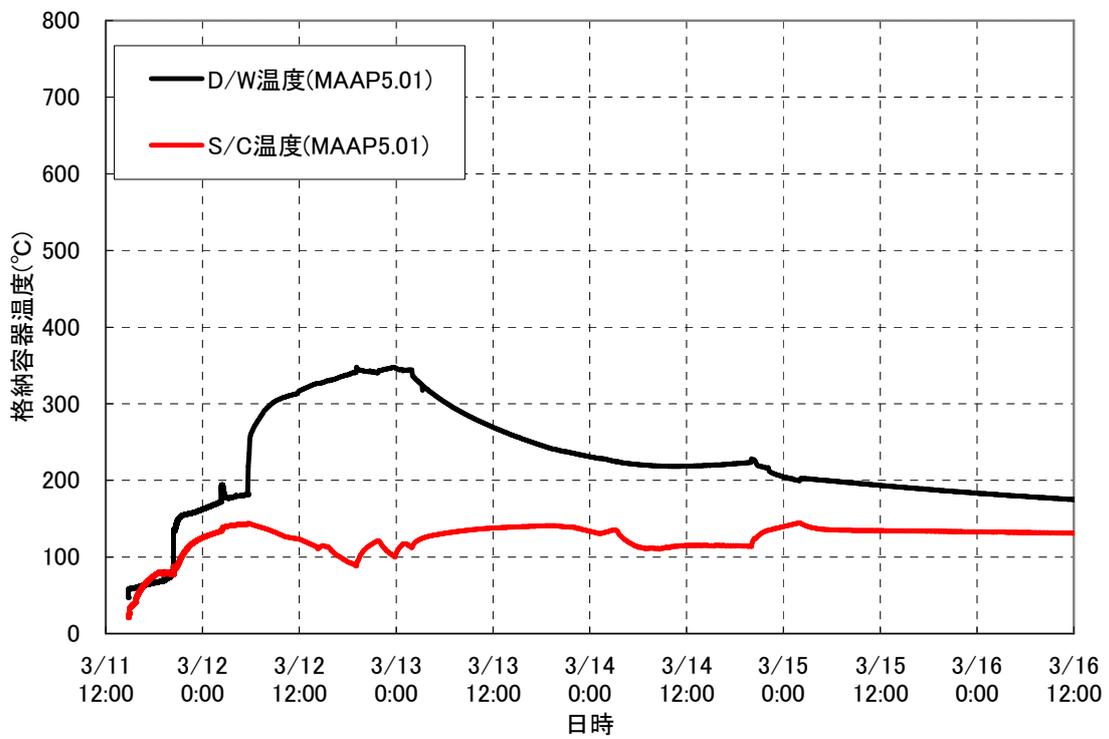


図 1-2 1号機 格納容器温度挙動

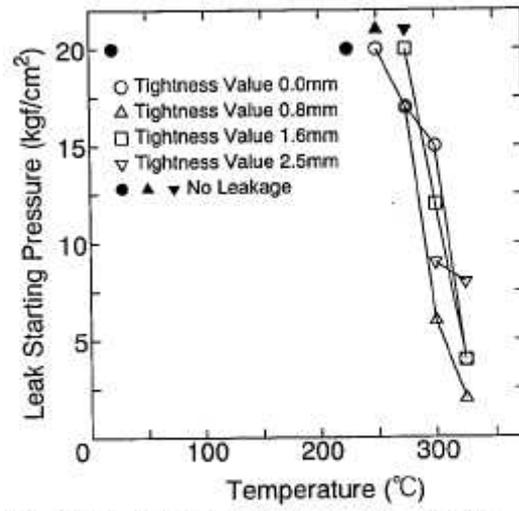


Fig. 10. Effect of temperature to leak starting pressure (Semi-Round Type, steam).

図2 既往研究でのシール材の漏えい限界

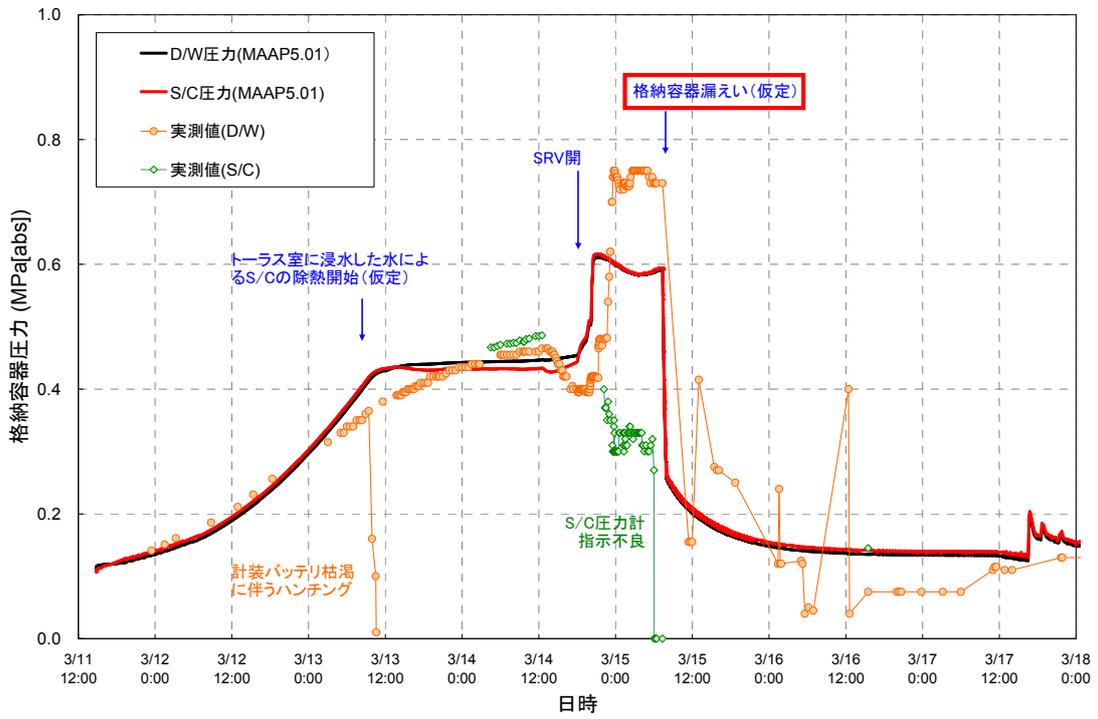


図 3-1 2号機 格納容器圧力挙動

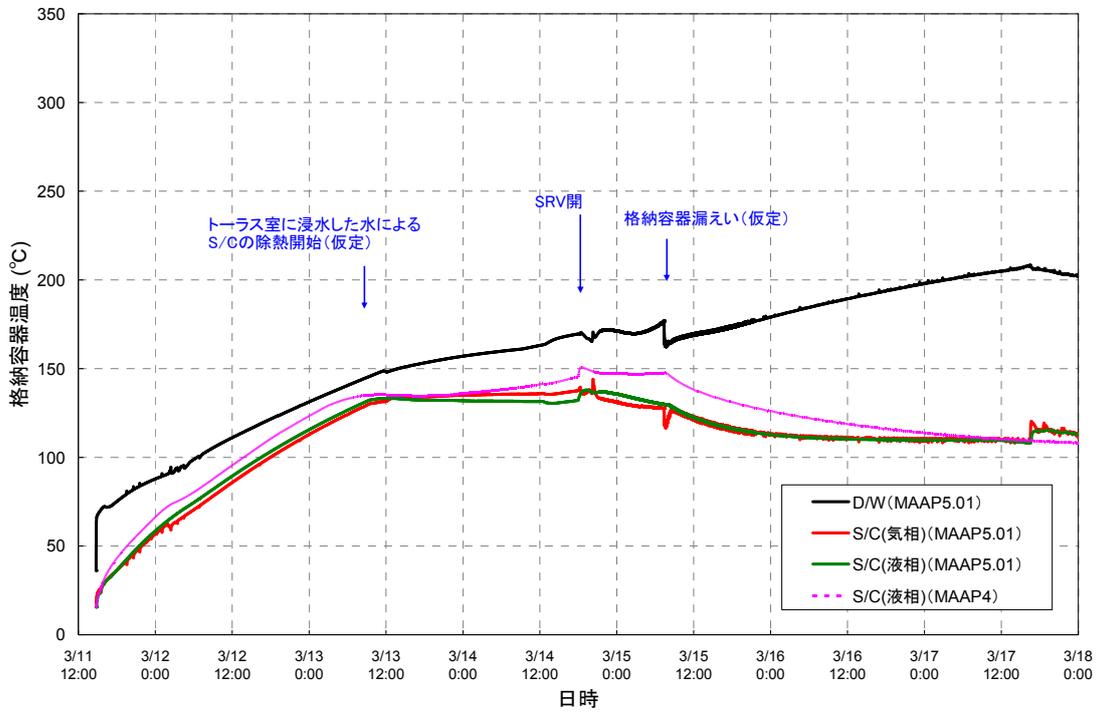


図 3-2 2号機 格納容器温度挙動

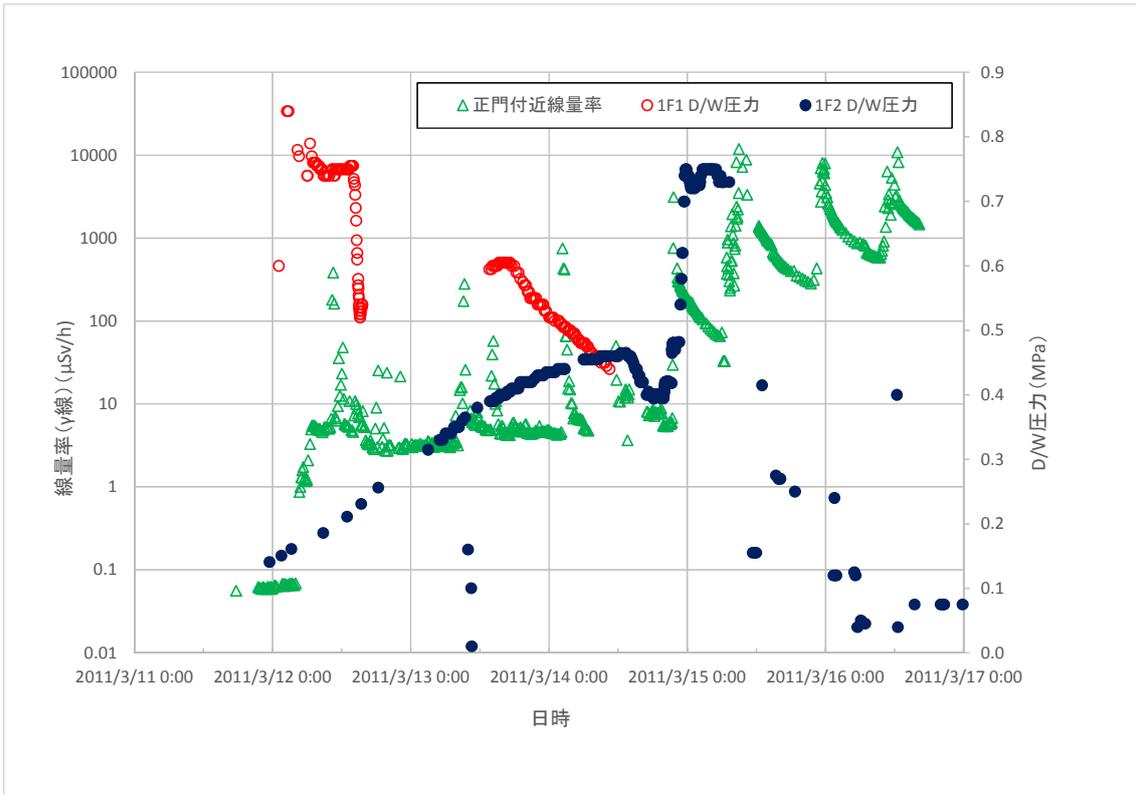


図4 福島第一原子力発電所 敷地内空間線量

格納容器限界温度・圧力に関する海外知見について

当社では、有効性評価における格納容器の限界温度・圧力について、温度を 200℃、圧力を 0.62 MPa（最高使用圧力の 2 倍）と設定した。この妥当性を評価するため、格納容器の閉じ込め機能に影響を及ぼす各種の損傷モードを圧力・温度範囲に応じて分類して評価し、「シール材の機能確保に関する評価線図」を作成した。

格納容器の損傷モードの評価に関する類似の事例が、NRC のオーダー「EA-13-109 シビアアクシデント条件下で運用可能な信頼性の高い耐圧強化ベントに係る認可を変更する命令」に対する産業界ガイダンス（NEI-13-02^{*1}）に記載されている。NEI-13-02 では、ベント設備の設計要件を定めるに当たって、既往研究などから整理した代表的な格納容器の損傷モード分類を例示している（図 1 参照）。

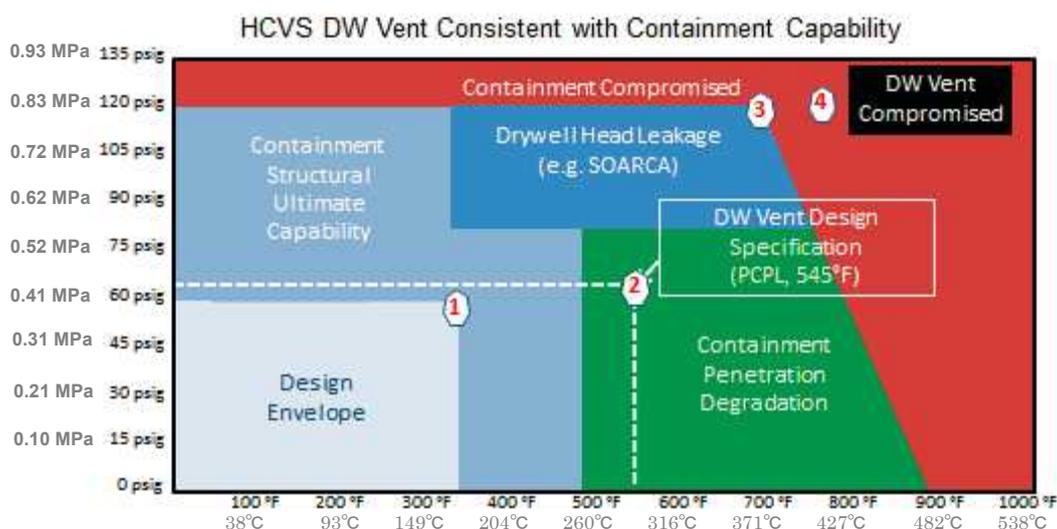


図 1 格納容器の損傷モードの分類の例（NEI-13-02^{*1}）

本図では、既往研究などから格納容器の損傷の可能性として、格納容器トップヘッドフランジ部開口からの漏えいや電気貫通部の材料劣化が着目されている。格納容器トップヘッドフランジ部開口からの漏えいの損傷モードは、開口部を閉塞するシール材の性能に大きく依存するが、温度に関しては、過去の材料試験などに基づき、比較的高い温度域まで耐力があるとしている。一方、圧力に関しては、内圧によるフランジ開口部からの漏えいという損傷の特性上、圧力が高い領域で格納容器の支配的な損傷モードとなることを示している。NEI-13-02 では、事業者が格納容器から漏えいが生じる圧力、温度レベルを検討す

る際には、図1の例やNRCが実施した漏えい限界に関する検討（SOARCA^{*2}）等の関連研究などに基づくものとしている。電気貫通部については、格納容器トップヘッドのような開口挙動は生じないため、損傷の支配因子は温度による材料劣化となると考えられ、圧力が低い領域での主たる損傷モードとなることを示している。

当社でも、格納容器の健全性に影響を及ぼす損傷モードを当社プラントの固有の設備の状況を考慮して評価し、NEI-13-02と同様の線図を作成している。当社の線図では、格納容器圧力に対しては、格納容器トップヘッド等のフランジ部からの漏えいが最も支配的となるとの評価結果が得られており、米国の考え方とも整合している。当社が実施したフランジ部の漏えい評価によると、格納容器のフランジ部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されており、内圧の上昇に伴って開口量が増加することで、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。本評価では、シール材の健全性、つまり、開口への追従性の指標として、シール材の圧縮永久歪試験データを用いて評価している。この考え方は、NEI-13-02でも参照されているSOARCA^{*2}での格納容器の漏えい挙動評価とも整合する。当社では、この方法を用いて、フランジ部での漏えい限界を評価し、当社のシール材の機能確保に関する評価線図に反映している。なお、本漏えい評価では、シール材の信頼性が重要となるため、高温環境下における耐性に優れた改良EPDMについて、当社独自で、各種基礎試験や事故時の格納容器内環境を想定したシール材劣化特性試験を実施し、その材料の特性を確認している。

以上のとおり、米国のNEI-13-02での格納容器の損傷モード分類を参照し、当社のシール材の機能確保に関する評価線図と比較を行った。当社では、温度圧力の増加によって格納容器に生じる損傷モードとしてトップヘッドからの漏えいに着目し、各種試験結果と合わせて漏えい限界を確認している点で米国の考え方と整合している。

*1 NEI13-02[Rev. 0E2] INDUSTRY GUIDANCE FOR COMPLIANCE WITH ORDER EA-13-109

*2 NUREG/CR-7110、 Vol.1 U.S. NRC State-of-the-Art Reactor Consequence Analyses Project
Volume1: Peach Bottom Integrated Analysis

以上

原子炉格納容器バウンダリにおけるシール材の変更について

原子炉格納容器バウンダリに使用しているシール材については、今後、下記に示すとおり耐熱性能に優れたシール材に変更する。

バウンダリ箇所		部位	変更前部材	変更後部材	自主的取組
トップヘッドフランジ		フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
ハッチ類	上部ドライウエル 機器搬出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
	下部ドライウエル 機器搬出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
	サプレッション・ チェンバ出入口	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	バックアップシール材
エアロック	上部ドライウエル 所員用エアロック	扉ガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
		ハンドル軸貫通部 Oリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		均圧弁シート	ふっ素樹脂	均圧弁の改良 または 閉止板 +改良 EPDM	—
	下部ドライウエル 所員用エアロック	扉ガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
		ハンドル軸貫通部 Oリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		均圧弁シート	ふっ素樹脂	均圧弁の改良 または 閉止板 +改良 EPDM	—
		弁ふたシール	ふっ素樹脂	改良 EPDM	—

バウンダリ箇所		部位	変更前部材	変更後部材	自主的取組
配管貫通部	閉止フランジ	フランジガスケット	シリコンゴム	改良 EPDM	—
原子炉格納容器隔離弁	バタフライ弁	弁座シート	EP ゴム	改良 EPDM	—
	TIP ボール弁	弁座シート	ふっ素樹脂	改良 EPDM または PEEK 材	—
		グラントリング	ふっ素ゴム	改良 EPDM	—
		弁ふたシール	ふっ素樹脂	改良 EPDM	—
	TIP パージ弁	弁座シート	EP ゴム	メタルシール	—
		グラントリング	EP ゴム	改良 EPDM	—
		弁ふたシール	EP ゴム	改良 EPDM	—

1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）

1.1 評価方針

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで200℃、2Pdにおける健全性を確認する。

1.2 評価

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の耐圧性状を求める。評価モデルは実炉スケールのモデルとし、200℃条件下での材料物性（規格値；図1-2～図1-4 参照）に基づき、内圧に対する静的漸増解析で耐圧性状を確認する。RCCV 全体の耐圧性状の確認のため、解析モデルは図1-1 に示す格納容器本体解析モデルを用いる。

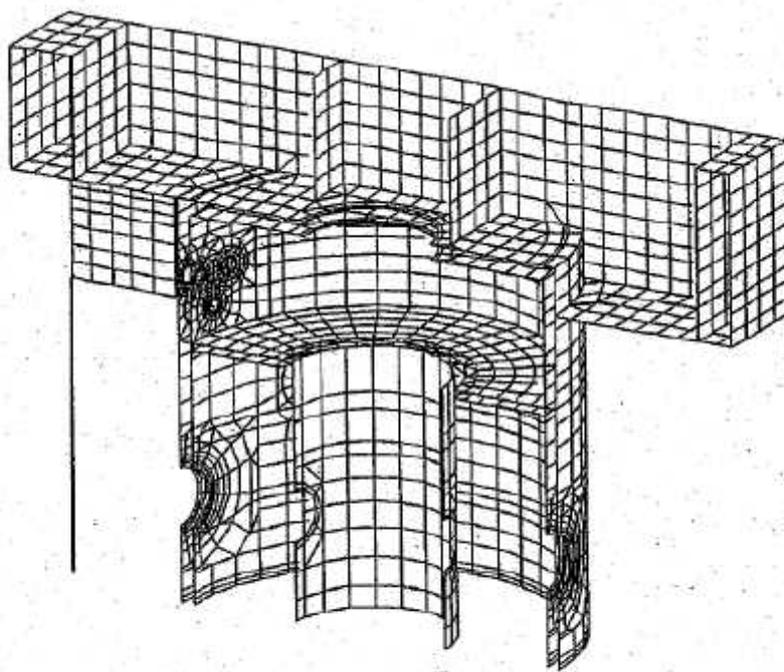


図 1-1 格納容器本体解析モデル

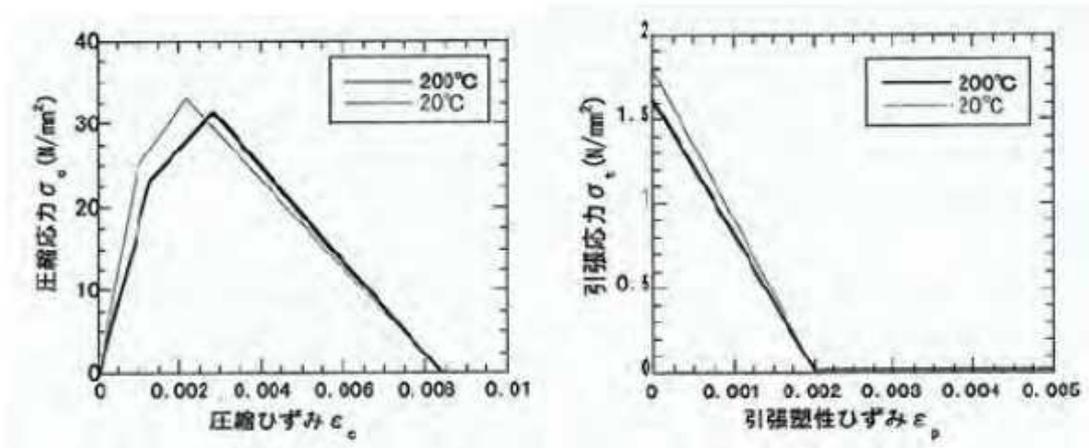


図 1-2 コンクリート物性

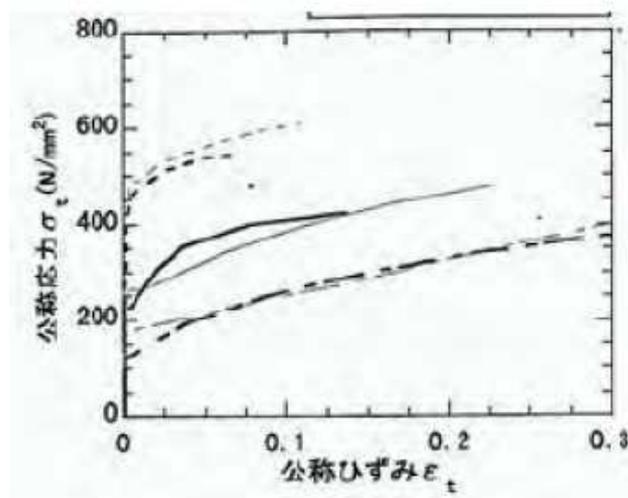


図 1-3 ライナ引張/圧縮特性

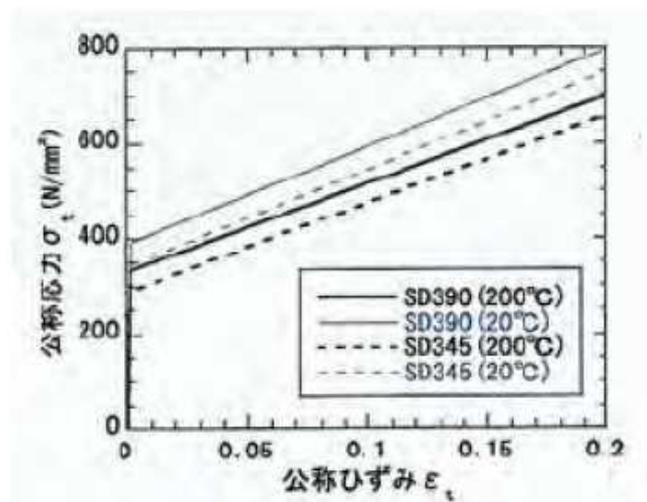


図 1-4 鉄筋引張特性

1.3 評価結果

解析の結果によると、格納容器の内圧を上昇させていった場合、3.0Pd 程度で格納容器（コンクリート部）のRCCV 壁の鉄筋が降伏し始め、4.0Pd ではほぼ全面で鉄筋が降伏する。4.0Pd 近傍からアクセストンネル開口部周辺・隅角部周辺のコンクリートの局所的破損が始まり、4.5Pd では開口部・隅角部全体で変形が大きく進行する。図1-5に4.0Pd における相当塑性ひずみ分布図を示す。上記結果より、格納容器本体（コンクリート部）の破損は4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられる。

また、200℃、2Pdの条件下におけるコンクリート部とライナ部のひずみを評価した結果、ひずみは小さく構造健全性が維持されることを確認した（別紙-12参照）。

これらの評価結果を踏まえ、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると言える。

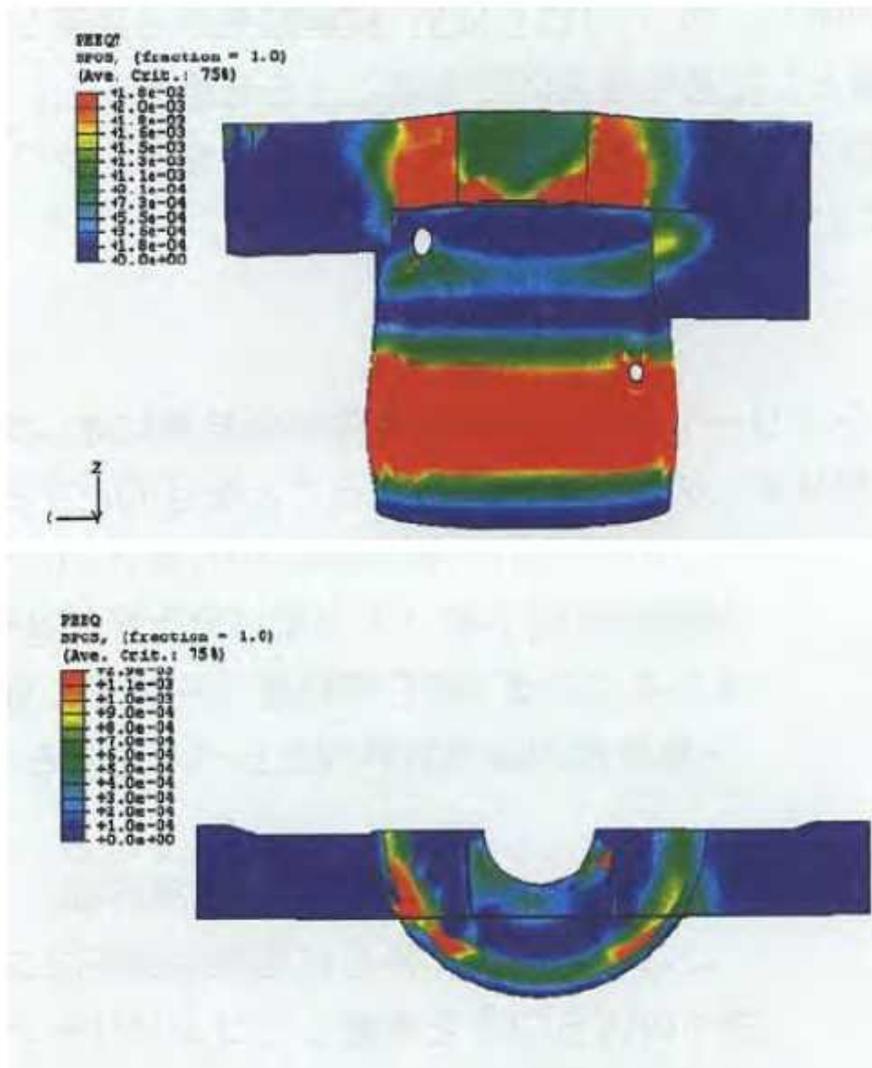


図1-5 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図（上：引張側 下：圧縮側）

出典：平成14年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成15年3月 財団法人原子力発電技術機構）

2. 原子炉格納容器本体（ライナ部）

2.1 評価方針

原子炉格納容器本体（ライナ部）の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd の条件を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊及び疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

従って、原子炉格納容器本体（ライナ部）の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過度な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。このため、200℃、2Pd におけるライナ延性破壊に関する評価を行い、構造健全性を確認する。

2.2 評価

NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鉄筋コンクリート製格納容器を対象に有限要素法によるひずみ評価が実施されており、これに基づき柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉での原子炉格納容器の局所の健全性を確認する。

この有限要素法による評価では、代表プラントの RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた「下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍（RCCV 脚部含む）」、「上部ドライウェル開口近傍隅角部」を局所評価点として選定する（図 2-1、図 2-2 参照）。このライナ部破損評価にあたり、同様のライナ構造を有する PCCV 試験結果に基づく、多軸応力場での三軸度 TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った判断評価基準を適用し、ライナ部の破損評価を行う。

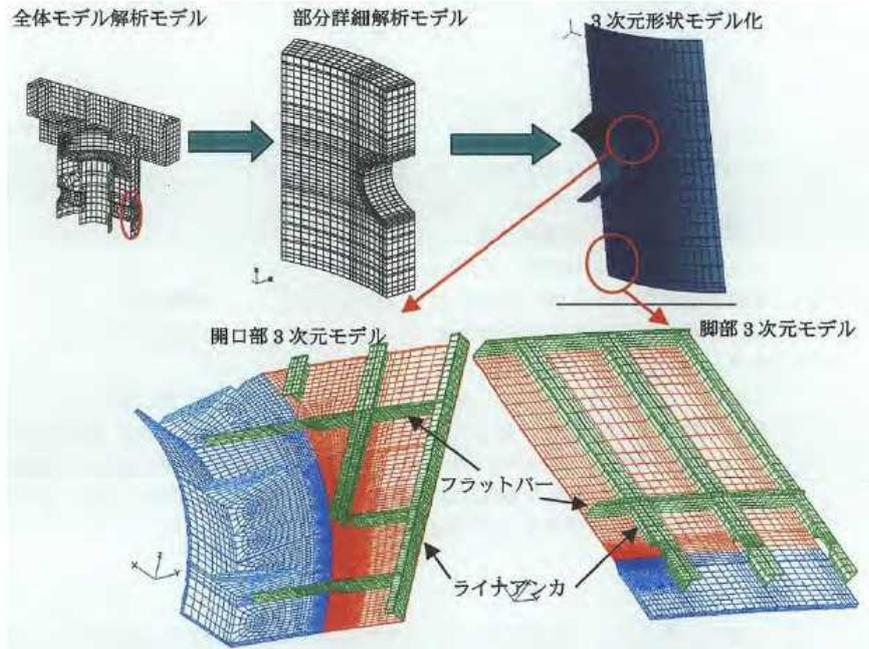


図 2-1 下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

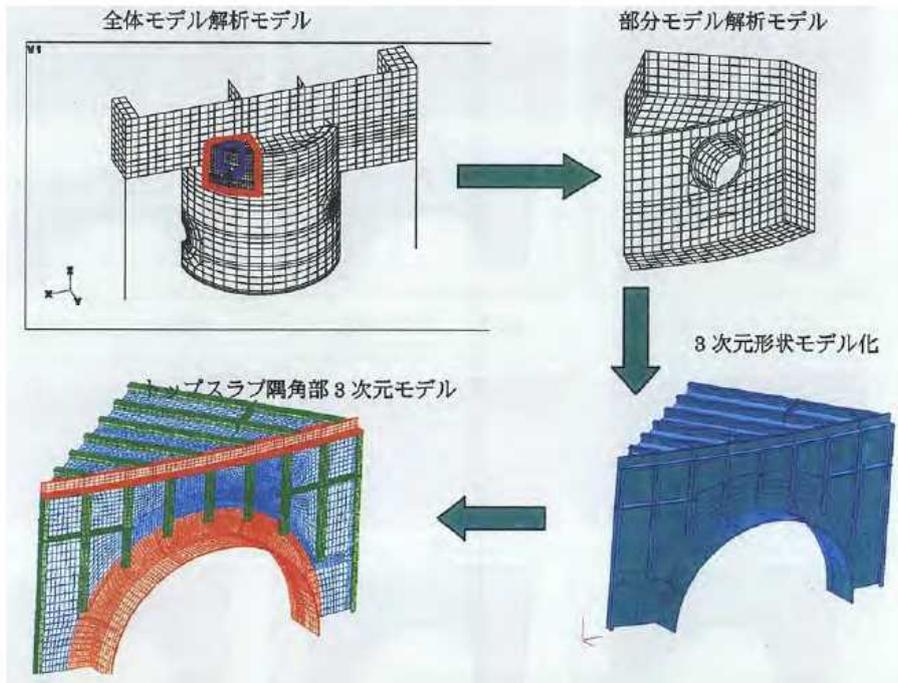


図 2-2 上部ドライウェル開口近傍隅角部 部分詳細モデル

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
 （平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

2.3 評価結果

「下部ドライウェルアクセストンネル周り」及び「トップスラブ隅角部」のライナ解析結果から、200℃において発生する各部の相当塑性ひずみが高い「トップスラブ隅角部」の評価結果をもとにライナ部の評価を行った。評価結果として、図2-3にトップスラブ隅角部における高ひずみ発生部位の相当塑性ひずみと圧力の関係を示す。ライナ部の破損評価にあたり、同様のライナ構造を有するPCCV 試験結果に基づき、多軸応力場での三軸度TF (Triaxiality Factor；多軸応力場における延性低下の影響を示す係数) で修正を行った破断評価基準を適用する。

図2-3の結果から、200℃環境下では、約3.5Pd においてトップスラブ隅角部ライナ部の相当塑性ひずみが破断ひずみの評価基準値（溶接部近傍での破断ひずみ）に到達することが確認された。上記結果により、重大事故時のライナ部の破損による原子炉格納容器本体のシール機能喪失は約3.5Pd で発生すると考えられる。

また、200℃、2Pdの条件下におけるコンクリート部とライナ部のひずみを評価した結果、ひずみは小さく構造健全性が維持されることを確認した（別紙-12参照）。

よって、限界温度・圧力（200℃・2Pd）における原子炉格納容器本体（ライナ部）の閉じ込め機能の健全性を確認した。

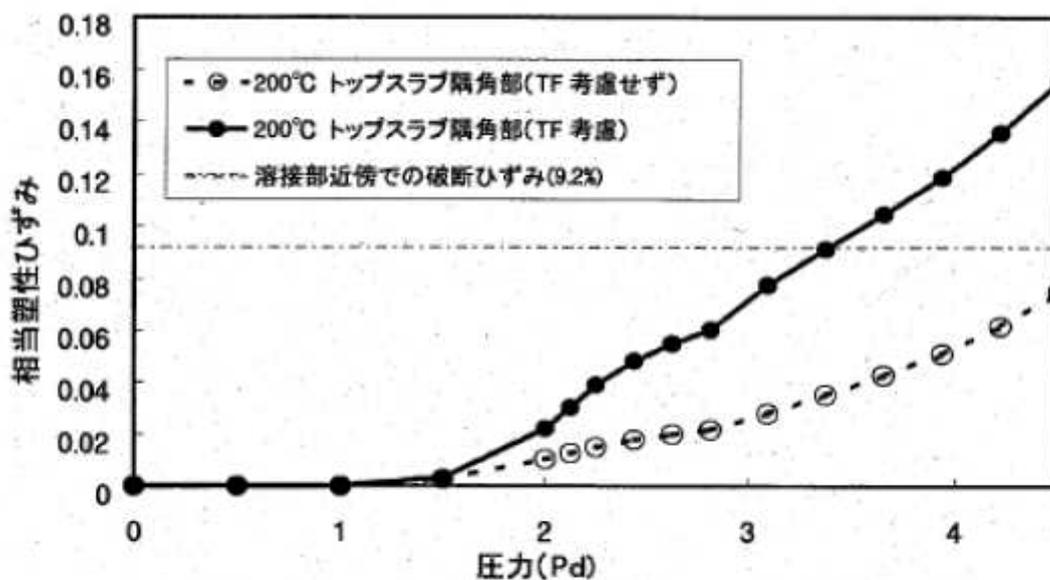


図 2-3 トップスラブ隅角部の相当塑性ひずみと圧力の関係

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

3. トップヘッドフランジ

3.1 評価方針

トップヘッドフランジは、原子炉格納容器の上蓋フランジであり、締付ボルトで固定される構造である。また、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

トップヘッドフランジの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

トップヘッドフランジは原子炉格納容器の貫通口の中で内径が最も大きいことから、原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後に圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

このため、200℃、2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

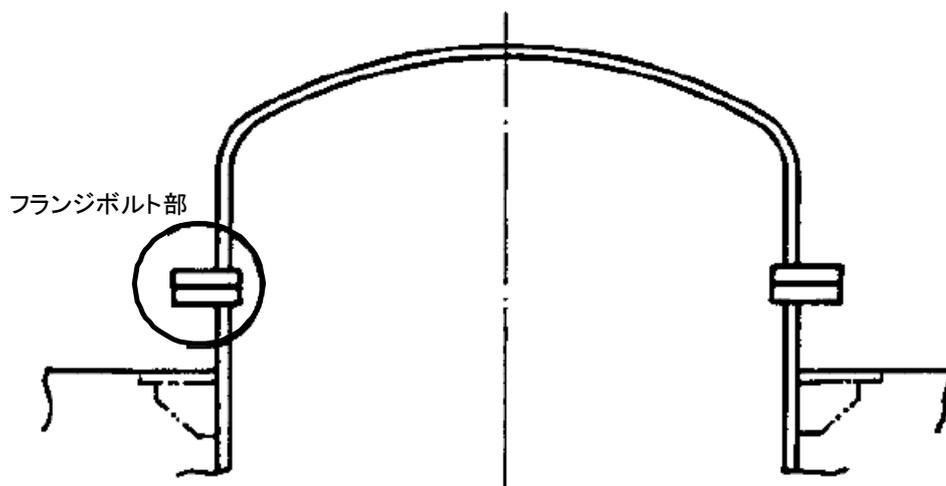


図 3-1 トップヘッドフランジ図

(1) 本体の耐圧

① 応力評価

トップヘッドフランジにおける構造健全性評価として、原子炉格納容器温度・圧力が 200℃、2Pd における強度評価を行う。この評価では、ドライウエル上鏡の部材において内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部について一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに、国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するフランジ部の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、フランジ部に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su$ （ $=Su$ ）と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 とする。

② 既往研究成果による評価

ドライウエル上鏡については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器をモデル化した 1 / 10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果から、格納容器限界温度、圧力を確認する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

トップヘッドフランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力 (200℃、2Pd) における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7 号炉のトップヘッドフランジ部における開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材 (ガスケット) はこれまでシリコン製シール材を使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故環境下における性能特性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材に変更する。改良 E P D M 製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久歪み試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

また、格納容器ベント操作実施後の長期シール機能健全性を補強するために、高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性を、バックアップシール材の試験を元に評価し、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性を確認する。

3.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 応力評価

トップヘッドフランジの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、ドライウェル上鏡のうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 3-1 に示す。

表 3-2～3-7 に、トップヘッドフランジの応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてトップヘッドフランジの構造健全性を確認した。

表 3-1 トップヘッドフランジの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (℃)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ内径 (mm)		
上鏡厚さ (mm)		

【6号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

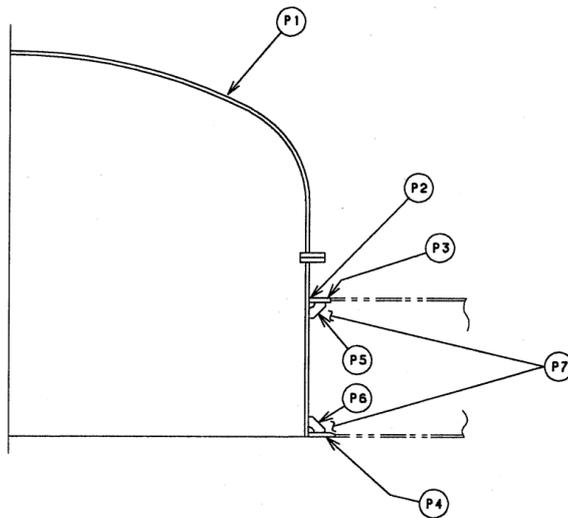


図 3-2 柏崎刈羽 6号炉 トップヘッドフランジ

表 3-2 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	上鏡球殻部とナックル部の 結合部	—	—	[]	422	[]
P2	上鏡円筒胴のフランジプレ ートとの結合部	—	—		422	

表 3-3 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)	[]	312	[]	156	[]	
P6	ガセットプレート(下側)	—	—		156		

表 3-4 コンクリート部の応力評価まとめ (単位: N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 6 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200°Cにおける構造健全性を確認した。

【7号炉】 トップヘッドフランジの構造健全性評価結果 (200℃、2Pd)

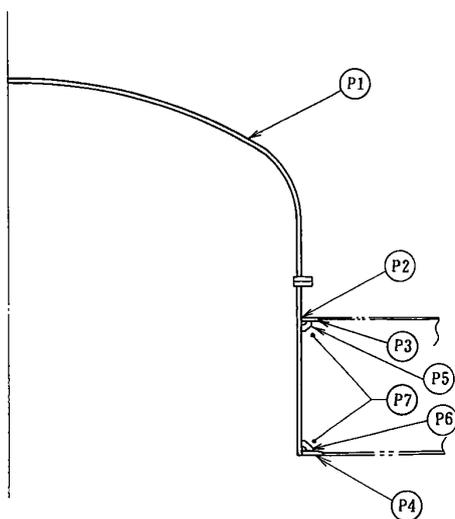


図 3-3 柏崎刈羽 7号炉 トップヘッドフランジ

表 3-5 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	

表 3-6 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P4	フランジプレート(下側)		312		156		
P6	ガセットプレート(下側)		—		156		

表 3-7 コンクリート部の応力評価まとめ

(単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P7	コンクリート部		27.5	

以上の結果より、柏崎刈羽 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd、200°Cにおける構造健全性を確認した。

②既往研究成果による評価

トップヘッドフランジについては、NUPEC 評価で実施した鋼製格納容器構造挙動試験の結果に基づき、試験体との構造・寸法の差異の影響を考慮して構造健全性を確認する。NUPEC 評価において、鋼製格納容器をモデル化した 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。図 3-4 に 1/10 スケールモデル試験体の構造を示す。耐圧試験の結果、限界圧力は約 4.6MPa であり、それ以下では破損が生じないことが確認できている。なお、破損部位は上鏡以外の部位であった。当該試験体の上鏡の耐力は 4.6MPa 以上であるものと想定されるが、本評価においては、4.6MPa を基準に評価する。これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉のトップヘッドフランジの 2Pd における健全性を確認する。

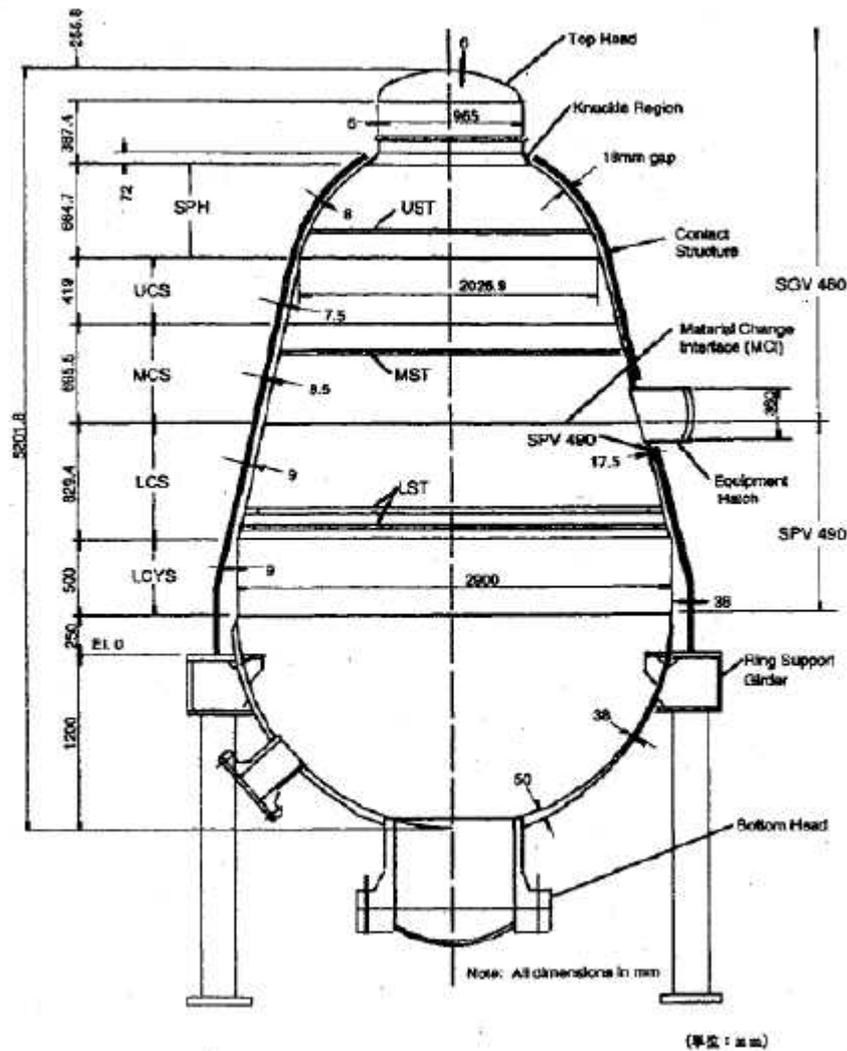


図 3-4 1/10 スケールモデル試験体

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

上鏡形状（さら形鏡板）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(3.1)で求められる。この式を変形した式(3.2)から弾性限界圧力P を算出する。

$$t = P \cdot R \cdot W / (2 \cdot S_y \cdot \eta - 0.2P) \quad \dots\dots (式3.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R \cdot W + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots (式3.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y=226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta=1$ とすると、弾性限界圧力P は表3-8 となる。

ここで、

R：内半径

r：すみ肉の丸み半径

t：板厚

W：さら形鏡板の形状に応じた係数

$$W = (1/4) \cdot \{3 + \sqrt{R/r}\}$$

表 3-8 トップヘッドフランジの弾性限界圧力

	トップヘッドフランジ(6/7号炉)	1/10 スケール試験体 上鏡	Mark-II 改上鏡 (参考)
R		873mm	
r		166.7mm	
t		6mm	
W		1.3	
P	0.895MPa	2.387MPa	0.955MPa

NUPEC 評価での1/10 スケール試験体の上鏡は、理論式(3.2)で求められる弾性限界圧力(約2.4MPa)を上回る圧力(約4.6MPa)に対して健全性が確認されている。

1/10 スケール試験体はMark-II 改良型のトップヘッドフランジを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のトップヘッドフランジとRCCV のトップヘッドフランジは基本的な構造は同じである。表3-8の弾性限界圧力P からも耐圧強度が同程度であることが確認できる。

以上の結果から、トップヘッドフランジは200℃条件において、理論式(3.2)から求めた弾性限界圧力 0.895MPa (約 2.8Pd) までは、少なくとも健全性を有するものと考えられる。よって、トップヘッドフランジは 2Pd においても健全性は確保できると考えている。

(2) フランジ固定部の強度

①縮付ボルトの強度評価

フランジの縮付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。トップヘッドフランジ縮付ボルト基本仕様を表 3-9、評価結果を表 3-10 に示す。いずれも許容応力以下であることから、縮付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 3-9 トップヘッドフランジの縮付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表 3-10 縮付ボルトの評価結果（単位:MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
トップヘッドフランジ			576

②フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7号炉のトップヘッドフランジ部における開口量を評価した。解析モデルを図 3-5 に、開口量の解析評価結果を図 3-6 に示す。なお、本 FEM 解析の妥当性については別紙-3 「トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について」で示す。2Pd における開口量は、内側ガスケット部で約 1.3mm、外側ガスケット部で約 0.9mm となる。

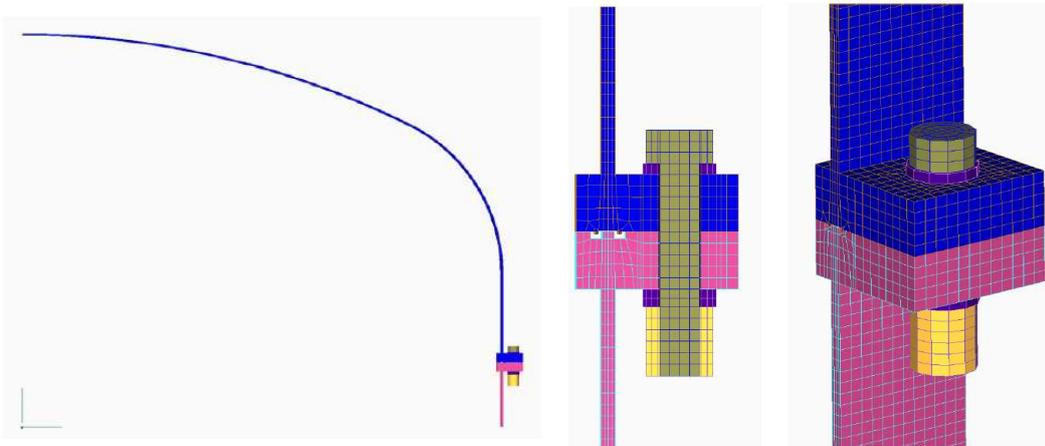


図 3-5 トップヘッドフランジ開口量評価の解析モデル

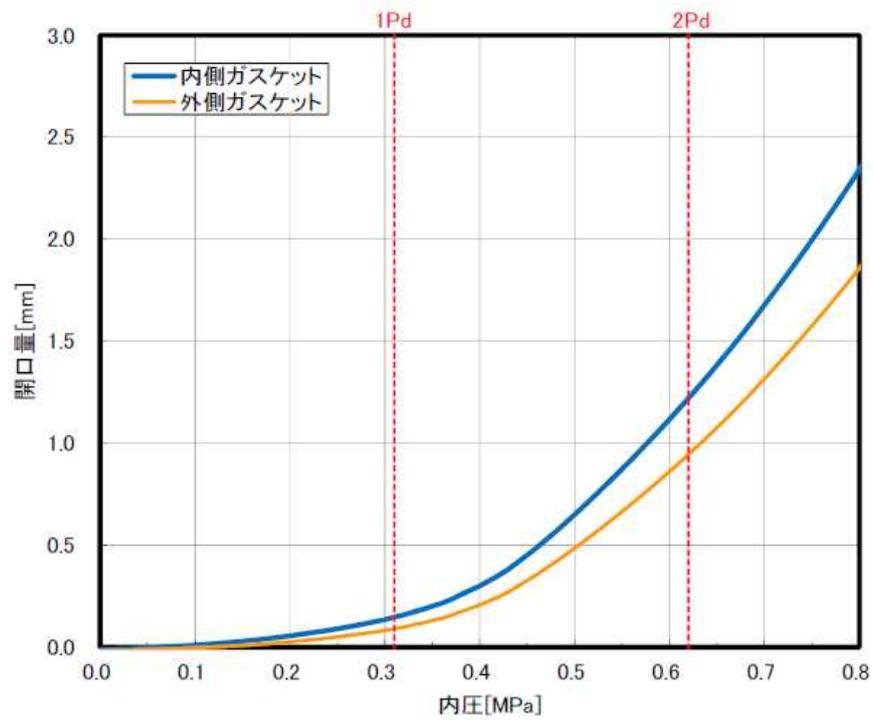


図3-6 トップヘッドフランジの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスキットの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内雰囲気漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時環境下の耐性が優れた改良 EPDM 製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。従って、改良 EPDM 製シール材について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

①シール材（改良 EPDM）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良 EPDM 製シール材の事故時環境における劣化特性を、高温蒸気曝露の期間を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 3-11 に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を 0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表 3-11 で示す「」の場合は、シール材の初期締付量がである 7 号炉を例にとると、戻ることを意味する。この場合、のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 3-11 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

②改良E P D M製シール材の性能確認試験

②-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良E P D M製シール材の性能を確認するために、圧縮永久歪み試験に加え、実機フランジOリング溝を模擬した小型試験装置を用いて、事故環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を図 3-7 に示しており、実機Oリング溝の断面寸法を 1/2 スケールとして試験治具を製作し、予め γ 線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガasket部の事故後 7 日間の累積放射線量の目安である 800kGy を用いて実施している。また、高温曝露は高温空気及び高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度である 200℃と、さらに余裕を見た 250℃を設定し、それぞれ 7 日間(168h)一定温度で高温曝露している。また、試験治具のOリング溝は内側に 1mm の段差があり、その段差の間からシール材が高温空気または蒸気に曝露されるため、事故時の格納容器過圧に伴うフランジ開口を考慮した状態で、高温曝露ができる試験体となっている。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、He により気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力 2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で 0.9MPa まで加圧して気密性を確認している。また、格納容器過圧に伴うフランジ開口時のシール材の気密性を確認するために、高温曝露後の試験体フランジを 0.8mm 開口させ、その状態でも He 気密確認試験を実施し、0.9MPa 加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口量の 0.8mm は、2Pd における開口量が最も大きな機器搬入用ハッチのフランジ開口量(約 1.4mm)に余裕をもたせた開口量(1.6mm)を 1/2 スケールにしたものである。

試験の詳細は別紙-4「改良E P D Mシール材の試験について」で示しており、本試験により 200℃が 168 時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

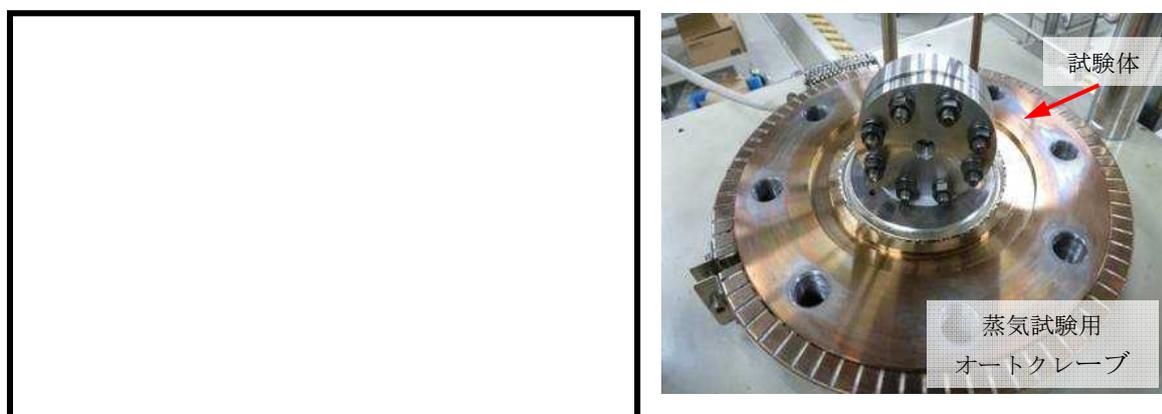


図 3-7 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

②-2 実機フランジモデル試験

改良E P D M製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（Oリング径：約250mm）の実機フランジモデル試験（実機フランジモデル試験）も実施しているところであり、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を進めているところである。試験装置は図3-8、図3-9に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、E P D Mの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また、内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため、フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)を包絡する圧力で気密性を確認しており、その試験結果を別紙-11に示す。本試験結果により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

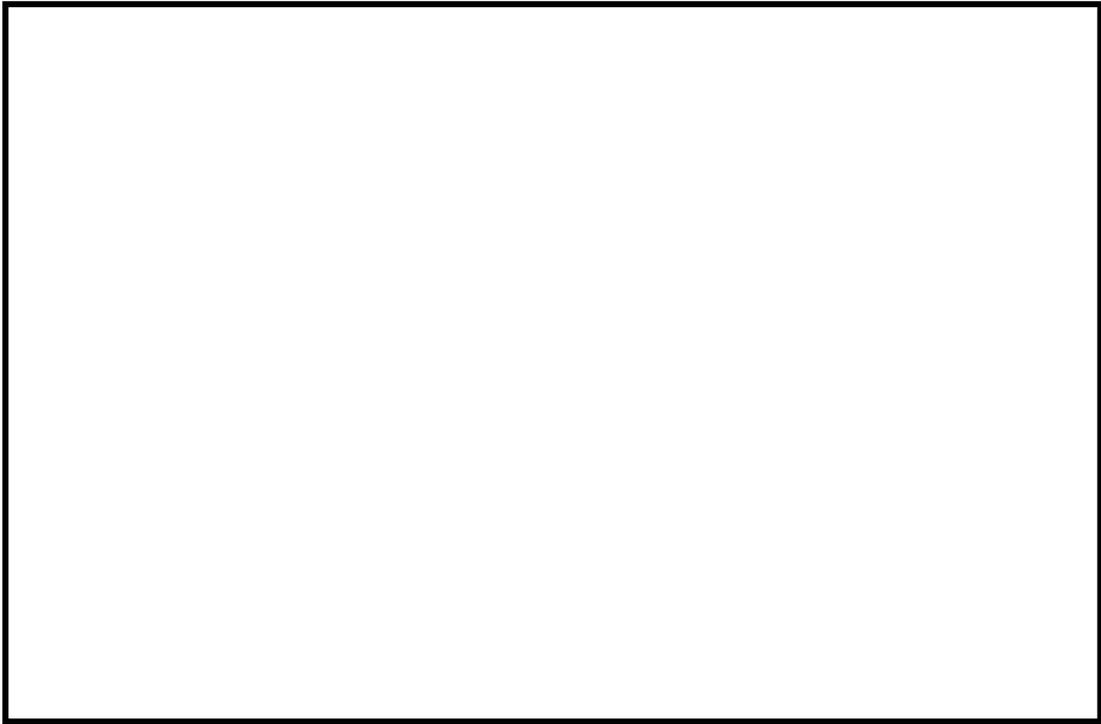


図 3-8 実機フランジモデル試験の装置概要

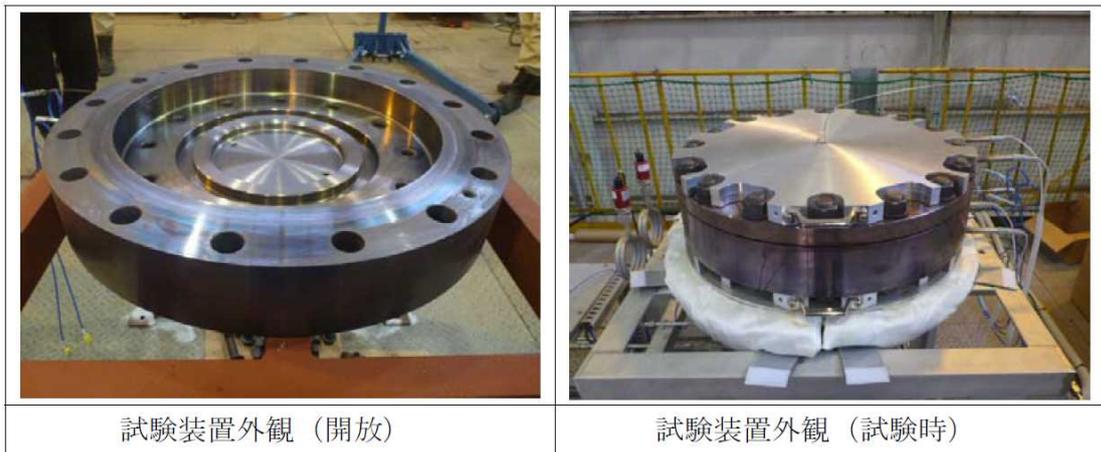


図 3-9 実機フランジモデル試験装置の外観

③フランジ開口量を考慮した漏えい評価

前述①および②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、原子炉格納容器の限界温度・圧力によるフランジ開口量を考慮し、限界温度・圧力である 200℃、2Pd 条件下におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-3.10 に示す。

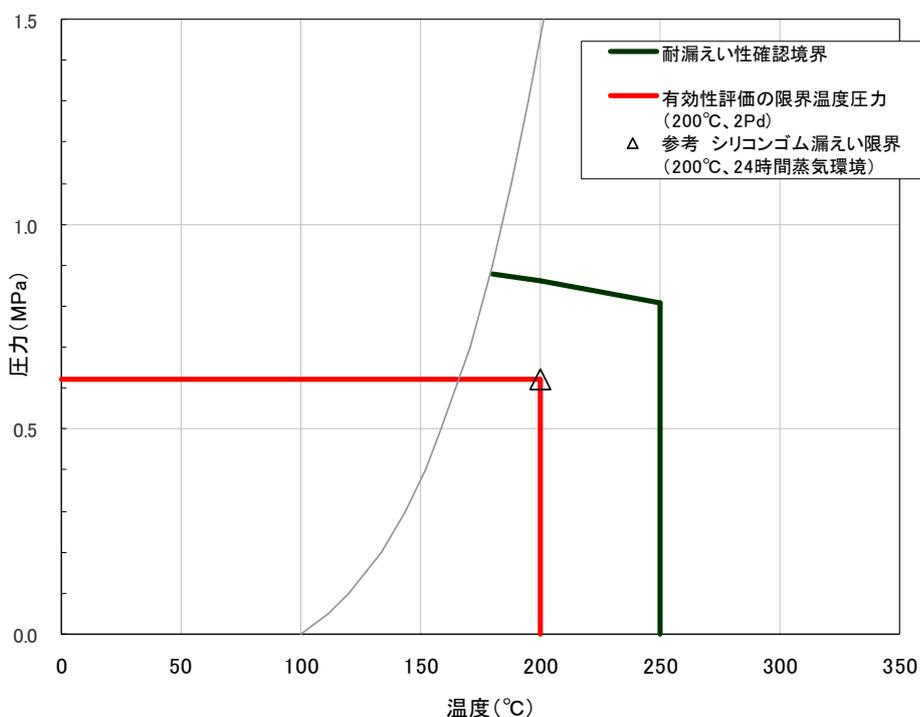


図 3-10 シール材の機能確保に関する評価線図（トップヘッドフランジ）

図中の黒線は、シール部の健全性を確認している範囲を示す線である。この黒線において、温度依存の傾きのある部分は、格納容器のトップヘッドフランジ部の構造解析結果（図-3.6）とシール材の圧縮永久ひずみ試験結果（表-3.11）から、フランジ部の開口量にシール材が追従できなくなる境界を示すものである（解析で示したフランジ部の開口量が、改良E P D Mの圧縮永久ひずみ（乾熱、7日間）に基づき定めたシール材の戻り量と等しくなったときに漏えいすると評価）。

一方、黒線において、温度が 250℃一定の垂直の部分には、改良E P D Mを用いたフランジ部の小型モデル試験結果から、過圧・過温状態におけるシール材の健全性が確認できている範囲を示すものである（格納容器シール部の形状を模擬した試験装置を用いて、漏えいが発生する圧力、温度の評価）。なお、250℃で実施した小型モデル試験では、漏えいは生じていないため、実際の限界温度はさらに高い温度となる。

上記の結果から、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環

境性に優れたEPDM性シール材を用いることにより、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化したシール材を用いることにより、機能を向上させる。

④バックアップシール材のシール機能について

当社は福島第一原子力発電所の事故知見を踏まえ、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を目途としてバックアップシール材を開発した。バックアップシール材は図3-11で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材の性能は、図3-12で示す試験装置で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。

④-1 バックアップシール材の性能確認試験

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度200℃に余裕を見た250℃を設定し、7日間(168h)一定温度で高温曝露している。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。

また、重大事故時には事故後ベント実施までは圧力が2Pd近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密試験を実施した(開口模擬後気密確認試験)。変位は、格納容器限界圧力2Pd時のバックアップシール材塗布位置を考慮し、機器搬入用ハッチの外側ガasketのフランジ開口量をもとに1mmに設定した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口模擬後気密確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析により250℃蒸気曝露で構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露有無は事故時開口を模擬したバックアップシール材の性能を確認する試験では、試験結果に大きな影響を与えない

と考えている。

試験の詳細は別紙-5「バックアップシール材の試験について」で示しており、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることを確認している。また、250℃蒸気曝露が 168h 継続した後のバックアップシール材の化学構造の変化を確認するために FT-IR 分析を実施し、曝露前後でもバックアップシール材の化学構造がほとんど変化していないことを確認している。よって、250℃蒸気曝露環境下では有意な劣化はほとんど無いことから、格納容器限界温度である 200℃状態が長期継続したときであっても、バックアップシール材により格納容器閉じ込め機能の健全性は確保できる。

以上のことから、バックアップシール材について格納容器限界温度 200℃における長期シール性が確認できた。また、ベント実施までの間に格納容器過圧によるフランジ開口を経験したとしても、ベント後のフランジ開口量が小さい領域では高温性に優れたシール機能を発揮することが確認できた。よって、バックアップシール材は、格納容器ベント操作後の長期シール機能強化に有効である。

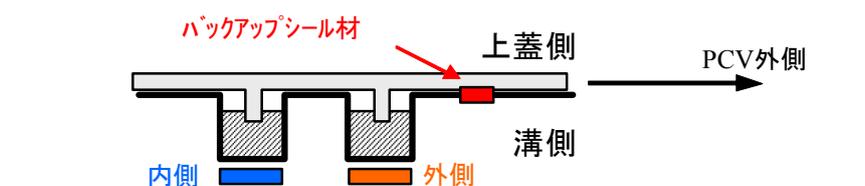
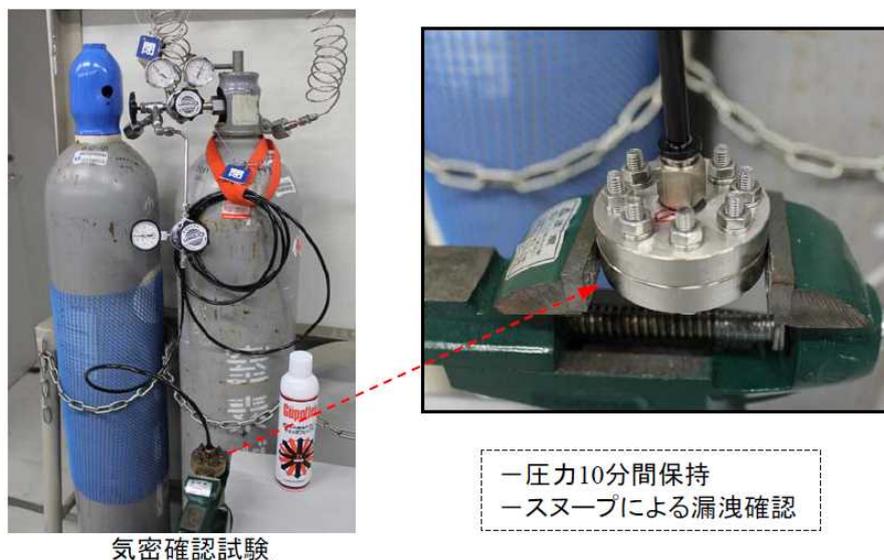


図 3-11 バックアップシール材イメージ図



気密確認試験

図 3-12 バックアップシール材の気密試験

表 3-11 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す

④-2 バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表 3-13 の通り定めている。塗布幅は幅が広い程シール機能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を元に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを元に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、除々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を元に設定している。

表 3-12 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件
バックアップシール材の塗布幅	
バックアップシール材の塗布厚さ	
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	

④-3 バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表 3-12 の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、それら幅、厚さを担保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

⑤「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を図る計画を進めている。

改良E P D M製シール材は、事故時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的に劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期シール性の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面に塗布することから、改良E P D Mシール材への格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化によるシール機能低下を抑えることが可能である。

よって、事故発生後の改良E P D M製シール材の長期健全性を補強することができるため、当社の更なる格納容器閉じ込め機能強化対策として「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を採用する。その効果については事項で示す。

なお、フランジ部にバックアップシール材を塗布することに関するフランジ設計に対する影響評価については、別紙-16 において評価している通りであり、フランジへの悪影響はないものと考えている。

⑥事故後長期間のシール機能について

重大事故時の格納容器閉じ込め機能の信頼性を強化するために、「改良 EPDM+バックアップシール材」を組合せ、事故後 168 時間以降の長期におけるシール機能について試験により確認した（試験装置を図 3-13 に示す）。前述の通り、バックアップシール材の 200℃状態における長期健全性を確認しており、有意な劣化が見られないことから、長期にわたって状態は変化せず、シール機能が確保されるものと考ええる。また、改良 EPDM 製シール材とその外側にバックアップシール材を適用した条件で長期間高温曝露を実施した後に He 気密確認試験を実施しているが、少なくとも 45 日間の高温曝露（200℃）を経験しても、気密性に問題ないことが確認できている。試験の詳細は、別紙-5「バックアップシール材の試験について」の「(4)長時間試験」で示す。

なお、原子炉格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SB0+ECCS機能喪失」について、事故後168時間以降も有効性評価で使用した設備以外は復旧せず、フィードアンドブリードを続けたとした場合、事故発生から30日後のドライウェル温度は130℃以下であることが評価で示されている。従って、これよりも過酷な200℃状態が30日間継続しても格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、事故後長期のシール性向上のためには「改良EPDM+バックアップシール材」は有効であると考えている。

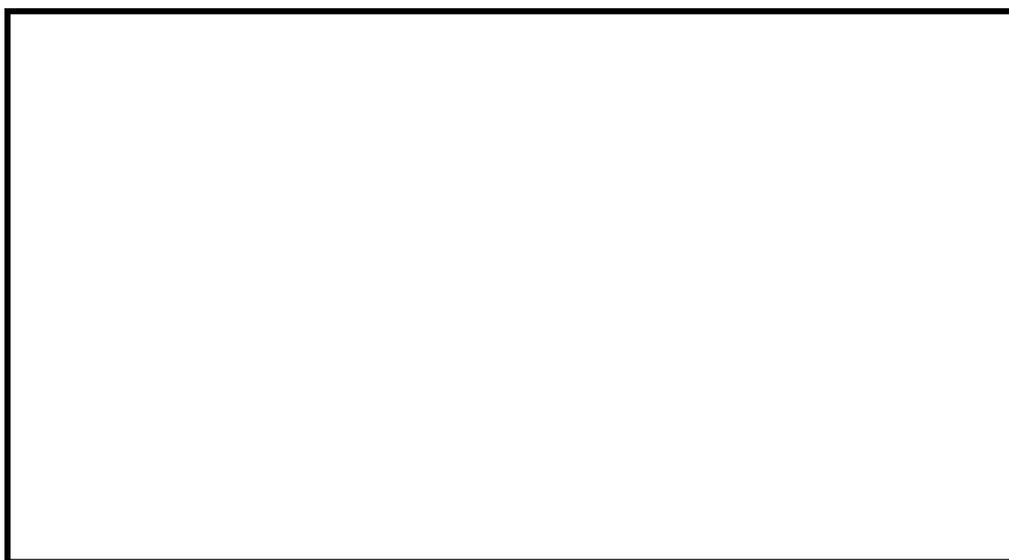


図3-13 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験装置

表3-13 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験結果

試験体	曝露状態	曝露期間	改良EPDM 放射線曝露	加圧 媒体	試験 圧力	試験結果
改良EPDM+ バックアップシール材	乾熱200℃	30日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし
	乾熱200℃	45日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし

3.3 評価まとめ

トップヘッドフランジの健全性評価結果を表3-14に示す。

表3-14 トップヘッドフランジの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施の1/10スケール試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②フランジの開口評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	—
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「改良E P D M製シール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価 更なる安全対策向上として「改良E P D Mシール材+バックアップシール材」を適用することにより、改良E P D M製シール材の長期信頼性を補強する。	○

4. ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）

4.1 評価方針

ハッチ類は、フランジ付きの胴板が原子炉格納容器のコンクリート躯体に固定され、この胴板のフランジに蓋フランジをボルト固定しており、フランジ間のシールにはガスケットを使用している。フランジにはシール溝が二重に配置されており、格納容器内側・外側のそれぞれのシール溝にガスケットを取り付ける二重シール構造になっている。

ハッチ類の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。なお、熱座屈の可能性が考えられるが、座屈後の圧縮ひずみが開放され破損に至らないことから座屈は評価対象外と考えることができる。

ハッチ類は原子炉格納容器の貫通口の中でも口径が大きいことから、原子炉格納容器膨張によるシェル部の歪みによる強制変位が大きく作用する。この変位及び原子炉格納容器内圧による過度な塑性変形に伴う延性破壊、また、フランジ部の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられる。

このため、200℃、2Pd での健全性確認には以下の評価が必要である。

- ・本体の耐圧
- ・フランジ固定部の強度
- ・ガスケットの健全性

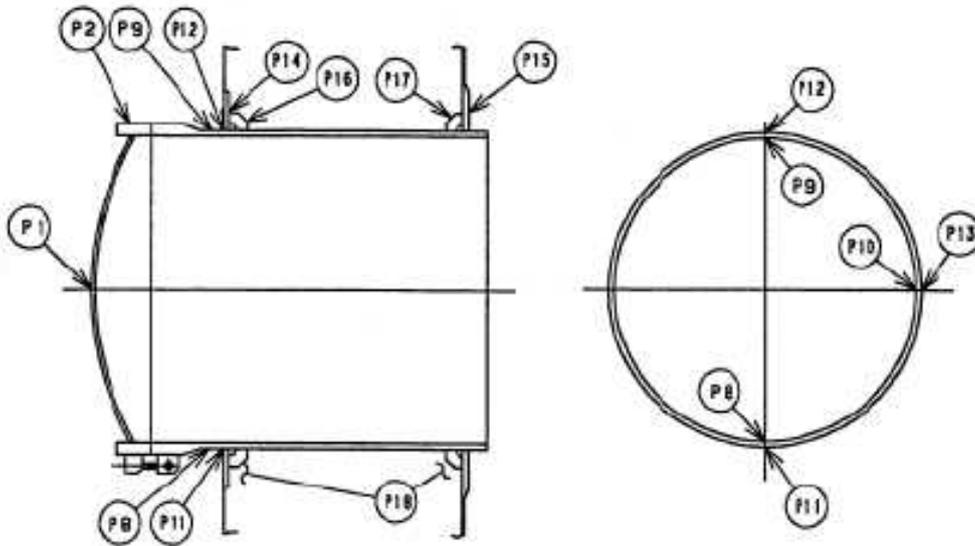


図 4-1 機器搬入用ハッチ図

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

ハッチ類における構造健全性評価として、上部ドライウェル機器搬入用ハッチ、下部ドライウェル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口のうち内圧による荷重を受け止める部位のうち鏡板、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 Su 値検討会で設定された設計引張強さ（Su）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するハッチ類の限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、ハッチ類に発生する応力が、 P_m が $2/3Su$ 、 P_L+P_b が Su 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、供用状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3Su$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3Su (=Su)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が Su に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が Su に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

② 既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行っており、この結果を踏まえて限界圧力を評価する。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ、サプレッション・チェンバ出入口の締付ボルトを評価対象とする。

② フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントとして 7 号炉の機器搬入用ハッチにおける開口量を評価する。

(3) ガasketの健全性

シール材（ガスケット）はこれまでシリコンゴムを使用しているが、福島第一原子力発電所事故で当該シール材が事故環境下に曝されて劣化した可能性があることも踏まえ、事故環境下における性能特性に優れたシール材である改良 E P D M 製シール材に変更する。改良 E P D M 製シール材による事故時の格納容器閉じ込め機能を確認するために、圧縮永久歪み試験結果をもとに格納容器限界開口量を評価し、重大事故時におけるフランジ開口量と比較することで格納容器閉じ込め機能の評価する。

また、格納容器ベント操作実施後の長期シール機能健全性を補強するために、高温蒸気に耐性があるバックアップシール材を追加塗布する。その有効性を、バックアップシール材の試験を元に評価し、格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性を確認する。

4.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

ハッチ類の構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウエル機器搬入用ハッチ、下部ドライウエル機器搬入用ハッチ及びサプレッション・チェンバ出入口を選定し、各ハッチのうち内圧による荷重を受け止める部位（鏡板、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価に用いた主要仕様を表 4-1～4-3 に示す。

表 4-4～4-23 に、ハッチ類の応力評価結果を示す。なお、建設時工認の応力値を係数倍して応力を算出している。これらの結果から、200℃、2Pd 条件下においてハッチ類の構造健全性を確認した。

表 4-1 上部ドライウェル機器搬入用ハッチの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-2 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

表 4-3 サプレッション・チェンバ出入口の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	104	104
材料	SGV480	SGV480
フランジ直径 (mm)		
フランジ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

【6号炉】上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

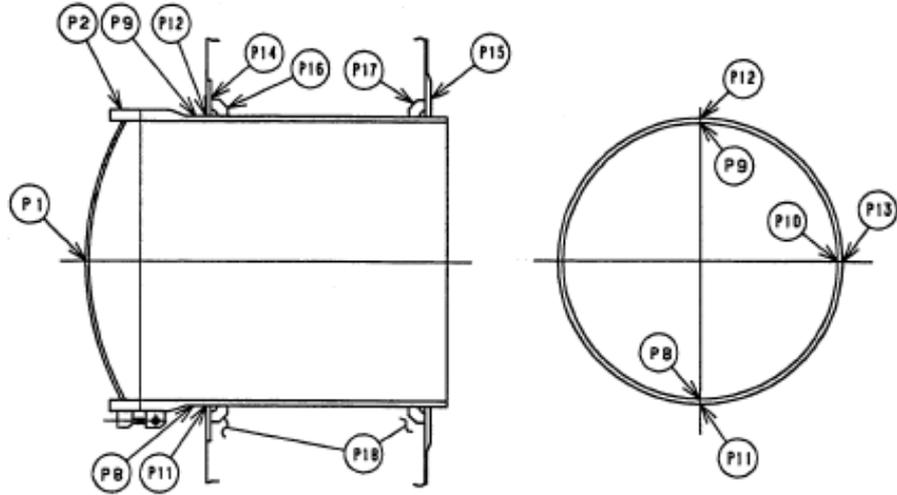


図 4-2 柏崎刈羽 6 号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-4 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比	
		P_m		P_L+P_b			
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値		
P1	鏡板中央部	281	281	422	422		
P8	上部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴					281	422
P9						281	422
P10						281	422
P11	上部ドライウェル	—	—	422	422		
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ	—	—	422			
P13	ランジプレートとの結合部	—	—	422			

表 4-5 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-6 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

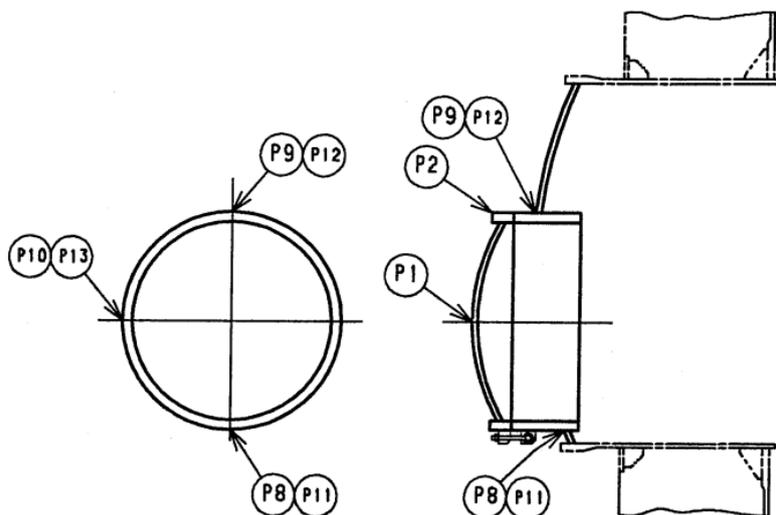


図 4-3 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-7 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	281	281	422	422	
P8	下部ドライウェル 機器搬入用ハッチ円筒胴					
P9						
P10						
P11	下部ドライウェル	—	—	422	422	
P12	機器搬入用ハッチ円筒胴と	—	—	422		
P13	鏡板との取付部	—	—	422		

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

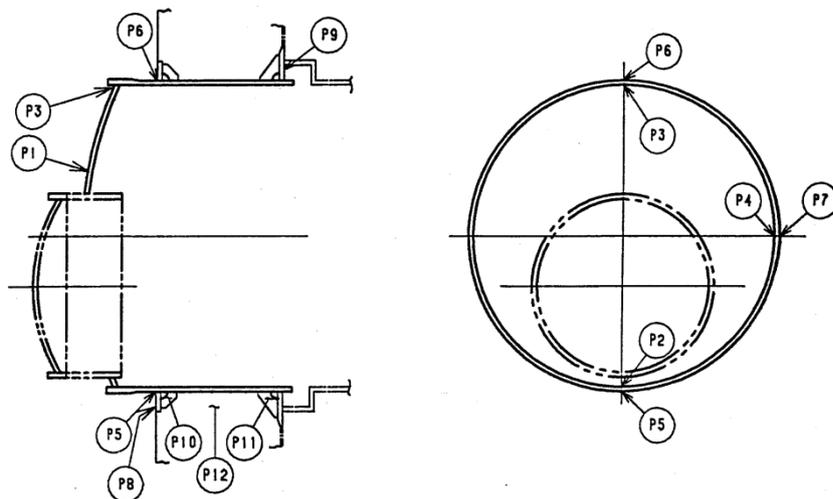


図 4-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-8 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—	422	422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—			
P3		—	—			
P4		—	—			
P5	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—			422
P6		—	—			422
P7		—	—			422

表 4-9 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		一次	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん 断
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-10 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【6号炉】 サプレッション・チェンバ出入口の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

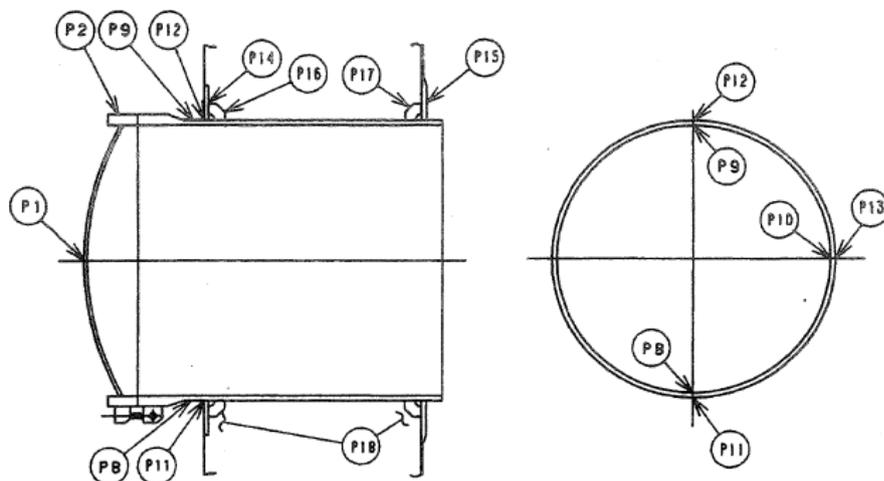


図 4-5 サプレッション・チェンバ出入口

表 4-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	281	281	422	422	
P8	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴					
P9						
P10						
P11	サプレッション・チェンバ	—	—	422	422	
P12	出入口円筒胴のフランジ	—	—			
P13	プレートとの結合部	—	—			

表 4-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P15	フランジプレート (内側)		312		156		
P17	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P18	コンクリート部		27.5	

【7号炉】 上部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

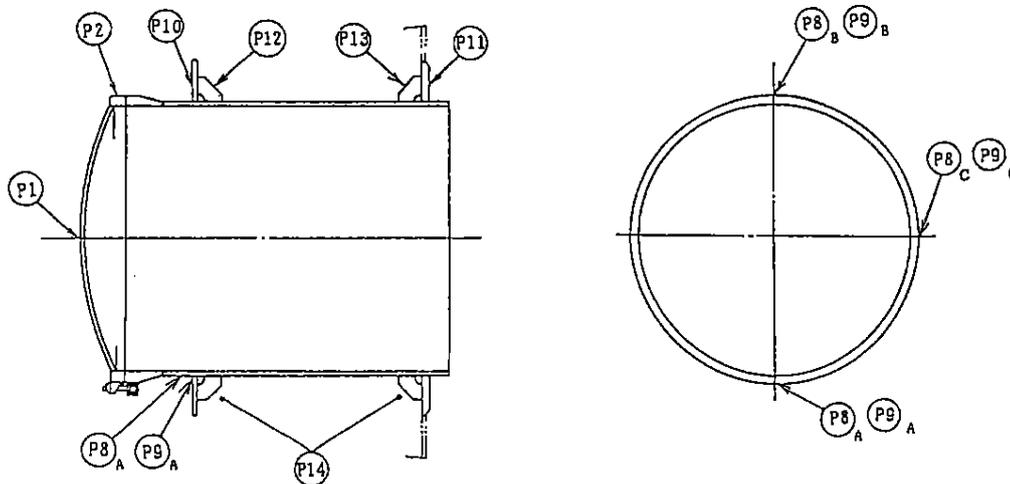


図 4-6 柏崎刈羽 7号炉 上部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-14 鋼製耐圧部の応力評価のまとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	—	281	—	422	—
P8	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P9	機器搬入用ハッチ円筒胴のフ ランジプレートとの結合部	—	—	—	422	

表 4-15 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P11	フランジプレート (内側)		312		156		
P13	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-16 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P14	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル機器搬入用ハッチの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

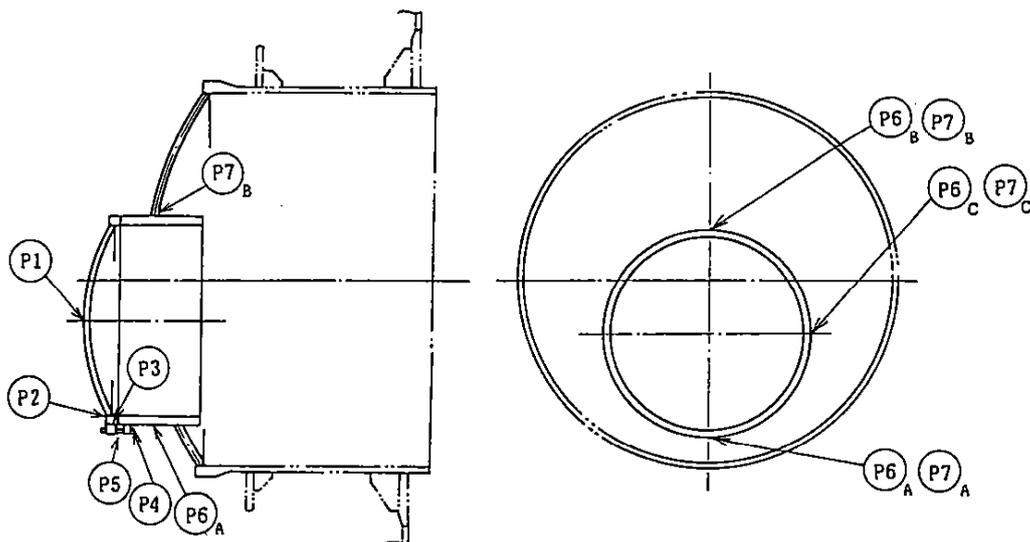


図 4-7 下部ドライウェル機器搬入用ハッチ

表 4-17 鋼製耐圧部の応力評価まとめ

(単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部	[]	281	[]	422	[]
P6	機器搬入用ハッチ円筒胴		281		422	
P7	機器搬入用ハッチ円筒胴と 鏡板との取付部	—	—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）
の構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

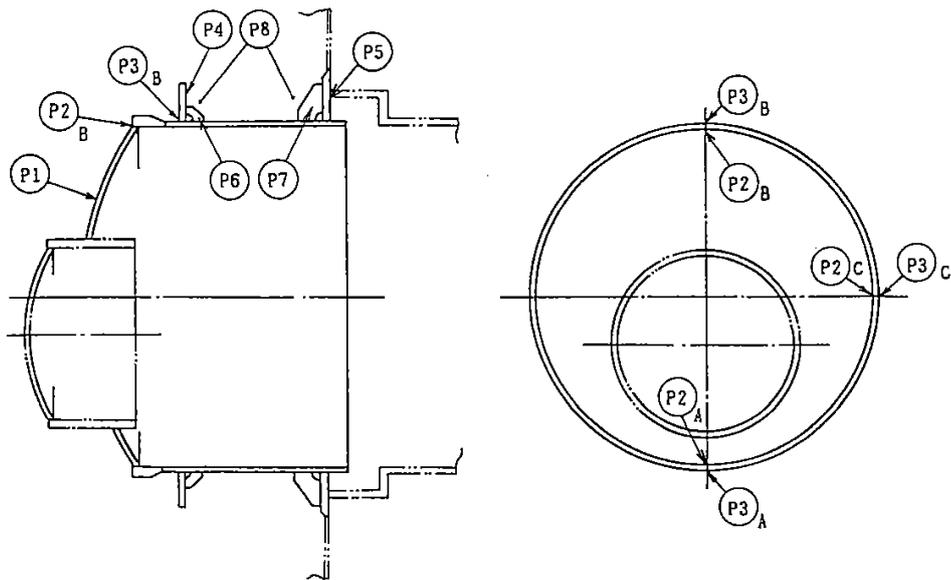


図 4-8 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（機器搬入用ハッチ付）

表 4-18 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—		422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 4-19 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん 断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)	-	-		156		

表 4-20 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P8	コンクリート部		27.5	

【7号炉】 サプレッション・チェンバ出入口の構造健全性評価結果 (200°C、2Pd)

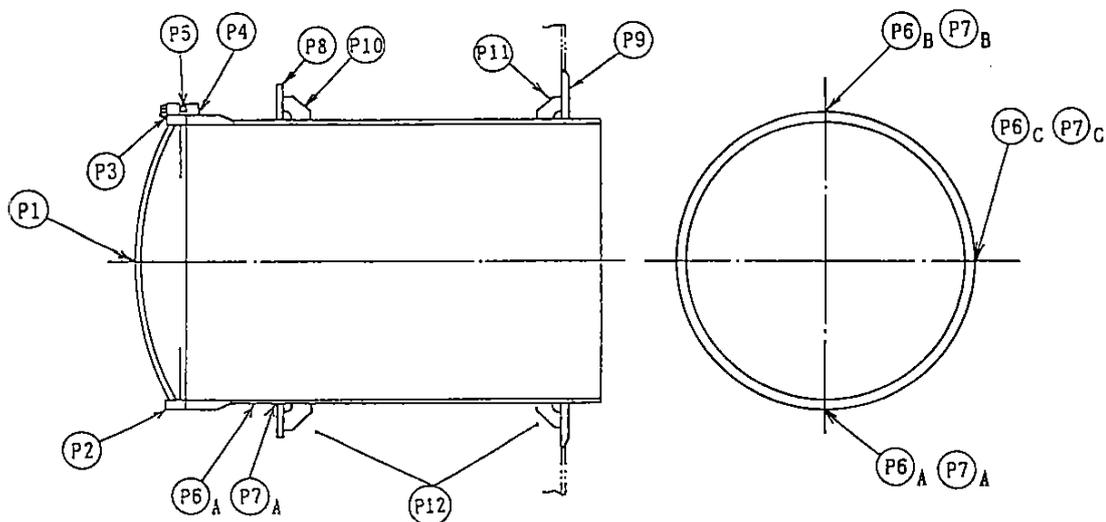


図 4-9 サプレッション・チェンバ出入口

表 4-21 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板中央部		281		422	
P6	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴		281		422	
P7	サプレッション・チェンバ 出入口円筒胴のフランジ プレートとの結合部	—	—		422	

表 4-22 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P9	フランジプレート (内側)		312		156		
P11	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

表 4-23 コンクリート部の応力評価まとめ (単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

②既往研究成果による評価

ハッチ類については重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、代表プラントの鋼製格納容器（Mark-II 改良型）の機器搬入用ハッチをモデル化した試験体を用いた耐圧試験を行い、限界圧力を評価している。この耐圧試験の結果、限界圧力は 19.5kg/cm^2 （約 6.0Pd ）であることが示されており、それ以下では破損が生じないことを確認している。このハッチモデル試験体は Mark-II 改良型のハッチを想定して試験が行われたものであるが、Mark-II 改良型のハッチと RCCV のハッチの基本的な構造は同じであるため、これらを用いて、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉のハッチ類の 2Pd における健全性を確認する。

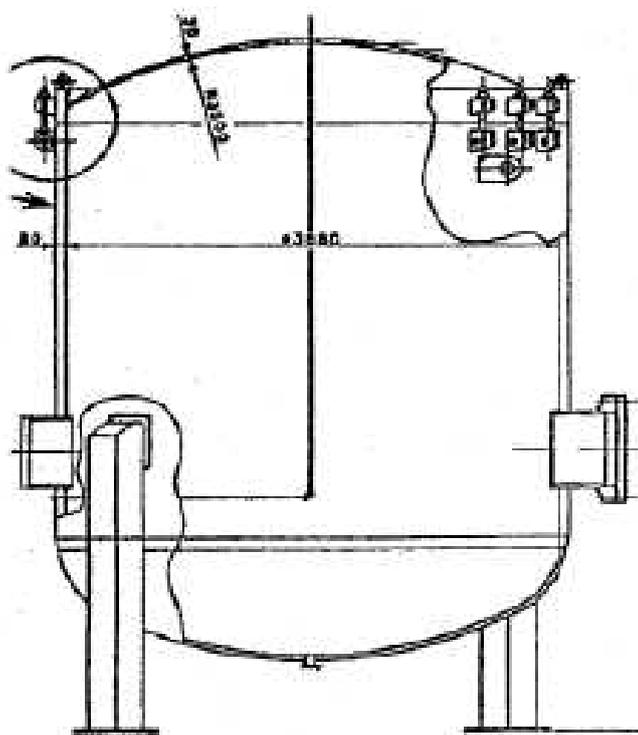


図 4-10 ハッチモデル試験

機器搬入用ハッチ形状（球形胴）に対する必要板厚は、設計・建設規格により計算式(4.1)から求められる。この式を変形し、板厚 t と降伏応力 S_y から弾性限界圧力 P を算出する。

$$t = P \cdot D_i / (4 \cdot S_y \cdot \eta - 0.4P) \quad \dots\dots(式4.1)$$

$$P = 2 \cdot S_y \cdot \eta \cdot t / (R + 0.2 \cdot t) \quad \dots\dots(式4.2)$$

鋼材の200℃における設計降伏点 $S_y=226\text{MPa}$ 、継手効率 $\eta=1$ とすると、弾性限界圧力 P は表4-24 の通り算出される。

表4-24 機器搬入用ハッチの弾性限界圧力

	柏崎刈羽 6/7 号炉 機器搬入用ハッチ		ハッチモデル 試験体
	上部	下部	
R (内半径)			3500mm
t (板厚)			30mm
P (弾性限界圧力)	3.47MPa	3.76MPa	3.87MPa

表4-24に示すように機器搬入用ハッチは、ハッチモデル試験体と同程度の耐圧強度を有していることから、少なくともハッチモデル試験体の限界圧力 $6.0P_d$ と同程度の圧力まで健全性を有するものと判断できる。

したがって、機器搬入用ハッチは200℃条件において、 $6.0P_d$ 程度までは健全であると考えられる。よって、ハッチ類は $2P_d$ においても健全性は確保できると考えている。

(2) フランジ固定部の強度

① 締付ボルトの強度評価

フランジの締付ボルトについて、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）における強度評価を、既工事計画認可申請書の強度計算をベースに評価する。各ハッチ類の締付ボルト基本仕様を表 4-25～27、評価結果を表 4-28 に示す。いずれも許容応力以下であることから、締付ボルトは 200℃、2Pd において健全である。

表 4-25 上部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-26 下部ドライウエル機器搬入用ハッチの締付ボルト基本仕様

項目	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-27 サプレッション・チェンバ出入口の締付ボルト基本仕様

	6号炉	7号炉
ボルトの材質	SNCM439	SNCM439
ボルトの呼び		
ボルトの本数		

表4-28 締付ボルトの評価結果（単位：MPa）

評価部位	6号炉	7号炉	許容値
上部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
下部ドライウエル機器搬入用ハッチ			576
サプレッション・チェンバ出入口			576

②フランジの開口評価

原子炉格納容器の重大事故時の過温、過圧時におけるフランジ開口量を評価するために、FEM 解析を用いて ABWR 代表プラントモデルとして 7 号炉の機器搬入用ハッチ部における開口量を評価した。解析モデルは図 4-11 に、開口量の解析評価結果を図 4-12 に示す。なお、本 FEM 解析の妥当性については別紙-3「トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について」で示す。2Pd における開口量は、内側ガスケット部で約 1.4mm、外側ガスケット部で約 1mm となる。

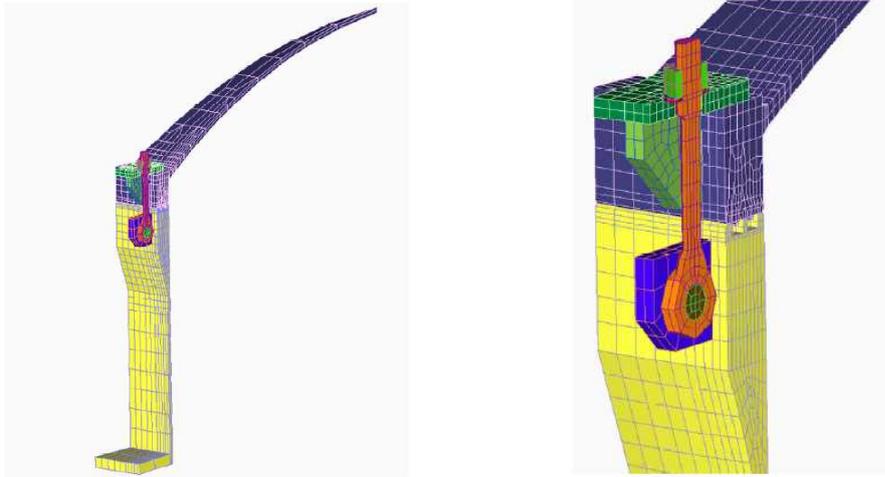


図 4-11 機器搬入用ハッチ開口量評価の解析モデル

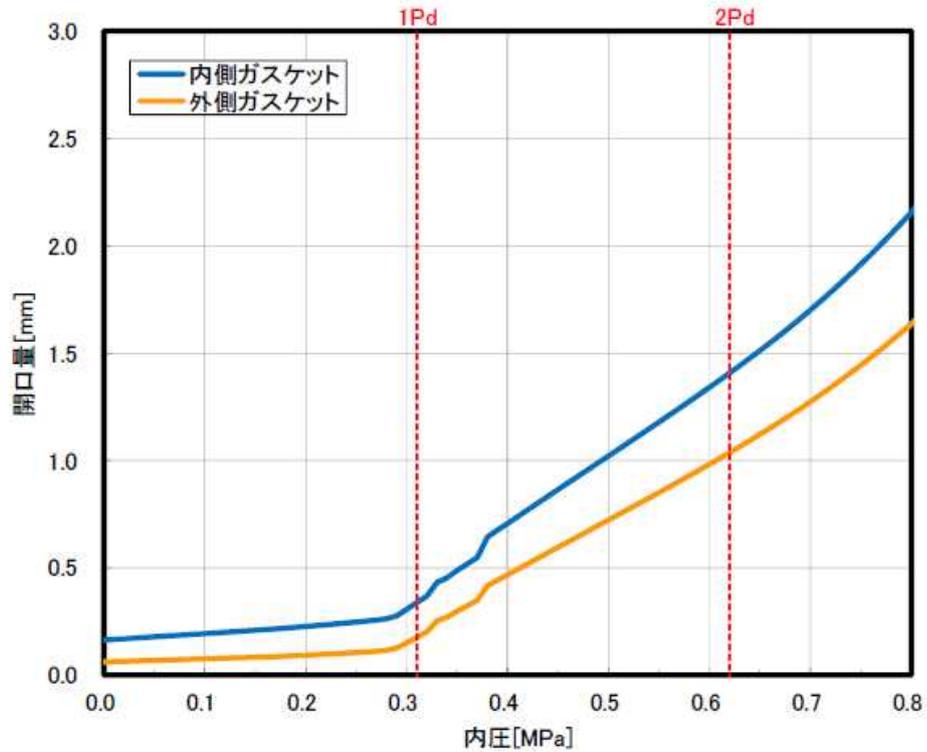


図 4-12 機器搬入用ハッチの各ガスケット部の圧力と開口変位の関係

(3) ガスキットの健全性

福島第一原子力発電所事故で原子炉格納容器内雰囲気漏えいした経路として、原子炉格納容器トップヘッドフランジ、機器搬入用ハッチ等のフランジシール部が推定漏えい経路の1つであると考えている。原子炉格納容器のフランジシール部は、内圧が低い段階ではボルトの初期締付けにより開口は抑制されているが、内圧の上昇に伴って開口量が増加することにより、外部への漏えい経路を形成する。ただし、フランジ部が開口しても、フランジ部の密閉性を担保しているシール材が健全であれば、シール材が開口に追従するため外部への漏えいを防止することができる。しかしながら、福島第一原子力発電所事故のような事故環境に晒されると、原子炉格納容器トップヘッドフランジ等のフランジシール部に使用されているシール材が劣化し、フランジの開口に追従できなくなり格納容器閉じ込め機能を損なう可能性がでてくる。

そこで、柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉原子炉格納容器フランジシール部に使用されているシール材（シリコンゴム）について、事故時環境下の耐性が優れた改良 EPDM 製シール材に変更して格納容器閉じ込め機能の強化を図る。従って、改良 EPDM 製シール材について、事故時の温度や放射線による劣化特性を試験により確認し、想定される事故シナリオにおけるシール機能を評価する。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

①シール材（改良 EPDM）の圧縮永久ひずみ試験結果について

改良 EPDM 製シール材の事故時環境における劣化特性を、高温蒸気曝露の期間を確認するために、JIS K6262「加硫ゴム及び熱加塑性ゴムの常温・高温及び低温における圧縮永久ひずみの求め方」に準じて圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 4-29 に示す。なお、圧縮永久ひずみ測定とは、所定の圧縮率をかけ変形させた後、開放時の戻り量を評価するものである。完全に元の形状に戻った場合を 0%とし、全く復元せずに完全に圧縮された状態のままである状態を 100%としている。例えば、圧縮永久ひずみが表 4-29 で示す「」の場合は、シール材の初期締付量がである 7 号炉を例にとると、戻ることを意味する。この場合、のフランジ部開口まではシール機能が確保可能と想定できる。

表 4-29 改良 EPDM 製シール材の圧縮永久ひずみ試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

②改良E P D M製シール材の性能確認試験

②-1 実機を模擬した小型フランジ試験

改良E P D M製シール材の性能を確認するために、圧縮永久歪み試験に加え、実機フランジリング溝を模擬した小型試験装置を用いて、事故環境に曝露した後のシール機能を確認した。試験装置を図4-13に示しており、実機リング溝の断面寸法を1/2スケールとして試験治具を製作し、予め γ 線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施した。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガasket部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温空気及び高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃を設定し、それぞれ7日間(168h)一定温度で高温曝露している。また、試験治具のリング溝は内側に1mmの段差があり、その段差の間からシール材が高温空気または蒸気に曝露されるため、事故時の格納容器過圧に伴うフランジ開口を考慮した状態で、高温曝露ができる試験体となっている。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。また、格納容器過圧に伴うフランジ開口時のシール材の気密性を確認するために、高温曝露後の試験体フランジを0.8mm開口させ、その状態でもHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口量の0.8mmは、2Pdにおける開口量が最も大きな機器搬入用ハッチのフランジ開口量(約1.4mm)に余裕をもたせた開口量(1.6mm)を1/2スケールにしたものである。

試験の詳細は別紙-4「改良E P D Mシール材の試験について」で示しており、本試験により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

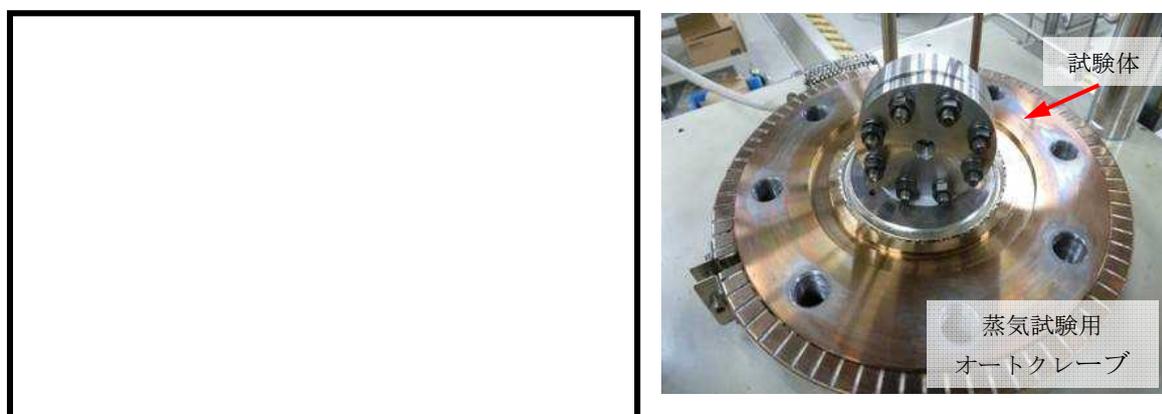


図4-13 改良E P D M製シール材の性能確認試験装置

②-2 実機フランジモデル試験

改良E P D M製シール材は前述の小型フランジ試験に加え、より大口径（Oリング径：約250mm）の実機フランジモデル試験（実機フランジモデル試験）も実施しているところであり、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を進めているところである。試験装置は図4-14、図4-15に示しており、試験フランジの溝断面形状は実機と同じとし、溝径を縮小した試験フランジとする。試験試料の断面形状は実機と同じとし、径を縮小した試験試料とする。予めγ線照射したシール材を用いて試験体を作り、高温環境に曝露した後に気密確認試験を実施する。

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、E P D Mの劣化は一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、高温曝露は蒸気ではなく高温空気（乾熱）で曝露し、温度については、格納容器限界温度である200℃と、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、それぞれ定める期間を一定温度で高温曝露する。また、内圧作用時の実機フランジの開口を模擬するため、フランジ面に調整シムを挟んで押し込み量を調整できる装置にしている。

本試験装置によりシール材を高温曝露した後、気密確認試験を実施した。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)を包絡する圧力で気密性を確認しており、その試験結果を別紙-11に示す。本試験結果により200℃が168時間継続した場合の改良E P D M製シール材のシール機能の健全性を確認した。

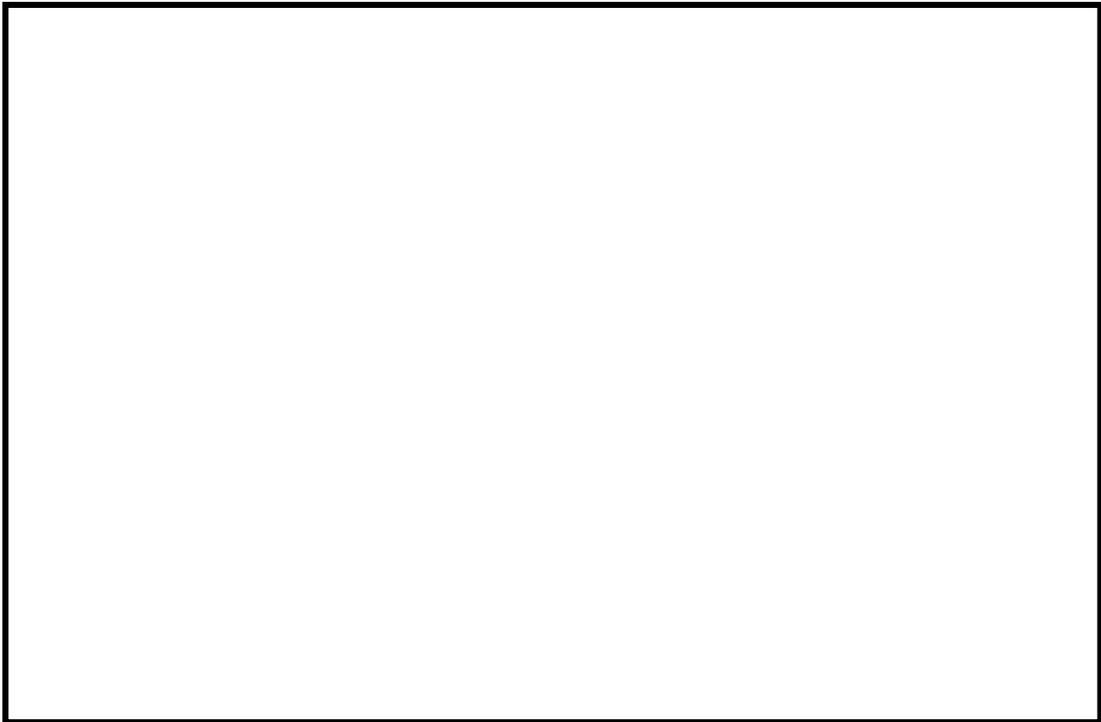


図 4-14 実機フランジモデル試験の装置概要

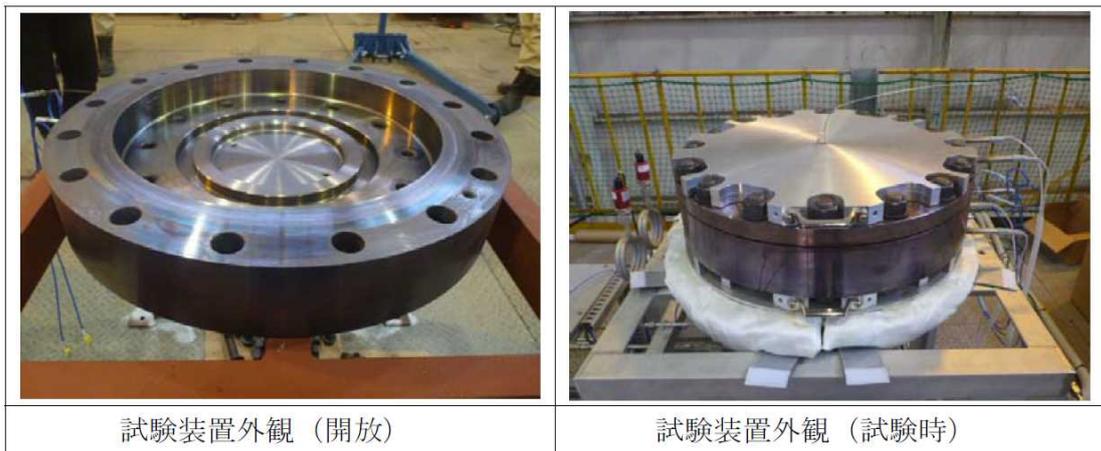


図 4-15 実機フランジモデル試験装置の外観

③フランジ開口量を考慮した漏えい評価

前述①および②を踏まえ、事故時環境下に曝されることによるシール材劣化（シール材追従量の低下）と、原子炉格納容器の限界温度・圧力によるフランジ開口量を考慮し、限界温度・圧力である 200℃、2Pd 条件下におけるシール材の機能確保に関する評価線図を図-4.16 に示す。

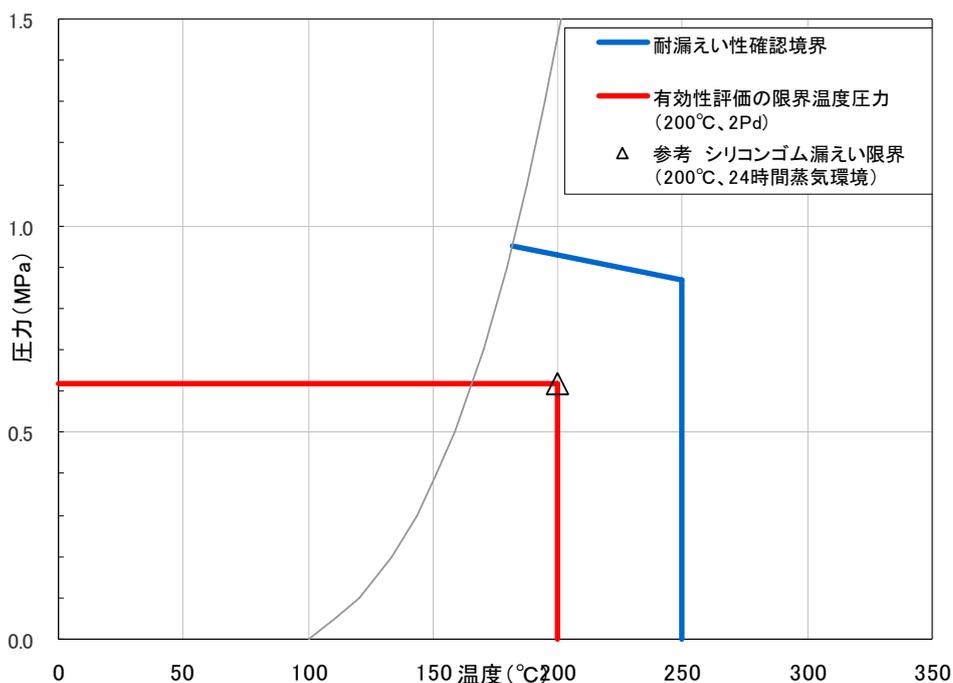


図 4-16 シール材の機能確保に関する評価線図（機器ハッチ）

図中の青線は、シール部の健全性を確認している範囲を示す線である。この青線において、温度依存の傾きのある部分は、格納容器の機器ハッチフランジ部の構造解析結果（図-4.12）とシール材の圧縮永久ひずみ試験結果（表-4.29）から、フランジ部の開口量にシール材が追従できなくなる境界を示すものである（解析で示したフランジ部の開口量が、改良 E P D M の圧縮永久ひずみ（乾熱、7 日間）に基づき定めたシール材の戻り量と等しくなったときに漏えいすると評価）。

一方、青線において、温度が 250℃一定の垂直の部分は、改良 E P D M を用いたフランジ部の小型モデル試験結果から、過圧・過温状態におけるシール材の健全性が確認できている範囲を示すものである（格納容器シール部の形状を模擬した試験装置を用いて、漏えいが発生する圧力、温度の評価）。なお、250℃で実施した小型モデル試験では、漏えいは生じていないため、実際の限界温度はさらに高い温度となる。

上記の結果から、シール部については、シール材が高温環境下において劣化する特

性を有していることを考慮しても、限界温度・圧力環境下において、シール材に耐環境性に優れたEPDM性シール材を用いることにより、少なくとも7日間の健全性を確保できることを確認した。シール材が高温環境下で劣化することにより、放射性物質の閉じ込め機能を喪失する可能性については、福島事故の分析からも確認されており、福島事故の経験と分析を踏まえ、高温環境下における耐性を強化したシール材を用いることにより、機能を向上させる。

④バックアップシール材のシール機能について

当社は福島第一原子力発電所の事故知見を踏まえ、格納容器閉じ込め機能強化の更なる信頼性向上を目途としてバックアップシール材を開発した。バックアップシール材は図4-17で示すように、現行シール材のシール溝よりも外側のフランジ面全周に塗布できるシール材である。バックアップシール材は、耐高温性、耐蒸気性、耐放射線性が確認され、重大事故環境下においてもシール機能を発揮できるものを用いる。バックアップシール材の性能は、図4-18で示す試験装置で、事故環境下に曝された後のシール機能について評価されている。

④-1 バックアップシール材の性能確認試験

試験条件としては、事故条件を模擬するために、放射線照射量はフランジ部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを用いて実施している。また、高温曝露は高温蒸気で曝露し、温度については、格納容器限界温度200℃に余裕を見た250℃を設定し、7日間(168h)一定温度で高温曝露している。高温曝露後は、事故時に発生する水素を模擬するために、Heにより気密確認試験を実施している。気密確認試験では、格納容器限界圧力2Pd(0.62MPa)以上の気密性を確認するため最大で0.9MPaまで加圧して気密性を確認している。

また、重大事故時には事故後ベント実施までは圧力が2Pd近傍と高くなりフランジ部が開くことから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後にHe気密試験を実施した(開口模擬後気密確認試験)。変位は、格納容器限界圧力2Pd時のバックアップシール材塗布位置を考慮し、機器搬入用ハッチの外側ガasketのフランジ開口量をもとに1mmに設定した。試験の流れとしては、バックアップシール材を塗布したフランジを乾燥させた後に、隙間ゲージで変位を加え、その後隙間ゲージを引き抜いて試験フランジの変位を当初位置に戻す。その状態でHe気密確認試験を実施し、0.9MPa加圧時に漏えいのないことを確認している。なお、開口模擬後気密確認試験は試験装置上の理由から、バックアップシール材に高温曝露は経験させていない。しかしながら、FT-IR分析により250℃蒸気曝露で構造の変化量は小さく、顕著な劣化が認められなかったことから、高温曝露有無は事故時開口を模擬した

バックアップシール材の性能を確認する試験では、試験結果に大きな影響を与えないと考えている。

試験の詳細は別紙-5「バックアップシール材の試験について」で示しており、バックアップシール材は 250℃蒸気曝露が 168h 継続したとしても気密性が確保できることを確認している。また、250℃蒸気曝露が 168h 継続した後のバックアップシール材の化学構造の変化を確認するために FT-IR 分析を実施し、曝露前後でもバックアップシール材の化学構造がほとんど変化していないことを確認している。よって、250℃蒸気曝露環境下では有意な劣化はほとんど無いことから、格納容器限界温度である 200℃状態が長期継続したときであっても、バックアップシール材により格納容器閉じ込め機能の健全性は確保できる。

以上のことから、バックアップシール材について格納容器限界温度 200℃における長期シール性が確認できた。また、ベント実施までの間に格納容器過圧によるフランジ開口を経験したとしても、ベント後のフランジ開口量が小さい領域では高温性に優れたシール機能を発揮することが確認できた。よって、バックアップシール材は、格納容器ベント操作後の長期シール機能強化に有効である。

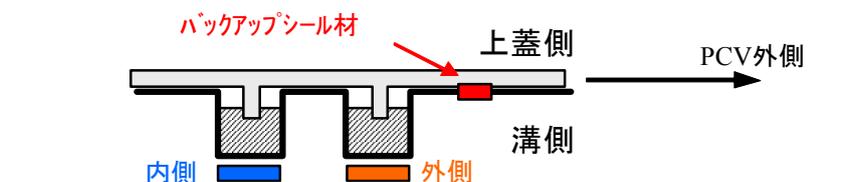


図 4-17 バックアップシール材イメージ図

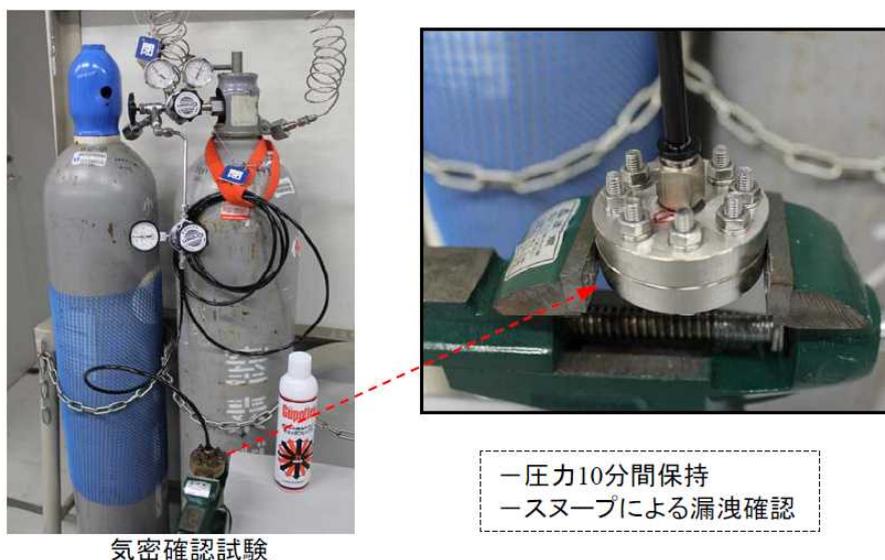


図 4-18 バックアップシール材の気密試験

表 4-30 バックアップシール材の気密性試験結果

試験条件	温度	蒸気曝露	放射線照射	気密試験
蒸気曝露なし	350℃	-	-	○
	350℃	-	827kGy	○
蒸気曝露あり	250℃	168h	819kGy	○

○は気密試験時に「漏えいなし」を示す

④-2 バックアップシール材の塗布条件

バックアップシール材のシール機能が確保されるための塗布幅、塗布厚さ、塗布作業に関する条件は、各種試験の結果から表 4-31 の通り定めている。塗布幅は幅が広い程シール機能が向上するが、試験でシール機能が確認できた最小の塗布幅を元に設定している。塗布厚さについては、シール機能が確認できた塗布厚さを元に設定している。また、バックアップシール材は塗布後、徐々に乾燥して固まるため、塗布後にフランジ閉鎖するまでの時間を制約として設けることにしている。この時間についても、試験によりバックアップシール材の乾燥時間を考慮して、シール機能が確認できた時間を元に設定している。

表 4-31 バックアップシール材の塗布条件

項目	塗布条件
バックアップシール材の塗布幅	
バックアップシール材の塗布厚さ	
塗布後、フランジ閉鎖までの時間	

④-3 バックアップシール材の品質確認

バックアップシール材は表 4-31 の条件で塗布することで、シール機能が確保可能である。従って、バックアップシール材塗布作業時に「塗布幅」、「塗布厚さ」、「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」を確認することで品質を確認する。「塗布幅」、「塗布厚さ」については、それら幅、厚さを担保可能な専用治具を用いてバックアップシール材を塗布作業する等で、品質確認を行う。「塗布後、フランジ閉鎖までの時間」については、塗布作業時間を管理することで品質確認を行う。

⑤「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」のシール機能について

前述④で示す通り、バックアップシール材は重大事故環境においても優れた耐性をもつことが示されたため、「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を組み合わせることで、事故環境下における原子炉格納容器閉じ込め機能の更なる信頼性向上を図る計画を進めている。

改良E P D M製シール材は、事故時の耐環境性に優れていることを確認しているが、一般的に劣化モードとして酸化劣化があげられるため、長期シール性の信頼性を向上させるためには、劣化要因である酸素の高温状態曝露を回避することが必要になる。バックアップシール材は、フランジ外側ガスケット部よりも外周のフランジ面に塗布することから、改良E P D Mシール材への格納容器外側からの酸素供給を遮断する役割も果たすことができるため、酸化劣化によるシール機能低下を抑えることが可能である。

よって、事故発生後の改良E P D M製シール材の長期健全性を補強することができるため、当社の更なる格納容器閉じ込め機能強化対策として「改良E P D M製シール材+バックアップシール材」を採用する。その効果については事項で示す。

なお、フランジ部にバックアップシール材を塗布することに関するフランジ設計に対する影響評価については、別紙-16 において評価している通りであり、フランジへの悪影響はないものと考えている。

⑥事故後長期間のシール機能について

重大事故時の格納容器閉じ込め機能の信頼性を強化するために、「改良 EPDM+バックアップシール材」を組合せ、事故後 168 時間以降の長期におけるシール機能について試験により確認した（試験装置を図 4-19 に示す）。前述の通り、バックアップシール材の 200℃状態における長期健全性を確認しており、有意な劣化が見られないことから、長期にわたって状態は変化せず、シール機能が確保されるものと考ええる。また、改良 EPDM 製シール材とその外側にバックアップシール材を適用した条件で長期間高温曝露を実施した後に He 気密確認試験を実施しているが、少なくとも 45 日間の高温曝露（200℃）を経験しても、気密性に問題ないことが確認できている。試験の詳細は、別紙-5「バックアップシール材の試験について」の「(4)長時間試験」で示す。

なお、原子炉格納容器閉じ込め機能として最も厳しいシナリオである「大 LOCA+SB0+ECCS機能喪失」について、事故後168時間以降も有効性評価で使用した設備以外は復旧せず、フィードアンドブリードを続けたとした場合、事故発生から30日後のドライウェル温度は130℃以下であることが評価で示されている。従って、これよりも過酷な200℃状態が30日間継続しても格納容器閉じ込め機能は健全であることが試験により確認できているため、事故後長期のシール性向上のためには「改良EPDM+バックアップシール材」は有効であると考えている。



図4-19 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験装置

表4-32 「改良EPDM+バックアップシール材」組合せ試験結果

試験体	曝露状態	曝露期間	改良EPDM 放射線曝露	加圧 媒体	試験 圧力	試験結果
改良EPDM+ バックアップシール材	乾熱200℃	30日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし
	乾熱200℃	45日	800kGy	He	0.9MPa	漏えいなし

4.3 評価まとめ

機器搬入用ハッチの健全性評価結果を表4-33に示す。

表4-33 機器搬入用ハッチの健全性評価結果

No	大項目	評価方法	評価	結果
(1)	本体の耐圧	①応力評価	200℃、2Pdにおける各部の応力評価を実施	○
		②既往研究を用いた評価	2Pdにおける健全性を、NUPEC実施のハッチモデル試験を用いて評価	○
(2)	フランジ固定部の強度	①締付ボルト評価	200℃、2Pdにおける締付ボルトの応力評価を実施	○
		②フランジの開口評価	200℃、2Pdにおけるフランジ開口を評価 (以下(3)ガスケットの健全性と併せて健全性評価を行う)	—
(3)	ガスケットの健全性	シール材劣化、PCV開口量評価、バックアップシール材試験結果を用いた評価	「改良E P D M製シール材」で200℃、2Pdにおけるシール機能を評価 更なる安全対策向上として「改良E P D Mシール材+バックアップシール材」を適用することにより、改良E P D M製シール材の長期信頼性を補強する。	○

5. エアロック

5.1 評価方針

エアロックは、円筒胴が原子炉格納容器のコンクリート躯体に溶接固定されており、円筒胴の両端に人が出入りする開口部を設けた平板（隔壁）を溶接している。この開口部に枠板（隔壁）を溶接し、枠板の前面を開閉扉で塞ぐ構造である。枠板の前面と扉間のシールにはシリコンゴムのガスケットを使用している。なお、トップヘッドフランジやハッチ類と異なり、原子炉格納容器過圧時はエアロック扉が支持部に押しつけられる構造となっているため、扉板が開くことはない。

また、扉には均圧弁に繋がる配管や扉開閉ハンドル軸が貫通しており、均圧弁及び扉開閉ハンドル軸貫通部にシール材を使用している。

エアロックの設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200°C 、 2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力がエアロックに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができ、高温状態で原子炉格納容器内圧を受けるため、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が機能喪失要因として想定される。そのため、エアロック本体の塑性変形に伴う延性破壊、また、扉の変形及びシール材の高温劣化によるシール機能の低下が考えられ、 200°C 、 2Pd での健全性の確認には、以下の評価が必要である。

- ・ 本体の耐圧
- ・ シール部の健全性

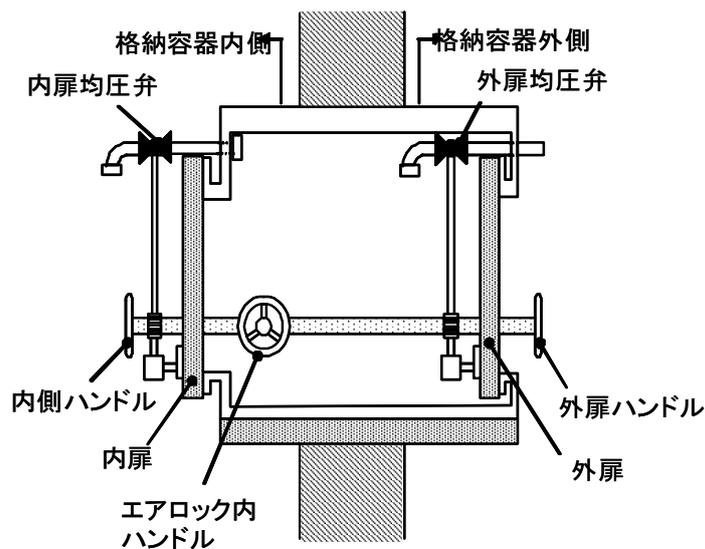


図 5-1 所員用エアロック

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

エアロックにおける構造健全性評価として、上部ドライウェル所員用エアロック、下部ドライウェル所員用エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位のうち、扉、隔壁、円筒胴について一次一般膜応力評価、貫通部アンカ及びコンクリート部については一次応力評価等を行い、発生応力が許容応力以下であることを確認する。

ここで、設計建設規格の解説表 PVB-3110-1 において、延性破壊評価は一次応力の評価を実施することとなっている。一方、設計・建設規格における一次応力強さの許容値は、材料の種類及び温度毎に材料試験（引張試験）を実施した結果をもとに国内 S_u 値検討会で設定された設計引張強さ（ S_u ）に割下げ率を考慮して設定されたものである（設計・建設規格 解説 GNR-2200）。

今回の評価は、設計基準である最高使用温度及び最高使用圧力を超過するスリーブの限界温度及び許容圧力の妥当性を確認するものであるため、上記割下げ率を P_m （一次一般膜応力強さ）には 1.5、 P_L+P_b （一次局部膜応力強さ＋一次曲げ応力強さ）には 1.0 とした評価を行う。すなわち、スリーブに発生する応力が、 P_m が $2/3S_u$ 、 P_L+P_b が S_u 以下であれば、延性破壊には至らず、構造は健全で機能要求（放射性物質の閉じ込め機能）を確保できると考えている。

この許容値の考え方は、設計・建設規格 解説 PVB-3111 に示すように、許容状態 D の P_m 、 P_L+P_b の許容値と同等である、なお、耐圧機能維持の観点から、安全評価上の仮定（原子炉冷却材喪失事故を想定）に保証を与える目的で応力評価を行う設計・建設規格の供用状態 D の許容応力は、鋼材の究極的な強さを基に、弾性計算により塑性不安定現象の評価を行うことへの理論的安全裕度を考慮して定めたものであり、 P_m は $2/3S_u$ 、 P_L+P_b は $1.5 \times 2/3S_u (=S_u)$ と規定されている。前者は、膜応力であり断面の応力が S_u に到達すると直ちに破損に至るため割下げ率 1.5 を考慮して規定されているが、後者は、断面表面が S_u に到達しても断面内部は更なる耐荷能力があり直ちに破損には至らないため割下げ率は 1.0 としている。

(2) ガスケットの健全性

① 扉のシール材

エアロックの扉のシール材には、これまでシリコンガスケットを使用しているが、事故時の耐環境性に優れた改良 EPDM 製シール材に変更する。エアロック扉閉止時は、扉は原子炉格納容器内圧により扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価する。このシール部に発生する最大隙間がエアロックと材質・シール方式が同一のトップヘッドフランジ及び機器搬入口のガスケットの試験結果で漏えいが無

いとされる隙間以下であることを確認する。なお、シール材の高温劣化については、事故時の扉が押し付けられる方向にあること、及び、扉が2重に設けられることから、トップヘッドフランジ・ハッチ類と比べて原子炉格納容器閉じ込め機能への影響度は小さいと考えているため、本章では評価対象外とする。なお、エアロックのシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

②扉以外のシール材

エアロックには、扉のシリコンガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が使用されているが、今後、事故時の耐環境性に優れた表5-1～5-2に示すシール材に変更する。

ハンドル軸貫通部Oリングに使うシール材は従来、ふっ素ゴムを用いていたが、事故時環境の耐性に優れた改良EPDM製シール材に変更することとし、基本特性試験結果により重大事故環境下における健全性を確認する。

均圧弁に使われているシール材（ふっ素樹脂）は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材（改良EPDM）をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを組み合わせることで重大事故環境下における健全性を確認する。なお、これらのシール材は、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

表5-1 6号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	改良EPDM
均圧弁	均圧弁の改良 または 閉止フランジ+改良EPDM

表5-2 7号炉 エアロック（扉以外）のシール材

対象部位	シール材
ハンドル軸貫通部Oリング	改良EPDM
均圧弁	均圧弁の改良 または 閉止フランジ+改良EPDM

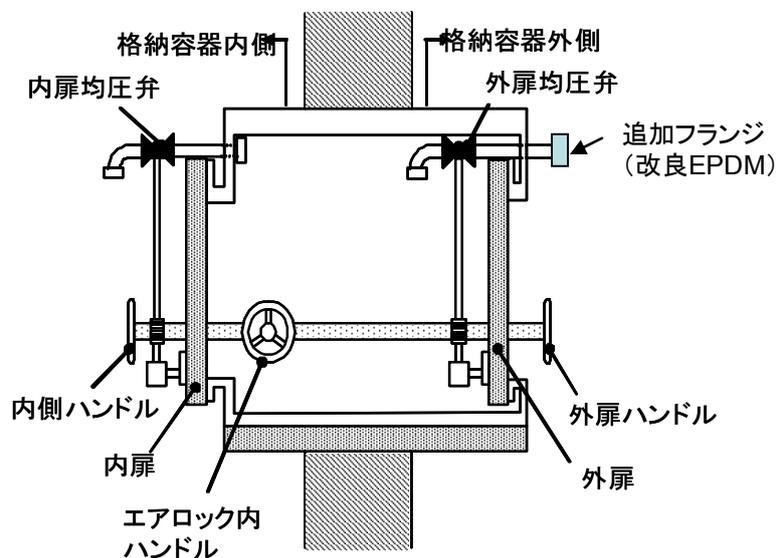


図 5-2 均圧弁及びハンドル軸貫通部

これらシール材について、単体劣化試験結果を元に、原子炉格納容器 200°C、2Pd の環境における健全性を評価する。

5.2 評価結果

(1) 本体の耐圧

① 一次応力評価

エアロックの構造健全性について、建設時工認の応力値を用いて原子炉格納容器限界温度・圧力（200°C、2Pd）における応力評価を実施した結果を示す。評価部位として、上部ドライウェル所員用エアロック及び下部ドライウェル所員用エアロックを選定し、各エアロックのうち内圧による荷重を受け止める部位（扉、隔壁、円筒胴、貫通部アンカ及びコンクリート部）を選択し、発生応力を評価した。評価結果のまとめを表 5-5～5-22 に示す。これらの結果から、200°C、2Pd 条件下においてエアロックの構造健全性を確認した。

表 5-3 上部ドライウェル所員用エアロックの主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
内側隔壁厚さ (mm)		
外側隔壁厚さ (mm)		
内側扉厚さ (mm)		
外側扉厚さ (mm)		

表 5-4 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) の主要仕様

項目	柏崎刈羽 6 号炉	柏崎刈羽 7 号炉
最高使用圧力 (MPa)	0.31	0.31
最高使用温度 (°C)	171	171
材料	SGV480	SGV480
スリーブ直径 (mm)		
スリーブ厚さ (mm)		
鏡板厚さ (mm)		

【6号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

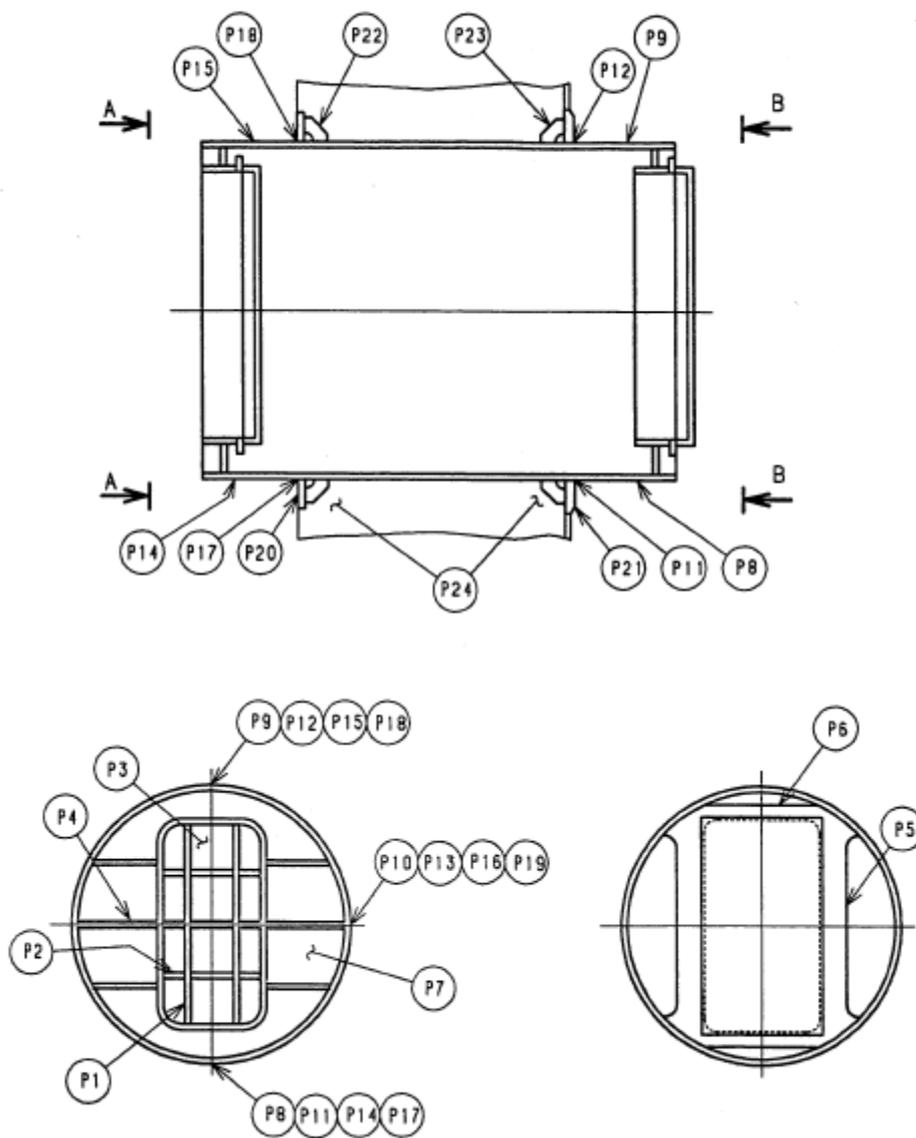


図 5-3 上部ドライウェル所員用エアロック

表 5-5 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		393	
P6	内外隔壁内側水平部材		381	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-6 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	上部ドライウエル所員		281		422	
P9	用		281		422	
P10	エアロック内側円筒胴		281		422	
P11	上部ドライウエル所員		—		422	
P12	用エアロック内側円筒		—		422	
P13	胴のフランジプレート との結合部		—		422	
P14	上部ドライウエル所員		281		422	
P15	用		281		422	
P16	エアロック外側円筒胴		281		422	
P17	上部ドライウエル所員		—		422	
P18	用エアロック外側円筒		—		422	
P19	胴のフランジプレート との結合部		—		422	

表 5-7 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P21	フランジプレート(内側)		312		156		
P23	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-8 コンクリート部の応力評価

(単位 : N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P24	コンクリート部		27.5	

【6号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

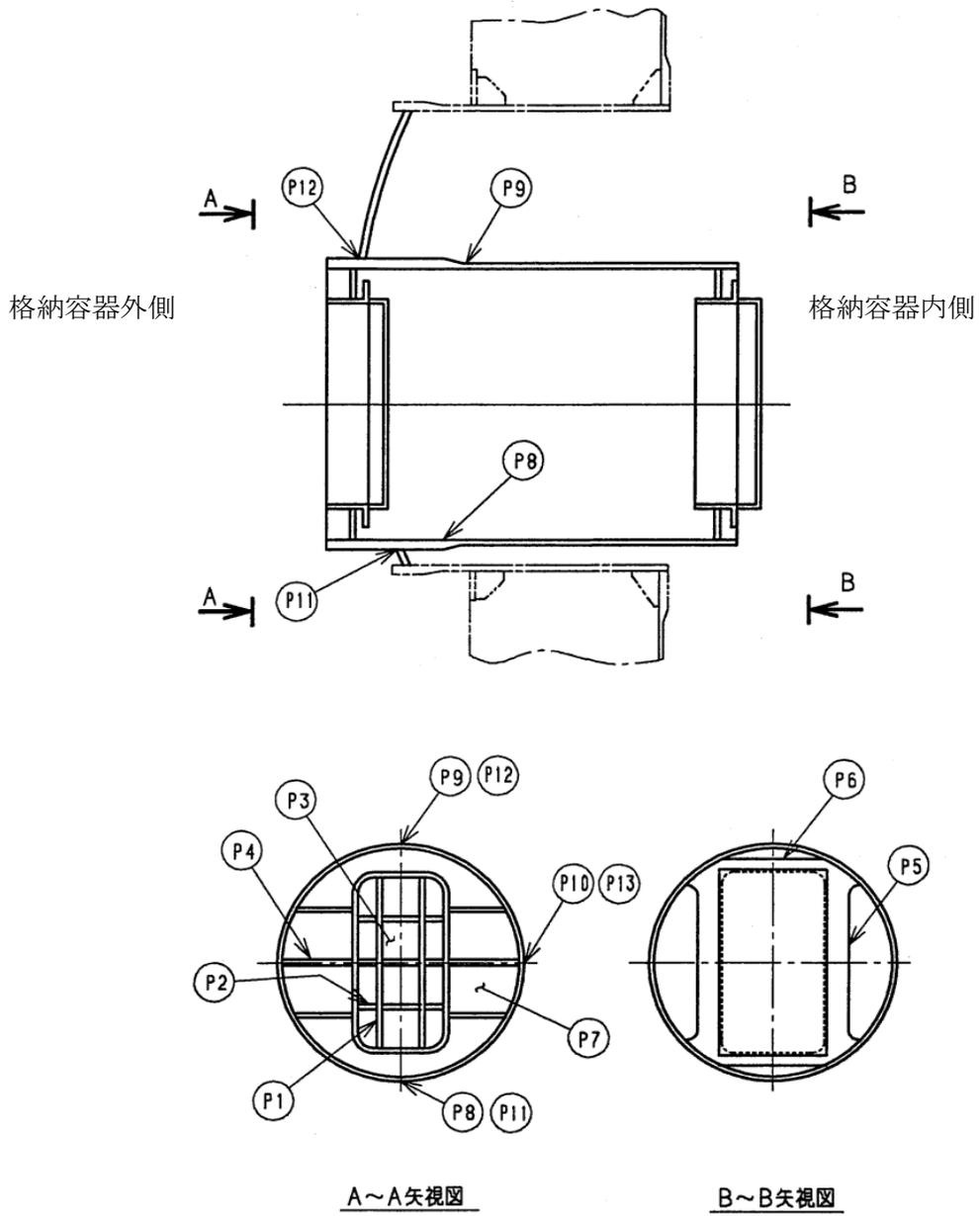


図 5-4 下部ドライウェル所員用エアロック

表 5-9 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内外扉垂直部材		422	
P2	内外扉水平部材		422	
P3	内外扉板		422	
P4	内外隔壁外側水平部材		422	
P5	内外隔壁内側垂直部材		393	
P6	内外隔壁内側水平部材		381	
P7	内外隔壁板		422	

表 5-10 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P8	下部ドライウェル所員用 エアロック円筒胴		281		422	
P9			281		422	
P10			281		422	
P11	下部ドライウェル所員用	—	—		422	
P12	エアロック円筒胴と鏡板	—	—		422	
P13	との結合部	—	—		422	

【6号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の
構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

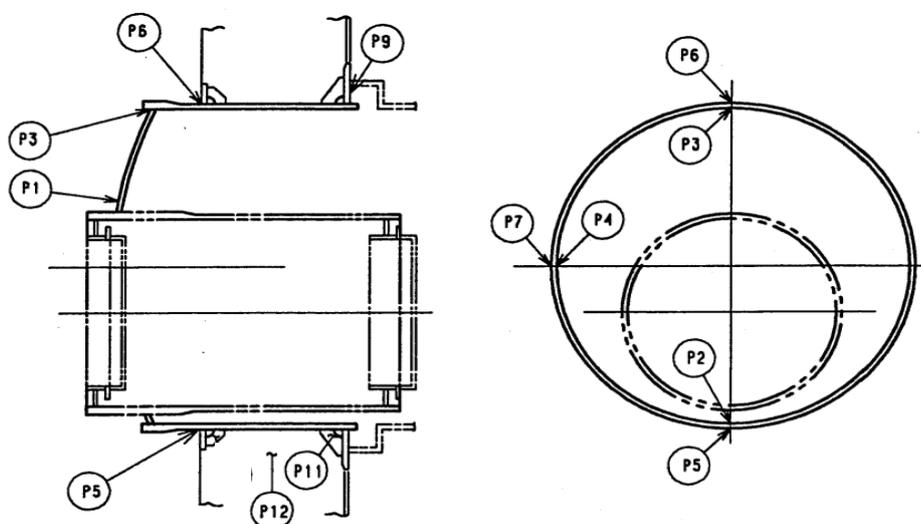


図 5-5 下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）

表 5-11 鋼製耐圧部の応力評価まとめ（単位：MPa）

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—	422	422	
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—			
P3		—	—			
P4		—	—			
P5	スリーブのフランジプレートと の結合部	—	—			
P6		—	—			
P7		—	—			

表 5-12 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P9	フランジ プレート (内側)		440		220		
P11	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-13 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P12	コンクリート部		27.5	

【7号炉】上部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果 (200℃、2Pd)

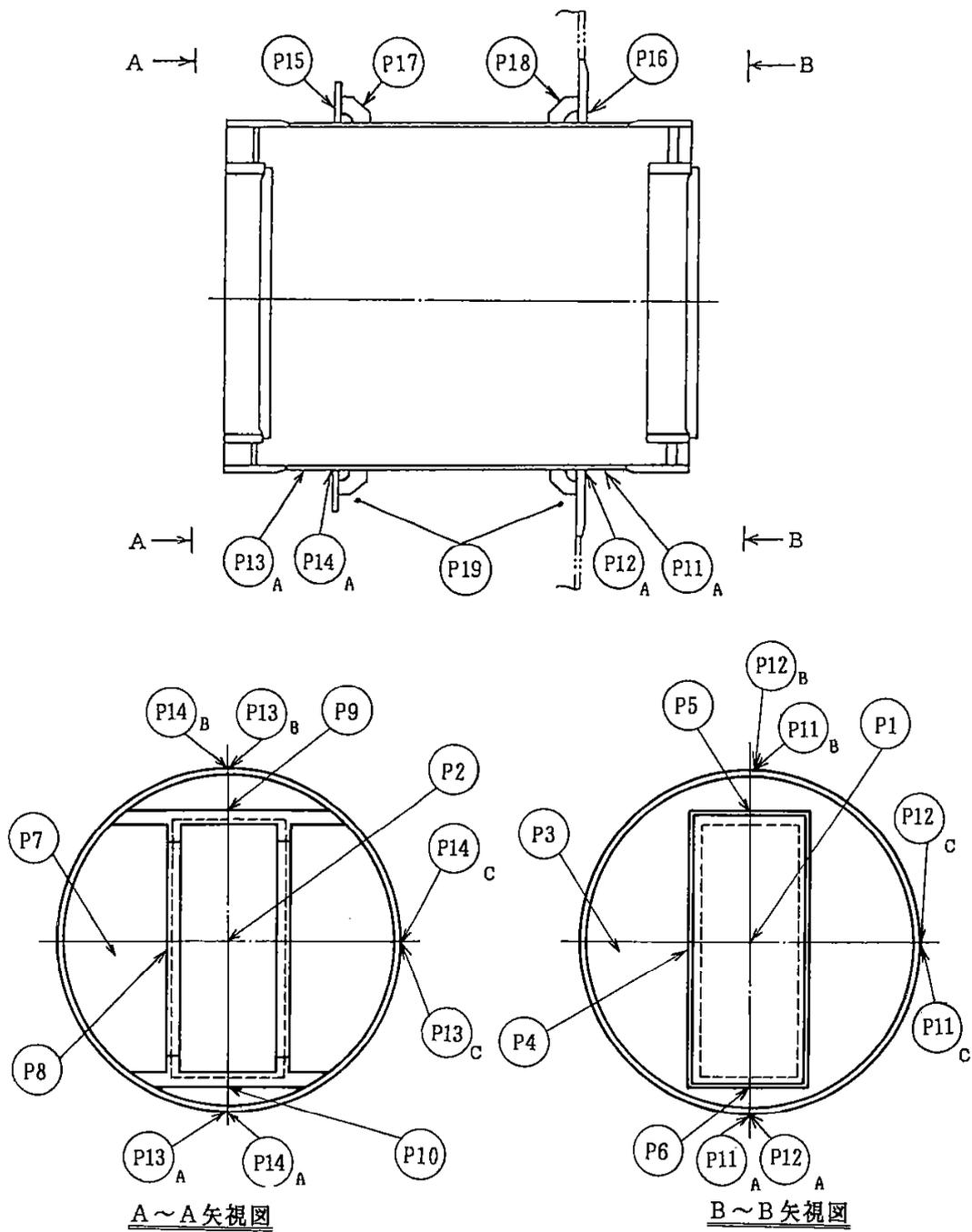


表 5-14 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-15 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位 : MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側 円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	
P13	所員用エアロック外側 円筒胴		281		422	
P14	所員用エアロック外側 円筒胴のフランジプレ ートとの結合部		—		422	

表 5-16 貫通部アンカの応力評価まとめ

(単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P16	フランジプレート(内側)		312		156		
P18	ガセットプレート(内側)		—		156		

表 5-17 コンクリート部の応力評価

(単位：N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P19	コンクリート部		27.5	

【7号炉】下部ドライウェル所員用エアロックの構造健全性評価結果（200℃、2Pd）

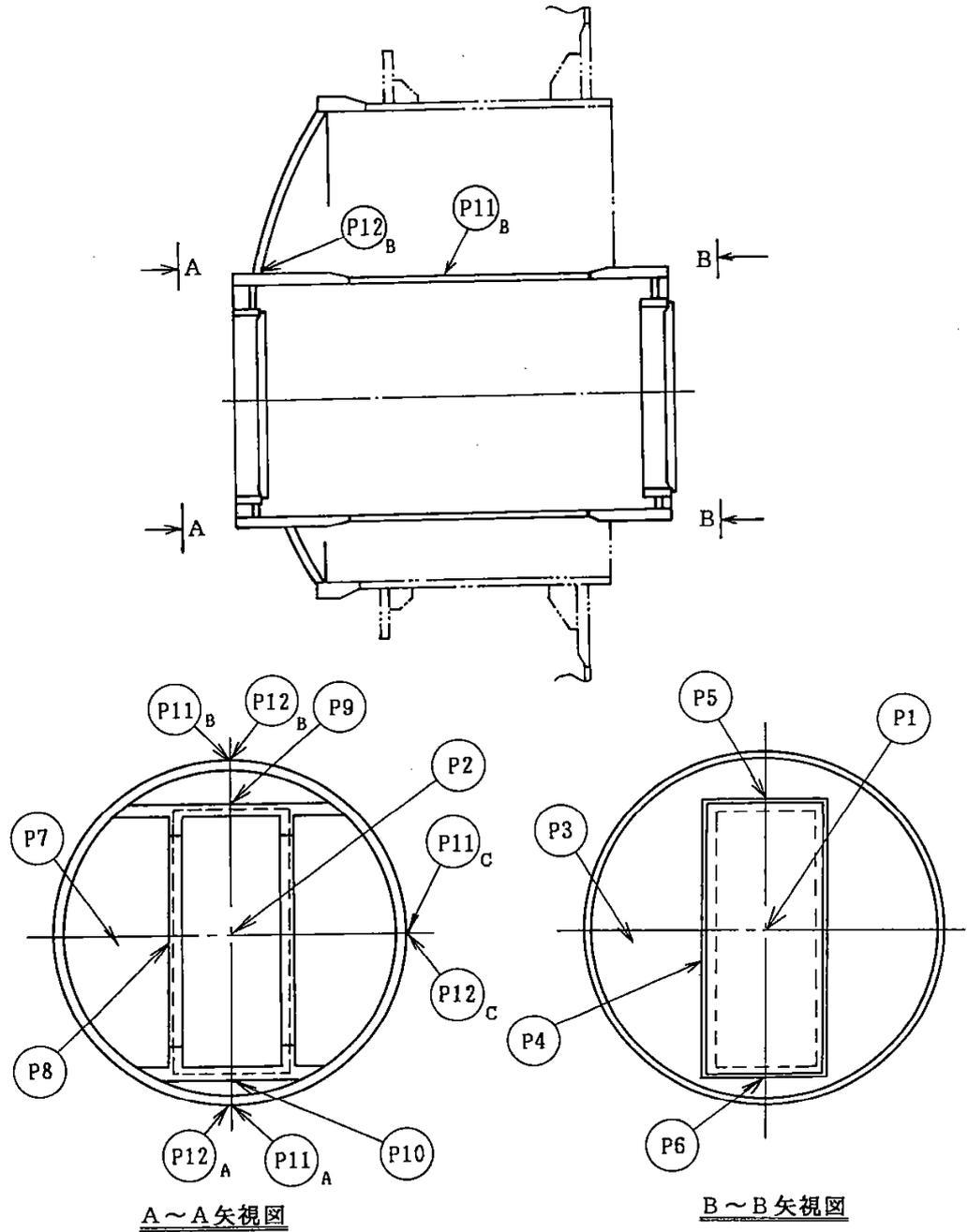


表 5-18 扉及び隔壁の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力		応力比
		P_L+P_b		
		応力強さ	許容値	
P1	内側扉		422	
P2	外側扉		422	
P3	内側隔壁板		422	
P4	内外隔壁垂直部材		422	
P5	内外隔壁上部水平部材		422	
P6	内外隔壁下部水平部材		422	
P7	外側隔壁板		422	
P8	外側隔壁垂直部材		422	
P9	外側隔壁上部水平部材		422	
P10	外側隔壁下部水平部材		422	

表 5-19 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P_m		P_L+P_b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P11	所員用エアロック内側円筒胴		281		422	
P12	所員用エアロック内側円筒胴の鏡板との結合部		—		422	

【7号炉】下部ドライウェルアクセストンネルスリーブ及び鏡板（所員用エアロック付）の構造健全性評価結果（200°C、2Pd）

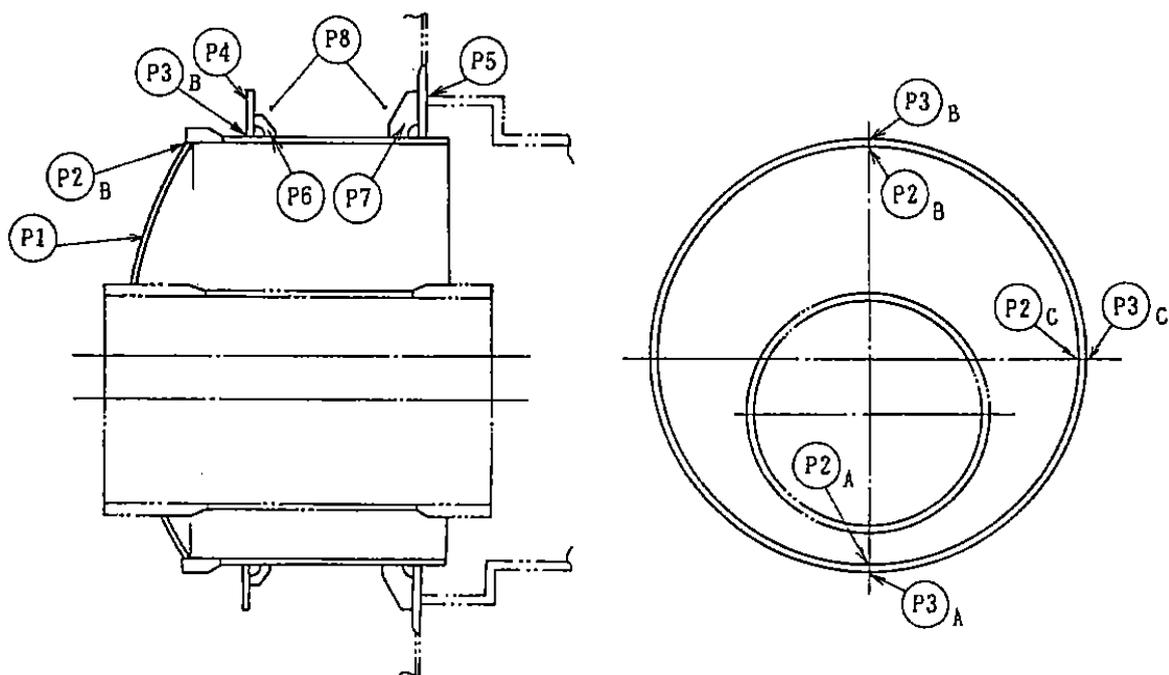


表 5-20 鋼製耐圧部の応力評価まとめ (単位: MPa)

応力 評価点 番号	応力評価点	一次応力				応力 比
		P _m		P _L +P _b		
		応力 強さ	許容 値	応力 強さ	許容 値	
P1	鏡板	—	—	[]	422	[]
P2	鏡板のスリーブとの結合部	—	—		422	
P3	スリーブのフランジとの結合部	—	—		422	

表 5-21 貫通部アンカの応力評価まとめ (単位：MPa)

応力 評価点 番号	応力 評価点	一次応力				応力比	
		曲げ応力		せん断応力		曲げ	せん断
		応力	許容 応力	応力	許容 応力		
P5	フランジ プレート (内側)		439		219		
P7	ガセット プレート (内側)		—		156		

表 5-22 コンクリート部の応力評価まとめ (単位：N/mm²)

応力 評価点 番号	応力評価点	圧縮応力度		応力比
		フランジ プレート (内側) 近傍	許容応力度	
P8	コンクリート部		27.5	

(2) ガスケットの健全性

①扉のシール材（改良E PDM）

所員用エアロックの扉板は、内圧を受けた場合に扉板が支持部に押付けられる構造であり、圧力により扉板が開くことはない。しかし、内圧が負荷される面積が大きいことから、この原理でガスケット部の微小な開口が予想されるため、圧力による開口量を理論式に基づき評価し、この開口が生じた場合でも、ガスケット部のシール機能が維持されることを確認する。6号炉と7号炉でエアロック扉構造が大きく異なるので、本件については6号炉と7号炉を別けて評価する。

①-1 6号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-9に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量 δ は、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^3 \times L2 - L2^3) = -0.25(mm)$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-23 に示す。

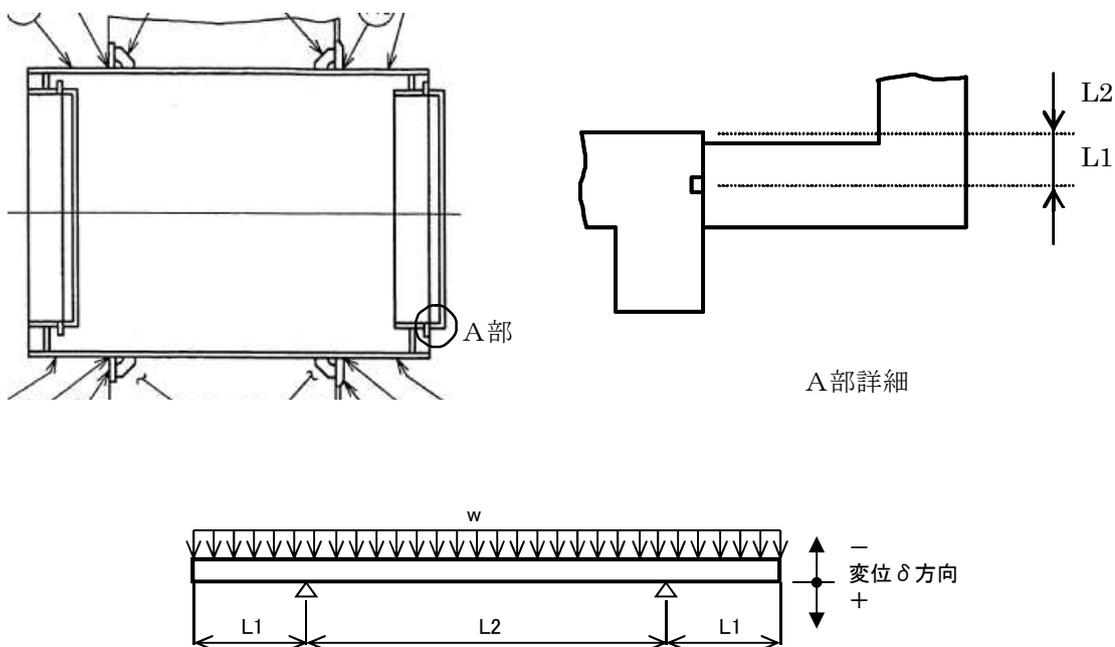


図5-9 所員用エアロック 開口量評価モデル(6号炉)

表5-23 所員用エアロックのシール機能維持(6号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅 <input type="text"/>)	<input type="text"/>
L1	長さ	
L2	長さ	
E	縦弾性係数(200℃)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	<input type="text"/>
δ	変位量	-0.25 mm

初期押込み量はであり、ガスケット部の変位量δはとなる。これは、格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続した際の改良 E P D M の圧縮永久歪み試験結果 () から算出されるシール材追従量に十分余裕をもった値であることから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

①-2 7号炉のエアロック扉開口量評価

圧力による扉板の変形を図5-10に示すはりでモデル化する。このとき、ガスケット部の変位量δは、次式で求められる。

$$\delta = \frac{w \cdot L1}{24EI} (3L1^3 + 6L1^2 \times L2 - L2^3) = -1.12(\text{mm})$$

ここで、評価に使用した各数値を表5-24 に示す。

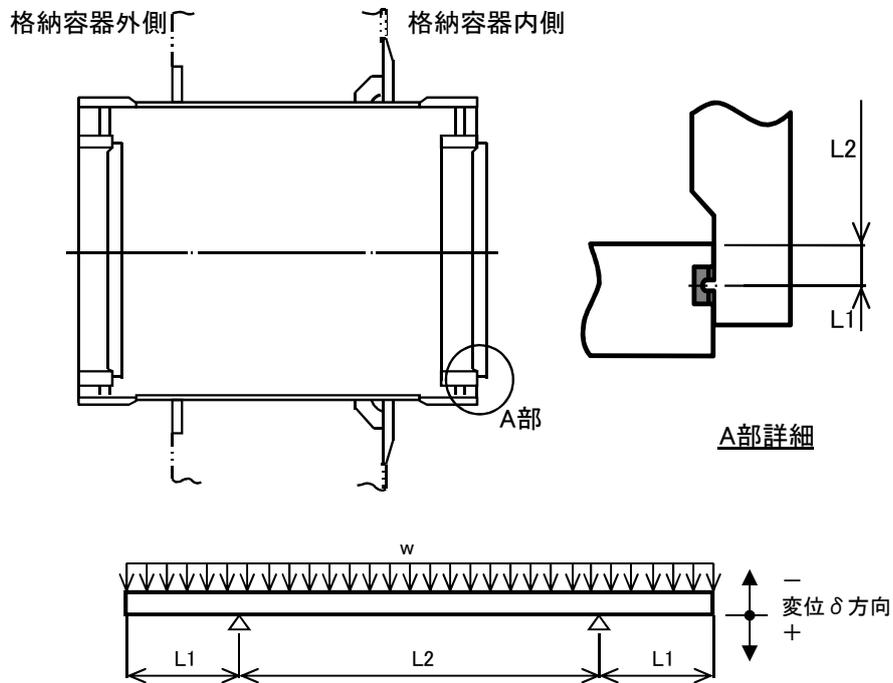


図5-10 所員用エアロック 開口量評価モデル (7号炉)

表5-24 所員用エアロックのシール機能維持(7号炉)

記号	内容	値
w	扉に加わる荷重 (=2Pd×幅 <input type="text"/>)	
L1	長さ	
L2	長さ	
E	縦弾性係数(200°C)	191000 MPa
I	断面二次モーメント	
δ	変位量	-1.12 mm

初期押込み量は□であり、ガスケット部の変位量 δ は□となる。これは、格納容器限界温度 200℃が 7 日間継続した際の改良 EPDM の圧縮永久歪み試験結果 (□) から算出されるシール材追従量□に十分余裕をもった値であることから、有効性確認評価における限界温度、圧力としている 200℃、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

②扉以外のシール材

エアロックには、扉のガスケット以外に格納容器閉じ込め機能を確保するための隔壁貫通部にシール材が表5-1～5-2の通り使用されている。

ハンドル軸貫通部リングに使われているシール材 (改良 EPDM) については、事故環境を模擬した雰囲気曝した後の圧縮歪み試験結果が表 5-25 の通りであり、重大事故環境下における健全性を確認した。

表 5-25 改良 EPDM シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

均圧弁に使われているシール材 (ふっ素樹脂) は、重大事故環境下の放射線による影響で、シール機能が劣化することが考えられるため、耐環境性に優れたシール材を適用した均圧弁への改良を行うか、エアロック外扉を貫通する均圧弁接続配管の原子炉建屋側の開放部に、耐環境性に優れたシール材 (改良 EPDM) をもつ閉止フランジを取付け、従来品の均圧弁と閉止フランジを合わせることで重大事故環境下における健全性を確保する。

<均圧弁シートの材質について>

均圧弁シートについて、耐環境性に優れたシール材に改善する検討を進めており、PEEK 材 (PEEK:ポリエーテルエーテルケトン) を用いた弁シートにすることで実機適用性を確認することができた。以下に、実機適用を確認した概要を示す。

PEEK 材の一般的な仕様を以下に示す。従来品に使用されている均圧弁のシール材であるふっ素樹脂に対し、優れた耐放射線性を有している。

表 5-26 PEEK 材の一般物性

シール材	PEEK 材
耐熱使用温度	250℃
融点	334℃
線量限度 (γ線)	約 10MGy

また、均圧弁に相当する弁を使用して、SA 時の格納容器内環境を模擬した以下試験条件で暴露し、その後、2Pd を超える 0.9MPa で漏えい試験を行い、気密性が確保できることを確認した。よって、本均圧弁は格納容器限界温度・圧力 (200℃、2Pd) において健全性に問題ないことを確認した。

表 5-27 均圧弁の耐環境試験条件

放射線照射	800kGy
熱劣化	200℃ 168 時間

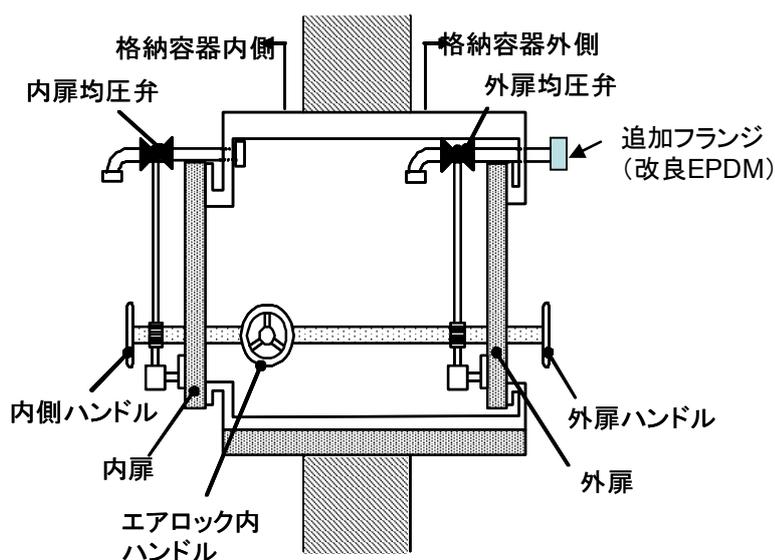


図5-11 均圧弁 (追加フランジ付) 及びハンドル軸貫通部

6. 配管貫通部

6-1 配管貫通部（貫通配管）

6-1.1 評価方針

原子炉格納容器が 200℃、2Pd となった場合に貫通部で生じる変位に対し、貫通配管及びその接続配管が健全であることを確認する。

貫通配管に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、有意な圧縮力が配管貫通部に生じないことから脆性破壊、疲労破壊、座屈は評価対象外と考えることができる。一方、200℃、2Pd の環境下では原子炉格納容器は変形することから、貫通配管には原子炉格納容器の変位による曲げ荷重が作用する。よって、貫通配管の機能喪失要因は、過度な曲げ荷重に伴う延性破壊が想定される。ここで、貫通配管に加えらるる曲げ荷重は二次応力に分類されることから、自重等の一次応力と併せて、一次+二次応力が制限値を満足することを確認する。

6-1.2 評価

原子炉格納容器の変位による曲げ荷重に対し、配管に発生する応力が大きい貫通部として、原子炉格納容器変位が大きく、格納容器貫通配管の配管支持スパンが短い且つ、配管口径が大きい箇所を代表として選定する。その結果、6号炉、7号炉ともに不活性ガス系ラインの配管貫通部(X-81)を代表配管として選定する。

6-1.2.1 解析条件

解析条件を表 6-1-1 及び表 6-1-2 に示す。また、荷重条件となる原子炉格納容器の変位を表 6-1-3 に示す。

表 6-1-1 6号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	×10 ⁵ MPa	1.91 ^(注1)	1.91 ^(注1)
熱膨張係数	×10 ⁻⁵ mm/mm℃	1.209 ^(注1)	1.209 ^(注1)
熱計算温度	℃	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200℃における値

表 6-1-2 7号炉配管仕様 (X-81)

名称	単位	貫通部配管	接続配管
呼径	—		
材質	—		
外径	mm		
厚さ	mm		
縦弾性係数	$\times 10^5 \text{MPa}$	1.91 ^(注1)	1.91 ^(注1)
熱膨張係数	$\times 10^{-5} \text{mm/mm}^\circ\text{C}$	1.209 ^(注1)	1.209 ^(注1)
熱計算温度	$^\circ\text{C}$	200	200
最高使用圧力	kPa	620	620

(注1) 熱計算温度 200 $^\circ\text{C}$ における値

表 6-1-3 荷重条件

貫通部 番号	温度($^\circ\text{C}$)	柏崎刈羽原子力発電所 6号炉及び7号炉の貫通部変位 (mm)		
		X 方向	Y 方向	Z 方向
X-81	200			
X-241				

6-1.2.2 評価方法

6-1.2.2.1 PPC-3530 の規定に基づく評価

(1) 強度計算に使用する記号の定義

管の応力計算に用いる記号について以下に説明する。

表 6-1-4 強度計算に使用する記号の定義

	記号	単位	説明
応力計算に使用するもの	D ₀	mm	管の外径
	M _a	N・mm	管の機械的荷重(自重その他の長期的荷重に限る)により生じるモーメント
	M _c	N・mm	管の熱による支持点の変位及び熱膨張により生じるモーメント
	P	MPa	最高使用圧力
	S _a	MPa	許容応力
	S _c	MPa	室温における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S _h	MPa	使用温度における JSME S NC1 付録材料図表 Part 5 表 5 に規定する材料の許容引張応力
	S _n	MPa	一次応力と二次応力を加えて求めた応力
	Z	mm ³	管の断面係数
	f	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する許容応力低減係数
	i ₁ 、 i ₂	—	JSME S NC1 PPC-3530 に規定する応力係数
	t	mm	管の厚さ

(2) 材料の許容応力 [JSME S NC1 PPC-3530]

ここでは、JSME S NC1 PPC-3530 に規定される要求事項への適合性を確認する。
 なお、応力計算に使用する管の外径及び厚さは、公称値を用いる。

(a) 一次+二次応力 (S_n) [JSME S NC1 PPC-3530 (1)a.]

$$S_n = \frac{P \cdot D_0}{4 \cdot t} + \frac{0.75 \cdot i_1 \cdot M_a + i_2 \cdot M_c}{Z}$$

一次+二次応力の許容応力は、JSME S NC1 PPC-3530 (1)c. に基づき、次式により算出する。

$$S_a = 1.25 \cdot f \cdot S_c + (1 + 0.25 \cdot f) \cdot S_h$$

6-1.3 評価結果

評価対象となる解析モデルを図 6-1-5 及び図 6-1-6 に示す。また、評価結果を表 6-1-5 及び表 6-1-6 に示す。

表 6-1-5 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(6号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	14					667

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定

表 6-1-6 PPC-3530 の規定に基づく評価結果(7号炉)

(単位：MPa)

鳥瞰図	節点番号	圧力による応力	外荷重(自重)による応力	二次応力	合計応力	許容値 Sa
AC-R-1	91					687

注1：評価点は各解析箇所での評価のうち最も厳しい節点である。

注2：許容値は解説 PPC-3530 の考えに基づき f 値（温度変化サイクル数を 10 とする）を定めて算定



図 6-1-1 解析モデル図① (6号炉)

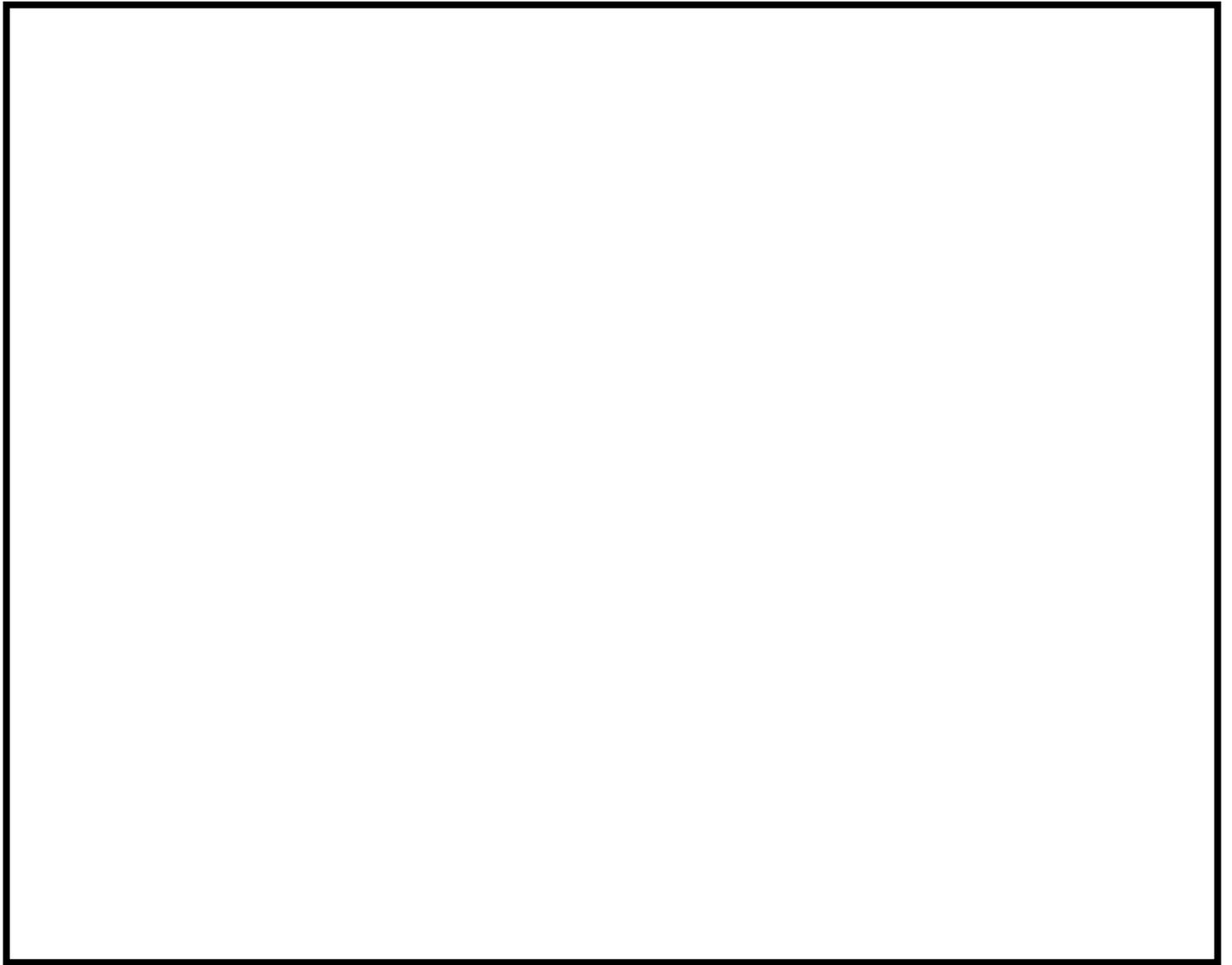


図 6-1-2 解析モデル図② (6号炉)

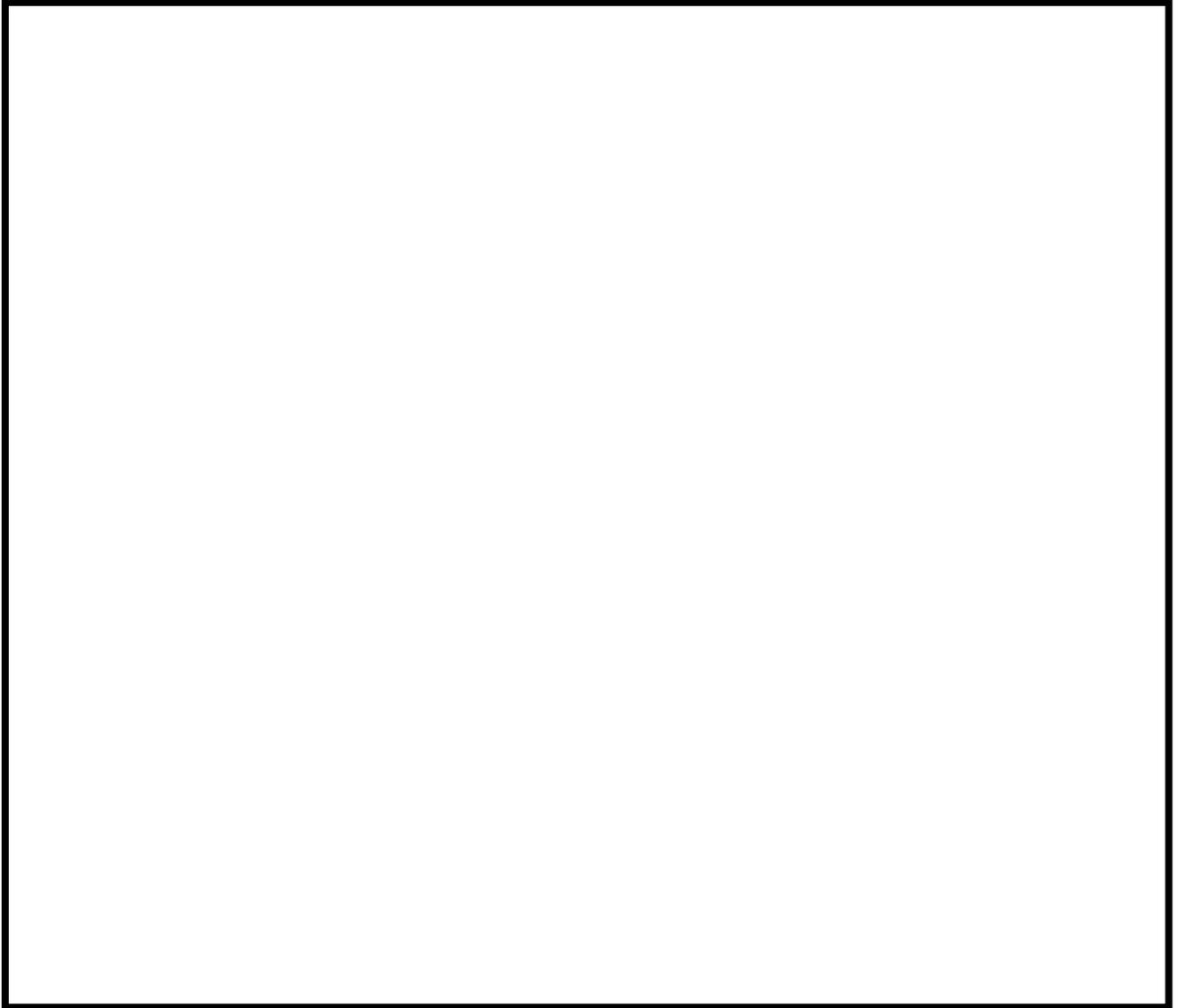


図 6-1-3 解析モデル図③ (6号炉)

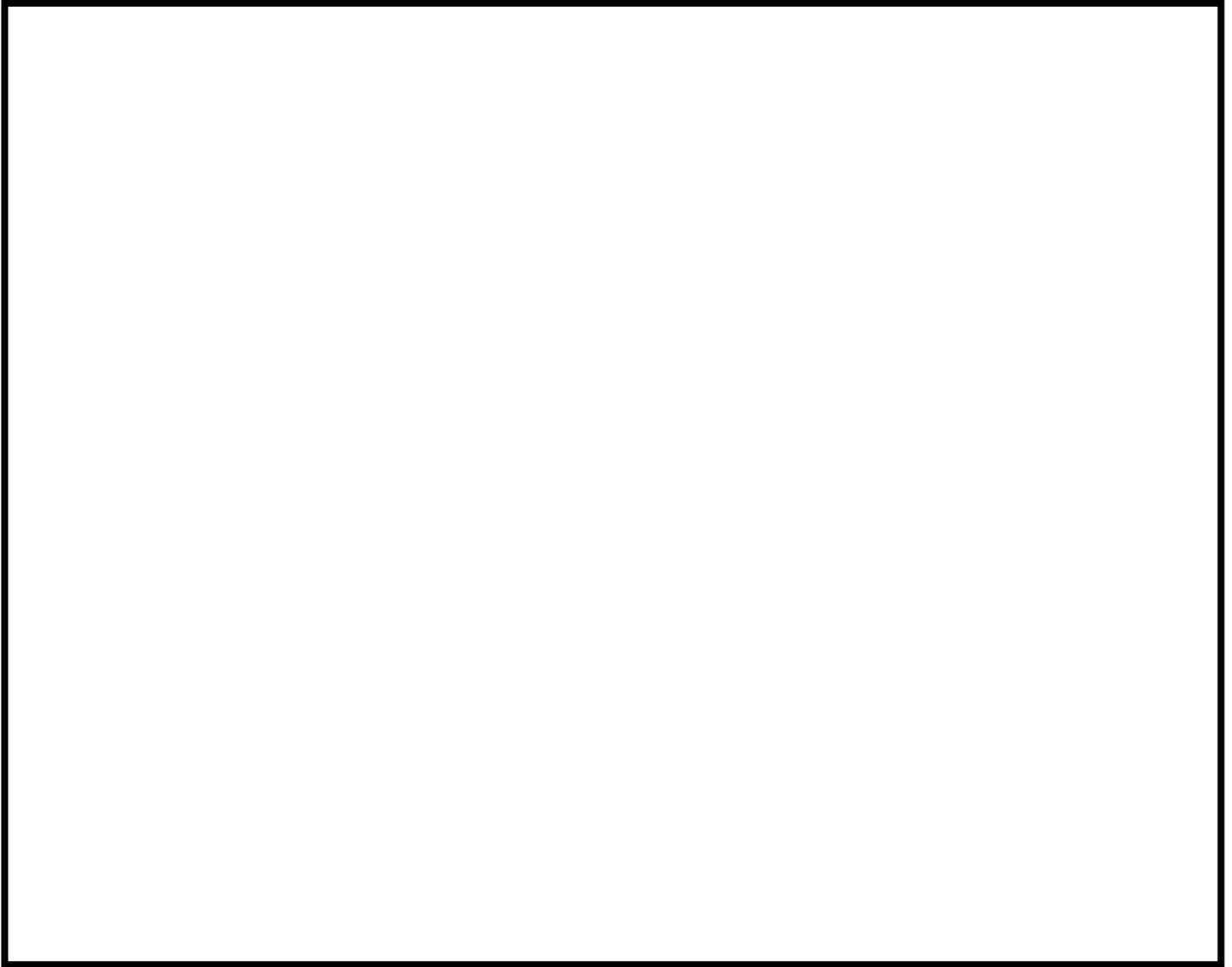


図 6-1-4 解析モデル図① (7号炉)

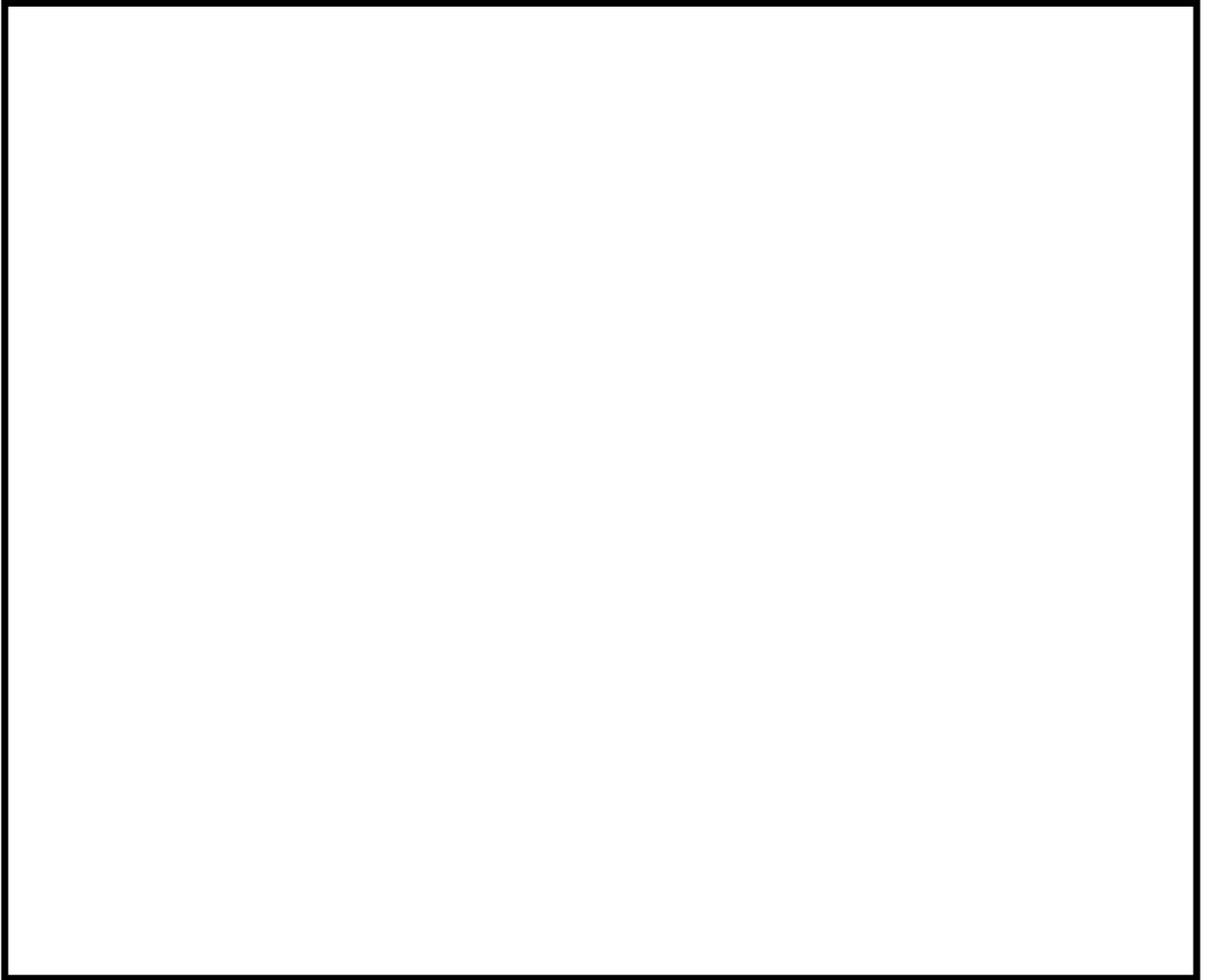


図 6-1-5 解析モデル図② (7号炉)



図 6-1-6 解析モデル図③ (7号炉)

原子炉格納容器貫通配管の評価部位の代表性について

1. はじめに

今回評価を実施した評価部位の代表性を示したものである。

2. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束から影響を受ける。まず、変位について原子炉格納容器が 2Pd、200°C 時における変位を算定した結果を図 6-1-7 に示す。変位の評価モデルは「0° -180° 」と「90° -270° 」の 2 ケースの分割モデルで実施している。図 6-1-8 及び図 6-1-9 で評価モデルのイメージを示す。この評価結果から T. M. S. L 15m 以上の変位が最も高くなっていることを確認した。したがって 15m 以上にある配管貫通部から、拘束条件が厳しいものを選定することとした。なお、小口径配管については、二次応力が小さい傾向にあるため、選定にあたっては対象外とする。拘束条件の厳しさを表す参考の値として、貫通配管の第一拘束点までの距離(L)と配管口径(D)の比(L/D)を用いる。L/D が最も小さいものが拘束条件が厳しく、配管応力を受けやすいと考えられることから、15m 以上の配管貫通部から L/D が最も小さいものを選定した結果、不活性ガス系の配管貫通部(X-81)を選定した(別紙-15 参照)。なお、X-81 のペネ取付高さは T. M. S. L 19m であり、L/D は約 6.4 である。表 6-1-7 に 6 号炉の T. M. S. L 15m 以上の配管貫通部を纏める。

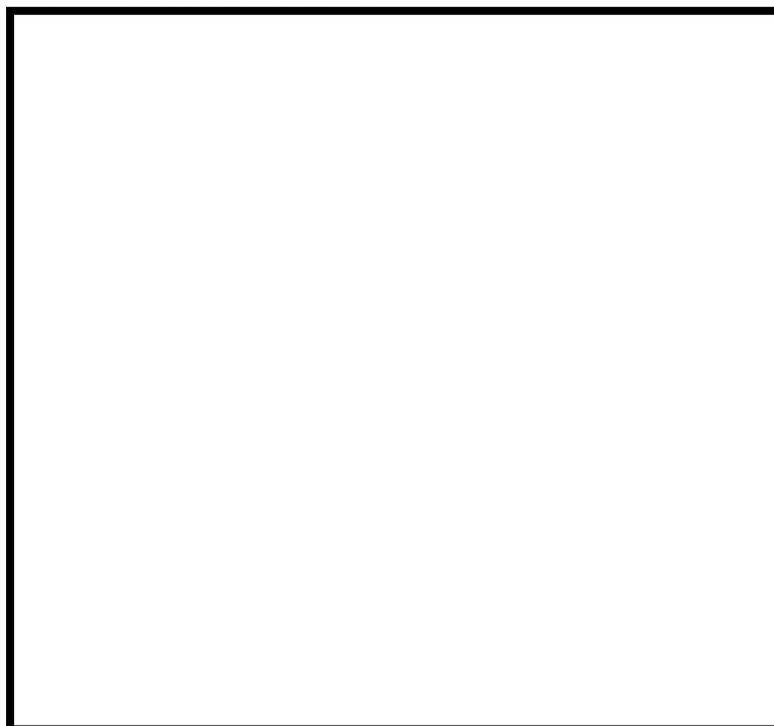


図 6-1-7 格納容器(200°C、2Pd 時)の変位

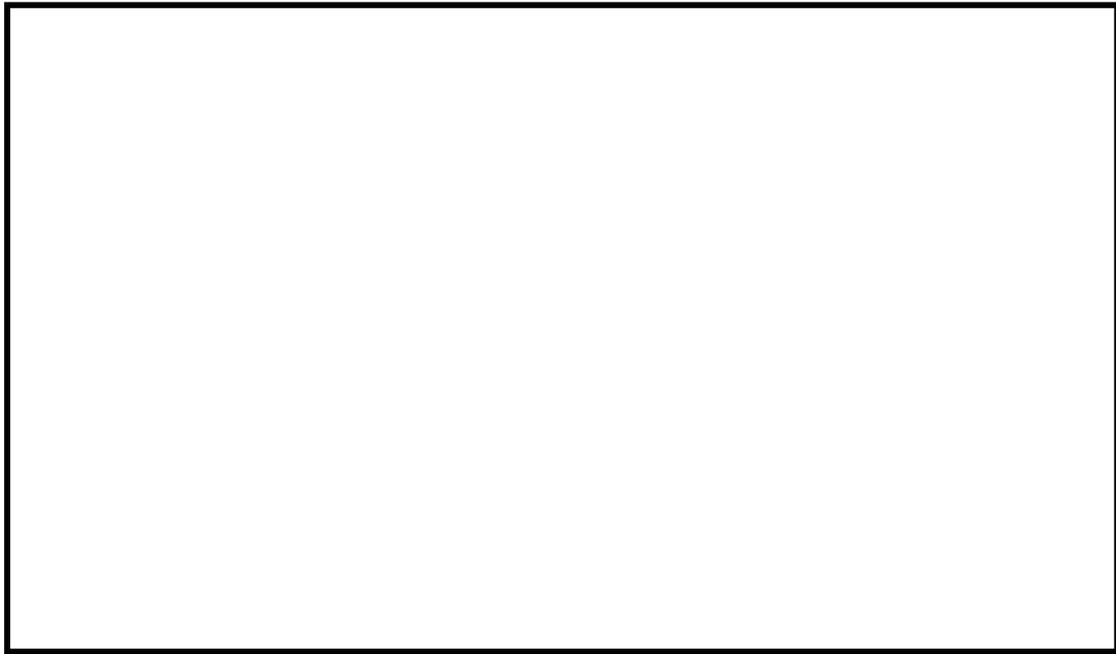


図 6-1-8 格納容器「0° -180° 」、「90° -270° 」について (7号炉の例)



図 6-1-9 変位の評価モデルイメージ (0° -180°)

表 6-1-7 配管貫通部と口径比 (T. M. S. L 15m 以上)

ペネ番号	ペネ取付 高さ	系統	プロセス管			PCV からの第 1 サポー ト距離 L [mm]	口径比 L/D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]	D/t		
X-82		FCS					
X-81		AC					
X-10A		MS					
X-10B		MS					
X-10C		MS					
X-10D		MS					

※ 「PCV からの第 1 サポート距離」は、原子炉建屋側の配管ラインについて示す

※ 「-」は、小口径の配管であるため調査対象外であることを意味する

6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板）

6-2.1 評価方針

配管貫通部の設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないことから、脆性破壊、疲労破壊は評価対象外と考えることができる。

一方、配管貫通部には、原子炉格納容器内圧が作用するため、一次応力が生じ、配管貫通部の機能喪失要因は延性破壊が想定される。

このため、柏崎刈羽原子力発電所第 6 号炉を代表として配管貫通部の鋼製耐圧部の板厚が、200℃、2Pd の環境下で、設計・建設規格に想定される必要厚さを上回ることを確認する。また、鋼製耐圧部及びアンカ部について反力に対する一次応力評価を行う。

ここで、評価対象とする配管貫通部は、内圧による発生応力が大きくなる最大径の配管貫通部とし（X-10）を代表として評価する。閉止板については、内圧による発生応力が大きくなる最大径の閉止板として（X-90）を代表として評価する。

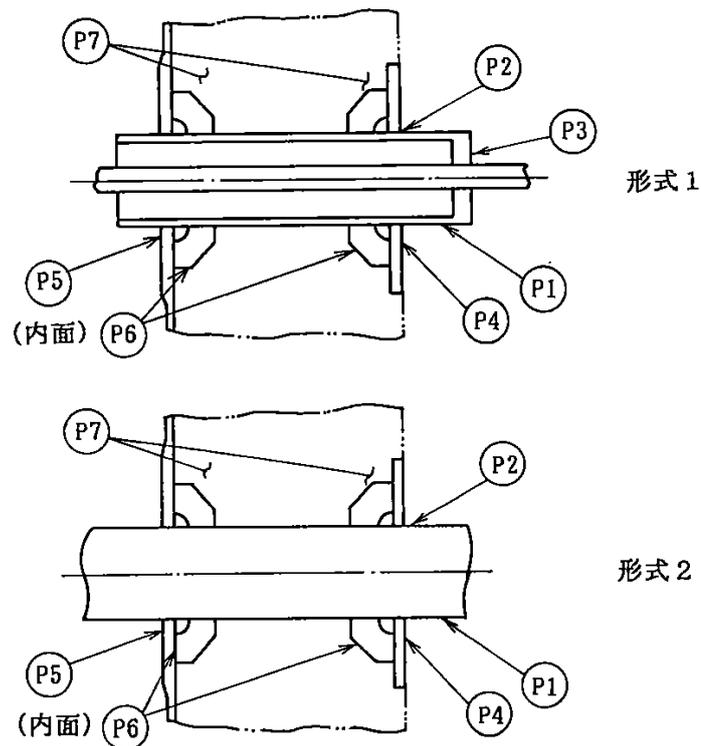


図 6-2-1 配管貫通部

6-2.2 評価

6-2.2.1 基本板厚計算

6-2.2.1.1 スリーブ

スリーブの内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3610 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

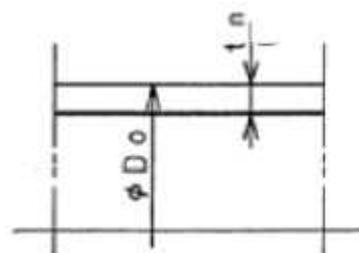


図 6-2-2 スリーブの形状

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-1 に示す。表 6-2-1 に示すように、スリーブの呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-1 必要厚さの評価結果 (スリーブ)

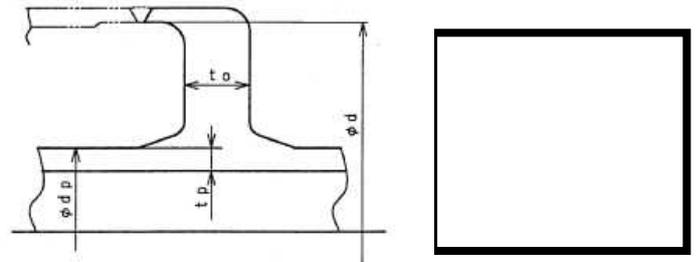
項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
格納容器内圧力	P	0.62 (MPa)
スリーブの外径	D _o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t _n	<input type="text"/>
必要厚さ (PVE-3611)	t ₁	
必要厚さ (PVE-3613)	t ₂	
t ₁ 、 t ₂ の大きい値	t	

6-2.2.1.2 端板

端板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$



ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

図 6-2-3 端板の形

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2 に示す。表 6-2-2 に示すように、端板の呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-2 必要厚さの評価結果 (端板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SFVC2B
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	292 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.50
呼び厚さ	t _o	<input type="text"/>
必要厚さ	t	<input type="text"/>

6-2.2.1.3 閉止板

閉止板の内圧に対する計算上必要な厚さは、設計・建設規格 PVE-3410 に基づき、次の式により求める。

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 格納容器内圧力 (MPa)
- S : 許容引張応力 (MPa) (= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
- t_n : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 6-2-3 に示す。表 6-2-3 に示すように、閉止板の呼び厚さは必要厚さ t () を上回る。

表 6-2-3 必要厚さの評価結果 (閉止板)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SGV480
最高使用圧力	P	0.62 (MPa)
最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	281 (MPa)
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t _o	<input type="text"/>
必要厚さ	t	

6-2.2.2 応力評価

(1) 諸言

本計算書は原子炉格納容器配管貫通部の強度計算書である。

(2) 記号の説明

D	: 直径	(mm)
F	: 垂直力、許容応力の基準値	(kg、MPa)
F_c	: コンクリートの設計基準強度	(MPa)
f_b	: 許容曲げ応力度	(MPa)
f_c	: 許容圧縮応力度	(MPa)
f_s	: 許容せん断応力度	(MPa)
l	: 長さ	(mm)
M	: モーメント	(kg・mm)
n	: ガセットプレートの枚数	(—)
P_b	: 一次曲げ応力	(MPa)
P_L	: 一次局部膜応力	(MPa)
P_m	: 一次一般膜応力	(MPa)
t	: 厚さ	(mm)

(3) 形状及び主要寸法

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法を図 6-2-4 及び表 6-2-4～6-2-5 に示す。

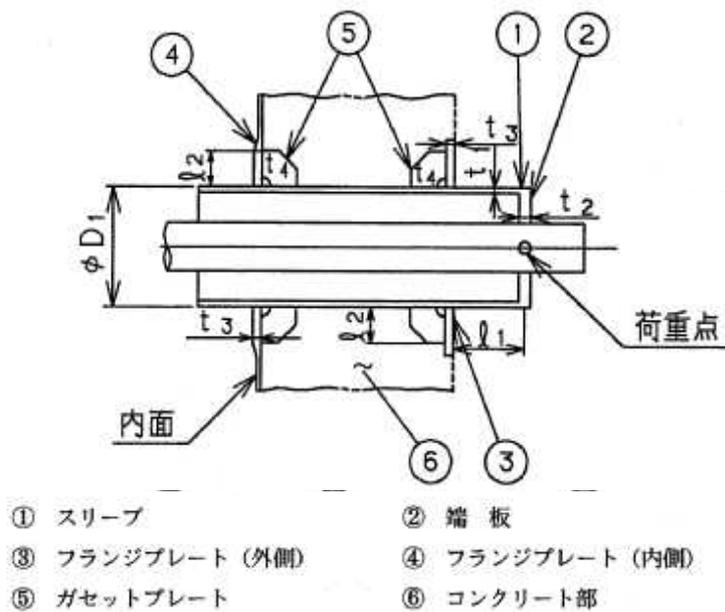


図 6-2-4 原子炉格納容器配管貫通部の形状及び主要寸法 (X-10)

表 6-2-4 配管貫通部（スリーブ・端板）の仕様(X-10)

スリーブ				端板	
材質	外径 D ₁ (mm)	厚さ t ₁ (mm)	距離 l ₁ (mm)	材質	厚さ t ₂ (mm)
SGV480				SFVC2B	

表 6-2-5 配管貫通部（フランジプレート・ガセットプレート）(X-10)

フランジプレート			ガセットプレート			
材質		厚さ t ₃ (mm)	材質	サイズ l ₂ (mm)	厚さ t ₄ (mm)	枚数* n
内側	外側					
SGV480	SGV480		SGV480			

注記 * : ガセットプレートの枚数は、原子炉格納容器壁の内側又は、外側のみの枚数を示す。

(4) 評価条件

(4).1 評価荷重

(4).1.1 格納容器内圧力及び温度

内圧 0.62 MPa

温度 200 °C (ドライウェル、サプレッション・チェンバ共)

(4).1.2 配管荷重

貫通部に作用する配管荷重の作用方向を図 6-5 に示し、各荷重の設定値を表 6-6 に示す。

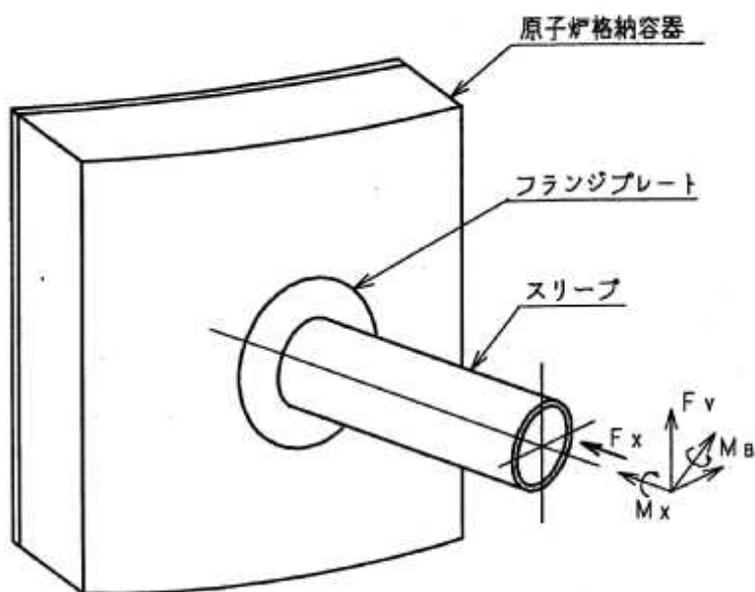


図 6-2-5 貫通部の荷重作用方向

表 6-2-6 貫通部の設計荷重

配管荷重				
成分	垂直力 ($\times 10^3$ kg)		モーメント ($\times 10^6$ kg・mm)	
	F_x	F_v	M_B	M_x
一次荷重				

(4).2 材料及び許容応力

(4).2.1 使用材料

スリーブ	SGV480
端板	SFVC2B
フランジプレート (外側)	SGV480
フランジプレート (内側)	SGV480
ガセットプレート	SGV480
コンクリート部	コンクリート ($F_c = 330 \text{ kg/cm}^2 = 32.36 \text{ MPa}$)

(4).2.2 荷重の組合せ及び許容応力

貫通部に対する荷重の組合せは「原子炉格納容器内圧力+配管荷重」とし、原子炉格納容器 200℃、2Pd における許容応力を表 6-2-7～表 6-2-10 に示す。

表 6-2-7 スリーブの許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)	
	P_m	$P_L + P_b$
SGV480 (200℃)		

表 6-2-8 端板の許容応力 (単位: MPa)

材料	許容応力強さ (一次応力)
	$P_L + P_b$
SFVC2B (200℃)	

表 6-2-9 フランジプレート及びガセットプレートの許容応力度 (単位: MPa)

材料	F	一次応力度	
		曲げ f_b	せん断 f_s
SGV480 (200℃)			

表 6-2-10 コンクリート部の許容応力度 (単位: MPa)

材料	設計基準強度	許容圧縮応力度
	F_c	f_c
コンクリート		27.5

(5) 応力計算

(5).1 応力評価点

原子炉格納容器配管貫通部の形状及び応力レベルを考慮して、表 6-2-11 及び図 6-2-6 に示す応力評価点を設定する。

表 6-11 応力評価点

応力評価点番号	応力評価点
P1	スリーブ
P2	スリーブのフランジプレートとの結合部
P3	端板
P4	フランジプレート (外側)
P5	フランジプレート (内側)
P6	ガセットプレート
P7	コンクリート部

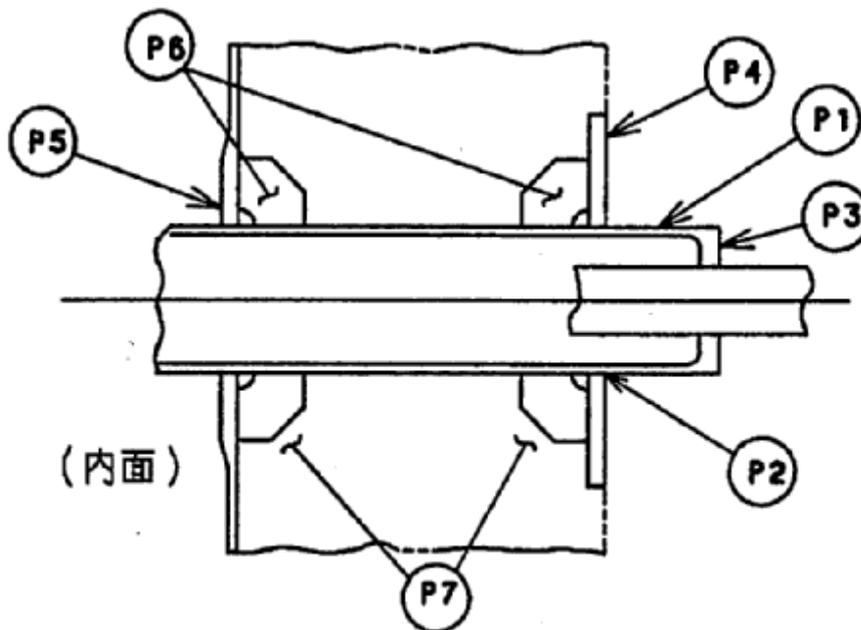


図 6-2-6 原子炉格納容器配管貫通部の応力評価点

(6) 応力評価

各応力評価点の応力評価表を以下に示す。尚、本表の応力強さ及び応力に記載の数値は、既工事認可申請書の各荷重に対する発生応力 (MK S 単位) を比例倍して適切に組合せた後に S I 単位化したものである。

表 6-2-12 スリーブの応力評価のまとめ (応力評価点 P 1)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
	281		422

表 6-2-13 スリーブのフランジプレートとの結合部の応力評価のまとめ (応力評価点 P 2)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		422

表 6-2-14 端板の応力評価のまとめ (応力評価点 P 3)

(単位 : MPa)

一次応力			
P_m		$P_L + P_b$	
応力強さ	許容値	応力強さ	許容値
—	—		438

表 6-2-15 フランジプレート (外側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 4)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-16 フランジプレート (内側) の応力評価のまとめ (応力評価点 P 5)

(単位 : MPa)

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-17 ガセットプレートの応力評価のまとめ（応力評価点 P 6）

（単位：MPa）

一次応力			
曲げ応力		せん断応力	
応力	許容応力	応力	許容応力
	312		156

表 6-2-18 コンクリート部の応力評価のまとめ（応力評価点 P 7）

（単位：MPa）

圧縮応力度			
内側フランジブ レート近傍	外側フランジブ レート近傍	ガセットプレー ト近傍	許容応力度
			27.5

(7) 結論

原子炉格納容器限界温度・圧力(200℃・2Pd)において原子炉格納容器配管貫通部に生じる応力は、すべて許容応力以下であり、健全性が確保されることを確認した。

6-2.3 評価結果

配管貫通部の板厚は、スリーブの計算上必要な厚さ以上である。また、配管貫通部に生じる応力は許容値を満足しており、200℃、2Pd の環境下での放射性物質の閉じ込め機能を期待できる。

6-3 配管貫通部（閉止フランジ）

6-3.1 フランジ部の構造

配管貫通部フランジ部は、原子炉格納容器の貫通部に溶接固定されたフランジと閉止フランジ（蓋）をボルトで固定しており、フランジと閉止フランジ間には、これまではシリコンゴム製のガスケットを挟み込みシールしていた。今後は、格納容器閉じ込め機能強化のために、事故時耐性に優れた改良EPDM製シール材に変更する。

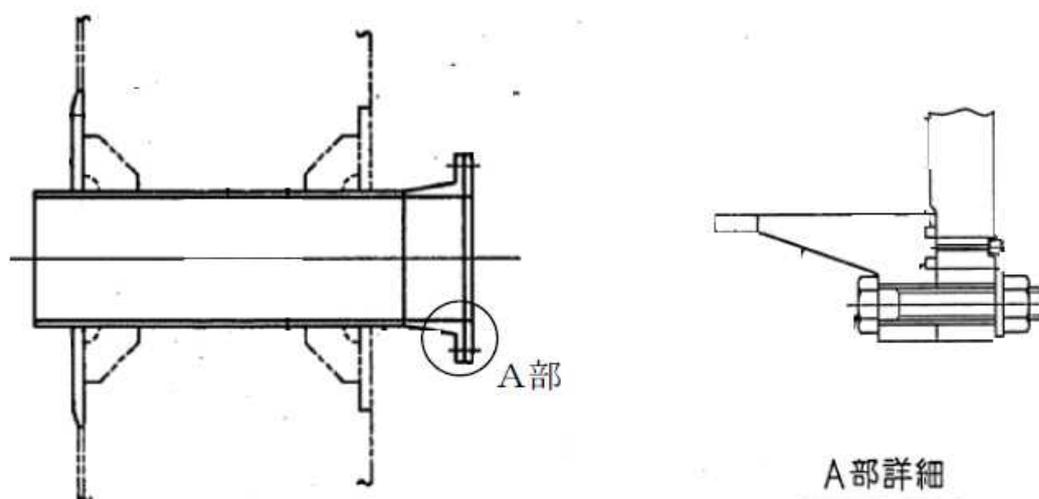


図 6-3-1 閉止フランジ

6-3.2 評価部位

200°C、2Pd の環境下における、フランジ部の放射性物質の閉じ込め機能喪失の要因は、高温で内圧を受ける過渡な塑性変形に伴う耐圧部材の破損、フランジ部の開口の進展による締付ボルトの破損、シール部のフランジ開口量増加による漏えいが想定される。フランジの延性破壊、締付ボルトの破損については設計・建設規格に基づきフランジを選定しているため評価上支配的ではないと考え、最も厳しい部位であるシール部について評価する。なお、評価は原子炉格納容器貫通部フランジ部で最大口径の ISI 用ハッチ(X-3)を代表とする。なお、フランジ部のシール材は、プラントの定期検査時に開放される場合には取り替えを実施しており、通常運転中における劣化は極めて軽微であることから、事故条件下での評価を実施する。

6-3.3 評価

ISI用ハッチ(X-3)のシール部分の開口量を図6-3-2に示すようにモデル化して評価する。なお、評価を簡略化するため、圧力 q はボルト部まで加わるものとする。また、保守的に、はりの最大変位量をガスケット部の変位量とみなす。

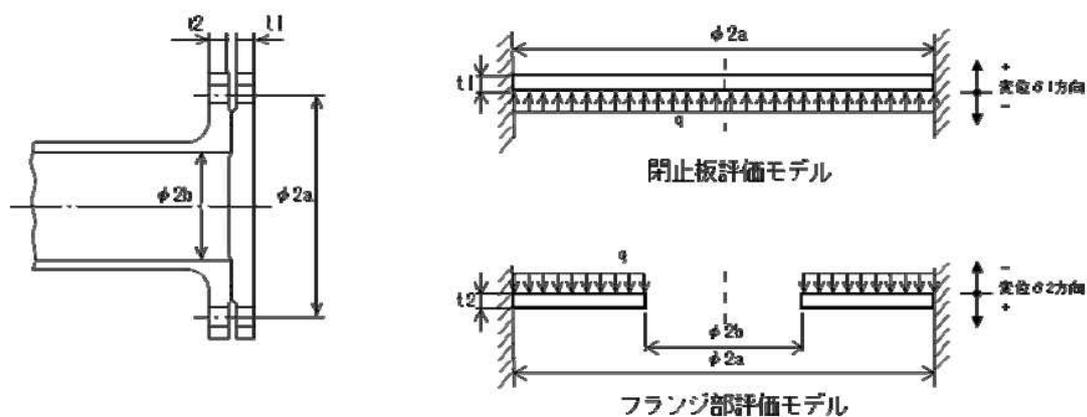


図 6-3-2 閉止フランジの評価モデル

6-3.4 評価結果

評価結果を表 6-3-1 に示す。閉止フランジは 200℃、2Pd において耐圧部材及びシール材の機能は維持され、放射性物質の閉じ込め機能を確保できる。6号炉、7号炉ともに初期押し込み量[]に対してシール部の変位量は 0.026mm である。これは、表 6-3-2 で示す格納容器限界温度 200° が 7 日間継続した際の改良 E P D M の圧縮永久歪み試験結果([]) から算出されるシール材追従量[]に十分余裕があることから、有効性評価における限界温度、圧力としている 200°、2Pd 条件下においてもシール機能は維持される。

表 6-3-1 閉止フランジの評価結果 (ISI 用ハッチ)

記号	内容	6号炉	7号炉
a	ボルトピッチ円半径		
b	内半径		
D1	$= E \times t^3 / 12(1 - \nu^2)$		
D2	$= E \times t^3 / 12(1 - \nu^2)$		
E	縦弾性係数	191000MPa	191000MPa
Kyb	b/a から定まる係数		
q	2Pd	$620 \times 10^{-3} \text{MPa}$	$620 \times 10^{-3} \text{MPa}$
t1	閉止板板厚		
t2	フランジ部板厚		
ν	ポアソン比	0.3	0.3
$\delta 1$	$= q \times a^4 / (64 \times D1)$	0.023mm	0.024mm
$\delta 2$	$= -Kyb \times q \times a^4 / D2$	0.003mm	0.002
$\delta 1 + \delta 2$	変位量合計	0.026mm	0.026mm

表 6-3-2 改良 EPDM シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200°C			
2	800kGy	乾熱	250°C			
3	800kGy	蒸気	200°C			
4	800kGy	蒸気	250°C			

配管貫通部の評価について、「6-1 貫通配管」及び「6-2 配管貫通部（スリーブ・端板・閉止板・閉止フランジ）」の原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における健全性評価結果を下表にまとめる。

表 6-3-3 配管貫通部の評価結果まとめ

No	評価項目	評価方法	評価	結果
①	貫通配管	応力評価	不活性ガス処理系の X-81 を代表とし、200℃・2Pd 時の原子炉格納容器変位を踏まえた貫通配管の応力評価を実施	○
②	スリーブ	基本板厚計算	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に基本板厚計算を実施し、200℃・2Pd 時の必要最小板厚を満足することを確認	○
③	端板			○
④	閉止板			○
⑤	閉止フランジ	フランジ開口量	ISI ハッチを代表とし、シール材の開口量評価を実施。	○
⑤	配管貫通部全般	応力評価	内圧の影響を最も受ける大口径の配管貫通部（X-10）を代表に応力評価を実施し、200℃・2Pd で発生する各部の応力が許容応力以下であることを確認	○

7. 電気配線貫通部

7.1 評価方針

①電気配線貫通部

電気配線貫通部では、電気配線貫通部のうちスリーブ、アダプタ、ヘッダ設計時に考慮される機能喪失要因は、脆性破壊、疲労破壊、座屈及び延性破壊が考えられる。今回の評価条件である 200℃、2Pd を考慮した場合、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、過渡の圧縮力がスリーブ・アダプタ・ヘッダに生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、スリーブ、アダプタ、ヘッダの機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な塑性変形に伴う延性破壊が想定される。スリーブ、アダプタ、ヘッダが 200℃、2Pd の環境下で外圧・内圧作用による応力が生じた際、最小厚さが JSME の設計建設規格（PVE-3230）に規定される計算上必要な厚さを上回ることを確認する。

②シール材

電気配線貫通部のシール材については、既往の電共研において、実機電気配線貫通部と同等の試験体を用い、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃、約 2.6Pd（約 0.8MPa）とした条件下におけるモジュール部シール材の耐漏えい性が確認されている。

また、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成 2 年度～平成 14 年度）において、実機電気配線貫通部モジュールと同等のモジュール試験体を用い、シール材からの漏えい限界圧力・温度の把握を行っている。この評価では、最大 3.2Pd（1.0MPa）、約 260℃までの耐漏えい性が確認されている。

これらの既往共研に加え、過去に実施したモジュール型電気配線貫通部の試験結果、並びに、200℃、2Pd 時における電気配線貫通部シール部の温度評価結果を用い、シール部の健全性を確認する。

③電気配線貫通部の基本仕様について

モジュール型電気配線貫通部には低電圧用と高電圧用の二種類があり、電気配線貫通部本体のヘッダに低電圧用または高電圧用のモジュールが設置されている。概略仕様を表 7-1、概略構造を図 7-1～7-4 に示す。

6号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴム及びモジュール固定部のメタルOリングにより気密性を維持する構造である。

7号炉については、低電圧用の電気配線貫通部は、低電圧用モジュール内に封入されたエポキシ樹脂、及びモジュール固定部のOリング（EP ゴム）により気密性を維持する構造である。高電圧用の電気配線貫通部は、高電圧用モジュール内に封入されたEP ゴムにより気密性を維持する構造である。高電圧用モジュールはヘッダに溶接されている。

表 7-1 電気配線貫通部の仕様

種類	型式	構成	外径 (mm)	呼び 厚さ (mm)	材料	貫通部 番号
低電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-101～105、 X-300
		アダプタ			STS410	
		ヘッダ			SUS304	
		モジュール (ボディ、プラグ)			SUS304TP、 SUS304	
高電圧用	モジュール型	スリーブ			STS410	X-100
		アダプタ			STS410	
		ヘッダ			SUS304	
		モジュール (ハウジング)			SUS304TP	

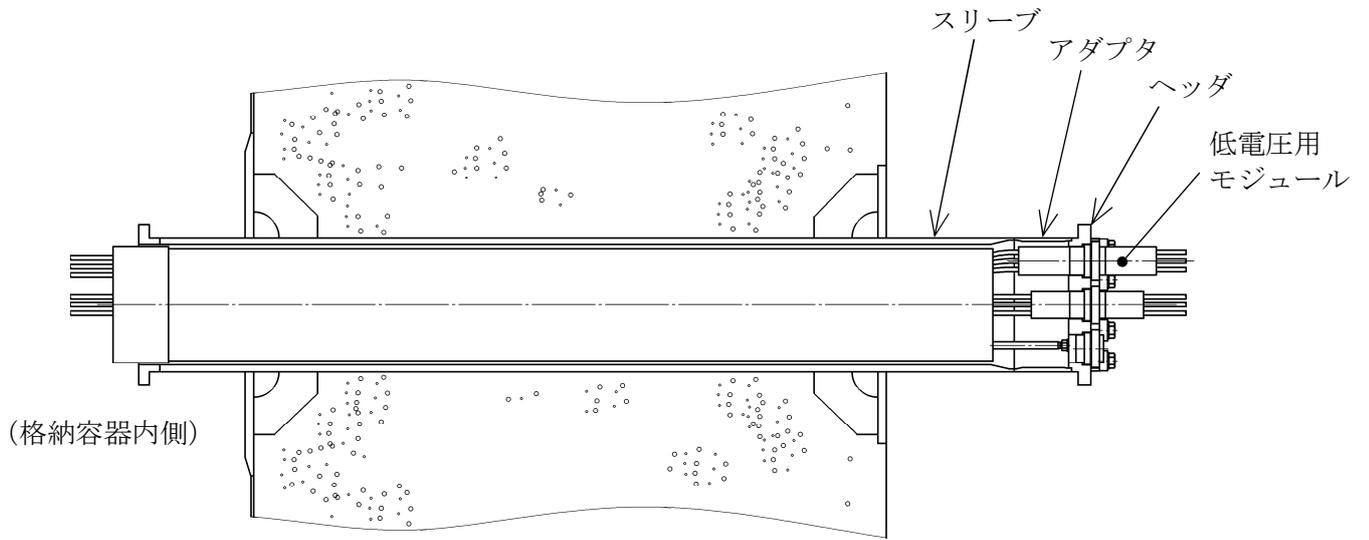


図 7-1 電気配線貫通部（低電圧用：6号炉）

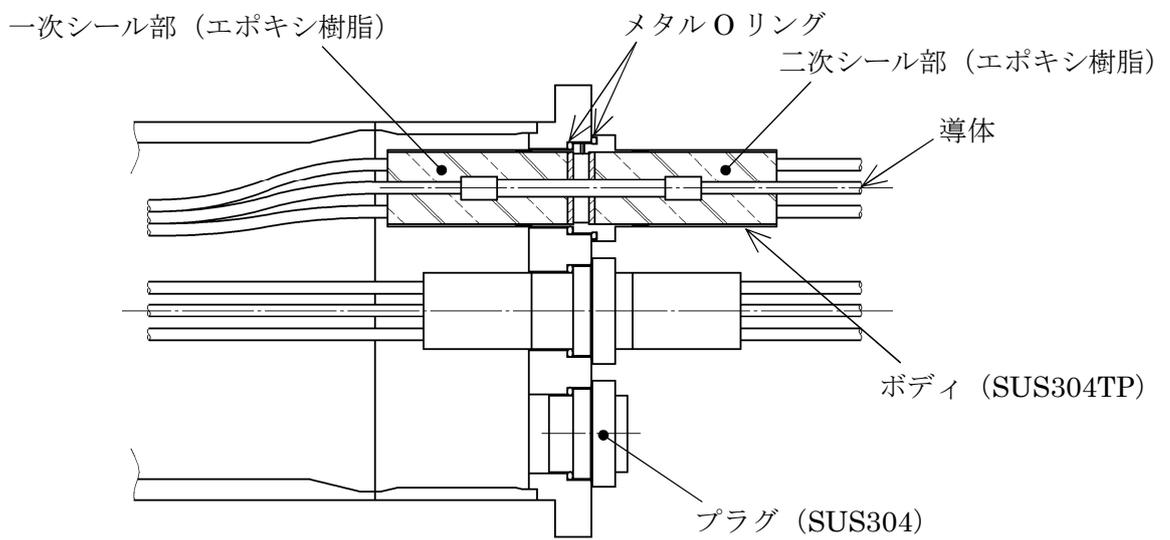


図 7-2 低電圧用モジュール詳細（6号炉）

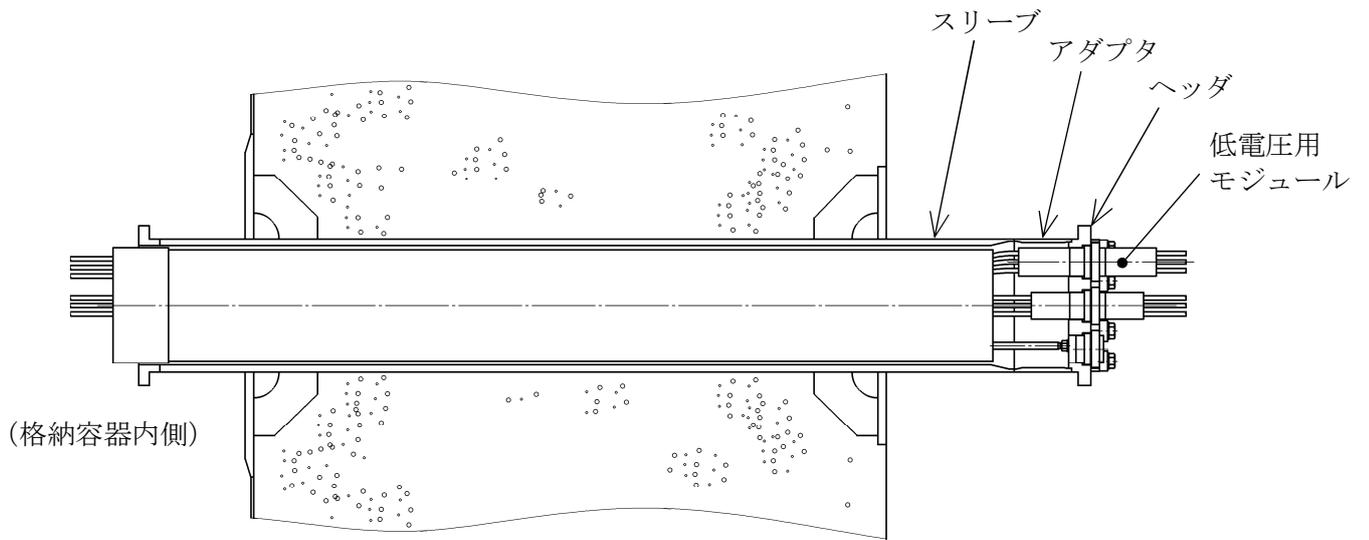


図 7-3 電気配線貫通部（低電圧用：7号炉）

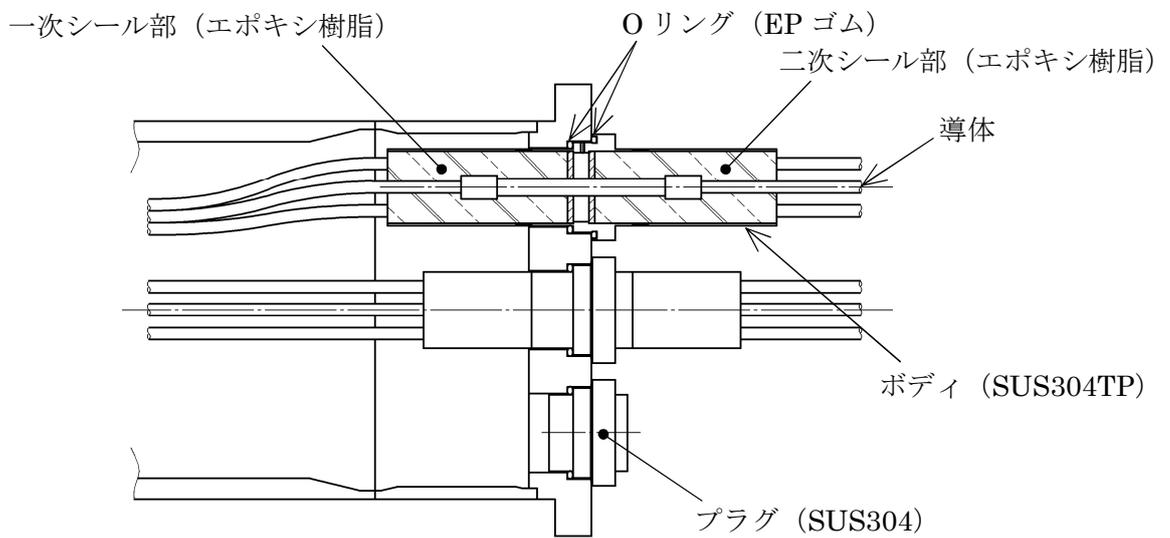


図 7-4 低電圧用モジュール詳細（7号炉）

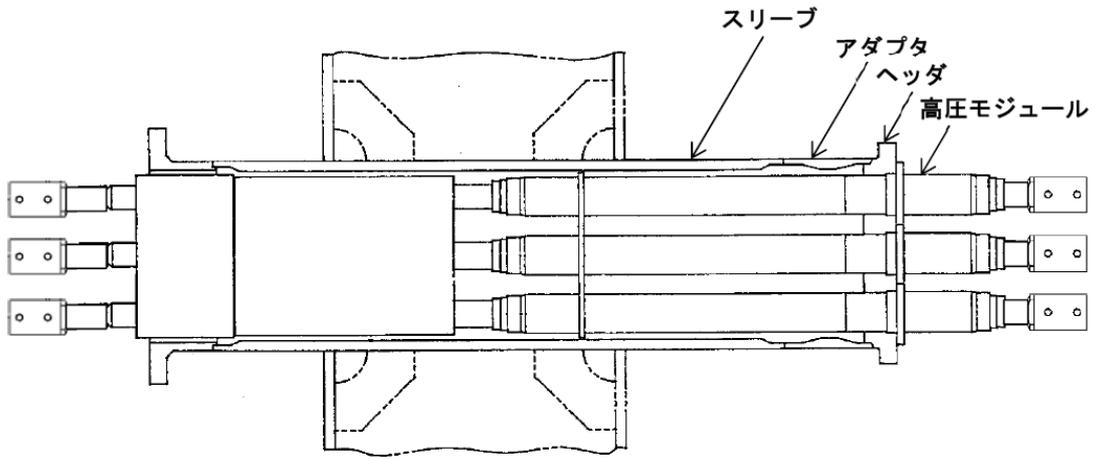


図 7-5 電気配線貫通部 (高電圧用 : 6 号炉)

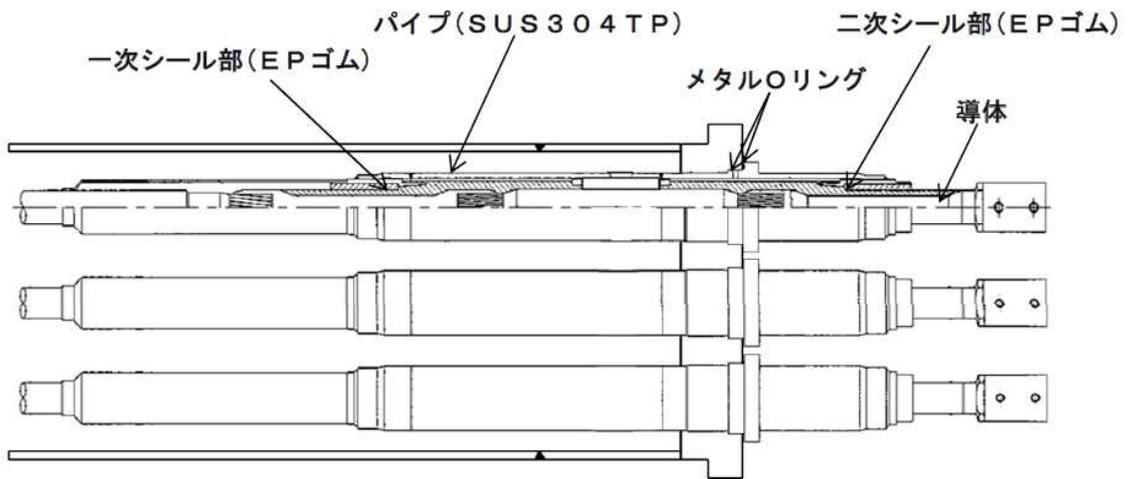


図 7-6 高電圧用モジュール詳細 (6 号炉)

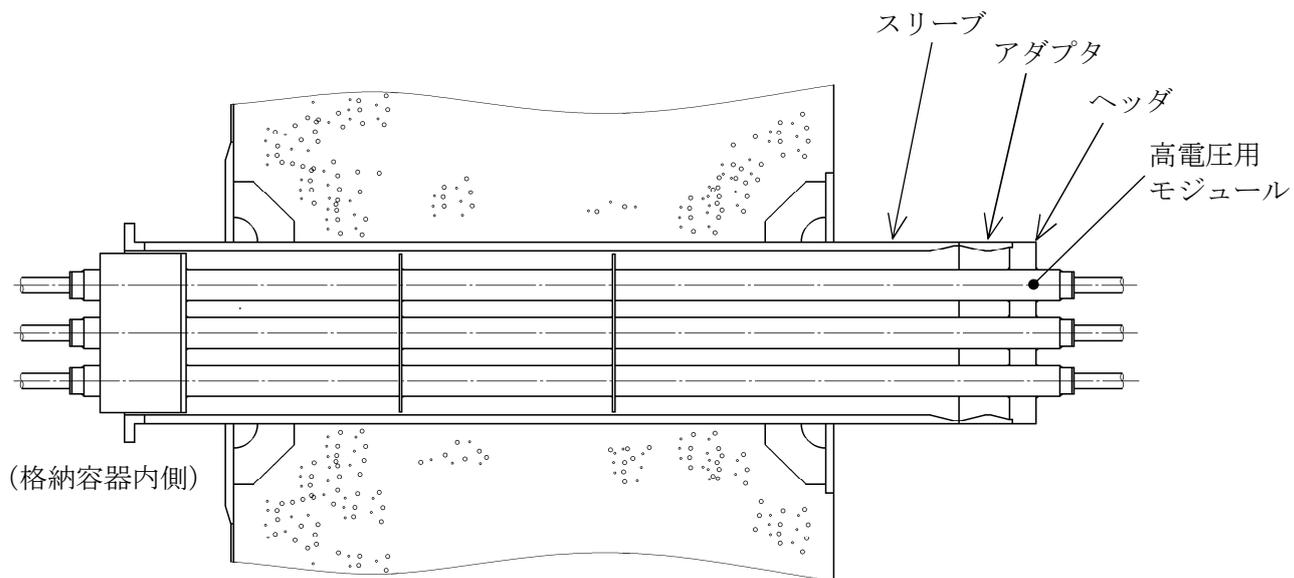


図 7-7 電気配線貫通部（高電圧用：7号炉）

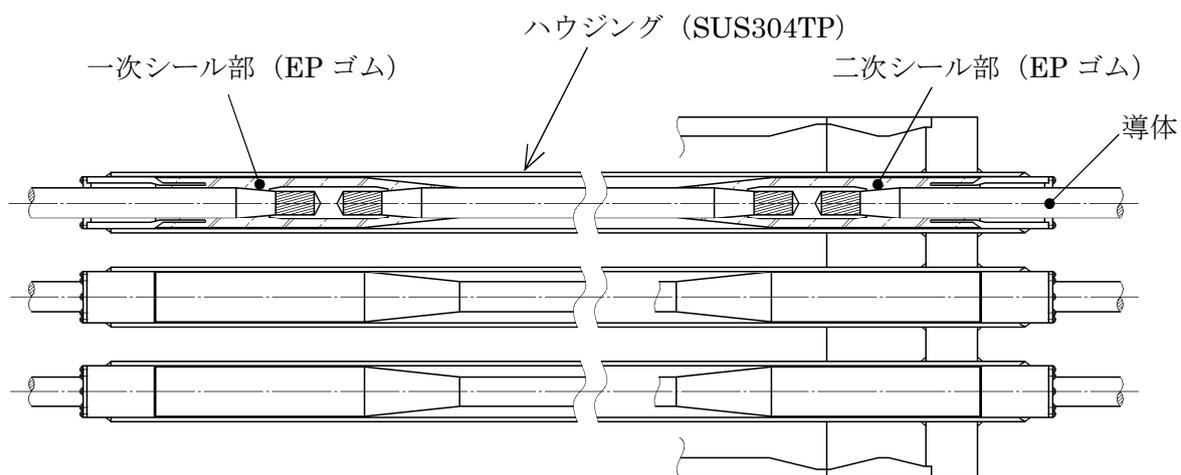


図 7-8 高電圧用モジュール詳細（7号炉）

7.2 評価

7.2.1 電気配線貫通部の板厚計算

電気配線貫通部について、JSME の設計・建設規格 (PVE-3230) に基づく評価より、200℃、2Pd に対するスリーブ・アダプタ・ヘッダの健全性を評価する。評価する電気配線貫通部は表 7-1 の通りとし、代表プラントとして 7 号炉を選定して板厚計算を実施する。

7.2.1.1 電気配線貫通部 (貫通部番号 : X-100)

(1) スリーブ

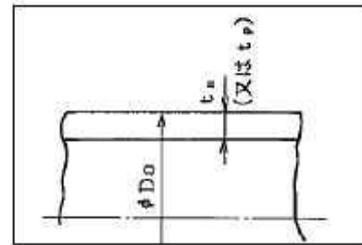
①内圧に対する必要厚さの検討 (設計・建設規格 PVE-3611)

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-2 に示す。表 7-2 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-2 必要厚さの評価結果 (電気配線貫通部のスリーブ)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	D_o	
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	
計算上必要な厚さ	t	

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-3 に示す。表 7-3 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-3 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッド

①内圧に対する必要厚さの検討 (設計・建設規格 PVE-3410)

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- d : 平板の径又は最小内のり (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-4 に示す。表 7-4 に示すように、ヘッドの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-4 必要厚さの評価結果 (電気配線貫通部のヘッド)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{so}	
計算上必要な厚さ	t	

7.2.1.2 電気配線貫通部（貫通部番号：X-101、X-102、X-103、X-104、X-105）

(1) スリーブ

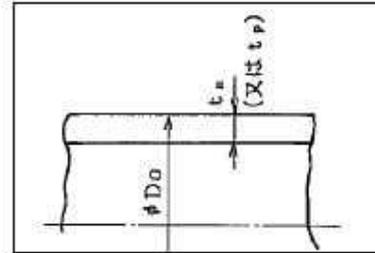
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-5 に示す。表 7-5 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-5 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
スリーブの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{P D_o}{2 S \eta + 0.8 P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「 $2/3Su$ 」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-6 に示す。表 7-6 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-6 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッド

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3410）

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

P : 最高使用圧力 (MPa)

d : 平板の径又は最小内のり (mm)

S : 許容引張応力 (MPa)
(=「 $2/3Su$ 」値を適用)

K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))

t_{50} : 呼び厚さ (mm)

t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-7 に示す。表 7-7 に示すように、ヘッドの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-7 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のヘッド）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{50}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

7.2.1.3 電気配線貫通部（貫通部番号：X-300）

(1) スリーブ

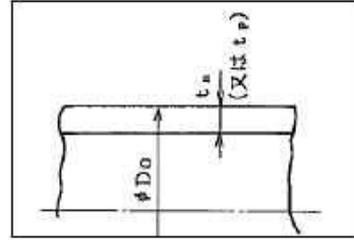
①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : スリーブの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「 $2/3Su$ 」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)



上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-8 に示す。表 7-8 に示すように、スリーブの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-8 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のスリーブ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa(2Pd)
スリーブの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(2) アダプタ

①内圧に対する必要厚さの検討（設計・建設規格 PVE-3611）

評価式

$$t = \frac{PD_o}{2S\eta + 0.8P}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- D_o : アダプタの外径 (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- η : 継手効率
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-9 に示す。表 7-9 に示すように、アダプタの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-9 必要厚さの評価結果（電気配線貫通部のアダプタ）

項目	記号	仕様及び値
材質	—	STS410
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
アダプタの外径	D_o	<input type="text"/>
許容引張応力	S	269MPa
継手効率	η	1.00
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

(注) 計算上必要な厚さは、上記「評価式」による算出値、または、「設計・建設規格 PVE-3613」の値 ($t=3.8\text{mm}$) のいずれか大きい方の値以上とする。

(3) ヘッダ

①内圧に対する必要厚さの検討 (設計・建設規格 PVE-3410)

評価式

$$t = d \sqrt{\frac{KP}{S}}$$

ここで、

- P : 最高使用圧力 (MPa)
- d : 平板の径又は最小内のり (mm)
- S : 許容引張応力 (MPa)
(= 「2/3Su」 値を適用)
- K : 平板の取付方法による係数
(設計・建設規格 表 PVE-3410-1 の取付け方法(g))
- t_{so} : 呼び厚さ (mm)
- t : 計算上必要な厚さ (mm)

上式を用いた必要厚さの算出結果を表 7-10 に示す。表 7-10 に示すように、ヘッダの呼び厚さは計算上の必要厚さ t () を上回る。

表 7-10 必要厚さの評価結果 (電気配線貫通部のヘッダ)

項目	記号	仕様及び値
材質	—	SUS304
最高使用圧力	P	0.62MPa (2Pd)
平板の径又は最小内のり	d	<input type="text"/>
許容引張応力	S	268MPa
平板の取付方法による係数	K	0.33
呼び厚さ	t_{so}	<input type="text"/>
計算上必要な厚さ	t	<input type="text"/>

7.2.2 電気配線貫通部シール材の評価

柏崎刈羽原子力発電所 6、7 号炉に設置されているモジュール型電気配線貫通部は、モジュール部のシール材により気密性を維持しており、過去の検証試験にて気密性が確保されていることを確認している。6 号炉及び 7 号炉について、図 7-1～8 に示す通り電気配線貫通部の構造に違いがあるが、低電圧用については Oリング部に EP ゴムが使われている 7 号炉を代表とし、高電圧用については一次シール部が原子炉格納容器内部に近い 7 号炉を代表として評価を行うこととする。すなわち、電気配線貫通部のシール材評価については 7 号炉の型式を代表として評価を行う。

①電共研による研究結果

昭和 62 年度に行われた電共研「格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」では、電気配線貫通部を対象として、原子炉格納容器内側の電気配線貫通部端子箱部分の環境条件を 200℃とした場合における電気配線貫通部モジュールの気密性能について試験を実施している。本研究における試験結果を表 7-11 に示す。

試験結果から、原子炉格納容器が 200℃を模擬した試験においては一次シール部及び二次シール部温度はシール材の一般特性としての熱分解開始温度（400℃程度）よりも十分に下回っており、一次シール部及び二次シール部それぞれについて漏えいは無く、また、圧力についても約 2.6Pd（約 0.8MPa）時に漏えいが無いことが確認できている。

表 7-11 電力共同研究の試験結果

種類	原子炉格納容器 内側端子箱部分の環境条件			一次シール部 温度(℃)	二次シール部 温度(℃)	漏えい有無
	温度 (℃)	圧力 (MPa)	時間 (h)			
低電圧モジュール	200 (230)	(0.60～ 0.81)	62.0	137	68	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し
高電圧モジュール	200 (220)	(0.61～ 0.79)	62.0	195	44	一次シール部：漏えい無し 二次シール部：漏えい無し

注：()は、記録グラフからの読取り値

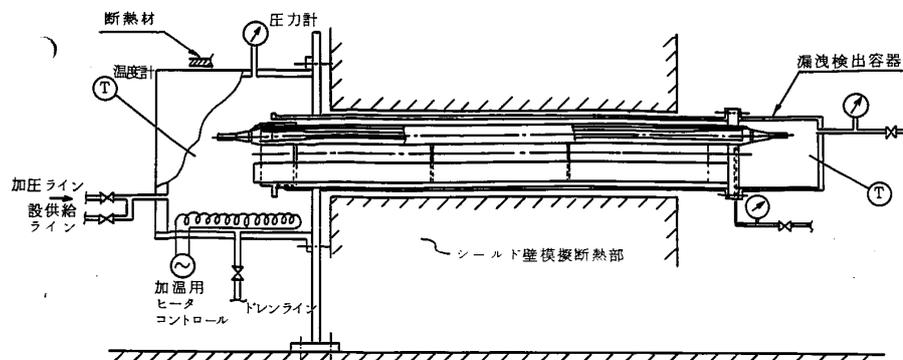
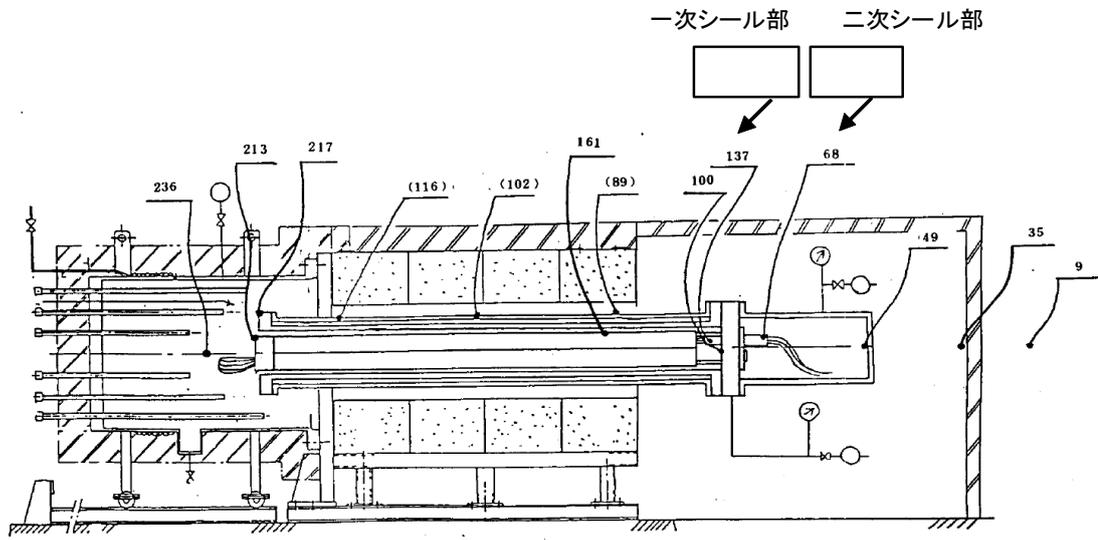


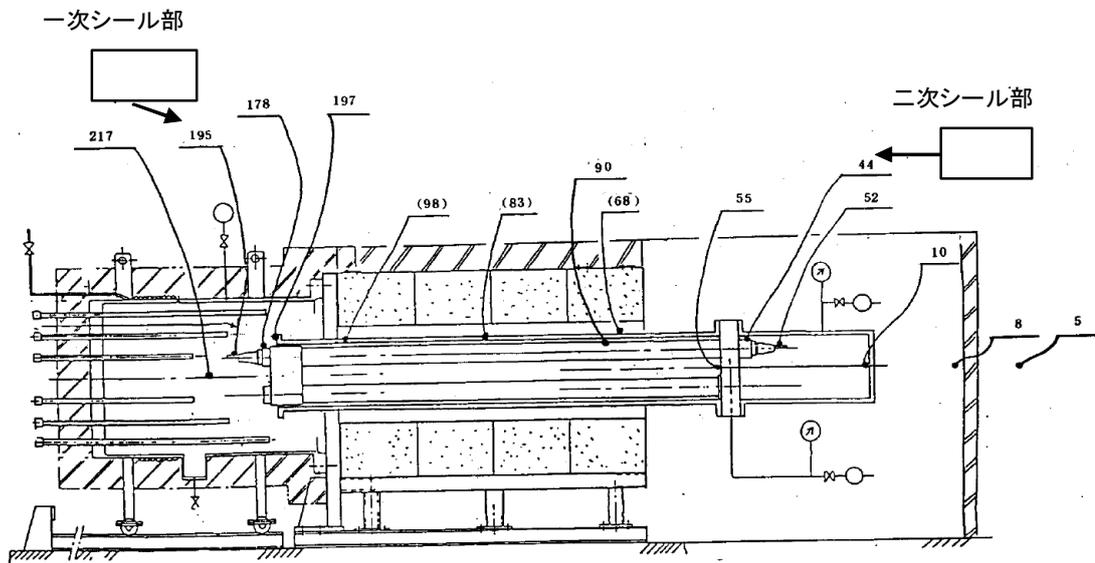
図 7-9 試験装置概要「電共研 格納容器電気ペネトレーションの特性確認試験」

(7 号炉高電圧モジュール試験体の例)



()内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-10 低圧用モジュール試験体 温度分布図



()内の温度は 180模擬スリーブの表面温度を示す

図 7-11 高圧用モジュール試験体 温度分布図

②過去の環境試験における評価

過去の電気配線貫通部の環境試験では、電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）を対象として、冷却材喪失事故模擬試験が実施されており健全性が確認されている。電気配線貫通部（低電圧用）及び電気配線貫通部（高電圧用）の二次シール部の温度、環境試験温度を図 7-12 に示している。

図 7-10～11 に示すとおり、原子炉格納容器内を 200℃と模擬した試験において、二次シール部は低電圧用で 68℃、高電圧用で 44℃となっている。図 7-12 は、図 7-10～7-11 で示す二次シール部の温度と同等以上であり、試験により 13 日間の健全性が確認された結果からも、格納容器が 200℃の状況において格納容器閉じ込め機能が確保できると考えている。



図 7-12 モジュール型電気配線貫通部の既往環境試験と簡易的な温度評価結果

なお、図 7-12 で示した試験については、経年劣化を踏まえた冷却材喪失事故模擬試験であり、劣化を考慮して表 7-12 に示す試験を実施している。

表 7-12 劣化を考慮した試験方法

No	試験項目	試験方法
1	サーマルサイクル試験	ペネトレーションを冷熱装置内に設置し、60 サイクルのサーマルサイクルを放射線照射試験の前後 2 回実施。1 サイクルは [] を [] 時間で変化させている。
2	放射線照射試験	ペネトレーションが 40 年間の運転期間及び冷却材喪失事故時に受ける放射線を考慮し照射線量 800kGy として試験を実施。
3	熱劣化試験	加熱促進により、40 年間に相当する加速熱劣化として [] を加える。

また、重大事故環境下における耐放射線性についても健全性を確認するために、電気配線貫通部突き出しの一番短い（線量影響の大きい）X-101B 電気配線貫通部を選定して、電気配線貫通部シール部における事象発生から 7 日間積算の線量解析を実施した。その結果、7 日間の原子炉格納容器内積算線量が 1000kGy 程度と仮定した場合でも、電気配線貫通部シール部はコンクリート等による遮蔽効果により積算線量は約 1.8kGy となる。

過去に実施した健全性が確認されている電気配線貫通部の積算照射量は 800kGy であることから、重大事故環境下における電気配線貫通部シール部のシール健全性が確保されていることが確認できている。

③NUPEC による評価結果

平成 2 年度から平成 14 年度に行われた NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）では、電気配線貫通部のモジュールを対象として、200℃、2.6Pd（0.8MPa）における電気配線貫通部モジュールの気密性の確認と、漏えいが発生する温度・圧力条件の確認試験を行っている。本評価における結果を表 7-13 に示す。

表 7-13 NUPEC 研究の試験結果

種類	AM 環境下の健全性確認試験				漏えい発生条件確認試験	
	温度 (°C)	圧力 (MPa)	時間 (h)	漏洩有無	破損温度 (°C)	圧力 (MPa)
低電圧モジュール	200	0.8	20	無し	266~303	0.8~1.0
高電圧モジュール	200	0.8	20	無し	400*	0.8

* : 400℃まで漏えい無し。400℃まで昇温後、室温降下時に微小漏えい

試験結果から、200℃、2.6Pd における漏えいは無く、約 260℃、最大 3.2Pd (1.0MPa) までの耐漏えい性が確認された。

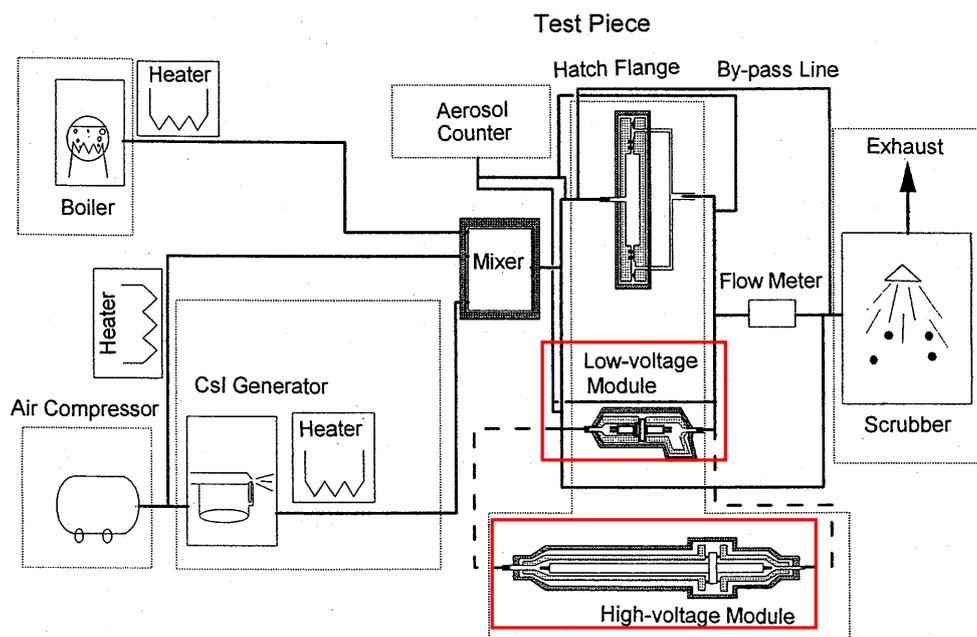


図 7-13 試験装置概要

出典：平成 14 年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成 15 年 3 月 財団法人原子力発電技術機構）

①～③より、原子炉格納容器の重大事故環境下において、限界温度・圧力 200℃、2Pd における電気配線貫通部の健全性は確保可能である。

8. 原子炉格納容器隔離弁

8.1 はじめに

原子炉格納容器の貫通配管には原子炉格納容器隔離弁が設置されており、このうち不活性ガス系バタフライ弁、移動式炉心内計装(TIP)ボール弁及びパージ弁について、200℃、2Pdの環境下でゴム系シール材の損傷(劣化)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。また、弁の耐圧部については、機能喪失要因として脆性破壊、疲労破壊、座屈及び変形が考えられるが、200℃、2Pdの環境下では、脆性破壊が生じる温度域でないこと、繰り返し荷重が作用しないこと、圧縮力が弁本体に生じないことから、脆性破壊、疲労破壊及び座屈は評価対象外と考えることができる。従って、原子炉格納容器隔離弁のうち不活性ガス系バタフライ弁、TIPボール弁及びパージ弁の耐圧部の機能喪失要因は、高温状態で内圧を受け、過渡な変形(一次応力)が想定されるため、8.2項以降に示すとおり健全性を確認する。

これら以外の隔離弁については、以下の理由により200℃、2Pdの環境下で健全性を有している。

- 弁の呼び圧力は各配管ラインの設計圧力に応じて適切なものが選定されており(耐圧性能が最小のものでも1.03MPa)、耐圧上問題となることはない。
- 弁のグランド部及びボンネット部のシールには、黒鉛製パッキン、ガスケット等の耐熱性に優れたものを使用しており、耐熱性上問題となることはない。
- 弁シート部は金属製である。

8.2 不活性ガス系バタフライ弁

8.2.1 評価方針

(1) 耐圧機能

- ・弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能

- ・隔離機能（気密性保持）は、弁座にある EP ゴムの耐環境性が支配的である。これまで EP ゴムを使用していたが、事故時耐性に優れた改良 EPDM 製シール材に変更する。従って、改良 EPDM 製シール材を用いた不活性ガス系バタフライ弁について、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

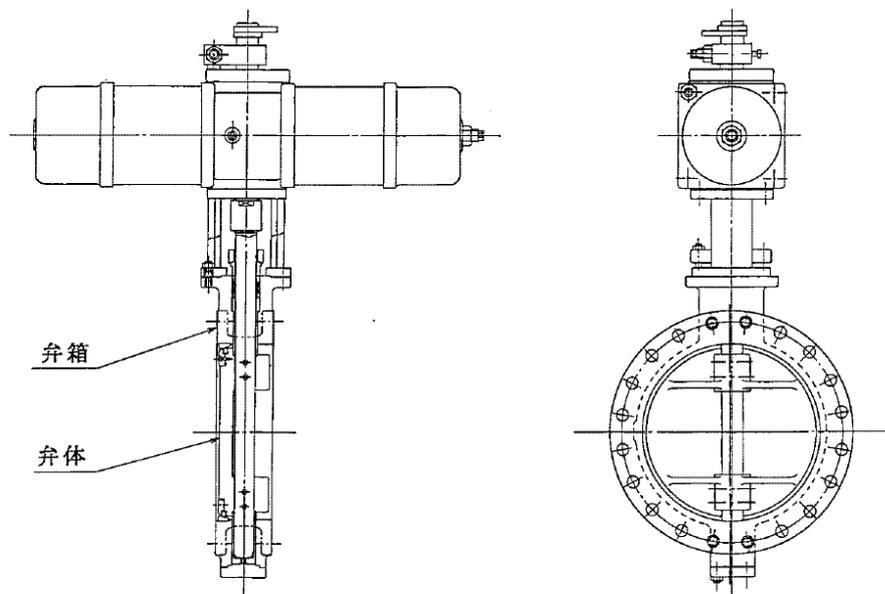


図 8-1 不活性ガス系バタフライ弁

8.2.2 評価結果

(1) 耐圧機能

当該弁の圧力クラスは 1.03MPa (150LB) であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-2 で示すとおり設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、改良 EPDM 製シール材を除く耐圧部は強度上問題ない。

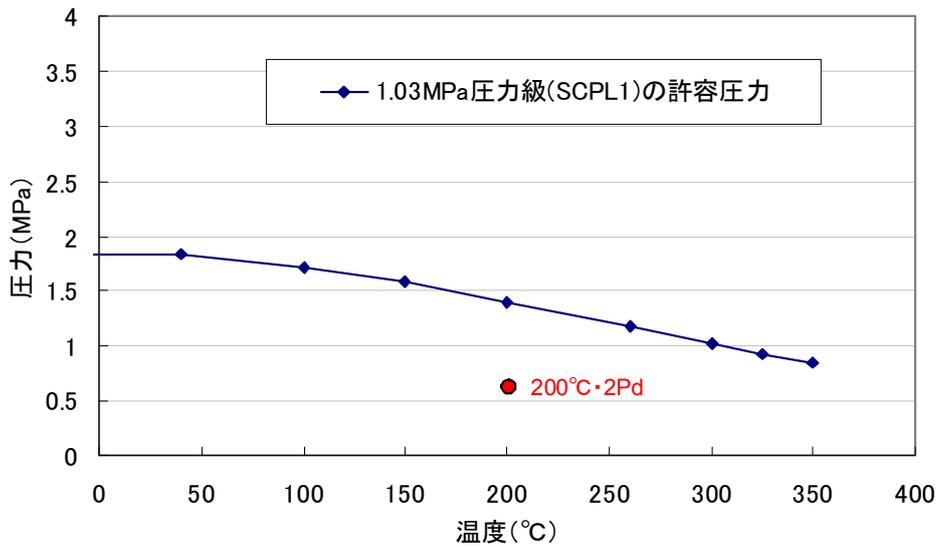


図 8-2 不活性ガス系バタフライ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

(2) 隔離機能

以下の理由より、200°C、2Pd の環境条件下において、放射性物質の閉じ込め機能を有すると考える。

- ・不活性ガス系バタフライ弁の弁座シール材（改良 E P D M）が 200°C・2Pd 環境に晒されたときの影響を確認するために、圧縮永久歪み試験を実施した。その結果を表 8-1 に示しており、圧縮永久歪み試験に有意な劣化が認められないことから、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。
- ・添付 8-2 で示す「格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験」で、実機モデルのバタフライ弁蒸気通気試験を実施しており、200°C、2Pd 環境でシール性が確保できていることが確認できたため、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

表 8-1 改良 E P D M 製シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200°C			
2	800kGy	乾熱	250°C			
3	800kGy	蒸気	200°C			
4	800kGy	蒸気	250°C			

8.3 TIP ボール弁及びパージ弁

8.3.1 評価方針

(1) 耐圧機能

- ・ 弁箱の耐圧機能の評価を行う。

(2) 隔離機能

- ・ 隔離機能（気密性保持）は、弁に用いられているシール材の耐環境性が支配的であるため、原子炉格納容器内が 200℃、2Pd の環境下におけるシール部への影響を検討する。

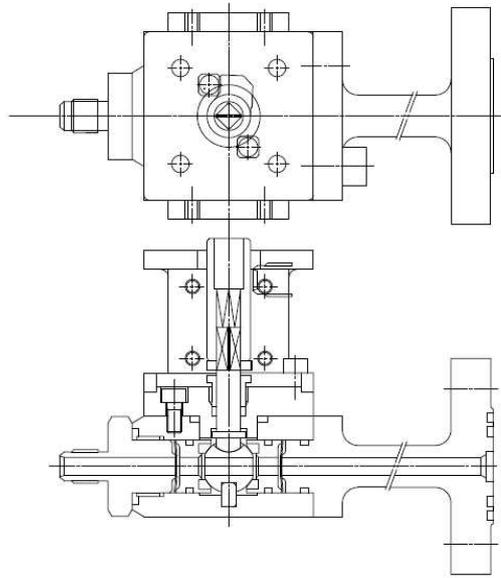


図 8-3 TIP ボール弁

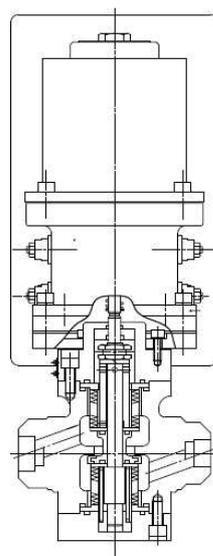


図 8-4 TIP パージ弁

8.3.2 評価結果

(1) 耐圧機能

TIP ボール弁及びパージ弁の圧力クラスは 1.03MPa であり、200℃・2Pd の環境条件は、図 8-5 で示すとおり、設計建設規格 別表 1-1 に示す弁の許容圧力を下回る。このため、シール材を除く耐圧部は強度上問題ない。

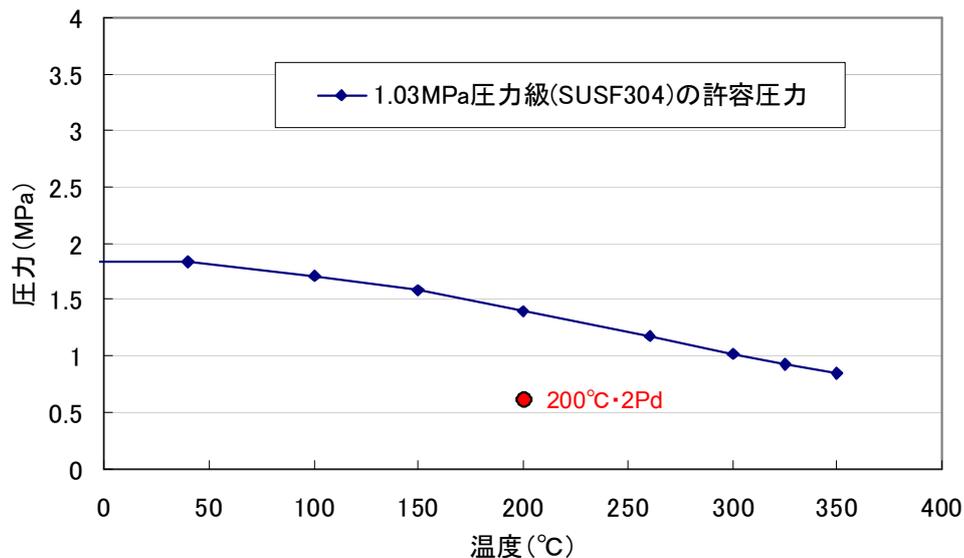


図 8-5 TIP ボール弁・パージ弁 1.03MPa(150LB)級の確認結果
(出典：JSME 設計・建設規格 2005 年版/2007 追補版)

(2) 隔離機能

TIP 系統を図 8-6 に示しているが、TIP ボール弁は通常運転時に全閉状態であり、隔離機能を維持している。TIP ボール弁が開状態となるのは、通常運転時の局部出力領域モニタの校正のため TIP 検出器を炉心内に挿入・引抜する期間である。TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入った場合には、TIP 検出器が自動引抜され、TIP ボール弁が自動閉止する。また、TIP 検出器を炉心内に挿入している間に格納容器隔離信号が入り、且つ TIP ボール弁が正常に閉止しない場合、TIP 爆発弁にて閉止を行う運用としている。

TIP ボール弁にはフッ素ゴム、フッ素樹脂のシール材が使われている。これらは重大事故環境下の放射線によりシール機能が劣化することが考えられるため、トップヘッドフランジ及び機器搬入用ハッチで採用したものと同様に改良 EPDM 製シール材に変更する。なお、TIP ボール弁の弁座シートについては、均圧弁の改良と同様に耐環境性に優れた PEEK 材が適用可能な見通しが

立ったことから、PEEK 材に変更することでも問題ない。

また、TIP パージ弁についてはグランドOリング及び弁ふたシールについては改良E P D M製シール材を採用する。弁座シートについてはメタルシールとし、耐環境性を強化する（別紙-17 参照）。改良E P D M製シール材の事故時耐性については、表 8-2 で示す通り圧縮永久歪み試験に有意な劣化認められないことから、重大事故環境下におけるシール機能は問題ない。

なお、TIP ボール弁及び TIP パージ弁については、200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認し使用する。また、今後の検討において、上記以外のシール材を適用する場合については、同様に 200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認して適用する。

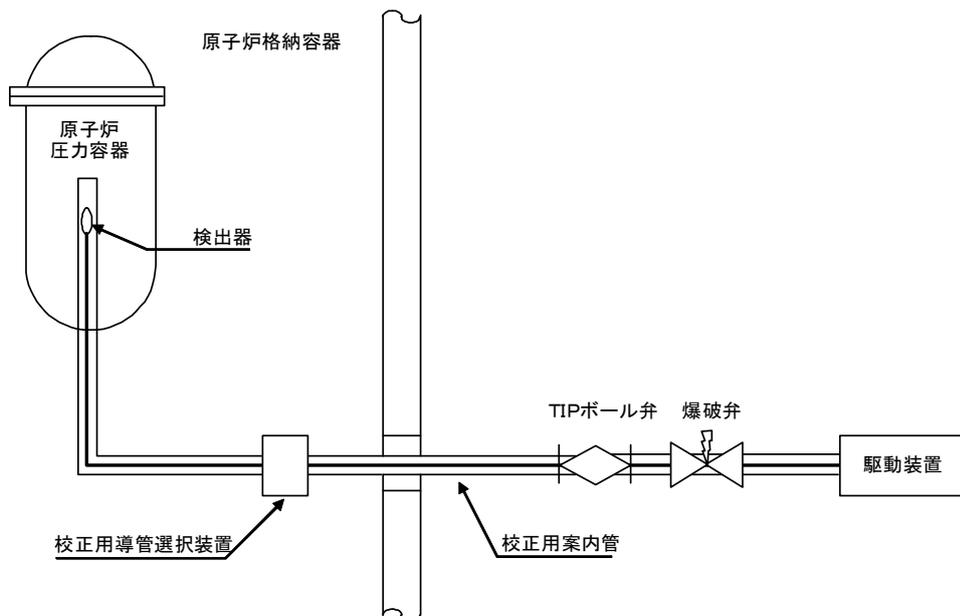


図 8-6 TIP 系統図

表 8-2 改良E P D M製シール材の圧縮永久歪み試験結果

No	放射線照射	ガス性状	温度	圧縮永久ひずみ試験		
				24h	72h	168h
1	800kGy	乾熱	200℃			
2	800kGy	乾熱	250℃			
3	800kGy	蒸気	200℃			
4	800kGy	蒸気	250℃			

原子炉格納容器隔離弁の抽出について

原子炉格納容器隔離弁について、原子炉格納容器限界温度、圧力（200℃、2Pd）の健全性を確認するため、図 8-7 に従ったフローで弁を抽出した。弁設計圧力が 2Pd 以下のものは無かったため、200℃で最も影響を受けると考えられるシート部及びシール部に着目して、ゴム材が使われている弁を抽出し、「不活性ガス系バタフライ弁」と「TIP ボール弁及びパージ弁」が抽出された。

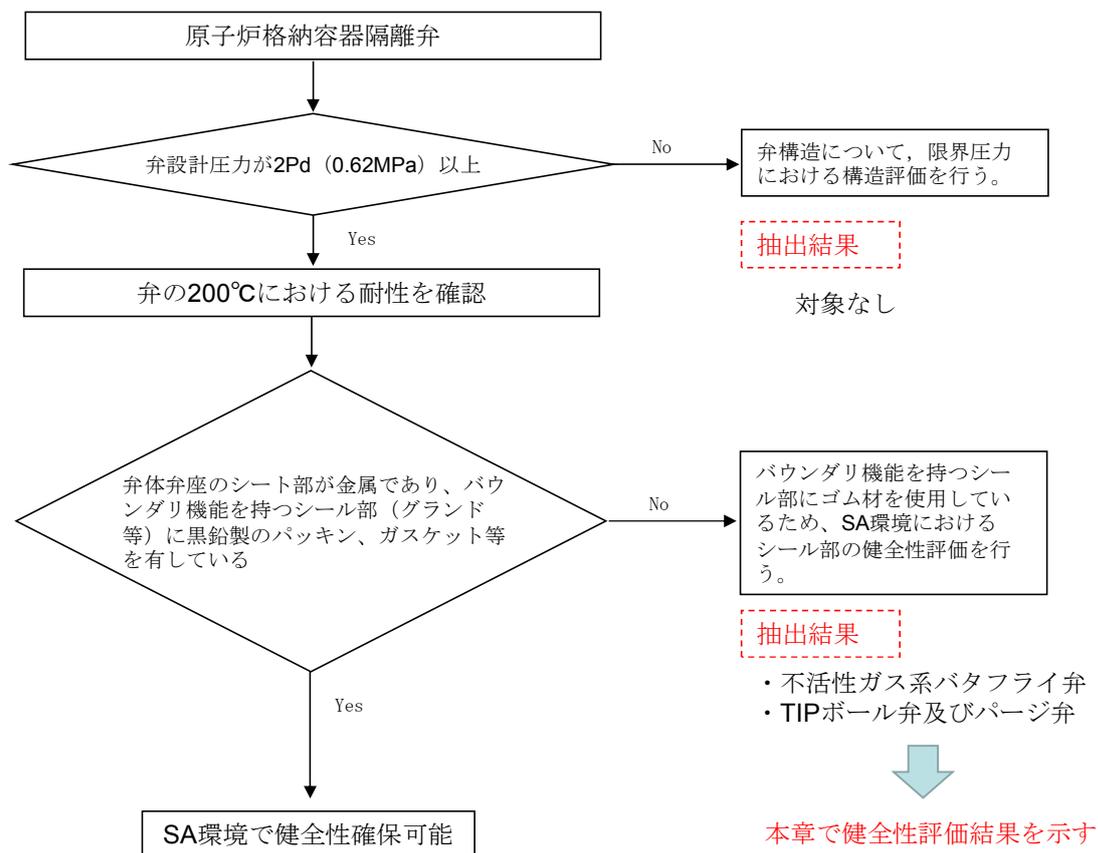


図 8-7 原子炉格納容器隔離弁の評価対象弁の抽出フロー

格納容器隔離弁の重大事故環境下における耐性確認試験について

原子炉格納容器隔離弁のうち、バタフライ弁の弁座ゴムシートに対し、重大事故環境における耐性向上のため、より耐熱性、耐放射線性に優れたシール材である改良EPDM材を選定し、耐性確認試験を実施した。試験の概要を以下に示す。

1. 試験内容

試験フロー及び試験内容を表 8-3 に示す。また、図 8-8 に蒸気通気試験装置の概要図、図 8-9 に常温弁座漏えい試験の概要図を示す。600A バタフライ弁を供試弁とし、弁座シール材に改良EPDM材を適用して、初期性能確認、劣化処理を行った後、200℃における飽和蒸気環境下(BWRの原子炉格納容器の設計圧力の2倍(2Pd)以上)で168時間蒸気通気試験を実施する。さらに常温復帰後、窒素を媒体とした常温弁座漏えい試験を実施する。重大事故環境における格納容器の閉じ込め機能を確認する観点から、供試弁は閉弁状態で実施する。重大事故環境における放射線による劣化と熱による劣化は、逐次法(放射線→熱)により付与する。一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法の劣化はほぼ等しいことが知られている。バタフライ弁のシール材は格納容器内雰囲気シールするものであり、事故時の蒸気環境をシールし、酸素が常に供給される環境をシールするものではないことから、放射線と熱の同時暴露のシール機能への影響は十分小さいものとする。

表 8-3 試験フロー及び試験内容

試験フロー	試験内容
熱・放射線同時劣化処理	通常運転中に負荷される温度、線量を供試体に加える。
初期機能試験	初期状態における閉じ込め機能等を確認する。
機械的劣化処理(弁開閉)	負荷試験機を用いて、弁の開閉操作を実施する。
放射線照射劣化 (重大事故環境条件)	重大事故環境で想定される放射線量(0.3MGy)を供試体に照射する。
蒸気通気試験	図 8-8 に示す試験装置で 200℃、0.854MPa 以上の蒸気環境下(飽和蒸気)における閉じ込め機能を確認する。蒸気は 168 時間通気し、24 時間おきに二次側の漏えい検出弁で漏えいの有無を確認する。
常温弁座漏えい試験	図 8-9 に示す試験装置で供試弁一次側を 0.854MPa の窒素加圧環境下とし、二次側からの漏えいがないことを確認する。

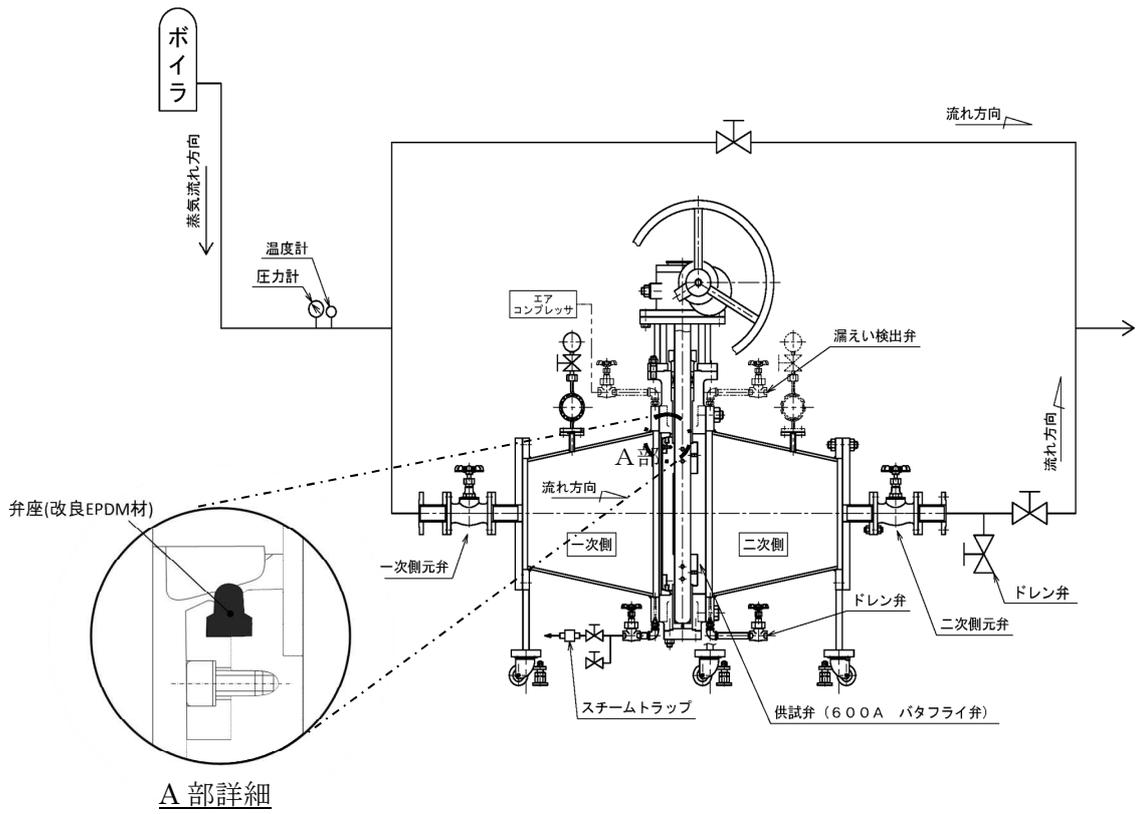


図 8-8 蒸気通気試験装置概要図

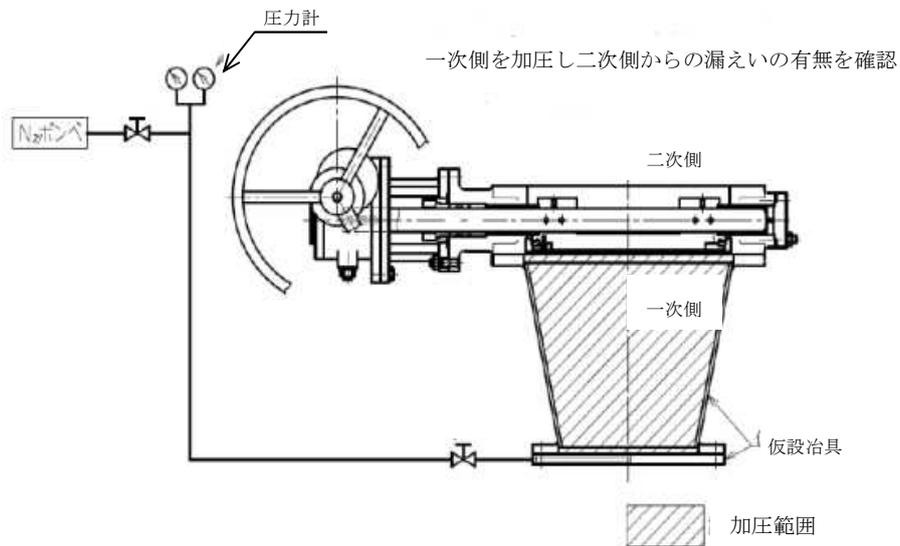


図 8-9 常温弁座漏えい試験概要図

2. 試験結果

蒸気通気試験の試験結果を表 8-4 に、常温弁座漏えい試験の試験結果を表 8-5 に示す。蒸気通気試験の温度、圧力チャートを図 8-10 に示す。蒸気通気試験中に漏えいは確認されず、また常温復帰後の常温弁座漏えい試験においても閉じ込め機能を維持できることを確認した。

表 8-4 蒸気通気試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	継続時間	照射量	漏えい
改良 EPDM 材	0.854MPa 以上	200℃	蒸気	168 時間	0.3MGy	無

表 8-5 常温弁座漏えい試験の試験結果

シート材	圧力	温度	加圧媒体	漏えい
改良 EPDM 材	0.854MPa	常温	窒素	無

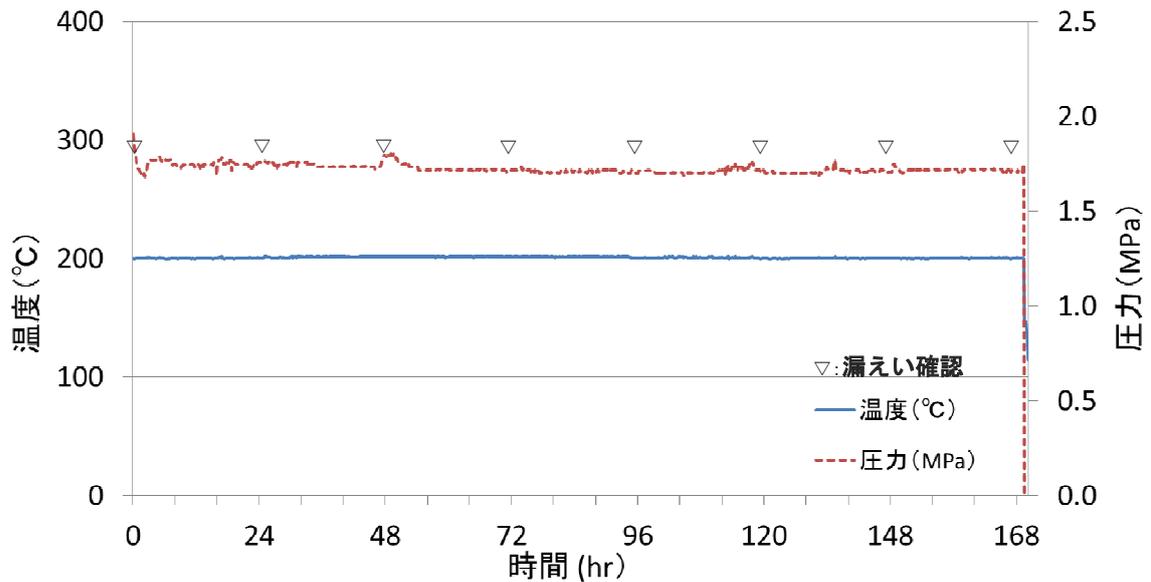


図 8-10 蒸気通気試験温度、圧力チャート

※日本原子力学会 2015 年秋の大会「改良 EPDM 材料の格納容器バタフライ弁への適用性

(1) 実機バタフライ弁模擬試験の実施」に投稿

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
	X-63	RCW(B)給水				
	X-64	RCW(B)戻り				
X-65	HNCW(給水)					

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-101H	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102F	制御				
	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
	X-170	炉水サンプリング				
	X-171	ガスサンプリング				
X-177	PCV漏えい試験					

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
	X-253	予備				
	X-254	予備				
	X-255	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気(S/C)※	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	CRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル 0° 側

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセストンネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパーシ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(A/T:180※)	X-700A	RIPパーシ水				
	X-700B	RIPパーシ水				
	X-700C	RIPパーシ水				
	X-700D	RIPパーシ水				
	X-700E	RIPパーシ水				
	X-700F	RIPパーシ水				
	X-700G	RIPパーシ水				
	X-700H	RIPパーシ水				
	X-700J	RIPパーシ水				
	X-700K	RIPパーシ水				
	X-710	CRD				
	X-740	下部D/W注水				

※アクセストンネル180°側

6号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(1/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
ハッチ	X-1	上部D/Wハッチ				
	X-2	上部D/Wエアロック				
	X-3	ISIハッチ				
	X-4	S/Cハッチ				
	X-5	下部D/Wエアロック				
	X-6	下部D/Wハッチ				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-10A	主蒸気				
	X-10B	主蒸気				
	X-10C	主蒸気				
	X-10D	主蒸気				
	X-11	主蒸気ドレン				
	X-12A	給水				
	X-12B	給水				
	X-22	ほう酸水注入				
	X-30B	PCVスプレイ				
	X-30C	PCVスプレイ				
	X-31B	RHR(B)低圧注水				
	X-31C	RHR(C)低圧注水				
	X-33A	RHR(A)SHC				
	X-33B	RHR(B)SHC				
	X-33C	RHR(C)SHC				
	X-35B	HPCF(B)				
	X-35C	HPCF(C)				
	X-37	RCIC蒸気				
	X-38	RPVヘッドスプレイ				
	X-50	CUWポンプ給水				
	X-60	MUWP給水				
	X-61	RCW(A)給水				
	X-62	RCW(A)戻り				
	X-63	RCW(B)給水				
	X-64	RCW(B)戻り				
X-65	HNCW(給水)					

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(2/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(ドライウエル)	X-66	HNCW(戻り)				
	X-69	SA				
	X-70	IA				
	X-71A	ADS(A)				
	X-71B	ADS(B)				
	X-72	SRV				
	X-80	D/W給気				
	X-81	D/W排気				
	X-82	FCS				
	X-90	予備				
	X-91	予備				
	X-92	予備				
	X-93	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-100A	RIP動力				
	X-100B	RIP動力				
	X-100C	RIP動力				
	X-100D	RIP動力				
	X-100E	RIP動力				
	X-101A	低圧動力				
	X-101B	低圧動力				
	X-101C	低圧動力				
	X-101D	低圧動力				
	X-101E	低圧動力				
	X-101F	低圧動力				
	X-101G	低圧動力				
	X-102A	制御				
	X-102B	制御				
	X-102C	制御				
	X-102D	制御				
	X-102E	制御				
	X-102F	制御				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(3/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気配線貫通部(ドライウエル)	X-102G	制御				
	X-103A	計装				
	X-103B	計装				
	X-103C	計装				
	X-103D	計装				
	X-103E	計装				
	X-104A	FMCRD位置表示				
	X-104B	FMCRD位置表示				
	X-104C	FMCRD位置表示				
	X-104D	FMCRD位置表示				
	X-104E	FMCRD位置表示				
	X-104F	FMCRD位置表示				
	X-104G	FMCRD位置表示				
	X-104H	FMCRD位置表示				
	X-105A	中性子計装				
	X-105B	中性子計装				
	X-105C	中性子計装				
	X-105D	中性子計装				
	X-110	予備				
X-111	予備					
X-112	予備					
X-113	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-130A	主蒸気流量				
	X-130B	主蒸気流量				
	X-130C	主蒸気流量				
	X-130D	主蒸気流量				
	X-140A	CUW流量				
	X-140B	CUW流量				
	X-141A	RCIC破断				
	X-141B	RCIC破断				
	X-142A	原子炉水位・圧力				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(4/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(ドライウエル)	X-142B	原子炉水位・圧力				
	X-142C	原子炉水位・圧力				
	X-142D	原子炉水位・圧力				
	X-143A	原子炉水位				
	X-143B	原子炉水位				
	X-143C	原子炉水位				
	X-143D	原子炉水位				
	X-144A	原子炉水位				
	X-144B	原子炉水位				
	X-144C	原子炉水位				
	X-144D	原子炉水位				
	X-146A	D/W圧力				
	X-146B	D/W圧力				
	X-146C	D/W圧力				
	X-146D	D/W圧力				
	X-147	原子炉水位				
	X-160	FPモニタ				
	X-161A	CAMS				
	X-161B	CAMS				
	X-162A	CAMS				
	X-162B	CAMS				
	X-170	炉水サンプリング				
	X-171	ガスサンプリング				
X-177	PCV漏えい試験					

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(5/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(サブプレッション・チェンバ)	X-200B	PCVスプレイ				
	X-200C	PCVスプレイ				
	X-201	RHR(A)給水				
	X-202	RHR(B)給水				
	X-203	RHR(C)給水				
	X-204	RHR(A)テスト				
	X-205	RHR(B)テスト				
	X-206	RHR(C)テスト				
	X-210B	HPCF(B)給水				
	X-210C	HPCF(C)給水				
	X-213	RCIC排気				
	X-214	RCICポンプ給水				
	X-215	RCIC真空ポンプ排気				
	X-220	MSIVリークオフ				
	X-221	SPCUポンプ給水				
	X-222	SPCU戻り				
	X-240	S/C換気(給気)				
	X-241	S/C換気(排気)				
	X-242	FCS戻り				
	X-250	予備				
	X-251	予備				
	X-252	予備				
	X-253	予備				
X-254	予備					
X-255	予備					

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
電気 (S/C※)	X-300A	制御				
	X-300B	制御				

※サブプレッション・チェンバ

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(6/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(サブレーション・チェンバ)	X-320	IA				
	X-321A	S/C圧力				
	X-321B	S/C圧力				
	X-322A	S/C水位				
	X-322B	S/C水位				
	X-322C	S/C水位				
	X-322D	S/C水位				
	X-322E	S/C水位				
	X-322F	S/C水位				
	X-323A	S/C水位				
	X-323B	S/C水位				
	X-323C	S/C水位				
	X-323D	S/C水位				
	X-323E	S/C水位				
	X-323F	S/C水位				
	X-331A	CAMS				
	X-331B	CAMS				
	X-332A	CAMS				
	X-332B	CAMS				
	X-342	事故後サンプリング				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス (A/T:0※)	X-610	CRD				
	X-620	LCW				
	X-621	HCW				

※アクセストンネル0°側

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(7/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(アクセスパネル0°側)	X-650A	炉心差圧				
	X-650B	炉心差圧				
	X-650C	炉心差圧				
	X-650D	炉心差圧				
	X-651A	RIP差圧				
	X-651B	RIP差圧				
	X-651C	RIP差圧				
	X-651D	RIP差圧				
	X-660A	TIP案内管				
	X-660B	TIP案内管				
	X-660C	TIP案内管				
	X-660D	TIPパーシ				
	X-680A	予備				
	X-680B	予備				

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
プロセス配管貫通部(アクセスパネル180°側)	X-700A	RIPパーシ水				
	X-700B	RIPパーシ水				
	X-700C	RIPパーシ水				
	X-700D	RIPパーシ水				
	X-700E	RIPパーシ水				
	X-700F	RIPパーシ水				
	X-700G	RIPパーシ水				
	X-700H	RIPパーシ水				
	X-700J	RIPパーシ水				
	X-700K	RIPパーシ水				
	X-710	CRD				
	X-740	下部D/W注水				

7号炉 原子炉格納容器貫通部リスト(8/8)

分類	貫通部番号	用途	スリーブ		取り付け位置	
			口径	厚さ	高さ	角度
計装用貫通部(A/T:180※)	X-750A	炉心差圧				
	X-750B	炉心差圧				
	X-750C	炉心差圧				
	X-750D	炉心差圧				
	X-751A	RIP差圧				
	X-751B	RIP差圧				
	X-751C	RIP差圧				
	X-751D	RIP差圧				
	X-780A	予備				
	X-780B	予備				

※アクセストンネル180°側

トップヘッドフランジ等の開口量評価の妥当性について

本文では、有効性評価での限界温度、圧力の設定の妥当性の確認のため、有限要素法 (FEM) 解析を用いてトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量を評価している。本資料は、トップヘッドフランジ等の開口評価の妥当性について示すものである。

今回、当社が実施したトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量評価では、FEM 解析を用いている。今回の評価では、開口量に影響を及ぼす可能性のあるボルト等の構造は、実機の寸法等を模擬して解析モデルに反映している。また、フランジ部の開口の挙動への影響が大きいと考えられる上下フランジ面同士の接触の影響も考慮し、三次元ソリッド要素を用いて弾塑性大変形解析を実施した。その評価モデルを図 1 に示す。以上のような解析手法を用いることにより、高い精度で開口量の評価が可能である。図 2 は、NUPEC で実施された機器搬入用ハッチフランジの圧力と開口量の関係である。この開口量は、図 3 に示すハッチモデル試験体のフランジ部にひずみゲージを取り付けて、漏えいが生じるまで内圧を加えて計測されたものである。この試験結果に対して、当社解析と同様に精度を向上させた解析手法を適用し、同等のメッシュ分割を用いて評価を行っている(図 4 参照)。図 2 の試験結果と解析結果の比較に示すように、解析結果は、圧力の上昇に伴って増加するフランジ部の開口量を精度よく評価できていることがわかる。なお、これらの評価手法は、JSME シビアアクシデント時の構造健全性評価ガイドライン (BWR 鋼製格納容器編) 等にも反映された手法である。

フランジ部の開口評価では、フランジ部だけではなくトップヘッドの全体をモデル化している。そのため、内圧の増加により、ボルト部にモーメントが生じて、フランジ部の開口が発生する。フランジ部に生じるモーメントが増加すると、同時にトップヘッド全体の幾何学形状も変化するため、ボルトへの荷重のかかり方が逐次的に変化し、結果として、内圧の増加に対する開口挙動が曲線的に変化する。また、図 5 に当社トップヘッドフランジ開口量評価における 2Pd 時の相当塑性ひずみ分布を示す。材料の降伏点の低いワッシャーとナットについて、内圧の増加に伴って局所的に塑性領域に入ることも、開口挙動の曲線的な変化に寄与するものと考えられる。ただし、2Pd 時にワッシャーとナットで生じる塑性ひずみは概ね 0.3%~0.6%程度と小さく、発生箇所も局所的であるため、内圧変動時の開口評価に及ぼす影響は小さい。フランジやボルトについては、材料の降伏点が高く、内圧が 2Pd まで増加しても、弾性変形の範囲内にあり、塑性ひずみは発生していない。同様の評価結果が、原子力安全・保安院による評価^[1]でも示されているように、フランジ部の開口評価において、2Pd までの圧力範囲ではフランジやボルトの塑性変形は生じないことから、内圧が変動しても開口挙動に影響を及ぼすような顕著な構造の変形は生じないと考えられ

る。

以上より、FEM解析を用いて実施したトップヘッドおよび機器ハッチのフランジ部の開口量評価により、実機の挙動を適切に評価することが可能である。

[1] 原子力安全・保安院 東京電力株式会社福島第一原子力発電所事故の技術的知見について
(平成 24 年 3 月)

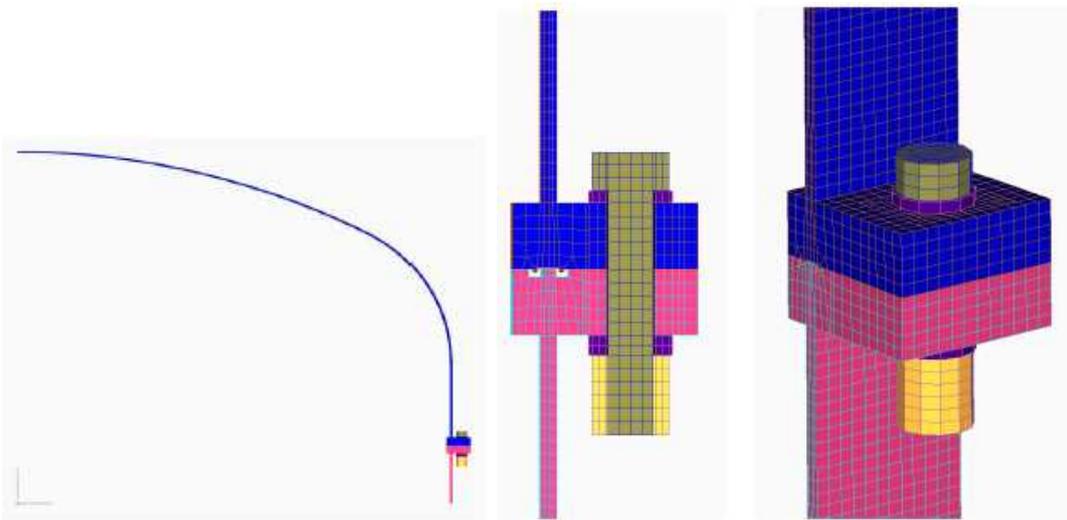


図1 当社トップヘッドフランジ開口量評価の解析モデル

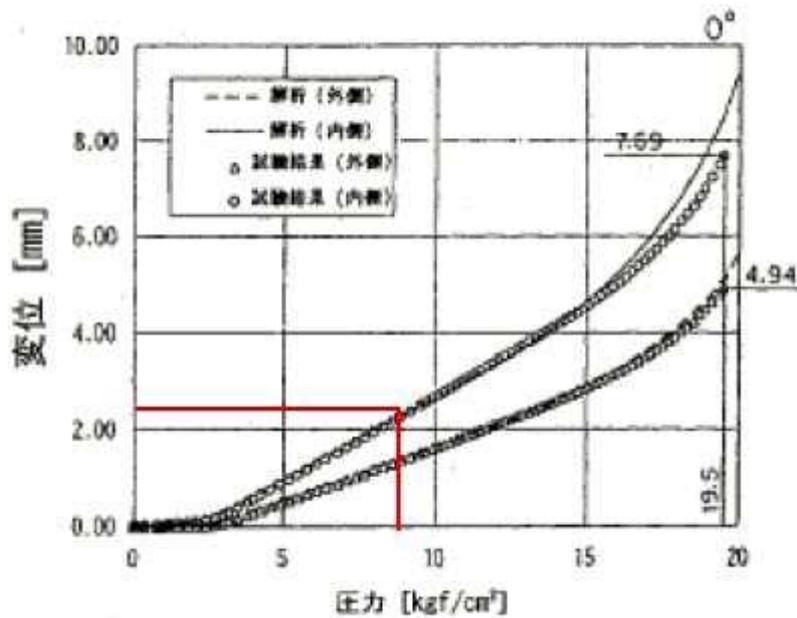


図2 NUPEC 機器搬入用ハッチフランジの圧力ー開口量関係

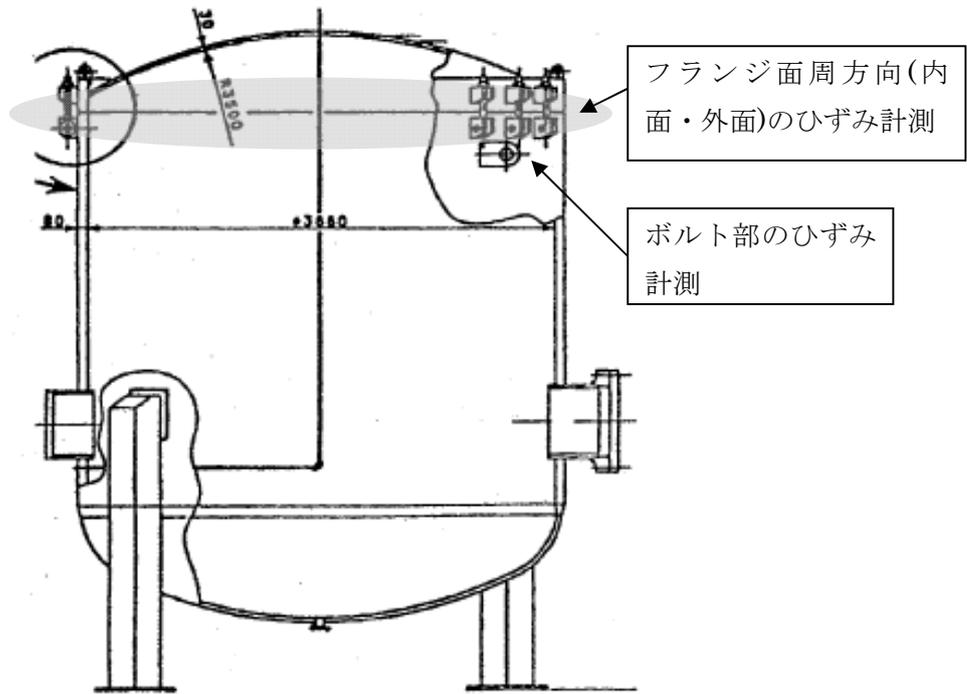


図3 NUPEC ハッチモデル試験体

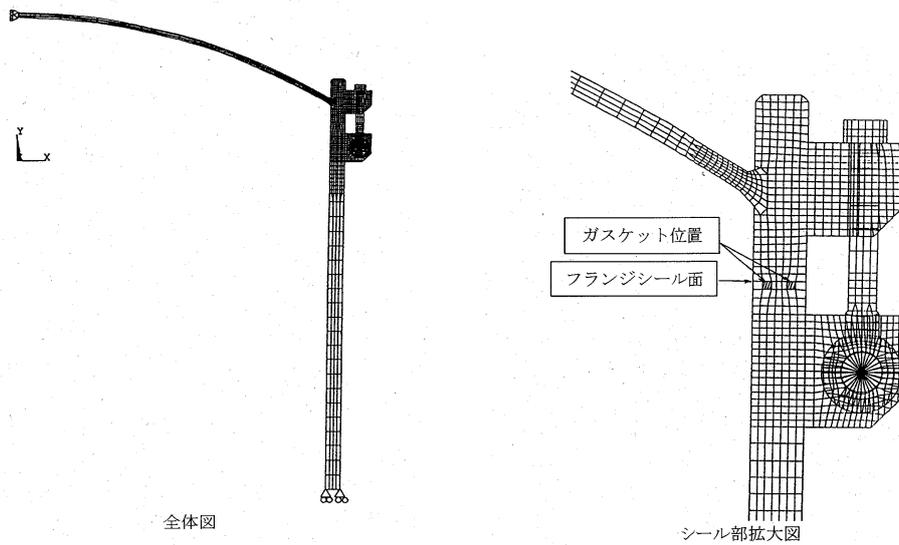


図4 NUPEC ハッチモデル試験解析モデル

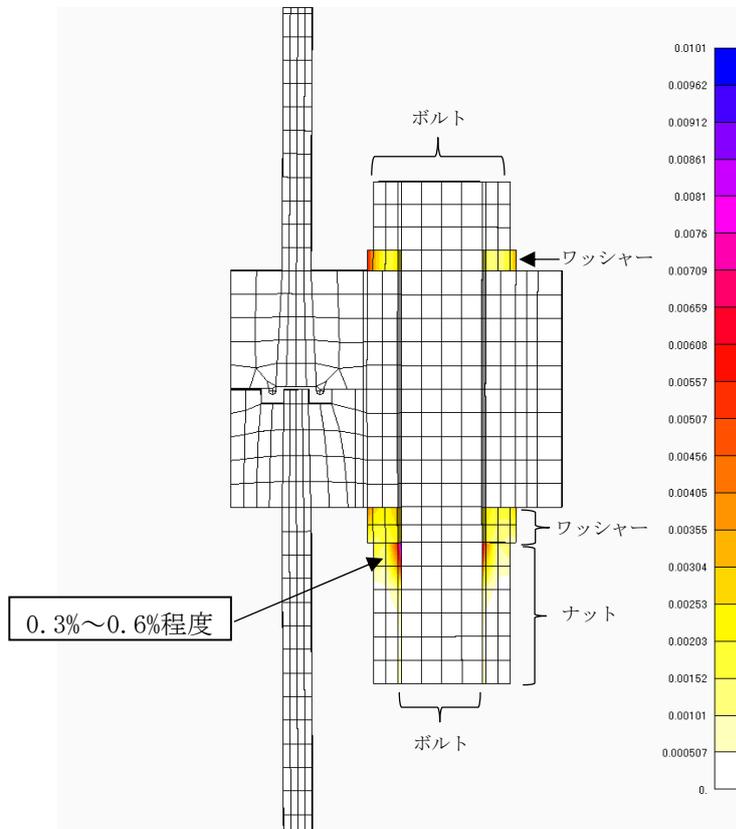


図5 当社トップヘッドフランジ開口量評価での相当塑性ひずみ分布 (2Pd時)

改良 EPDM シール材の試験について

改良 EPDM シール材について、耐高温性、耐蒸気性を確認するために、800kGy の γ 線照射を行った材料を用いて、高温暴露または蒸気暴露を行った後、気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。また、試験後の外観観察、FT-IR 分析及び硬さ測定を行い、暴露後のシール材の状況を確認した。本試験に使用した試験治具寸法を図 1、外観を図 2 に示す。シール材の断面寸法は実機の 1/2 とし、内側の段差 1mm に加えて外側からも高温空気または蒸気に暴露されるため、実機条件と比較して保守的な条件となると想定される。試験の詳細と結果を以下に記載する。

① 高温暴露

熱処理炉を使用して 200℃、168h の高温暴露を実施した。

② 蒸気暴露

東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、1MPa、250℃の蒸気環境下で 168 時間暴露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 3 に、試験体設置状況を図 4 に示す。

③ He 気密確認試験

高温暴露及び蒸気暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と、0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。また、0.8mm の隙間ゲージを用いて開口変位を模擬した気密確認試験も実施した（実機 1.6mm 相当の変位）。試験状況を図 5、6 に、試験結果を表 1 に示す。いずれの条件下でもリーク及び圧力降下は認められなかった。

④ 試験後外観観察

デジタルマイクロスコープを用いて He 気密確認試験後のシール材表面を観察した。観察結果を図 7 に示す。シール材表面に割れ等の顕著な劣化は認められなかった。

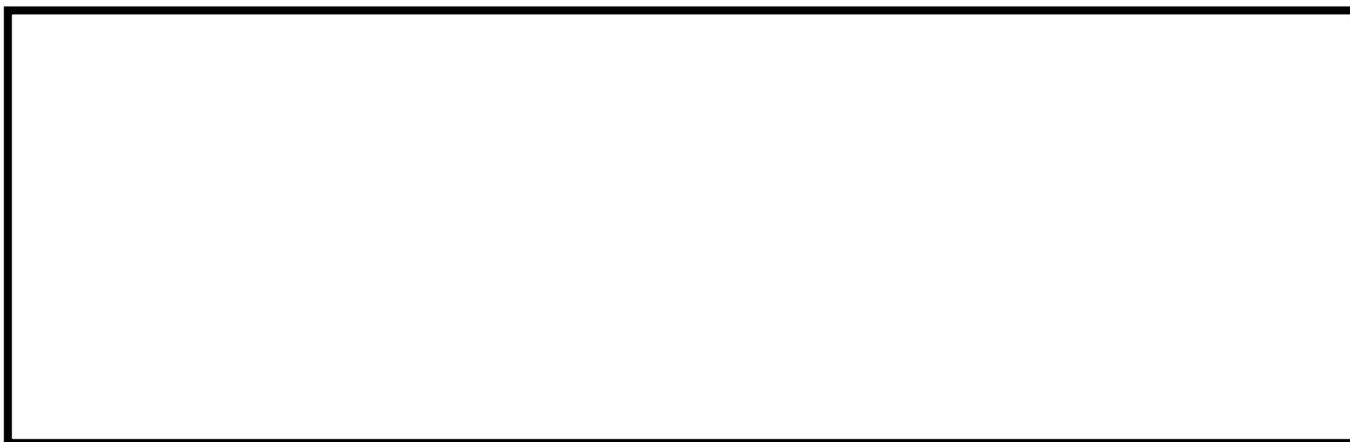


図 1 試験治具寸法

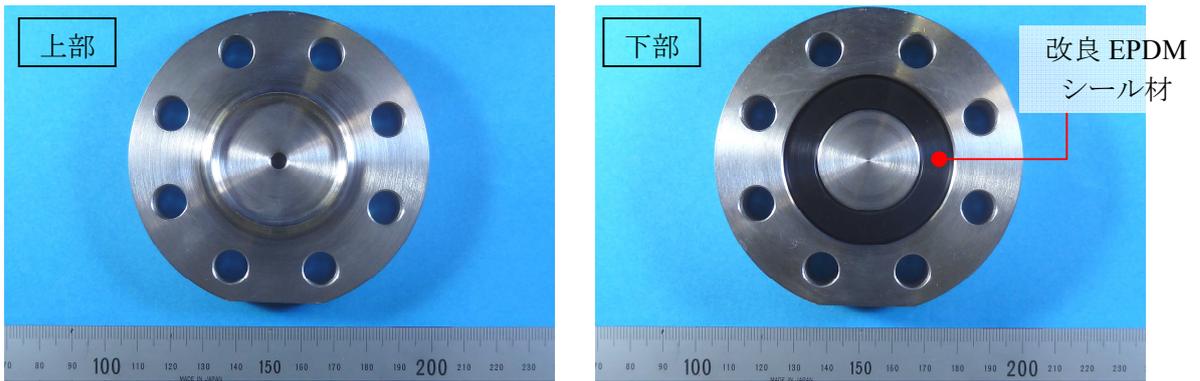


図2 試験治具及びシール材外観



図3 蒸気用オートクレーブ系統図

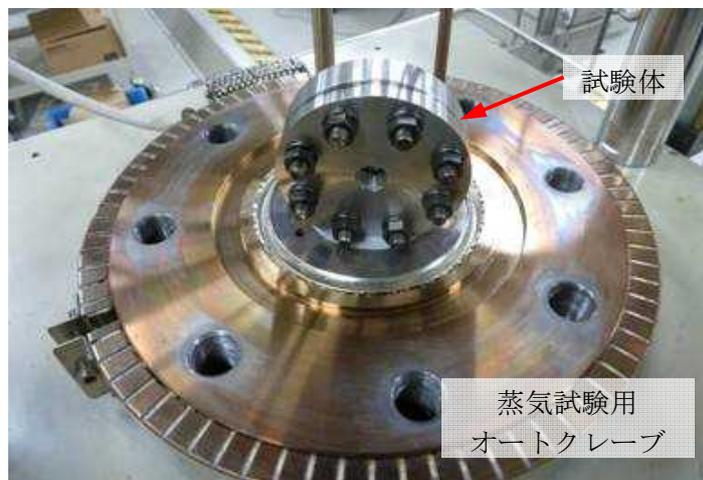


図4 蒸気暴露試験体設置状況



図5 He気密確認試験状況

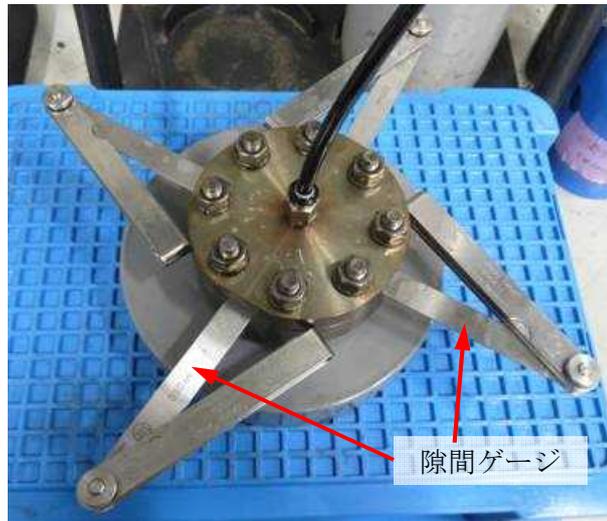


図6 He気密試験時開口模擬
(隙間ゲージ使用)

表1 He気密確認試験状況

No.	暴露条件	γ 線照射量	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
1	乾熱 200°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
2	蒸気 1MPa、 250°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○
3	蒸気 1MPa、 250°C、 168h	800kGy	無し	○	○	○
			0.8mm	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

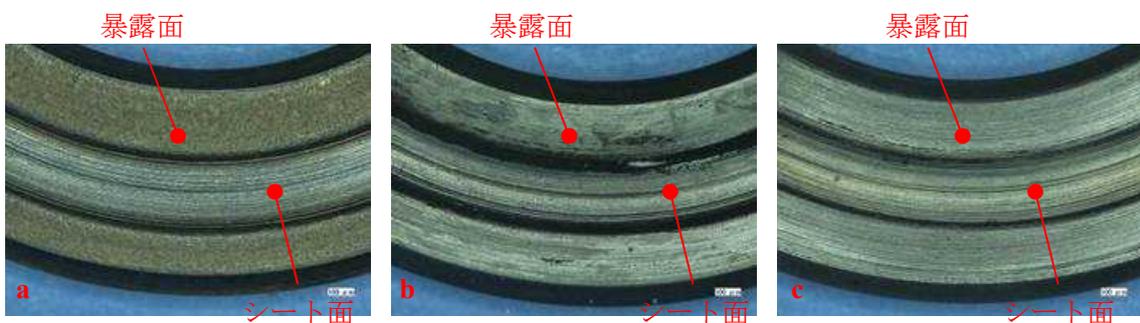


図7 試験後外観観察結果
(a: 乾熱 200°C、 168h、 b、 c: 蒸気 250°C、 168h)

⑤ FT-IR 分析

試験後のシール材の FT-IR 分析結果を図 8、9 に示す。FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過または反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。高温暴露中に空気が直接接触する位置（暴露面）では、ベースポリマーの骨格に対応するピークが消失していたが、その他の分析位置、暴露条件では顕著な劣化は認められなかった。

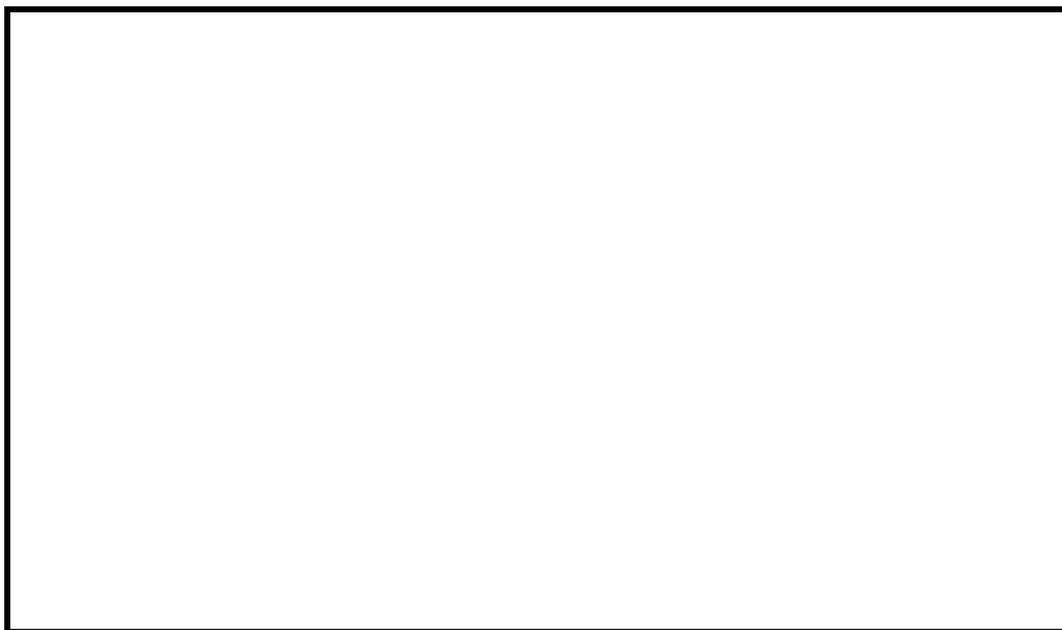


図 8 FT-IR 分析結果（暴露面）



図 9 FT-IR 分析結果（シート面）

⑥ 硬さ測定

試験後のシール材の硬さ測定結果を図 10 に示す。暴露面、シート面、裏面、断面の硬さを測定した。暴露面において、乾熱 200℃、168h 条件では酸化劣化によって硬さが顕著に上昇していた。その他の部位、条件では、蒸気 250℃、168h 条件の暴露面で若干の軟化が確認された以外、硬さは初期値近傍であり、顕著な劣化は確認されなかった。

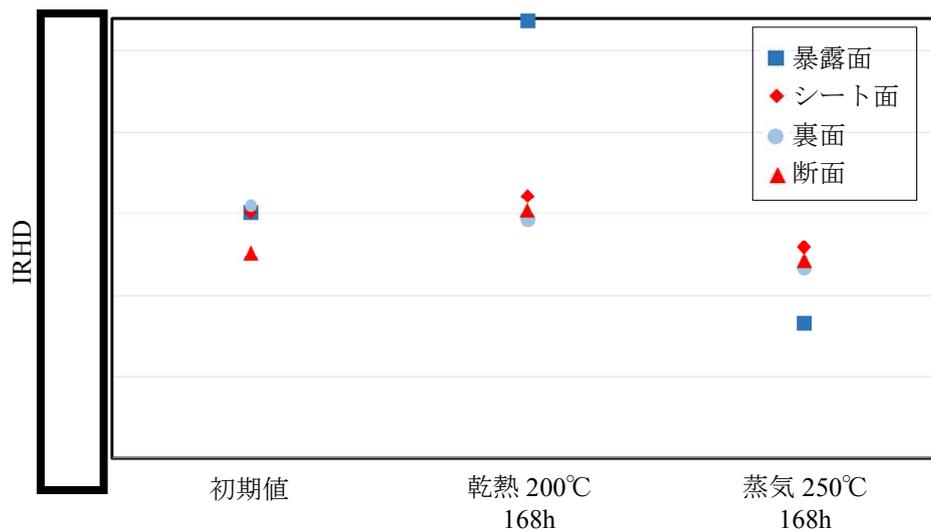


図 10 硬さ測定結果

以上の試験結果から、200℃、2Pd、168h の条件下では、改良 EPDM シール材を使用した場合は、圧力上昇時のフランジ部の開口を勘案しても原子炉格納容器フランジ部の気密性は保たれると考えられる。

以上

バックアップシール材の試験について

バックアップシール材（一液硬化型耐火シーラント）に関して、耐高温性、施工性等を確認するために、以下の試験を実施した。

- (1) 高温暴露及び蒸気暴露後気密確認試験
- (2) 開口模擬後気密確認試験
- (3) 実機適用性試験
- (4) 長時間試験（改良 EPDM との組み合わせ）

各々の試験の詳細を以下に示す。

(1) 蒸気暴露試験（250℃×168 時間）後気密確認試験

フランジ部に塗布するバックアップシール材に塗布するバックアップシール材に関して、小型試験体（図 1 参照）を用いて γ 線照射、及び、蒸気暴露後に He 気密確認試験を実施し漏洩の有無を確認するとともに、試験後に FT-IR 分析を実施して化学構造の変化状況を確認した。各々の詳細条件を以下に記載する。

① γ 線照射

線源 ^{60}Co 、照射時間 100 時間、目標 800kGy にて γ 線照射を実施した。照射実績は、雰囲気線量 8.19kGy/h、8.27kGy/h、累積照射量 819kGy、827kGy であった。

② 高温暴露

熱処理炉を使用して 300℃、73h 及び 350℃、73h の高温暴露を実施した。

③ 蒸気暴露

東京電力技術開発センター第二研究棟の蒸気用オートクレーブを使用して、試験体（3 個）を 1MPa、250℃の蒸気環境下で 168 時間暴露を実施した。蒸気用オートクレーブの系統図を図 2 に、試験体設置状況を図 3 に示す。

④ He 気密確認試験

蒸気暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。高温暴露条件では負荷圧力 0.2、0.3、0.4、0.5、0.62 MPa、蒸気暴露条件では負荷圧力は 0.3、0.65、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と 0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分、その他の圧力では保持時間 10 分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図 4 に、試験結果を表 1、2 に示す。いずれの試験体もリーク及び圧力降下は認められなかった。

⑤ FT-IR 分析

He 気密確認試験後に FT-IR 分析を実施した。FT-IR は赤外線が分子結合の振動や回転運動のエネルギーとして吸収されることを利用して、試料に赤外線を照射して透過または反射した光量を測定することにより分子構造や官能基の情報を取得可能である。分析結果を図 5 に示す。本試験条件では 350℃高温暴露条件を除いてシロキサン

構造の変化量は小さく、顕著な劣化は認められなかった。

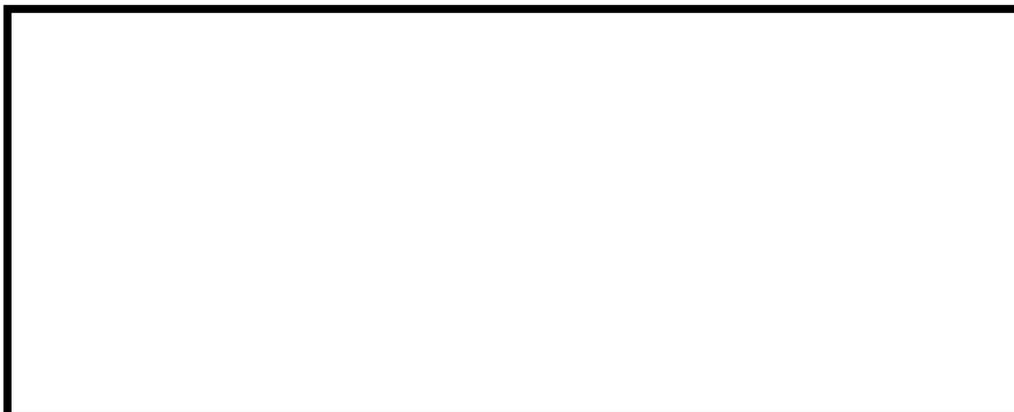


図1 小型試験治具寸法



図2 蒸気用オートクレーブ系統図

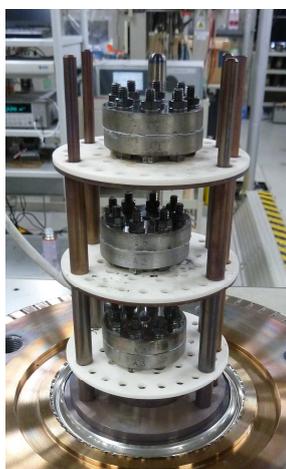


図3 蒸気暴露
試験片設置状況

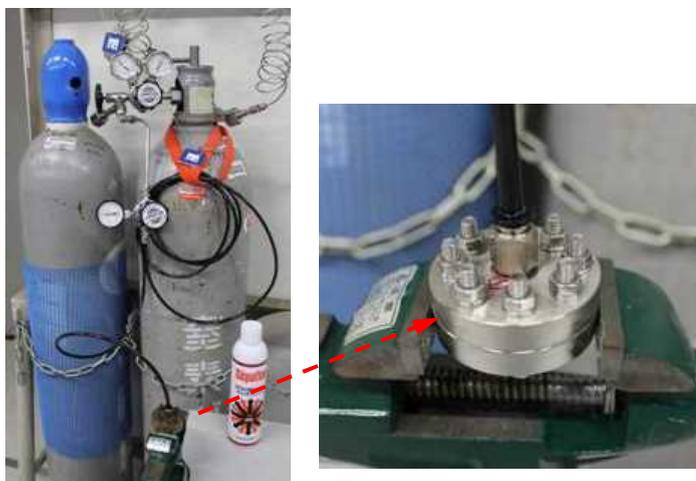


図4 気密確認試験状況

表 1 He 気密確認試験結果（高温暴露後）

No.	高温暴露条件	0.2MPa	0.3Mpa	0.4MPa	0.5MPa	0.62MPa	γ線照射量
1	300℃、73h	○	○	○	○	○	827kGy
2	350℃、73h	○	○	○	○	○	827kGy

○：リーク及び圧力降下なし

表 2 He 気密確認試験結果（蒸気暴露後）

No.	蒸気暴露条件	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	γ線照射量
1	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy
2	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy
3	1MPa、250℃、168h	○	○	○	819kGy

○：リーク及び圧力降下なし



図 5 FT-IR 分析結果

(2) 開口模擬後気密確認試験

シビアアクシデント時には、事故後ベント実施までは圧力が 2Pd 近傍と高くなりフランジ部が開口することから、フランジ開口を経験した後にバックアップシール材に気密性があるか否かを確認するため、30cm 中型試験体を用いて隙間ゲージで一度変位を経験させた後に He 気密確認試験を実施して漏えいの有無を確認した。試験状況を図 6、7、試験条件及び結果を表 3 に示す。1.9mm までの変位を経験した後も He 気密確認においてリーク及び圧力降下は認められなかった。なお、He 気密確認試験は(1)の蒸気暴露試験(250℃×168 時間)後気密確認試験と同様に、負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、ス

ヌープでのリーク確認と 0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。

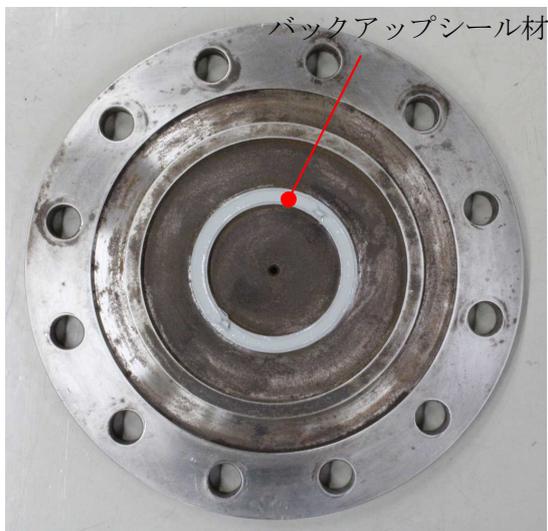


図 6 バックアップシール材塗布状況
(1.5mm 厚さ)



図 7 変位付与状況
隙間ゲージを用いて所定の変位を加えた後、
隙間ゲージを抜いて再締め付け

表 3 開口模擬後 He 気密確認試験結果

No.	塗布厚さ	変位	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa	備考
4	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
5	5.0mm	変位付与前	○	○	○	
		1.0mm	○	○	○	
6	1.5mm	変位付与前	○	○	○	
		1.9mm	○	○	○	

○：リーク及び圧力降下なし

(3) 実機適用性試験

実機フランジは直径が大きく塗布長さが長いため、実際にバックアップシール材を適用した場合に問題なく気密性が担保出来るか否か、また、既存のシール材との干渉の有無を確認するため、柏崎刈羽原子力発電所 4 号機 SRV ハッチを使用してバックアップシール材を塗布と局所漏えい試験を実施した。

バックアップシール材塗布条件は、図 8 に示す内外シール材に PCV 外側にバックアップシール材を塗布して既存シール材とバックアップシール材との干渉の有無を確認する

条件、図 9 に示す内シール材と PCV 外側にバックアップシール材塗布のバックアップシール材単体でシール機能を持つことを確認する条件の 2 通り実施した。いずれも局所漏えい試験結果は良好であった。なお、バックアップシール材の塗布時には、塗布厚さが 1～1.5mm 程度となる様に治具を用いて作業を実施した (図 10 参照)。

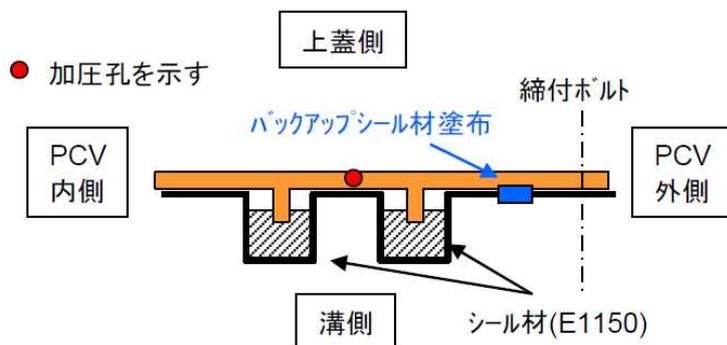


図 8 内外シール材+PCV 外側バックアップシール材塗布条件

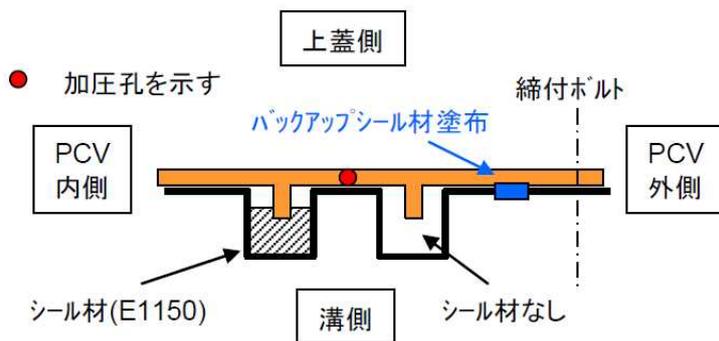
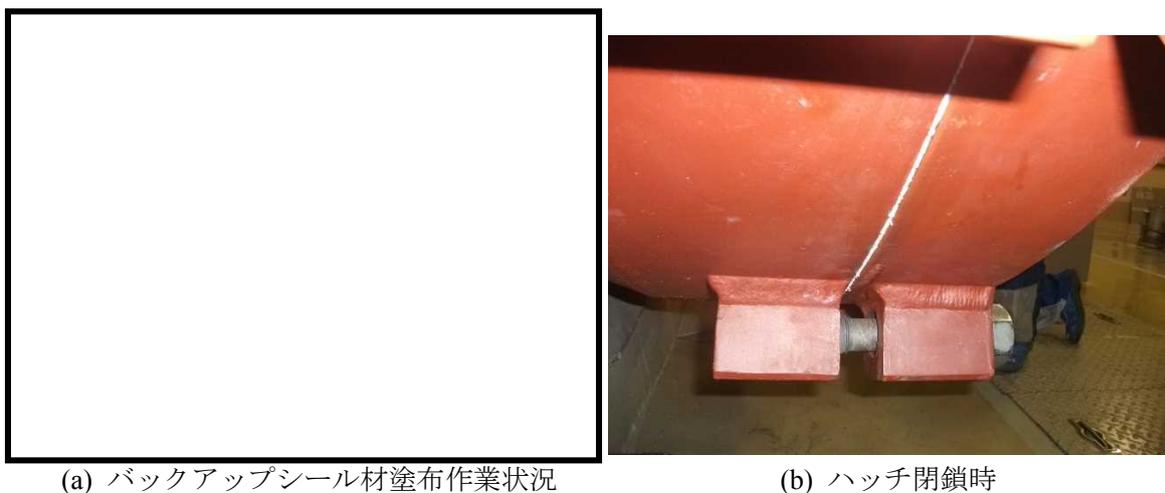


図 9 内シール材+PCV 外側バックアップシール材塗布条件



(a) バックアップシール材塗布作業状況

(b) ハッチ閉鎖時

図 10 柏崎刈羽原子力発電所 4 号機 SRV ハッチ試験状況

(4) 長時間試験

シビアアクシデントにおいては、復旧までに相応の日数が必要と考えられることから、30日、または、それ以上の期間暴露したシール材の気密性を確認することを目的に、改良 EPDM シール材（ γ 線照射量 800kGy）とその外側にバックアップシール材を適用した条件で、長期間高温暴露を実施した後に He 気密確認試験を行い漏えいの有無を確認した。各々の詳細条件を以下に示す。また、試験体の状況（改良 EPDM+バックアップシール材塗布）を図 11 に示す。

① 高温暴露

熱処理炉を用いて、乾熱 200°C 条件下にて高温暴露を実施した。なお、試験体は、所定の日数暴露した後に取り出して下記の He 気密確認試験を実施し、He 気密確認試験後には、再度、熱処理炉に戻して乾熱 200°C 条件下にて追加日数の高温暴露を行う条件で試験を継続実施している。

② He 気密確認試験

高温暴露後の試験体について、He を用いて気密試験を実施した。負荷圧力は 0.3MPa、0.65MPa、0.9MPa とし、スヌープでのリーク確認と 0.3MPa は保持時間 10 分、0.65MPa 及び 0.9MPa は保持時間 30 分で圧力降下の有無を確認した。試験状況を図 12 に、試験結果を表 4 に示す。いずれの試験体、試験条件においてもリーク及び圧力降下は認められなかった。

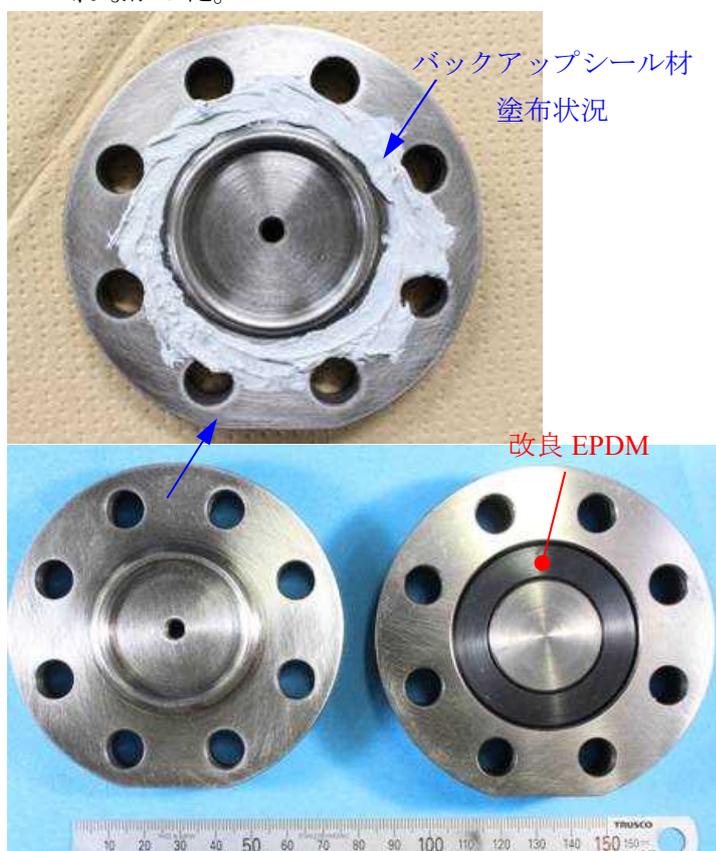


図 11 試験体の状況
(改良 EPDM+バックアップシール材)



図 12 He 気密確認試験状況

表4 He気密確認試験結果

No.	暴露条件	暴露日数	暴露時間(h)	0.3MPa	0.65MPa	0.9MPa
7	乾熱 200℃	30	720	○	○	○
7	乾熱 200℃	45	1、080	○	○	○
7	乾熱 200℃	60	1、440	○	○	○
7	乾熱 200℃	75	1、800	○	○	○
7	乾熱 200℃	90	2、160	○	○	○
7	乾熱 200℃	105	2、520	○	○	○
8	乾熱 200℃	30	720	○	○	○
8	乾熱 200℃	45	1、080	○	○	○
8	乾熱 200℃	60	1、440	○	○	○
8	乾熱 200℃	75	1、800	○	○	○
8	乾熱 200℃	90	2、160	○	○	○
8	乾熱 200℃	105	2、520	○	○	○

○：リーク及び圧力降下なし

補足：他構造部材への影響について

バックアップシール材は、取り外し時には、スクレーパー等にて除去可能である。また、塗布時を含めて、油等の薬品を使用する必要がないことから、他構造部材への影響を考慮する必要は無いと考えられる。

以 上

一次＋二次応力の評価について

1. 一次＋二次応力評価

添付資料 3～6 に示す格納容器の健全性評価において、トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次応力評価を記載している。これは、重大事故時の応力評価について、JSME 設計・建設規格の運転状態IVにおける荷重の組合せに準じて一次応力評価を実施したものである。一方、格納容器の温度上昇に伴う構造健全性への影響についても確認する必要があるため、一次＋二次応力の評価についても実施している。本資料では、その評価結果を示す。

2. 評価結果

トップヘッドフランジ、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の一次＋二次応力評価を評価基準値を $2S_y$ として実施した。その結果、 $2S_y$ を超過し、塑性域に達すると見込まれる部位が確認された。これらの評価結果について、材料別で一次＋二次応力が最大となる箇所、及びそのときの弾塑性ひずみを表 1、2 に示す。弾塑性ひずみが最大となる材料は SUS304LTP であり、弾塑性ひずみ値は約 12%となるが、JIS G 3459 配管用ステンレス鋼管で示す機械的性質によると、SUS304LTP の伸びは 22%以上であるため、今回の評価結果から破断に至るものではない。よって、200℃、2Pd 環境下における原子炉格納容器の閉じ込め機能は確保可能と考えている。

表 1 残留ひずみ評価のまとめ (6号炉)

材質	σ_n [MPa]	$2S_y$ [MPa]	E [MPa]	ϵ_p [-]	ϵ_{ep} [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SGV480						下部 D/W アクセストネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P5)
STS480						配管貫通部 X-200B、C (P2)
SUS304L						配管貫通部 X-204～206、222 (P5)
SPV490						下部 D/W アクセストネルスリーブ及び鏡板 (所員用エアロック付) (P9)
SUSF316						配管貫通部 X-215 (P3)
SUS304LTP						配管貫通部 X-210B、C (P2)

σ_n : 一次＋二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

ϵ_p : 塑性ひずみ

ϵ_{ep} : 弾塑性ひずみ

表 2 残留ひずみ評価のまとめ (7号炉)

材質	σ_n [MPa]	2Sy [MPa]	E [MPa]	ϵ_p [-]	ϵ_{ep} [-]	機器名
SFVC2B						配管貫通部 X-220 (P3)
SFVC2B※						配管貫通部 X-31C (P3)
SGV480						配管貫通部 X-31C (P2)
STS480						配管貫通部 X-200B、C (P2)
SUS304						配管貫通部 X-70、71A/B、72 (P3)
SUS304L						配管貫通部 X-204 (P5)
SUS304LTP						配管貫通部 X-204 (P2)

σ_n : 一次+二次応力 (それぞれの材質ごとに最大の応力となる点を評価した)

ϵ_p : 塑性ひずみ

ϵ_{ep} : 弾塑性ひずみ

※ : 302°C (その他は 200°C)

<参考例> 7号炉 SUS304LTP の弾塑性ひずみの算出

表 3 配管貫通部 (X-204) スリーブ取付部の塑性ひずみ

	項目		単位	値	備考
評価条件	一次+二次応力強さ	σ_n	MPa		200°C、2Pdにおける評価点の応力強さ
	縦弾性係数 (SUS304LTP at 200°C)	E	MPa		設計・建設規格 付録 材料図表より
	降伏応力 (SUS304LTP at 200°C)	S_y	MPa		設計・建設規格 付録 材料図表より
評価結果	最大応力に対する弾性ひずみ	ϵ_e	-		$= \sigma_n / E$
	弾塑性ひずみ	ϵ_{ep}	-		$= (\sigma_n \cdot \epsilon_e) / S_y$
	降伏応力での弾性ひずみ	ϵ_y	-		$= S_y / E$
	塑性ひずみ	ϵ_p	-		$= \epsilon_{ep} - \epsilon_y$

ライナの不連続部の評価について

ライナと上部機器搬入用ハッチの接続部を図-1 に示す。フランジプレートとライナ部の不連続部は A 部拡大図に示す点線部である。この部位の評価については、フランジプレートまでを厚さの異なるライナとして考えることで、評価結果が厳しくなる厚さの薄いライナ部のひずみ評価を実施している。

また、フランジプレートとスリーブの不連続部、ガセットプレートとスリーブの不連続部については、評価結果が厳しくなるスリーブとの付け根部を図-2 の通り評価している。

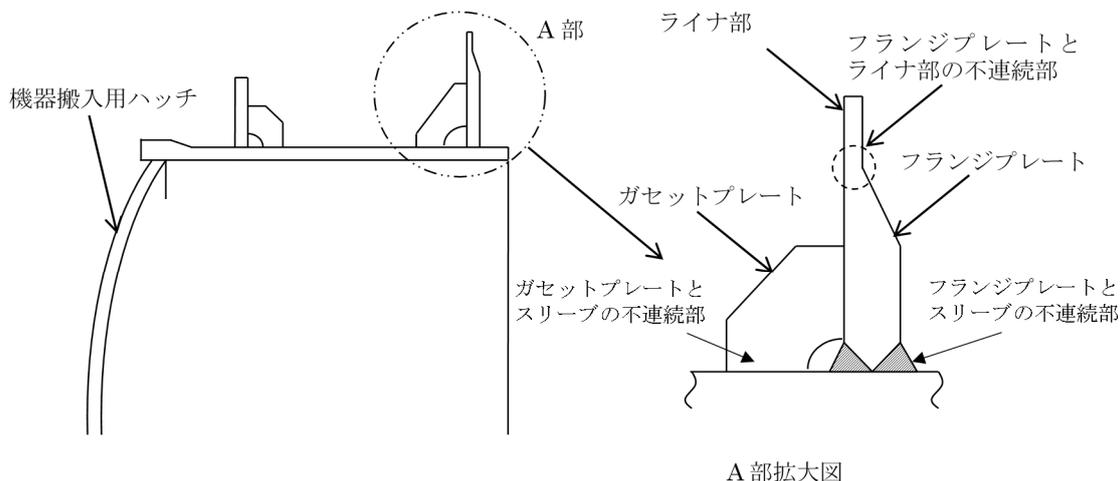
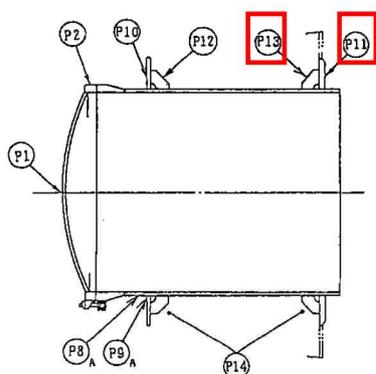


図-1 ライナと上部機器搬入用ハッチの接続部



応力 評価点 番号	応力評価点	曲げ応力		せん断応力		応力比	
		応力	許容 応力	応力	許容 応力	曲げ	せん断
P11	フランジプレート (内側)		312		156		
P13	ガセットプレート (内側)	—	—		156		

図-2 フランジプレート及びガセットプレートの不連続部

以上

格納容器貫通部における楕円変形の影響について

原子炉格納容器の貫通部は、事故条件下において、圧力上昇や温度上昇により貫通部が楕円変形する可能性がある。この影響について、下記のとおり検討を行った。

柏崎刈羽6 / 7号機の原子炉格納容器の貫通部は、躯体のコンクリートに開口が設けられ、この開口部に貫通部が設置されている。このため、貫通部の胴板の周囲がコンクリートで覆われており、コンクリートの変形以上に貫通部胴板が変形することはなく、また、コンクリート躯体厚さが2 m程度あるため、圧力の変動等によっても、貫通部胴板が大変形することはない（図-1 参照）。

また、ハッチ等の貫通部の蓋は、フランジボルトにより貫通部に固定され、フランジボルト以外に拘束力を作用させるものが存在しないため、フランジ面が内圧以外の要因で開口することはない。

このため、貫通部が変形することにより開口が生じることはないものとする。

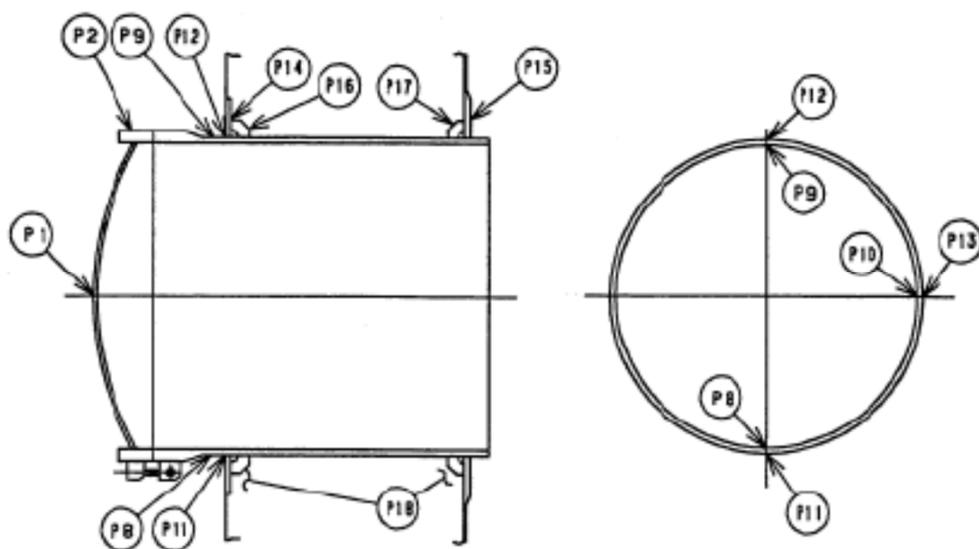


図-1 原子炉格納容器貫通部（機器ハッチの例）

以上

モデル化している各部位の耐震性について

格納容器バウンダリの構成機器について、各機器(ドライウエルトップヘッド、機器搬入用ハッチ、サプレッションチェンバ出入口、所員用エアロック、原子炉格納容器配管貫通部及び原子炉格納容器電気配線貫通部)について、基準地震動 S_s に対する耐震性を示すため、地震時の発生応力を算出し、供用状態 D_s の評価基準値と比較した。その結果、表-1 に示すとおり、全ての評価部位において評価基準値を満足しており、評価対象部位は地震に対して健全性を有していると考ええる。

なお、フランジ部については、フランジ面がボルトにより固定されており、地震時にはフランジ接合された部位同士が一体として加振されるため、地震によってフランジ部応力は発生しないと評価している。

表-1 地震時の原子炉格納容器における発生応力及び評価基準値（7号機）

評価対象	一次応力		
	応力分類	発生応力(MPa)	供用状態 D_s における 評価基準値 (MPa)
ドライウエル トップヘッド	$P_L + P_b$	111	380
上部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	せん断応力	55	158
下部ドライウエル 機器搬入用ハッチ	$P_L + P_b$	40	380
サプレッション・ チェンバ出入口	せん断応力	30	164
上部ドライウエル 所員用エアロック	せん断応力	57	158
下部ドライウエル 所員用エアロック	$P_L + P_b$	46	380
原子炉格納容器 配管貫通部	P_m	245	269
原子炉格納容器 電気配線貫通部	曲げ応力	256	317

以上

フランジの開口に対するシール材の復元特性について

1. はじめに

フランジ等のシール部に用いるシール材は、フランジ等の開口量に合わせて形状が変化することによりシール性能を確保しているが、フランジ等の開口量の変化する速度にシール材の形状の変化が追従できない場合には、漏えいが生じる可能性がある。

このため、シール材の形状が変化するために必要な時間（復元速度）を確認し、フランジ部の開口量の変化速度との比較を行った。

2. シール材の形状変化速度

フランジ部においてシール材に採用する改良 EPDM シール材について、復元速度を評価するため、JIS-K 6254 に基づく試験を行った。

当社が評価している有効性評価に関する事故シナリオにおいて、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時（FCI 評価）である。この場合における開口量の変化速度は 0.15mm/s 程度であることがわかっているため、これを参照して、0.15mm/s を上回る 300mm/min (5mm/s) 及び 500mm/min (8.33mm/s) を試験速度とした。

試験では、常温下で所定距離 (3.75mm) まで一定速度 (300mm/min または 500mm/min) で圧縮後、初期位置まで一定速度 (300mm/min または 500mm/min) で荷重を開放し、この際に改良 EPDM 材に加わる圧縮応力を測定する試験を実施した (図 1 参照)。本試験装置では、シール材の荷重を開放するとき、シール材の復元速度が試験装置の開放速度より大きい場合には圧縮応力が計測されることから、これにより、復元速度を測定することができる。

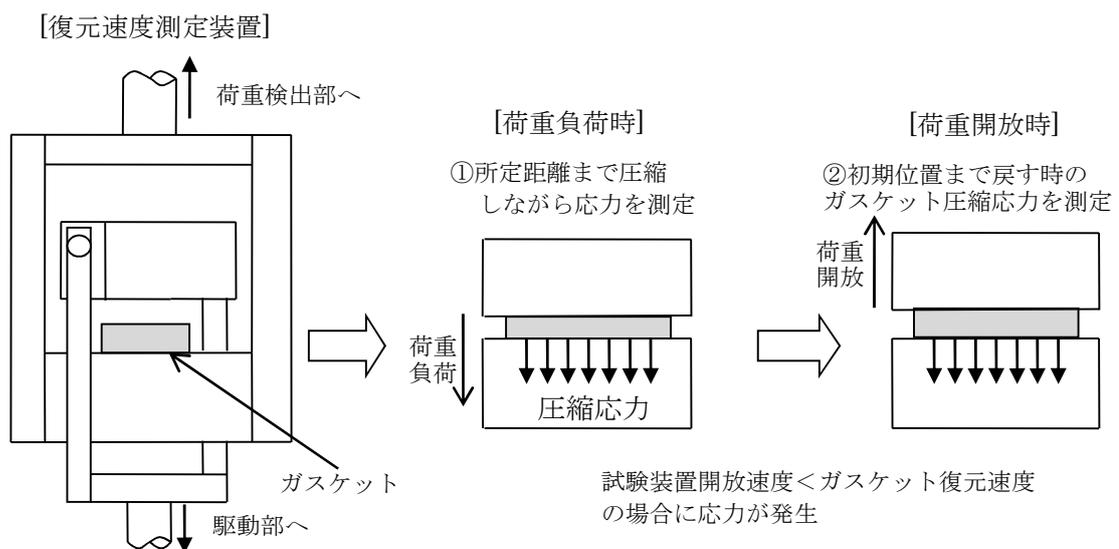


図 1 復元速度測定試験の概要

3. 試験結果

試験結果を図2に示す。この図に示すように、荷重開放時の各計測点において圧縮応力が測定されたことから、改良 EPDM シール材の復元速度は 500mm/min (8.33mm/s) 以上であることを確認した。前述の通り、フランジ開口量の変化速度が最も早くなるのは、熔融炉心がペDESTALに落下した際の圧力上昇時 (FCI 評価) であるが、その時のフランジ開口変化速度は 0.15mm/s 程度であり、以下の通りシール材復元速度は十分な追従性を有しているものであり、急速な開口に対してもシール機能を維持できるものと考えている。

シール材復元速度 500mm/min (8.33mm/s) 以上 > フランジ開口変化速度 (0.15mm/s)



図2 一定復元速度下で測定した改良 EPDM シール材の圧縮応力
(左図 : 300mm/min、 右図: 500mm/min)

なお、本試験は、劣化していない材料に対して実施したものであるが、表 2-1-1 で示すとおり、劣化後の圧縮永久歪み、硬さ、質量変化率からは、有意な性状変化は見られていない。また、さらに詳細に劣化による影響を確認するために、劣化後の材料の FT-IR やシート面の硬さに関する検討を行った。その結果、シール材の性状に大きな変化は確認されなかった。

これらに示す試験結果から、劣化を考慮した場合でもシール材の復元特性に大きな変化はなく、また、復元速度はフランジ開口速度に対して十分な余裕があることから、開口に対する追従性に問題はないものとする。

<追従性判断に使用できる理由>

800kGy の放射線照射を行い、乾熱 200℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材および、800kGy の放射線照射を行い、乾熱 250℃を 168 時間暴露した改良 EPDM シール材について、劣化後のシート面の FT-IR スペクトルを図 3 に、硬さ測定の測定値を図 4 に示す。その結果、放射線照射+蒸気暴露後の試験片と初期試験片に顕著な差異はないことが確認できるため、復元特性が同様であると類推される。



図 3 FT-IR 測定結果 (シート面)

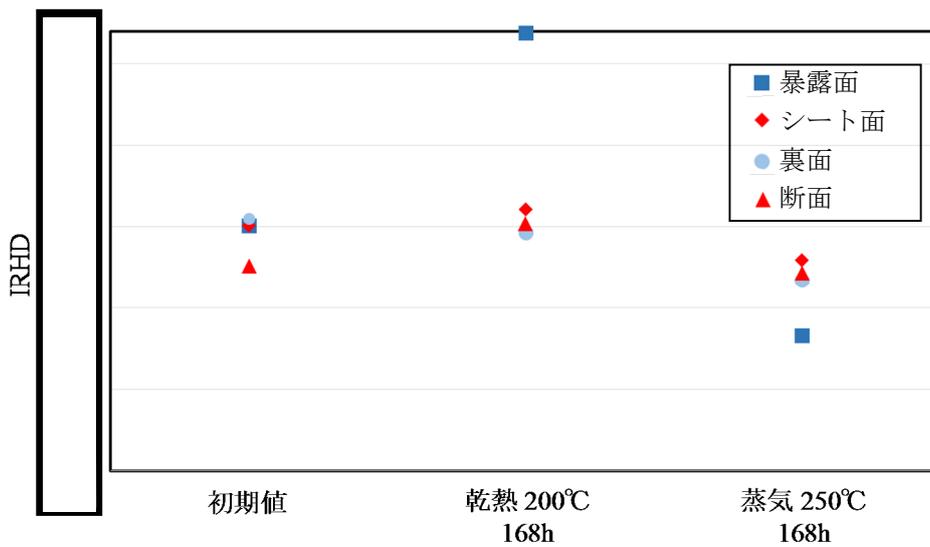


図 4 硬さ測定結果

また、上記試験に加え、劣化した試験体を用いた復元速度測定も実施している。試験条件を表 1、試験結果を図 5、6 に示しているが、劣化後においても復元速度は 500mm/min 以上であり、十分な復元速度を有していることが確認できた。

表 1 劣化試験体を用いた復元速度測定試験の試験条件

ケース	材料	照射量	暴露媒体	暴露温度	試験体数
1	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200°C (168 時間)	3 個
2	改良 EPDM	1MGy	蒸気	200°C (168 時間) + 150°C (168 時間)	3 個



図 5 復元速度測定試験 (試験数 : 各 3)
(劣化条件<ケース 1> : 放射線 1MGy、熱 200°C、168h)
(左 : 300mm/min、右 : 500mm/min)

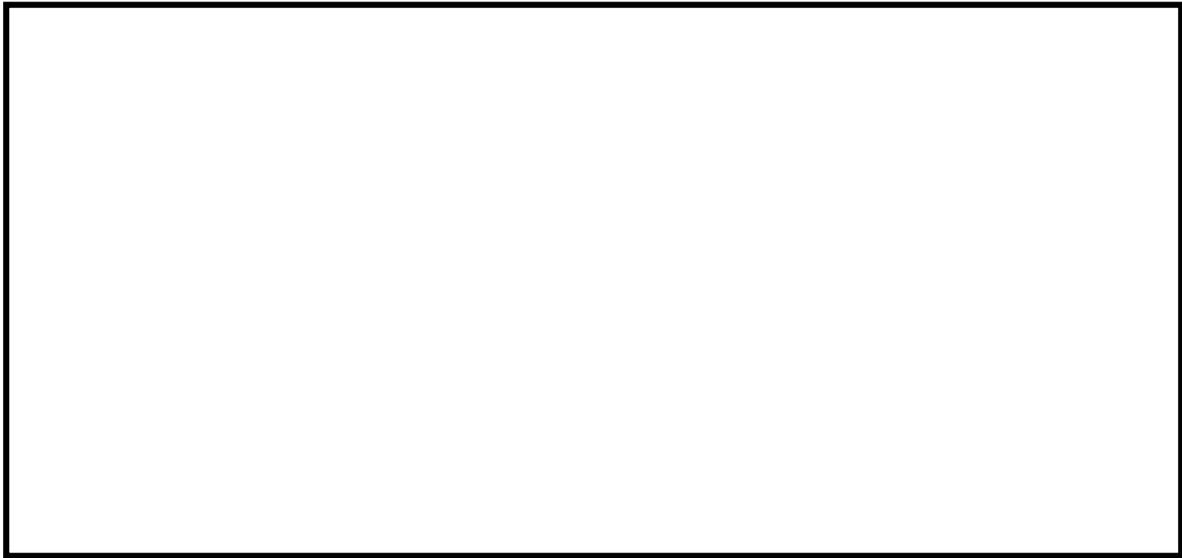


図6 復元速度測定試験（試験数：各3）

（劣化条件＜ケース2＞：放射線 1MGy、熱(蒸気)200℃、168h⇒150℃、168h）

（左：300mm/min、右：500mm/min）

本試験で得られた結果から、劣化を考慮した場合の改良 EPDM 製シール材の復元速度は 500mm/min (=8.33mm/s) 以上あることが確認できる。これは、有効性評価で考慮している最もフランジ開口の変化速度早い事象 (0.15mm/s) と比較しても、十分な裕度を有しており、試験データにもばらつきが小さいことから、事故時に必要なシール性能を維持できるものと評価できる。

実機フランジモデル試験の概要について

改良EPDM材のシール機能の性能確認として、実機フランジモデルを用いて、実機条件に近い状態でのシール健全性の確認を行った。試験フローを図1に示し、試験の概要を以下に示す。

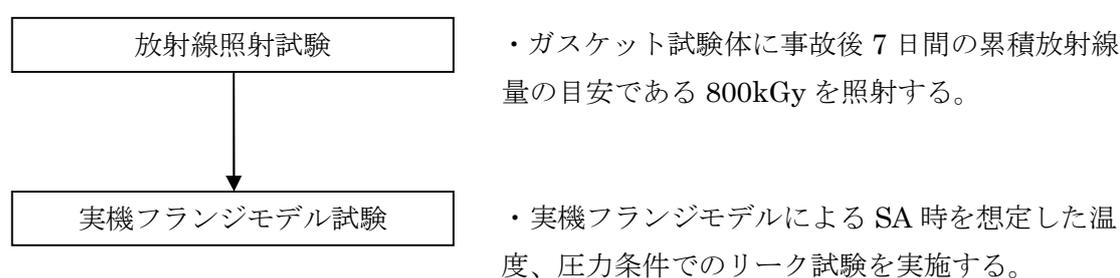


図1 実機フランジモデル試験フロー

1. 試験装置

実機フランジ模擬試験の試験装置は図2に示すようにフランジユニット、ガス供給ユニット、リークガス計測ユニットから構成される。フランジユニットは、直径250mmのガスケット試験体を組み込んで内部を加圧可能な試験フランジと、試験フランジを所定の試験条件に加熱制御するためのフランジ加熱ヒータから構成される。試験フランジのガスケット試験体を組み込む溝断面形状(フランジ型式)は実機フランジで採用されているタング&グループ型(T&G型)、甲丸型の2種類を模擬している。フランジ断面形状は実機と同形状であり、中心径のみを縮小した試験装置としているため、試験で得られたリーク量は、ガスケット径比で補正することで実機フランジのリーク量に適用できる(図3参照)。また、内圧上昇後の格納容器フランジの開口を模擬するため、ガスケット試験体の押し込み量をフランジ間に設置する調整シムにより設定する。ガス供給ユニットは、高压空気ボンベと圧力調整器から構成され、所定の圧力に調整された加圧ガスを空気加熱器により所定の温度に加熱制御する。リーク量はリークガス計測ユニットのマスフローメータにて計測される。試験装置外観写真を図4に示す。

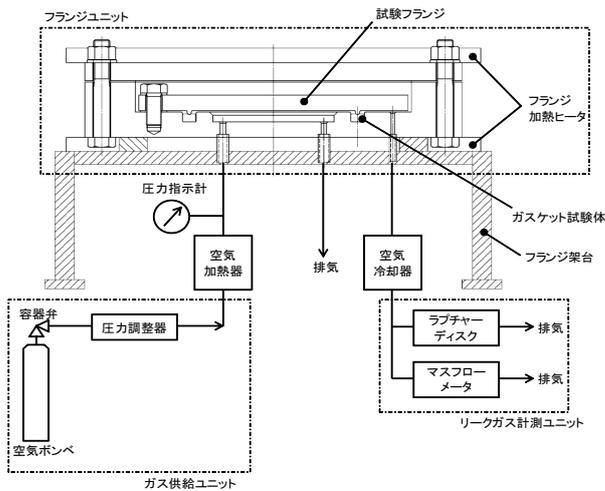


図2 試験装置概要図

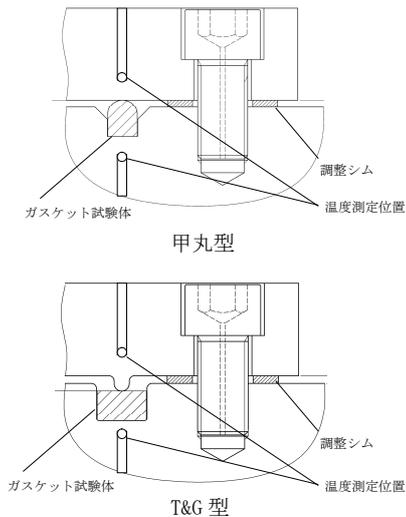
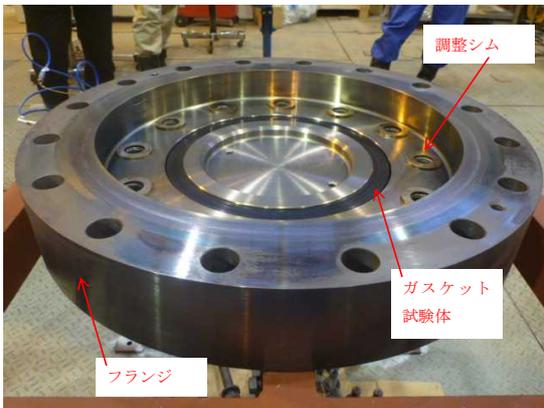
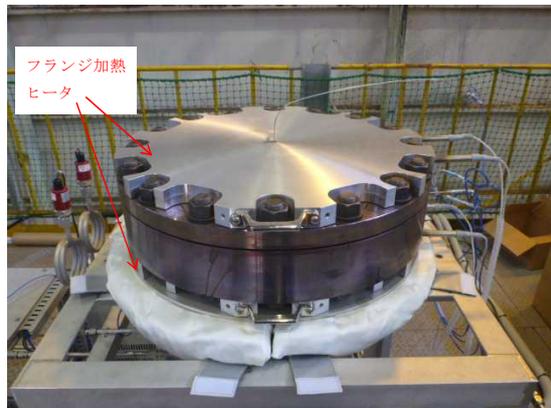


図3 フランジ型式による溝断面形状の違い



試験装置外観 (フランジ開放時)



試験装置外観 (フランジ密閉時)

図4 試験装置外観写真

2. 試験条件

試験条件を表1に示す。事故条件を模擬するために、放射線照射量は、フランジガスケット部の事故後7日間の累積放射線量の目安である800kGyを予め照射したシール材を用いる。放射線による劣化と熱による劣化は、逐次法(放射線→熱)により付与した。

一般に有機材料の放射線劣化挙動には、酸素が影響を及ぼすことが知られているが、環境に酸素が存在しない場合においては放射線と熱の同時法と逐次法(放射線→熱)の劣化はほぼ等しいことが知られている。格納容器内は、通常時は窒素環境下、事故時は蒸気環境下であり、酸素が常に供給される環境では無いことから、放射線と熱の同時曝露の影響は十分小さいものと考えられることから、逐次法による劣化の付与は妥当であると考えられる。

また、改良EPDM材の劣化は、一般的に酸素により引き起こされるとの知見に基づき、加圧雰囲気は蒸気ではなく高温空気（乾熱）を用いる。また、温度については、格納容器限界温度である200℃、さらに余裕を見た250℃、300℃とし、加圧圧力は格納容器限界圧力2Pd（0.620MPa）を包絡する圧力で気密確認を実施する。また、内圧上昇後の実機フランジの開口を模擬するため、フランジによるガスケット試験体の押込量を最小限(0mm)で設定する。ガスケットの押込量は、設計押込量に対し、予備試験によりリークしない最小の押込量に設定する。なお、予備試験の結果、何れの試験ケースともリークしない最小押込量は0mmであった。

3. 試験結果

試験結果を表1に示す。フランジによるガスケット試験体の押込量が最小限(0mm)であっても有意な漏えいは発生せず、200℃・168hr、250℃・96hrの耐性が確認された。300℃のケースにおいては試験途中でリークが発生したケースがあったものの、概ね24hr程度の耐性を有することが確認された。図5に200℃・168hrの試験ケースにおける試験体の外観を示す。図5より、フランジとガスケット試験体との接触面を境界として劣化(表面のひび割れ)は内周側で留まり、外周側に有意な劣化が見られないことから、フランジ接触面でシール機能を維持できていることが確認された。また、断面形状より、劣化(表面のひび割れ)はガスケット試験体の表面層のみで留まっているため、有意な劣化が進行していないことが確認された。

表1 SA条件での試験結果※1

No.	フランジ型式	試験体	温度	継続時間	押込量	漏えい
1	T&G型	改良EPDM(A)	200℃	168hr	0mm	無
2	甲丸型	改良EPDM(A)	200℃	168hr	0mm	無
3	T&G型	改良EPDM(A)	250℃	96hr	0mm	無
4	甲丸型	改良EPDM(A)	250℃	96hr	0mm	無
5	T&G型	改良EPDM(B)	250℃	96hr	0mm	無
6	甲丸型	改良EPDM(B)	250℃	96hr	0mm	無
7	T&G型	改良EPDM(A)	300℃	24hr	0mm	無
8	甲丸型	改良EPDM(A)	300℃	24hr	0mm	有※2
9	T&G型	改良EPDM(B)	300℃	24hr	0mm	無
10	甲丸型	改良EPDM(B)	200℃	168hr	0mm	無

※1：下記条件は全ケース共通である。

試験圧力：2Pd以上，照射量：800kGy，加圧媒体：乾熱（空気）

※2：継続時間22hr時点で漏えいが発生した

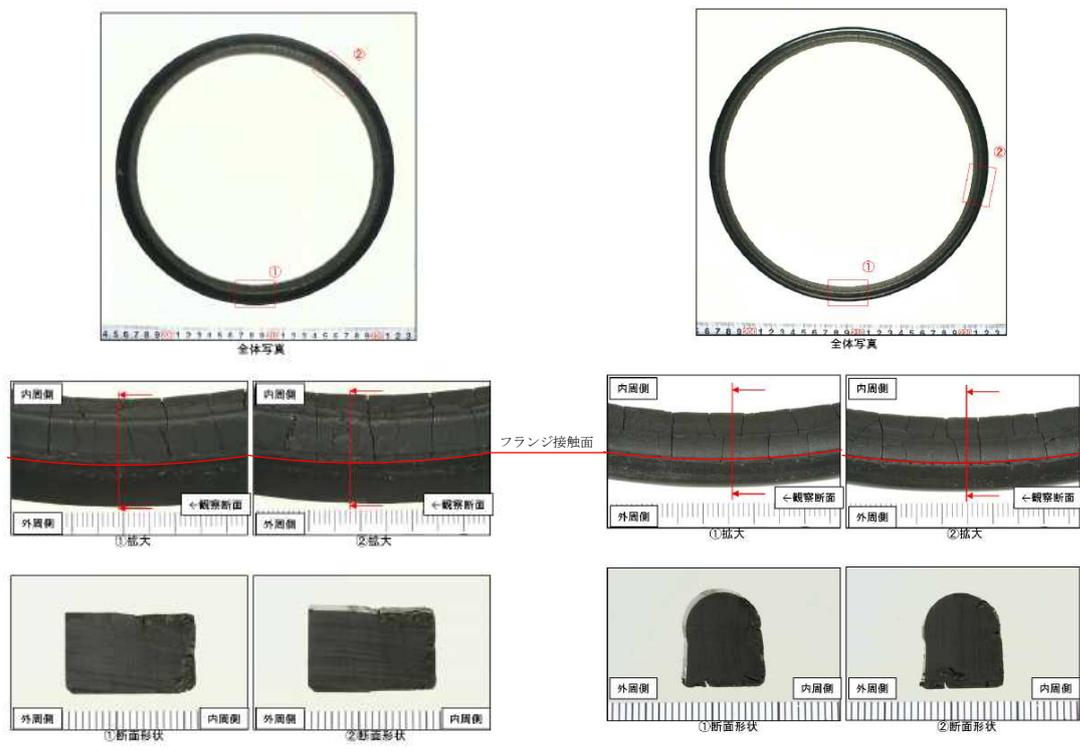


図5 200°C · 168hr 試験後の試験体外観 (左：T&G 型、右：甲丸型)

(*)日本原子力学会 2015 年秋の大会投稿

NUPEC 解析モデルの当社プラントへの適用性について

NUPEC 評価の ABWR 代表プラントにおける解析モデルは、構造不連続部に生じる局所的なひずみを評価できるよう、高ひずみが発生する破損想定部を対象に、ライナとそれに付帯するライナアンカやフラットバーも 3 次元形状で模擬している。破損想定部の対象は RCCV 全体モデル解析でライナひずみが大きい領域が見られた下部ドライウェルアクセストンネル開口近傍と上部ドライウェル開口近傍隅角部の鋼製部とした。柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉・7 号炉と代表プラントに関する原子炉格納容器ライナの仕様は表 1 に示すように同等であり、柏崎刈羽原子力発電所 6 号炉及び 7 号炉に対し本結果は適用可能である。

また、コンクリート部については NUPEC 評価に加え、最新知見を踏まえて自社での評価も実施している。詳細は、次頁以降に示す。

表 1 原子炉格納容器コンクリート・ライナの仕様

項目		柏崎刈羽原子力発電所		代表プラント
		6 号炉	7 号炉	
最高使用圧力 (MPa)		0.31	0.31	0.31
鉄筋コンクリート	厚さ (mm)	2000	2000	2000
	コンクリート	33 N/mm ² 設計基準強度	33 N/mm ² 設計基準強度	33 N/mm ² 設計基準強度
	鉄筋	SD390	SD390	SD390
円筒部ライナ	内径 (mm)			
	高さ (mm)			
	板厚 (mm)			
	アンカ寸法 (mm)			
トップスラブ ライナ	板厚 (mm)			
	アンカ寸法 (mm)			
下部ドライウェル アクセストンネル 開口周りスリーブ	内径 (mm)			
	板厚 (mm)			
下部ドライウェル アクセストンネル 開口周り厚板部	板厚 (mm)			
	ガセットプレート 寸法 (mm)			
材質	ライナプレート			
	ライナアンカ			

1. 原子炉格納容器本体（コンクリート部）

1.1 評価方針

原子炉格納容器は鋼製ライナを内張りした鉄筋コンクリート造であり、原子炉建屋と一体となっている。原子炉格納容器本体（コンクリート部）の設計時に考慮される機能喪失要因は内圧上昇に伴う破損であり、コンクリート部の構造健全性を維持できる限界の内圧を評価することで 200℃、2Pd における健全性を確認する。

1.2 評価

（1）標準ケース（NUPEC 条件）

コンクリート部の構造健全性については、NUPEC 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）（平成2年度～平成14年度）において有限要素法を用いた弾塑性解析により、原子炉格納容器本体（コンクリート部）の耐圧性状を求める。評価モデルは実炉スケールのモデルとし、200℃条件下での材料物性（規格値；図2～図4 参照）に基づき、内圧に対する静的漸増解析で耐圧性状を確認する。RCCV 全体の耐圧性状の確認のため、解析モデルは図1 に示す格納容器本体解析モデルを用いる。

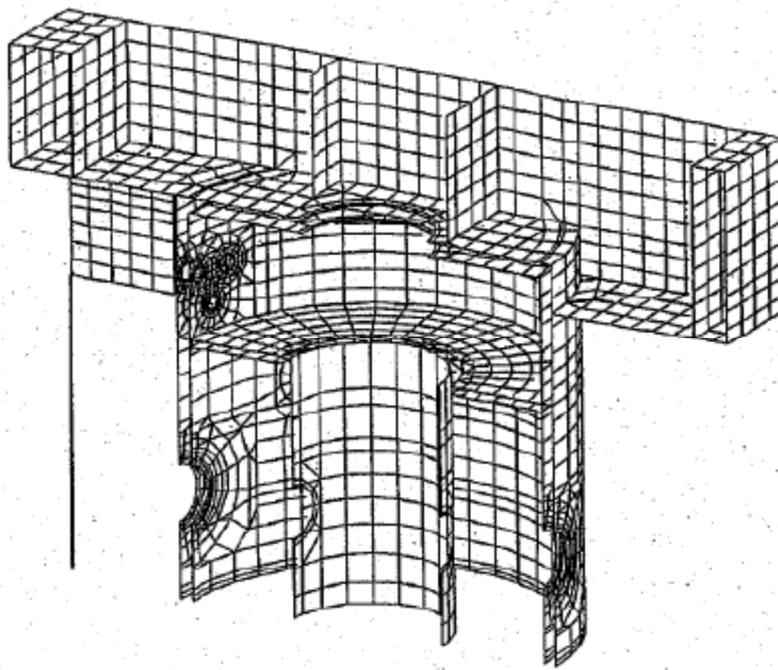


図1 格納容器本体解析モデル

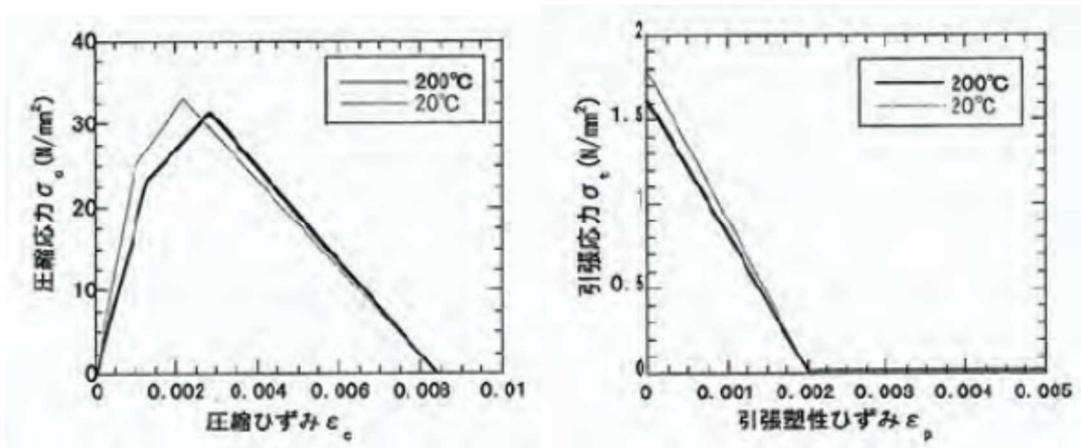


図2 コンクリート物性

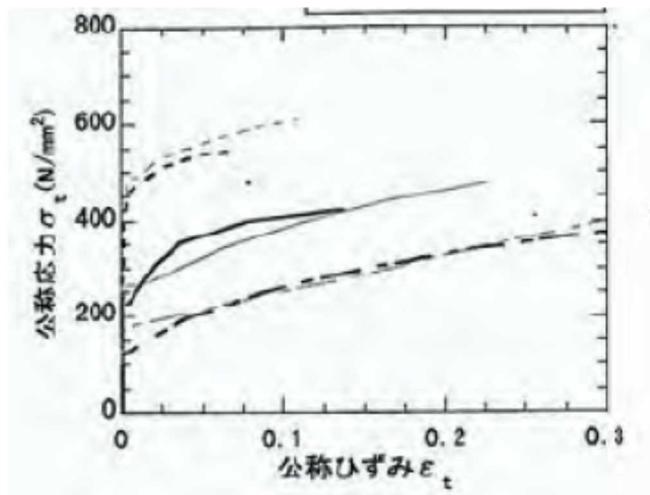


図3 ライナ引張/圧縮特性

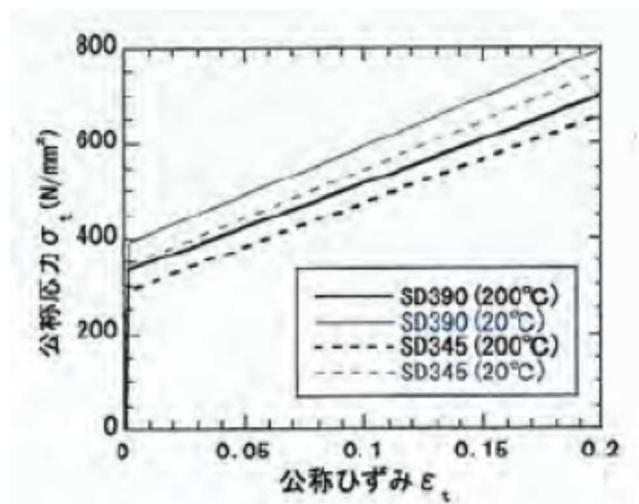


図4 鉄筋引張特性

(2) KK6/7における追加解析 (KK6/7 条件)

KK6/7を対象にしたパラメータスタディとして、(1)の標準解析から10年程度経過していることなどを考慮して、解析条件の一部を変更して、当社独自の追加解析を実施している。(1)に示すNUPEC条件から変更した箇所を表2に示す。本検討での解析モデルは、図5に示すように、NUPEC条件解析実施当時に比べて計算機能力が向上しているため、より現実的な360度モデルを用いることとした。このことにより、必ずしも配置が対称形になっていなかった一部の開口部について、解析では実機の位置と異なっていた点などを解消することが可能となり、より正確な解析が可能となった。また、常温時のコンクリート物性は、設計基準強度に基づく設計剛性からサイト固有の現実的な条件を反映して実剛性を用いることとし、さらに高温時のコンクリート物性は、NUPEC条件解析実施当時の最新知見ではなく、現時点で最も標準的に用いられることのできる国際的標準規格である欧州規格 (Eurocodes) に基づき評価することとした。参考までに、200℃におけるコンクリート物性の比較を図6に示す。それ以外の鉄筋及びライナの構造や物性、並びに、境界条件を含む解析条件に関してはNUPEC条件と同様としている。

表2 解析条件の変更点

項目		NUPEC 条件	KK6/7 条件
解析モデル		180 度モデル	360 度モデル
コンクリート物性	常温条件	設計剛性	実剛性
	高温条件	当時の最新知見 ^{1)、2)}	欧州規格

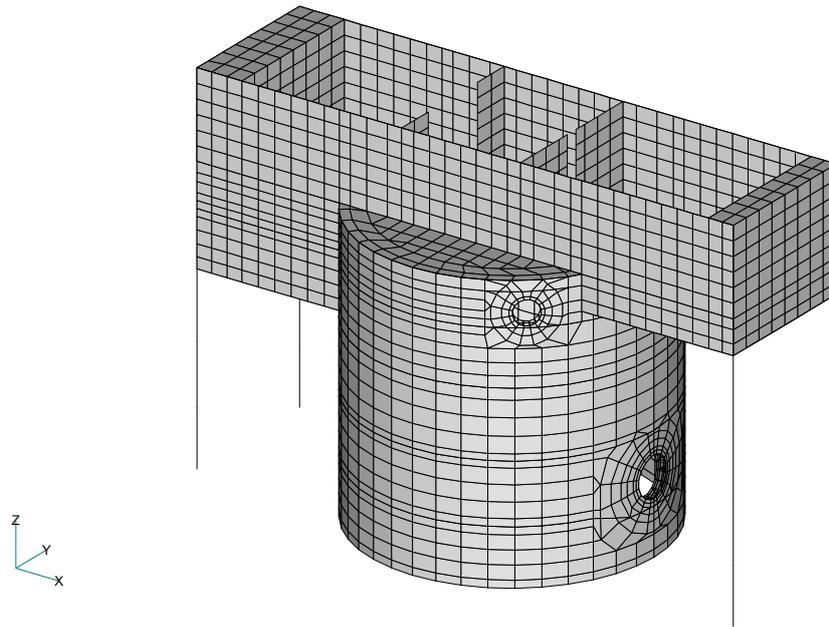


図5 格納容器本体解析モデル (KK6/7 相当ケース)

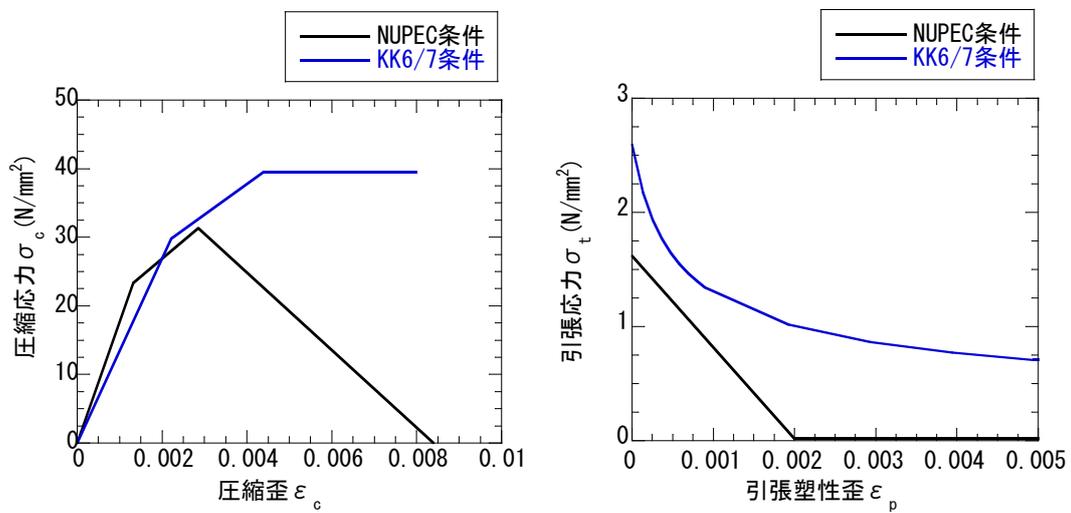


図6 200°Cにおけるコンクリート物性の比較

【参考文献】

- 1) Y.Sugawara et al, " Nonlinear Analysis of Reinforced Concrete Structures Subjected to High temperature and external load"、SMiRT12
- 2) Y.Sugawara et al, " Ultimate Strength of Reinforced Concrete Members Subjected to Transient High temperature Distribution"、SMiRT12

1.3 評価結果

(1) 標準ケース (NUPEC 条件)

解析の結果によると、格納容器の内圧を上昇させていった場合、3.0Pd 程度で格納容器（コンクリート部）のRCCV 壁の鉄筋が降伏し始め、4.0Pd ではほぼ全面で鉄筋が降伏する。4.0Pd 近傍からアクセストンネル開口部周辺・隅角部周辺のコンクリートの局所的破損が始まり、4.5Pd では開口部・隅角部全体で変形が大きく進行する。図7 に4.0Pd における相当塑性ひずみ分布図を示す。上記結果より、格納容器本体（コンクリート部）の破損は4.0Pd～4.5Pd で発生すると考えられる。したがって、有効性評価における限界温度、圧力としている200℃、2Pdを用いることは妥当であると言える。

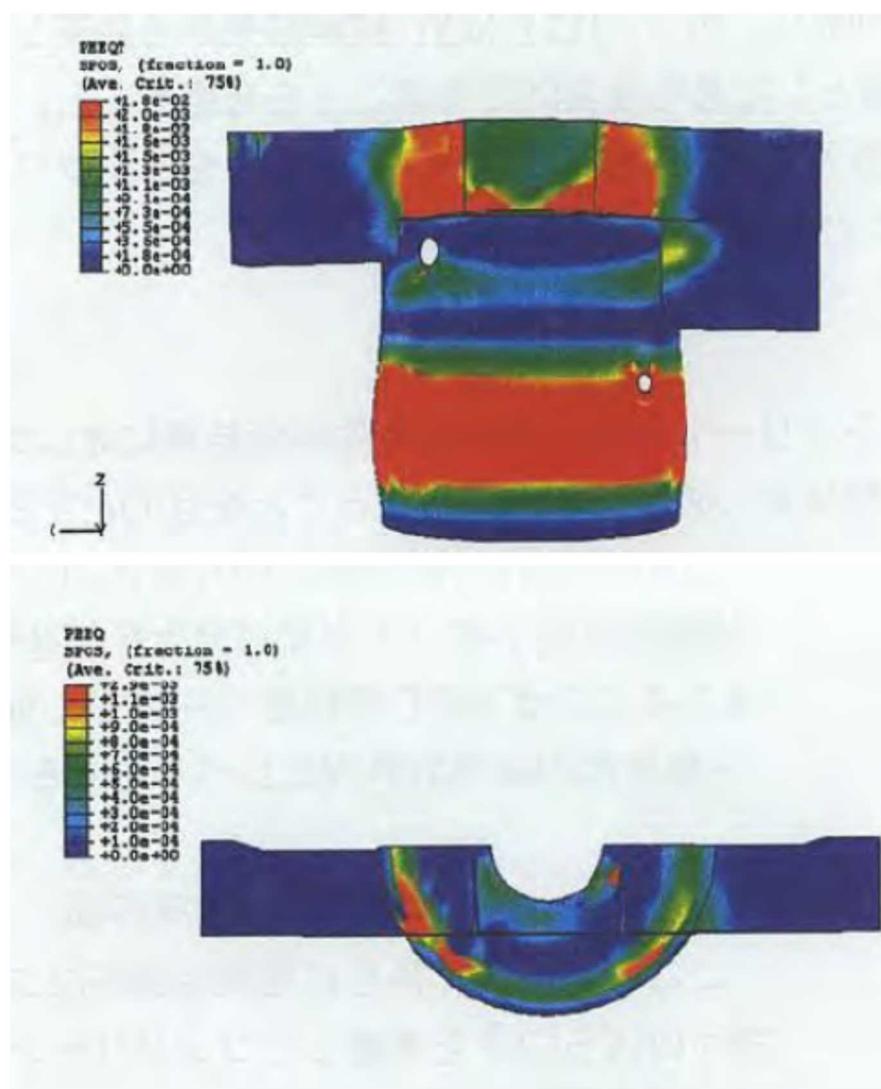


図7 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図（上：引張側 下：圧縮側）

出典：平成14年度 重要構造物安全評価（原子炉格納容器信頼性実証事業）に関する総括報告書
（平成15年3月 財団法人原子力発電技術機構）

(2) KK6/7における追加解析 (KK6/7条件)

4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図を図8に示す。コンクリートの構造特性を変更した影響が大きいと考えられるが、標準ケース (NUPEC条件) と比べて、シェル部の損傷範囲は広がっているものの、発生ひずみの最大値は小さくなっており、格納容器本体 (コンクリート部) の耐圧限界は標準ケース (NUPEC条件) と同等以上であると考えられる (標準ケースの4.0Pd~4.5Pdよりもやや大きく5.0Pd以上と評価している)。

また、参考として、200℃、2Pd時点でのシェル部及びトップスラブ部の一般部におけるコンクリートの最小主ひずみ分布、ライナのひずみ分布及び鉄筋のひずみ分布を図9~図10に示す。これより格納容器本体 (コンクリート部) の鉄筋は、大部分は降伏ひずみに達しておらず、一部の要素で局所的に降伏ひずみに達している程度であり、破断までには十分な余裕があり、格納容器本体 (コンクリート部) のコンクリートは、ひび割れは発生しているものの、圧縮ひずみは2000 μ よりも小さく、破壊までには十分な余裕があり、格納容器本体 (ライナ部) のライナは、圧縮ひずみが0.005よりも小さく、破断までに十分な余裕があることが評価できる。このように当社における追加解析の結果を加えることにより、標準ケース (NUPEC条件) の評価結果に信頼性を加えることができたと考えており、有効性評価における限界温度、圧力として200℃、2Pdを用いることは妥当であると評価している。

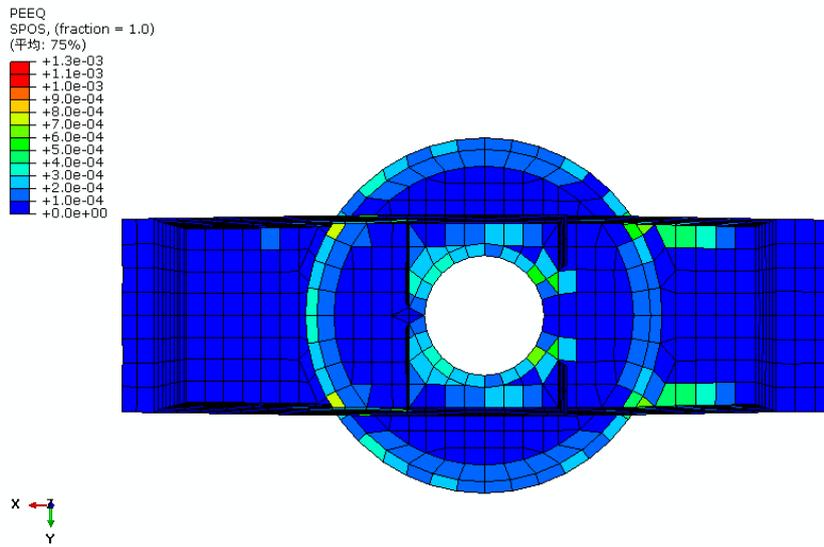
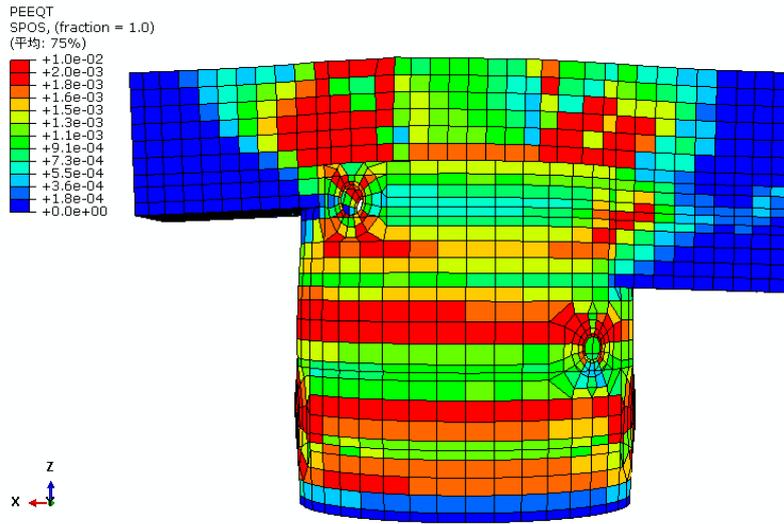


図8 4.0Pdにおける相当塑性ひずみ分布図
(KK6/7相当ケース、上：引張側 下：圧縮側)

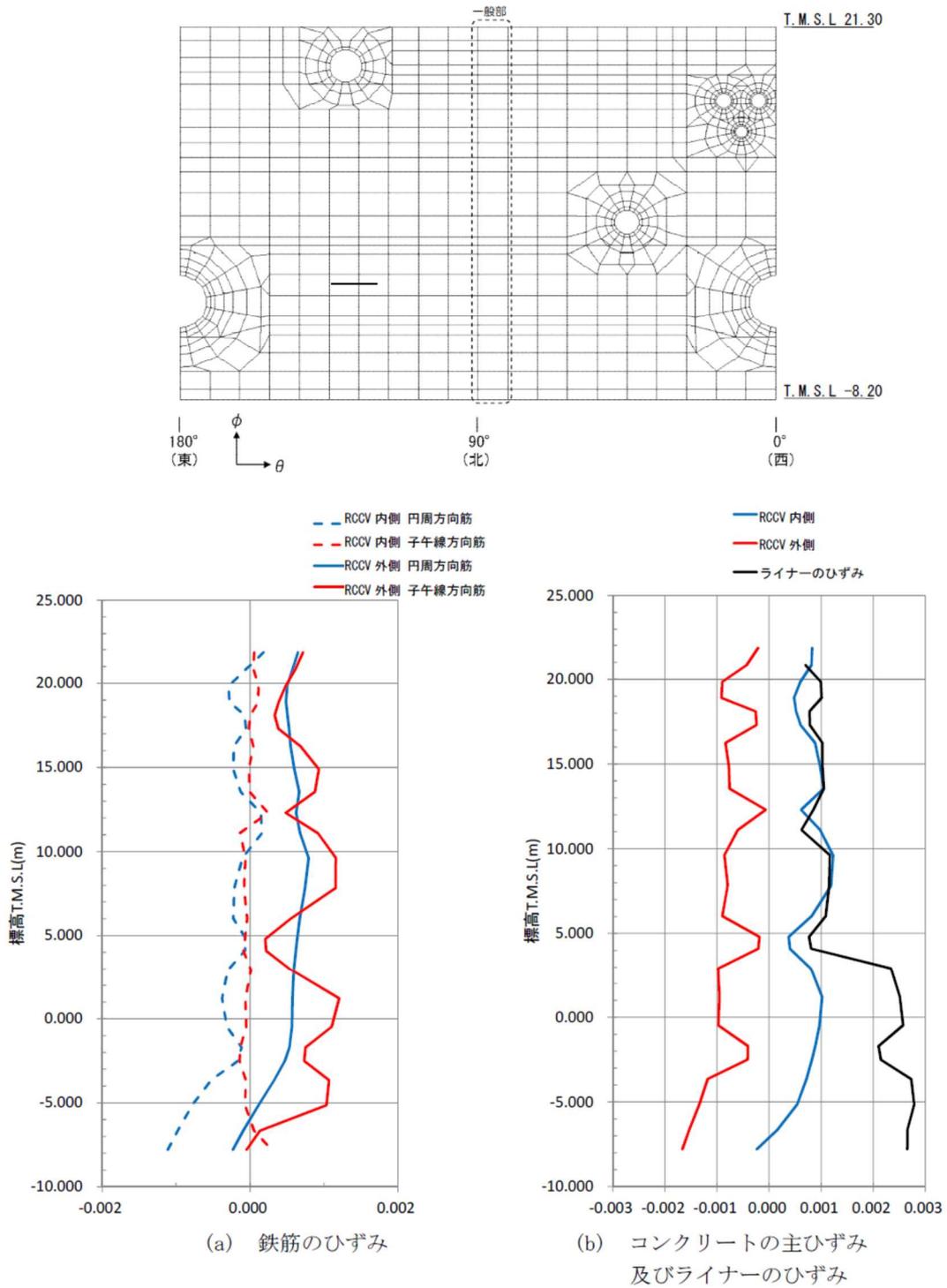
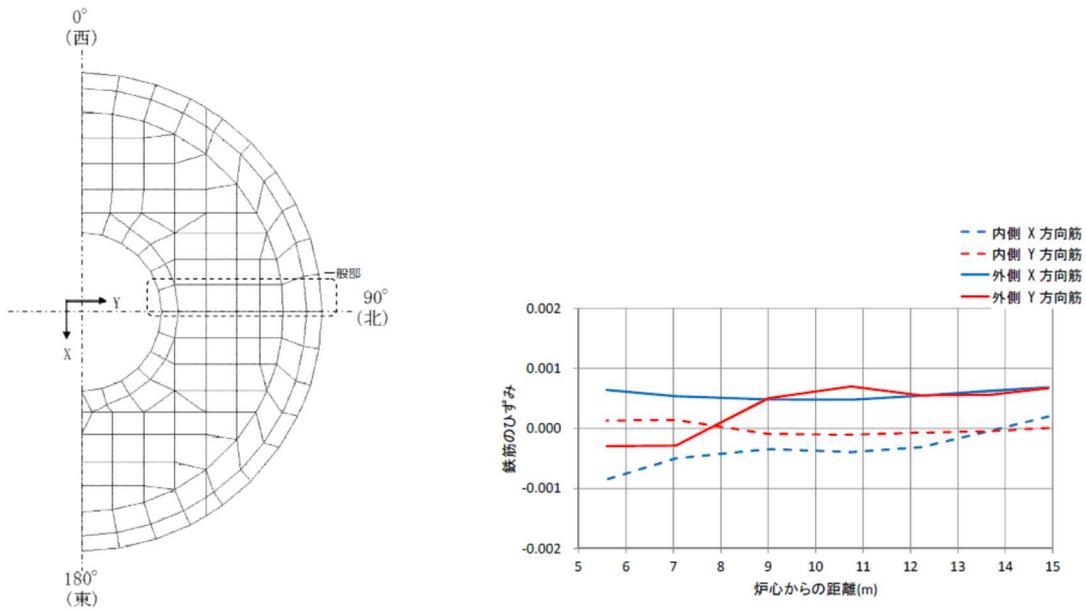
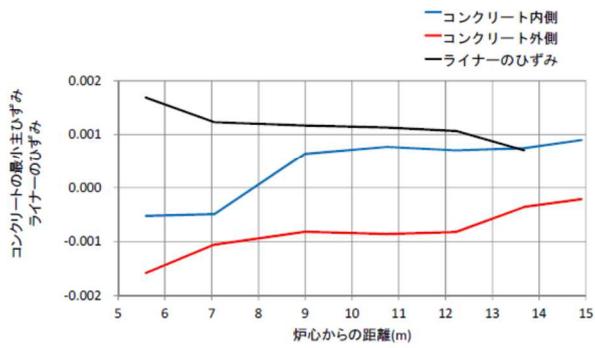


図9 シェル部の一般部におけるコンクリート及び鉄筋のひずみ分布



(a) 鉄筋のひずみ



(b) コンクリートの主ひずみ
及びライナーのひずみ

図10 トップスラブ部の一般部におけるコンクリート及び鉄筋のひずみ分布

【参考資料】

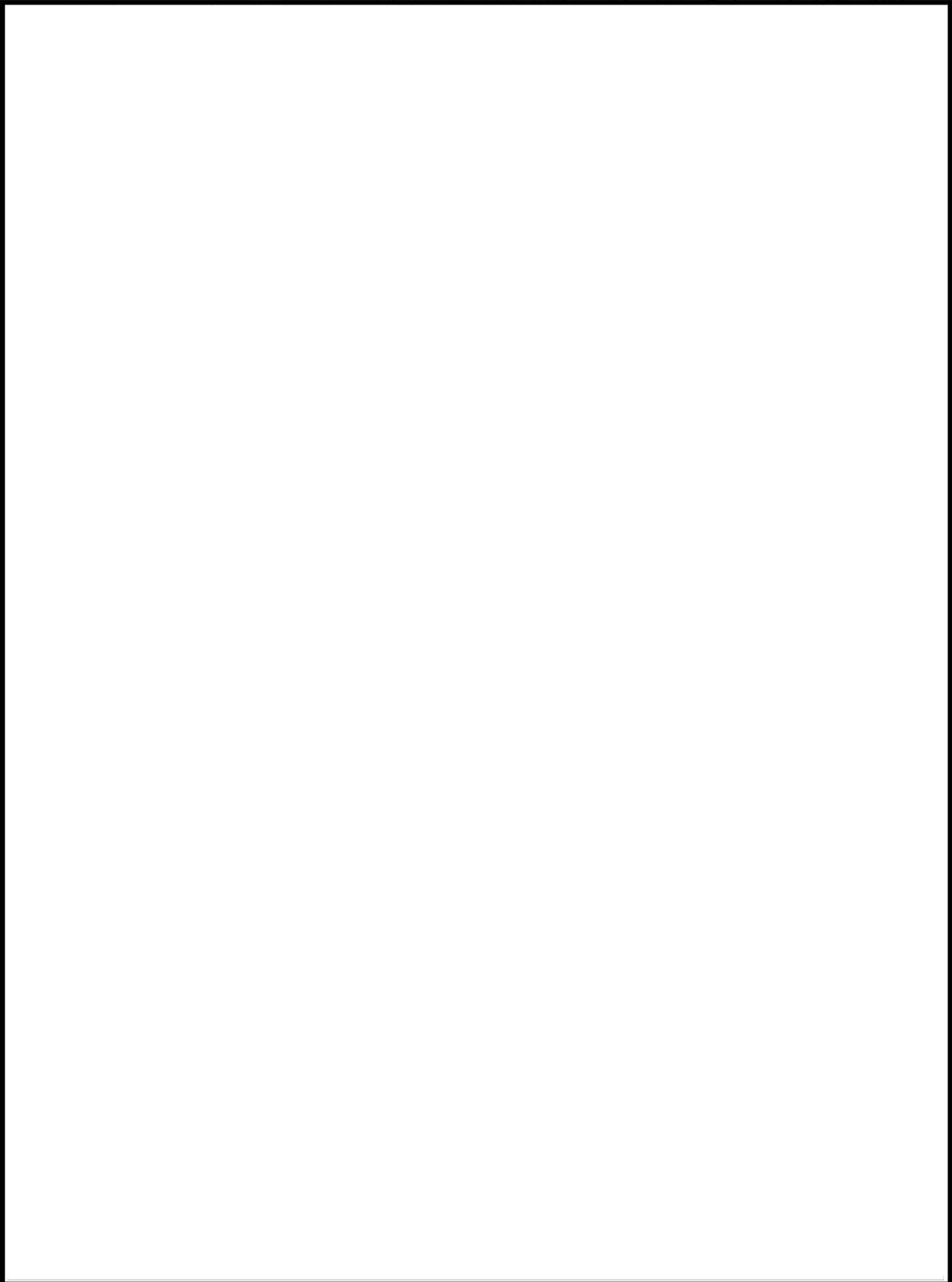
- 1) 齋藤 英明 他、”鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）の開発（その4） トップスラブ実験（1/10 模型）—実験計画—”、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和63年10月
- 2) 齋藤 英明 他、”鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）の開発（その5） トップスラブ実験（1/10 模型）—実験結果とまとめ—”、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和63年10月

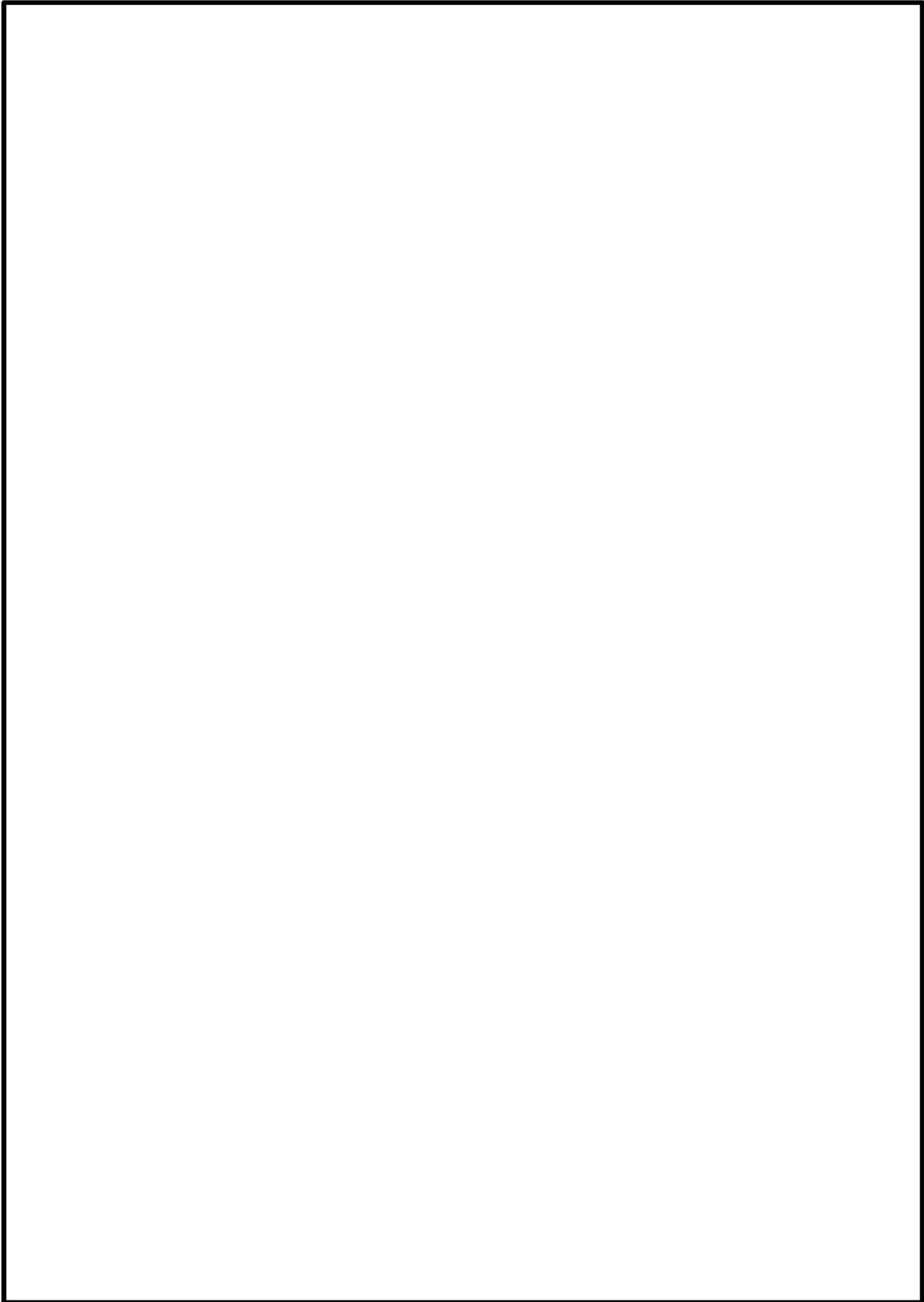
鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）の開発

（その4） トップスラブ実験（1/10模型） -実験計画-

正会員 齋藤 英明*¹ 同 菊地利喜郎*¹ 古川 秀康*² 村松 豊*⁴

正会員○三浦 俊夫*⁴ 同 長谷川歳恭*⁴ 同 平川 啓司*⁵ 同 大森 信次*⁶

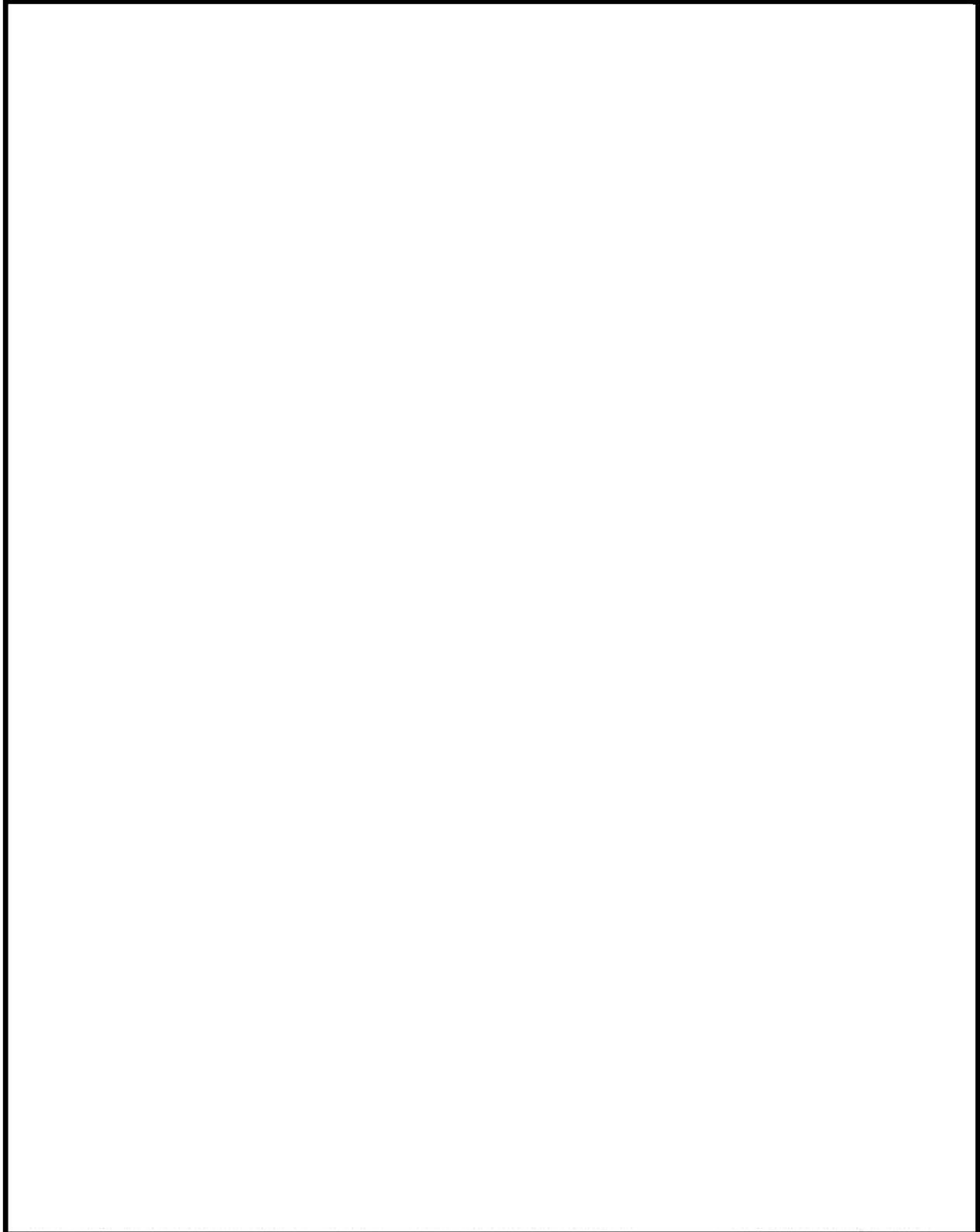




鉄筋コンクリート製格納容器（RCCV）の開発

（その5） トップスラブ実験（1/10模型）－実験結果とまとめ－

正会員 齋藤 英明*¹ 同 菊地利喜郎*³ 村松 豊*² 古川 秀康*³
正会員○田中 伸幸*⁴ 同 三浦 俊夫*⁴ 同 岡本 晴彦*⁵ 同 高橋 敏夫*⁶





SA 時の S/C 構造評価における水力的動荷重の影響について

本章では、SA 時の S/C 水位上昇を踏まえた水力的動荷重の影響について説明する。SA 時の S/C 水位上昇する時間帯で S/C に作用する可能性がある水力的動荷重は、以下に示す通り、ベント管からの吹き出しによる荷重（蒸気凝縮振動荷重、チャギング荷重）及び主蒸気逃がし安全弁作動時におけるクエンチャからの吹き出しによる荷重（逃がし安全弁作動時荷重）が考えられる。これ以外の水力的動荷重については、図 1 で示す通り事故後初期に起きる事象であり、S/C 水位が上昇する時間帯に考慮する必要はないと考えている。

- (1) ドライウェルと S/C を繋ぐベント管からの蒸気吹き出しによる荷重
 - ・ 蒸気凝縮振動荷重
 - ・ チャギング荷重

- (2) 主蒸気逃がし安全弁（SRV）作動時にプール水中の SRV 排気管端部に設置されたクエンチャからの気泡吹き出しによる荷重
 - ・ 逃がし安全弁作動時気泡振動荷重

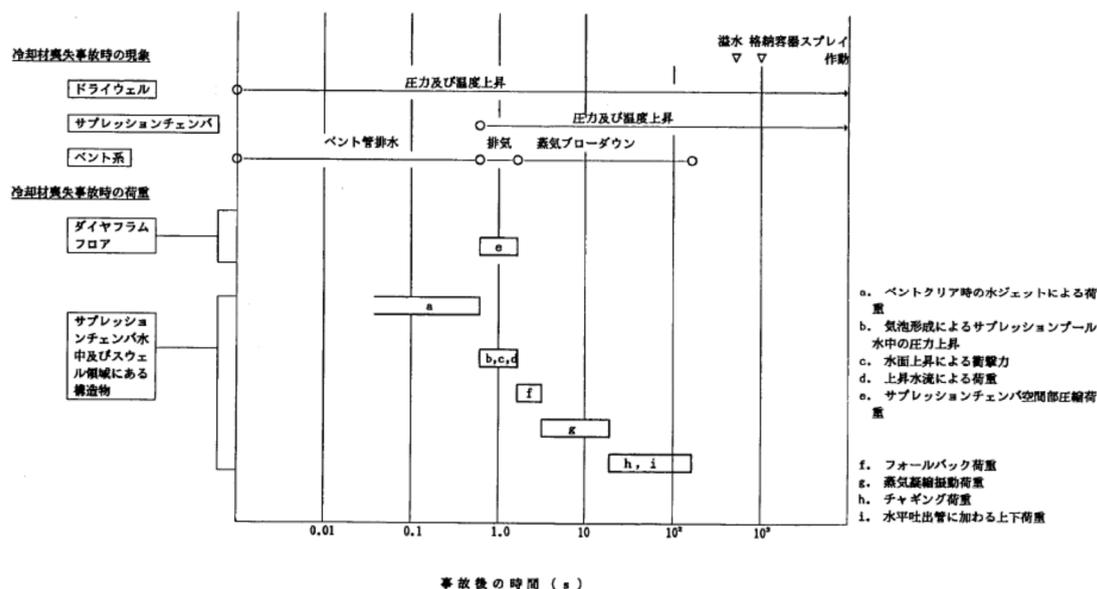


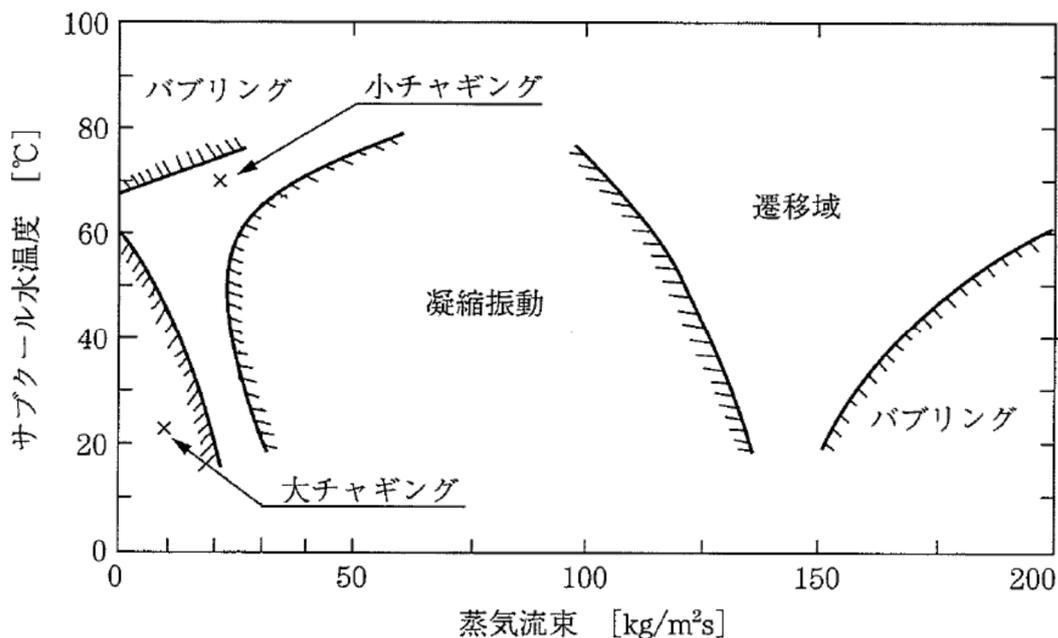
図 1 冷却材喪失事故時荷重の時間履歴（既工認図書 抜粋）

以上のことから、蒸気凝縮振動荷重・チャギング荷重・逃がし安全弁動作時気泡振動荷重について、SA 時の S/C 水位上昇時における影響を後述するが、いずれも建設時に考慮している動荷重で設計していれば影響を与えないレベルであることを確認した。

(1) ドライウェルと S/C を繋ぐベント管からの吹き出しによる荷重

- ・ 蒸気凝縮振動荷重
- ・ チャギング荷重

SA 時 S/C 水位が高い状況に考慮すべき動荷重について検討を行った。蒸気凝縮に伴う動荷重には、高蒸気流量域で生じる蒸気凝縮振動 (Condensation Oscillation) と、蒸気流量が小さい領域で生じるチャギング (Chugging) があり、前者は水温が高くなると荷重が増大し、後者は逆に水温が高くなると荷重は小さくなることが知られている。これらの関係を整理したものを図 2 に示す。



藤井 他「気液二相流の動的配管計画」日刊工業新聞社(1999)をもとに作成

図 2 蒸気凝縮の態様

ここで、SA 時の S/C 水位が高い状況における格納容器ベント時の蒸気凝縮振動、チャギングについて考えるため、大 LOCA (ベント) シナリオの図 3 格納容器内圧力、図 4 サプレッション・チェンバ水位、図 5 サプレッション・プール水温を参照する。

格納容器ベント時のベント管における蒸気流量は、格納容器圧力が 0.62MPa[gage]における最大排出流量 31.6kg/s からベント管流路面積 11.3m² を踏まえて算出すると約 2.8kg/m²s であり、LOCA 発生直後の蒸気流量約 100kg/m²s に比べて十分に小さいため、蒸気凝縮振動は発生しないものと考えている。また、チャギングについても、チャギングが発生すると思われる蒸気流量よりも十分低いこと (安定なバブリング領域)、かつ、仮に発生したとしても S/C 水温が 100°C 以上と高く、チャギング荷重が小さくなる領域であることから、その影響は設計上考慮している荷重に比べ十分小さいものと考えている。

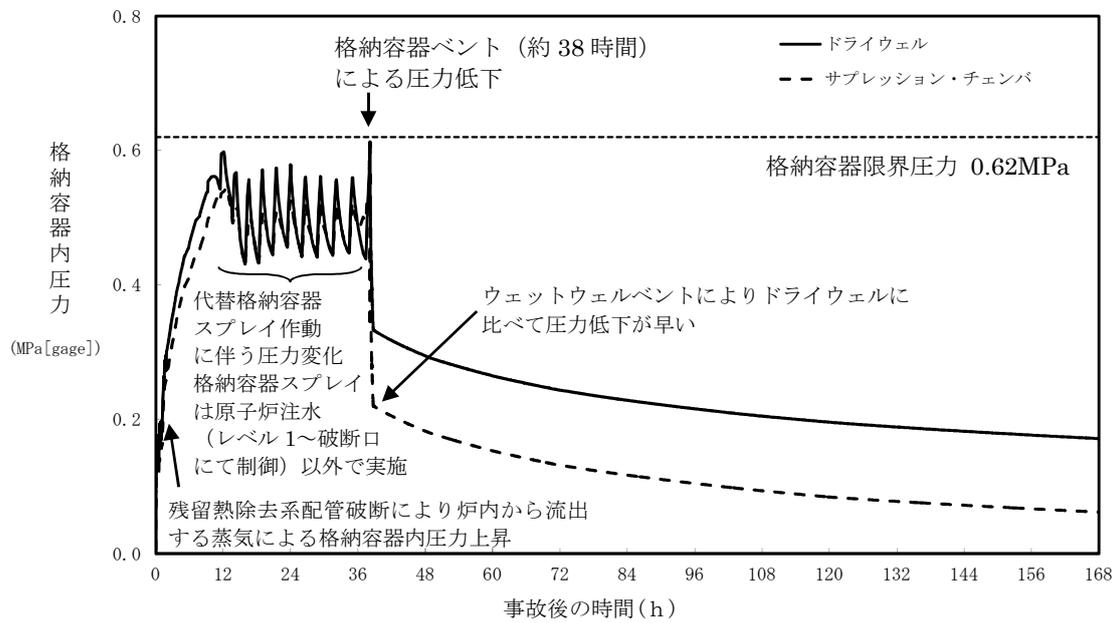


図3 格納容器圧力の推移 (大 LOCA)

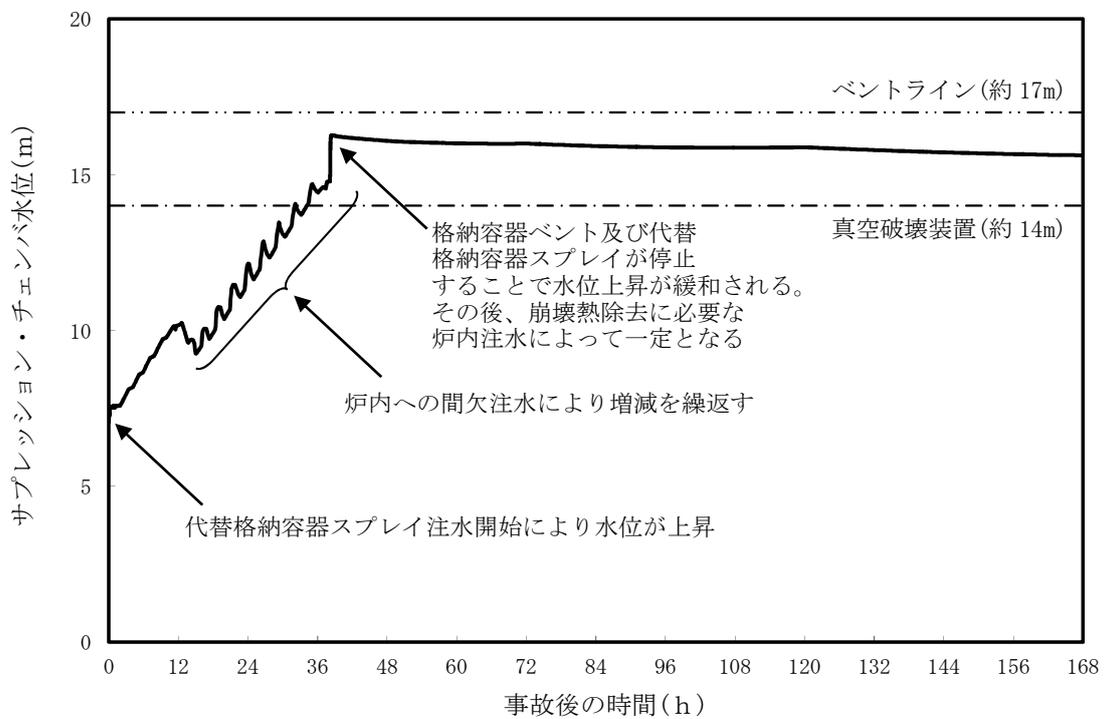


図4 サブプレッション・チェンバ水位の推移 (大 LOCA)

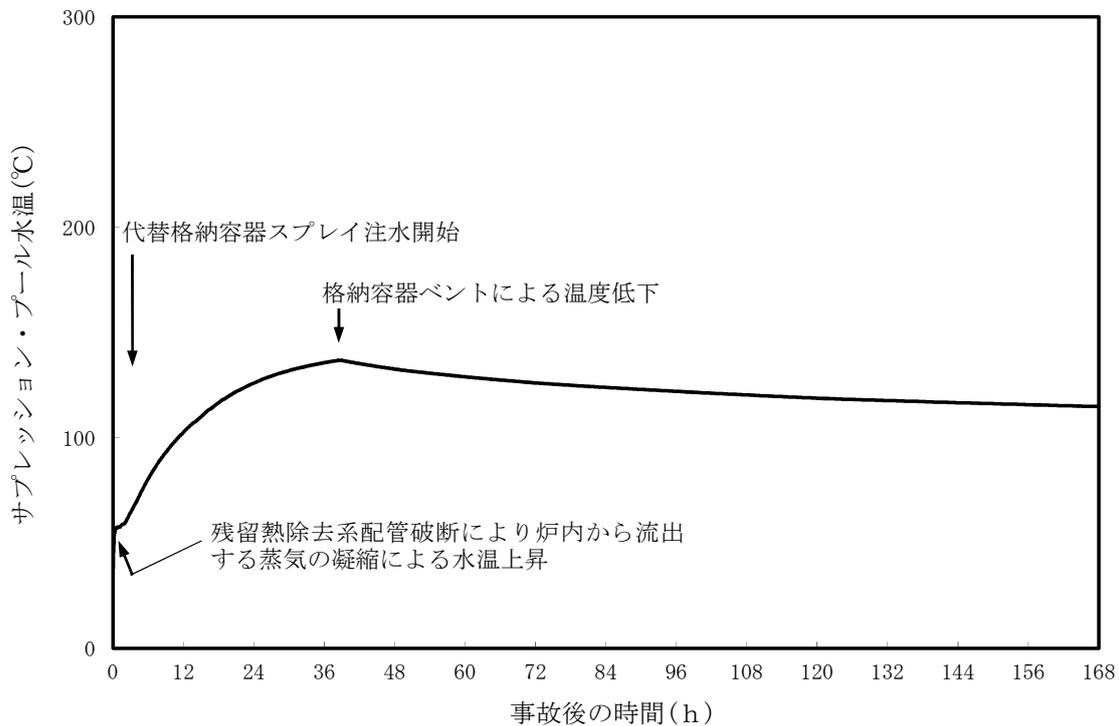


図5 サプレッション・プール水温の推移 (大LOCA)

- (2) 主蒸気逃し安全弁 (SRV) 作動時にプール水中のSRV排気管端部に設置されたクエンチャからの気泡吹き出しによる荷重
- ・逃がし安全弁作動時気泡振動荷重

SA時S/C水位が高い状況に考慮すべき動荷重について検討を行った。逃がし安全弁作動時荷重を考慮すべき状況は、SBO時のように、原子炉が高圧状態での隔離が長時間継続し、かつ外部水源からの注水を行う場合であり、その場合はS/C水位が上昇した状態で逃がし安全弁作動時荷重が生じ得る。SBO時の原子炉圧力、蒸気流量、サプレッション・チェンバ水位、サプレッション・チェンバ水温を図6～9に示すが、この場合のS/C水位は真空破壊弁高さよりも十分に低い。

また、LOCA時やその他のシーケンス時には、原子炉は短時間で減圧されるため、その後S/C水位が上昇した時点では、原子炉又はSRV排気管からの大流量の蒸気放出はなく、逃がし安全弁作動時荷重を考慮する必要はないと考えている。

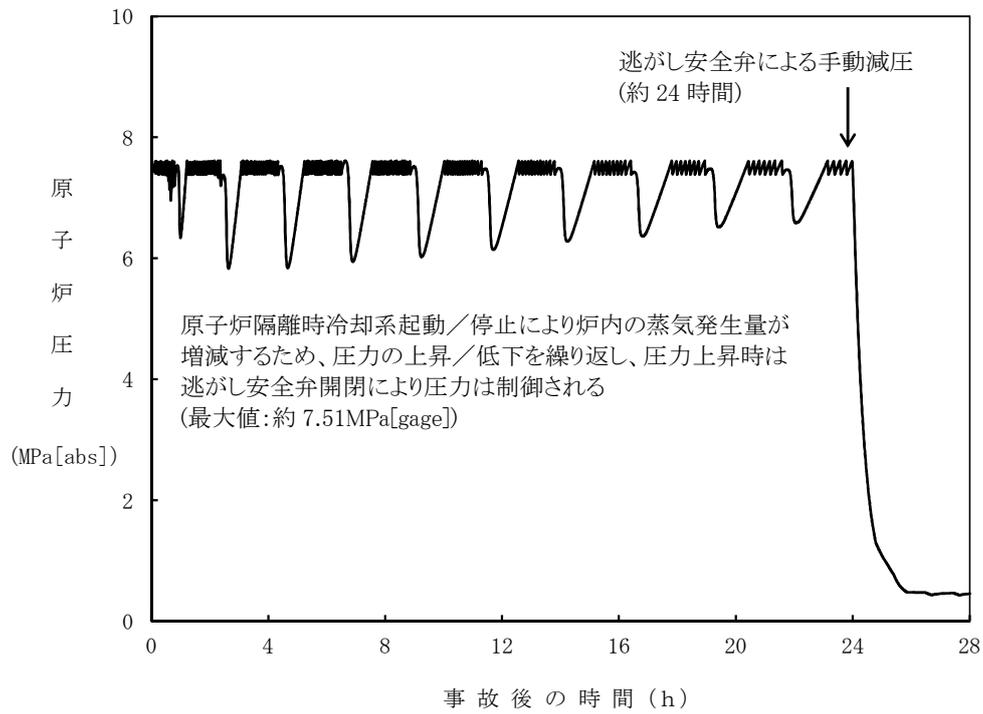


図 6 原子炉圧力の推移 (SB0)

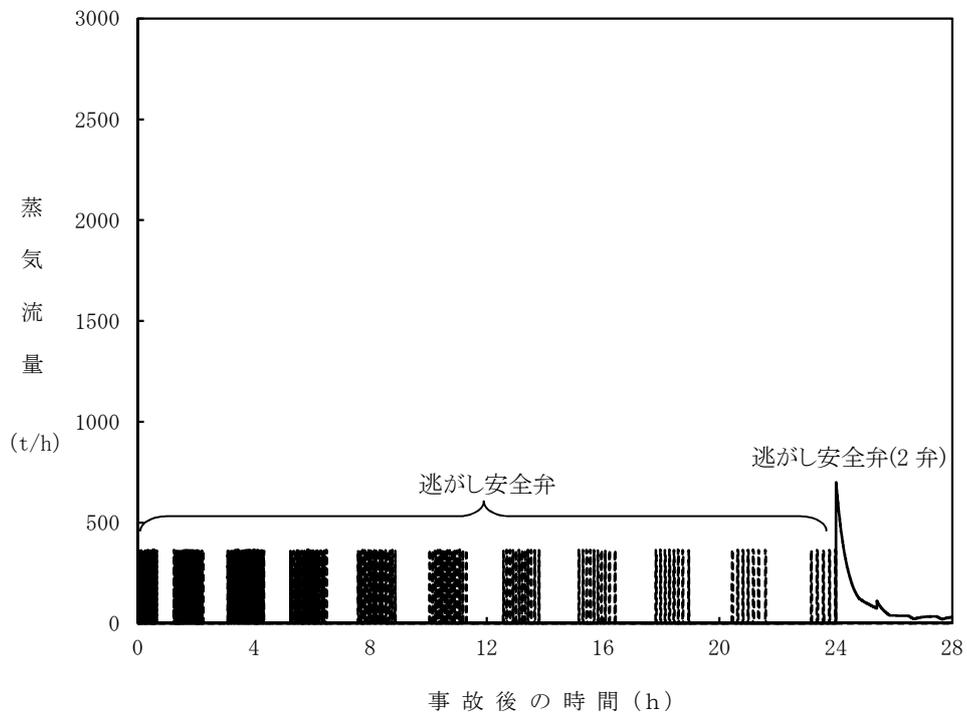


図 7 逃がし安全弁からの蒸気流出流量の推移 (SB0)

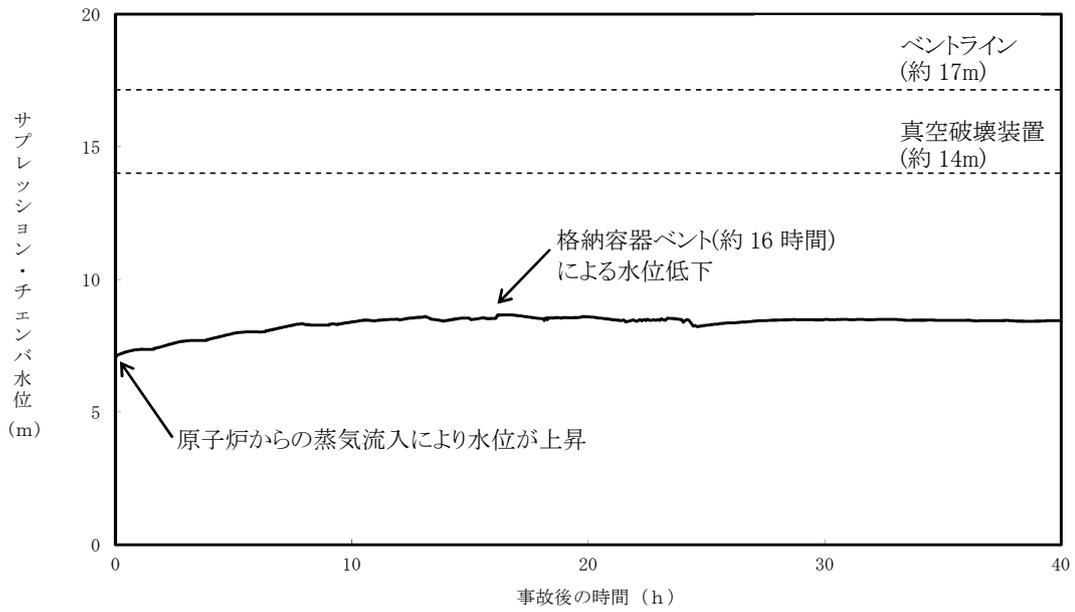


図8 サプレッション・チェンバ水位の推移 (SB0)

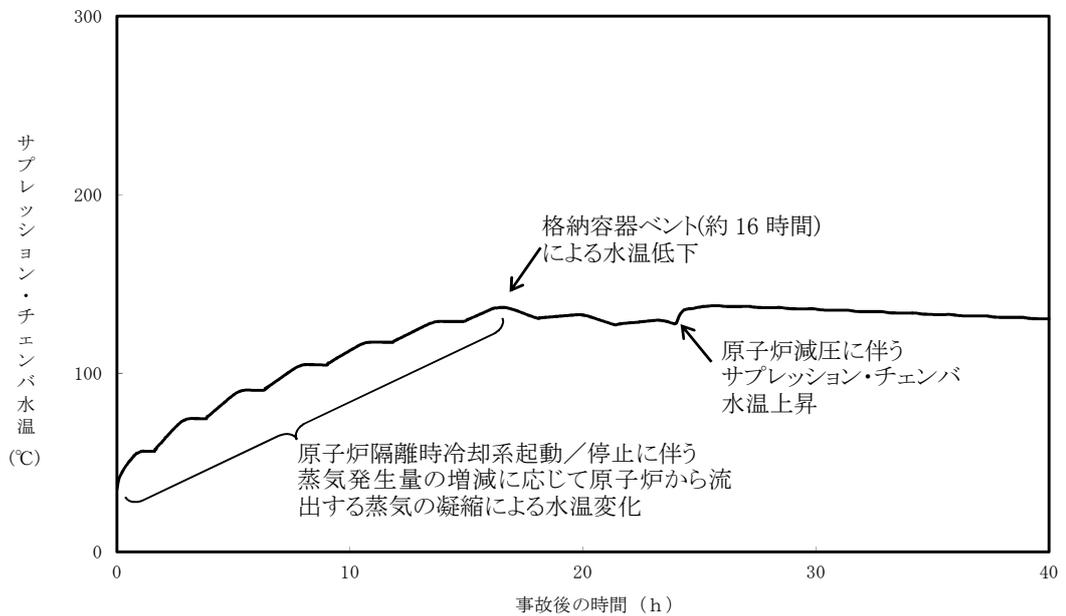


図9 サプレッション・チェンバ水温の推移 (SB0)

以上のことから、SA 時 S/C 水位上昇時のベント管による蒸気凝縮荷重及びチャギング荷重、逃がし安全弁作動時における逃がし安全弁作動時荷重については考慮する必要はないと考えており、建設時に設計考慮した動荷重で評価していることで十分と考えている。

ただし、保守的な考えとして、S/C 水位上昇時においてチャギング荷重が発生した場合の評価を、7 号炉を代表として以下に示す。なお、本評価は概略評価であり、参考値の位置づけで示す。

<評価モデル>

S/C に加わる水学的動荷重について、最も強度評価に影響を与える部位はアクセストンネルである。よって、S/C 水位上昇時のチャギング荷重を評価するために、7 号炉アクセストンネルの強度評価を図 10 の FEM モデルを用いて評価した。応力評価点については図 11 に示す。

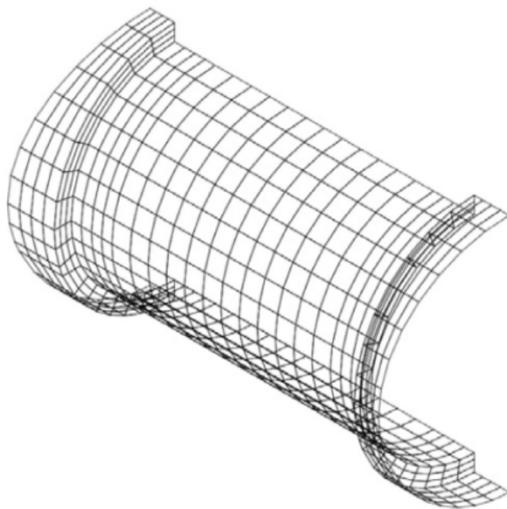


図 10 アクセストンネル FEM モデル

応力評価点番号	応力評価点
P 1	原子炉本体基礎側端部 (P 1-A~P 1-C)
P 2	原子炉本体基礎側フレキシブルジョイント部 (P 2-A~P 2-C)
P 3	下部ドライウェルアクセストンネル円筒側 (P 3-A~P 3-C)
P 4	原子炉格納容器側フレキシブルジョイント部 (P 4-A~P 4-C)
P 5	原子炉格納容器側端部 (P 5-A~P 5-C)

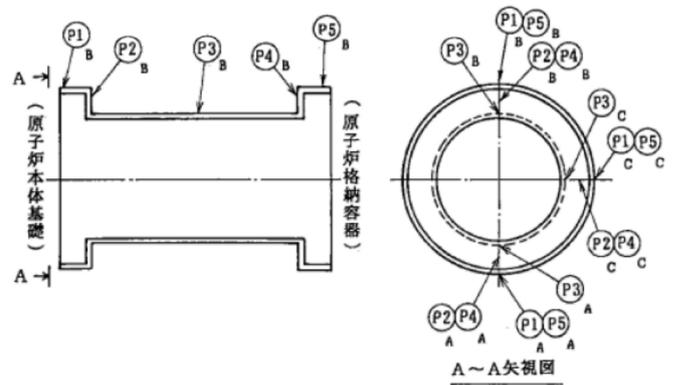


図 11 応力評価点

<評価条件>

評価条件は表 1 に示す。S/C 水位上昇によるチャギング荷重の影響を評価するために、S/C 水位は W/W ベントライン下端高さ (S/C 床面より 17.15m) の条件とし、その水位に応じたチャギング荷重値を用いて評価する。なお、評価条件として D/W-W/W 想定差圧、平均温度は建設時と同じ条件とする。

表1 アクセストンネル評価の条件

項目	建設時評価	今回評価
CH 荷重値	最大正圧 : +32kPa 最大負圧 : -19kPa	建設時と同じ
S/C 水位	HWL (S/C 床面より 7.1m)	ベントライン下端高さ (S/C 床面より 17.15m)
想定差圧	144kPa	建設時と同じ
平均温度	137.5℃	建設時と同じ

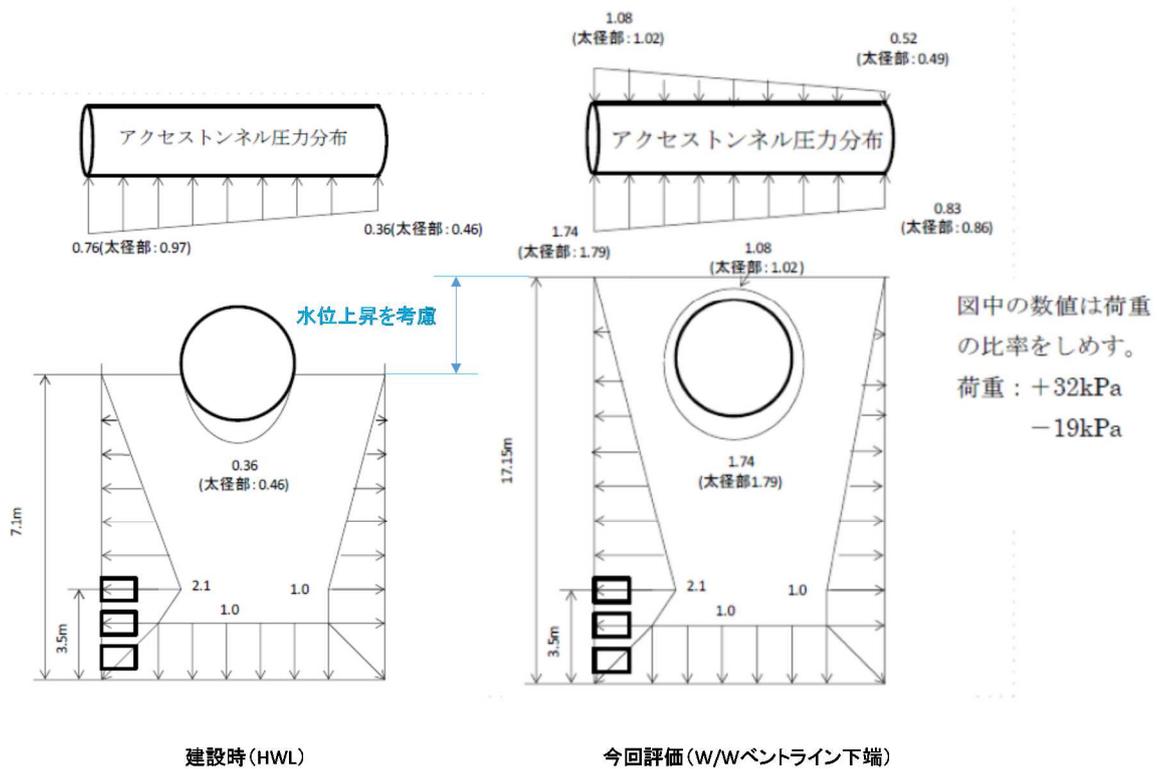


図12 チャージング荷重分布

<評価結果>

水位上昇時の運転状態Ⅳの応力評価のまとめを表 2 に示す。表 2 に示す通り、各応力評価は許容応力以下である。また、建設時との比も最大で約 1%程度であり、チャギング荷重の影響は、水位上昇を考慮してもほとんど影響しないことが確認できた。なお、シビアアクシデント時を想定すると S/C 水位上昇時は S/C 水温が高く、チャギング荷重の影響がほとんどみられない領域と考えられるが、本評価においてはチャギング荷重が厳しめに加わる想定で評価を実施している。このことから、S/C 水位上昇によるチャギング荷重の影響はほとんどないものと考えている。

表 2 水位上昇時の運転状態Ⅳの応力評価

荷重の組合せ番号	7 (CH)		
	建設時 (HWL) N/mm ²	水位上昇時 (HWL+10.05) N/mm ²	比
P1-A	360	357	0.99
P1-B	350	347	0.99
P1-C	208	209	1.00
P2-A	293	296	1.01
P2-B	147	138	0.94
P2-C	211	200	0.95
P3-A	29	24	0.83
P3-B	32	22	0.69
P3-C	27	28	1.04
P4-A	116	119	1.03
P4-B	268	260	0.97
P4-C	222	211	0.95
P5-A	270	267	0.99
P5-B	271	270	1.00
P5-C	356	350	0.98
最大	360	357	0.99
許容値	427	427	-

限界温度・圧力に対する評価対象部位の裕度について

原子炉格納容器バウンダリを構成する各設備に関して、重大事故時に放射性物質の閉じ込め機能を喪失する要因として、原子炉格納容器内の温度・圧力条件や原子炉格納容器本体の変形に伴い、構造健全性が失われる場合と、シール部の耐漏えい機能が失われる場合が想定される。

- ①原子炉格納容器本体（コンクリート部）
曲げせん断破壊
- ②原子炉格納容器本体（ライナ部）
延性破壊
- ③トップヘッドフランジ
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ④ハッチ類（機器搬入用ハッチ等）
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑤エアロック
延性破壊、変形、高温劣化（シール部）
- ⑥配管貫通部
 - ・貫通配管
延性破壊
 - ・スリーブ
延性破壊
 - ・端板
延性破壊
 - ・閉止板
延性破壊
 - ・閉止フランジ
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑦電気配線貫通部
延性破壊、高温劣化（シール部）
- ⑧原子炉格納容器隔離弁
延性破壊、高温劣化（シール部）

これら機能確保のために評価を行う必要のある機器について、構造健全性及びシール部の機能維持について、各設備に対し放射性物質の閉じ込め機能を確保できる判断基準を設定して評価を行ったが、判断基準に対する各機器の裕度について、表 18-1 に示す。

裕度の考え方は部位ごとに異なっており、破損限界を評価することができるものについては、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ における状態と破損限界との比較を行っている。一方、破損限界が確認できていないものについては、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態における健全性を確認した際の判定基準に対する裕度を評価した。

その結果、構造部材について裕度が最小となるものは、ハッチ類、エアロック、配管貫通部の応力比較であり、裕度は約1.1であった。ただし、これらの評価においては、評価基準として、規格等に定められている許容値を用いて評価しているものであり、許容値が保守的に設定されているものであることから、実際の構造部材としての実力ではさらに裕度を有しているものと考えられる。

一方、シール部については、シール材が事故条件下において時間的に劣化していくことが確認されている。このため、構造部材と異なり、現在の評価において健全性が確認されている7日間の期間を超えて $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が長時間継続した場合には、シール材が機能を喪失し漏えいが生じる可能性がある。また、シール部のうちでも、トップヘッドフランジや機器ハッチ等、フランジ構造になっている箇所については、圧力の上昇にともない開口量が増加するため、その影響により、他のシール部に比べて漏えいが生じるリスクが高いものと考えられる。

これらの検討結果から、構造部材については、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が維持された場合においても漏えいが生じることはなく、また、構造部材が有する実力での強度を考慮した場合には、十分な裕度が確保されているものと評価できる。一方、フランジ構造のシール部については、 $200^{\circ}\text{C} \cdot 2\text{Pd}$ の状態が維持された場合であっても、その状態が7日間を超えて長期間継続した場合には漏えいが生じる可能性がある。このため、実際の事故時における漏えいに対する裕度は、フランジ構造のシール部である、トップヘッドフランジ、機器ハッチ、エアロックが最も少ないと考える。

以上

表 18-1 評価対象機器が有する限界温度・圧力に対する裕度

評価対象部位	想定される 機能喪失要因	裕度の考え方	2Pdに対する裕度 (評価結果)
① 原子炉格納容器本体 (コンクリート部)	曲げせん断破壊	NUPEC で実施された弾塑性解析により、200℃条件下で、コンクリート部の内圧に対する耐圧性状を確認	約 2.0 (4.0Pd 近傍からコンクリート部の局所的破壊開始)
② 原子炉格納容器本体 (ライナ部)	延性破壊	NUPEC で実施された歪み評価をもとに、200℃条件下で、ライナ部破損圧力を評価	約 1.8 (約 3.5Pd でライナ部の相当塑性ひずみが破断ひずみに到達)
③ トップヘッドフランジ	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.5 (締め付けボルトの発生応力と許容値との比較)
④ ハッチ類 (機器搬入用ハッチ等)	変形・高温劣化 (シール部) 延性破壊	NUPEC で実施された 1/10 スケールモデル試験体を用いた耐圧試験結果に基づき限界圧力を評価 シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	約 1.4 (試験結果から弾性限界圧力 (約 2.8Pd) を算出) - (圧力の上昇により開口量が増加することに加え、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)
⑤ エアロック	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.1 (ガセットプレートのせん断力と許容値との比較)
⑥ 配管貫通部 (貫通配管)	変形・高温劣化 (シール部)	シール部の隙間評価結果及びガスケットの試験結果に基づき評価	約 3.0 (ハッチモデル試験体の限界圧力 (6.0Pd) との比較) - (圧力の上昇により開口量が増加することに加え、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)
⑦ 電気配線貫通部	延性破壊	設計・建設規格の評価式に準拠し 200℃、2Pd において応力評価を行い、許容応力と比較	約 1.1 (ガセットプレートのせん断力と許容値との比較)
⑧ 原子炉格納容器隔離弁	変形・高温劣化 (シール部)	シール部の隙間評価結果に基づき評価	約 1.1 (配管に生じる応力と許容値との比較) 約 1.8 (配管貫通部の部材 (コンクリート部) に生じる応力と許容値との比較) - (開口は生じないが、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難) 約 1.7 (呼び厚さと計算上必要な厚さとの比較) 約 1.3 (NUPEC での試験において、約 2.6Pd で漏えいが発生) - (開口は生じないが、シール材が経時的に劣化するため、裕度の評価は困難)

配管貫通部の代表性について

1. 原子炉格納容器貫通部の代表選定の考え方

- ① 原子炉格納容器配管貫通部における評価は、格納容器配管貫通部全数から本章で示す考えに基づき代表配管を選定する。
- ② 原子炉格納容器貫通部周りの配管に発生する応力は、原子炉格納容器貫通部の変位と、配管系の拘束から影響を受ける。まず、変位について原子炉格納容器が 2Pd、200℃時における変位を算定した結果を図2に示す。変位の評価モデルは「 0° - 180° 」と「 90° - 270° 」の2ケースの分割モデルで実施している。図3及び図4で評価モデルのイメージを示す。この評価結果から T. M. S. L 15m 以上の変位が最も高くなっていることを確認した。したがって 15m 以上にある配管貫通部から、拘束条件が厳しいものを選定することとした。
- ③ なお、小口径配管については、二次応力が小さい傾向にあるため、選定にあたっては対象外とする。
- ④ ここまでで抽出された配管貫通部を表1に纏めているが、本評価は格納容器限界温度・圧力（200℃、2Pd）における評価であることから、従来設計が 200℃以上のものは評価不要と考えているため、最高使用温度が 200℃以上の配管については対象外とする。
- ⑤ 上記の考えで抽出された配管貫通部は X-81（AC系）、X-82（FCS系）であり、これらについて、原子炉格納容器限界温度・圧力（200℃・2Pd）時の格納容器変位による配管損傷要因として考えられる二次応力の影響を評価するため、二次応力が厳しくなる配管拘束条件に着目して代表配管を選定することとした。拘束条件の厳しさを表す参考の値として、貫通配管の第一拘束点までの距離(L)と配管口径(D)の比(L/D)を用いる。一般的にLが小さい程拘束が厳しく、Dが大きい程配管応力を受けやすいことから、L/Dが最も小さいものが拘束条件が厳しく、配管応力を受けやすいと考えられる。

2. 代表配管の選定結果

上記の考え方から、L/Dが最も小さいものを選定した結果、表1で示す通り不活性ガス系の配管貫通部(X-81)を選定した。なお、X-81のペネ取付高さは T. M. S. L 19000 であり、L/Dは約 6.4 である。これらの代表配管抽出フローについては、図1で示している。

<代表配管抽出フロー>

<考え方>

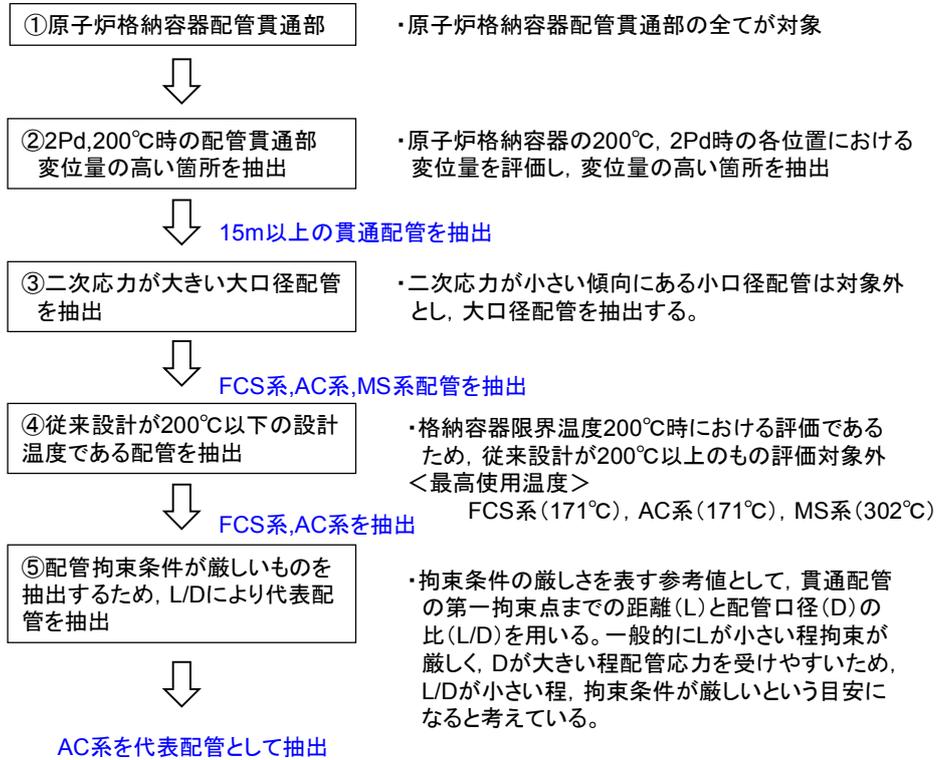


図1 代表配管抽出フロー

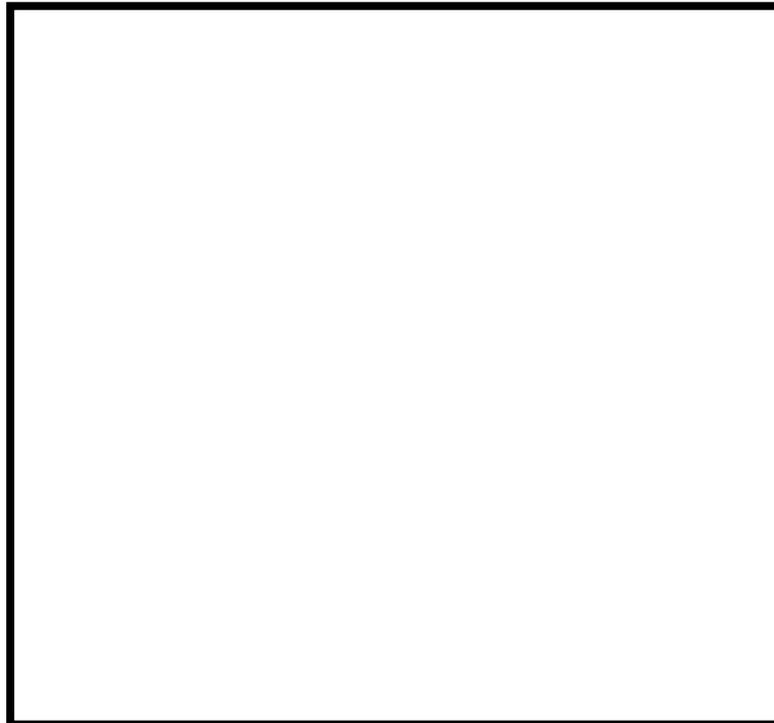


図2 格納容器(200°C、2Pd時)の変位

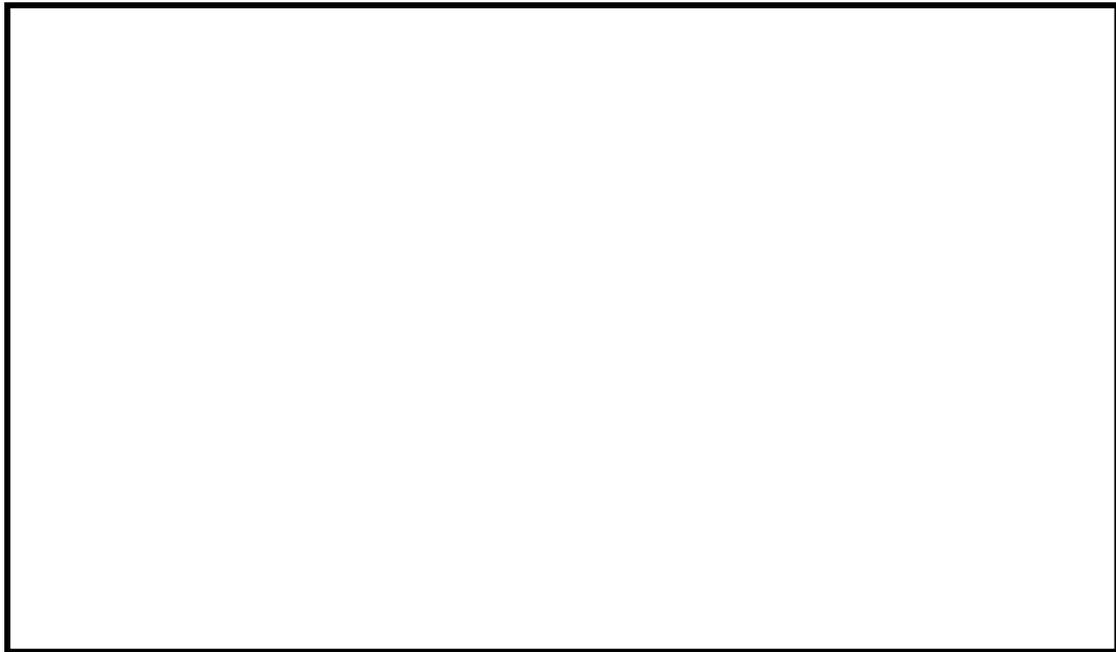


図3 格納容器「0° -180° 」、「90° -270° 」について（7号炉の例）



図4 変位の評価モデルイメージ（0° -180° ）

表1 配管貫通部と口径比（T. M. S. L 15m 以上）

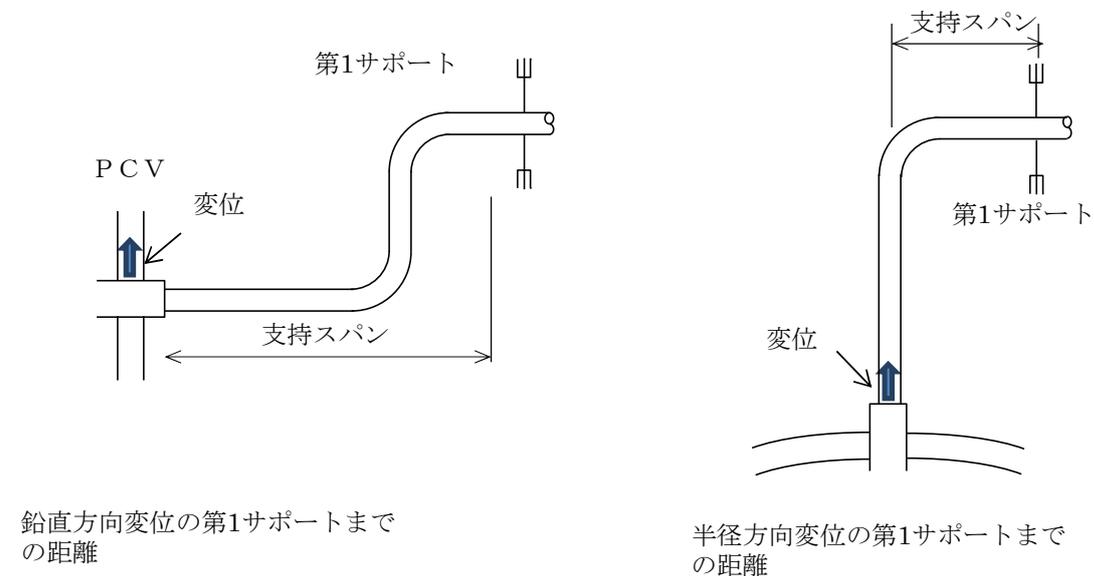
貫通部 番号	貫通部 取付 高さ	系統	プロセス管				PCV からの第1 サポート距離 L [mm]	口径比 L/D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]	D/t	最高使用 温度[°C]		
X-82		FCS						
X-81		AC						
X-10A		MS						
X-10B		MS						
X-10C		MS						
X-10D		MS						

※「PCV からの第1サポート距離」は、原子炉建屋側の配管ラインについて示す
 ※貫通部取付高さは T. M. S. L を示す。

<参考> 貫通部反力（モーメント）の比較

図2の代表選定フローで抽出されたAC系とFCS系の貫通配管について、L/Dの比較により代表配管を決定しているが、L/Dで代表を選定することが妥当であることを確認するために、配管貫通部の貫通部反力（モーメント）についても比較を実施した。貫通部反力（モーメント）の評価概要は図2に示す通りである。

第一サポートまでのサポート距離（支持スパン）は、各貫通部から第1拘束点までの距離とし、それぞれ放射方向L1、鉛直方向L2として貫通部反力（モーメント）の指標を算出し、代表配管の選定を評価した。評価結果を表2に示しており、L/Dの評価と同様に、反力（モーメント）の評価についてもAC系が厳しい結果であり、AC系を選定することが適切であることが本結果からも確認できた。



鉛直方向変位の第1サポートまでの距離

半径方向変位の第1サポートまでの距離

図5 貫通部反力（モーメント）評価におけるサポート支持スパンの考え方

表2 貫通部反力（モーメント）の評価結果

貫通部 番号	系統	呼び 径	貫通部 取付 高さ	サポート距離 (支持スパン)		貫通部反力 (モーメント)の指標		参考
				L1 (放射)	L2 (鉛直)	M1 (放射)	M2 (鉛直)	
				A	mm	mm	mm	N・mm
X-82	FCS							
X-81	AC							

※貫通部取付高さはT.M.S.Lを示す。

表2の貫通部反力（モーメント）の評価結果からも、L/Dと同様にAC系の方が厳しい値となっている。以下に貫通部反力（モーメント）の指標算出式を示しているが、式①は式④で表すことができ、反力（モーメント）は変位 δ が大きい程高く、L/Dが小さい程高くなる傾向であることが言える。今回の代表選定フローについては、変位 δ が高いと思われる15m以上において、最終的にはL/Dの小さい方を代表として選定しているが、この式④からも、その考えが妥当であることが言える。

<貫通部反力(モーメント)の指標算出式>

$$M = \frac{3EI\delta}{L^2} \quad (\text{式①})$$

Z: 断面係数
 I: 断面二次モーメント
 E: 弾性係数
 δ : 変位の指標
 L: サポートスパン

上記①式に以下の式②、③を代入する。

$$I = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \quad (\text{式②})$$

$$Z = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{32D} \quad (\text{式③})$$

D: 配管外径
 d: 配管内径

$$M = \frac{3E \frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} \delta}{\frac{\pi(D^4 - d^4)}{32D} L^2} = \frac{\frac{3}{2} E \delta}{\frac{L^2}{D}} \quad (\text{式④})$$

なお、貫通部反力（モーメント）Mの指標算出式から、MはL/Dではなく L^2/D が小さくなるにつれて大きくなることを示しているが、Mは単位面積あたりのモーメントを示す指標であり、実際の反力は、Mと断面係数Zの積で表される。断面係数Zは、一般的に配管口径Dが大きくなるにつれて大きくなる傾向にあるので、実際の反力は、 L^2/D が小さい、且つ、Dが大きいか程大きくなる傾向にある。図1で示す代表配管選定フローにおいて既に大口径配管、すなわちDが大きい配管を③で選出しており、さらに貫通部反力が大きくなる条件としては L^2/D が小さいことになる。これを簡易的に表現するとL/Dが小さくなるにつれて貫通

部反力が大きくなる傾向であると言えるため、反力の大きい配管貫通部の代表性を示すための参考になる指標と考えている。

ここで、表 3 に高さ 15m 以上にある配管貫通部のうち計装用配管貫通部を除く配管貫通部について L/D 及び L²/D を整理した。配管が小口径であるものは、二次応力が小さい傾向にあり、大口徑の配管貫通部と比較して貫通部反力も低くなると考えられるが、表 3 で示す通り小口径については L/D も高いため、L/D は貫通部反力の傾向を示せているものと考えられる。

よって、図 1 で示す代表配管選定フローにおいて、最終的に選出された配管のうち、配管拘束条件が厳しいものを選ぶための参考値として L/D を用いることについては妥当と考えている。なお、最終的には AC 系、FCS 系から AC 系を代表に抽出しているが、L/D だけではなく、貫通部反力（モーメント）の指標も算出し、AC 系の方が拘束条件が厳しいことを示した上で抽出している。

表 3 L/D 及び L²/D の整理

貫通部 番号	貫通部 取付 高さ	系統	プロセス管		PCV からの第 1 サポート距 離 L [mm]	口径比 L/D	(参考) L ² /D
			外径 D [mm]	肉厚 t [mm]			
X-82		FCS					
X-142A		MS					
X-142B		MS					
X-142C		MS					
X-142D		MS					
X-147		MS					
X-69		SA					
X-70		IA					
X-71A		HPIN					
X-71B		HPIN					
X-72		HPIN					
X-81		AC					
X-10A		MS					
X-10B		MS					
X-10C		MS					
X-10D		MS					
X-22		SLC					

※貫通部取付高さは T. M. S. L を示す。

バックアップシール材塗布による設計影響について

(1) バックアップシール材塗布によるフランジ設計への影響懸念

フランジ設計として、漏えい発生を防止するためにOリング溝にシール材(改良 EPDM)がセットされているが、シール機能を確保するために以下が設計上考慮されている。

- | |
|--|
| <ul style="list-style-type: none">① シール材について、開口を考慮した適切な押し込み量を確保すること② 内圧及びシール材反力について、適切なフランジ強度を有すること③ シール材が、化学的影響を受ける等により、反応や劣化等の影響を受けないこと④ フランジ締付作業の施工性が確保できること |
|--|

バックアップシール材をフランジ面に塗布することで、上記①～④について悪影響を与えないことを確認するため、バックアップシール材が塗布されることにより「フランジ開口量評価でシール材(改良 EPDM) 追従性に悪影響を与えないこと」、「フランジ応力評価に悪影響を与えないこと」、「シール材(改良 EPDM) に化学反応等の悪影響を与えないこと」、「フランジ締付作業・開放作業に悪影響を与えないこと」を確認した。

(2) バックアップシール材厚さの影響について

図1の試験体(直径30cm)を使用して、バックアップシール材を塗布せず試験体を組み上げた後(バックアップシール材無し)とバックアップシール材を塗布して試験体を組み上げた後(バックアップシール材有り)の試験体の厚さを測定した。その結果を表7に示す。バックアップシール材の有無による試験体の厚さの変化はほとんど無く、約0.01mm程度の差であった。

実プラントでのシール材の押し込み深さは約□□□□である。一方、今回測定結果から、バックアップシール材適用による押し込み量の変化は0.01mm程度と想定され、バックアップシール材適用による押し込み深さの変化量やフランジ開口量への影響は無視できる程度で悪影響はないと考えられる。

表7 試験体の厚さ測定結果

測定位置	バックアップ シール材無し(mm)	バックアップ シール材有り(mm)
1	40.01	40.02
2	40.02	40.02
3	40.00	40.03
4	40.00	40.02
5	40.00	40.01
6	40.01	40.01
7	40.01	40.01
8	40.01	40.02
9	40.01	40.03
10	40.01	40.03
11	40.01	40.03
12	40.00	40.03
平均	40.01	40.02

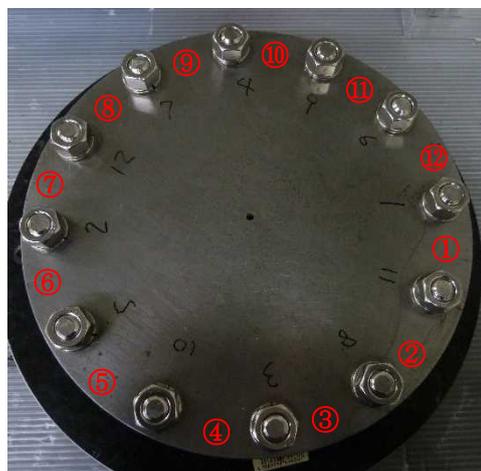


図7 試験体厚さ測定位置

(3) バックアップシール材塗布に伴うフランジへの影響について

バックアップシール材を塗布した場合の影響評価として、①開口量評価及び②フランジ応力評価を実施した。前述(1)からバックアップシール材塗布時の厚さは0.01mm程度であるが、保守的な仮定としてバックアップシール材厚みが0.5mmとし、開口量評価、フランジ応力評価に悪影響がないことを確認した。

① 開口量評価

構造上バックアップシール材の厚さ分、突起によるEPDM ガスケットの締付量は低減する。このため、最も評価結果が厳しくなるドライウェル機器搬入用ハッチにて2Pd 時の締付量と必要締付量を比較し、シール性能を維持できることを確認した(図7、表7参照)。なお、ここで用いたEPDM の必要締付量は実機を模擬した試験を実施し、締付量0mm でもシール性能を維持できることを確認している。

$$\begin{aligned}
 \text{評価式：締付量} &= \text{初期締付量} - \text{バックアップ材厚さ} - \text{開口量} \\
 &= (\text{□}) - (0.5\text{mm}) - (1.5\text{mm}) = \text{□} > 0\text{mm}
 \end{aligned}$$

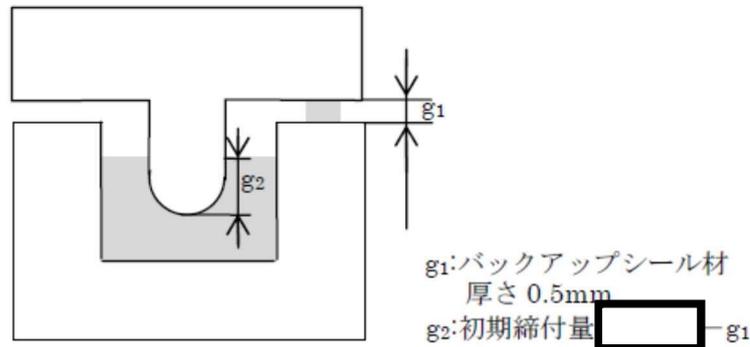


図7 バックアップシール材を保守的に0.5mm厚さとした初期締付状態図

表7 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジシール部開口量と締付量

設備名	バックアップシール材厚さ	開口量	締付量	必要締付量
ドライウェル機器搬入用ハッチ	0.5	1.5	[redacted]	0以上

(単位：mm)

② フランジ部応力評価

バックアップシール材を用いた際、2Pd 時にフランジに加わる荷重を表3に示す。表3 よりバックアップシール材の荷重は内圧による荷重と比較して2 桁以上小さくなる。このため、フランジ部へ発生する応力の影響は内圧が支配的であり、バックアップシール材の有無によりフランジ部へ加わる発生応力は殆ど変化しないと考えられる。

表3 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジに加わる荷重 (単位:kN)

内圧による荷重	ガスケット反力による荷重	バックアップシール材反力による荷重
5.166×10^4	5.108×10^2	1.431×10^2

参考として、バックアップシール材の有無によるフランジ部発生応力を比較したものを表4に示す。このように実際に上記の結果を反映したものとなっており、バックアップシール材を考慮しても、フランジ部に発生する応力は、弾性域であることを示す共用状態Csにおける評価基準値に対して十分に余裕があるといえる。

表4 2Pd時のバックアップシール材を用いたフランジ部発生応力
(単位：MPa)

応力評価点	バックアップシール材		供用状態 Cs における 評価基準値 (MPa)
	無し	有り	
ハブの軸方向応力	27	27	339
ボルト穴の中心円におけるフランジの半径方向応力	156	156	226
フランジの半径方向応力	2	2	226
フランジの周方向応力	2	2	226
組合せ応力	15	15	226
	15	15	226
ボルトの応力	322	323	432

(4) 改良EPDMに対する悪影響、フランジ締付・開放作業への影響について

現場作業等への影響について、フランジ締付時の締付ボルト管理トルク値の変更は必要ないこと、フランジ開放時(点検時)の手入れの際にバックアップシール材は容易に除去可能であることを確認している。また、バックアップシール材は改良 EPDM シール材と化学反応は生じないことから悪影響はないと考えられる。

以上のことは、施工時の影響確認として柏崎刈羽原子力発電所の実機の格納容器ハッチで実施したモックアップ試験時に、実際にバックアップシール材を塗布して確認しており、フランジ締付・開放作業に有意な影響を与えないことを確認している。また、化学影響については、長期熱劣化影響確認試験で改良 EPDM とバックアップシール材を組み合わせたフランジで劣化後の気密性が確認できていることから、悪影響がないと考えている。

(5) まとめ

上記(1)～(4)より、バックアップシール材塗布におけるフランジ締込量への影響は0.01mm程度と僅かであり、かつ、仮に保守的に締込量に0.5mmの影響があると想定した場合でも、開口量評価及びフランジ部応力評価に大きな影響を与えないことを確認した。また、改良EPDMシール材に対して化学反応の影響がないこと、フランジ締付作業性も確保できることから、バックアップシール材塗布によるフランジ設計上の影響はない。

TIP パージ弁（メタルシート）の実機適用性について

TIP パージ弁は、表 1 の通り弁座シートをメタルシールに変更し、グランドOリング及び弁ふたシールを改良 EPDM に変更したものを適用する。実機適用にあたっては、重大事故時環境を模擬した条件である 200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その弁配置での重大事故時における放射線量が照射されたとしても、シール機能が健全であることを評価した上で実機適用を行う。

なお、現時点では TIP パージ弁（メタルシート）の実機適用性を確認している段階にあるが、表 2 で示す試験体を用いた試験により 2Pd における弁（メタルシート）のシール性が確認できており、温度及び放射線の影響についても表 3 に示す通り重大事故環境下における健全性に見通しが立っている。これらを踏まえ、実機適用性の検証を更に進め、200℃蒸気が 7 日間以上暴露され、且つ、その際の重大事故時における放射線量が照射されたとしてもシール機能が健全であることを確認して実機に適用する。

表 1 TIP パージ弁シール部材について

バウンダリ箇所	部位	シール部材
TIP パージ弁	弁座シート	メタルシール
	グランドOリング	改良 EPDM
	弁ふたシール	改良 EPDM

表 2 TIP パージ弁（メタルシート）試験弁の弁座漏えい試験

試験項目	試験仕様			結果
	試験流体	試験圧力	保持時間	
弁座漏えい試験	空気	1.08MPa	3分	合格

表3 TIP パージ弁（メタルシート）の温度及び放射線の影響について

部位	シール部材	温度及び放射線の影響について
弁座シート	メタルシール	メタルシールであることから、放射線及び温度により劣化するものではない
グランドOリング	改良 EPDM	放射線、温度による劣化が懸念されるが、試験により200℃蒸気が7日間暴露され、その際の重大事故時における放射線量（800kGy）が照射されても健全であることを確認している。
弁ふたシール	改良 EPDM	放射線、温度による劣化が懸念されるが、試験により200℃蒸気が7日間暴露され、その際の重大事故時における放射線量（800kGy）が照射されても健全であることを確認している。

重大事故等対策の有効性評価に係る
シビアアクシデント解析コードについて

目次

1. はじめに	1-1
2. 有効性評価における物理現象の抽出	2-1
2. 1 炉心損傷防止	2-8
2. 2 格納容器破損防止	2-51
2. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止	2-72
3. 抽出された物理現象の確認	3-1
3. 1 BWR プラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認	3-1
3. 2 EURSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認	3-2
4. 適用候補とするコードについて	4-1
4. 1 適用候補コードの概要	4-1
5. 有効性評価に適用するコードの選定	5-1
5. 1 炉心損傷防止	5-1
5. 2 格納容器破損防止	5-4
5. 3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止	5-6
6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について	6-1
添付資料 1 許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について	

第1部 SAFER

第2部 CHASTE

第3部 REDY

第4部 SCAT

第5部 MAAP

本文

添付1 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱の防止について

添付2 溶融炉心と冷却材の相互作用について

添付3 溶融炉心とコンクリートの相互作用について

第6部 APEX

参考資料 TRACG

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止、格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」という。）に適用する解析プログラム（以下、「コード」という。）に関して説明するものである。

図1-1に有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと本資料の構成を示す。

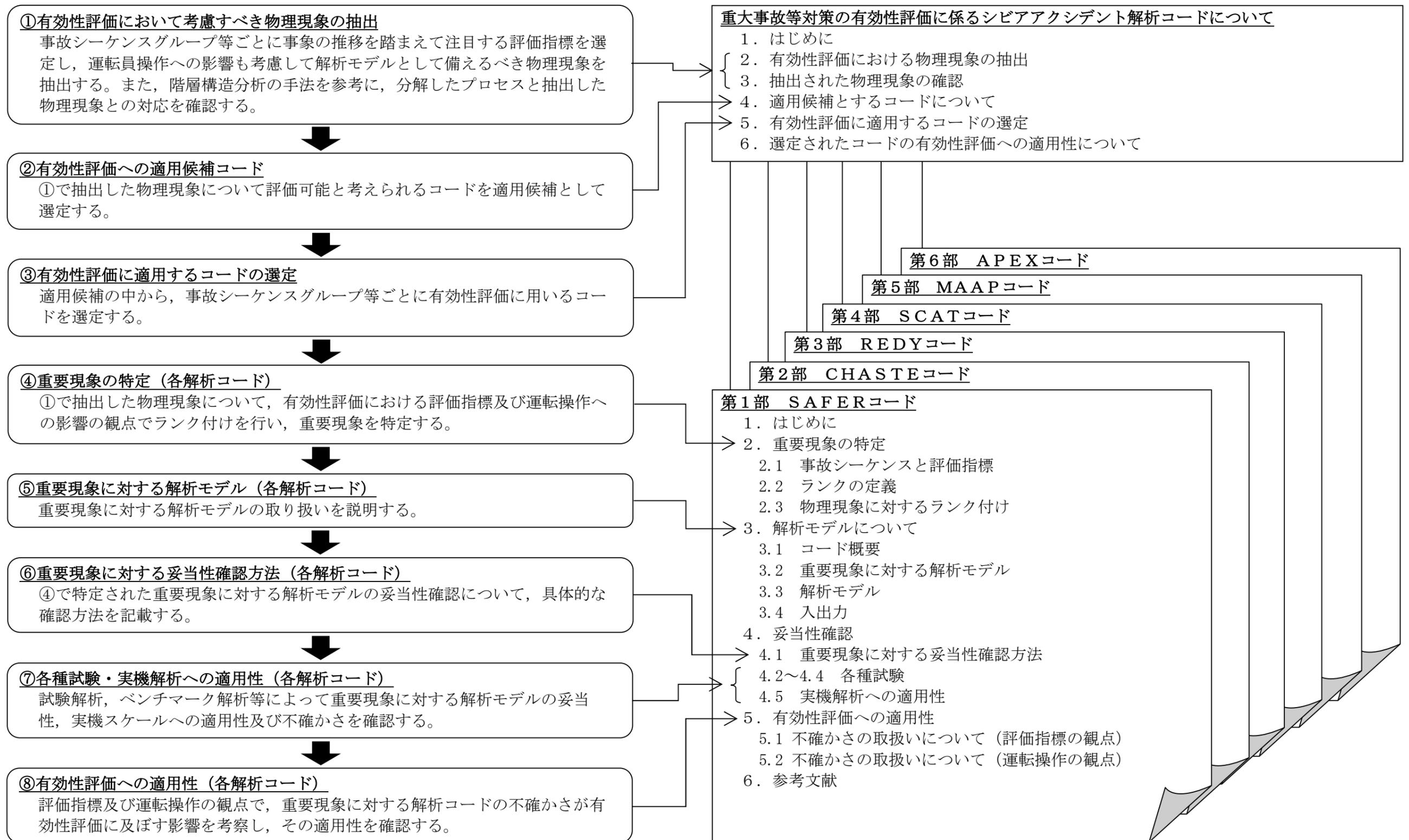


図1-1 有効性評価に適用する解析コードの説明の流れと資料構成

2. 有効性評価における物理現象の抽出

本章では、有効性評価において解析モデルとして具備する必要がある物理現象の抽出を行う。

有効性評価における解析の目的は、炉心損傷防止、格納容器破損防止及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止に関する重大事故等対策の有効性の確認であり、国内のBWRプラントが対象である。

物理現象の抽出は、「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の解釈」（以下、「規則の解釈」という。）において、有効性評価に当たって「必ず想定する事故シーケンスグループ」、「必ず想定する格納容器破損モード」及び「必ず想定する運転停止中事故シーケンスグループ」として挙げられたシーケンスグループ及び格納容器破損モードを対象とし、その中で代表的と考えられるシーケンスを前提として行う。

2.1、2.2及び2.3節では、各事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードに対し、事象の推移を踏まえて注目する評価指標を選定するとともに、運転員等操作の観点も含め、解析上必要な物理現象を抽出する。

物理現象の抽出に当たっては、3.1節で説明する階層構造分析における物理領域ごとに整理することとし、その物理領域は、事象進展に関連するBWRのシステムを質量やエネルギーの輸送に関して特徴的な現象を一括することができる比較的独立性の高いコンポーネント（炉心、原子炉压力容器、原子炉格納容器）に分類している。また、時間領域についても、出現する物理現象が大きく異なる炉心損傷前と炉心損傷後に分割した。

以下に、各物理領域について説明する。

A) 炉心 (核)

炉心(核)は、上部炉心支持板、下部炉心支持板と炉心シュラウドに囲まれた燃料集合体とチャンネルバイパスからなる領域で、核的な物理現象に関係する領域である。

原子炉がスクラムするまでの期間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度及び減速材温度反応度）の変化による反応度フィードバック効果、及び制御棒反応度、ボロン濃度（ボロン反応度）の影響を受け、同時に出力分布も影響を受ける（出力分布変化）。過渡時の中性子束挙動は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）、中性子寿命、遅発中性子生成割合の影響を受ける。制御棒の位置や燃料温度分布、減速材密度分布は、炉心の出力分布に影響する。炉心外周部の制御棒が1本引き抜かれる場合、局所的に出力が上昇することから、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また、制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受ける。

BWR炉心では、低炉心流量・高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

また、原子炉スクラム後に核分裂連鎖反応が停止すると、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が主要な熱源となる。

B) 炉心 (燃料)

炉心(燃料)は、炉心内の燃料棒の挙動に着目した領域である。

燃料棒は燃料ペレット、燃料被覆管、及びそれらの間のギャップガスにより構成される。核分裂反応により燃料棒内で発生した熱エネルギーが、冷却材へと放出される。燃料棒内温度変化は、ペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、通常は单相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達の考慮で充分であるが、ドライアウトして燃料棒表面温度が高くなった場合は、横方向及び縦方向からの燃料棒間輻射熱伝達の効果が生じる（三次元効果）。

沸騰遷移において、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する評価には、リウエット、クエンチ等の物理現象モデルが必要になる。

燃料温度は全ての事象解析において評価指標となる燃料被覆管温度に加え、核分裂出力の変化にも影響を与える。炉心出力が急激に上昇した場合には、ペレット被覆管相互作用（以下、「PCMI」という。）が生じる可能性がある。また、炉心露出等により燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、ジルコニウム-水反応が促進され、発熱量が増加するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形、破裂が発生する場合には、燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

炉心（熱流動）は、炉心の熱流動挙動に着目した領域で、燃料集合体とチャンネルバイパスからなるいわゆる炉心領域と、炉心流量に関する下部プレナムや再循環ループ、上部プレナムからなる領域である。

炉心では入口から流入した冷却材が燃料集合体内を流れ、炉心を冷却する。炉心入口は单相流状態だが、燃料集合体内を上昇するにつれ沸騰して二相流状態となり、軸方向ボイド率分布が発生する（沸騰・ボイド率変化）。チャンネルバイパスには、下部プレナムや燃料集合体のリーク孔等から、再循環流量の一部が流入する。燃料集合体出力分布によりボイド率分布が影響を受ける結果、各燃料集合体の全圧力損失が均一化するように、燃料集合体間に流量配分が生じる。原子炉への注水による再冠水過程においては、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後、スパーチャが水没した場合には、上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。これにより炉心の三次元的な流動状態（三次元効果）が発生する。

また、再循環ポンプトリップにより炉心流量が低下した場合は、炉内での径方向の燃料集合体間流量配分変化（三次元効果）が発生する。さらに、原子炉スクラムに失敗し、高出力・低炉心流量状態では中性子束振動現象及び炉心流量振動現象（三次元効果）が生じる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力急減事象では、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。炉心とダウンカマの自然循環が途切れた場合には、炉心に二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）が形成され、炉心上部が蒸気中に露出する場合がある。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する場合がある。炉心上部が露出した状態で上部プレナムに注水すると、燃料集

合体から吹き上げる蒸気により燃料集合体内に落下する水量が制限される気液二相対向流現象（CCFL）や、上部プレナムのサブクール水により燃料集合体から吹き上げる蒸気が凝縮して、水が一気に燃料集合体内に落下するCCFLブレイクダウンが発生する場合がある。また、炉心流量が少ないと、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

原子炉圧力容器は、炉心、上部プレナム、下部プレナム、セパレータ、蒸気ドーム、ダウンコマ、ジェットポンプと再循環ループ又は再循環ポンプからなる領域で、主蒸気配管と給水系も含める。

主蒸気配管には、原子炉圧力容器の過度な圧力上昇を防止するために逃がし安全弁（SRV）が設置されており、蒸気はサプレッション・チェンバのプール水面下に放出される。

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。セパレータから出て蒸気中に巻き込まれた液滴はキャリーオーバー、セパレータ戻り水に巻き込まれた気泡はキャリーアンダーと呼ばれる。

ポンプトリップ時の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性で決まる。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマと炉心シュラウド内側の圧力損失のバランスから決まる。

原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管に大破断を生じたような圧力低下事象における二相流動は、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生し、これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位（気液分離（水位変化）・対向流）はボイド率変化に応じて変化する。水位低下により炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気が上部プレナムを経由して蒸気ドームに流出し、気液熱非平衡状態が発生する場合がある。このような原子炉圧力の急減時には、構造材から冷却材への熱伝達（構造材との熱伝達）が発生する。また、主蒸気隔離弁急閉事象のような圧力上昇事象では、蒸気の凝縮が発生する。原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じると系外（原子炉格納容器）への冷却材放出が生じ、破断流量は臨界流又は差圧流になる。原子炉圧力容器内冷却材の補充源としては原子炉隔離時冷却系（RCIC）、非常用炉心冷却系（ECC

S) 及び代替注水設備がある。

S L C 作動時には炉内にほう酸水が拡散し、炉心の停止に必要な反応度を与える。(ほう酸水の拡散, 三次元効果)

E) 原子炉格納容器

原子炉格納容器は、格納容器下部、ドライウェル、ウェットウェルからなる領域である。原子炉格納容器は通常、原子炉冷却材圧力バウンダリから隔離された状態であるが、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する配管等に破断を生じた場合、冷却材がドライウェルに放出される。また、格納容器各領域間の流動としては、放出された蒸気がサブプレッション・チェンバのプールで凝縮され、圧力が抑制される。また、逃がし安全弁作動時には原子炉圧力容器の蒸気はサブプレッション・チェンバのプールに放出されて凝縮し、冷却材及び非凝縮性ガスは原子炉格納容器内の気相部及び構造材へ熱伝達する（気液界面の熱伝達）。サブプレッション・プール冷却としては、サブプレッション・チェンバのプール水を残留熱除去系の熱交換器で冷却することができ、また、原子炉格納容器内にスプレイ冷却することにより格納容器内雰囲気冷却する。原子炉格納容器内気相部の温度変化に対しては、構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失した場合には、原子炉への注水を確保し格納容器ベントにより除熱する。炉内の放射線水分解等による水素・酸素が発生するが、原子炉格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

F) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

炉心が露出し、崩壊熱や燃料被覆管の酸化反応熱により燃料がヒートアップすると、燃料ペレットの崩壊、燃料被覆管の溶融、溶融物の流下による燃料外形の増加（燃料のキャンドリング）により、流路の閉塞に至る。さらに温度が上昇すると、溶融プールを形成し、溶融物は次第に下方に移動し、下部プレナムに堆積する（リロケーション）。

この過程において溶融炉心との熱伝達により温度が上昇し、一部の炉内構造物が溶融する。炉心損傷後に注水がある場合には、損傷炉心は冷却されることになる。冷却材は次第に原子炉格納容器内へと放出されるが、溶融した炉心が原子炉圧力容器内に残された冷却材と相互作用すると、一部の溶融炉心は細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。また、原子炉圧力容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

高温の溶融炉心から炉内構造物及び原子炉圧力容器へ、さらに、原子炉圧力容

器からの輻射熱伝達により、原子炉格納容器側へ熱が移動する（構造材との熱伝達）。下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達による熱的負荷によって、原子炉圧力容器破損に至る。

炉心溶融の過程で高温の水蒸気と燃料被覆管、制御材及び構造材の反応、水の放射線分解によって非凝縮性ガスが発生する（放射線水分解等による水素・酸素発生）。また、燃料被覆管破損や炉心溶融が発生すると、気相及び液相（液滴又は液体）として、燃料から核分裂生成物（F P）が放出され、冷却材の流れとともに原子炉圧力容器内に拡がっていく（原子炉圧力容器内F P挙動）。

G) 原子炉格納容器（炉心損傷後）

原子炉圧力が高圧の状態では原子炉圧力容器破損に至ると、溶融炉心及び水蒸気が高圧で放出される。この過程では溶融炉心は液相（液滴）としてエントレインされ、酸化反応を伴いながら原子炉格納容器空間部に放出される（原子炉圧力容器破損後の高圧溶融炉心放出／格納容器内雰囲気直接加熱）。原子炉圧力が低圧の場合、原子炉圧力容器破損後に溶融炉心が落下し、格納容器下部床面で拡がりながら床に堆積する。溶融炉心の落下の過程において、格納容器下部区画の内部構造物を溶融、破損させる。格納容器下部区画に水がある場合には、冷却材と相互作用し、一部、細粒化あるいは固化する（原子炉圧力容器外F C I（デブリ粒子熱伝達／溶融炉心細粒化））。格納容器下部に堆積した溶融炉心が床面を拡がり、原子炉格納容器バウンダリに到達する場合には、原子炉格納容器を破損させる（格納容器直接接触）。

格納容器下部区画に水がある場合には、溶融炉心と格納容器下部プール水、コンクリートとの間で熱伝達する。水がない場合には、高温の溶融炉心からの輻射熱伝達によって構造物が加熱される。このとき、コンクリート温度が上昇するとコンクリートの分解により、非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。また、原子炉格納容器内で溶融炉心の再臨界に至る可能性がある。

核分裂生成物（F P）は、原子炉圧力容器内から、逃がし安全弁や破損口を介して、又は溶融炉心の原子炉格納容器内への移動に伴って原子炉格納容器内に放出される（原子炉格納容器内F P挙動）。

抽出された物理現象は、事故シーケンスグループ等との組合せで注目する評価指標に対して、解析を実施する上で必要な物理現象と、物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象に分類し、マトリクスの形で整理する。この整理は、最終的に解析コード選定において用いることとなる。

なお、事故シーケンスグループ等ごとで抽出する各物理領域に特徴的な物理現象は、過去の同種の解析や研究から得られた知見に基づき、注目する評価指標への影響が具体的、かつ、それを模擬するために求められる解析コードの物理モデルや解析条件との対応が明確なレベルで抽出を行う。また、解析コードの選定を幅広く客観的に判断するために、評価指標に対し影響が小さい現象についても、物理現象として選定することとする。

2.1 炉心損傷防止

本節の各項では、炉心損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の(a)～(d)の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

- (a) 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。
- (b) 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1.2倍又は限界圧力を下回ること。
- (c) 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又は限界圧力を下回ること。
- (d) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。

一方、厳密には、評価項目に対応する評価指標ごとに、解析上必要な物理現象が異なっており、ここでは、事故シーケンスグループの特徴を踏まえて、有効性評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものを選定した。さらに、この選定により、他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性があることの確認に影響しないと考えられるものを注目する評価指標として選定する。

抽出された物理現象は、事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で表2-1のように整理されている。表2-1では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

なお、物理現象の抽出に当たっての事故シーケンスグループごとの事象の推移は、国内外の先進的な対策を踏まえて計画されている炉心損傷防止対策を考慮し、かつ、その対策に有効性があると想定される範囲について記述している。

2.1.1 高圧・低圧注水機能喪失

(1) 事象の推移

高圧・低圧注水機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ、低圧代替注水設備の場合には、手動操作により原子炉を減圧し、減圧後に低圧代替注水系により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RCIC及びECCS（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低でRCIC及びECCS（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備の場合には、高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。SRVからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により、原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作によりSRVを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、圧力及び温度の

上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、注水設備が高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉への注水、低圧代替注水設備の場合には原子炉減圧操作により原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後、減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び低圧代替設備の場合に必要な減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化は

ほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。

炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。SRVからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。SRVから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MS I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.2 高圧注水・減圧機能喪失

(1) 事象の推移

高圧注水・減圧機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ原子炉減圧機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、自動減圧ロジックの追加等による原子炉減圧機能の強化及び代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられ、原子炉水位の低下により、原子炉の自動減圧を行い、減圧後に低圧注水系等により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RCIC及びECCS（高圧注水系）起動失敗+原子炉の減圧の失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低でRCIC及びECCS（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、自動減圧ロジックを追加し、SRVにより原子炉を自動で急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉内保有水及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、炉心再冠水以降は残留熱除去系を用いた除熱を行うことにより、圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水及び原子炉への高圧注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、その後の自動減圧により低圧注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後、減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料はヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水及び原子炉への高圧注水機能及び減圧機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の有在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によっ

て、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉を自動で急速減圧した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧注水系による注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

SRVを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。SRVからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。SRVから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、低圧注水系からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉を自動で急速減圧した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MSIV閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。また、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。サブプレッション・プール冷却による格納容器内圧力及び温度制御が可能であるため、格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントは実施しない。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.3 全交流動力電源喪失

(1) 事象の推移

全交流動力電源喪失は、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とともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、可搬型及び常設の代替交流電源設備による給電が一定時間確保できないことを想定し、常設直流電源等の確保及びR C I Cによる炉心冷却並びに交流動力電源確保後の減圧操作及び低圧代替注水系による炉心冷却が挙げられる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「全交流動力電源喪失+給水流量の全喪失+R C I C及びE C C S又は低圧代替注水設備」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、非常用ディーゼル発電機の起動に失敗して全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低でR C I Cの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低、又は、タービン蒸気加減弁急速閉に伴いM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、直流電源が枯渇し、R C I Cが機能喪失した場合には、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、交流動力電源による給電ができない一定期間直流電源の確保によりR C I Cによる炉心冠水維持を継続し、交流動力電源確保後に、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水設備、又は、低圧注水系による原子炉注水を開始することで、炉心の冠水維持を継続することで事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、交流動力電源の給電開始前は代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱、交流動力電源の給電開始後は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより、格納容器の圧力及

び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、交流動力電源の給電開始前はR C I Cにより、交流動力電源の給電開始後は低圧代替注水設備又は残留熱除去系の低圧注水モードにより炉心冷却するが、原子炉隔離後、原子炉圧力はS R Vの開閉により制御され、その後、減圧されるため、S R Vの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、S R Vによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、安全機能を有する系統及び機器の交流動力電源の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は、原子炉水位低でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束

変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態から

の露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。低圧代替注水設備又は低圧注水系による注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R Vからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R Vから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、低圧代替注水設備又は低圧注水系からの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイ

ド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、MS I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントによる除熱、又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却を実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.4 崩壊熱除去機能喪失

2.1.4.1 取水機能喪失

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には、取水機能が喪失した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、RCIC等による原子炉注水を行うとともに、格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱により、格納容器の健全性を維持し、炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「全交流動力電源喪失＋給水流量の全喪失＋取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失の発生後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、取水機能の喪失に伴う非常用ディーゼル発電機の機能喪失により全交流動力電源喪失となる。外部電源喪失により給水流量の全喪失となり、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低でRCICの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低、又は、タービン蒸気加減弁急速閉に伴いMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び代替ヒートシンクを用いた残留熱除去系による除熱を行うことにより、原子炉格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、RCICにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減

圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、RCICによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉、又は原子炉水位低でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、外部電源が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、放射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの放射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シーケンスでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R Vからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R Vから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ド

ームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンカムから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントによる除熱、又は代替ヒートシンク等を用いた残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却を実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。

2.1.4.2 RHR機能喪失

(1) 事象の推移

崩壊熱除去機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、崩壊熱の除去に失敗する事象を想定する。具体的には、残留熱除去系が故障した場合を想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、RCIC等による原子炉注水を行うとともに、格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱により、格納容器の健全性を維持し、炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+RHR機能喪失+RCIC及びECCS注水設備又は代替注水設備」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低でRCICの起動に成功し、原子炉水位は回復する。原子炉水位低又は手動操作によりMSIVを閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、格納容器の圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、RCICにより原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、SRVによる原子炉圧力制御及び減圧操作により冷却材を原子炉格納容器のサブプレッション・チェンバのプールに放出するため低下し、炉心上部が露出する場合には、炉心燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、RCICによる原子炉注水には成功するが崩壊熱の除去機能の喪失事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

給水が喪失して原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、給水が喪失してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スパーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温

度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の影響は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉压力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい (三次元効果)。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンカマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離 (水位変化) ・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R Vからの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R Vから放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。E C C S (給水系・代替注水設備含む) 注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰 (フラッシング) が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉压力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉压力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して压力容器外へ流出するまでに、ダウンカマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気 (冷却材) がS R Vを介してサブプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサブプレッション・チェンバのプール

水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サブプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.5 原子炉停止機能喪失

(1) 事象の推移

原子炉停止機能喪失は、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化の発生後、原子炉停止機能が喪失することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替制御棒挿入機能による制御棒挿入又はほう酸水注入系によるほう酸水の注入、並びに代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能による再循環ポンプトリップが挙げられる。ただし、本事故シーケンスグループでは代替制御棒挿入機能は保守的に作動しないものとしている。また、残留熱除去系による除熱により、原子炉格納容器の健全性を維持し、炉心冷却機能を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとしては「MS I Vの誤閉止+原子炉スクラム失敗」を想定する。MS I Vの誤閉止による原子炉スクラムに失敗するため臨界状態が維持される。MS I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、代替原子炉冷却材再循環ポンプ・トリップ機能が作動して再循環ポンプがトリップするため炉心流量が減少する。これにより原子炉出力は低めに抑制される。

原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気（冷却材）が放出され、原子炉圧力の上昇は抑制される。原子炉で発生した蒸気（冷却材）は原子炉格納容器内のサブプレッション・チェンバへ放出されるため、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する。

MS I Vの閉止により、タービン駆動給水ポンプが停止するが、モータ駆動給水ポンプの自動起動を考慮する。また、MS I Vの閉止により、給水加熱器への抽気蒸気が無くなるため、給水温度は低下し、炉心入口サブクーリングが大きくなることから原子炉出力は次第に上昇する。原子炉出力の上昇により、燃料被覆管温度は上昇する。

一方、制御棒が挿入されないことから、原子炉を未臨界にするために、ほう酸水注入系を手動操作にて起動することにより、ほう酸水が徐々に注入され、負の反応度が印加されると、原子炉出力は次第に低下する。

原子炉格納容器のプール水温上昇率は原子炉出力の低下とともに緩やかとなり、残留熱除去系起動によるサブプレッション・プール冷却効果と相まって、事象は収束する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、原子炉スクラムに失敗しているため、MS I V閉止後は、原子炉出力及び原子炉圧力が上昇する。原子炉出力の上昇は、燃料被覆管表面を沸騰遷移状態に導くことによる燃料被覆管温度の上昇を生じさせる可能性がある。また、原子炉圧力は、原子炉がスクラムしていないため、発生する大量の蒸気により上昇する可能性がある。

原子炉格納容器内は、原子炉内で発生した蒸気がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出されるため、原子炉格納容器温度及び原子炉格納容器圧力が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスでは原子炉スクラムを考慮しないため、核分裂出力に関連する熱源として、核分裂による即発熱、核分裂生成物の崩壊熱及び減速材での直接発熱を長時間に亘って考える必要がある。ほう酸水注入系起動により原子炉が停止するまでの期間においては、ボイド反応度（減速材密度反応度）、ドップラ反応度、減速材温度反応度、ボロン反応度などの反応度フィードバック効果が出力分布変化や遅発中性子寿命や中性子寿命と関連しあって原子炉出力に影響する。また、本事故シーケンスでは制御棒反応度や制御棒速度のような制御棒反応度効果を考慮しないため、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

B) 炉心（燃料）

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内ペレットの熱伝導、燃料と燃料被覆管間のギャップ熱伝達、燃料被覆管内の熱伝導、燃料棒表面からの熱伝達により冷却材へと放出される。このうち、燃料棒表面熱伝達には冷却材の状態によって単相壁面熱伝達、二相壁面熱伝達の二つの状態が存在し、

原子炉出力の上昇によって燃料棒がドライアウトした場合にはリウエット現象が生じる。本事故シーケンスでは炉心の露出が生じないことから、輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。これらの物理現象によって燃料棒内温度変化が生じるが燃料温度はドップラ反応度フィードバック効果に影響を与えるため、この観点からも考慮が必要である。また、燃料被覆管温度が非常に高くなった場合には、水-ジルコニウム反応による燃料被覆管酸化が生じ、さらに燃料棒内圧の上昇が大きい場合は燃料被覆管変形が生じることが考えられる。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱されるため、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する。本事故シーケンスでは、炉心における沸騰・ボイド率の変化は、MS I V閉鎖による圧力波の伝播、炉心以外での温度成層化、チャンネルバイパス間冷却材温度差、炉心内二相水位有無により影響される。また、炉心内の圧力損失は炉心流量の流動挙動に影響を与える。原子炉水位が低下して炉心部に二相水位が生じると気液分離（水位変化）・対向流が生じて炉心の一部で過熱蒸気が発生し、気液熱非平衡が生じる。再循環ポンプトリップにより強制循環力が小さくなる場合には炉心入口流量配分が変わり得る（三次元効果）。本事故シーケンスでは、事象進展において高出力で低炉心流量状態となった場合に核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性がある。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

前項までに挙げた主要な炉心領域の現象に対する境界条件は、冷却材の流動挙動の結果として与えられる。再循環ポンプのコーストダウン特性と流路慣性はトリップ時の冷却材流量変化に、炉心部の圧力損失は自然循環に移行した際の自然循環流量に影響する。MS I V閉鎖による原子炉圧力上昇時の圧力波の伝播及び原子炉出力上昇によるボイド率分布の変化や前述の冷却材流量変化は、シュラウド外の沸騰・凝縮・ボイド率変化に影響する。原子炉水位の低下はセパレータのキャリーアンダー増加を生じさせ、ダウンコマ部における気液分離（水位変化）・対向流の発生に影響する。

ほう酸水注入によるほう酸水の拡散は反応度フィードバック効果に影響する。

原子炉圧力上昇によりSRVが作動してSRVの流量特性に応じて冷却材を臨界流状態で放出して原子炉圧力上昇を抑制するが、この冷却材放出は原子炉内での冷却材の保有水量に影響する。なお、冷却材の流動挙動に与える要因は、炉心以外領域と炉心内領域におけるマスバランス（圧力バランス）であるため、炉心以外での領域内で二相水位、二相流動、気液分離（水位変化）・対向流、気液熱非平衡が原子炉出力に影響することはない。なお、核分裂により継続して熱を発生している本事故シーケンスでは原子炉圧力容器等の構造材との熱伝達による放熱は相対的に小さいため無視できる。

SRVから放出された冷却材は、ECCS（給水系・代替注水設備含む）からの注水により補われる。ECCS（給水系・代替注水設備含む）からの注水は、注水系統の流量特性や温度特性により保有水量の変化や炉心入口サブクールの変化に影響する。原子炉のエネルギーバランスは、主として前述の原子炉出力と冷却材の出入りに伴う変化により定まる。

再循環ポンプトリップにより、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分に影響する（三次元効果）。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で発生した蒸気（冷却材）がSRVを介してサブプレッション・チェンバに放出され、圧力及び水温が上昇する。

サブプレッション・チェンバのプール水温度が上昇するが、残留熱除去系によるサブプレッション・プール冷却による除熱を行うことにより圧力及び温度の上昇を抑制する。本事故シーケンスでは、サブプレッション・チェンバへ放出された蒸気は、サブプレッション・チェンバプール水で凝縮してプール水温度が上昇する。放出された蒸気の、格納容器各領域間の流動や、気液界面の熱伝達による雰囲気温度／圧力への影響がドライウェルやウェットウェル雰囲気温度／圧力変化へ影響することが考えられる。

なお、構造材との熱伝達及び内部熱伝導については、熱伝導による放熱を考慮しないことで圧力や温度上昇を厳しく評価することになるために無視することが可能である。なお、スプレイ冷却や格納容器ベントは同様に結果を厳しく評価するためにその実施を仮定しない。また、本事故シーケンスでは注水機能が維持されるため炉心の冠水維持されていることから、放射線分解等による水素・酸素の発生は重要な物理現象とはならない。

2.1.6 L O C A 時注水機能喪失

(1) 事象の推移

L O C A 時注水機能喪失は、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の大規模な破断（大破断 L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断 L O C A）の発生後、高圧注水機能、低圧注水機能の喪失を想定した事象とする。

国内外の先進的な対策を踏まえて代替注水設備が計画されているが、大破断 L O C A の場合事象進展が速く、対策の有効性を示すことは困難と考えられる。このため、対策に有効性があると想定される範囲としては、中小破断 L O C A の発生後、高圧注水機能及び低圧注水機能が喪失し、かつ、自動減圧系が喪失して、炉心損傷に至る事象を想定する。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保が挙げられる。高圧代替注水設備の場合には、高圧状態の原子炉へ冷却材を注水することにより炉心冷却を確保することができ、低圧代替注水設備の場合には、手動操作により原子炉を減圧し、減圧後に低圧代替注水系により炉心冷却を確保することができる。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして「中小破断 L O C A + E C C S（高圧注水系、低圧注水系及び自動減圧系）起動失敗」を想定する。中小破断 L O C A 発生後、外部電源喪失となり、炉心流量急減又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口からの冷却材の流出及び外部電源喪失に伴う給水流量の全喪失により、原子炉水位が急速に低下し、原子炉水位低で R C I C 及び E C C S（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低で M S I V が閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力が S R V の設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力は S R V 設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備の場合には、高圧代替注水設備による高圧状態の原子炉への注水を開始する。S R V からの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により、原子炉水位は回復し、事象は収束する。低圧代替注水設備の場合には手動操作により S R V を開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系

による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉内保有水量及び原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象は収束する。

一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がSRVを介して徐々に流出し、また、高温の冷却材が破断口から流出するため、原子炉格納容器の圧力及び温度は上昇するが、代替格納容器スプレイによる冷却及び格納容器ベントによる除熱を行うことにより、圧力及び温度の上昇は抑えられる。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。

本事故シーケンスグループでは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定しているため、原子炉を隔離し、注水設備が高圧代替注水設備の場合には高圧状態の原子炉への注水、低圧代替注水設備の場合には原子炉減圧操作後に原子炉へ注水を行い炉心冷却する。原子炉隔離後、原子炉圧力はSRVの開閉により制御され、その後減圧されるため、SRVの設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、破断口からの冷却材の流出、SRVによる原子炉圧力制御及び低圧代替注水設備の場合に必要な減圧操作により低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料はヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

また、原子炉格納容器は、破断口からの高温の冷却材の流出及び原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気がSRVを介して徐々に流出するため、圧力及び温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度、原子炉圧力、原子炉格納容器圧力及び原子炉格納容器温度を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心（核）

本事故シーケンスは、給水も含めた原子炉への注水機能の喪失事象を想定し

ているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

中小破断LOCAの発生後、外部電源喪失となり、炉心流量急減又は、原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、中小破断LOCAが発生してからスクラムするまでの時間が短いため、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シナリオではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心（燃料）

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後に代替注水設備による注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下する。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の

温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の内容は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。代替注水設備による注水は、ダウンコマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンコマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R V及び破断口からの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R V及び破断口から放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、代替注水設備からの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

原子炉内で崩壊熱により発生した蒸気（冷却材）がS R Vを介してサプレッション・チェンバに放出され、蒸気凝縮によりサプレッション・チェンバのプール水温が上昇し、格納容器内雰囲気加熱（気液界面の熱伝達）されることで圧力及び温度が上昇する。また、代替格納容器スプレイを行った場合は、格納容器内雰囲気がスプレイにより冷却されて温度及び圧力上昇を抑制する。サプレッション・チェンバはベント管、真空破壊装置を介してドライウェルに接続しているため、相互に格納容器各領域間の流動の影響を受ける。

原子炉格納容器内温度上昇により、原子炉格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているが、格納容器ベントを実施することにより、格納容器内圧力及び温度の上昇を抑制する。

放射線水分解等による水素・酸素発生については、原子炉格納容器内を不活性化しており、かつ本事象では炉心損傷に至ることはないため、重要な物理現象とはならない。また、サプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.1.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）

(1) 事象の推移

格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）は、原子炉の出力運転中に、原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で、高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち、隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破断することを想定した事象とする。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、E C C S（給水系・代替注水設備を含む）による炉心冷却機能の確保が挙げられる。また、インターフェイスシステム L O C A 発生箇所の隔離により冷却材の流出を停止することが可能である。

本事故シーケンスグループにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

具体的な事故シナリオとして、「高圧炉心注水系の吸込配管（A B W R）」、「低圧注水系の注水配管（B W R）」等の破断を想定する。配管破断発生後、炉心流量急減、又は、原子炉水位低により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。破断口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、R C I C 及び E C C S により炉心を冷却することによって炉心の著しい損傷の防止を図り、また、インターフェイスシステム L O C A の発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図ることにより事象は収束する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。

本事故シーケンスグループでは、原子炉が隔離された場合、原子炉圧力は S R V の開閉により維持されるため、S R V の設定圧力を超えることはない。

一方、原子炉水位は、破断口からの冷却材の流出及び S R V の開閉により低下し、炉心上部が露出する場合には、燃料がヒートアップし、燃料被覆管の温度が上昇する可能性がある。

以上より、炉心損傷防止に係るものとして、燃料被覆管温度及び原子炉圧力を評価指標とする。

事象中の燃料被覆管温度変化及び原子炉圧力変化に影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心 (核)

本事故シーケンスは、原子炉格納容器外側での配管等の破断事象を想定しているため、原子炉スクラム後の長期的な燃料被覆管温度変化、原子炉圧力変化が評価対象となる。原子炉スクラム後には核分裂連鎖反応が停止するので、 β 線等を出して崩壊する核種に起因する崩壊熱が上記の評価項目に影響する。

配管等の破断発生後、炉心流量急減、又は、原子炉水位低信号でスクラムする以前と、原子炉スクラム直後の短時間は、中性子による核分裂出力が主要な熱源となる。スクラム以前の期間の中性子束は、燃料温度（ドップラ反応度）、減速材密度（ボイド反応度）の変化による反応度フィードバック効果の影響を受けるが、配管等の破断が発生してからスクラムするまでの時間が短いので、通常運転時からの出力分布変化はほとんどない。スクラム直後の中性子束変化は、スクラム時の制御棒反応度と制御棒速度（制御棒反応度効果）の影響を受ける。BWRプラントの炉心では、低炉心流量、高出力状態においては、核的な反応度フィードバックと熱水力特性に関連した核熱水力不安定事象（三次元効果）が発生する可能性があるが、本事故シーケンスではスクラムに成功するため、発生しない。

B) 炉心 (燃料)

核分裂あるいは崩壊熱により燃料棒内で発生した熱は、燃料棒内の熱伝導及び熱伝達により冷却材へと放出される。スクラム後の燃料被覆管温度変化は、燃料棒内温度変化に影響するペレット内発熱密度分布、燃料ペレット熱伝導、ギャップ熱伝達、燃料被覆管熱伝導、及び燃料棒表面熱伝達の影響を受ける。燃料棒表面熱伝達は、単相壁面熱伝達と二相壁面熱伝達に加えて、炉心が露出して燃料棒表面温度が高くなった場合は、輻射熱伝達の影響を受ける。スぺーサによる伝熱促進現象は、炉心露出時の燃料被覆管表面最高温度（PCT）に影響する。再循環ポンプの一部がトリップした時に、炉心流量の急減により燃料棒の一部で温度が上昇する沸騰遷移が発生する可能性がある。水位が低下して炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射熱伝達（三次元効果）が生じる。露出後にRCIC及びECCSによる注水で炉心水位が回復すると、ドライアウトした燃料棒の温度が低下す

る。この評価には、リウエット等の沸騰遷移に係る物理現象モデルが必要になる。

スクラムして炉心出力が低下するため、PCMIは発生しない。炉心露出時に燃料被覆管の温度が著しく上昇した場合には、水-ジルコニウム反応が促進され、燃料棒被覆管が発熱するとともに、燃料被覆管が酸化される。燃料棒の温度が著しく上昇した場合には、燃料棒内圧の上昇、燃料被覆管の変形が発生する可能性があり、破裂が発生して燃料被覆管変形による流路閉塞が生じると、冷却挙動に影響を与える。

C) 炉心（熱流動）

燃料棒から放出される熱は冷却材により除熱され、冷却材の熱流動挙動は、燃料被覆管温度に直接的に影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。本事故シナリオでは、保有水の減少により炉心に二相水位（気液分離（水位変化））が形成され、炉心上部が露出して燃料被覆管の温度上昇が生じ、炉心の冠水状態からの露出及び再冠水過程においては、沸騰・ボイド率の変化が熱伝達に影響する。炉心が露出した場合には、露出部周囲の蒸気が過熱蒸気となり、気液熱非平衡状態が発生する。過熱蒸気の存在は、燃料棒表面熱伝達に影響する。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、チャンネルバイパスと燃料集合体下部の圧力差に基づき、通常運転時とは逆に、チャンネルバイパスの冷却材がリーク孔等から燃料集合体に流入する。燃料集合体ごとの崩壊熱差によって、炉心の燃料集合体のボイド率分布や二相水位が異なる（三次元効果）。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。RCIC及びECCSによる注水は、ダウンカマ又は炉心バイパス領域への注水なので、炉心上部での対向流による落下水の抑制現象（CCFL）は発生しない。再循環ポンプが停止するため、下部プレナムで水が停滞し、温度成層化が発生する可能性がある。

これらの二相流動状態や水頭に基づく炉心の圧力損失は原子炉の流動挙動に影響を与える。

D) 原子炉圧力容器（逃がし安全弁含む）

再循環ポンプにより炉心へ流入した冷却材は、炉心で三次元のボイド率分布を生じ、上部プレナム部でより均一なボイド率分布となったのち、セパレータへ流入する。セパレータによって気液分離された戻り水は、給水と混合され、原子炉圧力容器内のダウンカマに水位が形成される。

再循環ポンプがトリップし、炉心流量が減少すると、下部プレナムの流量配分が変化するものと予想されるが、下部プレナムにある多くの構造材により流量はミキシングされるので、炉心入口流量配分に与える影響は小さい（三次元効果）。

ポンプトリップ後の短期的な冷却材流量変化はジェットポンプや再循環ポンプのコーストダウン特性や流路慣性が影響する。ポンプトリップ後の自然循環流量はダウンコマ水頭、炉心部の圧力損失及び沸騰によるボイド率変化が影響する。

S R Vを使用した原子炉の圧力制御もしくは原子炉減圧による冷却材の放出に伴い、気液分離（水位変化）・対向流となった二相流動様式が燃料被覆管温度変化と原子炉圧力変化に影響する。S R V及び破断口からの冷却材放出流量は、臨界流あるいは差圧流として評価できる。S R V及び破断口から放出した冷却材は、本事故シーケンスでは、R C I C及びE C C Sからの注水により補われる。E C C S（給水系・代替注水設備含む）注水は、冷却材の保有水量の変化及び凝縮によるボイド率変化を与える主要な現象として捉えられる。

原子炉減圧操作を実施した場合には、下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。また、M S I V閉止直後の圧力上昇時には、蒸気の凝縮が発生する。原子炉圧力容器内の構造物蓄熱量は、構造材との熱伝達として長期の原子炉圧力容器内圧力変化に影響する。

炉心が露出した場合に発生する過熱蒸気は、上部プレナム、ドライヤ、蒸気ドームを經由して圧力容器外へ流出するまでに、ダウンコマから発生した飽和蒸気や構造材と熱伝達してほとんど飽和温度になり、原子炉格納容器圧力変化及び原子炉格納容器温度変化の観点で、気液熱非平衡は主要な物理現象とはならない。

ほう酸水の拡散は本シーケンスでは実施しないことから考慮不要である。

E) 原子炉格納容器

本事故シーケンスグループは、格納容器バイパス事象であり原子炉格納容器内挙動が、燃料被覆管温度へ影響を与えることはないことから、主要な物理現象は抽出しない。

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（1/3）

評価事象		高圧・低圧注水 機能喪失	高圧注水・減圧 機能喪失	全交流動力電 源喪失	崩壊熱除去機能 喪失	原子炉停止機能 喪失	LOCA時注水 機能喪失	格納容器バイパス （インターフェイ スシステムLOCA）
分類	物理現象	評価指 標	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度
		炉心（核）	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	○	○	○	○	○	○	○
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	—	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	○	—	—
炉心（燃料）	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	—	○	○
炉心（熱流動）	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○	○	○
	三次元効果	○	○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（2/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）
分類	物理現象	評価指標	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器 圧力及び温度
		原子炉圧力容器 （逃がし安全弁含む）	冷却材流量変化	○	○	○	○	○
冷却材放出（臨界流・差圧流）	○		○	○	○	○	○	○
沸騰・凝縮・ボイド率変化	○		○	○	○	○	○	○
気液分離（水位変化）・対向流	○		○	○	○	—	○	○
気液熱非平衡	—		—	—	—	—	—	—
圧力損失	○		○	○	○	○	○	○
構造材との熱伝達	○		○	○	○	—	○	○
ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	○		○	○	○	○	○	○
ほう酸水の拡散	—		—	—	—	○	—	—
三次元効果	○		○	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-1 抽出された物理現象一覧（炉心損傷防止）（3/3）

評価事象		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	原子炉停止機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）
分類	物理現象	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力 原子炉格納容器圧力及び温度	燃料被覆管温度 原子炉圧力
	評価指標							
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○	○	—
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○	○	—
	サプレッション・プール冷却	—	○	○	○	○	—	—
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○	○	—
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	—	○	—
	スプレイ冷却	○	—	○	○	—	○	—
	放射線水分解等による水素・酸素発生	—	—	—	—	—	—	—
格納容器ベント	○	—	○	○	—	○	—	

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.2 格納容器破損防止

本節の各項では、格納容器破損防止に係る格納容器破損モードごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員等操作に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の (a) ～ (i) の有効性があることを確認する評価項目に対応したものである。

- (a) 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又は限界圧力を下回ること。
- (b) 原子炉格納容器バウンダリにかかる温度が最高使用温度又は限界温度を下回ること。
- (c) 放射性物質の総放出量は、放射性物質による環境への汚染の視点も含め、環境への影響をできるだけ小さくとどめるものであること。
- (d) 原子炉圧力容器の破損までに原子炉冷却材圧力は 2.0MPa 以下に低減されていること。
- (e) 急速な原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用による熱的・機械的荷重によって原子炉格納容器バウンダリの機能が喪失しないこと。
- (f) 原子炉格納容器が破損する可能性のある水素の爆轟を防止すること。
- (g) 可燃性ガスの蓄積、燃焼が生じた場合においても、(a)の要件を満足すること。
- (h) 原子炉格納容器の床上に落下した熔融炉心が床面を拡がり原子炉格納容器バウンダリと直接接触しないこと及び熔融炉心が適切に冷却されること。
- (i) 熔融炉心による侵食によって、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失しないこと及び熔融炉心が適切に冷却されること。

ここでは、格納容器破損モードの特徴を踏まえて、本資料で説明する解析コードで取り扱う範囲の評価項目に対応する評価指標を選定する。

抽出された物理現象は、格納容器破損モードとの組合せでマトリクスの形で表2-2のように整理されている。表 2-2 では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は

解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象を「－」で表している。

2.2.1 炉心損傷前の原子炉压力容器内における現象

事象発生後短期に炉心損傷に至る事故シーケンスにおいて、炉心損傷前の炉心領域に対して、2.1節で抽出された物理現象の中で、事象進展に対する影響があると考えられる物理現象は「崩壊熱」のみであると考えられるが、格納容器破損防止評価では、2.1節の炉心損傷防止において抽出された物理現象について、基本的にすべての物理現象を対象とする。

ただし、以下の現象については、物理現象自体が生じない又は評価指標に対する影響が小さいため物理現象として抽出しない。

・出力分布変化（炉心（核））

炉心内の出力分布は概ね初期状態（通常運転状態）に依存し、原子炉スクラムにより出力が直ちに低下する事象では、過渡中の出力分布変化は主要な物理現象とはならない。

・三次元効果（炉心（核）, 炉心（燃料）, 炉心（熱流動）, 原子炉压力容器）

炉心損傷に至る前の炉心及び原子炉压力容器内における熱水力的な三次元効果（炉心不安定事象, 炉心部における流量配分効果）, 輻射熱伝達の三次元効果については、冷却材喪失に伴い炉心損傷に至る事象においては、事象進展に影響を及ぼす主要な物理現象とはならない。また、ほう酸水の拡散における三次元的な効果については、ほう酸水注入を実施しないため、考慮不要である。

・沸騰遷移（炉心（燃料））

事象初期の短期間における炉心損傷前の燃料被覆管温度変化に影響する現象であり、炉心損傷に至る事象においては、主要な物理現象とはならない。

・ほう酸水の拡散（原子炉压力容器）

本事故シーケンスでは、ほう酸水注入は実施しない。

2.2.2 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

(1) 事象の推移

原子炉格納容器圧力及び温度による静的負荷は、原子炉格納容器内へ流出した高温の冷却材及び溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気、金属－水反応によって発生した非凝縮性ガスなどの蓄積によって、原子炉格納容器圧力及び温度が緩慢に上昇し、原子炉格納容器が破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策としては、代替注水設備による原子炉圧力容器内の損傷炉心への注水、又は、原子炉圧力容器が破損する場合には格納容器下部への注水を実施し、溶融燃料を冷却すること、及び代替格納容器スプレイにより、原子炉格納容器気相部の冷却を行い、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制することが挙げられる。また、原子炉格納容器圧力の上昇時には格納容器ベントにより原子炉格納容器の過圧による破損を防止する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、原子炉格納容器の過圧破損及び過温破損を防止する対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉格納容器圧力及び温度とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁、もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内の冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し、溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備等による炉内注水で、炉心が再冠水し、損傷炉心冷却に成功する場合には、原子炉圧力容器破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心冷却に失敗する場合には、溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナム領域へリロケーションを開始する。溶融炉心は下部プレナムに残存する冷却材に落下するため、溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出されたF Pは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され（原子炉圧力容器内F P挙動）、一部は原子炉圧力容器外へ放出される。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくはL O C A時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力の圧力及び温度が上昇する。サプレッション・プール水表面での気液界面の熱伝達により、圧力上昇は抑制される。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉格納容器における残留熱除去系による除熱機能が喪失しているため、格納容器スプレイ冷却により、格納容器圧力及び温度を維持するが、格納容器スプレイは、サブプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベント、又はサブプレッションプール冷却等の格納容器除熱を実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において、放射線水分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.3 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

(1) 事象の推移

高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱は、原子炉圧力容器が高い圧力の状態で損傷し、溶融燃料ならびに水蒸気及び水素が急速に放出され、原子炉格納容器に熱的・機械的な負荷が発生し、原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱を防止するために、逃がし安全弁の開放による原子炉圧力容器の減圧を行う。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、溶融した炉心は下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させ、いずれは原子炉圧力容器破損に至り、溶融炉心が原子炉圧力容器から放出される。このとき、原子炉圧力容器の減圧操作により、十分な減圧が達成されていれば、高圧溶融物放出及びそれに続く格納容器雰囲気直接加熱には至らない。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、高圧条件での熔融物の噴出を防止するための原子炉圧力容器の減圧対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉圧力とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、逃がし安全弁からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。

代替注水設備による注水が実施できない場合には、原子炉圧力容器の高圧破損を防止するために逃がし安全弁による手動減圧操作を実施するため、原子炉圧力は急速に低下するとともに、炉内の冷却材も逃がし安全弁から格納容器へと放出される。

過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行し、その後、熔融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、熔融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへ蓄積する（リロケーション）。下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内 F C I（熔融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出されたFPは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内 F P 挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、溶融炉心の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持される可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの間で相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため、溶融炉心落下時に、これら内部構造物を破損、溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は、格納容器下部床面に拡がり、格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが、格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。溶融炉心落下に伴い、コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

本事故シーケンスグループでは、スプレイ冷却、格納容器ベント及びサブレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。また、原子炉圧力容器の減圧に失敗し、原子炉圧力容器が高圧破損する場合には、放出された熔融炉心は蒸気流により液滴状態となって原子炉格納容器に飛散し、格納容器雰囲気を直接加熱し、急激な圧力上昇をもたらす可能性がある（原子炉圧力容器破損後の高圧熔融炉心放出、格納容器雰囲気直接加熱）があるが、これらの現象は、急速減圧により原子炉圧力容器破損時の圧力を低減することにより防止される。

2.2.4 原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用

(1) 事象の推移

原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用は、原子炉圧力容器から流出した熔融燃料が原子炉圧力容器外の冷却材と接触して一時的な圧力の急上昇が発生（圧力スパイク）し、原子炉格納容器内構造物に対する機械的荷重が生じる（水蒸気爆発）事象である。水蒸気爆発については、実機において大規模な水蒸気爆発に至る可能性は極めて低いと考えられるが、熔融炉心から冷却材への伝熱による水蒸気発生に伴う急激な圧力上昇（圧力スパイク）の発生のあることから、ここでは圧力スパイクにより、原子炉格納容器の過圧破損に至る事象を想定する。

この事象では、圧力スパイクによる原子炉格納容器圧力の上昇の程度を把握し、原子炉格納容器の健全性を確認することを目的としており、この事象を防止するための対策はないが、その他の格納容器破損モードの防止策として、代替格納容器スプレイ、格納容器ベント、原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、熔融した炉心は下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下鏡部温度を上昇させ、いずれは原子炉圧力容器破損に至る。格納容器下部には、代替注水設備を用いた注水により、原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。このため、

原子炉圧力容器破損後、熔融炉心が格納容器下部に落下すると、格納容器下部床面の冷却材と接触して圧力スパイクが発生する。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、圧力スパイクによる原子炉格納容器の破損が生じないことを確認することが評価目的であることから、評価指標は原子炉格納容器圧力とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には、熔融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、熔融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合、熔融炉心と冷却材との相互作用が生じ、熔融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内FCI（熔融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内FCI（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。一連の過程で炉心燃料から放出されたFPは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内FP挙動）。放射線水分解等により発生する水素・

酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融落下に至る間に炉内に注水される場合には、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後、下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プール間で相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外FCI（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器外FCI（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため、溶融炉心落下時に、これら内部構造物を破損、溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は、格納容器下部床面に拡がり、格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが、格納容器バウンダリは、溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時、溶融燃料は炉心形状を維持しておらず、落下時において、制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから、溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、

格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

本事故シーケンスグループでは、スプレイ冷却、格納容器ベント及びサブプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

2.2.5 水素燃焼

(1) 事象の推移

水素燃焼は、炉内水位維持に失敗して炉心損傷し、ジルコニウム-水反応による水素発生、放射線水分解による水素及び酸素が発生する事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策として、窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化を行うことにより原子炉格納容器内の酸素濃度を抑制する。また、残留熱除去系等による除熱が実施できない場合には、格納容器ベントにより格納容器過圧破損を防止するとともに、可燃性ガスを格納容器外に排出する。その他の格納容器破損モードの防止策として、原子炉圧力が高い場合の原子炉圧力容器の減圧操作も想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心の冷却能力が低下し、崩壊熱による炉心ヒートアップに伴い、ジルコニウム-水反応により反応熱とともに水素が発生し、その後も燃料温度の上昇が継続し、炉心損傷に至る。発生した水素は、原子炉冷却材と共に原子炉格納容器に放出される。炉心損傷後は、代替注水設備による炉内注水を実施することにより、炉心を再冠水させて原子炉圧力容器の破損を防止する。

炉心溶融が進展し、炉心燃料が下部プレナムへ移行する場合には、代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により、原子炉圧力容器の破損前に冷却材プールが形成させる。

その後、代替注水設備を用いた格納容器スプレイにより、原子炉格納容器気相部の冷却を行い、原子炉格納容器圧力及び温度の上昇を抑制する。格納容器スプレイは、サブプレッション・チェンバのベント配管が水没しないように停止する。スプレイ停止後は、崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。格納容器除熱として、残留熱除去系等の復旧又は、代替除熱設備による除熱を期待する場合に

は、サブプレッション・プールを水源として、熱交換器を介した炉内注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び格納容器を冷却する（サブプレッション・プール冷却）。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、原子炉格納容器内の水素濃度が爆轟を引き起こさないことを確認することが評価目的であるが、BWRは窒素置換による格納容器雰囲気の不活性化が行われていることから、酸素濃度が抑制が重要である。したがって、評価指標は酸素濃度とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁からの原子炉圧力容器内冷却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、熔融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、熔融燃料からの輻射熱伝達により熔融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。熔融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると熔融プールを形成し、熔融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器破損は防止される。なお、代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

一連の過程で炉心燃料から放出されたF Pは、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内F P挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）熔融開始後、炉心熔融落下に至る間に炉内に

注水される場合には、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁から、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内へ放出（冷却材の放出）され、炉心損傷時には同時に、構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素、及び冷却材の放射線分解による水素、酸素が発生し、格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気、非凝縮性ガスは、原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき、サプレッション・プール表面での蒸気蒸発、凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て、格納容器内雰囲気圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により、格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

格納容器除熱として、残留熱除去系等の復旧又は、又は、代替除熱設備による除熱を期待する場合には、サプレッション・プールを水源として、熱交換器を介した炉内注水、格納容器内注水を行うことにより原子炉及び格納容器を冷却する（サプレッション・プール冷却）。

残留熱除去系等による除熱機能が喪失している場合、格納容器スプレー冷却により、格納容器圧力及び温度を維持するが、格納容器スプレーは、サプレッション・チェンバ内のベント配管が水没しないように停止する。スプレー停止後は、崩壊熱により原子炉格納容器圧力が上昇するが、格納容器ベントを実施することにより格納容器圧力を抑制する。

格納容器内において、水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが、格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出されるF Pは、水及び蒸気の流動とともに輸送され、格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内F P挙動）。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、原子炉圧力容器の破損に至るが、この場合に考慮する物理現象については、「高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱」と同じである。

2.2.6 熔融炉心・コンクリート相互作用

(1) 事象の推移

熔融炉心・コンクリート相互作用は、原子炉格納容器下部の床上へ流出した熔融炉心からの崩壊熱や化学反応によって、原子炉格納容器下部側壁及び床のコンクリートが分解、侵食され、原子炉格納容器の構造部材の支持機能が喪失し、原子炉格納容器の破損に至る事象を想定する。

この事象に対する格納容器破損防止対策は、格納容器下部への注水により、あらかじめ冷却材プールを形成し、原子炉圧力容器破損により落下した熔融炉心を冷却してコンクリート侵食を抑制することである。また、原子炉圧力が高い場合には、原子炉圧力容器の減圧操作を想定する。

本格納容器破損モードにおける主要現象の抽出に関連する事象の推移は以下のとおりである。

炉心損傷後、代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗した場合には、熔融した炉心は、下部プレナムに落下し、下部プレナム内の冷却材を蒸発させるとともに、原子炉圧力容器下部ヘッドの温度を上昇させる。その後、原子炉圧力容器破損に至る。

格納容器下部には、代替注水設備を用いた格納容器下部への注水により、原子炉圧力容器破損前に冷却材プールが形成される。

原子炉圧力容器破損後、格納容器下部に落下する熔融炉心は格納容器下部床面に堆積し、プール水及び代替注水設備により注水される冷却材による冷却を伴いつつ、格納容器下部のコンクリートを加熱する。このとき、コンクリート温度が融解温度を上回る場合に、コンクリートが侵食される。その後、熔融炉心の冷却が進むと、コンクリート侵食は停止し、事象収束に向かう。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出について説明する。本格納容器破損モードにおいては、コンクリート侵食を抑制するための対策の有効性を確認することが評価目的であることから、評価指標はコンクリート侵食量とする。

A) 原子炉圧力容器（炉心損傷後）（逃がし安全弁含む）

事象初期において炉内への注水に失敗するため、原子炉圧力容器の炉心燃料は、逃がし安全弁もしくはLOCA時の破断口からの原子炉圧力容器内冷

却材の放出に伴う水位低下により、炉心燃料は露出し、ヒートアップを開始する。過熱した燃料棒表面では燃料被覆管と水蒸気による酸化反応により水素が発生する。酸化反応熱により燃料棒はさらに過熱され、燃料被覆管は損傷に至り、高温領域から燃料ペレットが崩壊を始める。事象進展に伴い、溶融物が流下すると燃料外径が増加（キャンドリング）し、流路の閉塞が発生する。制御棒等の炉内構造物は、溶融燃料からの輻射熱伝達により溶融して（構造材との熱伝達）、炉心部の下方ノードへ移行する。溶融燃料についても、流路の閉塞により冷却材や蒸気による流入が停止すると溶融プールを形成し、溶融プールの下部に形成されたクラストが破損すると、下方ノードへと移行していく。

代替注水設備による炉内注水により炉心が再冠水し、損傷炉心の冷却に成功した場合には、原子炉圧力容器の破損は防止される。

代替注水設備による損傷炉心への注水に失敗する場合には、溶融炉心の炉心部下方への移行を抑止することができず、溶融炉心は周辺クラストの破損に伴い、徐々に下部プレナムへリロケーションする。下部プレナムに冷却材が残存する場合、溶融炉心と冷却材との相互作用が生じ、溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器内 F C I（溶融炉心細粒化））し、水との熱伝達（原子炉圧力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。さらに下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達により、原子炉圧力容器破損に至る。

一連の過程で炉心燃料から放出された F P は、原子炉圧力容器内を水及び蒸気の流動とともに輸送され、一部は原子炉圧力容器外に放出される（原子炉圧力容器内 F P 挙動）。放射線水分解等により発生する水素・酸素についても同様に原子炉圧力容器外へ放出される。

制御棒（中性子吸収材含む）溶融開始後、炉心溶融に至る間に炉内に注水される場合、炉心溶融の再臨界に至る可能性が考えられるが、炉心部から制御棒が溶融落下するまでに、炉心燃料の溶融は進展し、注水時には構造材－水反応に伴う発熱反応により炉心溶融が促進されるため、再臨界に至る炉心燃料形状が継続的に維持されている可能性は十分小さい。

B) 原子炉格納容器（炉心損傷後含む）

逃がし安全弁もしくは L O C A 時の破断口から高温の冷却材（冷却材の放出）、溶融炉心の崩壊熱等の熱によって発生した水蒸気が原子炉格納容器内

へ放出される，炉心損傷時には同時に，構造材－水反応（燃料被覆管の酸化反応等）に伴う水素，及び冷却材の放射線分解による水素，酸素が発生し，格納容器内へ放出される。

これらの水蒸気，非凝縮性ガスは，原子炉格納容器各領域間の流動に伴い格納容器内全体に広がってゆき，サプレッション・プール表面での蒸気蒸発，凝縮及び気液界面伝達等の過程を経て，格納容器内雰囲気の圧力及び温度が上昇する。原子炉格納容器内温度の上昇により，格納容器本体をはじめとする原子炉格納容器内の構造材との熱伝達及び内部熱伝導が生じる。

原子炉圧力容器の破損後，下部プレナムに蓄積していた溶融炉心は原子炉格納容器へと放出される。格納容器下部に落下した溶融炉心と格納容器下部の冷却材プールの中で相互作用が生じ，溶融炉心が細粒化（原子炉圧力容器外 F C I（溶融炉心細粒化））し，水との熱伝達（原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達））により水蒸気を発生させつつ冷却される。格納容器下部領域には制御棒駆動装置等の構造物が存在するため，溶融炉心落下時に，これら内部構造物を破損，溶融する可能性がある。

格納容器下部に落下した溶融燃料は，格納容器下部床面に拡がり，格納容器下部の冷却材プールやコンクリートと熱伝達するが，格納容器バウンダリは，溶融炉心と直接接触する（格納容器直接接触）ことがない構造になっている。コンクリート温度が上昇するとコンクリート分解及び非凝縮性ガスを発生させる可能性がある。この時，溶融燃料は炉心形状を維持しておらず，落下時において，制御棒等の中性子吸収材もデブリ内に取り込んでいると考えられることから，溶融炉心の再臨界は発生しないと考えられる。

格納容器内において，水の放射線分解等による水素・酸素が発生するが，格納容器内を不活性化しているため脅威とはならない。

炉心損傷後に原子炉圧力容器内の損傷炉心から放出される F P は，水及び蒸気の流動とともに輸送され，格納容器内各領域において熱源となる崩壊熱分布に影響を与える（原子炉格納容器内 F P 挙動）。

本事故シーケンスグループでは，スプレイ冷却，格納容器ベント及びサプレッション・プール冷却は実施しないことから考慮不要である。

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（1/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
炉心 (核)	核分裂出力	○	○	○	○	○
	出力分布変化	—	—	—	—	—
	反応度フィードバック効果	○	○	○	○	○
	制御棒反応度効果	○	○	○	○	○
	崩壊熱	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○
	沸騰遷移	—	—	—	—	—
	燃料被覆管酸化	○	○	○	○	○
	燃料被覆管変形	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離（水位変化）・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	三次元効果	—	—	—	—	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（2/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压溶融物放出 / 格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	○	○	○	○
	冷却材放出（臨界流・差圧流）	○	○	○	○	○
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	○	○	○	○
	気液分離・対向流	○	○	○	○	○
	気液熱非平衡	○	○	○	○	○
	圧力損失	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	○	—	—	○	○
	ほう酸水の拡散	—	—	—	—	—
	三次元効果	—	—	—	—	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（3/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉压力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	溶融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器	冷却材放出	○	○	○	○	○
	格納容器各領域間の流動	○	○	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	○	－	－	○	－
	気液界面の熱伝達	○	○	○	○	○
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	○	○	○	○	○
	スプレイ冷却	○	－	－	○	－
	放射線水分解等による水素・酸素発生	○	○	○	○	○
	格納容器ベント	○	－	－	○	－

○：解析を実施する上で必要な物理現象，－：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（4/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷 （格納容器過圧・過温破損）	高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉压力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	熔融炉心・コンクリート相互作用
分類	物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	○	○	○	○	○
	原子炉压力容器内 F C I（熔融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉压力容器内 F C I（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	熔融炉心の再臨界	—	—	—	—	—
	構造材との熱伝達	○	○	○	○	○
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	○	○	○	○	○
	原子炉压力容器破損	○	○	○	○	○
	放射線水分解等による水素・酸素発生	○	○	○	○	○
	原子炉压力容器内 F P 挙動	○	○	○	○	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表 2-2 抽出された物理現象一覧（格納容器破損防止）（5/5）

評価事象		雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）	高压熔融物放出／格納容器雰囲気直接加熱	原子炉圧力容器外の熔融燃料－冷却材相互作用	水素燃焼	熔融炉心・コンクリート相互作用
分類	評価指標 物理現象	原子炉格納容器圧力及び温度	原子炉圧力	原子炉格納容器圧力	酸素濃度	コンクリート侵食量
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	原子炉圧力容器破損後の高压熔融炉心放出	—	—	—	—	—
	格納容器雰囲気直接加熱	—	—	—	—	—
	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	○	○	○	○	○
	内部構造物の熔融，破損	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外 F C I（熔融炉心細粒化）	○	○	○	○	○
	原子炉圧力容器外 F C I（デブリ粒子熱伝達）	○	○	○	○	○
	格納容器直接接触	—	—	—	—	—
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	○	○	○	○	○
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	○	○	○	○	○
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	○	○	○	○	○
	熔融炉心の再臨界	—	—	—	—	—
原子炉格納容器内 F P 挙動	○	○	○	○	○	

○：解析を実施する上で必要な物理現象， —：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

2.3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止

本節の各項では、運転停止中原子炉における燃料損傷防止に係る事故シーケンスグループごとに、事象の推移を踏まえて、注目する評価指標及び運転員操作等に対して影響すると考えられる物理現象を、対象とした物理領域ごとに抽出する。

運転停止中の原子炉において想定する事故シーケンスのうち、「反応度の誤投入」を除く以下の事故シーケンスでは、解析コードを用いない事象進展の評価を実施することから、本節では、「反応度の誤投入」事象を対象に、物理現象の抽出を行う。

- ・崩壊熱除去機能喪失
- ・全交流電源
- ・原子炉冷却材の流出

物理現象の抽出に当たって対象とする評価指標は、「規則の解釈」に示される、以下の(a)～(c)の評価項目に対応したものである。

- (a) 燃料有効長頂部が冠水していること。
- (b) 放射線の遮へいが維持される水位を確保すること。
- (c) 未臨界を確保すること(ただし、通常の運転員等操作における臨界、又は燃料の健全性に影響を与えない一時的かつ僅かな出力上昇を伴う臨界は除く。)

一方、厳密には、評価項目に対応する評価指標ごとに、解析上必要な物理現象が異なっており、ここでは、事故シーケンスグループの特徴を踏まえて、有効性評価項目の中で余裕が小さくなる方向のものであって、代表的に選定したとしても、他の評価項目に対する物理現象の抽出及び有効性があることの確認に影響しないと考えられるものを注目する評価指標として選定する。

抽出された物理現象は、事故シーケンスグループとの組合せでマトリクスの形で表2-3のように整理されている。表2-3では、注目する評価指標に対して解析を実施する上で必要な物理現象を「○」、物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要でない物理現象を「-」で表している。

2.3.1 反応度の誤投入

(1) 事象の推移

反応度の誤投入は、原子炉の運転停止中に、制御棒1本が全引抜されている状態から、他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界近接を認知できずに臨界に至る事象が発生することを想定する。

この事象に対する燃料損傷防止対策としては、実効増倍率及び制御棒反応度価値の事前評価による臨界近傍での高い制御棒価値を生じ得るような制御棒パターン形成の防止、操作手順の策定による制御棒の誤選択防止と操作量の制限、並びに起動領域モニタあるいは中間領域モニタによる状態監視を実施し、出力の過度な上昇を防止する。また、炉心が臨界を超過して過度な中性子束上昇に至ったときにはスクラムによる負の反応度投入、制御棒挿入等により出力を抑制するとともに未臨界を確保する。これらの対策によって事象の拡大を防止し、燃料の著しい損傷の防止を図る。

原子炉停止中に、制御棒1本が全引抜されている状態から、他の1本の制御棒が操作量の制限を超える誤った操作によって引き抜かれ、臨界近接を認知できずに臨界に至った場合、起動領域モニタの原子炉周期短信号あるいは中間領域モニタの中性子束高信号が発生して、原子炉はスクラムする。そのため、一時的に臨界超過に至るものの、燃料健全性には影響がなく、また、スクラムにより未臨界は確保される。また、原子炉の水位に有意な変動はない。

(2) 物理現象の抽出

各物理領域において、解析を実施する上で必要な物理現象の抽出につき説明する。本事故シーケンスグループでは出力上昇による燃料破損の可能性があるため、燃料エンタルピが評価指標になる。

本事故シーケンスグループの有効性評価においては、燃料エンタルピの最大値が「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」に示された燃料の許容設計限界を超えているか否か、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り扱いについて」に示されたPCMIによるピーク出力部燃料エンタルピの増分における破損しきい値と比較することによって、燃料棒の破損の有無を確認する。

なお、ABWRでは起動領域モニタによるペリオドトリップ機能とFMCRDの遅い制御棒引抜速度により引抜制御棒反応度投入量が従来型BWRより小さく、炉心が即発臨界になることはないことから、投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって、燃料健全性に影響がないことを確認する。

事象中の燃料エンタルピに影響する物理現象としては以下が挙げられる。

A) 炉心(核)

本事故シーケンスにおいては、制御棒引き抜きに伴い炉心に正の反応度が印加されることにより核分裂出力が増加するが、起動領域モニタあるいは中間領域モニタにより原子炉がスクラムし炉心に負の反応度が投入されることで未臨界に至る。この制御棒反応度効果が、本事故シーケンスにおいては特に重要となる。

引抜制御棒周りの局所的な核分裂出力増加に伴い、燃料温度の上昇、減速材密度低下及び減速材温度増加が発生し、これによる反応度フィードバック効果（ドップラ反応度、減速材密度反応度、減速材温度反応度）は、核分裂出力へ影響を与える。また、反応度フィードバックは動的反応度の大小が重要であるため、遅発中性子割合も影響する。

さらに、制御棒引き抜きに伴う出力分布変化は直接的に燃料エンタルピ分布に影響を与えるが、反応度フィードバック効果を通じても燃料エンタルピに影響する。

本事故シーケンスグループは、局所的かつ一時的な出力上昇事象であるため、炉心の核熱不安定事象（三次元効果）は生じないと考えられるため、燃料エンタルピに与える影響はない。また、臨界超過による核分裂出力が支配的であり、崩壊熱は主要な物理現象とはならない。

B) 炉心(燃料)

前項の核分裂により燃料棒内で発生した熱は、燃料ペレット及び被覆管の熱伝導とギャップ部及び燃料棒表面の熱伝達を通して冷却材へと放出される。ギャップ熱伝達を含む燃料棒の熱伝導に基づく燃料棒内温度変化は燃料エンタルピに影響する。被覆管-冷却材の熱伝達は出力増加に伴い、液単相、核沸騰、沸騰遷移を経て膜沸騰状態となると、燃料棒表面熱伝達が著しく悪化し、燃料エンタルピは大きくなるため、沸騰遷移と燃料棒表面熱伝達（液単相、核沸騰、膜沸騰）が燃料エンタルピに影響する主要な現象となり得る。

沸騰遷移までの条件においては過渡中の燃料棒の機械的な変形や化学変化が問題となることはないが、沸騰遷移を経て膜沸騰状態に至り、燃料被覆管温度が非常に高くなった場合は、酸化反応による熱発生が燃料エンタルピに影響を与えることが考えられる。また、急激な出力上昇を伴う場合、燃料被覆管の変形が発生し得るが、燃料エンタルピにより燃料破損の有無を評価しており、さらに本事故シーケンスではそれほど大

きな出力上昇は発生せず燃料被覆管の変形による流路閉塞が生じることもないため、燃料被覆管の変形は重要な物理現象とはならない。また、本事故シーケンスでは炉心の露出が生じないことから、輻射熱伝達の三次元効果は重要な物理現象とはならない。

なお、本事故シーケンスで投入反応度が1ドルを超えない場合には、炉心出力上昇が緩やかで燃料温度はほとんど上昇しないことから、これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

C) 炉心(熱流動)

燃料棒から放出される熱は炉心の1次冷却系により除熱され、炉心の熱流動挙動は、燃料エンタルピに直接影響する燃料棒表面での熱伝達に影響する。

本事故シーケンスグループでは、出力上昇に伴い炉心において沸騰・ボイド率変化が生じる場合には、減速材密度反応度、燃料棒の熱伝達、圧力損失などに影響を及ぼす。核分裂出力は局所的に増加するため、ボイド発生による流量配分 (三次元効果) が起こり得る。

また、本事故シーケンスグループは気液分離(水位変化)による炉心の露出は生じず、急激な出力上昇が起きないため、対向流 (C C F L)、又は蒸気の過熱に伴う気液の熱非平衡も生じない。

なお、本事故シーケンスで投入反応度が1ドルを超えない場合には、炉心出力上昇が緩やかでボイドは発生しないことから、これらの物理現象は重要な物理現象とはならない。

D) 原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)

本事故シーケンスは、低温、大気圧、炉心入口サブクーリングが大きい低流量一定状態であり、また、急激な出力上昇及びそれに伴う大幅な蒸気発生、圧力変化が起きないため、冷却材流量変化、沸騰・凝縮・ボイド率変化、圧力損失変化、下部プレナムでの流量配分のような三次元効果、気液分離・対向流、気液熱非平衡、冷却材放出 (臨界流量、差圧流) が顕著に生じる状態とはならないことから、原子炉压力容器の冷却材流動は主要な現象とはならない。

また、構造材との熱伝達についても、炉内温度がほとんど上昇しないことから考慮不要である。E C C S 注入(給水系・代替注水設備含む)、ほう酸水の拡散は本シーケンスグループでは実施しないことから考慮不要である。

表2-3 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉) (1/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標	燃料エンタルピー
	物理現象	
炉心 (核)	核分裂出力	○
	出力分布変化	○
	反応度フィードバック効果	○
	制御棒反応度効果	○
	崩壊熱	—
	三次元効果	—
炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化	○
	燃料棒表面熱伝達	○
	沸騰遷移	○
	燃料被覆管酸化	○
	燃料被覆管変形	—
	三次元効果	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○
	気液分離(水位変化)・対向流	—
	気液熱非平衡	—
	圧力損失	○
	三次元効果	○

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

表2-3 抽出された物理現象一覧(運転停止中原子炉) (2/2)

評価事象		反応度の誤投入
分類	評価指標	燃料エンタルピー
	物理現象	
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	—
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	—
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	—
	気液分離 (水位変化) ・対向流	—
	気液熱非平衡	—
	圧力損失	—
	構造材との熱伝達	—
	ECCS注水 (給水系・代替注水設備含む)	—
	ほう酸水の拡散	—
	三次元効果	—

○：解析を実施する上で必要な物理現象，—：物理現象自体が生じない又は解析を実施する上で必ずしも必要ではない物理現象

3. 抽出された物理現象の確認

3.1 BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応確認

2章において、事故シーケンスグループ等ごとに、事象進展及び運転員等操作を踏まえ分析して抽出した物理現象について、評価が可能な解析コードの選定と適用性確認を行うため、米国 NRC の RG 1.203 や日本原子力学会標準「統計的安全評価の実施基準：2008」で用いている EMDAP (Evaluation Model Development and Assessment Process) に示されるプラントシステムの階層構造分析を比較対象とし、有効性評価で解析対象とするBWRプラントの物理領域を展開して階層化した。階層化構造分析は、有効性評価において取り扱う事象や安全評価解析に関して十分な専門的知識及び経験を有する事業者、メーカーによる作成、相互レビューを経てまとめたものである。図3-1, 3-2 には、階層化結果及び 2 章で抽出した物理現象との対応を示す。

また、以下に、本資料における階層構造分析の考え方を示す。

構成要素	内容
システム	解析すべきシステムの全体
サブシステム (物理領域)	解析に考慮しなければならない主要な構成要素
モジュール (物理領域)	サブシステムの中の機器
成分	物質の化学形態
相	固体、液体あるいは蒸気
幾何学的形態	移動時の幾何学的な形態 (プール、液滴、気泡、液膜等)
場	流れにより輸送される物理量が幾何学的形態ごとに形成する場 (質量、運動量、エネルギー、圧力など)
輸送プロセス	システム各部における構成相間の移動と相互作用を決定するメカニズム

構成要素については、有効性評価においてモデル化の必要な物理領域（サブシステム、モジュール）として、炉心（核、燃料、熱流動）、原子炉压力容器、原子炉格納容器及び炉心損傷後の原子炉压力容器、原子炉格納容器を定めた。この物理領域は、2章の物理現象の抽出においても、整理上用いている。

各物理領域に含まれる、解析対象とする成分（物質）については、同種の場合の方程式（関連する物理量（質量、エネルギー、運動量）の輸送を解くための方程式）で表現できる相及び幾何学形態に着目して分類し、それらの間の質量、エネルギー及び運動量（力）の輸送を輸送プロセスとした。ただし、厳密には更に細分化できる相又は幾何学形態であっても同種の場合の方程式で表現される場合（液膜と液滴、各種の異なるFP等）には、まとめて取り扱うこととしており、このため、それらの間の輸送プロセス（液膜—液滴の相互変化等）は表現していない。また、サブシステム、モジュール間の輸送については、総量的な概念に留めている。

なお、炉心（核及び燃料）については、熱流動現象を中心とする他のモジュールと性格が異なるが、モジュール間の関係を明確にするため、便宜的に同様に同一の場合の方程式で表現される単位に分類し、それに関連する物理プロセスを整理した。炉心損傷後については、損傷後の物理現象として特徴的なもののみを記載しており、炉心損傷前の項で既に述べられている現象については、損傷後においても特徴的なもの以外は記載していない。

図3-1、図3-2に示すとおり、評価において解析コードでのモデル化が考えられるプロセスを体系化し、抽出された物理現象がその範囲に含まれていることを確認した。

以上により、抽出された物理現象について、解析コードにおいて必要な解析モデルの範囲が明確となった。実際には、評価対象とする事故シーケンスグループ等ごとに抽出される物理現象によって、解析コードに求められる解析モデルの記述のレベルは異なっており、これについては、5章の解析コードの選定において、複数の候補からコードを選定する際に考慮する。

3.2 EURLSAFE における物理現象と抽出された物理現象の対応確認

炉心損傷後の物理現象に関しては、EC 5th Framework Program (1999-2002) にて作成された EURLSAFE (2001-2003) をベースに、5つの領域（压力容器内現象、压力容器外溶融炉心挙動、動的負荷、長期的な負荷、核分裂生成物）において 21 の物

理現象に絞り込んだ PIRT が作成されている¹⁾。

EURSAFE における炉心損傷後の現象と有効性評価において抽出された物理現象の対応関係を図 3-3 に示す。EURSAFE における物理現象のうち、今回の有効性評価において抽出されていない現象が存在するが、その理由は、以下のとおりである。

(1) 原子炉压力容器外の溶融炉心挙動

A) 「原子炉压力容器破損及び溶融炉心放出」

原子炉压力容器破損及びそれに伴い溶融炉心が破損口から原子炉压力容器外に放出される現象である。有効性評価では、代替注水設備により事前に水張りした格納容器下部の冷却材プールへの溶融炉心放出を想定しており、細粒化やエントレインメントについて考慮していることから、有効性評価において抽出した物理現象である「原子炉压力容器外 F C I」に対応する。なお、高圧時の溶融炉心放出については、「高圧溶融物放出／格納容器直接加熱」に対応する。

B) 「溶融炉心・セラミック相互作用（コアキャッチャ）」

国内のBWR において、コアキャッチャは設置されていないことから、対応する現象は抽出されない。

(2) 動的負荷

A) 「水蒸気爆発」

格納容器破損モードとして水蒸気爆発は、国内BWRでは発生しないと判断しており、対応する現象は抽出されない。

B) 「水素燃焼と爆轟」

BWRプラントは出力運転時に格納容器内は窒素置換されているため、炉心損傷に伴い、水-ジルコニウム反応、水の放射線分解等による水素・酸素が大量に発生したとしても、水素爆轟及び水素燃焼には至らないことを有効性評価において確認している。したがって、対応する現象は抽出されない。

C) 「原子炉格納容器及び機器の動的挙動」

水蒸気爆発、水素燃焼又は爆轟に伴う原子炉格納容器及び機器の瞬時の機械的な挙動に関する現象である。上記 A) 及び B) のとおり、対応する現象は抽出されない。

(3) 長期負荷

A) 「原子炉格納容器及びベースマットの機械的挙動」

原子炉格納容器及びベースマットに対する長期の機械的な挙動に関するもので、貫通部での漏えい等、原子炉格納容器の健全性が失われてゆく過程での構造物に係る現象である。こうした機械的挙動については、格納容器破損防止の観点で各評価項目（原子炉格納容器圧力、原子炉格納容器内温度、ベースマット侵食深さ）について有効性を確認することから、有効性評価における物理現象として抽出されていない。

(4) 核分裂生成物

A) 「格納容器バイパス放出」

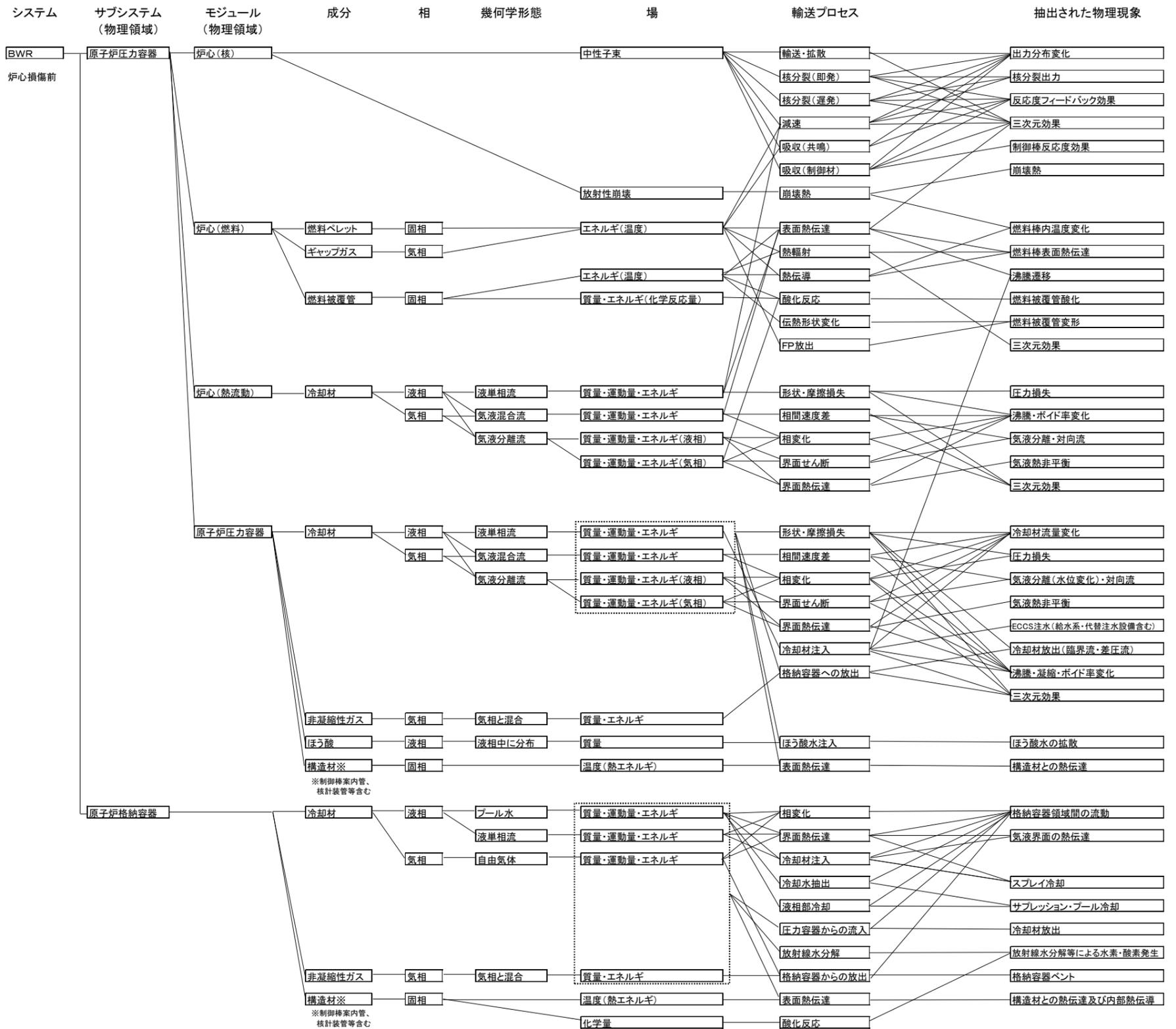
有効性評価においては、格納容器バイパス事象における炉心損傷防止対策の有効性を確認することとしており、対応する物理現象は抽出されない。

B) 「よう素の化学形態」

よう素は、化学形態（粒子状よう素、元素状よう素及び有機よう素）に応じて原子炉格納容器内での沈着等の挙動が異なる。格納容器内での粒子状よう素の挙動は、他のエアロゾル挙動に含まれ、「原子炉格納容器内 FP 挙動」として抽出し考慮されている。粒子状よう素及び元素状よう素は、沈着等で気相部から除去されるが、有機よう素は気相部に留まる。有機よう素は、よう素全体に占める割合が小さく、気相部において有機よう素から発生する崩壊熱も小さい。したがって「よう素の化学形態」の取り扱いの差異は原子炉格納容器圧力及び温度評価にはほとんど影響しないことから、有効性評価における物理現象として抽出されていない。

以上より、EURSAFEにおける炉心損傷後の物理現象と、有効性評価において抽出された物理現象との関係を整理し、有効性評価解析を実施する上で、新たに抽出すべき物理現象がないことを確認した。

1) D. Magallon et al., “European expert network for the reduction of uncertainties in severe accident safety issues (EURSAFE)”, Nuclear Engineering and Design 235 (2005) 309-346.



3-5

図3-1 BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (炉心損傷前)

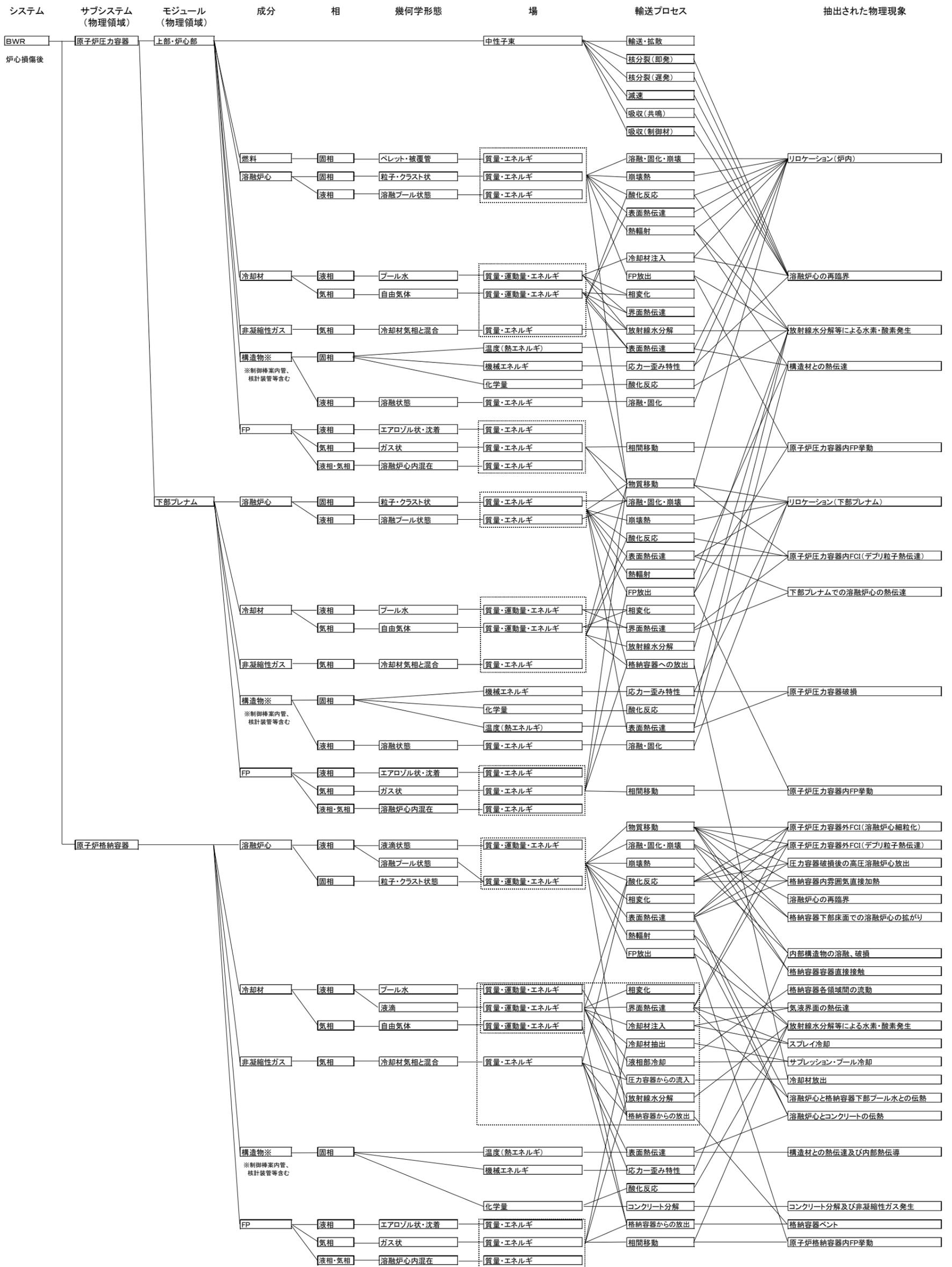


図3-2 BWRプラントシステムの階層構造分析と抽出された物理現象の対応 (炉心損傷後)

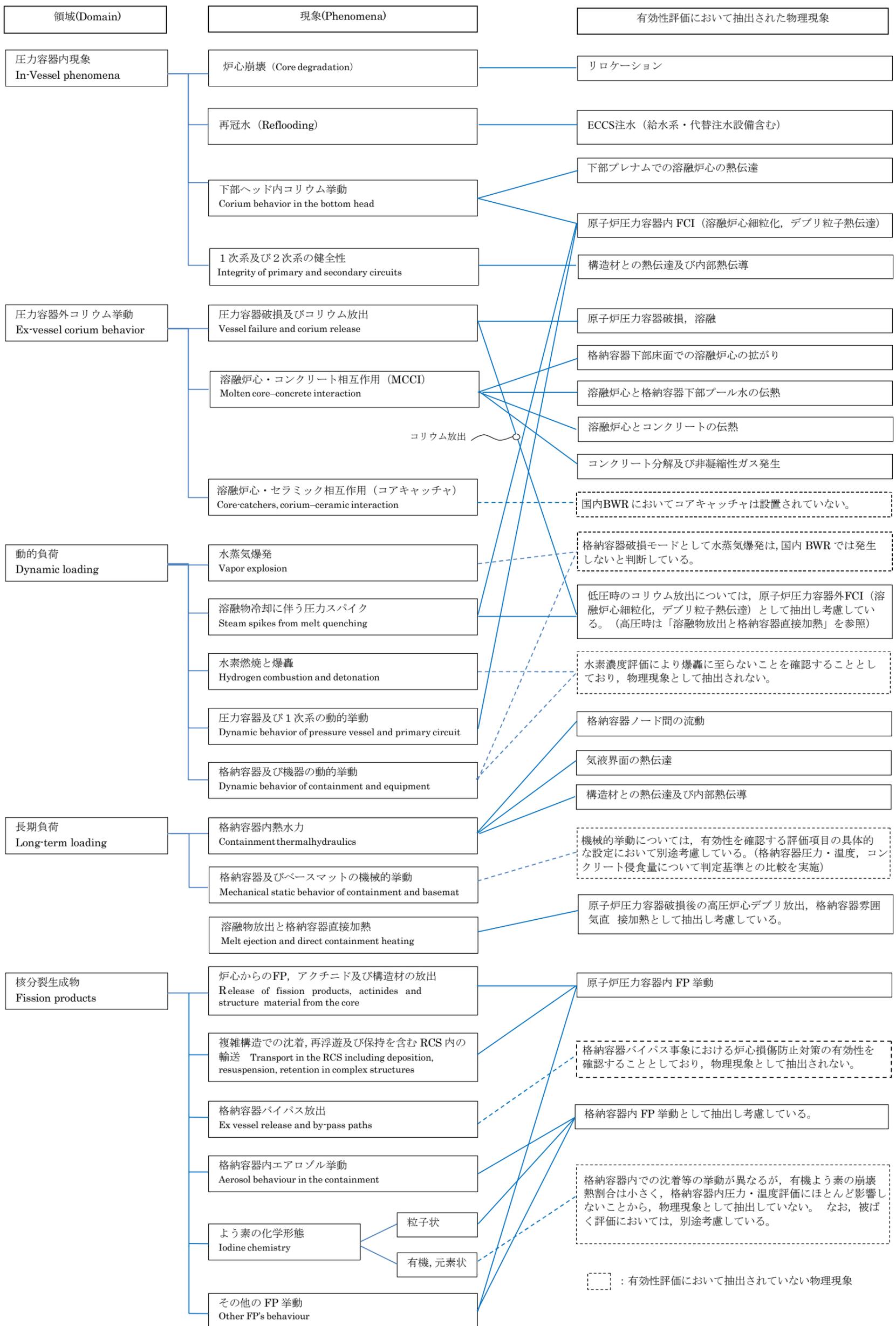


図 3-3 EURSAFE における現象分類と有効性評価において抽出された物理現象との関係の整理

4. 適用候補とするコードについて

前項で抽出した考慮すべき物理現象を踏まえ、原子炉、プラント挙動及び格納容器挙動が評価可能なコードとして、以下を有効性評価に適用するコードの候補とした。

- ① S A F E R
- ② C H A S T E
- ③ R E D Y
- ④ S C A T
- ⑤ M A A P
- ⑥ A P E X
- ⑦ 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- ⑧ I S C O R
- ⑨ L A M B
- ⑩ 短期間格納容器圧力応答解析コード
- ⑪ 長期間格納容器圧力応答解析コード
- ⑫ 可燃性ガス濃度解析コード
- ⑬ T R A C

これらのコードのうち、①～④及び⑥～⑫は従来の国内 BWR の原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードである。⑤については、原子炉設置変更許可申請書における適用実績はないが、表 4-1 に示すような実績を有する。なお、⑬については、表 4-1 に示すような実績を有するものの、従来の設置許可申請において適用実績のある解析コードが適用可能であるため、選定されたコードとの比較対象として、適宜、参考として解析結果の比較に用いることとする。

4.1 適用候補コードの概要

4.1.1 S A F E R

S A F E R は長期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードである。原子炉内を 9 ノードに分割し、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等での気液対向流制限現象 (CCFL) 及び上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が下部プレナムに落下する現象 (CCFL ブレークダウン) を考慮することができる。

また、本コードでは、平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃

料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックス等の温度計算を行なう。燃料被覆管の温度計算においては、その冷却状態に応じた熱伝達係数、燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を考慮することができる。

また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウム－水反応）を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム－水反応を考慮する。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、ECCS 等の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料被覆管最高温度、燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.2 CHASTE

CHASTE は、燃料ペレット、燃料被覆管、チャンネルボックス等の温度計算を行うコードである。本コードは、燃料ペレットを半径方向に最大 9 ノードに分割し、燃料集合体内燃料棒を 1 本毎に全て取り扱い、その熱的相互作用（輻射等）を考慮している。また、ジルコニウム－水反応を Baker-Just の式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管のふくれと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム－水反応を考慮する。燃料被覆管表面からの除熱に対する熱伝達係数は、SAFER で求めた値を用いる。

本コードの入力は、原子炉出力及び原子炉圧力の時間変化、炉心露出時間及び再冠水時間、炉心スプレイによる冷却開始時間等のプラント過渡特性、燃料集合体及び炉心に関するデータ及び熱伝達係数変化であり、出力として、燃料被覆管最高温度及び燃料被覆管酸化量等が求められる。

4.1.3 REDY

REDY は、炉心、圧力容器、圧力容器内部構造物、原子炉冷却材再循環系、主蒸気管、タービン系、格納容器等のプラント全体を模擬し、6 群の遅発中性子及び反応度フィードバックを含む炉心一点近似動特性、燃料棒の熱的動特性及び冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉、主蒸気管、格納容器等のデータ、核データ、燃料棒データ、各種制御系データ等であり、出力として、原子炉出力、原子炉圧力、炉心流量、原子炉水位、格納容器圧力、

サブプレッションチェンバプール水温度等の時間変化が求められる。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに、格納容器圧力、サブプレッションチェンバプール水温度の時間変化を求めることができるように、格納容器モデルを追加したものである。

4.1.4 SCAT

SCATは、単一チャンネルを模擬し、これを軸方向一次元に多ノード分割する。各ノードについて、燃料棒には半径方向にのみ熱伝導方程式を適用して冷却材への熱伝達を計算し、チャンネル内冷却材には、質量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力挙動を計算する。

本コードの入力は、燃料集合体の幾何学的形状、軸方向出力分布等の炉心データ、燃料集合体出力、チャンネル入口流量等の初期条件、REDYコードの出力から得られたチャンネル入口流量等の過渡変化のデータ等であり、出力として、GEXL 関連式に基づく限界出力比 (CPR)、各ノードでの冷却材流量、クオリティ等の時間変化が求められる。

なお、本コードは、従来の原子炉設置変更許可申請書において適用実績のあるものに、沸騰遷移後の燃料被覆管温度を求めることができるように、沸騰遷移後の燃料被覆管－冷却材間の熱伝達関連式とリウエット関連式を適用している。

4.1.5 MAAP

MAAPは、炉心損傷を伴う事故シーケンスについて、炉心損傷、圧力容器破損、格納容器破損、放射性物質の環境放出に至るまでのプラント内の熱水力及び放射性物質挙動を解析するコードである。炉心損傷後の原子炉内及び格納容器内を一次系、ドライウエル、ウェットウエルに分割し、重大事故等時に想定される炉心のヒートアップ、燃料被覆管の酸化・破損、炉心損傷、熔融炉心移行挙動と冷却性、水素と水蒸気の生成、熔融炉心・コンクリート反応、格納容器圧力・温度、放射性物質の放出と移行／沈着挙動等の諸現象がモデル化され、また、種々の注水設備や冷却設備の特性や制御系がモデル化できるため、自動トリップや運転員操作等によるシステム応答を含む、重大事故等時のプラント挙動の評価が可能である。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力、格納容器圧力、格納容器温度等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、格納容器自由空間体積、流路面積及び流路抵抗、注水設備、減圧設備及び冷却設備の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料温度、熔融炉心温度、格納容器圧力、格

納容器温度，コンクリート侵食量，放射性物質の格納容器内の分布等が求められる。

4.1.6 A P E X

有効性評価に適用するコード候補としてここで挙げたA P E Xコードは，炉心動特性解析を行うA P E Xコードと，単チャンネル熱水力解析を行うS C A T（R I A用）からなる。

A P E Xは，熱的現象を断熱としており，炉心平均出力の過渡変化を炉心一点近似による中性子動特性方程式で表し，出力の炉心空間分布を二次元(R-Z)拡散方程式で表す。炉心各部分のエンタルピの上昇は，出力分布に比例するものとし，炉心平均エンタルピがある程度上昇する間(エンタルピステップ)は，出力分布は一定としている。また，投入反応度としては，制御棒価値，スクラム反応度及びドップラ反応度を考慮するが，このドップラ反応度は，二次元拡散計算による出力分布を考慮して求められる。

A P E Xコードの入力は，炉心の幾何学的形状，各種中性子断面積，拡散係数，ドップラ係数，炉心動特性パラメータ等の核データ，制御棒反応度の時間変化等であり，出力として，中性子束分布，エンタルピ分布及び炉心平均出力の時間変化が求められる。

S C A T（R I A用）コードは，燃料棒を燃料ペレット，ペレットと被覆管の間の空隙部であるギャップ部，被覆管で構成し，ノード毎に径方向の熱伝達を計算する。燃料ペレット及び被覆管には，径方向一次元の非定常熱伝導方程式を適用して燃料棒内の温度分布を計算し，チャンネル内冷却材には，質量，運動量及びエネルギー保存則を適用して冷却材の熱水力学的挙動を計算する。冷却材の沸騰状態に応じた熱伝達率相関式を用いることにより，燃料棒の除熱量を求める。

S C A T（R I A用）コードの入力は，A P E Xコードの出力から得られた炉心平均出力変化，炉心出力分布に加え，燃料集合体幾何条件，燃料集合体熱水力データ，燃料物性データ，ギャップ熱伝達係数，ペレット径方向出力分布，局所出力ピーキング係数等であり，出力として，非断熱燃料エンタルピの時間変化が求められる。

4.1.7 三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード

三次元沸騰水型原子炉模擬計算コードは，沸騰水型原子炉の炉心核熱水力特性を解析するコードで，三次元の拡散方程式により原子炉全体の出力分布や実効増倍率を計算する。さらに，その出力分布を基に熱的評価計算及び燃焼計算を行う。本コードの用途は多岐にわたり，制御棒運用計画，燃焼度管理，原子

炉停止余裕の計算等に使用される。出力運転時の計算では、ボイドの発生によるボイド分布を考慮した出力分布となるよう収束計算を行う。

本コードの入力は、炉心の幾何学的形状、単位燃料集合体核計算で得られた核定数、熱水力計算に必要なデータ、制御棒パターン、炉心熱出力等の炉心状態を表すデータであり、出力として炉心出力分布、ボイド分布、燃焼度分布、実効増倍率が求められる。

4.1.8 I S C O R

I S C O Rは、定常状態における炉心内の熱水力特性を解析するコードであり、炉心内の全燃料集合体を幾つかにタイプ分けし、各タイプごと及び炉心全体の熱水力特性を計算する。

具体的には、設計出力分布を使用して、各燃料集合体への冷却材流量配分を、燃料集合体入口と出口間の圧力差が全燃料集合体において等しくなるように繰り返し計算により求め、熱的余裕、炉心圧力損失等の熱水力特性を計算する。

本コードの入力は、炉心熱出力、炉心流量等の炉心状態を表すデータ、出力分布に関するデータ、燃料集合体の幾何学的形状及びその他熱水力計算に必要なデータであり、出力として限界出力比、圧力損失、ボイド分布等が求められる。

4.1.9 L A M B

L A M Bは、短期間の原子炉内熱水力過渡変化を解析するコードであり、圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故を取り扱うことができる。本コードは、圧力容器及び再循環系を7つのノードに分割し、質量、運動量及びエネルギー保存則に基づく方程式を解くことにより、定常状態から事故発生後数十秒間の各ノード内の冷却材の質量、圧力及びエンタルピ、ノード間の冷却材流量等の時間変化を計算する。炉心流量の変化としては、破断直後からの原子炉冷却材再循環ポンプのコーストダウンによる流量の変化を詳細に計算することができる。

本コードの入力は、原子炉出力、炉心流量等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、再循環ポンプ特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、ブローダウン中の燃料棒の限界出力過渡変化解析に使用する原子炉圧力、炉心流量及び炉心入口エンタルピの時間変化、破断口からの流出流量等が求められる。

4.1.10 短期間格納容器圧力応答解析コード

短期間格納容器圧力応答解析コードは、LOCA直後の冷却材ブローダウン期間中の格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量保存則に基づく方程式、エネルギー保存則に基づく方程式、運動方程式及び状態方程式を解くことにより、格納容器内圧力及び温度を計算する。なお、格納容器内構造物との間の熱の授受は保守的に考慮していない。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗並びに一次冷却系からの質量流量及びエネルギー放出量であり、出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.11 長期間格納容器圧力応答解析コード

長期間格納容器圧力応答解析コードは、LOCA後の冷却材ブローダウン期間以降の原子炉格納容器スプレイ冷却系作動期間中における長期間格納容器内圧力及び温度の変化を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量保存則に基づく方程式、エネルギー保存則に基づく方程式、運動方程式及び状態方程式を解くことにより、格納容器内圧力及び温度を計算する。また、ECCSモデル、格納容器スプレイモデル及び熱交換器モデルが組み込まれている。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗のほか、ECCS流量、格納容器スプレイ流量、熱交換器容量、海水温度等であり、出力として格納容器内圧力及び温度の時間変化が求められる。

4.1.12 可燃性ガス濃度解析コード

可燃性ガス濃度解析コードは、LOCA後の格納容器内の可燃性ガス濃度を解析するコードである。本コードは、格納容器をドライウェルとサブプレッションチェンバの2ノードに分割し、各ノードについて質量バランスの式によって水素及び酸素の濃度変化を計算する。各ノード間のガスの移動は、圧力バランスの式により求める。水素及び酸素の発生源としては、ジルコニウム-水反応（水素）及び水の放射線分解（水素及び酸素）を考慮する。また、可燃性ガス濃度制御系のモデルが組み込まれている。

本コードの入力は、格納容器内各部の圧力、温度、湿度等の初期条件、自由空間体積、流路面積及び流路抵抗の他、ジルコニウム-水反応割合及び水の放射線分解率並びに可燃性ガス濃度制御系容量及び作動時間であり、出力として、

格納容器内の水素及び酸素濃度の時間変化が求められる。

4.1.13 TRAC

TRACは、三次元2流体モデル、炉心については三次元中性子動特性モデルを有するコードである。TRACのモデル構成はモジュール手法に基づいており、熱水力モデルとして、配管、ポンプ、弁、分岐管、チャンネル、ジェットポンプ、ベッセルの基本コンポーネントがある。システム解析は、これらのコンポーネントをブロック構成して行う。使用するコンポーネントの数は任意で、その接続やコンポーネント内の詳細は入力データによって指定する。このため、単純な個別効果試験からBWR実プラントまで、様々な規模の設備について解析することができるコードである。

TRACの熱水力に用いる2流体モデルは、気液相についての質量、運動量、エネルギーの保存式を解く。質量、運動量、エネルギーの保存式は、気液相間および壁面について摩擦や熱伝達を扱う構成相関式を用いた種々の基本モデルによって完結している。流動様式マップはコード全般にわたり同一のものが適用されており、構成相関式は流動様式にしたがって選択される。

表 4-1 各コードの使用実績

コード	適用実績
MAAP	<p>米国産業界が実施した IDCOR (Industry Degraded Core Rulemaking Program, 産業界における損傷炉心規制プログラム) 及び米国 EPRI を中心とした MUG (MAAP User's Group) のもとで開発されてきたコードである。国内では、個別プラントの PRA やストレステスト等において、米国では、設計認証申請において使用される等、国内外において使用実績が豊富な代表的解析コードである。</p>
TRAC	<p>TRAC は、ロスアラモス国立研究所 (LANL) で PWR 用に開発された TRAC-P1A と称するバージョンが最初のものである。BWR 向けの TRAC の開発は GE 社とアイダホ国立研究所 (INEL) の協力によって 1979 年に始まり、1985 年以降、過渡・安定性・ATWS 解析用に TRAC を高度化することを目的に、開発が継続された。米国の設計認証申請においても、TRAC コードによる事故解析が実施されている等の適用例がある。</p>

※ 本表では、国内 BWR の原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードは除く。

5. 有効性評価に適用するコードの選定

有効性評価に適用するコードを選定するにあたって、コードが備えるべき物理現象モデルは2章で抽出されたとおりであり、4章で述べた候補コードの特徴を踏まえ、必要な物理モデルの有無、模擬性能の優劣及び利便性の観点から、適用するコードの選定を行った。以下に、コード選定における考え方を整理する。なお、最終的に選定された有効性評価に使用するコード一覧を表5-14に示す。

5.1 炉心損傷防止

5.1.1 高圧・低圧注水機能喪失

2.1.1項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-1に示す。

評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、原子炉圧力容器内で事故時に発生し得る気液対向流制限等の熱水力挙動や燃料棒ヒートアップ挙動を詳細に評価するための現象モデルを兼ね備えたコードとしてSAFERを用いることとした。また、SAFERによる炉心ヒートアップ解析結果において、燃料被覆管が高温となり、燃料棒やチャンネルボックスの幾何学的配置を考慮した詳細な輻射伝熱計算が必要となる場合には、合わせてCHASTEを用いることとした。

他に燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内を評価対象としているものにMAAPが挙げられるが、MAAPは、過渡変化時のスクラムまでの出力変化を取り扱えないため、燃料被覆管温度の詳細な挙動や膨れ／破損評価には適していない。

評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、SAFERは格納容器内の熱水力現象を取り扱うモデルを有しておらず、格納容器内において考慮すべき現象に必要な現象モデルをすべて有しているMAAPを用いることとした。

MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短時間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.1.2 高圧注水・減圧機能喪失

2.1.2項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-2に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧

力に対しては、S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、M A A Pを用いることとした。

5.1.3 全交流動力電源喪失

2.1.3項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-3に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、M A A Pを用いることとした。

5.1.4 崩壊熱除去機能喪失

5.1.4.1 取水機能が喪失した場合

2.1.4.1項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-4に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、M A A Pを用いることとした。

5.1.4.2 残留熱除去系が故障した場合

2.1.4.2項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-4に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、S A F E R及び必要に応じてC H A S T Eを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、M A A Pを用いることとした。

5.1.5 原子炉停止機能喪失

2.1.5項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-5に示す。

本事故シーケンスグループでは、原子炉停止機能が喪失するため、炉心部の解析モデルについては、原子炉停止機能が喪失した状態での、炉心内ボイド率変化、燃料温度変化及びボロン濃度の変化に伴う原子炉出力応答が適切に評価できること及び炉心損傷に繋がる燃料被覆管温度上昇や燃料

被覆管の酸化量増加を適切に把握できることがコード選定の要件として挙げられる。

また、炉心部以外の解析モデルについては、評価指標である原子炉圧力、SRV の作動によるサプレッション・チェンバのプール水温の上昇、RHR によるサプレッション・チェンバのプール水の冷却や格納容器圧力を評価できることが要件として挙げられる。

以上のうち、炉心部の解析モデルに関する要求に対しては、出力応答の評価において、ボイド率変化、出力変化といった事象推移を考慮するために、これらの過渡変化に伴う核的挙動を考慮した炉心動特性モデルが必要となる。また、燃料被覆管温度上昇を適切に把握するためには、特に出力上昇やチャンネル内の冷却材条件の変化を伴う本事象に対して、事象進展中の燃料棒表面熱伝達係数の変化を取り込んだ評価が行える必要がある。

したがって、これら原子炉出力、原子炉圧力、サプレッション・チェンバのプール水温及び格納容器圧力変化を事象進展に見合った評価とするため、すべてを同時に評価することが可能なREDYを用いることとした。また、評価指標である燃料被覆管温度については、出力上昇に伴う沸騰遷移時の燃料被覆管温度の評価モデルを有するSCATを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないことから適さない。

5.1.6 LOCA時注水機能喪失

2.1.6項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-6に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、SAFER及び必要に応じてCHASTEを用いることとし、評価指標である格納容器の圧力及び温度に対しては、MAAPを用いることとした。

5.1.7 格納容器バイパス（インターフェイスシステムLOCA）

2.1.7項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表5-7に示す。

5.1.1項での議論と同様に、評価指標である燃料被覆管温度及び原子炉圧力に対しては、SAFER及び必要に応じてCHASTEを用いることとした。

なお、本事故シーケンスグループは、格納容器バイパス事象であり、格納容器の圧力及び温度を評価指標としていないため、これらの評価指標に対するコードの選定は不要である。

5.2 格納容器破損防止

5.2.1 雰囲気圧力・温度による静的負荷（格納容器過圧・過温破損）

2.2.2 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-8 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.2 高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱

2.2.3 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-9 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.3 原子炉圧力容器外の溶融燃料－冷却材相互作用

2.2.4 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-10 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.4 水素燃焼

2.2.5 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-11 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは水の放射線分解による水素及び酸素の発生モデルを備えていないが、同コードで得られる崩壊熱からそれらの発生量を評価することが可能である。また、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.2.5 溶融炉心・コンクリート相互作用

2.2.6 項で抽出した本格納容器破損モードの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-12 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードはMAAPのみであることから、MAAPを用いることとした。

なお、MAAPは、炉心動特性モデルを備えていないが、事象初期に原子炉はスクラムし、事故後短期間で炉心出力は崩壊熱レベルに低下するため、崩壊熱を考慮できれば、格納容器の長期的な評価に対しては適用性を有する。

5.3 運転停止中原子炉における燃料損傷防止

5.3.1 反応度の誤投入

2.3.1 項で抽出した本事故シーケンスグループの評価で考慮すべき現象に対する各コードのモデルの対応を表 5-13 に示す。

評価指標に対して、考慮すべき現象に対する現象モデルを兼ね備えたコードとしてAPEX及びSCAT（RIA用）を用いることとした。

ここで、2.3.1 項で述べたとおり、ABWRでは、投入反応度が即発臨界に至ることがないことをもって、燃料エンタルピの評価に替えることができるため、SCAT（RIA用）は必要に応じて用いることとする。

表 5-1 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：高圧・低圧注水機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-2 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：高圧注水・減圧機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-3 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：全交流動力電源喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-4 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：崩壊熱除去機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ポイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ポイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-5 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：原子炉停止機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
	三次元効果	-	-	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ほう酸水の拡散	-	-	○	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-6 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(炉心損傷防止：LOCA時注水機能喪失)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-7 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
 (炉心損傷防止：格納容器バイパス (インターフェイスシステム LOCA))

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	○*	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離 (水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-
原子炉压力容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離 (水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水 (給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-8 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
 (格納容器破損防止：雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損))

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-9 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：高圧溶融物放出／格納容器雰囲気直接加熱)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV*	長期 PCV*	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)(炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-10 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)(炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-11 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：水素燃焼)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス*
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	サブプレッション・プール冷却	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	スプレイ冷却	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	○	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	格納容器ベント	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉圧力容器(逃がし安全弁後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの溶融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉圧力容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器(炉心損傷後)	格納容器下部床面での溶融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の溶融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(溶融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉圧力容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心と格納容器下部プール水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	溶融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-12 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(格納容器破損防止：熔融炉心・コンクリート相互作用)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	崩壊熱	○*	○*	○	○*	○	-	○*	-	-	○*	○*	○*	○*
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管変形	○	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	気液熱非平衡	○*	-	-	○*	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む)	冷却材流量変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液分離(水位変化)・対向流	○	-	-	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	気液熱非平衡	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	-	○	-	-	-	-	○	-	-	-
	構造材との熱伝達	○	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	○	-	○	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器	冷却材放出	-	-	○	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	格納容器各領域間の流動	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	○
	気液界面の熱伝達	-	-	○*	-	○	-	-	-	-	-	○	○	-
	構造材との熱伝達及び内部熱伝導	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
原子炉格納容器 (逃がし安全弁含む) (炉心損傷後)	リロケーション	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	構造材との熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	下部プレナムでの熔融炉心の熱伝達	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器破損	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	放射線水分解等による水素・酸素発生	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	○
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
原子炉格納容器 (炉心損傷後)	格納容器下部床面での熔融炉心の拡がり	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	内部構造物の熔融、破損	-	-	-	-	○*	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器外 FCI(熔融炉心細粒化)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器外 FCI(デブリ粒子熱伝達)	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心と格納容器下部プレナム水との伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	熔融炉心とコンクリートの伝熱	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	コンクリート分解及び非凝縮性ガス発生	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-
	原子炉格納容器内 FP 挙動	-	-	-	-	○	-	-	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-13 抽出された物理現象とコードの解析モデルの対応
(運転停止中原子炉における燃料損傷防止：反応度の誤投入)

分類	解析で考慮すべき物理現象	適用候補コード												
		SAFER	CHASTE	REDY	SCAT	MAAP	APEX	SCAT (RIA 用)	三次元*	ISCOR	LAMB	短期 PCV**	長期 PCV**	可燃性ガス**
炉心(核)	核分裂出力	○*	○*	○	○*	○*	○	○*	○	-	-	-	-	-
	出力分布変化	-	-	○*	○*	-	○	○*	-	-	-	-	-	-
	反応度フィードバック効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
	制御棒反応度効果	○*	-	○	-	○*	○	-	○	-	-	-	-	-
炉心(燃料)	燃料棒内温度変化	○	○	○	○	○	-	○	○	-	-	-	-	-
	燃料棒表面熱伝達	○	○	○	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
	沸騰遷移	○*	-	-	○	-	-	○	-	-	-	-	-	-
	燃料被覆管酸化	○	○	-	○	○	-	○	-	-	-	-	-	-
炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	○	-	○	○	○	-	○	○	○	○	-	-	-
	圧力損失	○	-	○	○	○	-	○	-	○	○	-	-	-
	三次元効果	○*	-	○*	○*	-	-	○*	-	-	-	-	-	-

【記号の説明】

- ：必要なモデルを備えている
- *：必要なモデルを備えていないが解析条件等で考慮可能
- ：必要なモデルを備えていない

- ※ 三次元：三次元沸騰水型原子炉模擬計算コード
- 短期 PCV：短期間格納容器圧力応答解析コード
- 長期 PCV：長期間格納容器圧力応答解析コード
- 可燃性ガス：可燃性ガス濃度解析コード

表 5-14 有効性評価において使用するコード一覧

事故シーケンスグループ	適用コード
高圧・低圧注水機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
高圧注水・減圧機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
全交流動力電源喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
崩壊熱除去機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
原子炉停止機能喪失	REDY SCAT
LOCA時注水機能喪失	SAFER (CHASTE) MAAP
格納容器バイパス (インターフェイスシステムLOCA)	SAFER (CHASTE)

格納容器破損モード	適用コード
雰囲気圧力・温度による静的負荷 (格納容器過圧・過温破損)	MAAP
高圧溶融物放出/格納容器雰囲気直接加熱	MAAP
原子炉圧力容器外の溶融燃料-冷却材相互作用	MAAP
水素燃焼	MAAP
格納容器直接接触 (シェルアタック)	—
溶融炉心・コンクリート相互作用	MAAP

運転停止中原子炉における燃料損傷防止	適用コード
崩壊熱除去機能喪失	—
全交流動力電源喪失	—
原子炉冷却材の流出	—
反応度の誤投入	APEX SCAT (RIA用) ※

※ ABWRでは必要に応じて用いる。

6. 選定されたコードの有効性評価への適用性について

重大事故等対策の有効性評価を行うにあたって、炉心損傷防止対策、格納容器破損防止対策及び運転停止中原子炉における燃料損傷防止対策の有効性評価において想定する事故シーケンスグループあるいは格納容器破損モードのそれぞれにおいて、関連する物理現象を抽出し、それらの物理現象に関する解析モデルを備えたコードとして、有効性評価へ適用するコードを選定した。

これらの各コードについての解析モデルの妥当性及び有効性評価への適用性の検討結果については、第1部～第6部に示す。

なお、設計基準（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故）と重大事故等対策の有効性評価の解析対象範囲について整理したものを添付資料1に示す。

許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較について

本有効性評価解析における物理現象を踏まえ、原子炉、プラント挙動の評価を行う解析コードとして、SAFER/CHASTE, REDY/SCAT, APEXを用いるが、これらは従来国内BWRの原子炉設置変更許可申請書の添付書類十の安全評価において使用実績があるコードであることから、設計基準（運転時の異常な過渡変化及び設計基準事故）と重大事故等対策の有効性評価の解析対象範囲について整理を行った。

- 表 1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較
- 表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較

表1 SAFER/CHASTEにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/12)

	従来許認可解析 (BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 LOCA 時注水機能喪失)
原子炉圧力	<p>自動減圧系作動 低圧炉心スプレー系作動 低圧注水系作動</p>	<p>逃がし弁手動操作による減圧 低圧代替注水系作動</p>
原子炉水位(シユラウド内水位)	<p>原子炉減圧に伴う蒸気流出による炉心露出</p>	<p>原子炉減圧に伴う蒸気流出による炉心露出</p>
燃料被覆管温度	<p>炉心露出による温度上昇</p>	<p>炉心露出による温度上昇</p>
熱伝達係数	<p>核沸騰冷却 (ボイド率に対応した値) 蒸気冷却 遷移沸騰冷却 核沸騰冷却(再冠水後) 膜沸騰冷却(冠水時) 噴霧流冷却(露出時) PCT 発生位置 露出 PCT 発生位置 再冠水</p>	<p>核沸騰冷却 (ボイド率に対応した値) 蒸気冷却 遷移沸騰冷却 核沸騰冷却(再冠水後) 膜沸騰冷却(冠水時) 噴霧流冷却(露出時) PCT 発生位置 露出 PCT 発生位置 再冠水</p>

表1 SAFER/CHASTEにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/12)

	従来許認可解析 (BWR5 原子炉冷却材喪失：中小破断)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 LOCA 時注水機能喪失)
事 象 進 展	<p>原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じSRV 開閉により圧力が制御され，<u>ADS 作動</u>により強制減圧される。</p> <p>原子炉水位：破断口からの冷却材流出及びSRV からの蒸気流出により低下し，<u>ADS 作動</u>による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，<u>ECCS</u>の注水後，炉心再冠水する。</p> <p>燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。</p> <p>熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，<u>ECCS</u>の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。</p>	<p>原子炉圧力：PLR 配管破断及び原子炉スクラムにより低下し，MSIV 閉鎖後は上昇に転じSRV 開閉により圧力が制御され，<u>SRV 手動操作</u>により強制減圧される。</p> <p>原子炉水位：破断口からの冷却材流出及びSRV からの蒸気流出により低下し，<u>SRV 手動操作</u>による減圧沸騰により一時的に上昇するが，その後，再び低下して炉心露出し，<u>代替注水系</u>の注水後，炉心再冠水する。</p> <p>燃料被覆管温度：炉心露出により上昇を開始し，除熱が発熱を上回ると低下する。</p> <p>熱伝達係数：炉心冠水時は核沸騰冷却，炉心露出時は蒸気冷却，<u>代替注水系</u>の注水後は噴霧流冷却を経て，炉心再冠水後は核沸騰冷却に復帰する。</p>
	<p>原子炉スクラム：0 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 19 秒</p> <p>原子炉水位低（レベル1）：約 2 分</p> <p>原子炉減圧開始：約 4 分</p> <p>炉心露出：約 5 分</p> <p>低圧炉心スプレイ系作動：約 6 分</p> <p>低圧注水系作動：約 7 分</p> <p>PCT 発生：約 7 分（約 589℃）</p> <p>炉心再冠水：約 8 分</p>	<p>原子炉スクラム：0 秒</p> <p>MSIV 閉鎖：約 2 分</p> <p>原子炉水位低（レベル1）：約 16 分</p> <p>原子炉減圧開始：約 30 分</p> <p>炉心露出：約 31 分</p> <p>ECCS：機能喪失</p> <p>低圧代替注水開始：約 32 分</p> <p>PCT 発生：約 38 分（約 805℃）</p> <p>炉心再冠水：約 52 分</p>
変 化 範 囲	<p>原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力</p> <p>原子炉水位：原子炉圧力容器底部～通常水位</p> <p>燃料被覆管温度：約 152～約 589℃</p> <p>熱伝達係数：約 10～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～約 8 分</p>	<p>原子炉圧力：同左</p> <p>原子炉水位：同左</p> <p>燃料被覆管温度：約 126～約 805℃</p> <p>熱伝達係数：約 1～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～約 55 分</p>
適 用 範 囲	<p>原子炉圧力：大気圧～SRV 吹出設定圧力</p> <p>原子炉水位：原子炉圧力容器底部～頂部</p> <p>燃料被覆管温度：飽和温度～1200℃</p> <p>熱伝達係数：0～約 57000 W/(m²・K)</p> <p>時間：0 秒～制限なし</p>	<p>原子炉圧力：同左</p> <p>原子炉水位：同左</p> <p>燃料被覆管温度：同左</p> <p>熱伝達係数：同左</p> <p>時間：同左</p>

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解	初期運転条件	過出力条件	定格条件	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが、事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	初期原子炉水位	通常水位 (ABWR) スクラム水位 (BWR)	通常水位	有	
析	事象	高圧炉心注水系配管両端破断 (ABWR) 再循環配管両端破断～小破断 (BWR)	給水流量の全喪失 全交流動力電源喪失 原子炉冷却材喪失 (圧力容器底部ドレン配管破断, 又は, 再循環配管小破断) インターフェイスシステム LOCA	有	炉心冷却の観点からは、原子炉隔離後、減圧、注水に至る再循環配管小破断事象と同等の事象であり、モデル適用範囲内であり、差異による影響はない。
条	原子炉スクラム	炉心流量急減 (ABWR) 原子炉水位低レベル3 (BWR)	原子炉水位低レベル3 タービン蒸気加減弁急閉 (ABWR) 炉心流量急減 (ABWR)	有	条件の差はあるが、スクラムのタイミングの差は適切に核分裂出力変化に反映されることから、評価手法としての差異はない。
件	核分裂出力変化	原子炉冷却材喪失事故用	各事故シーケンスに応じて設定	有	条件の差はあるが、核分裂出力変化と崩壊熱を事象ごとに設定しており、評価手法としての差異はない。
	崩壊熱	GE(平均)+3σ	ANSI/ANS-5.1-1979	有	

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	燃料タイプ	9×9 燃料(A 型), 9×9 燃料(B 型), MOX 燃料の単一炉心, 又は, 混在炉心	9×9 燃料(A 型)単一炉心	有	燃料仕様の差はあるが, 熱水力特性はほぼ同等であること, 及び, 核的特性は混在炉心の場合には単一炉心で構成された場合の中間的なものになることから影響は小さい。
	燃料棒最大線出力密度	44.0 kW/m×1.02	44.0 kW/m×1.0	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており条件に差があるが, 事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は, 従来許認可解析と同様であり, 差異による影響はない。
件	局所出力ピーキング係数	PCT を厳しくする評価する平坦分布を仮定	同左	無	差異はない。
	ギャップ熱伝達係数	燃焼期間中を通して PCT を厳しくする値	同左	無	差異はない。
	燃料棒破裂の判定	PCT 評価: ベストフィット曲線 被ばく評価: 平均値 - 2σ 曲線	ベストフィット曲線	無	従来許認可解析と同一のベストフィット曲線を用いているため, 差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析	逃がし安全弁	安全弁機能	逃がし弁機能	有	従来許認可解析条件に対して重大事故等対策の有効性評価ではノミナル条件を前提に設定しており、期待する減圧機能の違いによる差があるが、減圧に伴う基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	原子炉減圧	自動減圧系	逃がし弁手動操作	有	
条	外部電源	事故と同時に喪失	事故と同時に喪失、又は、健全	有	外部電源が健全な場合は、再循環ポンプトリップ動作タイミングに差があるが、事故後の炉心及び圧力容器内の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
件	ECCS, RCIC 及び代替注水系	安全要求仕様値	同左	無	差異はない。
	破断口, SRV からの冷却材の流出	平衡均質流モデル及び差圧流モデル	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (6/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	燃料被覆管と冷却材間の 熱伝達係数	核沸騰 (ボイド率の関数とする相関式)	同左	無	差異はない。 炉心冠水時の熱水力挙動は従来許認可解析と同様であり、ボイド率依存の核沸騰熱伝達モデルは適用可能。
		膜沸騰 (噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式)	同左	無	差異はない。 過渡事象発生直後の高流量／高圧条件から炉心再冠水後の低流量／低圧条件まで適用可能。
		遷移沸騰 (核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式)	同左	無	差異はない。 核沸騰熱伝達係数と膜沸騰熱伝達係数の内挿値を適用するため、同じく適用可能。
		蒸気単相 (Dittus-Boelter の式)	同左	無	差異はない。 炉心露出によるヒートアップ挙動は、従来許認可解析と同様であり、重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (7/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	燃料被覆管と冷却材間 の熱伝達係数	噴霧流 (Sun-Saha の式)	同左	無	差異はない。 炉心露出時に原子炉注水による再冠水過程において炉心に液滴が混入する状態は従来許認可解析と同様であり、重大事故等対策の有効性評価において長時間持続する場合にも適用可能。
		スプレイ (落下水) (スプレイ冷却実験データに基づく相関式)	同左	無	差異はない。 従来許認可解析でもスプレイ冷却の効果が小さいことから適用を除外しており、重大事故等対策の有効性評価でも適用を除外している。
		濡れ (濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく)	同左	無	差異はない。 濡れによる冷却効果小さく、高出力燃料集合体では保守的に落下水は無視しているため、適用されない。
		輻射 (燃料集合体幾何形状に依存する輻射形態係数、輻射率、灰色体輻射係数に基づき導出した式)	同左	無	差異はない。 燃料集合体内幾何形状に依存し、幾何形状は変更ないため適用可能。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (8/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 (核) 核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果 崩壊熱	事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるが、スクラムまでは核分裂出力、スクラム後は崩壊熱を考慮して適切に原子炉出力変化を設定している。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	沸騰遷移により燃料棒温度上昇 (ABWR, BWR)	沸騰遷移による燃料棒温度上昇 評価は、従来許認可解析の範囲 で評価されている。	無	差異はない。
		炉心露出により燃料棒温度上昇 (BWR) 炉心露出期間：約3分間 再冠水：約10分以内	炉心露出により燃料棒温度上昇 炉心露出期間：約10～30分間 再冠水：約1時間以内	有	炉心露出期間が長時間となるため影響 があるが、炉心露出、炉心再冠水、除 熱量が発熱量を上回ることによる温度 低下という基本的な挙動は、従来許認 可解析と同様である。
	燃料被覆管酸化	無視し得る程度	1%以下	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響 があるが、評価式である Baker-Just の式は、燃料被覆管温度が高温になる 場合にも実験により妥当性が確認され ている。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂は発生しない	膨れは発生するが破裂は発生し ない	有	燃料被覆管温度が高温になるため影響 がある。
	三次元効果	三次元的な輻射伝熱は、最高温度 位置に対しては、伝熱量が増加す るため、燃料被覆管温度は厳しく ならない。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/12)

項目		従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	沸騰・ボイド率変化	減圧沸騰により発生したボイドにより形成された二相水位変化により炉心が露出し燃料被覆管温度が上昇する。	同左	無	差異はない。
	気液分離（水位変化）・対向流	気液分離（水位変化）：同上 対向流： 炉心スプレイが作動する場合にCCFL, CCFL ブレークダウンが発生する。	気液分離（水位変化）： 露出する場合は露出期間が長時間になる。 対向流：同左	有	炉心露出期間が長時間となるため影響があるが、炉心露出、炉心再冠水、除熱量が発熱量を上回ることによる温度低下という基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	気液熱非平衡	炉心露出時に燃料棒のヒートアップにより蒸気が過熱される。	同左	無	差異はない。
	圧力損失	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失は減少する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失は減少する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、炉心流量が早期に低下するため影響は小さい。
	三次元効果	炉心再冠水過程では、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在する。炉心スプレイ注水後、スパーチャが水没した場合には、上部プレナムの周辺領域がサブクール状態となる。	同左	無	差異はない。

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉圧力容器(逃がし安全弁を含む)	冷却材流量変化	事故と同時に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下する。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、影響は小さい。
			炉心露出時は原子炉水位が低下して、炉心シュラウド内外の自然循環が維持できない。	同左	無	差異はない。
	冷却材放出(臨界流・差圧流)	自動減圧系による原子炉の急速減圧、あるいは、破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧、あるいは、破断口からの冷却材放出により炉心露出が発生する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが、冷却材放出の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。	
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	自動減圧系による原子炉の急速減圧、あるいは、LOCA後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また、原子炉注水により蒸気は凝縮される。	逃がし弁手動操作による原子炉の急速減圧、あるいは、LOCA後の冷却材放出による減圧沸騰により発生したボイド量の変化に応じて二相水位が変化する。また、原子炉注水により蒸気は凝縮される。	有	減圧手段の違いによる影響があるが、減圧開始時間と設備仕様が異なる以外、減圧に伴う基本的な熱水力挙動は、従来許認可解析と同様である。	

表1 SAFER/CHASTE における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (12/12)

	項目	従来許認可解析 (原子炉冷却材喪失事故)	重大事故等対策の有効性評価	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉圧力容器(逃がし安全弁を含む)	気液分離(水位変化)・対向流 圧力損失	これらの物理現象は炉心以外の領域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		構造材との熱伝達	自動減圧系による原子炉減圧過程において、構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	逃がし弁手動操作による原子炉減圧過程において、構造材の保有熱が冷却材へ移行する。	有	減圧手段の違いによる影響があるが、減圧開始時間と設備が異なる以外、減圧に伴う構造材との熱伝達の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
		ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	ECCS による原子炉注水により炉心が冷却される。	ECCS, 又は、代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される。	有	原子炉注水設備の差異による影響はあるが注水特性が異なる以外、炉心冷却の基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
		三次元効果	事故と同時に再循環ポンプがトリップするため、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	事故直後に再循環ポンプがトリップするため、炉心流量急減過程において下部プレナム内の流量配分の不均等は発生しない。	有	再循環ポンプトリップのタイミングにわずかな差異があるが、影響は小さい。

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/11)

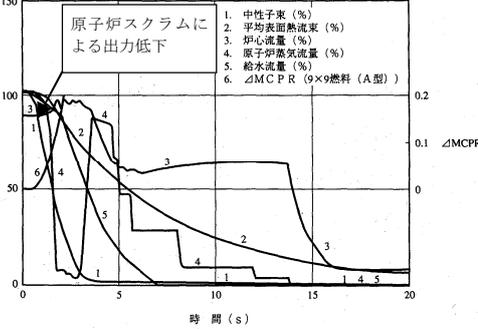
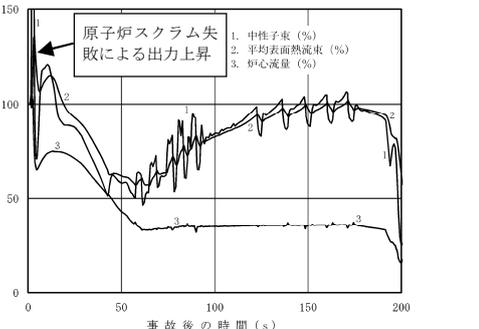
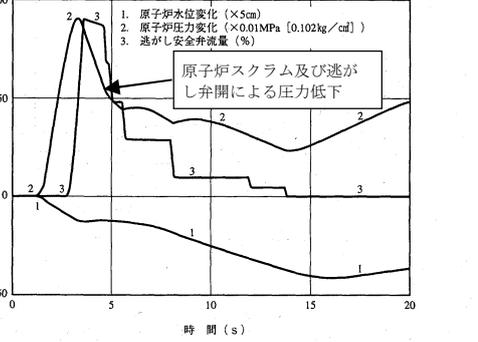
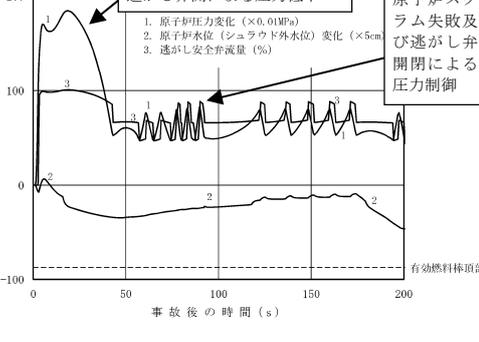
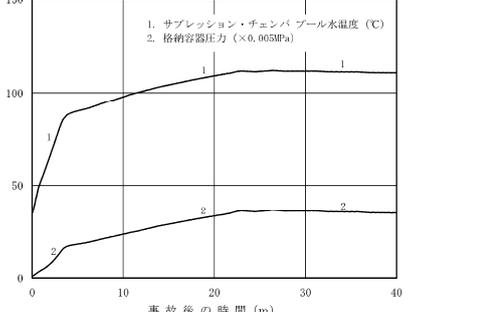
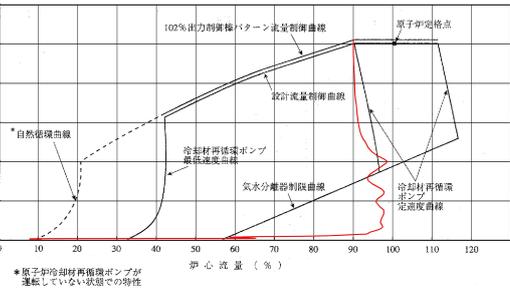
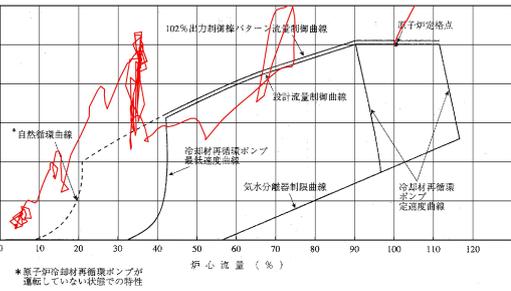
	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
原子炉出力 (中性子束)		
原子炉圧力		
格納容器プール水温度 / 格納容器圧力	<p>原子炉スクラムにより蒸気発生量が減少するため、格納容器側パラメータの変化はほとんどない。</p>	
運転特性図	 <p>*原子炉冷却材再循環ポンプが運転していない状態での特性</p>	 <p>*原子炉冷却材再循環ポンプが運転していない状態での特性</p>

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 +原子炉停止機能喪失)
事象進展	<p>原子炉出力(中性子束) : MSIV 閉鎖による原子炉スクラムにより低下する。</p> <p>原子炉圧力 : MSIV 閉鎖により上昇するが、逃がし弁開及び原子炉スクラムにより降下に転じ、その後は逃がし弁により圧力制御される。</p> <p>格納容器圧力/プール水温度 : 逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるが、その量は僅かであり、格納容器圧力及びプール水温度上昇は小さいと考えられる。なお、従来許認可では本パラメータは評価対象外である。</p> <p>運転特性図上の運転点は、原子炉スクラムにより、高出力低流量には至らない。</p>	<p>原子炉出力(中性子束) : MSIV 閉鎖による原子炉スクラムに失敗して、圧力上昇により上昇した後、圧力高 RPT による炉心流量減少により低下する。その後、給水加熱喪失による炉心入口サブクールの増加により緩やかに上昇する。</p> <p>原子炉圧力 : MSIV 閉鎖により上昇し、逃がし弁が作動するが、原子炉スクラム失敗により原子炉出力が高めに維持されることから、原子炉圧力も高めを維持する。</p> <p>格納容器圧力/プール水温度 : 逃がし弁開により蒸気が格納容器プールへ放出されるため、格納容器圧力及びプール水温度が上昇する。ほう酸水の注入による原子炉出力低下と RHR による除熱により、格納容器圧力/プール水温度は低下に転じる。</p> <p>運転特性図上の運転点は、原子炉スクラム失敗及び RPT により、高出力低流量に至る。</p>
	<p>原子炉スクラム : 約 0.3 秒</p> <p>逃がし弁開 : 約 2 秒</p> <p>MSIV 閉鎖 : 約 3 秒</p>	<p>原子炉スクラム : 失敗</p> <p>逃がし弁開 : 約 2 秒</p> <p>MSIV 閉鎖 : 約 3 秒</p> <p>ECCS 起動 : 約 34 秒</p> <p>給水停止 : 約 173 秒</p> <p>SLC 起動 : 約 643 秒</p>
変化範囲	<p>原子炉出力 : 初期値~0%</p> <p>原子炉圧力 : 初期値~7.17MPa[gage]</p> <p>格納容器圧力 : (評価対象外)</p> <p>プール水温度 : (評価対象外)</p> <p>時間 : 0 秒~約 20 秒</p>	<p>原子炉出力 : 0%~306%</p> <p>原子炉圧力 : 初期値~約 8.92MPa[gage]</p> <p>格納容器圧力 : 初期値~約 0.19MPa[gage]</p> <p>プール水温度 : 初期値~約 113℃</p> <p>時間 : 0 秒~約 2400 秒(40 分)</p>
適用範囲	<p>原子炉出力 : 0%以上</p> <p>原子炉圧力 : タービン無負荷圧力 ~最高使用圧力の 1.2 倍</p> <p>格納容器圧力 : (評価対象外)</p> <p>プール水温度 : (評価対象外)</p> <p>時間 : 0 秒~制限なし</p>	<p>原子炉出力 : 同左</p> <p>原子炉圧力 : 同左</p> <p>格納容器圧力 : 通常運転圧力 ~0.62MPa[gage]</p> <p>プール水温度 : 通常運転温度~200℃</p> <p>時間 : 同左</p>

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(3/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解	初期運転条件	原子炉出力：過出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：過出力条件	原子炉出力：定格出力条件 炉心流量：運転特性図考慮 原子炉圧力：定格出力条件	有	従来許認可解析が保守的評価条件を採用しているに対して、重大事故等対策の有効性評価ではより実機に近い条件を設定。解析結果はより現実的な結果となる。
	初期原子炉水位	通常水位	同左	無	差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	差異はない。
析	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	炉心条件	9×9燃料(A型)／(B型)／8×8燃料 ／MOX燃料の混在炉心、又は単 一炉心 (プラントにより異なる)	9×9(A型)／MOX単一炉心、又は 9×9(A型)とMOX混在炉心 (プラントにより異なる)	有	従来許認可解析では炉内に存在する燃料タイプごとに保守的な混在炉心を選定しているが、重大事故等対策の有効性評価では、代表的な炉心条件として単一炉心又はMOX混在を選定している。燃料タイプは異なるものの、熱水力特性は同等であり、プラント全体挙動に及ぼす影響は小さい。
条	ボイド反応度係数 ドップラ反応度係 数	圧力上昇過渡用保守係数を使用	圧力上昇過渡用保守係数を代表 値として使用	無	原子炉停止機能喪失事象では炉心流量が急減する挙動もあるが、起因事象が従来許認可と同じであることから保守係数の代表値として、出力上昇を厳しくする圧力上昇過渡と同じ値を使用する。
	ギャップ熱伝達係 数	燃焼期間中結果を厳しくする値	同左	無	重大事故等対策の有効性評価における燃焼期間は従来許認可解析と同じであり差異はない。

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	代替再循環トリップ機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	代替制御棒挿入機能	考慮しない	同左	無	差異はない。
	ほう酸水注入機能	考慮しない	考慮する	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件。
	予備給水ポンプ	考慮しない	考慮する	有	MSIV 閉による給水加熱喪失の効果により出力が上昇するため結果が厳しくなる条件を設定。
	崩壊熱	一次遅れ特性	4 群又は 11 群モデル (ANSI/ANS-5.1-1979 相当)	有	重大事故等対策の有効性評価では長時間領域での崩壊熱による影響を精度良く評価するために、より現実的な崩壊熱変化を設定。
	外部電源	健全	同左	無	差異はない。
	SRV 仕様	逃がし弁機能 (作動設定値は過出力条件用)	逃がし弁機能 (作動設定値は設計値)	有	定格出力条件に従い、開設定圧力を設計値に変更しているが、初期原子炉圧力からの開設定値までの差は同じであるため、減圧に伴う基本的な挙動は、従来許認可解析と同様である。
	再循環ポンプ慣性	設計値	同左	無	差異はない。

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/11)

	項 目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	RCIC	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上 RCIC の動作有無は考慮不要であったが、重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしないため RCIC 作動の影響を確認している。
	高圧 ECCS	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析での評価指標上、高圧 ECCS の動作有無は考慮不要であったが、重大事故等対策の有効性評価では原子炉がスクラムしていないため、高圧 ECCS 作動の影響を確認している。
	原子炉格納容器	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では、早期にスクラムするため格納容器側評価は実施しないが、重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。
	RHR	考慮しない	考慮する	有	従来許認可解析では、格納容器側評価は実施しないが、重大事故等対策の有効性評価では格納容器側も評価指標であるため設計値を使用してその影響を確認している。

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(6/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心(核) 核分裂出力 出力分布 変化 反応度フ ィードバ ック効果	圧力上昇過渡事象発生時に結果を厳しく評価するサイクル末期炉心条件を選定して、ボイド/ドップラ反応度に保守係数を考慮した設定を実施している。 また、反応度効果としては、ボイド/ドップラ/スクラム/制御棒の反応度を考慮している。	同左 また、反応度効果としては、ボイド/ドップラ/ボロン反応度を考慮している。	有	圧力上昇過渡事象の評価であるため、従来許認可と同じ保守係数を用いている。原子炉がスクラムしないため、ボロン注入による出力低下により事象が収束する。原子炉がスクラムせず、原子炉出力の変化が従来許認可解析に比べて大きくなり、燃料被覆管温度評価に影響を及ぼす。
	崩壊熱	崩壊熱については、比較的短時間でスクラム動作して事象は収束するため、影響はほとんどなく、一次遅れを仮定している。	崩壊熱については、より現実的な崩壊熱曲線を使用している。	有	崩壊熱については、原子炉にて発生する蒸気量が格納容器側のパラメータ変化に影響する。なお、格納容器側評価は従来許認可解析では実施していない。
	三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、中性子束振動現象は生じない。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、中性子束振動現象が生じる可能性がある。	有	中性子束振動現象が燃料被覆管温度に対して影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(7/11)

	項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	炉心 (燃料)	燃料棒内 温度変化	原子炉内の平均的燃料棒を代表とし、燃料棒を同心円状に分割して燃料ペレットの熱伝導度、燃料ギャップの熱伝達率を適用している。	同左	無	従来許認可解析と同一であり、差異はない。 また、原子炉停止機能喪失事象では炉心冠水状態を維持するため、平均的燃料棒の燃料棒内温度変化及び燃料表面熱伝達については従来許認可解析と同様である。
		燃料棒表面熱伝達	燃料表面熱伝達は一定とし核沸騰の代表値を適用している。 熱的評価については、SCATコードにて実施（最小限界出力比(MCPR)が燃料の許容設計限界を下回らないことを確認。)	同左 熱的評価については、SCATコードにて実施（燃料被覆管温度評価を実施して判断基準を上回らないことを確認。)	無	
	沸騰遷移	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—	
	燃料被覆管酸化	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—	
	燃料被覆管変形	(SCATコードによる評価)	(SCATコードによる評価)	—	—	

表2-1 REDYにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化 原子炉出力の上昇並びに炉心流量の低下により炉心平均ボイド率が增加するが、炉心は冠水を維持しているため、二相水位の影響はない。	同左	無	差異はない。
	気液分離(水位変化)・対向流 気液熱非平衡	炉心部の保有水量は十分保たれ、炉心は冠水を維持していることから影響はない。	同左	無	差異はない。
	圧力損失	事象発生時に再循環ポンプがトリップした際の炉心流量変化の速さについて、炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	原子炉圧力高により再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響により炉心流量低下速度が大きくなる。	無	圧力損失による影響に差異はない。
	三次元効果	事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、核熱水力不安定事象は生じない。なお、流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。なお、流量配分による冷却材流量変化への影響はSCAT側にて考慮する。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表 2 - 1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	原子炉 圧力容 器(逃が し安全 弁を含 む)	冷却材流 量変化	、原子炉水位低により再循環ポン プがトリップするが、実機機能の 反映であるため設計値を使用して いる。	事象発生時に再循環ポンプがトリ ップした際の炉心流量変化の速さ が、解析結果に影響すると考えら れる。より現実的な評価を実施す るため設計値を使用している。	有	重大事故等対策の、有効性評価では再循 環ポンプのトリップを考慮しているた め、設計値を使用した現実的な解析条件 としている。
		冷却材放 出(臨 界流・差 圧流)	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達 すると蒸気を放出して原子炉圧力 上昇を緩和する。	同左	無	差異はない。
		沸騰・凝 縮・ボイ ド率変化	これらの物理現象は炉心以外の領 域では直接的には影響しない。	同左	無	差異はない。
		圧力損失	考慮している	同左	無	差異はない。

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	原子炉 圧力容 器(逃が し安全 弁を含 む)	ECCS 注 水(給水 系・代替 注水設備 含む)	<ul style="list-style-type: none"> ・ ECCS 系は考慮しない。 ・ 給水ポンプ予備機は考慮しない。 ・ 給水加熱喪失を考慮 	<ul style="list-style-type: none"> ・ ECCS 系を考慮。 ・ 予備機を含めた給水系を考慮。 ・ 同左 	有	原子炉がスクラムせず、また給水ポンプ予備機が起動するため、給水加熱喪失による出力上昇が燃料被覆管温度へ影響する可能性がある。
		ほう酸水 の拡散	ほう酸水注入は考慮しない。	原子炉停止を達成するために、ほう酸水の原子炉への注入を設定。	有	従来許認可解析では原子炉スクラムにより原子炉停止となるが、重大事故等対策の有効性評価解析では、ほう酸水注入による原子炉停止としており、原子炉停止までの時間が長く、格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	三次元効 果	REDY コードでは、燃料集合体間 の流量配分について考慮していな い。	同左	無	差異はない。	

表 2-1 REDY における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉格納容器 冷却材放出	考慮しない	原子炉圧力が逃がし弁設定値に達すると蒸気を放出するため、格納容器プール水温度が上昇する。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	格納容器各領域間の流動	考慮しない	格納容器を 1 ノードでモデル化し、空間部温度は格納容器プール水温度と同じにすると仮定している。	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	サプレッション・プール冷却	考慮しない	RHR による除熱を考慮	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。
	気液界面の熱伝達	考慮しない	(格納容器各領域間の流動に同じ)	有	格納容器プール水温度及び格納容器圧力評価に影響する。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (1/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
最小限界出力比 (MCPR)		<p>原子炉出力の上昇により MCPR は減少し、沸騰遷移判定基準に達する。</p>
燃料被覆管温度	<p>沸騰遷移は生じないため、燃料被覆管温度は初期値からほとんど変化しない。</p>	

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (2/11)

	従来許認可解析 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止)	重大事故等対策の有効性評価 (ABWR 主蒸気隔離弁の誤閉止 + 原子炉停止機能喪失)
事 象 進 展	<p>MCPR : <u>原子炉スクラムによる負の反応度効果により, 過渡時の MCPR は初期値を下回らない。</u></p> <p>燃料被覆管温度 : <u>沸騰遷移が生じることは無く, 温度はほとんど変化しない。</u></p>	<p>MCPR : <u>原子炉スクラムしないため, 過渡時の MCPR は沸騰遷移判定基準を下回る。</u></p> <p>燃料被覆管温度 : <u>沸騰遷移が生じるため, 温度は上昇する。原子炉出力の低下に伴いリウエットが発生し温度は低下する。</u></p>
	<p>原子炉スクラム : 約 0.3 秒</p> <p>MSIV 閉鎖 : 約 3 秒</p> <p>沸騰遷移・リウエット : 発生しない</p>	<p>原子炉スクラム : 失敗</p> <p>MSIV 閉鎖 : 同左</p> <p>沸騰遷移・リウエット : 数秒～約 400 秒</p>
変 化 範 囲	<p>MCPR : 初期値を下回らない</p> <p>燃料被覆管温度 : 初期値からほとんど変化しない</p> <p>時間 : 0 秒～数秒</p>	<p>MCPR : 沸騰遷移判定基準を下回る</p> <p>燃料被覆管温度 : 初期値～約 1000°C</p> <p>時間 : 0 秒～約 400 秒</p>
適 用 範 囲	<p>MCPR : 1.0 以上</p> <p>燃料被覆管温度 : 対象外</p> <p>時間 : 0 秒～制限なし</p>	<p>MCPR : 同左</p> <p>燃料被覆管温度 : 飽和温度～1200°C</p> <p>時間 : 同左</p>

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期バンドル出力	初期 MCPR が OLMCPR となる値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	事象	主蒸気隔離弁の誤閉止	同左	無	従来許認可解析と同一の事象であり、差異はない。
	原子炉スクラム	主蒸気隔離弁閉スクラム	スクラム機能喪失	有	原子炉停止機能喪失事象の前提条件であり、条件の差異が生じる。スクラム機能喪失時は沸騰遷移が生じ、燃料被覆管温度が上昇する。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は、SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、熱伝達係数、ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
	燃料タイプ	9×9(A型), 9×9(B型), MOX	9×9(A型), MOX	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (4/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期 MCPR	OLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	BT 判定 MCPR	SLMCPR	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	ホットチャンネルの 軸方向出力分布	中央出力ピーク分布	同左	無	従来許認可解析と同一の分布であり、差異はない。
	最大線出力密度	44.0kW/m×1.0	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	局所出力ピーキング 係数	上記の初期 MCPR とピーク位置で の線出力密度を満たすよう調整 した値	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。
	ホットチャンネルの ギャップ熱伝達係数 平均出力ロッド ホットロッド	燃焼期間中のバンドル平均の最 大値 (軸方向一定値) 平均出力ロッドに同じ	同左 最大線出力密度 44kW/m 相当 (軸方向分布考慮)	無 有	従来許認可解析と同一の設定であり、差異はない。 原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動を評価するために、ホットロッドのギャップ熱伝達係数に差異が生じる。軸方向分布を考慮したギャップ熱伝達係数を適用することで、適切に評価できる。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/11)

	項目	従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	燃料被覆管と冷却材間の 熱伝達係数 サブクール： サブクール沸騰，核沸騰： 膜沸騰： リウエット：	Dittus-Boelter の式 Jens-Lottes の式 使用しない 使用しない	同左 同左 修正 Dougall-Rohsenow 式 日本原子力学会標準「BWR にお ける過渡的な沸騰遷移後の燃 料健全性評価基準：2003」にお ける関連式 2	無 無 有 有	原子炉停止機能喪失事象の解析では， 沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙 動を評価するために，熱伝達モデルに 差異が生じる。日本原子力学会標準で 推奨される関連式を適用することで， 適切に評価できる。 また，核沸騰までの挙動は従来許認可 解析と同等であり，サブクール，サブ クール沸騰，及び核沸騰で適用する相 関式については従来許認可解析コード の取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移評価モデル	GEXL 関連式	同左	無	従来許認可解析と同一の設定であり， 差異はない。
デ テ ィ ル	ボイドモデル				
	サブクールボイドモデル 気泡離脱点： 蒸気生成：				
	圧損モデル 単相摩擦損失係数： 二相摩擦増倍係数： 局所二相増倍係数：				

本資料のうち，枠囲みの内容は商業機密に属しますので公開できません。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (6/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	炉心 (核)	核分裂出力 出力分布変化 反応度フィー ドバック効果	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—
		崩壊熱	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—
		三次元効果	(REDY コードによる評価)	(REDY コードによる評価)	—	—

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (7/11)

項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物 理 現 象	炉心 (燃料)	燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	出力が上昇してMCPRが低下するが、沸騰遷移は生じず、核沸騰状態で事象は推移する。	原子炉出力が急激に上昇するため、沸騰遷移が生じて膜沸騰状態に移行する。その後、原子炉出力の低下によってリウエットに至ることで核沸騰状態へ移行する。燃料被覆管温度は、燃料ペレット内発熱により燃料ペレット熱伝導とギャップ部の熱伝達及び燃料被覆管熱伝導を通して上昇する。	有	原子炉停止機能喪失事象では、沸騰遷移が生じるため、燃料被覆管温度の挙動に差異が生じる。沸騰遷移後における燃料被覆管温度挙動は、SCAT コードが取扱う従来許認可解析の範囲外である。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、熱伝達係数、ボイドモデル等を従来許認可解析から変更している。
		燃料被覆管酸化	燃料被覆管温度の上昇量が小さく、水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	沸騰遷移発生によって燃料被覆管温度が高温となるため、水-ジルカロイ反応が発生する。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、燃料被覆管温度が高温となるため、取扱う燃料被覆管酸化量の評価に差異が生じる。そのため、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応に Baker-Just の式を適用して燃料被覆管酸化量を計算する。
		燃料被覆管変形	無し	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表2-2 SCATにおける従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	ボイド率は低下していく。	スクラムしないためボイド率は高いまま維持される。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、スクラム機能喪失を仮定しており、ボイド率の挙動に差異が生じる。しかし、原子炉停止機能喪失でのボイド率は過渡解析のボイド率最大値と同等であるため、差異による影響はない。
		気液分離(水位変化)・対向流	炉心部に二相水位は形成されない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		気液熱非平衡	無し	沸騰遷移発生によって過熱蒸気が発生する可能性がある。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、沸騰遷移発生により、気液熱非平衡に差異が生じる。そのため、原子炉停止機能喪失事象を適切に評価するように、燃料被覆管-冷却材間の熱伝達係数を従来許認可解析から変更している。
		圧力損失	流量に影響を与えない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。
		三次元効果	炉心径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。また、事象発生後短時間で原子炉スクラムするため、核熱水力不安定事象は生じない。	炉心径方向出力分布の変化は小さく、流量配分による冷却材流量変化への影響は小さい。一方、原子炉がスクラムせず高出力・低流量状態に至るため、核熱水力不安定事象が生じる可能性がある。	有	核熱水力不安定事象が燃料被覆管温度に影響を与える可能性がある。よって、この現象を取り扱うことが可能な異なる解析コードによる参考解析を参照する。

表 2-2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (9/11)

項目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物理現象	原子炉圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材流量変化 原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし、自然循環流量相当まで流量が低下する。	ATWS 圧力高や原子炉水位低によって再循環ポンプトリップし、自然循環流量相当まで低下する。	無	従来許認可解析との差異はない。
		冷却材放出 (臨界流・差圧流)	MSIV 誤閉止による原子炉圧力の上昇によって逃がし安全弁が作動する。	同左	従来許認可解析との差異はない。
		沸騰・凝縮・ボイド率変化	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	従来許認可解析との差異はない。
		圧力損失	炉心以外の領域における本物理現象が評価指標に与える影響はない。	同左	従来許認可解析との差異はない。

票 2 - 2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (10/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	原子炉圧 力容器 (逃がし 安全弁を 含む)	ECCS 注水(給 水系・代替注 水設備含む)	・ T/D 給水ポンプトリップ	・ T/D 給水ポンプトリップ ・ M/D 給水ポンプ起動 ・ HPCS, RCIC 起動	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、 M/D 給水ポンプ起動を仮定しており、入 口サブクーリングが増加するため、入口 サブクーリングに差異が生じる。入口サ ブクーリングの増加は GEXL 関連式で適 用可能と考えられるため、差異による影 響はない。
		ほう酸水の 拡散	ほう酸水注入系は起動しない。	ほう酸水注入系の起動によっ て原子力出力を抑制し、原子炉 停止を達成する。(REDY コード による評価)	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、ほ う酸水注入系の起動を考慮するため、ほ う酸水の効果に差異が生じる。燃料被覆 管温度の上昇は事象初期であり、ほう酸 水注入系による出力抑制の効果が現れ る段階より早いため影響はないと考え られる。そのため差異による影響はな い。
		三次元効果	(下部プレナムの流量配分) 再循環ポンプは対称にトリッ プするため影響はない。	同左	無	従来許認可解析との差異はない。

表 2 - 2 SCAT における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (11/11)

	項 目		従来許認可解析 (過渡解析)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉停止機能喪失)	従来許認可 との差異	差異による影響
物 理 現 象	原子炉格 納容器	冷却材放出	原子炉格納容器の挙動を評価 しないため本物理現象は考慮 しない。 原子炉格納容器における本物 理現象が評価指標に与える影 響はない。	逃がし安全弁を介して原子炉 格納容器の圧力及びプール水 温が上昇する (REDY コードによ る評価)。	有	原子炉停止機能喪失事象の解析では、原 子炉格納容器の挙動を評価するため、物 理現象の考慮有無に差異が生じる。いず れも REDY コードにて適切に評価でき、 SCAT コードによる評価において差異に よる影響はない。
		格納容器各 領域間の流 動	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度 及び圧力変化に影響する (REDY コードによる評価)。	有	同上
		サプレッシ ョン・プール 冷却	同上	残留熱除去系によるサプレッ ション・プール冷却を行うこと によって原子炉格納容器の圧 力及びプール水温の上昇を抑 制する (REDY コードによる評 価)。	有	同上
		気液界面の 熱伝達	同上	原子炉格納容器の雰囲気温度 及び圧力変化へ影響する。 (REDY コードによる評価)	有	同上

表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(1/12)

	従来許認可解析 (BWR5 制御棒落下/低温時※)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
燃料 エンタルピー	<p style="text-align: center;">燃料エンタルピー</p>	<p style="text-align: center;">燃料エンタルピー</p>

※制御棒落下事象を比較対象として選定した理由は、起動時の制御棒引き抜き時の過渡変化の燃料エンタルピーは最大約 88kJ/kgUO₂ であり、制御棒落下事象の方が厳しい事象（燃料エンタルピー：8～669kJ/kgUO₂）であるため

表 3 APEX/SCAT(RIA 用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(2/12)

	従来許認可解析 (BWR5 制御棒落下/低温時)	重大事故等対策の有効性評価 (BWR5 原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)
事象進展	原子炉の起動時に制御棒がインシーケンスで引き抜かれた臨界状態から、 <u>制御棒 1 本が落下速度の上限値 0.95m/s で落下することにより、原子炉出力が上昇する。</u> <u>急激な出力上昇は、ドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに、平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して、原子炉はスクラムし、事象は収束する。</u>	原子炉の停止時に制御棒が 1 本引き抜かれた局所臨界状態から、 <u>隣接する 1 本の制御棒が引抜速度の上限値 9.1cm/s で連続的に引き抜かれることにより原子炉出力が上昇する。</u> <u>原子炉出力が上昇し、起動領域モニタの原子炉周期短信号が発生して、原子炉はスクラムし、事象は収束する。</u>
	原子炉スクラム：約 1.5 秒	原子炉スクラム：約 6.8 秒
変化範囲	燃料エンタルピー：8kJ/kgUO ₂ ～約 669kJ/kgUO ₂ 沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：0 秒～7 秒	燃料エンタルピー：8kJ/kgUO ₂ ～約 144kJ/kgUO ₂ 沸騰状態：単相，核沸騰 時間：0 秒～20 秒
適用範囲	沸騰状態：単相，核沸騰，膜沸騰 時間：0 秒～制限なし	沸騰状態：同左 時間：同左

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (3/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	初期炉心条件	事故：低温臨界状態/高温待機臨界状態 過渡 (BWR5)：高温待機臨界状態 過渡 (ABWR)：低温臨界状態	低温停止状態	有	低温停止状態を初期炉心条件としており、差異が生じる。ただし、個々の炉心パラメータ自体は従来許認可解析の低温臨界条件と同一であり、また、事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であることから、差異による影響はない。
	事象	事故：制御棒落下 過渡：制御棒の誤引抜	制御棒の誤引抜	無	過渡解析と同一の事象であり、従来許認可解析のモデル適用範囲内である。
	初期実効増倍率	1.00 (通常の制御棒引抜操作で臨界に達している)	1.00(保守的に初期状態で臨界を想定)	無	停止中の制御棒誤引抜解析では保守側に初期実効増倍率を 1.00 としており、初期実効増倍率条件の差異はない。
	初期制御棒パターン	臨界状態に対応した制御棒パターン	制御棒 1 本全引抜	有	停止中の制御棒誤引抜解析では制御棒 1 本全引抜状態を初期条件としており、条件の差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(4/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 条 件	初期出力	事故(低温臨界状態)：定格の 10^{-8} 事故(高温待機臨界状態)：定格の 10^{-6} 過渡(低温臨界状態)：定格の 10^{-8} 過渡(高温待機臨界状態)：定格の 10^{-3}	定格の 10^{-8}	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨 界状態に対応した初期出力としており、 事故・過渡解析(低温臨界状態)との差 異はない。
	初期燃料被 覆管表面温 度及び原子 炉冷却材の 温度	低温臨界状態：20℃ 高温待機臨界状態(BWR5)：286℃ 高温待機臨界状態(ABWR)：287℃	20℃	無	停止中の制御棒誤引抜解析では低温臨 界状態に対応した初期温度としており、 事故・過渡解析(低温臨界状態)との差 異はない。
	初期燃料エ ンタルピ	低温臨界状態：8kJ/kgUO ₂ 高温待機臨界状態：75kJ/kgUO ₂	8kJ/kgUO ₂	無	初期温度に対応した燃料エンタルピと しており、事故・過渡解析(低温臨界状 態)との差異はない。
	初期原子炉 圧力	低温臨界状態：0.0MPa[gage] 高温待機臨界状態(BWR5)： 7.03MPa[gage] 高温待機臨界状態(ABWR)： 7.17MPa[gage]	0.0MPa[gage]	無	原子炉低温停止状態に対応した初期圧 力としており、事故・過渡解析(低温臨 界状態)との差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (5/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解析 条件	初期炉心流 量	定格の20% (再循環ポンプによる冷却材循環)	定格の2% (崩壊熱除去系による冷却材循環)	有	停止中の制御棒誤引抜解析では崩壊熱 除去系による冷却材循環を仮定してお り、初期流量に差異が生じる。事故後の 炉心の基本的な挙動は従来許認可解析 と同様であり、差異による影響はない。
	局所出力ピー キング係 数	最大出力となる燃料集合体断面に対応 する値 燃焼度条件 サイクル初期：未燃焼 サイクル末期：当該燃料の燃焼度より 小さい燃焼度	最大出力となる燃料集合体断面に対 応する値 燃焼度条件 未燃焼	無	従来許認可と同一の局所出力ピーキン グ係数を使用しており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(6/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒 の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響
解 析 モ デ ル	ギャップ熱 伝達	Ross & Stoute の式	同左	無	従来許認可と同一の熱伝導方程式を使用しており、差異はない。
	燃料棒表面 熱伝達	単相強制対流：Dittus-Boelter の式 核沸騰状態：Jens-Lottes の式 膜沸騰状態(低温時)：NSRR の実測データに基づいて導出された熱伝達相関式 膜沸騰状態(高温待機時)： Dougall-Rohsenow の式	同左	無	従来許認可解析と同一の熱伝達相関式を用いており、差異はない。また、事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、熱伝達係数については従来許認可解析コードの取り扱いの範囲内に収まる。
	沸騰遷移	低温時：Rohsenow-Griffith の式及び Kutateladze の式 高温待機時：GEXL 相関式での MCPR が限界値	同左	無	従来許認可解析と同一の沸騰遷移判定式を用いており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(7/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解析条件	引抜/落下制御棒	事故：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡(BWR5)：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒1本 過渡(ABWR)：インシーケンス制御棒引抜で許可された制御棒26本	初期引抜制御棒に隣接する制御棒1本	有	停止中の制御棒誤引抜解析は引抜制御棒に隣接する制御棒1本の引抜を仮定しており、引抜制御棒に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	引抜/落下制御棒価値	事故：1.3% Δk 過渡(BWR5)：1.3% Δk 過渡(ABWR)：3.5% Δk	誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値	有	停止中の制御棒誤引抜解析は誤引抜制御棒全引抜時の反応度価値を用いるため、制御棒価値に差異が生じる。事故後の炉心の基本的な挙動は従来許認可解析と同様であり、差異による影響はない。
	制御棒引抜/落下速度	事故(BWR5)：0.95m/s 事故(ABWR)：0.7m/s 過渡(BWR5)：9.1cm/s 過渡(ABWR)：3.3cm/s	BWR5：9.1cm/s ABWR：3.3cm/s	無	従来許認可(過渡)と同一の制御棒引抜速度としており、差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(8/12)

	項目	従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
解 析 条 件	スクラム条件	事故：中性子束高（平均出力領域モニタ） 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：中性子束高 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：原子炉周期短	中間領域モニタ採用プラント：中性子束高 起動領域モニタ採用プラント：原子炉周期短	無	従来許認可（過渡）と同一のスクラム条件としており，差異はない。
	検出器バイパス条件	事故：平均出力領域モニタに単一故障を仮定する。 過渡（BWR5）：A，Bチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス 過渡（ABWR）：A，B，Cグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス	BWR5：A，Bチャンネルともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス ABWR：A，B，Cグループともに引抜制御棒に最も近い検出器を1個ずつバイパス	無	従来許認可（過渡）と同一の検出器バイパス条件としており，差異はない。
	スクラム動作遅れ	事故：0.09秒 過渡（中間領域モニタ採用プラント）：0.09秒 過渡（起動領域モニタ採用プラント）：0.2秒	中間領域モニタ採用プラント：0.09秒 起動領域モニタ採用プラント：0.2秒	無	従来許認可（過渡）とスクラム動作遅れとしており，差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(9/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(核) 核分裂出力 出力分布変化 反応度フィードバック効果 制御棒反応度効果	<p>事故：制御棒落下により急激な反応度投入と出力分布変化が生じる。急激な出力上昇はドップラ反応度の負のフィードバックにより抑えられるとともに、平均出力領域モニタの中性子束高スクラム信号が発生して、原子炉はスクラムする。</p> <p>過渡：制御棒が連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。</p>	<p>制御棒が連続的に引き抜かれ、原子炉出力が上昇する。出力上昇後にスクラム信号が発生して原子炉はスクラムする。</p>	有	<p>停止中の制御棒誤引抜解析は炉心外周部の制御棒が局所的に引き抜かれることから、局所的に出力が上昇し、三次元的な出力分布変化の影響が生じる。また、制御棒反応度効果は一般に三次元的な位置に依存する影響を受けるが、事象を通じての炉心挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。</p>

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(10/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(燃料) 燃料棒内温度変化 燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	事故：炉心出力が急激に上昇するため、最高出力燃料棒は沸騰遷移し膜沸騰状態に至る。膜沸騰状態では燃料の除熱量が低下し、燃料温度は1000℃を超える温度で推移する。 過渡：炉心出力の上昇は事故と比較して緩やかであることから、最高出力燃料棒は沸騰遷移に至らない。	炉心出力の上昇は従来許認可の事故と比較して緩やかであることから、最高出力燃料棒は沸騰遷移には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
	燃料被覆管酸化	事故：燃料被覆管の高温化に伴う水-ジルカロイ反応が発生する。 過渡：燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	燃料被覆管温度の上昇量が小さく、燃料被覆管温度は水-ジルカロイ反応が発生する程度には至らない。	無	従来許認可解析からの差異はない。

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較(11/12)

		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜)	従来許認可 との差異	差異による影響	
物理現象	炉心(熱流動)	沸騰・ボイド率変化	事故：炉心出力が急激に上昇するため、ボイドが発生する。 過渡：サブクールのない高温待機状態の場合、ボイドが発生する。 低温状態の場合、サブクール度が大きく、また、事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから、ボイドはほとんど発生しない。	サブクール度が大きく、また、事象を通じての表面熱流束上昇量も小さいことから、ボイドはほとんど発生しない。	無	従来許認可解析からの差異はない。
	三次元効果	事故：ボイド発生に伴い、圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。 過渡：高温待機状態の場合、ボイド発生に伴い、圧力損失による流量配分への三次元効果が生じ得る。低温状態の場合、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	サブクール度の大きい低温状態であり、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失による流量配分への三次元効果は生じない。	無	従来許認可解析(過渡)との差異はない。また、事象を通じての燃料挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。	

表3 APEX/SCAT(RIA用)における従来許認可解析と重大事故等対策の有効性評価の比較 (12/12)

項目		従来許認可解析 (事故：制御棒落下) (過渡：原子炉起動時における制御棒の異常な引き抜き)	重大事故等対策の有効性評価 (原子炉運転停止中の 制御棒誤引抜)	従来許認可との差異	差異による影響
物理現象	炉心(熱流動)	<p>事故：ボイド発生に伴い、圧力損失への影響が生じる。</p> <p>過渡：高温待機状態の場合、ボイド発生に伴い、圧力損失への影響が生じる。低温状態の場合、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失への影響は生じない。</p>	<p>サブクール度の大きい低温状態であり、ボイドがほとんど発生しないことから、圧力損失への影響は生じない。</p>	無	<p>従来許認可解析(過渡)との差異はない。</p> <p>また、事象を通じての燃料挙動は従来許認可(事故)の範囲を超えることはない。</p>

第 1 部 S A F E R コード

目次

— S A F E R —

1. はじめに	1-1
2. 重要現象の特定	1-2
2.1 事故シーケンスと評価指標	1-2
2.2 ランクの定義	1-7
2.3 物理現象に対するランク付け	1-8
3. 解析モデルについて	1-16
3.1 コード概要	1-16
3.2 重要現象に対する解析モデル	1-17
3.3 解析モデル	1-18
3.4 入出力	1-56
4. 妥当性確認	1-58
4.1 重要現象に対する妥当性確認方法	1-58
4.2 T B L 実験解析	1-62
4.3 R O S A - III 実験解析	1-72
4.4 F I S T - A B W R 実験解析	1-82
4.5 実機解析への適用性	1-91
5. 有効性評価への適用性	1-99
5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）	1-99
5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）	1-101
6. 参考文献	1-105
添付 1 解析コードにおける解析条件	1-108
添付 2 相関式，モデルの適用性	1-112
添付 3 前処理コード	1-140
添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価	1-142
添付 5 代替注水系による炉心再冠水過程における熱伝達について...	1-148

1. はじめに

本資料は、炉心損傷防止に関する重大事故等対策の有効性評価（以下、「有効性評価」と称す。）に適用するコードのうち、SAFER Ver. 3（以下、「SAFERコード」と称す。）について、

- ・有効性評価において重要となる現象の特定
- ・解析モデル及び入出力に関する説明
- ・妥当性確認
- ・有効性評価への適用性

に関してまとめたものである。

2. 重要現象の特定

2.1 事故シーケンスと評価指標

S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループについて、具体的な事故シーケンス及びその事象の推移と評価指標について記述する。S A F E Rコードが適用される炉心損傷防止対策における事故シーケンスグループは、出力運転中の原子炉を対象とした以下の6グループである。

- ・ 高圧・低圧注水機能喪失
- ・ 高圧注水・減圧機能喪失
- ・ 全交流動力電源喪失
- ・ 崩壊熱除去機能喪失
- ・ L O C A時注水機能喪失
- ・ 格納容器バイパス（インターフェイスシステムL O C A）

(1) 高圧・低圧注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、原子炉減圧には成功するが、低圧注水機能が喪失することを想定した事象とする。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+R C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）起動失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でR C I C及びE C C S（高圧注水系及び低圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でM S I Vが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がS R Vの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉圧力はS R V設定値近傍に維持される。一方、原子炉注水機能喪失の状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水設備による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始す

ると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(2) 高圧注水・減圧機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（LOCAを除く）の発生後、高圧注水機能が喪失し、かつ、原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失＋RCIC及びECCS（高圧注水系）起動失敗＋原子炉の減圧失敗」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、原子炉水位低信号でRCIC及びECCS（高圧注水系）の起動に失敗する。原子炉水位低信号でMSIVが閉止すると原子炉圧力は上昇し、原子炉圧力がSRVの設定値に到達すると断続的に弁から蒸気が放出され、これにより原子炉の圧力はSRV設定値近傍に維持される。一方、原子炉が高圧に維持され低圧注水系による原子炉注水が困難な状況下では、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するため、代替自動減圧ロジックによりSRVが開き、原子炉を減圧し、原子炉の減圧後にECCS（低圧注水系）により原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下し、有効燃料棒頂部を下回るが、低圧注水系による注水が開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(3) 全交流動力電源喪失

この事故シーケンスグループは、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とともに、非常用所内電源系統も機能喪失し、安全機能を有する系統及び機器の全交流動力電源が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「外部電源喪失＋非常用ディーゼル発電機の機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。ま

た、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。しかし、非常用ディーゼル発電機の起動失敗により全交流動力電源喪失となり、また、直流電源が枯渇し、R C I Cが機能喪失した場合には原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、交流電源設備による給電ができない一定期間直流電源を確保し、R C I Cによって原子炉水位を適切に維持しつつ、代替電源設備、低圧代替注水系の準備が完了したところで、原子炉の減圧及び低圧注水系又は低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の減圧は、S R Vにより手動操作にて実施する。減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水系等による注水開始により原子炉水位が回復するため、事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(4) 崩壊熱除去機能喪失

① 取水機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、取水機能喪失により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+取水機能喪失」を想定する。外部電源喪失後、タービン蒸気加減弁急速閉又は原子炉水位低信号により原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

② R H R機能喪失

この事故シーケンスグループは、原子炉の出力運転中に、運転時の異常な過渡変化又は事故（L O C Aを除く）の発生後、原子炉注水には成功するが、R H Rの故障により崩壊熱除去機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「給水流量の全喪失+R H R機能喪失」を想定する。給水流量の全喪失後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。また、

原子炉水位低信号でR C I Cが自動起動して原子炉水位は維持される。一方、原子炉内で崩壊熱により発生する蒸気がS R Vを介して徐々に流出するため、格納容器の圧力及び温度が上昇し、いずれは格納容器が先行破損し、その後炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

(5) L O C A時注水機能喪失

この事故シーケンスグループは、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の大規模な破断（大破断L O C A）あるいは中小規模の破断（中小破断L O C A）の発生後、高圧注水機能、低圧注水機能及び原子炉減圧機能が喪失することを想定する。

具体的な事故シナリオとして「中小破断L O C A + E C C S（高圧注水系、低圧注水系）起動失敗」を想定する。中小破断L O C A発生後、炉心流量急減信号又は原子炉水位低信号で原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、高圧注水系、低圧注水系及び自動減圧系の起動失敗により、原子炉内保有水が減少し続け、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

この事象に対する炉心損傷防止対策としては、代替注水設備等による炉心冷却機能の確保があげられる。

炉心損傷を防止するために、高圧代替注水設備を使用する場合には、高圧状態の原子炉へ注水を開始する。S R Vからの冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、高圧代替注水設備による原子炉注水開始により原子炉水位は回復し事象は収束する。低圧代替注水設備を使用する場合には、手動操作によりS R Vを開き、原子炉を急速減圧し、原子炉の減圧後に低圧代替注水系による原子炉注水を開始する。原子炉の急速減圧を開始すると、冷却材の流出により原子炉水位は低下するが、低圧代替注水設備による注水を開始すると原子炉水位が回復し、炉心は再冠水することにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

なお、大破断L O C A時は炉心の著しい損傷までの事象進展が早く、国内外の先進的な対策と同等のものを考慮しても、炉心損傷防止対策を有効に実施することはできないため、格納容器破損防止対策を講じて、その有効性を確認している。

(6) 格納容器バイパス（インターフェイスシステム L O C A）

この事故シーケンスグループは、原子炉冷却材圧力バウンダリと接続された系統で、高圧設計部分と低圧設計部分のインターフェイスとなる配管のうち、隔離弁の故障等により低圧設計部分が過圧され破損する事象を想定する。

具体的な事故シナリオとして、「高圧炉心注水系の吸込配管」等の破損を想定する。機器破損等の発生後、原子炉水位は急速に低下し、原子炉水位低信号が発生して原子炉はスクラムするため未臨界が確保される。しかし、破損口から冷却材が流出するため原子炉内保有水が減少し、いずれは炉心露出により燃料被覆管温度が上昇し、炉心損傷に至る。

炉心損傷を防止するために、R C I C 及び E C C S（高圧注水系）により炉心を冷却することによって炉心損傷の防止を図り、また、インターフェイスシステム L O C A の発生箇所を隔離することによって、格納容器外への原子炉冷却材の流出の防止を図る。これにより事象収束に向かうことになる。

したがって、本事象では炉心露出・ヒートアップの可能性があるため、燃料被覆管温度が評価指標である。

炉心損傷防止対策における事故シーケンスに対し、有効性評価上要求される評価項目は、以下の5点である。

- a. 燃料被覆管の温度（1200℃以下）
- b. 燃料被覆管の酸化量（15%以下）
- c. 原子炉冷却材圧力バウンダリにかかる圧力
（最高使用圧力の1.2倍以下）
- d. 格納容器圧力バウンダリにかかる圧力（限界圧力以下）
- e. 格納容器圧力バウンダリにかかる温度（限界温度以下）

原子炉設置変更許可申請解析に記載した解析結果から、15%に対し十分な余裕があり評価指標として燃料被覆管の温度で代表できると考えられるb.を除く、a. c. d. e.を評価指標として取り上げる。このうち、c. はS R Vの作動により原子炉圧力の上昇が抑えられ、S R Vの設定圧力以下に抑えられるため評価指標から除外する。また、d. と e. はS A F E Rコードの評価範囲以外であるため除外する。

2.2 ランクの定義

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち S A F E R コードで評価する事象において考慮すべき物理現象を対象に、表 2-1 の定義に従って「H」, 「M」, 「L」, 及び「I」のランクに分類し、「H」及び「M」に分類された物理現象を重要現象として抽出する。

表 2-1 ランクの定義

ランク	ランクの定義	本資料での取扱い
H	評価指標及び運転操作に対する影響が大きいと考えられる現象	物理現象に対する不確かさを実験との比較等により求め、実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する
M	評価指標及び運転操作に対する影響が中程度と考えられる現象	事象推移を模擬する上で一定の役割を担うが、影響が「H」に比べて顕著でない物理現象であるため、必ずしも不確かさによる実機評価における評価指標及び運転操作への影響を評価する必要はないが、本資料では、実機評価への影響を感度解析等により評価するか、「H」と同様に評価する
L	評価指標及び運転操作に対する影響が小さいと考えられる現象	事象推移を模擬するためにモデル化は必要であるが、評価指標及び運転操作への影響が明らかに小さい物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない
I	評価指標及び運転操作に対し影響を与えないか、又は重要でない現象	評価指標及び運転操作へ影響を与えないか、又は重要でない物理現象であるため、検証／妥当性確認は記載しない

2.3 物理現象に対するランク付け

本資料の本文「2. 有効性評価における物理現象の抽出」で抽出された物理現象のうち 2.1 節で述べた事象進展を踏まえ、2.2 節のランクの定義に従い、評価指標及び運転操作への影響に応じて「H」及び「M」に分類することで物理現象の中から重要現象を特定する。この結果を表 2-2 に示す。

ランク付けにあたっては、燃料被覆管温度は炉心冷却、炉心水位、燃料被覆管のヒートアップから影響を受けるため、これらに関する物理現象も相対的に高いランクとしている。また、運転操作等により原子炉を強制的に減圧し、温度・圧力を低下させるシーケンスでは、原子炉の減圧により代替注水設備を含む注水系からの冷却水の注水による炉心冷却を期待するため、原子炉の減圧に寄与する物理現象も相対的に高いランクとしている。

以下に、物理現象ごとに考え方を示す。

(1) 核分裂出力 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。また、減速材直接発熱は核分裂で発生するエネルギーのうち、減速材の発熱に寄与する割合はきわめて小さい。したがって、核分裂出力は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(2) 出力分布変化 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事象発生後スクラムするまでの時間が短く、通常運転時からの出力分布変化に対する影響が小さい。したがって、出力分布変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(3) 反応度フィードバック効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、反応度フィードバック効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(4) 制御棒反応度効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、制御棒反応度

及び制御棒速度は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(5) 崩壊熱 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、事故後長期における炉心露出後の燃料被覆管温度上昇時の原子炉出力は崩壊熱となる。したがって、崩壊熱は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(6) 三次元効果 [炉心 (核)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、核熱水力不安定事象は発生しない。したがって、核的な三次元効果は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(7) 燃料棒内温度変化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、事故直後における燃料棒内の熱を冷却材に放出する燃料ペレット径方向発熱密度分布、燃料ペレット・燃料被覆管内熱伝導及び燃料ペレット－燃料被覆管のギャップ熱伝達の影響は小さい。したがって、燃料棒内温度変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(8) 燃料棒表面熱伝達 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、崩壊熱による燃料の発熱及び燃料棒表面から冷却材への熱伝達が燃料被覆管温度変化の支配的要因になる。原子炉減圧後の減圧沸騰により二相流動状態となった場合には、二相壁面熱伝達により冷却される。また、炉心が露出した場合には、蒸気単相流、燃料棒間の輻射熱伝達により冷却される。露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性があり、燃料棒表面熱伝達に影響する。したがって、燃料棒表面熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(9) 沸騰遷移 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、給水流量の全喪失あるいは小破断 L O C A を起因事象としており、炉心流量の減少は緩やかに変化し、事故直後に原子炉がスクラムし原子炉出力が低下するため、燃料集合体で核沸騰からの離脱が発生する可能性は低い。一方、事故後長期において炉心が

露出する場合には、燃料被覆管温度が上昇するが、原子炉注水により炉心が再冠水することによって、最終的には核沸騰状態に遷移して冷却される。したがって、沸騰遷移は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(10) 燃料被覆管酸化 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、燃料被覆管が高温になるとジルコニウム-水反応による発熱量が増加すると考えられる。しかし、代替注水設備等の原子炉注水により炉心が冷却され、燃料被覆管温度はジルコニウム-水反応が顕著になるほど上昇しない。したがって、燃料被覆管酸化は燃料被覆管温度に対し重要度が中程度と考えられる。

(11) 燃料被覆管変形 [炉心 (燃料)]

評価する具体的な事故シーケンスでは、事象発生後早期に原子炉がスクラムし未臨界となるため、燃料ペレットが膨張することなく P C M I は発生しない。燃料被覆管が高温になり、燃料棒内圧の上昇に伴う膨れ・破裂が発生する場合には、燃料棒間の輻射熱伝達への影響、燃料集合体内の流路減少による冷却への影響がある。破裂が発生する場合には、燃料被覆管内面酸化による反応熱への影響が考えられるが、崩壊熱に比べて燃料被覆管温度への寄与は小さい。燃料被覆管の破裂により核分裂生成物が格納容器内に放出されると、格納容器雰囲気放射線モニタにより炉心損傷の判断を実施した場合、格納容器スプレイや格納容器ベントの操作タイミングに影響することとなる。ただし、この操作は事象発生後早期に行うものではない。したがって、燃料被覆管変形は燃料被覆管温度に対し重要度は中程度と考えられる。

(12) 三次元効果 [炉心 (燃料)]

本物理現象は、横方向及び縦方向からの輻射熱伝達の効果を意味している。評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため、炉心が露出した場合には、燃料棒間及びチャンネルボックスとの輻射の寄与が大きくなる。輻射伝熱に関する三次元効果は、輻射伝熱量が増加するため、燃料被覆管温度に与える影響は結果を厳しくするものではなく、重要度が低いと考えられる。

(13) 沸騰・ボイド率変化 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出す

る場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり，サブクールボイドの発生は燃料被覆管温度に影響しない。原子炉減圧操作を実施した場合には，下部プレナム等で減圧沸騰（フラッシング）が発生する。これに伴い発生したボイドにより形成された二相水位はボイド率変化に応じて変化する。したがって，沸騰・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

再循環ポンプトリップ及び代替注水設備等による原子炉注水により，原子炉圧力容器下部で温度成層化が発生する可能性があるが，事故後長期においては十分に混合され影響は無視できる。

(14) 気液分離（水位変化）・対向流〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは，原子炉減圧操作に伴う下部プレナムフラッシングが発生する事象であり，フラッシングにより発生したボイドを含む二相水位の変化は，炉心露出時の燃料被覆管温度に影響がある。したがって，気液分離（水位変化）は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

一方，炉心上部での気液対向流制限（CCFL），CCFLブレイクダウンは，事象進展が緩やかなこと及び代替注水設備等による原子炉注水はダウンコマ又は炉心バイパス領域に注水されるため発生しない。炉心スプレイ系による原子炉注水が行われる場合には発生する可能性があるが，短期間であるため影響は小さい。また，炉心に冷却水が保持され水位が形成されている場合で，かつ，下部プレナムにも水位が形成される場合には，炉心下部でCCFLが発生する可能性があるが，原子炉減圧操作を経て炉心が再冠水する過程では事象進展が緩やかであり，下部プレナムに顕著な水位が形成されることはないため，炉心下部のCCFLは発生しない。したがって，対向流は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(15) 気液熱非平衡〔炉心（熱流動）〕

評価する具体的な事故シーケンスは，事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であるため，露出した燃料棒周囲の蒸気が過熱され気液熱非平衡状態となる可能性がある。炉心の一部で発生した過熱蒸気は，上部プレナムからシュラウド外に至る経路において飽和蒸気になると考えられ，熱流動挙動への影響は小さいと考えられる。しかしながら，気液熱非平衡の影響は，(8)でも述べたように燃料棒表面熱伝達に影響するため燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(16) 圧力損失 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、炉心部の圧力損失の影響は小さい。また、炉心バイパス部は、局所的な圧力損失は小さい。したがって、圧力損失は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(17) 三次元効果 [炉心 (熱流動)]

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、露出した炉心が再冠水する過程においては、炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、周辺の出力の低い燃料集合体では下降流、その他多くの燃料集合体では気液対向流が生じる可能性がある。これらの炉心の三次元的な流動状態により燃料集合体の冷却状態に差異が生じる。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(18) 冷却材流量変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故直後に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、強制循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。また、事故後長期において炉心が露出する場合には、原子炉水位が低下して炉心シュラウド内外の自然循環が維持できないため、自然循環時の冷却材流量変化の影響は小さい。したがって、冷却材流量変化は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(19) 冷却材放出 (臨界流・差圧流) [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材放出により炉心露出が発生し、燃料被覆管温度が上昇する可能性がある。また、原子炉減圧に伴い低圧注水量が変化するため、炉心冷却への影響が大きい。したがって、冷却材放出は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(20) 沸騰・凝縮・ボイド率変化 [原子炉压力容器]

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出による原子炉減圧があり、減圧沸騰による各部の蒸気発生とボイド率変化が二相水位に影響する。また、原子炉への冷却水の注水により蒸気が凝縮される。炉心以外の領域の沸騰・凝縮・ボイド率変化は燃料被覆管温度に対し、重要度は中程度と考えられる。

(21) 気液分離（水位変化）・対向流〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。炉心以外の領域の気液分離（水位変化）・対向流は燃料被覆管温度に対し、重要度が中程度と考えられる。

(22) 気液熱非平衡〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の気液熱非平衡は燃料被覆管温度に対し影響はない。

(23) 圧力損失〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象である。しかし、炉心以外の領域の圧力損失は燃料被覆管温度に対し直接的な影響はないため、重要度が低いと考えられる。

(24) 構造材との熱伝達〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、SRVを使用した原子炉の急速減圧あるいはLOCA後の冷却材流出により原子炉が減圧され、構造材から冷却材への熱伝達が発生する。しかし、崩壊熱に比べて寄与は小さい。したがって、構造材との熱伝達は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

(25) ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、ECCS又は代替注水設備による原子炉注水により炉心が冷却される事象である。したがって、ECCS（給水系・代替注水設備含む）による原子炉注水は燃料被覆管温度に対し重要度が高いと考えられる。

(26) ほう酸水による拡散〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれもほう酸水の注入を考慮していないため、ほう酸水による拡散は燃料被覆管温度に影響を与えない。

(27) 三次元効果〔原子炉压力容器〕

評価する具体的な事故シーケンスは、いずれも事故後長期において炉心が露出する場合に燃料被覆管温度が上昇する事象であり、炉心流量急減過

程において下部プレナム内の流量配分が不均等になる場合があるが、事故直後に再循環ポンプがトリップするため影響は小さい。したがって、三次元効果は燃料被覆管温度に対し重要度が低いと考えられる。

表 2-2 炉心損傷防止対策の有効性評価の物理現象のランク

分類	事故シーケンスグループ		高圧・低圧注水機能喪失	高圧注水・減圧機能喪失	全交流動力電源喪失	崩壊熱除去機能喪失	LOCA時注水機能喪失	格納容器バイパス（インターフェイスシステム LOCA）
	物理現象		燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度	燃料被覆管温度
炉心 (核)	(1)	核分裂出力	L	L	L	L	L	L
	(2)	出力分布変化	L	L	L	L	L	L
	(3)	反応度フィードバック効果	L	L	L	L	L	L
	(4)	制御棒反応度効果	L	L	L	L	L	L
	(5)	崩壊熱	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(6)	三次元効果	I	I	I	I	I	I
炉心 (燃料)	(7)	燃料棒内温度変化	L	L	L	L	L	L
	(8)	燃料棒表面熱伝達	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(9)	沸騰遷移	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(10)	燃料被覆管酸化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(11)	燃料被覆管変形	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(12)	三次元効果	L	L	L	L	L	L
炉心 (熱流動)	(13)	沸騰・ボイド率変化	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(14)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(15)	気液熱非平衡	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(16)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(17)	三次元効果	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
原子炉 圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	(18)	冷却材流量変化	L	L	L	L	L	L
	(19)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
	(20)	沸騰・凝縮・ボイド率変化	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(21)	気液分離（水位変化）・対向流	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>	<u>M</u>
	(22)	気液熱非平衡	I	I	I	I	I	I
	(23)	圧力損失	L	L	L	L	L	L
	(24)	構造材との熱伝達	L	L	L	L	L	L
	(25)	E C C S 注水（給水系・代替注水設備含む）	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>	<u>H</u>
(26)	ほう酸水による拡散	I	I	I	I	I	I	
(27)	三次元効果	L	L	L	L	L	L	

3. 解析モデルについて

3.1 コード概要

S A F E Rコードは、長期間の原子炉内熱水力過渡変化及び炉心ヒートアップを解析するコードであり、原子炉圧力容器に接続する各種一次系配管の破断事故、原子炉冷却材流量の喪失事故及び原子炉冷却材保有量の異常な変化等を取り扱うことができる。燃料被覆管温度上昇を伴う事故時の炉心部や圧力容器内を評価対象としているものにM A A Pコードがあげられるが、S A F E Rコードは、M A A Pコードに比べて、C C F Lや燃料棒表面の熱伝達等、原子炉内熱水力挙動及び燃料被覆管温度挙動を詳細に評価することが可能であるため、炉心損傷防止対策の有効性評価解析には適している。

本コードは仮想的な高出力燃料集合体1体を含めて原子炉圧力容器内を9ノードに分割し、原子炉圧力及び各ノードの水位変化等を計算する。また、各種のE C C S及びR C I C等の性能特性を入力することにより、それらの性能を評価することができる。炉内冷却材量の評価に当たっては、上部タイプレート及び炉心入口オリフィス等でのC C F L及び炉心上部プレナムにおけるサブクール域の局在化により冷却材が炉心下部プレナムに落水する現象（C C F Lブレークダウン現象）を考慮することができる。

また、本コードでは、平均出力燃料集合体及び高出力燃料集合体に対して燃料ペレット、燃料被覆管及びチャンネルボックス等の温度計算を行う。燃料被覆管の温度計算においては、その冷却状態に応じた熱伝達係数を考慮でき、また、燃料棒間の輻射及び燃料棒とチャンネルボックスの輻射を、考慮することができる。

また、燃料被覆管と冷却水又は水蒸気との化学反応（ジルコニウム－水反応）をBaker-Justの式によって計算し、表面の酸化量を求める。さらに、燃料棒内の圧力を計算することによって、燃料被覆管の膨れと破裂の有無を評価し、破裂が起きた場合には、燃料被覆管の内面に対してもジルコニウム－水反応を考慮する。

本コードの入力は、原子炉出力、原子炉圧力等の初期条件、原子炉の幾何学的形状及び水力学的諸量、燃料集合体及び炉心に関するデータ、プラント過渡特性パラメータ、E C C S等の特性、想定破断の位置及び破断面積等であり、出力として、原子炉圧力、原子炉水位、燃料被覆管最高温度（P C T）、燃料被覆管酸化量等が求められる。

なお、S A F E Rコードは「軽水型動力炉の非常用炉心冷却系の性能評価指針」（以下、「E C C S性能評価指針」と称す。）で妥当性が認められているモデルを使用しており、B W Rプラントの設計基準事故のL O C A解析（E C C S性能評価解析）に適用されている。

3.2 重要現象に対する解析モデル

2章において重要現象に分類された物理現象について、その物理現象を評価するために必要となる解析モデルを表 3-1 に示す。

表 3-1 重要現象に対する解析モデル

分類	重要現象	必要な解析モデル
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達	燃料棒表面熱伝達モデル
	沸騰遷移	
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	三次元効果	
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル
原子炉 压力容器 (逃がし安全 弁を含む)	冷却材放出（臨界流・差圧流）	臨界流モデル
	沸騰・凝縮・ボイド率変化	二相流体の流動モデル
	気液分離（水位変化）・対向流	
	ECCS注水（給水系・代替注水設備含む）	原子炉注水系モデル

3.3 解析モデル⁽¹⁾⁽²⁾

S A F E Rコードの計算モデルは熱流動解析を実施する熱水力モデルと燃料棒熱解析を実施する炉心ヒートアップモデルに大別される。主要な計算モデルを表 3-2 に示す。

3.3.1 熱水力モデル

S A F E Rコードは熱力学的に均質、平衡を仮定した熱水力モデルを持ち、圧力容器内の冷却材体積を炉心シュラウド等の炉内構造物による物理的な境界にしたがって 8 ノードに区分する。また、仮想的な高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとしてモデル化している。

原子炉圧力は、圧力容器内を 1 点で近似し、圧力容器全体の冷却材に対する質量及びエネルギーの保存式に基づき計算する。

各ノードの水位挙動や冷却材保有量の計算には、質量、運動量及びエネルギーの保存則を適用し、二相流体の流動モデルとしてドリフトフラックスモデル及び気液界面からの蒸気離脱流に対する気泡上昇流モデル、燃料上部等での C C F L モデルを用いている。なお、運動量保存式は下部プレナムが満水のときに再循環流量及び炉心入口流量を求めるために用いられ、炉心シュラウド内外の圧力損失のバランスを考慮している。

また、大破断 L O C A 時の再冠水過程に下部プレナムと炉心に水位が別々に形成されるとき炉心各チャンネルの平行流路の流動挙動を、実験に基づいて近似的にモデル化している。

なお、破断口及び S R V からの流出流量は臨界流モデルを用いて計算し、原子炉圧力が低下すると差圧流モデルに切り替わる。

(1) ノード分割

実機解析に用いるノード分割を図 3-1 に示す。ノード間の矢印は流路を表わし、その方向は通常運転状態の流れの向きを表わしている。

原子炉圧力容器内は、冷却材保有量計算のために 8 ノードに分割している。これらのノードは、BWR の典型的な領域を与えるように選んでおり、物理的な境界や流路抵抗などによって分けている。また、高出力燃料集合体 1 体を独立のノードとして設ける。このノード分割を適用した BWR の L O C A 模擬実験解析結果と実験結果との比較により、原子炉圧力容器内の冷却材保有量の分布及び炉心の水位、燃料被覆管温度の変化等を適切に評価することを確認している。

ノード間の冷却材の移動は流路を介して行い、L O C A 模擬実験で C C F L が確認された燃料集合体上部と下部及び炉心バイパス下部の流路については C C F L 計算を可能としている。

LOCA 模擬実験の結果によれば、露出した炉心が再冠水する過程において、燃料集合体の内部には異なる流れの状態が存在しうることが示されている。下部プレナムに二相水位が形成されている場合、一部の出力の高い燃料集合体では蒸気と水の上昇流、大部分の燃料集合体では気液対向流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では下降流が生じる。

これは、炉心周辺部の燃料集合体はボトムエントリーオリフィス、それ以外の燃料集合体はサイドエントリーオリフィスであるため、燃料集合体入口の条件が異なることによるとともに、炉心スプレイ注水後にスパーチャが水没している場合、上部プレナムの周辺領域にサブクール水が存在していることによる。

SAFER コードは、上述のノード分割と流路の設定に基づいて、次のようにその効果を取り込んでいる。

- a) 炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体で生じる気液並行上昇流については、炉心（ノード 3）とは独立に設けた高出力燃料集合体（ノード 9）で取り扱う。
- b) 炉心周辺の出力の低い燃料集合体で生じる下降流については、上部プレナム（ノード 5）のプール水が下部プレナム（ノード 1）に移動することで取り扱う。
- c) その他多くの燃料集合体で生じる気液対向流は、炉心（ノード 3）及び高出力燃料集合体（ノード 9）の入口と出口の流路で取り扱う。

以上のように、SAFER コードは、炉心の三次元的な流動状態を模擬している。なお、それぞれの取扱いのモデル化の詳細については、(4) 炉心内流動に記述する。

① ノード 1：下部プレナム

下部プレナムは、制御棒案内管外側の下部プレナム領域であり、圧力容器壁と炉心支持板によって仕切られている。ジェットポンプ内も下部プレナムの領域としているが、ジェットポンプ内の水位は、シュラウド内の圧損とジェットポンプを通る圧損を考慮することにより、下部プレナム内の水位とは別に計算する。

定格出力時には、再循環ポンプによりダウンコマ領域の冷却水が下部プレナムに供給され、炉心入口オリフィスを介して燃料集合体下部に配分される。

② ノード 2：制御棒案内管

制御棒案内管は、制御棒案内管上部での燃料支持金具での流路抵抗により、炉心バイパスノードとは切り離している。

このノードは，上部の燃料支持金具との間隙及び下部の制御棒駆動機構との間隙を介して炉心バイパス及び下部プレナムと通じている。

③ ノード3：炉心

炉心は，炉内の全燃料集合体とし，炉心内のボイド率分布をより詳細に計算するために，軸方向に12のサブノードに再分割する。これらのサブノードは，集合体下部及び集合体上部の非加熱ノード（各1ノード），そして10の加熱ノードからなる。炉心内の集合体下部の炉心入口オリフィスによって下部プレナムに通じており，また，燃料上部タイプレートによって上部プレナムに通じている。

④ ノード4：炉心バイパス

炉心バイパスは，燃料集合体間の領域（中心バイパス）及びシュラウド壁と炉心最外周の燃料集合体との領域（周辺バイパス）とする。このノードは，制御棒案内管の上部にあり，種々の漏えい流路を通して炉心下部と通じている。バイパス領域と下部プレナム間の小さな漏えい流路もまた考慮する。

⑤ ノード5：上部プレナム

上部プレナムは，炉心上部の二相混合プレナム領域と，プレナム上部の気水分離器を含む。炉心ノードと炉心バイパスノードからの出口流量はこのノードで混合する。炉心スプレイスパージャ及び炉心注水スパージャからの注入水とも，このノードで混合する。

上部プレナムから溢れた水と蒸気はそれぞれダウンカマと蒸気ドームに移行する。

⑥ ノード6：下部ダウンカマ

下部ダウンカマは，給水スパージャの下方に位置し，炉心シュラウド外側のダウンカマ部の領域である。定格出力時において，このノードは未飽和領域である。この未飽和水の水位は，給水が継続する間，給水スパージャの高さに維持される。この未飽和水ノードの質量及びエネルギー変化が上部ダウンカマノードとは別に計算される。

⑦ ノード7：上部ダウンカマ

上部ダウンカマは，給水スパージャとダウンカマ水位との間の領域であり，定格出力時においては，飽和領域である。このノードの上部の境界は二相混合水位として変動し，下部はノード6によって区別されている。

⑧ ノード8：蒸気ドーム

蒸気ドームは、ダウンコマと上部プレナムそれぞれの二相混合水位の上の全蒸気空間とする。このノードの空間部体積は、ダウンコマや上部プレナムの二相混合水位が変化するにつれて変わることになる。

⑨ ノード9：高出力燃料集合体

炉心の燃料集合体とは出力の異なる燃料集合体の冷却材保有量，ボイド率，水位及び燃料棒温度等を計算する目的のために高出力燃料集合体1体が独立した仮想領域としてモデル化されている。このノードの熱水力挙動は，すでに計算されている炉心の圧力損失から計算され，燃料棒温度計算に反映される。高出力燃料集合体の計算結果は，他のノードの状態に影響を与えない。

(2) 質量及びエネルギー保存式

質量及びエネルギーの流れについて，図 3-2 に示す。流出量は，負の流入量として考える。なお，対象としているノードを明記する必要がある場合には，図 3-1 で用いられているノード番号を使用する。

a. 未飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

未飽和ノード*i*の質量保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{M}_{\ell_i} = (\sum W_g)_i + (\sum W_f)_i + (\sum W_{\ell})_i = (\sum W)_i \quad (3-1)$$

エネルギー保存式は，次式で与えられる。

$$\dot{Q}_i + (\sum hW)_i = \dot{M}_{\ell_i} h_{\ell_i} + M_{\ell_i} \dot{h}_{\ell_i} - \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \quad (3-2)$$

式 (3-1) ， 式 (3-2) より，エンタルピー変化率は，次式のようにになる。

$$\dot{h}_{\ell_i} = \left[\dot{Q}_i + (\sum hW)_i - h_{\ell_i} (\sum W)_i + \alpha' V_{\ell_i} \dot{P} \right] / M_{\ell_i} \quad (3-3)$$

ここで，

M : 冷却材質量

\dot{Q} : 伝熱又は発熱による流入エネルギー

W : 冷却材流量

h : エンタルピー

α' : 変換係数

V : ノード体積

P : 圧力

添字 f は飽和液相， g は蒸気相， ℓ は未飽和液相を示す。

b. 飽和ノードの質量及びエネルギー保存式

飽和ノード*i*の蒸気及び水の質量保存式は、それぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{M}_{g_i} &= (\sum W_g)_i + \dot{m}'_{fg_i} \\ \dot{M}_{f_i} &= (\sum W_l)_i + (\sum W_f)_i - \dot{m}'_{fg_i} \end{aligned} \right\} \quad (3-4)$$

ここで、

\dot{m}'_{fg_i} : フラッシング率

エネルギー保存式は、次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \dot{Q}_i + (\sum hW)_i &= \frac{d}{dt}(M_i h_i) - \alpha' V_i \dot{P} \\ &= \dot{M}_{g_i} h_g + M_{g_i} \dot{h}_g + \dot{M}_{f_i} h_f + M_{f_i} \dot{h}_f - \alpha'(V_f - V_g) \dot{P} \end{aligned} \quad (3-5)$$

式 (3-5) の左辺の正味エネルギー流入量は、次式で表わされる。

$$(\sum hW)_i = h_g (\sum W_g)_i + h_f (\sum W_f)_i + \sum_j h_{l_j} W_{l_{ji}} \quad (3-6)$$

さらに、飽和水及び飽和蒸気のエンタルピーが圧力変化に伴い飽和限界線上にそって変化することから、

$$\dot{h}_f = \frac{dh_f}{dP} \dot{P} \quad , \quad \dot{h}_g = \frac{dh_g}{dP} \dot{P} \quad (3-7)$$

の関係を用い、式 (3-4) 、式 (3-5) 、式 (3-6) 及び式 (3-7) により、フラッシング率は、次式のように求まる。

$$\dot{m}'_{fg_i} = \left\{ \dot{Q}_i + \sum_j (h_{l_j} - h_f) W_{l_{ji}} + \dot{P} \left[(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP}) M_{f_i} + (\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP}) M_{g_i} \right] \right\} / h_{fg} \quad (3-8)$$

ここで、

v_g : 蒸気の比体積

v_f : 液相の比体積

このフラッシング率は、以下に述べるような補正を加えて使用される。

c. 蒸気ドーム内の質量及びエネルギー保存式

蒸気ドームには、ダウンコマ及び上部プレナムからの蒸気が全て流入する。その質量保存式は、次式で与えられる。

$$\dot{M}_{g_s} = (\sum W_g)_s \quad (3-9)$$

蒸気ドームのエネルギー保存式より過熱エネルギーは次式で表わされる。

$$\dot{E}_{sh} = \dot{Q}_s + \dot{P}(\alpha'v_g - \frac{dh_g}{dP})M_{g_s} \quad (3-10)$$

この過熱エネルギー (\dot{E}_{sh}) は、蒸気ドームに直接接しているノード、すなわち、上部プレナムとダウンカマのフラッシング率に補正項を加える形で配分される。これは、S A F E Rコードは蒸気ドームの蒸気は飽和と仮定しているため、過熱エネルギーは蒸気ドームに接する水面での飽和水の蒸発に置き換え、フラッシング率を補正しているものである。

$$\dot{m}_{fg,i} = \frac{\dot{E}_{sh}/h_{fg}}{\sum_{i=5}^7 \dot{m}_{fg,i}} \left| \dot{m}'_{fg,i} \right| + \dot{m}'_{fg,i} \quad (3-11)$$

ここで、

$i=5$: 上部プレナムノード

$i=6,7$: ダウンカマノード

上記以外の、蒸気ドームに接していない炉心及び高出力燃料集合体等のノードに関しては、過熱エネルギーによるフラッシング率の補正は行わない。

$$\dot{m}_{fg,i} = \dot{m}'_{fg,i} \quad (3-12)$$

ここで、

$i=1\sim4$ 及び9 : 上部プレナム及びダウンカマ以外のノード

d. 圧力変化率

S A F E Rコードでは圧力容器内の圧力がほぼ一様であることを仮定しており、その圧力変化は、全圧力容器体積が一定であることから、次のように導かれる。

$$\begin{aligned} \dot{V} &= 0 \\ &= \dot{M}_g v_g + M_g \dot{v}_g + \dot{M}_f v_f + M_f \dot{v}_f + \dot{M}_\ell v_\ell + M_\ell \dot{v}_\ell \end{aligned} \quad (3-13)$$

ここで、圧力容器全体の質量変化率は、高出力燃料集合体を除く圧力容器内ノードの質量変化率を合計することにより計算される。これらは蒸気

ドームを含めて、以下のようなになる。

$$\dot{M}_g = \sum_i \dot{M}_{g_i}, \quad \dot{M}_f = \sum_i \dot{M}_{f_i}, \quad \dot{M}_\ell = \sum_i \dot{M}_{\ell_i} \quad (3-14)$$

また、比容積の導関数は、次式で表わされる。

$$\dot{v}_g = \frac{dv_g}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_f = \frac{dv_f}{dP} \dot{P}, \quad \dot{v}_\ell = \frac{dv_\ell}{dP} \dot{P} + \frac{dv_\ell}{dh_\ell} \dot{h} \quad (3-15)$$

正味の未飽和水エンタルピー変化率は、次式で表わされる。

$$\dot{h}_\ell = \sum_i \dot{h}_{\ell_i} M_{\ell_i} / \sum_i M_{\ell_i} \quad (3-16)$$

式 (3-14) , 式 (3-15) 及び式 (3-16) により、式 (3-13) は、以下のようになる。

$$\dot{P} = - \left[\dot{M}_g v_g + \dot{M}_f v_f + \dot{M}_\ell v_\ell + \dot{h}_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} M_\ell \right] / \left[M_g \frac{dv_g}{dP} + M_f \frac{dv_f}{dP} + M_\ell \frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right] \quad (3-17)$$

式 (3-16) を式 (3-17) に代入すると、圧力変化率の最終的な式は、次のようになる。

$$\dot{P} = X/Y \quad (3-18)$$

ここで、 X , Y は次式で表わされる。

$$X = \sum_{sat} \left\{ v_g \sum_i W_{g_i} + v_f \left[\sum_i W_{f_i} + \sum_i W_{\ell_i} \right] + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h_{\ell_i} - h_f) W_{\ell_{ji}} \right] \right\} \\ + \sum_{sub} \left\{ \sum_i W_i \left[v_{\ell_i} - h_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] + \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right) \left[\dot{Q}_i + \sum_j (h W_{ji}) \right] \right\} \quad (3-19)$$

$$Y = \left[\frac{\partial v_g}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_g - \frac{dh_g}{dP} \right) \right] M_g + \left[\frac{\partial v_f}{\partial P} + \frac{v_{fg}}{h_{fg}} \left(\alpha' v_f - \frac{dh_f}{dP} \right) \right] M_f \\ + \sum_{sub} \left[\left(\frac{\partial v_\ell}{\partial P} \right)_i + \alpha' v_{\ell_i} \left(\frac{\partial v_\ell}{\partial h_\ell} \right)_i \right] M_{\ell_i} \quad (3-20)$$

e. 全体的な運動方程式

SAFERコードは下部プレナムと蒸気ドームの間で3つの経路を考
えており、各ループの運動方程式を解いている。その3つの経路とは、炉
心と健全側と破断側の2つに分けた冷却材再循環系である。

図3-3は、ジェットポンプ型BWRを例にして、圧力容器内について運

動方程式を解いているループを示した図である。それぞれのループは蒸気ドームからダウンカムを通り、ジェットポンプを経て下部プレナムに至る。そして、炉心、上部プレナムを通過して蒸気ドームに戻る。図 3-3 を参照してループ “a” 回りの運動方程式は次のようになる。

$$\Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \Delta P_{JP,f} - \Delta P_{3-4,s} - \Delta P_{3-4,f} = 0 \quad (3-21)$$

ここで、添字は、

- $i-j$: i から j への流路
- JP : ジェットポンプ
- s : 静圧差
- f : 摩擦又は局所損失による圧損
- p : 駆動流によるジェットポンプ部の圧力上昇

同様な式がループ “b” にも書ける。S A F E R コードは長時間の冷却材保有量の分布の計算を意図したコードであり、短時間の再循環ポンプの挙動の計算を意図しているものではない。後者の機能は L A M B コードによってなされる。したがって、S A F E R コードでは再循環ポンプはジェットポンプ内の圧力上昇分として簡単にモデル化されている。

各ループの再循環流量は、コストダウン時定数を用いて指数関数的に減衰するものとして、次式で与えられる。

$$W_p = W_{p_0} e^{-t/\tau} \quad (3-22)$$

ここで、

- W_p : 再循環流量
- W_{p_0} : 初期再循環流量
- τ : コストダウン時定数

この流量を用いて、ジェットポンプの圧力上昇分 $\Delta P_{JP,p}$ は次式で求められる。

$$\Delta P_{JP,p} = \Delta P_{JP,p_0} \left(\frac{W_p}{W_{p_0}} \right)^2 \quad (3-23)$$

ここで、 $\Delta P_{JP,p_0}$ は、初期のジェットポンプの圧力上昇分を表わす。また、ジェットポンプの摩擦圧損は、それぞれのループに対して次のように計算される。

$$\Delta P_{JP,f} = \left(\frac{K}{A^2} \right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p) |W_{RC} - W_p|}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \quad (3-24)$$

ここで、

- (K/A^2) : 圧損係数
 W_{RC} : ジェットポンプ出口流量
 ρ_f : 液相密度
 ϕ_{JP}^2 : 均質二相増倍係数

トランジェントの最初の数秒後、式(3-24)の $W_p = 0$, $W_{RC} - W_p \cong W_{RC}$ となり、両方のループは同一となる。炉心の摩擦圧損は3つの項の和で評価される。すなわち、炉心入口オリフィス部での局所圧損、燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損、そしてスパーサと上部タイプレートによる一つにまとめた局所圧損（出口部で一つにまとめられている）である。

$$\Delta P_{3-4,f} = \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi_{SEO}^2 + \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi_{\ell_0}^2 + \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi_e^2 \quad (3-25)$$

ここで、

- fL/D : 燃料集合体の燃料棒部分の摩擦圧損係数
 $\phi_{\ell_0}^2$, ϕ_{SEO}^2 , ϕ_e^2 : それぞれ、炉心平均、炉心入口オリフィス及び炉心出口の均質二相増倍係数
 A : 流路面積
 添字 e は炉心出口、 ch は燃料集合体の燃料棒部分を示す。

対向流状態では、摩擦の項が非常に小さいため、 $\Delta P_{3-4,f}$ は次のように評価される。

$$\Delta P_{3-4,f} = \frac{1}{2} \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \left[\frac{W_{\ell,ch}|W_{\ell,ch}|}{\rho_f} + \frac{W_{g,ch}|W_{g,ch}|}{\rho_g} \right] \quad (3-26)$$

式(3-24)と式(3-25)を式(3-21)に代入すると、それぞれのループの運動量保存式は、次のように表わされる。

$$\begin{aligned} \Delta P_{1-2,s} + \Delta P_{2-3,s} + \Delta P_{JP,p} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{JP} \frac{(W_{RC} - W_p)(W_{RC} - W_p)}{\rho_f} \phi_{JP}^2 \\ - \Delta P_{3-4,s} - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{SEO} \frac{W_{SEO}|W_{SEO}|}{\rho_f} \phi_{SEO}^2 - \left(\frac{fL}{D}\right)_{ch} \frac{W_{ch}|W_{ch}|}{2\rho_f} \phi_{\ell_0}^2 \\ - \left(\frac{K}{A^2}\right)_{local} \frac{W_e|W_e|}{\rho_f} \phi_e^2 = 0 \end{aligned} \quad (3-27)$$

さらに、下部プレナムの質量保存式より、次式が得られる。

$$\frac{W_{g,RC_a}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_a}}{\rho_\ell} + \frac{W_{g,RC_b}}{\rho_g} + \frac{W_{\ell,RC_b}}{\rho_\ell} + \dot{m}_{fg} v_{fg} - \frac{W_{\ell,SEO}}{\rho_\ell} - \frac{W_{g,SEO}}{\rho_g} - \frac{W_{L1} + W_{LEAK}}{\rho_\ell} - \frac{W_{brk}}{\rho_{brk}} + \dot{P} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} = 0 \quad (3-28)$$

ここで、

- W_{L1} : 制御棒案内管から下部プレナムへの漏えい流量
- W_{LEAK} : バイパスから下部プレナムへの漏えい流量
- W_{brk} : 破断流量
- ρ_{brk} : 破断流エンタルピ

式 (3-27) と式 (3-28) より下部プレナムが満水の際の再循環流量及び炉心入口流量が決定される。インターナルポンプ型 BWR に対しても同様に計算される。

(3) 蒸気スリップ流

気液界面が存在する場合の気液界面に対する蒸気の相対速度は、Zuber-Findlay のドリフトフラックスモデル⁽³⁾あるいは Wilson の気泡上昇モデル⁽⁴⁾により求める。

S A F E R コードでは蒸気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ流を両方計算し、それらのスリップ流のうち大きい方が、その領域から出る蒸気流量を決定する際に使用される。この場合、低ボイド率低流量の時は気泡上昇相関式、高ボイド率高流量の時はドリフトフラックス相関式が自動的に使用されることになる。

a. ドリフトフラックスモデル

ドリフトフラックスモデルは、分布係数 C_0 及びボイドで重み付けた蒸気ドリフト速度 \bar{v}_{gi} を用いて蒸気の相対速度を求める。

水位面を通過する全体積流量 j_{out} は、ノードの体積が一定であるという条件の下に質量保存式を解くと次式で与えられる。

$$j_{out} = j_{in} + \dot{m}_{fg} v_{fg} / A + \frac{\dot{P}}{A} \left\{ M_f \frac{dv_f}{dP} + M_g \frac{dv_g}{dP} \right\} \quad (3-29)$$

ここで、

- j_{out} : 水位面の体積流束
- j_{in} : ノード入口の体積流束

その時、水位面での気相及び液相の速度はそれぞれ次のようになる。

$$U_g = C_o j_{out} + \bar{V}_{gj} \quad (3-30)$$

$$U_f = \frac{j_{out} - \alpha_e U_g}{1 - \alpha_e} \quad (3-31)$$

ここで、

- U_g : 気相速度
- U_f : 液相速度
- α_e : 水位面でのボイド率

水位面を離れる蒸気流量 $W_{g,sw}$ は、次式で表わされる。

$$W_{g,sw} = \rho_g A \alpha_e (U_g - U_f) \quad (3-32)$$

b. 気泡上昇モデル

水の速度に対する蒸気泡の相対上昇速度は、Wilson の関係式を用いても計算される。この関係式により、圧力、ボイド率、及び水力直径の関数としての蒸気泡の相対上昇速度 \bar{V}_R が得られる。

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.136h(P)f(P)} \right]^{1/1.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} \leq 2.840852 \quad (3-33)$$

$$\bar{V}_R = \left[\frac{\alpha_e}{0.75h(P)f(P)} \right]^{1/0.78} \left[D_{H_i} f(P)^{1/0.19} g \right]^{0.5} ; \quad \frac{\alpha_e}{h(P)f(P)} > 2.840852 \quad (3-34)$$

ここで、

$$h(P) = \left(\frac{\rho_g}{\rho_f - \rho_g} \right)^{0.32} \quad (3-35)$$

$$f(P) = \left[\frac{1}{D_{H_i}} \sqrt{\frac{\sigma}{(\rho_f - \rho_g)g}} \right]^{-0.19} \quad (3-36)$$

- g : 重力加速度
- D_H : 各ノードにおける水力直径
- α_e : 各ノードにおける出口ボイド率
- σ : 表面張力

ρ_g : 蒸気の密度
 ρ_f : 飽和水の密度

各ノードからの蒸気流量 $W_{g,sw}$ は、蒸気泡上昇モデルから次式のように計算される。

$$W_{g,sw} = \rho_g A_e \alpha_e V_R \quad (3-37)$$

(4) 炉心内流動

CCFLは、幾何学的に狭くなった流路において、重力による液体の下降流が、蒸気の上昇流により制限を受ける現象である。

S A F E Rコードでは、炉心入口オリフィス（炉心入口部）、上部タイプレート（炉心出口部）、炉心バイパス頂部及び炉心バイパス底部の4箇所でCCFLを考慮している。最も重要な場所は、燃料集合体の上部タイプレート（炉心上部）と炉心入口オリフィス（炉心下部）である。炉心上部におけるCCFLは、注入された炉心スプレイ水の炉心への下降流を遅らせるが、一方、炉心下部におけるCCFLは、燃料集合体からの下部プレナムへの落下水を減少させ、炉心の冷却材保有量を維持する効果がある。S A F E Rコードでは、これら炉心上部、下部において水の下降流を予測するのに、Wallis型の相関式⁽⁵⁾を用いている。この関係式を、以下に示す。

$$(j_g^*)^{1/2} D^{1/4} + K_1 (j_f^*)^{1/2} D^{1/4} = K_2 D^{1/4} \quad (3-38)$$

ここで、

$$j_g^* = j_g \left[\frac{\rho_g}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-39)$$

$$j_f^* = j_f \left[\frac{\rho_f}{g_c D (\rho_f - \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (3-40)$$

K_1 、 K_2 は定数であり、 D は形状固有の値である。この関係式における K_1 及び $K_2 D^{1/4}$ は、実験データから得られる。

また、再冠水過程において下部プレナムに二相水位が形成されている場合、炉心中心部の出力の高い燃料集合体では気液並行上昇流、炉心周辺部の出力の低い燃料集合体では水の下降流（CCFLブレークダウン）が生じることが実験により示されている。これらの流動を次のようにモデル化している。

a. 気液並行上昇流モデル⁽⁶⁾⁽⁷⁾

炉心中心部の一部の出力の高い燃料集合体内では気液並行上昇流が生じる。下部プレナムの水面下で発生した蒸気は、ジェットポンプ、又は、インターナルポンプを通過してダウンカマ部へ流れるものと炉心へ流れるものに分けられる。S A F E Rコードでは、多チャンネル効果を模擬するために、炉心（ノード3）と独立した高出力燃料集合体（ノード9）を設けて気液並行上昇流を考慮する。

炉心及び高出力燃料集合体内の全圧損特性をもとに気液並行上昇流の生じる燃料集合体の体数を求めるとともに、熱水力計算については、炉心と高出力燃料集合体とに対して、次式に示す差圧バランス並びに炉心入口オリフィスの蒸気量バランスを考慮し、下部プレナムからの蒸気流入量を求める。

$$\Delta P_{CORE}^{AVE} = \Delta P_{CORE}^{HOT} \quad (3-41)$$

$$W_{g,LP} = W_{g,SEO}^{AVE} \cdot (N_T - N_{HOT}) + W_{g,SEO}^{HOT} \cdot N_{HOT} \quad (3-42)$$

ここで、

- ΔP_{CORE}^{AVE} : 炉心領域の全圧損
- ΔP_{CORE}^{HOT} : 高出力燃料集合体の全圧損
- $W_{g,LP}$: 下部プレナムから炉心へ流入する総蒸気量
- $W_{g,SEO}^{AVE}$: 炉心領域の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- $W_{g,SEO}^{HOT}$: 高出力燃料集合体の炉心入口オリフィスを通過する蒸気量
- N_T : 全燃料集合体数
- N_{HOT} : 気液並行上昇流が生じる燃料集合体数

b. C C F Lブレイクダウンモデル

C C F Lブレイクダウン現象は、炉心スプレイスパーチャが二相プール水で水没している場合、上部プレナムに注入されたスプレイ水により周辺燃料集合体上部にサブクール域の局在化が生じ、上部プレナムの冷却水が周辺燃料集合体を通して下部プレナムへ落下する現象である。S A F E Rコードでは、この現象をC C F Lブレイクダウンモデルとして模擬しており、上部プレナムの冷却水を下部プレナムに移動する。すなわち、上部プレナムの水位がスプレイスパーチャ位置より高くなり、かつ、上部プレナム内に流入したサブクール水による蒸気凝縮割合がC C F Lブレイクダウン条件を満足した時にブレイクダウンが生じるとしている。

$$C_D = \frac{\sum W_g \cdot h_{fg}}{\sum W_\ell (h_f - h_\ell)} < C_{D\max} \quad (3-43)$$

ここで、

- C_D : 凝縮係数
- W_g : 上部プレナムに流入する蒸気流量
- W_ℓ : 上部プレナムに流入する未飽和水流量
- h_ℓ : 上部プレナムに流入する未飽和水のエンタルピ
- h_f : 飽和水のエンタルピ
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- $C_{D\max}$: C C F L ブレークダウン条件を定める定数

上式における C_D は、上部プレナム内に流入した冷却水が、蒸気の凝縮に寄与する割合を示している。 $C_{D\max}$ は BWR プラントの炉心及び上部プレナムを実寸大で分割模擬した実験の結果に基づいて決められている。

c. 高出力燃料集合体モデル

出力の高い燃料集合体の熱水力挙動及び燃料棒ヒートアップ挙動を評価するため、高出力燃料集合体モデルを適用している。この高出力燃料集合体は、炉心（ノード3）と独立したノードとして扱う。炉心の熱水力挙動を知るための質量、エネルギー及び運動量保存式は、炉心の平均出力燃料集合体だけを用いて求める。これらの計算により、炉心の平均出力燃料集合体の水位及び燃料被覆管温度の他に、炉内各部に分配される冷却水の質量、炉心上部・下部プレナム間の差圧、及び下部プレナムの減圧沸騰による蒸気発生量等を求めている。

高出力燃料集合体モデルは、炉心の上部・下部プレナムの差圧に基づき高出力燃料集合体への流入蒸気量を求める。これをもとに、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化及び燃料棒ヒートアップが計算される。なお、高出力燃料集合体の熱水力過渡変化は、炉心の平均出力燃料集合体計算で用いられるものと同じ熱水力モデルを用いて求めている。

(5) 破断流

破断箇所は S A F E R モデルにおける任意のノードに、独立に、最大 5 箇所まで設定することができ、その破断面積は時間の関数として変化させることができる。破断流量は Moody のスリップ流モデル⁽⁸⁾又は平衡均質流モデル⁽⁹⁾に基づく臨界流を適用して計算する。

破断流の計算に用いる圧力は原子炉圧力と破断口中心より上の二相流の静水圧を加えたものを用いる。

また、破断流の計算に用いるエンタルピは、破断口が接続するノードのエンタルピとなるが、2つのノードが重なる場合は、混合長さの加重平均エンタルピが用いられる。

有効性評価では、設計基準事故のLOCAと同様に、破断口及びSRVからの流出流量の計算に平衡均質流モデルを使用する。

(6) 注水系

BWRプラントには、冷却水を原子炉に直接注入できる注水系が多数ある。例えば、BWR-5のECCSは、炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系（HPCS）及び低圧炉心スプレイ系（LPCS），炉心バイパスに注水する低圧注水系（LPCI）で構成されるが、他のプラントでは再循環配管やダウンカマに注水されるようになっているものもある。これらのECCSに加えて、原子炉隔離時に崩壊熱を除去するためのRCICがある。SAFERコードは、これらの注水系を模擬することができる。

注水流量は、原子炉圧力の関数となる。SAFERコードでは、停止・再起動等の多重機能を設けている。図3-4にこのロジックを示す。

時刻 t_1 で原子炉圧力や原子炉水位、ドライウェル圧力による起動信号を受ける。ディーゼル発電機の起動時間や弁開時間等の遅れを考慮して時刻 t_2 で注水が始まる。注水流量はポンプのQ/H特性で決まる。

原子炉圧力や原子炉水位等で注水停止信号を模擬でき、時刻 t_3 で停止信号が入ると、時間遅れを考慮した t_4 で注水が停止する。

これらを用いていくつかの再起動や停止ロジックを模擬することができる。

有効性評価で考慮する原子炉代替注水設備は、運転操作を含めてこれらの注水系モデルを用いて取り扱うことができる。

3.3.2 炉心ヒートアップモデル

(1) ノード分割

SAFERコードでは、燃料や燃料被覆管の温度変化については径方向熱伝導モデルを用い、圧力容器や他の内部構造物については、ヒートスラブモデルを用いて模擬している。

a. 燃料と燃料被覆管

燃料棒は、径方向に燃料ペレットを3ノード及び燃料被覆管を2ノードに分割している。また、燃料棒発熱部の軸方向は、実験解析で妥当性を確認した10ノード分割とする。燃料棒の温度変化は、軸方向及び周方向の熱伝導を無視した円筒形モデルを用いた熱伝導方程式を解くことにより得られる。

b. 燃料集合体と燃料棒

燃料集合体は平均出力燃料集合体と高出力燃料集合体に分け、それぞれに対して平均出力燃料棒と高出力燃料棒の2種類の燃料棒を考慮している。平均出力燃料棒は、燃料棒から冷却材への伝熱計算に使用し、集合体内の熱水力挙動が求められる。高出力燃料棒は集合体上部のCCFLを厳しく評価するため燃料集合体内蒸発量計算に使われる。

PCTは、高出力燃料集合体と平均出力燃料集合体のそれぞれの燃料棒の燃料被覆管温度の中の最大値とする。

c. 圧力容器と炉内構造物

圧力容器は最大7つに区分されたヒートスラブで模擬しており、それぞれのヒートスラブの表面熱伝達はそのヒートスラブの面している各領域内のボイド率の関数で与えられる。

炉内構造物は7つのヒートスラブ；蒸気乾燥器，上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス，制御棒，再循環ループ（外部再循環ループ型BWRのみ）に分けて模擬する。ただし，ABWRは再循環ループを除く6つになる。

これらのヒートスラブのうち，4つ（上部プレナムドーム，シュラウド壁，制御棒案内管，チャンネルボックス）は内壁と外壁が別の領域に面していることを模擬しているため，ヒートスラブの数は11（ABWRは10）となる。

(2) 熱伝導方程式

燃料ペレット及び燃料被覆管の温度変化は、円筒座標の熱伝導方程式を解くことにより得られる。軸方向及び周方向の熱伝導は無視している。この方程式は次式で与えられる。

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial r} \left(k \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{k}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + Q''' \quad (3-44)$$

ここで、

- ρ : 燃料ペレット又は燃料被覆管の密度
- C_p : 燃料ペレット又は燃料被覆管の比熱
- k : 燃料ペレット又は燃料被覆管の熱伝導率
- T : 燃料ペレット又は燃料被覆管の温度
- t : 時間
- r : 半径方向距離
- Q'' : 発熱量

なお、CHASTEコードにおいても同じ式が用いられている。

圧力容器及び内部構造物のヒートスラブの温度変化は次式で表わせる。

$$\frac{dT_k}{dt} = -\frac{q_k}{C_k} = -\frac{1}{C_k} \sum_i \frac{(T_k - T_i) F_i}{R_k + \frac{1}{H_i A_k}} \quad (3-45)$$

ここで、

- q_k : ヒートスラブ k の熱量
- C_k : ヒートスラブ k の熱容量
- R_k : ヒートスラブ k の熱抵抗
- A_k : ヒートスラブ k の伝熱面積
- H_i : 熱水力ノード i への熱伝達係数
- F_i : 熱水力ノード i に接するヒートスラブ k の伝熱面積のうち、
水面以下の部分に接する割合

添字 k は k 番目のヒートスラブ、添字 i は i 番目の熱水力ノードを示す。

(3) 熱源

S A F E Rコードでは熱源として、核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱、アクチニドの崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発熱を考慮している。核分裂による出力、核分裂生成物の崩壊熱及びアクチニドの崩壊熱は、初期炉心出力に対する割合として時間の関数として入力する。各燃料棒での熱発生率は、炉心平均の熱発生率に各々対応するピーキング係数を乗じて決定される。

有効性評価では、核分裂による出力変化はR E D Y等により計算される運転時の異常な過渡変化あるいは設計基準事故の出力変化、崩壊熱はANSI/ANS-5.1-1979⁽¹⁰⁾に基づく計算結果を使用する。

(4) 熱伝達

燃料棒から冷却材への熱伝達は、核沸騰、膜沸騰、そして遷移沸騰の適切な熱伝達事象から決定される熱伝達係数を用いて計算される。遷移沸騰は核沸騰と膜沸騰の間の円滑な遷移をモデル化したものである。また、露出部の冷却には、蒸気冷却、噴霧流冷却、落下水（スプレー）冷却、及び輻射熱伝達を考慮している。

なお、輻射熱伝達は、高出力燃料棒から平均出力燃料棒への輻射及び平均出力燃料棒からチャンネルボックスへの輻射のみが考慮されている。

熱伝達の沸騰事象を決める計算ロジックを図 3-5 に示す。また、熱伝達係数計算モデルの一覧を表 3-3 に示す。

a. 核沸騰熱伝達

核沸騰熱伝達係数は、冷却材のボイド率の関数として模擬している。

このモデルは、図 3-6 に示すように 3 つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力する。図 3-6 の H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。未飽和沸騰は考慮せず、飽和沸騰が生じるまで、未飽和単相強制対流の熱伝達係数を用いることにより、燃料棒の除熱量を保守的に評価する。

核沸騰熱伝達は、膜沸騰熱伝達等の他の熱伝達に比べて熱伝達係数が非常に大きく、核沸騰熱伝達係数が継続する期間に燃料被覆管温度が上昇することはない。したがって、核沸騰熱伝達係数の変化が P C T に与える影響は小さいため、核沸騰熱伝達の単純なモデル化が可能である。

b. 膜沸騰熱伝達

膜沸騰熱伝達係数は、対流膜沸騰に関しては e. 節で述べる噴霧流冷却熱伝達式、プール及び低流量膜沸騰に関しては、修正 Bromley の式⁽¹¹⁾で計算する。

修正 Bromley の式は次式で表わされる。

$$H_{MB} = H_{FB} + H_R \quad (3-46)$$

プール膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} 及び輻射熱伝達係数 H_R は次のように計算される。

$$H_{FB} = 0.62 \left\{ \frac{K_g^3 \rho_g (\rho_f - \rho_g) h_{fg} g}{\mu_g (T_w - T_s) L_H} \right\}^{1/4} \quad (3-47)$$

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_w^4 - T_s^4}{T_w - T_s} \right) \quad (3-48)$$

ここで、

- K_g : 飽和蒸気の熱伝導率
- ρ_f : 飽和水の密度
- ρ_g : 飽和蒸気の密度
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- g : 重力加速度
- μ_g : 飽和蒸気の粘性
- L_H : 膜の長さ
- T_w : 表面温度
- T_s : 冷却材の飽和温度
- σ_R : Stefan-Boltzmann 定数
- ε : 燃料被覆管の輻射率

膜沸騰熱伝達係数としては、噴霧流冷却熱伝達式を用いた値 H_M と修正 Bromley 相関式を用いた値 H_{MB} を両方計算し、ボイド率で以下のように重み付けをしている。

局所的なボイド率が 1 に近づいた時は、膜沸騰熱伝達係数は単相蒸気冷却モードへ連続的に移行するため、高流量時の膜沸騰に適用される H_M を使用する。一方、低ボイド率の領域では、プール膜沸騰又は低流量時の膜沸騰に適用される H_{MB} がより適切である。その中間の領域の膜沸騰熱伝達係数は、ボイド率により H_{MB} と H_M の間を内挿して求める。以上の膜沸騰熱伝達係数をまとめて図 3-7 に示す。

c. 遷移沸騰熱伝達

遷移沸騰は、核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化されており、冷却材のクオリティが限界値以下で、かつ、燃料被覆管の過熱度が最小安定膜沸騰温度以下の時に適用される。冷却材クオリティが限界値以上になると、核沸騰から膜沸騰へ急激な変化がおこる。

遷移沸騰の熱伝達は、核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数の対数値が直線的に変化するものとし、模擬している（図 3-8）。

$$\log H_{TB} = \log H_{NB} - \frac{\Delta T - \Delta T_{CHF}}{\Delta T_{\min} - \Delta T_{CHF}} (\log H_{NB} - \log H_{FB}) \quad (3-49)$$

ここで、

- H_{TB} : 遷移沸騰熱伝達係数
- H_{NB} : 限界熱流束時の温度での核沸騰熱伝達係数

- H_{FB} : 最小安定膜沸騰温度での膜沸騰熱伝達係数
- ΔT : 過熱度
- ΔT_{\min} : 最小安定膜沸騰温度
- ΔT_{CHF} : 限界熱流束温度

遷移沸騰は比較的短い過渡期間で生じ、PCTに与える影響は小さいため、このような補間モデルが可能である。

d. 蒸気冷却熱伝達

SAFERコードでは、燃料棒が露出している部分で、下部プレナム及び燃料集合体からの蒸気による冷却効果を考慮している。蒸気冷却熱伝達係数は、蒸気単相流に対するDittus-Boelterの式⁽¹²⁾を使用している。

$$H_v = 0.023 \frac{K_v}{D_h} \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-50)$$

ここで、

- H_v : 蒸気冷却熱伝達係数
- K_v : 蒸気の熱伝導率
- D_h : 水力直径
- Re_s : 蒸気のレイノルズ数
- Pr_s : 蒸気のプラントル数

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

e. 噴霧流冷却熱伝達

蒸気に液滴が混入した噴霧流状態の熱伝達係数は、SunのモデルとSahaのモデルを組み合わせたモデル⁽¹³⁾を適用する。

液滴による熱伝達の促進はSunのモデル⁽¹⁴⁾に基づき以下のように表わすことができる。

$$H_M = \frac{K_v}{D_h} \left[2X - 1 + \frac{(Nu_s + 1)^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] = \frac{K_v}{D_h} \left[Nu_s + \frac{4X^2}{Nu_s + 1 + 2X} \right] \quad (3-51)$$

ここで、 Nu_s はDittus-Boelterの式による蒸気単相熱伝達のヌセルト数、 X は液滴による熱伝達向上の程度を決めるパラメータであり、次式で与えられる。

$$Nu_s = 0.023 \text{Re}_s^{0.8} \text{Pr}_s^{0.4} \quad (3-52)$$

$$X = \frac{D_h}{2} \sqrt{\frac{\beta h_v}{K_v h_{fg}}} \quad (3-53)$$

$$\beta = \frac{6 H_{v,d} (1-\alpha)}{d_d} \quad (3-54)$$

$$H_{v,d} = \frac{K_v}{d_d} \left[2 + 0.459 \left\{ \frac{\rho_v U_r d_d}{\mu_v} \right\}^{0.55} \text{Pr}_g^{1/3} \right] \quad (3-55)$$

$H_{v,d}$ は、蒸気と液滴間の界面熱伝達率であり、 d_d は液滴の平均直径、 U_r は相対速度である。

蒸気の物性値は燃料集合体軸方向ノードごとに上流ノード出口の蒸気温度（過熱を考慮）を境界条件として評価する。

噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度は Saha の式⁽¹⁵⁾を用いて計算する。Saha によれば、単位体積あたりの液滴蒸発量 Γ_v は次式で与えられる。

$$\Gamma_v = K_1 \frac{K_v (T_v - T_s) (1-\alpha)}{D_h^2 h_{fg}} \quad (3-56)$$

$$K_1 = 6300 \left(1 - \frac{P}{P_{cr}} \right)^2 \left\{ \left(\frac{\rho_v j_v}{\alpha} \right)^2 \frac{D_h}{\rho_v \sigma} \right\}^{1/2} \quad (3-57)$$

ここで、

- K_v : 蒸気の熱伝導率
- T_v : 蒸気の温度
- T_s : 飽和温度
- α : ボイド率
- D_h : 水力等価直径
- h_{fg} : 蒸発潜熱
- P : 圧力
- P_{cr} : 臨界圧力
- ρ_v : 蒸気の密度
- j_v : 蒸気の流速
- σ : 表面張力

Saha のモデルでは、上式をもとにして、加熱面から蒸気への伝熱量、過熱蒸気から液滴への伝熱量、さらに、軸方向のクオリティ変化などを連立させることにより蒸気の軸方向温度分布を求める。

液滴上昇流（エントレインメント）における液滴の平均直径は，臨界ウェーバー数 We_c から次式で計算する。

$$d_d = \frac{\sigma We_c}{\rho_v U_r^2} \quad (3-58)$$

液滴が落下する場合は，2種類の液滴を考慮する。1つは，上部タイププレートにおける上昇蒸気流と液体の相互作用による液体の崩壊によって形成される液滴である。もうひとつは，燃料棒及びチャンネルボックスの壁面を落下する液膜のクエンチフロントで形成される液滴であり，壁面からの急速な伝熱によりスパッタリングが起こる。液滴の平均直径は液滴の質量と液滴密度の保存式を使用して評価することができる。

$$d_d = \left[\frac{W_{UTP} + W_{SPUTTER}}{\frac{W_{UTP}}{d_{d,UTP}^3} + \frac{W_{SPUTTER}}{d_{d,SPUTTER}^3}} \right]^{1/3} \quad (3-59)$$

ここで， W は液滴の質量流量であり，添字の UTP は上部タイププレートで発生する液滴， $SPUTTER$ はスパッタリングで発生する液滴を表わす。

S A F E Rコードでは，液滴界面の熱伝達係数は液滴の流れ方向に応じて，式 (3-53)，式 (3-56) あるいは式 (3-57) により計算する。

f. スペーサの効果

d. 節で述べた蒸気（単相）冷却熱伝達及び e. 節で述べた噴霧流冷却熱伝達においては，スペーサの直後で流れが乱されることにより熱伝達がよくなる現象が実験により明らかになった⁽¹⁶⁾。このスペーサの乱流促進効果を実寸大の電気加熱集合体による蒸気（単相）冷却実験装置 R R T F (Refill Reflood Test Facility) による実験データから求めた結果，次式が得られた。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(1 + \frac{1.72}{\ell/d} \right) \quad (3-60)$$

ここで，

- ℓ : 各スペーサ後端からの距離
- d : 水力等価直径

スペーサの乱流促進効果による熱伝達の向上は，右辺の括弧内の係数で与えられる。

噴霧流冷却熱伝達に関しても乱流促進効果は，蒸気単相冷却熱伝達の場合と同様に上記括弧内の補正により与えられる。

なお、本モデルの使用はオプションで、有効性評価では保守的に使用しない。

g. 落下水（スプレー）熱伝達

落下水（スプレー）による熱伝達係数は、スプレー熱伝達実験装置 S H T F (Spray Heat Transfer Test Facility) による実験データより得られ、高出力燃料棒と平均出力燃料棒のそれぞれに対して、燃料集合体内に落下する水量とロッド表面過熱度及び圧力の関数としてモデル化している⁽¹³⁾。また、炉心スプレー開始以前でも C C F L により上部プレナムから液滴落下がある場合には落下水熱伝達を考慮する。

$$h_{SP} = \alpha W^\beta \cdot P^{(\gamma \Delta T_s + \delta)} \quad (3-61)$$

ここで、

h_{SP}	: 熱伝達係数
W	: 落下水量
P	: 圧力
ΔT_s	: ロッド表面過熱度
$\alpha, \beta, \gamma, \delta$: 係数

h. 輻射熱伝達

S A F E R コードの燃料棒及び燃料被覆管の熱伝達モデルは、ほとんど C H A S T E コードと同じであるが、C H A S T E コードではそれぞれの燃料棒と周囲のチャンネルボックス、燃料棒間の複雑な輻射熱伝達の経路をモデル化しているのに対し、S A F E R コードでは高出力燃料棒と平均出力燃料棒の2本を扱っており、それぞれの周辺温度を考慮して輻射熱伝達をモデル化している。

周辺温度は、高出力燃料棒に対しては平均出力燃料棒の温度、平均出力燃料棒に対してはチャンネルボックスの温度としている（図 3-9）。輻射による伝熱は、次式で与えられる輻射熱伝達係数を用いて計算される。

$$H_R = \sigma_R \varepsilon \left(\frac{T_W^4 - T_B^4}{T_W - T_{sat}} \right) \quad (3-62)$$

ここで、

H_R	: 輻射熱伝達係数
T_W	: 燃料被覆管表面温度
T_B	: 周辺温度
T_{sat}	: 飽和温度

- ε : 輻射率
 σ_R : Stefan-Boltzmann 定数

S A F E Rコードでは、周辺温度として用いる燃料棒とチャンネルの濡れも考慮している。

i. 燃料棒とチャンネルの濡れモデル

S A F E Rコードにおいては、落下水による壁面濡れ効果は燃料棒及びチャンネルで考慮される。燃料棒とチャンネルでは伝熱面の数が1面か2面かの違いはあるが、濡れモデルそのものは同様の考え方を採用している。モデルの概要は図3-10に示すとおりであり、先端でスパッタリングをおこす液膜が順次下方に進行していく。このクエンチフロントの進行速度を U_{fr} として二次元（軸方向，半径方向）の熱伝導解析から得た Andersen による次式を用いる⁽¹⁷⁾。

$$U_{fr} = \frac{K_w}{\rho_w C_w d_w} \left\{ (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^{1.5} + 2^{-\frac{3}{4}\sqrt{\pi}} (Bi \cdot \theta^{-\sqrt{\pi}})^3 \right\}^{1/3} / \exp\left(1 - \frac{\sqrt{\pi}}{2}\right) \quad (3-63)$$

ここで、

- K_w : 熱伝導率
 ρ_w : 密度
 C_w : 比熱
 d_w : 水力直径

また、無次元数は次式で定義されている。

$$Bi = \frac{h_{fr} d_w}{K_w} \quad (3-64)$$

$$\theta = \left[\frac{(T - T_s)(T - T_0)}{(T_0 - T_s)^2} \right]^{1/2} \quad (3-65)$$

S A F E Rコードにおいては、濡れに関する熱伝達係数 h_{fr} として、クエンチフロントについては $1.13 \times 10^6 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ 、既に濡れた壁と流下液膜間については核沸騰の値 $3.0 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}$ をそれぞれ用いている。また、ライデンフロスト温度 T_0 は T_{sat} （飽和温度）+65°Cを採用している。

(5) ジルコニウム－水反応

燃料被覆管と水との反応による反応熱及び酸化量の計算は Baker-Just の式⁽¹⁸⁾により計算し、蒸気の供給に制限がないものとする。また、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定する。この 2 つの仮定により反応熱を大きく見積もる。

化学反応式は次式で与えられる。



ここで、 ΔH は反応熱であり、燃料被覆管温度の関数として次式で表わされる。

$$\Delta H = R_3 - R_4(T + 273) \quad (3-67)$$

ここで、

R_3, R_4 : Baker-Just に基づく定数
 T : 燃料被覆管温度

また、燃料被覆管の酸化割合は次式で表わされる。

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{R_1}{\delta} \exp\left(-\frac{R_2}{T + 273}\right) \quad (3-68)$$

ここで、

δ : 燃料被覆管酸化厚さ
 R_1, R_2 : Baker-Just に基づく定数

酸化厚さは、式 (3-68) を積分し、次式で与えられる。

$$\delta_2 = \left\{ \delta_1^2 + 2R_1(t_2 - t_1) \exp\left(-\frac{R_2}{T_{av} + 273}\right) \right\}^{1/2} \quad (3-69)$$

ここで、

δ_1 : 時刻 t_1 における酸化厚さ
 δ_2 : 時刻 t_2 における酸化厚さ
 T_{av} : 時刻 t_1 から t_2 までの間の燃料被覆管平均温度

発熱割合は、反応熱と燃料被覆管酸化割合の積であり、燃料被覆管酸化割合は燃料被覆管の密度、表面積、及び酸化膜成長割合の積である。

したがって、発熱割合は次式で与えられる。

$$\dot{Q}_R = \Delta H \cdot \dot{M}_{Zr} = \Delta H \cdot \rho_{Zr} \cdot A \cdot \left(\frac{d\delta}{dt}\right) \quad (3-70)$$

ここで、

- \dot{Q}_R : 発熱割合
- \dot{M}_{zr} : 燃料被覆管酸化割合
- ρ_{zr} : 燃料被覆管密度
- A : 燃料被覆管表面積
- $d\delta/dt$: 燃料被覆管酸化膜成長割合

燃料被覆管が破裂すると計算される場合には、その時点以降破裂個所近傍の内面も反応するとし、これも同様の方法で計算する。

(6) ギャップ熱伝達

過渡時の燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ熱伝達係数は、定常時のギャップ熱伝達係数評価モデルと同じ、Ross and Stoute に基づくモデル⁽¹⁹⁾を用いて計算する。

ギャップ熱伝達係数は次の3成分からなるとする。

$$h_g = h_s + h_f + h_r \quad (3-71)$$

ここで、

- h_g : ギャップ熱伝達係数
- h_s : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達成分
- h_f : ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達成分
- h_r : 燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達成分

なお、ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は、燃料棒熱機械設計コード PRIME Ver. 1 (以下、「PRIME」と称す。) ⁽²⁰⁾⁽²¹⁾ から引き継ぐ。

a. 固体接触による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の接触による熱伝達係数 h_s は次式により計算する。

$$h_s = \frac{K_m \cdot P_c}{A_0 \cdot H_m \left(\frac{R_c^2 + R_p^2}{2} \right)^{1/4}} \quad (3-72)$$

ここで、

- K_m : 燃料ペレットと燃料被覆管の平均熱伝導率

$$K_m = \frac{2K_c \cdot K_p}{K_c + K_p}$$

- K_c : 燃料被覆管熱伝導率
- K_p : 燃料ペレット熱伝導率
- P_c : 燃料ペレットと燃料被覆管の接触圧力
- A_0 : 定数
- H_m : 燃料被覆管メイヤール硬さ
- R_c : 燃料被覆管内表面粗さ
- R_p : 燃料ペレット外表面粗さ

b. ガスによる熱伝達成分

ギャップ中のガスの熱伝導による熱伝達係数 h_f は次式により計算する。

$$h_f = \frac{K_f}{C(R_c + R_p) + (g_1 + g_2) + R_{eff}} \quad (3-73)$$

ここで、

- K_f : 混合ガスの熱伝導率
- C : 燃料ペレット－燃料被覆管接触圧の関数
- R_c, R_p : 燃料被覆管内表面粗さ及びペレット外表面粗さ
- $(g_1 + g_2)$: 混合ガスの温度ジャンプ距離
- R_{eff} : 燃料ペレットと燃料被覆管の実効半径ギャップ

c. 輻射による熱伝達成分

燃料ペレットと燃料被覆管の間の輻射による熱伝達係数 h_r は次式により計算する。

$$h_r = \frac{\sigma(T_p^4 - T_c^4)}{\left[\frac{S_p}{S_c} \left(\frac{1}{\varepsilon_c} - 1 \right) + \left(\frac{1}{\varepsilon_p} - 1 \right) + G_g \right] (T_p - T_c)} \quad (3-74)$$

ここで、

- σ : Stefan-Boltzmann 定数
- T_p : 燃料ペレット表面温度
- T_c : 燃料被覆管内面温度
- S_p : 燃料ペレット表面積
- S_c : 燃料被覆管内面積
- ε_c : 燃料被覆管内面の輻射率

- ε_p : 燃料ペレット表面の輻射率
 G_g : 形態係数

(7) 膨れ・破裂

燃料被覆管の膨れは、燃料棒プレナム部とギャップ部の温度及び体積から燃料棒内圧を評価し、燃料被覆管内外圧力差から燃料被覆管の周方向応力を求め、燃料被覆管の歪み量をこの周方向応力に基づき求めている。

また、燃料被覆管の破裂は実験に基づく周方向応力のベストフィット曲線に基づいて判定する。図 3-11 に燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係を示す。

a. 燃料棒内圧

燃料棒内圧 P_g は、燃料棒プレナム部とギャップ部の圧力が等しいとして、温度及び体積の変化を考慮して次式で計算する。

$$P_g = \frac{N \cdot R}{\frac{V_F}{T_F} + \frac{V_P}{T_P}} \quad (3-75)$$

ここで、

- P_g : 燃料棒内圧
 V_F : 燃料棒ギャップ体積
 V_P : 燃料棒プレナム体積
 T_F : 燃料棒ギャップ温度
 T_P : 燃料棒プレナム温度
 N : 燃料棒内ガスのモル数
 R : 気体定数

b. 燃料被覆管の周方向応力

燃料被覆管の周方向応力 σ は、燃料棒内外圧差より次式で計算する。

$$\sigma = \frac{D}{2t} (P_g - P) \quad (3-76)$$

ここで、

- σ : 周方向応力
 D : 燃料被覆管内径
 t : 燃料被覆管肉厚
 P : 冷却材圧力

c. 燃料被覆管の歪

燃料被覆管の歪 ε は、弾性領域では燃料被覆管の周方向応力から次式により計算する。

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \left(1 - \frac{\nu}{2} \right) \quad (3-77)$$

ここで、

ε : 燃料被覆管の歪

E : ヤング率

ν : ポアソン比

また、塑性変形は、実験データに基づき燃料被覆管破裂を起こす温度より 200° F 低い温度に達した時点から始まるとする。

表 3-2 S A F E R コードの計算モデル一覧

	項 目	計算モデル
ノード 分割	原子炉压力容器内	9 ノードに分割 (図 3-1)
	原子炉压力容器及び炉内構造物	原子炉压力容器は 7 つ, 炉内構造物は 6 つに区分したヒートスラブで模擬
	燃料ペレットと燃料被覆管	径方向に燃料ペレットを 3 ノード及び燃料被覆管を 2 ノードに分割 燃料ペレット及び燃料被覆管の径方向に対し, 円筒一次元熱伝導方程式を用いる 軸方向は発熱部を 10 ノードに分割
熱水力 モデル	保存則	熱力学的に均質, 平衡を仮定 各ノード: 質量保存式, エネルギー保存式 流れの経路全体: 運動量保存式
	蒸気スリップ流	気泡上昇モデルとドリフトフラックスモデルによる蒸気スリップ速度を計算し, 大きい方を使用
	炉心内流動	気液対向流モデル (Wallis 型の相関式) CCFL ブレークダウンモデル 気液並行上昇流モデル
	破断流	臨界流モデル及び差圧流モデル
	注水系	ECCS, RCIC 及び代替注水系を模擬 (図 3-4)
炉心 ヒート アップ モデル	熱伝達	以下の熱伝達モードを考慮 <ul style="list-style-type: none"> ・核沸騰 ・膜沸騰 ・遷移沸騰 ・蒸気单相 ・噴霧流 ・スプレー (落水水) ・濡れ ・輻射
	熱源	核分裂による発生熱, 崩壊熱及びジルコニウム-水反応による発生熱を考慮 炉心出力は核分裂による発生熱と核分裂生成物及びアクチニドの崩壊熱を考慮した炉心出力時間変化データを入力
	ジルコニウム-水反応	Baker-Just の式
	ギャップ熱伝達	過渡変化は Ross and Stoute に基づくモデルを用いる なお, ギャップ熱伝達係数の初期値及び過渡計算に用いるギャップ内のガス組成等は燃料棒熱機械設計コード PRIME から引き継ぐ
	膨れ・破裂	膨れは燃料被覆管周方向応力に基づき計算し, 破裂は燃料被覆管周方向応力のベストフィット曲線により判定する (図 3-11)

表 3-3 S A F E R コードの熱伝達係数計算モデル

熱伝達モード	熱伝達係数計算モデル
核沸騰	ボイド率の関数とする相関式
膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式
遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式
蒸気単相	Dittus-Boelter の式
噴霧流	Sun-Saha の式
スプレー（落下水）	スプレー冷却実験データに基づく相関式
濡れ	濡れた後の熱伝達係数は Andersen のモデルに基づく
輻射	高出力燃料棒と平均出力燃料棒間，平均出力燃料棒とチャンネルボックス間で考慮

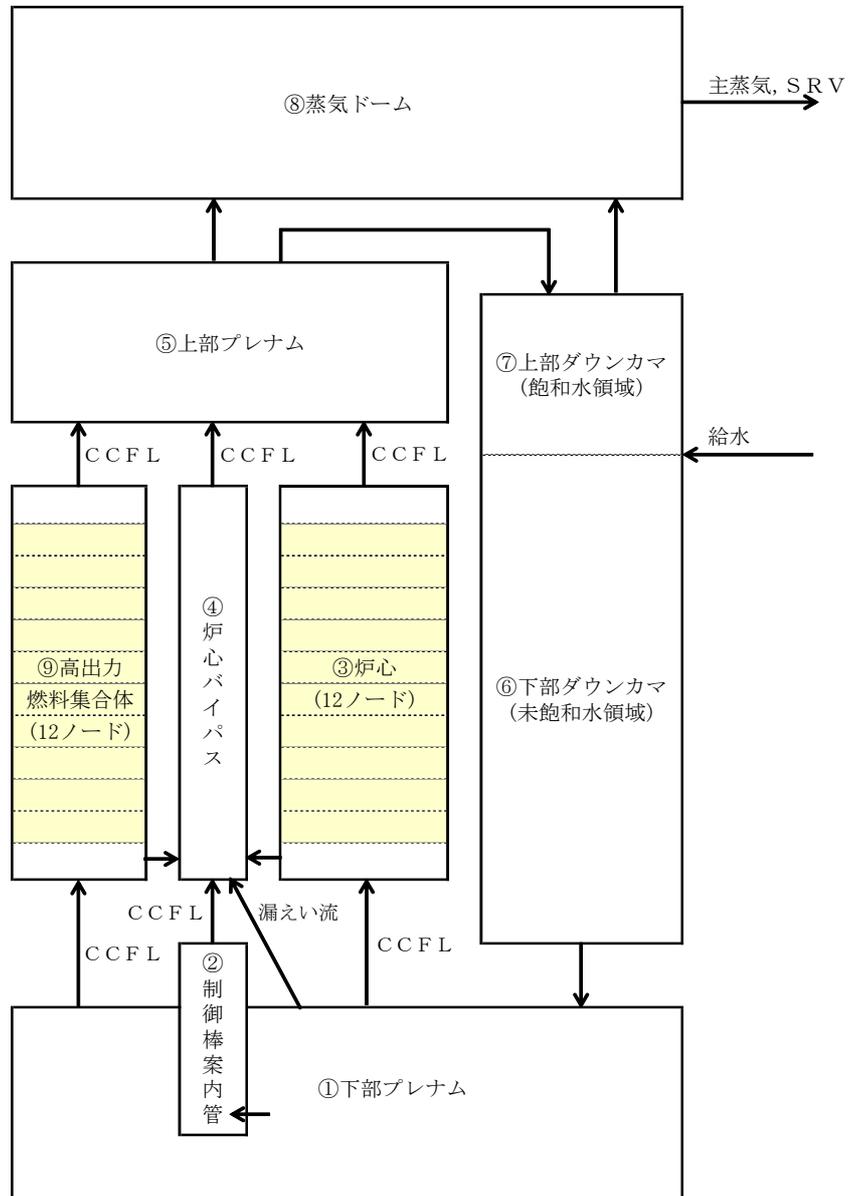


図 3-1 SAFERコードのノード分割図

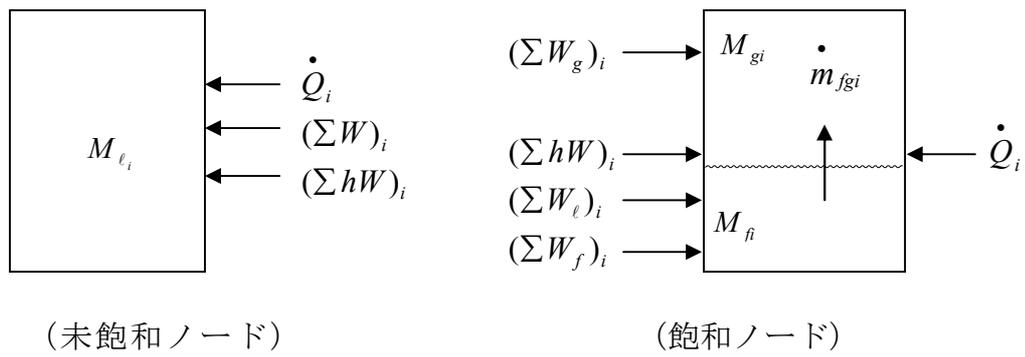


図 3-2 質量及びエネルギーバランス

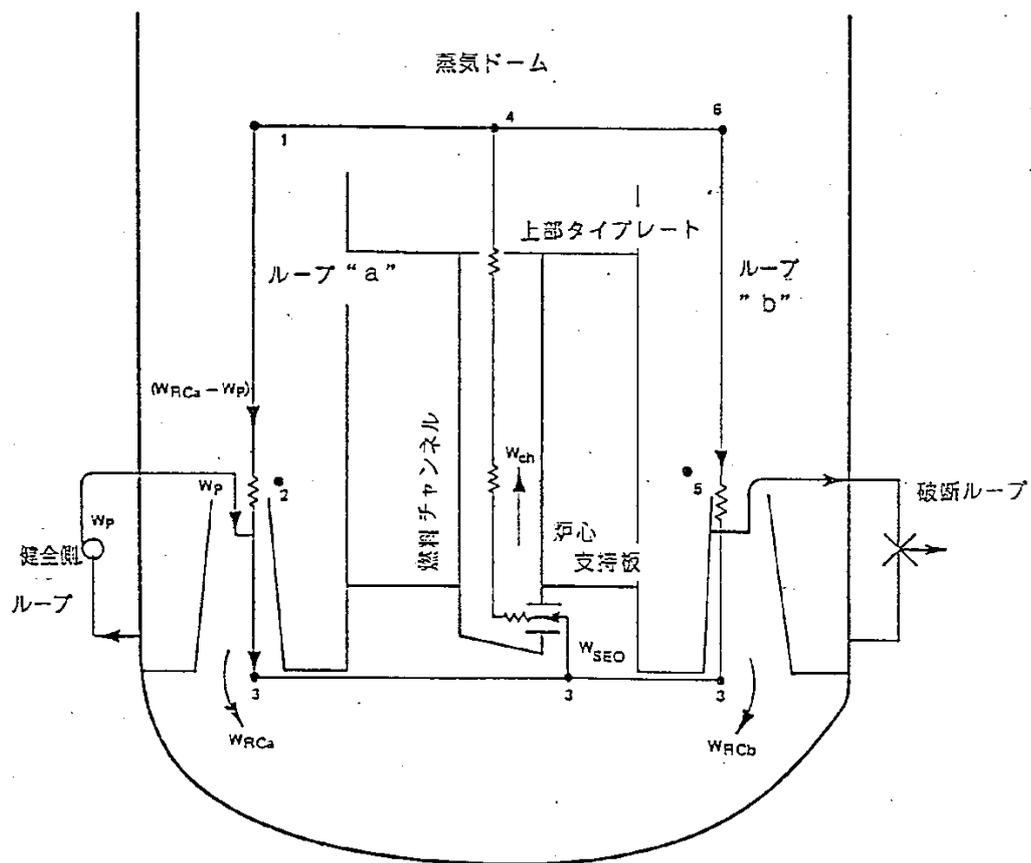


図 3-3 再循環及び炉心流ループ
(ジェットポンプ型 BWR の例)

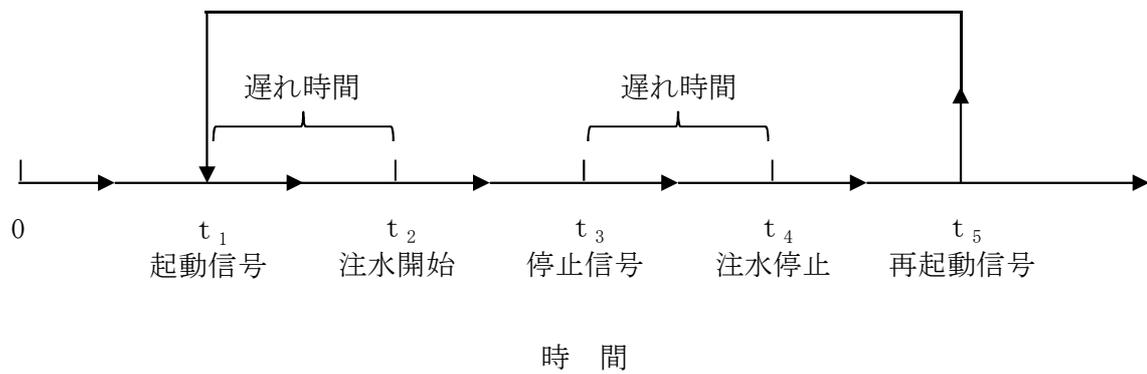
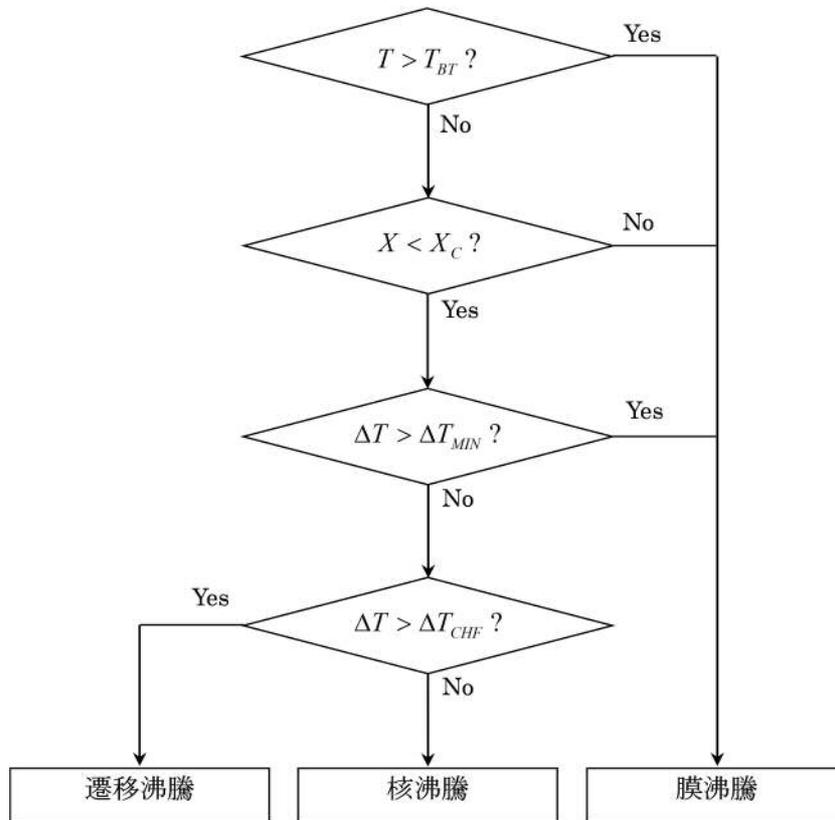


図 3-4 SAFERコードの注水系作動ロジック



- T : 事故後の時間
- T_{BT} : 沸騰遷移時間 (入力)
- X : クオリティ
- X_C : 膜沸騰限界クオリティ (入力)
- ΔT : 燃料被覆管過熱度
- ΔT_{MIN} : 安定膜沸騰最小過熱度
- ΔT_{CHF} : 限界熱流束過熱度 (入力)

図 3-5 SAFERコードの沸騰事象を決めるロジック

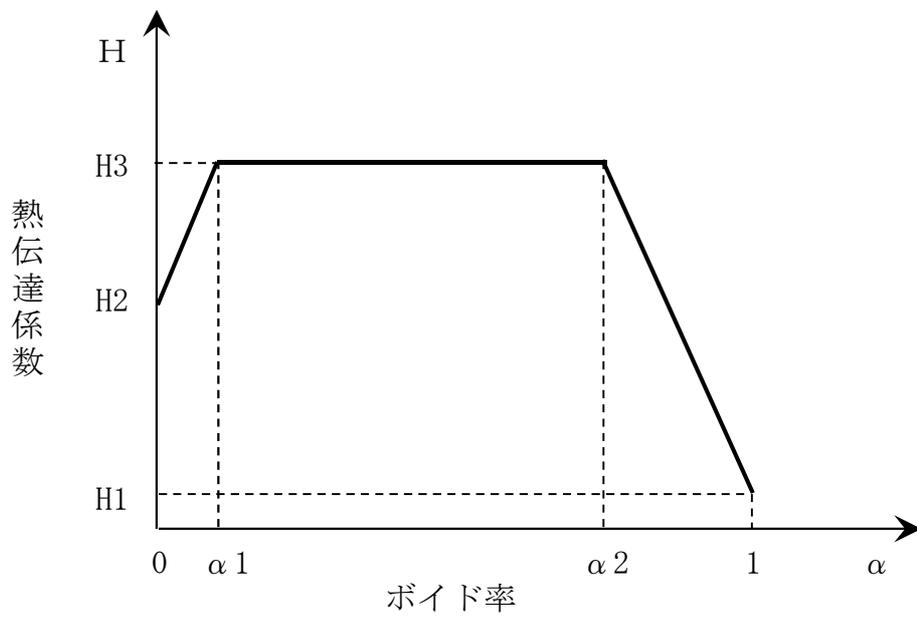


図 3-6 核沸騰熱伝達係数モデル

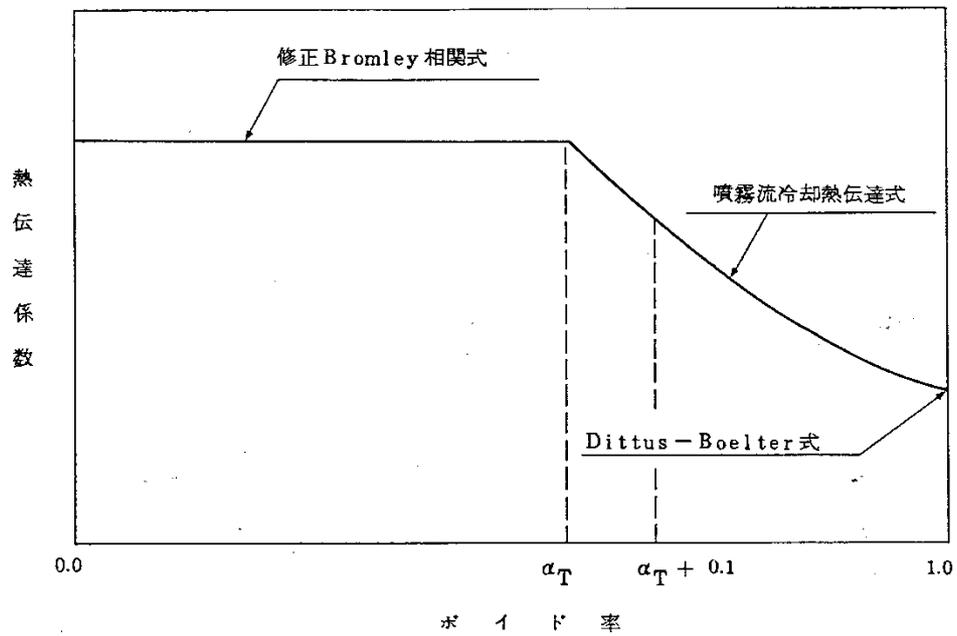


図 3-7 膜沸騰熱伝達係数モデル

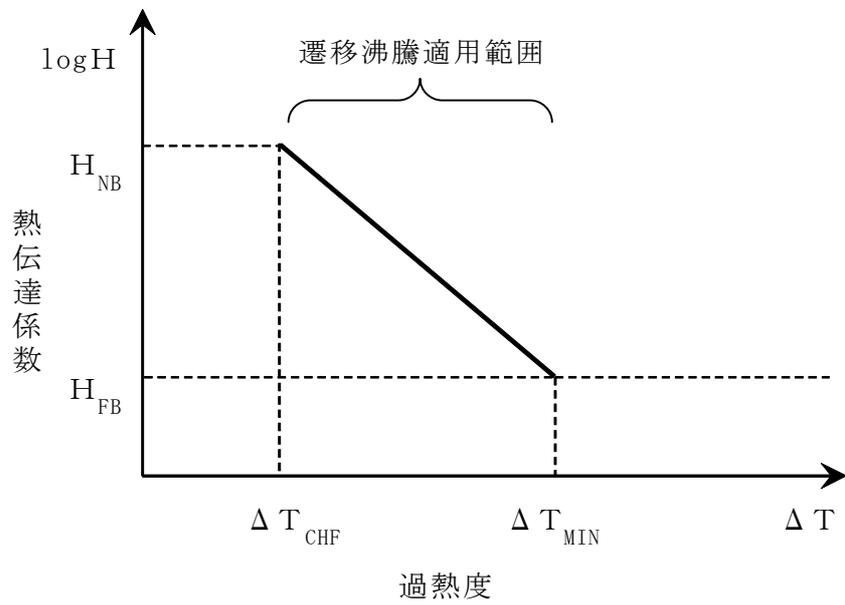


図 3-8 遷移沸騰熱伝達係数モデル

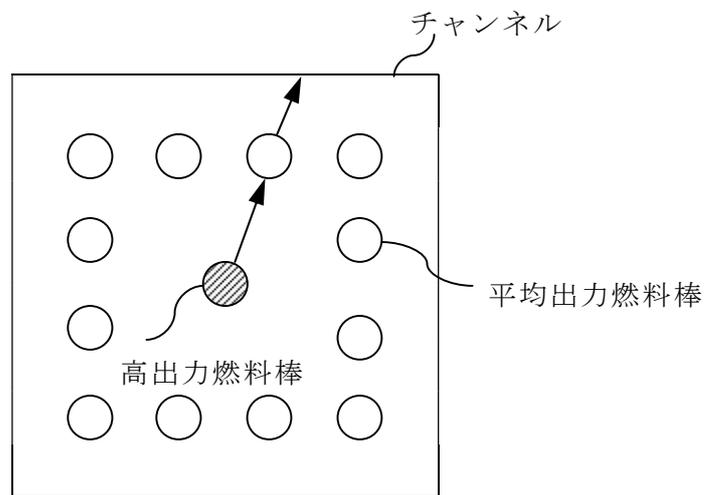
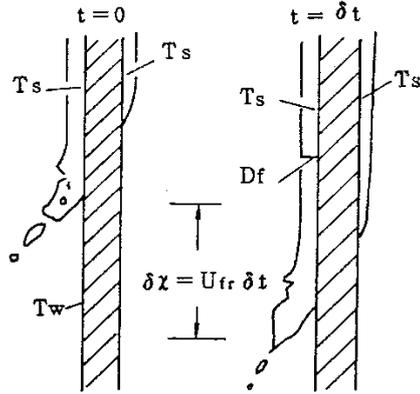


図 3-9 輻射熱伝達モデル



両側が伝熱面となるチャンネルの場合には先行流下する液膜のみでモデルを考慮

図 3-10 チャンネル濡れモデル

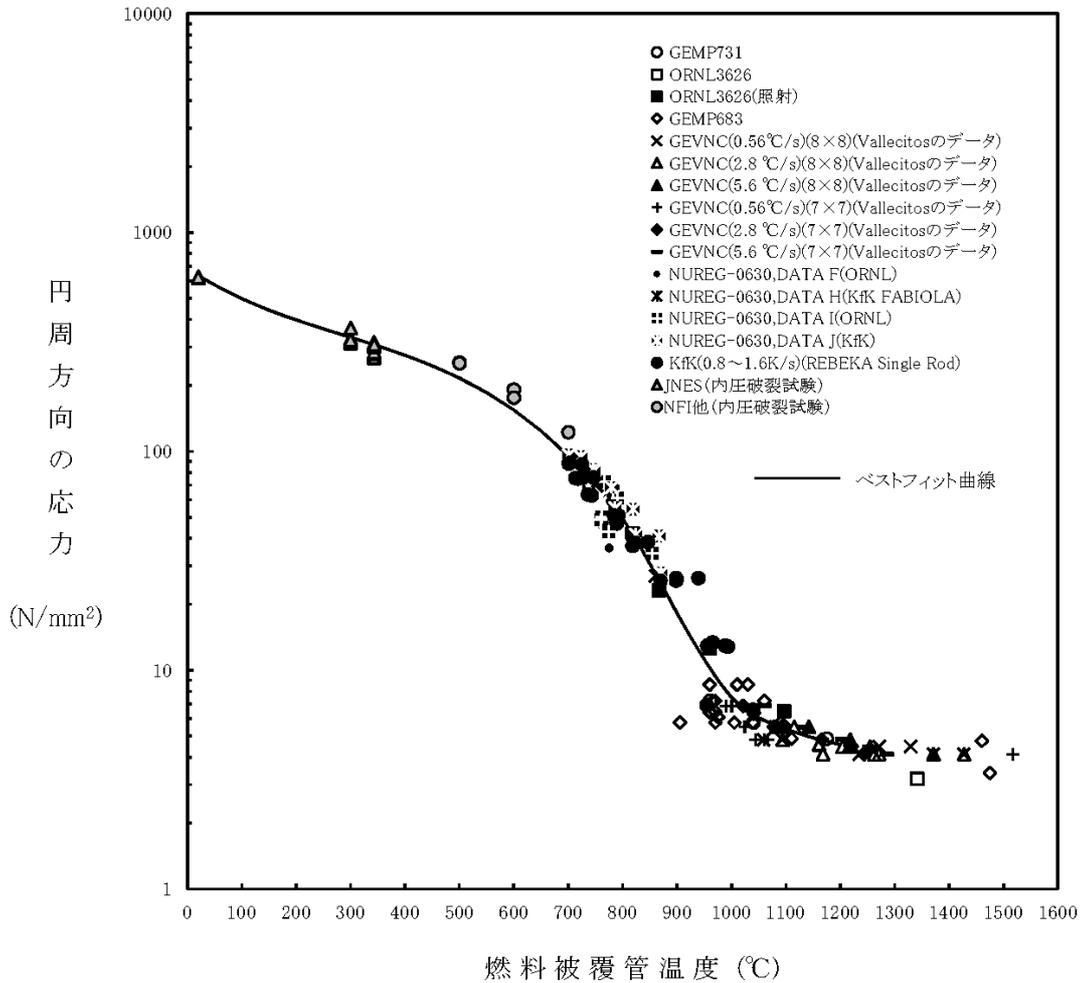


図 3-11 燃料棒に破裂が発生する時点の燃料被覆管温度と燃料被覆管応力の関係

3.4 入出力

S A F E Rコードの主要な入出力を図 3-12 に示す。S A F E Rコードのインプットデータは以下のとおり構成される。S A F E Rコードのインプットデータの元となる「プラントデータ」，「事故条件」，「事故収束に重要な機器・操作」等を整理した解析条件を添付 1 に示す。

- ① 原子炉圧力容器，原子炉内部構造物の幾何形状
- ② 初期条件（原子炉出力，原子炉圧力，炉心入口流量，原子炉水位）
- ③ 炉心仕様（幾何形状，炉心圧損，原子炉出力の時間変化）
- ④ 燃料仕様（幾何形状，燃料棒出力，初期状態，物性）
- ⑤ 機器，設備仕様（E C C S等の注水特性，S R V特性，M S I V閉止特性）
- ⑥ 外乱条件（破断条件等）

上記をインプットデータとして，原子炉内熱水力過渡解析及び炉心ヒートアップ解析を実施し，以下のアウトプットデータを得る。

- ① 原子炉圧力及び原子炉内水位の過渡変化
- ② 燃料被覆管温度
- ③ ジルコニウム-水反応量（燃料被覆管酸化割合）

また，S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。

なお，S A F E Rコードは過渡変化の計算タイムステップをインプットデータとして与え，計算時間を通して一定としている。有効性評価解析は従来の設計基準事故解析に比べて解析時間が長くなるが，想定される事象の原子炉内の熱水力的挙動及び炉心ヒートアップ挙動は設計基準事故（中小破断L O C A）と同様であることから，計算タイムステップは設計基準事故解析と同じ値を原則として適用する。

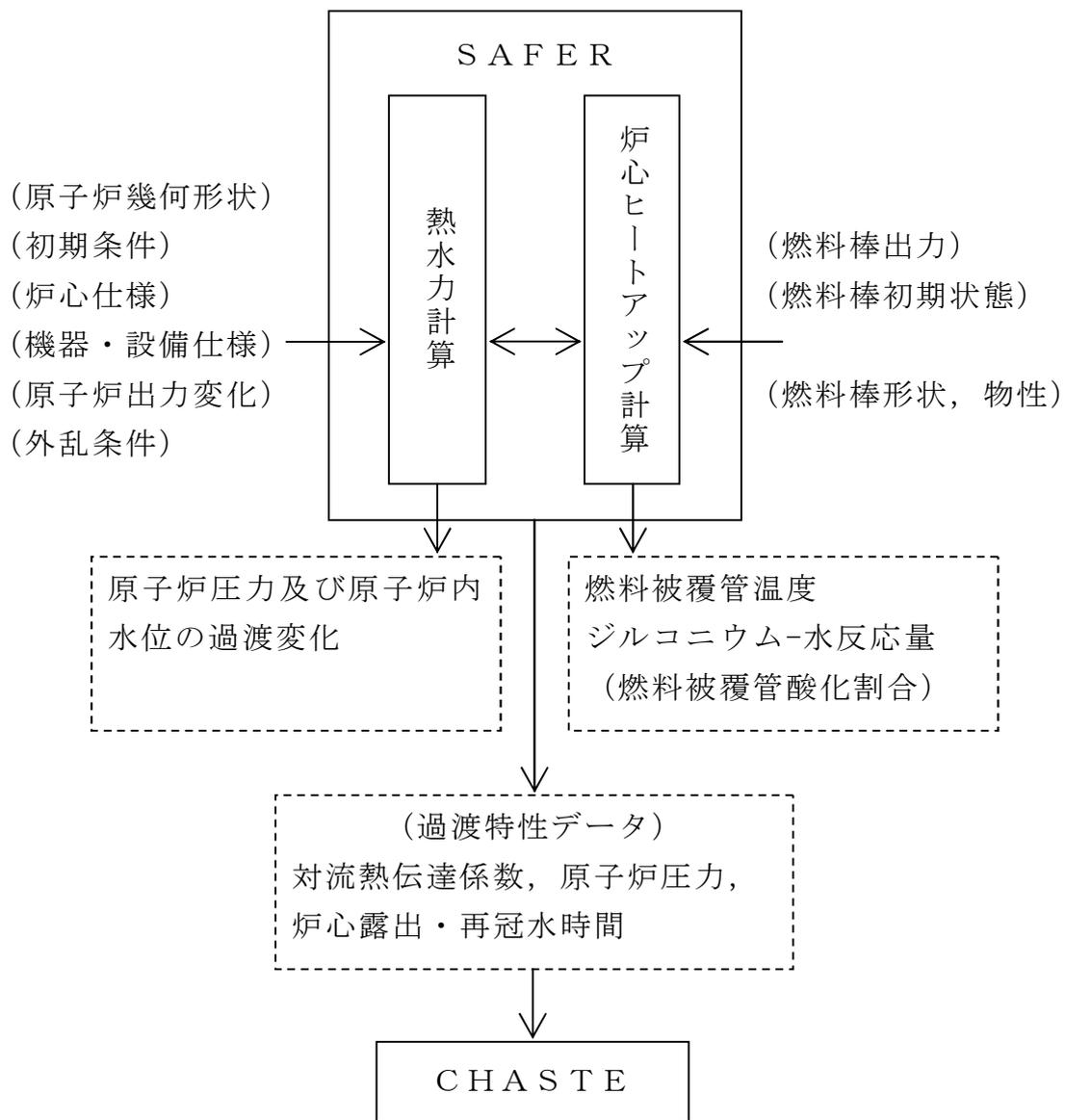


図 3-12 S A F E R コードの入出力

4. 妥当性確認

4.1 重要現象に対する妥当性確認方法

S A F E Rコードの評価マトリックスを表 4-1 に示す。表 4-1 は 2 章で重要現象に分類された物理現象を列挙している。各実験解析の内容について詳細を 4.2 節以降に示すが、それらの要約を 4.1.1 から 4.1.3 に示す。

S A F E Rコードは、BWRのLOCAを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較により解析モデルの妥当性確認が行われており、BWRのLOCA時の燃料被覆管温度の評価に適用できることを確認している。したがって、2章で重要現象に分類された物理現象はLOCAを模擬したシステム挙動実験により、総合的に妥当性が確認されている。

ジェットポンプ型BWRに対しては、T B L (Two Bundle Loop) 及びR O S A - III (Rig of Safety Assessment) の実験解析が行われ、A B W R に対しては、F I S T (Full Integral Simulation Test) - A B W R の実験解析を行っている。S A F E Rコードによる実験解析結果は実験結果(蒸気ドーム圧力、水位)と良く一致し、模擬燃料被覆管最高温度は実験結果に比べ10°C~150°C程度高く予測することを確認した。⁽²²⁾

なお、S A F E Rコードの妥当性は、当時の通産省原子力発電技術顧問会(基本設計)LOCA検討会及び原子炉安全基準専門部会(E C C S 性能評価小委員会)においても審議され、LOCA時の燃料被覆管温度評価への適用の妥当性が確認されている。⁽²³⁾⁽²⁴⁾

重要現象に分類された物理現象のうち崩壊熱は、信頼性の高い評価モデルと現実的な評価条件を使用して評価した値を事象発生後の原子炉出力変化として入力している。このため、S A F E Rコードにおける崩壊熱の妥当性確認は不要とした。

燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移及び気液熱非平衡については、LOCAを模擬した実験結果における燃料被覆管温度とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することにより、S A F E Rコードの熱伝達モデルの妥当性を確認できる。

燃料被覆管酸化については、3.3.2(5)に記載したとおり、蒸気供給制限がなく、蒸気を反応温度まで上げるためのエネルギーは必要としないものと仮定し、反応量及び反応熱を過大に評価するように選定した酸化反応速度式を採用している。そのため、S A F E Rコードにおける燃料被覆管酸化の妥当性確認は不要とした。

燃料被覆管変形については、3.3.2(7)に記載したとおり、燃料被覆管の歪み量を計算し、燃料被覆管の破裂を判定する破裂限界曲線には実験値と良く一致するベストフィット曲線に基づき現実的な条件を適用しているこ

とから、S A F E Rコードにおける燃料被覆管変形の妥当性確認は不要とした。

沸騰・凝縮・ボイド率変化、気液分離（水位変化）・対向流及び三次元効果については、有効性評価解析においては炉心が露出する可能性のあるシーケンスでの炉心・原子炉水位を評価するうえで重要な物理現象として選定しており、炉心・原子炉水位を確認することでその妥当性を確認できる。

冷却材放出（臨界流・差圧流）は、L O C Aを模擬した実験結果におけるシステム圧力変化とS A F E Rコードによる実験解析結果を比較することによりその妥当性を確認できる。

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）は、動作を期待するシステムの作動圧力や流量を入力するが、有効性評価解析では、設計での不確かさを考慮し、設備設計における設計条件を仮定する。このように、設計に基づく作動圧力や流量を境界条件として与えることから、S A F E Rコードにおいてはこれらに対する妥当性確認は不要とした。

以上より、重要現象に対する妥当性確認については、B W RのL O C Aを模擬したシステム挙動実験結果と実験解析結果との比較において、システム圧力、炉心水位、燃料被覆管温度に着目してS A F E Rコードの妥当性を確認する。

4.1.1 T B L実験解析

T B L実験は、1100MW級B W Rプラントを2/764に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体2体、再循環系2系統及びE C C Sを装備した実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.2 R O S A - III実験解析

R O S A - III実験は、B W R体系を1/424に縮尺模擬したシステムであり、電気加熱の1/2長さの模擬燃料集合体4体と2つの再循環系、E C C Sからなる実験装置を用い、配管破断による冷却材流出開始からE C C Sの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E Rコードによる実験解析により、実験結果との比較から熱水力計算モデル及び燃料被覆管温度計算モデルの妥当性を確認する。

4.1.3 F I S T - A B W R 実験解析

F I S T - A B W R 実験は，A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬し，電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体とダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備した実験装置を用い，配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を実時間で模擬した実験である。S A F E R コードによる実験解析により，実験結果との比較から熱水力計算モデルの妥当性を確認する。

表 4-1 重要現象に対する妥当性確認方法

分類	重要現象	解析モデル	T B L 実験解析	R O S A - III 実験解析	F I S T - A B W R 実験解析
炉心 (核)	崩壊熱 *	崩壊熱モデル	—	—	—
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達 沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	☒ 4-32 ☒ 4-33
	燃料被覆管酸化*	ジルコニウム-水 反応モデル	—	—	—
	燃料被覆管変形*	膨れ・破裂評価 モデル	—	—	—
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流 三次元効果	二相流体の流動 モデル	☒ 4-4 ☒ 4-5 ☒ 4-8 ☒ 4-11 ☒ 4-14	☒ 4-20 ☒ 4-21 ☒ 4-22	☒ 4-31
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達 モデル	☒ 4-6 ☒ 4-9 ☒ 4-12 ☒ 4-15 ☒ 4-34	☒ 4-23 ☒ 4-34	—
原子炉 圧力 容器 (逃が し安全 弁を含 む)	冷却材放出（臨界流・差圧 流）	臨界流モデル	☒ 4-3 ☒ 4-7 ☒ 4-10 ☒ 4-13	☒ 4-19	☒ 4-26 ☒ 4-27 ☒ 4-28
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離（水位変化）・対 向流	二相流体の流動 モデル	—	—	☒ 4-29 ☒ 4-30
	E C C S 注水（給水系・代 替注水設備含む）*	原子炉注水系 モデル	—	—	—

* 4.1 節に記載の理由により、妥当性確認が不要である重要現象

4.2 T B L 実験解析^{(25) (26) (27)}

T B L は、1100MW級 B W R プラントを 2/764 に縮尺模擬し、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 2 体からなる L O C A 模擬実験装置であり、実験は L O C A 時の熱水力現象及び炉心の冷却挙動を総合的に把握するため、配管破断による冷却材流出開始から E C C S の作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動及び炉心冷却挙動を実時間で模擬する L O C A 総合模擬実験である。図 4-1 に T B L 実験装置の系統図を示す。

4.2.1 解析条件

表 4-2 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした T B L 実験条件を示す。解析は再循環配管の大破断 (Run No. 1) , 中小破断 (Run No. 2) , 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3) 及び高圧炉心スプレイ配管の完全破断 (Run No. 4) の 4 ケースについて実施した。

図 4-2 に実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割しているとともに、高出力バンドルを設けている。また、ノード 3 と 9 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を 9 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 11 分割とした。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。E C C S 流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.2.2 解析結果

S A F E R コードによる T B L 実験解析の各解析結果について説明する。

(1) 再循環配管大破断 (Run No. 1)

Run No. 1 は、再循環配管の完全両端破断 (2×100%) 模擬実験であり、E C C S として L P C S 及び 3 L P C I (3 台の L P C I ポンプの作動) を想定している。

図 4-3 に圧力変化を示す。また、図 4-4 にシュラウド内各部の混合水位変化を示す。S A F E R コードの解析結果は、実験結果と良く一致することがわかる。また、S A F E R コードは、下部プレナムの水位形成後の炉心入口オリフィス (S E O) での C C F L 現象及び C C F L 現象に伴う冷却水の分配挙動を良く再現している。図 4-5 に約 50 秒時点における平均並びに高出力バンドル内のボイド率分布の比較を示す。S A F E R コードは出力差に伴って生じる流動挙動の違いを良く表現している。図 4-6 に高出

カバンドルの燃料被覆管温度変化を示す。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 150°C高く評価した。

後述する他ケースに比べてP C Tを高めにより予測するのは、高出力バンドルを吹上げる蒸気による冷却を過小評価しているためと考えられ、適用している蒸気及び噴霧流の熱伝達相関式に依存している。蒸気単相熱伝達相関式は、蒸気流量が増加するほど熱伝達係数を過小評価する傾向にあり、また、噴霧流熱伝達相関式も熱伝達係数を過小評価する（添付2のII．熱伝達相関式、モデルの適用性に記載の添付図 2-7 及び添付図 2-9）。再循環配管の両端破断を模擬した本ケースは、他ケースに比べて冷却材流出量が多く減圧が急激であるため下部プレナムの蒸気発生量が多い。すなわち、高出力バンドルを吹上げる蒸気流量が多く、蒸気及び噴霧流の熱伝達係数の過小評価の影響が他ケースに比べて大きいと、実験結果に対し温度が高くなっていると考えられる。

(2) 再循環配管の中小破断 (Run No. 2)

Run No. 2 は、再循環ポンプ入口配管の 3.4%破断実験であり、E C C SとしてL P C S, 3L P C I及びA D Sの作動を想定している。

図 4-7 に圧力変化を示す。圧力は、M S I V閉により直ちに上昇し、S R V開閉によって変化した後、A D S作動によって急激な減圧過程に移行する。S A F E Rコードの解析結果は、破断開始から炉心再冠水に至る全期間を通して実験結果を良く模擬している。図 4-8 にシュラウド内各部の二相混合水位比較を示す。実験で見られる炉心露出及びL P C I注水後の炉心再冠水の挙動について、解析は良く再現している。図 4-9 に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図 4-8 に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。炉心露出後の温度上昇率はほぼ同じであるが、L P C S作動後は、実測値の温度上昇率がわずかに小さい。これは、S A F E Rコードのスプレー熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、図 4-8 から約 550 秒で炉心再冠水されたことが実験、解析の両方から判断できる。しかし、図 4-9 に示したように、最終的な温度低下は、実験の約 550 秒に対して解析は約 580 秒となっている。これは、炉心再冠水後に適用されるS A F E Rコードの膜沸騰熱伝達モデルが保守的なモデルになっていることを示している。S A F E RコードのP C Tは、実験結果に対し、約 60°C高く評価した。

(3) 主蒸気配管の完全破断 (Run No. 3)

Run No. 3 は、主蒸気配管の完全破断を模擬している。作動ECCSとしてはLPCS、3LPCI及びADSであるが本実験は主蒸気管の完全破断であり、ADSは作動しない。

図4-10に圧力変化を示す。本実験は主蒸気配管破断であるので、破断口を通して蒸気が流出し、急激な減圧過程となる。SAFERコードの解析結果は、全般的な圧力変化を良く模擬した。図4-11にシュラウド内各部の混合水位比較を示す。解析における炉心露出及びLPCI注入後の急激な水位回復挙動は実験結果と良い一致を示した。図4-12に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。図4-11に示したように解析結果の炉心上部の露出が早いため、ヒートアップ開始時間が早い。LPCS注水後、実測値の温度上昇率が小さくなるが、解析では実測値ほど温度変化が見られなかった。これは、SAFERコードの熱伝達モデルがやや保守的な傾向にあることを示している。また、解析結果は、LPCIによる炉心再冠水がわずかに遅いため、燃料被覆管温度の低下開始時間も実測値に比べて約20～30秒遅くなった。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約70℃高く評価した。

(4) 高圧炉心スプレイ系配管の破断 (Run No. 4)

Run No. 4 は高圧炉心スプレイ系 (HPCS) 配管の完全破断模擬実験であり、ECCSとして2LPCI及びADS作動を想定している。

図4-13に圧力変化を示す。また、図4-14にシュラウド内各部の水位比較を示す。圧力は、ADSが約290秒で作動することにより急減圧するが、大破断で見られたSEOでの顕著なCCFLはなく、実験と同様の結果を得た。圧力、水位ともにSAFERコードの解析結果は実験結果を良く模擬した。図4-15に高出力バンドルの燃料被覆管温度変化を示す。SAFERコードのPCTは、実験結果に対し、約50℃高く評価した。

4.2.3 まとめ

表4-6にSAFERコードによる実験解析結果と実験結果のPCTの比較を示す。

SAFERコードによるTBL実験解析結果と実験データとの比較に基づきSAFERコードを評価した結果、SAFERコードは、BWRのLOCA時の冷却材流出開始からECCSの作動により炉心が冷却するまでの圧力容器内熱水力挙動を適切に評価し、炉心ヒートアップ挙動についてはPCTを安全側に評価することを確認した。

表 4-2 S A F E R コードによる実験解析の対象とした TBL 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4
破断位置	再循環配管 吸込口	同左	主蒸気配管	HPCS 配管
破断面積 (%)	2×100	3.4	100	100
作動 ECCS	LPCS+3LPCI	LPCS+3LPCI +ADS	LPCS+3LPCI +ADS	2LPCI+ADS
初期バンドル出力 (MW)	4.1/5.9	4.05/5.45	4.04/5.7	4.0/5.7
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.1	7.0	7.0	7.1

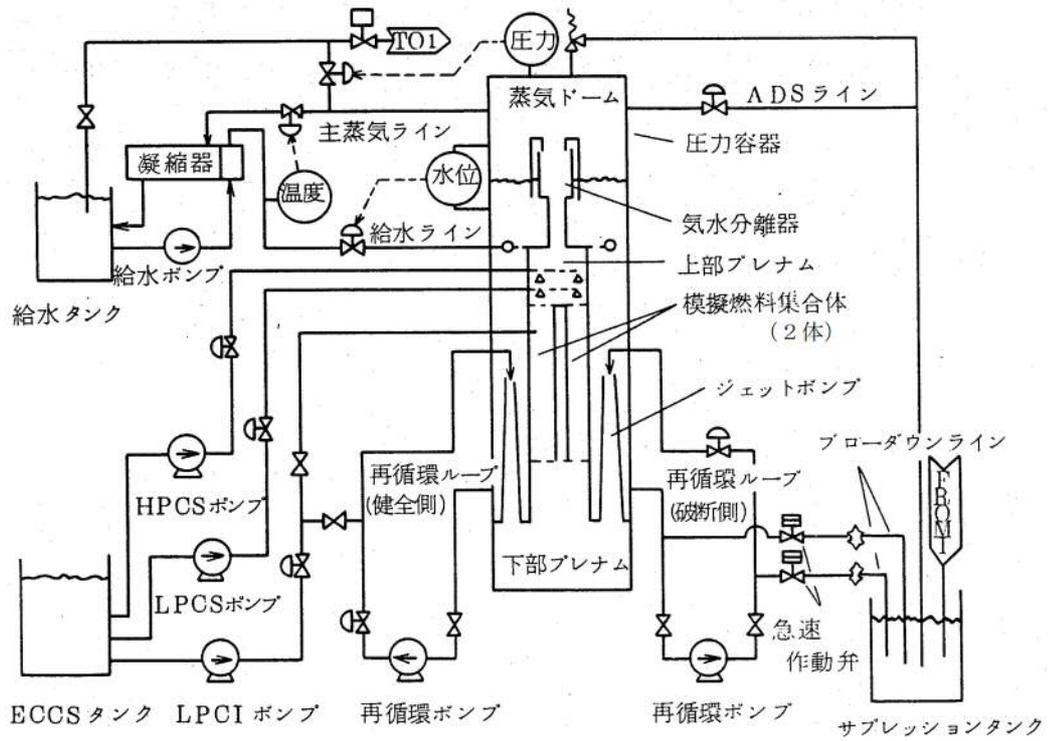


図 4-1 TBL 系統図

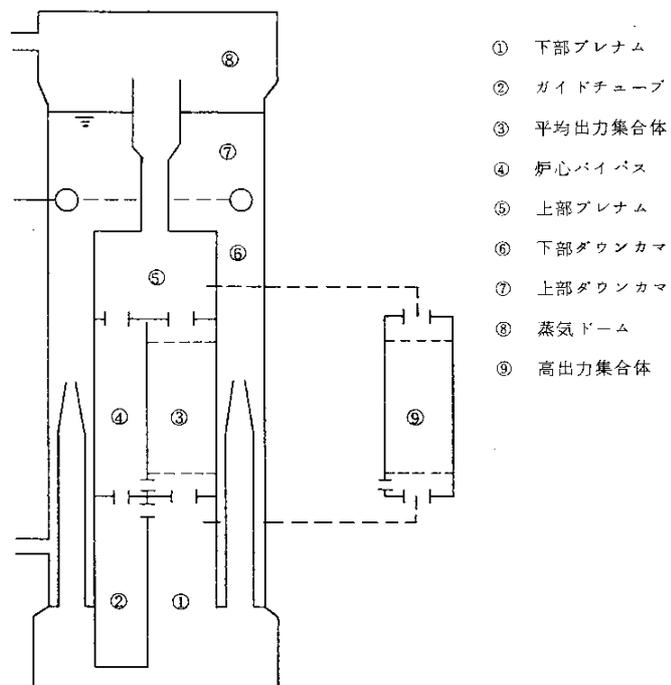


図 4-2 TBL 実験解析のノード分割図

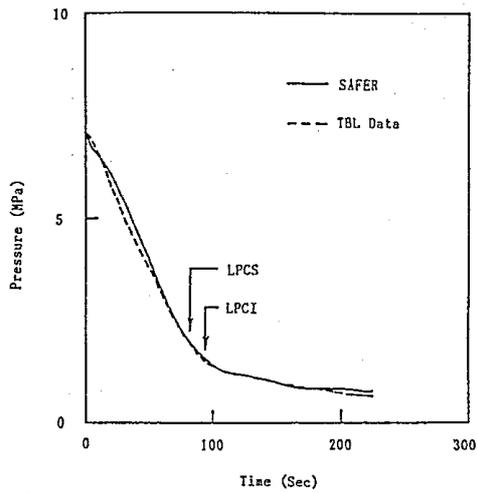


図 4-3 圧力変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管大破断)

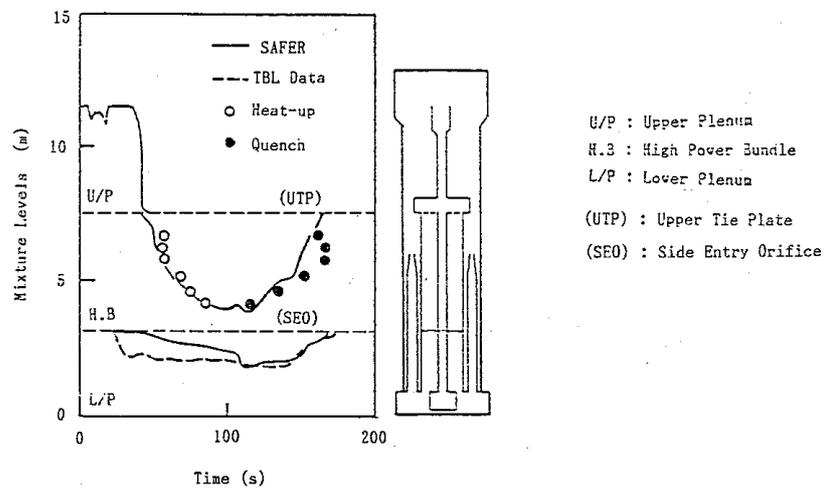


図 4-4 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 1, 再循環配管大破断)

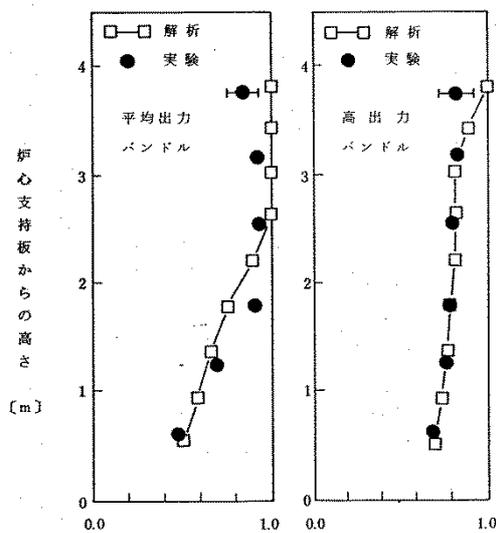


図 4-5 ボイド率の分布 (TBL Run No. 1, 再循環配管大破断)

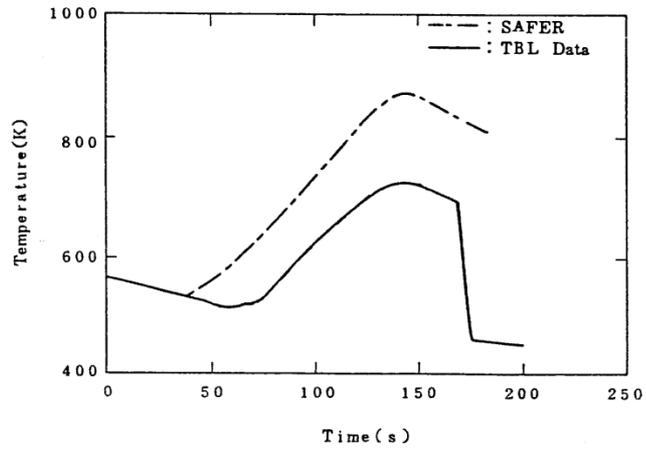


图 4-6 燃料被覆管温度变化 (TBL Run No. 1, 再循环配管大破断)

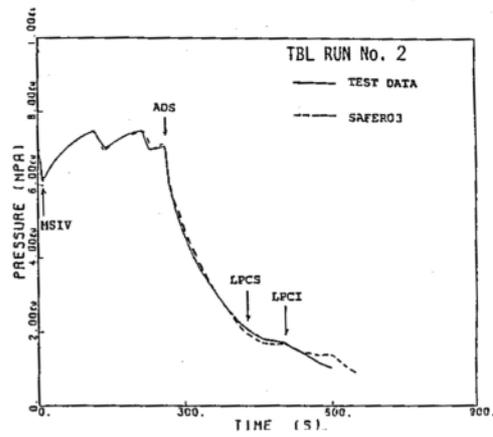


図 4-7 圧力変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

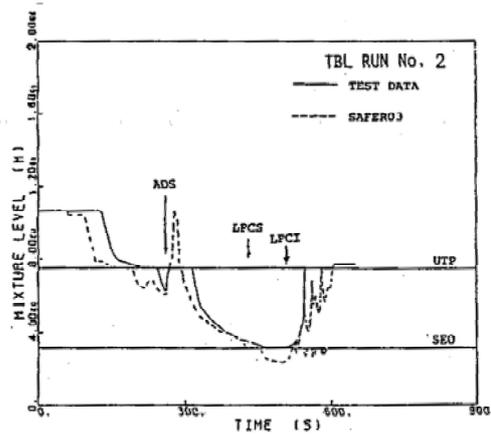


図 4-8 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

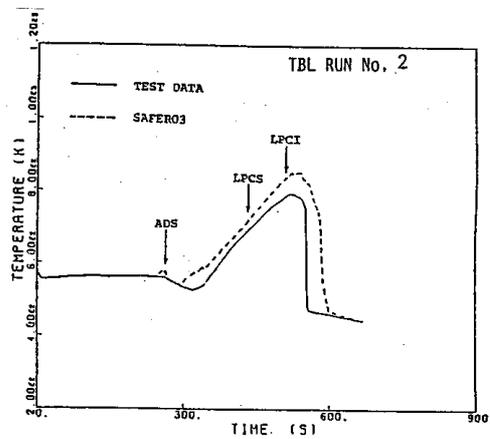


図 4-9 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 2, 再循環配管中小破断)

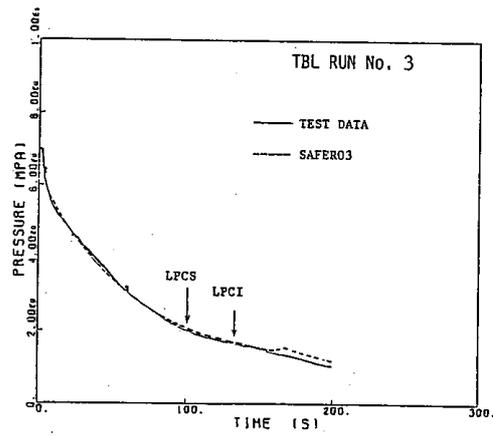


図 4-10 圧力変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

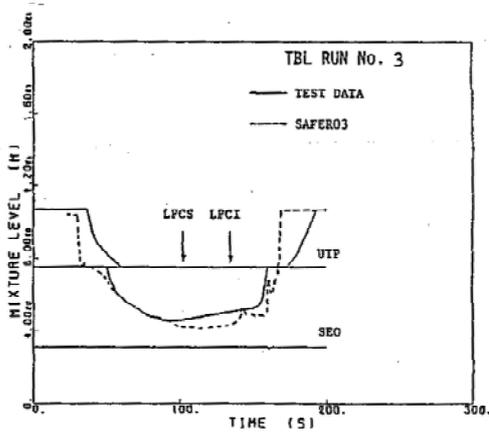


図 4-11 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

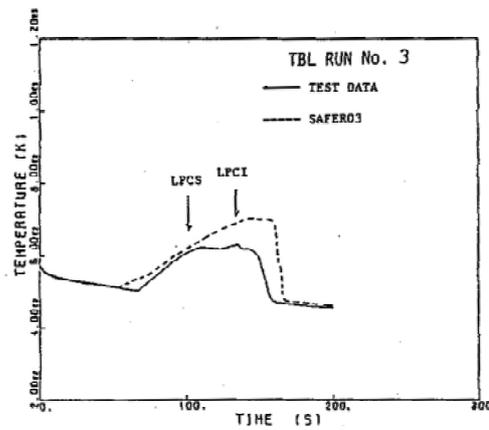


図 4-12 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 3, 主蒸気配管の完全破断)

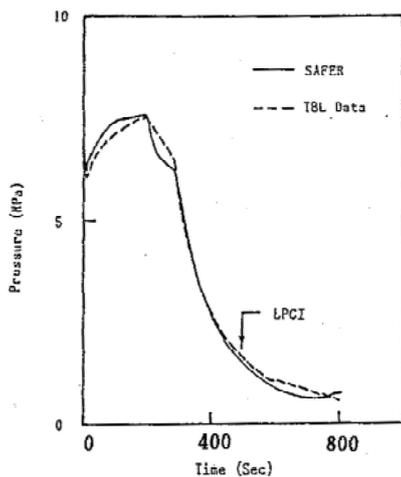


図 4-13 圧力変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

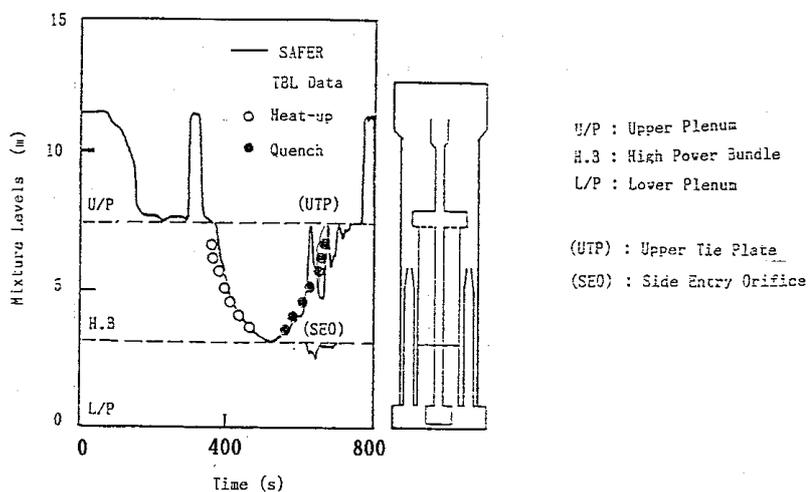


図 4-14 シュラウド内水位変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

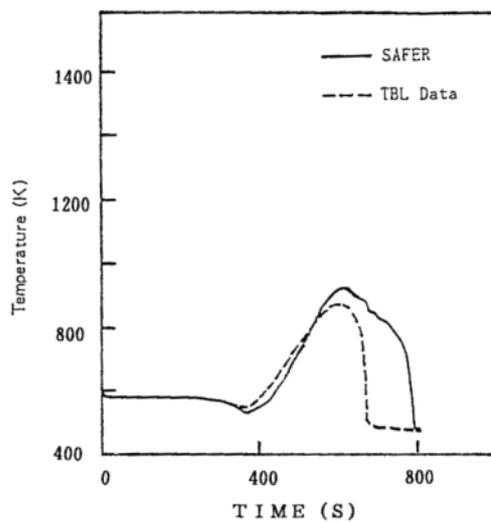


図 4-15 燃料被覆管温度変化 (TBL Run No. 4, 高圧炉心スプレイ配管の破断)

4.3 ROSA-III実験解析⁽²⁸⁾⁽²⁹⁾

ROSA-IIIは、BWR体系を1/424に縮約模擬したシステムであり、電気加熱の実長の1/2長さの模擬燃料集合体4体と、2つの再循環ループ、ECCS及び蒸気・給水系を備えている。ROSA-III実験は、BWRのLOCA時の熱水力挙動及びECCSの有効性に関する総合模擬実験であり、図4-16に実験装置、図4-17に系統図を示す。

4.3.1 解析条件

表4-3にSAFERコードによる実験解析の対象としたROSA-III実験ケース及び条件を示す。解析は、再循環ポンプ入口配管での2×100%両端破断実験（Run No.1）から破断なし（Run No.7）まで破断面積をパラメータとした7ケースについて実施した。

図4-18に実験解析で用いたSAFERコードのノード分割を示す。SAFERコードでは圧力容器を8つの熱水力ノードに分割している。ROSA-IIIの燃料集合体は4体であり、これらをノード3で模擬した。また、炉心内ボイド分布を解析するためにノード3をさらに軸方向に細分化した。分割数は、模擬燃料棒の軸方向温度計測位置を考慮して有効発熱部を7分割とし、その上下の非加熱部を含めて全9分割とした。ノード9は高出力燃料集合体であり、PCTの計算を行うためのノードである。

破断流は均質臨界流モデルを用いて計算した。ECCS流量は実験データを時間の関数として入力した。また、崩壊熱模擬曲線も実験データを用いた。

4.3.2 解析結果

SAFERコードによるROSA-III実験解析の例として大破断（Run No.1, Run No.2）、小破断（Run No.5）及び破断なし（Run No.7）の解析結果について説明する。図4-19から図4-23に、実験結果とSAFERコードによる解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、平均出力チャンネル内の水位変化、高出力チャンネル内の水位変化及び燃料被覆管温度変化について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図4-19に蒸気ドーム圧力変化の比較を示す。

Run No.1, Run No.2はともに大破断実験であるために、ダウンカメラ内の水位低下は早く、Run No.1は13秒、Run No.2は15秒に再循環ポンプ吸込ノズルが露出し、急激な減圧が生じる。Run No.5は小破断実験であり、Run No.7は破断なしであるので、MSIV閉後の圧力は上昇し続け、SRVの

作動によって圧力がほぼ一定に保たれた後，ADSの作動により急激な減圧となる。図4-19から分かるように，SAFERコードはこれらの圧力変化を良く模擬している。

(2) シュラウド内水位

図4-20に平均出力チャンネル，図4-21及び図4-22に高出力チャンネル内の混合水位変化の比較を示す。

各実験ケースのうち特に大破断実験解析では，上部タイプレート，炉心入口部でのCCFL現象が顕著に生じており，これに伴う炉心内の水位変化はSAFERコードの解析結果と実験データで良く一致している。また，小破断実験であるRun No.5と破断なし実験であるRun No.7については，ADSの作動により急激にチャンネル内水位が低下して露出する様子を解析結果は良く表わしている。

図4-20から図4-22により，大破断，小破断及び破断なしのシュラウド内水位変化をSAFERコードは概ね良く模擬していることがわかる。

(3) 燃料被覆管温度

図4-23に燃料被覆管温度変化の比較を示す。図4-23に示した燃料被覆管温度変化はPCT位置の燃料被覆管温度変化を示しており，破断なし実験(Run No.7)の場合のみ実験と解析でPCTノードが異なっているため，ヒートアップ開始が実験と解析で大きな差となった。しかし，PCTは実験結果に対し約20℃高く評価している程度である。

大破断実験でのPCTは実験結果に比べ，約20℃から100℃高く評価されている。これは，SAFERコードの炉心露出時に適用される蒸気冷却及び噴霧流冷却の熱伝達モデルが保守的なモデルであり，また，炉心再冠水後に適用される膜沸騰熱伝達モデルも保守的なモデルになっているためである。

4.3.3 まとめ

ROSA-III実験装置で行われた再循環配管破断の実験データを用いて，SAFERコードの妥当性確認を行った。2×100%両端破断，100%，50%，15%，5%，2%のスプリット破断及び0%（破断なし）の模擬実験についての実験データとSAFERコードによる解析結果の比較により，以下のことを確認した。

- ・破断口径によらず圧力変化を良く予測した。

- ・大破断実験で見られる炉心上部，下部でのCCFL現象を予測できた。
これにより，シュラウド内水位変化を良く予測した。また，小破断実験解析も同様にシュラウド内水位変化を良く予測した。
- ・燃料被覆管最高温度は実験値に比べ10～100℃程度高めに評価した。
(表 4-6 参照)

また，ROSA-IIIにおける破断なしの実験結果 (Run No. 7) は，実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧，炉心の露出に伴う炉心ヒートアップ及び冷却水注水による炉心の再冠水の過程がよく類似している。このような破断のない過渡変化に対しても，SAFERコードは，表 4-6に示すように炉心の再冠水時間を遅く，PCTを高めに予測できることが確認された。したがって，実機の有効性評価解析にもSAFERコードを適用できると考える。

表 4-3 S A F E R コードによる実験解析の対象とした ROSA-III 実験条件

Run No. 条件	1	2	3	4	5	6	7
破断位置	再循環配管吸込口						破断 なし
破断面積 (%)	2×100	100	50	15	5	2	0
作動 ECCS	LPCS+3L PCI+ADS	同左	同左	同左	同左	同左	同左
初期全出力 (MW)	3.967	3.972	3.963	3.964	3.969	3.962	3.962
初期ドーム 圧力 (MPa[gage])	7.37	7.29	7.3	7.3	7.35	7.35	7.3

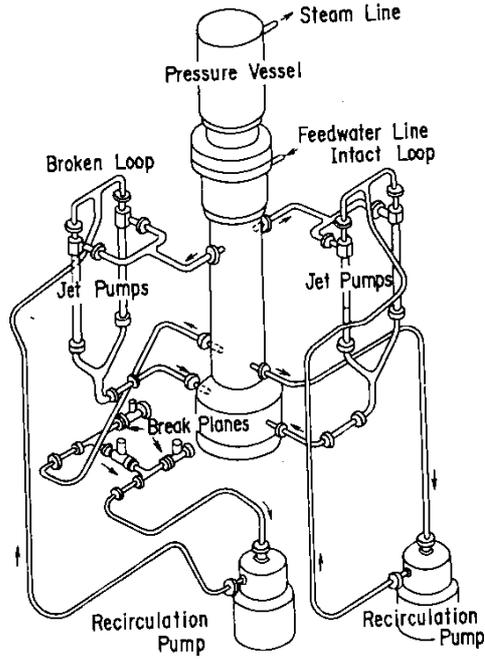


图 4-16 ROSA-III 实验装置

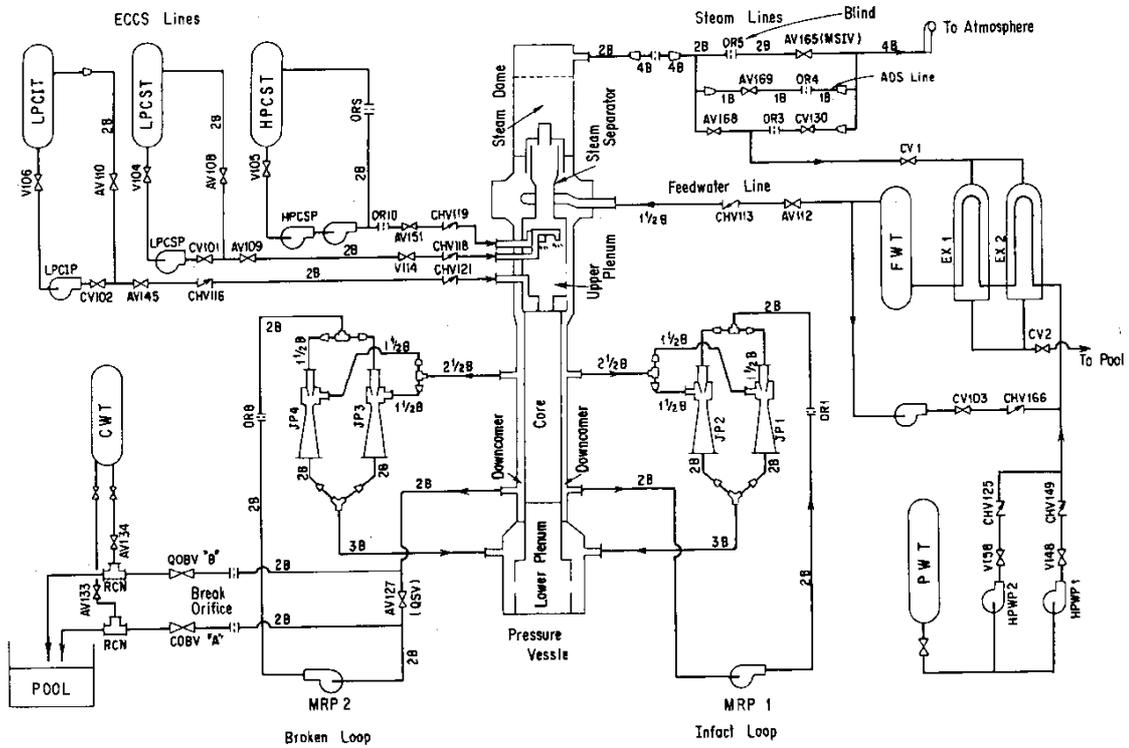


图 4-17 ROSA-III 系统图

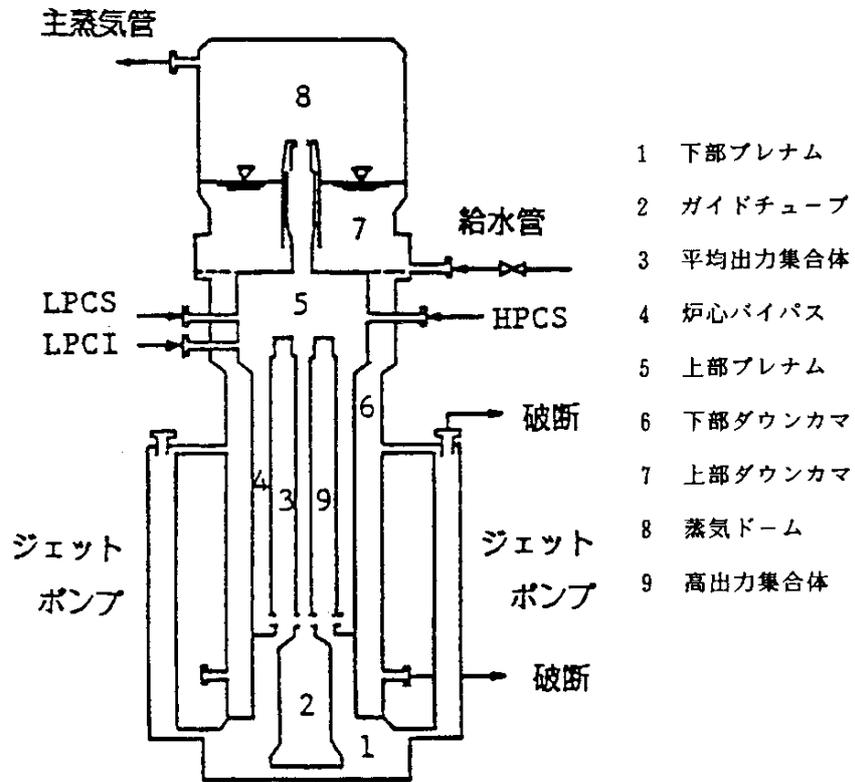


図 4-18 ROSA-III 実験解析のノード分割図

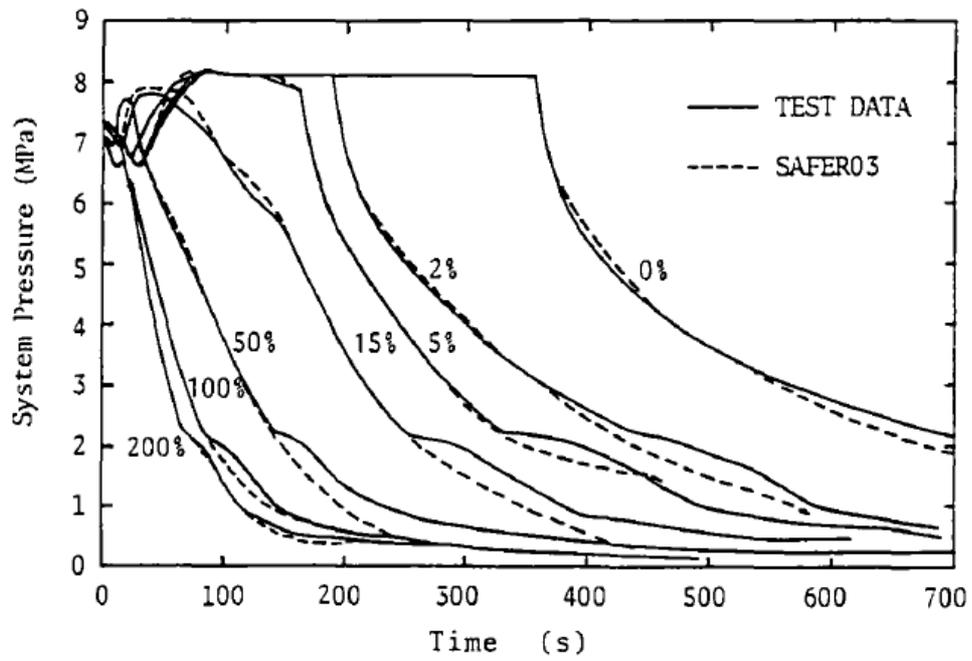


図 4-19 蒸気ドーム圧力変化
 (ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

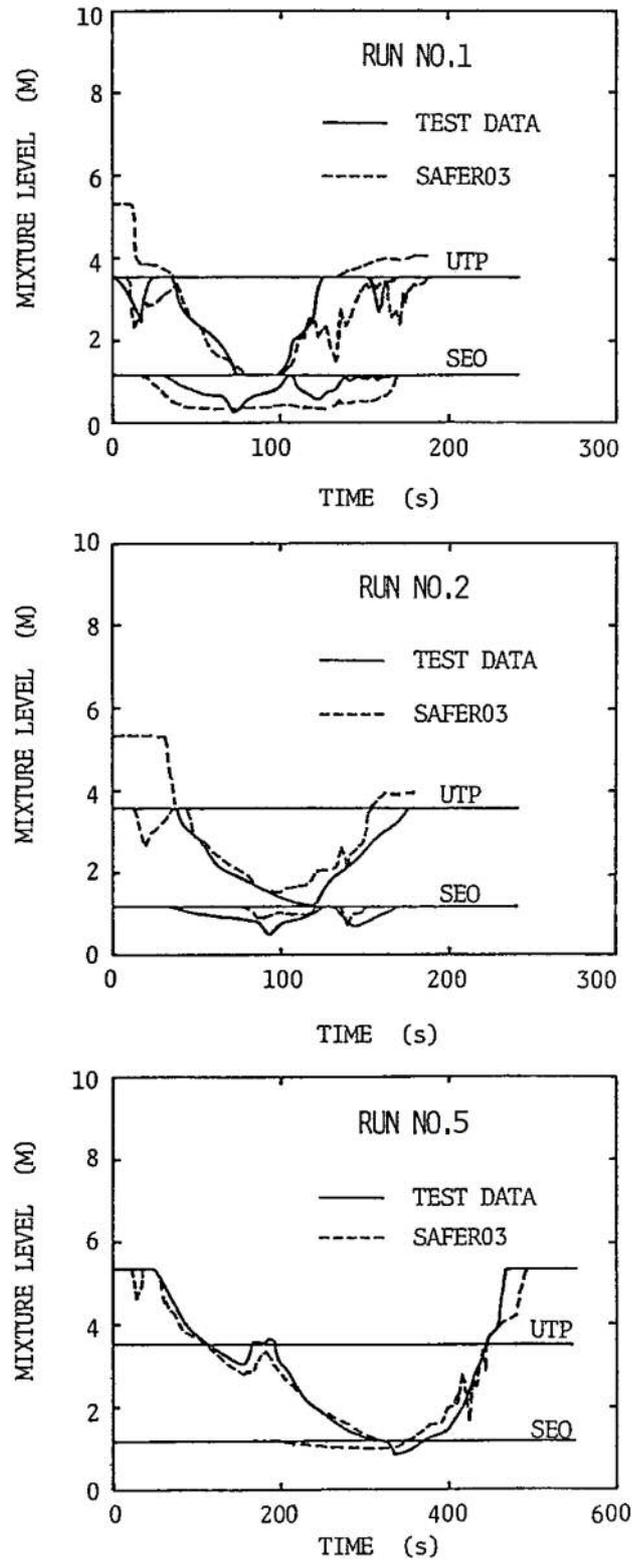


図 4-20 平均出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

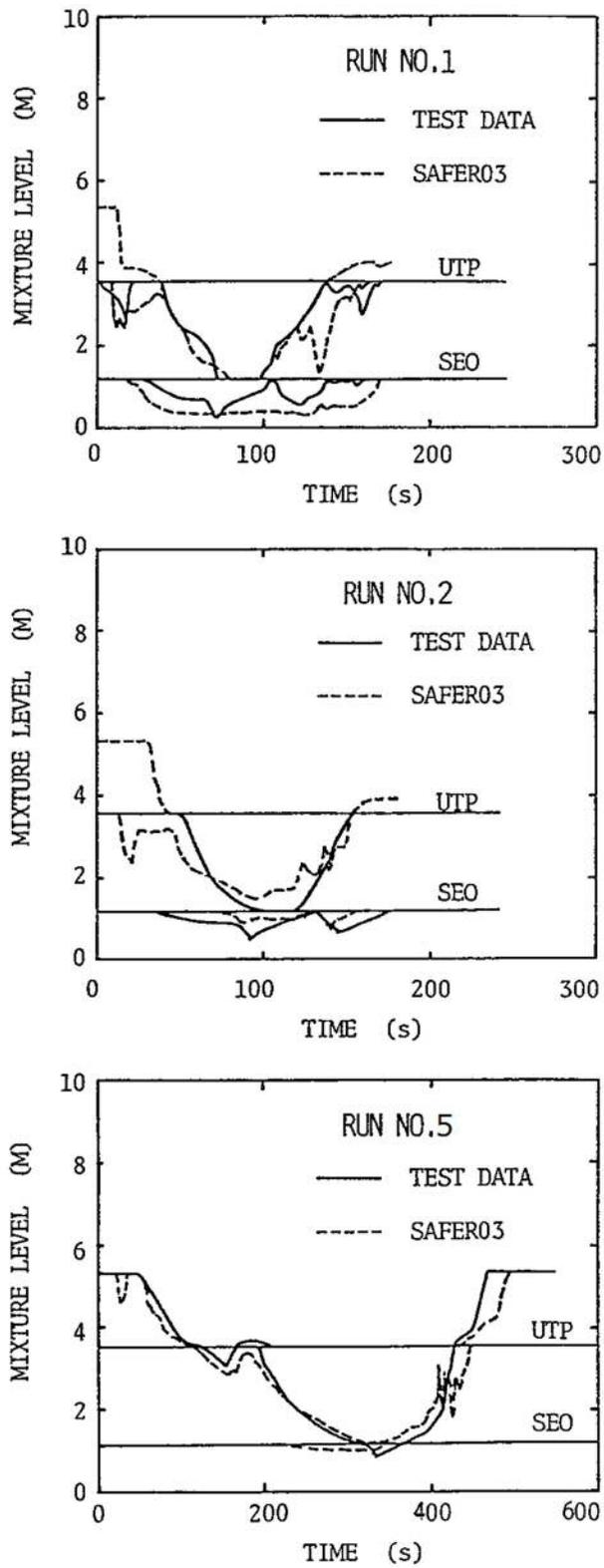


図 4-21 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 再循環配管大破断, 小破断)

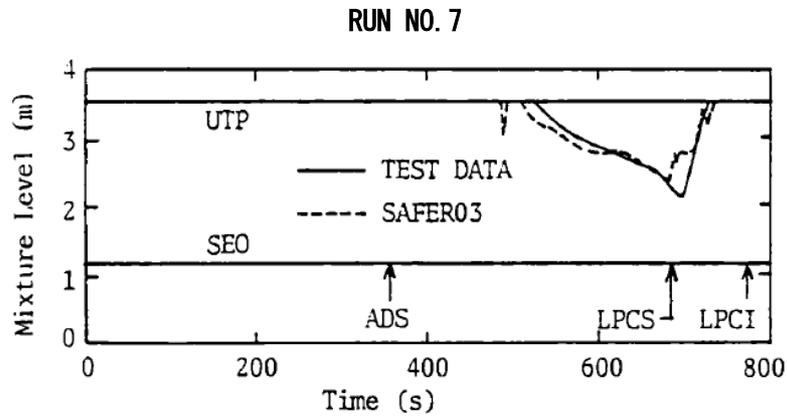


図 4-22 高出力チャンネル内水位 (ROSA-III, 破断なし)

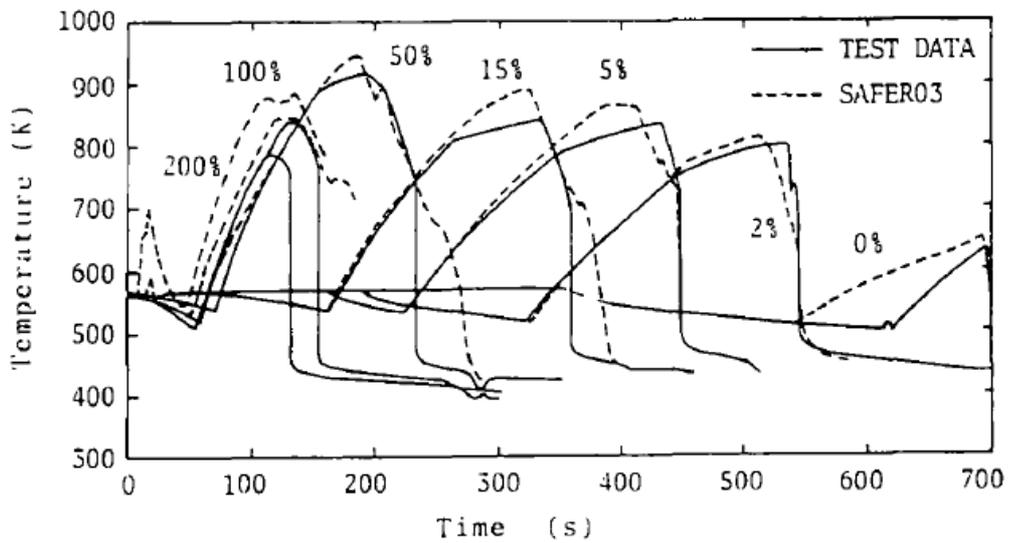


図 4-23 燃料被覆管温度変化
(ROSA-III, 再循環配管大/中/小破断, 破断なし)

4.4 F I S T - A B W R 実験解析⁽³⁰⁾

F I S T - A B W R は、A B W R プラントを 1/872 で縮尺模擬しており、電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 1 体と、ダウンカマの下端にインターナルポンプを模擬するループとポンプを装備している。また、主蒸気系、給水系、E C C S 及び配管等の破断を模擬している。実験は、A B W R の L O C A 時の冷却材ブローダウン現象の把握、E C C S の炉心冷却能力の確認及び S A F E R コードの妥当性確認を目的に行われた。図 4-24 に系統図を示す。

4.4.1 解析条件

表 4-4 に S A F E R コードによる実験解析の対象とした F I S T - A B W R 実験ケース及び条件を示す。解析は、炉心スプレイ (C S) 配管の完全破断 (Run No. 1) , 主蒸気 (M S) 配管の完全破断 (Run No. 2) , 給水 (F W) 配管の完全破断 (Run No. 3) 及び圧力容器底部 (B B) の 80cm² 相当配管破断 (Run No. 4) を模擬した 4 ケースについて実施した。

図 4-25 に F I S T - A B W R 実験装置の圧力容器内領域と実験解析で用いた S A F E R コードのノード分割を示す。S A F E R コードでは圧力容器を 8 つの熱水力ノードに分割している。ノード 3 の模擬燃料集合体は、ボイド分布を解析するため、さらに、軸方向に細分化した。分割数は、有効発熱部を 5 分割とし、その上下の非加熱部を含めて全 7 分割とした。

破断流量及び A D S 流量は均質臨界流モデルを用いて計算した。また、E C C S の起動と M S I V 閉止はダウンカマ領域の水位信号を用いた (主蒸気配管の完全破断 (Run No. 2) を除く)。

4.4.2 解析結果

S A F E R コードによる F I S T - A B W R 実験解析の結果について説明する。表 4-5 には、主要な事象の発生時刻を実験データと S A F E R 解析結果を比較して示している。また、図 4-26 から図 4-33 には、実験結果と S A F E R 解析結果の比較を、蒸気ドーム圧力、破断流量、ダウンカマ領域水位、シュラウド内水位及び燃料被覆管温度について示す。

(1) 蒸気ドーム圧力

図 4-26 及び図 4-27 に蒸気ドーム圧力変化を示す。

C S 配管破断実験は、ダウンカマ領域の水位低信号により M S I V が閉止する約 80 秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。M S I V 閉止後に圧力が上昇するが、約 150 秒での A D S 作動により急速減圧する。

S A F E Rコードは，MS I V閉止後わずかに圧力を高めに評価しているが，A D S作動による減圧過程全体を通して実験と良く一致している。

MS配管破断実験は，破断後直ちに減圧するが，MS I Vが約3秒で閉止すると，冷却材流出流量は破断配管1本のみ減少するため，圧力は上昇している。しかし，約5秒以降はバンドル出力の低下により単調に減少する。減圧過程では減圧沸騰，HPFLサブクール水の注入による蒸気凝縮が発生しているが，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。また，図4-28に破断流量変化を示す。S A F E R解析結果は実験結果と良く一致している。

FW配管破断実験についても，S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測している。実験では，破断後の減圧に伴い約40秒で下部プレナムの沸騰により減圧が緩やかになり，HPFLの注入による蒸気凝縮により減圧が加速している。S A F E Rコードはこれらの挙動を再現している。

BB (80cm²相当)配管破断実験は，MS I V閉止する約52秒までは圧力制御されるため圧力は維持されている。MS I V閉止後に圧力が上昇するが，HPFL及びHPCSの注水により圧力上昇は抑制され，約98秒でADSが作動すると急速に減圧する。S A F E Rコードは実験の圧力挙動を良く予測しており，特に，ADS作動後の減圧過程は実験と良く一致している。

(2) ダウンカマ領域水位

図4-29及び図4-30にダウンカマ領域の水位変化を示す。

CS配管破断実験とBB (80cm²相当)配管破断実験については，ADSが作動する前の水位変化を比較して図4-29に示す。実験結果とS A F E R解析結果は非常に良く一致していることから，水位低信号によって作動しているMS I V，ECCSの起動のタイミングも良く合っている。

MS配管破断については，S A F E RコードはHPFLが注入を開始するまでは実験結果を良く再現している。実験ではダウンカマ上部でCCFL現象が発生しており，これにより注入されたHPFL水がダウンカマ上方に維持され水位を形成している。このような現象はS A F E Rコードではモデル化されていないため，実験結果と解析結果に差が生じている。しかし，ダウンカマ上部でのCCFL現象はFIST-ABWR固有の現象であり，実機においては発生しないので特に問題とはならない。

FW配管破断実験については，実験結果に対してS A F E Rコードが水位を高めに予測している。これは，実験結果はコラプス水位であるのに対して，S A F E R解析結果は二相水位を示しているためである。

(3) シュラウド内水位

図 4-31 に C S 配管破断実験及び B B (80cm² 相当)配管破断実験のシュラウド内のバンドル及び上部プレナム (図 4-25 における領域 3 及び領域 5) の水位変化を示す。

C S 破断実験の上部プレナム水位は, A D S 作動前に C S 破断位置まで低下し, 破断位置が露出する。A D S 作動により急速減圧すると, 沸騰により二相水が上部プレナムに流入するため一時的に二相水位は増加するが, 水位は再び低下して約 300 秒で C S 破断位置が露出する。A D S 作動及び破断位置の露出のタイミングは S A F E R コードで良く予測している。A D S 作動後の水位変化において, S A F E R コードの解析結果が高めとなっている部分があるが, 水位変化の全体挙動は一致していると言える。なお, バンドル内は常に二相水で満たされており, S A F E R コードも同じ結果となっている。

B B (80cm² 相当) 配管破断実験の上部プレナム水位は, M S I V 閉止後のシステム圧力上昇によりボイド率が減少するため低下するが, H P C S 注水により上昇し, さらに A D S 作動による減圧沸騰により二相水が増加して満水となる。この間, バンドル内は常に二相水で満たされている。S A F E R コードはこれらの挙動を良く予測している。

M S 配管破断実験と F W 配管破断実験については, バンドル内は全期間にわたり二相水で冠水されており, また, 上部プレナム領域も二相水で満水である。このため, シュラウド内に水位は形成されない。

(4) 燃料被覆管温度

実験では, 4 ケースのいずれもバンドル内が二相水位で冠水維持されているため燃料被覆管温度上昇はなく, システム圧力に対する飽和温度近傍を維持している。S A F E R 解析結果も実験結果を良く再現している。図 4-32 に C S 配管破断, また, 図 4-33 に B B (80cm² 相当)配管破断の燃料被覆管温度変化の比較を示す。

4.4.3 まとめ

以上より, A B W R プラントの L O C A 模擬実験である F I S T - A B W R の炉心スプレイ配管, 主蒸気配管, 給水配管の破断実験及び压力容器底部配管破断実験について, S A F E R コードによる実験解析を行い, S A F E R コードが A B W R プラントに対しても適用可能であることを確認した。

- ・ 4 つの異なる L O C A 実験における模擬バンドルは二相水位により冠水が維持され, 模擬燃料棒はヒートアップすることなく, 冷却材の自然循

環により冷却された。S A F E Rコードはこれらの4つの実験の挙動を予測できた。

- S A F E RコードはA B W RのL O C A事象の圧力変化の全体的な傾向を予測できることを確認した。
- S A F E Rコードはダウンコマ領域の水位変化を良く予測したことにより、M S I V閉止、E C C S注水及びA D S作動のタイミングを正しく取り込むことができた。

また、F I S T-A B W RにおけるM S 配管破断の実験結果 (Run No. 2) は、実機の有効性評価事象で想定される原子炉急速減圧過程と類似している。このような過渡変化に対してS A F E Rコードの適用性が確認されたことから、実機の有効性評価解析にもS A F E Rコードを適用できると考える。

表 4-4 SAFERコードによる実験解析の対象とした FIST-ABWR 実験条件

Run No. 条件	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断位置	炉心スプレ イ(CS)配管	主蒸気(MS) 配管	給水(FW) 配管	圧力容器 底部(BB)
破断面積 (%)	100	100	100	80cm ² 相当
作動 ECCS	1HPCS+ADS	2HPFL+ADS	2HPFL+ADS	1HPCS+2HPFL +ADS
初期出力 (MW)	約 4.6	約 4.6	約 4.6	約 4.6
初期ドーム圧力 (MPa[gage])	7.32	7.29	7.30	7.31

表 4-5 FIST-ABWR 実験における主要事象の発生時刻

(実験データ/SAFER 解析結果, 単位: s)

Run No. 事象	1 (CSLB)	2 (MSLB)	3 (FWLB)	4 (BB(80cm ²))
破断発生, 給水流量 及び再循環ポンプ停 止, バンドル出力変 化開始	0/0	0/0	0/0	0/0
破断位置露出(FWLB)	—	—	6/7	—
M S I V 閉止	80/80	3/3	10/10	52/52
HPFL-1 注入開始	不作動仮定	37/37	127/126	62/63
HPFL-2 注入開始	不作動仮定	37/37	217/217	87/89
HPCS-2 注入開始	119/113	不作動仮定	不作動仮定	87/89
破断位置露出(CSLB)	119/113	—	—	—
ADS 作動	150/157	—	—	98/102
破断位置露出(CSLB)	300/300	—	—	—

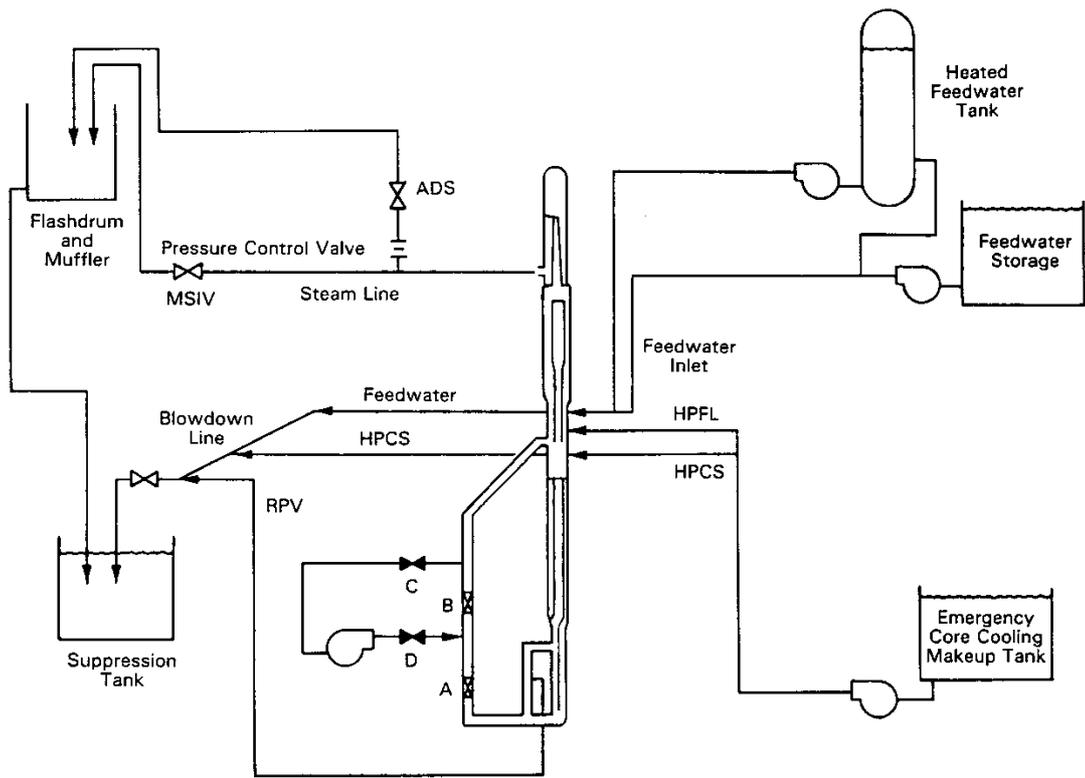


図 4-24 FIST-ABWR 系統図

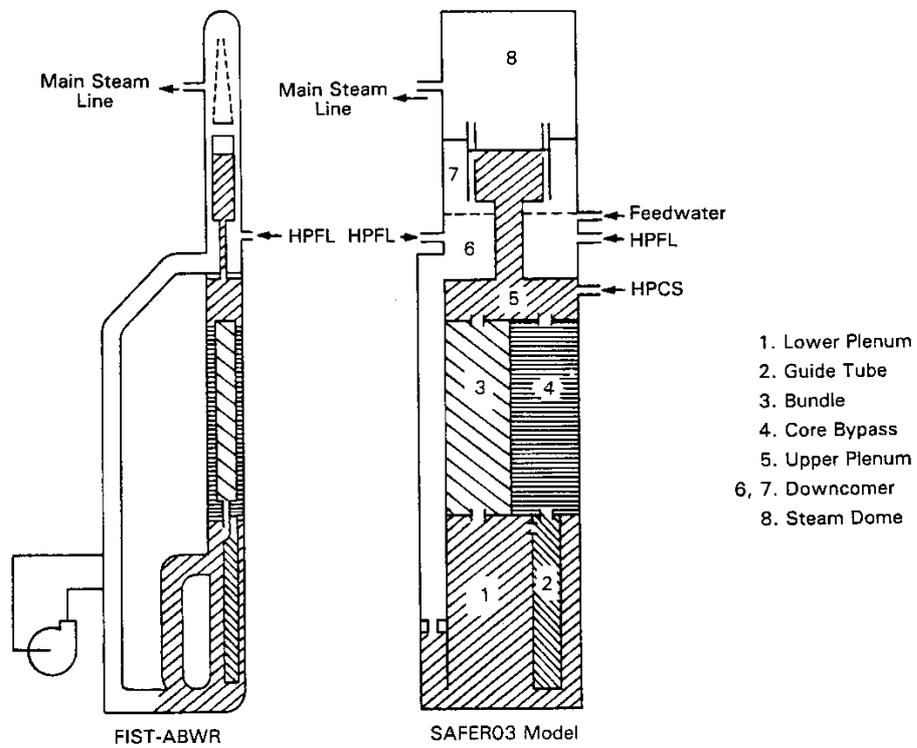


図 4-25 FIST-ABWR 実験解析ノード分割図

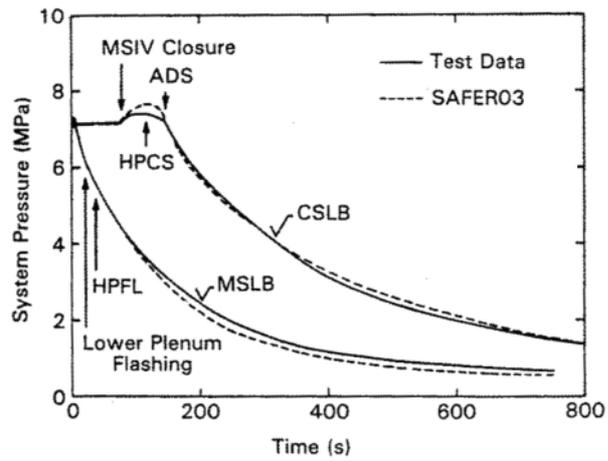


図 4-26 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, MS 配管破断)

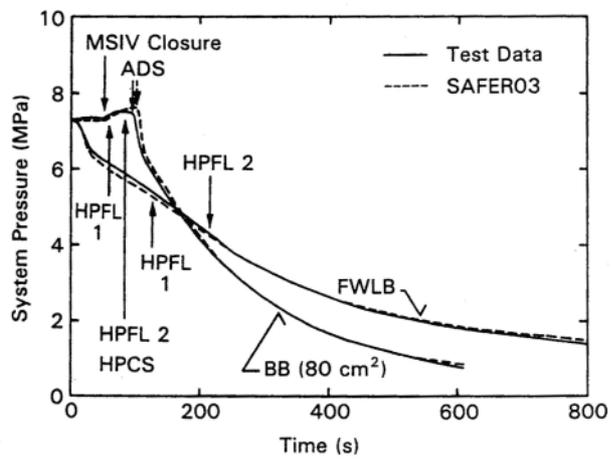


図 4-27 蒸気ドーム圧力変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, BB(80cm²)破断)

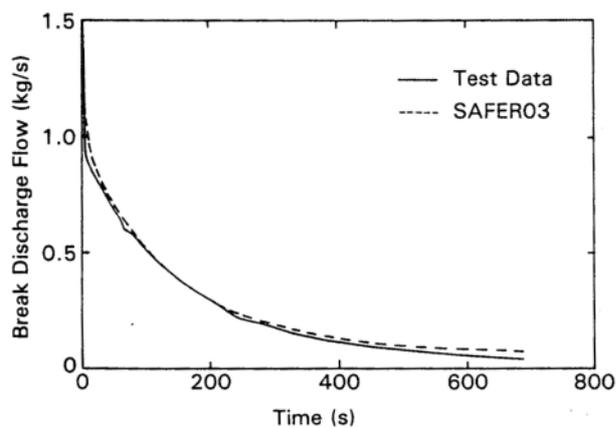


図 4-28 破断流量変化 (FIST-ABWR, MS 配管破断)

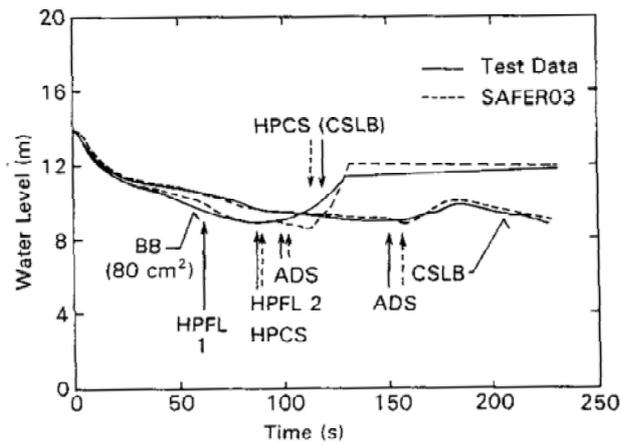


図 4-29 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

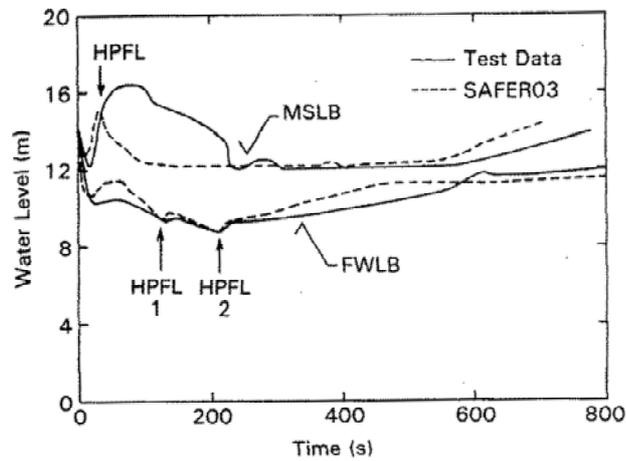


図 4-30 ダウンコマ領域水位変化 (FIST-ABWR, FW 配管破断, MS 配管破断)

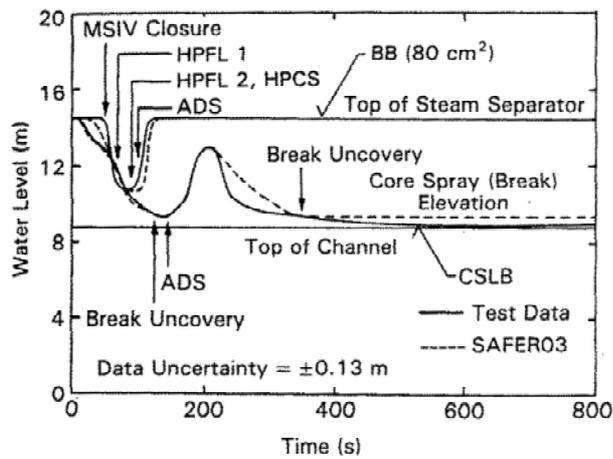


図 4-31 シュラウド内水位変化 (FIST-ABWR, CS 配管破断, BB (80cm²) 破断)

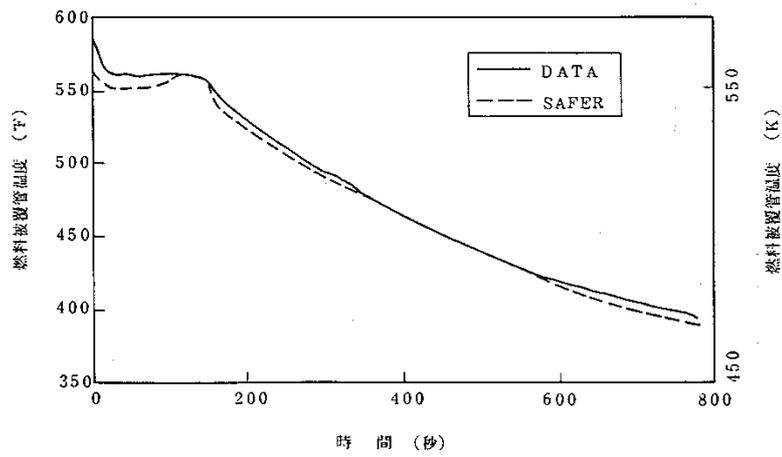


图 4-32 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, CS 配管破断)

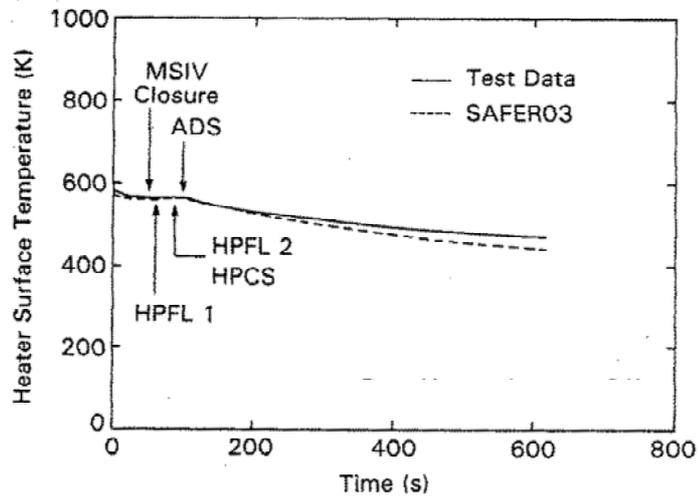


图 4-33 燃料被覆管温度变化 (FIST-ABWR, BB (80cm²) 破断)

4.5 実機解析への適用性

4.5.1 重要現象への適用性

SAFERコードによる実験解析結果と主要な実験結果の比較を表 4-6 に示す。また、図 4-34 に燃料被覆管最高温度の比較を示す。

以下に、SAFERコードの重要現象への適用性の妥当性確認について述べる。

(1) 炉心水位（沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果）

TBL，ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが炉心の二相水位を良く予測することを確認した。炉心が露出する事象についての炉心再冠水時刻を遅く評価する傾向にあるが，その差は，表 4-6 に示すように±0～+54 秒と小さい。

したがって，炉心露出及び再冠水のタイミングを良く予測し，沸騰・ボイド率変化，及び気液分離・対向流に適用できる。

(2) 燃料被覆管温度（燃料棒表面熱伝達，気液熱非平衡）

TBL及びROSA-Ⅲの実験解析により，SAFERコードが噴霧流熱伝達モデルに Sun-Saha の式を用いているため，炉心露出時の熱伝達係数を低く予測し，燃料被覆管温度を高く予測していることを確認した。PCTは表 4-6 に示すように+10℃～+150℃程度高めに評価する。なお，スプレイ冷却のない実験結果では，+50℃程度高めに評価する。

したがって，SAFERコードは燃料棒表面熱伝達に適用できる。

(3) 原子炉圧力（冷却材放出，沸騰・凝縮・ボイド率変化）

TBL，ROSA-Ⅲ及びFIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが系の圧力変化及び圧力容器の水位変化を良く予測することを確認した。

したがって，冷却材放出，及び沸騰・凝縮・ボイド率変化に適用できる。

(4) 原子炉水位（沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流）

FIST-ABWRの実験解析により，SAFERコードが原子炉水位（ダウンカマ領域水位）の低下を良く予測し，水位低下によるMSIVの閉止，ECCSの起動のタイミングを予測できることを確認した。ECCS起動のタイミングは表 4-5 に示すように，-6 秒～+7 秒の範囲で実験結果と一致している。

したがって，沸騰・凝縮・ボイド率変化及び気液分離・対向流に適用できる。

4.5.2 実験装置のスケーリング及びECCS構成の異なるプラントへの適用性

S A F E Rコードの妥当性確認に使用したT B L, R O S A - III及びF I S T - A B W R実験装置は, 表 4-7 に示すように, それぞれ実機を縮尺模擬し, 実機と同等のE C C S構成としている。

実験装置と実機の差異については, 特に, 燃料集合体の体数と軸方向長さ及びE C C S構成が重要と考えられるため, これらについて, 実験結果の実機適用性についての考え方を以下に述べる。

(1) 燃料集合体の体数及び軸方向長さの影響

T B Lは熱出力 3293MW, 燃料集合体 764 体を装荷したB W Rを対象としており, 出力の異なる複数の燃料集合体が存在する系において, E C C Sの作動及び炉心の温度上昇に密接に関連する原子炉圧力及び原子炉水位の変化を実時間で模擬することを目的として設計されている。このため, T B Lは電気加熱の実寸大模擬燃料集合体 2 体を用い, 原子炉圧力容器内の熱水力挙動を模擬するために各領域の容積, E C C S注水量を実機の燃料集合体数との比 (2/764) で縮尺模擬している。また, 原子炉圧力容器及び内部構造物の寸法は, 事故後の原子炉水位変化を実時間で模擬するようジェットポンプ下端から気水分離器下端までの高さ方向の長さを実機と同一としている。

T B L実験では低出力燃料集合体と高出力燃料集合体の熱水力挙動の差異, いわゆる多チャンネル効果が現れた。減圧過程において, 高出力燃料集合体では下部プレナムより集合体内に吹上げる蒸気流量が大きく気液上昇流を生じ, 低出力燃料集合体では蒸気流量が少ないため集合体上部からの落下水が多くて気液対向流になり流動分離が生じていることが差圧計測より推定された。この流動様式の差異は, 別途行われた, 実機の炉心シュラウド内を実寸大で分割模擬した実規模多チャンネルの再冠水システム実験⁽³¹⁾の結果でも確認されている。

したがって, T B LはB W Rの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり, 実験解析で得られた結論はB W Rへ適用できると考える。

R O S A - III及びF I S T - A B W Rの基本的なスケーリングの考え方はT B Lと同様であり, 実機のL O C A時の炉内熱水力挙動を実時間で模擬することを目標として設計されている。R O S A - IIIは燃料集合体 848 体からなる熱出力 3800MWのB W Rの炉心を実機の 1/2 の軸方向長さの電気加熱の燃料集合体 4 体で模擬しており, 各部の体積は実機の 1/424 となっている。R O S A - III実験結果の実機適用性に関しては, R O S A - III

実験とBWRのLOCAの熱水力挙動との類似性が主要なROSA-III実験に対して確認されている⁽³²⁾。ROSA-III実験データと計算コードによるROSA-III及びBWR両体系の解析結果をもとに評価が行われ、小破断LOCAについても、圧力挙動、流動挙動、炉心水位挙動及び燃料棒表面温度挙動について、基本的挙動を良く模擬していることが確認されている⁽³³⁾。また、炉心の軸方向長さは実機の1/2であるが、シュラウド内側と外側の相対的な高さと容積の関係を良く模擬していることから、全炉心露出及び再冠水に要する時間は、実機の結果と一致している。

したがって、ROSA-IIIはBWRの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり、実験解析で得られた結論はBWRへ適用できると考える。

また、FIST-ABWRは燃料集合体872体からなる熱出力3926MWのABWRの炉心を電気加熱の実寸大模擬燃料集合体1体で模擬しており、各部の体積は実機の1/872となっている。したがって、実験は実寸大模擬燃料集合体1体を用いた炉心の平均的な挙動を示している。ABWRは設計基準事故時には炉心が冠水維持される設計になっており、炉心が露出、再冠水する過程がないため炉心の三次元的流動様式の差異は重要ではない。なお、ABWRで炉心露出が発生する場合は、BWRと同様の炉心ヒートアップが発生するため、前述のTBL及びROSA-IIIにおける実験結果が適用できると考える。

したがって、FIST-ABWRはABWRの事故後の熱水力挙動を模擬することが可能であり、実験解析で得られた結論はABWRへ適用できると考える。

(2) ECCS構成の影響

TBL及びROSA-IIIは外部再循環系及びジェットポンプを有するプラントを模擬し、また、ECCSは炉心上部に注水する炉心スプレイ系(HPCS及びLPCS)、炉心バイパス部に注水するLPCIで構成するECCSを模擬しており、実プラントの構成と相違はない。

また、ABWR実プラントは炉心上部に注水する高圧炉心注水系(HPCF)、原子炉隔離時冷却系(RCIC)及び低圧注水系(LPFL)で構成されるが、FIST-ABWRは炉心上部に注水する高圧炉心スプレイ系(HPCS)とダウンコマ部に注水する高圧注水系(HPFL)で構成されており、実プラントと相違する。しかし、原子炉内注水位置は同等であることから、HPCFとHPCSの相違、LPFLとHPFLの相違は原子炉内保有水の分布の観点からは問題にならない。したがって、実機解析へ適用できると考える。

なお、ABWRの設計基準事故解析及びFIST-ABWR実験では、炉心が冠水維持され、炉心のヒートアップはない。しかし、有効性評価解析では炉心が露出し、燃料被覆管温度が上昇する。ABWRにおいて炉心が露出し、燃料被覆管温度が上昇する事象については、炉心の熱水力的挙動はBWRの中小LOCAの挙動と同様と考えられる。ABWRは低圧注水系が炉心シュラウド外のダウンコマ部に注水されるが、冷却水は炉心下部プレナムに流入し、さらに燃料集合体下部より燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。これは、低圧注水系が炉心シュラウド内に注水されるBWRも同様であり、炉心バイパス領域の上部に注水された冷却水はバイパス部に蓄積し、燃料集合体下部より燃料集合体内に流入して炉心を再冠水冷却する。したがって、BWRの炉心ヒートアップ挙動を模擬した実験結果により妥当性を確認されたSAFERコードは、ABWRの炉心露出及びヒートアップ解析にも適用できると考える。

4.5.3 実機解析（9×9燃料）への適用性

SAFERコードの妥当性確認に使用したTBL, ROSA-III及びFIST-ABWR各実験の模擬燃料集合体は、表4-7に示すとおり、いずれも実機の8×8燃料集合体を模擬している。一方、実機の有効性評価解析は、9×9燃料を装荷した炉心について解析、評価していることから、SAFERコードの9×9燃料への適用性について以下に述べる。

SAFERコードの熱水力モデル及び炉心ヒートアップモデルは、3.3節に述べたように、一般的な式を用いている。また、9×9燃料は従来燃料との共存性を考慮して、従来の炉型でも使用し得るよう燃料集合体の改良が行われており、燃料の相違による熱水力的特性の差は小さい。したがって、SAFERコードを9×9燃料に適用する場合は、添付1に示した解析条件のうち、燃料及び炉心に係るデータを9×9燃料及び炉心の設計に基づいて適切に入力することにより、その炉心の長期間の原子炉内熱水力過渡変化を適切に評価することができる。

なお、燃料の相違により変更する具体的な解析条件を、添付1より抜粋して表4-8に示す。9×9燃料(A型)は、燃料集合体の有効燃料長下端から約2/3の高さまで部分長燃料棒が存在するため、燃料集合体の水力等価直径と流路面積は、部分長燃料棒上端の上下で変化する。この影響として、部分長燃料棒上端より上の領域では、空間が存在するため流速が低下して熱伝達率が低下する可能性が考えられる。SAFERコードは、炉心(全燃料集合体)の水力等価直径と流路面積を軸方向で一様としてモデル化してい

るため、9×9燃料(A型)装荷炉心の解析に際しては、部分長燃料棒上端より上の領域の水力等価直径と流路面積で代表している。炉心の水力等価直径と流路面積の入力データの解析結果への影響は小さいが、部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表する場合の方が水力等価直径が大きくなり、その結果として炉心露出時の蒸気単相熱伝達係数を小さめに見積もるように取り扱っている。一方、部分長燃料棒上端より上の領域の形状で代表した場合、過渡時の燃料集合体の圧力損失が低減され、炉心流量が増加する傾向になると考えられるが、炉心冷却上、その影響は小さい。

4.5.4 まとめ

以上より、本章に記載している妥当性確認結果は、ECCS構成等の異なるBWRプラント共通の妥当性確認として適用性を有するとともに、実機BWRの有効性評価解析に適用できると言える。

なお、有効性評価解析における原子炉内ノード分割は、LOCAと同様の物理現象が想定されることから、BWRのLOCA模擬実験解析と同様の分割とする。また、有効性評価解析が対象とするシーケンスでは、炉心露出による燃料被覆管のヒートアップの可能性があるため、炉心及び高出力燃料集合体に関しては軸方向にさらに細分化し、有効発熱部を10分割、その上下の非加熱部を含めて全12分割とする。

表 4-6 S A F E Rコードによる実験解析結果と実験結果の比較⁽²²⁾

実験		最高温度(°C)		最高温度時刻(s)		再冠水時刻(s)	
		実験	解析	実験	解析	実験	解析
TBL	(1)	446	599	135	152	162	165
	(2)	533	591	524	536	550	604
	(3)	351	421	134	143	156	167
	(4)	598	654	612	620	668	722
ROSA-III	(1)	511	612	119	136	171	182
	(2)	559	581	133	135	177	182
	(3)	644	674	190	184	210	210
	(4)	573	627	336	328	366	368
	(5)	566	594	410	383	440	447
	(6)	531	542	531	512	548	553
	(7)	364	382	696	691	734	738
FIST-ABWR	(1)	温度上昇なし	温度上昇なし	—	—	露出なし	露出なし
	(2)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(3)	同上	同上	—	—	同上	同上
	(4)	同上	同上	—	—	同上	同上

表 4-7 実験装置のスケーリング及びE C C S構成

項目	TBL	ROSA-III	FIST-ABWR
模擬した プラント	BWR 熱出力 3293MW 集合体数 764 体 HPCS/LPCS/LPCI	BWR 熱出力 3800MW 集合体数 848 体 HPCS/LPCS/LPCI	ABWR 熱出力 3926MW 集合体数 872 体 HPCF/LPFL/RCIC
実験装置	体積比：2/764 熱出力：約 10MW 集合体数：8×8 燃料 2 体（実寸大） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/424 熱出力：約 4MW 集合体数：8×8 燃料 4 体（1/2 長） HPCS/LPCS/LPCI	体積比：1/872 熱出力：約 4.6MW 集合体数：8×8 燃料 1 体（実寸大） HPCS/HPFL

表 4-8 燃料の相違により変更する S A F E R 解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	冷却材体積	炉心
	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部タイプレート
圧力損失データ	炉心	
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化	
	炉心崩壊熱時間変化	
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数	
	燃料棒配列	
	燃料棒ピッチ	
	燃料棒有効長	
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚	
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット直径	
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）	
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）	
	燃料ペレット径方向出力分布	
	燃料棒最大線出力密度	
	燃料棒軸方向出力分布	
	局所出力ピーキング	
	燃料集合体断面平均燃焼度	

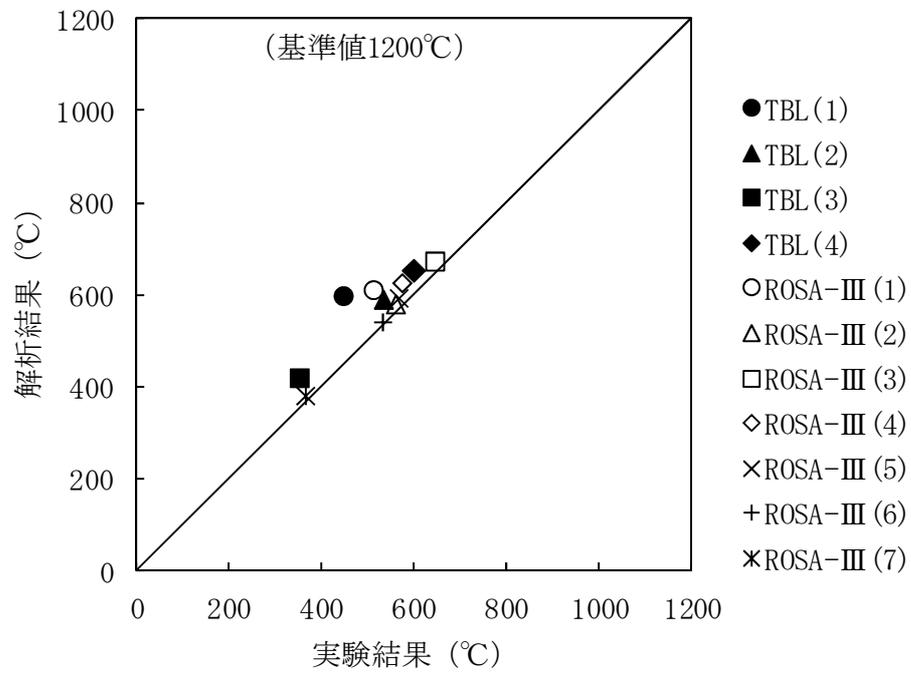


図 4-34 燃料被覆管最高温度の比較⁽¹⁵⁾

5. 有効性評価への適用性

4章に記載した実験解析を踏まえ、重要現象についての不確かさ、及びその不確かさが評価指標の観点と運転員操作の観点から有効性評価解析へ与える影響について表 5-1 にまとめた。以下にその不確かさについて記述する。

5.1 不確かさの取扱いについて（評価指標の観点）

S A F E Rコードで取り扱う評価指標は、燃料被覆管温度であるため、燃料被覆管温度への重要現象の不確かさの影響について以下に記載する。

(1) 崩壊熱

崩壊熱は信頼性の高い評価モデルと最確条件を包絡できる条件を使用し、大きくするように評価した値をS A F E Rコードの入力として使用しているため、有効性評価では燃料被覆管温度を高く評価する。

(2) 燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移，気液熱非平衡

燃料棒表面熱伝達，沸騰遷移及び気液熱非平衡については、実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて高めに評価することから、有効性評価解析においても燃料被覆管温度は高めに評価される。

(3) 燃料被覆管酸化

燃料被覆管の酸化量の計算は、燃料被覆管温度が高温となる場合に酸化量，酸化反応熱を高めに評価する Baker-Just の式を適用しているため、燃料被覆管温度は高めに評価される。

(4) 燃料被覆管変形

燃料被覆管温度計算と燃料棒内圧の計算から、内圧による応力が破裂限界応力を超えた場合には、燃料被覆管が破裂を起こすとみなし、燃料被覆管の内側にもジルコニウム-水反応を計算する。破裂を判定する限界応力は、図 3-10 に示したように、実験データのベストフィット曲線を仮定し、現実的な条件としている。

(5) 沸騰・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流，三次元効果

炉心の二相水位は，解析結果に重畳する水位振動成分を除いて，実験結果と概ね同等の結果が得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。また，低圧代替注水系の注水による炉心内の二相水位変化に起因する燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは $20^{\circ}\text{C}\sim 40^{\circ}\text{C}$ 程度である（添付5参照）。

なお，原子炉圧力の評価において，炉心スプレイを用いる一部の実験解析では実験結果に比べて圧力低下を早めに予測する不確かさがあるが，有効性評価解析では炉心スプレイは使用されないため考慮する必要はない。

(6) 冷却材放出（臨界流・差圧流）

S R Vからの冷却材流出については，設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため，不確かさの影響はない。破断口からの冷却材流出は，実験データと良く一致する現実的な臨界流モデルを適用しており，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

冷却材圧力変化については，原子炉注水系の注水開始時間や流量に影響するが，圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果得られていることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

(7) E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）

E C C S注水（給水系・代替注水設備含む）の原子炉注水については，各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており，実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え，燃料被覆管温度を高め評価する。

(8) 沸騰・凝縮・ボイド率変化，気液分離（水位変化）・対向流

シュラウド外水位については，二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく，質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分であることから，有効性評価解析における燃料被覆管温度への影響は小さい。

以上より，重要現象の不確かさは，燃料被覆管温度を過大評価又は過大評価する方向に寄与し，有効性評価解析は評価指標の観点で厳しい評価となっている。

5.2 不確かさの取扱いについて（運転操作の観点）

S A F E Rコードで取り扱う運転操作は、S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S又は代替注水系を使用した原子炉注水操作、注水停止操作である。これらの運転操作へのコードの不確かさの影響を以下に記載する。

(1) 運転操作の起点への影響

S R Vを使用した原子炉減圧操作及びE C C S、代替注水設備を使用した原子炉注水操作は、代替電源あるいは代替注水設備の準備が完了したタイミング又は原子炉水位低信号の発信を起点に実施する。代替電源あるいは代替注水の準備の完了のタイミングは訓練実績等に基づく時間に余裕をみて設定されるため、不確かさの影響は安全側に評価される。また、原子炉水位低信号の発信はE C C S起動用設定水位を採用しており、事象発生後の原子炉水位の低下過程で発信される。事象発生後の原子炉水位変化は崩壊熱及び臨界流モデルの不確かさの影響があるが、これらの評価モデル及び評価条件の選定には信頼性の高い評価モデル及び現実的な評価条件を採用しているため、不確かさの影響は小さい。

なお、燃料被覆管の破裂判定に対しては、ベント操作への影響が考えられるが、ベント開始タイミングまでの時間的余裕が十分あることから、コードの不確かさが運転操作の可否に影響することはない。

また、解析上の取扱いとして、破裂判定は燃料被覆管温度が最も高くなる燃料集合体の値を代表として用いるが、現実的な炉心における燃焼度の分布を踏まえると、その影響はさらに小さくなる。

(2) 運転操作後の影響

原子炉減圧操作後は、原子炉圧力変化に対応して原子炉への注水が行われ、原子炉水位の回復及び維持がなされる。その後、注水系の停止、再起動等の運転操作が考えられるが、原子炉圧力が低下し、かつ、原子炉水位が維持された状態であるため、コードの不確かさはその後の運転操作の可否に影響しない。

表 5-1 重要現象の不確かさ (1/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (核)	崩壊熱	崩壊熱モデル	入力値に含まれる。最確条件を包絡できる条件を設定することにより崩壊熱を大きくするよう考慮している。	崩壊熱を大きく設定するため、燃料被覆管温度を高く評価する。
炉心 (燃料)	燃料棒表面熱伝達、沸騰遷移	燃料棒表面熱伝達モデル	TBL, ROSA-IIIの実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+50℃程度高めに評価する。また、低圧代替注水系による注水での燃料棒冷却過程における蒸気単相冷却又は噴霧流冷却の不確かさは20℃～40℃程度である。	実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから、有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管酸化	ジルコニウム-水反応モデル	燃料被覆管温度が高温になる程酸化量及び発熱量を大きく評価するモデルを採用し、保守的な結果を与える。	燃料被覆管温度を高く評価する。
	燃料被覆管変形	膨れ・破裂評価モデル	膨れ・破裂は、燃料被覆管温度と円周方向応力に基づいて評価され、燃料被覆管温度は上述のように高めに評価され、円周方向応力は燃焼期間中の変化を考慮して燃料棒内圧を大きく設定し保守的に評価している。従って、ベストフィット曲線を用いる場合も破裂の判定は概ね保守的となる。	破裂発生前の燃料被覆管の膨れ及び破裂発生の有無は、伝熱面積やギャップ熱伝達係数、破裂後のジルコニウム-水反応熱に影響を与え、燃料被覆管最高温度及び酸化割合に影響を与えることとなる。解析コードでは、前述の判定を行うための燃料被覆管温度を高めに評価することから、概ね保守的な結果を与えるものと考ええる。

表 5-1 重要現象の不確かさ (2/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
炉心 (熱流動)	沸騰・ボイド率変化, 気液分離 (水位変化)・対向流, 三次元効果	二相流体の流動モデル	<p>TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において、二相水位変化は解析結果に重畳する水位振動成分を除いて、実験結果と概ね同等の結果が得られている。低圧代替注水系の注水による燃料棒冷却（蒸気単相冷却又は噴霧流冷却）の不確かさは20℃～40℃程度である。</p> <p>また、原子炉圧力の評価において、ROSA-IIIでは2MPaより低い圧力で系統的に圧力低下を早めに予測する傾向を呈しており、解析上、低圧注水系の起動タイミングを早める可能性が示される。しかし、実験で圧力低下が遅れた理由は、水面上に露出した上部支持格子等の構造材の温度が燃料被覆管からの輻射や過熱蒸気により上昇し、LPCSスプレイの液滴で冷却された際に蒸気が発生したためであり、低圧注水系を注水手段として用いる本事象シーケンスでは考慮する必要のない不確かさである。このため、燃料被覆管温度に大きな影響を及ぼす低圧代替注水系の注水タイミングに特段の差異を生じる可能性はないと考えられる。</p>	<p>炉心内の二相水位変化を概ね同等に適切に評価することから、有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。なお、解析に対して実機の注水量が多いため、燃料露出期間が短くなり、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高め評価する。</p>
	気液熱非平衡	燃料棒表面熱伝達モデル	<p>TBL, ROSA-IIIの実験解析において、熱伝達係数を低めに評価する可能性があり、他の解析モデルの不確かさともあいまってコード全体として、スプレイ冷却のない実験結果の燃料被覆管最高温度に比べて+10℃～+50℃程度高めに評価する。</p>	<p>実験解析では熱伝達モデルの保守性により燃料被覆管温度を高く評価することから、有効性評価解析でも燃料被覆管温度を高く評価する。</p>

表 5-1 重要現象の不確かさ (3/3)

分類	重要現象	解析モデル	不確かさ	有効性評価解析への影響
原子炉圧力容器 (逃がし安全弁を含む)	冷却材放出 (臨界流・差圧流)	臨界流モデル	TBL, ROSA-III, FIST-ABWR の実験解析において、圧力変化は実験結果と概ね同等の解析結果が得られており、臨界流モデルに関して特段の不確かさを考慮する必要はない。	SRV 流量は、設定圧力で設計流量が放出されるように入力で設定するため、不確かさの影響はない。破断口からの流出は実験結果と良い一致を示す臨界流モデルを適用している。有効性評価解析でも圧力変化を適切に評価し、原子炉への注水のタイミング及び注水流量を適切に評価するため、燃料被覆管温度への影響は小さい。
	沸騰・凝縮・ボイド率変化 気液分離 (水位変化)・対向流	二相流体の流動モデル	下部プレナムの二相水位を除き、ダウンカマの二相水位(シュラウド外水位)に関する不確かさを取り扱う。シュラウド外水位については、燃料被覆管温度及び運転員操作のどちらに対しても二相水位及びこれを決定する二相流動モデルの妥当性の有無は重要でなく、質量及び水頭のバランスだけで定まるコラプス水位が取り扱えれば十分である。このため、特段の不確かさを考慮する必要はない。	シュラウド外水位を適切に評価することから、有効性評価解析では燃料被覆管温度への影響は小さい。
	ECCS 注水(給水系・代替注水設備含む)	原子炉注水系モデル	入力値に含まれる。各系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を使用しており、実機設備仕様に対して注水流量を少なめに与え、燃料被覆管温度を高めめに評価する。	注水特性は、それぞれの系統の設計条件に基づく原子炉圧力と注水流量の関係を入力する。実機設備に対して注入流量を少なめに与えるため、有効性評価解析では燃料被覆管温度を高めめに評価する。

6. 参考文献

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂3, 平成10年5月
- (2) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系解析モデル (SAFE R)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂4, 平成10年5月
- (3) N. Zuber and J. A. Findlay, “Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems”, Trans. ASME J. of Heat Transfer, November 1965.
- (4) J. F. Wilson et al. , “The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture”, Trans. of ANS, 5(1), May 1962.
- (5) G. B. Wallis, “One-dimensional Two-Phase Flow”, McGraw-Hill, New York, 1969.
- (6) M. Murase and H. Suzuki, “Evaluation of Countercurrent Gas / Liquid Flow in Parallel Channels with Restricted Ends”, Nucl. Technol., 68, 408, 1985.
- (7) M. Murase and S. Suzuki, “Countercurrent Gas-Liquid Flow in Parallel Channels Simulating a Boiling Water Reactor Core”, Proc. Japan-U. S. Seminar on Two-Phase Flow Dynamics, No. C3, Lake Placi., New York, 1984.
- (8) F. J. Moody, “Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture”, J. of Heat Transfer, Trans. ASME, Series C, Vol. 87, No. 1, February 1965, PP. 134-142.
- (9) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (10) American Nuclear Society Standard, ANSI/ANS-5.1-1979, American National Standard for Decay Heat Power in Light Water Reactors, ANSI/ANS-5.1-1979, August 1979.
- (11) J. E. Leonard et al. , “Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis”, NEDO-20566-1-A, October 1982.
- (12) F. W. Dittus and L. M. K. Boelter, “Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type”, University of California Publications in Engineering, Vol. 2, 1930.
- (13) H. Nagasaka, “New Japanese Correlations on Core Cooling and CCFL Characteristics during BWR LOCA”, NUREG/CP-0072, Vol. 5, 1985.
- (14) K. H. Sun, J. M. Gonzalez and C. L. Tien, “Calculation of Combined Radiation and Convection Heat Transfer in Rod Bundles Under Emergency Cooling Conditions”, Journal of Heat Transfer, 414, August 1976.

- (15) P. Saha, "A Post-Dryout Heat Transfer Model Based on Actual Vapor Generation Rate in Dispensed Droplet Regime", General Electric Company, NEDE-13443, May 1976.
- (16) H. Nagasaka, K. Yamada, A. Kuwako, "BWR Core Cooling in Refill / Reflood Phase", NUREG/CP-0058, Vol.3, 1984.
- (17) J. G. M. Andersen, "CORECOOL : A Model for the Temperature Distribution and Two-Phase Flow in a Fuel Element under LOCA Conditions", NEDO-21325, July 1976.
- (18) L. Baker and L. C. Just, "Studies of Metal Water Reactions at High Temperatures III. Experimental and Theoretical Studies of the Zirconium-Water Reaction", ANL-6548, 1962.
- (19) A. M. Ross and R. L. Stoute, "Heat Transfer Coefficients Between UO₂ and Zircaloy-2", CRFD-1075, AECL-1552, 1962.
- (20) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-033 訂1, 平成10年2月
- (21) 「沸騰水型原子力発電所 燃料の設計手法について」, 株式会社東芝, TLR-045 改訂1, 平成10年1月
- (22) S. Itoya, H. Nagasaka, K. Moriya and S. Miura, "Overview of SAFER03 Assessment Studies", Journal of Nuclear Science and Technology, 25(3), Mar. 1988
- (23) 「沸騰水型原子炉のLOCA/ECCS解析コード(SAFER)について」, 原子力発電技術顧問会(基本設計) LOCA検討会, 昭和61年7月
- (24) 「軽水型動力炉におけるLOCA時ECCS性能評価コードについて」, 原子炉安全基準専門部会 ECCS性能評価小委員会, 昭和63年4月
- (25) S. Miura, K. Moriya, and T. Sugisaki, "SAFER Qualification by TBL Test Analysis", NUREG/CP-0072, Vol. 5, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Feb. 1986
- (26) S. Itoya and N. Abe, "Analyses of TBL main steam line break test by SAFER03 and TRAC-BD1", Proceedings of Second International Topical Meeting on Nuclear Power Plant Hydraulics and Operations, Apr. 1986
- (27) S. Itoya and N. Abe, "SAFER03 and TRAC-BD1 analyses of TBL experiments on a boiling water reactor loss-of-coolant accident," Nuclear Engineering and Design, 97(3), Nov. 1986
- (28) S. Itoya, J. Otonari and K. Tasaka, "SAFER03 Qualification Against ROSA-III Recirculation Line Break Spectram Tests", NUREG/CP-0072, Vol. 5, U. S. Nuclear Regulatory Commission, Feb. 1986

- (29) S. Itoya, H. Nagasaka and K. Tasaka, "Assessment of SAFER03 Code Using ROSA-III Break Area Spectram Tests on Boiling Water Reactor Loss-of-Coolant Accidents", Journal of Nuclear Science and Technology, 24(8), Aug.1987
- (30) S. Itoya, F. D. Shum, J. Otonari and H. Nagasaka, "Assessment of the SAFER03 computer code using advanced boiling water reactor test data on a loss-of-coolant accident", Nuclear Technology Vol. 80, Mar. 1988
- (31) H. Nagasaka, M. Katoh, S. Yokobori, "18 Degree Sector System Test (ESTA II)", NUREG / CP-0058, Vol. 3, 1984.
- (32) 田坂完二他, "ROSA-IIIにおける BWR 冷却材喪失事故に関する総合模擬実験研究", JAERI 1307, 1987 年 11 月
- (33) 与能本泰介他, "小破断 LOCA における ROSA-III と BWR/6 の相似性の検討", JAERI-M 84-030, 1984 年 2 月

添付 1 解析コードにおける解析条件

添付表 1 (1/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	原子炉熱出力	
	炉心流量	
	主蒸気流量	
	給水流量	
	再循環ポンプ流量	
	原子炉ドーム圧力	
	原子炉水位	
	冷却材体積	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		炉心バイパス
		制御棒案内管
		ダウンカマ
		蒸気ドーム
		主蒸気配管
		再循環配管
原子炉各部の寸法 (圧力容器下端からの高さ)	燃料有効部上端, 下端	
	シュラウドヘッド上端, 下端	
	給水スパージャノズル	
	シュラウドサポートプレート	
	ジェットポンプ上端, 下端	
	気水分離器出口	
	制御棒案内管下端	
	炉心支持板上端	
	チャンネルボックス上端	
	E C C S 注水位置	
	水位計ノズル	
	主蒸気出口ノズル	
	圧力容器頂部	

添付表 1 (2/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件	
定格出力運転条件パラメータ及び幾何形状データ	流路形状データ（各領域の水力的等価直径，流路断面積）	炉心
		上部プレナム
		下部プレナム
		ダウンカマ
		上部タイプレート
		炉心入口オリフィス
		ジェットポンプ入口
	原子炉圧力容器及び内部構造材データ（質量，熱容量，表面積）	圧力容器
		炉心シュラウド
		炉心支持板
		上部格子板
		チャンネルボックス
		制御棒案内管
		制御棒
		気水分離器
		蒸気乾燥器
	圧力損失データ	主蒸気配管
		炉心
		気水分離器

添付表 1 (3/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
炉心データ	炉心核分裂出力時間変化
	炉心崩壊熱時間変化
	燃料集合体数
燃料データ	燃料集合体あたりの燃料棒数
	燃料棒配列
	燃料棒ピッチ
	燃料棒有効長
	燃料被覆管外径，燃料被覆管肉厚
	燃料被覆管物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット直径
	燃料ペレット－燃料被覆管ギャップ条件（ガス圧力，ガス組成，ギャップ熱伝達係数）
	燃料ペレット物性（熱伝導率，比熱，密度）
	燃料ペレット径方向出力分布
	燃料棒最大線出力密度
	燃料棒軸方向出力分布
	局所出力ピーキング
	燃料集合体断面平均燃焼度

添付表 1 (4/4) 解析コードにおける解析条件

分類	解析条件
S R V	段数及び個数
	吹き出し圧力
	吹き出し容量
再循環ポンプ	ポンプ台数
	トリップ設定点
	慣性時定数
主蒸気隔離弁	閉トリップ設定点
	全閉時間
事故収束に重要な機器, 操作関連	E C C S 及び R C I C (自動起動・停止設定点, 作動遅れ時間, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度, 注水・停止手動操作条件)
	代替注水設備 (注水・停止手動操作条件, 台数, 容量, 原子炉注水特性, 冷却水温度)
	自動減圧系 (A D S) (弁個数, 吹き出し圧力, 吹き出し容量, 自動起動設定点, 作動遅れ時間)
	S R V (手動開操作条件, 個数)
事故条件	破断条件 (位置, 口径)
	格納容器圧力

添付 2 相関式, モデルの適用性

I. 平衡均質臨界流モデルの適用性

1. はじめに

炉心損傷防止対策の有効性評価に使用している平衡均質臨界流モデル⁽¹⁾は、二相流を飽和平衡の均質流とみなし、摩擦を考慮しない单相の臨界流理論を適用したモデルである。本モデルは「ECCS性能評価指針」で使用を認められているものである。

2. 平衡均質臨界流モデルの適用性

平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データとの比較によりその妥当性が確認されている。

(1) 飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-1 に、内田, Fauske, Henry, そして Sozzi らの異なる研究者による飽和水のブローダウン実験結果を示す。これらの実験における管内径は 0.4~1.31 cm (0.158~0.513 in.) である。また, Allemann は、内径 17.3 cm (6.8 in.) までの管を介して容器からのブローダウン実験を行っている。図には、流量が均質に近くなるパイプ長さ 10 cm (4 in.) 以上のデータのみを示す。

図は管入口部が飽和水の場合の臨界流量と入口圧力の関係を示しており、臨界流量は管入口圧力とともに増加する。図には管径、管長の異なる実験データが含まれているが、管長はすべて 10cm 以上であり、管入口付近の非平衡の影響は少ないと考えられ、この場合の臨界流量は実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値と一致している。

(2) 飽和水及び未飽和水のブローダウン実験データとの比較⁽¹⁾

添付図 2-2 は、Henry のブローダウン実験による流出流量であり、長さ 90cm (3 ft) , 内径 0.8 cm (0.313 in.) の管からの流出である。図は、管入口部が飽和水及び未飽和水の状態における臨界流量を管入口部エンタルピに対して示している。管入口部が飽和水及び未飽和水のいずれの状態においても、実線で示す平衡均質臨界流モデルによる計算値は実験データと良い一致を示している。

(3) ノズル形状の影響⁽²⁾

Sozzi らの実験では、管長、管径、管入口・出口形状及び入口サブクール度など臨界流量に対する主要な影響因子の効果が系統的に調べられている。

添付図 2-3 は滑らかな管入口部をもつ直管から流出する臨界流量を管長 L に対して示したもので、臨界流量は管長の増加につれて最初急激に、その後緩やかに減少している。また、図中には各入口クオリティについて、 $L=0$ すなわち管の摩擦がないものとし、熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルによる計算値が示されている。管長が約 5 in. (127mm) の点で計算値と実験値は良く一致し、この点よりも短い場合には管入口部での急激な状態変化により生じる気液間の非平衡のため臨界流量は平衡均質臨界流モデルによる計算値より大きく、一方、この管入口部での非平衡が緩和する約 5 in. (127mm) よりも長い場合には L すなわち管摩擦の影響により臨界流量は小さくなる。

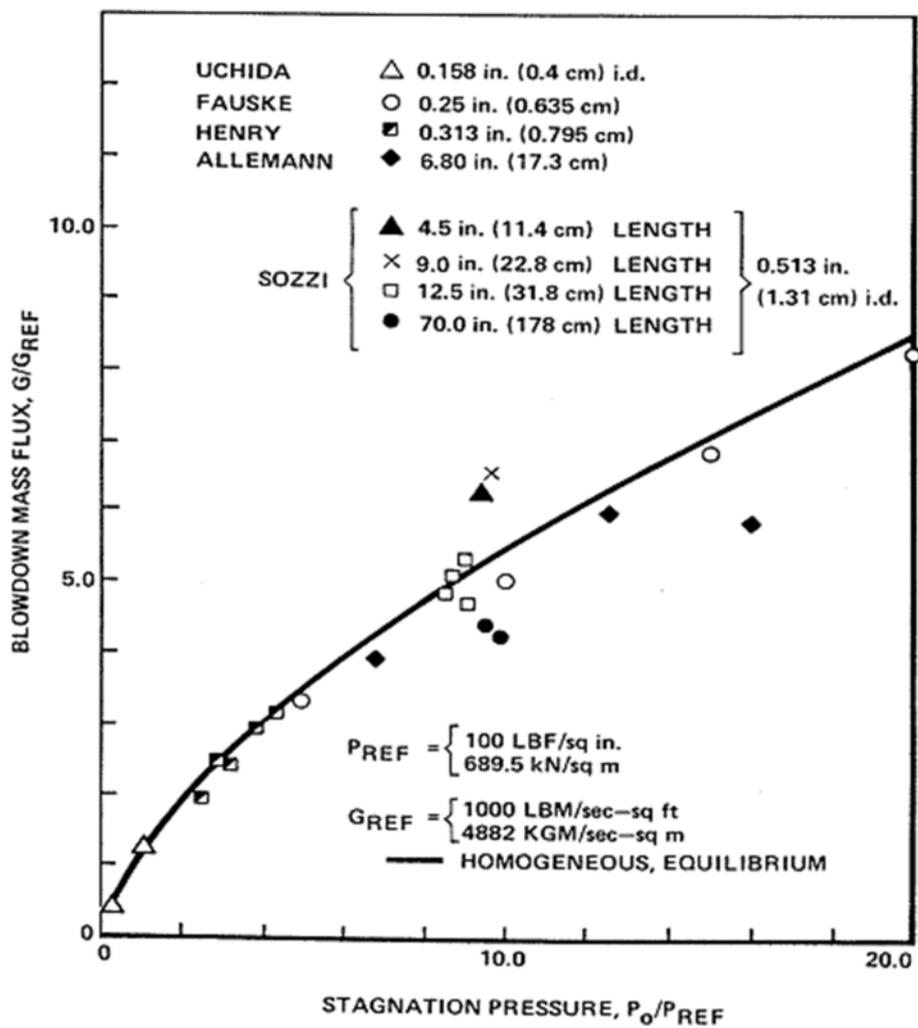
3. まとめ

熱平衡状態を仮定した平衡均質臨界流モデルにより、管入口条件を適用し、容器に接続する管からの冷却材流出流量を予測した。平衡に達するのに十分な長さ（約 5 in. (127mm)）をもつ場合の流出流量は、管入口状態が飽和水及び未飽和水ともに、計算結果と実験データは良く一致しており、流出流量は管入口近傍の均質流により制限されること示している。

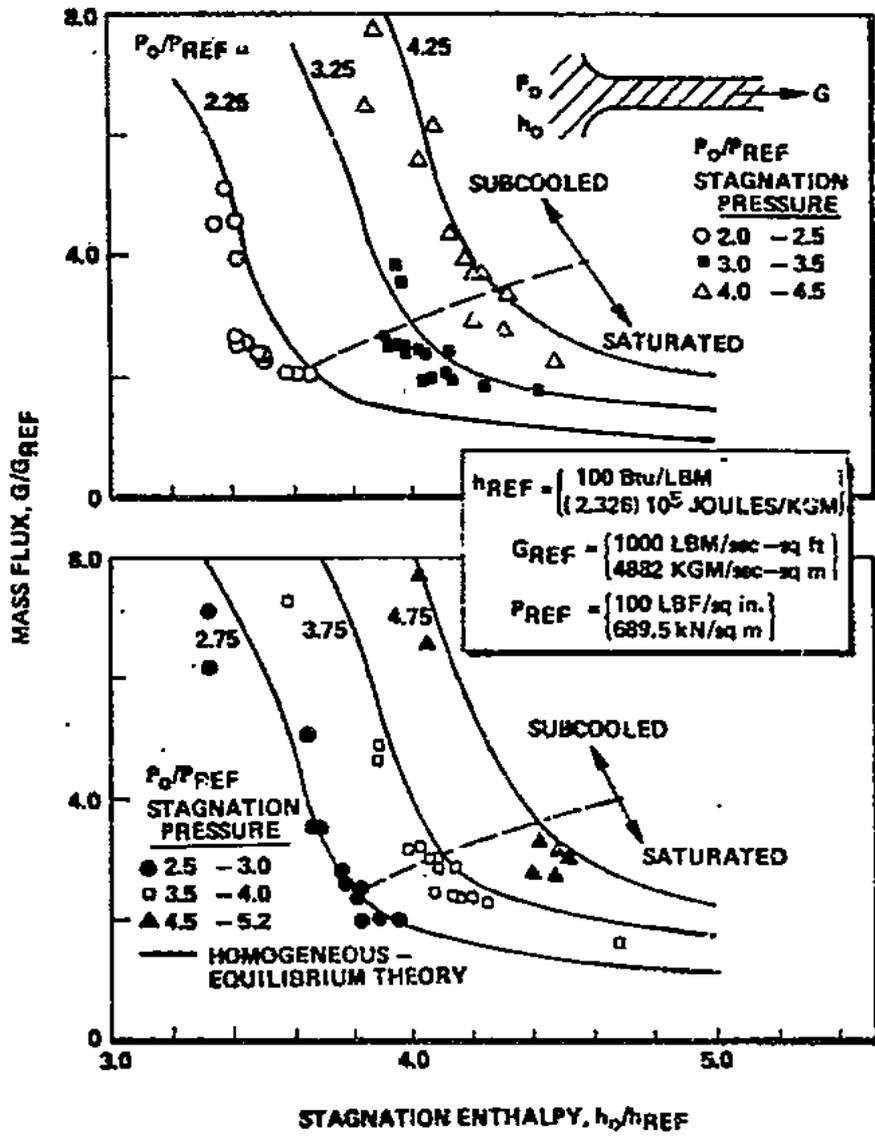
BWR プラントで仮定する破断口及び SRV からの流出流量は、圧力容器ノズル又はノズルに接続する配管を通過し、その長さは 5 in. (127mm) より長い。したがって、管入口付近の非平衡の影響は無視できると考えられ、平衡均質臨界流モデルを炉心損傷防止対策の有効性評価に適用することは妥当である。

参考文献

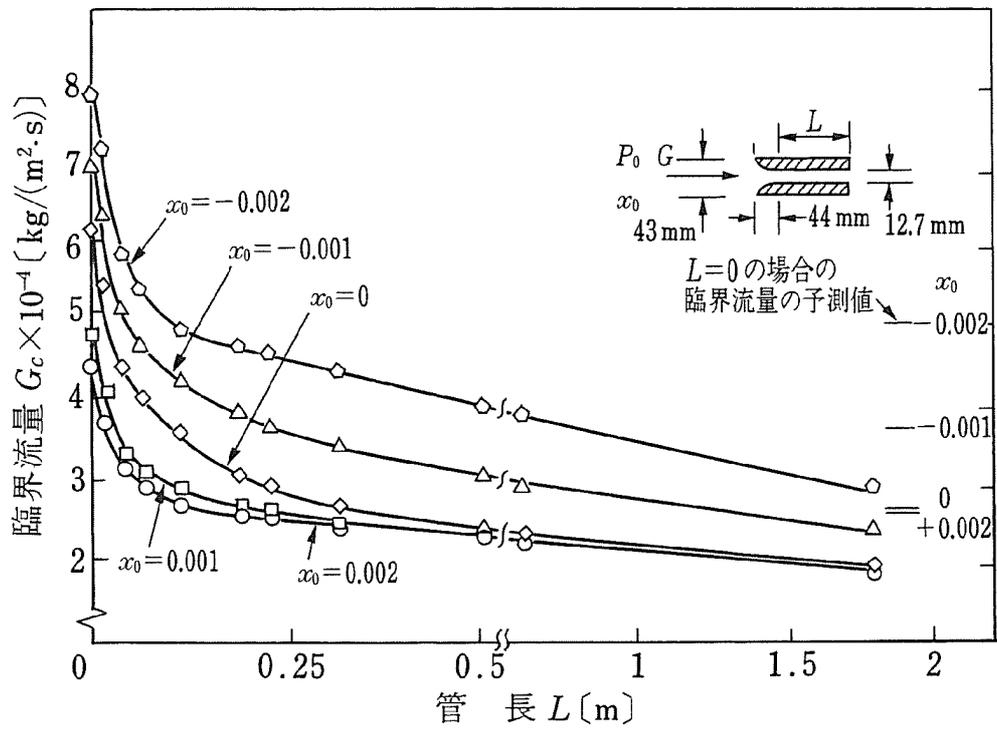
- (1) F. J. Moody, “Maximum Discharge Rate of Liquid-Vapor Mixtures from Vessel”, NEDO-21052, September 1975.
- (2) 日本機械学会 編, 改定 気液二相流技術ハンドブック, コロナ社 2006 年



添付図 2-1 飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-2 未飽和水及び飽和水の臨界流実験データ⁽¹⁾



添付図 2-3 臨界流量の管長による変化⁽²⁾

II. 熱伝達関連式，モデルの適用性

1. 炉心損傷防止対策の有効性評価における熱伝達関連式の選定

炉心損傷防止対策の有効性評価における事故シーケンスグループのうち，高圧・低圧注水機能喪失（TQUV）を例にすると，給水流量の全喪失後，原子炉水位が急速に低下し，原子炉水位低（レベル3）信号が発生して原子炉はスクラムするが，原子炉水位低（レベル2及びレベル1）で高圧注水系及び低圧注水系の起動に失敗する。原子炉の減圧をSRVにより手動操作により実施すると，冷却材の流出により原子炉水位が低下し，有効燃料棒頂部を下回るが，原子炉の減圧後に低圧代替注水系による注水が開始すると原子炉水位が回復し，炉心は再冠水する。原子炉水位が回復するまでの間に炉心が一時的に露出するために燃料被覆管の温度が上昇するが，再冠水により燃料棒は冷却されて燃料被覆管温度は低下する。

事故期間中の燃料棒ヒートアップ挙動は，事象発生から炉心露出するまでの冠水状態，露出状態及び水位回復後の再冠水状態を経験することから，燃料棒表面熱伝達を適切に評価するためSAFERコードでは添付表 2-1 に示す熱伝達関連式，モデルを適用している。これらのモデルは，「ECCS性能評価指針」において妥当性が認められたものである。添付表 2-1 にはこれらの関連式，モデル選定の基本的な考え方も合わせて示す。また，添付図 2-4 に，TQUV 評価における熱伝達係数の適用例を示す。

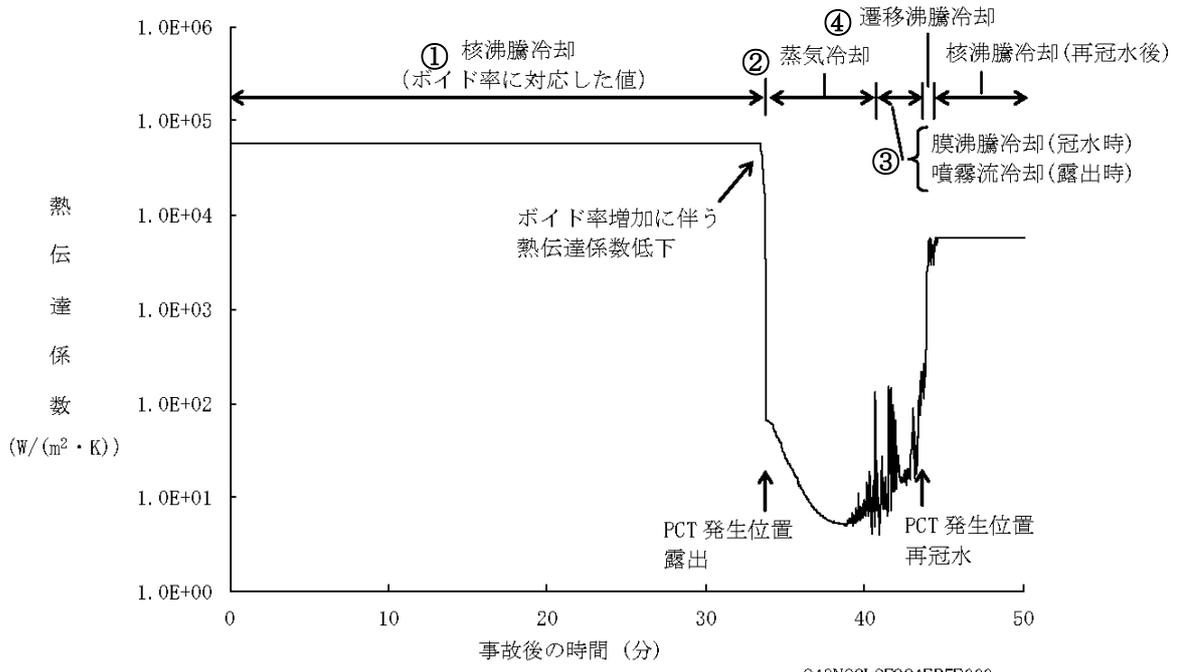
2. SAFERコードの熱伝達関連式の適用方法

SAFERコードは，燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水している時は，核沸騰，遷移沸騰，膜沸騰から熱伝達係数が計算され，熱伝達様式を決める選択ロジックは添付図 2-5 に従っている。沸騰遷移開始時間 T_{BT} は別途SCATコードで評価された結果を入力する。また，蒸気クオリティが膜沸騰限界クオリティ X_C 以上になった場合，又は，燃料被覆管過熱度が安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} 以上になった場合には膜沸騰を適用する。燃料被覆管過熱度が ΔT_{MIN} を下回り，さらに限界熱流束過熱度 ΔT_{CHF} 以下の時はリウエットと判定し，核沸騰に復帰する。また， ΔT_{CHF} より大きい場合には遷移沸騰とし，膜沸騰と核沸騰の熱伝達係数を内挿計算する。

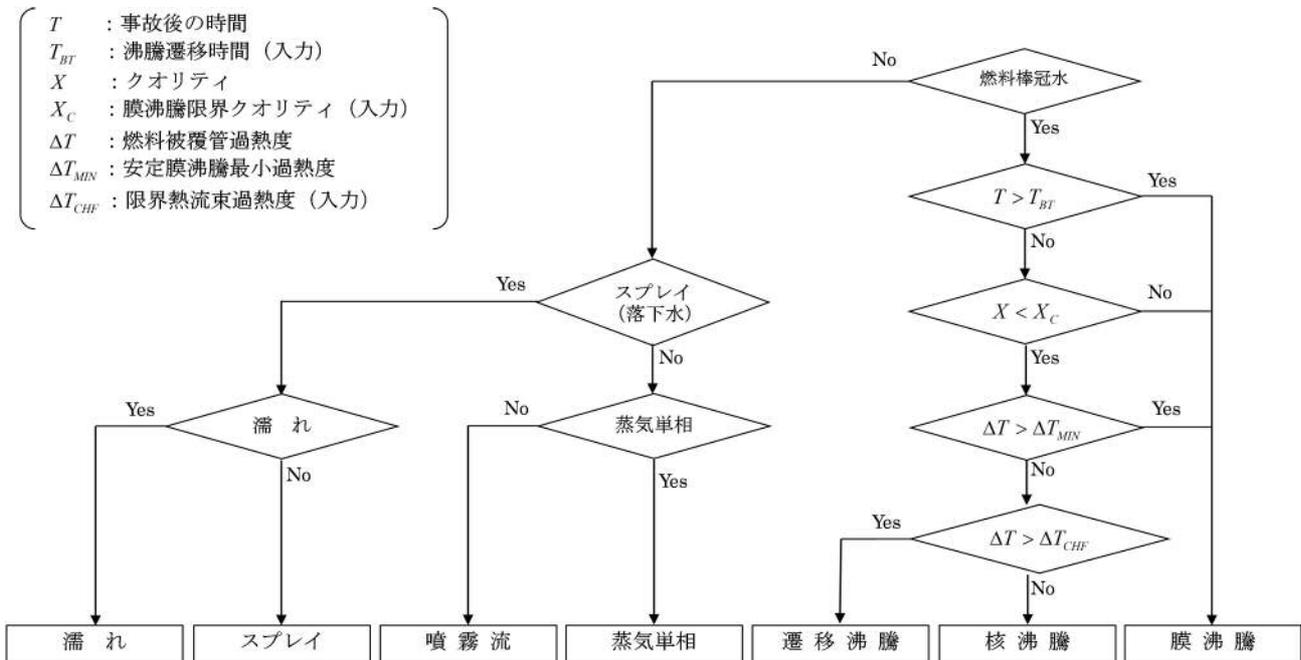
燃料棒の軸方向ノードが二相混合水で冠水していない時は，輻射熱伝達と蒸気冷却又は噴霧流冷却から熱伝達係数が決まる。上部プレナムからの落下水が存在する場合は，落下水（スプレイ）熱伝達と輻射熱伝達が組み合わされる。また，燃料棒及びチャンネルの濡れによる冷却も考慮されている。

添付表 2-1 有効性評価で用いる S A F E R コードの熱伝達相関式，モデル

添付図 2-4 番号	熱伝達様式	熱伝達相関式，モデル	選定の基本的な考え方
①	核沸騰	ボイド率の関数とする相関式	核沸騰熱伝達係数は他の熱伝達係数に比べて非常に大きく，この熱伝達係数の変化に対し，燃料被覆管温度の感度が非常に小さいため簡便化したモデルとしている
②	蒸気单相	Dittus-Boelter の式	单相流の相関式として広く認められている評価式を採用している
③	膜沸騰	噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式	過渡事象発生直後の高流量，高圧条件から ECCS 等の注水による炉心再冠水後の低流量，低圧条件まで適用可能なモデルとして採用している
		(低ボイド率；低流量) 修正 Bromley の式	低ボイド率では，管壁を薄い気相膜が覆い，チャンネルの中心を二相混合相が流れる逆環状流の形態の流れとなる。気相への熱伝達及び気相から液相への熱伝達は対流によって行われ，修正 Bromley の式により実験データを良く予測できることから採用している
		(高ボイド率；高流量) Sun-Saha の式	蒸気に液滴が混入した場合の噴霧流冷却は，上記の蒸気单相熱伝達相関式をもとに液滴を考慮した補正項及び過熱蒸気中の液滴の蒸発量を決める相関式を組み合わせたモデルであり，模擬燃料集合体冷却実験におけるロッド表面温度を実験値よりも高く評価することから採用している
④	遷移沸騰	核沸騰と膜沸騰の熱伝達係数を燃料被覆管過熱度で内挿した相関式	核沸騰と膜沸騰の間を連続的に変化させるためにモデル化しており，燃料棒上での遷移沸騰が比較的短い過渡期間で生じるため，このような補間モデルが容認可能と考えられる



添付図 2-4 熱伝達係数の推移 (TQUV の例)



添付図 2-5 SAFERコードの熱伝達様式選択ロジック

3. 有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性

S A F E Rコードに採用した個々の熱伝達相関式は実験結果との比較により妥当性を確認し，これらの熱伝達相関式を適用した燃料被覆管温度の計算結果の妥当性は，炉心露出，原子炉注水及び炉心再冠水の一連の過程を模擬した LOCA 模擬システム実験結果との比較により確認している。

また，添付表 2-2 に熱伝達相関式のデータベース又は妥当性確認実験のパラメータ範囲と有効性評価におけるパラメータ変化範囲を示す。

以下に，有効性評価において適用する熱伝達相関式，モデルの適用性を示す。

添付表 2-2 熱伝達相関式の実験範囲と有効性評価における変化範囲

熱伝達相関式	実験パラメータ範囲	有効性評価解析のパラメータ変化範囲例
Jens-Lottes の式 (核沸騰熱伝達)	圧力； 0.6～17.2MPa[abs]	圧力； 0.7～7.7 MPa[abs]
	熱流束； ～ 7.9×10^6 W/m ²	熱流束； ～ 1.3×10^6 W/m ²
Dittus-Boelter の式 (蒸気単相熱伝達)	バンドル蒸気流量； 100～1200 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 30～280 kW	バンドル出力； ～170kW
	加熱面最高温度； 400～700℃	加熱面最高温度； ～約 1100℃
修正 Bromley の式 (低流量膜沸騰熱伝達)	圧力； 8.3MPa[gage]以下	圧力； ～1.6 MPa[gage]
	加熱面温度； 1260℃以下	加熱面温度； ～約 1100℃
Sun-Saha の式 (噴霧流熱伝達)	バンドル蒸気流量； 200～1000 kg/h	バンドル蒸気流量； ～600kg/h
	バンドル出力； 60～300 kW	バンドル出力； ～170kW

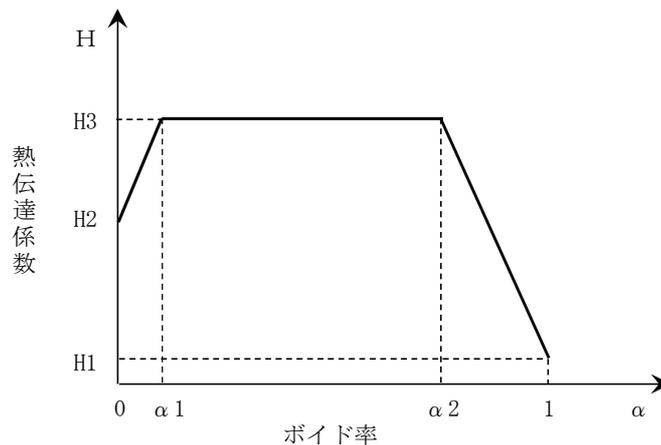
(1) 核沸騰

燃料が露出するまでの核沸騰領域については、Jens-Lottes の式⁽¹⁾及び単相流については Dittus-Boelter の式⁽²⁾に基づいた熱伝達係数を、ボイド率の関数とするモデルを適用している。

このモデルは添付図 2-6 に示すように 3 つの領域に分け、それぞれの境界の値を入力として与える。H3 は強制対流核沸騰、H2 は未飽和単相強制対流、そして H1 は蒸気単相強制対流に対する熱伝達係数の代表値である。

Jens-Lottes の式のデータベースは単管で、圧力範囲は 85~2500 psia (約 0.6~17.2 MPa[abs]) である。有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の圧力変動範囲は、添付表 2-2 に示すように S R V 作動圧力約 7.7 MPa[abs]から原子炉減圧後の約 0.7 MPa[abs]の範囲であり、Jens-Lottes の式のデータベースの圧力範囲に含まれる。また、有効性評価解析における核沸騰熱伝達適用時の熱流束変化範囲についても参考文献(1)に示される条件の範囲内にある。

以上より、Jens-Lottes の式に基づく熱伝達係数を適用した核沸騰熱伝達モデルは有効性評価解析にも適用可能である。



添付図 2-6 核沸騰熱伝達係数モデル

(2) 蒸気单相

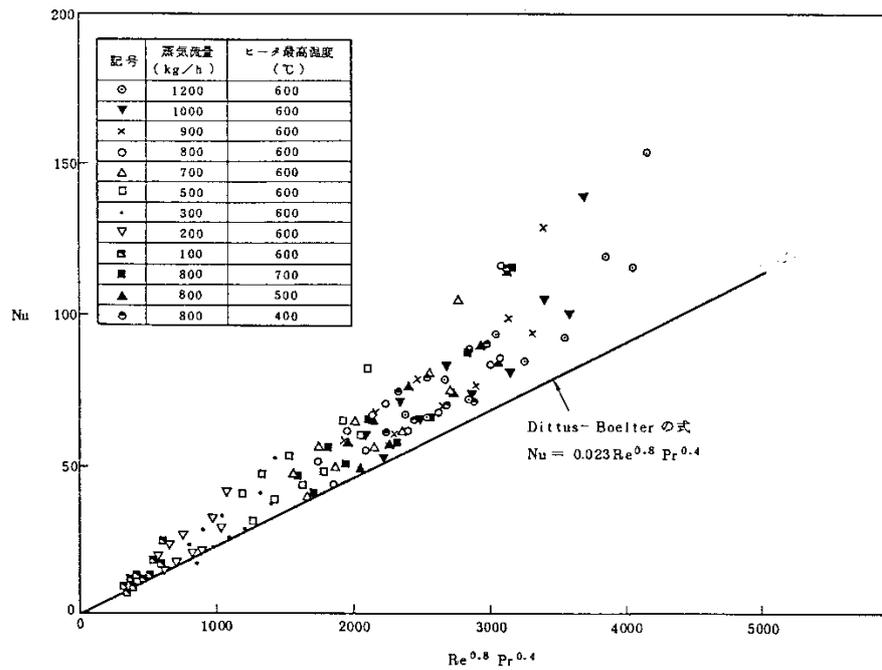
燃料が露出した後の蒸気单相状態には単管試験データに基づく Dittus-Boelter の式⁽²⁾を適用している。

BWR の実寸大 8 × 8 型模擬燃料集合体 1 体を用いた蒸気单相冷却実験の実験データと Dittus-Boelter の式による計算結果の比較を添付図 2-7 に示す⁽³⁾⁽⁴⁾。Dittus-Boelter の式による計算結果が燃料集合体形状を模擬した実験結果より熱伝達が小さくなるのは、Dittus-Boelter の式は滑らかな管内乱流に対し開発された式であり入口部の助走区間の効果を無視しているのに対し、燃料集合体形状を模擬した実験結果はスぺーサによる乱流促進効果及び入口部の助走区間の効果により熱伝達特性が向上するためである。S A F E R コードには、燃料集合体形状を模擬した実験結果に基づき、スぺーサによる乱流促進効果を反映した修正式を備えているが、有効性評価解析では、これらの熱伝達の改善効果は考慮していないため、実際の熱伝達を過小評価する。

この蒸気单相冷却実験における実験範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 100～1200kg/h, 出力 30～280kW, 加熱面最高温度 400～700℃である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は添付表 2-2 に示すように、加熱面最高温度を除いて実験条件の範囲内にある。加熱面最高温度については実験条件を上回るが、本実験において、模擬燃料棒表面温度によって熱伝達特性はほとんど変わらないことが確認されている。

また、PWR 模擬燃料集合体による蒸気冷却実験データ（模擬燃料棒最高温度が約 800℃程度の O R N L - T H T F (Oak Ridge National Laboratory - Thermal Hydraulic Test Facility) の蒸気冷却実験 (PWR の 17×17 型燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 8 × 8 型に 64 本配列した集合体を使用し、中小破断 LOCA 時の燃料露出を想定して圧力 2.6MPa から 8.5MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 800℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) 及び F L E C H T - S E A S E T データ (Full Length Emergency Core Cooling Heat Transfer - Separate Effects Tests And System Effects Tests) の蒸気冷却実験 (PWR 燃料と同じ形状の有効発熱長約 3.66m の模擬燃料棒を 161 本有する集合体と 21 本有する集合体の 2 種類を使用し、圧力 0.14MPa から 0.28MPa, 模擬燃料棒温度は最大約 220℃の範囲で蒸気单相熱伝達特性を調べた実験) の約 1100 点のデータを使用して Dittus-Boelter の式による計算結果と比較, 評価されている⁽⁵⁾。この結果によると、Dittus-Boelter の式は少なくとも保守的であると結論されている。なお、Dittus-Boelter の式はプラントル数が 0.7 以上の单相流に適用可能とされている。圧力 0.5MPa[abs]及び温度 1000℃の過熱蒸気のプラントル数を求めると 0.8 以上であることから、このような高温状態

も Dittus-Boelter の式の適用範囲にあると考える。したがって、Dittus-Boelter の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-7 蒸気单相熱伝達係数の無次元整理⁽³⁾⁽⁴⁾

(3) 膜沸騰及び噴霧流

代替注水系による注水が開始された以降の再冠水過程では、燃料棒が二相水位以下の高流量状態においては Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達相関式⁽³⁾⁽⁴⁾、低流量状態においては修正 Bromley の式⁽⁶⁾の2つの相関式をボイド率の関数として使用するモデルを適用している。

膜沸騰熱伝達係数モデルを図示すると添付図 2-8 のようになる。遷移ボイド率 α_T は、レイノルズ数の関数として実験相関式で与えられる。ボイド率が α_T より小さい範囲では、熱伝達係数は修正 Bromley の式が成り立つ。一方、高ボイド率では流れは噴霧流になるので熱伝達係数は Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達式を用いる。熱伝達相関式は、蒸気単相熱伝達に液滴による熱伝達向上を考慮した Sun のモデルを適用する。また、噴霧流冷却熱伝達時においては蒸気の温度は一般に飽和温度よりも高くなる。そこで、この効果を考慮するため、蒸気温度を Saha のモデルを用いて計算する。

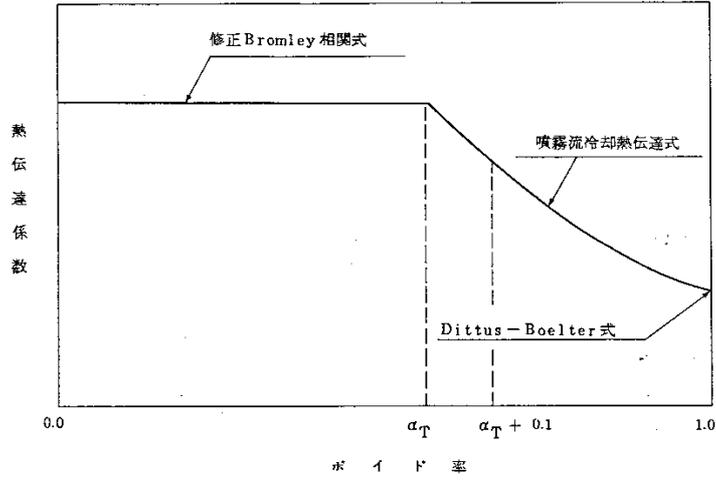
Sun のモデルと Saha のモデルを組み合わせた噴霧流熱伝達モデルによる計算値を、実寸大の電気加熱集合体を使用した噴霧流熱伝達実験結果と比較した結果を添付図 2-9 に示す。図に示すように、計算によるロッド表面温度は実験値よりも高くなっている⁽³⁾⁽⁴⁾。このことから、噴霧流冷却モデルの保守性が示された。

この噴霧流熱伝達実験における噴霧流パラメータ範囲は、模擬燃料集合体の蒸気流量 200~1000kg/h、出力 60~300kW である。一方、有効性評価解析におけるこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、実験条件の範囲内にある。

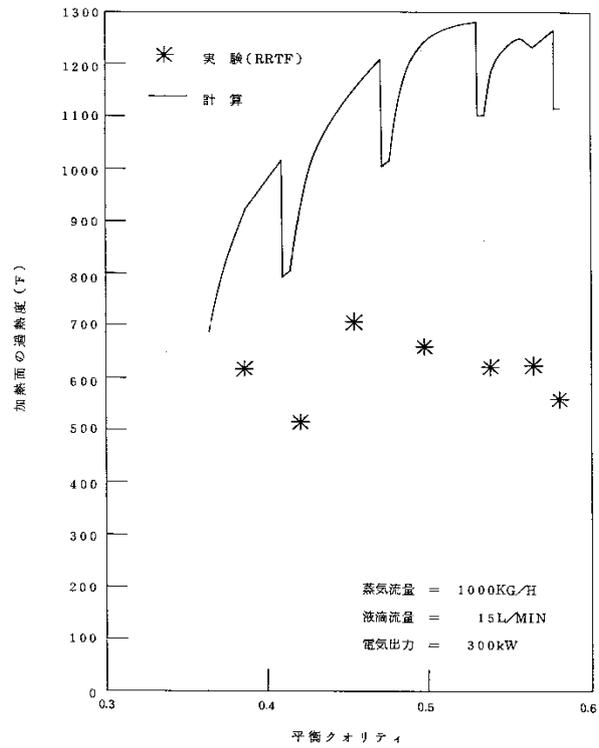
また、KWU 社の実規模大模擬燃料集合体 (340 本ロッド) を使用した再冠水過渡試験における二相水位下の熱伝達係数を修正 Bromley の式で予測した結果を添付図 2-10 に示す。修正 Bromley の式は、過渡時の膜沸騰領域において試験データと極めて良く一致する⁽⁶⁾。

修正 Bromley の式の適用範囲は、参考文献(5)によれば、圧力 1200psig (約 8.3MPa[gage]) 以下、加熱面温度 2300° F (約 1260°C) 以下である。一方、有効性評価解析における膜沸騰熱伝達適用時のこれらの変化範囲は、添付表 2-2 に示すように、修正 Bromley の式の適用範囲に含まれている。

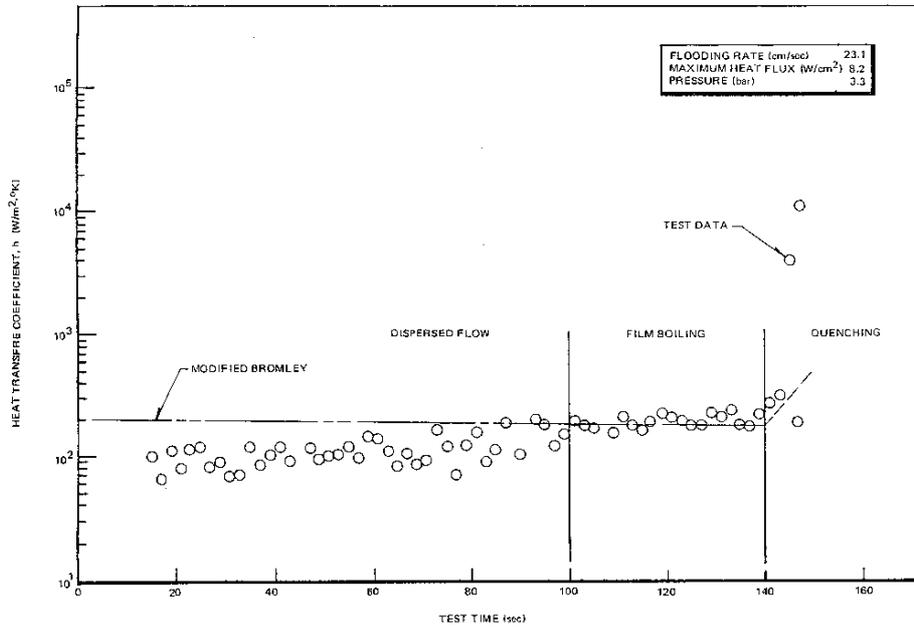
以上により、Sun-Saha の式に基づく噴霧流熱伝達の相関式及び修正 Bromley の式は有効性評価解析に適用可能である。



添付図 2-8 膜沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-9 Sun-Saha の噴霧流冷却モデルと実験値の比較⁽³⁾⁽⁴⁾

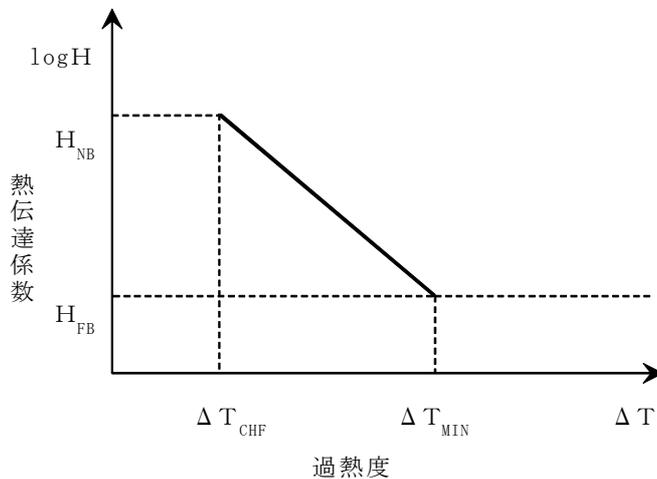


添付図 2-10 修正 Bromley の式と実験値の比較⁽⁶⁾

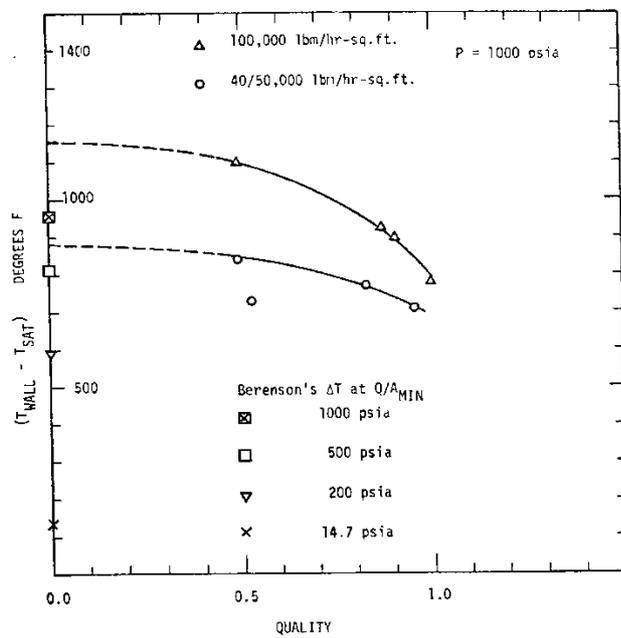
(4) 遷移沸騰

燃料が再冠水し、燃料棒表面温度が最小安定膜沸騰温度より降下した後、膜沸騰から遷移沸騰への遷移が生じる。S A F E Rコードは、安定膜沸騰状態での最小過熱度 ΔT_{MIN} における膜沸騰熱伝達係数 H_{FB} と沸騰遷移点に対する燃料被覆管過熱度 ΔT_{CHF} における核沸騰熱伝達係数 H_{NB} を内挿する相関式を適用している。添付図 2-11 に遷移沸騰熱伝達係数モデルを示す。安定膜沸騰状態における最小過熱度 ΔT_{MIN} は Iloeje の式⁽⁷⁾を使用して計算する。

Iloeje の式の実験データベースは、1000psia (6.9MPa) の単一圧力における過渡沸騰実験であるが、異なる圧力への外挿性を具備させるため Berenson の最小プール膜沸騰温度相関式に基づき、質量流束及び熱平衡クオリティの効果に対応できるように拡張している。実験データと Iloeje の式を添付図 2-12 に示すが、Iloeje の式は実験条件下において良く一致している。



添付図 2-11 遷移沸騰熱伝達係数モデル



添付図 2-12 最小安定膜沸騰温度に関する Iloeje の式⁽⁷⁾

4. 各解析コードによる熱伝達相関式の比較

添付表 2-3 に S A F E R コード以外の燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式を比較して示す。これらの熱伝達評価手法を比較すると、膜沸騰の熱伝達相関式にそれぞれ特徴があり、SAFER 及び RELAP4 は沸騰遷移後及び炉心再冠水後の膜沸騰も対象にしており、SCAT は沸騰遷移後のみを対象にして相関式を採用している。

- ・ SAFER 沸騰遷移後及び炉心再冠水後の熱伝達の予測として噴霧流冷却の相関式と修正 Bromley の式をボイド率の関数として使用する相関式を採用している。沸騰遷移後の高ボイド率領域には過熱蒸気中に液滴が分散した噴霧流に対する熱伝達相関式を、炉心再冠水後の低流量膜沸騰及びプール膜沸騰に対しては修正 Bromley 式を採用している。
- ・ RELAP4 強制対流膜沸騰に対しては Groeneveld 5.9 あるいは Dougall-Rohsenow を採用している。いずれも蒸気の強制対流が主要な伝熱機構であるという仮定のもとに得られたものである。
- ・ SCAT 沸騰遷移後のドライアウト領域における熱伝達の予測式としては、本コードは修正 Dougall-Rohsenow 式を採用している。

なお、膜沸騰の熱伝達相関式 Dougall-Rohsenow 式は、蒸気単相流の乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter 式を二相流に適用した式であるが、米国 10CFR50 Appendix K においては、Dougall-Rohsenow 式の適用条件によっては熱伝達率を非保守的に評価するとされており、参考文献(10)では、添付図 2-13 に示すように高圧かつ高クオリティ条件下において熱伝達率を過大評価する傾向にあるとしている。また、日本原子力研究所 (JAERI) で行われた定常ポスト限界熱流束 (CHF) 試験⁽¹⁰⁾によると、高過熱度で Dougall-Rohsenow 式による予測値が実験値を上回るとの知見もある。S A F E R コードは、Dougall-Rohsenow 式を使用していないが、その基礎となった Dittus-Boelter 式に基づく噴霧流熱伝達率モデルを使用しているため、Dougall-Rohsenow 式の適用方法を確認することにより、S A F E R コードにおける噴霧流熱伝達の Sun-Saha のモデルの適用方法の妥当性を確認する。

参考文献 (10) によると、非保守性の要因は蒸気温度を飽和としているためであるとしている。また、JAERI で行われた定常ポスト CHF 試験データにおいても、添付図 2-14 の上段の図に示すように物性値を飽和温度条件で評価すると高過熱度で予測値が実験値を上回る結果になっている。JAERI の実験から、ポスト CHF 熱伝達係数を保守的に予測するには、ヌセルト数及びプラントル数は蒸気温度を膜温

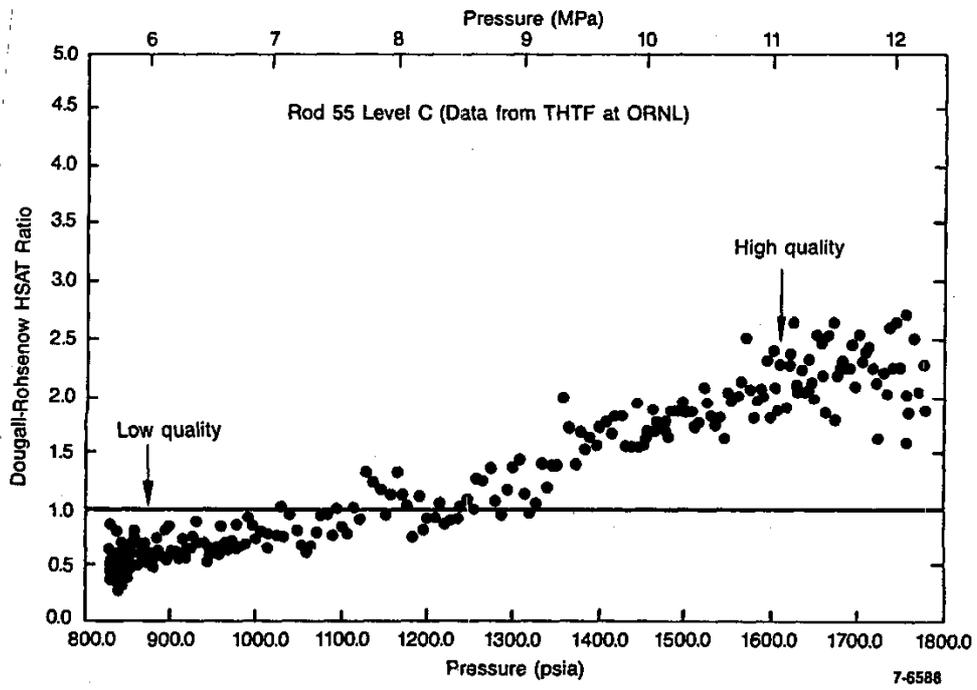
度として求め、レイノルズ数中の密度は飽和温度、粘性は膜温度としてレイノルズ数を求めて、Dougall-Rohsenow式を用いるとしている⁽¹¹⁾。

この予測法による熱伝達係数の予測値と実験データの比較を伝熱面過熱度に対して整理した結果を添付図 2-15(1)に示す。この図によれば、伝熱面過熱度が十分に大きくなれば、熱伝達係数の予測値は実験データに漸近するが、高過熱度まで結果を保守的に評価する。また、添付図 2-15(2)及び添付図 2-15(3)に示されているように、本予測法が広い条件範囲(2MPa~18MPa, 33~1100kg/(m²s))で、蒸気流のヌセルト数を十分保守的に予測することが分かる。

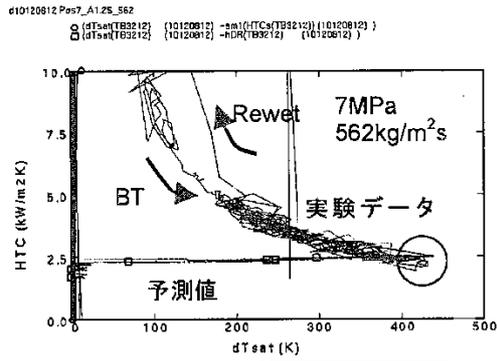
一方、SAFERコードは、単相蒸気熱伝達のDittus-Boelter式及び噴霧流熱伝達のSun-Sahaのモデルの適用においては、蒸気の過熱を考慮した蒸気温度に基づく物性値を使用しており、これらの式の適用方法は添付図 2-7 及び添付図 2-9に示したように保守的であることを確認している。また、JAERIの実験データにおいても、物性値を膜温度で求めた場合の予測値は、添付図 2-14 の中段の図に示すように、実験結果より小さい値になるとしている。したがって、SAFERコードにおけるこれらの相関式の適用方法は妥当である。

添付表 2-3 燃料被覆管温度評価に使用されている熱伝達相関式

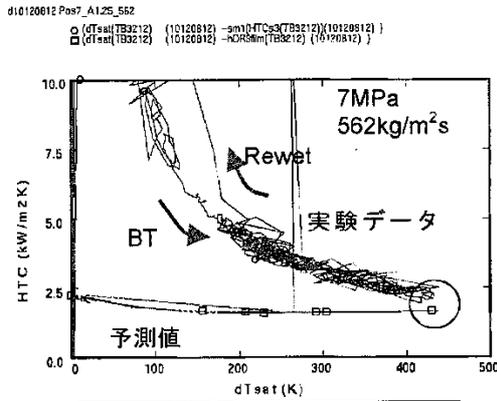
解析コード 流動様式	SAFER	RELAP4/MOD6 /U4/J3 ⁽⁸⁾ ⁽⁹⁾ (WREM-JINS/B コー ドシステム)	SCAT
核沸騰	Jens-Lottes	Thom	Jens-Lottes
強制対流蒸発	—	Schrock-Grossman	—
遷移沸騰	—	McDonough-Milich -King	—
膜沸騰	Sun-Saha 及び 修正 Bromley	Groeneveld 5.9, Dougall-Rohsenow 及び Bromley	修正 Dougall- Rohsenow
单相蒸気	Dittus-Boelter	Dittus-Boelter	—
噴霧流	Sun-Saha	—	—



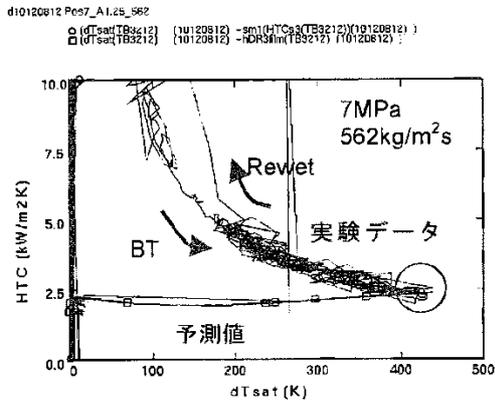
添付図 2-13 Dougall-Rohsenow の式による熱伝達係数評価値 (計算値/実験値) ⁽¹⁰⁾



・物性値を飽和温度条件で評価



・物性値を膜温度条件で評価



・Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
 ・Re 数を飽和温度条件で評価

添付図 2-14 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係⁽¹¹⁾
 (試験 10120812 ; 7MPa, 562kg/m²s, 2.9m)

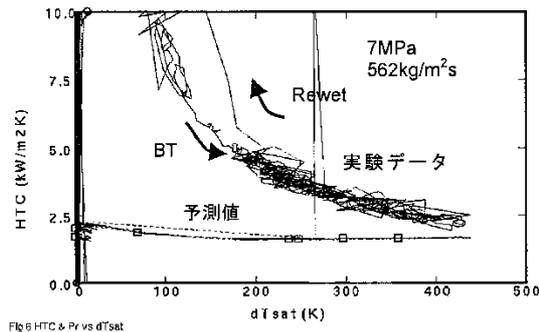
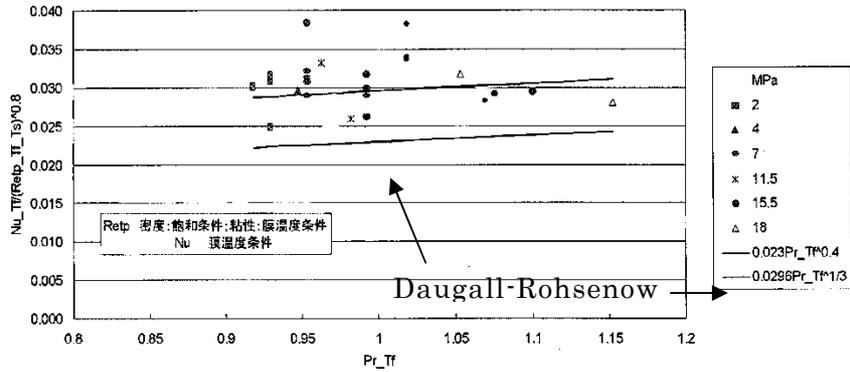


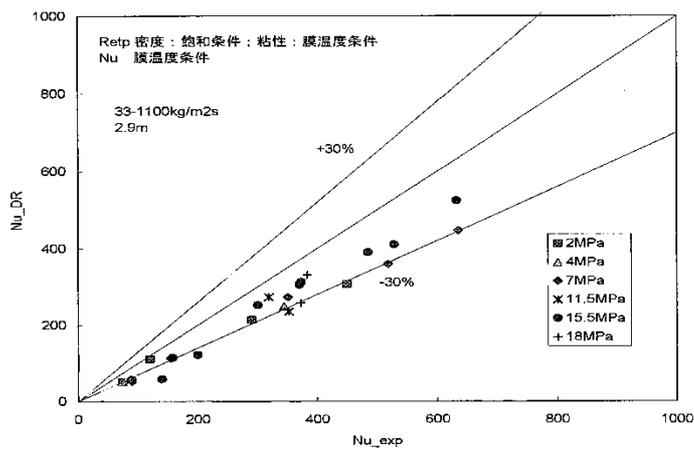
Fig.6 HTC & Pr vs dTsat

- ・ Nu 数、Pr 数を膜温度条件で評価
- ・ Re 数：粘性係数を膜温度、密度を飽和温度で評価

添付図 2-15(1) 伝熱面表面過熱度とポスト CHF 熱伝達率の関係 ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(2) $Nu/Re^{0.8}$ と Pr の関係 (高過熱度データ) ⁽¹¹⁾



添付図 2-15(3) Nu 数の実験値と予測値との比較 ⁽¹¹⁾

参考文献

- (1) W.H. Jens and P.A. Lottes, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High-Pressure Water", Argonne National Laboratory, ANL-4627, 1951.
- (2) F.W. Dittus and L.M.K. Boelter, "Heat Transfer in Automobile Radiators of the Tubular Type", University of California Publications in Engineering, Vol.2, No.13, 1930, 443-461
- (3) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系モデル (SAFER)」, 株式会社東芝, TLR-044 改訂 3, 平成 10 年 2 月
- (4) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系 (ECCS) の新性能評価手法について」, 株式会社日立製作所, HLR-032 訂 3, 平成 10 年 5 月
- (5) Yoder, G.L., "Rod bundle film boiling and steam cooling data base and correlation evaluation", NUREG/CR-4394; ORNL/TM-9628, August 1986.
- (6) J.E.Leonard et al. , "Calculation of Low Flow Film Boiling Heat Transfer for BWR LOCA Analysis", NEDO-20566-1-A Revision 1, October 1982.
- (7) O.C.Iloeje et al. , "An Investigation of the Collapse and Surface Rewet in Film Boiling in Forced Vertical Flow", Transaction of ASME, Journal of Heat Transfer, May 1975.
- (8) 平成 8 年度 東通原子力発電所の原子炉冷却材喪失事故 (大破断) 解析に関する報告書, (財) 原子力発電技術機構 原子力安全解析所, INS/M96-40, 平成 9 年 3 月
- (9) ABWR の冷却材流量喪失事故解析及び主蒸気管破断事故解析 成果報告書, (財) 原子力工学試験センター 原子力発電総合安全センター 原子力安全解析所, JINS-0955 M87-H2-H01, 昭和 63 年 3 月
- (10) "Compendium of ECCS Research for Realistic LOCA Analysis", NUREG-1230, December 1988.
- (11) 井口 他, "BWR 定常ポスト CHF 試験結果 - 限界熱流束及びポスト CHF 熱伝達 -", JAERI-Research 2001-060, 2002 年 1 月

Ⅲ. 燃料棒破裂判定曲線の適用性

1. 事故時の燃料破損につながる要因分析

事故時の燃料破損につながる要因分析結果を添付表 2-4 に示す。添付表 2-4 より、有効性評価における燃料破損の要因は LOCA と同様に、炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転によるものであり，新たな要因はない。

添付表 2-4 事故時の燃料破損につながる要因分析結果

燃料破損の要因	有効性評価における分析
給水喪失，冷却材流出による炉心露出に伴う燃料被覆管温度上昇，原子炉減圧に伴う燃料棒内外圧力の逆転による燃料被覆管破裂	炉心露出による燃料被覆管温度の上昇，原子炉手動減圧により燃料棒外圧が低下することにより，燃料棒内圧が高くなることに伴う燃料被覆管破裂に至る可能性がある。
反応度投入事象に伴う急激な出力上昇による高温破裂破損，PCMI 破損	出力運転中の事故では，1 \$ を超える急激な反応度は投入されないため除外できる。
高熱流束下での沸騰遷移（BT）に伴う燃料被覆管の高温酸化による脆性破壊	有効性評価で仮定している起因事象の全給水流量喪失及び外部電源喪失事象では BT は発生しない。仮に，事象初期に BT が発生した場合でも，燃料被覆管温度評価は従来設置許可申請書添付書類十設計基準事故解析では最大でも 600℃程度であること，また，温度上昇は短時間で収まるため燃料被覆管酸化層の増加は無視できる程度であることから，脆化による破損はないと考えられるため除外できる。

2. 破裂判定曲線の適用性

有効性評価では，従来の設計基準事故（LOCA）解析と比較して炉心露出開始時間が遅く，また，炉心露出時間が長くなる。設計基準事故評価（LOCA）及び有効性評価において，同じ燃料棒破裂判定曲線を適用することについて，燃料被覆管の膨れ・破裂に及ぼす影響を検討した結果を以下に示す。

（1）燃料棒内圧と原子炉圧力の差圧（燃料棒内外圧差）

燃料棒内圧の計算に用いられる燃料プレナム部ガス温度は燃料被覆管温度に依存するため，長時間露出時の温度上昇は燃料棒内圧の計算に考慮される。また，原子炉圧力は，従来 LOCA 解析も大気圧近傍にまで減圧され，有効性評価でも事故後長期は大気圧近傍まで減圧される。

したがって，有効性評価における燃料棒内外圧差は，従来の設計基準事故（LOCA）の想定範囲と同等である。

（2）燃料被覆管最高温度（温度上昇率）

炉心露出開始時間が遅くなる場合，定性的には，崩壊熱が低いことにより燃料被覆管の温度上昇率が小さくなる傾向になる。また，炉心露出期間が長くなると燃料被覆管最高温度が高くなる傾向になる。BWR プラントの有効性評価における燃料被覆管温度上昇率は概ね $2^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度であり，燃料被覆管の最高温度は $800^{\circ}\text{C}\sim 900^{\circ}\text{C}$ 程度となっている。

一方，燃料棒破裂判定曲線の策定に際しては，温度上昇率が $0^{\circ}\text{C}/\text{s}$ から $5.6^{\circ}\text{C}/\text{s}$ ，また，破裂温度は 20°C から約 1500°C の実験データを使用して，破裂判定曲線を策定している。⁽¹⁾

したがって，有効性評価における燃料被覆管温度上昇率及び燃料被覆管最高温度は燃料棒破裂判定曲線の実験データの範囲内である。

（3）ジルコニウム－水反応による燃料被覆管酸化

炉心露出期間が長くなるとジルコニウム－水反応が長時間継続し，燃料被覆管の酸化により燃料被覆管の延性が低下する可能性がある。有効性評価における PCT は，最大でも $1,100^{\circ}\text{C}$ 程度以下であり，燃料被覆管の酸化割合も大きくはない。

したがって，有効性評価における燃料被覆管酸化の範囲は，約 1500°C の高温まで加熱した破裂実験データの範囲内にあると考える。

以上より，有効性評価においても設計基準事故評価（LOCA）と同じ燃料棒破裂曲線を適用できると考える。

[参考資料]

- (1) 「沸騰水型原子力発電所 非常用炉心冷却系（ECCS）性能解析モデルについて」，日立 GE ニュークリア・エナジー株式会社，HLR-018 訂 4，平成 26 年 6 月

添付 3 前処理コード

S A F E Rコードのインプットデータ作成に使用される前処理コードとS A F E Rコードにインプットされるパラメータを以下に示す。これらの関係を添付図 3 に示す。

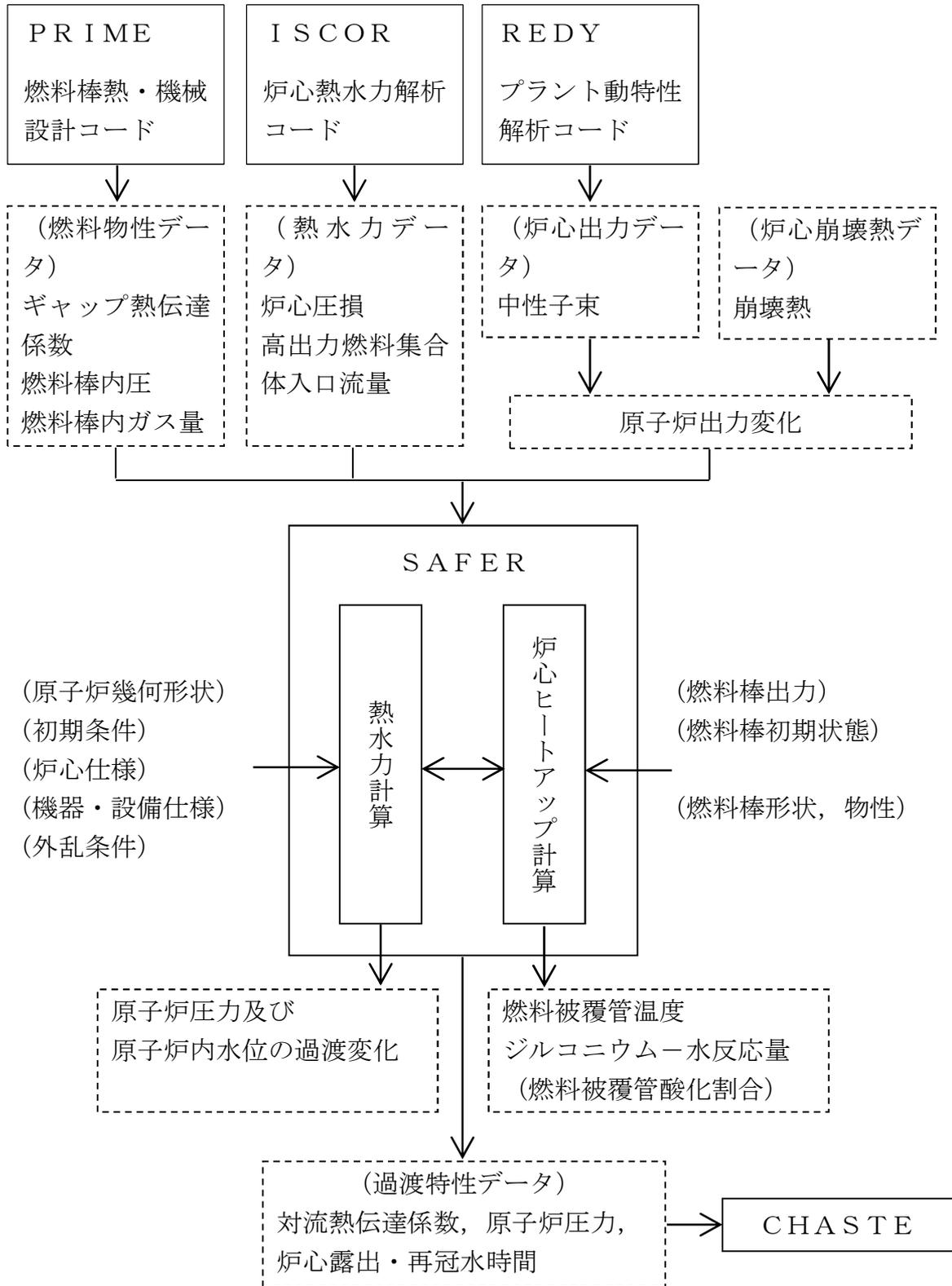
- (1) 燃料棒熱・機械設計コード (P R I M E) による燃料棒物性データ
 - ① ギャップ熱伝達係数
 - ② 燃料棒内圧
 - ③ 燃料棒内の核分裂生成ガス及び初期封入ガスの量
- (2) 炉心熱水力解析コード (I S C O R) による初期条件データ
 - ① 炉心圧損
 - ② 高出力燃料集合体入口流量
- (3) プラント動特性解析コード (R E D Y) による炉心出力データ
 - ① 中性子束

P R I M Eコードにより求められた燃料棒物性データをS A F E Rコードにおける初期値として用いる。燃料被覆管とペレット間のギャップ熱伝達係数は、燃料被覆管温度上昇を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最小となる値を与える。ギャップ熱伝達係数の初期値を小さく設定することで、燃料ペレットの初期保有熱量を高めに見積もり、炉心ヒートアップ時の燃料被覆管温度上昇率が大きくなる。また、燃料棒の内圧とガス量は、燃料棒の膨れ・破裂を厳しくするように、燃焼期間中の変化を考慮して最大となる値を与える。燃料棒の内圧とガス量の初期値を大きく設定することで、炉心ヒートアップ時の燃料棒内圧及び燃料被覆管周方向応力を大きく見積もり、燃料被覆管の膨れ・破裂を厳しく評価する。

I S C O Rコードにより求められた炉心圧損と高出力燃料集合体入口流量をS A F E Rコードにおける初期値として用いる。事象発生後早期に再循環ポンプがトリップし炉心流量が早期に低下するため、これらのパラメータが事象進展に及ぼす影響は小さい。

R E D Yコードにより求められた事象発生直後の中性子束と原子炉停止後の崩壊熱から、原子炉出力変化を求め、S A F E Rコードで用いる。有効性評価において影響を与える崩壊熱については、サイクル末期の燃焼度のばらつきを考慮し、10%の保守性を確保することで最確条件を包絡できる条件を設定している。そのため、有効性評価解析では燃料被覆管温度は高めに評価される。

なお、S A F E Rコードにより求められた対流熱伝達係数と原子炉圧力の時間変化及び炉心露出・再冠水時間をC H A S T Eコードに用いる。



添付図 3 SAFERコードの入出力

添付 4 炉心の過熱蒸気の影響評価

1. はじめに

S A F E R コードは、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱を燃料棒表面熱伝達の計算において考慮しているが、炉心及び高出力燃料集合体の流量を評価する熱流動計算では、蒸気密度は常に飽和蒸気密度としている。そこで、飽和蒸気密度を利用することの妥当性を確認するため、熱流動計算においても過熱蒸気密度を利用して炉心の圧力損失、流量配分を解析した感度解析を実施し、P C T への影響を評価した。

感度解析の結果、炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による炉心及び高出力燃料集合体の流量への影響は小さく、P C T への影響は無視できることを確認した。

感度解析の方法、条件、結果及び評価について以下に述べる。

2. 解析方法及び条件

感度解析は、S A F E R コードの燃料集合体の圧力損失及び流量計算において、飽和蒸気密度に代わり、燃料棒表面熱伝達の計算において求められた過熱蒸気温度に基づき求めた密度を適用することにより、過熱蒸気の体積膨張の影響を取り込んで計算結果に対する影響を調査した。

具体的には、炉心及び高出力燃料集合体の露出部の過熱蒸気の状態として露出部の蒸気温度が最大になる燃料棒有効発熱部上端の蒸気温度に基づき過熱蒸気の密度を求め、燃料集合体出口における圧力損失及び流量計算に適用した。また、燃料集合体内の露出部の圧力損失及び流量計算には、前記の過熱蒸気の状態と飽和蒸気の状態を算術平均した密度を適用した。なお、この感度解析は、一時的にプログラムを変更することにより行った。

感度解析による影響評価は、炉心及び高出力燃料集合体がともに露出し、燃料被覆管温度が高くなる B W R - 5 プラントの高圧注水・減圧機能喪失を例に実施した。

3. 解析結果

燃料集合体内の熱流動計算において過熱蒸気を考慮した感度解析結果（添付図中の凡例では、「過熱蒸気密度利用」と称する。）を、飽和蒸気を仮定した現行のモデルによる解析結果（添付図中の凡例では、「飽和蒸気密度(現行)」と称する。）と比較した。

添付図 4-1 に原子炉圧力、添付図 4-2 に原子炉水位の比較を示す。また、添付図 4-3 に炉心の水位、添付図 4-4 に炉心の燃料被覆管及び蒸気の温度、添付図 4-7 に炉心平均出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。さらに、添

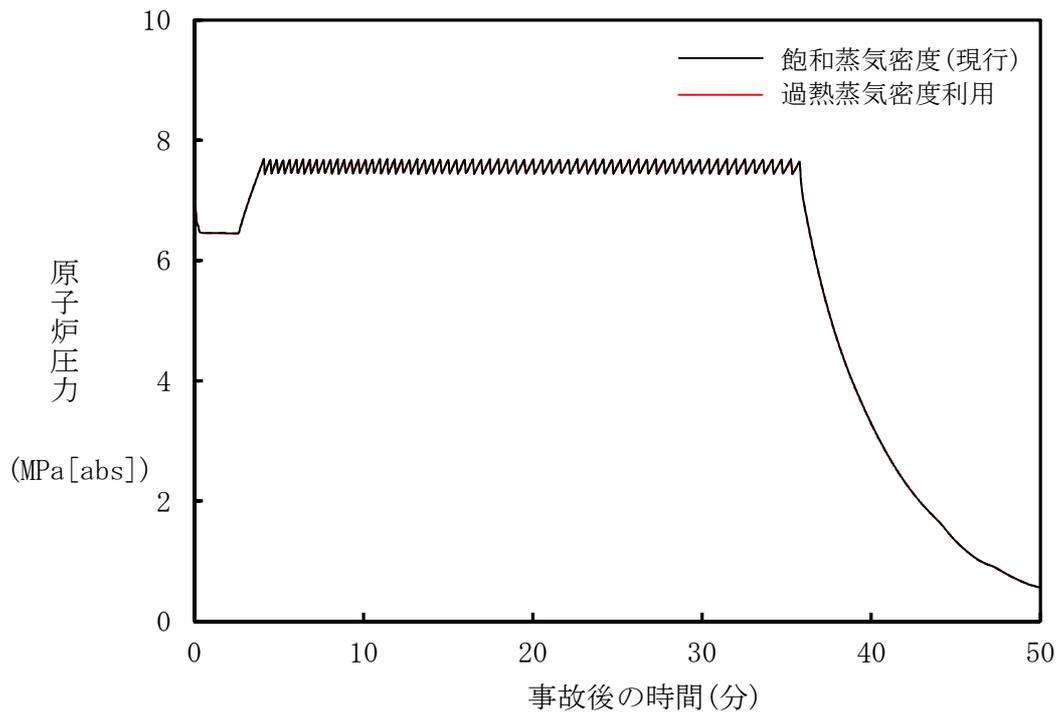
付図 4-5 に高出力燃料集合体の水位，添付図 4-6 に高出力燃料集合体の燃料被覆管及び蒸気の温度，添付図 4-8 に高出力燃料集合体入口の流量の比較を示す。

添付図 4-3 及び添付図 4-5 に示すように，炉心及び高出力燃料集合体の水位は有意な差はない。これは，燃料集合体内の蒸気流による圧力損失は静水頭に比べて小さいため，飽和蒸気で考えた時と過熱蒸気の密度を考慮した時で，ほとんど流量配分や水位に差が生じないためと考える。

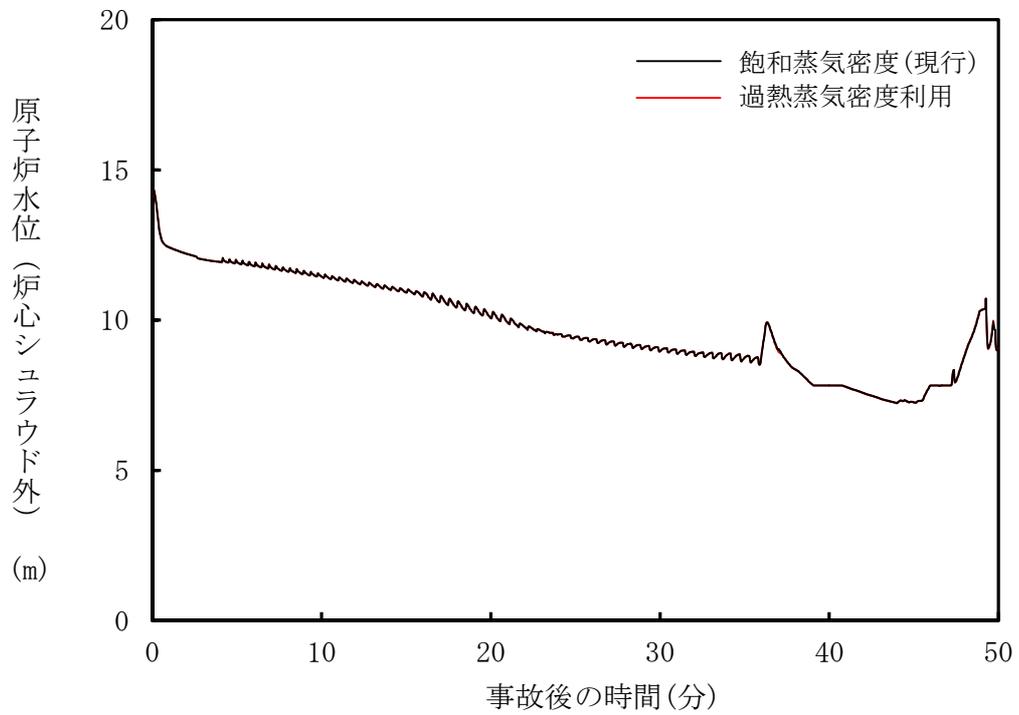
また，P C Tは，飽和蒸気を仮定した現行解析の 705℃に対し，過熱蒸気を考慮した場合も同じとなり，影響がない結果になった。

4. まとめ

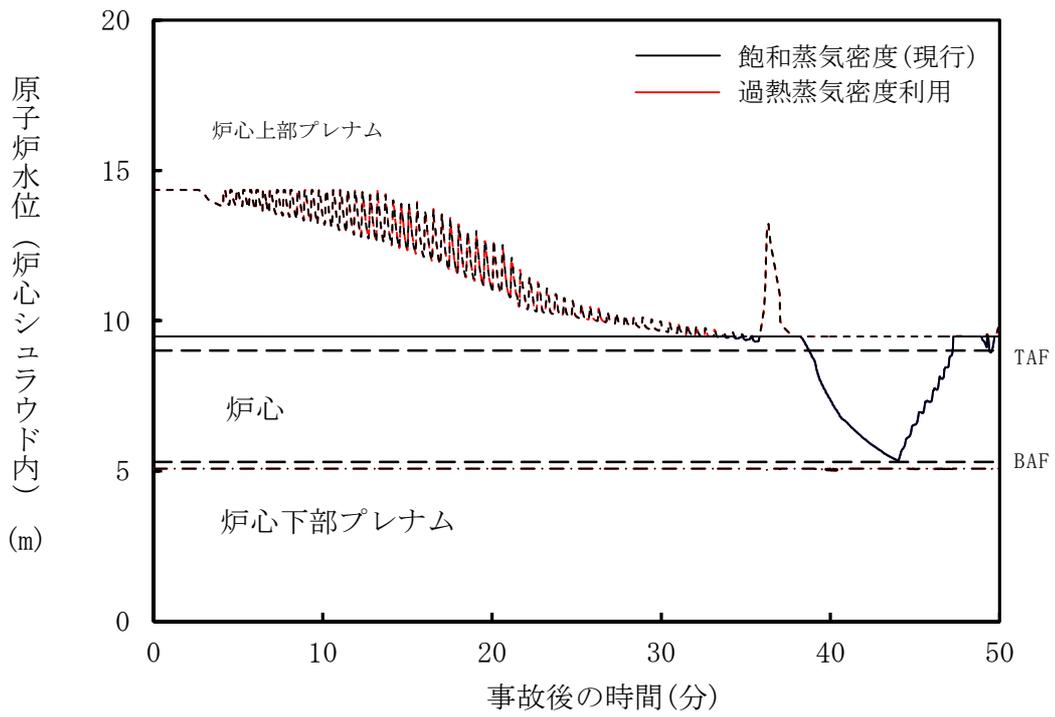
以上の検討から，炉心露出時の燃料被覆管温度上昇に伴う蒸気の過熱による密度変化が，有効性評価の熱流動計算に及ぼす影響は無視できる程度と考えられ，S A F E Rコードを適用することは問題ないと考える。



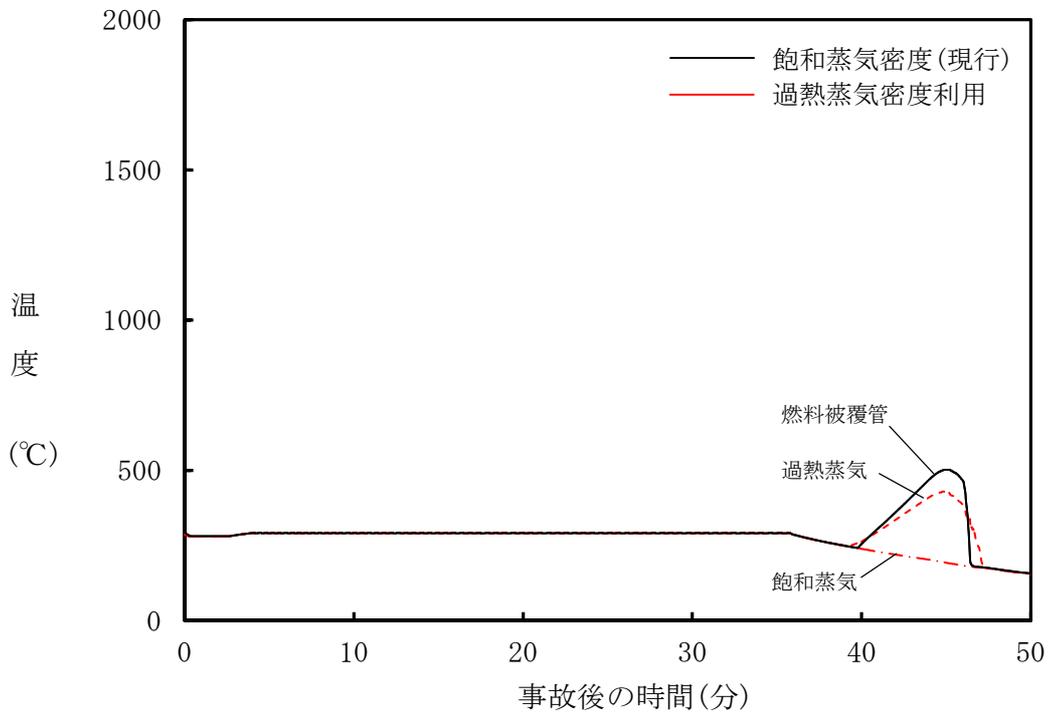
添付図 4-1 原子炉圧力変化の比較



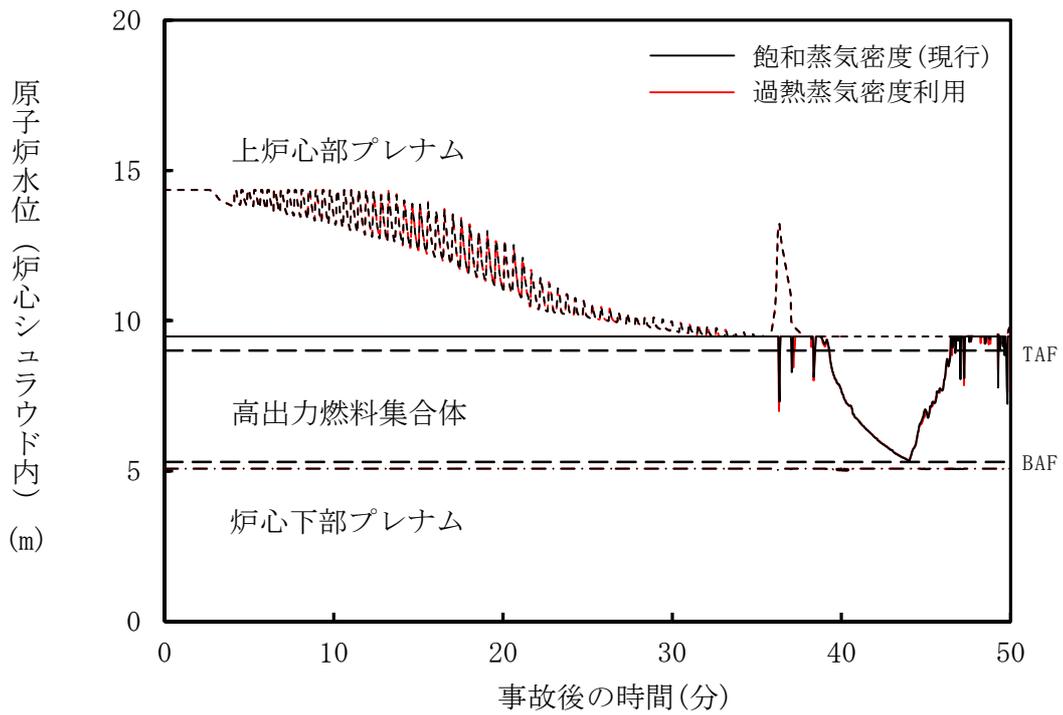
添付図 4-2 原子炉水位変化の比較



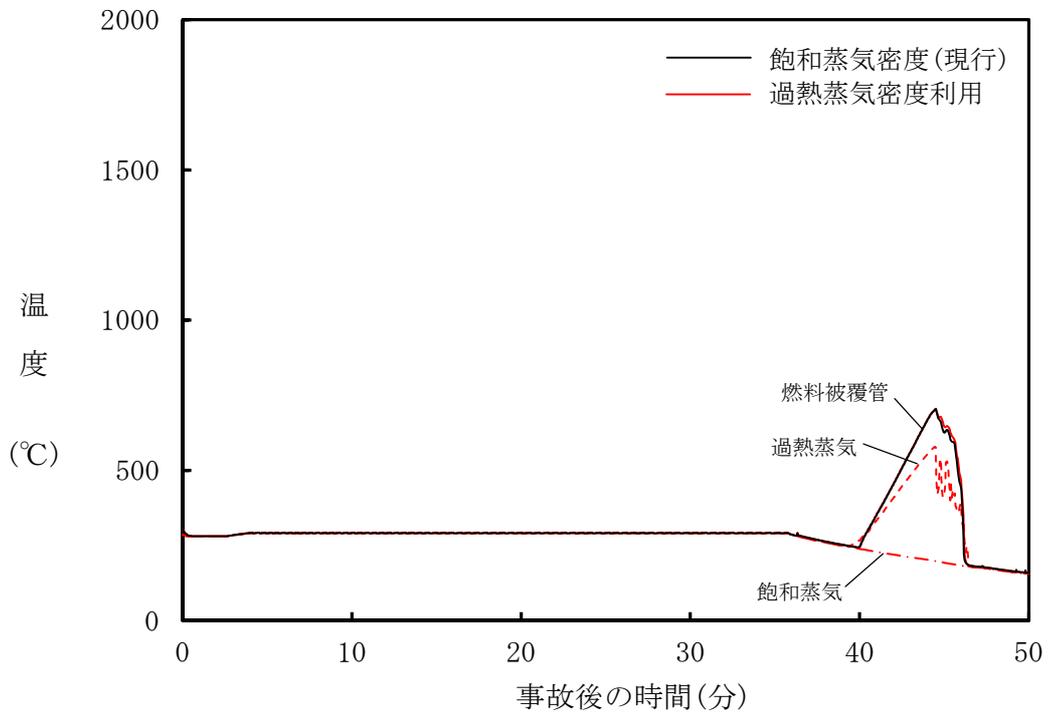
添付図 4-3 原子炉シュラウド内水位変化の比較（炉心）



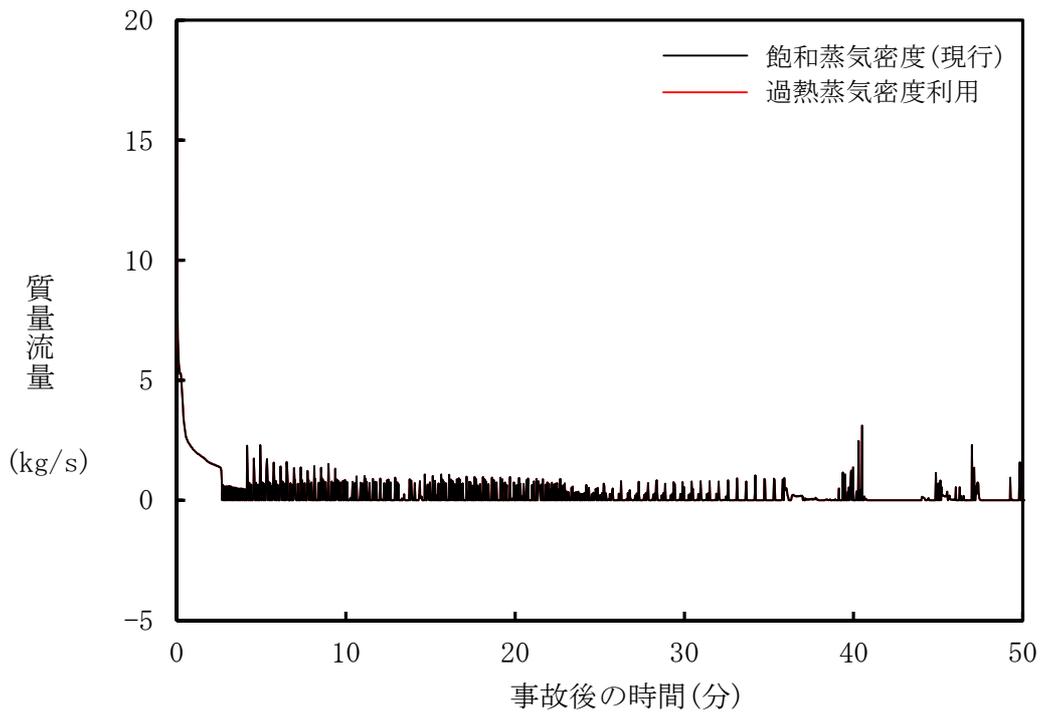
添付図 4-4 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（炉心）



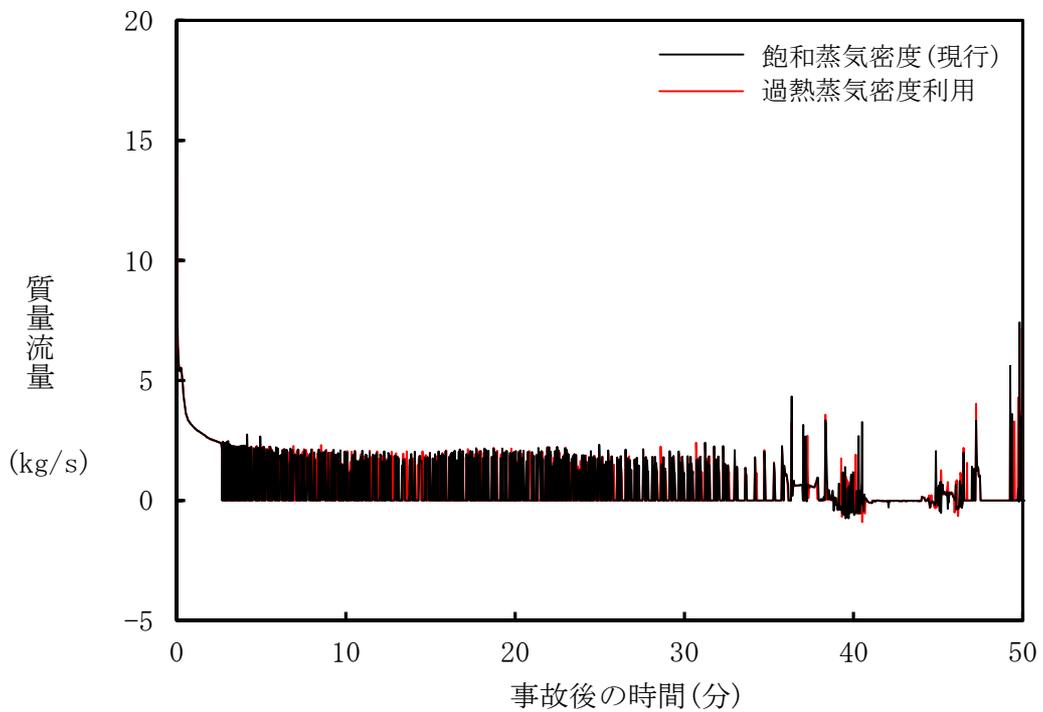
添付図 4-5 原子炉シュラウド内水位変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-6 燃料被覆管及び蒸気の温度変化の比較（高出力燃料集合体）



添付図 4-7 燃料集合体入口流量変化の比較（炉心，集合体 1 体あたり）



添付図 4-8 燃料集合体入口流量変化の比較（高出力燃料集合体）

添付 5 代替注水系による炉心再冠水過程における熱伝達について

1. はじめに

有効性評価の炉心損傷防止解析において、高圧・低圧注水機能喪失及び L O C A 時注水機能喪失（中小 L O C A）時は、注水系として使用するの代替注水系であり、E C C S に比べて注水能力は小さく、炉心再冠水までには設計基準事故解析に比べて長時間を要することとなる。

代表 A B W R プラントの有効性評価における高圧・低圧注水機能喪失の解析では、原子炉減圧に伴う原子炉冷却材の流出により炉心が露出し、代替注水系が注水を開始すると徐々に原子炉水位が上昇し始め、これに伴う冷却材の蒸発量増加等により熱伝達係数が向上するため、燃料被覆管温度は低下に転じる。

有効性評価における解析では、露出した燃料集合体内の蒸気流に液滴が混入した場合には噴霧流冷却熱伝達を適用して燃料被覆管温度を評価している。しかしながら、有効性評価では冠水速度が小さいため、噴霧流冷却熱伝達による冷却効果には不確かさが残ることから、この不確かさの程度を確認することを目的として噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を感度解析により評価した。また、高出力燃料集合体水位の振動が P C T に及ぼす影響の不確かさについても概略評価した。

2. 感度解析条件及び解析結果

噴霧流冷却熱伝達の P C T への影響を確認するため、噴霧流冷却熱伝達を除外して蒸気単相流熱伝達を適用した感度解析を実施した。また、炉心軸方向ノード分割数の影響を確認するため、現行申請解析（ベースケース）の 10 分割から 48 分割に増加させた場合の感度解析を合わせて実施した。主な解析結果を添付図 5-1～添付図 5-4 に示す。

本感度解析より、噴霧流冷却熱伝達を考慮した場合（ベースケース）の P C T は約 969℃であるのに対して、噴霧流冷却熱伝達を除外した場合の P C T は約 972℃となり、ベースケースに対して約 3℃上昇する結果となった。また、炉心軸方向ノード分割を 48 分割にした場合の P C T は約 982℃となり、約 13℃上昇する結果となった。

また、上記感度解析結果によると、再冠水時の熱伝達係数の改善過程において、軸方向中心位置（ノード 5）の冠水と露出の繰り返しに対応する熱伝達係数の変化がみられることから、その不確かさについても評価した。

有効性評価解析のように崩壊熱が低下した状況下での二相水位の振動的な現象に関しては、実機 B W R 燃料集合体を模擬した 5 × 5 格子配列集合体を用いた実験において現象が確認されている⁽¹⁾。実験によれば、大気圧条件下

で崩壊熱が1%程度の場合、燃料集合体部保有水の蒸発に伴う緩やかな水位低下過程における二相水位は、大きな蒸気スラグの通過により最大で約150 mmの振幅で上下動すると報告されている。有効性評価解析における炉心再冠水過程では、原子炉圧力は0.2 MPa程度と本実験条件である大気圧より高い圧力下であるため、気液密度差が減少し、水位の振動は抑制される方向となると考えられるものの、本実験結果で確認された二相水位の振動的な現象は発生する可能性はあるものと考えられる。一方で、このような二相水位の振動による影響の程度を把握することを目的として、感度解析（噴霧流冷却熱伝達除外、炉心軸方向10分割）に対して、軸方向中心位置（ノード5）が完全に冠水するまで燃料被覆管温度が低下しないと仮定し、ノード5の冠水前の蒸気冷却期間のヒートアップ過程における燃料被覆管温度変化を基に設定した近似曲線を外挿することによりPCTの概略評価を行った。

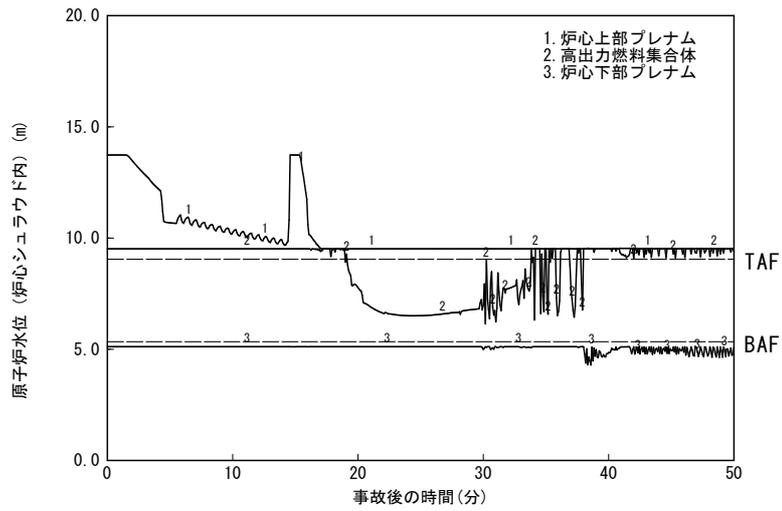
添付図5-5に原子炉水位（シュラウド内水位）変化、添付図5-6にPCT発生位置の燃料被覆管温度変化を示す。軸方向中心位置冠水時の燃料被覆管温度は約1000℃となり、ベースケースの約969℃に対して約31℃上昇する結果となった。

3. まとめ

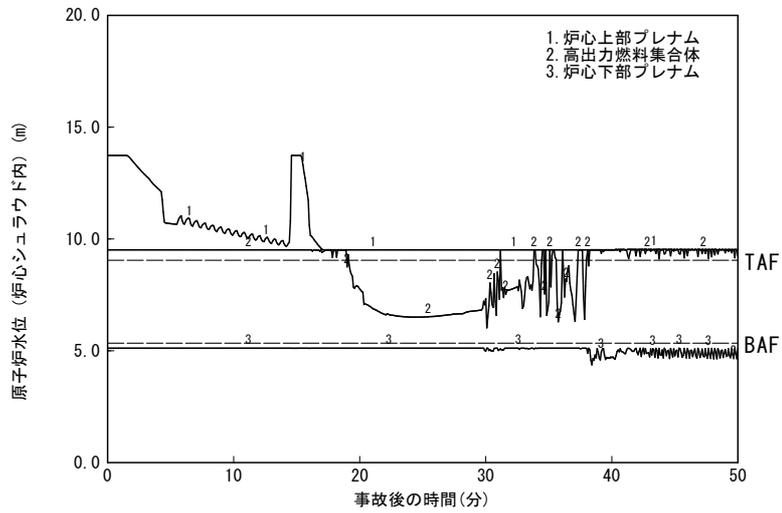
以上より、低圧代替注水系のようなECCSと比較して注水能力が小さい注水系による炉心再冠水過程においては、噴霧流冷却熱伝達の不確かさ、また、解析における水位及び熱伝達係数の不確かさを踏まえると、全体として20℃～40℃程度の不確かさがあると推定できる。

〔参考文献〕

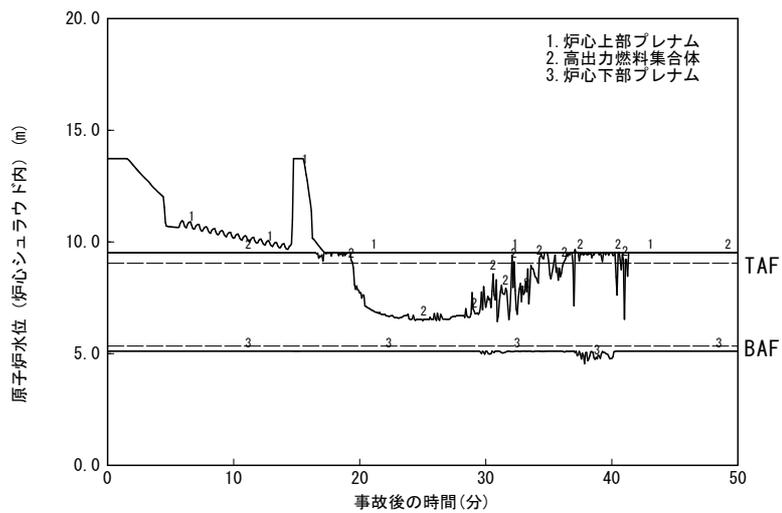
- (1) T. Arai, M. Furuya, T. Kanai, K. Shirakawa and T. Nishi, Coolability height of 5x5 heated rod bundle in reference to collapsed level and boiling two-phase flow dynamics, 23rd International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-23), Chiba, Japan, May 17-21.



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

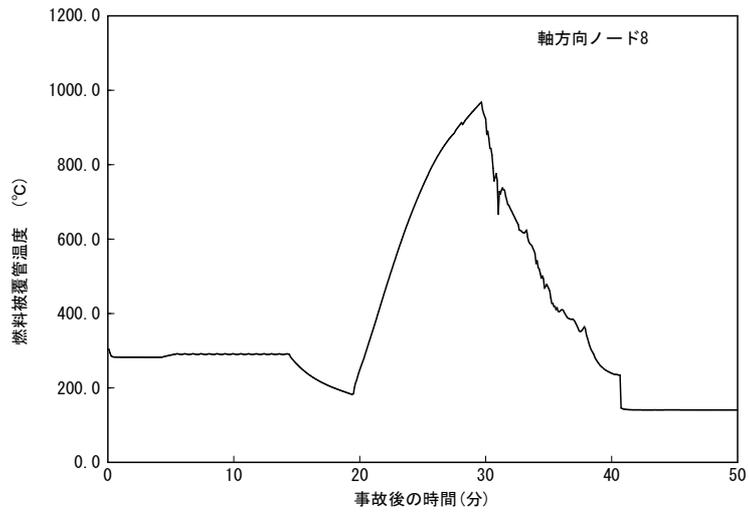


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

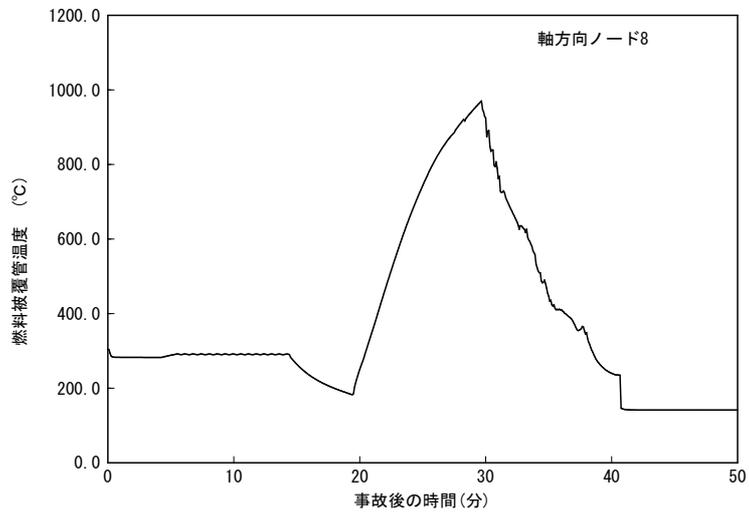


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

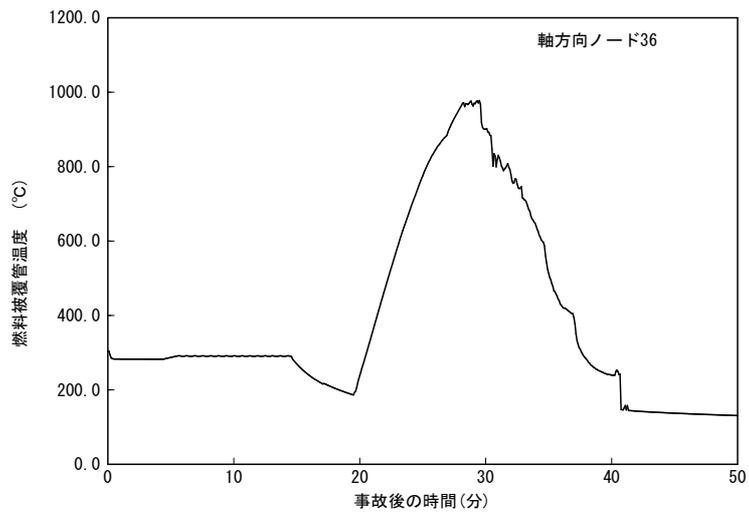
添付図 5-1 原子炉水位変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

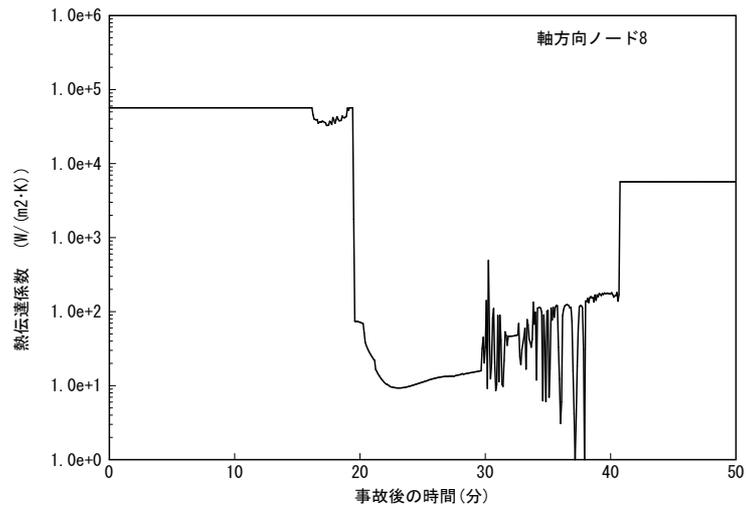


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

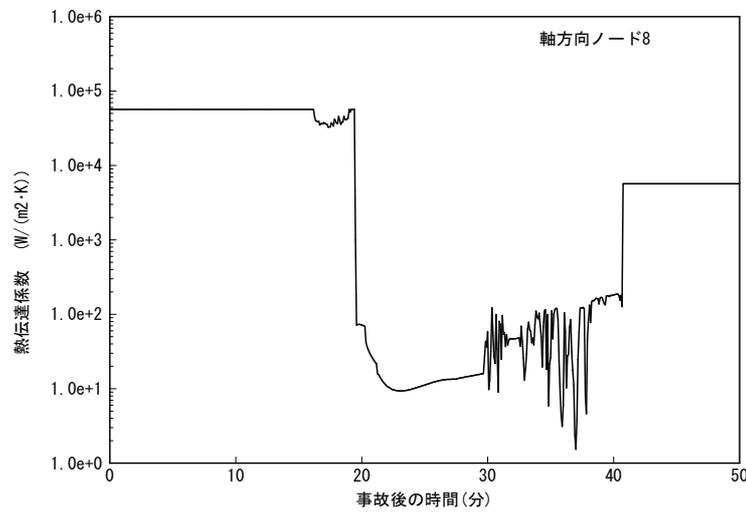


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

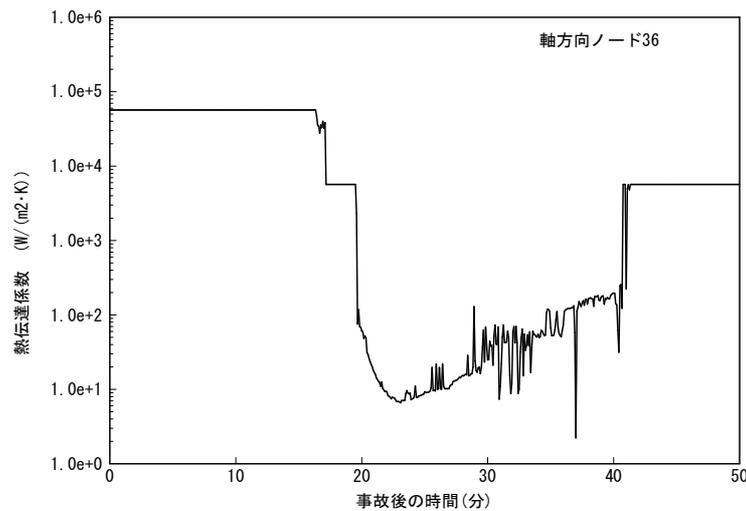
添付図 5-2 P C T 発生位置の燃料被覆管温度変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮, 炉心軸方向 10 分割)

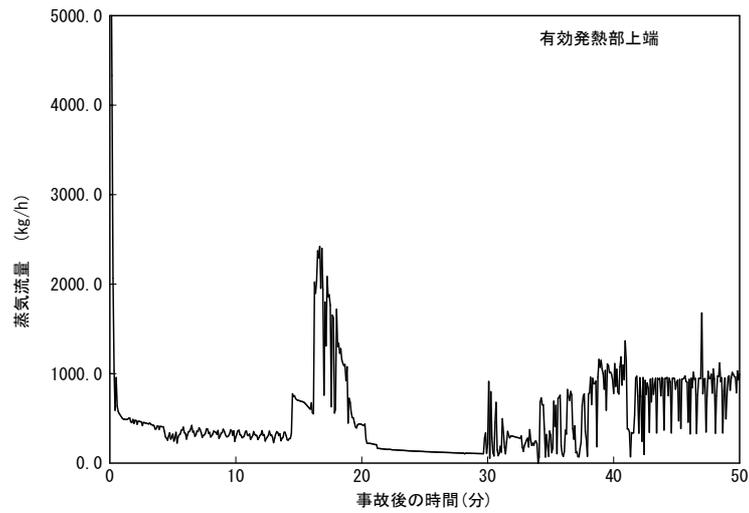


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 10 分割)

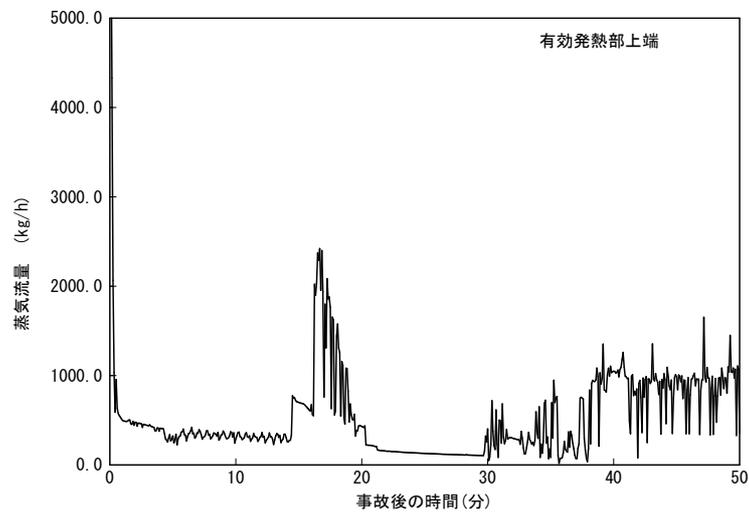


(噴霧流冷却熱伝達除外, 炉心軸方向 48 分割)

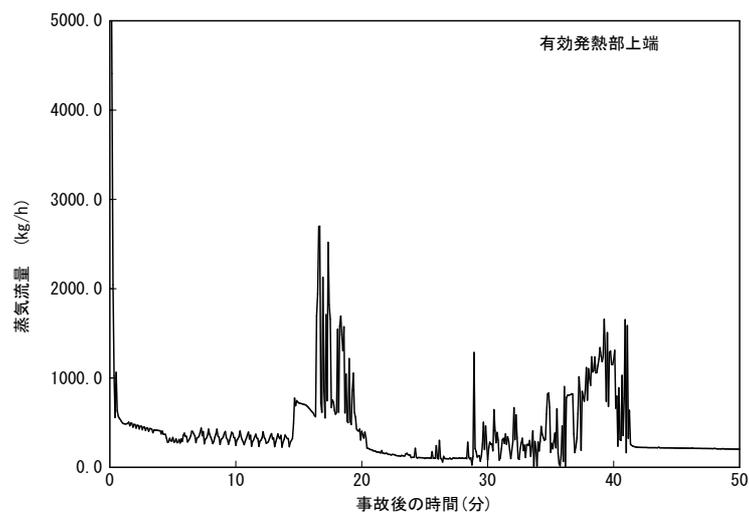
添付図 5-3 P C T 発生位置の熱伝達係数変化の比較



(噴霧流冷却熱伝達考慮，炉心軸方向 10 分割)

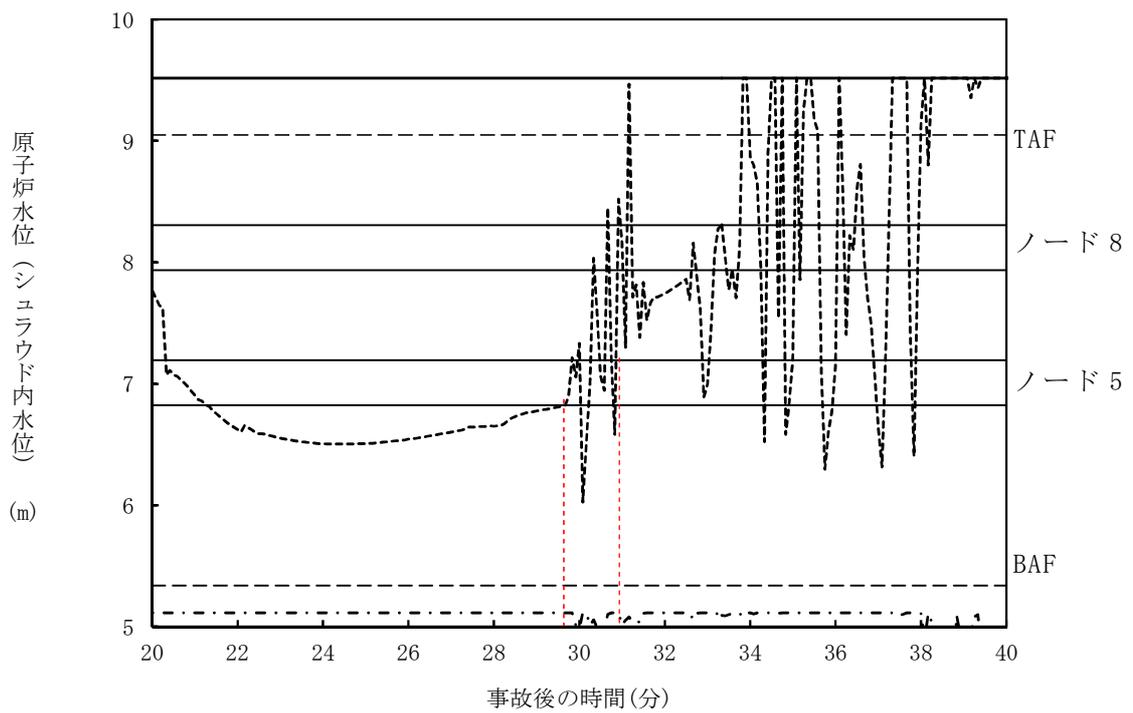


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割)

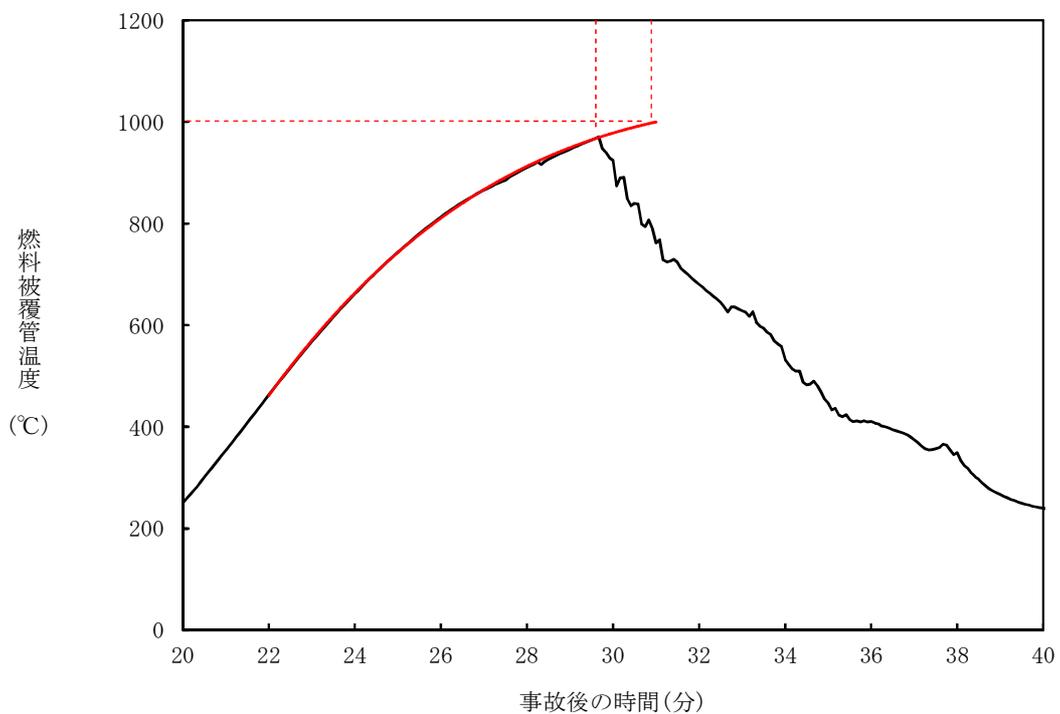


(噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 48 分割)

添付図 5-4 高出力燃料集合体の蒸気流量変化の比較



添付図 5-5 原子炉水位（シュラウド内水位）変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）



添付図 5-6 P C T 発生位置での燃料被覆管温度変化
（噴霧流冷却熱伝達除外，炉心軸方向 10 分割）